



## **ЗМІСТ**

### **Електричні машини та апарати**

<b>Байда Е.И.</b>	Влияние проводимости материала на динамические характеристики электромагнитных механизмов постоянного тока	<b>3</b>
<b>Байда Е.И., Кобозев А.С., Гапоненко Г.Н.</b>	Защита однофазных потребителей от перенапряжений при обрыве нулевого провода	<b>6</b>
<b>Гончаров Є.В.</b>	Математичне моделювання високотемпературної надпровідникової котушки	<b>11</b>
<b>Заблодский Н.Н., Квасов В.А., Смагина И.А., Лукьянов Н.В.</b>	Моделирование вентиляционной системы полифункционального электромеханического преобразователя шнекового типа	<b>14</b>
<b>Заблодский Н.Н., Лупанов А.В., Грицюк В.Ю.</b>	Оценка рациональности форм укладки совмещенных обмоток в торцевой части полифункционального электромеханического преобразователя	<b>18</b>
<b>Конохов Н.Н.</b>	Выбор главных размеров и геометрии активных частей электрических машин при разных концепциях развития их конструкции	<b>20</b>

### **Теоретична електротехніка**

<b>Баранов М.И.</b>	Новый электрофизический подход по теоретическому обоснованию явления электромагнитной индукции Фарадея в движущемся металлическом проводнике	<b>24</b>
<b>Корбан Н.П.</b>	Аппроксимация основных параметров распределения внешнего магнитного поля намагниченного ферромагнитного тела с дефектом	<b>29</b>

### **Техніка сильних електричних та магнітних полів**

<b>Батыгин Ю.В., Головащенко С.Ф., Гнатов А.В., Смирнов Д.О.</b>	Индукторные системы для магнитно-импульсной раздачи труб прямоугольной формой поперечного сечения	<b>33</b>
<b>Бржезицький В.О., Гаран Я.О.</b>	Особливості характеристик високовольтних випробувальних трансформаторів	<b>36</b>
<b>Дубовенко К.В.</b>	Численное моделирование пространственно-временных характеристик подводного электрического разряда	<b>38</b>
<b>Конограй С.П.</b>	Применение модели старения твёрдой изоляции силовых маслонаполненных трансформаторов для их диагностики в режиме эксплуатации	<b>43</b>

<b>Облакевич С.В., Хоминич В.И.</b>	Экспериментальное исследование электрофизических параметров полиэтилентерефталатных пленок	<b>46</b>
<b>Шкрабец Ф.П., Цыпленков Д.В., Ковалев А.И., Кириченко М.С.</b>	Параметры изоляции распределительных сетей: контроль и управление	<b>49</b>

### **Електричні станції**

<b>Вороновский Г.К., Орловский И.В., Гончарова Е.Е.</b>	Способы улучшения нергетических показателей потребителей электроэнергии на собственные нужды электростанции	<b>52</b>
---	---	-----------

### **Інформація**

<b>Кулакевич О.М., Клименко Б.В.</b>	Автоматичне вмикання резерву – надійний засіб безперебійного електропостачання	<b>55</b>
<b>Мясников В.Е.</b>	Об обеспечении пожарной безопасности электротехнических изделий локальными оболочками	<b>61</b>
	Розподільні пристрої низької напруги у промислових установках: запобіжники чи відмикачі? Система Kabeldon.	<b>65</b>

### **ШАНОВНІ ЧИТАЧІ!**

*Науково-практичний журнал “Електротехніка і Електромеханіка” – передплатне видання. Звертаємо вашу увагу, що починаючи з 2006 року журнал виходить шість разів на рік. Вартість передплати на рік – 136,44 грн., на два місяці – 22,74 грн., на чотири місяці – 45,48 грн., на шість місяців – 68,22 грн., на вісім місяців – 90,96 грн., на десять місяців – 113,7 грн. Передплатний індекс: 01216.*

### **ШАНОВНІ АВТОРИ ЖУРНАЛУ!**

*Постановою Президії ВАК України від 15.01.03 № 1-08/5 науково-практичний журнал «Електротехніка і Електромеханіка» внесено до Переліку наукових фахових видань України, в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата наук. Журнал зареєстровано як фаховий з № 1 2002 року. Зараз триває процес перереєстрації журналу як фахового.*

*Починаючи з 2005 року згідно з договором між редакцією журналу «Електротехніка і Електромеханіка» та Всеросійським інститутом наукової та технічної інформації Російської академії наук (ВИНИТИ РАН), інформація про статті з журналу за відбором експертів ВИНИТИ розміщується у Реферативному журналі (РЖ) та Базах даних (БД) ВИНИТИ. Згідно з цим договором ВИНИТИ надає редакції журналу звіт про відображення статей з журналу у РЖ та БД ВИНИТИ. Звіт ВИНИТИ за 2008 рік розміщено на сайті НТУ «ХП» (<http://www.kpi.kharkiv.edu/eie/>).*

*Починаючи з №1 за 2006 р. згідно з Наказом МОН України №688 від 01.12.2005 р. журнал надсилається до УкрІНТЕІ.*

*Електронна копія журналу «Електротехніка і Електромеханіка», який зареєстровано у Міжнародній системі реєстрації серійних (періодичних) видань під стандартизованим кодом ISSN 2074-272X, надсилається до Національної бібліотеки України ім. В.І. Вернадського.*

*Звертаємо увагу авторів на необхідність оформлення рукописів відповідно до Вимог, які наведені на офіційному сайті НТУ «ХП» (<http://www.kpi.kharkiv.edu/eie/>). Статті, оформлені згідно з Вимогами, будуть публікуватися у першу чергу.*

## ВЛИЯНИЕ ПРОВОДИМОСТИ МАТЕРИАЛА НА ДИНАМИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ МЕХАНИЗМОВ ПОСТОЯННОГО ТОКА

*У статті розглянуто питання математичного моделювання динамічних процесів, що відбуваються у електромагнітному механізмі в залежності від електропровідності матеріалу, з якого його зроблено. Наведено динамічні характеристики спрацьовування електромагнітного механізму постійного струму. Дані якісні та кількісні оцінки отриманих результатів.*

*В статье рассматривается вопрос математического моделирования динамических процессов, происходящих в электромагнитном механизме в зависимости от электропроводности используемого материала. Приведены динамические характеристики срабатывания электромагнитного механизма постоянного тока. Даны количественные и качественные оценки полученных результатов.*

### ВВЕДЕНИЕ

В последние годы в связи с появлением надежных и компактных электронных блоков управления, в электроаппаратостроении наметилась тенденция замены приводных электромагнитов переменного тока электромагнитами постоянного тока. Такая замена обусловлена возможностью создания более надежного и компактного (при использовании электронных систем форсировки или постоянных магнитов) электромагнитного привода. Наиболее эффективными и простыми по конструкции являются магниты цилиндрической формы с двумя воздушными зазорами, изготавливаемые из недорогих сортов стали. Однако в этом случае актуальной становится задача по определению времени срабатывания такого электромагнита. Отказ от шихтованного магнитопровода упрощает изготовление электромагнитов, но приводит к появлению значительных вихревых токов в корпусе, сердечнике и якоре, замедляющих процесс нарастания магнитного потока, что увеличивает время срабатывания электромагнита.

Ввиду того, что все меры по уменьшению вихревых токов в электромагните можно рассматривать как изменение эквивалентной электрической проводимости материала, то в настоящей статье рассмотрен расчет динамических характеристик срабатывания электромагнитного механизма в зависимости от величины проводимости материала магнитопровода. Решение данной задачи актуально, так как позволяет определить степень влияния эквивалентной проводимости материала магнитопровода на динамику электромагнита.

### ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ

Провести расчет динамики включения электромагнитного механизма, катушка которого включается на постоянное напряжение в зависимости от значения эквивалентной проводимости материала сердечника на основании решения мультифизической задачи по решению уравнений:

- электромагнитного поля с учетом проводимости материала магнитопровода;
- электрической цепи;
- движения якоря электромагнита.

### МАТЕМАТИЧЕСКАЯ ФОРМУЛИРОВКА ЗАДАЧИ

Вид электромагнита и его размеры показаны на рис. 1 (в осесимметричной постановке). Все размеры указаны в мм. Показанное положение магнита выбрано

в связи с большей наглядностью получаемых результатов (направление движения и значения электромагнитной силы имеют положительное направление). Данная задача решается на деформируемой сетке, причем, величина и скорость деформации сетки вокруг якоря определяется параметрами его движения.

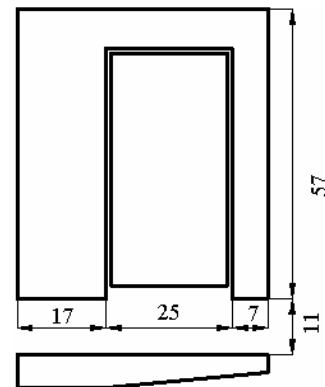


Рис. 1. Расчетная модель ИДМ

Уравнения электромагнитного поля для задачи с осевой симметрией без учета токов смещения можно записать через векторный магнитный потенциал:

$$\sigma \cdot \frac{\partial A_{\varphi}(t)}{\partial t} + \nabla \times (\mu^{-1} \cdot \nabla \times A_{\varphi}(t)) = J_{\varphi}(t). \quad (1)$$

В (1) используются общепринятые обозначения, не нуждающиеся в расшифровке.

Так как катушка намотана равномерно распределенным по сечению проводом, то пренебрегая неравномерностью тока в отдельном проводящем витке для электрической цепи можно записать уравнение:

$$R \cdot i(t) + \frac{w}{S} \cdot \iiint_V \frac{\partial A_{\varphi}(t)}{\partial t} \cdot dV = U(t), \quad (2)$$

где  $R$  – активное сопротивление катушки;  $w$  – число витков катушки;  $S$  – площадь поперечного сечения катушки;  $V$  – объем катушки;  $i(t)$  – ток катушки;  $U(t)$  – напряжение на катушке.

Полученная система уравнений (1) и (2) должна быть дополнена уравнением движения якоря:

$$\begin{cases} m \cdot \frac{dv(t)}{dt} = Q(t) - P(z(t)) \\ \frac{dz(t)}{dt} = v(t) \end{cases}. \quad (3)$$

Уравнение (3) представляет собой уравнение движения тела с постоянной массой, где  $m$  – масса якоря и движущихся с ним тел;  $v(t)$  – скорость;  $Q(t)$  – электромагнитная сила;  $P(z(t))$  – противодействующая сила;  $z(t)$  – координата положения якоря.

Электромагнитная сила определяется выражением на основании тензора Максвелла в цилиндрической системе координат:

$$Q(t) = \iint_{S_{pov}} (-0.5 \cdot (H_r \cdot B_r + H_z \cdot B_z) \cdot \vec{n}_z \cdot dS_{pov} + \iint_{S_{pov}} (\vec{n}_r \cdot H_r + \vec{n}_z \cdot H_z) \cdot B_z \cdot dS_{pov}, \quad (4)$$

где  $n$  – вектора внешней нормали к поверхности якоря  $S_{pov}$ .

#### ИСХОДНЫЕ ДАННЫЕ ДЛЯ РАСЧЕТА

В качестве основных исходных данных было принято: значение напряжения электрической цепи – 200 В; число витков катушки – 3000; начальная противодействующая сила – 10 Н; массы движущихся тел – 0,3 кг; активное сопротивление катушки – 200 Ом. Для ферромагнитного сердечника и якоря задавалось значение относительной магнитной проницаемости в функции модуля магнитной индукции (см. рис. 2). Расчеты динамики проводились для трех значений эквивалентной электрической проводимости материала электромагнита:  $\sigma = 0,2$  MS/m;  $\sigma = 2$  MS/m;  $\sigma = 20$  MS/m. Последнее значение соответствует проводимости конструкционных сталей, таких как Ст3, Ст10, Ст20.

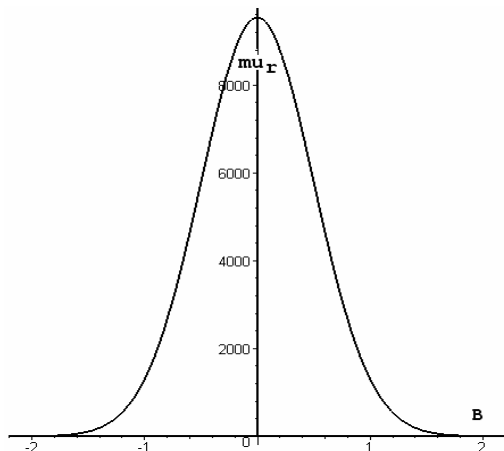


Рис. 2. Кривая относительной магнитной проницаемости

#### РЕШЕНИЕ ПОСТАВЛЕННОЙ ЗАДАЧИ

Решение задачи проводилось численными методами (метод конечных элементов) в нестационарном режиме на деформируемой сетке решателем с автоматическим (в зависимости от получаемого результата) выбором временного шага для интервала времени (0-0,1) с.

#### РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТА

Решение поставленной задачи проводилось, как было сказано выше, для трех значений эквивалентной проводимости материала электромагнита. Для большей наглядности результаты решения представлены в виде графиков. На рис. 3 показаны графики тока катушки в зависимости от значения проводимости материала магнитопровода.

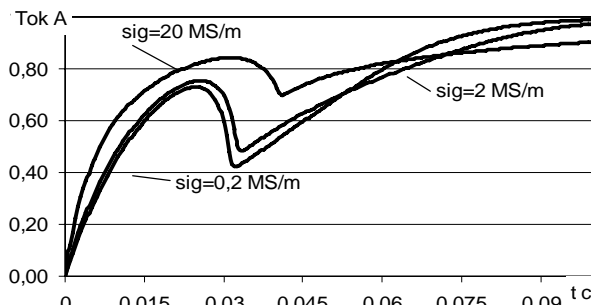


Рис. 3. Временная зависимость тока катушки от проводимости материала магнитопровода

На рис.4 показана зависимость хода якоря от времени и проводимости материала магнитопровода.

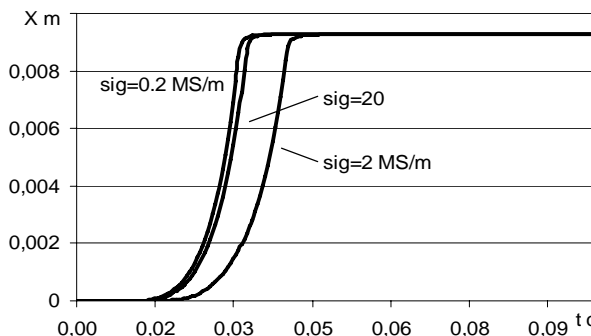


Рис. 4. Временная зависимость хода от проводимости материала магнитопровода

На рис. 5 показана зависимость противоЭДС, наводимой в катушке, при подключении электромагнита к источнику постоянного напряжения.

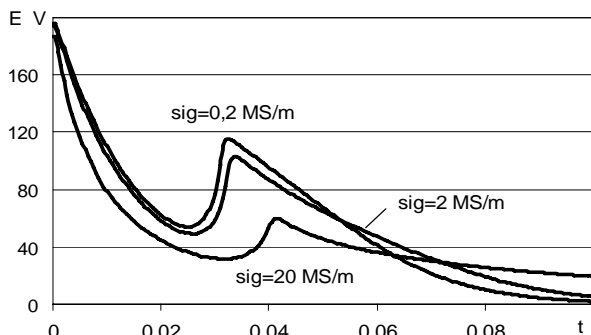


Рис. 5. Временная зависимость наводимой в катушке противо-ЭДС от проводимости материала магнитопровода

На рис. 6 показаны графики токов, наведенных в корпусе электромагнита в зависимости от значения проводимости материала магнитопровода и времени. На рис. 7 показаны графики нарастания потока в магнитопроводе.

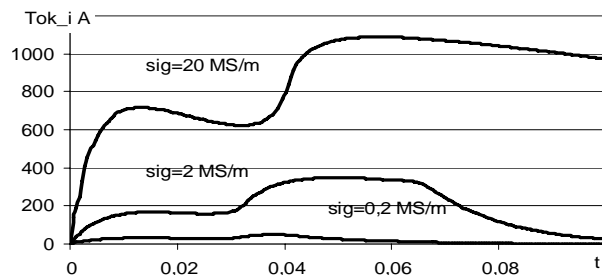


Рис. 6. Временная зависимость наводимых в корпусе токов от проводимости материала магнитопровода

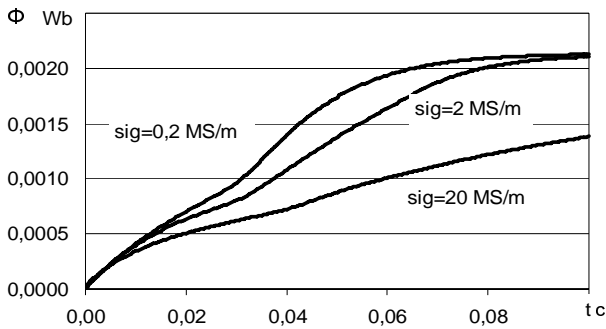


Рис. 7. Временная зависимость потоков в корпусе для разной проводимости материала магнитопровода

И, наконец, на рис. 8 показаны графики нарастания электромагнитной силы, действующей на якорь электромагнита.

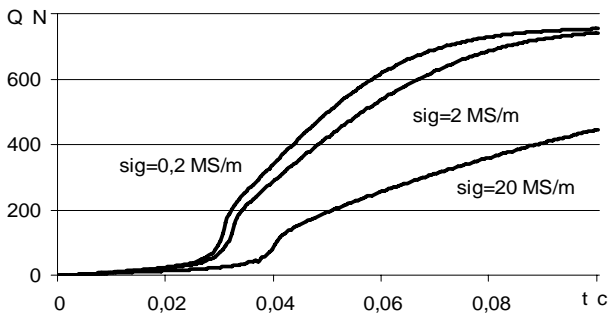


Рис. 8. Временная зависимость электромагнитной силы, действующей на якорь для различной проводимости материала магнитопровода

На рис. 9 и 10 показано распределение вихревых токов в электромагните через определенные моменты времени.

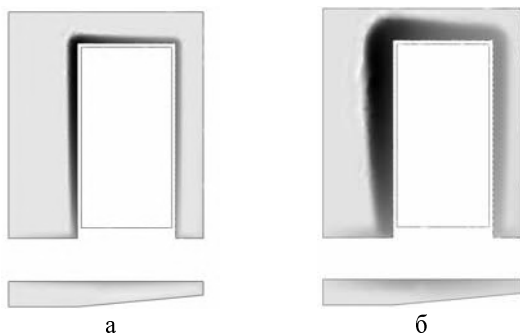


Рис. 9. Распределение вихревых токов в магнитопроводе через 5 мс (а) и 20 мс (б) после момента включения для проводимости 2 МСм

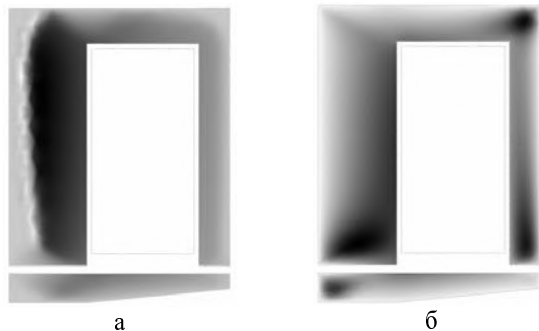


Рис. 10. Распределение вихревых токов в магнитопроводе через 50 мс (а) и 100 мс (б) после момента включения для проводимости 2 МСм

## ВЫВОДЫ

1. Математическая модель, базирующаяся на мультифизическом подходе (теория поля, уравнения электрической цепи, уравнения движения с учетом деформации расчетной сетки), учитывающая нелинейность и электропроводность материала магнитопровода, позволяет наиболее полно количественно и качественно описать процессы в электромагнитном и ему подобных механизмах.

2. Значения эквивалентной проводимости до величин порядка 2 MS/m практически не влияют на время срабатывания электромагнита. Увеличение проводимости на порядок (с 0,2 MS/m до 2 MS/m) увеличивает время срабатывания с 33 до 34 мс. Увеличение проводимости до 20 MS/m увеличивает время срабатывания до 42 мс, т.е. на 30 %.

3. Решение мультифизической задачи движения на деформируемой сетке дает возможность искусственно не вводить в расчетные уравнения члены, связанные с индуктивностью рассеяния катушки и скоростью движением якоря, так как при решении полевой задачи эти компоненты учитываются автоматически.

4. Вихревые токи в корпусе электромагнита в момент включения достигают килоампера и время их затухания достаточно велико.

5. Вихревые токи мало влияют на время трогания якоря, что связано с достаточно большой величиной воздушного зазора, определяющей индуктивность системы. Увеличение проводимости усиливает неравномерность распределения вихревых токов и магнитной индукции по сечению электромагнита.

6. Анализ рис. 3 и 7 показывает, что постоянная времени магнитной цепи в несколько раз больше постоянной времени электрической цепи и определяется эквивалентной проводимостью материала корпуса.

7. Проводимость магнитопровода в наибольшей степени влияет на характер нарастания потока и электромагнитной силы (рис. 7 и 8).

Поступила 14.09.2009

Байда Евгений Иванович, к.т.н., доц.  
Национальный технический университет  
"Харьковский политехнический институт"  
Украина, 61002, Харьков, ул. Фрунзе, 21  
НТУ "ХПИ", кафедра "Электрические аппараты"  
тел. (057) 707-69-76

*E.I. Bayda*

### **Influence of material conductance on dynamic characteristics of DC electromagnetic mechanisms**

The paper considers a problem of mathematical modeling of dynamical processes in an electromagnetic mechanism versus electrical conduction of the mechanism's material. Dynamic characteristics of a DC electromagnetic mechanism operation are presented. Quantitative and qualitative estimations of results obtained are given.

**Key words – dynamic characteristics, mathematical modeling, DC electromagnetic mechanism**

## ЗАЩИТА ОДНОФАЗНЫХ ПОТРЕБИТЕЛЕЙ ОТ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ ПРИ ОБРЫВЕ НУЛЕВОГО ПРОВОДА

*Розглянуто алгоритм побудови захисту від перенапружень у однофазних споживачів при надмірній несиметрії струмів у фазах і обриві нульового проводу як на початку, так і по всій довжині живлячої лінії. Показано, що реалізація такого захисту в розщеплювачах вимикачів можлива лише при використанні ширших можливостей мікропроцесорної техніки – за рахунок глибшого і всебічного аналізу процесів, що відбуваються в електричних мережах.*

*Рассмотрен алгоритм построения защиты от перенапряжений у однофазных потребителей при чрезмерной несимметрии токов в фазах и обрыве нулевого провода как в начале, так и по всей длине питающей линии. Показано, что реализация такой защиты в расцепителях выключателей возможна только при использовании более широких возможностей микропроцессорной техники – за счет более глубокого и всестороннего анализа происходящих в электрических сетях процессов.*

В настоящее время прослеживается тенденция роста претензий потребителей к поставщикам электроэнергии за ненадлежащее качество электроэнергии. В большинстве случаев указанные претензии связаны именно с превышением напряжения выше допустимого, поэтому указанная проблема, учитывая появление дорогой бытовой техники (домашние кинотеатры и др.), стала очень актуальной. Не следует сбрасывать со счетов и тот факт, что владельцы бытовой техники (особенно дорогой) обладают достаточной юридической грамотностью и соответствующими ресурсами для доведения своих претензий до суда и положительного решения по возмещению фактических и моральных потерь.

Приведенные выше соображения объясняют актуальность разработки защиты от превышения допустимого значения напряжения у однофазных потребителей. Наличие у поставщиков электроэнергии таких защит является весомым юридическим основанием для отклонения каких-либо претензий по отказам дорогой бытовой техники и других приборов.

Основной причиной появления чрезмерных отклонений величины напряжения от номинального (220 В) является обрыв нулевого провода ( $N$ -провода) при несимметричной нагрузке фаз. При этом согласно [1] недопустимые повышения напряжения возможны и при необходимом качестве заземления  $N$ -провода.

Для лучшего понимания проблем, возникающих при построении защиты от возможных перенапряжений у однофазных потребителей (защиты  $ZO$ ) рассмотрим представленные на рис. 1 типовые схемы электроснабжения сетей Облэнерго.

На рис. 1,а приведена схема электроснабжения многоэтажных жилых домов, в которой потребители (жилые дома) подключены в конце питающей линии. Как это видно из рис. 1,а в месте установки выключателя ВА2 – в трансформаторной подстанции (ТП), контролировать величину напряжения непосредственно у однофазных потребителей жилого дома не возможно. Поэтому защита от возможного перенапряжения у однофазных потребителей в расцепителе выключателя ВА2 должна реализовываться по другим параметрам электрической сети.

Такими параметрами должны быть величина тока в нулевом проводе и значение несимметрии токов в

фазах. При наличии несимметрии токов, отсутствие тока в  $N$ -проводе свидетельствует о его повреждении.

Зафиксировать отсутствие тока в  $N$ -проводе не представляет трудностей, а для рассматриваемой схемы электропитания с сосредоточенной нагрузкой в конце питающей линии (до жилого дома) не представляет труда и определение несимметрии фазных токов. Поэтому проблема построения защиты от возможных перенапряжений при обрыве  $N$ -провода только в питающей линии (до жилого дома) сводится к задаче определения недопустимого показателя несимметрии, при котором перенапряжения будут больше допустимого (более  $1,1 \cdot U_n$ ).

Однако в случае линии с распределённой нагрузкой, характерной для воздушной сети питания частных жилых домов, приведенной на рис. 1,б, проблема построения защиты от возможных перенапряжений оказывается более сложной. Ведь в случае обрыва  $N$ -провода не только в начале питающей линии (в точке Об.1, см. рис. 1,б), а и в любом месте по длине питающей линии, например, в точке Об.2, необходимо знать не общую несимметрию фазных токов во всей линии, а несимметрию токов именно в аварийной части линии. Так как расцепитель выключателя в начале линии с помощью датчиков тока может фиксировать, по существу, только мгновенные значения токов в фазах, то задача определения показателя несимметрии токов в аварийном участке может быть сформулирована следующим образом. По мгновенным значениям фазных токов  $i_{j(a,b,c)}$ , фиксируемых в начале линии, необходимо определить действующие значения фазных токов в любой, в том числе и в удалённой части линии, за местом обрыва  $N$ -провода.

Таким образом, в общем случае, проблема создания защиты от перенапряжений, обусловленных несимметрией токов и обрывом  $N$ -провода, включает в себя следующие две задачи:

1. Определение значений фазных токов в удалённой аварийной части цепи, исходя из величин токов в фазах, фиксируемых в начале линии (в ТП).

2. Определение критериев срабатывания защиты – значения несимметрии токов в фазах повреждённой части цепи, при которых возникают чрезмерные перенапряжения.

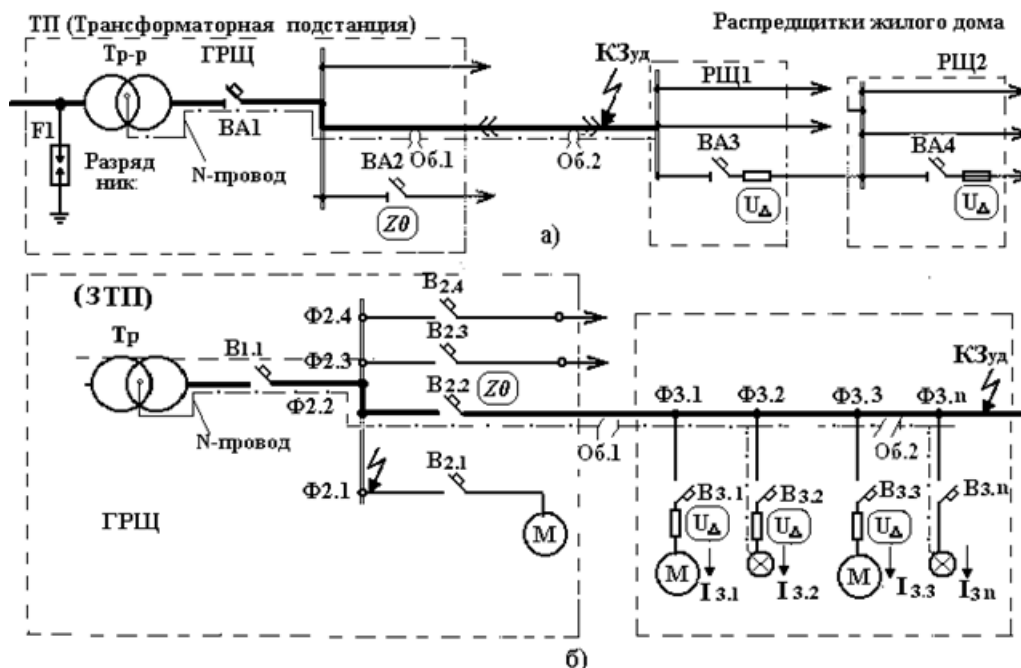


Рис. 1. Типовая схема электроснабжения сетей Облэнерго: а – сеть электропитания жилых домов, в которой сосредоточенная нагрузка (жилой дом) подключена к концу питающей линии (показана толстой линией); б – сеть электропитания частных домов, в которой нагрузки питающей сети подключены вдоль всей линии

При решении этих задач будет обеспечена защита от возможных перенапряжений у однофазных потребителей по причине нарушения целостности  $N$ -провода в питающих сетях при обеих схемах питания потребителей – при сосредоточенной или распределенной нагрузками питающей сети (рис. 1,а и 1,б соответственно). Кроме этого, в сетях с сосредоточенной нагрузкой, при питании многоквартирных домов, защита, расположенная в ТП, позволяет реагировать на повреждение нулевого провода и в распределительных сетях – внутри жилого дома. Ниже рассматриваются методы решения указанных задач.

#### Определение значений фазных токов в аварийной части цепи.

На рис. 2 приведена схема четырехпроводной электрической цепи, соответствующая схеме электропитания частных домов, представленной на рис. 1,б.

Для решения задачи определения токов в поврежденной части сети  $I_{an}$ ,  $I_{bn}$  и  $I_{cn}$  (см. рис. 2), прежде всего, необходимо найти способ определения самого факта обрыва  $N$ -провода в точке Об.2.

Факт возникновения аварийной ситуации может быть определен в результате сравнения ожидаемого значения тока в  $N$ -проводе  $I'_N$  и фактически протекающего в нулевом проводе тока  $I_N$ . Под ожидаемым током в нулевом проводе  $I'_N$  понимается такое значение тока, которое должно быть при неповрежденном  $N$ -проводе. Величина ожидаемого тока  $I'_N$  определяется как сумма трех векторов фазных токов  $I_{an}$ ,  $I_{bn}$  и  $I_{cn}$  в электрической системе с неповрежденным  $N$ -проводом:

$$I'_N = I_a + I_b + I_c. \quad (1)$$

В цепи с неповрежденным  $N$ -проводом, даже при несимметрии токов в фазах, углы между векторами фазных токов на векторной диаграмме равны  $120^\circ$ , а поэтому сумму векторов можно достаточно просто определить с использованием тригонометрических выражений.

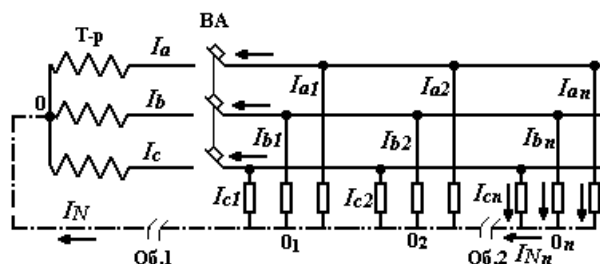


Рис. 2. Схема замещения для определения значений фазных токов в аварийной части линии с распределенной нагрузкой

Таким образом, ожидаемое значение тока в  $N$ -проводе  $I'_N$  всегда можно контролировать косвенным образом, определяя его значения исходя из известных величин модулей токов в фазах –  $I_a + I_b + I_c$ .

Фактическое же значение тока в  $N$ -проводе  $I_N$  определяется непосредственным измерением мгновенных значений тока в этом проводе  $i_{jN}$  и интегрирования квадратов указанных значений в течение одного периода изменения токов:

$$I_N = \sqrt{\frac{1}{T} \cdot \int_0^T i_{jN}^2 \cdot dt}. \quad (2)$$

Если указанные значения равны, т.е.  $I_N = I'_N$ , то аварийной ситуации (обрыва  $N$ -провода) нет.

Но если зафиксировано, что фактическое значение тока в  $N$ -проводе  $I_N$  не равно значению ожидаемого тока  $I'_N$  ( $I_N \neq I'_N$ ), то это означает, что произошло повреждение  $N$ -провода. При этом разность величин тока в  $N$ -проводе до и после обрыва  $N$ -провода, которое определяется выражением  $\Delta I_N = I'_N - I_N$ , представляет собой ту долю тока в нулевом проводе  $I_{Nn}$ , которую обеспечивал поврежденный участок  $n$ -ной группы нагрузки до обрыва  $N$ -провода.

Таким образом, можно записать следующие уравнение для приращения тока в  $N$ -проводе:

$$\Delta I_N = I_{Nn} + I_{an} + I_{bn} + I_{cn}, \quad (3)$$

где  $I_{Nn}$  – ток в  $N$ -проводе, формируемый  $n$ -ной группой нагрузки до момента обрыва  $N$ -провода;  $I_{an}$ ,  $I_{bn}$  и  $I_{cn}$  – токи в фазах  $n$ -ной группой нагрузки, *существовавшие до момента обрыва  $N$ -провода*.

После обрыва ток в  $N$ -проводе  $n$ -ной группы нагрузок (см. рис. 2) будет равен нулю ( $I_{Nn} = 0$ ), при этом значения токов в фазах изменятся таким образом, чтобы скомпенсировать исчезновение тока в  $N$ -проводе. Для этого случая можно записать следующее уравнение токов в фазах повреждённого участка цепи:

$$(I_{an} + \Delta I_a) + (I_{bn} + \Delta I_b) + (I_{cn} + \Delta I_c) = 0, \quad (4)$$

где  $I_n + \Delta I$  – приращения токов в соответствующих фазах после обрыва  $N$ -провода.

Таким образом, имеются 2 уравнения, в которых имеется 3 независимых переменных величин ( $I_{an}$ ,  $I_{bn}$  и  $I_{cn}$ ). Для решения задачи необходимо уменьшить число неизвестных параметров до двух. Это можно сделать, если принять допущение, что любая несимметричная 3-х фазная система токов, в которой токи в фазах имеют разные значения, трансформируется в одну из двух, частично несимметричных систем (с одинаковыми значениями токов в двух фазах):

- $I_{an} > I_{bn} = I_{cn}$ , где  $I_{an}$  – максимальное значение тока в фазе;  $I_{bn}$  и  $I_{cn}$  – меньшие значения токов, величина которых выбрана одинаковой и равной минимальному из двух указанных токов;
- $I_{an} < I_{bn} = I_{cn}$ , где  $I_{an}$  – минимальное значение тока в фазе;  $I_{bn} = I_{cn}$  – большие значения токов, величина которых выбрана одинаковой и равной максимальному из двух указанных токов.

На рис. 3 показано, как изменяются векторные диаграммы токов при обрыве  $N$ -провода и поясняющие суть допущений, принятых для решения задачи определения токов в аварийной части цепи.

При принятых допущениях сохраняется величина несимметрии токов в фазах, которая определяется коэффициентом несимметрии  $K_I = I_{\min} / I_{\max}$ . При этом векторная величина тока в нулевом проводе будет совпадать с векторной величиной тока в фазе  $a$  ( $I_a$ ).

Поэтому при преобразовании уравнения (3) для частного случая ( $I_{bn} = I_{cn}$ ) можно от векторных величин перейти к записи их модулей:

$$\Delta I_N = (I_{an} - 2 \cdot I_{bn} \cdot \cos(60)) = I_{an} - I_{bn}. \quad (5)$$

Уравнение (4) после преобразования для случая ( $I_b = I_c$ ) принимает следующий вид:

$$(I_{an} - \Delta I_a) - 2 \cdot (I_{bn} + \Delta I_b) \cdot \cos(a) = 0, \quad (6)$$

где  $\cos(a) = 0,5 \cdot (I_{an} - \Delta I_a) \cdot (I_{bn} - \Delta I_b)$ .

Из совместного решения уравнений (5) и (6) определяются две искоемые величины токов в фазах, формируемые той группой потребителей, которые расположены за местом обрыва  $N$ -провода ( $I_{an}$  и  $I_{bn}$ ), что позволяет определить и значение несимметрии фазных токов ( $K_{In} = I_{\min} / I_{\max}$ ).

#### Определение критериев срабатывания защиты.

Задачей является определение численных значений критериев несимметрии фазных токов в повреждённом участке цепи  $K_I = I_{\min} / I_{\max}$ , которые соответствуют превышению напряжения у однофазных потребителей свыше 10 %.

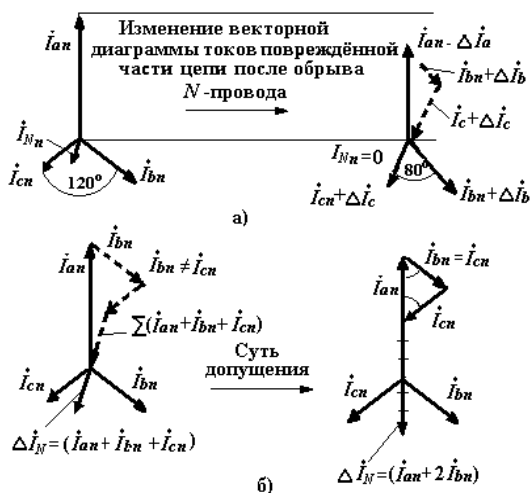


Рис. 3. Векторные диаграммы токов нагрузок, расположенных за местом обрыва  $N$ -провода Об.2

Как было показано выше, для решения задачи по определению значений фазных токов в повреждённой части цепи  $I_{an}$ ,  $I_{bn}$  и  $I_{cn}$  и коэффициента несимметрии указанных токов  $K_{In} = I_{\min} / I_{\max}$  было сделано допущение, что любая несимметричная трёхфазная система токов трансформируется в систему, в которой токи в двух фазах одинаковые. При таком допущении многообразие сочетаний значений фазных токов, при которых возможно превышение напряжения  $\Delta U$  в одной из фаз более 10 %, сводится к двум крайним случаям соотношения токов в фазах:  $-I_{an} > I_{bn} = I_{cn}$  и  $I_{an} < I_{bn} = I_{cn}$ .

Поэтому представляется вполне логичным и определение численных значений критерия несимметрии, выражаемого коэффициентом  $K_I$ , определять именно для двух указанных случаев.

С учётом вышеизложенного, были проведены расчеты, в результате которых было найдено, что общим для двух, выше упомянутых крайних случаев несимметрии токов в фазах, может служить значение коэффициента  $K_I = 0,8$ . Расчеты производились с использованием программы, позволяющей моделировать процессы в четырехпроводной электрической цепи. **Анализ проведенных расчетов показал, что если после обрыва  $N$ -провода коэффициент несимметрии токов будет больше 0,8 ( $K_{In} = I_{\min} / I_{\max} > 0,8$ ), то ни в одной из фаз напряжение не будет превышать  $1,1 \cdot U_n$ .**

В тоже время, расчеты показали, что для случая  $I_b = I_c < I_a$  коэффициент  $K_{In} = 0,8$  является чрезмерно жестким требованием к несимметрии токов, так как величина перенапряжения  $\Delta U_\phi$  при таком коэффициенте составляют не 10 %, а около 8 %. Отсюда следует, что наиболее точным критерием срабатывания защиты  $ZO$  – защиты от возможного перенапряжения при обрыве нулевого провода, будет значение коэффициента  $K_{In} = I_{\min} / I_{\max}$ , выбранного с учетом величины тока в той фазе, значения которого находится в диапазоне между  $I_{\max}$  и  $I_{\min}$ .

Для уточнения критерия срабатывания защиты были проведены расчеты, по результатам которых была определена зависимость критерия возникновения чрезмерного превышения напряжения (коэффициента  $K_{In}$ ) от соотношения среднего значения тока в



фазе  $I_{срн}$  к максимальному значению тока в фазе  $I_{макл}$  ( $K'_{ln} = I_{срн} / I_{макл}$ ). Результаты таких расчетов представлены в виде графика  $K_{ln} = f(K'_{ln})$  на рис. 4.

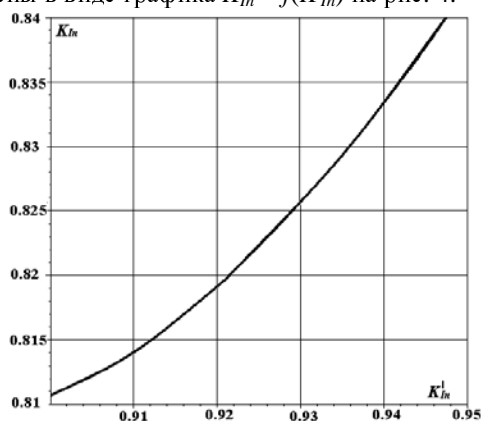


Рис. 4. Критерии срабатывания защиты

Рассмотренный критерий возможности возникновения перенапряжения при обрыве нулевого провода не может быть единственным критерием срабатывания защиты ЗО. При выборе критерия срабатывания защиты от возможных перенапряжений следует учитывать и соблюдение прав потребителей. Правила пользования электрической энергией, в которых сформулированы права потребителей, требуют, чтобы потребителей не отключали от электрической сети, если не возникла непосредственная угроза или самим потребителям или их электрооборудованию и бытовым приборам.

Тем более, если это касается социально значимых объектов (детсады, больницы и т.д.). Поэтому поставщику электроэнергии придется находить компромиссное решение между необходимостью, с одной стороны, отключить сеть в случае, если возникли условия чрезмерного повышения напряжения на поврежденном участке сети и, с другой стороны, обеспечить бесперебойность питания потребителей не поврежденной части сети. Для принятия таких компромиссных решений необходима информация о значимости аварийного участка цепи (например, по величине потребляемой мощности).

С учетом изложенных выше соображений, для реализации защиты ЗО от возможных перенапряжений в расцепитель выключателя кроме критерия  $K_{ln}$ , характеризующего величину несимметрии токов в поврежденном участке цепи, целесообразно введение критерия значимости аварийного участка, определяемый как соотношение мощности, потребляемой потребителями поврежденным участком сети к общей потребляемой мощности защищаемой цепи.

Если не учитывать потери в линии, указанный критерий значимости аварийного участка сети может быть представлен как соотношение токов аварийной части и всей цепи, в целом:

$$K_p = \sum \frac{I_{an} + I_{bn} + I_{cn}}{I_a + I_b + I_c} \quad (7)$$

Таким образом, в качестве уставки срабатывания защиты ЗО, которая должна задаваться и вводиться в расцепитель выключателя, предлагается использовать коэффициент  $K_p$ , характеризующий значимость аварийного участка цепи. Значения уставки  $K_p$  должны выбираться поставщиками электроэнергии с учетом следующих противоречивых требований:

- опасности повреждений у потребителей аварийного участка электрической сети их бытовой техники и другого электрического оборудования;
- необходимости обеспечивать права потребителей не аварийного участка сети по бесперебойному питанию их электроэнергией.

Рассмотренные выше решения по определению значений фазных токов в той части цепи, где произошел обрыв  $N$ -провода, и критериев срабатывания защиты в случае обрыва нулевого провода, позволяют реализовать защиту однофазных потребителей от перенапряжений.

Реализация такой защиты, учитывая необходимость решения уравнений и других расчетов, возможна только при использовании в расцепителях выключателей микропроцессорной элементной базы.

#### Алгоритм микропроцессорного расцепителя при реализации защиты ЗО.

Алгоритм работы микропроцессорного расцепителя выключателя при реализации защиты от повреждения  $N$ -провода и перенапряжений у однофазных потребителей представлен (в сжатой форме) на блок-схеме (рис. 5). От датчиков тока через аналого-цифровой преобразователь в модуль памяти расцепителя  $I$  непрерывно, в скользящем режиме (постоянной заменой старых значений новыми) поступают мгновенные значения токов в фазах защищаемой выключателем цепи. Непрерывно в модуле памяти  $I$  находятся мгновенные значения токов  $i_j$  в фазах  $a, b$  и  $c$  —  $i_{j(a,b,c)}$  за промежуток времени 40 мс. Это значит, что производится непрерывный мониторинг мгновенных значений тока в фазах в течение 2-х периодов изменения тока. Именно мгновенные значения токов в фазах и являются своеобразными "кирпичиками", из которых и строится защита от перенапряжений.

В модуле 2 определяют значения квадратов мгновенных значений тока  $i_{j(a,b,c)}^2$  в диапазоне времени 40 мс. В модуле 3 методом суммирования мгновенных значений токов в фазах (с учетом их полярности или знака "+" или "-") определяются мгновенные значения тока в нулевом проводе  $i_{jN}$  и квадраты этих значений  $i_{jN}^2$ . В модуле 4 методом интегрирования значений  $i_{j(a,b,c)}^2$  в течение времени первого периода  $T_1$  определяется действующее значение тока предыстории

$$I_p = \sqrt{\frac{1}{T_1} \cdot \sum_0^{T_1} \Delta i_j^2 \cdot \Delta t}$$

в каждой из фаз  $a, b, c$ . В

модуле 5 методом интегрирования в течение второго периода  $T_2$  вычисляют текущее действующее значение тока цепи

$$I = \sqrt{\frac{1}{T_2} \cdot \sum_{T_1}^{T_2} \Delta i_j^2 \cdot \Delta t}$$

В модуле 6 определяют приращение тока цепи  $\Delta I$ , как разность текущего значения тока  $I$  и тока предыстории  $I_p$  ( $\Delta I = I - I_p$ ).

В модуле 7 методом интегрирования квадратов мгновенных тока в нулевом проводе  $i_{jN}^2$  в первый период  $T_1$  определяют действующее значение тока предыстории  $I_{Np}$ , а в модуле 8 за счет аналогичного интегрирования мгновенных значений тока во второй период  $T_2$  определяют текущее значение тока в нулевом проводе  $I_N$ . В модуле 9 определяют значение тока возмущения в нулевом проводе  $\Delta I_N$ .

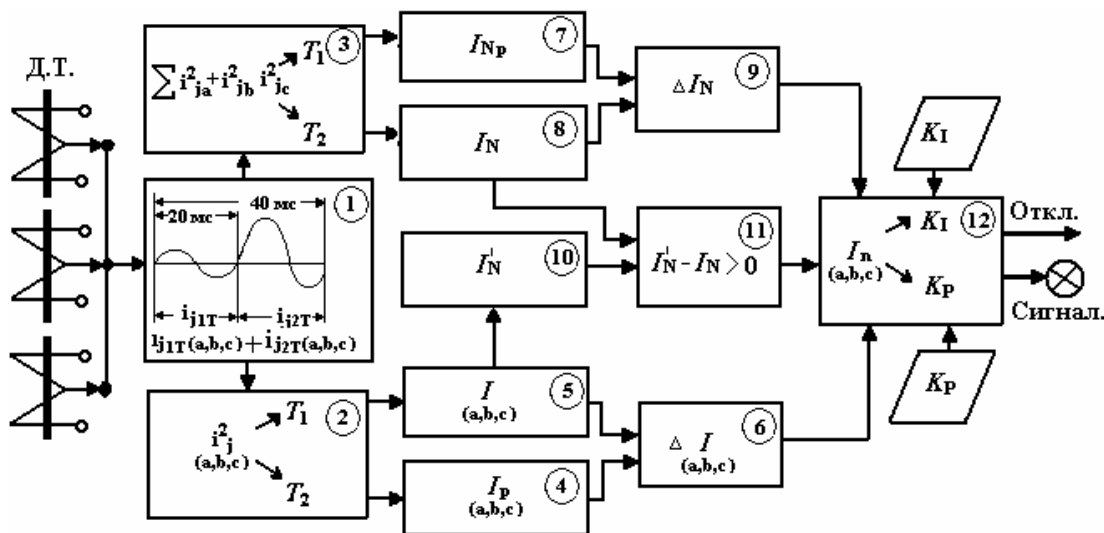


Рис. 5. Блок-схема работы микропроцессорного распределителя при реализации защиты Z0

Таким образом, в распределителе производится непрерывный мониторинг токов возмущения в фазах  $\Delta I_{(a,b,c)}$  и в  $N$ -проводе –  $\Delta I_N$ . Причиной указанных возмущений могут быть как "включение-отключение" отдельных потребителей, так и повреждение нулевого провода. Рассматриваемая защита должна работать только при возникновении токов возмущения, обусловленных обрывом  $N$ -провода. Идентификация последних производится с помощью сравнения фактического значения тока в  $N$ -проводе  $I_N$ , определённого в модуле 7 с ожидаемым значением тока в  $N$ -проводе  $I'_N$ , которое определяется в модуле 10 как векторная сумма токов в фазах. Это сравнение производится в модуле 11 и в случае неравенства величин  $I_N$  и  $I'_N$  запускается модуль 12 определения основных параметров аварийного участка цепи. В модуле 12 из решения двух уравнений (5) и (6) определяются значения токов в аварийном участке цепи  $I_{an}$ ,  $I_{bn}$  и  $I_{cn}$ , коэффициент несимметрии токов в нём  $K_I$  и коэффициент значимости аварийного участка цепи  $K_P$ . Если значения указанных коэффициентов больше соответствующих величин уставок, то происходит срабатывание защиты (Откл.) и включает сигнализация об обрыве  $N$ -провода (Сигнал.).

Применить защиту от перенапряжений у однофазных потребителей при обрыве  $N$ -провода предполагается в новых микропроцессорных распределителях, разработанных ОАО "ЭНАС", в совокупности с другими новыми видами защит, такими, как защита от токов удалённых КЗ, быстродействующая интегральная селективная защита, защита от однофазных КЗ на нулевой провод и др. [2].

#### РЕЗЮМЕ

1. Предложена защита электрических сетей 0,4 кВ, которая исключает возможность превышения напряжения  $\Delta U$  у однофазных потребителей выше допустимого значения (10 %) в случае обрыва нулевого провода как в начале защищаемой линии, так и по всей её длине.

2. Применение предложенной защиты в питающих сетях Облэнерго обеспечивает высокое качество поставляемой потребителям электроэнергии в части обеспечения регламентированной величины напряжения у однофазных потребителей.

3. Сам факт наличия защиты от чрезмерного повышения напряжения по вине поставщика электроэнергии (обрыва нулевого провода в питающей сети) является убедительным юридическим основанием для отклонения всяких претензий со стороны потребителей при выходе из строя дорогостоящей бытовой техники.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кужепов С.К., Гончаров С.В. Городские электрические цепи. – Ростов н/Д: Март, 2001. – 255 с.
2. Гапоненко Г.Н., Кобозев А.С., Омельченко В.В. Повышение надежности защиты сетей 0,4 кВ выключателями с микропроцессорными распределителями за счет расширения перечня защит, повышения чувствительности к удалённым токам КЗ и реализации режима "дальнего резервирования" // Электротехника і електроμηχανіка. – Харків, 2008. – № 4. – С. 19-24.

Поступила 29.09.2009

Байда Евгений Иванович, к.т.н., доц.  
Национальный технический университет  
"Харьковский политехнический институт"  
Украина, 61002, Харьков, ул. Фрунзе, 21  
НТУ "ХПИ", кафедра "Электрические аппараты"  
тел. (057) 707-69-76

Кобозев Александр Сергеевич, к.т.н.,  
Гапоненко Геннадий Николаевич, к.т.н.  
ОАО "Электрические низковольтные аппараты и системы"  
Украина, 61037, Харьков, Московский проспект, 199  
тел. (057) 392-31-00, e-mail: enas2@yandex.ru

E.I. Bayda, A.S. Kobozev, G.N. Gaponenko

#### Surge protection of single-phase users at neutral main break

An algorithm of surge protection design for single-phase users under excess phase currents unbalance and N-main break both at the beginning and along the full length of the supply main is studied. It is shown that implementation of such protection in circuit breaker releases is only possible through utilization of wide opportunities of microprocessor technology which allows deeper and more comprehensive analysis of processes in electric mains.

Key words – neutral main break, surge protection, single-phase users

## ЕКВІВАЛЕНТНА МАГНІТНА ПРОНИКНІСТЬ НАДПРОВІДНИКОВОЇ ОБМОТКИ

У статті розглянута надпровідникова обмотка і запропоновано метод розрахунку її еквівалентної магнітної проникності. Проаналізовано вплив способу намотки на її еквівалентну магнітну проникність.

В статье рассмотрена сверхпроводниковая обмотка и предложен метод расчета её эквивалентной магнитной проницаемости. Проанализировано влияние способа намотки на её эквивалентную магнитную проницаемость.

### ВСТУП

Використання надпровідних (НП) матеріалів в електроенергетиці є досить перспективним напрямком, який набув значного розвитку за останні роки [1]. Надпровідники розглядаються як одні з найбільш перспективних і ефективних матеріалів.

Надпровідники мають практично нульовий електричний опір і високу щільність струму, що дозволяє значно покращити показники і підвищити питомі електромагнітні параметри пристрою. НП матеріали використовуються у електричних машинах і генераторах, кабельній техніці, електричних апаратах, зокрема, обмежувачах струму короткого замикання. Принцип дії швидкодіючих НП обмежувачів струму короткого замикання заснований на надбанні активного опору надпровідником при критичній величині струму [2]. З НП матеріалів виготовляють такі елементи, як обмотки, екрани (кільця або циліндри) та струмопровідні частини (кабелі, проводи та ін.).

### РОЗПОДІЛ МАГНІТНОГО ПОЛЯ

Для проведення електромагнітного розрахунку треба врахувати, що для НП матеріалу у надпровідному стані магнітна проникність  $\mu_{\text{нп}} = 0$  і активний опір  $R_{\text{нп}} = 0$ . НП матеріал є діамагнетиком та проводить струм без втрат при відповідній температурі близькій 77 К.

Для прикладу проведемо розрахунок у математичному пакеті FEMM [3] магнітного поля електромагніта, який містить розімкнений магнітопровід з НП обмоткою, де відносна еквівалентна розподілена магнітна проникність надпровідної обмотки буде змінюватись.

За результатами розрахунку магнітного поля електромагніта побудований графік залежності індукції у осерді від відносної еквівалентної магнітної проникності НП обмотки і повітряного зазору магнітопроводу (рис. 1).

Таким чином, абсолютна еквівалентна магнітна проникність обмотки має вплив на розподіл індукції магнітного поля електромагніта [4].

### ЕКВІВАЛЕНТНА МАГНІТНА ПРОНИКНІСТЬ РЯДОВОЇ ОБМОТКИ

Для спрощення подальших електромагнітних розрахунків необхідно визначити цю еквівалентну розподілену абсолютну магнітну проникність для НП обмотки.

Припустимо, що обмотка намотана НП проводом круглого перерізу з деяким шагом рис. 2а, де  $\mathbf{B}$  – вектор магнітної індукції. Якщо розглянути переріз, то розмір  $l = D$ , відповідно, дорівнює діаметру струмопровідної НП жили.

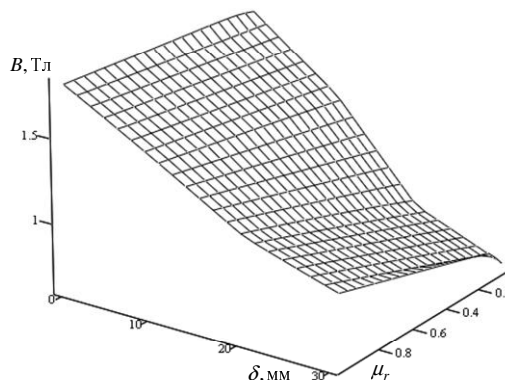


Рис. 1. Графік  $B(\mu_r, \delta)$

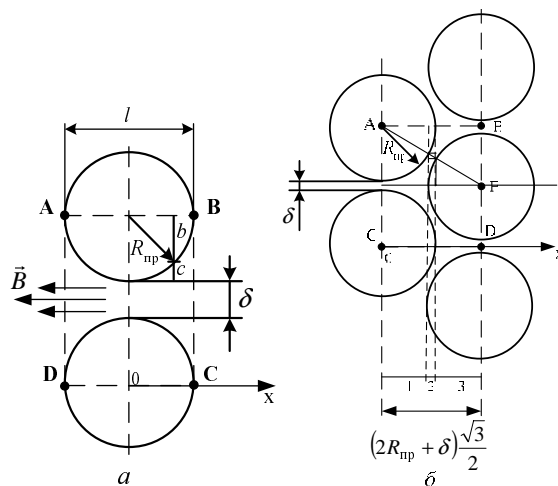


Рис. 2. Переріз рядової (а) і шахової (б) обмотки

Як відомо магнітний опір визначається за формулою:

$$R_M = \frac{l}{S \cdot \mu}, \quad (1)$$

де  $\mu$  – абсолютна магнітна проникність  $\mu = \mu_0 \mu_r$ ;  $\mu_0$  – магнітна стала;  $\mu_r$  – відносна магнітна проникність;  $S$  – площа перерізу магнітного кола;  $l$  – довжина магнітного кола.

Таким чином, для ділянки **ABCD** повітряного проміжку між проводами отримаємо магнітний опір:

$$R_M = \frac{1}{\mu_{\text{нп}}} \cdot \frac{l}{1 \cdot (2R_{\text{нп}} + \delta)} = 2 \int_0^{R_{\text{нп}}} \frac{1}{\mu_0 \left[ \delta + 2 \left( R_{\text{нп}} - \sqrt{R_{\text{нп}}^2 - x^2} \right) \right]} dx, \quad (2)$$

де  $\mu_{\text{нп}}$  – абсолютна еквівалентна магнітна проникність НП обмотки;  $l = 2 \cdot R_{\text{нп}}$  у даному випадку довжина;  $R_{\text{нп}}$  – радіус надпровідної жили;  $\delta$  – повітряний зазор між НП проводами обмотки.

Площа зазору проходження магнітного потоку змінюється по осі абсцис

$$S(x) = \delta + 2 \left( R_{\text{нп}} - \sqrt{R_{\text{нп}}^2 - x^2} \right). \quad (3)$$

Таким чином, рівняння (2) набуває вигляд

$$\frac{1}{\mu_{\text{нп}} \left( 1 + \frac{\delta}{2 R_{\text{нп}}} \right)} = 2 \int_0^{R_{\text{нп}}} \frac{dx}{\mu_0 \cdot S(x)}. \quad (4)$$

З рівняння (4) виразимо розподілену абсолютну еквівалентну магнітну проникність НП обмотки

$$\mu_{\text{нп}} = \frac{\mu_0}{2 \left( 1 + \frac{\delta}{2 R_{\text{нп}}} \right) \int_0^{R_{\text{нп}}} \frac{dx}{S(x)}} = \left| \begin{array}{l} y = \frac{x}{R_{\text{нп}}} \\ dy = \frac{1}{R_{\text{нп}}} dx \end{array} \right| =$$

$$= \mu_0 \cdot \frac{1}{2 \left( 1 + \frac{\delta}{2 R_{\text{нп}}} \right) \int_0^1 \frac{dy}{\frac{\delta}{R_{\text{нп}}} + 2 \left( 1 - \sqrt{1 - y^2} \right)}}. \quad (5)$$

Розрахунок інтеграла у знаменнику буде дорівнювати [3]

$$\int_0^1 \frac{dy}{\frac{\delta}{R_{\text{нп}}} + 2 \left( 1 - \sqrt{1 - y^2} \right)} = \left| \begin{array}{l} y = \sin t \\ t = \arcsin y \\ dy = \cos t dt \\ \frac{\delta}{R_{\text{нп}}} = c \end{array} \right| =$$

$$= \frac{\frac{\delta}{R_{\text{нп}}} + 2}{\sqrt{\frac{\delta}{R_{\text{нп}}} \left( \frac{\delta}{R_{\text{нп}}} + 4 \right)}} \operatorname{arctg} \frac{1}{\sqrt{\frac{\delta}{R_{\text{нп}}} / \left( \frac{\delta}{R_{\text{нп}}} + 4 \right)}} - \frac{\pi}{4}. \quad (6)$$

Відповідно отримуємо формулу для абсолютної еквівалентної магнітної проникності НП обмотки з круглим перерізом проводу

$$\mu_{\text{нп}} = \frac{\mu_0}{\left( \frac{\delta}{R_{\text{нп}}} + 2 \right)^2 \operatorname{arctg} \frac{1}{\sqrt{\frac{\delta}{R_{\text{нп}}} / \left( \frac{\delta}{R_{\text{нп}}} + 4 \right)}} - \frac{\pi}{2} \left( 1 + \frac{\delta}{2 R_{\text{нп}}} \right)}. \quad (7)$$

Таким чином, можна зробити висновок, що одним з визначальних параметрів для розрахунку еквівалентної магнітної проникності НП обмотки є шаг обмотки, або відстань між струмоносучими проводами.

#### ЕКВІВАЛЕНТНА МАГНІТНА ПРОНИКНІСТЬ ШАХОВОЇ ОБМОТКИ

Рівняння (7) відповідає випадку круглого перерізу проводу НП обмотки. При зміні способу намотки проводу, або геометричних параметрів проводу, відповідно, буде різнитись еквівалентна магнітна про-

кність для переріза обмотки. Розглянемо випадок, коли обмотка виконана у шаховому порядку, як зображено на рис. 2б. Відстань CD буде дорівнювати  $(2R_{\text{нп}} + \delta) \cdot \sqrt{3}/2$ . Ділянку ACDB повітряного проміжку між провідів розбиваємо на три ділянки по осі абсцис:

на ділянці 1:  $0 \leq x \leq (\sqrt{3} - 1) \cdot R_{\text{нп}} + \sqrt{3}/2 \cdot \delta$ , де площа

$$S_1(x) = (2R_{\text{нп}} + \delta) - 2\sqrt{R_{\text{нп}}^2 - x^2};$$

на ділянці 2:  $(\sqrt{3} - 1)R_{\text{нп}} + \sqrt{3}/2 \cdot \delta \leq x \leq R_{\text{нп}}$ , де площа

$$S_2(x) = (2R_{\text{нп}} + \delta) - 2\sqrt{R_{\text{нп}}^2 - x^2} -$$

$$- 2\sqrt{R_{\text{нп}}^2 - \left[ \sqrt{3} \left( R_{\text{нп}}^2 + \frac{\delta}{2} \right) - x \right]^2};$$

на ділянці 3:  $R_{\text{нп}} \leq x \leq \sqrt{3}(R_{\text{нп}} + \delta/2)$ , де площа

$$S_3(x) = (2R_{\text{нп}} + \delta) - 2\sqrt{R_{\text{нп}}^2 - \left[ \sqrt{3} \left( R_{\text{нп}}^2 + \delta/2 \right) - x \right]^2}.$$

Загальна площа ділянки ABCD буде

$$S(x) = S_1(x) + S_2(x) + S_3(x).$$

Таким чином еквівалентну магнітну проникність для НП обмотки можна визначити так:

$$\frac{1}{\mu_{\text{нп}}} \cdot \frac{\sqrt{3}(R_{\text{нп}} + \delta/2)}{2(R_{\text{нп}} + \delta/2)} = \int_0^{\sqrt{3}(R_{\text{нп}} + \delta/2)} \frac{1}{\mu_0 S(x)} dx;$$

$$\mu_{\text{нп}} = \mu_0 \cdot \sqrt{3} \left/ \left( 2 \cdot \int_0^{\sqrt{3}(R_{\text{нп}} + \delta/2)} \frac{1}{S(x)} dx \right) \right. \quad (8)$$

Розв'язання інтегралу з  $S_1(x)$  буде аналогічним до розв'язання (6), але з урахуванням меж інтегрування буде

$$\int_0^{(\sqrt{3}-1)R_{\text{нп}} + \frac{\sqrt{3}}{2}\delta} \frac{dx}{S_1(x)} =$$

$$= \frac{\frac{\delta}{R_{\text{нп}}} + 2}{\sqrt{\frac{\delta}{R_{\text{нп}}} \left( \frac{\delta}{R_{\text{нп}}} + 4 \right)}} \operatorname{arctg} \frac{1 - \sqrt{1 - \left( \sqrt{3} - 1 + \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{\delta}{R_{\text{нп}}} \right)^2}}{\sqrt{\frac{\delta}{R_{\text{нп}}} / \left( \frac{\delta}{R_{\text{нп}}} + 4 \right)}} \cdot \left( \sqrt{3} - 1 + \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{\delta}{R_{\text{нп}}} \right) -$$

$$- \frac{1}{2} \arcsin \left( \sqrt{3} - 1 + \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{\delta}{R_{\text{нп}}} \right).$$

Розрахувати інтеграл з  $S_2(x)$ , який наведений нижче, можна чисельними методами, але при цьому треба врахувати необхідну точність розрахунку.

$$\int_{(\sqrt{3}-1)R_{np} + \frac{\sqrt{3}}{2}\delta}^{R_{np}} \frac{dx}{S_2(x)} =$$

$$= \int_0^1 \frac{dy}{\sqrt{3}-1 + \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{\delta}{R_{np}} - 2 \left( 1 - \sqrt{1-y^2} - \sqrt{1 - \left[ \sqrt{3} \left( 1 + \frac{1}{2} \frac{\delta}{R_{np}} \right) - y \right]^2} \right)}$$

Розв'язання інтегралу з  $S_3(x)$  буде аналогічним до розрахунку інтегралу з  $S_1(x)$ . Результат розрахунку інтегралу для третьої ділянки з урахуванням меж інтегрування дорівнює результату – отриманому для першої ділянки, що відповідає геометричній моделі обмотки.

Формула для абсолютної еквівалентної магнітної проникності НП обмотки може бути наведена у наступному вигляді [5]

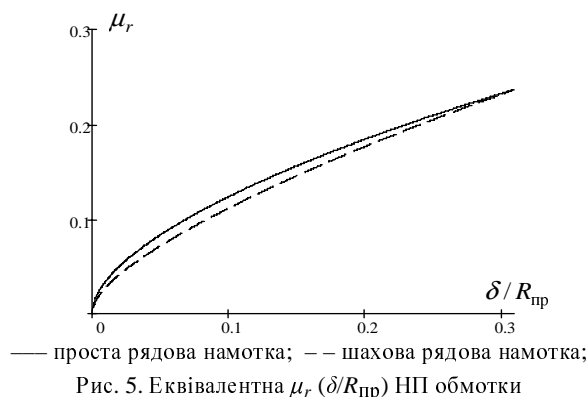
$$\mu_{нп} = \mu_0 \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{1}{\left( \sqrt{3}-1 \right) R_{np} + \frac{\sqrt{3}}{2} \delta} \cdot 2 \cdot \left( \int_0^{R_{np}} \frac{dx}{S_1(x)} + \int_{\left( \sqrt{3}-1 \right) R_{np} + \frac{\sqrt{3}}{2} \delta}^{R_{np}} \frac{dx}{S_2(x)} \right)$$

Результати розрахунку відносної еквівалентної магнітної проникності для різних повітряних проміжків  $\delta$  між проводами НП обмотки з простою рядовою та шаховою намоткою наведені у табл. 1.

Таблиця 1  
Відносна еквівалентна магнітна проникність НП обмотки

$\delta/R_{np}$	$\mu_r$	
	проста рядова намотка	шахова рядова намотка
0,01	0,034	0,028
0,02	0,05	0,041
0,05	0,083	0,072
0,1	0,123	0,111
0,15	0,156	0,145
0,2	0,184	0,176
0,25	0,209	0,205
0,3	0,232	0,231

За результатами розрахунку побудовані графіки кривих відносної еквівалентної магнітної проникності для НП обмотки з простою рядовою та шаховою намотками в залежності від відношення проміжку між проводами обмотки до радіуса проводу ( $\delta/R_{np}$ ), які наведені на рис. 5.



## ВИСНОВКИ

За графіками кривих на рис. 5 можна побачити, що при збільшенні повітряного проміжку між проводами НП обмотки збільшується її відносна еквівалентна магнітна проникність. Якщо обмотка виконана у шаховому порядку, то її еквівалентна магнітна проникність буде декілька менша у порівнянні з простою рядовою намоткою, але при збільшенні зазору різниця для обох випадків буде незначна.

## СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Шавкин С.В. Сверхпроводниковая электротехника в США /С.В. Шавкин, В.И. Щербаков// Сверхпроводники для электроэнергетики: инф. бюл. – 2008. – Т. 5, №. 1. – С. 4–6.
2. Тенденції розвитку і використання високотемпературних надпровідникових струмообмежувачів / Данько В.Г., Гончаров С.В., Лисенко Л.І. та ін. // Вісник НТУ "ХПІ". – Харків: НТУ "ХПІ", 2006. – № 38. – С. 35–44.
3. Данько В.Г. Вибір еквівалентної моделі для розрахунку надпровідникового обмежувача струму / Данько В.Г., Гончаров С.В. // Східно-Європейський журнал передових технологій. – Харків: Технологічний центр 2007. – № 3/3 (27). – С. 3–7.
4. Гончаров С.В. Аналіз впливу магнітної проникності НП котушки на магнітне поле / Гончаров С.В. // Східно-Європейський журнал передових технологій. – Харків: Технологічний центр, 2009. – № 4/11 (40). – С. 50–53.
5. Гончаров С.В. Розрахунок магнітної проникності високотемпературної надпровідникової котушки // Вісник НТУ "ХПІ". – Харків: НТУ "ХПІ". – 2009. – № 27. – С.38–46.

Надійшла 12.01.2010

Гончаров Євген Вікторович  
Національний технічний університет  
"Харківський політехнічний інститут"  
Україна, 61002, Харків, вул. Фрунзе, 21  
НТУ "ХПІ", кафедра загальної електротехніки  
тел. (057) 707-64-27

Ev.V. Goncharov

### Equivalent magnetic permeability of superconducting winding

The article considers a superconducting winding and introduces a method of calculating its magnetic permeability. Influence of the superconducting winding technique on the magnetic permeability is analyzed.

**Key words – superconducting winding, magnetic permeability, calculation**

## МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЕНТИЛЯЦИОННОЙ СИСТЕМЫ ПОЛИФУНКЦИОНАЛЬНОГО ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ ШНЕКОВОГО ТИПА

*Наведено математичну модель вентиляційної системи поліфункціонального електромеханічного перетворювача та чисельна реалізація розв'язання рівнянь поля методом кінцевих елементів.*

*Приведена математическая модель вентиляционной системы полифункционального электромеханического преобразователя и численная реализация решения уравнений поля методом конечных элементов.*

### ВВЕДЕНИЕ

В науке и технике постоянно приходится сталкиваться с проблемой расчета систем, имеющих сложную геометрическую конфигурацию и нерегулярную физическую структуру. К такой системе относится система вентиляции полифункционального электромеханического преобразователя (ПЭМП) шнекового типа.

ПЭМП шнекового типа предназначен для осуществления технологических процессов переработки сыпучих материалов [1, 3] и отличается от традиционных асинхронных машин многомодульной структурой, функциями, системой вентиляции, осуществляющей интеграцию тепловой энергии и перенос ее в область переработки материала.

Моделирование системы вентиляции ПЭМП шнекового типа является актуальной проблемой и может иметь практическое применение не только в области систем охлаждения электрических машин, но и различных вентиляционных, гидродинамических, биоэнергетических системах.

### АНАЛИЗ ПРЕДЫДУЩИХ ИССЛЕДОВАНИЙ

Известные результаты исследований вентиляционных систем асинхронных машин [2, 4, 5] основываются на классических вентиляционных схемах замещения и не могут в полной мере быть использованы для описания вентиляционной системы ПЭМП из-за сложности его конструкции и особенностей. В то же время вопрос расчета распределения воздушных потоков в системе вентиляции ПЭМП практически не рассматривался.

Сложность описания вентиляционных и гидродинамических процессов, необходимость координации потоков энергии, а также нетрадиционная для современных асинхронных машин конфигурация вентиляционных каналов и режимы работы нуждаются в глубоких теоретических и экспериментальных исследованиях.

Среди численных методов решения задач в различных областях, получивших наибольшее распространение, ведущее положение занимает метод конечных элементов (МКЭ), который рассматривается сегодня как способ решения задач, описываемых уравнениями математической физики в частных производных. Этот метод включается в системы автоматизированного проектирования (САПР), и служит для моделирования механических, тепловых и

электрических задач. Его отличает широкая область применения, инвариантность по отношению к геометрии конструкции и физическим характеристикам материалов, относительная простота учета взаимодействия конструкций с окружающей средой, высокая степень приспособляемости к автоматизации всех этапов расчета [6].

Целью данной работы является моделирование вентиляционной системы ПЭМП шнекового типа и численная реализация решения уравнений поля методом конечных элементов.

### МАТЕРИАЛ И РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ

При моделировании вентиляционной системы в данной работе внимание сфокусировано на исследовании движения охлаждающего воздуха во внутреннем объеме ПЭМП, поскольку от правильно построенной и рассчитанной вентиляционной системы зависит эффективность охлаждения характерных узлов и эффективность интеграции всех видов диссипативной энергии (трение в подшипниках, электрические потери в обмотках, дополнительные потери) в зону переработки материала ПЭМП.

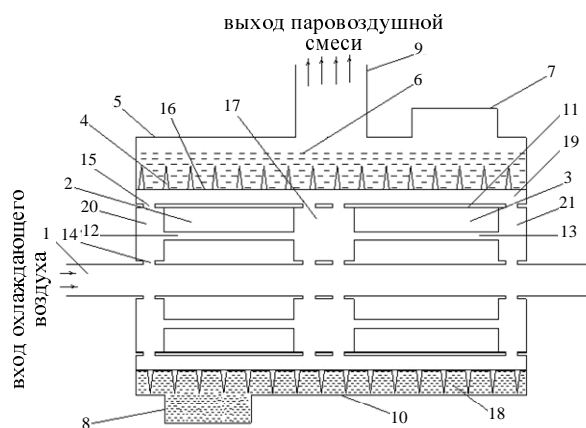


Рис. 1. Конструктивно-технологическая схема вентиляционной системы ПЭМП

Конструктивно-технологическая схема вентиляционной системы шнекового ПЭМП представлена на рис. 1, где были приняты такие обозначения: 1 – полый вал; 2 – пакет статора тормозного модуля (ТМ); 3 – пакет статора двигательного модуля (ДМ); 4 – полый ферромагнитный ротор (ПФР) с винтовой навивкой; 5 – крышка корпуса ПЭМП; 6, 18 – перерабатываемый материал; 7 – загрузочный патрубок;

8 – выгрузочный патрубок; 9 – патрубок для выхода паровоздушной смеси; 10 – днище ПЭМП; 11 – воздушный зазор; 12, 13 – соответственно аксиальные каналы статоров ДМ и ТМ; 14 – радиальные каналы полого вала; 15 – радиальные канала ПФР; 16 – отверстия форсуночного типа в ПФР; 17 – межмодульное пространство; 19 – аксиальные каналы ПФР; 20, 21 – зоны лобовых частей.

Вентиляционная система ПЭМП моделируется с помощью уравнений Навье-Стокса [7]:

$$\begin{cases} \rho \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} - \eta \nabla^2 \mathbf{u} + \rho (\mathbf{u} \cdot \nabla) \mathbf{u} + \nabla p = \mathbf{F} \\ \nabla \cdot \mathbf{u} = 0 \end{cases} \quad (1)$$

Обобщенные уравнения Навье-Стокса:

$$\begin{cases} \rho \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} - \nabla \cdot [\eta (\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T)] + \rho (\mathbf{u} \cdot \nabla) \mathbf{u} + \nabla p = \mathbf{F}; \\ \nabla \cdot \mathbf{u} = 0, \end{cases} \quad (2)$$

где  $\eta$  – динамическая вязкость;  $\rho$  – плотность;  $\mathbf{u}$  – векторное поле скоростей;  $p$  – давление;  $\mathbf{F}$  – поле объемной силы.

Первое уравнение – уравнение движения, второе – уравнение непрерывности для несжимаемых жидкостей и газов [7]. Тензор давления представляет собой силу, которая прикладывается к газу на границе. Вязкий тензор давления  $\tau$  определяется, как:

$$\tau = \eta \cdot (\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T). \quad (3)$$

Полный тензор давления определяется, как:

$$\sigma = -p \mathbf{I} + \eta \cdot (\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T), \quad (4)$$

где  $\mathbf{I}$  – матрица идентичности или диагональная матрица единицы.

С помощью этих тензоров давления, можно определить вязкую пограничную силу  $K$ , как

$$\mathbf{K} = \tau \cdot \mathbf{n} = \eta \cdot (\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T) \cdot \mathbf{n} \quad (5)$$

и полную пограничную силу  $T$ , как

$$\mathbf{T} = \sigma \cdot \mathbf{n} = (-p \cdot \mathbf{I} + \eta \cdot (\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T)) \cdot \mathbf{n},$$

где  $\mathbf{n}$  – внешний нормальный вектор на границе.

Полный тензор давления:

$$\begin{cases} \rho \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} - \nabla \cdot [-p \cdot \mathbf{I} + \eta \cdot (\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T)] + \rho \cdot (\mathbf{u} \cdot \nabla) \cdot \mathbf{u} = \mathbf{F}; \\ \nabla \cdot \mathbf{u} = 0. \end{cases} \quad (6)$$

Можно перейти к форме вязкого тензора давления:

$$\begin{cases} \rho \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} - \nabla \cdot [\eta \cdot (\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T)] + \rho \cdot (\mathbf{u} \cdot \nabla) \cdot \mathbf{u} + \nabla p = \mathbf{F} \\ \nabla \cdot \mathbf{u} = 0 \end{cases} \quad (7)$$

Уравнения Навье-Стокса часто переписываются в безразмерной форме [7]. Для этого вводят переменные  $\mathbf{u}^* = \mathbf{u}/U$ ,  $t^* = t \cdot U/L$ , соответствующий масштаб длины  $L$ , безразмерное давление  $p^*$ , и силу  $F^*$ . Уравнения в безразмерной форме имеют вид:

$$\begin{cases} \frac{\partial \mathbf{u}^*}{\partial t^*} - \nabla \cdot \left( \frac{1}{\text{Re}} (\nabla \mathbf{u}^* + (\nabla \mathbf{u}^*)^T) \right) + (\mathbf{u}^* \cdot \nabla) \cdot \mathbf{u}^* + \nabla p^* = \mathbf{F}^*, \\ \nabla \cdot \mathbf{u}^* = 0 \end{cases} \quad (8)$$

где  $\text{Re} = U \cdot L \cdot \rho / \eta$  – число Рейнольдса

Ввиду сложной конфигурации вентиляционной системы ПЭМП, нелинейности физических свойств воздуха решение сформулированной математической модели возможно только численными методами. Практическая реализация двумерной математической модели для продольного разреза ПЭМП выполнена в Comsol Multiphysics 3.2.

Для потока на входе в полый вал ПЭМП выбрано граничное условие в виде параболического скоростного профиля (подобный полностью развитому профилю в ламинарном потоке), где поток является функцией максимальной скорости  $u_{\max}$ . Уравнение такого потока:

$$\mathbf{u} = s \cdot (1-s) \cdot 4 \cdot u_{\max}, \quad (9)$$

где  $s$  – представляет нормированную ширину входа, predetermined параметр в Comsol Multiphysics, который изменяется от 0 до 1 по каждому сегменту границы.

Все выходы потока в модели используют граничное условие – "отток давления". Используя полную форму тензора давления, это граничное условие значит, что полная сила на границе – сила давления  $p_0$  [7]:

$$\mathbf{T} = -p_0 \cdot \mathbf{n}. \quad (10)$$

Кроме того, надо принять условие "без скольжения" на всех поверхностях вентиляционных каналов ПЭМП. Это условие означает, что скорость потока на границе нулевая. Обычно это условие ( $\mathbf{u} = 0$ ) используется для стен [7].

Внутренние границы принимаются как нейтральные. Это означает, что полная или вязкая сила исчезает [7]. Формализованный вид этих условий:  $\mathbf{T} = 0$ ,  $\mathbf{K} = 0$ .

Вычислительный эксперимент проводился при следующих заданных параметрах охлаждающего воздуха:  $u_{\max} = 32$  м/с (расход нагнетающего вентилятора  $G = 1200$  м<sup>3</sup>/час). – скорость на входе в полый вал;  $\eta = 1,79 \cdot 10^{-5}$  Па·сек – динамическая вязкость;  $\rho = 1,205$  кг/м<sup>3</sup> – плотность.

В качестве исходных данных принято:

- сердечник статора двигательного модуля длиной  $L_1 = 500$  мм имеет 14 аксиальных каналов диаметром  $D_{в.д} = 30$  мм;
- сердечник статора тормозного модуля длиной  $L_1 = 450$  мм имеет 14 аксиальных каналов диаметром  $D_{в.т} = 30$  мм;
- общий для обоих модулей полый внешний ротор длиной 1436 мм и диаметром  $D = 398$  мм выполнен из стали марки Ст.3, имеет 6 аксиальных каналов, в виде равнобедренных треугольников с размером стенки  $a = 50$  мм, и 30 отверстий в аксиальных каналах форсуночного типа диаметром 5 мм. Винтовая навивка ПФР имеет 16 витков с высотой лопатки 80 мм;
- воздушный зазор между статором и ротором для каждого модуля  $\delta = 2$  мм;
- общий для обоих модулей полый вал имеет длину  $L = 1832$  мм и внутренний диаметр  $D = 120$  мм;
- выходной патрубок для паровоздушной смеси имеет диаметр  $D_{в.п} = 250$  мм.

Так как двумерная модель позволяет изобразить только по два аксиальных канала ДМ и ТМ, а их по 14 в каждом статоре, в ходе моделирования расход охлаждающего воздуха на границе каждого канала делился на семь. Аналогично в аксиальных каналах ПФР расход делился на 3.

Немаловажную роль в вентиляционной системе ПЭМП играет перерабатываемый материал, который представлен в данной статье в виде пористой структуры, причем плотность материала в нижней части рабочей камеры выше, что обусловлено конструктивными особенностями ПЭМП. Влияние неравномерного распределения материала на систему вентиляции показывают картины распределения скорости охлаждающего воздуха во внутреннем объеме ПЭМП, которые представлены ниже.

На рис. 2 представлен вариант сетки конечных элементов, обеспечивающий необходимую точность моделирования.

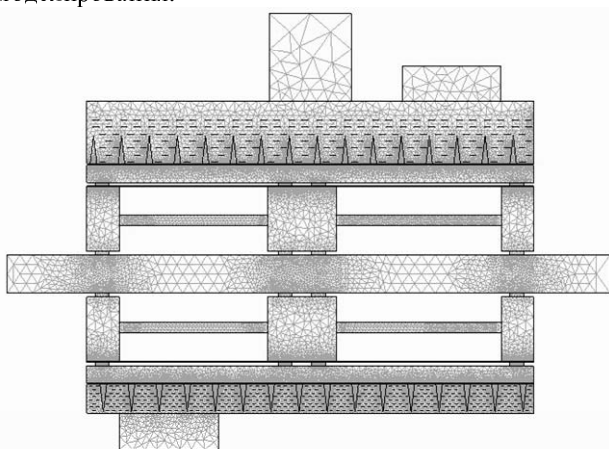


Рис. 2. Расчетная сетка конечных элементов

На рис. 3 изображена картина распределения скорости охлаждающего воздуха во внутреннем объеме ПЭМП, на рис. 4 – векторное поле скорости охлаждающего воздуха в ПЭМП в виде линий потока, на рис. 5 – векторное поле скорости охлаждающего воздуха в ПЭМП в виде изолиний.

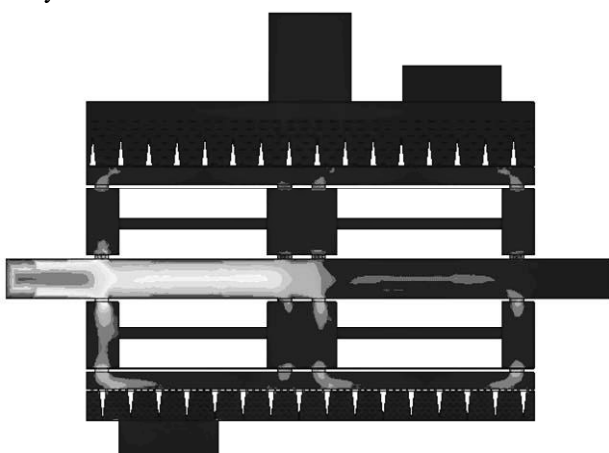


Рис. 3. Картина распределения скорости охлаждающего воздуха в ПЭМП

Результаты моделирования очень наглядно показывают, каким образом происходит распространение воздуха в вентиляционной системе ПЭМП. Изменяя

параметры визуализации, мы можем добиться интересующего нас изображения, наиболее полно раскрывающего весь процесс.

Двумерная модель вентиляции ПЭМП формирует область течения с учетом всех имеющихся в данном варианте геометрических особенностей. Анализируя поле скоростей и давлений в различных сечениях, как в отдельном канале, так и всего вентиляционного тракта в целом, можно обоснованно делать заключение о физических основах эффективности конструкции ПЭМП. Это является одним из существенных преимуществ описанного подхода к исследованию вентиляционных систем, т.к. ранее провести подобное всестороннее исследование можно было только с помощью длительного, дорогостоящего и технически сложного аэродинамического эксперимента. Кроме того, в некоторых местах вентиляционного тракта (например, вращающийся аксиальный канал ПФР) параметры потока труднодоступны для измерения.

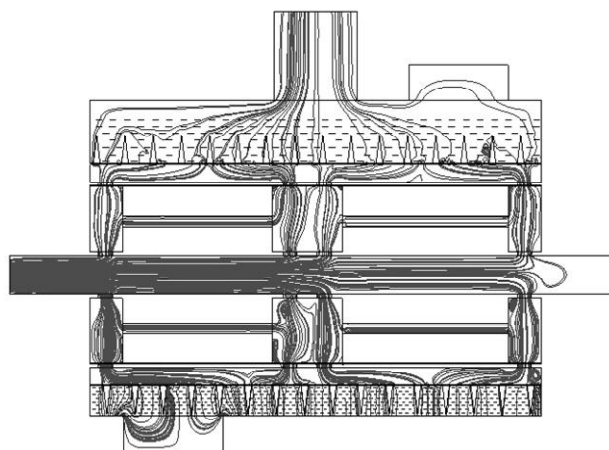


Рис. 4. Векторное поле скорости охлаждающего воздуха в ПЭМП в виде линий потока

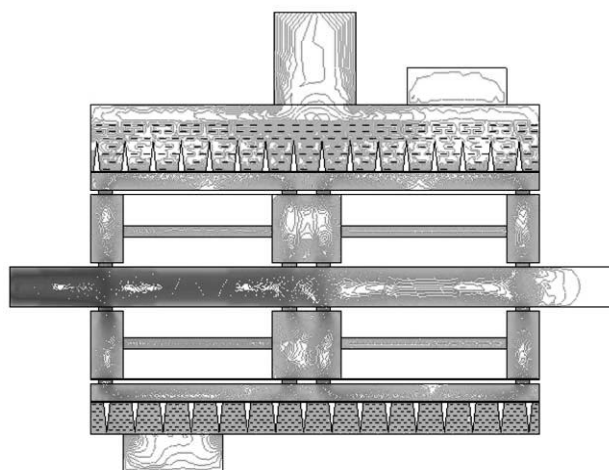


Рис. 5. Векторное поле скорости охлаждающего воздуха в ПЭМП в виде изолиний

На основании вышеизложенного можно сделать вывод, что применение численного моделирования течения воздушного потока для расчета вентиляции ПЭМП следует признать перспективным. В отличие



от использования полуэмпирических инженерных методик расчета вентиляции описанный подход позволяет совершенствовать существующую вентиляционную систему на основе анализа качественной картины движения потока в воздушном тракте преобразователя, а также получать локальные и интегральные характеристики потока.

Расчет вентиляционной системы ПЭМП методом численного моделирования в трехмерной постановке имел бы значительно большую научную ценность. Однако такие расчеты пока не проводились ввиду их значительной ресурсоемкости и, вероятно, даже отсутствия вычислительных мощностей, на которых подобные расчеты можно осуществить за разумное время.

### ВЫВОДЫ

1. Создана двумерная модель вентиляционной системы ПЭМП и получены картины распределения охлаждающего воздуха в продольном сечении ПЭМП.

2. Разработанная полевая методика анализа является универсальной и позволяет получить поле скоростей и давлений в различных сечениях, как в отдельном канале ПЭМП, так и во всем вентиляционном тракте и может быть распространена на другие вентиляционные, гидродинамические, биоэнергетические системы.

3. Дальнейшие исследования должны быть направлены на более детальные исследования вентиляционной системы с помощью численного трехмерного моделирования, учитывая процессы теплообмена, в ПЭМП.

### ЛИТЕРАТУРА

1. Заблодский Н.Н. Полифункциональные электромеханические преобразователи технологического назначения. – Монография. – Алчевск: ДонГТУ. – 2008. – 340 с.
2. Пат. 50242 Україна. МКИ 7F26B 17/18. Шнековый сушильный аппарат / Заблодський М.М., Захарченко П.І., Шинкаренко В.Ф., Плюгін В.Є. та інші. – Бюл. № 1. – 2005.3.

Филиппов И.Ф. Основы теплообмена в электрических машинах. – М.: Энергия, 1974 – 383 с.

4. Постников И.М. Проектирование электрических машин: Уч. пособие для энергетических специальностей вузов СССР. – 2-е изд., перер. и доп. – К.: Гостехиздат, 1960. – 910 с.

5. Алексеев А.Е. Конструкции электрических машин. – М. – А.: Госэнергоиздат, 1958. – 425с.

6. Сабоннадьер Ж.-К., Кулон Ж.-Л. С12 Метод конечных элементов и САПР: Пер. с франц.- М.: Мир, 1989.-190 с, ил. ISBN 5-03-000488-2

7. Gresho P.M, and Sani R.L., Incompressible Flow and the Finite Element Method, Volume 1 & 2, John Wiley & Sons, NY, 2000.

Поступила 30.08.2009

*Заблодский Николай Николаевич*, д.т.н., проф.,

E-mail: info@dmmi.edu.ua,

тел. (06442) 2-30-73,

*Квасов Виктор Алексеевич*,

E-mail: kvas\_in@mail.ru, тел. (06442) 2-22-22,

*Лукьянов Николай Васильевич*,

E-mail: nik\_lykuanov@mail.ru,

тел. (06442) 2-22-22,

кафедра "Электрические машины и аппараты"

*Смагина Ирина Алексеевна*

кафедра высшей математики,

тел. (06442) 2-79-60

Донбасский государственный технический университет,  
Украина, 94204, Луганская обл., Алчевск, пр. Ленина, 16

*N.N. Zablodskiy, V.A. Kvasov, I.A. Smagina, N.V. Lukyanov*

### **Modelling of a ventilating system of a multifunctional screw-type electromechanical converter**

A mathematical model of a ventilating system of a multifunctional electromechanical converter is developed, FEM numerical realization of a field equations solution presented.

**Key words - ventilating system, numerical modeling, multifunctional electromechanical converter, field equations**

## ОЦЕНКА РАЦИОНАЛЬНОСТИ ФОРМ УКЛАДКИ СОВМЕЩЕННЫХ ОБМОТОК В ТОРЦЕВОЙ ЧАСТИ ПОЛИФУНКЦИОНАЛЬНОГО ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ

*Запропонована конструктивна компоновка суміщених обмоток заглибного поліфункціонального електромеханічного перетворювача у торцевій зоні зовнішнього статора. Розглянута картина магнітного поля при застосуванні різних профілів пазу та різній глибині розташування їх на статорі, основного магнітного потоку та потоку пазового розсіювання в торцевій частині кільцевої обмотки.*

*Предложена конструктивная компоновка совмещенных обмоток погружного электромеханического преобразователя в торцевой зоне внешнего статора. Рассмотрена картина магнитного поля при использовании разных профилей пазов и разной глубине их расположения на статоре, рассчитаны основного магнитного потока и потока пазового рассеяния в торцевой части кольцевой обмотки.*

### ВВЕДЕНИЕ

Погружные полифункциональные электромеханические преобразователи (ПЭМП) в настоящее время представлены рядом модификаций в зависимости от технологических процессов, которые они обеспечивают [1, 2]. Многообразие операций (плавление, перекачка, транспортировка, смешивание и нагрев в химических реакторах легкоплавких материалов и т. д.), в которых участвуют ПЭМП, порождает множество компоновок и форм укладки статорных обмоток. Особое место занимают композиции совмещенных кольцевых и барабанных обмоток [3], формирующие электромагнитные системы ПЭМП с высокими коэффициентами использования активных материалов.

### ОБЗОР ПУБЛИКАЦИЙ И ИССЛЕДОВАНИЙ

Технологии укладки лобовых частей барабанных обмоток асинхронных машин [4] описаны достаточно широко, однако в ПЭМП при наличии активной кольцевой обмотки невозможно применить стандартные технологические решения и методы оценки.

Известны математические модели расчёта пазового рассеяния методами дифференциального исчисления для машин (стандартного) классического исполнения, однако различия в конструкции не позволяют в полной мере использовать известные модели без корректировок.

Разумной альтернативой предварительной оценки являются комбинированные методы прогнозирования, основанные на методах численного моделирования [5, 6]. Эти методы на практике показывают удовлетворительные результаты сходимости модели и натуральных исследований с допустимыми уровнями погрешностей. Также методы моделирования повышают уровень автоматизации расчётного процесса, что экономит время и даёт возможность проработки большего количества вариантов исполнения и выбора оптимальной конструкции обмоток.

**Цель работы.** Оценка рациональности форм укладки совмещенных обмоток и потоков пазового рассеяния магнитного поля при различной глубине и форме паза статора ПЭМП.

### ОСНОВНАЯ ЧАСТЬ

В связи с укладкой двух обмоток на торцевой части статора возникают сложности в размещении и коммутации обмотки барабанного типа. Авторами статьи предложено рациональное расположение совмещенных обмоток на внешней торцевой части статора (рис. 1).

Для обеспечения межкоммутационных соединений барабанной обмотки необходимо увеличить глубину паза обмотки кольцевого типа, а лобовые части секций барабанной обмотки расположить над уложенной в пазы обмоткой кольцевого типа. В тоже время

подобного способа расположения возникает возможность увеличения потоков рассеяния в пазовой части торцевого статора и увеличения плотности магнитной индукции в ярме. Для проверки соотношения между потоком пазового рассеяния и основным магнитным потоком ПЭМП, а также для получения картины поля с целью определения зон максимальной индукции, была разработана математическая модель, охватывающая различные формы пазов торцевой части индуктора и различное их расположение в глубине массива статора.

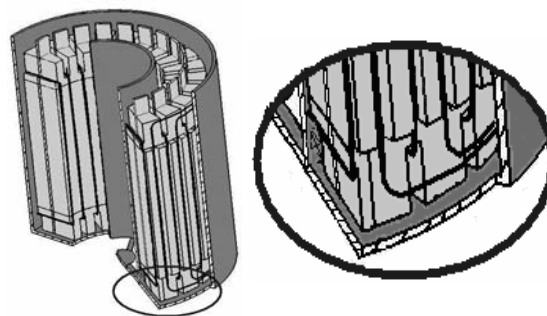


Рис. 1. Расположение обмоток статора на внешней торцевой части

Для укладки лобовой части барабанной обмотки глубина паза кольцевой обмотки была увеличена примерно в 2 раза и установлена величина безопасного электрического воздушного промежутка между двумя обмотками. Паза располагались на расстоянии, позволяющем считать магнитные поля вокруг каждого паза независимыми друг от друга.

Математическая модель рассматривалась для развёрнутого участка торцевого статора. В дальнейшем рассматриваются первые гармонические магнитного потока и ЭДС. При построении модели был использован подход, идея которого изложена в [7, 8].

На основании разработанной геометрической модели торцевого статора, построена сетка конечных элементов, приняты граничные условия, а также заданы физические значения величин модели. Картины распределения сетки конечных элементов, эквипотенциальных линий магнитного поля и плотности магнитного потока представлены на рис. 2.

Аппаратами постпроцессорной обработки в пакете прикладных программ Comsol Multifisics на границе внутренней части ротора получены численные значения потоков пазового рассеяния и основного магнитного потока ПЭМП, а также получены зоны максимальной плотности магнитной индукции пакета торцевого статора.

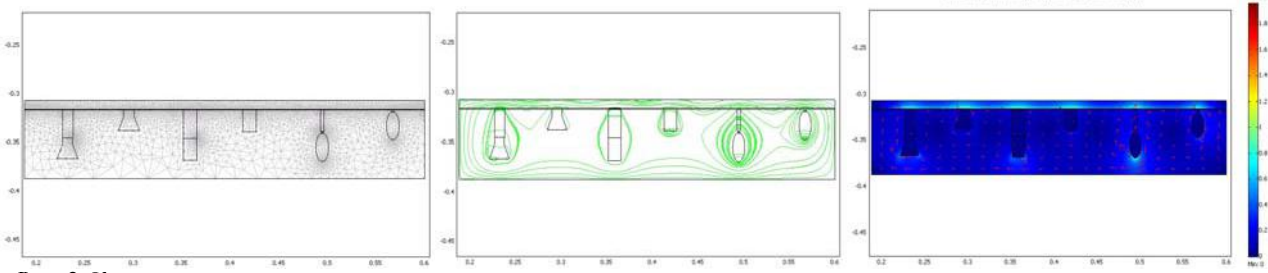


Рис. 2. Картины распределения сетки конечных элементов, эквипотенциальных линий магнитного поля и плотности магнитного потока торцевой части ПЭМП

Примем, что величина поперечного магнитного потока рассеяния замыкается поперёк паза и определяется следующим выражением:

$$\Phi_{\sigma X} = l_n \cdot \int_0^{h_x} B_x \cdot dy \approx l_n \cdot B_{X_{cp}} \cdot h_n, \quad (1)$$

где  $B_{X_{cp}}$  – среднее значение  $x$ -й составляющей магнитной индукции по высоте паза.

Поскольку для двумерных задач  $B_x = \partial A / \partial y$ , то имеем  $B_{X_{cp}} \approx \Delta A / \Delta y = \Delta A / h_n$ . С учётом (1) получим:

$$\Phi_{\sigma X} = l_n \cdot \Delta A_p, \quad (2)$$

где  $\Delta A_p$  – разница значений векторного магнитного потенциала между точками по высоте паза.

Величина основного магнитного потока определяется следующим выражением:

$$\Phi_{\mu} = l_n \cdot \int_0^{b_z} B_y \cdot dx \approx l_n \cdot B_{Y_{cp}} \cdot b_z, \quad (3)$$

где  $B_{Y_{cp}}$  – среднее значение  $y$ -й составляющей магнитной индукции по ширине зубца.

Поскольку для двумерных задач  $B_y = \partial A / \partial x$ , то имеем  $B_{Y_{cp}} \approx \Delta A / \Delta x = \Delta A / b_z$ . С учётом (1) получим:

$$\Phi_{\mu y} = l_n \cdot \Delta A_y, \quad (4)$$

где  $\Delta A_y$  – разница значений между точками по ширине зубца.

Определены изменения отношения потока пазового рассеяния и основного магнитного потока в зависимости от глубины и формы паза (табл. 1).

Таблица 1  
Магнитные потоки в торцевой части ПЭМП

Форма паза	$\Phi_{\sigma X}$ , мВб		$\Phi_{\mu}$ , мВб		$\Phi_{\sigma X} / \Phi_{\mu}$ , %	
	$h$	$2 \cdot h$	$h$	$2 \cdot h$	$h$	$2 \cdot h$
Овальный	0,9	3,27	4,15	4,19	21,7	78
Прямоугольный	0,41	1,14	3,61	3,4	11,4	33,5
Трапецевидный	0,46	1,35	3,67	3,49	12,6	38,7

По результатам расчётов выявлено, что при подобном расположении обмоток на торцевой части статора ПЭМП наиболее выгодным является применение пазов прямоугольной формы, которые дают наименьшее увеличение потока пазового рассеяния при углублении паза в массив статора.

### ВЫВОДЫ

1. В работе предложена конструкция расположения двух обмоток на внешнем торцевом статоре, позволяющая выполнять коммутацию двух обмоток, торцевые зоны которых лежат в разных плоскостях.

2. В работе рассмотрена математическая модель торцевой зоны статора с расположенной в ней обмоткой кольцевого типа. Получены картины распределения магнитного поля торцевой части статора, определены участки максимальной плотности магнитной индукции, обусловленные наименьшей шириной магнитопровода

и угловыми зонами профилей пазов. Полученная математическая модель может быть использована при комплексном проектировании погружного ПЭМП.

3. Рассчитаны магнитные потоки рассеяния и основные магнитные потоки, получены их соотношения. По результатам расчётов наиболее подходящим для "углубления" оказался прямоугольный паз, обладающий, кроме того, технологическими преимуществами при укладке и изготовлении обмотки.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Заблодский Н.Н. Полифункциональные электромеханические преобразователи технологического назначения. – Монография. – Алчевск: ДонГУ. – 2008. – 340 с.
2. Пат. 75771 Украины МПК<sup>8</sup> (2008) H05B6/10. Погружной электротепломеханический преобразователь / Н.Н. Заблодский, В.Ф. Шинкаренко Г.М. Гринь и др. – №20040605162; Заявлено 29.06.2004; Опубл. 15.05.2006, Бюл.№5. – 5 с.
3. Заблодский Н.Н., Лупанов А.В., Квасов В.А. Эффективность применения кольцевых обмоток в полифункциональных электротепломеханических преобразователях // Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету: Наукові праці КДПУ, 2008. – Вип. 4/2008 (51). Ч. 1. – С. 67-69.
4. Сабоннадьер Ж.К., Кулон Ж.Л. Метод конечных элементов и САПР: Пер.с франц. – М.: Мир, 1989. – 190 с.
5. Галлагер Р. Метод конечных элементов. Основы. Пер. с англ. – М.: Мир, 1984. – 428 с.
6. Клоков Б. К. Обмотчик электрических машин: Учеб. для СПТУ. – М.: Высш. шк., 1987. – 256 с.
7. Заблодский Н.Н. и др. Расчёт электромагнитного момента полифункционального электромеханического преобразователя с применением численных методов // Сборник научн. труд. ДонГУ. – 2009. – № 28. – С. 403-407.
8. Васильковский Ю.М. Польовий аналіз електричних машин: Навч.посіб. – К.: НТУУ "КПІ", 2007. – 192 с.

Поступила 30.08.2009

Заблодский Николай Николаевич, д.т.н., проф.

Лупанов Андрей Викторович,

Грицюк Владимир Юрьевич,

Донбасский государственный технический университет

Украина, 94400 Алчевск, пр. Ленина 16,

кафедра "Электрические машины и аппараты"

тел. (06442) 2-30-73, e-mail: info@dmmi.edu.ua

N.N. Zablodskiy, A.V. Lupanov, V.U. Gritsyuk

### Rationality estimation of combined windings structural arrangement in front area of a polifunctional electromechanical converter

Structural arrangement of combined windings of a submersible electromechanical converter in the front area of an external stator is introduced. Patterns of magnetic field for different types of slots and different depth of their location on the stator are considered, the basic magnetic flux and slot leakage flux in the front part of circular winding calculated.

**Key words** – submersible electromechanical converter, dispersion flux, circular winding, structural arrangement

## ВЫБОР ГЛАВНЫХ РАЗМЕРОВ И ГЕОМЕТРИИ АКТИВНЫХ ЧАСТЕЙ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН ПРИ РАЗНЫХ КОНЦЕПЦИЯХ РАЗВИТИЯ ИХ КОНСТРУКЦИИ

*Виконано порівняльний історичний аналіз та розглянуті особливості вибору головних розмірів електричних машин для двох сучасних концепцій їх розвитку – "КЛАС-КОНЦЕПЦІЇ" та "ЗАП-КОНЦЕПЦІЇ".*

*Выполнен сравнительный исторический анализ и рассмотрены особенности выбора главных размеров электрических машин для двух современных концепций их развития – "КЛАС-КОНЦЕПЦИИ" и "ЗАП-КОНЦЕПЦИИ".*

### ВВЕДЕНИЕ

В авторских работах [1, 2] анализировались две концепции развития конструкции промышленных электрических машин (ЭМ), которые, по сути, явля-

ются конкурентными на современном этапе развития электромашиностроения. Сущность этих концепций представлена в табл. 1.

Таблица 1

Условное обозначение концепции*	Характеристика концепции	Сущность концепции	Примеры характерных ЭМ
КЛАС-КОНЦЕПЦИЯ	Классическая (отечественная) концепция "пропорциональных машин"	Снижение массового ( $M$ ) и габаритного ( $H$ ) показателей ЭМ происходит пропорционально (рис. 1)	Отечественные высоковольтные (в/в) АЭД серии ВАО2 (разработчик институт ВНИИВЭ), 1985 [7]
ЗАП-КОНЦЕПЦИЯ	Западно-европейская концепция "длинных машин"	Снижение габаритного показателя $H$ значительно опережает, а точнее преобладает над снижением массового показателя $M$ (рис. 2)	Швейцарские в/в АЭД серии HXR концерна ASEA-Brown Boveri, 1990 [8]; Германские в/в АЭД серии H-compact фирмы Siemens, 1996 [9].

\* – условное обозначение концепций введено автором.

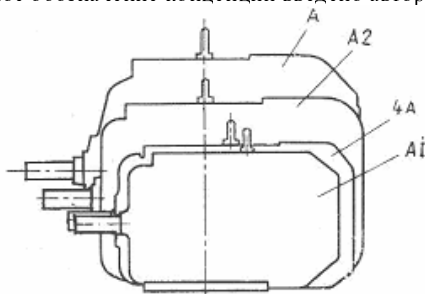


Рис. 1. Сравнительные габариты и масса (объем) асинхронных двигателей отечественных серий: А, А2, 4А, Аі

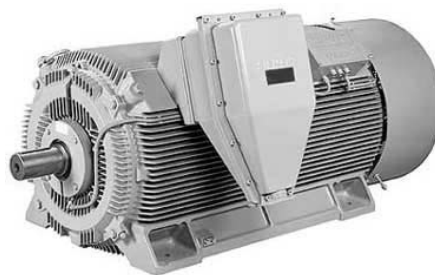


Рис. 2. Внешний вид электродвигателя серии H-compact мощностью 1200 кВт, 6 кВ, 1500 об/мин

### ЦЕЛЬ И ЗАДАЧИ ИССЛЕДОВАНИЯ

Анализу и обоснованию предпочтительности КЛАС-КОНЦЕПЦИИ автором были посвящены работы [1, 2], применению теории симметрии для ЭМ были посвящены работы [3-5], разработке принципов проектирования симметричных систем охлаждения ЭМ работа [6]. При исследовании рассматриваемых концепций автором ставились следующие научно-технические задачи:

а) разработка дополнительных новых критериев сравнительной оценки технико-экономической эффективности ЭМ "КЛАС-КОНЦЕПЦИИ" и "ЗАП-КОНЦЕПЦИИ";

б) научное обоснование предпочтительности развития "КЛАС-КОНЦЕПЦИИ" на основании теории симметрии и пропорциональности конструкций;

в) разработка принципов проектирования усовершенствованных ЭМ на основании авторской "КЛАС-КОНЦЕПЦИИ" пропорционально-симметричных ЭМ".

Поэтому целью настоящей работы является ана-

литическое исследование первой задачи (а) и продолжение исследования второй (б) и третьей (в) задачи.

### ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОБЛЕМЫ

**А. Разработка дополнительных новых критериев оценки технико-экономической эффективности ЭМ.**

Основные технико-экономические показатели ЭМ – это массо-габаритные показатели, которые в значительной степени влияют на себестоимость и цену машины. Принятыми массо-габаритными показателями ЭМ являются: масса  $M$  [кг] и высота оси вращения (ВОВ)  $H$  [мм]. Кроме этого широко применяется удельная масса  $m = M / P$  [кг/кВт] и обратная ей величина, представляющая удельную мощность  $p = P / M$  [кВт/кг]. Удельная масса и удельная мощность в значительной степени отражают уровень технического совершенства ЭМ при их сравнении.

ВОВ является гостированной величиной и поэтому при сравнении ЭМ этот показатель раньше не

применяли. Однако в свете ЗАП-КОНЦЕПЦИИ "длинных машин", при которой за счет изменения конфигурации ("растягивания" машины в длину), западные фирмы стали создавать, используя специальные технологии, новые серии с прогрессивно-пониженной шкалой ВОВ, рассматривая это как основное достижение новой конструкции. Поэтому оценка преимуществ ЗАП-КОНЦЕПЦИИ в связи с уменьшением ВОВ "H", без связи с показателями массы, приводит к необходимости пересмотра и дополнения массо-габаритных показателей. Такие дополнения к массо-габаритным показателям, особенно при условии введения их в национальные ГОСТы и ДСТУ, должны стимулировать отечественных разработчиков и производителей ЭМ учитывать не только традиционные показатели технического уровня ЭМ, но и современные западно-европейские тенденции снижения ВОВ "H" – пусть даже за счет искусственного перераспределения массы вдоль продольной оси вращения машины.

В этой связи предлагается дополнить общепринятые массо-габаритные показатели ( $M, H, m, p$ ) несколькими новыми показателями:

- удельная ВОВ:  $h = H / P$  [мм/кВт];

- удельная масса на единицу ВОВ:

$$m_h = M / H = m / h \text{ [кг/мм];}$$

- удельная массо-габаритная мощность:

$$p_{m,h} = P / (M \cdot H) \text{ [кВт/кг·мм].}$$

При этом показатель "удельная ВОВ"  $h$  фактически будет отражать ту или иную национальную или международную шкалу ВОВ, по которой спроектирована данная серия ЭМ (как показано в [1, 2] на сегодняшний день западноевропейские стандарты шкалы ВОВ и стандарты МЭК, являются более прогрессивными, чем национальные стандарты СССР и постсоветских стран) – рис. 3.

Поэтому новые показатели "удельная масса на единицу ВОВ"  $m_h$  и "удельная массо-габаритная мощность"  $p_{m,h}$  будут комплексно отражать преимущества по обоим массо-габаритным показателям – массе  $M$  и ВОВ  $H$ .

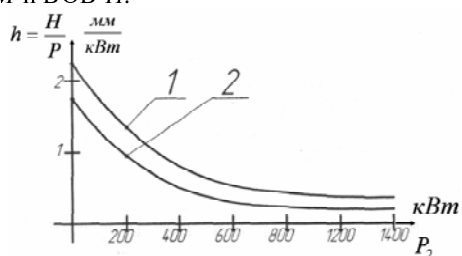


Рис. 3. Зависимость  $h = f(P_2)$  для отечественных (1) и западноевропейских (2) в/в закрытых ЭД по данным [1, 8]

### В. Главные размеры ЭМ и их соотношение.

Массо-габаритные показатели, влияющие на технико-экономические показатели ЭМ, в свою очередь, определяются главными размерами  $D$  и  $l_\delta$  (рис. 4) и оптимальной геометрией активных частей.

Расчетная мощность  $P'$ , главные размеры  $D$  и  $l_\delta$ , электромагнитные нагрузки  $B_\delta$  и  $A$  в ЭМ связаны между собой машинной постоянной Арнольда [10]:

$$C_A = \frac{D^2 \cdot l_\delta \cdot n}{P'} = \frac{2}{k \cdot A \cdot B_\delta}, \quad (1)$$

где  $n$  – частота вращения, об/мин,  $k$  – коэффициент, учитывающий полюсное перекрытие  $\lambda_\delta$ , обмоточный коэффициент  $K_{об}$  и коэффициент формы поля  $K_B$  ( $k = \pi \cdot \lambda_\delta \cdot K_{об} \cdot K_B$ ).

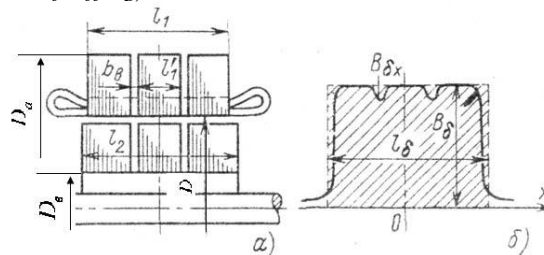


Рис. 4. Основные размеры ЭМ: а – продольный разрез; б) – кривая индукции в воздушном зазоре

При заданных  $P'$  и  $n$  электромагнитные нагрузки  $B_\delta$  и  $A$  определяются исходя из возможностей современных электротехнических материалов, а объем активных частей  $D^2 \cdot l_\delta$  – на основании существующих методик электромагнитного расчета и геометрии активных частей.

Предположим примерно одинаковый уровень совершенства применяемых электротехнических материалов и методик электромагнитного расчета для ЭМ двух рассматриваемых концепций (хотя на повышение уровня электромагнитных нагрузок  $B_\delta$  и  $A$  может еще оказывать влияние более эффективная организация системы охлаждения, что будет рассмотрено в дальнейшем).

Таким образом, при прочих равных условиях и равных объемах активных частей  $D^2 \cdot l_\delta$  конструктивное отличие ЭМ по КЛАС-КОНЦЕПЦИИ и ЗАП-КОНЦЕПЦИИ будет состоять в выборе отношения  $L / D$  и геометрии активного объема  $D^2 \cdot l_\delta$ .

Соотношение между  $D$  и  $l_\delta$  определяют через полюсное деление  $\tau = \pi \cdot D / 2 \cdot p$  по формуле:

$$\lambda = l_\delta / \tau. \quad (2)$$

Как отмечал известный советский ученый по расчету ЭМ А.Я. Бергер "спор о том, что выгоднее, длинные ЭМ или короткие ЭМ, ведется давно" [11].

Так еще в первом послевоенном фундаментальном труде В.П. Шуйского по расчету ЭМ [12] приводятся следующие суждения: "Машины с большим значением  $\lambda$  являются длинными. Они, обычно, дешевле в изготовлении, но охлаждение их представляет известные трудности. Последнее, вообще говоря, ограничивает возможное увеличение длины машины. Вызывавшие раньше опасения ухудшение КПД и коэффициента мощности практически не наблюдается или проявляется лишь в незначительной степени. Европейские фирмы изготавливают, как правило, более длинные машины, чем американские, без какого-либо ухудшения упомянутых характеристик. В настоящее время можно констатировать тенденцию к дальнейшему увеличению длины машин".

Причину, которая сначала привела к простому удлинению западноевропейских машин, недавно в отечественной литературе указал В.А. Севостьянов [13], как связанную с тенденцией к повышению энергетики ЭД в связи с мировым кризисом 1973 года. Со ссылками на западные публикации, он показывает, что сначала удлинители на 20-30 % и за счет этого увеличили КПД на 2-7 % и cosφ на 10-15 % у ЭД мощностью до 100 кВт, а

затем с 1984 года, по мере роста цен на электроэнергию, эту тенденцию распространили и на более крупные в/в двигатели мощностью 400 кВт и выше.

Таким образом, к 1980-85 гг. оказалось, что западные фирмы имеют более экономичные, но при этом и более материалоемкие (а значит и более дорогие) ЭД, чем восточноевропейские страны СЭВ, которые придерживались классических соотношений  $L/D$ . В этот период заметно возрос импорт советских ЭД, преимущественно в страны третьего мира. Поэтому для удержания крупнейшего рынка электротехнической продукции западноевропейские фирмы разрабатывают новую концепцию "длинных машин" для АД средней и большой мощности. Более раннее название таких ЭД – "евродвигатели" [8]. В дальнейшем Siemens для подобных ЭД применил название "H-compact". Подробности конструкции в/в ЭД серии "H-compact" рассмотрены автором в [1, 2] и Севостьяновым В.А. в [13]. Здесь отметим лишь главную техническую идею концепции "H-compact" – это применение длинного, литого, хорошо оребренного, высокопроводящего корпуса для средних и крупных ЭД мощностью до 1400-1600 кВт.

При этом по нашему мнению, благодаря новой концепции западноевропейские фирмы достигли следующих преимуществ (по сравнению с простым механическим удлинением машин):

- снижение себестоимости ЭД за счет освоения технологии длинного литого корпуса;
- снижение ВОВ  $H$  по сравнению с предыдущими классическими конструкциями ЭМ;
- удержание прежнего своего уровня удельной мощности;
- создание нового имиджа (образа) компактных двигателей средней и большой мощности.

У Бергера А.Я. в разделе "За длинные или короткие машины" [11] следует выделить следующие его соображения и ссылки на других авторов:

1. Обычно, чем ЭМ меньше по габаритам и легче по весу, тем она дешевле.

2. Форсирование охлаждения ЭМ позволяет отводить большие потери при допустимых превышениях температуры, уменьшать вес и габариты машины, снижать ее себестоимость и цену. Однако при этом возрастают потери, и снижается КПД.

3. У длинных машин (при неизменных электромагнитных нагрузках): хуже вентиляция, больше прогиб вала, больше общая масса, но выше пусковой момент (у АД) и КПД.

4. Обычно отношение  $L/D$  близко к 1-1,5 и только в крупных турбогенераторах приходится принимать  $L/D = 6-7$ .

5. Рекомендации разных авторов:

- Арнольд рекомендует для АД до 4 кВт  $\lambda = 0,6-1$ ; для больших мощностей  $\lambda = 0,9-1,5$ , причем оптимальный  $\cos\phi$  и перегрузочная способность получается при  $\lambda = 1-1,2$ , а минимум массы меди – при  $\lambda = 1,5-3$ ;

- Рихтер предлагает  $\lambda = 0,6-1$  (для  $2p = 2$ ), а для  $2p > 2 - \lambda = \sqrt{p}$ ;

- Шуйский рекомендует для МПТ  $\lambda = 0,5-1$ ; для СМ  $\lambda = 0,5 \cdot \sqrt{p}$ ; для АМ  $\lambda = 0,5 \cdot \sqrt[3]{p}$ , т.е. для АМ:  $\lambda = 0,6-1$  (для  $2p = 2$ ); 1,26 ( $2p = 4$ ); 1,44 ( $2p = 6$ ); 1,58 ( $2p = 8$ ).

- По Сергееву  $\lambda$  выбирается по кривым в зависимости от  $p$ ;

- По Петрову для АМ  $\lambda = (0,8-1,2) \cdot \sqrt[3]{p}$ .

### **Б. Ограничения и оптимизация длины ЭМ.**

Выше уже было указано, что еще Шуйский выделял проблему охлаждения длинных машин как основной фактор ограничения увеличения отношения  $L/D$ .

Более подробное рассмотрение этого вопроса в [14] показывает, что для обозначения этой проблемы разработчиками первых отечественных серий АД было введено понятие "критическая длина" для непакетированных сердечников. **Физической причиной эффекта "критической длины" является продольный тепловой проток, распространяющийся от средней пазовой части обмотки к обеим ее лобовым частям, создающий дополнительный температурный перепад.**

Что касается оптимизации  $\lambda$ , то, например, Сергеев [15] дает такие зависимости:

- оптимальный  $M_{\max}$  и  $\cos\phi$  – при  $\lambda = 1-1,3$ ;

- оптимальный расход меди ( $G_{cu}$ ) и потери ( $\Delta P$ ) – при  $\lambda = 1,5-3$ .

В [16] оптимум  $\lambda$  пытаются вывести из условия минимизации потерь и определяют как условие отношения потерь в любой части обмотки и всех потерь в якоре как 1/3, что впрочем возможно выполнить для отдельной ЭМ, но не для серии.

В результате можно подытожить, что для КЛАС-КОНЦЕПЦИИ тепловые ограничения и фактор "критической длины" не являются таким препятствием, как для ЗАП-КОНЦЕПЦИИ, а разные рекомендации по оптимизации  $\lambda$  должны быть применены для обеих концепций с учетом их особенностей.

### **В. Принципы совершенствования активных частей ЭМ на основании КЛАС-КОНЦЕПЦИИ.**

Главной особенностью КЛАС-КОНЦЕПЦИИ должно оставаться пропорциональное уменьшение массо-габаритных показателей ЭМ и высокая удельная мощность. Для теоретического обоснования принципов совершенствования геометрии активных частей на основании КЛАС-КОНЦЕПЦИИ обратимся к трудам известных ученых МЭИ Копылова И.П. [10] и Бута Д.А. [17]. В разделе "Синтез электрических машин" Копылов показывает, что в индуктивных ЭМ энергия электромагнитного поля преимущественно концентрируется в воздушном зазоре и зубцовой зоне. Поэтому выбор объема воздушного зазора ( $V_\delta$ ) и расчет зубцовой зоны при проектировании ЭМ имеет основное значение. Объем  $V_\delta$  определяется через средний диаметр воздушного зазора  $D_{cp}$  по формуле:

$$V_\delta = \pi \cdot D_{cp} \cdot l_\delta \cdot \delta. \quad (3)$$

При этом удельная плотность энергии в воздушном зазоре  $p_{уд} = P/V_\delta$  составляет, например, в АД серии 4А мощность 250 кВт порядка  $0,52 \cdot 10^6$  Вт/м<sup>3</sup>.

Бут выводит формулу для расчета удельной массы (величина, обратная удельной мощности) АД:

$$m = \frac{30 \cdot K_D^2 \cdot K_k \cdot \gamma_{cp}}{\pi \cdot \sqrt{2} \cdot n_1 \cdot A_2 \cdot B_\delta}, \quad (4)$$

где  $\gamma_{cp}$  – средняя плотность объема активных мате-

риалов;  $K_d$  – отношение  $D_a / D_s$ ;  $K_k$  – конструктивный коэффициент, равный отношению (уточнение автора):  $(m_k + m_a) / m_a$ .

Исходя из (3) – (4) и предыдущих работ и изобретений автора **при выборе геометрии активных частей для АМ взрывающихся по КЛАС-КОНЦЕПЦИИ можно рекомендовать:**

1. Повышение  $A_2$  за счет более эффективного охлаждения ЭМ КЛАС-КОНЦЕПЦИИ в соответствии с [6].

2. Снижение  $K_d$  и  $K_k$  за счет новых технических решений для ЭМ КЛАС-КОНЦЕПЦИИ [18, 19] и за счет специальной геометрии крайних частей пакетов статора [20].

3. Увеличение  $D$  ( $D_{cp}$ ) и  $D_b$  за счет оптимизации зубцовой зоны статора и уменьшения спинки статора и ротора (при КЛАС-КОНСТРУКЦИИ) и увеличения межреберных аксиальных вентиляционных каналов оребренного вала.

4. Снижение конструктивной массы ротора за счет совершенствования оребренной конструкции вала ротора [19].

### ВЫВОДЫ

1. Применение предлагаемых новых дополнительных массо-габаритных показателей удельной ВОВ  $h$ , удельной массы на единицу ВОВ  $m_h$  и удельной массо-габаритной мощности  $p_{m,h}$  должно позволить более комплексно оценивать техническое совершенство отечественных ЭМ, отражая позитивный вклад обеих массо-габаритных составляющих ( $M$  и  $H$ ).

2. Дискуссия о предпочтительности коротких или длинных машин ведется давно, при этом рекомендации разных авторов о выборе  $\lambda$  имеют значительные расхождения. ЭМ КЛАС-КОНЦЕПЦИИ должны занять "золотую середину" между короткими и длинными машинами. При этом они должны выгодно отличаться по массо-габаритным показателям и себестоимости от ЭМ ЗАП-КОНЦЕПЦИИ, что для ЭМ средней и большой мощности при дефиците электротехнических материалов приобретает решающее значение.

3. В отношении энергетики (КПД,  $\cos\phi$ ) ЭМ КЛАС-КОНЦЕПЦИИ должны быть на уровне или очень незначительно уступать ЭМ ЗАП-КОНЦЕПЦИИ (при условии использования равноценных современных электротехнических материалов). Превзойти уровень западноевропейских ЭМ по КПД возможно лишь при умелом использовании преимуществ КЛАС-КОНЦЕПЦИИ в отношении меньших вентиляционных и механических потерь и более равномерного охлаждения по длине машины.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Конохов Н.Н. Об отечественной концепции развития конструкции крупных взрывозащищенных электродвигателей типа ВАО2 // Труды симпозиума "Элмаш-2004", МА "Интерэлектромаш", Москва. – Т. 2. – С. 21-26.
2. Конохов Н.Н. Анализ концепций развития конструкции крупных взрывозащищенных электродвигателей // Электротехника і електромеханіка. – 2005. – №1. – С. 47-50.
3. Конохов Н.Н. Принцип симметрии – как концепция развития конструкции электрических машин // Перспективы и тенденции развития электротехнического оборудования. Труды международного симпозиума "ЭЛМАШ-2006". – Москва. – Т. 2. – С.128-134.
4. Конохов Н.Н. Структурный анализ и принцип симметрии при совершенствовании конструкции электрических машин // Электротехника і електромеханіка. – 2007. – № 3. –

С. 36-38.

5. Конохов Н.Н., Сивокобыленко В.Ф. Влияние асимметрии конструкции электрических машин и питающего напряжения на эффективность энерго-материалопотребления // Вестник НТУ "ХПИ" Сб. науч. тр. Темат. вып. "Проблемы совершенствования электрических машин и аппаратов". – 2008. – № 45. – С. 81-88.
6. Конохов Н.Н. Эффективность и принципы проектирования симметричных систем охлаждения электрических машин // Электротехніка і електромеханіка. – 2008 – № 3. – С. 22-26.
7. Збарский Л.А., Ширнин И.Г., Горягин В.Ф. и др. Характеристики асинхронных взрывонепроницаемых двигателей серии ВАО2 мощностью 200-2000 кВт // Электротехника. – 1986. – № 10. – С.43-46.
8. Paloniemi P., Waltzer I., Varis S., Baureihe MXP-der neue Euro-Motor im heistungsbereich von 200 bis 1400 kw // ABB Technik. – 1990. – № 5. – S. 17-24.
9. Output range of rib-cooled induction motors extended up to 3000 kW/ Krans Waldemar // Eng. and Autom. [Siemens Energ. and Automat]. – 1996. – № 3, 4. – p. 12-13.
10. Копылов И.П. Электрические машины. – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 360 с.
11. Бергер А.Я. Выбор главных размеров электрических машин. – Л.: Энергия, 1972. – 89 с.
12. Шуйский В.П. Расчет электрических машин. – Л.: Энергия, 1968. – 732 с.
13. Севостьянов В.А., Митько В.И. Особенности высоковольтных асинхронных двигателей типа Н-compact фирмы "Siemens" // Взрывозащищенное электрооборудование: сб. научных трудов УкрНИИВЭ. – Донецк: УкрНИИВЭ. – 2008. – С. 198-204.
14. Пантюхов Л.Л., Спасов В.К., Прошин Ю.Н. "Критическая длина" непакетированных сердечников защищенных асинхронных двигателей // Электротехника. – 1978. – № 9. – С. 36-39.
15. Сергеев П.С., Виноградов Н.В., Горяинов Ф.А. Проектирование электрических машин. – М.: Энергия, 1970. – 632 с.
16. Дикарев Е.А. Оптимальное отношение длины к диаметру якоря в электрических машинах // Автоматика и электромеханика. Воронеж: Воронежский ПИ. – 1977. – С.15-16.
17. Бут Д.А. Бесконтактные электрические машины. – М.: Высшая школа, 1990. – 416 с.
18. Патент 1473018 РФ, МКИ H02K 9/04. Электрическая машина / Конохов Н.Н., Збарский Л.А., Ковалев Е.Б., Сороко П.А. 30.06.93.
19. Патент 1725322 РФ, МКИ H02K 9/04. Электрическая машина / Конохов Н.Н., Збарский Л.А., Ширнин И.Г., Бурковский А.Н. 30.06.93.
20. Патент 7670 України, МКИ H02K 1/20, Електрична машина з повітряним охолодженням / Конохов Н.Н., Збарський Л.О., Куцин М.А., Поршневі Ю.В., Волох В.Я. – Бюл. № 4, 1995.

Поступила 06.10.2009

Конохов Николай Николаевич, к.т.н. доц.  
Донецкий институт железнодорожного транспорта  
Украинской национальной железнодорожной академии  
кафедра ЭСЭ  
Украина, 38018, Донецк, ул. Горная, 6  
тел. (062) 319-01-46

*N.N. Konokhov*

### **Choice of the main dimensions and geometry of active parts of electric machines under different conceptions of their design development**

Comparative historical analysis is performed and peculiarities of the main dimensions selection for electric machines are considered for two current conceptions of their development.

**Key words – electric machines, main dimensions selection, design development conceptions, comparative historical analysis**

М.И. Баранов

## НОВЫЙ ЭЛЕКТРОФИЗИЧЕСКИЙ ПОДХОД ПО ТЕОРЕТИЧЕСКОМУ ОБОСНОВАНИЮ ЯВЛЕНИЯ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЙ ИНДУКЦИИ ФАРАДЕЯ В ДВИЖУЩЕМСЯ МЕТАЛЛИЧЕСКОМ ПРОВОДНИКЕ

*Викладені нові уявлення про можливий електрофізичний мікромеханізм, що приводить до виникнення в рівномірно рухомому в зовнішньому постійному магнітному полі прямолінійному металевому провіднику індукційної напруги і індукованої електрорушійної сили. Показано, що даний мікромеханізм дозволяє з урахуванням відомих закономірностей класичної фізики теоретично обґрунтувати фундаментальний закон електромагнітної індукції Фарадея у відомому математичному формулюванні Максвелла.*

*Изложены новые представления о возможном электрофизическом микромеханизме, приводящем к возникновению в равномерно движущемся во внешнем постоянном магнитном поле прямолинейном металлическом проводнике индукционного напряжения и индуцированной электродвижущей силы. Показано, что данный микромеханизм позволяет с учетом известных закономерностей классической физики теоретически обосновать фундаментальный закон электромагнитной индукции Фарадея в известной математической формулировке Максвелла.*

### ВВЕДЕНИЕ

Несмотря на то, что закон электромагнитной индукции был опытным путем открыт великим английским физиком-экспериментатором Майклом Фарадеем 178 лет тому назад (29 августа 1831 года [1-4]), по мнению автора, до сих пор в мировой электрофизической и электротехнической литературе отсутствует понимание физической сущности этого важнейшего фундаментального электродинамического закона, на практическом применении которого базируется вся мировая электроиндустрия. Специалистам из области электротехники, электромеханики и электрофизики давно ясен смысл этого электродинамического закона, математически сформулированного еще в 1873 году выдающимся английским физиком-теоретиком Джеймсом Максвеллом [2, 5] для индуцированной в металлическом проводнике (электрическом контуре) электродвижущей силы (ЭДС)  $e_{\text{инд}}$  в следующем известном аналитическом виде [6, 7]:  $e_{\text{инд}} = -d\Phi/dt$ , где  $\Phi$  – изменяющийся во времени  $t$  внешний магнитный поток, проходящий сквозь поверхность движущегося (неподвижного) металлического проводника (электрического контура), в котором индуцируется ЭДС  $e_{\text{инд}}$ . Однако, глубинный физический микромеханизм появления индуцированной ЭДС  $e_{\text{инд}}$  в указанном металлическом проводнике, испытывающем воздействие внешнего магнитного потока  $\Phi$ , остается слабо изученным и в настоящее время. Вот поэтому до сих пор отсутствует научно обоснованное физическое объяснение этому важнейшему электродинамическому закону, с которого практически и берет свое начало такая самостоятельная научно-техническая отрасль как электротехника [8, 9]. В связи с этим, несомненный научный и практический интерес представляет новый электрофизический подход по возможному объяснению с позиций классической физики и электродинамики появления в металлическом проводнике, движущемся в постоянном магнитном поле (простейший электротехнический случай, соответствующий знаменитым экспериментальным исследованиям

основоположника электромагнетизма М. Фарадея с его первым в мире униполярным дисковым электрогенератором [3, 4]), индукционного электрического напряжения  $U_{\text{инд}}$  и индуцированной ЭДС  $e_{\text{инд}}$  в указанном проводнике. Именно изложению этого подхода и посвящена данная статья.

### 1. ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ИЗУЧЕНИЯ ЯВЛЕНИЯ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЙ ИНДУКЦИИ ФАРАДЕЯ В ДВИЖУЩЕМСЯ МЕТАЛЛИЧЕСКОМ ПРОВОДНИКЕ

Рассмотрим в декартовой системе координат размещенный в воздушном пространстве вдоль продольной оси  $OZ$  сплошной круглый немагнитный цилиндрический проводник радиусом  $r_{\text{пр}}$  и длиной  $l_{\text{пр}} \gg r_{\text{пр}}$ , равномерно движущийся со скоростью  $v_e$  во внешнем постоянном однородном магнитном поле с напряженностью  $H_e$  (рис. 1). Примем, что температура окружающей проводник воздушной изоляционной среды и соответственно его материала равна  $0^\circ\text{C}$ . Пусть направление равномерного перемещения прямолинейного металлического проводника будет происходить в направлении оси  $OY$  и в перпендикулярной силовым линиям магнитного поля плоскости так, что векторы скорости проводника  $v_e$  и напряженности магнитного поля  $H_e$  будут взаимно перпендикулярны. Полагаем, что в рассматриваемом проводнике в соответствии с положениями физики твердого тела присутствуют подчиняющиеся квантовой статистике Ферми-Дирака [7] хаотично движущиеся с тепловой скоростью  $v_F \ll v_e$  ( $v_e = 3 \cdot 10^8$  м/с – скорость света в вакууме) в его немагнитном материале нерелятивистские свободные электроны, имеющие отрицательный электрический заряд  $e_0 = 1,602 \cdot 10^{-19}$  Кл [5]. Считаем, что усредненная плотность свободных электронов в металлическом проводнике до его движения и до воздействия на него внешнего магнитного поля с напряженностью  $H_e$  составляет величину, равную  $n_e$ .

Допускаем, что появляющаяся в процессе движения рассматриваемого металлического проводника



поверхностная плотность  $\sigma_{пр}$  индукционных электрических зарядов на его противоположных круглых плоских краях (торцах) однородна по их поперечному сечению  $S_{пр} = \pi \cdot r_{пр}^2$ . Требуется с учетом принятых допущений дать описание нового электрофизического микромеханизма появления в исследуемом нами проводнике индукционного электрического напряжения  $U_{инд}$  и индуцированной ЭДС  $e_{инд}$ , объясняющего фундаментальный закон электромагнитной индукции Фарадея в его максвелловской формулировке.

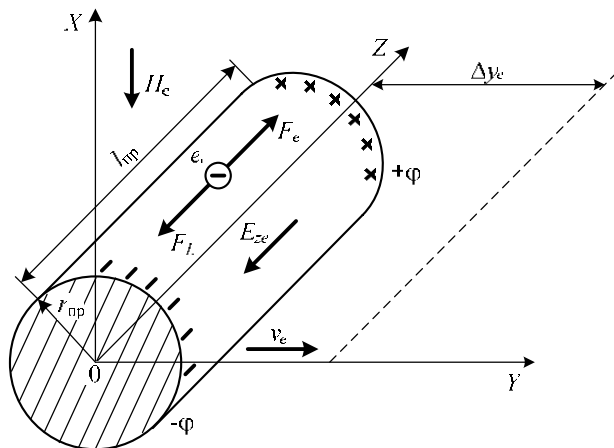


Рис. 1. Расчетная конструкция металлического проводника, перемещающегося с неизменной скоростью  $v_e$  во внешнем постоянном магнитном поле с напряженностью  $H_e$

## 2. ОСНОВНЫЕ ЭЛЕКТРОФИЗИЧЕСКИЕ ИДЕИ И РАСЧЕТНЫЕ СООТНОШЕНИЯ ПРЕДЛАГАЕМОГО ПОДХОДА

Из-за движения металлического проводника вдоль оси  $OY$  беспорядочно перемещающиеся в его внутренней микроструктуре свободные электроны с тепловой скоростью  $v_F$ , определяемой их энергией Ферми  $E_F$  [7, 10], приобретают скорость упорядоченного линейного движения, равную  $v_e$ . В соответствии с законами классической физики на упорядочено движущиеся в постоянном магнитном поле с напряженностью  $H_e$  со скоростью  $v_e$  свободные электроны с отрицательным электрическим зарядом  $e_0$  рассматриваемого проводника будет действовать электродинамическая сила Лоренца  $F_L$ , направленная перпендикулярно к данной скорости  $v_e$  электронов и сообщаящая им нормальное ускорение  $a_e$  [7]:

$$F_L = -e_0 \cdot \mu_0 \cdot [v_e \times H_e], \quad (1)$$

где  $\mu_0 = 4 \cdot \pi \cdot 10^{-7}$  Гн/м – магнитная постоянная [11].

Вектор силы Лоренца  $F_L$  в нашем случае будет направлен вдоль проводника в сторону, противоположную направлению оси  $OZ$  (см. рис.) [7]. Воздействие силы Лоренца  $F_L$  на свободные электроны движущегося со скоростью  $v_e$  проводника приведет к их определенному продольному вдоль оси  $OZ$  смещению (отклонению) влево на величину  $\Delta z_e$  во всей его внутренней микроструктуре. Для нахождения усредненного значения этого продольного смещения  $\Delta z_e$  свободных электронов металлического проводника воспользуемся следующим выражением [7, 10]:

$$\Delta z_e = v_{ze} \cdot \tau_e, \quad (2)$$

где  $v_{ze}$  – усредненная скорость продольного смещения свободных электронов проводника;  $\tau_e$  – среднее время пробега свободного электрона между актами его упругого кулоновского рассеяния на ионах (узлах) кристаллической решетки материала твердого металлического проводника (время его релаксации, численное значение которого для основных проводниковых материалов, используемых в электротехнике, составляет порядка  $10^{-14}$  с [10, 12]).

Для определения используемой в (2) усредненной скорости  $v_{ze}$  продольного смещения свободных электронов движущегося со скоростью  $v_e$  проводника запишем следующее расчетное соотношение [10]:

$$v_{ze} = a_e \cdot \tau_e. \quad (3)$$

С учетом (1) из классического соотношения  $e_0 \cdot \mu_0 \cdot v_e \cdot H_e = m_e \cdot a_e$ , где  $m_e = 9,108 \cdot 10^{-31}$  кг – масса покоя свободного электрона [11], для усредненного значения перпендикулярного к вектору скорости  $v_e$  нормального ускорения  $a_e$  свободных электронов рассматриваемого проводника находим:

$$a_e = e_0 \cdot \mu_0 \cdot v_e \cdot H_e / m_e. \quad (4)$$

Тогда из (3) и (4) для усредненной скорости  $v_{ze}$  упорядоченного продольного смещения свободных электронов металлического проводника имеем:

$$v_{ze} = e_0 \cdot \mu_0 \cdot v_e \cdot H_e \cdot \tau_e / m_e. \quad (5)$$

В результате из (2) и (5) для среднего продольного смещения  $\Delta z_e$  свободных электронов в линейно перемещающемся в постоянном магнитном поле со скоростью  $v_e$  проводнике получаем:

$$\Delta z_e = e_0 \cdot \mu_0 \cdot v_e \cdot H_e \cdot \tau_e^2 / m_e. \quad (6)$$

Отметим, что значение среднего времени пробега  $\tau_e$  для свободных электронов металлического проводника при отсутствии заметного нагрева его материала практически не изменяется [7, 12]. Тогда из (6) следует, что величина продольного смещения  $\Delta z_e$  свободных электронов рассматриваемого проводника будет определяться значениями скорости равномерного перемещения  $v_e$  проводника и напряженности  $H_e$  внешнего постоянного магнитного поля. Поэтому чем больше значения величин скорости  $v_e$  линейного перемещения металлического проводника и напряженности  $H_e$  внешнего постоянного магнитного поля, тем будут большими и значения величины смещения  $\Delta z_e$  его свободных электронов.

Указанное выше продольное смещение  $\Delta z_e$  свободных электронов металлического проводника приводит к тому, что на его противоположных краях изменяется их плотность  $n_e$ . Так, на его левом согласно рис. 1 краю плотность свободных электронов повышается (создается избыток электронов), а на его правом краю – их плотность уменьшается (создается недостаток электронов). Известно, что электрический потенциал  $\phi$  проводника прямо пропорционален его электрическому заряду  $q_{пр}$  [7]. В соответствии с этим левый край перемещающегося со скоростью  $v_e$  проводника приобретает отрицательный электрический

потенциал  $\varphi_1 = -\varphi$ , а правый край – положительный электрический потенциал  $\varphi_2 = +\varphi$ . Появление таких индукционных зарядов  $q_{\text{пр}} = \sigma_{\text{пр}} \cdot S_{\text{пр}}$ , электрических потенциалов на краях рассматриваемого проводника и их разности  $2\varphi$  вызывает появление во внутренней микроструктуре проводника индукционного продольного электрического поля с усредненной напряженностью  $E_{ze}$ . Вектор данной напряженности  $E_{ze}$  в нашем случае оказывается направленным от правого края проводника к его левому краю (см. рис. 1). Тогда на смещающийся влево под действием вектора силы Лоренца  $F_L$  свободный электрон начинает действовать вектор электрической силы  $F_e = -e_0 \cdot E_{ze}$ , направленный согласно рис. 1 к правому краю проводника. Продольное смещение влево свободных электронов в движущемся со скоростью  $v_e$  металлическом проводнике будет происходить до тех пор, пока действие на них с силой  $F_e = e_0 \cdot E_{ze}$  возникающего в микроструктуре материала проводника внутреннего индукционного продольного электрического поля с усредненной напряженностью  $E_{ze}$  не уравнивает силу Лоренца  $F_L = e_0 \cdot \mu_0 \cdot v_e \cdot H_e$ . Поэтому из скалярного равенства  $F_L = F_e$  для абсолютного значения усредненной напряженности  $E_{ze}$  индукционного продольного электрического поля, возникающего в равномерно движущемся во внешнем постоянном однородном магнитном поле с напряженностью  $H_e$  металлическом проводнике, получаем:

$$E_{ze} = \mu_0 \cdot v_e \cdot H_e. \quad (7)$$

Расчетное соотношение (7) соответствует известным положениям классической электродинамики, относящимся к области электромагнитного поля [6, 13]. Зная величину напряженности  $E_{ze}$  индукционного электрического поля, для разности индукционных электрических потенциалов  $\varphi_2$  и  $\varphi_1$  на краях рассматриваемого проводника можно записать:

$$\varphi_2 - \varphi_1 = E_{ze} \cdot l_{\text{пр}} = 2 \cdot \varphi. \quad (8)$$

Из (7) и (8) для абсолютного значения индукционного электрического потенциала  $\varphi$  на краях исследуемого металлического проводника находим:

$$\varphi = 0,5 \cdot \mu_0 \cdot v_e \cdot H_e \cdot l_{\text{пр}}. \quad (9)$$

Из (9) видно, что чем больше значения напряженности  $H_e$  внешнего постоянного магнитного поля, скорости перемещения  $v_e$  и длины  $l_{\text{пр}}$  металлического проводника, тем будут большими и значения наведенного в нем электрического потенциала  $\varphi$ . Величину индукционного электрического потенциала  $\varphi$  вблизи центра круглых плоских краев (торцов) движущегося в постоянном магнитном поле металлического проводника с учетом принятых допущений и теории электростатического поля можно определить, в нашем случае, и в таком приближенном виде [7]:

$$\varphi = \frac{\sigma_{\text{пр}}}{4 \cdot \pi \cdot \epsilon_0} \cdot \oint_{S_{\text{пр}}} \frac{ds}{r}, \quad (10)$$

где  $ds$  и  $r$  – малый участок и его текущий радиус на круглой торцевой поверхности  $S_{\text{пр}} = \pi \cdot r_{\text{пр}}^2$  сплошного

цилиндрического металлического проводника;  $\epsilon_0 = 8,854 \cdot 10^{-12}$  Ф/м – электрическая постоянная [11].

При  $ds = 2 \cdot \pi \cdot r \cdot dr$  и замене в (10) интегрирования по торцевой поверхности  $S_{\text{пр}}$  проводника интегрированием по его радиусу в пределах от 0 до  $r_{\text{пр}}$  для индукционного электрического потенциала  $\varphi$  на круглых краях исследуемого металлического проводника получаем следующее расчетное соотношение:

$$\varphi = 0,5 \cdot \sigma_{\text{пр}} \cdot r_{\text{пр}} / \epsilon_0. \quad (11)$$

Отметим, что выражение (11) соответствует известному соотношению для потенциала полусферического края радиусом  $r_{\text{пр}}$  рассматриваемого проводника с поверхностной плотностью заряда  $\sigma_{\text{пр}}$  [7]. Тогда из (9) и (11) для поверхностной плотности  $\sigma_{\text{пр}}$  индукционных электрических зарядов на краях рассматриваемого металлического проводника имеем:

$$\sigma_{\text{пр}} = \epsilon_0 \cdot \mu_0 \cdot v_e \cdot H_e \cdot l_{\text{пр}} / r_{\text{пр}}. \quad (12)$$

Из (12) следует, что при  $l_{\text{пр}} = 2 \cdot r_{\text{пр}}$  поверхностная плотность  $\sigma_{\text{пр}}$  индукционных зарядов на плоских краях короткого движущегося в постоянном магнитном поле металлического проводника соответствует ее расчетам по теореме Остроградского-Гаусса [7], а полученное согласно (7) значение напряженности  $E_{ze}$  внутри проводника и вблизи его заряженной плоской торцевой поверхности  $S_{\text{пр}}$  – распределению электрического поля вблизи гауссовой поверхности [7]. Эти данные могут свидетельствовать о работоспособности приведенных выше расчетных соотношений для протекающих внутри рассматриваемого проводника электрофизических микропроцессов.

Взяв алгебраическую сумму действующих на свободные электроны проводника сил Лоренца  $F_L$  и электрических сил  $F_e$ , вызванных внутренним индукционным продольным электрическим полем с напряженностью  $E_{ze}$ , и приравняв ее нулю, в скалярной форме записи получаем следующее соотношение:

$$e_0 \cdot E_{ze} = -e_0 \cdot \mu_0 \cdot v_e \cdot H_e. \quad (13)$$

Скорость равномерного движения  $v_e$  проводника в постоянном магнитном поле с напряженностью  $H_e$  можно записать в таком общепринятом виде:

$$v_e = \Delta y_e / \Delta t, \quad (14)$$

где  $\Delta y_e$  – величина перемещения вдоль оси  $OY$  прямолинейного проводника и соответственно его свободных электронов;  $\Delta t$  – промежуток времени, за который происходит данное перемещение  $\Delta y_e$  металлического проводника и его свободных электронов.

После подстановки (14) в (13), умножения в последнем выражении его левой и правой частей на величину длины  $l_{\text{пр}}$  проводника и выполнения элементарных преобразований в рассматриваемом соотношении получаем следующую формулу для расчета падения индукционного напряжения  $U_{\text{инд}} = E_{ze} \cdot l_{\text{пр}}$  на движущемся металлическом проводнике:

$$U_{\text{инд}} = -\Delta \Phi_e / \Delta t, \quad (15)$$

где  $\Delta \Phi_e = \mu_0 \cdot H_e \cdot \Delta y_e \cdot l_{\text{пр}}$  – изменение магнитного потока, связанного с перемещающимся и пересекающим в воздушном пространстве силовые линии постоянного

магнитного поля металлическим проводником.

Так как согласно [6] электрическое "напряжение вдоль замкнутого электрического контура (проводника) равно ЭДС, индуцированной в этом контуре (проводнике)", то формула (15) для индуцированной ЭДС  $e_{\text{инд}} = U_{\text{инд}}$  в рассматриваемом металлическом проводнике, движущемся в воздухе со скоростью  $v_e$  в постоянном однородном магнитном поле с напряженностью  $H_e$ , при малых изменениях величин  $\Delta\Phi_e$  и  $\Delta t$  приобретает вид, полностью соответствующий максвелловской математической формулировке закона электромагнитной индукции Фарадея [6, 11]:

$$e_{\text{инд}} = -\Delta\Phi_e/\Delta t = -d\Phi_e/dt. \quad (16)$$

Заметим, что в соответствии с предложенным здесь электрофизическим микромеханизмом появления в движущемся в постоянном однородном магнитном поле металлическом проводнике индукционного электрического напряжения  $U_{\text{инд}}$  и индуцированной ЭДС  $e_{\text{инд}}$  изменение направления перемещения проводника на противоположное (изменение знака его скорости  $v_e$ ) приводит к полярному изменению направления действия вектора силы Лоренца  $F_L$ , изменению на противоположное направления продольного смещения его свободных электронов, изменению знаков электрических потенциалов его круглых краев  $\phi_1$  и  $\phi_2$  на противоположные и соответственно к изменению направления вектора напряженности  $E_{ze}$  внутреннего индукционного продольного электрического поля проводника также на противоположное. Аналогичные изменения в наводимых электрических потенциалах  $\phi_1$ ,  $\phi_2$  и направлениях вектора напряженности  $E_{ze}$  внутреннего индукционного продольного электрического поля проводника будут происходить и при изменении на противоположное направления вектора напряженности  $H_e$  внешнего постоянного магнитного поля. Кроме того, прекращение перемещения проводника ( $v_e = 0$ ) в постоянном магнитном поле с напряженностью  $H_e$  вызывает исчезновение внешней электродинамической силы Лоренца  $F_L$ , действующей только на его движущиеся свободные электроны, что приводит за счет временно продолжающего действия электрической силы  $F_e$  внутреннего индукционного продольного электрического поля с убывающей напряженностью  $E_{ze}$  к возвращению в сторону правого края проводника его "электронного газа" в свое исходное состояние. Такой обратный ход свободных электронов приводит к выравниванию их средней плотности  $n_e$  вдоль проводника и исчезновению электрических потенциалов  $\phi_1$  и  $\phi_2$  на его краях (торцах). А это, в свою очередь, вызывает исчезновение в покоящемся проводнике внутреннего индукционного продольного электрического поля с напряженностью  $E_{ze}$  и соответственно индукционного электрического напряжения  $U_{\text{инд}}$  и индуцированной ЭДС  $e_{\text{инд}}$  в рассматриваемом проводнике.

### 3. ПРИМЕР РАСЧЕТА ОСНОВНЫХ ФИЗИЧЕСКИХ ВЕЛИЧИН ДЛЯ ЯВЛЕНИЯ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЙ ИНДУКЦИИ ФАРАДЕЯ В ДВИЖУЩЕМСЯ МЕТАЛЛИЧЕСКОМ ПРОВОДНИКЕ

Выполним численную оценку усредненных значений продольного ускорения  $a_e$ , продольной скорости  $v_{ze}$  и продольного смещения  $\Delta z_e$  свободных электронов для размещенного в воздухе при 0 °С круглого медного проводника радиусом  $r_{\text{пр}} = 1$  мм и длиной  $l_{\text{пр}} = 1$  м, а также напряженности  $E_{ze}$  индукционного продольного электрического поля, наведенного электрического потенциала  $\phi$  на краях проводника, поверхностной плотности  $\sigma_{\text{пр}}$  индукционных электрических зарядов на круглых краях и наводимой ЭДС  $e_{\text{инд}}$  в данном проводнике, равномерно перемещающемся согласно принятым допущениям со скоростью  $v_e = 10$  м/с в постоянном однородном магнитном поле с магнитной индукцией  $B_e = \mu_0 \cdot H_e = 1$  Тл перпендикулярно его силовым линиям. Для данных расчетов примем, что значение среднего времени пробега  $\tau_e$  для свободных электронов медного проводника, рассчитанное на основе модели свободных электронов Зоммерфельда (см. табл. 10.П в [12]), составляет величину, равную  $\tau_e = 5,3 \cdot 10^{-14}$  с. Тогда в соответствии с приведенными формулами (4) – (16) расчетным путем находим, что для принятого случая указанные физические величины будут иметь следующие численные значения:  $a_e = 1,759 \cdot 10^{12}$  м/с<sup>2</sup>;  $v_{ze} = 0,093$  м/с;  $\Delta z_e = 0,49 \cdot 10^{-14}$  м;  $E_{ze} = 10$  В/м;  $\phi = 5$  В;  $\sigma_{\text{пр}} = 8,854 \cdot 10^{-8}$  Кл/м<sup>2</sup>;  $e_{\text{инд}} = 10$  В. Видно, что усредненная скорость  $v_{ze}$  упорядоченного продольного смещения свободных электронов в этом электрофизическом случае при температуре 0 °С принимает численное значение, соизмеримое со средней дрейфовой скоростью  $v_D = 0,22$  м/с свободных электронов в медном проводнике даже для сильноточных электрических цепей с плотностью тока проводимости в их медных токопроводах, равной  $5,81 \cdot 10^9$  А/м<sup>2</sup> [10]. При этом величина продольного ускорения  $a_e$  свободных электронов принимает неимоверно большое значение, а величина среднего продольного смещения  $\Delta z_e$  свободных электронов рассматриваемого проводника оказывается ничтожно малой по сравнению с его макроскопическими размерами. Модули индукционных электрических потенциалов  $\phi_1$  и  $\phi_2$  на круглых краях принятого медного проводника принимают значение 5 В, а индуцированная ЭДС  $e_{\text{инд}}$  в данном проводнике составляет 10 В. Оказывается, что для обеспечения в прямолинейно движущемся со скоростью  $v_e = 10$  м/с в постоянном однородном магнитном поле с напряженностью  $H_e = 7,96 \cdot 10^5$  А/м тонком медном проводнике ( $r_{\text{пр}} = 1$  мм;  $l_{\text{пр}} = 1$  м) таких значений наведенных на его круглых краях (торцах) электрических потенциалов  $\phi_1$ ,  $\phi_2$  и индуцированной в нем ЭДС  $e_{\text{инд}}$  поверхностная плотность  $\sigma_{\text{пр}}$  индукционных электрических зарядов на его указанных краях может принимать достаточно малое значение (порядка  $10^{-7}$  Кл/м<sup>2</sup>).

## ВЫВОДЫ

1. В основе физической сущности явления электромагнитной индукции Фарадея в движущемся в воздухе со скоростью  $v_e$  в постоянном однородном магнитном поле с напряженностью  $H_e$  немагнитном металлическом проводнике находится электродинамическое поведение его нерелятивистских свободных электронов, обусловленное как их однонаправленным продольным смещением на малую величину  $\Delta z_e$  по всей внутренней микроструктуре проводника под действием внешней электродинамической силы Лоренца  $F_L = e_0 \cdot \mu_0 \cdot v_e \cdot H_e$ , так и воздействием на них вызванного таким упорядоченным продольным смещением свободных электронов внутреннего индукционного продольного электрического поля с напряженностью  $E_{ze} = \mu_0 \cdot v_e \cdot H_e$ . Данное индукционное электрическое поле за счет действия своей электрической силы  $F_e = e_0 \cdot E_{ze}$  на продольно смещающиеся отрицательные электрические заряды  $e_0$  свободных электронов уравновешивает внешнюю электродинамическую силу Лоренца  $F_L$  и определяет величину индукционного электрического напряжения  $U_{инд}$  на металлическом проводнике и соответственно величину индуктированной ЭДС  $e_{инд}$  в нем. Прекращение перемещения металлического проводника ( $v_e = 0$ ) в постоянном однородном магнитном поле с напряженностью  $H_e$  приводит к исчезновению действия на его свободные электроны внешней электродинамической силы Лоренца  $F_L$ , а также внутреннего индукционного продольного электрического поля с напряженностью  $E_{ze}$  в проводнике и соответственно индукционного электрического напряжения  $U_{инд}$  и индуктированной ЭДС  $e_{инд}$  в неподвижном проводнике.

2. Предложенный новый электрофизический микромеханизм появления в равномерно движущемся в постоянном магнитном поле металлическом проводнике индукционного электрического напряжения  $U_{инд}$  и индуктированной в нем ЭДС  $e_{инд}$  позволяет с учетом известных закономерностей классической физики теоретически обосновать фундаментальный закон электромагнитной индукции Фарадея в математической формулировке Максвелла.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Фарадей М. Экспериментальные исследования по электричеству. Том 1 / Пер. с англ. Е.А. Чернышевой и Я.Р. Шмидт-Чернышевой под ред. Т.П. Кравца. – М.: Изд-во АН СССР, 1947. – 848 с.
2. Выдающиеся физики мира. Рекомендательный указатель / Научн. ред. Б.Г. Кузнецов. – М.: Типография Б-ки им. В.И. Ленина, 1958. – 436 с.
3. Кудрявцев П.С. Курс истории физики. – М.: Просвещение, 1974. – 312 с.
4. Баранов М.И. Майкл Фарадей и его научные заслуги перед человечеством // Электротехніка і електромеханіка. – 2009. – №6. – С. 3-12.
5. Баранов М.И. Джеймс Клерк Максвелл и теория электромагнитного поля // Электротехніка і електромеханіка. – 2005. – №1. – С.5-7.

6. Нейман Л.Р., Демирчян К.С. Теоретические основы электротехники: Учебник для вузов. Том 1. – Л.: Энергоиздат, 1981. – 536 с.
7. Яворский Б.М., Детлаф А.А. Справочник по физике. – М.: Наука, 1990. – 624 с.
8. Боев В.М. К 175-летию опубликования первой серии "Экспериментальных исследований по электричеству" Майкла Фарадея // Электротехніка і електромеханіка. – 2004. – №3. – С. 5-7.
9. Боев В.М., Грибская Е.А., Лавриненко О.В. "Электрофизическое состояние" и закон электромагнитной индукции Фарадея // Электротехніка і електромеханіка. – 2004. – №4. – С. 5-8.
10. Баранов М.И. Упрощенная математическая модель микропроцессов в проводнике с электрическим током проводимости // Электротехніка і електромеханіка. – 2006. – №2. – С. 66-70.
11. Кухлинг Х. Справочник по физике / Пер. с нем. под ред. Е.М. Лейкина. – М.: Мир, 1982. – 520 с.
12. Кнопфель Г. Сверхсильные импульсные магнитные поля. – М.: Мир, 1972. – 391 с.

Поступила 12.10.2009

*Баранов Михаил Иванович*, д.т.н., с.н.с.  
НИПКИ "Молния" Национального технического университета "Харьковский политехнический институт"  
Украина, 61013, Харьков, ул. Шевченко, 47  
НИПКИ "Молния" НТУ "ХПИ"  
тел. (057) 707-68-41, e-mail: eft@kpi.kharkov.ua

*M.I. Baranov*

### **A new electrophysical approach to theoretical justification of Faraday induction phenomenon in a moving metallic conductor**

The paper presents a new conception of a possible electrophysical micromechanism that initiates generation of induction voltage and induced electromotive force in a straight metallic conductor uniformly moving in an external static magnetic field. The introduced micromechanism is shown to allow theoretical justification of Faraday induction law in Maxwell mathematical formulation adjusted for known principles of classical physics.

**Key words – metallic conductor, Faraday induction, new electrophysical micromechanism, theoretical justification**

## АППРОКСИМАЦИЯ ОСНОВНЫХ ПАРАМЕТРОВ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ВНЕШНЕГО МАГНИТНОГО ПОЛЯ НАМАГНИЧЕННОГО ФЕРРОМАГНИТНОГО ТЕЛА С ДЕФЕКТОМ

*Розглядається зовнішнє магнітне поле намагніченого ферромагнітного тіла, що містить дефект типу тріщини. Розроблено метод апроксимації основних параметрів розподілення зовнішнього магнітного поля ферромагнітного тіла з дефектом безпосередньо в залежності від геометричних параметрів дефекту. Проведені чисельні експерименти. Здійснена перевірка адекватності апроксимуючої моделі та оцінена похибка апроксимації.*

*Рассматривается внешнее магнитное поле намагниченного ферромагнитного тела, содержащего дефект типа трещины. Разработан метод аппроксимации основных параметров распределения внешнего магнитного поля ферромагнитного тела с дефектом непосредственно от геометрических параметров дефекта. Проведены численные эксперименты. Произведена проверка адекватности аппроксимирующей модели и оценена погрешность аппроксимации.*

### ВВЕДЕНИЕ

Анализ распределения магнитного поля над поверхностью намагниченных ферромагнитных изделий дает возможность качественно определять наличие на них дефектов и приблизительно оценивать их расположение на контролируемом изделии и форму. В свою очередь, распределение внешнего магнитного поля ферромагнитной детали, имеющей магнитную неоднородность в объеме материала, может иметь характер подобный распределению магнитного поля, вызванного наличием дефекта. Таким образом, контролируемая деталь, имеющая магнитную неоднородность своего объема, которая могла быть вызвана, например, ударом либо другим механическим или физическим воздействием, будет восприниматься как дефектная. Для возможности качественного выявления дефектов необходимо, при численной обработке полученных данных измерений, производить распознавание магнитного поля, вызванного дефектом. Это представляется возможным, если в количественном отношении известно распределение магнитного поля над поверхностью детали с определенной формой дефектов. Наиболее распространенными и опасными дефектами металлических изделий являются дефекты типа трещины, поэтому в настоящей работе будет рассматриваться указанный тип дефектов сплошности ферромагнитного тела.

Распределение магнитного поля над поверхностью детали с дефектом можно получить численным путем с использованием современных прикладных программ. Но численный расчет магнитных полей с учетом нелинейности магнитных характеристик среды требует определенных временных затрат.

Для возможности идентификации определенного вида дефектов изделия с различными геометрическими параметрами по распределению магнитного поля над его поверхностью, целесообразным является производить аппроксимацию основных параметров внешнего магнитного поля ферромагнитного тела, вызванного наличием его дефекта в зависимости от геометрических параметров дефекта. Такой подход позволит осуществлять мгновенную идентификацию дефектов детали непосредственно при неразрушающем контроле.

*Цель работы.* Разработка метода аппроксимации основных параметров внешнего магнитного поля намагниченной ферромагнитной детали при наличии на ней дефектов типа трещины.

### МАТЕРИАЛ И РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ

В качестве образца намагниченной ферромагнитной детали с дефектом типа трещины, используется модель, представленная на рис. 1.

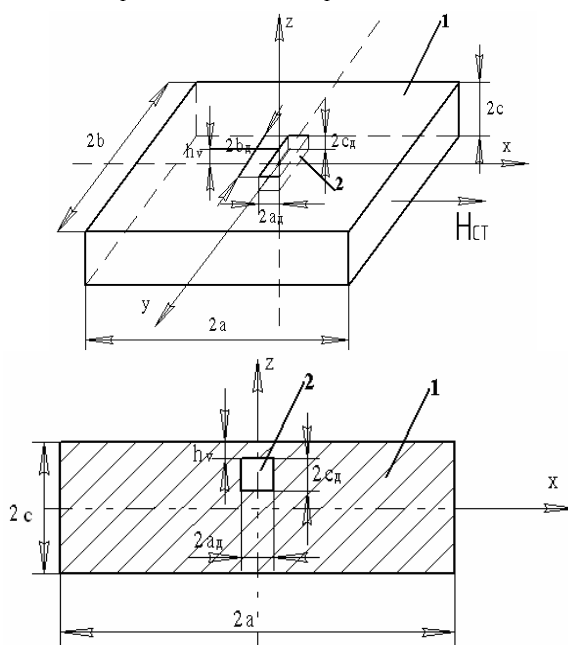


Рис. 1. Геометрическая модель образца детали с дефектом:  
1 – деталь; 2 – область дефекта

Характер распределения составляющих напряженности магнитного поля рассеяния дефекта (МПРД) ферромагнитной детали отображен на рис. 2.

Основными информационными параметрами приведенных кривых, по которым косвенно могут определяться геометрические параметры дефекта, принимаются следующие параметры. Максимальные значения  $H_{mx}$ ,  $H_{mz}$ , расстояние между максимальным и минимальным значением вертикальной составляющей вектора напряженности МПРД  $\Delta x_z$  и расстояния между точками, в которых  $H_x$  обращается в ноль –  $\Delta x_x$  рис. 2.

Для упрощения здесь принимается, что составляющая МПРД  $H_y$  (при  $y = 0$ , – расчет составляющих выполняется в плоскости XZ) равна нулю. Это справедливо при условии симметрии геометрических параметров детали и дефекта относительно плоскости XZ (рис. 1).

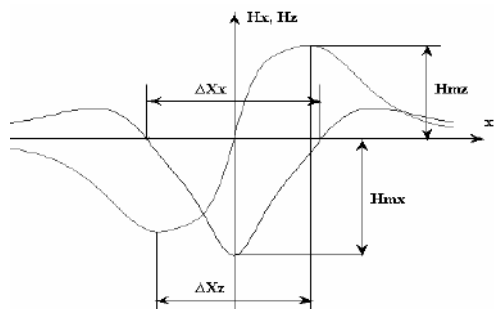


Рис. 2. Распределение составляющих напряженностей магнитного поля рассеяния дефекта

Ставится задача получить аппроксимирующую зависимость для одного информационного параметра  $H_{mx}$ . Зависимость  $H_{mx}$  определяется как функция  $H_{mx}(2a, 2b, 2c, 2a_d, 2b_d, 2c_d, h, h_v, H_{СТ})$ , где  $h$  – высота точки наблюдения над поверхностью детали,  $h_v$  – глубина расположения дефекта,  $H_{СТ}$  – величина приложенного (стороннего) магнитного поля. Предлагается получить эту зависимость путем проведения полнофакторного численного эксперимента, для  $n$  факторов [1]. Преимущество этого метода заключается в том, что он позволяет определить степень влияния каждого из факторов на величину  $H_{mx}$ . Проводить эксперимент в зависимости сразу от всех факторов нецелесообразно, так как не все факторы оказывают значительное влияние на контролируемую величину. Также при большом количестве факторов  $n$  для полнофакторного эксперимента необходимо провести достаточно большое количество опытов, что усложняет эксперимент. Оптимальным является построение модели в зависимости от трех параметров.

Основными факторами, от которых наиболее существенно зависит величина  $H_{mx}$  для поверхностного дефекта, являются напряженность стороннего поля  $H_{СТ}$ , ширина раскрытия –  $2a_d$  и глубина дефекта  $2c_d$ .

Проведем полнофакторный численный эксперимент для трех факторов –  $H_{mx}(2a_d, 2c_d, H_{СТ})$ , при постоянных значениях остальных параметров:  $2a = 5$  мм,  $2b = 3$  мм,  $2c = 3$  мм,  $2b_d = 1,8$  мм,  $h_v = 0$  (поверхностный дефект) при  $h = 2,5$  мм с учетом магнитных характеристик детали (сталь ШХ15). Для этого сначала определяются основные уровни и интервалы варьирования факторов эксперимента (табл. 1) исходя из практических соображений при этом соблюдая условия их выбора [1].

Таблица 1

Уровни факторов и интервалы варьирования для эксперимента  $H_{mx}(2a_d, 2c_d, H_{СТ})$

ФАКТОРЫ	$\tilde{x}_1$	$\tilde{x}_2$	$\tilde{x}_3$
	$2a_d$ (мм)	$2c_d$ (мм)	$H_{СТ}$ (А/м)
Интервал	0,2	0,2	50000
Нижний уровень	0,2	0,2	50000
Основной уровень	0,4	0,4	100000
Верхний уровень	0,6	0,6	150000

За математическую модель аппроксимирующей функции  $H_{mx}(2a_d, 2c_d, H_{СТ})$  предварительно принимается полином второго порядка. Коэффициенты полинома определяются экспериментально, проводя численный эксперимент при фиксированных значениях

факторов (табл. 1). В этом случае аппроксимирующий полином представляет собой уравнение регрессии [2]:

$$y = b_0 + \sum_{i=1}^n b_i \cdot x_i + \sum_{\substack{i,j=1 \\ i < j}}^n b_{ij} \cdot x_i \cdot x_j + \sum_{i=1}^n b_{ii} \cdot x_i^2. \quad (1)$$

Для расчета линейных коэффициентов регрессии составляется матрица планирования трехфакторного эксперимента (табл. 1). В качестве композиционного плана матрицы планирования применяется Вох-Behnken план [3] (рис 3).

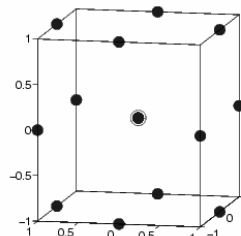


Рис. 3. Графическая модель Вох-Behnken плана

Преимущество этого композиционного плана перед другими центральными планами, которые соответствуют квадратичной модели, заключается в том, что для его реализации требуется только три уровня каждого фактора. Вох-Behnken план является ротатабельным, что обеспечивает одинаковую точность прогнозируемой величины  $H_{mx}$  во всех направлениях на одинаковых расстояниях от центра плана.

Ортогонализация матрицы планирования осуществляется преобразованием квадратичных членов:

$$x_i'^2 = x_i^2 - \frac{1}{N} \cdot \sum_{j=1}^N x_{ij}^2. \quad (2)$$

Тогда, с учетом преобразования (2), полином (1) запишется в виде:

$$y = b_0 + \sum_{i=1}^n b_i \cdot x_i + \sum_{\substack{i,j=1 \\ i < j}}^n b_{ij} \cdot x_i \cdot x_j + \sum_{i=1}^n b_{ii} \cdot \left( x_i^2 - \frac{1}{N} \cdot \sum_{j=1}^N x_{ij}^2 \right). \quad (3)$$

Матрица планирования трехфакторного эксперимента приобретет следующий вид:

Таблица 2

Расчетная матрица и результаты опытов для эксперимента  $H_{mx}(2a_d, 2c_d, H_{СТ})$

Опыт	$x_0$	$x_1$	$x_2$	$x_3$	$x_1x_2$	$x_1x_3$	$x_2x_3$	$x_1^2$	$x_2^2$	$x_3^2$	$H_{mx}$ (А/м)
1	1	-1	-1	0	1	0	0	115	115	-115	56,748
2	1	-1	1	0	-1	0	0	115	115	-115	288,25
3	1	1	-1	0	-1	0	0	115	115	-115	93,881
4	1	1	1	0	1	0	0	115	115	-115	477,61
5	1	-1	0	-1	0	1	0	115	-115	115	67,769
6	1	-1	0	1	0	-1	0	115	-115	115	272,31
7	1	1	0	-1	0	-1	0	115	-115	115	113,7
8	1	1	0	1	0	1	0	115	-115	115	444,46
9	1	0	-1	-1	0	0	1	-115	115	115	32,237
10	1	0	-1	1	0	0	-1	-115	115	115	127,76
11	1	0	1	-1	0	0	-1	-115	115	115	162,44
12	1	0	1	1	0	0	1	-115	115	115	735,19
13	1	0	0	0	0	0	0	-115	-115	-115	161,91
14	1	0	0	0	0	0	0	-115	-115	-115	161,91
15	1	0	0	0	0	0	0	-115	-115	-115	161,91

Коэффициенты аппроксимирующего полинома  $b$  находятся путем решения СЛАУ, заданной в матричной форме (табл. 2), по формуле:  $B = (X^T \cdot X)^{-1} \cdot X^T \cdot Y$  [1].

В результате получаем аппроксимирующий полином второго порядка для определения  $H_{mx}$  при кодированном значении факторов:

$$H_{mx} = 223,87 + 55,572 \cdot x_1 + 169,11 \cdot x_2 + 150,45 \cdot x_3 + 38,057 \cdot x_1 \cdot x_2 + 31,555 \cdot x_1 \cdot x_3 + 119,31 \cdot x_2 \cdot x_3 + 13,683 \cdot x_1^2 + 53,53 \cdot x_2^2 + 48,967 \cdot x_3^2. \quad (4)$$

Переход к аналитической функции  $f(\tilde{x}_1, \tilde{x}_2, \tilde{x}_3) = H_{mx}(2a_{д}, 2c_{д}, H_{СТ})$  осуществляется с помощью преобразования кодированного значения факторов в натуральные по формуле:

$$f(\tilde{x}_1, \tilde{x}_2, \tilde{x}_3) = b_0 - (8/15) \cdot b_7 \cdot b_8 \cdot b_9 + b_1 \cdot x_1 + b_2 \cdot x_2 + b_3 \cdot x_3 + b_4 \cdot x_1 \cdot x_2 + b_5 \cdot x_1 \cdot x_3 + b_6 \cdot x_2 \cdot x_3 + b_7 \cdot x_1^2 + b_8 \cdot x_2^2 + b_9 \cdot x_3^2, \quad (5)$$

где  $x_j = \frac{\tilde{x}_j - \tilde{x}_{j0}}{I_j}$ ;  $x_j$  – кодированное значение фактора;

$\tilde{x}_j$  – натуральное значения фактора;  $\tilde{x}_{j0}$  – натуральное значение основного уровня;  $I_j$  – интервал варьирования;  $j$  – номер фактора.

На рис. 4 представлены графики функции  $H_{mx}(2a_{д}, 2c_{д}, H_{СТ})$  при вариациях заданных переменных в пределах интервалов их варьирования.

Проверка правильности решения и адекватности приведенной аппроксимирующей модели может осуществляться двумя способами:

- использованием графических образов;
- вычислением погрешности математической модели.

Наиболее эффективным способом проверки адекватности модели является вычисление погрешностей функции аппроксимации.

Погрешность аппроксимирующих формул оценивается абсолютной среднеквадратической погрешностью  $\varepsilon$  и максимальной относительной погрешностью  $\delta$ , которые имеют вид [4]:

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n \Delta_i^2}{n}}; \delta = \frac{\varepsilon}{y_{\min}} \cdot 100\%, \quad (6)$$

где  $\Delta_i = y(x_i) - \varphi(x_i)$ ;  $y(x_i)$  – значения функции в точках  $x_i$ , полученные путем численного эксперимента;  $\varphi(x_i)$  – значения аппроксимирующей функции в тех же точках;  $n$  – число узлов, в которых проводился эксперимент;  $y_{\min}$  – минимальное значение функции.

На рис. 5 приведены графики зависимостей аппроксимирующей функций  $H_{mx}(2a_{д}, 2c_{д}, H_{СТ})$  совместно с данными численных экспериментов в равностоящих узлах, заключенных в пределах интервалов варьирования переменных.

По характеру кривых регрессии можно сказать, что степень аппроксимации функцией  $H_{mx}(2a_{д}, 2c_{д}, H_{СТ})$  данных численных экспериментов является приемлемой. Если требуется увеличения точности аппроксимации, то рекомендуется уменьшить интервалы варьирования факторов, которые оказывают наибольшее влияние на величину  $H_{mx}$ .

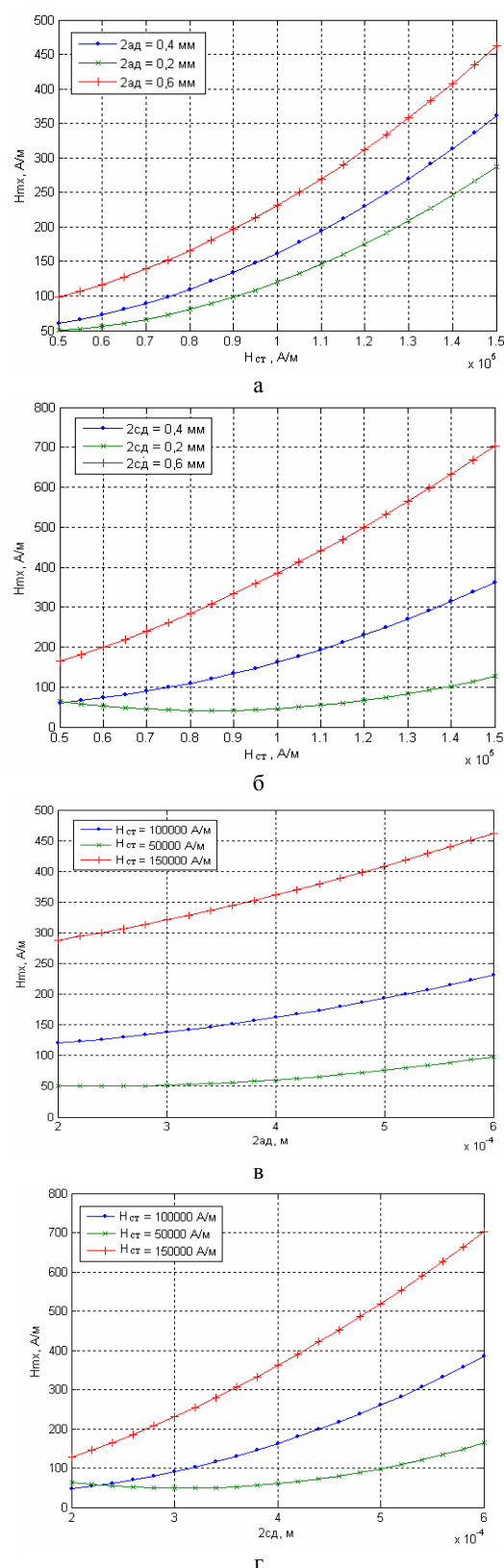


Рис. 4. Графики функции  $H_{mx}(2a_{д}, 2c_{д}, H_{СТ})$ , построенные используя (5): а)  $H_{mx}(H_{СТ})$ ,  $2c_{д} = 0,4$  мм; б)  $H_{mx}(H_{СТ})$ ,  $2a_{д} = 0,4$  мм; в)  $H_{mx}(a_{д})$ ,  $2c_{д} = 0,4$  мм; г)  $H_{mx}(c_{д})$ ,  $2a_{д} = 0,4$  мм

Погрешности аппроксимации функцией  $H_{mx}(2a_{д}, 2c_{д}, H_{СТ})$  экспериментальных данных не превышают:  $\varepsilon = 6$  А/м;  $\delta = 2,8$  %.

В силу ортогональности и рототабельности композиционного плана, обосновано будет считать, что

абсолютная среднеквадратическая и относительная погрешности, при варьировании других факторов аппроксимирующей функции и различных уровнях неварьируемых факторов, будут близки к полученным значениям погрешностей для двух случаев.

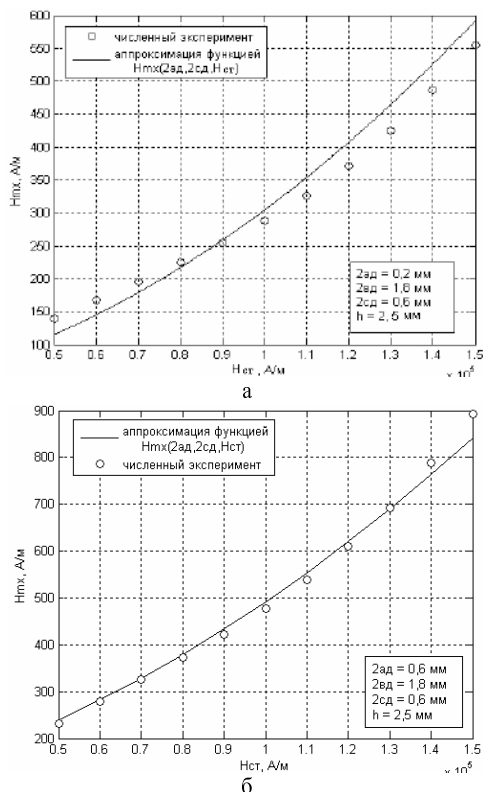


Рис. 5. Графики аппроксимации данных численного эксперимента функцией  $H_{mx}(2a_d, 2c_d, H_{CT})$

Полученные результаты позволяют утверждать, что гипотеза об адекватности предлагаемой квадратичной модели функции аппроксимации МПРД может быть принята.

Аппроксимирующая функция  $H_{mx}(2a_d, 2c_d, H_{CT})$  определяет лишь степень влияния ее аргументов  $2a_d, 2c_d, H_{CT}$  на информационный параметр  $H_{mx}$ . Для адекватной идентификации дефекта сплошности ферромагнитной детали необходимо учитывать также влияние, оказываемое остальными факторами, которые могут варьироваться –  $h_v, 2e_d$  с учетом высоты наблюдения  $h$ . В частности параметр  $h_v$  – глубина расположения дефекта под поверхностью детали требуется учитывать при расчете информационных параметров магнитного поля рассеяния подповерхностных дефектов.

С целью определения степени влияния приведенных факторов проводятся дополнительные эксперименты и вычисление аппроксимирующих функций для всех информационных параметров.

Таким способом, путем проведения численных экспериментов получаем набор трехфакторных аппроксимирующих функций информационных параметров МПРД, отображающих степень воздействия и взаимовлияния их факторов. Данный набор аппроксимирующих функций позволяет определить зависимости для составляющих приведенный выше информационных параметров МПРД  $F(2a_d, 2e_d, 2c_d, h, h_v, H_{CT})$ . Результативная полнофакторная модель  $F(f_1, f_2, \dots, f_n)$

вычисляется с помощью алгоритмов при программной реализации метода, где  $f_1 = f(2a_d, 2c_d, H_{CT}), f_2 = f(2a_d, 2e_d, 2c_d), f_3 = f(2a_d, 2c_d, h), f_4 = f(2a_d, 2c_d, h_v)$ .

Важным достоинством предлагаемого метода является простота его интегрирования в стандартные вычислительные устройства. Функция аппроксимации определяется набором коэффициентов, которые заносятся в постоянное запоминающее устройство (ПЗУ). Алгоритм расчета может быть реализован на простом арифметико-логическом устройстве (АЛУ). В качестве аппаратного решения могут использоваться современные программируемые микроконтроллеры, что обеспечивает портативность средств контроля.

## ВЫВОДЫ

В данной работе предложено для повышения быстрой работы расчета и без существенной потери в точности применять аппроксимацию основных параметров распределения МПРД типа трещины ферромагнитного тела.

Была получена аппроксимирующая модель информационных параметров МПРД, которая представляет собой полином второго порядка, для получения которого достаточно произвести 15 численных опытов при различных уровнях факторов функции.

Погрешность аппроксимирующей модели зависит от выбора интервалов варьирования факторов.

Метод легко поддается программной реализации и может служить базой при разработке алгоритмов программного обеспечения для идентификации дефектов различных изделий по сигналам с измерительных преобразователей.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ю.П. Адлер, Е.В. Маркова, Ю.В. Грановский. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий. Наука, М.: 1976. – 279 с.
2. Основы научных исследований. Сытник В.Ф. Киев, Издательское объединение "Вища школа", 1978, с. 73-76.
3. Engineering statistic handbook. www.sbtionline.com.
4. Половко А. М., Бутусов П. Н. MATLAB для студента. – СПб.: БХВ-Петербург, 2005. – 320 с: ил.

Поступила 28.12.2009

Корбан Николай Петрович, ассистент  
Восточноукраинский национальный университет  
имени Владимира Даля, кафедра электромеханики  
Украина, 91034, Луганск, кв. Молодежный 20-А  
тел. (0642) 50-05-62, e-mail: npkorban@mail.ru

N.P. Korban

### Approximation of the basic parameters of external magnetic field distribution for a magnetized ferromagnetic body with a defect

External magnetic field of a magnetized ferromagnetic body containing a crack-type defect is examined. A technique for approximation of the basic parameters of the body external magnetic field distribution directly from geometrical parameters of the defect is developed. Numerical experiments are conducted. Verification of adequacy of the approximating model is made and error of the approximation is estimated.

Key words – magnetic field approximation, ferromagnetic body, crack-type defect, approximating model, numeral experiment



Ю.В. Батыгин, С.Ф. Головащенко, А.В. Гнатов, Д.О. Смирнов

## ИНДУКТОРНЫЕ СИСТЕМЫ ДЛЯ МАГНИТНО-ИМПУЛЬСНОЙ РАЗДАЧИ ТРУБ ПРЯМОУГОЛЬНОЙ ФОРМОЙ ПОПЕРЕЧНОГО СЕЧЕНИЯ

*Стаття присвячена розрахунку просторового розподілу електромагнітних полів, які створюються різними індукторними системами, призначеними для роздачі порожнистих металевих труб з прямокутною формою поперечного перетину. Визначені збуджувані електродинамічні зусилля в даних індукторних системах. Показано, що дані системи забезпечують не лише силову дію на стінки внутрішньої порожнини, але і цілеспрямований тиск на кути прямокутного профілю.*

*Статья посвящена расчёту пространственного распределения электромагнитных полей, которые создаются различными индукторными системами, предназначенными для "раздачи" полых металлических труб с прямоугольной формой поперечного сечения. Определены возбуждаемые электродинамические усилия в рассматриваемых индукторных системах. Показано, что данные системы обеспечивают не только силовое воздействие на стенки внутренней полости, но и целенаправленное давление на углы прямоугольного профиля.*

### ВВЕДЕНИЕ

**Постановка проблемы.** Для сборки элементов механических рамных конструкций из лёгких прочных металлических сплавов на основе алюминия и магния, получивших широкое распространение в современном промышленном производстве (рис. 1), необходимы новые способы их относительной фиксации.

**Анализ основных достижений и публикаций** Известные методы традиционной сварки оказываются не эффективными или вообще не работоспособными [1]. Но, как показали проведенные исследования, магнитно-импульсные технологии позволяют реализовать на практике, так называемую, холодную сварку, в основе которой положена взаимная диффузия соединяемых металлов при достаточно высоких скоростях соударения [2, 3].

**Цель настоящей работы** – расчёт пространственного распределения полей с последующими выводами о возбуждаемых электродинамических усилиях в различных индукторных системах, предназначенных для "раздачи" полых металлических труб с прямоугольной формой поперечного сечения. Причём данные системы должны обеспечивать не только силовое воздействие на стенки внутренней полости, но и обязательное целенаправленное давление на углы.

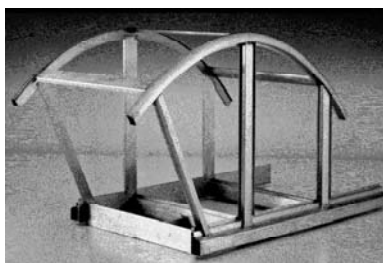
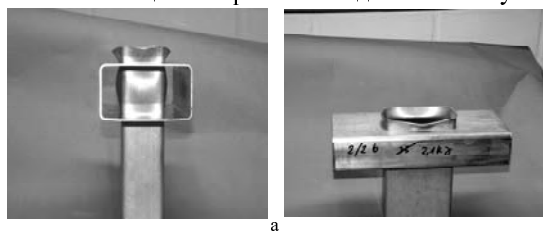


Рис. 1. Кузовная рама автомобиля фирмы "Volkswagen" (б) и экспериментальные образцы тавровых соединений в её узлах (а)

### РАСЧЁТНЫЕ СООТНОШЕНИЯ

Схематически, предлагаемая индукторная систе-

ма в поперечном сечении и, соответственно, принимаемая расчётная модель показаны на рис. 2. Проводники, помеченные цифрами 1, 2, 3 и 4, – это протяжённые токопроводы витков. Их поперечное сечение – квадрат со стороной  $d$ .

В дальнейшем, указание направления токов в витках позволит исследовать электродинамические процессы в различных вариантах соединения витков между собой и подключения их к источнику мощности прямоугольного профиля.

Принимаемые допущения:

- углы поперечного профиля в изгибах полой металлической трубы приближаются к  $\approx \pi/2$ ;
- приемлема декартова прямоугольная система координат;
- одновитковые соленоиды прямоугольной формы выполнены из проводников квадратного сечения  $d \times d$  и обладают достаточно большой протяжённостью в измерении, соответствующем оси  $OX$ , так что  $\partial/\partial x = 0$ ;
- электропроводность обрабатываемого металла и действующие рабочие частоты настолько высоки, так что допустимо приближение резкого поверхностного эффекта;
- по токопроводам витков, параллельных оси  $OX$ , протекает один и тот же по величине ток  $I_x(t) = I(t)$  (где  $t$  – время в секундах).

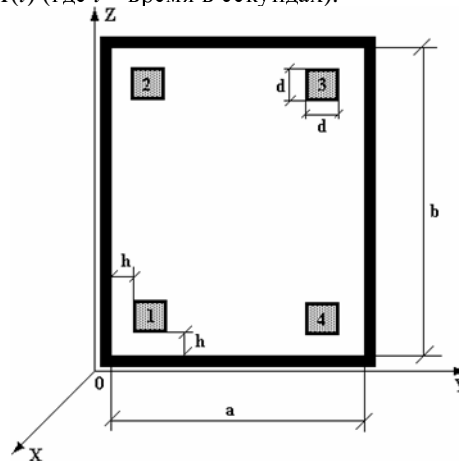


Рис. 2. Расчётная модель

Принятые допущения позволяют считать, что в рассматриваемой системе возбуждаются нетривиальные компоненты вектора напряжённости электромагнитного поля:

$$E_x(t, y, z) \neq 0; H_y(t, y, z) \neq 0; H_z(t, y, z) \neq 0.$$

Из допущения о резком поверхностном эффекте следует, что на поверхностях стенок металлической трубы касательная составляющая вектора напряжённости электрического поля обращается в нуль, то есть:

$$E_x(t, y, \{z = 0, b\}) = E_x(t, \{y = 0, a\}, z) = 0.$$

Уравнения Максвелла для компонентов вектора поля, преобразованных по Лапласу с учётом нулевых начальных условий, во внутренней полости между взаимно ортогональными стенками металлической трубы ( $y \in [0, a]$ ,  $z \in [0, b]$ ) [3, 4]:

$$\begin{cases} \frac{\partial H_z(p, y, z)}{\partial y} - \frac{\partial H_y(p, y, z)}{\partial z} = j_x(p, y, z); & (1) \\ \frac{\partial E_x(p, y, z)}{\partial z} = -p \cdot \mu_0 \cdot H_y(p, y, z); & (2) \\ \frac{\partial E_x(p, y, z)}{\partial y} = p \cdot \mu_0 \cdot H_z(p, y, z), & (3) \end{cases}$$

где  $p$  – параметр интегрального преобразования Лапласа,  $j_x(p, y, z)$  – плотность стороннего тока – тока в токопроводах:

$$j_x(p, y, z) = \left( \frac{I(p)}{d^2} \right) \cdot \sum_{i=1}^4 \delta_i \cdot f_i(y, z), \quad I(p) = L\{I(t)\};$$

$f_i(y, z)$  – функции пространственного распределения ( $i = 1, 2, 3, 4$ ):

$$\begin{aligned} f_1(y, z) &= [\eta(z-h) - \eta(z-(h+d))] \times \\ &\quad \times [\eta(y-h) - \eta(y-(h+d))]; \\ f_2(y, z) &= [\eta(z-(b-(h+d))) - \eta(z-(b-h))] \times \\ &\quad \times [\eta(y-h) - \eta(y-(h+d))]; \\ f_3(y, z) &= [\eta(z-(b-(h+d))) - \eta(z-(b-h))] \times \\ &\quad \times [\eta(y-(a-(h+d))) - \eta(y-(a-h))]; \\ f_4(y, z) &= [\eta(z-h) - \eta(z-(h+d))] \times \\ &\quad \times [\eta(y-(a-(h+d))) - \eta(y-(a-h))]; \end{aligned}$$

$\eta(z)$ ,  $\eta(y)$  – ступенчатые функции Хевисайда;  
 $E_x(p, y, z) = L\{E_x(t, y, z)\}$ ;  $H_{y,z}(p, y, z) = L\{H_{y,z}(t, y, z)\}$ .

Из дифференциальной системы (1) – (3) можно получить уравнение для  $E_x(p, y, z)$ :

$$\frac{\partial^2 E_x(p, y, z)}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 E_x(p, y, z)}{\partial z^2} = p \cdot \mu_0 \cdot j_x(p, y, z). \quad (4)$$

Правая часть (4) есть линейная комбинация из четырёх слагаемых. Для его интегрирования целесообразно воспользоваться принципом суперпозиции, в соответствии с которым следует найти решения для каждого из слагаемых в правой части линейного неоднородного дифференциального уравнения, после чего полученные результаты просуммировать [7].

Чтобы удовлетворить граничным условиям поставленной задачи решение уравнения (5) следует искать в виде двойного разложения Фурье по синусам кратных дуг [7]:

$$E_x(p, y, z) = \sum_{m,n=1}^{\infty} E_x(p, m, n) \cdot \sin\left(\frac{\pi \cdot m}{b} \cdot z\right) \times \sin\left(\frac{\pi \cdot n}{a} \cdot y\right), \quad (5)$$

где  $E_x(p, m, n)$  – неизвестные коэффициенты разложения. Для определения неизвестных коэффициентов

двойного ряда Фурье в выражении (5) его необходимо подставить в левую часть уравнения (4), а правую часть (4) в соответствии с известными алгоритмами разложить по синусам.

После выполнения требуемых математических операций находим выражение для напряжённости возбуждаемого электрического поля. Полученный результат следует подставить в уравнения (2) и (3).

В конечном итоге, после выполнения необходимых тождественных преобразований определяем компоненты вектора магнитного поля, возбуждаемого:

а) на горизонтальных стенках трубы (соответственно рис. 2),  $z = 0$ :

$$\begin{aligned} H_y(p, y, z = 0) &= \left( \frac{I(p) \cdot 16}{\pi \cdot b \cdot d^2} \right) \times \\ &\times \sum_{m,n=1}^{\infty} \frac{f_1(m, n)}{\left[ \left( \frac{\pi \cdot m}{b} \right)^2 + \left( \frac{\pi \cdot n}{a} \right)^2 \right] \cdot n} \times \\ &\times \left[ \delta_1 + (-1)^{m+1} \cdot \delta_2 + (-1)^{m+n} \cdot \delta_3 + (-1)^{n+1} \cdot \delta_4 \right] \times \\ &\times \sin\left(\frac{\pi \cdot n}{a} \cdot y\right); \end{aligned} \quad (6)$$

б) на вертикальных стенках трубы (соответственно рис. 2),  $y = 0$ :

$$\begin{aligned} H_z(p, y = 0, z) &= - \left( \frac{I(p) \cdot 16}{\pi \cdot a \cdot d^2} \right) \times \\ &\times \sum_{m,n=1}^{\infty} \frac{f_1(m, n)}{\left[ \left( \frac{\pi \cdot m}{b} \right)^2 + \left( \frac{\pi \cdot n}{a} \right)^2 \right] \cdot m} \times \\ &\times \left[ \delta_1 + (-1)^{m+1} \delta_2 + (-1)^{m+n} \delta_3 + (-1)^{n+1} \delta_4 \right] \times \\ &\times \sin\left(\frac{\pi \cdot m}{b} \cdot z\right). \end{aligned} \quad (7)$$

Плотности токов, индуцированных в металле обрабатываемой трубчатой заготовки, также будут определяться формулами (6) и (7). Их квадрат с точностью до магнитной проницаемости вакуума равен магнитному давлению, развиваемому в исследуемой индукторной системе.

**Численные оценки распределения напряжённости возбуждаемого магнитного поля и электродинамических усилий.** Полученные решения проиллюстрируем численными расчётами для экспериментальных индукторных систем, моделировавших реальные процессы в производственных условиях.

В режиме резкого поверхностного эффекта обработке подлежит полая протяжённая алюминиевая трубчатая заготовка толщиной 0,001 м с квадратной формой поперечного сечения:  $0,02 \times 0,02$  м,  $a = b = 0,02$  м.

Индукторы – одновитковые соленоиды прямоугольной формы выполнены из проводников с квадратным поперечным сечением:  $0,002 \times 0,002$  м,  $d = 0,02$  м. Изоляционные промежутки между витками и стенками заготовки  $h = 0,001$  м.

Геометрически расположение индукторов соответствует рис. 2. Их токопроводы помещаются вдоль внутренних угловых изгибов профиля поперечного сечения трубчатой заготовки: виток I – токопроводы № 1 и № 4, виток II – токопроводы № 2 и № 3.

Электрически, витки соединены последовательно. Протекающий ток одинаков. В токопроводах №1 и №2 его направление совпадает с положительным направлением оси  $Ox$ , в №3 и №4 он направлен в противоположную сторону.

Необходимо вычислить распределения касательных компонент напряжённости магнитного поля, а следовательно и распределения плотности вихревых токов, индуцированных в металле полых трубы.

Как было указано выше, требуемые характеристики электромагнитных процессов в исследуемой индукторной системе вычисляются по формулам (6) и (7).

В соответствии с заданной конфигурацией индуктора, способа его включения и направлением тока в токопроводах для проведения расчётов следует положить, что  $\delta_1 = 1$ ,  $\delta_2 = 1$ ,  $\delta_3 = -1$ ,  $\delta_4 = -1$ . Результаты вычислений представлены графическими зависимостями на рис. 3. Проведенные вычисления показали, что:

- в индукторной системе с двумя одновитковыми соленоидами, предназначенной для раздачи полых трубчатых заготовок с прямоугольной формой поперечного сечения из металлов с достаточно высокой электропроводностью, возбуждаются интенсивные магнитные поля и, соответственно, мощные электродинамические усилия, величины которых вполне достаточны для практического осуществления заданной технологической операции;
- пространственные распределения полей и давлений таково, что их максимумы сосредоточены вблизи внутренних углов обрабатываемой заготовки;
- концентрация возбуждаемых усилий в угловых зонах на двух взаимно ортогональных плоскостях означает появление равнодействующей силы давления с амплитудой  $\sqrt{2} \cdot P_m$ , направленной к центру угла;
- развитие процессов деформирования обрабатываемой заготовки должно происходить за счёт её растяжения по углам профиля поперечного сечения.

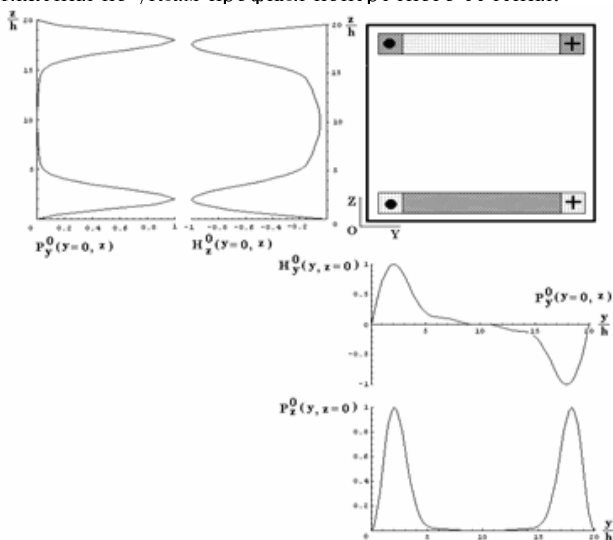


Рис. 3. Пространственные распределения касательных компонент напряжённости магнитного поля ( $H_{y,z}^0$ ) и возбуждаемых сил давления ( $P_{y,z}^0$ ) в относительных единицах (нормировка производилась на максимум расчётной величины)

Для более полной иллюстрации процессов в системе расчёты в относительных единицах следует дополнить абсолютными значениями характеристик. Так, при амплитуде тока в индукторе  $I_m \approx 100$  кА максимум напряжённости будет составлять  $H_m \approx 1,6 \cdot 10^7$  А/м, со-

ответственно, максимум развиваемого давления будет равен  $P_m \approx 1,5 \cdot 10^8$  Н/м<sup>2</sup>.

## ВЫВОДЫ

1. Предложена конструкция индукторной системы для "раздачи" полых труб прямоугольного сечения.
2. Проведенные расчёты показали:
  - максимумы давлений сосредоточены вблизи внутренних углов обрабатываемой заготовки;
  - развитие процессов деформирования обрабатываемой заготовки должно происходить за счёт её растяжения по углам профиля поперечного сечения.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Proceedings of the 1-st International Conference on High Speed Metal Forming, March 31/April 1. 2004. Dortmund, Germany.
2. Белый И.В., Фертник С.М., Хименко Л.Т., Справочник по магнитно-импульсной обработке металлов. Харьков: Вища школа. 1977. – 189 с.
3. Шнеерсон Г.А., Поля и переходные процессы в аппарате сверхсильных токов. Л: "Энергия". 1982. – 188 с.
4. Батыгин Ю.В., Лавинский В.И., Хименко Л.Т., Импульсные магнитные поля для Прогрессивных технологий. Том 1. Издание второе, переработанное и дополненное. Под общей редакцией д.т.н., проф. Батыгина Ю.В. Харьков: Изд. МОСТ. - 2003. – 285 с.
5. Батыгин Ю.В., Сериков Г.С., Головащенко С.Ф., Магнитное поле и давления, возбуждаемые одновитковым индуктором в угловом изгибе листовой заготовки. // Электротехника і електромеханіка. Харків. 2006. – №6. – с.66-71.
6. Батыгин Ю.В., Чаплыгин Е.А., Сериков Г.С., патент Украины на полезную модель № 31309. Индуктор для магнітно-імпульсного формування кутів у вигнутих листових металевих заготівках.
7. Т. Корн, Г.Корн, Справочник по математике для научных работников и инженеров. – М: Наука. 1973. – 831с.

Поступила 05.12.2009

Батыгин Юрий Викторович, д.т.н., проф.  
Гнатов Андрей Викторович, к.т.н., с.н.с.  
Смирнов Дмитрий Олегович  
Харьковский национальный  
автомобильно-дорожный университет  
61002, Харьков, ул. Петровского, 25  
ХНАДУ, кафедра "Автомобильная электроника"  
тел. (057) 700-38-52, e-mail: batygin48@mail.ru,  
kalifus@yandex.ru, as.pirant@mail.ru

Головащенко Сергей Фёдорович,  
Technical Leader  
Manufacturing Research Department,  
Ford Research & Advanced Engineering  
Research and Innovation Center  
MD 3135, 2101 Village Road, Dearborn, MI 48121 USA  
phone: (313) 337-37-38, fax: (313) 390-05-14  
e-mail: sgolovas@ford.com

Yu.V. Batygin, A.V. Gnatov, D.O. Smirnov

### Induction systems for magnetic-impulse expansion of rectangular pipes

The article is devoted to calculation of spatial distribution of electromagnetic fields generated by different inductor systems intended for expansion of hollow rectangular metallic pipes. Excited electrical dynamic forces in the examined inductor systems are found. It is shown that these systems provide not only force action on the pipe internal walls but also purposeful pressure on corners of the rectangular pipe profile.

**Key words – induction system, hollow rectangular metallic pipes expansion, spatial electromagnetic field distribution calculation**

## ОСОБЛИВОСТІ ХАРАКТЕРИСТИК ВИСОКОВОЛЬТНИХ ВИПРОБУВАЛЬНИХ ТРАНСФОРМАТОРІВ

*Досліджені високовольтні випробувальні трансформатори напруги, визначена залежність їх похибки від характеру навантаження*

*Исследованы высоковольтные испытательные трансформаторы напряжения, определена зависимость их погрешности от характера нагрузки*

### ВСТУП

Високовольтні випробувальні трансформатори (ВВТ) знаходять широке застосування в експлуатації для тестування електрообладнання високою напругою. Проте питання визначення їх похибок до цього часу достатньо не вивчені, що вимагає детального дослідження ВВТ.

### ДОСЛІДЖЕННЯ ВИПРОБУВАЛЬНИХ ТРАНСФОРМАТОРІВ

На кафедрі техніки та електрофізики високих напруг НТУУ "КПІ" були проведені дослідження ВВТ з метою визначення залежності їх похибок від величини й характеру навантаження. Дана стаття є продовженням дослідження, опублікованого раніше в [1].

Трансформатор ИОМ-100/25, зав. №9581279, використаний як об'єкт дослідження, мав наступні характеристики:

- напруга на вході низьковольтної обмотки, В: 0-200;
- напруга на виході високовольтної обмотки, кВ: 0-100;
- напруга на виході вимірювальної обмотки, В: 0-100;
- робоча частота, Гц: 50;
- максимальна потужність, кВА: 25.

Були проведені експериментальні дослідження трансформатора на холостому ході, а також з активним і ємнісним навантаженнями, згідно з наведеною на рис. 1 схемою.

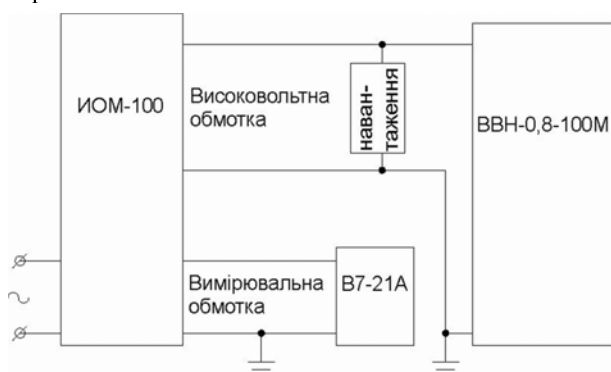


Рис. 1. Схема експериментального дослідження трансформатора ИОМ-110/25 з навантаженням

В якості еталонного засобу вимірювань використовувалась вимірювальна система високої напруги ВВН-0,8-100М. Навантаження складалось з активного опору високовольтних резистивних елементів сумарним опором 217 кОм. В якості ємнісного навантаження використовувались високовольтні конденсатори типу ИМ 60 сумарною ємністю 15,4 нФ. Напругу на

виході вимірювальної обмотки ИОМ-100/25 визначали за допомогою цифрового вольтметра В7-21А. Дані, одержані в результаті вимірювань за схемою рис. 1, дозволяють для кожної серії вимірів побудувати графіки залежності коефіцієнта  $k$  від напруги ( $k$  – коефіцієнт пропорційності між вихідною напругою високовольтної обмотки трансформатора ИОМ-100/25, визначеною за допомогою еталонної вимірювальної системи, а також "розрахунковою" напругою, визначеною за допомогою вимірювальної обмотки ИОМ-100/25 та номінального коефіцієнта трансформації  $k_{\text{ном}} = 1000$ ). Коефіцієнт  $k$  визначається за формулою:

$$k = \frac{U_{\text{вим.д.}} \cdot k_{\text{ном}}}{U_{\text{вис.д.}}}, \quad (1)$$

де  $U_{\text{вим.д.}}$  – значення діючої напруги на виході вимірювальної обмотки ИОМ-100/25, одержане за допомогою вольтметра В7-21А;  $U_{\text{вис.д.}}$  – значення діючої напруги на виході високовольтної обмотки ИОМ-100/25, одержане за допомогою високовольтної вимірювальної системи ВВН-0,8-100М;  $k_{\text{ном}}$  – номінальне значення коефіцієнту трансформації за вимірювальною обмоткою ИОМ-100/25 ( $k_{\text{ном}} = 1000$ ).

Графік залежності коефіцієнта  $k$  від напруги на виході трансформатора ИОМ-100/25 в режимі холостого ходу, на прикладі однієї з серій випробувань, представлений на рис. 2.

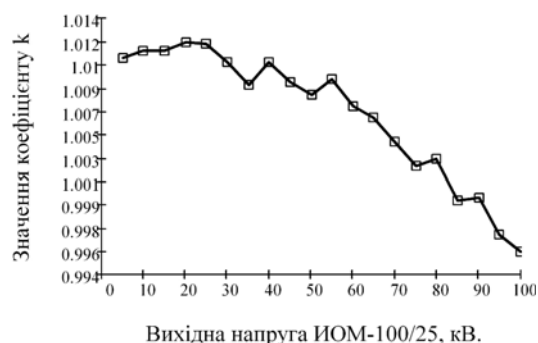


Рис. 2. Залежність коефіцієнта  $k$  від напруги на виході трансформатора ИОМ-100/25 при холостому ході

За допомогою програмного пакету MathCad 14 була проведена статистична обробка серій результатів випробувань та апроксимація одержаних даних за методом найменших квадратів. Обробка результатів дозволила побудувати графік залежності коефіцієнта  $k$  від напруги на виході ИОМ-100/25.

На графіку, зображеному на рис. 3, простежується нелінійна залежність коефіцієнта  $k$  від вихідної

напруги ИОМ-100/25. Одержана залежність  $k$  може бути пояснена "певним запасом" кількості витків високовольтної обмотки ИОМ-100/25 (для врахування впливу навантаження), а також насиченням сталі магнітопроводу.

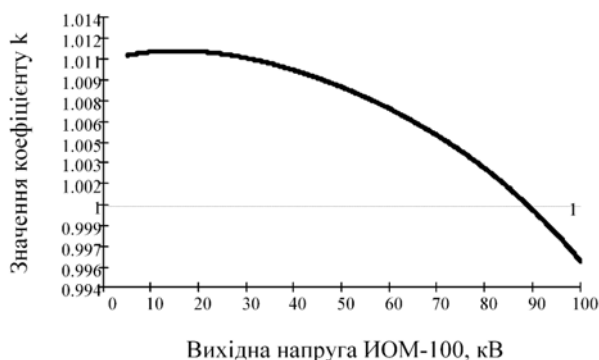


Рис. 3. Графік залежності коефіцієнта  $k$  від напруги на виході ИОМ-100/25 при холостому ході

У процесі досліджень, як навантаження використовувалось спочатку чисто активне навантаження, потім – ємнісне.

Побудовані в результаті вимірювань графіки залежності коефіцієнта  $k$  від вихідної напруги ИОМ-100/25 під навантаженням представлені на рис. 4, де суцільною лінією представлена залежність коефіцієнта  $k$  при ємнісному навантаженні, а штриховою – залежність коефіцієнта  $k$  при активному навантаженні від вихідної напруги трансформатора ИОМ-100/25. Коефіцієнти  $k$  для даного графіка були одержані аналогічно експерименту на холостому ході за формулою (1).

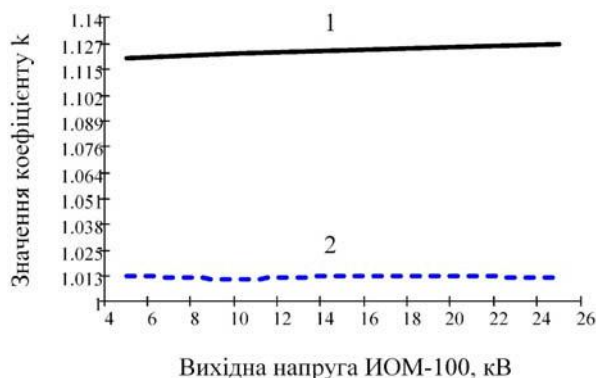


Рис. 4. Залежності коефіцієнта  $k$  від вихідної напруги ИОМ-100/25 під навантаженням при ємнісному (1) і чисто активному (2) навантаженнях

Із графіків рис. 4, слідує, що вимірювання вихідної високої напруги ИОМ-100/25 за допомогою вимірювальної обмотки при активному навантаженні дає майже в 10 разів меншу похибку, ніж при ємнісному, причому, похибка вимірювань при ємнісному навантаженні збільшується з ростом напруги.

Дана похибка ИОМ-100/25 при ємнісних навантаженнях (більша 10 %) робить недопустимим використання даного типу випробувального трансформатора, одночасно, в якості засобу вимірювань.

Недоліком випробувальних трансформаторів типу ИОМ-100/25, крім невизначеності їх точності, є також обмежена вихідна напруга – 100 кВ. У зв'язку з цим,

кафедрою техніки та електрофізики високих напруг НТУУ "КПІ" разом з ТОВ "ІнтелТех" розроблений на замовлення Державного підприємства Центральна електроенергетична система НЕК "Укренерго" високовольтний випробувальний комплекс ВВН-180, до складу якого входить випробувальний трансформатор напруги ВТН-180, що має наступні характеристики.

Номинальна напруга обмоток:

- первинної 0,22 кВ;
- вторинної 180 кВ;
- вимірювальної 0,18 кВ.

Вихідна потужність (при коефіцієнті потужності  $\cos\phi = 1$ )

0...8000 ВА.

Номинальний струм обмоток:

- первинної 36,4 А;
- вторинної 0,044 А.

Діапазон робочих напруг ВТН-180

10 – 180 кВ.

Границі допустимої похибки

вимірювання вторинної

напруги ВТН-180 при вихідній

номинальній потужності 0 – 8000 ВА

±3%.

Габаритні розміри:

- площа до 0,5 м<sup>2</sup>;
- висота до 1,55 м.
- Маса 400 кг.

## ВИСНОВКИ

У високовольтних випробувальних трансформаторах, використовуваних у схемах випробувань прикладеною напругою змінного струму, відбуваються складні процеси, досі не досліджені детально.

Похибка вимірювання випробувальної напруги в таких схемах може істотно перевищувати допустиме значення ±3 %, причому дана ситуація призводить до масових випробувань продукції заниженими значеннями напруг, що створює передумови для підвищеної аварійності високовольтної техніки.

## СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Абрамов В. Б., Анохин Ю.Л., Бржезицкий В. А., Гаран Я.А., Кикало В. Н., Маслюченко И. Н., Хоминич В.И., Чиженко П. Н., Яценко А. А. Испытательный трансформатор напряжением 180 кВ с гарантированной точностью его измерения // Техническая электродинамика. Тематичний випуск. Проблеми сучасної електротехніки. ч. 5. – 2008. – С. 100-101.

Надійшла 12.10.2009

Бржезицький Володимир Олександрович, д.т.н, проф.,

Гаран Ярослав Олександрович, учбовий майстер

Національний технічний університет України

"Київський політехнічний інститут"

Україна, 03056, Київ, пр. Перемоги, 37

НТУУ "КПІ", кафедра "Техніка і електрофізика

високих напруг"

тел. (044) 406-82-35

V.A. Brzhezitsky, Y.A. Garan

## Features of high-voltage test transformers characteristics

High-voltage test transformers are investigated, dependence of their inaccuracy on loading condition is determined.

**Key words** – high-voltage test transformers, inaccuracy, loading condition, characteristics

## ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОСТРАНСТВЕННО-ВРЕМЕННЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ПОДВОДНОГО ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО РАЗРЯДА

*У магнітогідродинамічному наближенні розроблено замкнену математичну модель і виконано аналіз просторово-часових процесів електричного розряду у воді. Наведено порівняння результатів моделювання з результатами відомих експериментальних досліджень.*

*В магнітогідродинаміческом приближении разработана замкнутая математическая модель и выполнен анализ пространственно-временных процессов электрического разряда в воде. Представлено сравнение результатов моделирования с результатами известных экспериментальных исследований.*

### ВВЕДЕНИЕ

Одной из важнейших задач изучения процессов электрического разряда в жидкости, является исследование взаимосвязи пространственно-временных электродинамических, тепловых и гидродинамических процессов, что в конечном итоге определяет эффективность практического использования этого явления в ряде разрядно-импульсных технологий [1].

При пробое межэлектродного промежутка в воде образуется плазменный канал, в который вводится энергия накопителя. Она расходуется на повышение внутренней энергии плазмы и преобразуется в энергию светового излучения, механическую работу ударной волны и движения среды. Расширяясь в жидкости, плазменный канал после окончания диссипации в нем электрической энергии трансформируется в пульсирующую парогазовую полость. Длительность времени ввода электрической энергии в плазму для характерных режимов разряда составляет приблизительно  $10^{-6}$ - $10^{-4}$  с.

Следует отметить, что характеристики канала разряда в воде распределены в пространстве неравномерно. В публикациях прошлых лет [2] отмечается, что удельная электропроводность плазмы, осредненная по сечению канала электрического разряда в воде, существенно выше, чем рассчитанная по значениям измеренной поверхностной температуры. При этом попытки обосновать неравномерность распределения температуры и удельной электропроводности в плазме разряда [3-5] на ранних стадиях исследования не были строгими, поскольку не учитывали весь комплекс нестационарного взаимодействия электродинамических, гидродинамических и теплофизических процессов, происходящих в ней.

Поэтому целью настоящей работы является усовершенствование математической модели [1] для расчета пространственно-временных процессов во всей области межэлектродного промежутка с должным учетом такого взаимодействия.

### МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО РАЗРЯДА В ВОДЕ

Ввиду зарегистрированной экспериментально существенной неравномерности распределения характеристик электрических разрядов (удельной электропроводности плазмы, плотности тока, температуры,

напряженности электрического и магнитного поля, давления и т.д.) в плазме канала и за ее пределами возможности количественного анализа характеристик разряда в приближениях, предполагающих однородность канала, ограничены. В этом случае для анализа пространственно-временных процессов электрического разряда необходимо применение математического аппарата теории поля, в частности магнитогидродинамического приближения. Согласно ему математическая модель должна включать три группы уравнений: уравнения электромагнитного поля, уравнения гидродинамики – неразрывности и количества движения и уравнения термодинамики, включающие уравнения энергии и теплового потока. Такой подход позволяет корректно учесть взаимодействие электромагнитных, газодинамических и термодинамических процессов, сопровождающих преобразование электрического разряда в плазме канала разряда.

В работе рассмотрен важный, с практической точки зрения, случай электрического разряда в разрядном контуре с емкостным накопителем энергии в камере осевой симметрии (рис. 1). На рис. 1 обозначено:  $C$  – емкость конденсаторной батареи;  $R, L$  – активное сопротивление шин и паразитная индуктивность контура. Вдоль оси камеры расположены электроды. Стенка камеры служит обратным токопроводом, образуя вместе с межэлектродным промежутком коаксиальную конструкцию.

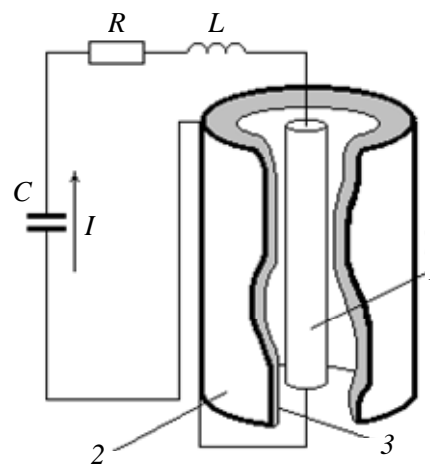


Рис. 1. Схема замещения разрядного контура с емкостным накопителем энергии: 1 – канал разряда; 2 – обратный токопровод; 3 – внутренняя стенка разрядной камеры

Если длина канала разряда намного превышает его радиус, процессы в межэлектродном промежутке можно считать одномерными. Поэтому уравнения электродинамики, записанные в лагранжевых координатах без учета токов смещения, имеют вид

$$i = \rho \cdot \frac{\partial(r \cdot H)}{\partial s}; \quad \mu_0 \cdot \frac{\partial}{\partial t} \left( \frac{H}{\rho \cdot r} \right) = \frac{\partial E}{\partial s}, \quad (1)$$

где  $i$  – плотность тока;  $t$  – время;  $\rho$  – плотность среды;  $E$ ,  $H$  – напряженности электрического и магнитного поля;  $r$  – пространственная координата;  $s$  – лагранжева координата ( $ds = \rho \cdot r \cdot dr$ );  $\mu_0$  – магнитная постоянная.

Взаимная связь между характеристиками электромагнитного поля и свойствами среды выражается законом Ома в дифференциальной форме, уравнениями для плотности электромагнитной силы  $f$ , действующей на элемент объема плазмы, и для удельной объемной мощности  $q$  тепловых источников в пересчете на единицу массы:

$$i = \sigma \cdot E; \quad f = \frac{\mu_0 \cdot i \cdot H}{\rho}; \quad q = \sigma \cdot E^2, \quad (2)$$

где  $\sigma$  – удельная электропроводность среды.

Влияние гидродинамических процессов на электродинамические проявляется через движение среды, которое с одной стороны определяет динамику изменения радиуса токопроводящей области, а с другой – влияет на плотность среды и удельную электропроводность плазмы. Движение среды в межэлектродном промежутке описывается законами сохранения массы и количества движения:

$$\frac{\partial}{\partial t} \left( \frac{1}{\rho} \right) = \frac{\partial}{\partial s} (r \cdot v); \quad \frac{\partial v}{\partial t} = -r \cdot \frac{\partial p}{\partial s} + f; \quad v = \frac{\partial r}{\partial t}, \quad (3)$$

где  $v$  – скорость;  $p$  – давление.

Закон сохранения энергии представляет собой уравнение баланса энергии по видам: механической, электромагнитной, тепловой, излучения:

$$\frac{\partial \epsilon}{\partial t} = -p \cdot \frac{\partial(r \cdot v)}{\partial s} + q - \frac{\partial W}{\partial s} - Q_V, \quad (4)$$

где  $\epsilon$  – внутренняя энергия;  $W$  – суммарный тепловой поток;  $Q_V$  – объемные потери энергии излучением.

Суммарный тепловой поток в лагранжевых координатах определяется выражением:

$$W = -\chi \cdot \rho \cdot \frac{\partial T}{\partial s}, \quad (5)$$

где  $\chi = \chi_\epsilon + \chi_m + \chi_R$  – удельная теплопроводность, определяемая суммой удельной электронной  $\chi_\epsilon$ , молекулярной  $\chi_m$  и лучистой  $\chi_R$  теплопроводностей соответственно.

Излучением плазмы электрического разряда в воде нельзя пренебрегать уже при температурах  $T > 10^4$  К и давлениях  $p > 10^5$  Па. В противном случае это приводит к завышению расчетной температуры в несколько раз. Для разрядов в жидкости характерна высокая оптическая плотность плазмы воды во всем спектре частот излучения [6, 7]. В этом случае справедливо приближение лучистой теплопроводности [8]:

$$\chi_R = \frac{16}{3} \cdot \sigma_B \cdot T^3 \cdot l_R, \quad (6)$$

где  $\sigma_B$  – постоянная Стефана-Больцмана;  $l_R$  – средняя длина свободного пробега по Росселанду [8].

В конце активной стадии разряда, когда плотность плазмы вследствие ее расширения уменьшена на несколько порядков величины, средняя длина свободного пробега  $l_R$  превышает радиус канала, плазма начинает излучать из всего объема. В этом случае в соответствии с [8] объемные потери энергии излучением определяются соотношением:

$$Q_V = \sigma_B \cdot T^4 / l_R. \quad (7)$$

Эти уравнения дополняются разработанным в данной работе широкодиапазонным уравнением состояния воды вида:

$$p = p(\rho, T); \quad \epsilon = \epsilon(\rho, T). \quad (8)$$

Необходимый диапазон термодинамических параметров (8), охватывает область состояний от конденсированного до плазменного. При разработке уравнения состояния в работе использовались данные динамических измерений, статистических исследований, результаты расчетов диссоциации молекул воды, расчеты по соотношениям химического равновесия состояний частичной ионизации и диссоциации [9-12]. Средняя квадратичная ошибка аппроксимации данных составила (3-4 %).

Уравнения (1) – (8) дополнены входящими в них зависимостями коэффициентов теплопроводности и удельной электропроводности от плотности и температуры:

$$\chi = \chi(\rho, T); \quad \sigma = \sigma(\rho, T). \quad (9)$$

Зависимости (9) задавались в расчетах интерполяцией табличных данных [12] с учетом неидеальности плотной низкотемпературной плазмы воды при высоких давлениях (до  $10^9$  Па) и температурах (до  $7 \cdot 10^4$  К).

Сопротивление канала определяется по его локальным характеристикам с использованием соотношения

$$R = \frac{l}{2 \cdot \pi \cdot \int_0^{r_k} \sigma \cdot r \cdot dr}, \quad (10)$$

где  $r$  – пространственная координата;  $r_k$  – радиус канала;  $\sigma$  – удельная электропроводность плазмы.

Для однозначного определения сопротивления канала необходимо знать его радиус  $r_k$ . В связи с этим возникает вопрос о границе канала. Как доказано экспериментально [14], значение радиуса токопроводящей области, определяющее величину сопротивления канала, в общем случае не совпадает со значением регистрируемого экспериментально радиуса светящегося столба. Как показано в [14], радиус токопроводящей области следует определять по кратчайшему расстоянию от оси канала до точки пространственной координаты, в которой удельная электропроводность плазмы меньше максимальной в  $e = 2,71$  раза. В дальнейшем в настоящей работе везде, если это не оговорено особо, под радиусом канала подразумевается именно радиус токопроводящего плазменного столба.

В разработанной модели уравнения магнитной

гидродинамики дополнены соответствующими постановке задачи граничными условиями.

В общем случае пространственно-временные процессы в межэлектродном промежутке рассматриваются в области  $0 < r < r_T$ , где координата  $r = 0$  соответствует положению оси канала и разрядной камеры, а  $r = r_T$  – границе разрядной камеры, выбираемой из условия ее недостижимости возмущениями среды за интересующее время разряда. В связи с этим краевые условия для уравнений (3) математической модели заданы в виде

$$v(0,t) = 0; \quad v(r_T,t) = 0. \quad (11)$$

Аналогично граничные условия по тепловому потоку определяются выражениями

$$W(0,t) = 0; \quad W(r_T,t) = 0. \quad (12)$$

Краевые условия для уравнений электромагнитного поля (1) на оси и на стенке разрядной камеры (рис. 1) имеют вид:

$$H(0,t) = 0; \quad H(r_T,t) = I(t)/(2 \cdot \pi \cdot r_T), \quad (13)$$

где  $I$  – ток канала разряда.

Значение тока в (13) определяется совместным решением уравнений электромагнитного поля с уравнениями внешней электрической цепи [15]:

$$\oint E \cdot dm = -\frac{\mu_0 \cdot l}{2 \cdot \pi} \cdot \frac{d}{dt} \left[ I(t) \cdot \ln \frac{r_T}{r_k(t)} \right]. \quad (14)$$

Таким образом, система уравнений (1) – (14) является математической моделью электрического разряда в жидкости, учитывающей развитие процессов в плазменном канале в пространстве и во времени.

Решение системы (1) – (14) выполнено конечно-разностным методом отдельных прогонок [15].

#### РЕЗУЛЬТАТЫ ЧИСЛЕННЫХ РАСЧЕТОВ

Численно моделировались пространственно-временные процессы подводного электрического разряда в воде в условиях, близких условиям эксперимента [2]. Параметры разрядного контура установки задавались следующими: емкость батареи конденсаторов –  $6 \cdot 10^{-6}$  Ф; начальное напряжение на ней –  $2 \cdot 10^4$  В; паразитная индуктивность разрядного контура –  $1,1 \cdot 10^{-6}$  Гн; суммарное сопротивление разрядника в открытом состоянии и шин кабельно-коллекторного тракта разрядного контура –  $2 \cdot 10^{-3}$  Ом; длина межэлектродного промежутка –  $4,5 \cdot 10^{-2}$  м; радиус разрядной камеры –  $5,6 \cdot 10^{-2}$  м. При таких параметрах разрядного контура энергия, запасенная в емкостном накопителе, имеет значение 1200 Дж. Канал разряда цилиндрической симметрии полагался сформированным электрическим взрывом тонкого металлического проводника диаметром менее  $10^{-5}$  м. Энергия электрического взрыва пренебрежимо мала в сравнении с полной энергией, выделяющейся в электродной системе во время разряда, а количество металла настолько незначительно, что не может существенно повлиять на характеристики плазмы в межэлектродном промежутке, заполненном водой. В рассматриваемом случае также соблюдается одномерность переходных процессов в разрядной камере в течение активной стадии разряда, поскольку радиус плазменного канала, расширяясь, не

превышает значения нескольких миллиметров, что более чем на порядок меньше его длины.

Следует отметить, что правильность алгоритма программы и численного интегрирования ею системы уравнений в частных производных вида (1) – (10), выбора разностной сетки, соблюдения законов сохранения, скорости сходимости итерационных процессов на каждом шаге по времени была решена ранее [1, 16].

Правильность воспроизведения разработанным численным кодом уравнения состояния воды (8) в широком диапазоне термодинамических параметров при изменении состояния вещества от конденсированного до плазменного следует из  $S$ - $p$  диаграммы [9], представленной на рис. 2.

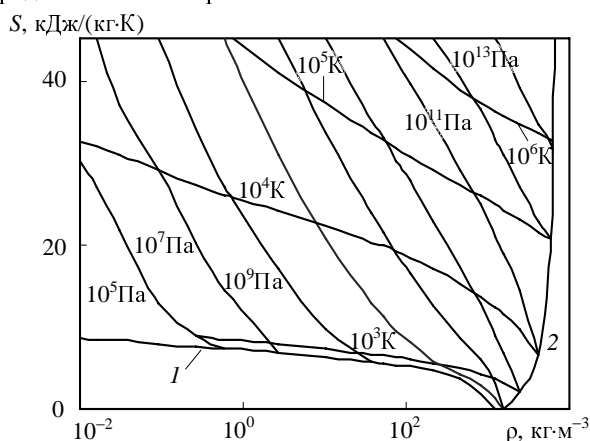


Рис. 2. Результаты тестирования математической модели. Широкодиапазонное уравнение состояния воды: 1 – фазовая граница жидкость-пар; 2 – ударная адиабата

Для проверки соответствия модели процессам на активной стадии электрического разряда в воде результаты расчетов сопоставлялись с данными оптических и электрических измерений характеристик канала разряда [2].

Интегральные характеристики электрического разряда – ток, напряжение на межэлектродном промежутке, сопротивление канала разряда, энергия, выделившаяся в разрядной камере, представлены на рис. 3. При заданных параметрах разрядного контура расчетная амплитуда тока составляет  $3,42 \cdot 10^4$  А. Длительность первого периода разряда равна  $1,82 \cdot 10^5$  с. Энергия, выделившаяся в межэлектродном промежутке в течение периода разряда имеет значение 900 Дж, что составляет 75 % от запасенной в конденсаторной батарее. В результате импульсного выделения энергии в канале разряда температура плазмы повышается до 60 тысяч градусов на оси канала, что в свою очередь приводит к увеличению давления плазмы, формированию и распространению в окружающее плазменный канал пространство ударной волны.



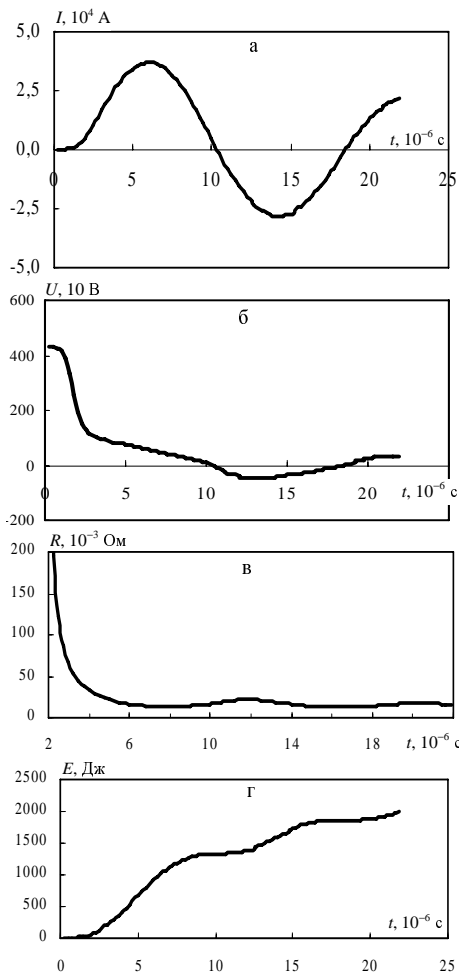


Рис. 3. Интегральные характеристики электрического разряда в воде, отнесенные к единице длины межэлектродного промежутка: а – ток разряда; б – напряжение канала разряда; в – сопротивление канала разряда; г – энергия, выделившаяся в канале разряда

Временные зависимости температуры и давления на оси канала разряда представлены на рис. 4.

Спад температуры и давления в начальные моменты времени (зависимости  $T = T(0, t)$  и  $p = p(0, t)$ ) объясняется перестройкой течения после завершения инициированного пробоя, в результате которого в данных условиях область канала разряда с начальным радиусом  $r_0 = 2,5 \cdot 10^{-4}$  м характеризуется значениями плотности  $\rho_0 = 10^2$  кг·м<sup>-3</sup> и температуры  $T_0 = 1,5 \cdot 10^4$  К. Параметры среды в остальной области пространства соответствуют ее конденсированному состоянию.

Сравнение расчетного профиля волны давления в момент 11,5 мкс с данными работы [17] для параметров разрядного контура установки [2] представлены на рис. 5.

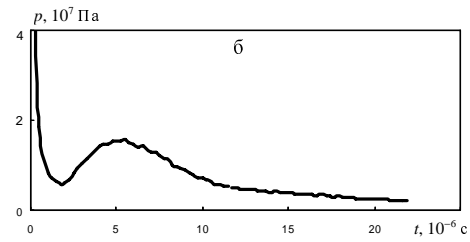
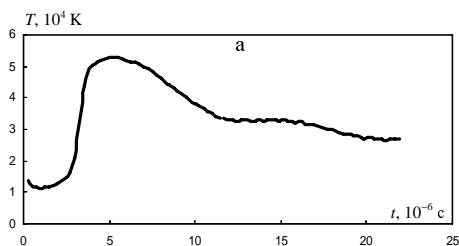


Рис. 4. Временные зависимости температуры (а) и давления плазмы (б) на оси разрядной камеры

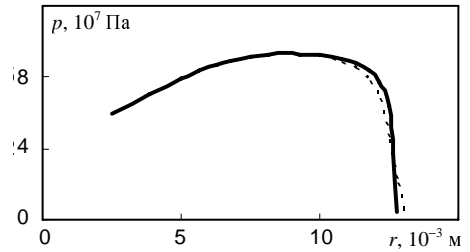


Рис. 5. Сравнение результатов расчета профиля ударной волны (сплошная линия) с результатами работы [17] (пунктирная линия) для параметров разрядного контура установки [2]

Особенностью численного анализа с использованием полностью консервативных разностных схем является возможность моделирования пространственно-временных характеристик разряда в условиях, когда плотность среды в межэлектродном промежутке изменяется в очень широких пределах (на 3-4 порядка). В качестве примера на рис. 6 представлены пространственно-временные характеристики электрического разряда в воде с указанными выше параметрами.

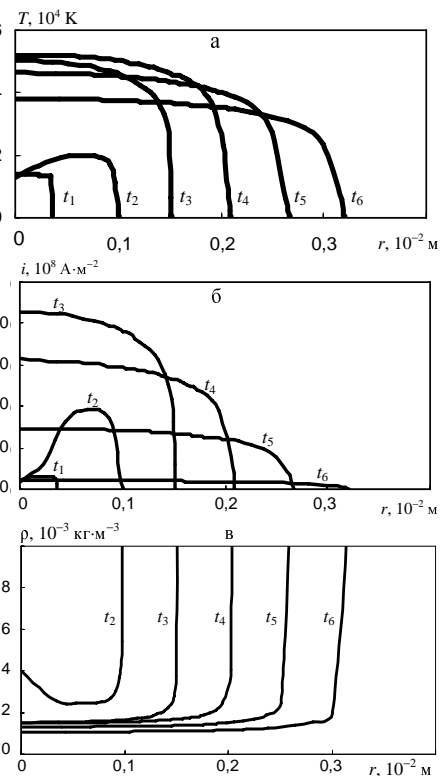


Рис. 6. Пространственно-временное распределение характеристик (а – температура; б – плотность тока; в – плотность среды) плазмы канала разряда в моменты времени, мкс:  $t_1 = 0,25$ ;  $t_2 = 2$ ;  $t_3 = 4$ ;  $t_4 = 6$ ;  $t_5 = 8$ ;  $t_6 = 10$

Следует отметить, что характеристики электрического разряда распределены в пространстве неравномерно. Полученные в данной работе расчеты позволяют по распределению плотности и температуры определить количественно длину свободного пробега излучения, которая при заданных параметрах существенно меньше радиуса канала разряда и поэтому аналогично разрядам в плотных газах [8, 16] канал разряда излучает с поверхности, а не из объема. Таким образом, температура на оси канала разряда оказывается в 2-4 раза более высокой, чем измеренная поверхностная температура плазмы у границы канала. Следует также отметить, что к десятой микросекунде после начала разряда плотность плазмы на оси канала уменьшается до значения порядка  $1 \text{ кг м}^{-3}$ , что в тысячу раз меньше плотности невозмущенной жидкости.

### ВЫВОДЫ

В приближении одномерной нестационарной магнитной гидродинамики реализована математическая модель электрического разряда в воде с сохранением баланса энергии в конечно-разностной расчетной схеме, предназначенная для анализа пространственно-временных процессов в плазме электрического разряда. Выполнены модельные расчеты и проведен численный анализ характеристик подводного электрического разряда в разрядной камере осевой симметрии.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Щерба А.А., Дубовенко К.В. Высоковольтные электро-разрядные компактные системы. – Киев: Наукова думка, 2008. – 270 с.
2. Швец И.С. К определению удельной электропроводности плазмы подводного искрового разряда // Теплофизика высок. температур. – 1980. – Т. 18. – № 1. – С. 1-8.
3. Robinson I.W. Finite-Difference Simulation of an Electrical Discharge in Water // Journal of Applied Physics. – 1973. – Vol. 44. – № 1. – P. 76-81.
4. Сенкевич О.А., Шевченко А.Л. Динамика электрического разряда в жидкости: Препр. / Ин-т высоких температур АН СССР; 2-094. – М.: 1982. – 24 с.
5. Иванов В.В., Жирнов М.В. Исследование внутренней структуры канала мощных подводных искровых разрядов на ЭВМ // Электрон. обраб. материалов. – 1983. – № 5. – С. 33-36.
6. Пасечник Л.Л., Старчик П.Д., Федорович О.А. Временная эволюция спектров излучения импульсных разрядов в воде / Теория, эксперимент, практика разрядно-импульсной технологии. – К.: Наук. думка. – 1987. – С. 6-9.
7. Пасечник Л.Л., Старчик П.Д., Федорович О.А. О составе плазмы и структуре плазменного канала импульсных разрядов в воде / Теория, эксперимент, практика разрядно-импульсной технологии. – К.: Наук. думка. – 1987. – С. 3-6.
8. Зельдович Я.Б., Райзер Ю.П. Физика ударных волн и высокотемпературных газодинамических явлений. – М.: Наука, 1966. – 686 с.
9. Калиткин Н.Н., Кузьмина Л.В., Шарипджанов И.И. Построение уравнения состояний химических соединений / Препринт: АН СССР. Ин-т прикл. математики; № 43. – М.: 1976. – 63 с.
10. Ривкин С.Л., Александров А.А. Термодинамические свойства воды и водяного пара. – М.: Энергия, 1975. – 106 с.
11. Кузнецов Н.М. Двухфазная смесь вода-пар. Уравнение состояния, скорость звука, энтропии // Доклады АН СССР. – 1981. – Т. 257. – № 4. – С. 858-860.
12. Гидродинамические и теплофизические характеристики мощных подводных искровых разрядов / П.И. Царенко, А.Р. Ризун, М.В. Жирнов, В.В. Иванов. – К.: Наук. думка, 1984. – 148 с.
13. Райзер Ю.П. Основы современной физики газоразрядных процессов. – М.: Наука, 1980. – 416 с.
14. Самарский А.А., Попов Ю.П. Разностные методы решения задач газовой динамики. – М.: Наука, 1980. – 352 с.
15. Дубовенко К.В. Взаимодействие ударных волн с плазмой канала сильноточного разряда в камере высокого давления // Журн. техн. физики. – 1992. – Т. 62. – № 6. – С. 83-93.
16. Куперштох Е.Л., Ершов А.П. О канальной стадии электрического разряда в воде / Новое в теории и практике электрогидравлического эффекта. – К.: Наукова думка. – 1983. – С. 24-29.

Поступила 25.10.2009

*Дубовенко Костянтин Вікторович, д.т.н, доц.*  
Миколаївський державний аграрний університет  
кафедра електротехнологій і електропостачання  
Україна, 54024, Миколаїв, Генерала Свиридова, б. 7/1, кв. 24  
тел. (0512) 56-03-38, 8-096-77-13-564  
e-mail: ppps@mksat.net

*K.V. Dubovenko*

### **Numerical simulation of the underwater spark discharge spatial and temporal characteristics**

In the approach of magnetic hydrodynamics a closed set of equations that represents a mathematical model is worked out. Analysis of spatial and temporal characteristics of underwater spark discharge is conducted. The results of numerical simulation are compared with results of the known experimental investigations.

**Key words – underwater spark discharge, numerical simulation, spatial and temporal characteristics**

## ПРИМЕНЕНИЕ МОДЕЛИ СТАРЕНИЯ ТВЁРДОЙ ИЗОЛЯЦИИ СИЛОВЫХ МАСЛОНАПОЛНЕННЫХ ТРАНСФОРМАТОРОВ ДЛЯ ИХ ДИАГНОСТИКИ В РЕЖИМЕ ЭКСПЛУАТАЦИИ

*У статті розглянутий вплив різних експлуатаційних факторів на швидкість старіння паперової ізоляції силових трансформаторів. Запропоновано уточнення формули Монтзингера для розрахунку в системах безперервного контролю відносного старіння ізоляції з урахуванням впливу вологовмісту твердої ізоляції, ступеня окислювання масла і вмісту кисню в маслі.*

*В статті розглянуто вплив різних експлуатаційних факторів на швидкість старіння паперової ізоляції силових трансформаторів. Предложено уточнение формулы Монтзингера для расчёта в системах непрерывного контроля относительного износа изоляции с учётом влияния влагосодержания твёрдой изоляции, степени окисленности масла и содержания кислорода в масле.*

### ВВЕДЕНИЕ

Надежная работа электрооборудования подстанций является одним из основных факторов, определяющих стабильное электроснабжение потребителей. В настоящее время, как в Украине, так и во всем мире, сложилась тенденция "старения" парка электрооборудования, в первую очередь – наиболее ответственного трансформаторного оборудования.

Так, по данным [1], на объектах ОАО "ФСК ЕЭС" (Россия) относительное количество силовых автотрансформаторов и шунтирующих реакторов, нормированный срок службы которых исчерпан, составляет от 18% до 45% в зависимости от класса напряжения, причем тенденция к "старению" оборудования продолжается. Подобная ситуация наблюдается и на объектах НЭК "Укрэнерго".

На фоне старения парка трансформаторного оборудования возникают следующие задачи:

1. Оценка возможности продолжения эксплуатации оборудования по истечении нормированного срока его службы.

2. Объективное обоснование выбора очередности и временной последовательности переоснащения.

3. В условиях рыночных отношений меняется идеология системы обслуживания оборудования. Энергопредприятия отказываются от плановой замены и ремонта электротехнического оборудования, и переходят на систему обслуживания "по состоянию".

Для решения этих задач необходимо знание закономерностей старения электрической изоляции. Критерием оценки её состояния служит, прежде всего, износ целлюлозной изоляции.

Старение изоляции в процессе эксплуатации оборудования обусловлено влиянием большого количества разных факторов. Исследования СИГРЭ [2, 3] показывают, что старение представляет собой комплексный процесс (см. рис. 1), включающий:

- деструкцию целлюлозы в результате пиролиза (термического разложения);
- деструкцию целлюлозы в результате гидролиза (разложения вследствие обменной реакции с водой);
- деструкцию целлюлозы в результате окисления (под воздействием кислот, кислорода и др.).

Гидролиз и пиролиз целлюлозы приводят к ее деполимеризации. Оба механизма образуют фурано-

вые производные, которые растворяются в масле и используются для оценки возможного снижения степени полимеризации. Оба механизма (особенно гидролиз) образуют воду. Пиролиз целлюлозы вызывает также выделение кислот и характерных газов CO и CO<sub>2</sub>. Последние используются для выявления перегрева изоляции.

Основными факторами ускоренного старения изоляции являются: повышенная температура, повышенная влажность витковой изоляции, кислород и продукты старения масла.

Существенным фактором окисления масла даже при небольшом содержании кислорода является повышенное содержание в масле металлов, особенно меди. Рассмотрим влияние некоторых из перечисленных факторов на старение изоляции.

### ДЕСТРУКЦИЯ В РЕЗУЛЬТАТЕ ПИРОЛИЗА

Исследователи давно занимаются оценкой степени старения изоляции трансформаторов. Еще в конце 20-х годов XX века были проведены фундаментальные исследования ухудшения свойств изоляции в результате теплового старения. Тогда же была предложена применяемая и поныне аналитическая связь интенсивности старения с температурой изоляции.

Тепловое старение – срок службы до критической деструкции целлюлозной изоляции и деградации механических свойств бумаги. Процессы старения имеют необратимый характер [3].

В качестве показателя старения твердой изоляции трансформатора принята ее остаточная механическая прочность, так как ее электрическая прочность снижается медленнее и основной причиной поврежденных состаренной изоляции в трансформаторе практически всегда является ее разрушение [2].

Определение степени деградации твердой изоляции обмоток трансформатора достаточно уверенно производится по степени полимеризации (СП). Однако её определение требует отбора проб изоляции из наиболее нагреваемых частей обмотки и сопряжено со вскрытием бака, что, как правило, нежелательно, а в рабочем состоянии – вообще нереально.

В такой ситуации важную роль должны играть косвенные методы, позволяющие накопить достаточные данные для оценки состояния изоляции.

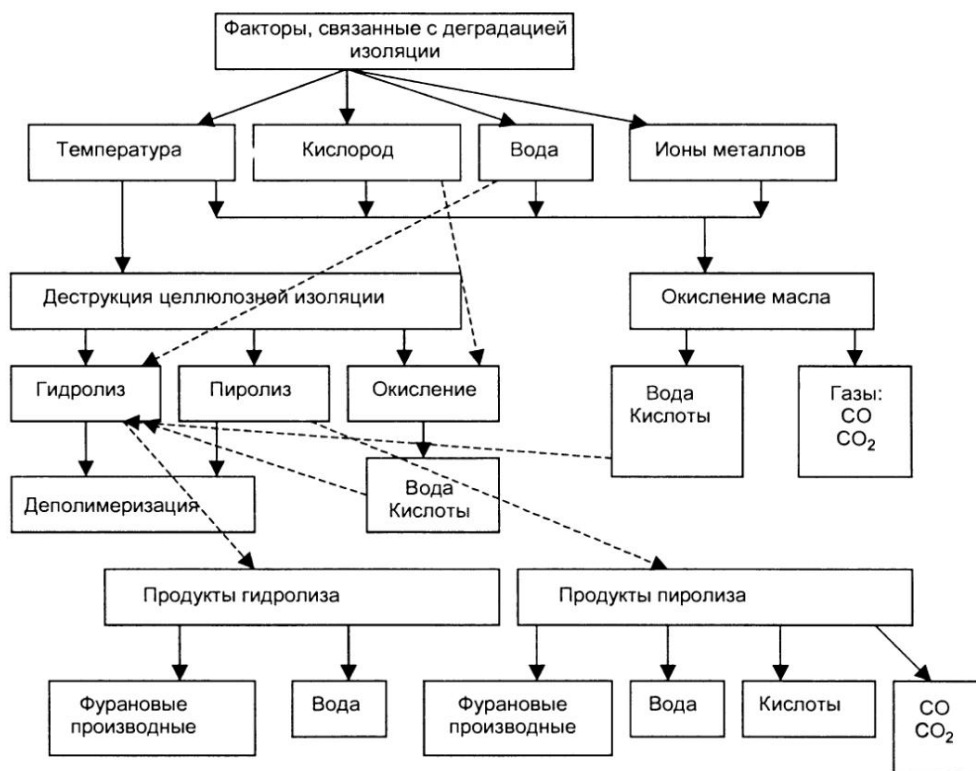


Рис. 1. Модель старения изоляции трансформатора

Законы термического старения бумажной изоляции изучены достаточно хорошо, и на их основе разработаны методики оценки относительного износа изоляции трансформаторов, по температуре наиболее нагретой точки (ТННТ) обмотки. Эти методики основаны на законе термохимического износа Аррениуса и на соотношении Монтзингера [4].

Расчетные методы определения ТННТ изложены в ГОСТ 14209-97 [4]. Применяемый в стандарте алгоритм расчета ТННТ обмотки трансформаторов основывается на упрощенных тепловых моделях, что снижает точность расчёта. На сегодняшний день существует более современный международный стандарт МЭК 60076-7 "Руководство по нагрузке силовых масляных трансформаторов" [5].

В [6] представлена разработанная тепловая модель силового автотрансформатора, основанная на электрической схеме замещения тепловых процессов и учитывающая данные протоколов тепловых испытаний автотрансформатора. Применение модели позволяет получить более точный результат расчёта температуры ННТ обмотки в режиме эксплуатации, и больше подходит для применения в системах непрерывного контроля.

Применяемые в настоящее время стандарты не учитывают при расчёте износа изоляции такие эксплуатационные параметры, как влагосодержание твёрдой изоляции, содержание растворимых кислот, кислорода и продуктов старения в масле.

Исследования СИГРЭ [2, 3] показывают, что влага и продукты старения масла, особенно активные кислоты, могут ускорить процесс декомпозиции изоляции в два и более раза. Во многих случаях внутренние слои изоляции, прилегающей к проводнику, оказываются менее состаренными, чем внешние слои

изоляции, обращенные к маслу.

Поэтому разработка методики, позволяющей учитывать эти важные параметры, является актуальной задачей.

#### ДЕСТРУКЦИЯ В РЕЗУЛЬТАТЕ ГИДРОЛИЗА

В свою очередь, темпы старения бумажной изоляции в значительной степени зависят от ее увлажненности. Влага, находящаяся в масле (растворенная или связанная) является одним из важнейших факторов, влияющим на изоляционные свойства бумажно-масляной изоляции. Непосредственной причиной снижения электрической прочности масла является наличие в нём растворенной влаги, однако связанная влага легко переходит в растворенную и считается целесообразным определение общей влаги в масле.

Опыт энергокомпании Ontario Hydro показал, что оценку увлажнения масла, непосредственно влияющего на состояние трансформатора, удобнее производить на основании результатов измерений относительной влажности масла в процентах насыщенного значения, а не абсолютного влагосодержания.

Относительная влажность связана с пробивной прочностью масла, с процессом влагообмена "масло-бумага". Измерения относительной влажности масла в системах непрерывного контроля производят тонкопленочным емкостным датчиком [2, 8].

Если при влагосодержании твёрдой изоляции 0,3 % (базовое значение) бумажная изоляция считается хорошо высушенной и имеет полный срок службы, то при влагосодержании твёрдой изоляции равном 1% скорость её старения увеличивается в 6 раз. Нормативы, используемые в странах СНГ допускают увлажнение бумажной изоляции до 4%. При прочих равных воздействиях на изоляцию со стороны других экс-

платационных факторов, получим, что износ при таком увлажнении бумаги, по сравнению с базовым значением влагосодержания, возрастает в 48 раз [9].

### ДЕСТРУКЦИЯ В РЕЗУЛЬТАТЕ ОКИСЛЕНИЯ

Необходимость контроля окисления масла и наличия кислорода в масле бака установлена давно. Известно, что при достаточно высокой концентрации кислоты целлюлоза может быть полностью разложена на глюкозу за 1 сутки. Как уже отмечалось выше, измерения относительной влажности масла производят тонкопленочным емкостным датчиком, позволяющим проводить непрерывные измерения в режиме эксплуатации. Проведение измерений содержания кислорода в масле в режиме эксплуатации несколько более затруднительно, ввиду дороговизны приборов, осуществляющих непрерывный контроль газов, растворенных в масле (таких как Kelman Transfix, Serveron TrueGas и др.).

Старение бумажно-масляной изоляции в зависимости от окисления масла и содержания в нем кислорода рассмотрено в литературе, посвящённой переработке целлюлозы.

1. В окисленном масле, по данным [3], скорость старения целлюлозной изоляции, в зависимости от температуры, возрастает в 1,5-1,6 раза.

2. Увеличение содержания кислорода приводит к возрастанию скорости старения целлюлозы, в зависимости от температуры масла, в 3,5-3,7 раза [3].

### РАСЧЁТ ИЗНОСА ИЗОЛЯЦИИ С УЧЁТОМ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ФАКТОРОВ

Модификация формулы Монтзингера [4] для расчёта относительного износа изоляции с учётом выше-рассмотренных эксплуатационных факторов для интервала времени  $(t_0, t_0+T)$  примет вид:

$$L(t_0, t_0 + T) = \frac{1}{T} \cdot \int_{t_0}^{t_0+T} V(\theta_h, K_w, K_a, K_{O_2}), \quad (1)$$

где  $V$  – скорость относительного износа изоляции, о.е.;  $\theta_h$  – температура наиболее нагретой точки обмотки, °C;  $K_w, K_a, K_{O_2}$  – коэффициенты влияния влаги, растворимых кислот и кислорода соответственно, о.е.

При этом скорость относительного износа изоляции с учётом влияния рассмотренных эксплуатационных факторов будет иметь следующий вид

$$V = \left( \frac{C_w}{C_{w.b}} \right)^\alpha \cdot \left( \frac{C_a}{C_{a.b}} \right)^\beta \cdot \left( \frac{C_{O_2}}{C_{O_2.b}} \right)^\gamma \cdot 2^{\frac{\theta_h - 98}{6}}, \quad (2)$$

где  $C_w, C_a, C_{O_2}$  – текущее влагосодержание твёрдой изоляции, содержание кислот, кислорода в масле соответственно, г/г;  $C_{w.b}, C_{a.b}, C_{O_2.b}$  – базовые значения влагосодержания твёрдой изоляции, содержания кислот, кислорода в масле соответственно, г/г;  $\alpha, \beta, \gamma$  – показатели степени, определённые в [3, 9];  $\theta_h$  – температура ННТ обмотки, °C.

### ВЫВОДЫ

1. Основными задачами диагностики старения изоляции в режиме эксплуатации являются:

- выявление состояния трансформатора, при котором возможно существенное сокращение срока службы при заданной температуре ННТ (оценка сте-

пени увлажнения, степени старения масла и накопления активных кислот в изоляции);

- оценка остаточного ресурса и выявление степени старения изоляции, приближающейся к предельно допустимой;

- выявление аномального нагрева изоляции.

2. Проведенный анализ показывает, что существенное значение при оценке старения твердой изоляции имеет контроль ее влагосодержания, наличия растворимых кислот в масле и концентрация кислорода в нем. Эти параметры следует контролировать в создаваемых системах непрерывного контроля.

3. Предложенное в статье обобщение формулы теплового износа изоляции с учётом вышеуказанных эксплуатационных факторов даёт возможность в режиме эксплуатации оценить более точно старение изоляции.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Дарьян Л.А. Тенденции развития диагностики состояния оборудования в электроэнергетике России / Л.А. Дарьян, А.Г. Мордкович, В.В. Смекалов, В.А. Туркот // Доклад № Д4 на 8-ом Симпозиуме "Электротехника 2010". – М. 2005.
2. Алексеев Б.А. Контроль состояния (диагностика) крупных силовых трансформаторов. – М.: Изд-во НИЦ ЭНАС, 2002. – 216 с.
3. Силовые трансформаторы. Справочная книга / Под ред. С.Д. Лизунова, А.К. Лоханина. М.: Энергоиздат, 2004. – 616 с.
4. ГОСТ 14209-97. Руководство по нагрузке силовых масляных трансформаторов. Введ. 30.12.98.
5. IEC 60076-7 Ed. 1: Power transformers – Part 7: Loading guide for oil-immersed power transformers, vol. 14/512/FDIS, Sept. 2005.
6. Рассальский А.Н., Лучко А.Р., Гук А.А., Коноград С.П. Применение тепловой модели силового автотрансформатора для расчёта нагрева его элементов в режиме эксплуатации // Вісник НТУ "ХПИ". Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. – Харків: НТУ "ХПИ". – 2009. – № 7. – С. 133-138.
7. Методические указания по определению содержания воды и воздуха в трансформаторном масле / РД 34.43.107-95. М.:АО "ВНИИЭ", 1996.
8. Оценка увлажнения электрической изоляции по увлажнению масла // Electrical World. 1996. №2. Р. 29.
9. Васин В.П., Долин А.П. Оценка выработанного ресурса изоляции маслonaполненных трансформаторов. – ЭЛЕКТРО. Электротехника, электроэнергетика, электротехническая промышленность, 2009, № 2.

Поступила 30.08.2009

Коноград Сергей Петрович,  
Запорожский национальный технический университет  
кафедра "Электрические аппараты"  
Украина, 69063, Запорожье, ул. Жуковского, 64  
тел. (061) 289-61-39, e-mail: konogray@gmail.com

S.P. Konogray

### A solid insulation ageing model application to oil-filled power transformer for operation diagnostics

The article analyzes influence of various operational factors on speed of power transformer paper insulation ageing. Accurate definition of Montsinger equation for calculation of relative insulation aging in monitoring systems adjusted for influence of the solid insulation moisture load, degree of the oil oxidability, and oxygen content in the oil is carried out.

**Key words** – power transformer, insulation ageing, pyrolysis, hydrolysis, oil oxidation

## ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ЭЛЕКТРОФИЗИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПОЛИЭТИЛЕНТЕРЕФТАЛАТНЫХ ПЛЕНОК

*Наведені результати експериментальних досліджень характеристик поліетилентерефталатної плівки. Визначені структура алюмінієвого покриття плівки, товщина окисного шару на ньому. Одержані значення питомого та поверхневого опорів покриття, його стійкості до електричних розрядів. Наведені значення пробивної напруги та пробивної напруженості для плівки. Зроблено оцінку надійності роботи плівки.*

*Изложены результаты экспериментальных исследований характеристик полиэтилентерефталатной пленки. Определены структура покрытия пленки, толщина окисного слоя на нем. Получены значения удельного и поверхностного сопротивлений покрытия, его стойкости к электрическим разрядам. Приведены значения пробивного напряжения и пробивной напряженности для пленки. Сделана оценка надежности работы пленки.*

### ВВЕДЕНИЕ

Значительная часть внешних поверхностей современных космических аппаратов (КА) покрыта диэлектрическими материалами, свойства которых при нахождении в космической плазме определяют возникновение и дальнейшее взаимодействие объемных зарядов, которые в конечном итоге могут приводить к развитию высоковольтных разрядов.

Такие разряды приводят как к деградации диэлектриков, так и к созданию электромагнитных помех для радиоэлектронной аппаратуры КА.

Возможности решения указанных проблем рассмотрены в [1], где обращено внимание на необходимость тщательного определения электрофизических свойств диэлектрических материалов, используемых в конструкциях космических объектов.

Одним из таких материалов, которые следует использовать в изделиях космической техники, является полиэтилентерефталатная пленка (ПЭТ-пленка), металлизированная с одной или обеих сторон. Эскизы таких видов пленки изображены на рис. 1.

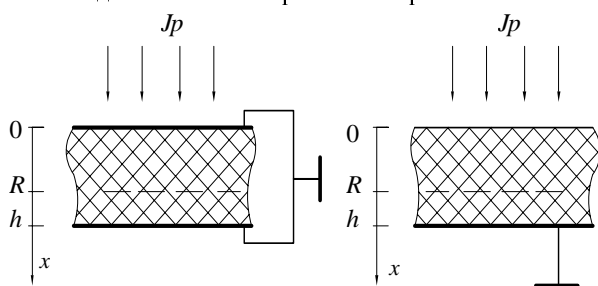


Рис. 1. Эскизы пленок

В имеющейся информации по таким пленкам [2] отсутствуют многие параметры, имеющие важное значение для оценки возможности их использования в изделиях космической техники, что обуславливает необходимость проведенной работы.

В качестве параметров исследуемых видов пленки, способных влиять на функционирование элементов конструкций КА (например, соотоснований батарей фотопреобразователей), принимались следующие:

- полное  $R$  и поверхностное  $R_s$  сопротивления алюминиевого покрытия пленки и его контактных

соединений с точкой "общей массы". Указанные параметры важны с точки зрения обеспечения равномерного стекания и распределения зарядов по всей конструкции КА;

- толщины алюминиевого покрытия  $d$  и собственно ПЭТ-пленки  $D$ , а также ее электрическая проводимость  $\gamma$ , оказывающие существенное влияние на процесс накопления и сохранения инжектированного в пленку электрического заряда;

- вероятность разрушения алюминиевого покрытия из-за процессов электродиффузии;

- стойкость алюминиевого покрытия к высоковольтным разрядам.

### ОЦЕНКА СТЕПЕНИ МЕТАЛЛИЗАЦИИ

При оценке степени металлизации в качестве основных контролируемых параметров алюминиевых покрытий на ПЭТ-пленке были приняты удельное  $\rho$  и поверхностное  $R_s$  электрические сопротивления.

Для определения  $R_s$  использовался четырехзондовый компенсационный метод [3]. В результате измерений для образцов чистой пленки с металлизацией и пленки, наклеенной на СО, были получены значения  $R_s = 2,7 \pm 0,2$  Ом/см<sup>2</sup>.

Определение толщины алюминиевого покрытия пленки выполнялось оптическими методами на интерферометре МИИ-4. Результаты измерений показали, что толщины покрытия  $d$  не превосходят величин 0,1 мкм. При проведении более точных измерений методом Оже-спектроскопии с помощью прибора JAMP-10S (Япония) была получена величина  $d \leq 0,05$  мкм. Учитывая, что согласно [2] толщина покрытия должна составлять величину 0,04 мкм, в дальнейшем ее принимали равной 0,04 мкм. Размер зерна, определенный с помощью растрового электронного спектрографа, составлял  $(0,3-0,5) \cdot 10^{-2}$  мкм, что свидетельствует о мелкозернистости пленки. Для тонких пленок (толщиной менее 1 мкм) справедливо соотношение [3]:

$$R_s = \rho/d, \quad (1)$$

из которого для удельного сопротивления покрытия следует значение  $\rho \approx 1,1 \cdot 10^{-7}$  Ом·см.

Определение толщины окисного слоя на покрытии выполнялось с помощью эллипсометра ЛЭФ-3М, а также методом Оже-спектроскопии на приборе JAMP-10S. При этом были получены толщины слоя  $Al_2O_3$ , равные 3,5-4,0 нм, что составляет величину порядка 10 % толщины алюминиевого покрытия. Указанные значения толщин окисного слоя, определенного в условиях отсутствия данных по длительности хранения пленки, можно считать удовлетворительными.

При величине характерной плотности расчетного электронного тока на сотооснование (равной  $1,5 \cdot 10^{-4} \text{ А/м}^2$  для орбиты с высотой 600 км), которое выполнено из стеклопластика с поверхностным слоем наполнителя, с площадью поверхности, равной  $0,251 \text{ м}^2$  ( $660 \times 380$ )  $\text{мм}^2$  и площадью контактной площадки  $1 \text{ см}^2$ , плотность тока через ее сечение составляет  $j \cong 3,76 \cdot 10^{-5} \text{ А/см}^2$ , что в целом является вполне удовлетворительным с точки зрения величины разности потенциалов и нагрева площадки.

Таким образом, в "худшем" случае существования значительной разности потенциалов между сотопанелью и другими частями конструкции КА, алюминиевое покрытие на ПЭТ-пленке сотооснования должно обеспечивать стекание зарядов через контактную площадку и выравнивание потенциалов по конструкциям с идентичной металлизацией.

#### ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПРОБИВНОГО НАПРЯЖЕНИЯ ПЛЕНКИ

Как известно в высоковольтном материаловедении, разрядные напряженности изоляции существенно зависят от длины разрядного промежутка, уменьшаясь при его увеличении даже в случае однородного поля.

Справочные данные по пробивным напряженностям электроизоляционных пленок из различных материалов обычно приводятся к толщинам, большим 0,1 мм, в то время как пробивные напряженности тонких пленок, отнесенные к их конкретным толщинам, могут быть значительно выше и зависеть от толщины применяемой пленки. В связи с указанным выполнены испытания ПЭТ-пленки на пробой на установке УПН-5000 на постоянном напряжении при сравненном с поверхности пленки слоем алюминия.

Полученные значения пробивного напряжения ( $U_{пр}$ ) укладывались в диапазон  $165 \pm 15 \text{ В}$ , что соответствует величинам минимальной пробивной напряженности порядка 50 МВ/м.

#### НАДЕЖНОСТЬ РАБОТЫ АЛЮМИНИЕВОГО ПОКРЫТИЯ ПЭТ-ПЛЕНКИ

Наибольшая вероятность отказов в работе проводящих пленочных покрытий обусловлена их разрушением из-за процессов электродиффузии [4].

Электродиффузия, т.е. перенос ионов, который наблюдается в металле при прохождении электрического тока, приводит к выгоранию пленки в местах его повышенной плотности (например, там, где пленка имеет меньшую толщину, в местах контактных площадок и пр.).

При этом получено, что время наработки на отказ ( $\tau$ ) тонкопленочных металлических проводников вследствие электродиффузии, вычисляется из соотношения:

$$\frac{b \cdot d}{\tau} = A \cdot j^n \cdot \exp\left[-\frac{E_a}{k \cdot T}\right], \quad (2)$$

где  $b, d$  – ширина и толщина пленочного покрытия;  $j$  – плотность тока;  $n = f(j)$  – показатель степени плотности тока;  $E_a$  – энергия активации (для мелкозернистых пленок  $E_a = 0,77 \cdot 10^{-19} \text{ Дж}$ );  $A = 2,43 \cdot 10^{-16} \text{ А}^{-1} \text{ ч}^{-1} \text{ см}^4$  – коэффициент (для мелкозернистых пленок).

График рассчитанного в соответствии с приведенной зависимостью времени наработки на отказ  $\tau$  контактной площадки при различных температурах  $t$  °С и характерных величинах электронного тока для передней и задней поверхностей сотооснования представлен на рис. 2.

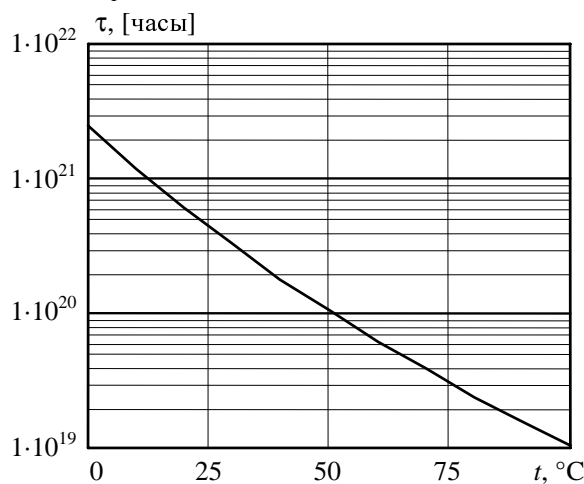


Рис. 2. Зависимость  $\tau = f(t)$

Как следует из графика, полученные времена являются вполне достаточным для всего срока активного существования КА.

#### ИССЛЕДОВАНИЕ СТОЙКОСТИ ПЛЕНКИ К ВОЗДЕЙСТВИЮ ИМПУЛЬСОВ ТОКА

В случае неполного выполнения требований по эквипотенциализации конструкций КА на различных частях его поверхностей возможно возникновение высоковольтных электрических разрядов, характеристики которых и рекомендации по проведению испытаний на стойкость к которым приведены в [1].

В соответствии с указанными рекомендациями были проведены исследования образцов ПЭТ-пленки с односторонним слоем алюминиевой металлизации. Испытательная установка представляла собой высоковольтный генератор импульсных токов [5] и обеспечивала следующие параметры импульса:

- ток разряда, А: 50...100;
- длительность импульса тока, мкс: 1...3;
- длительность фронта импульса, мкс: 0,05...0,1;
- испытательное напряжение, кВ: 1...5.

Испытания проводились как при нормальном атмосферном давлении, так и в вакууме ( $10^{-2}$ - $10^{-3}$ ).

мм.рт.ст. Заметной разницы в результатах испытаний при этом обнаружено не было.

Во всем диапазоне указанных параметров прохождение импульса тока приводило к деградации алюминиевого покрытия (в первую очередь в местах изгибов профиля поверхности или наличия острых кромок), что приводило к потере электропроводности в указанных местах. Полученные результаты хорошо согласуются с результатами [6], согласно которым при превышении критического значения интеграла удельного действия ( $j_k^2 t$ ) происходит взрывное испарение материала покрытия. Для алюминия  $j_k^2 t = 1,1 \cdot 10^4 \text{ A}^2 \cdot \text{с}/\text{мм}^4$ , в связи с чем толщина металлического проводящего покрытия особенно в месте контактной площадки  $1 \times 1 \text{ см}^2$  должна превышать 1 мкм.

### ВЫВОДЫ

Экспериментальное исследование электрофизических параметров ПЭТ-пленки показали:

1. Расчетный срок деградации покрытия по механизму электродиффузии обеспечивает необходимый ресурс в течение срока активного существования КА;

2. Алюминиевое покрытие на ПЭТ-пленке не обладает необходимой стойкостью к возможным электрическим разрядам, поскольку при прохождении импульсов тока происходит разрушение покрытия;

3. В процессе хранения КА возможна значительная деградация алюминиевого покрытия из-за его коррозии по глубине, что требует проведения дополнительного исследования.

Суммируя вышеизложенное, можно утверждать, что использование ПЭТ-пленки в конструкциях элементов космической техники, например, сотооснований, возможно при доведении толщины алюминиевого покрытия пленки до величины более 1 мкм и двухсторонней металлизации.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Графодатский О., Исляев Ш.Н. Взаимодействие спутников связи с окружающей средой. – Томск: МГП "РАСКО", 1993.
2. Кацнельсон М.Ю., Балаев Г.А. Полимерные материалы: Справочник. – Л.: Химия, 1982. – 317 с.
3. Симонов В.В., Корнилов Л.А., Шашелев А.В., Шокин Е.В. Оборудование ионной имплантации. – М.: "Радио и связь", 1988. – 184 с.
4. Черняев В.Н. Физико-химические процессы в технологии РЭА. – М.: Высш. шк., 1987. – 376 с.
5. Месяц Г.А. Генерирование мощных наносекундных импульсов. – М.: Сов. радио, 1974. – 256 с.
6. Котов Ю.А., Лучинский А.В. Усиление мощности емкостного накопителя энергии прерывателем тока на электрически взрываеваемых проволочках. – В кн.: Физика и техника мощных импульсных систем / Под ред. Е.П.Велихова. – М.: Энергоатомиздат, 1986.

Поступила 30.08.2009

*Облакевич Сергей Викторович*, науковий співробітник  
ТОВ "Альтіс-Енерго", директор  
Україна, 02100, Київ, вул. Краківська, 6А  
тел. (044) 296-04-31, факс (044) 296-04-46

*Хомініч Віктор Іванович*, к.т.н., доц.  
Національний технічний університет України  
"Київський політехнічний інститут",  
кафедра техніки та електрофізики високих напруг  
Україна, 03056, Київ-56, проспект Перемоги, 37  
тел. (044) 454-95-08

*S.V. Oblakyevich, V.I. Khominich*

### **Experimental tests of electrophysical parameters of polyethylene-tereftalate films**

Results of experimental tests of polyethylene-tereftalate (PET) films characteristics are given. The structure of the film coating and the thickness of its oxide layer are determined. Results and values of specific and superficial resistance of the coating and its resistance to electrical discharges are obtained. Values of breakdown voltage and breakdown stresses for PET films are revealed. Estimation of the film reliability degree is made.

**Key words – dielectric polyethylene-tereftalate films, structure of coating, thickness of oxide layer, electrical discharges, breakdown voltages and stresses, reliability**



## ПАРАМЕТРЫ ИЗОЛЯЦИИ РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ СЕТЕЙ: КОНТРОЛЬ И УПРАВЛЕНИЕ

*У статті викладені принципи непрямого дискретного контролю параметрів ізоляції на основі штучного зсуву нейтралі і безперервного селективного контролю на основі накладення бі-частотних оперативних сигналів в розподільних мережах напругою 6-10 кВ. Вказані основні шляхи управління активним, реактивним опорами і добротністю ізоляції мережі в аварійному режимі.*

*В статті изложены принципы косвенного дискретного контроля параметров изоляции на основе искусственного смещения нейтрали и непрерывного селективного контроля на основе наложения би-частотных оперативных сигналов в распределительных сетях напряжением 6-10 кВ. Указаны основные пути управления активным, реактивным сопротивлениями и добротностью изоляции сетей в аварийном режиме.*

### ВВЕДЕНИЕ

В общем случае знание состояния изоляции электроустановок напряжением выше 1000 В, эксплуатирующихся в различных условиях горного производства является важным составным элементом решения задачи по обеспечению безопасности и безаварийности систем электроснабжения.

Все известные в настоящее время методы определения параметров изоляции электроустановок и сетей с изолированной нейтралью можно классифицировать следующим образом:

- использующие в качестве измерительного рабочего напряжение электроустановки;
- использующие в качестве измерительного напряжение постороннего источника промышленной частоты;
- использующие в качестве измерительного напряжение постороннего источника не промышленной частоты;
- использующие в качестве измерительного напряжение постороннего источника постоянного тока.

Для контроля изоляции на практике пользуются косвенными методами, а именно, по значению тока однофазного замыкания на землю вычисляют полное сопротивление изоляции определенной сети относительно земли. Различные методы измерения токов однофазного замыкания на землю можно условно разделить на методы прямого и косвенного измерения.

Прямой метод измерения при металлическом замыкании фазы на землю позволяет непосредственно оценить все необходимые значения, но обладает недостатком, резко ограничивающим его применение. В сетях с изолированной нейтралью металлические однофазные замыкания на землю сопровождаются появлением на здоровых и поврежденной фазах кратковременных перенапряжений, превышающих фазное напряжение в 3,5 – 4 раза. Указанные перенапряжения являются причиной пробоя изоляции в других местах, в результате чего могут возникнуть двойные замыкания на землю, которые представляют опасность для обслуживающего персонала и оборудования [1, 2].

Учитывая изложенное, более широко рекомендуется применять косвенные методы измерения токов замыкания, наиболее простым из которых для сетей с изолированной нейтралью, является замыкание фазы на землю через эталонное сопротивление [1]. Основное преимущество метода заключается в простоте опыта и практически исключается (при величине эталонного сопротивления несколько сотен Ом) возмож-

ность повреждения изоляции сети относительно земли в других точках карьерной сети, так как при замыкании на землю через активное сопротивление резко снижается уровень перенапряжений.

### ОСНОВНОЙ ТЕКСТ СТАТЬИ

Определение уровня полной проводимости изоляции относительно земли и ее составляющих (активной и емкостной) в трехфазной симметричной электрической сети с изолированной нейтралью напряжением выше 1000 В без снятия рабочего напряжения предлагается осуществлять способом, основанном на искусственном получении напряжения нулевой последовательности путем включения дополнительной активной проводимости в одну из фаз электрической сети [3].

В основу указанного способа положены известные соотношения величины напряжения нулевой последовательности и величины напряжения фазы относительно земли через проводимости изоляции (рис. 1):

$$U_0 = U_\phi \cdot \frac{Y_A + a^2 \cdot Y_B + a \cdot Y_C}{Y_A + Y_B + Y_C + Y_N}, \quad (1)$$

где  $U_\phi$  – напряжение фазы относительно земли, соответствующее нормальному симметричному режиму работы сети;  $U_0$  – напряжения нулевой последовательности (смещения нейтрали);  $Y_A, Y_B, Y_C$  – полные проводимости изоляции фаз относительно земли;  $Y_N$  – полная проводимость изоляции между нейтралью и землей;  $a = (-1/2 + j \cdot \sqrt{3}/2)$  – операторный множитель.

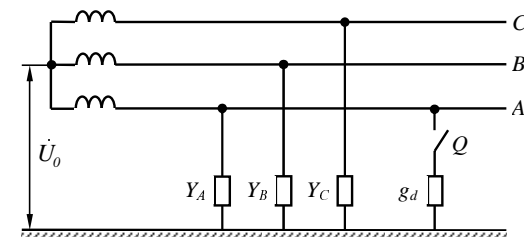


Рис.1. Схема замещения сети для пояснения способа косвенного определения параметров изоляции

Трехфазную электрическую сеть, где определяются параметры изоляции фаз сети относительно земли, принимаем симметричной; при этом значение напряжения нулевой последовательности равно нулю, а значения напряжений фаз сети относительно земли равны между собой:  $Y_A = Y_B = Y_C = U_\phi$ , тогда  $Y_A = Y_B = Y_C = Y = g + j \cdot \epsilon$ , где  $Y, g, \epsilon$  – соответственно полная, активная и емкостная проводимости изоляции фаз сети относительно земли.

Для определения параметров изоляции по предложенному способу в одну из фаз (например, фазу А), электроустановки вводим дополнительную активную проводимость  $g_d$ , тогда  $Y_A' = g + g_d + j \cdot \epsilon$ .

В основу указанного способа положены известные соотношения величины напряжения нулевой последовательности и величины напряжения фазы относительно земли через проводимости изоляции. Подставив это значение в (1), после преобразования получим:

$$U_0 = U_\Phi \cdot \left( \frac{g_d}{3 \cdot Y + g_d} \right) = U_\Phi \cdot \left( \frac{g_d}{G + j \cdot B + g_d} \right), \quad (2)$$

где  $G = 3 \cdot g$ ,  $B = 3 \cdot \epsilon$  – соответственно полная, активная и емкостная проводимости всей электрически связанной сети относительно земли.

Действующее значение напряжения нулевой последовательности при подключении к одной из фаз дополнительной проводимости равно:

$$U_0 = \sqrt{U_{0a}^2 + U_{0p}^2} = \frac{U_\Phi \cdot g_d}{\sqrt{(G + g_d)^2 + B^2}}. \quad (3)$$

Принимая во внимание, что для реальных параметров распределительных сетей напряжением 6-35 кВ при полностью изолированной нейтрали, векторы напряжений  $U_\Phi$ ,  $U_{\Phi 0}$ ,  $U_0$  образуют прямоугольный треугольник (рис. 2), а также учитывая соотношения  $U_0 = U_\Phi \cdot \cos \alpha$ ;  $U_{\Phi 0} = U_\Phi \cdot \sin \alpha$ ;  $U_{\Phi 0 \alpha} = U_\Phi \cdot \sin \alpha$ ;  $U = U_{0a} + U_{\Phi 0 \alpha}$  определяем:

- активную проводимость изоляции всей и одной фазы электрически связанной сети относительно земли:

$$G = \frac{U_\Phi^2 + \sqrt{U_\Phi^4 - 4 \cdot U_0^2 \cdot U_{\Phi 0}^2}}{2 \cdot U_0^2} \cdot g_d - g_d; \quad (4)$$

$$g = \frac{U_\Phi^2 + \sqrt{U_\Phi^4 - 4 \cdot U_0^2 \cdot U_{\Phi 0}^2}}{6 \cdot U_0^2} \cdot g_d - \frac{1}{3} \cdot g_d;$$

- емкостную проводимость изоляции всей и одной фазы сети относительно земли, а также емкость одной фазы относительно земли:

$$B = \frac{U_{\Phi 0}}{U_0} \cdot g_d; \quad \epsilon = \frac{1}{3} \cdot \frac{U_{\Phi 0}}{U_0} \cdot g_d; \quad (5)$$

$$C = \frac{\epsilon}{2 \cdot \pi \cdot f} = \frac{1}{6} \cdot \frac{g_d \cdot U_{\Phi 0}}{\pi \cdot f \cdot U_0}.$$

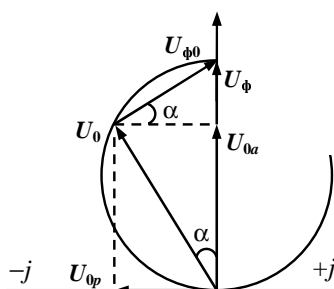


Рис. 2. Положения векторов напряжений  $U_\Phi$ ,  $U_{\Phi 0}$ ,  $U_0$  при подключении дополнительной проводимости

Для реальных параметров распределительных сетей и рекомендованных значений подключаемой дополнительной проводимости значением подкоренного выражения в (4) можно пренебречь, тогда получим упрощенные, но пригодные для инженерных расчетов, выражения для соответствующих активных про-

водимостей изоляции:

$$G = \frac{U_\Phi^2}{2 \cdot U_0^2} \cdot g_d - g_d; \quad g = \frac{U_\Phi^2}{6 \cdot U_0^2} \cdot g_d - \frac{1}{3} \cdot g_d. \quad (6)$$

По геометрической сумме активной и емкостной проводимостей определяем полную проводимость изоляции фаз электрической сети относительно земли:

$$Y = \sqrt{g^2 + \epsilon^2} =$$

$$= g_d \cdot \frac{\sqrt{U_\Phi^2 \cdot (U_\Phi^2 - 2 \cdot U_0^2)^2 + (2 \cdot U_{\Phi 0} \cdot U_0^2)^2}}{6 \cdot U_0^2 \cdot U_\Phi}. \quad (7)$$

Уравнения (4) – (6) положены в основу фазочувствительного способа определения параметров изоляции относительно земли электрической сетей напряжением выше 1000 В, находящийся под рабочим напряжением. Способ позволяет осуществлять как периодический оценочный расчет параметров изоляции, так и реализовать возможный непрерывный контроль состояния изоляции. К основному недостатку этого способа контроля параметров изоляции можно отнести то, что он пригоден для электрических сетей с симметричной (в нормальном режиме) изоляцией фаз относительно земли. При несимметрии системы до 3%, случайная относительная среднеквадратичная погрешность определения активной, емкостной и полной проводимости изоляции относительно земли электрической сети будет находиться в пределах 10 %.

Определение полных проводимостей изоляции фаз и их составляющих (активных и реактивных проводимостей) относительно земли в трехфазной электрической сети с изолированной нейтралью при значительной несимметрии изоляции можно осуществлять способом, основанном на искусственном изменении величины напряжения нулевой последовательности путем включения дополнительной активной проводимости во все три фазы электроустановки в заданной последовательности, что, естественно, значительно усложняет процесс контроля.

Если произвести три последовательных измерения напряжений  $U_0$ ,  $U_A$ ,  $U_B$  и  $U_C$  при различных вариантах включения дополнительных проводимостей, то можно получить систему трех уравнений с тремя неизвестными ( $Y_A = g_A + j \cdot \epsilon_A$ ;  $Y_B = g_B + j \cdot \epsilon_B$ ;  $Y_C = g_C + j \cdot \epsilon_C$ ). При этом измеренные значения  $U_0$ ,  $U_A$ ,  $U_B$  и  $U_C$  следует представить в комплексной форме записи, для чего необходимо определить положения векторов названных напряжений на комплексной плоскости, т.е. предварительно определить значения углов между вектором соответствующего напряжения и действительной осью. Практическое применение указанной методики определения параметров проводимости фазной изоляции сети относительно земли значительно упрощается при использовании микро-ЭВМ или персонального компьютера.

Более перспективным является непрерывный и автоматический контроль значений составляющих изоляции электрической сети (активного и емкостного сопротивлений изоляции фаз сети относительно земли), который бы позволил оперативно прогнозировать появление опасных состояний системы и, при имеющейся технической возможности, вводить опережающие управляющие команды, позволяющие минимизировать возможный ущерб. Для указанных це-

лей предложено использовать наложение на сеть оперативных токов непромышленной частоты. Суть предложенного метода состоит в том, что на электрическую сеть одновременно накладываются два оперативных синусоидальных сигнала, частоты которых не равны между собой и отличается от промышленной. На контролируемых участках (линии или присоединении), а также в месте подключения оперативного источника устанавливаются устройства, назначением которых является снятие параметров оперативных сигналов и их соответствующая обработка с целью определения в указанных точках значений оперативных токов и напряжений. Зафиксированные (с заданной скважностью сканирования) параметры оперативных сигналов в цифровом виде подаются на входы микроконтроллера или компьютера, где используются для вычисления и передачи по заданному адресу обновляемых значений параметров изоляции:

$$R = U_1 \cdot U_2 \cdot \sqrt{\frac{\omega_2^2 - \omega_1^2}{U_2^2 \cdot I_1^2 \cdot \omega_2^2 - U_1^2 \cdot I_2^2 \cdot \omega_1^2}}; \quad (7)$$

$$C = \frac{1}{U_1 \cdot U_2} \cdot \sqrt{\frac{U_2^2 \cdot I_1^2 - U_1^2 \cdot I_2^2}{(\omega_1^2 - \omega_2^2)}}$$

где  $U, I, \omega$  – значения соответственно напряжения, тока и угловой частоты накладываемых оперативных синусоидальных сигналов частотой  $f_1$  и  $f_2$ .

Метод одновременного наложения на сеть двух оперативных сигналов может также использоваться в сетях с компенсированной нейтралью для оперативного измерения значения индуктивности дугогасящего реактора (компенсирующего устройства) с целью автоматической его настройки в резонанс с емкостью распределительной сети.

### ВЫВОДЫ

Параметры изоляции электрических сетей непосредственно связаны со значениями аварийных токов и характером переходных процессов при самых распространенных повреждениях – однофазных замыканиях на землю. В этой связи можно утверждать, что управление параметрами изоляции связано с процессами:

- локализации (отключения) мест с ослабленной (поврежденной) изоляцией – управление общим активным сопротивлением изоляции распределительной сети;
- минимизация (компенсация емкостной составляющей тока замыкания на землю и управление настройкой компенсирующего устройства) значений аварийного тока – управление общим реактивным сопротивлением изоляции распределительной сети;
- оптимизации режима нейтрали сети – управление добротностью распределительной сети с целью подавления переходных и феррорезонансных процессов, сопровождающих аварийные режимы.

Локализации (отключения) мест с ослабленной (поврежденной) изоляцией обеспечивается применением защиты от однофазных замыканий на землю, которая в системах электроснабжения горных предприятий выполняется двухступенчатой и в соответствии с отраслевыми требованиями действует на отключение.

Режим работы нейтрали (полностью изолированная нейтраль, компенсированная нейтраль, с резистором в нейтрали) электрических сетей напряжением выше 1000 В существенно влияет не только на рабо-

тоспособность устройств защиты от замыканий на землю, но также на значение аварийных токов и на уровень внутренних перенапряжений, сопровождающих такие аварийные режимы, т.е. на повреждаемость электрических сетей и оборудования [1, 4, 5].

В распределительных сетях напряжением 6-10 кВ при применении дугогасящих реакторов, которые в большинстве случаев не оборудованы устройствами автоматической настройки режима компенсации, рекомендуется использовать комбинированный режим работы нейтрали [6]. Суть комбинированного режима заземления нейтрали состоит в том, что кроме создания индуктивной составляющей тока однофазного замыкания на землю, предлагается также одновременно накладывать на ток замыкания и активную составляющую. Значение накладываемой на сеть активной составляющей тока замыкания на землю должно быть на уровне 30-50 % от емкостной составляющей, что обеспечивает эксплуатационные показатели адекватные сетям с резистором в нейтрали даже при расстройках дугогасящего реактора до 50 %.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Пивняк Г.Г., Шкрабец Ф.П. Несимметричные повреждения в электрических сетях карьеров: Справочное пособие. – М.: Недра, 1993. – 192 с.
2. Самойлович И.С. Режимы нейтрали электрических сетей карьеров. – М.: Недра, 1976. – 175 с.
3. Шкрабец Ф.П., Скосярев В.Г. Теоретическое обоснование способа определения параметров изоляции электрических сетей // Геотехнічна механіка: Міжвід. зб. наук. праць / Інститут геотехнічної механіки НАН України, – Д.: 2000. – Вип. 22. – С. 13-18.
4. Сирота И.М., Кисленко С.Н., Михайлов А.М. Режимы нейтрали электрических сетей. – К.: Наукова думка, 1985. – 264 с.
5. Шкрабец Ф.П., Шидловская Н.А., Дзюбан В.С., Вареник Е.А. Анализ параметров и процессов в шахтных электрических сетях. – Д.: НГУ, 2003. – 151 с.
6. Шкрабец Ф.П., Баласмех Ф.К., Скосярев В.Г. Комбинированный режим работы нейтрали распределительных сетей напряжением 6-35 кВ // Гірнич електромеханіка та автоматика: Наук. – техн. зб. – 2000. – Вип. 65. – С. 46-51.

Поступила 03.09.2009

*Шкрабец Федор Павлович*, д.т.н., проф.,  
*Цыпленков Дмитрий Владимирович*, к.т.н., доц.,  
*Кириченко Марина Сергеевна*, аспирант  
 Национальный горный университет (НГУ)  
 Украина, 49005, Днепропетровск, пр. Карла Маркса 19, НГУ  
 кафедра "Электрические машины"  
 тел./факс (056) 370-13-92, e-mail: nmu.em@ua.fm,  
 ShkrabetsF@nmu.org.ua

*Ковалев Александр Иванович*, главный энергетик  
 ОАО "Южный горно-обогатительный комбинат"  
 Украина, 50034, Днепропетровская область, Кривой Рог

### *F.P. Shkrabets, D.V. Tsyplenkov, A.I. Kovalev, M.S. Kirichenko* **Insulation parameters of distribution mains: monitoring and control**

Principles of indirect discrete monitoring of insulation parameters are expounded on the basis of artificial displacement of the neutral and continuous selective control based on bi-frequency operative signals overlapping in distributive mains of 6-10 kV. The basic ways of control of active, reactive resistances and insulation good quality of the mains under emergency conditions are shown.

**Key words** – **insulation parameters monitoring, displacement of neutral, operative signal**

## СПОСОБЫ УЛУЧШЕНИЯ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ПОТРЕБИТЕЛЕЙ ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ НА СОБСТВЕННЫЕ НУЖДЫ ЭЛЕКТРОСТАНЦИИ

*Порівняльний аналіз енергетичних показників нерегульованих і частотнокерованих синхронних двигунів показав, що використання частотнокерованих двигунів у приводах зі змінним навантаженням на валу дозволяє істотно підвищити енергетичну ефективність асинхронних двигунів, як основних споживачів електроенергії на власні потреби електростанцій*

*Сравнительный анализ энергетических показателей нерегулируемых и частотноуправляемых асинхронных двигателей показал, что использование частотноуправляемых двигателей в приводах с переменной нагрузкой на валу позволяет существенно повысить энергетическую эффективность асинхронных двигателей, как основных потребителей электроэнергии на собственные нужды электростанций*

Основными потребителями электроэнергии на собственные нужды электростанций являются асинхронные двигатели, используемые для привода вентиляторов, насосов холодной и горячей воды. Характерной особенностью их работы является неравномерность нагрузки, что обусловлено технологическими причинами производства электрической энергии на электрической станции. Уменьшение нагрузки от номинальной приводит к ухудшению энергетических показателей асинхронных двигателей: коэффициента полезного действия (КПД) и коэффициента мощности  $\cos\phi$ . По данным [1] уменьшение нагрузки в 2 раза приводит к снижению КПД на 3-4 % и  $\cos\phi$  на 20-22 %; при уменьшении нагрузки в 4 раза снижение составляет 13-16 % и 37-45 % соответственно.

В настоящее время разработан ряд мероприятий по улучшению энергетических показателей асинхронных двигателей при их нагрузках ниже номинальной:

1. Понижение рабочего напряжения двигателей (переключение схемы обмотки статора).
2. Секционирование статорных обмоток двигателей.
3. Ограничение времени работы двигателей на холостом ходу с помощью автоматических ограничителей.
4. Замена мало загруженных двигателей двигателями меньшей номинальной мощности.

Однако, наиболее радикальным мероприятием, обеспечивающим улучшение рабочих свойств асинхронных двигателей, работающих при широком изменении нагрузки, является замена нерегулируемых двигателей на частотноуправляемые, питаемые от статических преобразователей частоты. Наиболее эффективна такая замена в приводах с вентиляторной нагрузкой, к которым на тепловых электростанциях относятся центробежные насосы, вентиляторы, воздухоудовки и т.п. Использование приводов на базе частотноуправляемых асинхронных двигателей существенно снижает потребление электроэнергии на собственные нужды, увеличивает срок службы электрооборудования и трубопроводов за счет отсутствия больших пусковых токов и гидравлических ударов. Установлено, что при замене нерегулируемого привода дутьевого вентилятора на частотноуправляемый привод, экономия электроэнергии составляет 50 %, окупаемость – 12 месяцев работы.

В статье предлагается методика расчета энергетических показателей частотноуправляемых асинхронных двигателей.

При вентиляторном характере нагрузки используется квадратичный закон регулирования [2] (регулирование "вниз" от номинальной частоты вращения):

$$U_1/U_{1н} = (f_1/f_{1н})^2, \quad (1)$$

или в относительных единицах:  $\gamma = \alpha^2$ , где  $\gamma = U_1 / U_{1н}$  – относительное напряжение;  $\alpha = f_1 / f_{1н}$  – коэффициент регулирования.

Тогда приложенное к двигателю напряжение изменяется в процессе регулирования по закону:

$$U_1 = U_{1н} \cdot \gamma = U_{1н} \cdot \alpha^2. \quad (2)$$

При регулировании по этому закону коэффициент мощности, КПД и перегрузочная способность двигателя остаются постоянными при уменьшении частоты питания вплоть до половины номинальной. Энергетические показатели определяются в ходе расчета рабочих характеристик двигателя. Основные соотношения, необходимые для расчета рабочих характеристик могут быть получены с использованием Т-образной схемы замещения [2], однако, в этом случае не учитывается активное сопротивление ветви намагничивания, т.е. активная составляющая тока холостого хода, эффект вытеснения тока, характеристика намагничивания представляется кусочно-непрерывной. При этом расчетные выражения весьма громоздки, что затрудняет анализ процессов в частотноуправляемом двигателе. Значительно удобнее использовать Г-образную схему замещения с независимыми контурами [3], приведенную на рис. 1.

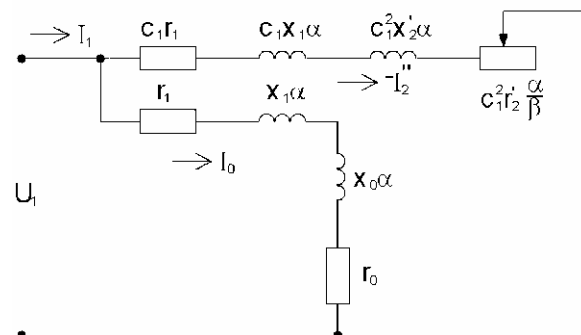


Рис. 1. Г-образная схема замещения частотноуправляемого асинхронного двигателя

С помощью Г-образной схемы замещения определяются токи контуров, потери, энергетические показатели и моменты двигателя. Полное сопротивление рабочего контура:

$$Z_{k\beta} = c_1 \cdot \sqrt{\left( r_1 + c_1 \cdot r_2' \cdot \frac{\alpha}{\beta} \right)^2 + \alpha^2 \cdot \left( x_1 + c_1 \cdot x_2' \right)^2}, \quad (3)$$

где  $c_1 = 1 + x_0 / x_1$  – коэффициент коррекции параметров при переходе от Т-образной к Г-образной схеме замещения;  $x_1$  – индуктивное сопротивление обмотки статора при  $f_1 = f_{1н}$ ;  $x_2'$  – индуктивное сопротивление обмотки ротора (приведенное) при  $f_1 = f_{1н}$ ;  $x_0$  – главное индуктивное сопротивление двигателя при  $f_1 = f_{1н}$ ;

$r_1$  – активное сопротивление обмотки статора;  $r_2'$  – активное сопротивление обмотки ротора (приведенное);  $r_0$  – фиктивное активное сопротивление, введенное в схему замещения для учета магнитных потерь;  $\beta = f_2 / f_{1н}$  – абсолютное скольжение ротора, при этом относительное скольжение  $S = \beta / \alpha$ .

Здесь и в дальнейшем при каждом значении  $\alpha$  задаются рядом значение  $\beta$  в пределах  $0 < \beta < \beta_{кр}$ , где:

$$\beta_{кр} = \frac{c_1 \cdot r_2'}{\sqrt{\frac{r_1^2}{\alpha^2} + (x_1 + c_1 \cdot x_2')^2}}. \quad (4)$$

При использовании Г-образной схемы замещения магнитный поток двигателя не зависит от параметров рабочего контура, а определяется только законом изменения частоты и напряжения. При квадратичном законе регулирования  $\gamma = \alpha^2$ , магнитный поток зависит от частоты питающего напряжения:

$$\Phi = \frac{U_{1н} \cdot \gamma}{4,44 \cdot W_1 \cdot K_{об1} \cdot f_{1н} \cdot \alpha} = \frac{U_{1н} \cdot \alpha}{c \cdot f_{1н}}, \quad (5)$$

где  $c = 4,44 \cdot W_1 \cdot K_{об1}$ .

При регулировании частоты вращения  $\Omega$  двигателя "вниз" от номинальной (при  $f_1 = f_{1н}$ ) магнитный поток уменьшается и можно считать магнитную систему ненасыщенной, поэтому реактивная составляющая тока холостого хода прямо пропорциональна магнитному потоку. Из (5) следует:

$$I_{ОР} = I_{ОРН} \cdot \left(\frac{\gamma}{\alpha}\right),$$

где  $I_{ОРН}$  – реактивная составляющая тока холостого хода при номинальных напряжении и частоте.

Реактивная и активная составляющие тока статора, определяемые их схемы замещения:

$$\begin{aligned} I_{1P} &= I_{ОР} + I_2'' \cdot \sin \varphi_2 = \\ &= \gamma \cdot \left[ \frac{I_{ОРН}}{\alpha} + \frac{U_{1н}}{Z_{к\beta}^2} \cdot c_1 \cdot \alpha \cdot (x_1 + c_1 \cdot x_2') \right], \quad (6) \end{aligned}$$

где  $\sin \varphi_2 = \frac{c_1 \cdot \alpha \cdot (x_1 + c_1 \cdot x_2')}{Z_{к\beta}}$ ;  $\varphi_2$  – угол между  $U_1$  и  $I_2''$ .

$$I_{1a} = I_{оа} + I_2'' \cos \varphi_2 = I_{оа} + \frac{U_{1н} \cdot \gamma}{Z_{к\beta}^2} \cdot c_1 \left( r_1 + c_1 \cdot r_2' \cdot \frac{\alpha}{\beta} \right), \quad (7)$$

где  $\cos \varphi_2 = \frac{c_1 \cdot \left( r_1 + c_1 \cdot r_2' \cdot \frac{\alpha}{\beta} \right)}{Z_{к\beta}}$ .

Активная составляющая тока холостого хода  $I_{оа}$  определяется суммой потерь двигателя холостого хода:

$$\sum P_o = P_{эл10} + P_{маг} + P_{мех}, \quad (8)$$

где  $P_{эл10}$  – электрические потери в обмотке статора от тока холостого хода ( $I_o \approx I_{ор}$ );  $P_{маг}$  – магнитные потери в сердечнике статора;  $P_{мех}$  – механические потери.

Электрические потери в обмотке статора:

$$P_{эл10} = m_1 \cdot I_{ОРН}^2 \cdot \left(\frac{\gamma}{\alpha}\right)^2 \cdot r_1 \cdot m_{t_1}, \quad (9)$$

где  $m_{t_1}$  – температурный коэффициент, зависящий от класса нагревостойкости изоляции обмотки статора.

Магнитные потери в сердечнике статора:

$$P_{маг} = P_{магН} \cdot \alpha^{(n+2)}, \quad (10)$$

где  $P_{магН}$  – магнитные потери при номинальных зна-

чениях частоты  $f_1$  и напряжения  $U_1$ ;  $n = 1,3-1,6$  – коэффициент, зависящий от марки электротехнической стали сердечника.

Механические потери можно определить из выражения [4]:

$$P_{мех} = P_{мехН} \cdot \alpha^{\kappa}, \quad (11)$$

где  $P_{мехН}$  – механические потери при номинальной частоте вращения двигателя;  $\kappa = 1-1,5$  – коэффициент, определяемый габаритами двигателя и конструкцией подшипниковых узлов.

Активная составляющая тока холостого хода:

$$I_{оа} = \frac{\sum P_o}{m_1 \cdot U_{1н} \cdot \gamma}. \quad (12)$$

Полный ток статора:

$$I_1 = \sqrt{I_{1a}^2 + I_{1P}^2}. \quad (13)$$

Коэффициент мощности двигателя:

$$\cos \varphi = \frac{I_{1a}}{I_1}. \quad (14)$$

Подведенная к двигателю активная мощность:

$$P_1 = m_1 \cdot U_{1н} \cdot \gamma \cdot I_{1a}. \quad (15)$$

Полные потери в двигателе:

$$\sum P = P_{эл1} + P_{эл2} + P_{маг} + P_{мех} + P_{доб}. \quad (16)$$

Электрические потери в обмотке статора:

$$P_{эл1} = m_1 \cdot I_1^2 \cdot r_1 \cdot m_{t_1}. \quad (17)$$

Электрические потери в обмотке ротора:

$$P_{эл2} = m_1 \cdot \left(\frac{U_{1н} \cdot \gamma}{Z_{к\beta}}\right)^2 \cdot r_2' \cdot m_{t_2}, \quad (18)$$

где  $m_{t_2}$  – температурный коэффициент, зависящий от температуры нагрева обмотки ротора.

Потери магнитные и механические определяются по выражениям (10) – (11). Добавочные потери при синусоидальной форме питающего напряжения принимаются в среднем 1 % потребляемой двигателем мощности [2].

Если форма питающего напряжения ступенчатая, что характерно для АИН без ШИМ, то возникают добавочные магнитные и электрические потери от высших гармоник напряжения [1].

При расчете добавочных электрических потерь необходимо учитывать уменьшение индуктивного сопротивления рассеяния ротора и увеличение активного сопротивления обмоток ротора за счет эффекта вытеснения тока [5].

Величина полезной мощности:

$$P_2 = P_1 - \sum P. \quad (19)$$

Коэффициент полезного действия:

$$\eta = \frac{P_2}{P_1}. \quad (20)$$

Электромагнитный момент двигателя в соответствии с [3] при номинальных  $U_1$  и  $f_1$ :

$$M = \frac{P_{эл2}}{\Omega_1 \cdot S} = \frac{p \cdot m_1 \cdot U_{1н}^2 \cdot r_2'}{2 \cdot \pi \cdot f_{1н} \cdot S \cdot Z_{к\beta}^2}. \quad (21)$$

где  $Z_{к\beta}$  определяется по выражению (3), если  $\alpha = 1$ , то относительное скольжение  $S$  равно абсолютному скольжению  $\beta$ .

Для частотноуправляемого двигателя электромагнитный момент:

$$M = \frac{p \cdot m_1 \cdot (U_{1н} \cdot \gamma)^2 \cdot r_2'}{2 \cdot \pi \cdot f_{1н} \cdot \beta \cdot Z_{k\beta}^2}, \quad (22)$$

где  $p$  – число пар полюсов обмотки статора.

Полезный момент на валу двигателя:

$$M_2 = \frac{P_2}{\Omega_{1н} \cdot (\alpha - \beta)}, \quad (23)$$

где  $\Omega_{1н} = 2 \cdot \pi \cdot f_{1н} / p$ .

Приведенная методика была использована для расчета рабочих характеристик асинхронного двигателя АН4 – 17-45-10 (номинальные данные:  $P_2 = 1600$  кВт,  $U_{1л} = 6000$  В, синхронная частота вращения  $n_1 = 600$  об/мин).

Расчет рабочих характеристик, включая коэффициент мощности и коэффициент полезного действия проводился для нерегулируемого двигателя при переменной нагрузке и его же, как частотноуправляемого при том же диапазоне изменения нагрузки на валу и квадратичном законе регулирования. Зависимость  $\cos\varphi = f(P_2)$ ,  $\eta = f(P_2)$ ,  $K_{эн} = \eta \cdot \cos\varphi = f(P_2)$  для нерегулируемого двигателя приведена на рис. 2.

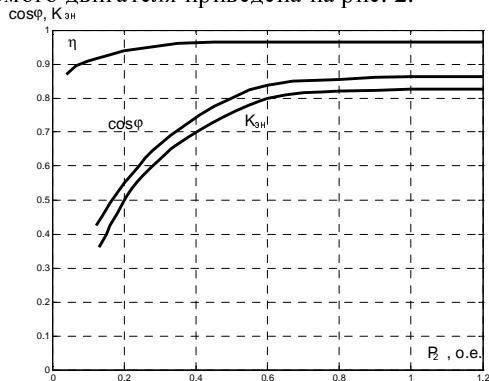


Рис. 2. Зависимости нерегулируемого двигателя

Характеристики частотноуправляемого двигателя рассчитывались в диапазоне изменения коэффициента регулирования  $\alpha = 1,0-0,4$  при постоянном абсолютном скольжении  $\beta = 0,008$ , что соответствует значению относительного скольжения  $S$  в режиме номинальной нагрузки и  $\alpha = 1$ . Характеристики в зависимости от коэффициента регулирования  $\alpha$  приведены на рис. 3 в относительных единицах.

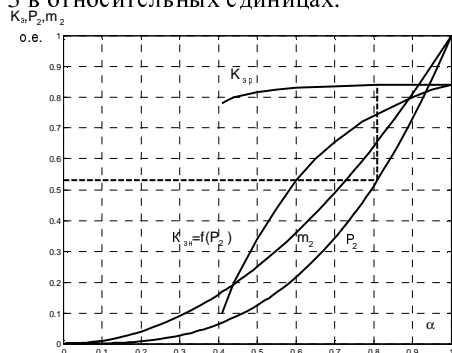


Рис. 3. Зависимости частотноуправляемого двигателя

Расчетная кривая полезной мощности  $P_2 = f(\alpha)$  представляет собой кубическую параболу  $P_2 \approx \alpha^3$ , а полезный момент  $m_2 = f(\alpha)$  – квадратичную параболу ( $m_2 \approx \alpha^2$ ), что соответствует работе двигателя в режиме вентиляторной нагрузки. Там же приведена зависимость энергетического коэффициента частотноуправляемого двигателя  $K_{эп} = f(\alpha)$  и зависимость энергетического коэффициента нерегулируемого дви-

гателя  $K_{эн} = f(P_2)$  (перестроена с рис. 2).

Анализ результатов расчета показывает, что изменение частоты питающего напряжения  $f_1 = f_{1н} \cdot \alpha$  при квадратичном законе регулирования  $\gamma = \alpha^2$  приводит к изменению полезной мощности на валу, а значит к изменению энергетического коэффициента  $K_{эп}$ . Однако, в диапазоне принятого изменения коэффициента регулирования  $\alpha$ , изменение  $K_{эп}$  происходит в небольших пределах ( $K_{эп} = 0,785$  при  $\alpha = 0,4$  и  $K_{эп} = 0,84$  при  $\alpha = 1,0$ ). Изменение энергетического коэффициента нерегулируемого двигателя  $K_{эн} = f(P_2)$  при изменении нагрузки на валу весьма значительно и при малых мощностях  $K_{эн}$  резко уменьшается, как показано на рис. 2. Сравнение значений  $K_{эн}$  и  $K_{эп}$  при одинаковой полезной мощности двигателя требуют дополнительного построения (показано пунктиром на рис. 3). По заданной  $P_2$ , используя  $P_2 = f(\alpha)$  определяем  $K_{эп}$  из кривой  $K_{эп} = f(\alpha)$  и  $K_{эн}$  из кривой  $K_{эн} = f(P_2)$ . Например, для нижней ступени полезной мощности  $P_2 = 0,4$  о.е. для энергетических коэффициентов получим  $K_{эп} = 0,83$  и  $K_{эн} = 0,66$  соответственно, т.е. энергетический коэффициент увеличился на 25,7 % от своего значения для нерегулируемого двигателя.

Предложенная методика расчета рабочих характеристик частотноуправляемых асинхронных двигателей позволяет определить их энергетические показатели, а сравнительный анализ энергетических показателей нерегулируемых и частотноуправляемых асинхронных двигателей показал, что использование частотноуправляемых двигателей в приводах с переменной нагрузкой на валу позволяет существенно повысить энергетическую эффективность асинхронных двигателей, как основных потребителей электроэнергии на собственные нужды электростанции.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Радин В.И., Брускин Д.Э., Зорохович А.Е. Электрические машины. Асинхронные машины. – М.: Высшая школа, 1980. – 328 с.
2. Сандлер А.С., Сарбатов Р.С. Автоматическое частотное управление асинхронными двигателями. – М.: "Энергия", 1974. – 326 с.
3. Иванов-Смоленский А.В. Электрические машины. – М.: Энергия, 1980. – 903 с.
4. Копылов И.П. Проектирование электрических машин. – М.: Энергия, 1980. – 486 с.
5. Асинхронные двигатели общего назначения. Под ред. В.М. Петрова и А.Э. Кравчика. – М.: Энергия, 1980. – 488 с.

Поступила 22.09.2009

Вороновский Геннадий Кириллович, д.т.н.  
член-корреспондент НАН Украины  
Орловский Игорь Викторович  
Гончарова Екатерина Евгеньевна  
Национальный технический университет  
"Харьковский политехнический институт"  
Украина, 61002, Харьков, ул. Фрунзе, 21  
НТУ "ХПИ", кафедра "Электрические станции"

G.K. Voronovskiy, I.V. Orlovskiy, E.E. Goncharova

#### Techniques of energy performance improvement for electric power users on power station own needs

Comparative analysis of power performance of noncontrolled and frequency-controlled asynchronous motors shows that frequency-controlled asynchronous motors application in shaf-tvariable-load drives allows substantial increase in power efficiency of the asynchronous motors as the basic electric power users on power-stations own needs.

Key words – frequency-controlled asynchronous motors, power-stations own needs, power efficiency increase

О.М. Кулакевич, Б.В. Клименко

## АВТОМАТИЧНЕ ВМИКАННЯ РЕЗЕРВУ – НАДІЙНИЙ ЗАСІБ БЕЗПЕРЕБІЙНОГО ЕЛЕКТРОПОСТАЧАННЯ

*Розглянуто принципи побудови систем автоматичного вмикання резерву (АВР) для забезпечення безперебійного живлення споживачів електричної енергії. Наведено конкретні приклади АВР на базі контакторів, автоматичних вимикачів з моторними приводами, спеціалізованих перемикачів з моторними приводами та програмованих логічних контролерів.*

*Рассмотрены принципы построения систем автоматического ввода резерва (АВР) для обеспечения бесперебойного питания потребителей электрической энергии. Приведены конкретные примеры АВР на базе контакторов, автоматических выключателей с моторными приводами, специализированных переключателей с моторными приводами, а также на базе программируемых логических контроллеров.*

Ми живемо в час тотальної залежності людства від створеної нами інфраструктури. Зламаний кран гарячої води змушує нас казирити від безпомічності. Що вже казати про такий важливий чинник забезпечення нашого комфорту як електропостачання. Перебої у постачанні "електрики" буквально паралізують побут – як обійтись без холодильника, телевізора, пральної машини, ліфта, тощо? У банківській сфері чи на промисловості перебої у електропостачанні можуть спричинити багатотисячні фінансові втрати, а у медицині чи на транспорті – людські. Тому інженери-електрики в усьому світі постійно працюють над удосконаленням систем безперебійного постачання електричної енергії з метою забезпечення їх максимальної надійності.

Раніше для забезпечення надійності електропостачання електроприймачів першої категорії<sup>1</sup> у мере-

жах середніх напруг застосовувалися кільцеві схеми живлення (рис. 1). У цьому випадку живлення однієї підстанції здійснюється одночасно від двох чи більше джерел живлення. При ушкодженні одного із джерел живлення користувачів зберігається по іншому, що залишився у роботі. Але така схема має ряд недоліків, основні з яких вказані нижче.

- Дуже великі струми короткого замикання – при паралельному підключенні трансформаторів розрахунковий струм короткого замикання  $I_{кз}$  на збірних шинах підстанції дорівнює сумі  $I_{кз}$  підключених трансформаторів.

- Напряга короткого замикання ( $U_{кз}$ , %) трансформаторів, що працюють паралельно, повинна бути однаковою. Інакше навантаження між трансформаторами розподіляється нерівномірно – трансформатор з меншою напругою короткого замикання навантажується більше (перевантажується), ніж трансформатор з більшою напругою короткого замикання (недовантажується). Таким чином, не можна очікувати роботу цих трансформаторів на повну потужність.

- Не бажаним є паралельне підключення трансформаторів з різницею їхніх номінальних потужностей понад 2,5 рази. Це зумовлено різницею активних і реактивних складових напруги короткого замикання у трансформаторів різної потужності. Струм, що споживається електроприймачем, буде обов'язково меншим ніж сума номінальних струмів трансформаторів.

- Релейний захист у кільцевих схемах виявляється набагато складнішим ніж при роздільному живленні. Номінальний струм основних шин щита, або навіть одного з фідерних автоматичних вимикачів, може бути вищим за номінальний струм одного з трансформаторних уводів. Це необхідно враховувати при налаштуванні захисних характеристик уводів

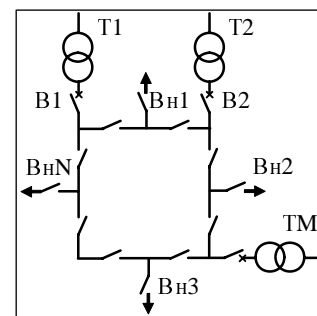


Рис. 1. Приклад кільцевої схеми електропостачання електроприймачів першої категорії

<sup>1</sup> Правила улаштування електроустановок (ПУЕ) розділяють усі електроприймачі у відношенні забезпечення надійності електропостачання на три категорії (ПУЕ: 1.2.17).

Електроприймачі I категорії – електроприймачі, перерва електропостачання яких може спричинити небезпеку для життя людей, значний збиток народному господарству; пошкодження дорогого основного обладнання, масовий брак продукції, розлад складного технологічного процесу, порушення функціонування особливо важливих елементів комунального господарства. Зі складу електроприймачів I категорії виділяється особлива група електроприймачів, безперебійна робота яких необхідна для безаварійного зупину виробництва з метою запобігання загрози життю людей, вибухам, пожежам і пошкодженням дорогого основного обладнання.

Електроприймачі II категорії – електроприймачі, перерва електропостачання яких призводить до масового невідпуску продукції, масових простоях робітників, механізмів і промислового транспорту, порушення нормальної діяльності значної кількості міських та сільських жителів.

Електроприймачі III категорії – решта електроприймачів, що не підпадають під визначення I та II категорій.

Електроприймачі I категорії повинні забезпечуватися електроенергією від двох незалежних взаєморезервуючих джерел живлення, і перерва їх електропостачання при порушенні електропостачання від одного з джерел живлення може бути допущена лише на час автоматичного відновлення живлення.

Для електропостачання особливої групи електроприймачів I категорії має передбачатися додаткове живлення від третього незалежного взаєморезервуючого джерела живлення (ПУЕ: 1.2.18).

Електроприймачі II категорії рекомендується забезпечувати електроенергією від двох незалежних взаєморезервуючих джерел живлення. Для цих електроприймачів при порушенні електропостачання від одного з джерел живлення допустимі переривання електропостачання на певний час, необхідний для вмикання резервного живлення діями чергового персоналу або виїзної оперативної бригади (ПУЕ: 1.2.19).

Для електроприймачів III категорії електропостачання може виконуватися від одного джерела живлення за умови,

що перерви електропостачання, необхідні для ремонту або заміни пошкодженого елемента системи електропостачання, не перевищують 1 доби (ПУЕ: 1.2.20).

Недоліки кільцевих схем спричинили пошуки інших способів підвищення надійності електропостачання. Так виник принцип застосування радіально-секціонованих мереж з можливістю переведення наванта на резервне джерело живлення.

Для скорочення перериву електропостачання користувачів включення резервного живлення здійснюється автоматично за допомогою спеціальних релейних пристроїв. В результаті з'явилися і на сьогодні широко застосовуються так звані пристрої автоматичного вмикання резерву (АВР).

Пристрої АВР призначені для відновлення живлення споживачів шляхом автоматичного приєднання резервного джерела живлення при відключенні робочого джерела живлення, що призводить до знеструмування електроустановок споживача. Також пристрої АВР повинні передбачатися для автоматичного вмикання резервного устаткування при відключенні робочого устаткування, що призводить до порушення нормального технологічного процесу.

Пристрої АВР можуть встановлюватися на трансформаторах, лініях, електродвигунах, секційних і шиноз'єднувальних вимикачах, у керуючих електричних щитах; широко використовується у системах електропостачання на промислових підприємствах, адміністративних та приватних установах, об'єктах зв'язку та транспорту для забезпечення надійності електропостачання користувачів I та II категорії.

Застосовуються різноманітні схеми АВР, однак всі вони повинні відповідати викладеним нижче основним вимогам.

1. Електроприймачі I категорії надійності повинні забезпечуватися електроенергією від двох незалежних взаєморезервуючих джерел живлення, а для електропостачання особливої групи електроприймачів I категорії повинне передбачатися додаткове живлення від третього незалежного джерела.

2. В обох випадках як одне з резервуючих джерел живлення може використовуватися незалежна автоматизована електростанція у вигляді дизель-генератора, бензо-генератора, акумуляторної батареї, тощо.

3. При використанні АВР повинні бути вжиті заходи, що виключають можливість замикання між собою двох незалежних джерел живлення один на одного, причому бажана наявність не тільки електричного, але і механічного блокування комутаційних апаратів.

4. АВР повинні знаходитися у стані постійної готовності до дії і спрацьовувати при знеживленні користувачів з будь-якої причини та наявності нормальної напруги на іншому, резервному для даних користувачів, джерелі живлення. Щоб не допустити включення резервного джерела на коротке замикання, лінія робочого джерела (до моменту дії АВР) повинна бути відключена вимикачем зі сторони шин користувачів. Вимкнений стан цього вимикача контролюється його допоміжними контактами або реле положення, і ці контакти повинні бути використані у схемі включення вимикача резервного джерела. Ознакою припинення живлення є зникнення напруги на шинах користувачів, тому величиною, що впливає на пристрій АВР зазвичай є напруга. При зниженні напруги до певного значення АВР спрацьовує.

5. Максимальний час перемикання резерву залежить від характеристик споживачів електроенергії, але за наявності в системі джерел безперебійного живлення (ДБЖ) не має визначального значення. При виборі витримки часу також необхідно погоджувати дію АВР з дією АПВ.

6. АВР повинні забезпечувати одноразовість дії, що необхідно для запобігання багаторазовому включенню резервного джерела на стале коротке замикання.

7. АВР повинні забезпечувати разом із захистом швидко відключення резервного джерела живлення і його споживачів від пошкодженої резервованої секції шин і тим самим зберігати їх нормальну роботу. Для цього передбачується прискорення захисту після АВР.

8. АВР не повинні допускати небезпечних несинхронних включень синхронних електродвигунів і перевантажень устаткування.

9. При застосуванні АВР необхідно перевіряти умови перевантаження резервного джерела живлення. Якщо при цьому буде мати місце підвищення навантаження вище допустимого, необхідно виконувати автоматичне розвантаження резервного джерел живлення шляхом відключення найменш важливих користувачів.

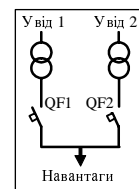
10. При застосуванні АВР важливе значення має наявність регулювання порогів спрацьовування АВР в діапазоні контрольованої напруги для кожного уводу. Так, наприклад, у разі підключення ДБЖ до виходу АВР, узгодження між собою діапазонів вхідної напруги обох пристроїв дозволяє забезпечити своєчасне перемикання на резервну мережу при відхиленні напруги основної живлячої мережі за задані значення і тим самим виключити тривалу роботу ДБЖ на батареях при справній резервній мережі.

11. У складі системи АВР бажана наявність індикації її стану, а також можливість ручного керування системою.

Існує багато принципів схем автоматичного вмикання резервного живлення. Вони різняться за кількістю та видом уводів, наявністю секціонування, кількістю секцій живлення наванта, типами комутаційних апаратів тощо. На розглянутих нижче схемах у якості комутаційних пристроїв для прикладу зображено автоматичні вимикачі QF.

У схемі АВР з двома трансформаторними уводами та спільною секцією живлення наванта (рис. 2) паралельне підключення трансформаторів унеможливується завдяки електричному та механічному блокуванню QF1 та QF2.

Рис. 2. Система АВР з двома трансформаторними уводами та спільною секцією живлення наванта



При знеживленні основного уводу автоматичний вимикач QF1 відключається та включається QF2, живляючи секцію живлення наванта від резервного трансформатора. При відновленні живлення основного уводу QF2 відключається та включається QF1, живлення здійснюється від основного уводу. Пріоритетність можна закріпити за будь-яким із уводів. Уводи також можуть бути рівнозначними. У цьому випадку живлення здійснюється від будь-якого із уводів доки



на ньому присутня напруга незалежно від наявності напруги на іншому уводі.

На рис. 3 зображена схема АВР з двома уводами, один з яких – автономний електрогенератор (G) та спільною секцією живлення навантаг. Функціонування цієї системи є аналогічним попередній.

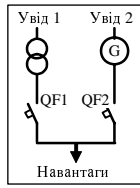


Рис. 3. Система АВР з живленням навантаг від трансформатора та автономного електрогенератора

Схема АВР з трьома уводами, один з яких є автономним електрогенератором, та однією секцією живлення навантаг зображена на рис. 4. За нормальних умов живлення відбувається від одного з двох, або обох (паралельне підключення) трансформаторів. При знеживленні обох трансформаторів секцію живлення навантаг заживить електрогенератор. Підключення до генератора здійснюється тільки при відключених вимикачах QF1 та QF2. Оскільки потужності генератора зазвичай не достатньо для живлення усіх користувачів, релейну логіку системи керування налаштовують таким чином, щоб заживлювати тільки найважливіші фідери, а інші відключають. При відновленні живлення з боку одного із трансформаторних уводів система керування відключає QF3 та включає автоматичний вимикач відповідного трансформаторного уводу.

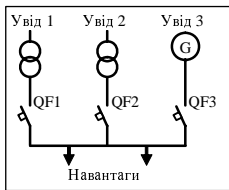


Рис. 4. Система АВР з трьома уводами, один з яких є автономним електрогенератором, та однією секцією живлення навантаг

Схема АВР з двома уводами, секціонуванням та двома секціями живлення навантаг зображена на рис. 5. У нормальному режимі кожен трансформатор живить свою секцію. При аварії одного із уводів вмикається секційний вимикач, який об'єднує дві секції в одну. Таким чином, трансформатор, що залишився у роботі, заживить обидві секції. QF3 може включитися тільки при відключеному QF1 або QF2.

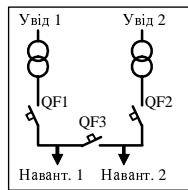


Рис. 5. Система АВР з двома уводами, секціонуванням та двома секціями живлення навантаг

Схема АВР з трьома уводами, один з яких є автономним генератором, із секціонуванням та двома секціями живлення навантаг зображена на рис. 6. При знеживленні одного із трансформаторних уводів вмикається секційний автоматичний вимикач QF3, та трансформатор, що залишився у роботі живить обидві секції.

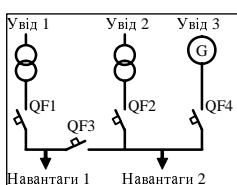


Рис. 6. Система АВР з трьома уводами, один з яких є автономним генератором, секціонуванням та двома секціями живлення навантаг

Але, якщо і цей ввід знеживиться, спільну секцію заживить електрогенератор. Пріоритетність користувачів та уводів налаштовується опціонально на базі релейної логіки.

Схема АВР з трьома уводами, один з яких є автономним генератором, та однією секцією живлення навантаг зображена на рис. 7. За нормальних умов схему живить один із трансформаторів (неможлива паралельна робота). Трансформаторні уводи резервують один одного і на виході мають спільний вимикач QF3. При знеживленні обох трансформаторів QF3 відключиться, чим дасть можливість включитися QF4 та заживити секцію живлення навантаг від електрогенератора.

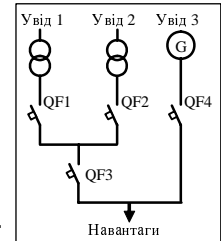


Рис. 7. Система АВР з трьома уводами, один з яких є автономним генератором, та однією секцією живлення навантаг

Схема АВР з трьома уводами, секціонуванням та трьома секціями живлення навантаг зображена на рис. 8. При знеживленні першого уводу відключиться QF1 та включиться QF4. Таким чином другий ввід живитиме першу і другу секції. Аналогічно є ситуація при знеживленні третього уводу: другий ввід живитиме третю і другу секції. При знеживленні другого уводу його резервує перший або другий (відповідно до релейної схеми).

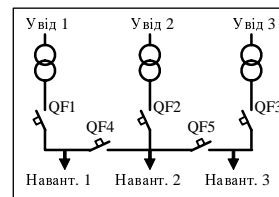


Рис. 8. Система АВР з трьома уводами та трьома секціями живлення навантаг

Цікава ситуація, коли недоступні два з трьох трансформаторів. У такому випадку обидва секційних вимикача включаються, і трансформатор, що залишився у роботі, живить усі три секції. Звичайно потужності одного трансформатора замало для живлення усіх користувачів трьох секцій, тому неперіоритетні фідери відключаються з боку користувачів.

Ще одна схема АВР з трьома уводами, секціонуванням та трьома секціями живлення навантаг зображена на рис. 9. У нормальному режимі кожен трансформатор живить свою секцію. При знеживленні одного із уводів його резервує сусідній ввід – правий чи лівий визначається згідно з алгоритмом роботи релейної схеми. Наявність третього секційного вимикача дозволяє налаштувати підключення до менш навантаженого трансформатора. Подібно до попередньої схеми, при знеживленні двох уводів третій живитиме найважливіших користувачів усіх трьох секцій.

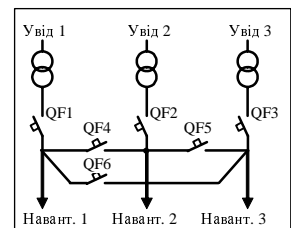


Рис. 9. Система АВР з трьома уводами, секціонуванням, трьома секціями живлення навантаг та можливістю підключення до менш навантаженого трансформатора

Схема АВР з двома уводами, та двома секціями живлення навантаг зображена на рис. 10. Трансформа-

тори резервують один одного, але при цьому відсутній секційний вимикач. При знеживленні першого уводу відключається автоматичний вимикач QF1 та включається автоматичний вимикач QF3, заживлюючи першу секцію від другого трансформатора в обхід QF2. Аналогічна ситуація спостерігається при знеживленні другого уводу. Підключення секції безпосередньо до резервного трансформатора забезпечує незалежність резервування від стану автоматичного вимикача уводу відповідного трансформатора.

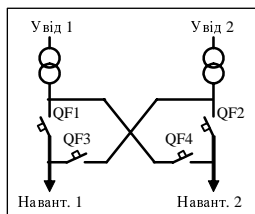


Рис. 10. Система АВР з двома вводами та двома секціями живлення навантаги

Схема АВР з трьома вводами, один з яких є автономним генератором, секціонуванням, навантагами I та II категорій та джерелом безперебійного живлення зображена на рис. 11. У нормальному режимі перший трансформатор живить навантаги II категорії, а другий трансформатор живить навантаги I категорії. При знеживленні першого уводу автоматичний вимикач QF1 відключиться, а QF4 включиться, зажививши першу секцію від другого трансформатора. При знеживленні другого трансформатора QF2 відключиться, а QF4 включиться, зажививши другу секцію від першого трансформатора. Але, якщо і другий увід знеживиться, то автоматичний вимикач QF5 відключиться, а QF3 включиться, зажививши навантаги I категорії від автономного електрогенератора.

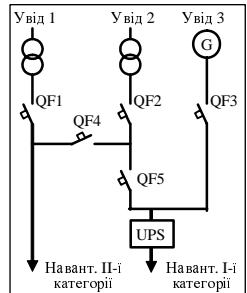


Рис. 11. Система АВР з трьома вводами, одним з яких є автономним генератором, секціонуванням, навантагами I та II категорій та джерелом безперебійного живлення

На вводі секції навантаги I категорії встановлено пристрій безперебійного живлення (uninterruptible power supply – UPS) для забезпечення максимальної надійності живлення користувачів I категорії. Цей пристрій згладжує коливання напруги та деякий час підтримує живлення користувачів при знеживленні усіх трьох уводів.

Сьогодні існує багато способів реалізації наведених вище схем АВР. Суттєво вони різняться залежно від використаного у схемі захисного та комутаційного обладнання.

1. Тиристорні пристрої АВР мають мінімально можливий час перемикання, що дозволяє залишити у роботі електроприймачі пошкодженої секції (особливо важливо для синхронних двигунів). Робота таких пристроїв побудована на використанні тиристорного ключа. Відсутність у схемі механічних елементів дозволяє одержати високу надійність електронних АВР. У той же час при великих струмах у навантагах тепловиділення тиристорних АВР може сягати декількох кіловат (знадобиться примусова вентиляція або кондиціонування електрощитового приміщення), а бло-

кування від можливих замикань двох уводів між собою може бути тільки електронним. Крім того, вартість тиристорних АВР суттєво вища за вартість електромеханічних апаратів тієї ж потужності. Найбільшого розповсюдження тиристорні пристрої АВР набули у системах електропостачання середнього класу напруги.

2. Електромеханічні пристрої АВР на контакторах найбільш поширені і мають досить високу швидкість серед електромеханічних апаратів, поступаючись тільки тиристорним. У схемі АВР на два вводи існує можливість ввести на додаток до електричного механічне блокування контакторів. На рис. 12 наведено схему АВР на два вводи із секціонуванням побудовану на контакторах.

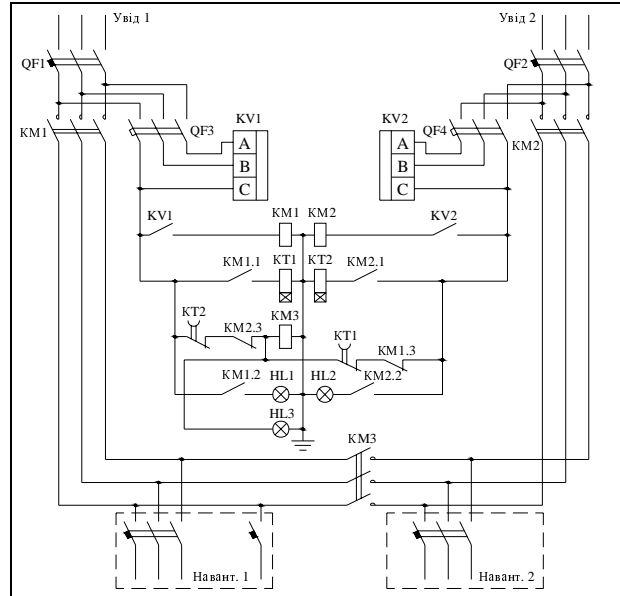


Рис. 12. Електрична схема системи АВР на базі контакторів

У нормальному режимі кожен увід живить свою секцію навантаги. Відповідність напруги встановленим нормам контролюють реле контролю напруги KV1 та KV2. Якщо напруга на вводі 1 доступна і знаходиться у заданих межах, контакт KV1 замкнеться, катушка контактора KM1 заживиться та замкнуться контакти KM1. Таким чином перша секція навантаги заживиться від першого уводу. Разом з основними контактами контактора замикається його допоміжний контакт KM1.1, чим дозволяє заживитися катушці реле з витримкою часу на відключення KT1. Нормально замкнені контакти цього реле (KT1) та контактору KM1 (KM1.3) дозволяють реалізувати електричне блокування включення секційного контактору KM3 при включених контакторах KM1 та KM2. При знеживленні першого уводу KM1.3 повернеться у замкнений стан одразу, а KT1 із певною витримкою часу. Після замикання обох контактів катушка контактору KM3 заживиться та контакти KM3 замкнуться. Таким чином обидві секції живлення навантаги заживляться від другого уводу. При відновленні живлення на першому вводі катушка контактору KM3 знеживлюється миттєво, живлення першої секції навантаги повертається до першого уводу. Аналогічно схема працює при знеживленні другого уводу.

3. Електромеханічні пристрої АВР на автоматичних вимикачах з моторним приводом тріхи поступають переднім по швидкодії і також дозволяють здійснити механічне та електричне блокування. До недоліків можна віднести більш складну схему і вищу вартість цих пристроїв. На рис. 13 зображено зовнішній вигляд системи АВР на два вводи із спільною секцією живлення навантаг, що побудована на автоматичних вимикачах з моторним приводом.

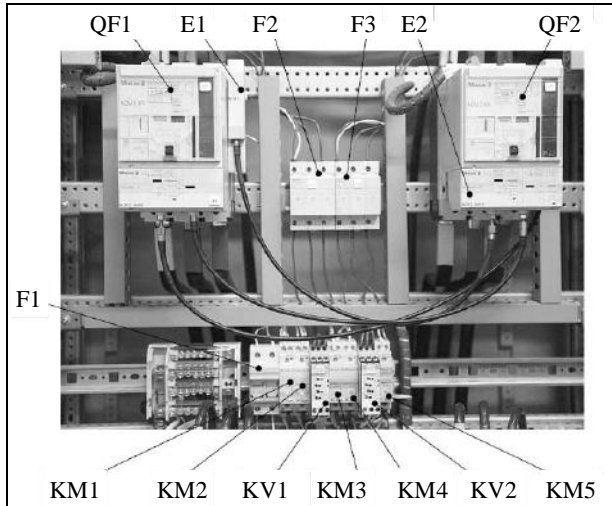


Рис. 13. Зовнішній вигляд системи АВР на базі автоматичних вимикачів з моторним приводом:

QF1, QF2 – силові автоматичні вимикачі з моторним приводом; E1, E2 – елементи механічного блокування; KV1, KV2 – реле контролю напруги на основному та резервному вводі відповідно; F1 – група запобіжників у колі логічного керування; F2, F3 – групи запобіжників у вхідних колах реле контролю напруги; KM1, KM2, KM3, KM4, KM5 – допоміжні реле логічного керування.

4. Електромеханічні пристрої АВР на спеціалізованих комутаційних пристроях – керованих перемикачах з моторним приводом. Хоча ці АВР характеризуються найбільшим часом перемикачів у порівнянні з попередніми типами апаратів, до їх переваг можна віднести конструктивну неможливість замикання між собою двох вводів, а також наявність ручного управління, яке виконується незалежно від напруги на вводах. Вартість АВР на керованих перемикачах при потужностях вище 100 кВА значно нижча, ніж вартість пристроїв на контакторах та автоматичних вимикачах. Електричну схему АВР на базі такого перемикача зображено на рис. 14. Перемикач має три положення: "1", "2" та "0". У положенні "1" навантага живиться від першого вводу (замикаються контакти K1), у положенні "2" навантага живиться від другого вводу (замикаються контакти K2), у нульовому положенні навантага не заживлена. Операція переключення здійснюється з подачі сигналу від зовнішнього пристрою контролю напруги на блок керування перемикача. Завдяки джерелу подвійного живлення (ДПЖ) живлення блоку керування здійснюється при наявності напруги принаймні на одному із вводів.

Всі названі вище схеми конкурентноспроможні та широко застосовуються. Перевага тим чи іншим захисним та комутаційним пристроям віддається залежно від технічних, економічних чи ергономічних особливостей об'єкту встановлення.

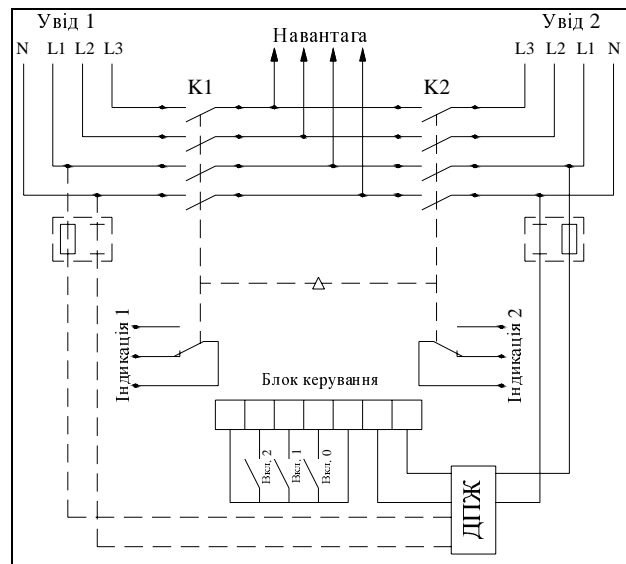


Рис. 14. Електрична схема АВР на базі перемикача з моторним приводом

Розвиток систем автоматичного вмикання резерву не стоїть на місці, вимоги до АВР розгалужуються і зростають. Це призвело до виникнення систем автоматичного вмикання резерву на мікроконтролерній елементній базі. На сьогодні існує велика кількість таких систем, в основному вони побудовані на базі програмованих логічних контролерів – ПЛК (рис. 15).



Рис. 15. Зовнішній вигляд багатофункціонального програмованого логічного контролера (ПЛК)

Ці пристрої призначені для заміни традиційних пристроїв електроавтоматики, побудованих на реле-них і безконтактних логічних елементах. Вони створені шляхом злиття обчислювальної техніки, реле-ної безконтактної автоматики і циклового програмного управління технологічним устаткуванням. Для визначення послідовності відпрацювання етапів циклу керування в програмованих реле проводиться почерговий опит вхідних сигналів. Потім відповідно до заданої програми формуються сигнали на відповідних виходах і включаються ті виконавчі апарати, для яких

на входах сформувалися необхідні логічні умови для їх включень. Такі програмовані реле є універсальними пристроями та можуть широко використовуватися у автоматизованих системах керування технологічними процесами, в тому числі, для створення систем АВР.

Система АВР на базі контролера матиме значно менший перелік використаних у схемі пристроїв – функції більшості реле і контакторів бере на себе ПЛК. Шляхом програмування контролера можна налаштувати витримки часу переключення уводів, пріоритетність, сигналізацію, пороги спрацювання та інші необхідні функції. Крім того, побудова АВР на ПЛК відкриває для системи великі комунікативні можливості. За допомогою спеціальних модулів розширення можливе включення даного ПЛК у систему передачі даних. Таким чином досліджувати та впливати на роботу даної системи АВР можна буде з віддаленого диспетчерського пункту, або навіть з іншої частини земної кулі.

Та окрім універсальних ПЛК останнім часом почали з'являтися спеціалізовані контролери АВР. Такі пристрої запрограмовані на роботу у конкретній системі АВР. Один такий пристрій забезпечує контроль стану уводів, керування комутаційними пристроями, індикацію стану входів та виходів. Мікропроцесорна технологія обробки сигналів забезпечує високу функціональність, точність та надійність пристрою. Системи АВР на базі спеціалізованих ПЛК дуже ергономічні та досить прості у монтаванні (рис. 16).

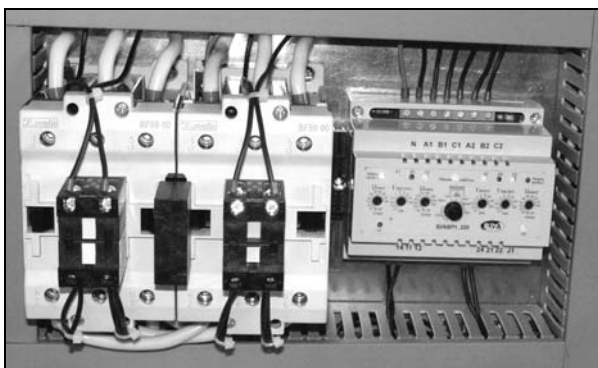


Рис. 16. Зовнішній вигляд системи АВР на базі спеціалізованого ПЛК

Наведена вище інформація ілюструє неабияку глибину та актуальність сфери автоматичного вмикання резерву. Ми бачимо, що пристрої АВР йдуть крок у крок з часом та відповідають сучасним вимогам автоматизації, модульності та комунікації.

**PS.** Під час написання цієї статті в Україні відбулася прикра подія – знеструмилася основна телетрансляційна станція держави. У результаті ціла країна була позбавлена телебачення. Причиною тому стало перегорання запобіжників на одному із уводів станції. Другий увід при цьому (як пояснили) знаходився на профілактиці. Виїзній "оперативній" бригаді знадобилося 69 хвилин, щоб замінити запобіжники та відновити живлення.

Мораль – краще довірити безперебійність роботи важливих об'єктів запрограмованій автоматичній, ніж людській халатності та безвідповідальності.

Надійшла 23.01.2010

*Кулакевич Олексій Миколайович*  
Україна, 61056, Харків, пр. Победы, 37,  
тел. (044) 241 76 38, e-mail: kulakevichge@mail.ru

*Клименко Борис Володимирович, д.т.н, проф.*  
Національний технічний університет  
"Харківський політехнічний інститут"  
Україна, 61002, Харків, вул. Фрунзе, 21, НТУ "ХПІ",  
кафедра "Електричні апарати"  
тел. (057) 707-62-81, e-mail: kbv@kpi.kharkov.ua

*О.М. Kulakevich, B.V. Klymenko*

#### ***Automated reserve entry- a reliable way of no-break power supply***

Principles of designing automated reserve entry systems for no-break electricity supply of users are considered. Specific examples of such systems based on contactors, motor-drive circuit breakers, specialized motor-drive switches, and programmed logic controllers are given.

**Key words – automated reserve entry, no-break electricity supply, specific examples**

## ОБ ОБЕСПЕЧЕНИИ ПОЖАРНОЙ БЕЗОПАСНОСТИ ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИХ ИЗДЕЛИЙ ЛОКАЛЬНЫМИ ОБОЛОЧКАМИ

*Розглянута нормативна база щодо забезпечення пожежної безпеки електротехнічних виробів (ЕТВ) з використанням оболонок згідно з ГОСТ 14255-69. Обґрунтована необхідність коригування цієї нормативної бази з використанням поняття, що підлягає введенню: "локальна оболонка потенційного джерела займання в ЕТВ". Вказані оболонки необхідно класифікувати. Зроблено висновок щодо доречності розробки класів пожежної безпеки ЕТВ.*

*Рассмотрена нормативная база обеспечения пожаробезопасности электротехнических изделий (ЭТИ) с использованием оболочек по ГОСТ 14255-69. Обоснована необходимость корректировки этой нормативной базы с использованием подлежащего введению понятия: "локальная оболочка потенциального источника возгорания в ЭТИ". Указанные оболочки необходимо классифицировать. Сделано заключение о целесообразности разработки классов пожаробезопасности ЭТИ.*

### ВВЕДЕНИЕ. СОСТОЯНИЕ ВОПРОСА

Предотвращение возгорания электротехнических изделий (далее – ЭТИ) до выработки ими эксплуатационного ресурса было и остаётся актуальной проблемой. Невозгорание ЭТИ должно обеспечиваться его конструкцией и режимами эксплуатации. В ГОСТ 12.1.004-91 "ССБТ. Пожарная безопасность. Общие требования" изложены требования к невозникновению пожара от ЭТИ и указаны способы (или их комбинации) предотвращения возгорания ЭТИ. В их числе – изоляция горючей среды (применение изолированных отсеков, камер, кабин и т.п.). Указанное положение конкретизировано в ДНАОП 0.00-1.32-01 "Правила устройства электроустановок. Электрооборудование специальных установок" (раздел 5 "Электроустановки в пожароопасных зонах"), где предусмотрено обеспечение пожарной безопасности оболочками электрических машин (таблица 5.1) и оболочками электрических аппаратов, приборов, шкафов и наборов жакетов (таблица 5.2). Согласно указанным таблицам, пожарная безопасность ЭТИ, искрящих по условиям работы (например, контактных коммутационных электрических аппаратов), обеспечивается оболочками со степенью защиты IP54 по ГОСТ 14255-69 и выше. Из этого, однако, не следует, что конструкция ЭТИ со степенью защиты ниже IP54 (включая IP00) не обеспечивает пожарную безопасность ЭТИ.

### ОБОСНОВАНИЕ ПРЕДЛОЖЕНИЙ ПО ПЕРЕСМОТРУ ДЕЙСТВУЮЩЕЙ НОРМАТИВНОЙ БАЗЫ

Для оценки пожарной опасности ЭТИ необходимо определить потенциальный источник возгорания в нём. Для значительной части ЭТИ потенциальным источником возгорания являются электрические контакты (включая скользящие) и обмотки возбуждения. Их надёжная локализация в прогнозируемых (в том числе в аварийных) режимах эксплуатации достаточна для обеспечения пожарной безопасности ЭТИ.

Рассмотрим некоторые конструкции ЭТИ, не имеющие оболочек по классификации ГОСТ 14254-96 (IEC 529-89).

На рис. 1а приведена конструкция закрытой вставки предохранителя (плавкий элемент вставки,

являющейся потенциальным источником возгорания в предохранителе, герметизирован локальной оболочкой). Детали, образующие локальную герметичную оболочку плавкого элемента:

- 1 – корпус керамический;
- 2 – прокладки асбестовые уплотнительные;
- 3 – крышки стальные;
- 4 – винты, крепящие крышки к корпусу.

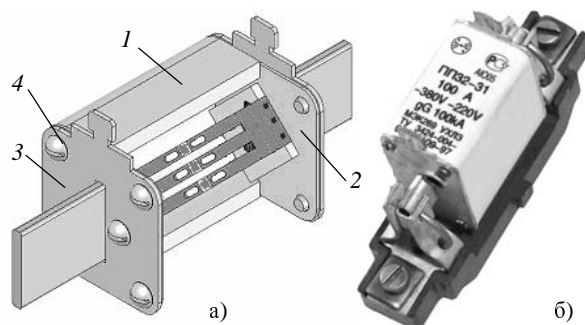


Рис. 1. Плавкий предохранитель:

а – вставка предохранителя; б – собранный предохранитель

Пластины контактные вставки предохранителя выходят за пределы локальной герметичной оболочки и, как и контакты основы, в которые установлена вставка предохранителя, доступны прикосновению человека. Степень защиты по ГОСТ 14254-96 (IEC 529-89) собранного предохранителя – IP100 (см. рис. 1б). Локальная герметичная оболочка вставки предохранителя достаточна для обеспечения пожарной безопасности собранного предохранителя при его срабатывании при правильном выборе номинального тока предохранителя.

На рис. 2 схематично изображён магнитоуправляемый контакт (геркон).

Колба 3 выполняет функцию локальной герметичной оболочки в герконе. Этой оболочкой охвачен потенциальный источник возгорания – искрящие по условиям работы контакты.

Контактные выводы геркона находятся вне локальной герметичной оболочки и доступны прикосновению человека. Степень защиты геркона по ГОСТ 14254-96 (IEC 529-89) – IP00. Локальная герметичная оболочка геркона достаточна для обеспечения его пожарной безопасности.

Следует отметить, что аналогично обеспечивается пожарная безопасность искрящих по условиям работы контактов в полюсе вакуумного выключателя.

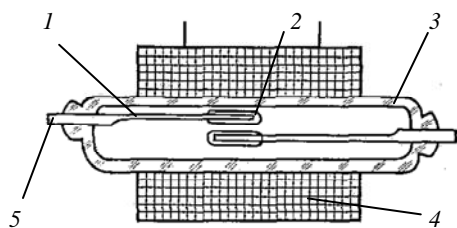


Рис. 2. Геркон:

- 1 – пермаллоевые пластинки (выполняют одновременно функции магнитопровода и контактной пружины);
- 2 – концы пермаллоевых пластинок (выполняют функцию контактов);
- 3 – колба стеклянная герметизированная;
- 4 – обмотка возбуждения постоянного тока; 5 – контактные выводы для крепления монтажных проводов.

На рис. 3 изображён одновитковый проходной трансформатор тока с литой компаундной изоляцией.

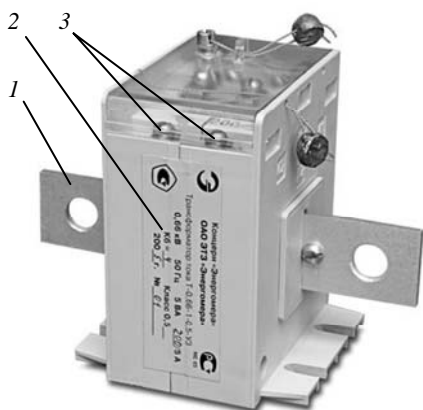


Рис. 3. Трансформатор тока:

- 1 – первичная обмотка (шина проходная); 2 – изоляция литая компаундная, охватывающая вторичную обмотку;
- 3 – выводы вторичной обмотки.

Потенциальный источник возгорания в трансформаторе тока – многовитковая вторичная обмотка – капсулирован локальной герметичной оболочкой, образованной литым компаундом. Выводы первичной и вторичной обмоток трансформатора тока находятся вне этой оболочки и доступны прикосновению человека. Степень защиты трансформатора тока по ГОСТ 14254-96 (IEC 529-89) - IP00. Локальная герметичная оболочка достаточна для обеспечения невозгорания трансформатора тока в том случае, если трансформатор тока с положительным результатом выдержит испытание на воздействие верхнего значения температуры среды при эксплуатации. Критерий пожарной безопасности – ненарушение герметичности локальной оболочки трансформатора тока вследствие размягчения компаундной массы, что обусловлено выделением тепла от токов в обмотках трансформатора в режиме максимально допустимой электрической нагрузки при максимально допустимой продолжительности включения и при максимально допустимой температуре окружающей среды.

На рис. 4 изображен электромагнит управления переменного тока. Потенциальный источник возгора-

ния (обмотка возбуждения) заключён в локальную герметичную оболочку, которая образована полимеризовавшейся пропиточной изоляционной массой. Выводы обмотки возбуждения электромагнита находятся вне оболочки и доступны прикосновению человека.



Рис. 4. Электромагнит переменного тока:  
1 – якорь; 2 – ярмо; 3 – обмотка возбуждения;  
4 – выводы обмотки возбуждения.

Степень защиты электромагнита по ГОСТ 14254-96 (IEC 529-89) - IP00. Локальная герметичная оболочка электромагнита управления переменного тока обеспечивает невозгорание электромагнита при положительном результате испытания его в аварийном режиме работы (заклинивание якоря в ярме на номинальном ходе). Причиной возникновения аварийного режима работы электромагнита может быть, например, поломка рабочего механизма, совместно с которым работает электромагнит в оборудовании потребителя. Критерий положительного результата испытания – фрагменты разрушенной обмотки возбуждения, при их наличии, не должны поджечь сухую основную доску с проложенной на ней папиросной бумагой (см. метод 409-2 по ГОСТ 20.57.406-81).

Из изложенного следует, что локальная герметичная оболочка потенциального источника возгорания может оказаться недостаточной для обеспечения пожаробезопасности электромагнита управления переменного тока. В качестве дополнительного средства обеспечения пожаробезопасности может быть использован термоинерционный аппарат защиты, включённый последовательно с обмоткой возбуждения электромагнита. Аппаратом защиты может быть, например, выключатель с тепловым (биметаллическим) расцепителем. Обязательность комплектации электромагнита управления аппаратом защиты должна быть подтверждена соответствующим технико-экономическим анализом, учитывающим технические характеристики электромагнита, условия эксплуатации его у потребителя, результаты испытания электромагнита в аварийном режиме работы, проведенного по методу 409-2 ГОСТ 20.57.406-81. Если по результатам анализа необходимость наличия аппарата защиты подтверждается, то этот аппарат должен входить в комплект поставки электромагнита, о чём должна быть сделана соответствующая запись в раз-

деле "Комплектность" эксплуатационного документа на электромагнит. Следует отметить, что наличие аппарата защиты делает неактуальным проведение испытания электромагнита в аварийном режиме работы по методу 409-2 ГОСТ 20.57.406-81. Срабатывание аппарата защиты в аварийном режиме работы электромагнита переменного тока должно быть подтверждено соответствующей проверкой в составе приёмодаточных испытаний электромагнита. При проведении этой проверки регулировкой уставки по току аппарата защиты должно быть обеспечено:

- неотключение пускового тока электромагнита, если параметры режима включения соответствуют требованиям нормативной документации на электромагнит при максимально допустимых значениях частоты срабатывания, продолжительности включения и температуры окружающей среды;
- отключение аппарата защиты в оговоренном выше аварийном режиме работы электромагнита через (3...10) с после подачи номинального значения напряжения питания на обмотку возбуждения электромагнита.

В соответствии с законодательством о защите прав потребителей требование заказчика (потребителя) об укомплектовании электромагнита переменного тока аппаратом защиты должно быть обязательным для изготовителя (поставщика) электромагнита.

В действующем межгосударственном стандарте ДСТУ 3450-95 (ГОСТ 19264-93) "Электромагниты управления. Общие технические условия" отсутствуют как требование к испытанию электромагнита на пожаробезопасность в аварийном режиме работы, проведенному по методу 409-2 ГОСТ 20.57.406-81, так и указание о проведении технико-экономического анализа необходимости комплектации электромагнита переменного тока аппаратом защиты. Обязательность и неотложность корректировки указанного стандарта по перечисленным предложениям представляется очевидной.

На рис. 5 изображена электромагнитная фрикционная муфта без контактного кольца.

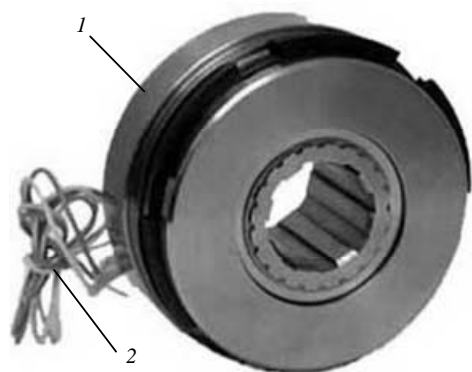


Рис. 5. Муфта электромагнитная фрикционная без контактного кольца: 1 – корпус с обмоткой возбуждения; 2 – выходы обмотки возбуждения

Размещение обмотки возбуждения в корпусе муфты с последующей заливкой её изоляционной смолой с отвердителем обеспечивает создание локальной герметичной оболочки вокруг потенциально

го источника возгорания в муфте – обмотки возбуждения. Выводы обмотки возбуждения находятся вне этой оболочки и доступны прикосновению человека. Степень защиты электромагнитной фрикционной муфты по ГОСТ 14254-96 (IEC 529-89) – IP00. Невозгорание муфты обеспечивается ненарушением герметичности указанной локальной оболочки вследствие размягчения изоляционной массы, обусловленного:

- выделением тепла от тока в обмотке возбуждения;
- выделением тепла от трения дисков ведущей и ведомой частей муфты при максимально допустимом значении передаваемого момента;
- максимально допустимой температурой окружающей среды.

Режим испытаний, воспроизводящий перечисленные факторы, обеспечивается при проверке муфты на воздействие верхнего значения температуры среды при эксплуатации. Положительные результаты проверки подтверждают пожарную безопасность муфты.

Электрическая лампа накаливания, установленная в патроне, имеет степень защиты ниже IP44 (IP44 – степень защиты, достаточная согласно ДНАОП 0.00-1.32-01 для обеспечения пожарной безопасности аппаратов и приборов, не искрящих по условиям работы), однако наличие локальной оболочки (стеклянной колбы), герметизирующей потенциальный источник возгорания (нить накаливания), обеспечивает пожарную безопасность этого ЭТИ массового применения.

С учетом приведенных выше конкретных примеров конструкций ЭТИ можно сформулировать следующее определение: "Локальная оболочка потенциального источника возгорания в ЭТИ – это элемент конструкции, обеспечивающий отделение от внешней среды той части ЭТИ, которая может явиться причиной возникновения пожара в нормальных и (или) аварийных режимах эксплуатации ЭТИ".

Обобщая изложенное, можно сделать заключение о наличии у значительной части ЭТИ локальных оболочек, капсулирующих (в том числе и герметично) потенциальный источник возгорания, чем обеспечивается (повышается) пожарная безопасность ЭТИ. Следует также обратить внимание на требования по взрывозащите для класса взрывоопасной зоны 22 (в такой взрывоопасной зоне может функционировать электрооборудование общего назначения – без способов взрывозащиты), регламентированное ДНАОП 0.00-1.32-01, таблица 4.7, где указано: "Части машин, которые создают искрение (например, контактные кольца), должны быть заключены в оболочку, имеющую степень защиты IP54". Это требование по взрывозащите (наличие локальной оболочки в электрической машине) должно быть распространено и на электрические аппараты, причём не только в части взрывозащиты, но и в части обеспечения пожарной безопасности электрических машин и аппаратов.

В подразделе 5.6 ДНАОП 0.00-1.32-01 предлагается указать: "Элементы конструкции аппарата, которые создают искрение (например, контактное кольцо электромагнитной муфты и электрографитовая щётка), при степени защиты аппарата ниже IP54 по ГОСТ 14255 – 69 должны быть заключены в локальную обо-

лочку, обеспечивающую экспериментально подтвержденную пожарную безопасность в прогнозируемых (в том числе в аварийных) режимах эксплуатации аппарата в условиях эксплуатации в оборудовании потребителя, предусматривающих, например, возможность недостаточного уплотнения в гидросистеме технологического оборудования, вследствие чего возможна утечка пожароопасной гидравлической жидкости".

Следует отметить, что локальная оболочка для элементов конструкции ЭТИ может быть однофункциональной (обеспечивать только пожарную безопасность – как в приведенном выше случае) или многофункциональной (обеспечивать выполнение и других функций в аппарате, например, гашение электрической дуги в полюсах трёхполюсного установочного автоматического выключателя со степенью защиты IP00 по ГОСТ 14255 – 69, в котором корпус из изоляционного материала с размещенными в нём деионными решётками образует локальную оболочку потенциальных источников возгорания – контакт – деталей).

#### О ПЕРСПЕКТИВЕ ФОРМИРОВАНИЯ ОБНОВЛЁННОЙ НОРМАТИВНОЙ БАЗЫ

Локальные оболочки ЭТИ необходимо классифицировать, разработать систему их кодификации аналогично оболочкам с кодом IP по ГОСТ 14254-96 (IEC 529-89). Указанная работа может явиться составной частью разработки классов пожарной безопасности ЭТИ. При выполнении этой работы целесообразно использовать существующую дифференциацию ЭТИ по уровню и видам взрывозащиты (см. ДНАОП 0.00 - 1.32 - 01, раздел 4.4 "Классификация и маркировка взрывозащищённого электрооборудования"). Разработанный на Украине нормативный документ (или его проект) может быть в инициативном порядке передан Госпотребстандартом Украины в Международную Электротехническую Комиссию (IEC) для рассмотрения на предмет придания этому документу (проекту документа) нормативного статуса международного стандарта. Украина, таким образом, может трансформироваться из объекта в субъект международной стандартизации в области электротехники.

#### ВЫВОДЫ

1. Введено новое понятие: локальная оболочка потенциального источника возгорания в электротехническом изделии (ЭТИ). Приведены конкретные примеры различных конструкций локальных оболочек для различных потенциальных источников возгорания в ЭТИ, чем подтверждено многообразие вариантов сочетания конструкций локальных оболочек и защищаемых ими потенциальных источников возгорания в ЭТИ.

2. Предложено определение вновь вводимого понятия: "Локальная оболочка потенциального источника возгорания в ЭТИ".

3. Сделано заключение о необходимости классификации локальных оболочек потенциальных источников возгорания в ЭТИ.

4. Указано, что действующий нормативный документ ДНАОП 0.00 – 1.32 – 01 необоснованно ограничивает пожаробезопасность конструкций ЭТИ наличием оболочек со степенью защиты IP54 (IP44) по ГОСТ 14255 – 69 и выше. Приведены конкретные примеры конструкций ЭТИ со степенью защиты IP00 по ГОСТ 14255 – 69, обеспечивающих пожаробезопасность ЭТИ в установленных режимах эксплуатации. Предложено раздел 5 ДНАОП 0.00 – 1.32 – 01 дополнить указанием о необходимости заключения в обеспечивающую пожаробезопасность локальную оболочку создающих искрение электрических контактов аппарата, если аппарат не имеет оболочку со степенью защиты IP54 и выше по ГОСТ 14255-69.

5. Приведены технически обоснованные режимы испытаний на пожаробезопасность различных ЭТИ с локальными оболочками, воспроизводящие прогнозируемые аварийные или предельно допустимые режимы эксплуатации ЭТИ. Эти режимы испытаний должны быть введены в нормативную документацию на ЭТИ (см. пункт 6).

6. Технически обоснована необходимость корректировки межгосударственного стандарта на электромагниты управления ДСТУ 3450-95 (ГОСТ 19264-93) по предложениям, приведенным выше. Сделано заключение о необходимости использования в технически обоснованных случаях локальной герметичной оболочки потенциального источника возгорания в ЭТИ совместно с аппаратом защиты.

7. Сделано заключение о целесообразности разработки классов пожарной безопасности ЭТИ.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. ДНАОП 0.00-1.32-01 "Правила устройства электроустановок. Электрооборудование специальных установок".
2. ДСТУ 3450-96 (ГОСТ 19264-97) "Электромагнітні керування. Загальні технічні умови".

Поступила 25.10.2009

*Мясников Виталий Евгеньевич*  
инженер

Украина, 61146, Харьков, ул. Акад. Павлова, 140 В, кв. 25  
Тел 0572 68 47 75  
E-mail: myasnikov10@gmail.com

*V.E. Mjasnikov*

#### **On fire protection of electrical products via local shells**

The paper considers the normative base on fire protection of electrical products by means of shells according to government standard (GOST) 14255-69. Necessity of the normative base correction with utilization of the definition "a local shell of a potential inflammation source in electrical products" which is to be applied is shown. The mentioned shells are necessary to be classified. A conclusion about expediency of electrical product fire-safety classes development is made.

**Key words – potential inflammation source, local shell, protection degree, fire-safety classes, electrical products**



## РОЗПОДІЛЬНІ ПРИСТРОЇ НИЗЬКОЇ НАПРУГИ У ПРОМИСЛОВИХ УСТАНОВКАХ: ЗАПОБІЖНИКИ ЧИ ВІДМИКАЧІ? СИСТЕМА KABELDON<sup>1</sup>.

До комутаційних апаратів, що застосовуються у розподільних пристроях низької напруги (0,4 кВ), в англійській технічній літературі вживають назви "disconnector", "switch" та "circuit-breaker". Перші два з цих типів апаратів виконують суто комутаційні функції, а третій, поряд з комутацією електричних кіл, забезпечує також й захист мереж та обладнання від надструмів (перевантажень та коротких замикань). В усіх мовах країн, де застосовуються стандарти Міжнародної електротехнічної комісії (International Electrotechnical Commission – IEC) ці різновиди апаратів чітко розрізняють термінологічно. У даній статті ми будемо вживати до зазначених апаратів відповідно такі терміни: "роз'єднувач", "вимикач" та "відмикач". Отже, "відмикач" – це "circuit-breaker".

Крім відмикачів, захисні функції у розподільних пристроях можуть виконувати й запобіжники ("fuses"), тому перед замовником обладнання та проектантом завжди постає проблема вибору між цими різновидами захисних апаратів. На користь відмикачів свідчить зручність експлуатації, адже вони можуть здійснювати комутаційні функції, а також надають можливість багаторазового використання після аварійного спрацювання. На користь запобіжників – їх висока надійність, адже вони не містять жодних рухомих частин, компактність, відносно низька вартість та дуже велика здатність до відмикання коротких замикань, яка набагато перевищує відповідний показник відмикачів. Крім того, слід зазначити, що сучасний ринок електротехнічної продукції пропонує різноманітні конструкції комбінацій із запобіжниками ("fuse-combination units"), зокрема запобіжники-вимикачі-роз'єднувачі ("fuse-switch-disconnectors"), у яких вставка запобіжника виконує функції рухомого контакту вимикача (рис. 1). Ці апарати, як і відмикачі, дозволяють здійснювати поточні (функціональні) комутації, але на відміну від відмикачів, мають видимий розрив кола, що надає цим апаратам суттєві переваги перед відмикачами в плані експлуатаційної безпеки. Ці апарати зазвичай монтується безпосередньо на збірних шинах, отже механічне монтування поєднується з електричним приєднанням до джерела живлення.

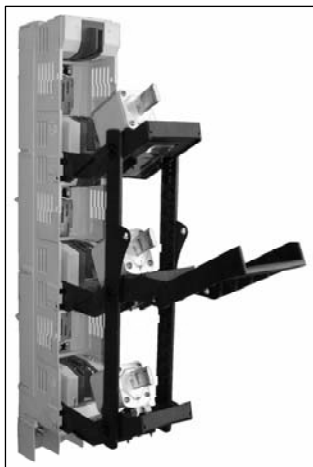


Рис.1. Сучасний триполюсний запобіжник-вимикач-роз'єднувач з вертикальним розташуванням вставок – мультіверт ("multivert")

Завдяки вертикальному розташуванню вставок цей апарат має відносно малий горизонтальний

габаритний розмір, що дає можливість зменшити відповідний габаритний розмір розподільного пристрою або збільшити кількість фідерів у тому ж самому розподільному пристрої, що в обох випадках забезпечує суттєву економію.

Проектуючи розподільний пристрій, розробник стикається з низкою проблем, розв'язання яких, розширюючи функціональні можливості пристрою, забезпечує економію коштів як при виготовленні, так і в процесі його експлуатації. Перерахуємо деякі з цих проблем.

- Як зменшити габаритні розміри пристрою (у першу чергу ширину та глибину)?
- Як забезпечити безпечну експлуатацію пристрою з точки зору унеможливлення дотиків до активних частин (live parts) електроустановок, у першу чергу до шин та терміналів апаратів?
- Як забезпечити швидке й надійне заземлення фідерного кабелю для проведення ремонтних робіт?
- Як забезпечити швидку й безпечну заміну фідерного комутаційного апарата, що вийшов з ладу, або підключення додаткових фідерів без відключення від живлення паралельних споживачів?
- Як забезпечити конструктивне поєднання в одному пристрої апаратів різних конструкцій, наприклад відмикачів та комбінацій із запобіжниками?
- Як забезпечити секціонування у розподільному пристрої та автоматичне введення резерву (АВР)?

Обираючи систему **Kabeldon** (точніше кажучи **Kabeldon IP-system**), проектант та замовник отримують засоби розв'язання перелічених проблем. Що ж таке система **Kabeldon**?

**Kabeldon IP-system** – це система, яка складається з ізольованих шин, спеціальних комутаційних апаратів та аксесуарів, а також монтажних засобів, призначених для виготовлення нових та реконструкції існуючих розподільних пристроїв в мережах 0,4 кВ.

**Kabeldon** – це відомий в світі бренд шведської електротехнічної компанії, що входить до концерну АВВ (компанія **ABB Kabeldon**), а позначення **IP-system** трактується як **Insulated Personal safe system**, тобто ізольована персональна захисна система. Позначення **IP-system** підкреслює також, що ця система, включно із шинами, навіть без зовнішніх захисних оболонок має ступінь захисту IP20, тобто є безпечною з точки зору дотиків як до шин, так і до терміналів апаратів.

Апаратура **Kabeldon** вже понад 30 років успішно експлуатується по всьому світі у різних кліматичних умовах, у тому числі в сухому та вологому тропічному кліматі, в арктичних регіонах, а також в умовах морського туману при розподіленні електричної енергії у різних галузях застосування:

- розподілення електроенергії в мережах низької напруги;
- вуличне та дорожнє освітлення, світлофори;
- електропостачання залізниць, ліній міського електричного транспорту та метрополітену;
- розподілення електроенергії в поліклініках, супермаркетах, офісах;
- електропостачання яхт та кораблів у портах та літаків в аеропортах;

<sup>1</sup> Інформацію надано компанією ТОВ «АББ Лтд» Віталій Светлих, менеджер по продукції АБВ Kabeldon

- електропостачання систем центрального електричного опалення;
- освітлення стадіонів та лижних трас;
- електропостачання будівельних майданчиків;
- електропостачання вуличних ринків, пересувних виставок, цирків;
- електропостачання сільськогосподарських підприємств тощо.

Популярність системи **Kabeldon** в усьому світі пояснюється не тільки її високою надійністю, а й тими унікальними можливостями, які надає ця система:

- можливість монтування розподільної системи у приміщенні безпосередньо на стіну без шафи;
- можливість монтування розподільної системи за лічені хвилини;
- можливість проведення робіт у розподільній системі під напругою;

До складу системи **Kabeldon** входять:

- унікальні, захищені ізоляційною оболонкою шини з особливою формою поперечного перерізу;
- комутаційні апарати (вимикачі-роз'єднувачі та запобіжники-вимикачі-роз'єднувачі), пристосовані для швидкого монтування їх на шинах з одночасним надійним електричним приєднанням до цих шин;
- з'єднувачі для приєднання кабелів до шин;
- різноманітні аксесуари для швидкого монтування та безпечної експлуатації системи.

Система шин, комутаційні апарати та з'єднувачі об'єднуються у модульну систему. Ширина апаратів та з'єднувачів є кратною ширині модуля, яка у системі **Kabeldon** дорівнює 12,5 мм, що полегшує проектування розподільних пристроїв.

### Шини системи **Kabeldon**

В системі **Kabeldon** застосовується два види безперервно пресованих алюмінієвих шин – шини з ізоляційними оболонками для лінійних провідників – L1, L2 та L3 (рис. 2) та шини без ізоляційної оболонки для нейтрального та захисних провідників – N, PE та PEN (рис. 3). Площа і конфігурація поперечного перерізу шини залежать від значення струму, на який вони розраховані для роботи у безперервному режимі (uninterrupted duty), але у зонах механічного та електричного приєднання апаратів та з'єднувачів (рис. 4) усі шини мають однакові форми та розміри.

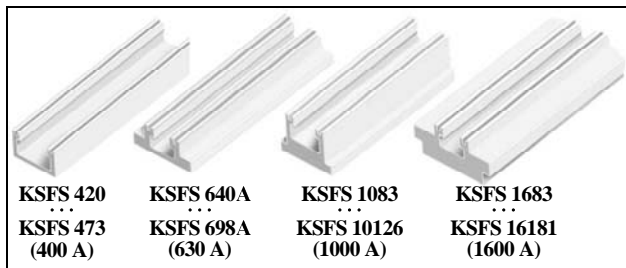


Рис. 2. Шини системи **Kabeldon** з ізоляційними оболонками



Рис. 3. Шини системи **Kabeldon** без ізоляційних оболонок  
Шини без ізоляційних

оболонки, що розраховані на струм 400 А рекомендовано застосовувати у розподільних системах зі струмом лінійних шин (з ізоляційними оболонками) 400 А та 630 А, а шини без ізоляційних оболонки, що розраховані на струм 1000 А рекомендовано застосовувати у розподільних системах зі струмом лінійних шин 1000 А та 1600 А, оскільки струм у нейтральних провідниках зазвичай набагато менший за струм у лінійних провідниках.

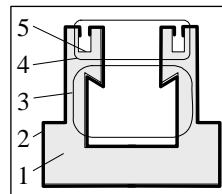


Рис. 4. Поперечний переріз ізолюваної шини системи **Kabeldon**:  
1 – тіло шини (алюміній);  
2 – поліамідна ізоляція;  
3 – зона механічного приєднання;  
4 – зона електричного приєднання;  
5 – неізолювані торці пазів

Перші одна чи дві цифри у позначенні типу шини відповідають значенню робочого струму (4 – 400 А, 6 – 630 А, 10 – 1000 А, 16 – 1600 А), останні дві або три цифри дорівнюють кількості  $N$  модулів  $M = 12,5$  мм, які можуть бути розташовані на даній шині, а довжина  $L$  шини у мм розраховується за формулою  $L \approx M \cdot N + 34$ .

Повна номенклатура шин наводиться у каталозі системи **Kabeldon**.

### Шинні опори системи **Kabeldon**

Якщо довжина шин не перевищує одного метра, то монтування шинопроводу здійснюється за допомогою двох торцевих опор (рис. 5,а), а якщо довжина шин перевищує один метр, посередині шинопроводу необхідно встановити проміжну опору (рис. 5,б). Торцеві опори – це змонтовані на кутиках, виготовлених з нержавіючої сталі, ізоляційні обмежувачі, у які занурюють кінці шин, а проміжні опори – це змонтовані на швелероподібних основах, виготовлених з нержавіючої сталі плоскі ізоляційні деталі з отворами, через які пропускають шини. Позначення без навкісної риски означає, що відповідна модифікація опори забезпечує віддалення шини від поверхні, на якій монтується опора, на 9 мм, а цифри після навкісної риски означають віддалення шини від монтувальної поверхні для відповідної модифікації опори. Якщо шинна система монтується на ізоляційній панелі, закріпленій на стіні приміщення або задній стінці металеві шафи, можна застосовувати опори KSST 316 та MSB 316, при монтуванні шинної системи безпосередньо на стіні – опори KSST 316/23 та MSB 316/23, а при задньому приєднанні живлення – опори KSST 316/100 та MSB 316/100. Система **Kabeldon** пропонує ще декілька видів опор, не представлених на рис. 5.



Рис. 5. Шинні опори: а – торцева; б – прохідна

### Монтування апаратів у системі **Kabeldon**

Механічне приєднання апаратів до шин здійснюється за допомогою вбудованих в апарати гвинтів з голівкою під 6 або 8 мм гайковий ключ та спеціальних

фасонних гайок (рис. 6). При монтуванні апарата фасонна гайка входить в зону механічного приєднання шини, а при загвинчуванні гвинта гайка спочатку обертається разом із гвинтом за годинниковою стрілкою на кут близько 30°, а потім притискається своїми виступами до шини з боку внутрішніх заглиблень в зоні приєднання (рис. 7).

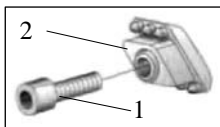


Рис. 6. Кріпильні пристрої апаратів:  
1 – гвинт;  
2 – фасонна гайка

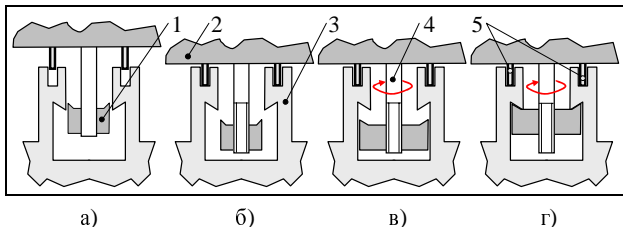
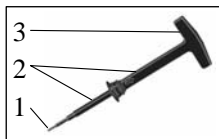


Рис. 7. Послідовність монтування апарата з одночасним електричним приєднанням до шин у системі **Kabeldon**: а – фасонні гайки 1 вводяться в пази зони механічного приєднання; б – корпус апарата притискається до шин 3; в – початок загвинчування, гайка обертається разом із гвинтом 4 аж до моменту її притиснення до бокових стінок зони механічного приєднання; г – закінчення загвинчування, гайка притискається своїми виступами до шини з боку внутрішніх заглиблень в зоні механічного приєднання, а торці виводів 5 апарата надійно притискаються до неізолюваних торців пазів в зоні електричного приєднання

Слід зазначити, що монтування апарата повинно здійснюватися за допомогою спеціального ізолюваного ручного інструмента (рис. 8). На кінці цього інструменту розташовано 6 або 8 мм торцевий шестигранний ключ, а на рукоятку цього інструменту слід насадити обмежувач обертового моменту для того, щоб забезпечити притиснення відповідно до інструкції з експлуатації (зазвичай 15 – 20 Н·м).

Рис. 8. Монтувальний інструмент системи **Kabeldon**:

1 – шестигранний торцевий ключ;  
2 – ізоляція; 3 – ізолювана рукоятка



### Комутаційні апарати системи **Kabeldon**

Для здійснення комутаційних функцій у системі **Kabeldon** застосовуються такі апарати:

- запобіжники-вимикачі-роз'єднувачі, які здійснюють залежні ручні операції<sup>2</sup>;
- вимикачі-роз'єднувачі-запобіжники, які здійснюють незалежні ручні операції;
- вимикачі-роз'єднувачі, які здійснюють незалежні ручні операції.

Зазначимо, що апарати, до назви яких входить специфікатор «роз'єднувач», виконують не тільки операції замикання та розмикання (в механічному смислі – close, open) чи вмикання та вимикання (в електричному

смислі – make, break), але й забезпечують так звану функцію роз'єднання (isolating function), яка забезпечує безпечне проведення робіт при розімкненому апараті. Апарати системи **Kabeldon** згідно з ІЕС 60664-1 відносяться до обладнання категорії III (апарати стаціонарних промислових установок). Це означає, що у розімкненому стані міжконтактні проміжки мають витримувати імпульсну напругу 4,5 кВ, а струм витоку між терміналами при напрузі  $1,1 \cdot U_e$ , де  $U_e$  – номінативна робоча напруга (rated operational voltage), не повинен перевищувати 0,5 мА на кожний полюс **нового** апарата та у будь-якому випадку не може перевищувати 6 мА.

Система **Kabeldon** пропонує також роз'єднувачі, які здійснюють залежні ручні операції (ці апарати застосовуються вкрай рідко і у даній публікації не розглядаються). До складу системи **Kabeldon** входять також спеціальні аксесуари, які надають можливість приєднувати до розподільної системи автоматичні відмикачі.

### Запобіжники-вимикачі-роз'єднувачі із залежним ручним оперуванням типу **SLD**

У апаратах **SLD** функції рухомих контактів виконують вставки запобіжників системи **NH** типорозмірів (size) 000, 00, 1 та 2. Відповідно ці апарати мають позначення **SLD 000**, **SLD 00**, **SLD 1** та **SLD 2**.

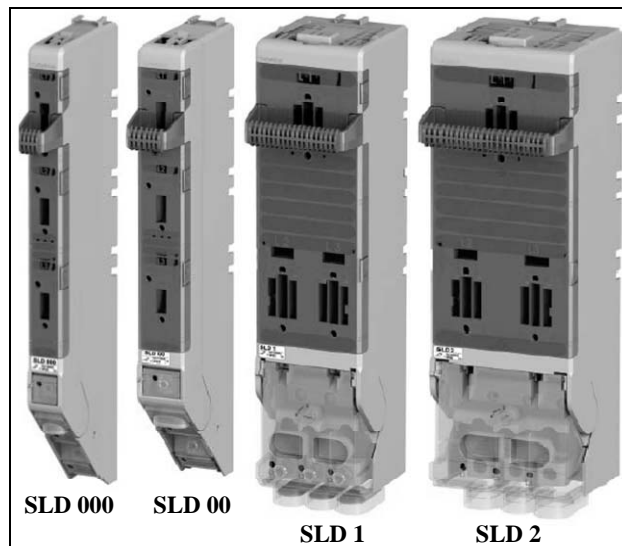


Рис. 9. Зовнішній вигляд апаратів **SLD**

Технічні дані, що є загальними для усіх апаратів **SLD**: робоча напруга  $U_e = 400$  В, 50 – 60 Гц; ступінь захищеності **IP2X**, матеріал приєднуваних провідників – **Al / Cu** (допускаються суцільні або багатожильні провідники), категорія застосування – **AC-23** (комутація кіл двигунів та інших високоіндуктивних навантажень). Інші дані апаратів **SLD** наведено у таблиці 1.

Таблиця 1

Тип	$N$	$I$ , А	$S$ , мм <sup>2</sup>	$h$ , мм	$m$ , кг
<b>SLD 000</b>	3	100	1,5 – 25	495	1,7
<b>SLD 00</b>	4	160	2,5 – 95	495	1,8
<b>SLD 1</b>	10	250	50 – 300	517	4,3
<b>SLD 2</b>	12	400	50 – 300	517	4,6

Позначення:  $N$  – ширина (кількість модулів);  $I$  – найбільший робочий струм апарата (номінативний струм – rated current відповідає номінальному струму вставок, які застосовуються у конкретному апараті, отже номінативний струм апарата може бути меншим за вказане у таблиці значення);  $S$  – площа поперечного перетину приєднуваних провідників;  $h$  – вертикальний габаритний розмір;  $m$  – маса апарата.

Приєднання апаратів SLD до шин (механічне та електричне) здійснюється трьома кріпильними пристроями (див. рис. 6) при знятій кришці. Виводи (terminations) полюсів, що приєднуються до шин, виготовлені із спеціального алюмінієвого стопу з насічками на торцях, що при визначеному моменті затягування гвинтів забезпечує контактування з низьким перехідним опором впродовж принаймні 30 років без підтягування в процесі експлуатації (перевірено практикою). Перед приєднанням апарата до шин фасонні гайки кріпильних пристроїв слід поставити у горизонтальне положення (рис. 10) Приєднання провідників кабелів (фідерних або увідних) виконується за допомогою затискних пристроїв, встановлених у нижніх частинах апаратів і захищених оболонками IP20.

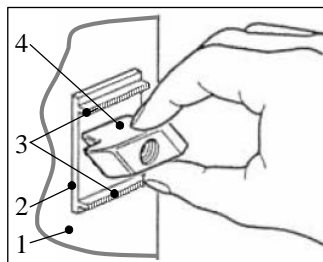


Рис. 10. Підготовка виводів перед приєднанням апарата до шин:  
1 – задня стінка апарата;  
2 – вивід; 3 – торці виводу з насічкою; 4 – фасонна гайка з'єднувального пристрою

Операція розмикання здійснюється шляхом зняття кришки за допомогою рукоятки у її верхній частині. Ця операція має здійснюватися швидко – про це нагадує надпис на кришці (open quickly). Насправді ж швидке розмикання здійснюється й без нагадування, оскільки спочатку оператор повинен подолати протидіючу силу витягування шести контактів вставок з шістьох контактів тримачів, а коли перший з контактів виявиться витягнутим, протидіюча сила різко спадає, оскільки перший контакт знаходиться на найбільшій відстані від осі обертання кришки, отже рука оператора по інерції почне рухатися достатньо швидко, щоб відімкнути усі три полюси, не затягуючи час горіння електричних дуг. В апаратах SLD 000 та SLD 00 дугогасні пристрої не передбачаються, оскільки два розриви на полюс при достатньо швидкому розведенні контактів забезпечують надійне гасіння дуги в колах змінного струму до 100 А при коефіцієнті потужності  $\cos\phi = 0,45$  (це значення  $\cos\phi$  встановлюється стандартом IEC 60947-3 для апаратів, що працюють у категорії застосування AC-23 з робочим струмом  $I_e \leq 100$  А). При більших робочих струмах стандарт IEC 60947-3 встановлює менше значення коефіцієнту потужності –  $\cos\phi = 0,35$ , а це означає, що коло, яке розмикається, має більшу індуктивну складову, тому на апаратах SLD 1 та SLD 2 встановлюються дугогасні пристрої у вигляді сталевих дугогасних решіток (див. фото на третій сторінці обкладинки).

#### Вимикачі-роз'єднувачі-запобіжники із незалежним ручним оперуванням

Категорія застосування AC-23 передбачає комутацію моторних навантажень, але здійснювати керування двигунами відкриванням та закриванням кришок апаратів дуже незручно, тому апарати SLD застосовуються лише для розподілення електричної енергії, а для виконання цієї ж функції та керування двигунами система **Kabeldon** пропонує інші апарати – вимикачі-роз'єднувачі-запобіжники із незалежним ручним оперуванням SEKO 160, а також SEKOB 250 та SEKOB 400 (рис.11).

На відміну від апаратів SLD, в апаратах SEKO та SEKOB вставки запобіжників не виконують функції рухомих контактів. Привідні механізми в апаратах SEKO та SEKOB забезпечують швидке розмикання контактів по обидві сторони від запобіжників, а дугогасні системи – швидке гасіння дуг. Приєднання цих апаратів до шин та кабелів здійснюється так само, як і приєднання апаратів SLD.

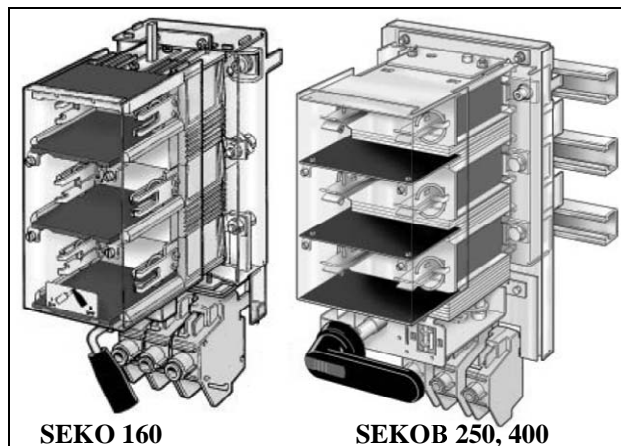
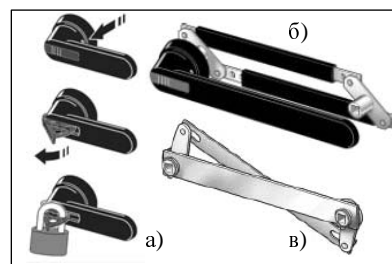


Рис. 11. Зовнішній вигляд апаратів SEKO та SEKOB

Для апаратів SEKOB в системі **Kabeldon** передбачені спеціальні аксесуари, які суттєво розширюють можливості цих апаратів. Актуатор спеціальної конструкції (рис. 12, а) надає можливість блокування приводу у розімкненому положенні апарата для убезпечення робіт на відключеній лінії. Передбачена можливість паралельного оперування двома апаратами SEKOB, розташованими поруч, за допомогою актуатора з подовженою рукояткою та спеціальним важільним пристроєм (рис. 12, б), що надає можливість підводити до шин та відводити від них більші струми. Застосування ж блокувального пристрою (рис. 12, в) для двох апаратів SEKOB, розташованих поруч, унеможливує ввімкнення одного апарата, коли є ввімкненим інший апарат, що дає можливість здійснювати, наприклад, реверс двигуна.

Рис. 12. Аксесуари для апаратів SEKOB



Технічні дані, що є загальними для апаратів SEKO та SEKOB – ті ж самі, що й загальні дані для усіх апаратів SLD. Для апаратів SEKO 160 слід застосовувати вставки запобіжників системи NH типорозміру 00, для апаратів SEKOB 250 можна застосовувати вставки типорозмірів 0 або 1, а для апаратів SEKOB 400 – вставки типорозмірів 0, 1 або 2. Інші дані апаратів SEKO та SEKOB наведено у таблиці 2.

Таблиця 2

Тип	N	I, А	S, мм <sup>2</sup>	h, мм	m, кг
SEKO 160	12	160	50 – 300	394	5
SEKOB 250	17	250	50 – 300	205	10
SEKOB 400	17	355	50 – 300	215	11

Примітка. Позначення у таблиці 2 ті ж самі, що й у таблиці 1.

**Секційні вимикачі-роз'єднувачі-запобіжники та вимикачі-роз'єднувачі із незалежним ручним оперуванням**

Правила улаштування електроустановок (ПУЕ) розділяє усі електроприймачі у відношенні забезпечення надійності електропостачання на три категорії. Електроприймачі першої категорії – це електроприймачі, переривання електропостачання яких може спричинити небезпеку для життя людей, загрозу для безпеки держави, значні матеріальні втрати, розлад складного технологічного процесу, порушення функціонування особливо важливих елементів комунального господарства, об'єктів зв'язку та телебачення.

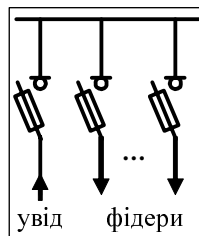
Електроприймачі другої категорії – це електроприймачі, переривання електропостачання яких спричиняє масовий недо випуск продукції, масові простой робітників, механізмів та промислового транспорту, порушення нормальної діяльності значної кількості міських та сільських жителів.

Електроприймачі, які не підпадають під визначення першої двох категорій, відносяться до третьої категорії.

Електроприймачі першої та другої категорій у нормальних режимах повинні забезпечуватися електроенергією від двох незалежних взаємно резервованих джерел живлення. Переривання електропостачання електроприймачів першої категорії при порушенні електропостачання від одного з джерел живлення може бути допущено лише на час автоматичного відновлення живлення. Для електроприймачів другої категорії при порушенні електропостачання від одного з джерел живлення може бути допущено переривання їх електропостачання на час, необхідний для вмикання резервного живлення діями чергового персоналу або виїзної оперативної бригади. Для електроприймачів третьої категорії електропостачання може здійснюватися від одного джерела живлення за умови, що час переривання електропостачання, необхідний для ремонту або заміни пошкодженого елемента електропостачання, не перевищує однієї доби.

Розподільні пристрої слід будувати, враховуючи наведені вище вимоги ПУЕ. Отже, для електроприймачів третьої категорії розподільний пристрій може бути побудований за схемою, зображеною на рис. 13. Замість запобіжника-вимикача-роз'єднувача на уводі може бути встановлений вимикач-роз'єднувач, оскільки коротке замикання безпосередньо на шинах системи **Kabeldon** є мало ймовірним, а резервний захист за допомогою запобіжника на уводі навряд чи потрібний, оскільки здатність до відмикання запобіжників системи NH є однаковою при будь-якому номінальному струмі і становить щонайменше 100 кА.

Рис. 13. Можлива схема побудови розподільного пристрою для електроприймачів третьої категорії



Для електроприймачів другої категорії розподільний пристрій може бути побудований за схемою, зображеною на рис. 14,а, проте для потужних розподільних пристроїв рекомендується секційна їх побудова (рис. 14,б).

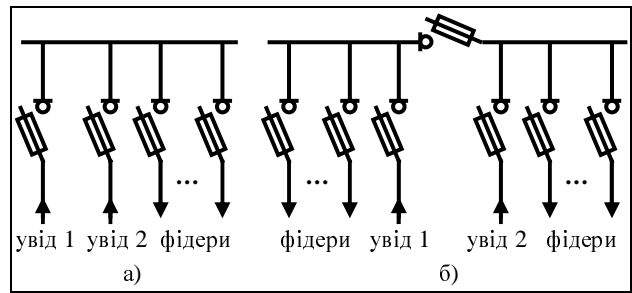


Рис. 14. Можливі схеми побудови розподільних пристроїв для електроприймачів другої категорії

При односекційній побудові розподільного пристрою (рис. 14, а) обидва уводи приєднуються до незалежних джерел живлення, одно з яких (наприклад, увід 1) вважається основним, а інше – резервним. Тому на уводі 1 у нормальному режимі комутаційний апарат має бути ввімкненим, а на уводі 2 – відімкненим. При перериванні електропостачання з боку основного джерела живлення необхідно відімкнути апарат на уводі 1 та увімкнути апарат на уводі 2, підключивши шини до резервного джерела. Застосовувати на уводах вимикачі без запобіжників не рекомендується, оскільки при відмові живлення внаслідок короткого замикання на лінії спрацює апарат, який захищає лінію, а власне коротке замикання лишається, тому, якщо включити увідний апарат на іншому уводі, не відімкнувши апарат на знеживленому уводі, виникне коротке замикання і на резервній лінії, де спрацює апарат захисту, і живлення не відновиться. Використання апаратів без запобіжників можна допустити лише за умови застосування вимикачів **SEKOB** із блокуванням.

За умови секційної побудови розподільного пристрою (рис. 14, б) при перериванні електропостачання з боку одного із джерел живлення (наприклад, на уводі 1) необхідно відімкнути апарат на відповідному уводі та увімкнути секційний апарат. При цьому на електроприймачах, що живляться від уводу 1, електропостачання буде перервано на час, необхідний для виконання зазначених операцій, а на електроприймачах, що живляться від уводу 2, електропостачання взагалі не буде перериватися.

У якості секційних апаратів можна застосовувати апарати **SLD**, **SEKO** та **SEKOB**, а при великих струмах система **Kabeldon** пропонує інші апарати – вимикачі-роз'єднувачі-запобіжники із незалежним ручним оперуванням **SLOB** 400, 630, 800, а також вимикачі-роз'єднувачі **LBOC** 800, 1600 (рис.15).

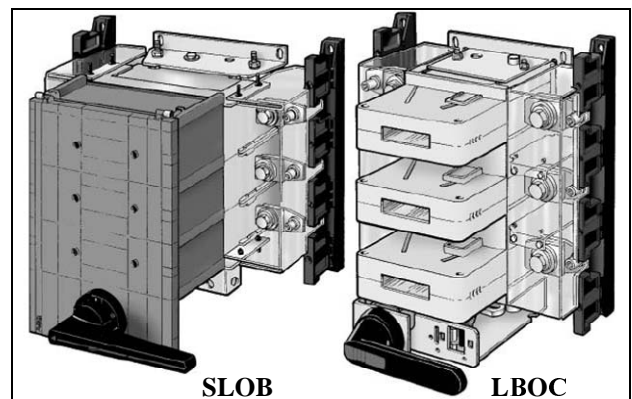


Рис. 15. Зовнішній вигляд апаратів **SLOB** та **LBOC**

При відновленні живлення на пошкодженому вводі, необхідно увімкнути відповідний увідний апарат і одразу ж вимкнути секційний апарат. Завдяки швидкому розмиканню контактів та потужним дугогасним системам апарати SLOB та LBOC забезпечують надійне гасіння електричних дуг у полюсах.

Для монтування апаратів SLOB 800, LBOC 800 та LBOC 1600 кінці шин, що приєднуються до цих апаратів мають бути механічно оброблені відповідно до інструкції з експлуатації.

Технічні дані, що є загальними для апаратів SLOB та LBOC – ті ж самі, що й загальні дані для усіх апаратів SLD. Інші дані апаратів SLOB та LBOC наведено у таблиці 3.

Таблиця 3

Тип	N	I, А	Типорозмір вставок	h, мм	m, кг
SLOB 400	17	400	0, 1, 2	215	8,6
SLOB 630	30	630	3	300	15
SLOB 800	27	800	3	306	15
LBOC 630	27	630	-	313	8
LBOC 800	25	800	-	272	8
LBOC 1600	34	1600	-	420	18

Примітка. Позначення у таблиці 3 ті ж самі, що й у таблиці 1.

### З'єднувачі системи Kabeldon

В системі **Kabeldon** застосовується два різновиди з'єднувачів – неізолювані з'єднувачі для приєднання провідників до неізолюваних шин N, PE та PEN, а також ізолювані з'єднувачі для приєднання провідників до лінійних ізолюваних шин.

Неізолювані з'єднувачі (рис. 16) приєднуються до шин (механічно та електрично) за допомогою затискних пристроїв, подібних до тих, що застосовуються для приєднання апаратів та більш потужного монтувального інструменту (рис. 17), аніж той, що застосовується для монтування апаратів, і лише з'єднувач ADC 25 приєднується за допомогою звичайної викрутки. Провідники приєднуються до з'єднувачів з одного боку (зазвичай униз) за допомогою монтувального інструменту, а до з'єднувача ADC 25 – у два боки за допомогою викрутки. З'єднувач AD 350 дозволяє приєднати одразу три провідники.

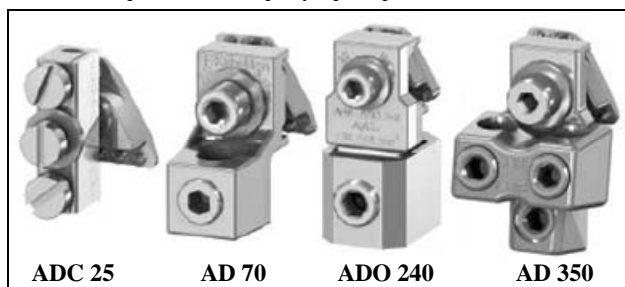


Рис. 16. Неізолювані з'єднувачі

Ізолювані з'єднувачі (рис. 18) приєднуються до шин так само, як і неізолювані. Приєднання провідників до цих з'єднувачів здійснюється тільки за допомогою монтувального інструменту (рис. 17).

Рис. 17. Монтувальний інструмент для приєднання з'єднувачів (M = 10 – 45 Н · м)

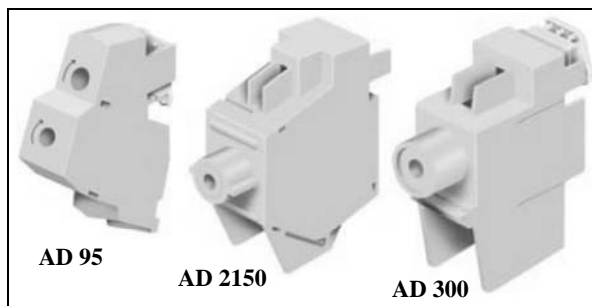
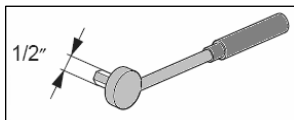


Рис. 18. Ізолювані з'єднувачі

До з'єднувачів AD 95 та AD 300 можна приєднати лише по одному провіднику, а до з'єднувача AD 2150 допускається приєднання двох провідників різної площі та форми поперечного перетину. Варіанти розташування ізолюваних з'єднувачів на шинах показані на рис. 19.

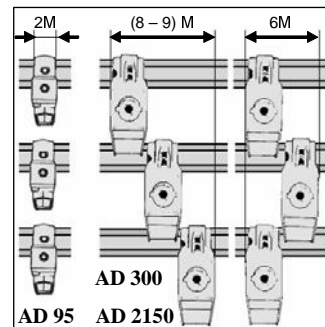


Рис. 19. Варіанти розташування ізолюваних з'єднувачів на лінійних шинах

Для зменшення місця, яке займають з'єднувачі AD 300, система **Kabeldon** пропонує спеціальний аксесуар – з'єднувач ADB 3M, який приєднується до двох верхніх шин і на якому монтується (без фасонних гайок) два з'єднувача AD 300. Третій з'єднувач AD 300 монтується на нижній шині і в результаті загальна ширина приєднання трьох з'єднувачів AD 300 становить лише 3M (рис. 20).

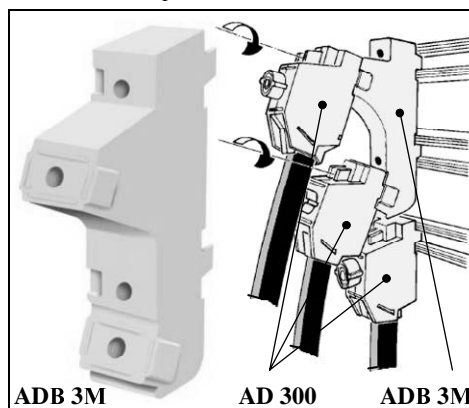


Рис. 20. Застосування з'єднувача ADB 3M

Основні технічні дані неізолюваних та ізолюваних з'єднувачів системи **Kabeldon** наведені у таблиці 4.

Таблиця 4

Тип	N	Ширина, мм	I, А	IP	S, мм <sup>2</sup>	m, кг
ADC 25	-	14	63	00	1,5 - 25	0,1
AD 70	-	22	200	00	6 – 95	0,1
ADO 240	-	38	400	00	120 - 240	0,25
AD 350	-	38	400	00	3 × 50	0,2
AD 95	2	-	200	2X	6 – 95	0,1
AD 2150	3	-	400	2X	35; 2 × 150	0,2
AD 300	3	-	630	2X	50 – 300	0,2
ADB 3M	3	-	500	2X	-	0,7

Примітка. Позначення у таблиці 4 ті ж самі, що й у таблиці 1.

### Основні аксесуари системи Kabeldon

Система **Kabeldon** пропонує велику кількість аксесуарів, застосування яких розширює функціональні можливості апаратів, сприяє безпеці проведення ремонтних робіт, підвищує продуктивність праці при монтуванні та експлуатації комплектних пристроїв. У даній публікації розглядаються лише найбільш уживані з аксесуарів системи **Kabeldon**.

#### Пристрої швидкого заземлення

Для заземлення фідерних провідників система **Kabeldon** пропонує пристрої швидкого заземлення сумісні з апаратами SLD – JDD 000, JDD 00, JDD 1 та JDD 2 (рис. 21). Порядок роботи з цими пристроями:

1. зняти кришку з фідерного вимикача;
2. приєднати з'єднувач пристрою швидкого заземлення до захисної шини (PE або PEN);
3. вставити пристрій швидкого заземлення у корпус фідерного вимикача; при цьому усі провідники фідерного кабелю будуть приєднані до системи заземлення, що дає можливість безпечного проведення ремонтних робіт на даному фідері.

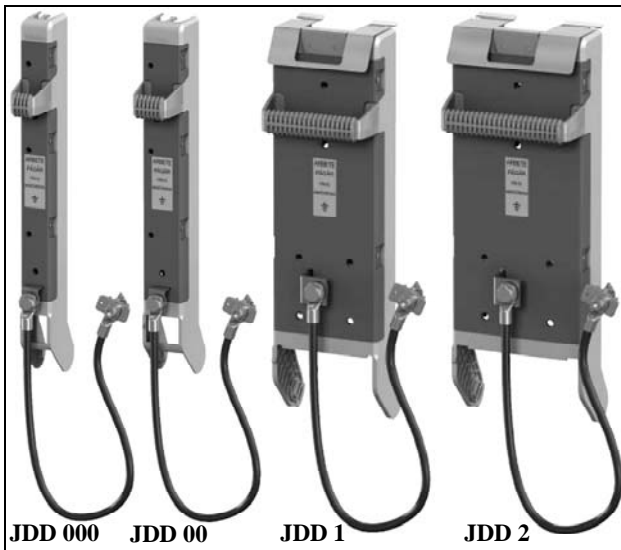


Рис. 21. Зовнішній вигляд пристроїв заземлення JDD

#### Пристрої блокування вмикання кіл

Пристрої KSBД (рис. 22), виготовлені з ізоляційного матеріалу червоного кольору з надписом чорними літерами на жовтому фоні, вставляються у тримачі вставок апаратів, блокуючи тим самим замикання кіл при вставленій кришці апарата. Пристрої KSBД 00 можуть бути встановлені в апарати SLD 000 та SLD 00. Пристрої KSBД 2 можуть бути встановлені в апарати SLD 1 та SLD 2. Через віконця на кришках цих апаратів добре видно, що саме вставлено у тримачі



Рис. 22. Зовнішній вигляд пристроїв блокування вмикання

Аксесуари KSBД можна застосовувати, наприклад, у секціонованих розподільних пристроях, призначених для живлення електроприймачів другої категорії, якщо

у розподільних пристроях застосовуються апарати SLD (одного габариту) на вводах та у розриві між секціями.

У нормальному режимі в увідних апаратах встановлені вставки запобіжників, а у секційний апарат – пристрої блокування. При перериванні електропостачання з боку одного з джерел живлення необхідно відключити апарат на відповідному вводі, знявши його кришку, зняти кришку з секційного апарата, встановити цю кришку на увідний апарат, встановити кришку із вставками на корпус секційного апарата і ввімкнути його.

#### Аксесуари для перетворення триполюсного апарата у три однополюсних

Система **Kabeldon** пропонує комплекти аксесуарів – FHD 000 та FHD 00, до складу яких входять три однополюсних тримачі запобіжників, що можуть бути встановлені на корпуси апаратів SLD замість їх кришок. В результаті утворюються апарати – SLD-FHD 000 та SLD-FHD 00, які дозволяють оперувати кожним полюсом окремо (рис. 23), що буває необхідно, коли серед електроприймачів є однофазні навантаження.

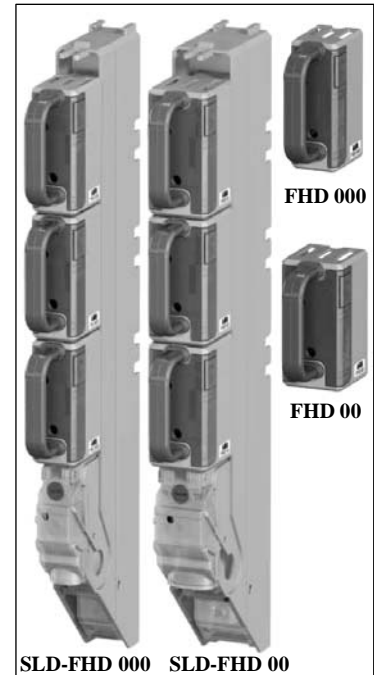


Рис. 23. Зовнішній вигляд запобіжників-вимикачів-роз'єднувачів з однополюсним розмиканням та відповідні аксесуари

#### Універсальний затискач для фіксації кабелів

Цей аксесуар – UKRA 90 (рис. 24) дозволяє здійснювати фіксацію кабелів діаметром 20 – 90 мм на додатковій неізольованій шині. Монтування на шині та затиснення кабелю здійснюється за допомогою звичайного гайкового ключа.



Рис. 24. Універсальний затискач для фіксації шин UKRA 90

#### Однополюсна розетка

Для тимчасового приєднання обладнання з однофазним живленням (наприклад електроінструменту) до шинної системи **Kabeldon** передбачено спеціальний аксесуар (рис. 25), який монтується на лінійній шині без застосування будь-якого інструменту.



Рис. 25. Однополюсна розетка TFU 25

Насправді цей аксесуар дозволяє безпечно приєднати лише один провідник до будь-якої лінійної шини (бажано до шини L3, оскільки вона розташована нижче за інші, отже приєднаний провідник не буде торкатися інших лінійних шин). Розетка TFU 25 забезпечує захист персоналу, який користується обладнанням чи електроінструментом, від непрямих дотиків, оскільки конструкція цієї розетки передбачає встановлення у ній вставки запобіжника системи D другого габариту (D II з тепловим струмом  $I_{th}$  до 25 А). Робочий нейтральний та захисний провідники, необхідні для тимчасового приєднання обладнання електроінструменту, приєднуються за допомогою з'єднувача ADC 25 до PEN шини або двома з'єднувачами окремо до N та PE шин. Обладнання може бути безпосередньо приєднано до живлення, а електроінструмент слід приєднувати до живлення через трипровідну розетку. Послідовність приєднання обладнання або трипровідної розетки має бути такою (див. ілюстрацію на рис. 26):

1. трипровідний кабель із захисним провідником жовто-зеленого кольору, робочим нейтральним провідником синього або блакитного кольору та лінійним провідником будь-якого іншого кольору слід приєднати до відповідних терміналів обладнання або розетки;

2. відкрити (відщепнути) відкидну кришку 1 розетки TFU 25 та ввести вставку 2 запобіжника D II в отвір під кришкою (рис. 26, а);

3. викруткою приєднати N та PE провідники кабелю до терміналів з'єднувача ADC 25, а сам з'єднувач – до PEN шини; монтувальним пристроєм (див. рис. 8) приєднати лінійний провідник кабелю до стовпчикового терміналу 3 розетки TFU 25 та ввести цей термінал в отвір розетки над вставкою запобіжника (рис. 26, б);

4. закрити (защепнути) відкидну кришку розетки TFU 25; тримаючи рукою рукоятку розетки так, щоб рукоятка знаходилася праворуч відносно її стрижня, ввести кінець стрижня, на якому розташована фасонна гайка, у зону приєднання лінійної шини та легко натиснувши на рукоятку, повернути її за годинниковою стрілкою на кут 90°, завершивши процес приєднання

**Від'єднання** від живлення обладнання або трипровідної розетки необхідно проводити **строго в зворотному порядку**. Особливо слід звернути увагу на те, що першою операцією від'єднання має бути механічне від'єднання розетки TFU 25 від лінійної шини.

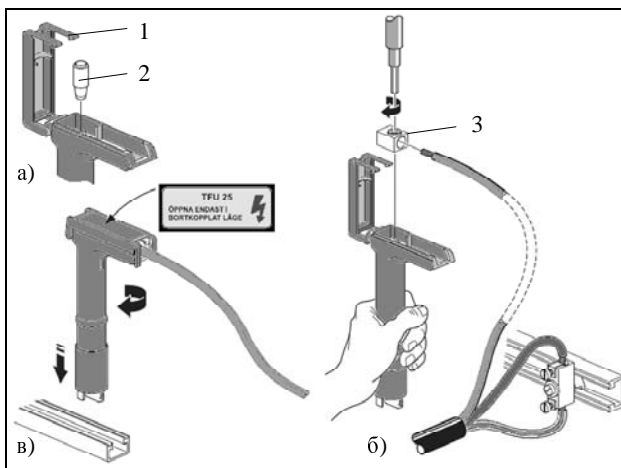


Рис. 26. Порядок монтування розетки TFU 25

### Аксесуари для вбудовування автоматичних відмикачів у систему *Kabeldon*

Як вже зазначалося вище, переривання електропостачання електроприймачів першої категорії при пошкодженні в одному з джерел живлення може бути допущено лише на час автоматичного відновлення живлення. Процедура автоматичного відновлення живлення здійснюється за допомогою систем аварійного вмикання резерву (АВР), які можуть бути побудовані за різними схемами, у тому числі із застосуванням автоматичних відмикачів з електромеханічним приводом на місці увідних та секційних апаратів. Для застосування цих апаратів в системі **Kabeldon** передбачена панель AS-T3 для приєднання відмикача втичного виконання на струм 250 А (рис. 27) та панель Klap-T5 для приєднання відмикача стаціонарного виконання на струм 630 А (рис. 28).



Рис. 27. Панель AS-T3 та відмикач Tmax T3 на цій панелі



Рис. 28. Панель Klap-T5 та відмикач Tmax T5 на цій панелі

Система **Kabeldon** пропонує також комплекти аксесуарів А-S6 630, А-S6 800, А-S7 1000 та А-S7 1400 для секційних відмикачів IsoMax на відповідні струми.

*Продовження у наступному номері*