

ISSN 2409-9295



ВІСНИК
НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО
УНІВЕРСИТЕТУ
«XIII»

38'2014

Харків, 2014

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

ВІСНИК

**НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ
«ХПІ»**

*Серія: Електричні машини та електромеханічне
перетворення енергії*

№ 38 (1081) 2014

Збірник наукових праць

Видання засноване у 1961 р.

Харків
НТУ «ХПІ», 2014

Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Збірник наукових праць.
Серія: Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії. – X. : НТУ
«ХПІ». – 2014. – № 38 (1081). – 178 с.

Державне видання

Свідоцтво Держкомітету з інформаційної політики України

КВ № 5256 від 2 липня 2001 року

Збірник виходить українською та російською мовами.

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

Координаційна рада:

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

В. І. КРАВЧЕНКО, д-р техн. наук, проф.; Г. В. ЛІСАЧУК, д-р техн. наук, проф.;

О. К. МОРАЧКОВСЬКИЙ, д-р техн. наук, проф.; В. І. НИКОЛАЄНКО, канд. іст. наук, проф.;

П. Г. ПЕРЕРВА, д-р екон. наук, проф.; В. А. ПУЛЯЄВ, д-р техн. наук, проф.;

М. І. РИЩЕНКО, д-р техн. наук, проф.; В. Б. САМОРОДОВ, д-р техн. наук, проф.;

Г. М. СУЧКОВ, д-р техн. наук, проф.; Ю. В. ТИМОФІЄВ, д-р техн. наук, проф.;

М. А. ТКАЧУК, д-р техн. наук, проф.

Редакційна колегія серії:

Відповідальний редактор: Мілих В.І., д-р техн. наук, проф.

Заст. відповідального редактора: Павленко Т.П., д-р техн. наук, проф.

Відповідальний секретар: Шайда В.П., канд. техн. наук, доц.

Члени редколегії: Данько В.Г., д.т.н., проф.; Заблудський М.М., д.т.н., проф.;

Клепиков В.Б., д.т.н., проф.; Клименко Б.В., д.т.н., проф.; Кравченко В.І., д.т.н., проф.;

Олейніков О.М., д.т.н., проф.; Петрушин В.С., д.т.н., проф.; Сарапулов Ф.М., д.т.н., проф.;

Сокол Є.І., д.т.н., проф., член-кор. НАН України; Сотніков В.В., д.т.н., проф.;

Сучков Г.М., д.т.н., проф.; Ткачук В.І., д.т.н., проф.; (НУ "ЛП", м. Львів);

Шавьолкін О.О., д.т.н., проф.; Шведчикова І.О., д.т.н., проф.; Шинкаренко В.Ф., д.т.н., проф.

Рекомендовано до друку Вченою радою НТУ «ХПІ».

Протокол № 8 від 26 вересня 2014 р.

© Національний технічний університет «ХПІ», 2014

В. И. МИЛЫХ, д-р техн. наук, зав. каф. НТУ «ХПИ»;
Н. В. ПОЛЯКОВА, асс. НТУ «ХПИ»

ЧИСЛЕННО-ПОЛЕВЫЕ РАСЧЕТЫ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ПАРАМЕТРОВ ТУРБОГЕНЕРАТОРОВ

Показаны принципы и приведены примеры определения электромагнитных параметров турбогенераторов на основе численных расчетов магнитных полей. Расчетный анализ параметров проводится как в статической постановке, так и в динамике в процессе вращения магнитных полей. Среди параметров рассматриваются магнитные индукция, поток, потокосцепление и проводимость, падение магнитного напряжения, ЭДС, собственная и взаимная индуктивности, силы, действующие на проводники и ферромагнитные сердечники, электромагнитный момент.

Ключевые слова: турбогенератор, магнитные поля, численные расчеты, электромагнитные параметры, статическая постановка, динамика.

Введение

С развитием компьютерной техники и численных методов расчета магнитных полей в систему исследования и проектирования электрических машин (ЭМ) все больше внедряются расчеты их электромагнитных параметров именно на такой основе [1–3]. При этом обширная теория ЭМ с множеством расчетных выражений, созданных для целого ряда параметров их отдельных типов, сводятся во многих случаях к нескольким базовым выражениям. На их основе остается только «вытянуть» электромагнитные параметры машин из результатов численного расчета магнитного поля. И задача расчетчика в таких условиях ограничивается квалифицированным заданием исходных данных и геометрии ЭМ и осознанным использованием полученных числовых результатов расчета.

Для решения задач магнитостатики разработан и используется ряд программных комплексов, основанных на методе конечных элементов (МКЭ). Из них популярными являются прикладные программные пакеты INFOLITICA (<http://www.infolytica.com>), COMSOL Multiphysics (<http://www.comsol.com>), ELCUT (<http://elcut.ru>), ANSYS MAXWELL (<http://www.ansys.com>), FEMLAB (http://matlab.exponenta.ru/femlab/book6/3_2_1.php), Flux (<http://magsoft-flux.com/products/motor-cad>), которые позволяют рассчитывать как двухмерные, так и трехмерные магнитные и другие физические поля.

При расчете магнитных полей ЭМ классической конструкции (асинхронных, синхронных, постоянного тока), как показал опыт [4], трехмерные расчеты оказываются чрезмерно трудоемкими и продолжительными и не оправдывают затрат по сравнению с двухмерными расчетами, тем более, что не дают адекватного уточнения результатов. Так в активной зоне турбогенератора трехмерные расчеты дают даже большую погрешность ввиду вынужденного применения более «грубой» конечно-элементной структуры. Поэтому трехмерные магнитные поля рассчитывают в условиях специфических конструкций ЭМ либо при решении специальных задач,

например, при исследовании процессов в торцевых зонах ЭМ.

В связи с отмеченным, при расчете двухмерных магнитных полей самое широкое распространение получил программный пакет FEMM [5], привлекательной особенностью которого является относительная простота и общедоступность ввиду бесплатного пользования. Однако для этого пакета, как показал опыт расчетов, при относительно коротких и разнородных аксиальных длинах ферромагнитных сердечников возможны очень значительные погрешности. Их можно устранить на основе усовершенствования, показанного в [6] – тогда пакет FEMM становится еще более привлекательным и обеспечивающим необходимую точность расчета двухмерных магнитных полей и электромагнитных параметров на активной длине разнообразных ЭМ. Еще одной привлекательной стороной пакета FEMM является возможность программной автоматизации построения расчетных моделей ЭМ, организации расчетов и выдачи расчетной информации на основе использования встроенного в эту программу скрипта Lua [5], что было показано в [7] на примере турбогенератора. А еще интересно, что пакет FEMM можно использовать не только для расчета магнитных полей, но и для других применений, например для расчета вихревых токов на основе математической аналогии [8].

Для более широкого и эффективного применения численно-полевых расчетов ЭМ необходимо накопление опыта адаптации численных расчетов магнитных полей к анализу все большего набора параметров и характеристик конкретных типов ЭМ. В их семействе к наиболее мощным и крупногабаритным, а потому и весьма ответственным объектам относятся турбогенераторы (ТГ) – ключевые элементы электроэнергетических систем. Поэтому повышение точности их расчетов на основе использования численно-полевых методов можно считать одной из первоочередных задач системы проектирования ЭМ.

Анализ основных достижений

До настоящего времени нами уже проведена и опубликована серия работ, касающаяся численно-полевых расчетов ТГ как специфической [9, 10], так традиционной конструкции [11–39]. Причем сначала использовались программы собственной разработки на основе метода конечных разностей, а затем перешли к использованию появившейся программы FEMM.

Среди указанных публикаций можно выделить ключевые работы, устанавливающие общие теоретические и практические аспекты численно-полевого анализа магнитных полей в ТГ [11–16].

Так в [11, 12] вводится метод определения фазовых соотношений электромагнитных величин в ТГ на основе численных расчетов магнитных полей и задается система направлений и этих соотношений для таких величин. В [13] анализируются режимы возбуждения и разные виды реакции якоря в ТГ. В [14, 15] вводятся принципы полнофакторного численно-полевого анализа режима нагрузки ТГ и проводится анализ эффективности его векторных диаграмм. В [16] предложена организация численного расчета магнитного поля ТГ в режиме нагрузки с обеспечением заданных его выходных параметров: мощности, напряжения, коэффициента мощности.

В [17] проводится расчетный и гармонический анализ координатных и временных функций магнитных полей в активной зоне ТГ. В [18 – 20] исследуется гармонический состав ЭДС в обмотке статора на основе численных расчетов вращающихся магнитных полей в различных режимах возбуждения ТГ, проводится сравнительный численно-полевой анализ этого состава в ТГ с разной структурой активной зоны, сопоставляются результаты такого анализа на основе классических и численно-полевых методов.

В [21 – 25] рассматриваются для ТГ силовые действия разного характера. Так в [21] проводится расчетное исследование электромагнитного момента и угловой характеристики идеализированного ТГ, а в [22] – анализ реактивного момента, развиваемого неявнополюсным ротором. В [23, 24] исследуются силовые действия на обмотки и элементы сердечников ТГ в различных стационарных режимах работы, а в [25] – еще и динамика силовых действий при разных зубцово-пазовых структурах.

Ряд работ [26 – 28] посвящен анализу переменной составляющей магнитного поля на поверхности вращающегося ротора ТГ и анализу его гармонического состава в различных режимах возбуждения и при разном числе зубцов статора.

Численно-полевому анализу разных индуктивных сопротивлений ТГ посвящены работы [29, 30], а в [31] проведена численно-полевая оценка эффективности укорочения обмотки статора ТГ.

Еще весьма значительная серия работ, из которых здесь представлены лишь основные [8, 32 – 39], проведена с целью исследования магнитных полей, вихревых токов и потерь мощности в торцевой зоне ТГ и элементах их конструкции. Однако работы такого рода, учитывая их специфичность, в данной статье анализировать не будем.

А основное внимания уделим магнитным полям, электромагнитным параметрам и процессам в активной зоне ТГ – на их активной длине.

Цель исследований

Целью данной работы является представление основных положений, из которых складывается исследование целого ряда электромагнитных параметров ТГ на основе численных расчетов его магнитных полей. При этом задача заключается в том, чтобы показать необходимый минимум расчетных выражений (формул), приводящих к определению этих параметров и, тем самым, чтобы подтвердить высокую эффективность численно-полевых расчетов.

Материал исследований

Расчетная модель электромагнитной системы ТГ, соответствующая поставленной задаче, представлена на рис.1. Здесь показаны фазные зоны обмотки статора $A-A'$, $B-B'$ и $C-C'$, а явно структура стержней в пазах дана затемнением для первой из этих фазных обмоток. Направления координат (r , α) полярной системы, токов в обмотках и угловой скорости вращения ротора и магнитных полей Ω соответствуют системе, введенной в [12]. Здесь даны направления токов для режима нагрузки в начальный момент времени t , с которого обычно начинается рассмотрение статики и динамики разных процессов в ТГ.

Магнитное поле в поперечном сечении ТГ описывается известным дифференциальным уравнением

$$\operatorname{rot} \left[\frac{1}{\mu} \operatorname{rot} (\vec{k} A_z) \right] = \vec{k} J_z, \quad (1)$$

где A_z, J_z – аксиальные составляющие векторного магнитного потенциала (ВМП) и плотности тока; μ – абсолютная магнитная проницаемость; \vec{k} – орт по аксиальной оси z .

Область расчета магнитного поля при использовании метода конечных элементов является ограниченной, что устанавливается принятием на внешней поверхности сердечника статора ТГ граничного условия Дирихле $A_z=0$.

Нелинейные магнитные свойства ферромагнитных сердечников учитываются посредством пересчета μ в соответствии с заданными кривыми намагничивания их материалов.

В сформированной в соответствии с правилами программы FEMM расчетной модели ТГ для расчета магнитного поля достаточно задать определенную совокупность токов обмотки ротора I_f и фазных токов в обмотке статора i_A, i_B, i_C . Эта совокупность и взаимное соответствие токов определяется расчетным режимом: холостой ход, короткое замыкание, нагрузка и т.д. [12, 13].

При расчетах магнитных полей и соответствующих электромагнитных параметров ТГ используются две постановки: *статическая* и *динамическая*.

При более сложной – динамической постановке (она использована, например, в [17 – 20, 25 – 28] и других работах) рассчитывается совокупность магнитных полей для ряда заданных с шагом Δt моментов времени:

$$t_k = \Delta t (k-1); \quad k=1, 2, \dots, K_{\min}, \quad (2)$$

и соответствующего ряда угловых позиций ротора:

$$\alpha_k = \Delta \alpha (k-1); \quad k=1, 2, \dots, K_{\min}, \quad (3)$$

с шагом $\Delta \alpha = \Omega \cdot \Delta t$, где K_{\min} – минимальное число позиций, позволяющее сформировать конкретные достаточно детализированные временные функции электромагнитных параметров ТГ на их периоде изменения T .

В обмотке статора принята симметричная система фазных токов, которые вычисляются в те же самые заданные моменты времени t_k :

$$i_A = I_m \cos(\omega \cdot t_k + \beta); \quad i_B = I_m \cos(\omega \cdot t_k - \frac{2}{3} \pi + \beta); \quad i_C = I_m \cos(\omega \cdot t_k + \frac{2}{3} \pi + \beta), \quad (4)$$

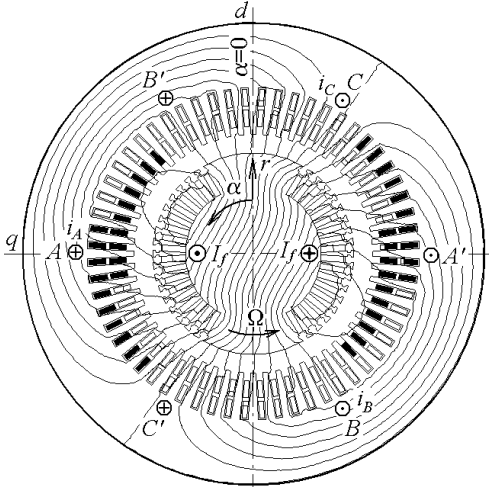


Рис. 1 – Расчетная модель электромагнитной системы ТГ в его поперечном сечении

где I_m – амплитуда токов; $\omega=2\cdot\pi\cdot f_s$ – угловая частота; f_s – частота; β – угловое смещение оси, по которой действует МДС трехфазной обмотки статора, по отношению к продольной оси ротора d [11, 12].

При статической постановке (она использована, например, в [13 – 16, 23, 24, 29, 30] и других работах) рассматривается одно фиксированное положение ротора и фиксированные значения токов, как правило, при $t_k=0$, что соответствует рис.1. То есть это частный случай динамической постановки расчетов.

Повороты ротора (3), вычисление токов статора (4) в моменты времени (2), сама работа программы FEMM, а также сбор необходимых результатов расчета проводятся автоматически с использованием специально написанной подпрограммы на языке Lua, встроенном в FEMM (пример есть в [7]). После одноразового расчета, а также после каждого из множества многопозиционных расчетов магнитного поля программа FEMM позволяет «извлечь» целый ряд интересующих расчетчика электромагнитных параметров.

Базовой первичной величиной, являющейся результатом расчета магнитного поля, является координатное распределение ВМП A_z в заданной области расчета. На основе этого вычисляется все остальное.

Приведем базовые теоретические выражения для электромагнитных параметров, важных для расчета и проектирования ТГ. Для этих выражений в программе FEMM предусмотрены соответствующие опции и программные функции, обращение к которым и получение числовых результатов возможно как в «ручном», так и в упомянутом автоматическом программном режиме.

Результаты исследований

Одной из базовых величин магнитного поля, которые принято анализировать, является магнитная индукция, вычисляемая по распределению ВМП на основе общего выражения $\vec{B} = \text{rot} \vec{A}$. Исходя из этого, например, в полярных координатах составляющие и модуль магнитной индукции:

$$B_r = \frac{\partial A_z}{r \partial \alpha}; \quad B_\alpha = -\frac{\partial A_z}{\partial r}; \quad B = \sqrt{B_r^2 + B_\alpha^2}. \quad (5)$$

Для стальных листов в случае шихтованных и пакетированных сердечников магнитная индукция после (5) требует дополнительного пересчета, как показано, например, в [6].

Для оценки насыщения магнитопровода может быть полезным среднее значение модуля магнитной индукции на его участках:

$$B_{k,s} = \frac{1}{S_k} \int_{S_k} B \, dS, \quad (6)$$

где S_k – площадь конкретного участка в поперечном сечении ТГ.

Расчетом магнитного поля в одной позиции получают координатные функции магнитной индукции $B_r(r, \alpha)$, $B_\alpha(r, \alpha)$.

Многопозиционными расчетами магнитных полей для заданных

временного ряда (2), позиций ротора (3) и токов статора (4) получаются временные функции магнитной индукции в дискретной форме для любой неподвижной координатной точки (r, α):

$$B_r(t_k), B_\alpha(t_k), \quad k=1,2,\dots,K_{\min}. \quad (7)$$

Для точек, связанных с вращающимся ротором, например, на его поверхности, изменяемая угловая координата $\alpha_t = \alpha_0 + \Delta\alpha \cdot t_k$, где α_0 – начальная координата конкретной точки. Тогда на поверхности ротора на конкретном радиусе r в любой точке из функций (7) можно получить постоянные составляющие (средние значения)

$$B_{rav} = \frac{1}{K_{\min}} \sum_{k=1}^{K_{\min}} B_{rk}, \quad B_{\alpha av} = \frac{1}{K_{\min}} \sum_{k=1}^{K_{\min}} B_{\alpha k}, \quad (8)$$

а также дискретные временные функции переменной составляющей координатных составляющих магнитной индукции:

$$B_r(t_k) = B_r(t_k) - B_{rav}; \quad B_\alpha(t_k) = B_\alpha(t_k) - B_{\alpha av}; \quad k=1,2,\dots,K_{\min}. \quad (9)$$

Примеры анализа координатных и временных функций магнитной индукции в ТГ, в том числе, переменной составляющей магнитной индукции на поверхности вращающегося ротора можно найти в [17, 26 – 28].

Через магнитную индукцию (5) могут быть определены составляющие и модуль напряженности магнитного поля:

$$H_r = B_r / \mu; \quad H_\alpha = B_\alpha / \mu; \quad H = B / \mu, \quad (10)$$

а затем и падение магнитного напряжения на любом участке магнитопровода на отрезке любой заданной в области расчета линии l_k :

$$U_m = \int_{l_k} \vec{H} d\vec{l}, \quad (11)$$

где вектор напряженности магнитного поля \vec{H} формируется по его составляющим (7) $\vec{H} = \dot{1}_r H_r + \dot{1}_\alpha H_\alpha$, $\dot{1}_r, \dot{1}_\alpha$ – единичные орты по координатам r и α .

Магнитный поток через некоторую заданную поверхность, ограниченную контуром l , в общем случае имеет выражение:

$$\Phi = \oint_l \vec{A} d\vec{l}, \quad (12)$$

а при двухмерной структуре поля (рис. 1) магнитный поток:

$$\Phi = (A_{z1} - A_{z2}) \cdot l_a, \quad (13)$$

где A_{z1}, A_{z2} - значения ВМП в точках 1 и 2 в плоскости расчета, через которые проходят боковые стороны упомянутого контура l ; l_a – активная длина ТГ.

Для анализа электромагнитных параметров и процессов в ТГ, и, прежде всего, временных функций ЭДС в обмотке статора [18 – 21], важнейшую роль играет магнитное потокоцепление (МПС).

МПС катушки или обмотки, имеющей N витков:

$$\Psi = \sum_{k=1}^N \Phi_k, \quad (14)$$

где Φ_k – потоки, сцепленные с отдельными витками.

Однако выделение отдельных витков чаще всего неприемлемо, так как в области расчета обмотки ТГ представляются совокупностью сечений их сторон с равномерно распределенной плотностью тока (рис. 1).

Фазная обмотка статора ТГ состоит из двух сторон в соответствующих фазных зонах A и A' (рис. 1), которые имеют площади поперечного сечения S_1 и S_2 и разные направлениями фазного тока (это площади всех стержней во всех пазах с одним направлением тока в пределах фазной зоны). Тогда МПС фазной обмотки, в которой предполагается один условный распределенный виток, приходящееся на единицу аксиальной длины ТГ (единичное МПС), составляет

$$\Psi_e = \left(\frac{1}{S_1} \int_{S_1} A_z dS - \frac{1}{S_2} \int_{S_2} A_z dS \right). \quad (15)$$

Тогда для всей обмотки с учетом всех ее витков и активной длины, МПС:

$$\Psi = N \cdot \Psi_e \cdot I_a. \quad (16)$$

Если магнитное поле создавалось только рассматриваемой фазной обмоткой, то МПС является собственным, если какой то другой обмоткой – то взаимным МПС, если совокупностью обмоток – то полным МПС.

По единичному МПС определяется удельная магнитная проводимость для конкретной обмотки, если магнитное поле создано только ею:

$$\Lambda = \frac{\Psi_e}{F}, \quad (17)$$

где $F = N \cdot I$ – магнитодвижущая сила (МДС) обмотки, создавшей поле; I – ее ток, заданный при расчете магнитного поля.

Проводя расчеты при ряде значений тока обмотки I , можно получить магнитную характеристику ТГ – зависимость $\Psi(I)$. И если она линейная, то имеет смысл собственная индуктивность данной обмотки, как коэффициент пропорциональности между ее током I и МПС Ψ , то есть:

$$L = \Psi / I. \quad (18)$$

Тогда, на этой основе, индуктивное сопротивление при частоте f или угловой частоте $\omega = 2 \cdot \pi \cdot f$:

$$X_L = 2 \cdot \pi \cdot f \cdot L = \omega \cdot L. \quad (19)$$

В случае оперирования со всеми сторонами секций какой-либо обмотки ТГ, в (16) – (19) будет уже учтено распределение и укорочение этой обмотки.

Величины L , X_L , как и Ψ , будут собственными или взаимными в зависимости от того, что было источником поля, представленного в (15) ВМП A_z .

Индуктивные параметры обмоток можно выразить непосредственно и через ВМП, komponуя (15), (16) и (18):

$$M_{m,n} = \frac{N_m l_a}{I_n} \left(\frac{1}{S_{m1}} \int_{S_{m1}} A_{z,n} dS - \frac{1}{S_{m2}} \int_{S_{m2}} A_{z,n} dS \right), \quad (20)$$

где $A_{z,n}$ – ВМП поля, возбужденного током I_n обмотки n ; S_{m1} , S_{m2} – площади поперечного сечения двух сторон обмотки m ; N_m – ее число витков.

Если n и m различны, то по (20) получаем коэффициент взаимной индуктивности двух катушек, если одно и то же – то собственную индуктивность данной катушки, как и по (18).

В зависимости от постановки полевой задачи, по результатам расчета магнитного поля и по (18), (20) могут быть определены различные виды индуктивных параметров ТГ: главные, рассеяния, специальные, что представлено, например, в работах [9, 11, 29, 30].

Работа ТГ непосредственно связана и порождает в нем силовые действия и взаимодействия, что является важной частью анализа процессов в нем и его параметров, что делалось, например, в [21 – 25].

Электродинамические усилия, действующие в магнитном поле непосредственно на токонесущие элементы в пределах площади их поперечного сечения S с плотностью тока \vec{J} (условно распределенной по пазам или стержням обмоток, либо непосредственно конструктивной в проводниках), определяются базовой формулой:

$$\vec{F} = l_a \cdot \int_S [\vec{J} \times \vec{B}] dS. \quad (21)$$

В случае полярной системы координат (рис. 1) формула (21) трансформируется в формулы сосредоточенных касательной и радиальной составляющих электродинамических усилий:

$$F_\alpha = l_a \int_S [B_\alpha \sin(\alpha - \alpha_c) - B_r \cos(\alpha - \alpha_c)] \cdot J_z dS; \quad (22)$$

$$F_r = l_a \int_S [B_\alpha \cos(\alpha - \alpha_c) + B_r \sin(\alpha - \alpha_c)] \cdot J_z dS, \quad (23)$$

где S – площадь сечения стержня или всей обмотки; α_c – угловая координата радиальной линии или оси, к которой приводятся силы.

Момент вращения, действующий на токонесущие элементы обмоток:

$$M_J = l_a \cdot \int_S B_r \cdot J_z \cdot r \cdot dS. \quad (24)$$

Момент по (24), если он вычислен для ротора ТГ в случае отсутствия в нем ферромагнитных сердечников, как, например, в [9], либо при расположении обмотки на поверхности гладкого (беззубцового) ротора, является непосредственно электромагнитным моментом ТГ.

Но в ТГ с обмотками, расположенными в пазах, реально силы действуют не только и не столько на проводники, а преимущественно на зубцы

сердечников [24]. Тут работают электромагнитные силы, характерные для ферромагнитных сердечников, находящихся в магнитном поле.

Силы в магнитном поле с учетом участия ферромагнитных сердечников любой формы и присутствующих токонесущих проводников определяются посредством тензора натяжения Максвелла [24, 25], который описывает давление на единицу условной поверхности в немагнитной части области расчета.

Для определения тензора необходимо брать в области расчета поверхности с образующими, параллельными аксиальной оси z . Эти поверхности должны быть расположены именно в немагнитном пространстве (не попадают внутрь ферромагнетиков и на их границы). Тогда можно определять координатные составляющие тензора магнитного натяжения (Н/м^2):

$$f_{Tr} = \frac{1}{2 \cdot \mu_0} (B_r^2 - B_\alpha^2); \quad f_{T\alpha} = \frac{1}{\mu_0} (B_r \cdot B_\alpha), \quad (25)$$

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

Для получения результирующей силы, действующей в пределах какой-либо линии l (это направляющая указанной выше поверхности), проведенной в немагнитной части области расчета (рис. 1), из полярной системы координат (r, α) переходим в прямоугольную систему координат (x, y) , и тогда проекции этой силы на оси x и y и ее модуль:

$$F_{Tx} = -l_a \cdot \int_l (f_{T\alpha} \cdot \cos\alpha + f_{Tr} \cdot \sin\alpha) \cdot dl; \quad F_{Ty} = l_a \cdot \int_l (f_{Tr} \cdot \cos\alpha - f_{T\alpha} \cdot \sin\alpha) \cdot dl; \quad (26)$$

$$F_T = \sqrt{F_{Tx}^2 + F_{Ty}^2}. \quad (27)$$

Так, например, для получения координатных составляющих результирующей силы, действующей на ротор (которая возникает, например, в случае эксцентриситета), необходимо интегрирование по окружности радиуса r_δ , проходящей в зазоре ТГ между статором и ротором (модуль силы по (27)):

$$F_{Tx} = -r_\delta \cdot l_a \cdot \int_0^{2\pi} (f_{T\alpha} \cdot \cos\alpha + f_{Tr} \cdot \sin\alpha) \cdot d\alpha; \quad (28)$$

$$F_{Ty} = r_\delta \cdot l_a \cdot \int_0^{2\pi} (f_{Tr} \cdot \cos\alpha - f_{T\alpha} \cdot \sin\alpha) \cdot d\alpha. \quad (29)$$

На этой же основе, интегрированием по упомянуто линии окружности в зазоре, получается и электромагнитный момент, действующий на ротор ТГ:

$$M_{em} = l_a \cdot \int_{l_\delta} r \cdot f_{T\alpha} \cdot dl = \frac{l_a \cdot r_\delta^2}{\mu_0} \cdot \int_0^{2\pi} B_r \cdot B_\alpha \cdot d\alpha. \quad (30)$$

В программе FEMM предусмотрена процедура вычисления электромагнитного момента (30) на основе тензора натяжения по задаваемому круговому контуру. Однако есть и более надежная процедура,

когда выделяются все элементы ротора (сердечник и обмотка в пазах), а программа ФЕММ сама формирует в зазоре кольцевой слой между радиусами окружностей r_r и r_s , ограничивающие поперечную площадь зазора S_δ со стороны ротора и статора. И электромагнитный момент через тензор магнитного натяжения определяется как поверхностный интеграл по этой площади S_δ кольцевого сечения зазора:

$$M_{em} = \frac{l_a}{(r_s - r_r)} \int_{S_\delta} r \cdot f_{T\alpha} \cdot dS = \frac{l_a}{\mu_0 \cdot (r_s - r_r)} \int_0^{2\pi} \int_{r_r}^{r_s} r \cdot B_r \cdot B_\alpha \cdot r \cdot dr \cdot d\alpha. \quad (31)$$

Примеры расчетного исследования статических сил в ТГ в конкретный момент времени в фиксированном положении ротора и токов обмоток есть в [23, 24], в них же, а также в [21, 22] исследуются вращающие моменты.

Однако, как известно, разрушительные процессы в механических системах вызываются не только и не столько статическими силами, а в большей степени – многократными циклическими их изменениями, и в наибольшей степени для ТГ это проявляется в режиме нагрузки. Поэтому в [25] для ТГ в этом режиме нагрузки проведен соответствующий расчетный анализ динамики – временных функций сил, приходящихся на проводники в пазах статора, а конкретно – сил, действующих на зубец сердечника статора и внутри этого сердечника в целом, электромагнитного момента и его переменной составляющей. Основой анализа является численно-полевой многопозиционный расчет магнитного поля в соответствии с условиями (2) – (4).

В ТГ главную функциональную роль играют электродвижущие силы (ЭДС). Для фазной обмотки, проводники которой находятся в пазах, основой для ЭДС является выражение закона электромагнитной индукции в форме:

$$e = -\frac{d\Psi}{dt}. \quad (32)$$

Если характер изменения МПС во времени гармонический или близок к нему, то по методике из [11, 12] по (16) можно найти амплитуду МПС Ψ_m , проводя в (15) интегрирование по сечениям сторон всех секций фазной обмотки статора. Тогда действующее значение ЭДС этой обмотки:

$$E = \sqrt{2} \cdot \pi \cdot f \cdot \Psi_m. \quad (33)$$

Однако, для объективного анализа реального характера ЭДС на основе (32), как показано в [18–20], нужна временная функция МПС фазной обмотки:

$$\Psi_k(t_k); \quad t_k = k \cdot \Delta t; \quad k = 0, 1, 2, \dots, K_{min}. \quad (34)$$

Для этого мгновенные значения потокосцепления Ψ_k определяются, как и в [18 – 20], на основе расчета магнитных полей для фиксированных моментов времени t_k (2) по получаемому каждый раз распределению ВМП.

Функция $\Psi_k(t_k)$ по (34) является дискретной и может быть использована для получения временных функций ЭДС и выявления их гармонического

состава двумя способами.

В первом случае функция $\Psi_k(t_k)$ непосредственно раскладывается, в соответствии с известными правилами, в гармонический ряд, как в [18 – 20]:

$$\Psi = \sum_{v=1,3,5...} \Psi_{m,v} \cdot \cos(v \cdot \omega \cdot t + \gamma_v). \quad (35)$$

Это позволяет на основании (32) перейти к фазной ЭДС обмотки:

$$e = \sum_{v=1,3,5...} v \cdot \omega \cdot \Psi_{m,v} \cdot \sin(v \cdot \omega \cdot t + \gamma_v). \quad (36)$$

Во втором случае функция $\Psi_k(t_k)$ по (34) непосредственно преобразуется в дискретную функцию ЭДС $e_k(t_k)$, а именно:

$$e_k = -\frac{d\Psi}{dt} \approx -\frac{\Delta\Psi}{\Delta t} = \frac{\Psi_k - \Psi_{k+1}}{\Delta t}. \quad (37)$$

Полученная так дискретная функция ЭДС

$$e_k(t_k); \quad t_k = k \cdot \Delta t; \quad k=0,1,2,\dots,K_{min} \quad (38)$$

при необходимости также может быть разложена в гармонический ряд Фурье:

$$e = \sum_{v=1,3,5...} E_{m,v} \sin(v \cdot \omega \cdot t + \gamma_v), \quad (39)$$

который в целом подобен ряду (36), хотя, в принципе, может иметь несколько иные значения амплитуд гармоник ЭДС $E_{m,v}$ и их начальных фаз γ_v , как это показано в [18].

Временные функции и гармонический анализ фазных ЭДС турбогенераторов различных модификаций представлены в [18 – 20, 31].

Наряду с непосредственным определением приведенного комплекса электромагнитных параметров ТГ, полученные результаты могут послужить основой расчета и исследования более сложных процессов, таких как добавочные потери мощности в проводниках обмоток ТГ (по примеру [40, 41]), магнитных потерь в сердечниках сложной структуры (аналогия в [42]). Расчет магнитного поля в поперечном сечении ТГ дает основу для решения полевых задач в торцевых зонах ТГ [33, 35, 36, 39], которые являются составляющей частью исследовательского комплекса ТГ на основе численного решения полевых задач. Эта дает новые возможности, например, для исследования вихревых токов и добавочных магнитных потерь мощности в листах крайних пакетов сердечника статора и конструктивных элементах торцевой зоны ТГ [8, 34, 37, 38], а также нагрева ТГ с учетом этих потерь мощности [43]).

Выводы

В заключение отметим, что приведенный комплекс математических выражений является универсальным практически для любых ТГ, а также иных типов ЭМ. Возможные отличия могут проявляться в постановке полевой задачи, то есть в определении размеров областей расчета магнитного поля, задании соответствующих граничных условий, установлении сочетаний возбуждающих факторов – токов в обмотках.

Таким образом, можно еще раз заметить, что данная работа направлена на достижение главной цели – обеспечить эффективные научно-технические условия создания ТГ. Очередным заданием должно стать объединение изложенных принципов расчета электромагнитных параметров ТГ с классической системой их проектирования, чтобы в итоге обеспечить определение размерно-конструктивных параметров, отвечающих их заданным технико-эксплуатационным параметрам и характеристикам без длительной опытно-эксплуатационной доводки.

Список литературы: 1. *Bianchi Nicola*. Electrical Machine Analysis Using Finite Elements (Copyrighted Material) / *Nicola Bianchi* // CRC Press, Taylor & Francis Group, University of West Florida, 2005. – 276 p. 2. *Мильх В. И.* Определение электромагнитных параметров электрических машин на основе численных расчетов магнитных полей / *В. И. Мильх, Н. В. Полякова* // *Электротехника і електромеханіка*. – 2006. – №2. – С.40-46. 3. *Васьковский Ю. М.* Польовий аналіз електричних машин / *Ю. М. Васьковский*. – К.: НТУУ «КПІ», 2007. – 192 с. 4. *Мильх В. И.* Расчет трехмерного распределения магнитного поля мощного турбогенератора в режиме холостого хода / *В. И. Мильх, А. И. Высочин* // *Электротехника і електромеханіка*. – 2011. – №3. – С.30-32. 5. *Meeker D.* Finite Element Method Magnetics. FEMM 4.2 32 bit 11 Oct 2010 Self-Installing Executable. – Режим доступа: <http://www.femm.info/wiki/OldVersions>. – Дата обращения 10 марта 2014. 6. *Мильх В. И.* Расчетно-экспериментальное тестирование программы FEMM и преодоление проблем её использования для расчета магнитного поля электрических машин / *В. И. Мильх, И. В. Полякова, Н. В. Полякова, Е. И. Штангеев* // *Электротехника і електромеханіка*. – 2004. – №3. – С.38-43. 7. *Мильх В. И.* Программный комплекс численно-полевых расчётов турбогенератора в режимах холостого хода и нагрузки / *В. И. Мильх, В. А. Бадковский* // *Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету: Наукові праці КДПУ*. – Кременчук: КДПУ, 2009. – Вип.4/2009(57). Частина 2. – С.8-11. 8. *Мильх В. И.* Використання програми FEMM для розрахунку вихрових струмів на основі електромагнітної аналогії / *В. И. Мильх, О. І. Высочин* // *Вісник Кременчуцького державного університету імені Михайла Остроградського*. – Кременчук: КДУ, 2010. – Вип.3/2010(62). Частина 1. – С.71-74. 9. *Мильх В. И.* Методология поверочного електромагнитного расчета полностью сверхпроводникового криотурбогенератора на основе решения полевых задач / *В. И. Мильх, В. Г. Данько, Н. В. Полякова* // *Электротехника і електромеханіка*. – 2002. – №1. – С.43-48. 10. *Мильх В. И.* Анализ магнитного поля и электродвижущих сил в полностью сверхпроводниковом криотурбогенераторе (и объективный взгляд на реакцию якоря) / *В. И. Мильх, Н. В. Полякова* // *Электротехника і електромеханіка*. – 2002. – №2. – С.47-52. 11. *Мильх В. И.* Анализ фазовых соотношений электромагнитных величин в турбогенераторе на основе численных расчетов магнитных полей / *В. И. Мильх, Н. В. Полякова* // *Электротехника і електромеханіка*. – 2003. – №4. – С.59-64. 12. *Мильх В. И.* Система направлений и фазовых соотношений электромагнитных величин при численных расчетах магнитных полей в турбогенераторе / *В. И. Мильх, Н. В. Полякова* // *Электротехника і електромеханіка*. – 2011. – №5. – С.33-38. 13. *Мильх В. И.* Численно-полевой анализ режимов возбуждения и разных видов реакции якоря в мощном турбогенераторе / *В. И. Мильх, Н. В. Полякова* // *Электротехника і електроенергетика*. – 2013. – №1. – С.61-69. 14. *Мильх В. И.* Принципы полнофакторного численно-полевого анализа режима нагрузки турбогенератора / *В. И. Мильх, В. А. Бадковский* // *Электротехника і електромеханіка*. – 2009. – №4. – С.33-37. 15. *Мильх В. И.* Численно-полевой анализ эффективности векторных диаграмм турбогенератора / *В. И. Мильх, В. А. Бадковский* // *Вестник НТУ «ХПИ»*. Сборник научных трудов. Тематический выпуск. Проблемы совершенствования электрических машин и аппаратов. – Харьков: НТУ «ХПИ», – 2008. – №25. – С.85-90. 16. *Мильх В. И.* Организация численного расчета магнитного поля турбогенератора в режиме нагрузки с обеспечением заданных его выходных параметров / *В. И. Мильх, Н. В. Полякова* // *Электротехника і електромеханіка*. – 2012. – №1. – С.36-41. 17. *Мильх В. И.* Расчетный и гармонический анализ магнитных полей в активной зоне турбогенератора в режиме нагрузки / *В. И. Мильх, Н. В. Полякова* // *Электротехника і електромеханіка*. – 2013. – №6. – С.40-45. 18. *Мильх В. И.* Гармонический анализ ЭДС в

турбогенераторе на основе численных расчетов вращающихся магнитных полей в различных режимах / *В. И. Милых, Н. В. Полякова* // *Електротехніка і електромеханіка*. – 2004. – №4. – С.46-51. **19.** *Милых В. И.* Сравнительный численно-полевой анализ гармонического состава ЭДС в турбогенераторах / *В. И. Милых, Н. В. Полякова* // *Електротехніка і електромеханіка*. – 2012. – №2. – С.45-49. **20.** *Милых В. И.* Гармонический анализ электромагнитных величин трехфазной обмотки статора турбогенератора на основе классических и численно-полевых методов / *В. И. Милых, Н. В. Полякова* // *Технічна електродинаміка*. – 2013. – №3. – С.40-49. **21.** *Милых В. И.* Численно-полевой расчет электромагнитного момента и угловой характеристики идеализированного турбогенератора / *В. И. Милых, В. Г. Данько, Н. В. Полякова* // *Вісник Східноукраїнського національного ун-ту*. – Луганськ: СНУ. – 2006. – № 1(95). – С.144-152. **22.** *Милых В. И.* Численно-полевой анализ реактивного момента в турбогенераторе с неявнополюсным ротором / *В. И. Милых, Н. В. Полякова, И. В. Поляков* // *Вестник НТУ «ХПИ»*. Сборник научных трудов. Тематический выпуск. Проблемы совершенствования электрических машин и аппаратов. – Харьков: НТУ «ХПИ». – 2006. – №36. – С.80-85. **23.** *Милых В. И.* Численно-полевой анализ силовых взаимодействий в турбогенераторе / *В. И. Милых, В. А. Бадковский* // *Електротехніка і електромеханіка*. – 2009. – №3. – С.32-36. **24.** *Милых В. И.* Силовые взаимодействия в турбогенераторе в различных стационарных режимах работы / *В. И. Милых, Н. В. Полякова* // *Технічна електродинаміка*. – 2013. – №5. – С.47-54. **25.** *Милых В. И.* Динамика силовых действий в турбогенераторах с разными зубцово-пазовыми структурами в номинальном режиме работы / *В. И. Милых, Н. В. Полякова* // *Технічна електродинаміка*. – 2014. – №3. – С.56-63. **26.** *Милых В. И.* Анализ переменной составляющей магнитного поля на поверхности вращающегося ротора турбогенератора / *В. И. Милых, Н. В. Полякова* // *Електротехніка і електромеханіка*. – 2013. – №5. – С.39-44. **27.** *Милых В. И.* Анализ гармонического состава переменного магнитного поля, связанного с вращающимся ротором турбогенератора, в режимах холостого хода и короткого замыкания / *В. И. Милых, Н. В. Полякова* // *Електротехніка і електроенергетика*. – 2013. – №2. – С.5-13. **28.** *Милых В. И.* Сравнительный анализ переменного магнитного поля на поверхности ротора турбогенераторов с разным числом зубцов статора в режиме нагрузки / *В. И. Милых, Н. В. Полякова* // *Технічна електродинаміка*. – 2014. – №2. – С.29-36. **29.** *Полякова Н. В.* Анализ индуктивных сопротивлений турбогенератора на основе численных расчетов магнитных полей / *Н. В. Полякова* // *Праці Луганського відділення Міжнародної Академії інформатизації*. – 2005. – №1(10). – С.81-86. **30.** *Милых В. И.* Численно-полевой анализ индуктивных сопротивлений рассеяния турбогенератора / *В. И. Милых, Н. В. Полякова* // *Вестник НТУ «ХПИ»*. Сборник научных трудов. Тематический выпуск. Электроэнергетика и преобразовательная техника. – Харьков: НТУ «ХПИ». – 2005. – №36. – С.39-46. **31.** *Милых В. И.* Численно-полевая оценка эффективности укорочения обмотки статора турбогенератора / *В. И. Милых, Н. В. Полякова* // *Електротехніка і електромеханіка*. – 2014. – № 4. – С.20-24. **32.** *Милых В. И.* Формирование расчетной модели магнитного поля в торцевой зоне турбогенератора на основе анализа факторов влияния / *В. И. Милых, О. Н. Дубинина* // *Вісник Східноукраїнського національного ун-ту*. – Луганськ: СНУ. – 2001. – № 3(37). – С.48-55. **33.** *Милых В. И.* Анализ факторов влияния на магнитное поле в торцевой зоне турбогенератора / *В. И. Милых, О. Н. Дубинина, И. В. Поляков* // *Вестник НТУ «ХПИ»*: Серия «Новые решения в современных технологиях». – Харьков: НТУ «ХПИ». – 2001. – №17. – С.105-109. **34.** *Милых В. И.* Сравнительный анализ вихревых токов и потерь мощности в зубцах крайнего пакета статора в турбогенераторе / *В. И. Милых, О. Н. Дубинина* // *Вісник Національного університету «Львівська політехніка»*, *Електроенергетичні та електромеханічні системи*. Львів: НУ «ЛП». – 2003. – № 485. – С.93-99. **35.** *Милых В. И.* Сравнительный анализ вариантов граничных условий при численном расчете магнитного поля в концевой зоне турбогенератора методом плоско-ортогональных расчетных моделей / *В. И. Милых, О. Н. Дубинина* // *Технічна електродинаміка*. Тематичний выпуск. Проблеми сучасної електротехніки. Частина 5. Київ: ІЕД НАНУ. – 2002. – С.10-15. **36.** *Милых В. И.* Численный расчет магнитного поля в концевой зоне турбогенератора в режиме нагрузки / *В. И. Милых, О. Н. Дубинина* // *Електротехніка і електромеханіка*. – 2003. – №1. – С.64-69. **37.** *Милых В. И.* Расчет вихревых токов и потерь мощности в сегментах крайнего пакета статора турбогенератора / *В. И. Милых, О. Н. Дубинина* // *Електротехніка і електромеханіка*. – 2004. – №1. – С.44-48. **38.** *Милых В. И.* Численный анализ потерь мощности в сегменте крайнего пакета статора

турбогенератора с учетом вращения магнитного поля / В. И. Мильх, О. Н. Дубинина // Міжвідомчий науково-технічний збірник «Електромашинобудування та електрообладнання». – Київ: «Техніка». – 2004. – Вип. 62. – С.125-128. **39.** Мильх В. И. Принципы расчета магнитного поля в торцевой зоне турбогенератора в различных режимах его работы / В. И. Мильх, А. И. Высочин // Электротехника і електромеханіка. – 2010. – №3. – С.17-22. **40.** Мильх В. И. Цепнополовой метод решения задачи вихревых токов в обмотке якоря машины постоянного тока / Мильх В. И. // Электротехника. – 1993. – №1. – С.15-23. **41.** Мильх В. И. Расчет вихревых токов в обмотке якоря машины постоянного тока в режиме холостого хода / Мильх В. И. // Электричество. – 1993. – №4. – С.30-39. **42.** Мильх В. И. Сравнительный анализ электромагнитных и тепловых параметров сердечника якоря тягового электродвигателя с различными аксиальными вентиляционными каналами / Мильх В. И., Ю. А. Климов, Е. И. Штангеев // Электротехника. – 1990. – №5. – С.36-42. **43.** Данько В. Г. Деякі проблеми турбогенераторів з повітряним охолодженням / В. Г. Данько, В. І. Мілх, І. В. Поляков, О. Л. Лівшиц, І. Я. Черемісов // Вестник Харьк. политехн. ун-та. – Харьков: ХГПУ. – 2000. – № 84. – С.73-76.

Bibliography (transliterated): 1. Bianchi, Nicola. *Electrical Machine Analysis Using Finite Elements (Copyrighted Material)*. CRC Press, Taylor & Francis Group, University of West Florida, 2005. [Print]. 2. Milykh, V. I., and N. V. Polyakova. "Opredelenie elektromagnitnykh parametrov elektricheskikh mashin na osnove chislennykh raschetov magnitnykh poley." *Elektrotehnika i elektromekhanika* 2 (2006): 40-46. [Print]. 3. Vas'kovskyy, Yu. M. *Po'ovyy analiz elektrychnykh mashyn*. Kyiv: NTUU "KPI", 2007. [Print]. 4. Milykh, V. I., and A. I. Vysochyn. "Raschet trehmernogo raspredeleniya magnitnogo polya moschnogo turbogeneratora v rezhime holostogo hoda." *Elektrotehnika i elektromekhanika* 3 (2011): 30-32. [Print]. 5. Meeker, D. "Finite Element Method Magnetics: OldVersions." *Finite Element Method Magnetics: HomePage*. DavidMeeker, 11 October 2010. [web]. 10 March 2014 <<http://www.femm.info/wiki/OldVersions>> 6. Milykh, V. I., et al. "Raschetno-eksperimentalnoe testirovanie programmy FEMM i preodolenie problem eyo ispolzovaniya dlya rascheta magnitnogo polya elektricheskikh mashin." *Elektrotehnika i elektromekhanika* 3 (2004): 38-43. [Print]. 7. Milykh, V. I., and V. A. Badovskiy. "Programmyy kompleks chislenno-poleyvyy raschyotov turbogeneratora v rezhimakh holostogo hoda i nagruzki." *Visnyk Kremenchuts'koho derzhavnogo politekhnichnogo universytetu: Naukovi pratsi KDPU*. Vol. 2.4 (57). Kremenchuk: KDPU, 2009. 8-11. [Print]. 8. Milykh, V. I., and O. I. Vysochyn. "Vykorystannya prohramy FEMM dlya rozrakhunku vykhrovykh strumiv na osnovi elektromagnitnoyi analohiyi." *Visnyk Kremenchuts'koho derzhavnogo universytetu imeni Mykhayla Ostrohrads'koho*. Vol. 1.3 (62)– Kremenchuk: KDU, 2010. 71-74. [Print]. 9. Milykh, V. I., V. G. Danko and N. V. Polyakova. "Metodologiya poverochnogo elektromagnitnogo rascheta polnostyu sverhprovodnikovogo krioturboгенератора na osnove resheniya polevykh zadach." *Elektrotehnika i elektromekhanika* 1 (2002): 43-48. [Print]. 10. Milykh, V. I., and N. V. Polyakova. "Analiz magnitnogo polya i elektrodvizhushchih sil v polnostyu sverhprovodnikovom krioturboгенераторе (i ob'ektivniy vzglyad na reaktsiyu yakorya)." *Elektrotehnika i elektromekhanika* 2 (2002): 47-52. [Print]. 11. Milykh, V. I., and N. V. Polyakova. "Analiz fazovykh sootnosheniy elektromagnitnykh velichin v turbogeneratore na osnove chislennykh raschetov magnitnykh poley." *Elektrotehnika i elektromekhanika* 4 (2003): 59-64. [Print]. 12. Milykh, V. I., and N. V. Polyakova. "Sistema napravleniy i fazovykh sootnosheniy elektromagnitnykh velichin pri chislennykh raschetakh magnitnykh poley v turbogeneratore." *Elektrotehnika i elektromekhanika* 5 (2011): 33-38. [Print]. 13. Milykh, V. I., and N. V. Polyakova. "Chislenno-polevoy analiz rezhimov vobuzhdeniya i raznykh vidov reaktsii yakorya v moschnom turbogeneratore." *Elektrotehnika i elektromekhanika* 1 (2013): 61-69. [Print]. 14. Milykh, V. I., and V. A. Badovskiy. "Printsipy polnofaktornogo chislenno-polevogo analiza rezhima nagruzki turbogeneratora." *Elektrotehnika i elektromekhanika* 4 (2009): 33-37. [Print]. 15. Milykh, V. I., and V. A. Badovskiy. "Chislenno-polevoy analiz effektivnosti vektornykh diagramm turbogeneratora." *Vestnik NTU "HPI". Sbornik nauchnykh trudov. Tematicheskyy vyipusk. Problemy sovershenstvovaniya elektricheskikh mashin i apparatov*. No. 25. Kharkov: NTU "HPI", 2008. 85-90. [Print]. 16. Milykh, V. I., and N. V. Polyakova. "Organizatsiya chislennogo rascheta magnitnogo polya turbogeneratora v rezhime nagruzki s obespecheniem zadannykh ego vyihodnykh parametrov." *Elektrotehnika i elektromekhanika* 1 (2012): 36-41. [Print]. 17. Milykh, V. I., and N. V. Polyakova. "Raschetnyy i garmonicheskyy analiz magnitnykh poley v aktivnoy zone turbogeneratora v rezhime nagruzki." *Elektrotehnika i elektromekhanika* 6 (2013): 40-45. [Print]. 18. Milykh, V. I., and

N. V. Polyakova. "Garmonicheskiy analiz EDS v turbogeneratore na osnove chislennykh raschetov vraschayushchisya magnitnykh poley v razlichnykh rezhimakh." *Elektrotehnika i elektromekhanika* 4 (2004): 46-51. [Print]. **19.** Milykh, V. I., and N. V. Polyakova. "Srvnitelnyy chislennopolevoy analiz garmonicheskogo sostava EDS v turbogeneratorakh." *Elektrotehnika i elektromekhanika* 2 (2012): 45-49. [Print]. **20.** Milykh, V. I., and N. V. Polyakova. "Garmonicheskiy analiz elektromagnitnykh velichin trekhfaznoy obmotki statora turbogeneratora na osnove klassicheskikh i chislennopolevykh metodov." *Tekhnichna elektrodynamika* 3 (2013): 40-49. [Print]. **21.** Milykh, V. I., V. G. Danko and N. V. Polyakova. "Chislennopolevoy raschet elektromagnitnogo momenta i uglovykh harakteristik idealizirovannogo turbogeneratora." *Visnyk Skhidnoukrayyns'koho natsional'noho un-tu*. No. 1(95). Luhansk: SNU, 2006. 144-152. [Print]. **22.** Milykh, V. I., N. V. Polyakova and I. V. Polyakov. "Chislennopolevoy analiz reaktivnogo momenta v turbogeneratore s neyavnopolysnyim rotorom." *Vestnik NTU "HPI". Sbornik nauchnykh trudov. Tematicheskyy vyipusk. Problemy sovershenstvovaniya elektricheskikh mashin i apparatov*. No.36. Kharkov: NTU "HPI", 2006. 80-85. [Print]. **23.** Milykh, V. I., and V. A. Badovskiy. "Chislennopolevoy analiz silovykh vzaimodeystviy v turbogeneratore." *Elektrotehnika i elektromekhanika* 3 (2009): 32-36. [Print]. **24.** Milykh, V. I., and N. V. Polyakova. "Silovyye vzaimodeystviya v turbogeneratore v razlichnykh statsionarnykh rezhimakh raboty." *Tekhnichna elektrodynamika* 5 (2013): 47-54. [Print]. **25.** Milykh, V. I., and N. V. Polyakova. "Dinamika silovykh deystviy v turbogeneratorakh s raznyimi zubtsovo-pazovymi strukturami v nominalnom rezhime raboty." *Tekhnichna elektrodynamika* 3 (2014): 56-63. [Print]. **26.** Milykh, V. I., and N. V. Polyakova. "Analiz peremennoy sostavlyayushey magnitnogo polya na poverhnosti vraschayushegosya rotora turbogeneratora." *Elektrotehnika i elektromekhanika* 5 (2013): 39-44. [Print]. **27.** Milykh, V. I., and N. V. Polyakova. "Analiz garmonicheskogo sostava peremennogo magnitnogo polya, svyazannogo s vraschayushchimsya rotorom turbogeneratora, v rezhimakh holostogo hoda i korotkogo zamykaniya." *Elektrotehnika i elektromekhanika* 2 (2013): 5-13. [Print]. **28.** Milykh, V. I., and N. V. Polyakova. "Srvnitelnyy analiz peremennogo magnitnogo polya na poverhnosti rotora turbogeneratorov s raznyim chislom zubtsov statora v rezhime nagruzki." *Tekhnichna elektrodynamika* 2 (2014): 29-36. [Print]. **29.** Polyakova, N. V. "Analiz induktivnykh soprotivleniy turbogeneratora na osnove chislennykh raschetov magnitnykh poley." *Pratsi Luhans'koho viddilemya Mizhnarodnoyi Akademiyi informatyzatsiyi* 1(10) (2005): 81-86. [Print]. **30.** Milykh, V. I., and N. V. Polyakova. "Chislennopolevoy analiz induktivnykh soprotivleniy rasseyaniya turbogeneratora." *Vestnik NTU "HPI". Sbornik nauchnykh trudov. Tematicheskyy vyipusk. Elektroenergetika i preobrazovatel'naya tekhnika*. No. 36. Kharkov: NTU "HPI", 2005. 39-46. [Print]. **31.** Milykh, V. I., and N. V. Polyakova. "Chislennopolevaya otsenka effektivnosti ukorocheniya obmotki statora turbogeneratora." *Elektrotehnika i elektromekhanika* 4 (2014): 20-24. [Print]. **32.** Milykh, V. I., and O. N. Dubinina. "Formirovanie raschetnoy modeli magnitnogo polya v tortsevoy zone turbogeneratora na osnove analiza faktorov vliyaniya." *Visnyk Skhidnoukrayyns'koho natsional'noho un-tu*. No. 3(37). Luhansk: SNU, 2001. 48-55. [Print]. **33.** Milykh, V. I., O. N. Dubinina and I. V. Polyakov. "Analiz faktorov vliyaniya na magnitnoe pole v tortsevoy zone turbogeneratora." *Vestnik NTU "HPI": Seriya "Novyye resheniya v sovremennykh tekhnologiyah"*. No. 17. Kharkov: NTU "HPI", 2001. 105-109. [Print]. **34.** Milykh, V. I., and O. N. Dubinina. "Srvnitelnyy analiz vihrevnykh tokov i poter moschnosti v zubtsakh kraynego paketa statora v turbogeneratore." *Visnyk Natsional'noho universytetu "Lviv's'ka politekhnika". Elektroenergetychni ta elektromekhanichni systemy*. No. 485. Lviv: NU "LP", 2003. 93-99. [Print]. **35.** Milykh, V. I., and O. N. Dubinina. "Srvnitelnyy analiz variantov granichnykh usloviy pri chislennom raschete magnitnogo polya v kontsevoy zone turbogeneratora metodom ploskootogonalnykh raschetnykh modeley." *Tekhnichna elektrodynamika. Tematichnyy vypusk. Problemy suchasnoyi elektrotekhniki*. Vol. 5. Kyiv: IED NANU, 2002. 10-15. [Print]. **36.** Milykh, V. I., and O. N. Dubinina. "Chislennyy raschet magnitnogo polya v kontsevoy zone turbogeneratora v rezhime nagruzki." *Elektrotehnika i elektromekhanika* 1 (2003): 64-69. [Print]. **37.** Milykh, V. I., and O. N. Dubinina. "Raschet vihrevnykh tokov i poter moschnosti v segmentakh kraynego paketa statora turbogeneratora." *Elektrotehnika i elektromekhanika* 1 (2004): 44-48. [Print]. **38.** Milykh, V. I., and O. N. Dubinina. "Chislennyy analiz poter moschnosti v segmente kraynego paketa statora turbogeneratora s uchetom vrascheniya magnitnogo polya." *Mizhvidomchyy naukovotekhnichnyy zbirnyk "Elektromashynobuduvannya ta elektroobladnannya"*. No. 62. Kyiv: "Tekhnika", 2004. 125-128. [Print]. **39.** Milykh, V. I., and A. I. Vysochyn. "Printsipy rascheta magnitnogo polya v tortsevoy zone turbogeneratora v razlichnykh rezhimakh ego raboty." *Elektrotehnika i elektromekhanika* 3 (2010):

17-22. [Print]. **40.** Milykh, V. I. "Tsepnopolevoy metod resheniya zadachi vihrevyih tokov v obmotke yakorya mashinyi postoyannogo toka." *Elektrotehnika* 1 (1993): 15-23. [Print]. **41.** Milykh, V. I. "Raschet vihrevyih tokov v obmotke yakorya mashinyi postoyannogo toka v rezhime holostogo hoda." *Elektrichestvo* 4 (1993): 30-39. [Print]. **42.** Milykh, V. I., Yu. A. Klimov and E. I. Shtangeev. "Sravnitelnyiy analiz elektromagnitnyih i teplovyih parametrov serdechnika yakorya tyagovogo elektrodvigatelya s razlichnyimi aksialnyimi ventilyatsionnyimi kanalami." *Elektrotehnika* 5 (1990): 36-42. [Print]. **43.** Danko, V. G., et al. "Deyaki problemi turbogeneratoriv z povltryanim oholodzhennyam." *Vestnik Hark. politehn. un-ta*. No. 84. Kharkov: HGPU, 2000. 73-76. [Print].

Надійшла (received) 29.08.2014



Милых Владимир Иванович, д-р техн. наук, профессор, заведующий кафедрой электрических машин НТУ «ХПИ». Закончил Харьковский политехнический институт по специальности «Электрические машины и аппараты» в 1972 г. В этом же институте защитил кандидатскую и докторскую диссертации по такой же специальности в 1978 и 1996 гг. Научные интересы связаны с исследованием и усовершенствованием различных электрических машин, с расчетом и анализом в них электромагнитных полей и процессов. E-mail: mvikpi@kpi.kharkov.ua



Полякова Наталия Владимировна, ассистент кафедры общей электротехники, НТУ «ХПИ». Научные интересы связаны с математическим моделированием электромагнитных процессов в электрических машинах.

В. И. БИРЮЛИН, канд. техн. наук, доц., ЮЗГУ, Курск, Россия;
А. С. ЧЕРНЫШЕВ, канд. техн. наук, доц., ЮЗГУ, Курск, Россия;
А. Н. ГОРЛОВ, канд. техн. наук, доц., ЮЗГУ, Курск, Россия;
Н. В. ХОРОШИЛОВ, канд. техн. наук, доц., ЮЗГУ, Курск, Россия;
О. М. ЛАРИН, канд. техн. наук, доц., ЮЗГУ, Курск, Россия;
С. А. СЕРГЕЕВ, канд. техн. наук, доц., ЮЗГУ, Курск, Россия;
Д. В. КУДЕЛИНА, асп., ЮЗГУ, Курск, Россия

ГАЗОВЫДЕЛЕНИЕ ПРИ ПОВРЕЖДЕНИЯХ СИЛОВЫХ ТРАНСФОРМАТОРОВ И ЕГО УЛЬТРАЗВУКОВАЯ ДИАГНОСТИКА

В статье приведено решение проблемы газообразования при повреждениях силовых трансформаторов и его ультразвуковая диагностика. Основной целью исследования является выявление закономерности формирования газовых пузырей в масле при возникновении в трансформаторе перегревов. Предложенный метод обнаружения очага повреждений с помощью ультразвуковой локации является более эффективным способом, так как он позволяет существенно уменьшить время срабатывания защиты и повысить надежность защиты масляных трансформаторов.

Ключевые слова: силовой трансформатор, диагностика, повреждение, масло, диагностика, газовая защита.

Введение

Газовая защита силовых трансформаторов основана на регистрации газов, появляющихся в масле вследствие разложения электрической изоляции при возникновении повреждений.

Оценим эффективность газовой защиты при возникновении различного типа дефектов. Оценку произведем для таких часто встречающихся повреждений, как перегревы находящихся в масле металлических частей трансформатора. К ним относятся перегревы частей магнитопровода и областей бака вследствие образования короткозамкнутых контуров; перегревы в месте подсоединения токоведущих шин к трансформаторному вводу; перегревы случайно попавших на магнитопровод металлических деталей.

Анализ основных достижений

Кипение масла в месте перегрева происходит в локальной зоне. Поскольку масло в трансформаторе перемещается и охлаждается в охладителях, то температура его в месте перегрева будет намного выше температуры основного объема масла. Кипение масла в этом случае называется кипением с недогревом при вынужденном движении жидкости [2]. Согласно теории [2,3] кипению в большом объеме с недогревом начинается с образования на нагреваемой поверхности мелких пузырьков. Этот вид кипения называется пузырьчатым. При пузырьчатом кипении от поверхности нагрева отрывается большое количество мелких пузырей. Размер этих пузырей определяется свойствами кипящей жидкости, давлением

в ней, ее скоростью перемещения и величиной подогрева. При дальнейшем увеличении теплового потока, подводимого к телу, размеры пузырей практически не меняются, а увеличивается их количество. При определенном значении теплового потока наступает так называемое пленочное кипение. Оно характеризуется образованием сплошной паровой пленки, отделяющей нагретое тело от жидкости. Теплоотдача от тела уменьшается, и температура его резко возрастает. Такое явление называется кризисом кипения или пережогом, поскольку обычно происходит разрушение нагреваемой поверхности от действия высокой температуры. При наступлении кризиса кипения от поверхности нагреваемого тела отделяются паровые пузыри большего по сравнению с пузырьчатым кипением размера.

Цель исследований

Требуется выяснить закономерность формирования газовых пузырей в масле при возникновении в трансформаторе перегревов.

Материал исследований

Газовое реле срабатывает при попадании в него газа в виде пузырей. При наличии газа в растворенном состоянии газовое реле не сработает. При возникновении перегревов металлических частей, находящихся в трансформаторном масле, вследствие циркуляции масла соприкосновение его с нагретой деталью будет кратковременным. При таком режиме нагрева масла, как показали опыты, его разложение с образованием газообразных углеводородов будет происходить при 80–400°С. При этой же температуре происходит кипение масла. Используем это для исследования процесса газовыделения при разложении трансформаторного масла в результате нагрева[1].

При пузырьчатом кипении одновременно с процессом кипения масла происходит его разложение. Выделяющиеся вследствие термического разрушения масла газы будут заполнять пузыри масляного пара. Эти пузыри максимальным диаметром D_1 , отрываясь от нагреваемой поверхности в количестве N (в единицу времени с единицы поверхности), попадают в холодное масло, так как кипение происходит с недогревом. При этом масляный пар конденсируется, а оставшиеся пузыри содержат только продукты разложения масла. Максимальный диаметр их будет d_1 . Эту величину найдем следующим образом.

Объем масляного пара, отделяющегося от единицы поверхности в единицу времени,

$$V_1 = 0,524D_1^3 N . \quad (1)$$

Используя уравнение Клапейрона–Менделеева, рассчитываем массу m_1 испарившегося масла

$$M_1 = \frac{\mu_n p'_n V_1}{RT_{II}} , \quad (2)$$

где μ_n - молекулярная масса пара; p'_n – давление в масляном пузыре; R – универсальная газовая постоянная; T_{II} – температура пара в К.

При нагреве масла до T_n количество выделяющихся газов равняется n -й доли от массы масла. Следовательно, в паровые пузыри поступит $n_1 M_1$ масса газа.

Используя уравнение состояния газа, рассчитаем диаметр d_1 газового пузыря после конденсации пара. Он с учетом (1) и (2) будет равен

$$d_1 = D_1 \sqrt{n_1 \frac{\mu_n}{\mu_2} \frac{p_n}{p_2}}. \quad (3)$$

В (3) давление в газовом пузыре и молекулярная масса газа обозначены соответственно p_2 и μ_2

При пленочном режиме кипения масла от нагреваемой поверхности отделяются масляный пар и образовавшийся вследствие термического разложения масла газ. Количество пара, образующегося в единицу времени,

$$V_n = w S,$$

где S — поверхность нагрева; w — скорость отделения пара от поверхности.

Некоторая часть этого пара будет разлагаться с выделением разных газов. Нетрудно показать, что объем этих газов

$$V_2 = n_2 \omega S \frac{\mu_n}{\mu_2} \frac{p_n}{p_2}, \quad (4)$$

где n_2 — массовая доля газа от количества разложившегося масла; μ_2 — молекулярная масса газа; p_n — давление в газовом пузыре.

Этот поток пара и газа поступает в трансформаторное масло. Из теории барботирования [4] известно, что в этом случае на некотором расстоянии от нагреваемой поверхности имеется так называемый участок стабилизации потока пара, на котором происходит процесс формирования пузырей различных диаметров. При попадании в холодное масло масляный пар будет конденсироваться и пузыри будут содержать только газообразные продукты разложения масла. Данных о закономерности распределения объема газа по размерам пузырей для рассматриваемого случая в литературе не имеется. Однако для оценки эффективности различных видов газовых защит нас в первую очередь интересует вопрос о максимально возможном устойчивом размере газового пузыря, способного перемещаться в жидкости и не дробиться. Такая задача рассмотрена в [5].

При движении объема газа в жидкости в пузыре возникают турбулентные потоки газа. Эти турбулентные пульсации оказывают давление на поверхность пузырька. Распад наступает тогда, когда это давление будет превосходит давление, обусловленное поверхностным натяжением масла. Исходя из таких предположений Левичем [5] была получена следующая формула для расчета устойчивости объема газового пузыря движущегося в жидкости:

$$v_{кр} \leq \frac{\zeta^3}{\rho_{ж} (\rho_2 u^3)^3}, \quad (5)$$

где σ — коэффициент поверхностного натяжения масла; $\rho_{ж}$ и ρ_2 — соответственно плотность жидкости и газа; u — скорость перемещения газового пузыря.

Таким образом, при возникновении перегревов в трансформаторном масле закономерность образования газовых пузырей определяется тем тепловым потоком, который подводится к месту перегрева.

Следовательно, возникающий на нагреваемой поверхности режим кипения масла будет способствовать образованию мелких газовых пузырей, максимальный диаметр которых определяется формулой (3).

При пленочном кипении масла возможно образование пузырей разных диаметров. Общий объем этих пузырей можно рассчитать, пользуясь выражением (4). При этом максимально устойчивый объем способный длительно существовать в масле, определяется выражением (5).

Газовые пузыри, образовавшиеся вследствие разложения масла при возникновении внутри трансформатора перегрева, будут растворяться в масле. Процесс растворения газовых пузырей в жидкости теоритически рассмотрен в [5]. Экспериментальные результаты о времени жизни τ газовых пузырей в минеральном масле были получены Пинталем [7].

Если время жизни газового пузыря будет больше времени, требуемого для перемещения его от места повреждения до верхней крышки бака трансформатора, то, казалось бы, пузыри будут скапливаться в газовом реле и этого условия достаточно для его срабатывания. Однако это не совсем так. Под крышкой бака масло, перемешивается в горизонтальном направлении. Следовательно, поправление перемещения газового пузыря будет определяться помимо вертикальной составляющей скорости еще и горизонтальной.

Газовые пузыри, образовавшиеся в жидкости, поднимаются вверх с различной скоростью в зависимости от физико-химических параметров жидкости и объема газового пузыря. Мелкие пузыри (диаметром не более 0,1–0,15 см) при перемещении вверх практически не деформируются и ведут себя аналогично твердым несжимаемым шарикам [6]. Тогда скорость их перемещения вертикально вверх

$$u_{\perp} = \frac{2}{9} \frac{gR^2}{\nu}, \quad (6)$$

где g — ускорение силы тяжести; ν — кинематическая вязкость

Более крупные пузыри деформируются, приобретая в сечении форму эллипса. Поэтому вертикальная скорость таких пузырей будет меньше и равна [5]:

$$u_{\perp} = 2\sqrt{\frac{g2R}{\nu}}. \quad (7)$$

Для газовых пузырей диаметром 0,2-0,3 см и более скорость перемещения вертикально вверх не зависит от диаметра пузыря, а форма их в сечении – диск. Выражение для расчета вертикальной скорости перемещения таких пузырей имеет вид [5]:

$$u_{\perp} = \frac{2}{3} \left(\frac{4\sigma^2 g}{3\alpha\rho\eta} \right)^{\frac{1}{5}}, \quad (8)$$

где α – постоянная равная приблизительно 0,5; ρ – плотность жидкости.

При расчетах по формулам (6) – (8) физико-химические параметры трансформаторного масла были такими: $\rho=0,92$ г/см³, $\sigma = 0,04$ Н/м, $\eta = 0,02$ Па с [7].

Условие достижения пузырем верхней крышки бака трансформатора можно записать в виде:

$$\frac{u_{\perp}}{u_M} \geq \frac{h}{L},$$

где u_M – горизонтальная скорость масла под крышкой бака; h – расстояния от места перемещения масла в горизонтальном направлении до верхней крышки бака по вертикали; L – расстояние по горизонтали от места повреждения до места расположения всасывающих масло патрубков.

Разложение трансформаторного масла, как было указано выше, наступает при температуре кипения жидкости. Величина перегрева поверхности, при которой наступает пузырьчатое кипение, зависит от чистоты обработки поверхности, от скорости движения и давления жидкости. Скорость перемещения масла под крышкой бака для мощных трансформаторов с принудительной циркуляцией масла около 8 см/с [8]. На металлических поверхностях, не подвергнутых специальной обработке, при давлении жидкости до $2 \cdot 10^5$ Па и скорости до 10 см/с пузырьчатое кипение углеводородов по данным [2] наступает при перегреве не более чем в 50°C. Следовательно, в месте перегрева пузырьчатое кипение масла наступит при температуре около 430°C. При этом максимальный диаметр отрывающихся от поверхности пузырей будет около 0,03 см и за секунду с 1 см² их будет отрываться около $1 \cdot 10^{-5}$ 1/(с · см²) штук [2]. Величину давления в паровом пузыре p'_{II} (3) определим по формуле [3]

$$p'_{II} = p_{ж} + \Delta T \frac{HJ\rho_{II}}{T_M}, \quad (9)$$

где $p_{ж}$ – давление жидкости в месте перегрева; ΔT – перегрев при пузырьчатом кипении;

T_M – температура кипения масла; H – скрытая теплота парообразования масла;

J – механический эквивалент теплоты; ρ_{II} – плотность паров масла.

Для оценочных расчетов H определяем из формулы, предложенной Трутоном [8]:

$$H=2lT_M/\mu_{\text{п}}$$

Окончательно давление в паровом пузыре будет:

Подставив в (9) $\Delta T = 50$ К, $\rho_{\text{п}} = 50 \cdot 10^3$ г/см³ и $\mu_{\text{п}} = 280$, получим, что давление в паровом пузыре в полтора раза больше давления, создаваемого маслом, т. е. $p_{\text{п}} = 1,5p_{\text{ж}}$.

Давление в газовом пузыре:

$$p_2 = p_{\text{ж}} + \frac{2\sigma}{R},$$

где R – радиус пузыря, равный приблизительно 0,01 см.

Поскольку $\sigma = 0,04$ Н/м, то давление в газовом пузыре можно принять равным давлению в жидкости.

При 430°С трансформаторное масло разлагается с выделением различных газов. При этом их количество составляет 0,1% массы масла, а молекулярная масса газовой смеси 46. Подставив найденные значения в (3), получим:

$$d_1 = D_1 \sqrt{n_1 \frac{\mu_n p_n}{\mu_2 p_2}} = 0,033 \sqrt{0,01} \cdot \frac{280}{46} 1,5 \approx 0,014.$$

Следовательно, при возникновении пузырчатого кипения в месте перегрева газовые пузыри, образовавшиеся вследствие разложения масла будут иметь максимальный диаметр, не превышающий 0,014 см.

При нахождении таких пузырей в промежутке между магнитопроводом и верхней крышкой бака вертикальная скорость их перемещения согласно (6) равна $0,4 - 10^{-2}$ см/с. Газовые пузыри, перемещающиеся с такой скоростью, могут попасть в газовое реле в том случае, если произведение h/Lu_M будет менее $0,4 - 10^{-2}$ или отношение h/L менее $5 \cdot 10^{-4}$. Такое соотношение для силовых трансформаторов не может быть выполнено даже в том случае, когда повреждение расположено в наиболее удаленном от всасывающих масло труб месте магнитопровода.

Время жизни пузырей диаметром 0,014 см по данным [6] около 250 с.

Таким образом, при возникновении пузырчатого кипения масла в месте перегрева образующиеся вследствие разложения масла газы формируются в заде пузырей с максимальным диаметром, не превышающим 0,014 см. Газовые пузыри такого диаметра не могут достигнуть верхней крышки бака трансформатора из-за горизонтальной скорости перемещения масла в пространстве, расположенном между магнитопроводом и верхней крышкой бака. Газовые пузыри, циркулируя в потоке масла, будут медленно растворяться в нем. При этом время жизни таких пузырей – время, прошедшее от момента возникновения до полного их растворения – около 250 с.

При пленочном режиме кипения трансформаторного масла объем отделяющегося пара в единицу времени [2]:

$$V_{II} = \frac{q_{кр}}{H\rho_{II}} S.$$

Критический тепловой поток при возникновении пленочного кипения $q_{кр}$ для теплоносителей типа минеральное масло для приближенных расчетов может быть принят равным $1,75 \cdot 10^6$ Дж/(м²-с) [9]. Молекулярная масса выделившегося газа при разложении масла при наступлении пленочного кипения равна 36, а его количество составляет 20% массы масла. Принимая, как и прежде, отношение $p_{II} / p_2 = 1,5$ после подстановки в (4) численных значений, получаем:

$$V_2 = 0,6S. \quad (10)$$

Расчеты по (5) и (8) показывают, что максимальный объем газа, который может существовать в жидкости, равен $V_2 = 60 \text{ см}^3$, а вертикальная скорость его перемещения $u_{II} = 20 \text{ см/с}$.

Из (10) видно, что при пленочном кипении масла газовое реле практически сработает при любом расположении места повреждения за исключением тех мест, которые расположены в непосредственной близости от всасывающих масло труб. При скорости перемещения газового пузыря 20 см/с отношение $u_{II} / u_2 = 2,5$. Следовательно, при $h/L \geq 2,5$ газовое реле не зафиксирует повреждение даже при пленочном кипении масла в месте перегрева.

Изучение актов осмотра трансформаторов, вышедших из работы после срабатывания газового реле, показывает, что в случае перегрева имеют место выгорание части магнитопровода, оплавления в месте подсоединения отвода обмотки к вводу или же оплавление металлической детали, случайно попавшей внутрь трансформатора. Такие явления характерны для пленочного кипения, что подтверждает предположения о закономерности формирования газовых пузырей при возникновении внутри трансформатора перегревов.

Газовое реле трансформатора регистрирует только те перегревы, которые вызывают пленочное кипение масла и сопровождаются оплавлением или выгоранием металла. В то же время применение газовой защиты на основе механических газовых реле не допускается в сейсмоопасных районах, так как возможно ее ложное срабатывание и при межвитковых замыканиях не будет происходить отключение масляного трансформатора, что снижает надежность его работы. Таким образом, обнаружение очага повреждений с помощью ультразвуковой локализации может стать более эффективным способом, так как позволяет фиксировать пузырьки газов и, соответственно, перегревы на более ранней стадии их возникновения. Так, при 270°C начинается газовыделение, при $t = 337^\circ\text{C}$ происходит выпадение осадка. Образовавшиеся при этом пузырьки газа диаметром около 0,015 см растворяются в масле. При температуре выше 340°C от нагретых участков начинает подниматься поток пара и газа, пузыри которых имеют значительный объем (до 60 см³).

Скорость и поглощение звука в жидкости зависит от концентрации и размеров пузырьков, растворенных в масле. При малом содержании пузырьков скорость звука в масле определяется формулой

$$C = \lambda \cdot f,$$

где λ – длина волны м, f – частота звуковых волн Гц.

Наиболее интенсивное поглощение звуковых волн и резкое изменение скорости их распространения наблюдается при условии, когда длина звуковой волны становится равной среднему диаметру пузырьков. Положив частоту излучения пьезокерамической пластинки, которая является источником звуковых волн, порядка 1 МГц, скорость распространения звуковых волн при комнатной температуре 1390 м/с, для длины волны получим значение 1.39 мм. Если диаметр пузырьков в жидкости меньше этой величины, их присутствие не сказывается на скорости звука.

При отсутствии пузырьков в масле скорость звука уменьшается с повышением температуры и уменьшением плотности, причем зависимость скорости звука от плотности определяется уточненным правилом Рао [10]

$$C = A \cdot \rho^{3.05}$$

где A – эмпирическая постоянная, равная для трансформаторного масла 2038,7 м/с и определяемая при 20°C (табл.1).

Таблица 1 – Зависимость скорости звука от температуры и плотности масла

t°C	ρ , кг/м ³	C, м/с	$\Delta C/\Delta T$, м/сК
-10	899	1473	2,98
0	893	1444	2,94
10	887	1414	2,91
20	882	1390	2,84
40	870	1333	2,76
60	858	1278	2,70
80	847	1229	2,64

В момент начала интенсивного выделения газа средний объем пузырьков становится настолько большим, что их диаметры становятся сравнимыми с длиной звуковой волны, что приводит к резкому отклонению от правила Рао для скорости звука и значительному увеличению поглощения звуковых волн. При температуре 270°C скорость звука в трансформаторном масле в отсутствие пузырьков составляет 734 м/с, в момент начала газового выделения скорость звука будет порядка 700 м/с. Такое изменение скорости звука может быть надежно зафиксировано и может служить сигналом начала интенсивного выделения газов в трансформаторном масле.

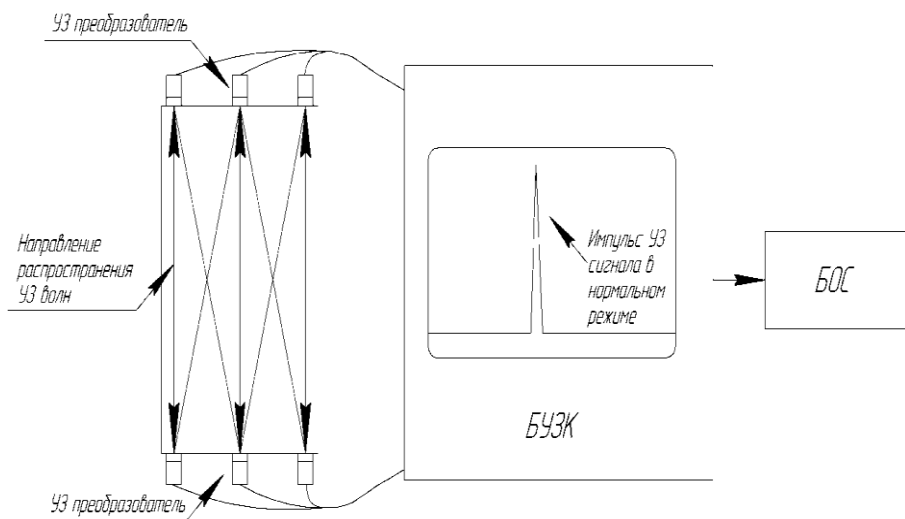


Рис. 1. – Способ ультразвуковой газовой защиты с использованием ультразвуковых преобразователей

Сигнал с ультразвуковых преобразователей подается в блок ультразвукового контроля (БУЗК). В нормальном режиме работы трансформатора на экране блока ультразвукового контроля наблюдается постоянный сигнал, свидетельствующий об отсутствии повреждений внутри бака трансформатора.

В случае начала газообразования пузырьки газа, проходя через зону распространения ультразвукового сигнала, препятствуют прохождению сигнала, он искажается, при этом на экране блока ультразвукового контроля нет постоянного сигнала, и, с помощью блока оцифровки сигнала (БОС), формируется команда релейной защите на отключение трансформатора.

Результаты исследований

Техническим эффектом предлагаемого способа ультразвуковой газовой защиты масляного трансформатора [11] является существенное уменьшение времени срабатывания защиты и повышение надежности защиты масляных трансформаторов.

Время обнаружение пузырьков газа с помощью ультразвуковой газовой защиты в самом неблагоприятном случае составляет 0,5 с, что существенно повышает быстрдействие защиты.

Чтобы ультразвуковое излучение не стало само причиной возникновения пузырьков газа в масле (явление кавитации), интенсивность излучения не должна превышать некоторых значений. В работе [12] приводятся численные показатели интенсивности излучения ультразвука, при которой в жидкой среде наступает «развитый» кавитационный процесс для различных

жидкостей. Так, для трансформаторного масла вязкостью $30 \cdot 10^{-3}$ Па оптимальная интенсивность излучения ультразвука 4 – 6 Вт/см².

Выводы

1. Изменение скорости звука в трансформаторном масле указывает на начальный момент газовыделения, и тем самым позволяет обнаружить возникновение повреждений внутри бака на ранней стадии.

2. Построение принципиальной схемы защиты трансформатора может быть основано на регистрации изменения скорости звука или на поглощении звуковых волн в момент начала газовыделения.

Список литературы: 1. Газовыделение при повреждении силовых трансформаторов. *Смирнов М.А.* Труды ВНИИЭ. – М. : Энергия, 1976. – вып. 49. С.35 – 42. 2. *Тонг Л.* Теплоотдача при кипении и двухфазное течение. М., «Мир», 1960. 280с. 3. *Скрипов В.* Метастабильная жидкость. М., «Наука», 1972. 280 с. 4. *Стерман Л. С.* Обобщение экспериментальных данных по барботажу пара через жидкость.— «ЖТФ», 1956, т. XXVI, вып. 7, С. 1519 – 1524. 5. *Левич Б.* Физико-химическая гидравлика. М., «Наука», 1952. 600 с. 6. *Пинталъ Ю. С.* Растворение газовых включений в минеральном изоляционном масле. – «Известия вузов. Сер. Энергетика», 1964, № 7. –С. 95 – 98. 7. *Липштейн Р., Шахнович М.* Трансформаторное масло. М., «Энергия», 1968. 350 с. 8. *Чернев К. К.* Мощные трансформаторы. М., «Энергия», 1972. 120 с. 9. *Чечеткин А.* Высокотемпературные теплоносители. М., Госэнергоиздат, 1962. 421 с. 10. *TS Rao; N Veeraiah and C. Rambabu*, Indian J Pure Appl Phys., 2002,40, 850 11. Патент №2399909 РФ МПК G01N23/20. Способ ультразвуковой газовой защиты масляного трансформатора. / *Бирюлин В.И., Хорошилов Н.В., Ларин О.М.* Оpubл. 20.09.2010г. – Бюл. №26. 12. *В. Хмелев, Р. Голях, С. Хмелев, Р. Барсуков.* Метод расчета оптимальных интенсивностей ультразвукового кавитационного воздействия на вязкие и высокодисперсные жидкие среды – Сборник докладов XII Международной конференции-семинара молодых специалистов по микро- и нанотехнологиям и электронным устройствам EDM, БТИ АлтГТУ, 2011, С. 61 – 69.

Bibliography (transliterated): 1. Smirnov, M.A. *Gassing at damaged power transformers.* Proceedings VNIIE. Moscow : Energiya, 1976. Moscow : 49th ed. P.35-42. [Print]. 2. Tong, L. *Boiling heat transfer and two-phase flow.* Moscow : "Mir ", 1960. p.280. [Print]. 3. Skripov, V. *Metastable liquid.* Moscow : "Nauka", 1972. 280 p. [Print]. 4. Serman, L.S. *Generalization of experimental data on the bubbling steam through the liquid.* "Technical Physics ", 1956, Vol. 26, 7th ed. 1519-1524. [Print]. 5. Levich, B. *Physicochemical hydraulics.* Moscow : "Nauka", 1952. 600 p. [Print]. 6. Pinal, S. *Dissolution of gas inclusion in mineral insulating oil.* "Proceedings of the universities. Ser. Energy ", 1964, No 7, p. 95 - 98. [Print]. 7. Lipshteyn, R. and M.Shahnovich, *Transformer oil.* Moscow : "Energy", 1968. 350 p. [Print]. 8. Chernev, K.K. *Powerful transformers.* Moscow : "Energy", 1972. 120 p. 9. Chechetkin, A. *High coolants.* Moscow : Gosenergoizdat 1962. 421 p. [Print]. 10 . Rao, T.S., N. Veeraiah and C. Rambabu, Indian J Pure Appl Phys., 2002,40, 850 11. *Patent number 2399909 RF IPC G01N23/20. The ultrasonic gas oil transformer protection.*- Biryulin V.I., N.V. Khoroshilov and O.M. Larin. Publ. 20.09.2010g.-Bull. Number 26. [Print]. 12. Khmelev, R. et al. *Method of calculating the optimal intensity of ultrasonic cavitation on the highly- viscous and liquid media* - Proceedings of the XII International Conference and Seminar of Young Specialists on micro-and nanotechnology and electronic devices EDM, БТИ АлтSTU , 2011, pp. 61 - 69. [Print].

Поступила (received) 06.06.2014



Сергеев Сергей Александрович
зав. каф. электроснабжения ЮЗГУ, канд. техн. наук,
доцент каф. электроснабжения
E-mail: ssa-cib@yandex.ru



Бирюлин Владимир Иванович
канд. техн. наук,
доцент каф. электроснабжения,
E-mail: bir1956@mail.ru



Ларин Олег Михайлович
канд. техн. наук,
доцент каф. электроснабжения,
E-mail: larin77@mail.ru



Хорошилов Николай Владимирович
канд. техн. наук,
доцент каф. электроснабжения,
E-mail: hnv80@mail.ru



Горлов Алексей Николаевич
канд. техн. наук,
доцент каф. электроснабжения,
E-mail: alexjulia17@yandex.ru



Чернышев Александр Савельевич
канд. техн. наук,
доцент каф. электроснабжения,
E-mail: tscherl@rambler.ru



Куделина Дарья Васильевна
аспирант
E-mail: mary_joy@mail.ru

В. Ф. БОЛЮХ, д-р техн. наук., проф. НТУ «ХПИ»;
С. В. ОЛЕКСЕНКО, асп. НТУ «ХПИ»;
И. С. ЩУКИН, канд. техн. наук., доц. НТУ «ХПИ»

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ УДАРНЫХ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ ИНДУКЦИОННО-ДИНАМИЧЕСКОГО, ЭЛЕКТРОДИНАМИЧЕСКОГО И ЭЛЕКТРОМАГНИТНОГО ТИПА

Проведено компьютерное моделирование рабочих процессов ударных преобразователей. Показано, что наиболее эффективным является электродинамический преобразователь, а наименее эффективным – электромагнитный преобразователь. Для индукционно-динамического преобразователя проведены экспериментальные исследования и получено удовлетворительное согласие между измеренными и рассчитанными электромагнитными и механическими показателями.

Ключевые слова: ударный электромеханический преобразователь, индукционно-динамический преобразователь, электромагнитный преобразователь, электродинамический преобразователь.

Введение

Индукционно-динамические (ИДП), электродинамические (ЭДП) и электромагнитные (ЭМП) преобразователи широко используются в промышленных, и научно-технических системах, где необходимы высокоскоростные линейные перемещения якоря с исполнительным элементом (ИЭ) [1-3]. Эти электромеханические преобразователи работают в ударном режиме с импульсной кратковременной нагрузкой, многократно превышающей электромагнитную нагрузку традиционных линейных электродвигателей продолжительного действия.

Указанные ударные преобразователи при относительно небольших массогабаритных параметрах и непосредственном преобразовании электрической энергии импульсного источника энергии в линейное перемещение якоря обеспечивают значительные силовые импульсы и ускорения ИЭ на коротком рабочем участке [4, 5].

Во всей этих электромеханических преобразователях происходит электромагнитное взаимодействие подвижного якоря с неподвижным индуктором, возбуждаемым от импульсного источника, например, емкостного накопителя энергии (ЕНЭ).

В ИДП якорь представляет собой электропроводящий массивный диск, в котором индуцируются вихревые токи от индуктора, вследствие чего между ними возникает электродинамическая сила отталкивания.

В ЭДП якорь представляет собой подвижную обмотку, которая электрически связана с индуктором, вследствие чего между ними также возникает электродинамическая сила отталкивания.

В ЭМП якорь представляет собой ферромагнитный элемент, на который действует электромагнитная сила притяжения со стороны индуктора.

Анализ литературы

Во многих устройствах науки и техники применяются ударные электромеханические преобразователи с линейным перемещением ИЭ. В строительстве применяются электромагнитные молоты и перфораторы для разрушения монолитно-бетонных оснований, устройства для погружения свай и анкеров [2, 6]. В горнодобывающей промышленности используются бутобои различной мощности, разделители пород, вибраторы; в геологоразведке - сейсмоисточники различной мощности и возмущающей силы; в машиностроении – молоты с большим диапазоном энергии удара и т.п. [7]. Для авиационной, ракетно-космической и оборонной техники разрабатываются пусковые устройства и ускорители массивных объектов [8-10]. Для исследования микрометеоритных ударов на космические или ответственные наземные объекты используются научно-технологические электромеханические пусковые установки [11, 12]. Ударные устройства применяются в быстродействующей клапанной и коммутационной аппаратуре, в испытательных комплексах для проверки ответственных изделий на ударные нагрузки и др. [13, 14]. Для прессования порошков, очистки вагонов, трюмов и иных емкостей от остатков продуктов и налипания материалов и др. применяются различные технологические ударные устройства [15].

Учитывая значительный уровень импульсных магнитных полей, для ударных электромеханических преобразователей целесообразно использовать наружный ферромагнитный экран (ФЭ), охватывающий индуктор. Будем считать электропроводность указанного экрана несущественной, что на практике реализуется выполнением его, например, из магнитодиэлектрика.

При этом возникает вопрос о выборе типа ударного преобразователя и основных геометрических параметров его якоря и ФЭ.

Целью работы является сравнение электромеханических показателей и магнитных полей рассеяния ИДП, ЭДП и ЭМП при различных геометрических параметрах якоря и ФЭ.

Математическая модель ударных преобразователей

Для расчетов рабочих процессов ударных преобразователей индукционно-динамического, электродинамического и электромагнитного типа, возбуждаемых от ЕНЭ, проведено компьютерное моделирование в программном пакете COMSOL Multiphysics 4.4, основанное на дифференциальных уравнениях в частных производных, в основу которого заложен метод конечных элементов. Указанные преобразователи имеют осевую симметрию, что позволяет использовать 2D математическую модель.

С использованием условия Дирихле на границах расчетной области в цилиндрической системе координат рассчитывается векторный магнитный потенциал A :

$$\frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{1}{r\mu(B)} \frac{\partial(rA)}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{1}{\mu(B)} \frac{\partial A}{\partial z} \right) - \gamma \frac{\partial A}{\partial t} = 0. \quad (1)$$

где $\mu(B)$ – магнитная проницаемость ФЭ и якоря ЭМП; γ – электропроводность активных элементов преобразователей.

Составляющие вектора магнитной индукции находятся по известным соотношениям:

$$B_z = \frac{1}{r} \frac{d(rA)}{dr}; \quad B_r = -\frac{dA}{dz}. \quad (2)$$

Локальная плотность тока на каждом участке массивного электропроводящего якоря в ИДП определяется по известному выражению

$$j = -\gamma \frac{\partial A}{\partial t}. \quad (3)$$

Электродинамические усилия (ЭДУ), действующие на якорь, рассчитываются по формуле:

$$f_z = 0,5 \oint (H(B \cdot n)) + B(H \cdot n) - n(H \cdot B)) dS. \quad (4)$$

где S – поверхность, ограничивающая подвижный якорь в плоскости $\{r, z\}$.

Для ФЭ и ферромагнитного якоря ЭМП используется нелинейная кривая намагничивания $B = f(H)$.

Импульс ЭДУ, действующий на подвижный якорь, определяется выражением:

$$F_z = \int_0^t f_z dt. \quad (5)$$

Ток в индукторе определяется с использованием уравнения:

$$(R_e + R_1) i_1 + L_e \frac{di_1}{dt} + \frac{1}{C} \int i_1 dt + \frac{N_1}{s} \int \frac{dA_l}{v} dt = U_0 \quad (6)$$

где R_e – активное сопротивление внешней цепи возбуждения; R_1 – активное сопротивление индуктора; i_1 – ток индуктора; L_e – индуктивность внешней цепи возбуждения; U_0 – напряжение заряда ЕНЭ; C – емкость ЕНЭ; N_1 – число витков индуктора; s – площадь поперечного сечения индуктора, пронизываемая магнитным потоком; A_l – проекция векторного магнитного потенциала на направление обхода контура; v – объем индуктора.

Скорость V якоря с ИЭ описывается уравнением [16]

$$(m_2 + m_e) \frac{dV}{dt} = f_z(z) - K_p \Delta Z(t) - K_T V(t) - 0,125 \pi \gamma_a \beta_a D_{ex2}^2 V^2(t) \quad (7)$$

где m_2 – масса якоря; m_e – масса ИЭ; K_p – коэффициент упругости буферного элемента; K_T – коэффициент динамического сопротивления; γ_a – плотность воздуха; β_a – коэффициент аэродинамического сопротивления; D_{ex2} – внешний диаметр якоря.

Уравнения (1) – (7) описывают электромеханические процессы в ударных преобразователях при начальных условиях $\Delta Z(0)=0$; $V(0)=0$. При расчете предполагаем осевую симметрию преобразователя и отсутствие механических перемещений (отдачи) индуктора и ФЭ. При расчете взаимосвязанных переходных электромагнитных, электродинамических, механических и тепловых процессов предполагаем отсутствие деформации активных элементов преобразователей – индуктора, якоря и ФЭ. При этом учитываем пространственное распределение индуцированного тока по сечению электропроводящего якоря ИДП, магнитного и теплового поля, сопротивление окружающей среды при движении якоря на каждом временном шаге [16].

Значение КПД ударного электромеханического преобразователя оценим как отношение кинетической энергии движущихся масс к энергии ЕНЭ:

$$\eta = \frac{(m_2 + m_e) \cdot V_m^2}{C \cdot U_0^2} . \quad (8)$$

Основные параметры ударных преобразователей

Для сравнительного анализа будем рассматривать ударные преобразователи с одинаковыми коаксиальными конфигурациями, габаритами и параметрами ЕНЭ. Данные преобразователи содержат одинаковый ФЭ, охватывающий индуктор с торцевой и наружной боковых сторон. Якорь выполнен в форме плоского диска, одна из сторон которого обращена к индуктору, а вторая взаимодействует с ИЭ. Основные параметры ударных преобразователей основного исполнения представлены в табл.1. Индуктор преобразователей намотан медной шиной. Якорь ИДП выполнен в виде сплошного диска из технической меди, а ФЭ и якорь ЭМП выполнены из стали марки Ст.10 (*АISI 1010, UNS G10100*).

На рис.1 показаны сечения и общий вид активных элементов ИДП, ЭДП и ЭМП основного исполнения с распределением магнитных полей в момент максимума ЭДУ, где обозначены: 1 – индуктор, 2 – подвижный якорь, 3 – ФЭ, содержащий дисковое основание 3а и наружную обечайку 3б. Расстояние между смежно расположенными сторонами индуктора и ФЭ заполнено изоляцией толщиной $\delta=1$ мм.

В ИДП наибольшее магнитное поле концентрируется в зазоре между индуктором и электропроводящим якорем. При этом на наружной поверхности якоря поле практически полностью экранировано.

В ЭДП наибольшее магнитное поле концентрируется между якорем и индуктором, по которым протекает один и тот же ток. При этом частично магнитное поле выходит за поверхность якоря.

В ЭМП максимальное магнитное поле возникает во внутреннем цилиндрическом сердечнике, который охватывается индуктором. При этом наблюдается значительное поле рассеяния за поверхностью ферромагнитного якоря.

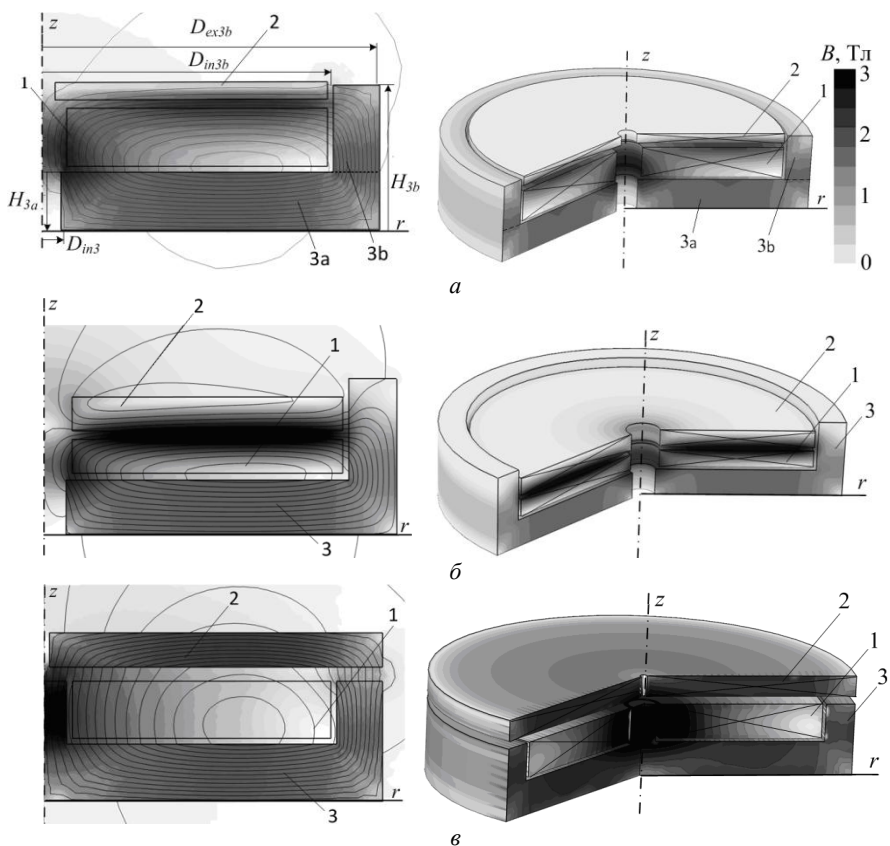


Рис.1 – Распределение магнитных полей в момент максимума ЭДУ:
 а – ИДП, б – ЭДП, в – ЭМП.

На рис.2 показаны электромеханические и полевые характеристики ударных преобразователей основного исполнения без ФЭ. В качестве электромеханических характеристик выступают j_1 – плотность тока в индукторе, f_z – ЭДУ, действующие на подвижный якорь со стороны индуктора, и V – скорость якоря с ИЭ. Полевая характеристика показывает изменение усредненного значения магнитного поля на расчетном контуре, расположенном на расстоянии $2H_1$ от нижней торцевой и боковой сторон и на расстоянии $4H_1$ от верхней стороны индуктора (рис.3). Заметим, что при отсутствии ФЭ в ИДП основного исполнения (рис.3) наблюдаются значительные магнитные поля в окружающем пространстве, что нежелательно с точки зрения электромагнитной совместимости и экологической чистоты.

Таблица 1 – Параметры ЭДП, ИДП и ЭМП основного исполнения

Показатель	Обозначение	ЭДП	ЭМП	ИДП
		Величина		
Внешний диаметр индуктора	D_{ex1} , мм	100		
Внутренний диаметр индуктора	D_{in1} , мм	10		
Высота индуктора	H_1 , мм	5	10	
Внешний диаметр якоря	D_{ex2} , мм	100	118	100
Внутренний диаметр якоря	D_{in2} , мм	10,0		
Высота якоря	H_2 , мм	5	3	
Начальное расстояние между индуктором и якорем	δ , мм	1	3	1
Количество витков индуктора	N_1 , шт.	23	46	
Количество витков якоря	N_1 , шт.	23	-	
Сечение шины индуктора	$a \times b$, мм ²	1,8×4,8		
Масса якоря	m_2 , кг	0,345	0,535	0,205
Масса исполнительного элемента	m_e , кг	0,5		
Высота дискового основания ФЭ	H_{3a} , мм	8		
Высота обечайки ФЭ	H_{3b} , мм	24	21	24
Внешний диаметр обечайки ФЭ	D_{ex3b} , мм	118		
Внутренний диаметр обечайки ФЭ	D_{in3b} , мм	102		
Емкость ЕНЭ	C , мкФ	2850		
Зарядное напряжение ЕНЭ	U_0 , В	400		

В ЭДП электромеханические процессы протекают наиболее быстро, ток в индукторе и ЭДУ принимают наибольшие значения. В ЭМП электромеханические процессы протекают наиболее медленно, причем максимальная величина ЭДУ здесь наименьшая для всех преобразователей.

Скорости якоря с ИЭ в ЭДП и ИДП, где действуют ЭДУ отталкивания, после резкого начального возрастания практически не меняются. В ЭМП, где действует электромагнитная сила притяжения, указанная скорость постоянно растет до момента соударения якоря с ФЭ.

Наибольший уровень магнитных полей рассеяния наблюдается в ЭМП, а наименьший – в ЭДП.

В табл.2 представлены относительные показатели ЭДП и ЭМП основного исполнения, которые отнесены к соответствующим показателям ИДП. Здесь представлены относительные значения максимальной плотности тока в индукторе j_{1m}^* , максимальных ЭДУ f_{zm}^* , максимальной скорости V_m , максимального значения кинетической энергии W_{kin}^* , усредненного значения магнитного поля на расчетном контуре B_0^* и относительной массы якоря m_2^* .

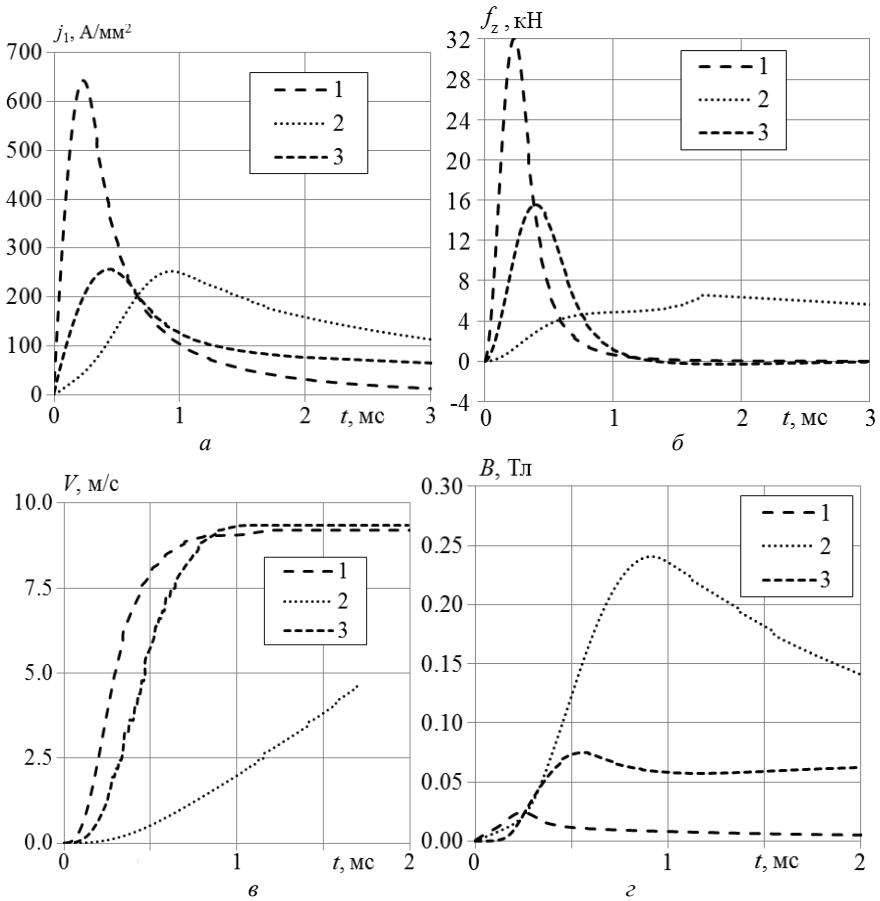


Рис.2 – Электромеханические *а, б*, *в* и полевые *г* характеристики ударных преобразователей: 1 – ЭДП; 2 – ЭМП; 3 – ИДП

Таблица 2 – Относительные показатели ЭДП и ЭМП основного исполнения

Тип преобразователя	j_{1m}^* , о.е.	f_{zm}^* , о.е.	V_m^* , о.е.	W_{kin}^* , о.е.	B_0^* , о.е.	m_2^* , о.е.	K^* , о.е.
ЭДП	2,513	2,094	0,984	1,68	0,231	1,683	2,890
ЭМП	0,992	0,430	0,497	0,645	2,870	2,610	0,226

Для сравнительного анализа ударных преобразователей введем интегральный показатель эффективности

$$K^* = \frac{W_{kin}^*}{j_m^* \cdot B_0^*}. \quad (9)$$

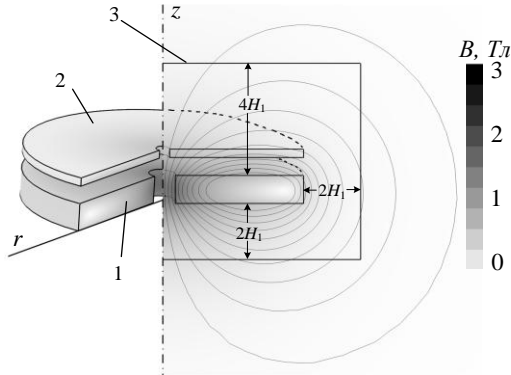


Рис. 3 – Распределение магнитного поля в ИДП основного исполнения без ФЭ через 1 мс после начала работы: 1 – индуктор, 2 – якорь, 3 – контур расчета усредненного магнитного поля рассеяния

По величине интегрального показателя K^* можно сделать вывод, что наиболее эффективным является ЭДП, а наименее эффективным – ЭМП основного исполнения.

Влияние высоты ФЭ на показатели ударных преобразователей

Параметры ФЭ влияют на величину магнитных полей в активной зоне и, особенно существенно, в окружающем пространстве ударного электромеханического преобразователя. Магнитные поля в активной зоне в значительной мере обуславливают эффективность работы преобразователя, а поля рассеяния в окружающем пространстве негативно влияют технические и биологические близко расположенные объекты. На рис.4 показано распределение магнитного поля в момент максимума ЭДУ в ИДП при различной толщине ФЭ. Тонкостенный экран (толщина стенок 1 мм) слабо экранирует поля рассеяния, в то время как толстостенный экран (толщина стенок 8 мм) практически полностью экранирует указанные поля, концентрируя их в активной зоне между индуктором и якорем.

Рассмотрим влияние высоты H_{3a} дискового основания ФЭ на основные показатели ударных электромеханических преобразователей. Для этого введем безразмерный геометрический параметр ФЭ:

$$\chi = \frac{H_{3a}}{H_1}. \quad (10)$$

Для анализа будем использовать относительные показатели ударных преобразователей с ФЭ. В качестве базового варианта используем ИДП без ФЭ.

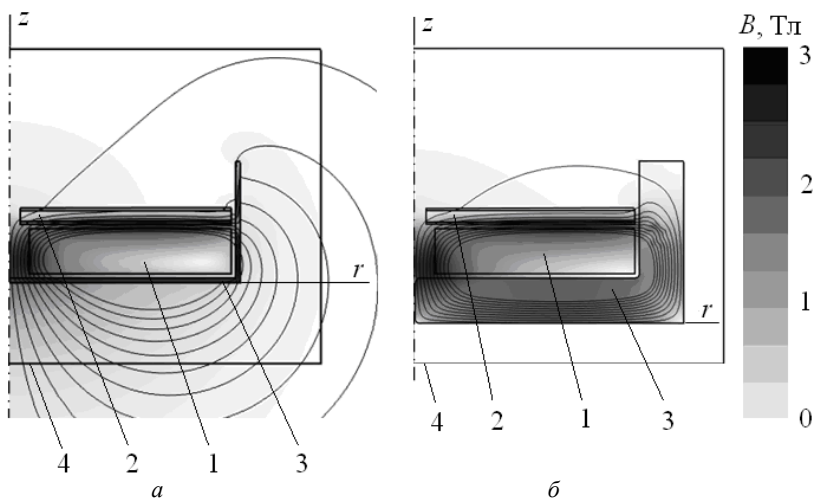


Рис. 4 – Распределение магнитного поля в ИДП в момент максимума ЭДУ при толщине ФЭ 1 мм *а* и 8 мм *б*: 1 – индуктор, 2 – якорь, 3 – ФЭ, 4 – расчетный контур

На рис.5 показаны относительные значения КПД η^* и усредненного магнитного поля рассеяния B^* на расчетном контуре ударных преобразователей в зависимости от безразмерного геометрического параметра ФЭ χ .

При увеличении геометрического параметра χ от 0 до 1 в ИДП происходит рост КПД на 65 % и уменьшение поля рассеяния в 3,7 раз. При аналогичном изменении параметра χ в ЭДП происходит увеличение КПД на 43 %, а магнитное поле рассеяния уменьшается в 5,3 раза.

ЭМП эффективен только при наличии дискового основания ФЭ определенной толщины. При увеличении геометрического параметра ФЭ χ от 0,2 до 1 в ЭМП происходит рост КПД на 44 % и уменьшение поля рассеяния на 22,6%. Таким образом, в зависимости увеличения высоты дискового основания ФЭ КПД преобразователя возрастает, причем наиболее существенно в ИДП, а магнитное поле рассеяния уменьшается, наиболее сильно в ЭДП.

Влияние высоты якоря на показатели ударных преобразователей

Несмотря на различное строение подвижного якоря в рассматриваемых ударных преобразователях, в них можно реализовать различную высоту при сохранении остальных параметров. В ИДП и ЭМП высота якоря определяется высотой, соответственно, медного и ферромагнитного дисков. В ЭДП высота якоря определяется, например, высотой шины при неизменном количестве ее витков. При этом сечение шины индуктора остается неизменным. Для анализа показателей ударных преобразователей введем безразмерный геометрический параметр якоря:

$$\varepsilon = \frac{H_2}{H_1} \quad (11)$$

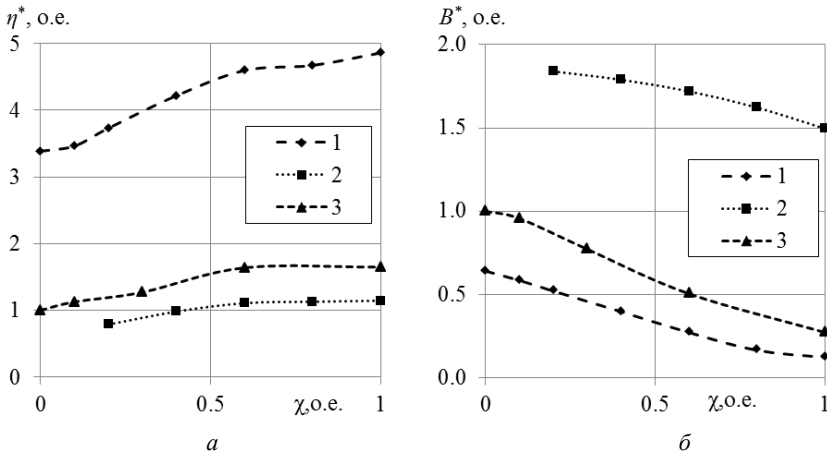


Рис.5 – Изменение относительных значений КПД η^* *a* и усредненного магнитного поля рассеяния B^* *б* в зависимости от параметра χ для: 1 – ЭДП, 2 – ЭМП, 3 – ИДП.

Учитывая различное строение якорей ударных преобразователей, рассмотрим диапазон изменения их высоты таким, чтобы в нем находился максимум скорости якоря с ИЭ (рис.6). При увеличении высоты якоря во всех ударных преобразователях происходит увеличение импульса силы F_z . В ЭДП при изменении параметра ϵ от 0,2 до 1,2 величина F_z возрастает в 2,03 раза. В ЭМП при изменении ϵ от 0,4 до 1,4 величина F_z возрастает в 2,52 раза. В ИДП при изменении ϵ от 0,1 до 0,5 величина F_z возрастает в 1,94 раза.

Максимальные значения скоростей якоря с ИЭ для различных электромеханических преобразователей реализуются при различной высоте якоря, которая для них является оптимальной. Наименее низким является оптимальный якорь ИДП ($H_2=2,2$ мм), а наиболее высоким является оптимальный якорь ЭМП ($H_2=10$ мм). В ЭДП максимальная скорость реализуется при якорю, высота которого $H_2=3$ мм.

В табл. 3 представлены значения импульса силы F_z и максимальной скорости V_m якоря при оптимальном значении геометрического параметра ϵ , при котором скорость якоря с ИЭ максимальна. Как следует из полученных результатов, при оптимальной высоте якоря наибольшая скорость развивается ЭДП, а наименьшая ИДП. В ЭДП и ЭМП при этом реализуются практически одинаковые значения импульса силы, в то время как в ИДП указанный импульс в 1,52 раза меньше.

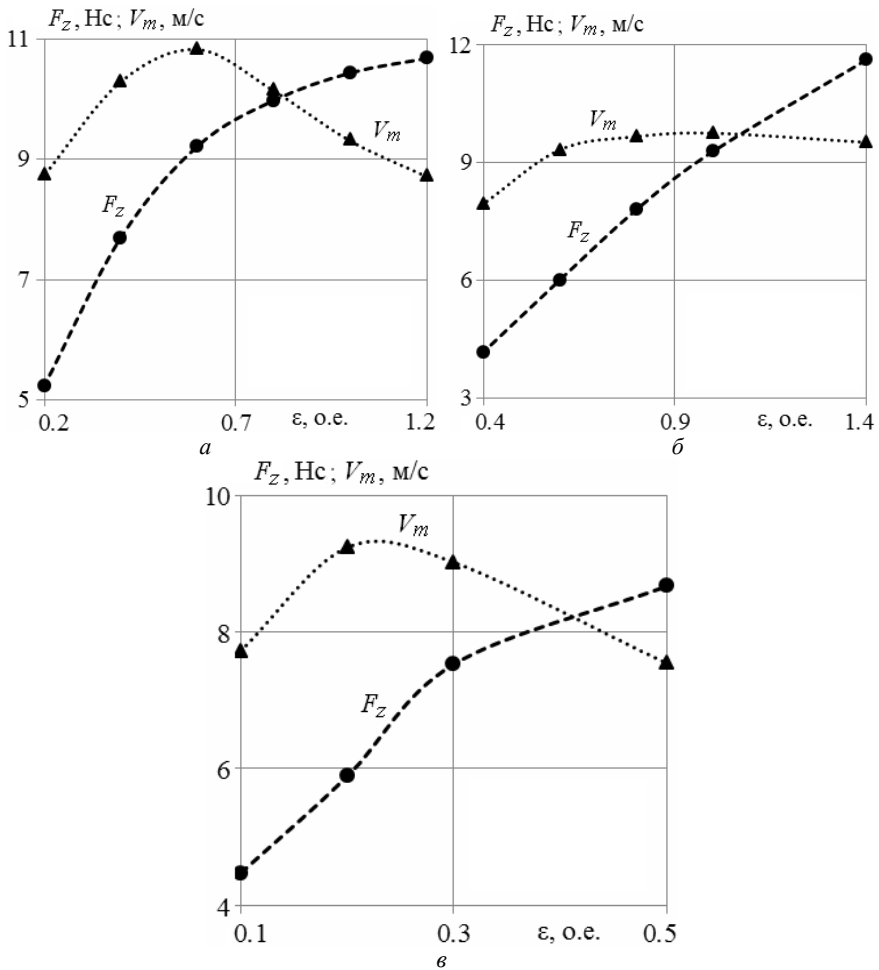


Рис.6 – Изменение импульса силы F_z и максимальной скорости V_m якоря с ИЭ в зависимости от геометрического параметра якоря ϵ для: а – ЭДП; б – ЭМП; в – ИДП.

Таблица 3 – Значения импульса силы и максимальной скорости якоря при оптимальном значении параметра ϵ

Тип преобразователя	ϵ^* , о.е.	$F_z(\epsilon^*)$, Hc	$V_m(\epsilon^*)$, м/с
ИДП	0,22	6,1	9,32
ЭДП	0,61	9,3	10,82
ЭМП	1,05	9,3	9,75

Экспериментальные исследования образца ИДП

Для проверки теоретических положений и результатов компьютерного моделирования были проведены экспериментальные исследования экспериментального образца ИДП на установке, показанной на рис.5, а.

Индуктор 1 намотан из медной шины в два слоя без внутренних соединений между собой с выводами от верхнего и нижнего слоя. Индуктор выполнен монолитным путем компаундирования витков эпоксидной смолой. Коаксиально с индуктором 1 расположен якорь 2, нижняя, обращенная к индуктору часть которого, выполнена в виде медного диска, а верхняя часть – в виде стального диска с выпуклой наружной поверхностью. Индуктор охвачен ФЭ 3, который представляет собой сборную конструкцию, позволяющую изменять высоту дисковой части H_{3a} ФЭ.

Для уменьшения вихревых токов ФЭ выполнен с четырьмя радиальными разрезами, одна из частей которого для демонстрации устройства экрана удалена от индуктора и расположена на верхней плоскости каркаса (рис.5,а).

К якорю 2 прикреплен направляющий латунный стержень 4, проходящий через центральное отверстие индуктора 1. Якорь взаимодействует с буферной пружиной 5, которая фиксирована относительно верхней плоскости силового каркаса 6. Между нижней плоскостью каркаса 6 и ФЭ размещена текстолитовая пластина 7. На верхней плоскости силового каркаса закреплен резистивный датчик перемещений 8, соединенный с направляющим стержнем 4. Для возбуждения индуктора импульсным током использовался ЕНЭ с емкостью $C = 1660$ мкФ и напряжением $U_0 = 310$ В. При помощи электронного осциллографа RIGOL DS 522M измерялся ток в индукторе ИДП и сигнал датчика перемещений при отталкивании якоря от индуктора (рис. 8).

Геометрические параметры экспериментального образца соответствуют параметрам ИДП основного исполнения (табл.1). В экспериментах использовался ФЭ с наружной обечайкой высотой 25 мм и наружным диаметром 118 мм при различной высоте дискового основания.

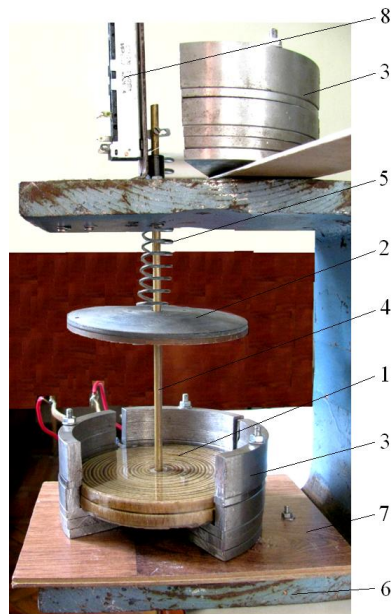


Рисунок 7 – Установка для исследований экспериментального образца ИДП

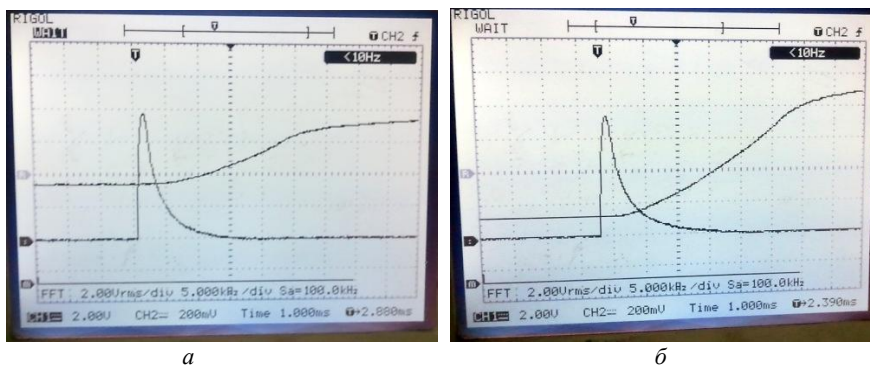


Рис.8 – Осциллограммы импульса тока индуктора и показаний датчика перемещений в ИДП при: а – $\chi=0$; б – $\chi=1,5$.

В табл. 4 представлены экспериментальные и расчетные значения средней скорости якоря V_s на участке перемещения 100 мм, максимального тока индуктора I_{1m} и времени t_{1m} , при котором ток индуктора принимает максимальное значение. При значении параметра $\chi=0$ ФЭ отсутствует.

Таблица 4 – Результаты экспериментальных и расчетных показателей экспериментального образца ИДП

Параметры ФЭ	Экспериментальные значения			Расчетные значения		
	V_s , м/с	I_{1m} , кА	t_{1m} , мс	V_s , м/с	I_{1m} , кА	t_{1m} , мс
0,0	3,00	1,72	0,29	3,12	1,82	0,30
0,5	4,15	1,41	0,34	4,20	1,45	0,34
1,0	4,35	1,30	0,35	4,40	1,37	0,36
1,5	4,45	1,29	0,35	4,45	1,36	0,36

Как следует из экспериментальных данных ФЭ в зависимости от геометрических параметров увеличивает скорость V_s до 47 %, уменьшает максимальный ток в индукторе до 35 % и увеличивает время t_{1m} до 21 % по сравнению с ИДП основного исполнения.

В целом, можно констатировать, что получено удовлетворительное согласие между измеренными и рассчитанными электромагнитными (до 10%) и механическими (до 5%) показателями ИДП, что свидетельствует о достоверности расчетной модели.

Выводы

Проведено компьютерное моделирование рабочих процессов ударных преобразователей в программном пакете COMSOL Multiphysics 4.4.

Показано, что в ЭДП электромеханические процессы протекают наиболее быстро, ток в индукторе и ЭДУ принимают наибольшие значения при наименьшем уровне полей рассеяния. В ЭМП электромеханические

процессы протекают наиболее медленно, ток в индукторе и ЭДУ принимают наименьшие значения при наибольшем уровне полей рассеяния. По величине интегрального показателя наиболее эффективным является ЭДП, а наименее эффективным – ЭМП.

При увеличении высоты дискового основания ФЭ КПД преобразователей возрастает, наиболее существенно в ИДП, а магнитное поле рассеяния уменьшается, наиболее сильно в ЭДП.

При увеличении высоты якоря во всех преобразователях происходит увеличение импульсы силы. Максимальные значения скоростей якоря с ИЭ для различных преобразователей реализуются при различной высоте якоря: наименее низким является якорь ИДП, а наиболее высоким – якорь ЭМП.

Получено удовлетворительное согласие между измеренными и рассчитанными электромагнитными (до 10%) и механическими (до 5%) показателями образца ИДП.

Список источников информации: 1. Афонин А.А., Гребеников В.В. Электродинамические системы повышенного быстродействия // Техническая электродинамика. – 1994. - № 5. – С.23-29. 2. Угаров Г.Г., Нейман В.Ю. Тенденции развития и применения ручных ударных машин с электромеханическим преобразованием энергии // Изв. вузов. Электромеханика. – 2002. - № 2. – С. 37-43. 3. Балковой А.П., Костин А.В., Мягких А.С. и др. Особенности проектирования гаммы прямых линейных электроприводов для машиностроения // Электротехника. – 2013. - № 7. – С.13-20. 4. Cho D.J., Woo D.K., Ro J.S. et al. Novel electromagnetic actuator using a permanent magnet and an inter-locking mechanism for a magnetic switch // IEEE Transactions on Magnetics. – 2013. - Vol. 49, №5 - P. 2229–2232. 5. Bissal A., Magnusson J., Engdahl G.. Comparison of two ultra-fast actuator concept // IEEE Transactions on Magnetics. – 2012. - Vol. 48, №11. - P. 3315-3318. 6. Кузнецов П.В., Толмачев Н.С., Харитонов В.Д. и др. Индукционно-динамическая система очистки сушильного оборудования // Молочная промышленность. – 1989. - № 1. – С. 25-26. 7. Здор Г.Н., Мамутов А.В., Мамутов В.С., Смотраков Д.В. Разработка эффективных технологических устройств для магнитно-эластоимпульсной вырубki-пробивки тонколистовых материалов // Металлообработка. – 2001. - № 2. – С. 28–32. 8. Fair H.D. Electromagnetic launch science and technology in the United States enters a new era // IEEE Trans. Magnetics. – 2005. - № 1, Vol. 41. – P. 158-164. 9. Reck B. First design study of an electrical catapult for unmanned air vehicles in the several hundred kilogram range // IEEE Trans. Magnetics. – 2003. - № 1, Vol. 39. – P. 310-313. 10. Liao M., Zabar Z., Czarkowski D. et al. On the design of a coilgun as a rapid-fire grenade launcher // IEEE Trans. Magnetics. – 1999. - № 1, Vol. 35. – P. 148-153. 11. Chemerys V.T., Bolyukh V.F., Mashtalir V.V. The project analysis of induction thruster parameters for the field mortaring // Сучасні інформаційні технології у сфері безпеки та оборони. - 2010. - № 1. – С. 22-28. 12. Upshaw J.L., Kajs J.P. Micrometeoroid impact simulations using a railgun electromagnetic accelerator // IEEE Trans. Magnetics. – 1991. - № 1, Vol. 27. – P. 607-610. 13. Татмышевский К.В., Козлов С.А. Магнитно-импульсные установки для испытаний изделий авиакосмической техники на ударные воздействия // Авиакосмическое приборостроение. – 2005. - № 12. – С. 52–57. 14. Петленко Б.И. Оптимизация линейных электроприводов стенов для динамических испытаний автомобилей // Электрическое и электронное оборудование автомобилей, тракторов и их роботизированных производств. - М.: МАМИ, 1992. – С. 60-68. 15. Тюткин В.А. Магнитно-импульсный способ разрушения сводов и очистки технологического оборудования от налипших материалов // Электротехника. – 2002. - № 11. – С. 24-28. 16. Болюх В.Ф., Олексенко С.В., Щукин И.С. Влияние параметров ферромагнитного сердечника на эффективность индукционно-динамического двигателя // Электротехника и электромеханика. – 2012. - №6. – С.20-27.

Bibliography (transliterated):

1. Afonin A.A., Grebenikov V.V. Electrodynamic systems improved performance. Technical electrodynamic. – 1994. - No 5. – P. 23-29. 2. Ugarov G.G., Neumann V.Y. Trends in the development

and application of hand shock machines with electromechanical energy conversion. Proceedings of Higher Education. Electromechanics. - 2002. - No 2. - P. 37-43. **3.** Balkovoj A.P., Kostin A.V., Mjagkih A.S. etc.. Design features range direct linear actuators for engineering. Electrical Engineering. - 2013. - No 7. - P. 13-20. **4.** Cho D.J., Woo D.K., Ro J.S. et al. Novel electromagnetic actuator using a permanent magnet and an inter-locking mechanism for a magnetic switch. IEEE Transactions on Magnetics. - 2013. - Vol. 49, No5 - P. 2229-2232. **5.** Bissal A., Magnusson J., Engdahl G., Comparison of two ultra-fast actuator concept. IEEE Transactions on Magnetics. - 2012. - Vol. 48, No11. - P. 3315-3318. **6.** Kuznetsov P.V., Tolmachev N.S., Kharitonov V.D. etc. Induction-dynamic cleaning drying equipment. Dairy industry. - 1989. - No 1. - P. 25-26. **7.** Zdor G.N., Mamut A.V., Mamut V.S., Smotrakov D.V. Development of effective technological devices for magnetic elastoimpulsnoy cutting-punching sheet materials // Metal processing. - 2001. - No 2. - P. 28-32. **8.** Fair H.D. Electromagnetic launch science and technology in the United States enters a new era. IEEE Trans. Magnetics. - 2005. - No 1, Vol. 41. - P. 158-164. **9.** Reck B. First design study of an electrical catapult for unmanned air vehicles in the several hundred kilogram range. IEEE Trans. Magnetics. - 2003. - No 1, Vol. 39. - P. 310-313. **10.** Liao M., Zabar Z., Czarkowski D. et al. On the design of a coilgun as a rapid-fire grenade launcher. IEEE Trans. Magnetics. - 1999. - No 1, Vol. 35. - P. 148-153. **11.** Chemerys V.T., Bolyukh V.F., Mashtalir V.V. The project analysis of induction thruster parameters for the field mortaring. Modern information technologies in the field of security and defense. - 2010. - No 1. - P. 22-28. **12.** Upshaw J.L., Kajs J.P. Micrometeoroid impact simulations using a railgun electromagnetic accelerator. IEEE Trans. Magnetics. - 1991. - No 1, Vol. 27. - P. 607-610. **13.** Tatmyshevsky K.V., Kozlov S.A. Magnetic pulse position for testing products for aerospace shock effects. Aerospace Instrument. - 2005. - No 12. - P. 52-57. **14.** Petlenko B.I. Optimization of linear electric stands for dynamic testing of vehicles. Electrical and electronic equipment in automobiles, tractors and robotic industries. - M.: MAMI, 1992. - P. 60-68. **15.** Tyutkin V.A. Magnetic pulse method for breaking arches and cleaning of process equipment from adhering materials. Electrical Engineering. - 2002. - No 11. - P. 24-28. **16.** Bolyukh V.F., Oleksenko S.V., Shchukin I.S. Influence of parameters of the ferromagnetic core on the efficiency of induction-dynamic engine. Elektrotehnika & Elektromehanika. - 2012. - No 6. - P. 20-27.



Болух Владимир Федорович, профессор, доктор технических наук. Защитил диплом инженера по специальности «Криогенная техника» в 1979 г., диссертации кандидата и доктора технических наук в Харьковском политехническом институте по специальности электрические машины и аппараты, соответственно в 1987 и 2003 гг. Профессор кафедры "Общая электротехника" Национального технического университета "Харьковский политехнический институт" с 2004 г. Научные интересы связаны с проблемами линейных электромеханических преобразователей импульсного действия, криогенных и сверхпроводящих электромеханических устройств.



Олексенко Сергей Владимирович. Защитил диплом магистра в Национальном техническом университете «Харьковский политехнический институт» в 2011 г. Аспирант кафедры «Общая электротехника» Национального технического университета "Харьковский политехнический институт" с 2012 г. Научные интересы связаны с проблемами моделирования и расчета линейных электромеханических преобразователей импульсного действия.



Щукин Игорь Сергеевич, доцент, кандидат технических наук. Защитил диплом инженера по специальности «Инженерная электрофизика» в 1984 г. Диссертация кандидата технических наук по специальности электрические машины и аппараты в 1994 г. в Харьковском политехническом институте Доцент кафедры «Электрические машины» Национального технического университета "Харьковский политехнический институт" с 1996 г. Научные интересы связаны с разработкой, конструированием и охлаждением электромеханических преобразователей ударного типа.

В. В. БУДАШКО, канд. техн. наук, доцент ОНМА;

О. А. ОНИЩЕНКО, д-р техн. наук, професор ОНМА

УДОСКОНАЛЕННЯ СИСТЕМИ УПРАВЛІННЯ ПІДРУЛЮЮЧИМ ПРИБРОЄМ КОМБІНОВАНОГО ПРОПУЛЬСИВНОГО КОМПЛЕКСУ

На основі аналізу існуючих експлуатаційних проблем енергетичних установок єдиних електроенергетичних систем комбінованих пропульсивних комплексів з підрулюючими пристроями, що працюють в режимі утримання судном позиції, пропонується новий метод побудови їх систем управління. Результати досліджень можна використовувати при розробці та експлуатації існуючих судових енергетичних установок різних типів і комплектацій.

Ключові слова: динамічне позиціонування, підрулюючий пристрій, енергетична установка, комбінований пропульсивний комплекс, момент, втрата позиції.

Вступ

Міжнародна морська організація дає визначення: «Система динамічного позиціонування – система, яка автоматично контролює судно для утримання його позиції і курсу виключно засобами активного використання судових рушіїв». Щоб ефективно справлятися зі своїм головним завданням – утримуватися у заданій позиції, судно повинно мати такий підрулюючий комплекс, який здатен виконувати всі завдання, позначені маневрово-технічними характеристиками – відповідно до технологічного призначення судна. Однокорпусні судна оснащують системою динамічного позиціонування (DPS), яка обладнуються двома головними двигунами і, або гвинтом регульованого кроку (CPP – Controllable Pitch Propeller), або гвинто-рульовою колонкою (Azimuth Drive Thrusters), носовими підрулюючими пристроями (ПП) і кормовим трастером. Так, самохідні нафтовидобувні напівазглибні платформи, оснащують системами класу DP2 або DP3 і мають 6-8 азимутальних рушіїв, здатних за будь-яких погодних умов утримувати платформу у заданій позиції.

Аналіз основних досягнень

Дослідження принципів синтезу і функціонування DPS таких суден, оснащених складним пропульсивним комплексом, виявляє широке застосування типових ПД-регуляторів у різних контурах системи керування, не дивлячись на суттєві результуючі недоліки (складність параметризації, чутливість до шумів, необґрунтовані витрати енергії й інші) [1-3]. Також відомо [4], що у деяких DPS1 можна «загасити» головний і допоміжний двигуни, трастери, і все одно судно утримає позицію навіть у складних погодних умовах. Іноді робота з DPS2 суден, де присутня глобальна супутникова навігаційна система (GNSS) із виведеним пристроєм FanBeam [5] і працюючим автопілотом, зводиться по суті, до роботи DPS1. А на найсучасних бета-версіях K-POS [6], судно буде у деяких ситуаціях дуже

© В. В. Будашко, О. А. Онищенко, 2014

важко керованим. Зрозуміло, що підвищення швидкодії системи DP дає суттєві технологічні переваги, але енергетична ефективність таких DPS дуже сумнівна.

Таким чином, вирішення завдання підвищення енергетичної ефективності функціонування DPS: а) з забезпеченням необхідної, технологічно обумовленої, точності позиціонування; б) з урахуванням дії зовнішніх збурень у відкритому морі є актуальним і має практичну значущість [7].

Мета досліджень

Підвищення енергетичної ефективності суден із одночасним забезпеченням виконання їх технологічних завдань за рахунок удосконалення систем управління підрулюючими пристроями (ПП) у режимі динамічного позиціонування із використанням гнучких зворотних зв'язків.

Матеріал досліджень

Стратегія управління моментом ПП судна, працюючого у режимі DP, полягає у заміні зовнішнього контуру зворотного зв'язку за швидкістю петлею прямого управління моментом (Direct Torque Control – DTC). Це здійснюється за допомогою функції розрахунку Q_p (рис. 1), яка визначається із уставки Q_{ref} , як похідна від стандартної [8]

$$Q_{ref} = g_{T0}(T_{ref}), \quad (1)$$

і, після очевидних підстановок [1, 6, 8], отримаємо:

$$Q_{ref} = \rho \cdot D^5 \cdot K_{Q0} \cdot |n_{ref}| \cdot n_{ref}, \quad (2)$$

де T_{ref} – упор гвинта, Н;

n_{ref} – частота обертання валу гвинта, рад/с;

Q_{ref} – момент на валу, Н·м;

ρ – густина води кг/м³;

D – діаметр гвинта, м;

K_Q – коефіцієнт приведення моменту.

Тобто, виходячи з (1) і (2), співвідношення між осьовим упором і моментом буде мати вигляд:

$$Q_{ref} = \frac{DK_{Q0}}{K_{T0}} T_{ref} = g_{T0}(T_{ref}), \quad (3)$$

де K_T – коефіцієнт упору гвинта;

$K_{Q0} = K_Q$ ($\lambda=0$, відносна хода гвинта);

$K_{T0} = K_T$ ($J \approx 0$, момент інерції валу).

Функція розрахунку (рис. 1), виходячи із завдання T_{ref} , за допомогою опорного генератору та генератору форсування формує обмежені за максимумами Q_{max} і P_{max} скореговані завдання обертаючого моменту. Дану блок-схему можна удосконалювати застосовуючи, наприклад, у ланці зворотного зв'язку матриці аеродинамічних та інерційних коефіцієнтів [9]. Але, за великим рахунком, таке ускладнення ніяк не вплине на поведінку ПП у разі одночасного зниження тяги і зміни напрямку тяги через взаємодію потоку від ПП з корпусом.

сом, викликаного ефектами тиску – коли мала тяга ПП проноситься вздовж корпусу.

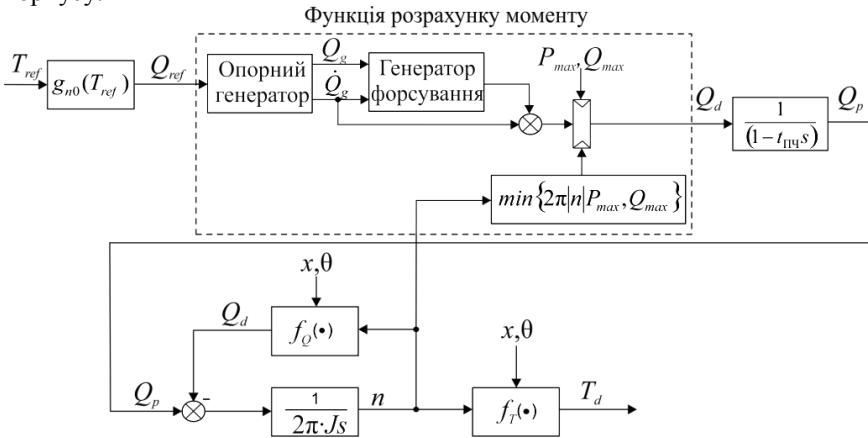


Рис. 1 – Блок-схема регулятора моменту: $t_{ПЧ}$ – стала часу перетворювача частоти (ПЧ)

Можна зрозуміти: зменшення тяги потребує керування DPS з підтримкою, наприклад – за допомогою підпорядкованої системи управління, розподілу потужності (Power Management System – PMS) за відповідною інформацією давачів. Але тенденція втрати судном позиції триває, бо продовжує дію вищезгаданий ефект. Закінчується це тим, що після того, як потік ПП «відірветься» від корпусу судна, його вплив на потоки інших ПП буде на кшталт дії струї води з раптово відкритого брандспойту, що й призведе до виникнення крос-поєднання опорів. Поведінка всієї DPS у цьому випадку непередбачувана, відомий лише кінцевий результат – судно втрачає позицію.

Для утримання судном позиції у таких випадках можливе визначення дій операторів DPS, які призводять до поліпшення ситуації. Тобто, вирішити зворотну задачу і «навчити» всі системи управління у ланцюгу DP-PMS-DTC діяти «інтелектуально» і нестандартно – за рахунок удосконалювання алгоритмів функціонування «зашитих» у них програм.

На багатопривідних суднах з 6-8 ПП, ця проблема частково вирішується таким алгоритмом – виведення слабого потоку із зони контакту з корпусом судна здійснюється перерозподілом упорів між діаметрально-протилежними ПП. Деколи, під час виникнення подібних ситуацій у режимі DP, допомагає рестарт системи з постановкою лопатей у нульове положення у разі використання гвинта регульованого кроку, або скидання обертів ПП у випадку застосування гвинта фіксованого кроку (ГФК) з подальшим терміновим накиданням моменту, а значить і упору.

Урахування означених складних ситуацій дозволило удосконалити роботу вузла широтно-імпульсної модуляції (ШІМ) у складі системи управління ПП [9, 10]. Це удосконалення здійснюється введенням системи імпульсно-

фазового управління (СІФУ), де замість розподілу керуючих сигналів по фазах пропонується одночасна їх подача на електроди силових комутаторів з синхронізацією з будь-якої із фаз з необхідною шпаруватістю. За рахунок дії такої СІФУ розширюється зона стійкого регулювання, практично до максимально-можливих меж $0^\circ < \alpha < 180^\circ$. Це досягається із одночасним використанням сучасних безінерційних, наприклад – п'єзо-електронних, давачів, миттєво реагуючих на відхилення упору ПП від розрахованих значень (рис. 2).

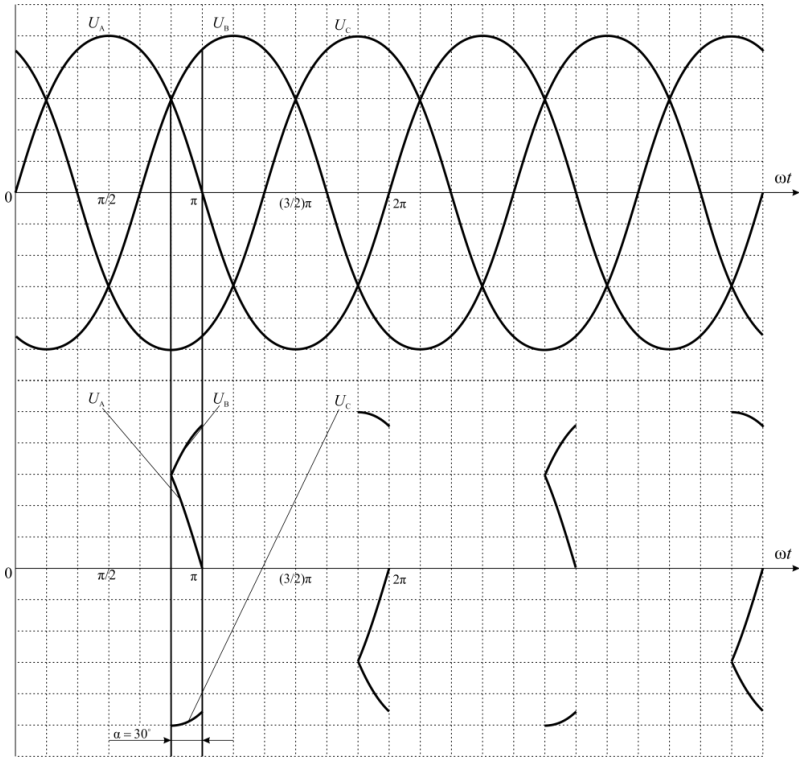


Рис. 2 – Діаграми управляючих напруг СІФУ

Кут α , який у вказаній зоні є кутом відкриття, у разі перевищення значення π стає кутом регулювання інтенсивності наростання упору у квадратичній залежності, а ШІМ – засобом згладжування пульсацій, бо є складовою ланки постійного струму, половина рівня напруги на якій визначається, наприклад, таким чином:

$$U_{dc_N} = \frac{1}{\text{modind_N}} \cdot \frac{U_m \sqrt{2}}{\sqrt{3}} \quad (\text{В}), \quad (4)$$

де U_m – максимальне значення лінійної напруги живлення; $\text{mod}ind_N = 1,01$ – значення випадкової величини оптимальних кутів переключення, як функції індексу модуляції для усунення 5-ої, 7-ої, ... 25-ої гармонік із основної.

Тоді генерація імпульсів управління, з точки зору отримання синусоїдальної форми напруги на ПП, підвищить ефективність передачі потужності до гвинта і виходить із основної форми хвилі вихідної напруги ПЧ:

$$U(\varphi - \alpha, (t - t_{\text{ПЧ}}) / S) = \frac{4 \cdot U_{dc-N}}{\pi \cdot 2} \cdot \sum_{n=1,3,5,\dots} \frac{1}{n} \cdot \sin(n \cdot \frac{\pi}{2}) [\cos(n(\omega \times ((t - t_{\text{ПЧ}}) / S) + (\varphi - \alpha))) + \cos(n(\omega \times ((t - t_{\text{ПЧ}}) / S) - (\varphi - \alpha)))] \quad (5)$$

де φ – фаза вихідної напруги;

n – номер гармоніки вихідної напруги;

S – необхідна шпаруватість вихідної напруги, яка залежить від інтенсивності завдання T_{ref} .

Таким чином блок-схема регулятора моменту перетворюється у блок-схему регулятора потужності, оскільки в деяких випадках має місце її обмеження на вільній воді (рис. 3).

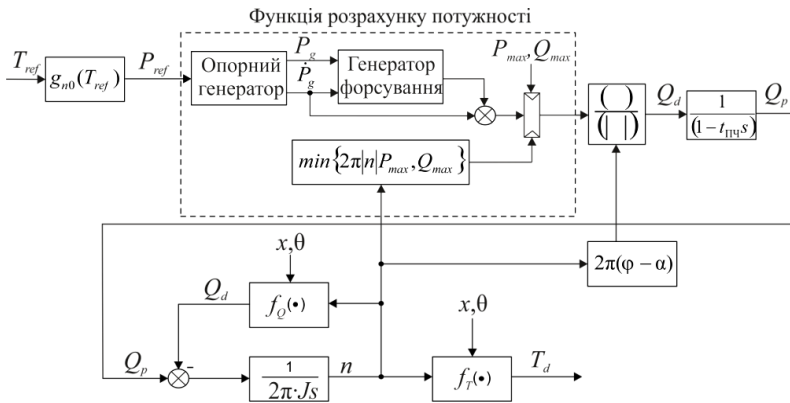


Рис. 3 – Модифікована блок-схема регулятора

За таких умов побудови DTC, системі DP немає потреби «знати» у якому положенні знаходиться ПП відносно корпусу судна, оскільки раніше це було необхідно тільки для того, щоб не заважати роботі інших ПП. Зараз авторами проводяться інтенсивні дослідження з метою уніфікації представлених блок-схем регуляторів і алгоритмів управління для різноманітних комплектацій СЕУ комбінованих пропульсивних комплексів (КПК) різними типами ПП.

Результати досліджень

Запропоноване удосконалення методу управління моментом ПП СЕУ КПК на основі синергетичної структури з ШІМ і СІФУ дозволяє вирішувати завдання оптимізації процесу керування системи DP з одночасним підви-

щення ефективності передачі потужності до гвинтів, збільшення надійності та розширення функціональних можливостей.

Запропоноване управління дозволяє, на основі застосування незалежного від характеристик вхідної напруги формування моменту ПП, реалізувати необхідні керуючі сигнали з урахуванням дислокації активних упорів відносно корпусу судна, з можливістю оперативного перенаштування залежних від довкілля параметрів ланок ланцюга DP-PMS-DTC.

На рівні технічної реалізації у ланках орієнтації, стабілізації та навігації та управління авторами запропоновано застосування таких елементів, як твердотілі хвильові гіроскопи та п'єзоелектричні давачі, які динамічно налаштовуються та на відміну від традиційно використовуваних приладів у DPS, можуть працювати у незалежних режимах виміру кута і швидкості.

Висновки

Інформаційне наповнення запропонованих авторами рішень є підґрунтям для подальшого розвитку сучасних систем управління ПП та їх експлуатації. Отримані результати можуть бути покладені в основу подальших розробок та створення інтелектуальних судових систем управління, які забезпечують в складних експлуатаційних умовах стабілізацію в цілому параметрів ПП, СЕУ та КПК при мінімізації втрат енергії у СЕУ КПК під час розвідувально-бурових, підйомно-транспортних та вантажно-розвантажувальних робіт.

Список літератури: 1. Woud H. K. Design of propulsion and electric power generation systems / H. K. Woud, D. Stapersma // IMarEST publications: London. – 2003. – 494 p. 2. Юдин Ю. И. Расчет радиальной диаграммы предельных значений скорости ветра для бурового судна «В. Шашины» [Текст] / Ю. И. Юдин, А. Б. Гарбаровский, С. Н. Холчев // Вестник государственного университета морского и речного флота имени адмирала С. О. Макарова. – СПб.: ГУМРФ имени адмирала С. О. Макарова. – 2014. – Вып. 1. – С. 7-12. 3. Christiaan de Wit. Optimal Thrust Allocation Methods for Dynamic Positioning of Ships / de Wit Christiaan // A thesis submitted to the Delft Institute of Applied Mathematics in partial fulfillment of the requirements. – Delft, the Netherlands: Delft University of Technology. – 2009. – 68 p. 4. Холодов Г. Г. Требования национальных морских классификационных обществ к работам на морских шельфах и системам ориентации судов, оснащенных системами динамического позиционирования, и их классификация [Текст] / Г. Г. Холодов. – Вестник МГТУ, том 13, №4/1. – 2010. – С. 712-718. 5. MDL Home Page: Fanbeam® Laser DP reference system [Електронний ресурс]. URL: <http://www.mdl-laser.com/en/rugged-laser-equipment-for-extreme-environments-14735> (дата звернення: 01.07.2014). 6. Home Kongsberg Meritum: Dynamic positioning – DP system Single system K-Pos DP-11/12 [Електронний ресурс]. URL: <http://www.km.kongsberg.com/ks/web/nokbg0240.nsf/AllWeb/E477FA13B4BCC535C1256A570031678D?OpenDocument> (дата звернення: 01.07.2014). 7. Одесский кьюринг – форум вне политики: Форум [Електронний ресурс]. URL: <http://wap.odessa.crewing.borda.ru/?1-16-0-00000422-000-80-0> (дата обращения: 01.07.2014). 8. Гончаренко Д. А. Моделирование систем управления мощностью и крутящим моментом подруливающих устройств при позиционировании судов [Текст] / Д. А. Гончаренко, В. В. Будашко // Интеллектуальные системы принятия решений и проблемы вычислительного интеллекта (ISDMCF 2014): Материалы межд. науч. Конф. – Херсон: ХНТУ, 2014. – С. 59-61. 9. Тимченко В. Л. Робастно-оптимальная стабилизация морских подвижных объектов в режиме динамического позиционирования [Текст] / В. Л. Тимченко, О. А. Ухин // Электротехнические и компьютерные системы. – К.: Техника. – 2014. – № 13 (89). – С. 19 – 26. 10. Шрейнер Р. Т. Математическое моделирование электроприводов переменного тока с полупроводниковыми преобразователями частоты [Текст] / Шрейнер Р. Т. – Екатеринбург: УРО РАН, 2000. – 654 с.

- Bibliography (transliterated):** 1. Woud H. K., *Design of propulsion and electric power generation systems*. H. K. Woud, D. Stapersma. IMarEST publications: London. – 2003. – 494 p. [Print]. 2. Udin U. I. *Raschot radial'noy diagrammy predel'nykh znachenij skorosti vetra dlja burovogo sudna «V. Shashin»* [Calculation of the radial diagram limit values of wind speed for drilling vessel “MV Shashin”], (2014), *Vestnik gosudarsvennogo universiteta morskogo i rechnogo flota imeni admirala S. O. Makarova. Publ.*, St. Petersburg, No1, pp. 7-12, (In Russian). [Print]. 3. Christiaan de Wit. *Optimal Thrust Allocation Methods for Dynamic Positioning of Ships*. de Wit Christiaan. A thesis submitted to the Delft Institute of Applied Mathematics in partial fulfillment of the requirements. – Delft, the Netherlands: Delft University of Technology. – 2009. – 68 p, (In Russian). [Print]. 4. Holodov G. G. *Trebovanija nacional'nykh morskikh klassifikacziornykh obschestv k robotam na morskikh shel'fakh i sistemam orientacziy sudov, osnaschjonykh sistemami dinamicheskogo pozicziirovaniya, i ikh klassificacija* [Requirements of the national marine classification societies to work offshore and systems orientation of vessels equipped with dynamic positioning systems and their classification], (2010), *Vestnik MGTU Publ.*, Moscow, Vol. 13, No4/1, pp. 712-718. [Print]. 5. MDL Home Page: Fanbeam@Laser DP reference system, Available at: <http://www.mdl-laser.com/en/rugged-laser-equipment-for-extreme-environments-14735> (ac-cessed 01.07.2014) Web. 6. Home Kongsberg Meritime: Dynamic positioning – DP system Single system K-Pos DP-11/12 Available at: <http://www.km.kongsberg.com/ks/web/nokbg0240.nsf/AllWeb/E477FA13B4BCC535C1256A570031678D?OpenDocument> (accessed 01.07.2014) Web. 7. *Odesskii krjuing – forum vne politiki*: Forum [Odessa Crewing - apolitical forum: Forum], (In Russian), Available at: <http://wap.odessacrewing.borda.ru/?1-16-0-00000422-000-80-0> (accessed 01.07.2014). 8. Goncharenko D. A. *Modelirovanie sistem upravlenija moschnost'u i krutjaschim momentom podrulivajuschikh ustroistv pri pozicziirovanii sudov* [Simulation of power management systems and torque thrusters for positioning vessels], (2014), Intellectual systems for decision making and problems of computational intelligence (ISDMCI'2014): *International Conference, HNTU Publ.*, Kherson, Ukraine, pp. 59-61 (In Russian). [Print]. 9. Timchenko V. L. *Robastno-optimal'naja stabilizacziya morskikh podvizhnykh ob'ektov v rezhime dinamicheskogo pozicziirovaniya* [Robust-optimal stabilization of marine motion objects in the dynamic positioning mode], (2014), *Electrical and Computer Systems, Tekhnika Publ.*, Kiev, Ukraine, No 13 (89). – pp. 19-26 (In Russian). [Print]. 10. Shreiner R. T. *Matematicheskoe modelirovanie elektroprivodov peremennogo toka s poluprovodnikovymi preobrazovatelyami chastoty* [Mathematical modeling of AC electric drives with semiconductor frequency converters], *Ekaterinburg: URO RAN*, (2000), 654 p. (In Russian). [Print].

Надійшла (received) 05.08.2014



Будашко Віталій Віталійович,
канд. техн. наук., доцент, докторант кафедри технічної експлуатації флоту Одеської національної морської академії,
65029, м. Одеса, вул. Дідріхсона, 8
Тел.: +38(067)9375578
e-mail: bvv@te.net.ua



Онищенко Олег Анатолійович,
д-р техн. наук., професор, професор кафедри технічної експлуатації флоту Одеської національної морської академії, 65029, м. Одеса, вул. Дідріхсона, 8
Тел.: +38(067)4826991
e-mail: olegoni@mail.ru

Ю. Н. ВАСЬКОВСКИЙ, д-р техн. наук, проф. НТУУ «КПИ»;
А. А. ГЕРАСКИН, канд. техн. наук, ассист. НТУУ «КПИ»

ВИБРОДИАГНОСТИКА ЭКСЦЕНТРИСИТЕТА РОТОРА АСИНХРОННЫХ МАШИН НА ОСНОВЕ АНАЛИЗА ВИБРОВОЗМУЩАЮЩИХ СИЛ

При длительной эксплуатации асинхронных машин часто возникает эксцентриситет ротора, в результате чего существенно ухудшаются эксплуатационные показатели машины, в частности, увеличиваются электромагнитные вибрации. Поэтому проблема своевременной диагностики эксцентриситета ротора является актуальной. Разработана новая математическая модель, проанализированы вибровозмущающие силы и исследованы диагностические признаки при появлении статического и динамического эксцентриситета ротора, которые позволяют с достаточной достоверностью диагностировать не только вид эксцентриситета, но и степень его развития.

Ключевые слова: эксцентриситет ротора, вибрация асинхронного двигателя, вибрационная диагностика, диагностические признаки, полевая математическая модель.

Введение

В асинхронных машинах (АМ) часто возникает эксцентриситет ротора, ведущий к неравномерности воздушного зазора машины [1]. Причины появления эксцентриситета обусловлены как ошибками при производстве и сборке машины, так и неблагоприятными условиями ее эксплуатации. В общем случае различают статический (СЭ) и динамический (ДЭ) эксцентриситет. При статическом эксцентриситете неравномерная конфигурация воздушного зазора не изменяется во времени при вращении ротора. Статический эксцентриситет возникает при радиальном или угловом смещении оси вращения ротора относительно продольной оси статора, при этом оси статора и ротора остаются взаимно неподвижными. При динамическом эксцентриситете конфигурация воздушного зазора при вращении ротора изменяется, что обусловлено вращением оси ротора относительно оси статора.

Ввиду малости воздушного зазора АМ даже незначительный эксцентриситет ротора, нарушая симметрию конструкции машины, значительно ухудшает ее работу. Эксцентриситет существенно ухудшает эксплуатационные характеристики машины и может быстро привести ее в неработоспособное состояние. Поэтому своевременное обнаружение эксцентриситета на ранних стадиях его развития, имеет большое практическое значение и является одной из важных задач контроля технического состояния АМ и диагностики ее дефектов. Наиболее эффективной является электромагнитная вибрационная диагностика – мониторинг и анализ изменений вибраций АМ электромагнитного происхождения в зависимости от вида и степени развития эксцентриситета.

Анализ основных достижений

На сегодняшний день существует большое количество неразрушающих методов диагностики повреждений асинхронных двигателей (эксцентриситет,

разрыв стержней ротора и др.), в частности: метод спектрального анализа потребляемого тока статора, вибрационная диагностика и другие методы. В качестве предпочтительного метода диагностики эксцентриситета является метод вибрационной диагностики (ВД), который обладает наибольшей чувствительностью и позволяет выявлять повреждения на ранних стадиях развития. Значительная чувствительность вибродиагностики обусловлена тем, что величина изменения вибровозмущающей силы ΔF , вызванная возмущением магнитного поля при наличии повреждений, пропорциональна второй степени возмущения магнитной индукции ΔB^2 в воздушном зазоре (по сравнению с первой степенью ΔB в методе спектрального анализа тока статора), что существенно повышает чувствительность метода ВД.

Исследованию эксцентриситета электрических машин посвящены работы [2–7]. Отличительной особенностью представленных исследований является то, что исследования проводятся с применением полевых методов анализа [8], что обеспечивает выявление и обоснование достоверных диагностических признаков эксцентриситета.

Цель исследований

Целью статьи является обоснование методами математического моделирования диагностических признаков, которые при появлении эксцентриситета ротора АМ возникают в электромагнитных вибровозмущающих силах и могут эффективно использоваться в системах вибродиагностики. Исследование проводится на примере асинхронного двигателя (АД).

Математическая модель

Величину эксцентриситета удобно характеризовать коэффициентом относительного эксцентриситета:

$$\varepsilon = \frac{\delta_{\max} - \delta_{\min}}{\delta_{\max} + \delta_{\min}},$$

где $\delta_{\max}, \delta_{\min}$ – максимальная и минимальная величины воздушного зазора АД. Коэффициент относительного эксцентриситета изменяется в пределах от 0 ($\delta_{\max} = \delta_{\min}$ – отсутствие эксцентриситета) до 1 ($\delta_{\min} = 0$ – ротор касается статора).

В системе координат ротора уравнение электромагнитного поля относительно комплексной амплитуды векторного магнитного потенциала \dot{A}_z имеет следующий вид:

$$\frac{\partial^2 \dot{A}_z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \dot{A}_z}{\partial y^2} - j\omega_1 s \mu \gamma \dot{A}_z = -\mu \dot{J}_{z\text{статор}}, \quad (1)$$

где $\omega_1 = 2 \cdot \pi \cdot f_1$ – угловая частота тока статора, s – скольжение ротора, μ – магнитная проницаемость, γ – электропроводность, $J_{z\text{статор}}$ – плотность

сторонних токов (плотности токов в пазах статора, задаваемые в соответствии со схемой обмотки).

Уравнение (1) дополняется однородными граничными условиями первого рода $\dot{A}_z \Big|_G = 0$ на линии G внешней поверхности ярма статора.

Уравнение (1) решается в пределах временного интервала $[0 \dots T]$, где T – период времени, равный времени одного полного оборота ротора АД. При решении задачи временной интервал разбивается на N равномерных шагов размером Δt . При этом, с учетом вращения ротора *функциями времени* в уравнении (1) являются:

1) плотности токов фаз обмотки статора:

$$\begin{aligned} J_{cA}(t) &= J_m \cos \omega_1(t + \Delta t), \\ J_{cB}(t) &= J_m \cos[\omega_1(t + \Delta t) + 2\pi/3], \\ J_{cC}(t) &= J_m \cos[\omega_1(t + \Delta t) + 4\pi/3], \end{aligned} \quad (2)$$

где J_m – амплитуда, определяемая по значениям фазного тока статора и площади сечения проводников;

2) координаты x, y точек ротора. Приращения $\Delta x, \Delta y$ декартовых координат ротора на временном шаге Δt задаются по следующим формулам:

$$\left. \begin{aligned} \Delta x(t) &= \cos[\omega_R(t + \Delta t)] \cdot (x - \Delta X) - \sin[\omega_R(t + \Delta t)] \cdot (y - \Delta Y) - (x - \Delta X); \\ \Delta y(t) &= \sin[\omega_R(t + \Delta t)] \cdot (x - \Delta X) + \cos[\omega_R(t + \Delta t)] \cdot (y - \Delta Y) - (y - \Delta Y); \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где ω_R – угловая частота вращения ротора; $\Delta X = \Delta \delta \cdot \cos \alpha$ и $\Delta Y = \Delta \delta \cdot \sin \alpha$ – координаты смещения оси ротора относительно оси статора (величина смещения оси ротора $\Delta \delta$ и угол α показаны на рис. 1. При моделировании статического эксцентриситета угол α остается неизменным, а при моделировании динамического эксцентриситета угол α зависит от времени и равен $\alpha = \alpha_0 + \omega_R t$, где α_0 – начальный угол смещения. При этом конфигурация неравномерного воздушного зазора АМ изменяется во времени.

Таким образом, на каждом временном шаге решается квазистационарное уравнение (1) для различных согласованных между собою значений токов статора и положений ротора.

Объединение полученных решений на заданном интервале $[0 \dots T]$ дает искомые временные зависимости векторного магнитного потенциала и всех других определяемых через него величин. Такой подход к решению времязависимой задачи допустим при анализе установившихся процессов, при которых неизменными остаются скорость вращения ротора и распределение индуцированных токов в сечениях стержней ротора.

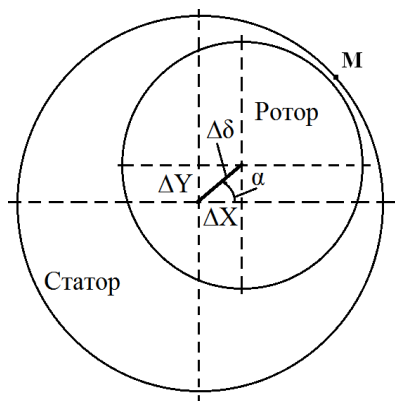


Рис. 1 – Учет изменения координат ротора при эксцентриситете

Составляющие вектора магнитной индукции B_x и B_y в декартовых координатах определяются по соотношениям:

$$B_x = \partial A_z / \partial y, \quad B_y = -\partial A_z / \partial x \quad (4)$$

Расчет электромагнитных вибровозмущающих сил выполняется с помощью тензора магнитного натяжения [9], имеющего физическую размерность (Н/м²) и отображающего давление, которое электромагнитное поле оказывает на рассматриваемую поверхность, в частности, на внутреннюю поверхность расточки статора. В произвольной точке М на коронке зубца статора рассчитываются нормальная (направленная вдоль вектора нормали к коронке зубца) T_{nM} и тангенциальная (направленная вдоль касательной к коронке зубца) $T_{\tau M}$ составляющие тензора магнитного натяжения по следующим формулам:

$$T_{nM}(t) = \frac{1}{2\mu_0} \cdot [B_{nM}^2 - B_{\tau M}^2], \quad T_{\tau M}(t) = \frac{B_{nM} \cdot B_{\tau M}}{\mu_0}, \quad (5)$$

где $B_{nM}, B_{\tau M}$ – нормальная и тангенциальная составляющие магнитной индукции в точке М. Эти составляющие индукции легко определяются по найденным из выражений (4) составляющим индукции в декартовых координатах:

$$B_n = (B_x \cdot x + B_y \cdot y) / R_\delta, \quad B_\tau = (B_x \cdot y - B_y \cdot x) / R_\delta, \quad (6)$$

где R_δ – радиус расточки статора, x, y – декартовы координаты рассматриваемой точки.

Наибольший интерес для анализа представляет нормальная составляющая тензора, которая формирует радиально направленные вибрации статора. Рассчитанные по выражениям (5) вибровозмущающие

силы в определенном масштабе отображают сигналы пьезоэлектрических датчиков виброускорения, с помощью которых определяются вибрации сердечника статора АМ [10]. Анализ этих сигналов проводится не только во временной области, но и с помощью разложения их в спектры.

Результаты моделирования

Приведем результаты моделирования вибровозмущающих сил при изменении величины эксцентриситета ε на примере мощного АД собственных нужд электростанций типа АД-5000, имеющего следующие данные: номинальная мощность – 5000 кВт; номинальное линейное напряжение – 6000 В; номинальный фазный ток – 545 А; число пар полюсов – 1; номинальное скольжение – 0,005; диаметр расточки статора – 675 мм; воздушный зазор – 6 мм.

Моделирование СЭ. На рис. 2 показаны расчетные сигналы датчиков вибрации и их разложение в спектры, рассчитанные для разных значений эксцентриситета ε за время одного оборота ротора АД-5000 в точке М на внутренней поверхности статора, расположенной напротив минимального воздушного зазора (рис. 1).

Из рис. 2. видно, что с увеличением эксцентриситета существенно увеличиваются амплитуды зубцовых гармоник тензора натяжения. При появлении СЭ в области минимального зазора магнитная индукция существенно увеличивается, что сопровождается увеличением зубцовых гармоник в спектрах. Амплитуды зубцовых гармоник (для АД частота первой зубцовой гармоники равна $f_{z1} = 2,3$ кГц) зависят обратно пропорционально от величины воздушного зазора в месте расположения датчика. При смещении датчика (т. М) от точки минимального зазора к точке максимального зазора амплитуды зубцовых гармоник уменьшаются. Таким образом, результаты диагностики СЭ зависят от местоположения датчика на статоре и для достоверной диагностики СЭ необходимо наличие не менее двух датчиков, которые располагаются в двух ортогональных плоскостях.

Для анализа изменения общего уровня вибрации используется коэффициент изменения среднеквадратичного значения (СКЗ) спектра виброускорения $k_{СКЗ_a}$, характеризующий отношение СКЗ спектров виброускорения поврежденной и неповрежденной АМ:

$$k_{СКЗ_a} = \frac{\sqrt{\sum_{i=1}^N |T_{ni_V}|^2}}{\sqrt{\sum_{i=1}^N |T_{ni_HV}|^2}}, \quad (7)$$

где N – количество гармоник, учтенных в спектре; i – номер гармоники; T_{ni_V}, T_{ni_HV} – амплитуды i -ой гармоники тензора магнитного натяжения в спектрах вибрации, соответственно, поврежденного и неповрежденного АД.

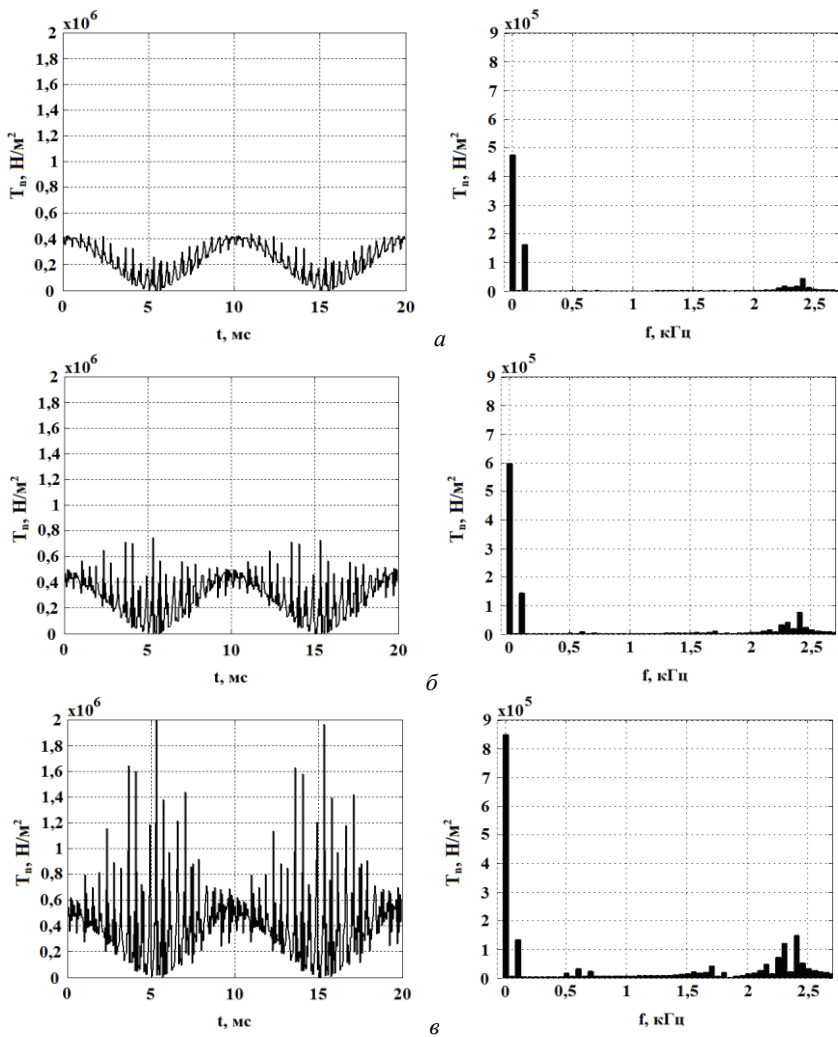


Рис. 2 – Сигналы датчиков вибрации и их спектры, рассчитанные в точке с минимальным зазором для АД-5000:

a – неповрежденный АД, $\varepsilon = 0$; *б* – СЭ $\varepsilon = 0,36$; *в* – СЭ $\varepsilon = 0,59$

Например, при $\varepsilon = 0,59$ коэффициент изменения СКЗ спектра виброускорения увеличивается до значения $k_{СКЗ_a} = 1,66$, т.е. общий уровень вибрации двигателя увеличивается в 1,66 раз, что легко фиксируется системой вибродиагностики.

При увеличении эксцентриситета кроме увеличения общего уровня вибраций наблюдается также увеличение постоянной составляющей спектра, которая зависит от общего уровня амплитуд зубцовых гармоник. При $\varepsilon = 0,59$ постоянная составляющая увеличивается в 1,75 раз, при этом возникает одностороннее притяжение ротора к статору в направлении малого зазора. Диагностическим признаком СЭ является также отсутствие в спектре сигнала гармоник частоты вращения.

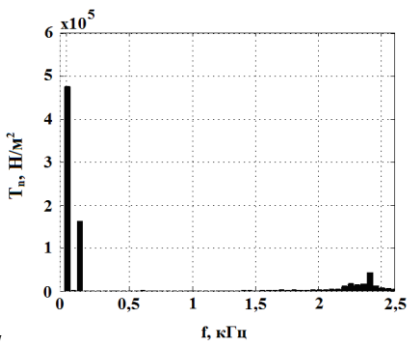
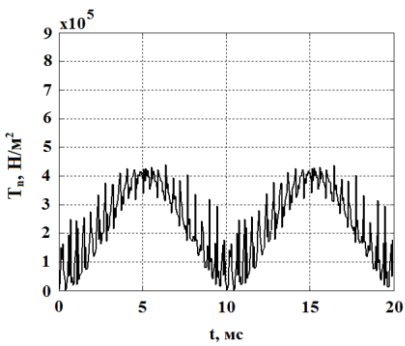
Моделирование ДЭ. На рис. 3 для АТД-5000 показаны сигналы датчиков вибрации и их спектры за время одного оборота ротора при различных значениях ДЭ. На рис. 3, а приведен сигнал и его спектр при отсутствии ДЭ.

Аналогичные результаты приведены на рис.4 для тягового АД типа СТА – 1200, имеющего следующие данные: номинальная мощность – 1200 кВт; номинальное линейное напряжение – 1080 В; номинальный фазный ток – 452 А; число пар полюсов – 3; номинальное скольжение – 0,01; диаметр расточки статора – 510 мм; воздушный зазор – 2 мм.

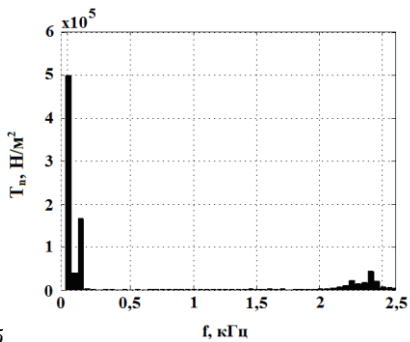
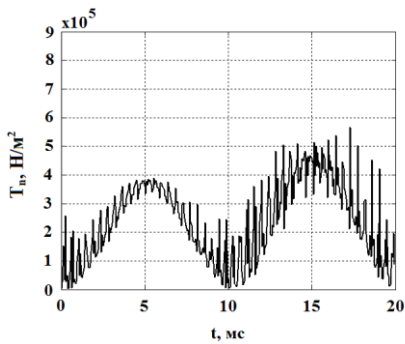
Из анализа рис. 3 и рис. 4 следует вывод о появлении существенных искажений сигнала в те моменты времени, когда вращающийся минимальный зазор оказывается над датчиком в т. М. При прохождении над датчиком, расположенном в точке с меньшим воздушным зазором амплитуды зубцовых гармоник существенно возрастают, причем с ростом ε увеличивается амплитуда зубцовых гармоник на одной половине сигнала (второе колебание сигнала на рис. 3) и уменьшается на другой. При этом в отличие от СЭ основным диагностическим признаком ДЭ является *появление в спектре гармоники частоты вращения.*

В отличие от СЭ, при ДЭ отсутствует влияние местоположения датчика вибрации на его сигнал, поскольку минимальный воздушный зазор вращается относительно статора вместе с ротором. Это позволяет использовать в системе вибродиагностики для обнаружения ДЭ только один датчик виброускорения.

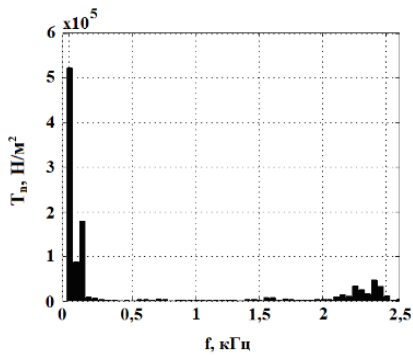
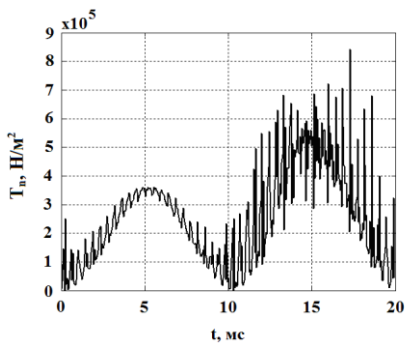
Анализ спектров сигналов датчиков вибрации АТД-5000 и СТА-1200 показывает, что при появлении ДЭ ротора в спектре возникает гармоника частоты вращения без ее боковых гармоник. При возникновении в АТД-5000 ДЭ при $\varepsilon = 0,59$ коэффициент изменения среднеквадратичного значения спектра виброускорения увеличивается до значения $k_{СКЗ_a} = 1,26$, а для СТА-1200 при ДЭ $\varepsilon = 0,52$ коэффициент равен $k_{СКЗ_a} = 1,36$.



a



б



в

Рис. 3 – Сигналы датчиков вибрации и их спектры за время одного оборота ротора АД-5000:
 а – неповрежденный АД, $\epsilon = 0$; б – ДЭ при $\epsilon = 0,36$; в – ДЭ при $\epsilon = 0,59$

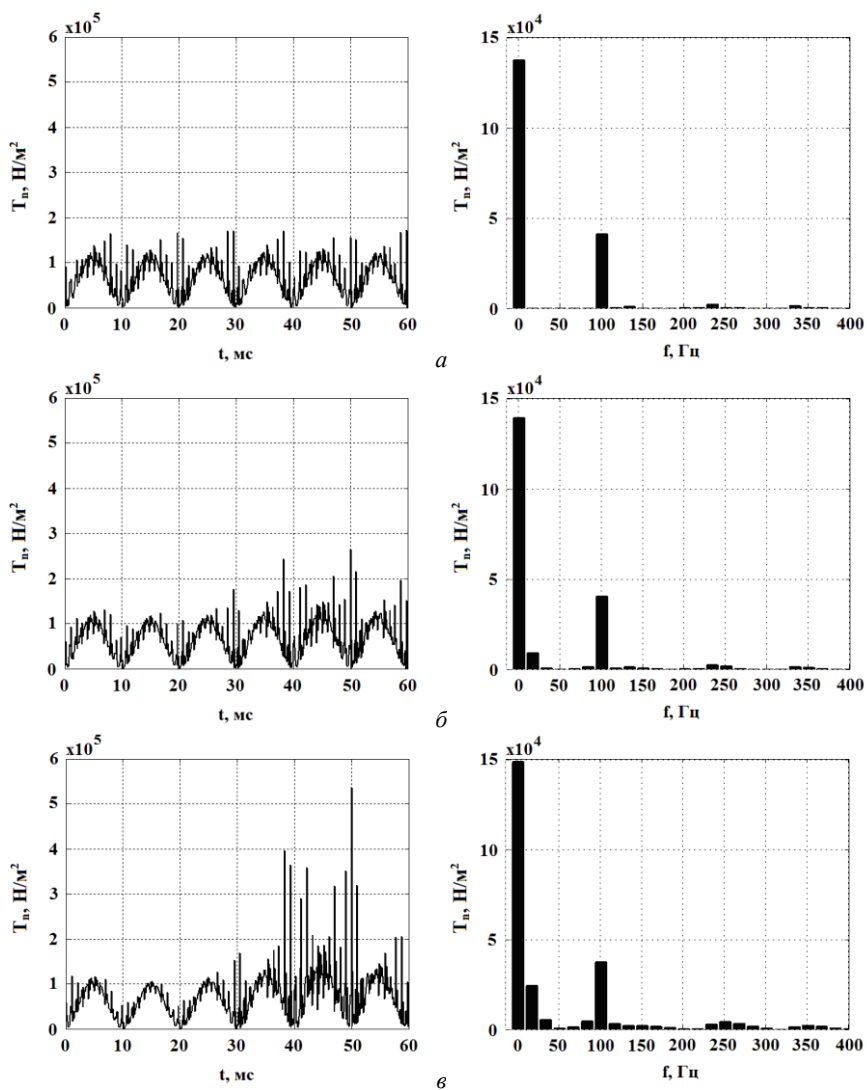


Рис. 4 – Сигналы датчиков вибрации и их спектры за время одного оборота ротора СТА-1200:
a – неповрежденный АД, $\epsilon = 0$; *б* – ДЭ при $\epsilon = 0,26$; *в* – ДЭ при $\epsilon = 0,52$

Выводы

1. С помощью математического моделирования выявлены и проанализированы следующие диагностические признаки, возникающие в вибро-возбуждающих силах и их спектрах при появлении СЭ и ДЭ:

а) при появлении любого вида эксцентриситета ротора АМ, кроме увеличения общего уровня вибраций, наблюдается увеличение амплитуд зубцовых гармоник, а также постоянной составляющей спектра, которая приводит к одностороннему несимметричному притяжению ротора к статору. Кроме того, в отличие от СЭ при ДЭ во временном сигнале датчика вибрации зубцовые гармоники имеют разные амплитуды на разных полупериодах сигнала;

б) дополнительным диагностическим признаком возникновения СЭ является отсутствие в спектре сигнала гармоник частоты вращения;

в) дополнительным диагностическим признаком возникновения ДЭ является появление в спектре сигнала гармоники частоты вращения без ее боковых гармоник;

г) в отличие от СЭ, при ДЭ отсутствует влияние местоположения датчика вибрации на его сигнал, поскольку минимальный воздушный зазор вращается вместе с ротором.

2. Исследованные диагностические признаки можно использовать в системах вибрационной диагностики для обнаружения эксцентриситета в АД на ранней стадии их развития. При этом ДЭ может быть диагностирован с помощью только одного датчика вибрации, а для диагностики СЭ необходимо наличие не менее двух датчиков, установленных на статоре в ортогональных плоскостях.

Список литературы: 1. *Абрамов А.И., Иванов-Смоленский А.В.* Проектирование гидрогенераторов и синхронных компенсаторов. – М.: Высшая школа, 2001. – 390с. 2. *Поташич С.І.* Підвищення надійності, рівня безпеки та ефективності функціонування демпферних систем потужних гідрогенераторів /С.І.Поташич, Ю.М. Васьковський, Г.М. Федоренко // Гідроенергетика України. 2009. – №4. – С.28 – 34. 3. *Nandi, S., ShehadA., andH.A. Toliyat.* "Detection of rotor slot and other eccentricity related harmonics in a three phase induction motor with different rotor cages." *Energy Conversion, IEEE Transactions on* 16.3 (2001): 253-260. [Print]. 4. *Keller S., Xuan M.T., andSimond J.J.* "Large low-speed hydro-generators – unbalanced magnetic pulls and additional damper losses in eccentricity conditions." *Electric Power Appl.* 1(5) (2007): 657–664. [Print]. 5. *Traxler-Samek G., Lugand T., and Schwery A.* "Additional losses in damper winding of large hydrogenerators at open-circuit and load conditions." *IEEE Trans on Indust. Elect.* 1(57) (2010): 154 – 160. [Print]. 6. *WallinM., BladhJ., and LundinU* " Damper winding in flucece on unbalanced magnetic pull in salient pole generators with rotor eccentricity." *IEEE TransonMagnetics*9(49) (2013): 5158–5165. [Print]. 7. *Новожилов А.Н.* Диагностика эксцентриситета ротора электрической машины переменного тока с использованием искусственных нейронных сетей / А.Н.Новожилов, А.В. Антонцев, Е.В.Крюкова, Н.А. Исупова, Т.А. Новожилов// Вестник ПГУ, серия Энергетическая.–2013.–№1. – С.68-75. 8. *Васьковський Ю.М.* Польовий аналіз електричних машин. – Київ: НТУУ «КПІ», 2007. – 191с. 9. *Васьковський Ю.Н.* Вибровозмущаючі електромагнітні сили в короткозамкнутых асинхронных двигателях при наличии поврежденных их конструкции / Ю.Н. Васьковский, А.А. Гераскин // Технічна електродинаміка. – 2010. – № 5. – С. 31–38. 10. *Васьковський Ю.Н.* Анализ сигналов датчиков вибрации в короткозамкнутых асинхронных двигателях на основе математических моделей

вibrovoзмущаючих електромагнітних сил / Ю.Н. Васьковський, А.А. Гераскін // Електротехніка і електромеханіка. – 2010. – № 5. – С. 12-16.

Bibliography (transliterated): 1. Abramov A.I., and Ivanov-Smolenskiy A.V. *Proektirovanie gidrogeneratorov i sinhronnyih kompensatorov.* – Moskva: Vyishaya shkola, 2001. [Print]. 2. Potashnyk, S.I., Vaskovskiy, Yu.M., and Fedorenko G.M. "Pidvyshhennya nadijnosti, rivnya bezpeky ta efektivnosti funkcionuvannya dempfernyx system potuzhnyx gidrogeneratoriv." *Gidroenergetyka Ukrainy* 4 (2009): 28 – 34. [Print]. 3. Nandi, S., ShehadA., and H.A. Toliyat "Detection of rotor slot and other eccentricity related harmonics in a three phase induction motor with different rotor cages." *Energy Conversion, IEEE Transactions on* 16.3 (2001): 253-260. [Print]. 4. Keller S., Xuan M.T., and Simond J.J. "Large low-speed hydro-generators – unbalanced magnetic pulls and additional damper losses in eccentricity conditions." *Electric Power Appl.* 1(5) (2007): 657–664. [Print]. 5. Traxler-Samek G., Lugand T., and Schwery A. "Additional losses in damper winding of large hydrogenerators at open-circuit and load conditions". *IEEE Trans on Indust. Elect.* 1(57)(2010): 154 – 160. [Print]. 6. Wallin M., Bladh J., and Lundin U. "Damper winding in fluence on unbalanced magnetic pull in salient pole generators with rotor eccentricity." *IEEE Transon Magnetics* 9(49) (2013): 5158–5165. [Print]. 7. Novozhilov, A.N., Antontsev, A.V., Kryukova, E.V., et al. "Diagnostics ekstsentrisiteta rotora elektricheskoy mashiny peremennogo toka s ispolzovaniem iskusstvennyih neyronnyih setey." *Vestnik PGU, seriya Energeticheskaya* 1 (2013): 68-75. [Print]. 8. Vaskovskiy, Yu.M. *Poloviy analiz elektrichnih mashin.* – Kiyiv: NTUU «KPI», 2007. [Print]. 9. Vaskovskiy, Yu.N. and Geraskin, A.A. "Vibrovozmuschayushchie elektromagnitnyie silyi v korotkozamknutyih asinhronnyih dvigatelyah pri nalichii povrezhdeniy ih konstruksii." *Tehnichna elektrodinamika* 5 (2010): 31–38. [Print]. 10. Vaskovskiy, Yu.N. and Geraskin, A.A. "Analiz signalov datchikov vibratsii v korotkozamknutyih asinhronnyih dvigatelyah na osnove matematicheskikh modeley vibrovozmuschayushchih elektromagnitnyih sil." *Elektrotehnika i elektromehanika* 5 (2010): 12-16. [Print].

Поступила (received) 13.08.2014



Васьковський Юрій Николаевич,
д-р техн. наук, професор,
професор кафедри електромеханіки НТУУ «КПІ»
E-mail: vun157@gmail.com



Гераскін Александр Анатольевич,
канд. техн. наук,
асистент кафедри електромеханіки НТУУ «КПІ»
E-mail: nirbikalpasamadhi@ukr.net

Л. П. ГАЛАЙКО, канд.техн.наук, доц. НТУ «ХПИ»

АНАЛИЗ ПРОЦЕССА ПУСКА В ИМИТАЦИОННОЙ МОДЕЛИ ВЕНТИЛЬНО-ИНДУКТОРНОГО ДВИГАТЕЛЯ

В статье рассматривается вопрос анализа влияния закона изменения управляющих параметров на характер переходных процессов в режиме пуска в вентильно-индукторном двигателе рудничного электровоза с помощью разработанных моделей для программы Simulink пакета программ Matlab. Приведены результаты расчетов на этих моделях для двигателя мощностью 27 кВт и частотой вращения 1215 об/мин.

Ключевые слова: Вентильно-индукторный двигатель, режим пуска, модель, программа Simulink, пульсации момента.

Введение

Вентильно-индукторные двигатели (ВИД, за рубежом Switched Reluctance Motors) находят все более широкое применение за рубежом в различных областях техники. Главные достоинства двигателей: простота конструкции, низкая стоимость электромеханического преобразователя и возможность формирования средствами управления любой механической характеристики, что позволяет использовать их для любых приводов. Наиболее просто формируются характеристики с постоянной скоростью или с незначительным ее изменением. Задача существенно усложняется при значительном диапазоне изменения скорости. Такие характеристики имеют двигатели для различных видов транспорта. Эти характеристики имеют участки: с постоянным моментом, с постоянной мощностью и с постоянной скоростью. В работе [7] была поставлена задача: исследовать переходные процессы для всех этих режимов с помощью имитационных моделей в программе Simulink пакета программ Mathlab. Основная модель была разработана автором статьи в 2005 году и описана в работе [3]. Для апробации модели был проведен расчет переходного процесса прямого пуска ВИД. Результаты расчета на модели сравнивались с результатом расчета по программе на языке Паскаль, также разработанной автором и описанной в работе [2]. Расхождение результатов было незначительным. Для моделирования более сложных регулируемых переходных процессов разрабатывались дополнительные субмодели, которые добавлялись к основной модели. Таким образом, были исследованы переходные процессы для режима рекуперативного торможения при постоянной скорости [8], для режима постоянства мощности [9] и режима регулируемого пуска при поддержании примерно постоянной величины пускового момента [4]. При исследовании этих режимов была использована информация, приведенная в работах [1, 5, 6].

В работе [1] при анализе режима пуска основное внимание уделено проблеме снижения пульсаций момента. Авторы приводят достигнутый

результат в решении этой проблемы – 9 %, однако, они не объясняют, каким образом он достигнут. Отсутствуют графики переходных процессов, иллюстрирующие этот результат. В работе [4] автор данной статьи приводит результаты расчета переходного процесса регулируемого пуска с помощью модели для программы Simulink для ВИД мощностью 27 кВт и частотой вращения 1215 об/мин. Однако в данной работе не приведены законы изменения управляющих параметров и полученный результат по уменьшению пульсаций момента нельзя признать удовлетворительным.

Цель работы: Продолжить работы по разработке дополнительных субмоделей к основной модели, описанной в работе [3], для проведения анализа влияния законов изменения управляющих параметров на характер переходных процессов в режиме пуска. Провести расчеты переходных процессов пуска вентильно-индукторного двигателя при отсутствии регулирования управляющих параметров и при разных законах изменения управляющих параметров с целью определения законов, обеспечивающих минимальные пульсации мгновенного значения момента.

Описание расчетного эксперимента. Исследования проведены на примере четырехфазного ВИД мощностью 27 кВт, частотой вращения 1215 об/мин, спроектированного для привода рудничного электровоза на базе двигателя постоянного тока, который выпускается серийно. В эксперименте исследовалось влияние следующих управляющих параметров (УП): 1) угол включения θ_{on} , угол между полюсами ротора и статора, при котором происходит подача напряжения на катушки фазы; 2) угол отключения θ_{off} , угол между полюсами ротора и статора, при котором отключают напряжение; 3) релейное регулирование величины тока (задание I_{max} и I_{min}).

На рисунках 1, 2, 3 приведены графики, иллюстрирующие результаты эксперимента по исследованию процесса прямого пуска. Исходные данные эксперимента: напряжение 200 В, момент сопротивления 200 Н·м, $\theta_{on} = 22^\circ$, $\theta_{off} = 7^\circ$, $I_{max} = 260$ А, $I_{min} = 240$ А, момент инерции 0,4 кг·м. Время пуска 0,29 с. Установившаяся угловая скорость равна 58,59 рад/с вместо необходимой 120 рад/с. Для увеличения скорости были увеличены значения $I_{max} = 300$ А и $I_{min} = 280$ А. Установившаяся скорость возросла незначительно до значения 63,28 рад/с. Дальнейшее увеличение токов нецелесообразно, так как требует значительного увеличения установленной мощности инвертора.

При постоянных управляющих параметрах $\theta_{on} = 22^\circ$, $\theta_{off} = 7^\circ$ как видно на рис. 1, 2, 3 значение момента при увеличении скорости непрерывно уменьшается. Для обеспечения постоянства момента и, следовательно, постоянства ускорения в большей части переходного процесса пуска необходимо изменять θ_{on} и θ_{off} по специальному закону. На рис. 4, 5, 6 приведены графики для регулируемого процесса пуска.

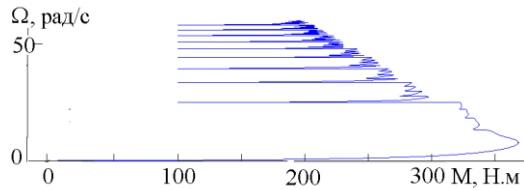


Рис. 1 – Зависимость угловой скорости от среднего значения момента при прямом пуске

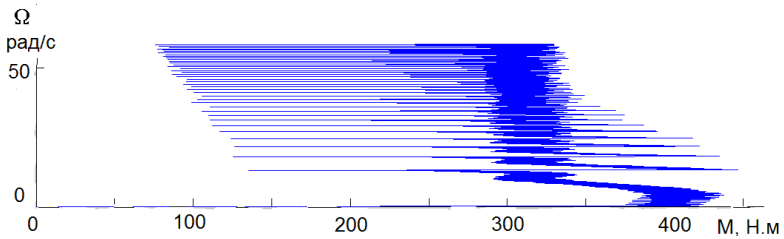


Рис. 2 – Зависимость угловой скорости от мгновенного значения момента при прямом пуске

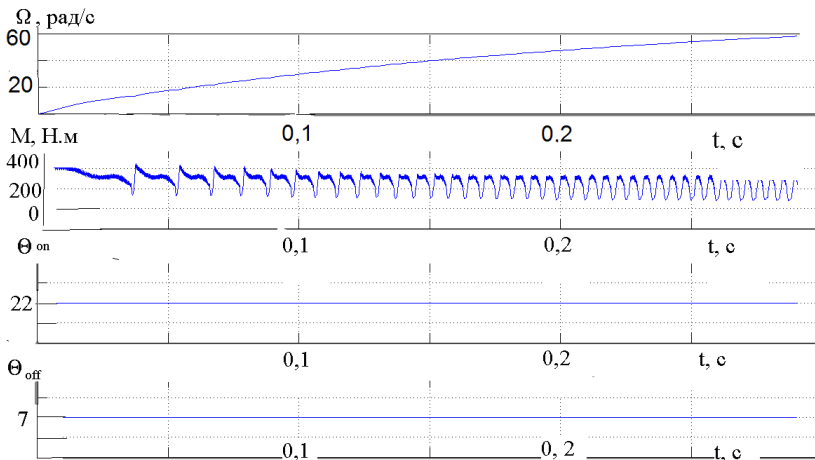


Рис. 3 – Зависимость угловой скорости, мгновенного значения момента, угла включения θ_{on} и угла отключения θ_{off} от времени при прямом пуске

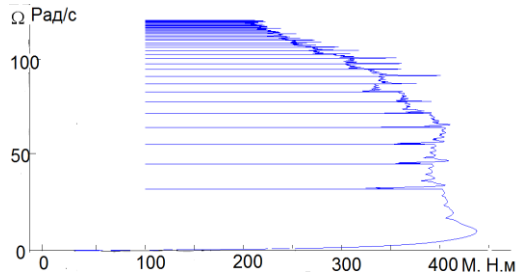


Рис. 4 – Зависимость угловой скорости от среднего значения момента в процессе регулируемого пуска

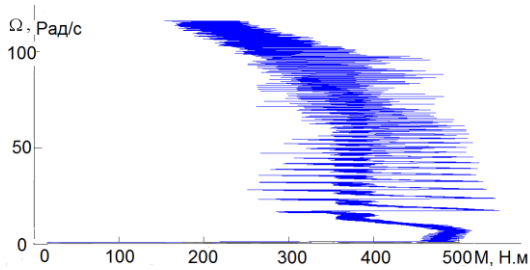


Рис. 5 – Зависимость угловой скорости от мгновенного значения момента при регулируемом пуске

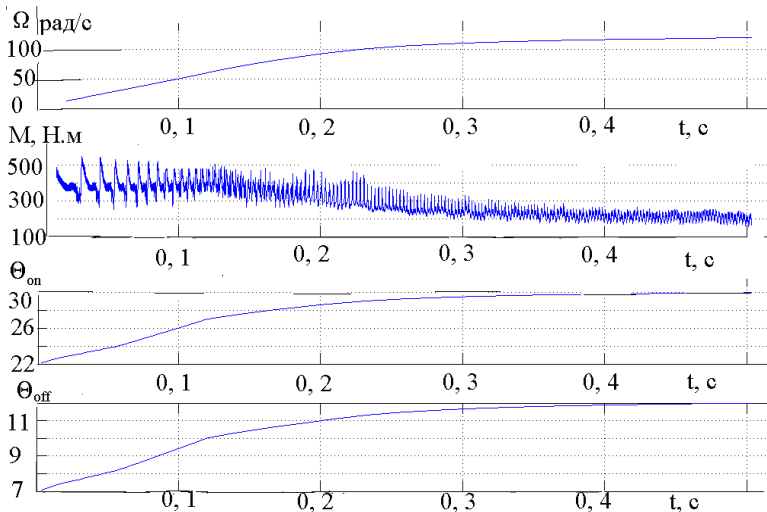


Рис. 6 – Зависимость угловой скорости, мгновенного значения момента, угла включения θ_{on} и угла отключения θ_{off} от времени при регулируемом пуске

Во время переходного процесса углы θ_{on} и θ_{off} непрерывно изменялись по закону, заданному в блоке Look-up Table. Зависимость углов θ_{on} и θ_{off} от скорости приведена на рис. 6. В конце переходного процесса получено: $\theta_{on} = 30^\circ$, $\theta_{off} = 12^\circ$, угловая скорость – 120 рад/с, пульсации момента – 20 %. В переходном процессе пульсации момента постепенно уменьшались от 31 % вначале до 20 % в конце. Непрерывное изменение углов включения предполагает использование либо бездатчиковой системы управления, либо комбинированной системы – использование датчиков положения ротора и программного определения углов.

Выводы.

Как показали расчеты, применение прямого пуска нецелесообразно, так как требует значительного увеличения пускового тока, что приводит к необходимости увеличения установленной мощности инвертора. Регулируемый пуск с использованием непрерывного изменения углов включения и отключения позволяет обеспечить качественный переходной процесс пуска, однако, для его реализации требуется разработка более сложной программы для контроллера микропроцессора. Хорошим тренажером для отладки этой программы является имитационное моделирование в программе Simulink пакета программ Matlab.

Список литературы: 1. Л.Ф.Коломойцев и др. Режимы работы тягового электропривода рудничного электровоза с трехфазным реактивным индукторным двигателем./ Известия вузов. Электромеханика. №2. 2002г., С. 18 – 22. 2. Л.П. Галайко. Пуск вентильно-индукторного двигателя. // Вестник НТУ «ХПИ» 11'2003, С.24-27. 3. Галайко Л.П. Имитационное моделирование вентильно-индукторного двигателя в переходных режимах. // Вестник НТУ «ХПИ» 48'2005, Харьков, 2005, С. 24-27. 4. Л.П.Галайко. Анализ переходных процессов в вентильно-индукторном двигателе в режиме пуска. // Вестник НТУ «ХПИ» 20'2014, Харьков, С. 35 – 38. 5. Л.П.Галайко. Формирование механической характеристики вентильно - индукторного двигателя рудничного электровоза. // Вестник НТУ «ХПИ» 44'2009, Харьков, С. 48 – 51. 6. Л.П.Галайко, И.А. Голосный. Исследование режима постоянной мощности вентильно – индукторного двигателя рудничного электровоза. // Вестник НТУ «ХПИ» 35'2005, Харьков, С. 43 – 46. 7. Galayko L.P. Analysis different dynamic modes in simulation model of switched reluctance motor. ABSTRACTS. ICEEE – 2010, 13th International Conferense on Electromechanics, Electrotechology, Electromaterials and Components. September 19 – 25, 2010, Alushta, Crimea, Ukraine, P. 96. 8. Galayko L.P. Analysis recuperative braking mode in simulation model of switched reluctance motor. ABSTRACTS. ICEEE – 2012, 14th International Conferense on Electromechanics, Electrotechology, Electromaterials and Components. September 23 – 29, 2012, Alushta, Crimea, Ukraine, P. 144 - 146. 9. Л.П. Галайко. Имитационное моделирование режима постоянства мощности вентильно- индукторного двигателя рудничного электровоза. // Вестник НТУ «ХПИ» 15'2013, Харьков, С. 105 – 109.

Bibliography (transliterated): 1. L.F. Kolomoitsev, etc. "Operation modes of a railway drive of a mine electric locomotive with a three-phase reluctance induction motor". *Electromechanics*. No. 2. 2002. [Print]. 2. L.P. Galayko. "Start of a Swithed Reluctanse Motor". *Visnyk NTU "HPI"*. No 11 (2003). Kharkiv: NTU "HPI". 2003. 24-27. [Print]. 3. Galayko L.P. "Imitation modeling of a Swithed Reluctanse Motor in transients". *Visnyk NTU "HPI"*. No. 48 (2005). Kharkiv: NTU "HPI". 2005. 24-27. [Print]. 4. Analysis of transient modes of a switched reluctance motor of operation in regime of starting. *Vestnik NTU "HPI"*. No. 20 (2014). Kharkiv: NTU "HPI". 2005. 35 – 38. [Print]. 5. Galajko L.P. "Formirovanie mehanicheskoy harakteristiki ventil'no-induktornogo dvigatelja rudnichnogo jelektrovoza". *Vestnik NTU "HPI"* No. 44 (2009). Kharkiv: NTU "HPI". 2009. 48-51. [Print]. 6. Galajko L.P., Golosnyj I.A. "Issledovanie rezhima postojannoij moshhnosti ventil'no-induktornogo dvigatelja

rudnichnogo jelektrovoza". *Vestnik NTU "HPI"*. No. 35 (2005). Kharkiv: NTU "HPI". 2005. 43-46. [Print].

7. Galayko L.P. "Analysis different dynamic modes in simulation model of switched reluctance motor." *ICEEE-2010. 13th International Conference on Electromechanics, Electrotechnology, Electromaterials and Components*. September 19-25, 2010. Alushta, Crimea, Ukraine, P. 96. [Print].

8. Galayko L.P. Analysis recuperative braking mode in simulation model of switched reluctance motor. *ABSTRACTS. ICEEE – 2012, 14th International Conferense on Electromechanics, Electrotechnology, Electromaterials and Components*. September 23 – 29, 2012, Alushta, Crimea, Ukraine, P. 144 - 146. [Print].

9. Л.П. Галайко. Imitation modeling rezhima postojannoj moshhnosti ventil'no-induktorного dvigatelja rudnichnogo jelektrovoza". *Vestnik NTU "HPI"*. No. 15 (2013). Kharkiv: NTU "HPI". 2013. 105 – 109. [Print].

Поступила (received) 1.09.2014



Галайко Лидия Петровна, доцент, кандидат технических наук. Защитила диплом инженера, диссертацию кандидата технических наук в Харьковском политехническом институте по специальности электрические машины и аппараты соответственно в 1960 и 1969 гг. Доцент кафедры «Электрические машины» Национального технического университета «Харьковский политехнический институт» с 1975г. Научные интересы связаны с проблемами специальных электрических машин, в частности, вентильно-индукторных.

В. В. ГРЕБЕНИКОВ, д-р. техн. наук, вед. науч. сотр. Институт электродинамики НАН Украины, Киев;
М. В. ПРЬИМАК, инж. I кат. Институт электродинамики НАН Украины, Киев

СПОСОБЫ УМЕНЬШЕНИЯ ПУЛЬСАЦИЙ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОГО МОМЕНТА В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИНАХ С ПОСТОЯННЫМИ МАГНИТАМИ ТАНГЕНЦИАЛЬНОЙ НАМАГНИЧЕННОСТИ

В статье приведены результаты численного исследования способов уменьшения пульсаций электромагнитного момента в электрических машинах с постоянными магнитами тангенциальной намагниченности. Показано, что применение ферромагнитных клиньев в пазах статора с небольшой магнитной проницаемостью ($\mu_{кл} \leq 30$) в сочетании с профилированием формы ферромагнитных полюсов ротора или выполнение скоса полюсов на роторе позволяют существенно уменьшить пульсации электромагнитного момента.

Ключевые слова: постоянные магниты, форма полюсов, скос полюсов, пульсации электромагнитного момента.

Введение

Электрические машины с зубцово-пазовым статором и ротором с тангенциальными векторами намагниченности постоянных магнитов (ПМ) имеют конструктивную особенность – между ПМ располагаются ферромагнитные полюса (концентраторы), которые позволяют концентрировать магнитный поток в области энергопреобразования, что позволяет получить больший электромагнитный момент по сравнению с электрическими машинами с гладким беспазовым статором. Однако в электрических машинах такой конфигурации присутствуют существенные пульсации электромагнитного момента, которые приводят к возникновению вибраций и шумов, отрицательно влияющих на долговечность работы электрической машины.

Анализ основных достижений

В научной литературе, посвященной проектированию машин с ПМ, описано много способов, позволяющих уменьшить пульсации электромагнитного момента, например, скос полюсов на роторе, профилирование ферромагнитных полюсов на роторе, применение ферромагнитных клиньев в пазах статора [1-5]. Аналитические либо аналитико-эмпирические методы, используемые при проектировании классических электрических машин, не в состоянии адекватно описать процессы в электрических машинах с ПМ со сложной геометрией магнитной системы. Поэтому исследования влияния конфигурации магнитной системы на пульсации электромагнитного момента базируются на численном решении задач расчета магнитного поля методом конечных элементов в двухмерной и трехмерной постановке на основе лицензионных программных комплексов INFOLYTICA и COMSOL.

Цель исследований

Исследование влияния проницаемости ферромагнитных клиньев в пазах статора в сочетании с профилированием формы ферромагнитных полюсов ротора, а также скоса полюсов в роторе на пульсации электромагнитного момента.

Материал исследований

Для достижения поставленной цели в работе исследовано несколько моделей машин с ПМ. Во всех исследуемых моделях статор по размерам идентичен со статором асинхронного двигателя АИР90L8 (рис. 1), с внешним диаметром – $D_a = 158$ мм, внутренним диаметром статора – $D_i = 104$ мм, числом пазов $Z_p = 48$ и высотой пазов $h = 14,2$ мм, длиной активной части сердечника – $l_{Fe} = 100$ мм. Ферромагнитные клинья в пазах статора имеют толщину $h_{кл} = 1$ мм. Величина воздушного зазора между статором и ротором равна $\delta = 1$ мм. Количество ПМ в роторе – 8, размеры магнитов – $10 \times 25 \times 100$ мм, масса одного магнита – $m = 187,5$ гр., масса восьми магнитов – $m_{ПМ} = 1,5$ кг.

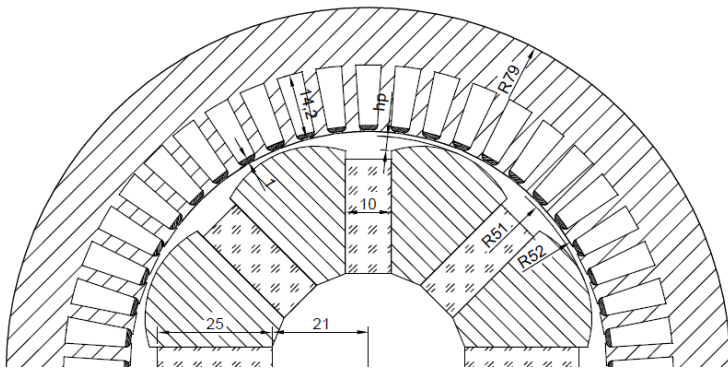


Рис. 1 – Размеры магнитной системы электрической машины с тангенциальной намагниченностью ПМ

При исследованиях влияния конфигурации магнитной системы на пульсации электромагнитного момента варьировалась глубина профиля ферромагнитных полюсов ротора h_p . Глубина профилирования полюсов – это разность между максимальным и минимальным расстоянием от центра ротора до наружной поверхности ферромагнитных полюсов (концентраторов).

Еще один способ уменьшения пульсаций электромагнитного момента в зубцово-пазовых электрических машинах – это размещение ферромагнитных клиньев в пазах статора электрической машины [3]. Закрытие пазов ферромагнитными клиньями уменьшает пульсации электромагнитного момента. При этом магнитная проницаемость клиньев должна быть

небольшой. Как показывают расчеты – магнитная проницаемость клиньев должна быть в пределах $\mu_{кл} = 5 \div 30$. Материал с такой магнитной проницаемостью может быть получен из ферромагнитных порошков путем их спекания по специальной технологии. Толщина клиньев должна выбираться исходя из условий механической прочности клиньев и способности обеспечивать нужное замыкание потока. В исследуемых моделях толщина клиньев принята равной $h_{кл} = 1$ мм.

Таким образом при исследовании пульсаций электромагнитного момента варьировалась глубина профилирования ферромагнитных полюсов в роторе и магнитная проницаемость клиньев, размещаемых в пазу статора. Было исследовано пять моделей, каждая из которых имеет свою глубину профилирования полюсов. Для удобства восприятия материала каждой из исследуемых моделей было присвоено свое обозначение. В модели **TPM0** (рис. 2.) наружный радиус ферромагнитных полюсов ротора равен наружному радиусу ротора, глубина профиля полюсов в этом случае равна $h_p = 0$ мм, в модели **TPM1** глубина профиля равна $h_p = 1$ мм, в модели **TPM2** – $h_p = 2$ мм и т.д. Расстояние между полюсами или толщина магнитов во всех исследуемых моделях одинакова и равна 10 мм.

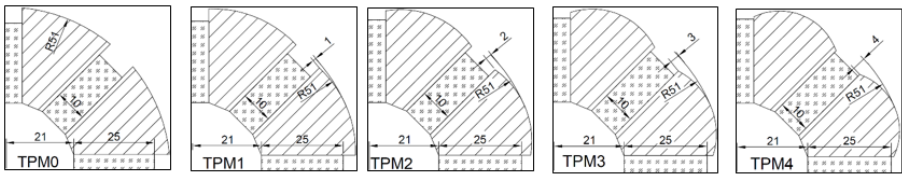


Рис. 2 – Конфигурация ротора с различной глубиной профилирования полюсов.

Во всех расчетах коэрцитивная сила ПМ задавалась равной $H_{CB} = 955$ кА/м, остаточная индукция $B_r = 1,21$ Тл, магнитопровод статора – сталь СТ2211 (с учетом нелинейности кривой намагничивания стали); магнитопровод ротора – конструкционная сталь СТ20 (с учетом нелинейности кривой намагничивания стали); в режиме двигателя фазы статора включаются следующим образом $A(+)$, $B(-)$, $C(0)$; плотность тока задана равной $J_r = 5,0$ А/мм², а коэффициент заполнения пазу медью принят равным $k_3 = 0,5$.

Результаты исследований

На рис. 3, а приведены зависимости электромагнитного момента от положения ротора и проницаемости клиньев $M = f(\theta, \mu_{кл})$ для модели **TPM0**. Электромагнитный момент для 8-ми полюсных электрических машин имеет период 45° и соответственно два нулевых значения: в положении устойчивого магнитного равновесия – ось q (это положение принято за начальное – $\theta = 0^\circ$), второе нулевое значение момента находится в положении неустойчивого магнитного равновесия – ось d ($\theta = 45^\circ$ геометрических градусов).

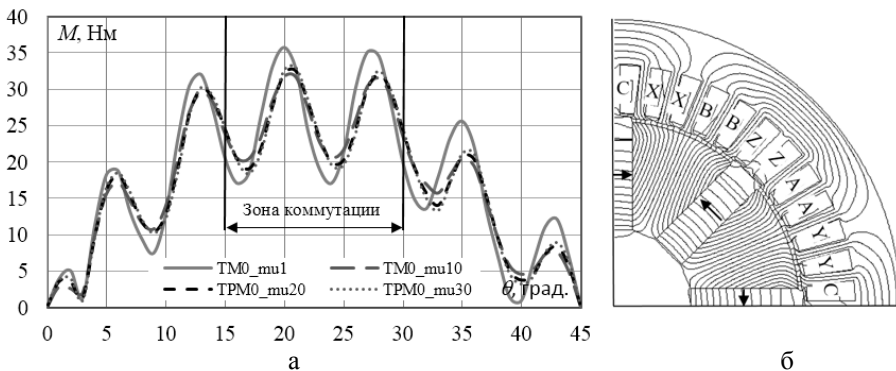


Рис. 3 – Результаты расчета при глубине профиля полюсов $h_p = 0$ мм:
 а – зависимость электромагнитного момента от угла поворота ротора и магнитной проницаемости клиньев; б – распределение магнитного потока

Для каждой из моделей расчет производился для нескольких значений магнитной проницаемости клиньев. Кривая TPM0_mu1 соответствует модели TPM0, в которой магнитная проницаемость клиньев равна $\mu_{кл} = 1$, соответственно TPM0_mu10 – $\mu_{кл} = 10$, TPM0_mu20 – $\mu_{кл} = 20$, TPM0_mu30 – $\mu_{кл} = 30$.

На рис. 3б показано распределение магнитного потока для случая, когда ротор относительно включенных фаз находится в положении максимума электромагнитного момента, т.е. посередине между осям q и d (направление намагниченности ПМ показаны стрелками), фазы включены следующим образом $A(+)$, $B(-)$, $C(0)$.

При анализе моментных характеристик определялись значения максимального M_{max} , минимального M_{min} и среднего M_{cp} электромагнитного момента. Эти значения определялись для зоны коммутации, которая для 8-ми полюсной электрической машины равна 15° геометрических градусов (от 15° до 30° по рис. 3). Для количественной оценки пульсаций электромагнитного момента производился расчет коэффициентов пульсации, которые определялись для зоны коммутации по двум формулам:

$$k_{n1} = \frac{M_{max} - M_{min}}{2M_{cp}}; \quad k_{n2} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (M_i - M_{cp})^2}{n M_{cp}^2}}$$

Коэффициент k_{n1} – это разница между максимальным и минимальным значением отнесенным к двойному среднему, а k_{n2} – это квадратный корень из дисперсии отнесенный к среднему значению.

В табл. 1 приведены коэффициенты пульсации k_{n1} и k_{n2} , среднее M_{cp} , максимальное M_{max} и минимальное M_{min} значения электромагнитного

момента, рассчитанные для зоны коммутации при глубине профиля ферромагнитных полюсов $h_p = 0$ мм. При такой глубине профилирования (как иллюстрируют результаты последующих исследований) пульсации электромагнитного момента наибольшие.

Таблица 1 – Параметры моделей с тангенциальной намагниченностью ПМ при глубине профиля ферромагнитных полюсов $h_p = 0$ мм

Модель	$k_{п1}$	$k_{п2}$	$M_{ср}$	M_{max}	M_{min}
ТМ0_mu1	36.18%	26.06%	25.81	35.78	17.10
ТРМ0_mu10	22.00%	15.89%	25.75	31.73	20.40
ТРМ0_mu20	26.20%	17.81%	25.63	32.48	19.05
ТРМ0_mu30	28.42%	19.15%	25.54	32.88	18.36

Минимальные пульсации получены при проницаемости клиньев $\mu_{кл} = 10$, при увеличении проницаемости клиньев пульсации незначительно возрастают. При изменении проницаемости клиньев от $\mu_{кл} = 1$ (клинья из немагнитного материала) до $\mu_{кл} = 10$ коэффициенты пульсации $k_{п1}$ и $k_{п2}$ уменьшаются примерно в 1.6 раза, однако их величина во всем диапазоне изменения проницаемости клиньев остается достаточно высокой.

Уменьшение пульсаций происходит при увеличении глубины профилирования ферромагнитных полюсов. На рис. 4а приведены зависимости электромагнитного момента от угла поворота ротора и магнитной проницаемости клиньев $M = f(\theta, \mu_{кл})$ при глубине профиля ферромагнитных полюсов $h_p = 4$ мм.

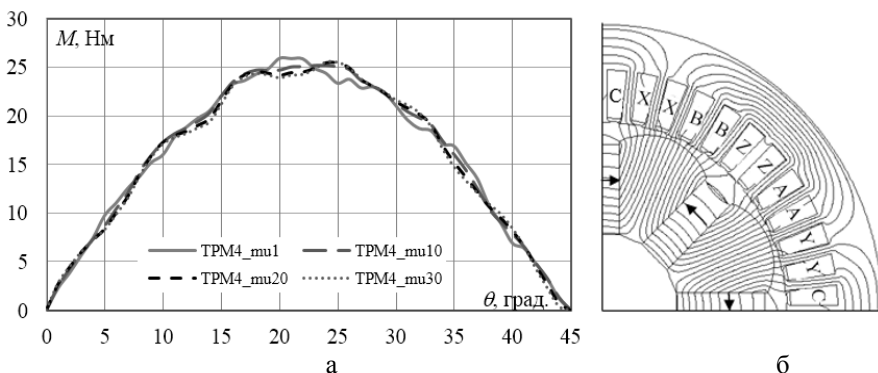


Рис. 4 – Результаты расчета при глубине профиля полюсов $h_p = 4$ мм:
 а – зависимость электромагнитного момента от угла поворота ротора и магнитной проницаемости клиньев; б – распределение магнитного потока

На рис. 4, б справа приведена картина магнитного поля для одного из положений статора относительно ротора для случая, когда фазы статора включены следующим образом: $A(+)$, $B(-)$, $C(0)$ и магнитная проницаемость клиньев $\mu_{\text{кл}} = 30$. Из графиков видно, что пульсации электромагнитного момента существенно ниже для всех значений проницаемости ферромагнитных клиньев по сравнению с моделью, в которой глубина профилирования полюсов равна $h_p = 0$ мм.

В программном комплексе INFOLYTICA были проведены расчеты для всех пяти моделей приведенных на рис. 2 при изменении магнитной проницаемости клиньев в диапазоне $\mu_{\text{кл}} = 1 \div 30$. На рис. 5 приведены минимальные значения коэффициентов пульсации для каждой из исследуемых моделей, которые получены при различных значениях проницаемости клиньев. Так, например, для модели **TPM0** с глубиной профилирования $h_p = 0$ мм минимальные значения коэффициентов пульсации получены при $\mu_{\text{кл}} = 10$, для модели **TPM1** – минимальные значения коэффициентов пульсации получены при $\mu_{\text{кл}} = 20$ и т. д. Из этих графиков видно, что при отсутствии профилирования полюсов ротора пульсации электромагнитного момента существенны, однако изменение глубины профилирования на 2 мм приводит к значительному уменьшению пульсаций (более чем в 4 раза), среднее значение электромагнитного момента при этом уменьшается незначительно (примерно на 5%).

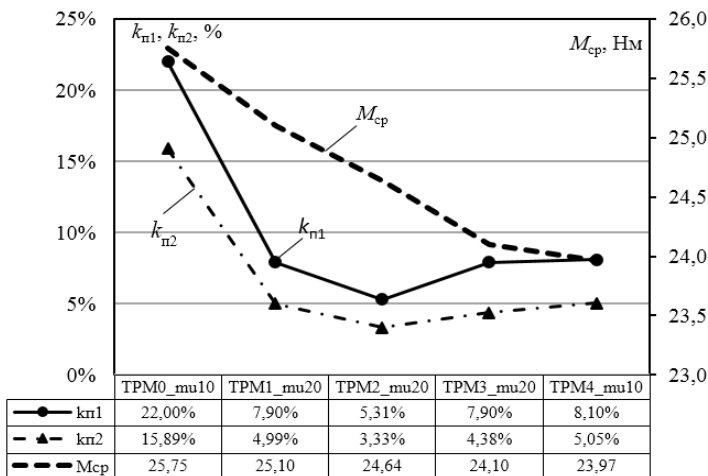


Рис. 5 – Зависимость коэффициентов пульсации и среднего электромагнитного момента для моделей с тангенциальной намагниченностью ПМ

Таким образом результаты численных исследований иллюстрируют, что изменение формы полюсов для электрических машин с тангенциальной намагниченностью ПМ существенно влияют на пульсации электромагнитного момента. Коэффициенты пульсации рассчитанные по двум формулам отличаются по абсолютному значению, однако характер изменения в зависимости от магнитной проницаемости клиньев и глубины профилирования полюсов совершенно идентичен. Ввиду того, что первая формула проще, можно рекомендовать определение коэффициента пульсации по данной формуле.

Альтернативный способ уменьшения пульсаций электромагнитного момента – это выполнение скоса полюсов на роторе [2]. При моделировании электрических машин со скосом полюсов необходимо выполнять расчеты в трехмерной постановке либо в двухмерной по нескольким сечениям. Расчеты в трехмерной постановке требуют существенных затрат времени на подготовку исходной модели и затрат машинного времени. Если в двухмерной постановке расчет зависимости электромагнитного момента от угла поворота ротора (45 точек) происходит за несколько минут, то в трехмерной постановке – несколько часов для персонального компьютера с тактовой частотой процессора 3 ГГц и оперативной памятью 8 ГБ.

На рис. 6 приведены проекции исследуемой трехмерной модели SPM_3D. Масса магнитов и их характеристики, а также характеристики сталей статора и ротора, значение плотности тока в фазах двигателя такие же, как и во всех остальных моделях, проницаемость клиньев $\mu_{кл} = 1$. Скос полюсов выполняется на величину зубцового деления t_z статора.

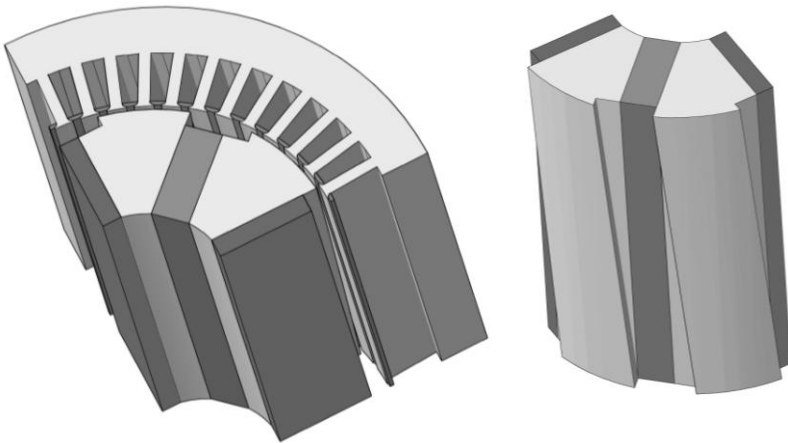


Рис. 6 – Внешний вид фрагментов 3D модели со скосом полюсов на роторе.

На рис. 7 приведены зависимости электромагнитного момента от угла поворота ротора для трех моделей: двухмерной модели TPM0_mu1 ($h_p = 0$,

$\mu_{\text{кл}} = 1$), для которой получены наибольшие значения коэффициентов пульсации; двухмерной модели TPM2_mu20 ($h_p = 0$, $\mu_{\text{кл}} = 1$), для которой получены наименьшие значения коэффициенты пульсации; трехмерной модели SPM_3D (выполнен скос полюсов, $\mu_{\text{кл}} = 1$). Все параметры моделей со скосом и без скоса полюсов рассчитаны для зоны коммутации, которая для данного двигателя составляет 15° геометрических градусов и находится в диапазоне $\theta = 15^\circ \div 30^\circ$, на этом рисунке $\theta = 0^\circ$ соответствует оси q , а $\theta = 45^\circ$ – оси d .

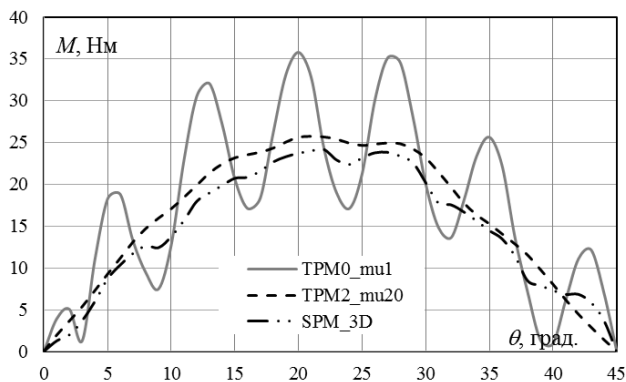


Рис. 7 – Зависимость электромагнитного момента от угла поворота ротора для моделей без скоса и со скосом полюсов

Сравнивая график момента для моделей со скосом и соответственно без скоса полюсов, следует отметить, что применение скоса позволяет существенно уменьшить пульсации электромагнитного момента. Однако профилирование ферромагнитных полюсов в сочетании с применением клиньев в пазу статора с небольшой магнитной проницаемостью также позволяет существенно уменьшить пульсации электромагнитного момента. На рис. 7 приведены расчетные значения коэффициентов пульсации и среднего электромагнитного момента соответственно для моделей TPM0_mu1, TPM2_mu20 и SPM_3D. Сопоставляя значения коэффициентов пульсации, следует отметить, что пульсации электромагнитного момента для модели со скосом полюсов более, чем в 4 раза ниже, чем у модели без скоса полюсов и профилирования ферромагнитных концентраторов. Если сравнивать значение коэффициентов пульсации для модели TPM0_mu1 и соответственно TPM2_mu20, то коэффициенты пульсации отличаются примерно в 7 раз.

Альтернативным способом трехмерному моделированию для электрических машин с со скосом полюсов является двухмерное по трем сечениям, суть такого моделирования заключается в следующем.

Рассчитываются три двухмерных модели со скосом полюсов на роторе: в сечении на расстоянии 1/6 от переднего края активной части магнитной системы (сечение 1); на расстоянии 1/2 от переднего края активной части (сечение 2); на расстоянии 5/6 от переднего края активной части (сечение 3).

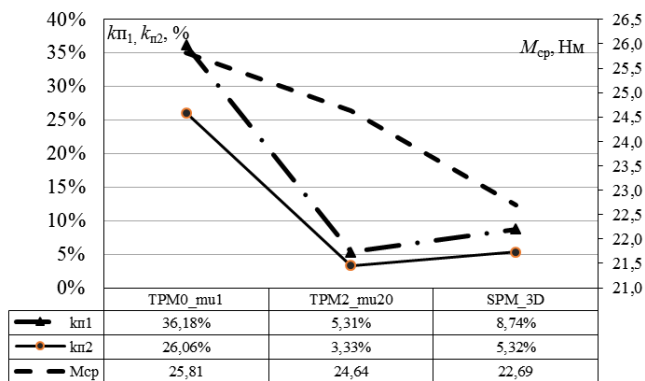


Рис. 8 – Зависимость коэффициентов пульсации и среднего электромагнитного момента для моделей со скосом и без скоса полюсов

Аксиальная длина каждой модели равна 1/3 аксиальной длины расчетной модели. Суммарный электромагнитный момент для каждой точки определяется как сумма моментов трех моделей. В результате численных исследований установлено, что значение электромагнитного момента в трехмерной модели несколько меньше, чем в двухмерной (в среднем на 10 %), однако характер изменения момента идентичен. Объясняется это тем, что в двухмерной постановке не учитываются торцевые поля рассеяния.

Таким образом, на стадии предварительного проектирования электрических машин со скосом полюсов можно вместо трехмерного моделирования выполнять двухмерное по трем сечениям с последующим уточнением окончательного варианта расчета в трехмерной постановке.

Выводы

1. Проведены численные исследования и сопоставление влияния на пульсации электромагнитного момента проницаемости клиньев в пазах электрической машины с зубцово-пазовым статором в сочетании с различной конфигурацией магнитной системы ротора с постоянными магнитами. При этом масса и свойства каждого из магнитов, характеристики сталей, плотности тока в фазах во всех моделях одинаковы.

2. Применение клиньев с небольшой магнитной проницаемостью ($\mu_{кл} \leq 30$) в пазах электрической машины с зубцово-пазовым статором в сочетании с профилированием формы ферромагнитных полюсов ротора позволяют значительно уменьшить пульсации электромагнитного момента

(примерно в 4 раза) по сравнению с конфигурацией, в которой отсутствует профилирование полюсов ротора и проницаемость клиньев равна $\mu_{кл} = 1$.

3. Альтернативный способ уменьшения пульсаций электромагнитного момента в электрических машинах с ротором, имеющим магниты тангенциальной намагниченности – это применение скоса полюсов на роторе, такой способ более технологичен, по сравнению с профилированием полюсов и может быть рекомендован для мелкосерийного производства.

Список литературы: 1. *Вигрянов П.Г.* Пульсации электромагнитного момента монофазных вентиляльных двигателей в аварийных режимах работы / *П.Г. Вигрянов* // Вопросы электромеханики. Т. 128. – 2012. – С. 9-16. 2. *Гребеников В. В.* Способы уменьшения пульсаций электромагнитного момента в электрических машинах с постоянными магнитами и зубцово-пазовым статором / *В.В. Гребеников, М.В. Приймак* // Праці ІЕД НАНУ: Зб. наук. пр., 2010. – Вип. 27. – С. 52-58. 3. *Гребеников В.В.* Способы уменьшения пульсаций электромагнитного момента в электрических машинах с постоянными магнитами радиальной намагниченности / *В.В. Гребеников, М.В. Приймак* // Гідроенергетика України. – 2014. – № 2-3. – С. 62-67. 4. *Радимов И.Н.* Разработка вентиляльных двигателей с постоянными магнитами на базе штампа статора реактивной машины / *И.Н. Радимов, В.В. Рымша, М.В. Гульий, З.П. Процьина, Чан Тхи Тху Хьонг* // Електротехніка і електромеханіка. №1 – 2008. – С. 41–44. 5. *Рымша В.В.* Влияние конфигурации зубцовой зоны статора на электромагнитный момент и радиальные электромагнитные силы вентиляльно-реактивного электродвигателя / *В.В. Рымша, И.Н. Радимов, Чан Тхи Тху Хьонг* // Електротехніка і Електромеханіка. №2. – 2006. – С.56-58

Bibliography (transliterated): 1. *Vigryanov P.G.* Pulsatsii elektromagnitnogo momenta monofaznyih ventilnyih dvigateley v avariyniyih rezhimah roboty. *P.G. Vigryanov.* Voprosy elektromehani. T. 128. 2012. 9-16. [Print]. 2. *Grebennikov V. V.* Sposobyi umensheniya pulsatsiy elektromagnitnogo momenta v elektricheskikh mashinah s postoyannymi magnitami i zubtsovo-pazovyim statorom. *V.V. Grebenikov, M.V. Priyimak.* Pratsi IED NANU: Zb. nauk. pr., 2010. Vip. 27. 52-58. [Print]. 3. *Grebennikov V.V.* Sposobyi umensheniya pulsatsiy elektromagnitnogo momenta v elektricheskikh mashinah s postoyannymi magnitami radialnoy namagnichennosti. *V.V. Grebenikov, M.V. Priyimak.* Hidroenergetika Ukraini. 2014. No 2-3. 62-67. [Print]. 4. *Radimov I.N.* Razrobotka ventilnyih dvigateley s postoyannymi magnitami na baze shtampa statora reaktivnoy mashiny. *I.N. Radimov, V.V. Ryimsha, M.V. Gulyiy, Z.P. Protsyina, Chan Thi Thu Hyiong.* Elektrotehnika I elektromehanika. No 1. 2008. 41–44. [Print]. 5. *Ryimsha V.V.* Vliyanie konfiguratsii zubtsovoy zonyi statora na elektromagnitnyy moment i radialnyie elektromagnitnyie silyi ventilno-reaktivnoy elektrodvigatelya. *V.V. Ryimsha, I.N. Radimov, Chan Thi Thu Hyiong.* Elektrotehnika I Elektromehanika. No2. 2006. S.56-58/ [Print]

Надійшла (received) 22.09.2014



Гребеников Виктор владимирович
д-р техн. наук,
ведущ. науч. сотр., Институт электродинамики НАН Украины
E-mail: elm1153@gmail.com



Приймак Максим Васильевич
Инж. 1 кат., Институт электродинамики НАН Украины
E-mail: maksim.prv@gmail.com

С. Е. ДЗЕНИС, главный конструктор, ПАО «ЭЛЕКТРОМАШИНА», Харьков

ПУТИ СНИЖЕНИЯ МЕХАНИЧЕСКИХ ПОТЕРЬ В ПОДШИПНИКАХ ПРИ ПРОЕКТИРОВАНИИ ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

При проектировании серий энергоэффективных двигателей способом повышения энергоэффективности двигателя является снижение всех видов потерь, в том числе механических потерь. В статье выполнен анализ потерь в подшипниках различных конструктивных исполнений и различных производителей, и смазках, описаны способы снижения механических потерь в подшипниках электродвигателей, даны рекомендации для практического конструирования. Приведены результаты испытаний двигателей с применением рекомендованных подшипников и смазок.

Ключевые слова: Проектирование асинхронных трехфазных электродвигателей, короткозамкнутый ротор, энергоэффективные электродвигатели, механические потери, потери в подшипниках.

Введение. Как известно, механические потери составляют достаточно весомый процент постоянно действующих потерь, которые практически не зависят от нагрузки. Поэтому снижение механических потерь является одним из инструментов проектирования энергоэффективных электродвигателей. Использование данного пути проектирования сдерживается несовершенством методик расчета механических потерь, которые носят полуэмпирический характер, и дают результаты вычислений с невысокой степенью точности, и недостаточным количеством данных о механических потерях серийных подшипников и смазок.

Анализ основных достижений. По имеющимся сведениям, механические потери в подшипниках электродвигателей общепромышленных серий не являлись ранее предметом отдельных пристальных исследований. При проектировании, задачи минимизации механических потерь ставились только для высокооборотных электродвигателей (20 000 и более об/мин.) [1], где в качестве эффективной меры борьбы с механическими потерями рекомендовалась замена подшипников качения на лепестковые или электромагнитные опоры [2]. Однако, подобные меры не применимы к общепромышленным электродвигателям, имеющим частоту вращения 3000 об/мин и менее, в силу конструктивных особенностей подобных опор, а так же с точки зрения достижения окупаемости энергоэффективных электродвигателей. С этой же точки зрения, нецелесообразно и выполнение иногда встречающихся рекомендаций [3] по применению подшипников более высокого класса точности, которые имеют более высокую стоимость, как самих подшипников, так и более высокие требования к посадочным и привалочным поверхностям подшипниковых узлов, что в свою очередь также увеличивает трудоемкость изготовления и себестоимость изделия. Таким образом, для проектирования общепромышленных энергоэффективных

© С. Е. Дзенис, 2014

двигателей, необходим поиск решений и разработка рекомендаций, позволяющих эффективно снизить механические потери в подшипниках, избегав при этом значительного удорожания стоимости изготовления подшипниковых узлов двигателей и подшипников, с целью получения экономического эффекта от внедрения энергоэффективных двигателей при производстве и эксплуатации.

Материал исследований. Как известно, механические потери зависят от частоты вращения вала электродвигателя и являются тем большими, чем выше частота вращения вала. Также, в общем случае, потери зависят от типоразмера подшипника, конструкции подшипника и подшипникового узла, применяемой смазки. Для выработки путей снижения механических потерь, был выполнен анализ потерь в электродвигателях отрезка в.о.в. 63-132, различных заводов производителей России, Украины и Белоруссии.

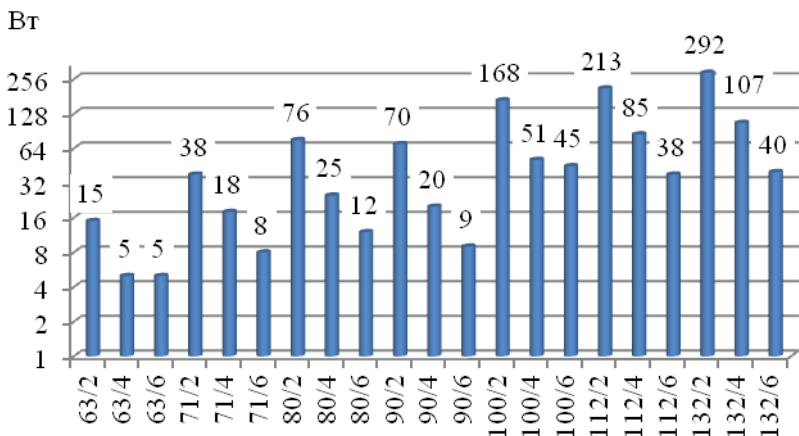


Рис.1 – Усредненные величины механических потерь в электродвигателях в.о.в. 63-132 с числом пар полюсов $2p=2,4,6$.

На рис.1 наглядно видна зависимость величины механических потерь от частоты вращения вала двигателя. Кроме этого анализ рис.1 позволяет предположить, что для двигателей с $2p=2,4$ снижение механических потерь является актуальной задачей, для реализации которой, выполнен более детальный анализ механических потерь в подшипниках и в вендузлах на примере типопредставителя электродвигателя АИР80. Ниже приведены усредненные потери в двигателях с $2p=2, 2p=4, 2p=6$, полученные в результате испытаний электродвигателей производства заводов России, Украины и Белоруссии. Испытания и разделение потерь в электродвигателях проводились согласно требованиям стандарта ИЕС 60034-30-2. Образцы для испытаний были приобретены в оптовой и розничной продаже, и считались типовыми представителями серии, имеющими стабильные технические

показатели, учитывая то, что производство данных электродвигателей освоено и выпуск соответствует объему выпуска среднесерийного производства.

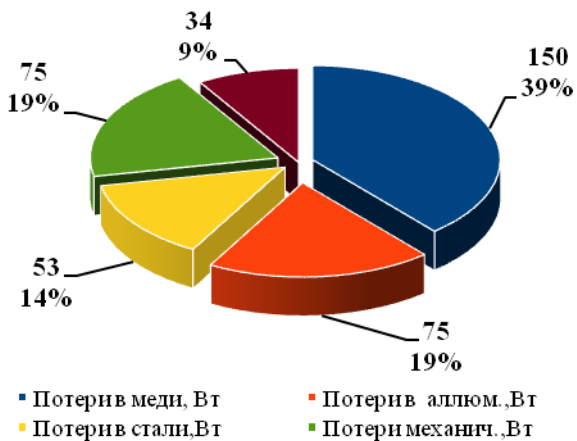


Рис. 2 – Типовое распределение потерь в АИР 80А2.

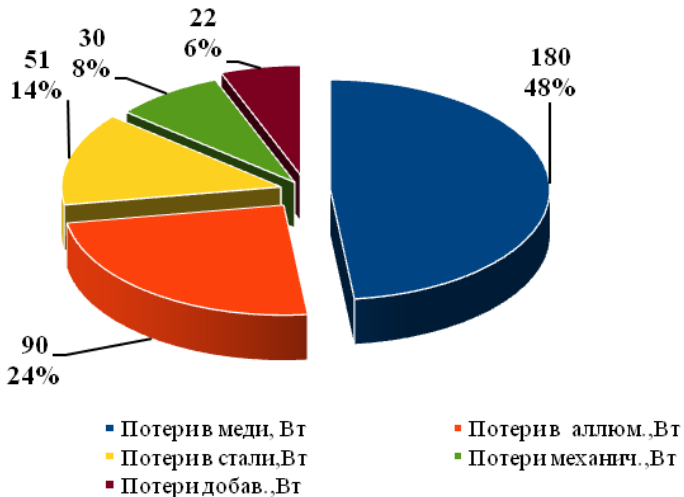


Рис. 3 –Типовое распределение потерь в АИР 80А4

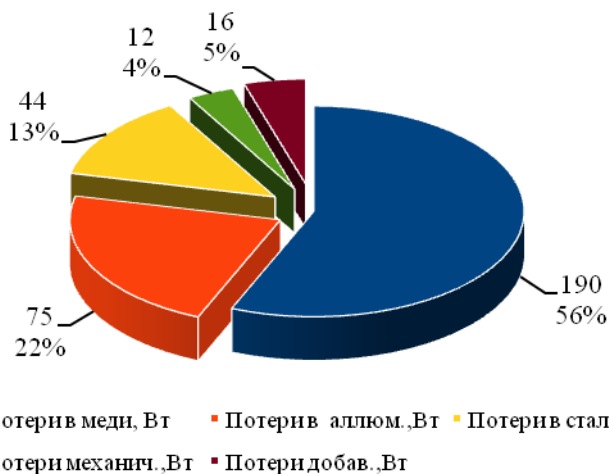


Рис. 4 – Типовое распределение потерь в АИР 80А6.

Как видно из диаграмм, приведенных на рис. 2-4, механические потери составляют значительную величину для двигателей $2p=2$, а именно до 19% всех потерь, что больше потерь в стали и сопоставимо с потерями в алюминиевой клетке ротора. Меньшую, но весомую величину механические потери составляют для двигателей $2p=4$, где они сопоставимы с потерями в сердечнике статора. Механические потери в двигателях $2p=6$ являются самыми меньшими из всех видов потерь для шестиполюсных двигателей, их величина незначительна и вряд ли представляют интерес с точки зрения практического повышения КПД двигателя.

Ниже приведены данные показывающие разделение механических потерь в подшипниковых узлах и вентиляционном узле.

Как видно из рис.5 доля механических потерь в подшипниках двигателей $2p=2,4$ превалирует над долей потерь на вентиляцию, для двигателей $2p=6$ потери на вентиляцию превышают потери в подшипниках. Снижение потерь в вентиляционных узлах двигателей связано с необходимостью проведения ряда сложных аэродинамических расчетов, и последующей экспериментальной проверкой расчетных данных, что является специфической и весьма трудоемкой задачей. Анализ фактического распределения соотношения механических вентиляционных потерь и механических потерь в подшипниках дает необходимые исходные данные для проведения работ по сокращению потерь в подшипниках.



Рис.5 – Усредненные данные разделения потерь в подшипниковых и вентиляционных узлах АИР 80А с числом пар полюсов $2p=2,4,6$.

Кроме этого, следует учесть так же то, что ряд европейских и китайских ученых занимающихся проблемами энергоэффективности двигателей высказывают предложения связанные увеличением диаметра и габаритов электродвигателя [4], что повлечет увеличение теплоотводящей поверхности, и уменьшение других видов потерь. Что в конечном итоге может привести к отказу от конструктивного использования вентиляционных узлов[5], по крайней мере, для шестиполюсных двигателей.

Эти, а также другие, вышеописанные соображения, заставляют сконцентрировать внимание на вопросах уменьшения механических потерь в подшипниках двух и четырех полюсных двигателей, как на действенном средстве повышения энергоэффективности, которое наряду с другими мероприятиями, которые не рассматриваются в данной статье, позволяют достигать старших уровней энергоэффективности по стандарту IEC 60034-30.

Результаты исследований. Для выполнения исследований был выбран экспериментальный способ определения величины механических потерь в подшипниках, по причине того, что известные традиционные аналитические методы расчета механических потерь в подшипниках дают результаты значительно отличающиеся от результатов, полученных при проведении испытаний двигателя в сборе, и еще более отличающиеся от результатов измерения механических потерь на трение шарикоподшипников по методике ВНИПП РМ №3-85. Кроме того, данные методики ориентированы в основном для расчетов открытых подшипников, работающих в масляной ванне [6], как правило, в методиках не учитывается влияние типа смазки и конструкции

подшипника, при применении этих методов для расчетов закрытых подшипников с пластическими смазками, они дают результаты, значительно отличающиеся от данных эксперимента. Существуют методики разработанные ведущими компаниями- производителями подшипников, например SKF, учитывающие множество факторов, в том числе, смазки и конструкцию подшипников. Расчеты по данным методикам дают гораздо лучшую сходимостъ результатов эксперимента и расчетов, однако все же имеют значительные расхождения с результатами экспериментов.

При определении механических потерь в подшипниках собранного электродвигателя пренебрегали потерями на трение ротора об воздух и потерями в уплотнениях двигателя. Испытуемые двигатели не имеют механических уплотнений по линии вала, и соответственно данный вид потерь отсутствует, потери от трения об воздух минимальны т.к. электродвигатели серии АИР имеют скорости вращения 3000 об/мин. и менее, двигатели имеют лакокрасочное покрытие на поверхности ротора, а также имеют неразвитую корону ротора, не содержащую лопаток или других выступающих элементов.

Целью проведения испытаний являлось определение фактических механических потерь на трение серийно изготавливаемых шарикоподшипников с различными типами смазок, перезакладываемыми в подшипник.

Испытания проводились над партией подшипников из 10 шт., и первоначально испытывались подшипники с одинаковой смазкой. Из общего числа подшипников показавших стабильные потери, отбирались по 3 образца подшипников, в которые последовательно перезакладывались несколько видов смазок, и проводились измерения механических потерь на трение с перезаложеной смазкой.

Измерение механических потерь на трение шарикоподшипников, производилось по методике ВНИИПП РМ №3-85, основанной на замере усилия удержания от проворота наружного кольца подшипника, при вращении внутреннего кольца с постоянной частотой равной 3000 об/мин. В случае получения неоднозначных результатов испытаний, проводились повторные испытания нового образца аналогичного подшипника.

Для проведения испытаний были закуплены серийно изготавливаемые шарикоподшипники радиальные однорядные, типоразмера 6204, со следующими исполнениями:

- открытого типа;
- с одной защитной шайбой (*_Z*);
- с двумя защитными шайбами (*_2Z*);
- двухсторонним уплотнением (*_2RS*).

Потери определялись при частоте вращения внутреннего кольца подшипника 2850 об/мин., при температуре приблизительно равной $20^{\circ}\text{C}\pm 2^{\circ}\text{C}$.

Ввиду большого объема экспериментальных данных, ниже приводятся только окончательные результаты для подшипников 6204ZZ.

Следует отметить, что наибольшие потери, при испытаниях с одинаковыми смазками имеют подшипники с двумя уплотнениями (RS), наименьшие потери имеют подшипники открытого типа, при этом потери подшипников с одной защитной шайбой (Z) имеют потери на 10-15 % выше, чем подшипники открытого типа. Также подшипники, имеющие одну защитную шайбу несколько дороже, чем полностью открытые, но значительно дешевле подшипников с уплотнениями.

При испытанных подшипников различных фирм производителей, а именно VBF (ЗАО «Вологодский подшипниковый завод»), АО «ХАРП», KINEX (Словакия), KG (КНР), NSK (Япония), SKF (Швеция), FAG (Германия) были получены следующие результаты для подшипников в различных конструктивных исполнениях и с одинаковыми смазками (см. рис.6), где на примере подшипников 6204ZZ показаны величины механических потерь в подшипниках различных производителей.

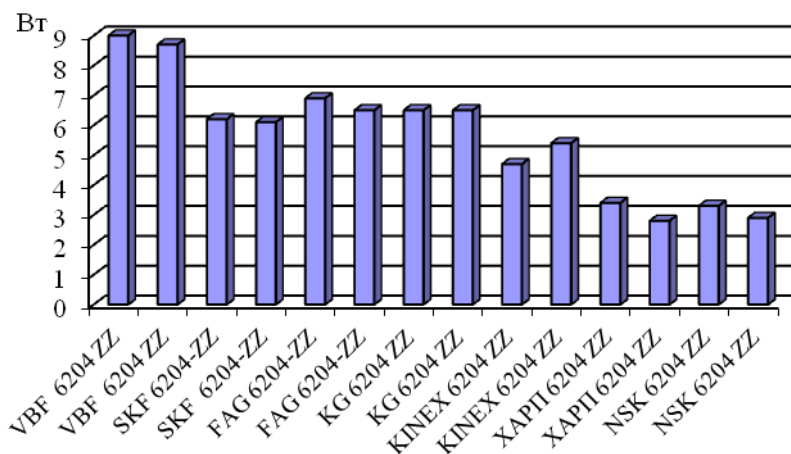


Рис.6 – Величины механических потерь в подшипниках 6204ZZ.

Из которых, меньшими потерями обладают подшипники производства ХАРП, KINEX, NSK. Сходные результаты получены для подшипников других исполнений.

Учитывая стоимость подшипников предназначенных для применения в общепромышленных электродвигателях, дальнейшие эксперименты продолжены с подшипниками, имеющими как наименьшие потери, так и наименьшую стоимость. На образцах подшипников производства ХАРП проводилось дальнейшее определение потерь в смазках.

Типы смазок испытываемых подшипников указаны на рис.7, на котором можно видеть результаты испытаний. Эксперименты проводились с применением смазок АЗМОЛ (Украина), TOTAL (Франция).

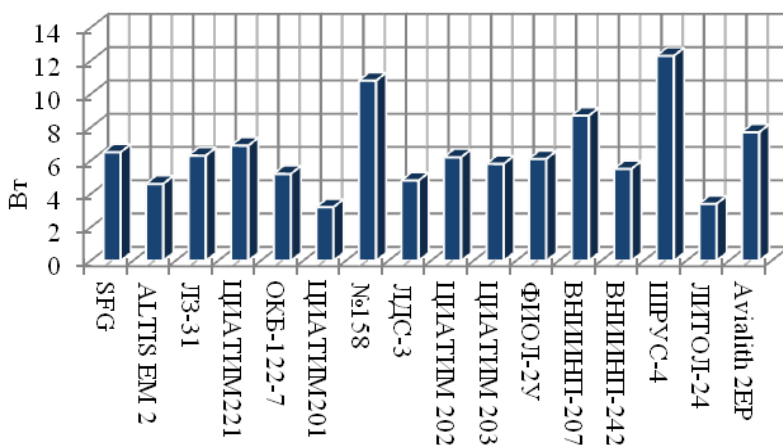


Рис. 7 – Механические потери в подшипниках 60204Z (производства ХАРП) с различными смазками по результатам испытаний

Из рис.7 видно, что наименьшие потери, из ряда смазок традиционно используемых для закладки в подшипники электродвигателей, имеют смазки ЛИТОЛ-24, ЦИАТИМ-221. Данные смазки имеют разные температурные диапазоны применения и могут быть рекомендованы для различных климатических исполнений электродвигателей.

Из смазок имеющих рабочий температурный диапазон от -40...+120 или близкий к этому, наименьшие потери имеет смазка ЛИТОЛ-24(в среднем 3,4 Вт). Для смазок имеющих рабочий температурный диапазон -60...+120 и близкий к нему наименьшие потери имеет смазка ЦИАТИМ-221(в среднем 7,2 Вт). Смазка LZ-31, традиционно применяемая для заполнения подшипников.

Из смазок имеющих рабочий температурный диапазон от -40...+120 или близкий к этому, наименьшие потери имеет смазка ЛИТОЛ-24(в среднем 3,4 Вт). Для смазок имеющих рабочий температурный диапазон -60...+120 и близкий к нему наименьшие потери имеет смазка ЦИАТИМ- 221 (в среднем 7,2 Вт). Смазка LZ-31, традиционно применяемая для заполнения подшипников общепромышленных серий электродвигателей с рабочим температурным диапазоном от -40...+120 имеет усредненные потери 6,3 Вт.

Подшипники 6204.2RS со смазкой LZ-31 применяемые в серии общепромышленных электродвигателей имеют механические потери 30-35 Вт.

Экспериментальное подтверждение возможности применения в подшипниковых узлах электродвигателей подшипников 6204Z со смазками ЛИТОЛ-24, ЦИАТИМ-221, показало, что механические потери подшипниках в двухполюсного электродвигателя, значительно сократились и составили 9-10Вт, тогда как на серийном образце такого двигателя эти потери составляли 30Вт.

Следует отметить, что механические потери в подшипниках, установленных в электродвигатель, возросли примерно в 1,5 раза, что объясняется уменьшением радиального зазора в подшипниках при посадке на вал и в подшипниковые щиты, а также возникающими, за счет влияния допусков деталей, угловыми перекосами. Для проверки корректности выработанных рекомендаций был изготовлен образец электродвигателя АИР71 А2, с установленными в нем подшипниками 6204Z с заложенной смазкой ЛИТОЛ-24 и смазкой ЦИАТИМ-221. Данный электродвигатель прошел электрические, климатически испытания, испытания на степень защиты. По результатам испытаний на степень защиты и климатических испытаний было подтверждено соответствие двигателя требованиям к серийным электродвигателям серии АИР.

Таблица 1 – Сравнение механических потерь в серийном двигателе и модернизированном

	Серийный электродвигатель АИР71А2 с подшипниками 6204.2RS и смазкой ЛЗ-31	Образец АИР71А2 с подшипниками 6204.Z и смазкой ЛИТОЛ-24
Суммарные механические потери, Вт	41	19
Механические потери в вентиляционном узле, Вт	10	10
Механические потери в подшипниковых узлах, Вт	31	9

По результатам электрических испытаний было установлено, что доля суммарных механических потерь уменьшена на 53,6 %, и соответственно суммарные потери двигателя снизились с 220 Вт до 198Вт, что увеличило к.п.д. двигателя на 0,018 о.е. (с 0,773 до 0,791 о.е.).

Выводы.

1. Снижение механических потерь для двухполюсных двигателей является эффективным средством для повышения кпд. Для четырехполюсных двигателей – снижение механических потерь возможно но, малоэффективно, для шести полюсных двигателей уменьшение механических потерь не окажет значительного влияния на повышение энергоэффективности двигателя.

2. Смазки и подшипники, применяемые в подшипниках общепромышленных серий, не являются оптимальными, с точки зрения механических потерь.

3. Кроме общеизвестных зависимостей потерь в подшипниках от типоразмера подшипника, конструкции подшипникового узла, ширины дорожек, диаметра тела вращения подшипника, потери так же в значительной мере зависят от типа уплотнения подшипника и типа заложённой в подшипник смазки.

4. Значительной экономии можно добиться, применяя подшипники с одной защитной шайбой, что позволяет легко наполнять подшипник смазкой, создать условия для выхода лишней смазки из подшипника, избежать применения лабиринтных уплотнений со стороны полости статора электродвигателя.

5. Снижение механических потерь в подшипниках возможно без удорожания и увеличения класса точности подшипников и ужесточения требования по точности посадочных и привалочных поверхностей. Учитывая, что стоимость подшипников с одной защитной шайбой, ниже чем стоимость подшипников с 2-мя уплотнениями, стоимость смазок сопоставима, не требуется затрат на применение лабиринтных колец, класс точности подшипника не изменяется, то можно утверждать, что снижение механических потерь в подшипниках может быть достигнуто без удорожания изготовления двигателя.

При реализации данных рекомендаций в конструкциях энергоэффективных двигателей, дальнейшее снижение механических потерь в двигателях общепромышленной серии возможны за счет модернизации вентиляционных узлов.

Список литературы: 1. Прусаков А.С., Румянцев М.Ю. "Высокоскоростные электрокомпрессоры на основе вентиляльных двигателей на подшипниках с газовой смазкой, Московский энергетический институт", uCoz. uCoz, 2014. [web]. 24 июня 2014 <http://foil-bearing.ru/publ/vysokoskorostnye_ehlektrokompressory_na_osnove_ventilnykh_dvigatelej_na_podshipnikakh_s_gazovoj_smazkoj/1-1-0-3>. 2. М.Е. Захарова, М.Ю. Румянцев, С.И. Сигачев, А.В. Сизякин. "Применение высокоскоростных электротурбомашин малой мощности на летательных аппаратах", uCoz. uCoz, 2014. [web]. 26 июня 2014 <http://foil-bearing.ru/publ/primenenie_vysokoskorostnykh_ehlektroturbomashin_maloy_moshhnosti_na_letatelnykh_apparatakh/1-1-0-23>. 3. Муравлева О.О., Углянюк В.В. "Проектирование энергоэффективных асинхронных двигателей." Научно-техническая библиотека. Национальный исследовательский Томский политехнический университет, Национальный исследовательский Томский политехнический университет. [web]. 28 июня 2014 <www.lib.tpu.ru/fulltext/v/Conferences/2011/K04/114060.pdf>. 4. John Petro "Cost-effective construction of high efficiency motors", Join Reserch centre Institute for Energy and Transport(IET),European Commission 2014. [web]. 29 июня 2014 <<http://iet.jrc.ec.europa.eu/energyefficiency/publication/6th-international-conference-eemods-09-energy-efficiency-motor-driven-systems-vol-1>>. 5. Daniel Liang, ,Yang Xu,Yu Jiabin,Victor Zhou, Wang Qin, "Recent developments in copper rotor motors in china", Join Reserch centre Institute for Energy and Transport(IET),European Commission 2014. [web]. 28 июня 2014 <<http://iet.jrc.ec.europa.eu/energyefficiency/publication/6th-international-conference-eemods-09-energy-efficiency-motor-driven-systems-vol-1>>. 6. Ануриев В.И., Справочник конструктора машиностроителя. –М.:, Машиностроение,2001. – No2, 91с.

Bibliography (transliterated): 1. Prusakov A.S., Rumjancev M.Ju. "Vysokoskorostnye jelektrokompressory na osnove ventil'nyh dvigatelej na podshipnikah s gazovoj smazkoj, Moskovskij jenergeticheskij institut", uCoz. uCoz, 2014. [web]. 24 ijunja 2014 <[http://foil-bearing.ru/publ/vysokoskorostnye_ehlektrokompressory_na_osnove_ventilnykh_dvigatelej_na_podshipnikah_s_gazovoj_smazkoj](http://foil-bearing.ru/publ/vysokoskorostnye_ehlektrokompressory_na_osnove_ventilnykh_dvigatelej_na_podshipnikakh_s_gazovoj_smazkoj)>.

bearing.ru/publ/vysokoskorostnye_ehlektrokompresory_na_osnove_ventilnykh_dvigatelej_na_podshipnikakh_s_gazovoj_smazkoj/1-1-0-3>. **2.** M.E. Zaharova, M.Ju. Rumjancev, S.I. Sigachev, A.V. Sizjakin. "Primenenie vysokoskorostnyh jelektroturbomashin maloj moshhnosti na letatel'nyh apparatah", uCoz. uCoz, 2014. [web]. 26 ijunja 2014 <http://foil-bearing.ru/publ/primenenie_vysokoskorostnykh_ehlektroturbomashin_maloy_moshhnosti_na_letatelnykh_apparatakh/1-1-0-23>. **3.** Muravleva O.O., Ugljanjuk V.V. "Proektirovanie jenergojeffektivnyh asinhronnyh dvigatelej." Nauchno-tehnicheskaja biblioteka. Nacional'nyj issledovatel'skij Tomskij politehnicheskij universitet, Nacional'nyj issledovatel'skij Tomskij politehnicheskij universitet. [web]. 28 ijunja 2014 <www.lib.tpu.ru/fulltext/v/Conferences/2011/K04/114060.pdf>. **4.** John Petro "Cost-effective construction of high efficiency motors",Join Reserch centre Institute for Energy and Transport(IET),European Commission 2014. [web]. 29 ijunja 2014 <<http://iet.jrc.ec.europa.eu/energyefficiency/publication/6th-international-conference-eemods-09-energy-efficiency-motor-driven-systems-vol-1>>. **5.** Daniel Liang, ,Yang Xu, Yu Jiabin, Victor Zhou, Wang Qin, "Recent developments in copper rotor motors in china", Join Reserch centre Institute for Energy and Transport(IET),European Commission 2014. [web]. 28 ijunja 2014 <<http://iet.jrc.ec.europa.eu/energyefficiency/publication/6th-international-conference-eemods-09-energy-efficiency-motor-driven-systems-vol-1>>. **6.** Anur'ev V.I., Spravochnik konstruktora mashinostroitelja. – M.:, Mashinostroenie,2001. – No2, 912c.

Надійшло (received) 24.08.2014



Дзенис Сергей Евгеньевич
ПАО «ЭЛЕКТРОМАШИНА», главный конструктор,
г. Харьков.
E-mail: s_dzenis@rambler.ru

Н. Н. ЗАБЛОДСКИЙ, д-р техн. наук., проф. ДонГТУ, Алчевск;
В. Е. ПЛЮГИН, канд. техн. наук., доц. ДонГТУ, Алчевск

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ В ШНЕКОВОМ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОМ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ MATLAB/SIMULINK

Рассмотрены полифункциональные электротепломеханические преобразователи энергии с ферромагнитным ротором, предусматривающие полное использование диссипативной энергии, структурную, функциональную и тепловую интеграцию. Выполнено математическое моделирование теплового нагрева рассмотренного устройства в среде сыпучего материала с использованием пакета Matlab/Simulink.

Ключевые слова: электромеханический преобразователь, ферромагнитный ротор, интеграция, эквивалентная тепловая схема, математическая модель, тепловой расчет.

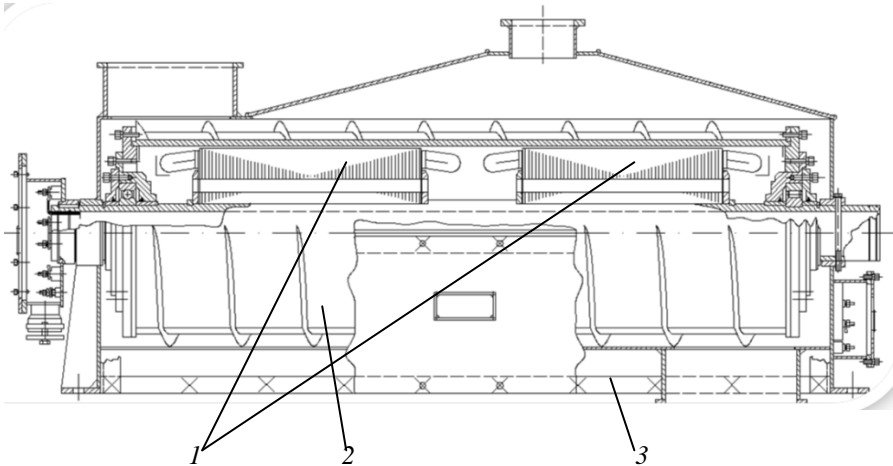
Создание ресурсо- и энергосберегающих технологий базируется на двух основных направлениях. Первое из них связано с повышением КПД отдельных элементов системы преобразования энергии. Второе – основано на интегрировании функциональных свойств одним агрегатом и использовании диссипативной энергии. Поскольку первое из направлений при развитой системе оптимизации конструктивных решений определяется, прежде всего, созданием новых активных и изоляционных материалов, темпы его развития ограничены [1].

Для технологических систем, объединяющих процессы транспортировки, нагрева, перемешивания материалов, наиболее перспективным следует считать второе направление. В этом случае становится возможным сбережение ресурсов за счет объединения отдельных элементов оборудования в одном корпусе и, что очень важно, использование диссипативной энергии указанных элементов, которая ранее при традиционной схеме преобразования и использования энергии бесполезно рассеивалась в окружающую среду.

Одним из основных путей повышения технико-экономических показателей электропривода является создание совмещенных в одном корпусе двигателей насосов, двигателей-мешалок, двигателей-шнеков [2, 3]. Это перспективный класс электромеханических систем, предназначенных для непосредственного осуществления технологических процессов и отличающихся усиленной концентрацией функциональных и энергетических свойств. Конструкция ПЭМП представлена на рис. 1.

Два статора, посаженных на общий полый вал, создают встречно направленные электромагнитные моменты, обеспечивая необходимую скорость вращения полого цилиндра общего ротора без применения механического редуктора. Ротор, имеющий шнековую навивку, кроме

функции перемещения рабочего материала (угольного шлама) одновременно обеспечивает нагрев последнего.



1 – статоры; 2 – массивный ротор шнека; 3 – нагревательная система днища
Рис. 1 – Конструктивная схема двухстаторного ЭТМП

Создание ЭТМП с заданными свойствами требует глубокого анализа теплообменных процессов. При заданных значениях исходных температур охлаждающей среды, полученных в результате электромагнитных расчетов значений параметров, мощности тепловыделений и геометрических размеров активных частей ЭТМП составляется эквивалентная тепловая схема (ЭТС) [4–6]. Решение системы уравнений теплопроводности, соответствующей данной ЭТС дает значения средних температур (или превышений температур) для всех основных элементов, из которых состоит ЭТМП. При этом ведется оценка соответствия температуры нагрева изоляции статорной обмотки допустимой температуре для выбранного класса нагревостойкости.

При построении ЭТС шнекового ЭТМП приняты следующие допущения [7]:

- а) передача тепла в аксиальном направлении между смежными модулями отсутствует;
- б) средние значения температуры массивного ротора в его верхней и нижней половинах одинаковы. Уточнение теплового расчета для установления величины высших гармоник, возникающих из-за температурных пульсаций в роторе, выполняется по отдельной методике;
- в) удельные мощности тепловыделений в соответствующих элементах всех модулей одинаковы; г) теплоемкость сыпучего материала постоянная, теплота фазового перехода парообразования содержащейся в материале воды не учитывается.

Указанные допущения позволяют рассматривать ЭТС каждого модуля как самостоятельную схему замещения. Учитывая то обстоятельство, что для каждого сыпучего материала с учетом его реологических свойств существует рекомендуемый коэффициент заполнения шнека, мы можем получить симметричную либо асимметричную относительно оси полого вала схему ЭТС.

Для оценки теплового состояния машины была составлена эквивалентная тепловая схема (рис. 2), унаследованная от закрытого обдуваемого погружного асинхронного двигателя (соответствующая часть схемы выделена пунктиром) [8].

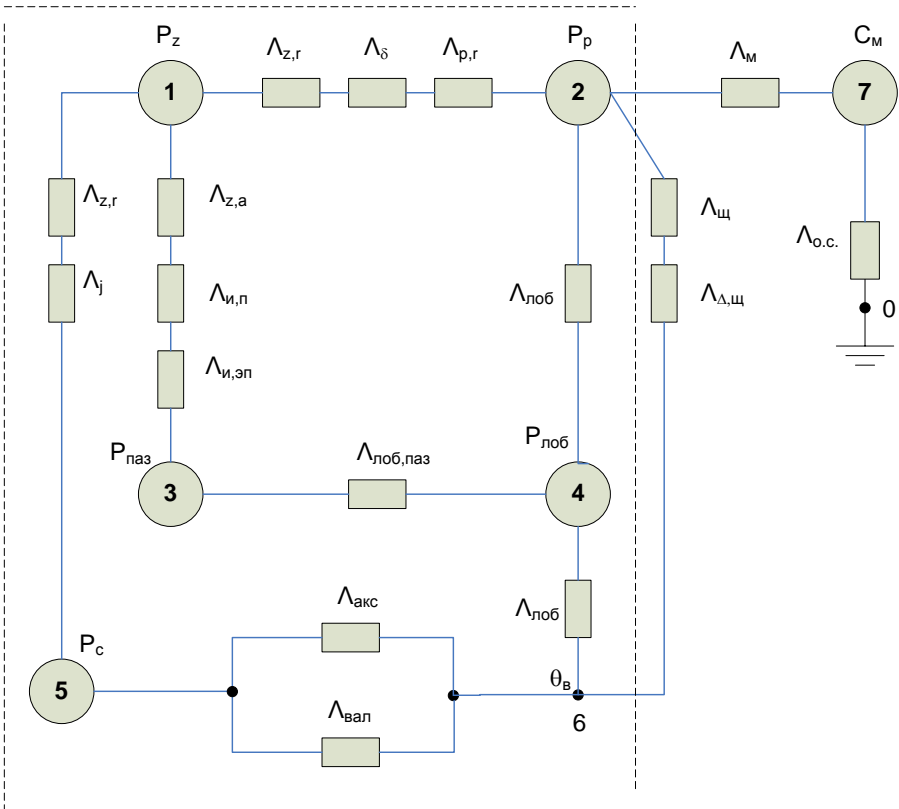


Рис. 2 – Эквивалентная тепловая схема ПЭМП

На схеме обозначено: P_z – потери в зубцах; P_p – потери в роторе; $P_{паз}$ – потери в пазовой части; $P_{лоб}$ – потери в лобовой части; P_c – потери в сердечнике статора; C_m – теплоемкость нагреваемого материала; $\Lambda_{z,r}$, $\Lambda_{z,a}$ – соответственно тепловые проводимости зубцов в радиальном и аксиальном

направлении; $\Lambda_{p,r}$ – тепловая проводимость ротора в радиальном направлении; Λ_{δ} – тепловая проводимость воздушного зазора; $\Lambda_{и,п}$ – тепловая проводимость пазовой изоляции; $\Lambda_{и,эп}$ – тепловая проводимость эквивалентная изоляции паза; $\Lambda_{л}$ – тепловая проводимость лобовой части; $\Lambda_{лоб,паз}$ – тепловая проводимость между пазовой и лобовой частями; Λ_j – тепловая проводимость яра статора; $\Lambda_{акс}$ – тепловая проводимость аксиальных вентиляционных каналов; $\Lambda_{вал}$ – тепловая проводимость вала; $\Lambda_{щ}$ – тепловая проводимость подшипникового щита; $\Lambda_{\Delta,щ}$ – тепловая проводимость от подшипникового щита к внутреннему воздуху; $\Lambda_{м}$ – тепловая проводимость материала; $\Lambda_{о.с.}$ – тепловая проводимость от материала к окружающей среде; $\theta_{в}$ – температура охлаждающего воздуха системы принудительной вентиляции.

После упрощения схемы (рис. 3), расчета тепловых проводимостей, потерь и теплоемкостей узлов, было выполнено решение задачи нестационарного нагрева электрической машины [9], представленной матрицей (1) и системой дифференциальных уравнений (2), в пакете Matlab/Simulink.

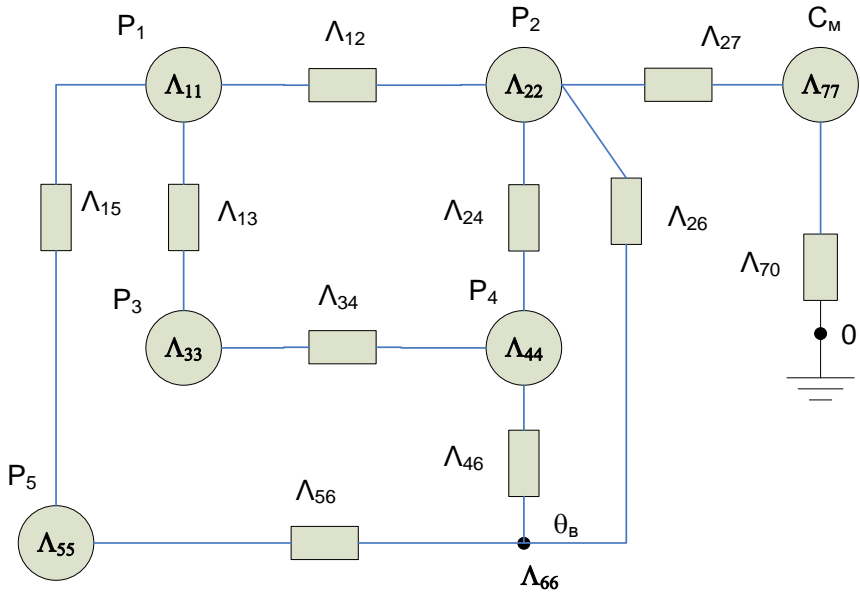


Рис. 3 – Упрощенная эквивалентная тепловая схема ПЭМП

$$\begin{bmatrix} \Lambda_{11} & -\Lambda_{12} & -\Lambda_{13} & 0 & -\Lambda_{15} & 0 & 0 \\ -\Lambda_{12} & \Lambda_{22} & 0 & -\Lambda_{24} & 0 & -\Lambda_{26} & -\Lambda_{27} \\ -\Lambda_{13} & 0 & \Lambda_{33} & -\Lambda_{34} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\Lambda_{24} & -\Lambda_{34} & \Lambda_{44} & 0 & -\Lambda_{46} & 0 \\ -\Lambda_{15} & 0 & 0 & 0 & \Lambda_{55} & -\Lambda_{56} & 0 \\ 0 & -\Lambda_{26} & 0 & -\Lambda_{46} & -\Lambda_{56} & \Lambda_{66} & 0 \\ 0 & -\Lambda_{27} & 0 & 0 & 0 & 0 & \Lambda_{77} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \theta_1 \\ \theta_2 \\ \theta_3 \\ \theta_4 \\ \theta_5 \\ \theta_6 \\ \theta_7 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} P_1 \\ P_2 \\ P_3 \\ P_4 \\ P_5 \\ P_6 \\ P_7 \end{bmatrix}, \quad (1)$$

где $\Lambda_{11} = \Lambda_{12} + \Lambda_{13} + \Lambda_{15}$; $\Lambda_{22} = \Lambda_{12} + \Lambda_{24} + \Lambda_{26} + \Lambda_{27}$; $\Lambda_{33} = \Lambda_{13} + \Lambda_{34}$; $\Lambda_{44} = \Lambda_{24} + \Lambda_{34} + \Lambda_{46}$; $\Lambda_{55} = \Lambda_{15} + \Lambda_{56}$; $\Lambda_{66} = \Lambda_{26} + \Lambda_{46} + \Lambda_{56}$; $\Lambda_{77} = \Lambda_{27} + \Lambda_{70}$; $P_6 = 0$; $P_7 = 0$; $\theta_6 = \text{const}$.

$$\begin{cases} C_1 \frac{d\theta_1}{dt} = -\Lambda_{11}\theta_1 + \sum_{i=2}^7 \Lambda_{1i}\theta_i + P_1 \\ C_2 \frac{d\theta_2}{dt} = -\Lambda_{22}\theta_2 + \Lambda_{12}\theta_1 + \sum_{i=3}^7 \Lambda_{2i}\theta_i + P_2 \\ C_3 \frac{d\theta_3}{dt} = -\Lambda_{33}\theta_3 + \Lambda_{13}\theta_1 + \sum_{i=4}^7 \Lambda_{3i}\theta_i + P_3 \\ C_4 \frac{d\theta_4}{dt} = -\Lambda_{44}\theta_4 + \Lambda_{24}\theta_2 + \Lambda_{34}\theta_3 + \Lambda_{46}\theta_6 + P_4 \\ C_5 \frac{d\theta_5}{dt} = -\Lambda_{55}\theta_5 + \Lambda_{15}\theta_1 + \Lambda_{56}\theta_6 + P_5 \\ \theta_6 = -\Lambda_{66}\theta_6 + \Lambda_{26}\theta_2 + \Lambda_{46}\theta_4 + \Lambda_{56}\theta_5 \\ C_7 \frac{d\theta_7}{dt} = -\Lambda_{77}\theta_7 + \Lambda_{27}\theta_2 \end{cases} \quad (2)$$

Как видно из (2), в шестой строке, соответствующей узлу входа охлаждающего воздуха, температура этого воздуха принимается постоянной и равной θ_6 . Также в уравнении отсутствуют собственные потери. В седьмой строке системы, соответствующей узлу с теплоемкостью нагреваемого материала, отсутствуют собственные потери.

Пример реализации первой строки системы (2) в Simulink показан на рис. 4.

Результаты теплового расчета приведены на рис. 5.

Полученные результаты моделирования имеют хорошую сходимость с замерахми температур, полученными экспериментально. За время моделирования, приближающегося к 1 ч, установившиеся температуры узлов ПЭМП сравнимы с температурами, измеренными в промышленном образце шнекового ПЭМП, испытанного на ЦОФ «Селидовская».

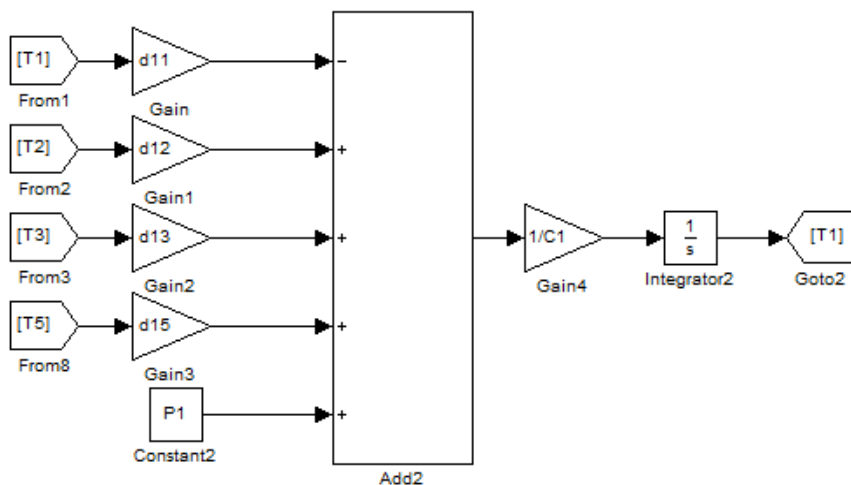


Рис. 4 – Модель для первой строки матрицы в Simulink

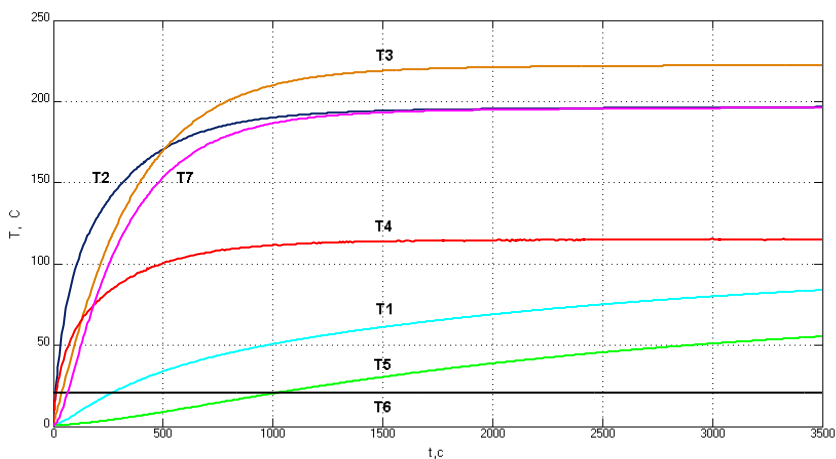


Рис. 5 – Результаты моделирования теплового состояния ПЭМП

Решение дифференциальных уравнений нестационарного нагрева электрических машин в пакете Matlab/Simulink отличается простотой реализации и может быть использовано в проектировании электромеханических преобразователей энергии.

Дальнейшие исследования авторов будут направлены на математическое моделирование не одного, а двух модулей шнекового ПЭМП в общем корпусе с учетом теплоты фазового перехода парообразования воды, содержащейся в исходном сыпучем материале.

- Список литературы:** 1. *Заблодский Н.Н.* Полифункциональные электромеханические преобразователи технологического назначения – Монография. – Алчевск, ДонГТУ, 2008. – 295 с.
2. *Заблодський М.М., Захарченко П.І., Шинкаренко В.Ф., Плюгин В.С.* та інш. Пат. № 50242 Україна, МКИ 7F26B 17/18. Шнековий сушильний апарат /; заявник і патентовласник Донбас. держ. техн. ун-т. – №2001128244; заявл. 03.12.2001; опубл. 17.01.2005, Бюл. №1.– 3 с.: іл.
3. *Заблодський М.М., Дорофєєв В.М., Захарченко П.І., Шинкаренко В.Ф., Плюгин В.С.* та інш. Пат. № 75771 Україна, МПК Н05В 6/10. Пристрій для видалення парафіну зі стінок нафтогазових свердловин; заявник і патентовласник Донбас. держ. техн. ун-т. – №2001128246; заявл. 03.12.2001; опубл. 15.10.2004, Бюл. № 10.– 3 с.: іл.
4. *Заблодский Н.Н., Плюгин В.Е., Квасов В.А., Лупанов А.В.* Расчетные модели при исследованиях тепловых процессов в полифункциональных электромеханических преобразователях технологического назначения / Техн. Електродинаміка. – К.: Ін-т електродинаміки НАН України, част.2, 2008. – С. 57 – 62.
5. *Mathematical model of an induction motor with ferromagnetic rotor / N. Zablodskij, V. Pljugin, V. Skryl, J. Lettl,* Prague, “Transactions on electrical engineering”, No. 2, 2014 – P. 51 – 55.
6. *Плюгин В.Е.* Теоретические основы объектно-ориентированного расчета и проектирования электромеханических устройств: Монография – Алчевск: ДонГТУ: ВПЦ «Лад», 2014. – 200 с.
7. *Заблодский Н.Н., Плюгин В.Е.* Модифицированный метод эквивалентных тепловых схем для анализа процессов в электротепломеханическом преобразователе / Вісник Кременчуцького держ. політехн. ун-ту ім. М. Остроградського. – Кременчук: КДПУ, 2007. – Вип. 3/2007 (44), част. 1. – С. 121 – 124.
8. *Математические модели теплопередачи в электрических машинах / Г.Г. Счастливый, В.В. Бандурин, В.Н. Остапенко, С.Н. Остапенко.* – К.: Наук. думка, 1986. – 181 с.
9. *Беляев Н.М., Рядно А.А.* Математические методы теплопроводности. – К.: Вища шк., 1993. – 415 с.
- Bibliography (transliterated):** 1. *Zablodskij N.N.* Polifunkcional'nye jelektromehaničeskie preobrazovateli tehnologičeskogo naznachenija –Monografija. –Alčevsk, DonGTU, 2008. – 295 P.
2. *Zablodskij M.M., Zaharchenko P.I., Shinkarenko V.F., Pljugin V.C.* ta insh. Pat. No 50242 Ukraina, MKI 7F26B 17/18. Shnekovij sushil'nij aparat, zayavnik i patentovlasnik Don-bas. derzh. tehn. un-t. – No2001128244; zayavl. 03.12.2001; opubl. 17.01.2005, Bjul. No1.– 3 P.: il.
3. *Zablodskij M.M., Dorofeev V.M., Zaharchenko P.I., Shinkarenko V.F., Pljugin V.C.* ta insh. Pat. No 75771 Ukraina, MPK N05B 6/10. Pristriy dlja vidualennja parafinu zi stinok naftogazovih sverdlovin; zayavnik i patentovlasnik Donbas. derzh. tehn. un-t. – No2001128246; zayavl. 03.12.2001; opubl. 15.10.2004, Bjul. No 10.– 3 P.: il.
4. *Zablodskij N.N., Pljugin V.E., Kvasov V.A., Lupanov A.V.* Raschetnye modeli pri issledovanijah teplovyh processov v polifunkcional'nyh jelektromehaničeskih preobrazovateljah tehnologičeskogo naznachenija. Tehn. Elektrodinamika. – K.: In-t elektrodinamiki NAN Ukraini, chast.2, 2008. – P. 57 – 62.
5. *Mathematical model of an induction motor with ferromagnetic rotor. N. Zablodskij, V. Pljugin, V. Skryl, J. Lettl,* Prague, “Transactions on electrical engineering”, No. 2, 2014 – P. 51 – 55.
6. *Pljugin V.E.* Teoreticheskie osnovy ob'ektno-orijentirovannogo rasčeta i proektirovanija jelektromehaničeskih ustrojstv: Monografija – Alčevsk: VPC «Lado», 2014. – 200 P.
7. *Zablodskij N.N., Pljugin V.E.* Modificirovannyj metod jekvivalentnyh teplovyh shem dlja analiza processov v jelektroteplomehničeskom preobrazovatele. Visnik Kremenčuc'kogo derzh. politehn. un-tu im. M. Ostrogradsk'ogo. – Kremenčuk: KDPU, 2007. – Vip. 3/2007 (44), chast. 1. – P. 121 – 124.
8. *Matematicheskie modeli teploperedachi v jelektričeskijh mashinah. G.G. Sčastlivij, V.V. Bandurin, V.N. Ostapenko, S.N. Ostapenko.* – K.: Nauk. dumka, 1986. – 181 P.
9. *Beljaev N.M., Rjadno A.A.* Matematicheskie metody teploprovodnosti. – K.: Vishha shk., 1993. – 415 P.

Посмунда (received) 27.08.2014



Заблодский Николай Николаевич,
д-р. техн. наук, профессор,
и.о. ректора, зав. каф. «Электрические машины и
аппараты» Донбасского государственного технического
университета,
E-mail: rector@dgmi.al.lg.ua



Плюгин Владислав Евгеньевич,
канд. техн. наук, доцент,
доцент каф. «Электрические машины и аппараты»
Донбасского государственного технического
университета,
E-mail: vlad.plyugin@gmail.com

И. Н. КАРПЕНКО, менеджер по продаже электрооборудования,
ЧАО «Евродин», Харьков;
Е. Ю. ЮРЬЕВА, канд. техн. наук, доц. НТУ «ХПИ»

ВЫБОР КОНСТРУКЦИИ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ДВИГАТЕЛЯ ДЛЯ БЕСШТАНГОВЫХ НАСОСОВ

Проведен сравнительный анализ электрических двигателей вращательного и поступательного движения, приводящих в движение привод бесштангового насоса. Рассмотрены погружные асинхронные двигатели серии ПЭД, регулируемые вентильные двигатели, вентильные двигатели с постоянными магнитами, вентильные индукторные двигатели, линейные коаксиальные асинхронные и коаксиальные линейные синхронные двигатели с постоянными магнитами.

Ключевые слова: цилиндрический линейный асинхронный двигатель, синхронный линейный коаксиальный двигатель, постоянные магниты, конструкция, электромеханика.

Введение

Современное развитие нефте- и газодобывающей промышленности требует создания нового оборудования, которое сможет работать в условиях месторождений Украины. Это предполагает высокую эффективность технологических процессов добычи нефти и газа, и, как следствие снижение эксплуатационных затрат. Электрооборудование, используемое при нефте- и газодобыче, является определяющим фактором энергоемкости установки в целом. Наиболее перспективным является применение бесштанговых насосов с электроприводом.

Цель исследований

В электроприводе бесштангового насоса силовой частью является электрический двигатель. Возникает необходимость в выборе конструкции приводного электрического двигателя.

Анализ существующих конструкций электрических двигателей вращательного движения

В бесштанговых насосах с электрическими двигателями вращательного движения подъем пластовой жидкости на поверхность осуществляется за счет центробежной силы. Самым распространенным двигателем, применяемым в бесштанговых насосах, до недавнего времени был погружной асинхронный двигатель серии ПЭД [1]. Двигатели серии ПЭД выпускаются мощностью от 5,5 до 250 кВт напряжением от 380 до 6000 В при частоте питающей сети 50 Гц. Наружный диаметр корпуса двигателя определяется диаметром обсадной трубы, погружаемой в скважину, и подчиняется параметрическому ряду: 103, 117, 123, 130, 138 мм. Такие двигатели, по принципу действия являясь асинхронными, из-за ограничения по наружному диаметру статора имеют большую осевую длину (в десятки раз превышающую наружный диаметр статора).

Несмотря на свою простоту и надежность, погружной асинхронный

двигатель имеет КПД не более 85 % и большой пусковой ток, превышающий номинальный в 5–7 раз. Учитывая, что погружной электродвигатель работает в окружающей среде с температурой 100–120°C, эти недостатки погружного асинхронного двигателя становятся определяющими и существенно снижают надежность и КПД бесштангового насоса в целом.

Кроме того, погружные асинхронные двигатели являются нерегулируемыми двигателями. Снабжение их преобразователями частоты приводит к увеличению капиталовложений.

Снизить стоимость насосной установки в целом можно применением на скважинах регулируемых вентильных двигателей [2]. Требование широкого диапазона регулирования частоты вращения погружных двигателей особенно важно при работе на скважинах с малым отбором и нестабильной подачей пластовой жидкости с большим содержанием газа, воды и парафина, что характерно для скважин Украины.

Вентильные двигатели с постоянными магнитами на роторе, внедряемые с 1996 г. в нефтяных компаниях в качестве погружных, в значительной степени устранили недостатки погружных асинхронных двигателей [3].

Погружные вентильные двигатели имеют более высокие КПД (90–93 %) и коэффициент мощности (до 0,98), плавный пуск и широкий диапазон регулирования частоты вращения. Тем не менее, вентильные двигатели не заменили полностью погружные асинхронные двигатели. Это связано, главным образом, со стоимостью высококоэрцитивных постоянных магнитов (100–200 \$/кг), нестабильностью их характеристик при изменении температуры и высокой подверженностью разрушению в агрессивной водородо-содержащей среде. Хотя за последние годы последние два недостатка постоянных магнитов в значительной мере устранены [4].

Альтернативой вентильным двигателям с постоянными магнитами могут стать вентильные индукторные двигатели. До сих пор применение вентильных индукторных двигателей в качестве погружных для привода насосов даже не планируется в нефтедобывающей отрасли. В ОАО «Лукойл» сейчас выполняются разработки поверхностного привода на основе вентильного индукторного двигателя с аксиальным возбуждением для погружных винтовых насосов и для станков-качалок с поршневыми насосами. Несмотря на очевидные преимущества вентильного индукторного двигателя в плане надежности и простоты, двигатели такого типа будут иметь КПД около 75–85 %, а коэффициент мощности на уровне асинхронного двигателя. Но вентильный индукторный двигатель требует усложненной системы управления и питания [5].

Анализ существующих конструкций электрических двигателей возвратно-поступательного движения

Подъем пластовой жидкости из скважины на поверхность может также осуществляться за счет разницы давлений по высоте скважины при поступательном движении жидкости. В этом случае необходимо применение электрических двигателей возвратно-поступательного движения. Кроме того,

конструкция двигателя должна предусматривать монтаж в обсадной трубе скважины, то есть иметь цилиндрическую посадочную поверхность по наружному диаметру статора. Для этих целей лучше всего подходит линейные коаксиальные двигатели.

В коаксиальном электрическом двигателе статор и ротор выполняются в виде цилиндров и расположены соосно (коаксиально), а перемещение ротора относительно статора происходит в осевом направлении. По принципу действия такие двигатели выполняются асинхронными и синхронными.

Линейные коаксиальные асинхронные электродвигатели применяются для привода рабочего органа строительных машин возвратно-поступательного движения, например, толкателей, разъединителей, ударных механизмов и т.д. Такие двигатели также получили название цилиндрических линейных асинхронных двигателей [6].

Статор цилиндрического линейного асинхронного двигателя 1 (рис. 1) представляет трубу с пазами по внутреннему диаметру для размещения обмотки статора 2. Обмотка статора выполняется в виде отдельных катушек. Вторичным элементом (ротором) 3 является шток трубчатой формы, который выполняется из ферромагнитного материала для проведения магнитного потока. Поверхностный слой ротора выполняет функции короткозамкнутой обмотки. В этом слое наводятся токи, которые взаимодействуя с магнитным полем обмотки статора создают момент, приводящий ротор в движение.

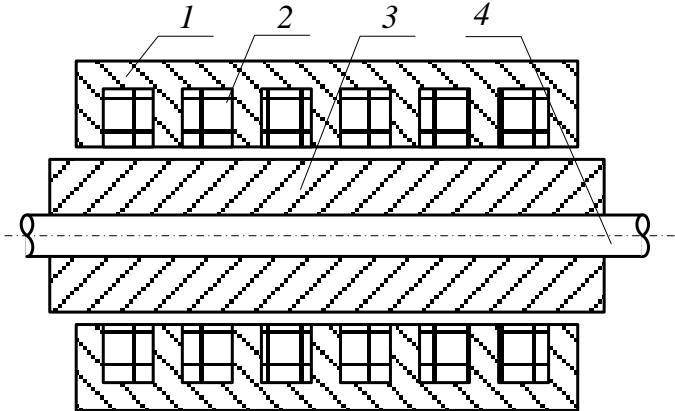


Рис. 1 – Схематическое изображение цилиндрического линейного асинхронного двигателя

Недостатком линейных асинхронных двигателей является низкий КПД вследствие больших потерь мощности в теле ротора. Повышенный нагрев ротора ограничивает применение цилиндрических линейных асинхронных двигателей в установках погружных насосов. Кроме того, двигатели такого типа не позволяют увеличить пусковое тяговое усилие, а также уменьшить

пусковой ток при номинальном напряжении [7].

Появление высококоэрцитивных магнитных материалов и создание постоянных магнитов на их основе позволило рассматривать возможности применения синхронных коаксиальных двигателей с постоянными магнитами в качестве привода плунжерных насосов (рис. 2).

Постоянный магнит 1, намагниченный в осевом направлении, помещается в зазор, образованный полюсными выступами замкнутого магнитопровода 2. На магнитопроводе располагается обмотка статора 3, которая подключается к источнику питания. Постоянный магнит 1, намагниченный в осевом направлении, закрепляется на штоке 4. Шток размещается в опорах 5, которые должны предусматривать перемещение в осевом направлении.

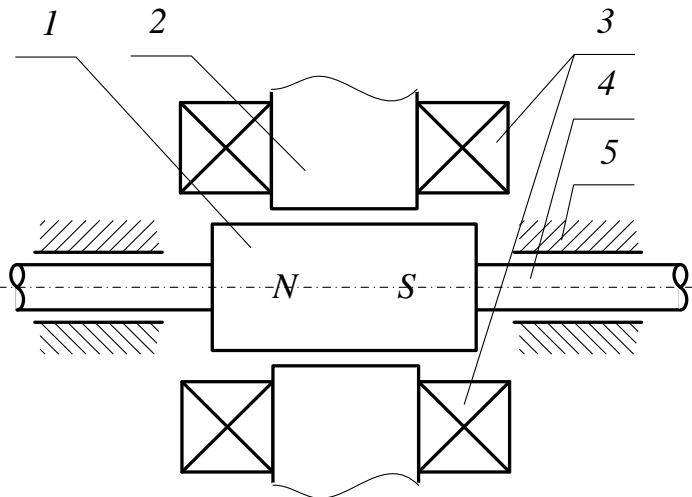


Рис. 2 – Схематическое изображение синхронного линейного коаксиального двигателя

В последние десятилетия появилось множество запатентованных конструкций синхронных коаксиальных двигателей с постоянными магнитами возвратно-поступательного движения [8]. Из всего разнообразия конструкций необходимо выбрать те, которые будут удовлетворять требованиям по эксплуатационным характеристикам и по монтажу.

Для привода бесступенчатого насоса можно использовать электрические синхронные двигатели, применяемые для вибрационных машин строительного производства [9]. Преимуществами таких двигателей является возможность непосредственного подключения к рабочему органу, а также возможность монтажа непосредственно в обсадной трубе благодаря цилиндрической конструкции неподвижной части двигателя.

Недостатком подобных линейных коаксиальных двигателей является

небольшое линейное перемещение ротора (до 100 мм). Величина линейного перемещения ротора определяется половиной полюсного деления статора, так как при превышении этой величины происходит срыв устойчивости работы.

Наиболее перспективной конструкцией на наш взгляд является конструкция синхронного коаксиального линейного двигателя с постоянными магнитами (рис. 3), которая разработана корпорацией Триол (г. Москва, Россия). Сердечник статора образуется из отдельных фигурных шайб 1, которые образуют сердечник статора и пазы для укладки обмотки. Обмотка статора выполняется сосредоточенной, состоящей из отдельных катушек 2. Вторичный элемент набирается из постоянных магнитов 3, намагниченных в осевом направлении, и цилиндрических шайб 4, которые насаживаются на цилиндрический шток 5.

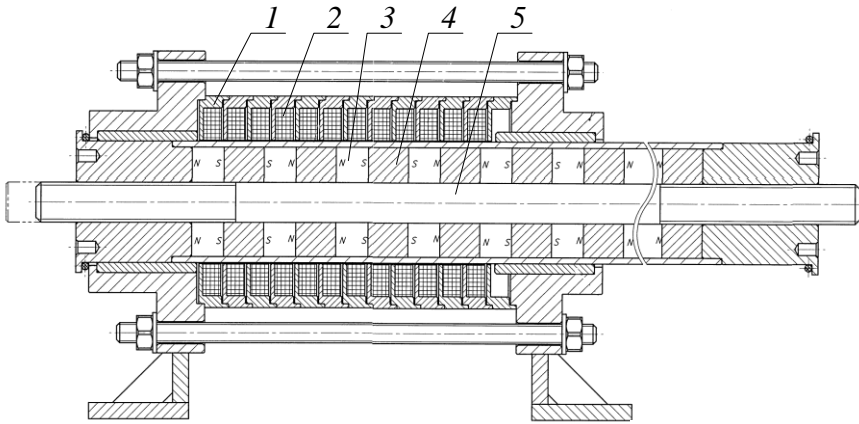


Рис. 3 – Синхронный коаксиальный линейный двигатель с постоянными магнитами корпорации «Триол» (г. Москва, Россия)

Особенностью этого двигателя является конструкция и схема соединения обмотки статора. Каждая катушка обмотки статора создает осевой магнитный поток. Схема подключения катушек предусматривает создание бегущего вдоль оси трехфазного магнитного поля. Геометрия вторичного элемента подбирается таким образом, чтобы создать перемещение вторичного элемента синхронно с бегущим магнитным полем обмотки статора (рис. 4).

Преимуществом этой конструкции является простота технологии изготовления двигателя.

Для возможности монтажа такого двигателя в обсадной трубе скважины необходимо изменить исполнение по способу монтажа – перейти от конструкции на лапах (ИМ 1001) к конструкции без лап с цилиндрической опорной поверхностью, например, ИМ 5110. Если принять во внимание то, что

для обеспечения регулируемого перемещения штока, обмотка статора питается через преобразователь частоты, а частота тока не превышает 5 Гц, то для сердечника статора можно использовать конструкционную сталь, например, марки ст3. Это позволит обеспечить необходимую посадку в трубе и обеспечить достаточное сечение для проведения основного магнитного потока.

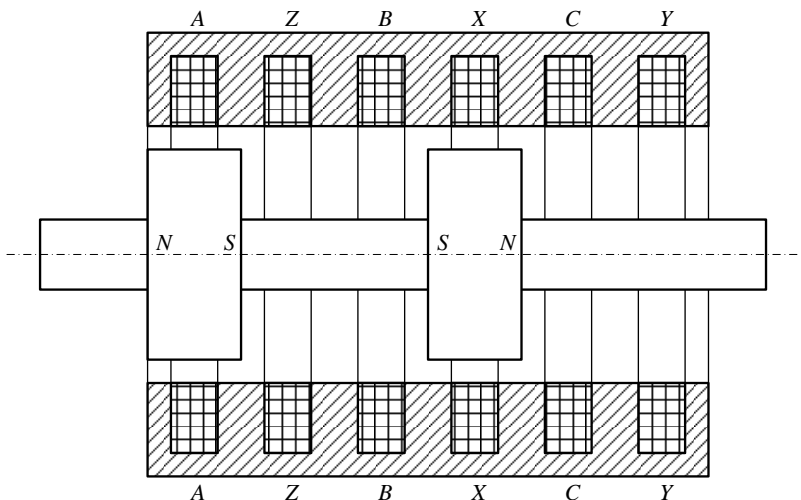


Рис. 4 – Порядок чередования фаз обмотки статора и полюсов ротора синхронного линейного коаксиального двигателя

Необходимая длина линейного перемещения штока (до 0,5 м) достигается набором необходимого количества пар полюсов и межполюсных промежутков.

Таким образом, в приведенной конструкции синхронного линейного коаксиального двигателя с постоянными магнитами с предложенными усовершенствованиями учитываются все требования к электрическим двигателям для бесштанговых насосов.

Выводы

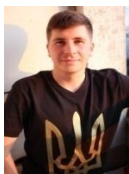
Анализ существующих конструкций электрических двигателей, применяющихся для бесштанговых насосов, позволяет сделать вывод о том, что в установках по откачке пластовой жидкости наиболее перспективным является применение синхронных линейных коаксиальных двигателей с постоянными магнитами. Также необходимо учитывать, что при равных объемах активного пространства (объем катушек на статоре и рабочего зазора) двигатель с высокоэнергетическим постоянным магнитом существенно выгоднее, чем двигатель с подвижной обмоткой возбуждения по величине силы, развиваемой на единицу его объема и единицу массы, а, следовательно, и по удельной мощности. Недостатком синхронных линейных

коаксиальных двигателей с постоянными магнитами является отсутствие отработанных инженерных подходов по проектированию и технологии изготовления.

Список литературы: 1. ГОСТ 18058-80. Двигатели трехфазные асинхронные короткозамкнутые погружные серии ПЭД. Технические условия. – Введен 01.07.1981. 2. *Калий В.А.* Проблемы проектирования и применения вентильных и асинхронных электродвигателей в установках центробежных погружных насосов для добычи нефти // Режим доступа: <http://do.gendocs.ru/docs/index-238821.html>. 3. *Ваньков А.А.* Анализ применения комплектных приводов на основе вентильных погружных двигателей в НГДУ «РитекНефть» // А.А. Ваньков, Р.Г. Нургалиев, Е.А. Гапченко / Территория НЕФТЕГАЗ. – № 9. – 2010. – С. 74–78. 4. *Шевченко В.В.* Разработка предложений по использованию генераторов с постоянными магнитами в энергетических установках / В.В. Шевченко, С.В. Пидкивка // Системы обработки информации. Збірник наукових праць. Харківський університет повітряних сил. – № 4 (26). – 2010. – С. 188–192. 5. *Нгуви Тхань Шон.* Перспективы применения вентильного индукторного двигателя в нефтедобывающей отрасли / Нгуви Тхань Шон // Мехатроника. – № 6. – 2011. – Режим доступа: <http://mehatronics.ru/2011/06>. 6. *Голенков Г.М.* Распределение магнитной индукции в зазоре коаксиально-линейного асинхронного двигателя с фазной обмоткой на бегуне // Г.М. Голенков, А.В. Веремеенко, Н.В. Богаенко, В.С. Попков / Электротехника и электромеханика. – № 6. – 2009. – С. 18–20. 7. *Веселовский О.Н.* Линейные асинхронные двигатели // О.Н. Веселовский, А.Ю. Коняев, Ф.Н. Сарапулов / М.: Энергоатомиздат. – 1991. – 256 с. 8. *Хитерер М.Я., Овчинников И.Я.* Синхронные электрические машины возвратно-поступательного движения // М.Я. Хитерер, И.Я. Овчинников / СПб.: КОРОНА принт. – 2004. – 368 с. 9. *Голенков Г.М.* Исследование распределения магнитной индукции в воздушном зазоре коаксиально-линейного синхронного двигателя с аксиальным и радиальным расположением постоянных магнитов на якоре // Г.М. Голенков, А.В. Веремеенко, Н.В. Богаенко, В.С. Попков / Электротехника и электромеханика. – № 2. – 2012. – С. 30–32.

Bibliography (transliterated): 1. HOST 18058-80. Dvihateli trekhfaznye asinkhronnye korotkozamknutyeh pohruzhnyeh serii PED. Tekhnicheskie uslovia. – Vveden 01.07.1981. 2. *Kaliy V.A.* Problemy proektirovaniya i primeneniya ventilynykh i asinkhronnykh elektrodvigatelay v ustanovkakh tsentrobeznykh pohruzhnykh nasosov dlia dobychy nefti. Rezhym dostupa: <http://do.gendocs.ru/docs/index-238821.html> [Web]. 3. *Van'kov A.A.* Analiz primeneniya komplektnykh privodov na osnove ventilynykh pohruzhnykh dvigatelej v NHDU «RytekNeft». A.A. Van'kov, R.H. Nurhaliev, E.A. Napchenko. Terrytorija NEFTEHAZ. – # 9. – 2010. – P. 74–78. [Print] 4. *Shevchenko V.V.* Razrabotka predlozhenij po ispolzovaniju generatorov s postojannymi mahnitami v energeticheskikh ustanovkakh. V.V. Shevchenko, S.V. Pidkivka. Systemy obrabky informatsii. Zbirnyk naukovykh prats. Kharkivskiy universytet povitrianykh syl. – # 4 (26). – 2010. – P. 188–192. 5. *Nhuvn Tkhan Shon.* Perspektivy primeneniya ventilnogo induktornogo dvigatelja v nefte dobyvaiushchei otrasli. Nhuvn Tkhan Shon. Mekhatronika. – # 6. – 2011. – Rezhym dostupa: <http://mehatronics.ru/2011/06>. [Web] 6. *Holenkov H.M.* Raspredelenie magnytnoj induksii v zazore koaksyal'no-linejnogo asyinkhronnogo dvigatelja s faznoj obmotkoj na begune. H.M. Holenkov, A.V. Veremeenko, N.V. Bohaenko, V.S. Popkov. Elektrotehnika i Elektromekhanika. – # 6. – 2009. – P. 18–20. [Print] 7. *Veselovskiy O.N.* Lyneinye asynkronnye dvyhately. O.N. Veselovskiy, A.Yu. Koniaev, F.N. Sarapulov. M.: Enerhoatomizdat. – 1991. – 256 P. [Print] 8. *Khiterer M.Ya., Ovchinnikov Y.Ya.* Sinkhronnye elektrycheskie mashyny vozvratno-postupatel'nogo dvizhenija. M.Ya. Khiterer, Y.Ya. Ovchinnikov. SPb.: KORONA prynt. – 2004. – 368 P. [Print] 9. *Holenkov H.M.* Issledovanie raspredeleniya mahnytnoj induksii v vozduzhnom zazore koaksyalno-lynejnogo sinkhronnogo dvihatelja s aksialnym i radialnym raspolozheniem postojannykh mahnitov na yakore. H.M. Holenkov, A.V. Veremeenko, N.V. Bohaenko, V.S. Popkov. Elektrotehnika i Elektromekhanika. – # 2. – 2012. – P. 30–32. [Print]

Надійшла (received) 10.09.2014



Карпенко Илья Николаевич
менеджер по продаже электрооборудования,
ЧАО «Евродин», Харьков
E-mail: viktorshayda08@rambler.ru



Юрјева Елена Юрьевна
канд. техн. наук,
доцент каф. электрических машин, НТУ «ХПИ»
E-mail: ele6780@yandex.ua

Л. И. МАЗУРЕНКО, д-р техн. наук, зав. отделом ИЭД НАН Украины;
А. В. ДЖУРА, канд. техн. наук, ст. науч. сотр. ИЭД НАН Украины;
В. И. РОМАНЕНКО, канд. техн. наук, науч. сотр. ИЭД НАН Украины

МОДЕЛИРОВАНИЕ АВТОНОМНОЙ ЭНЕРГОСИСТЕМЫ ПОСТОЯННОГО ТОКА С АСИНХРОННЫМИ ГЕНЕРАТОРАМИ

Проведены численные исследования электромеханических процессов в автономной энергосистеме постоянного тока с бесконтактными асинхронными генераторами. Расчеты выполнены на основе ранее предложенной авторами модели, которая включает взаимосвязанные математические модели дизелей, генераторов, их систем возбуждения, систем управления возбуждением генераторов и контроллера распределения мощности в системе. Также предложен и учтен при моделировании алгоритм работы электронного регулятора частоты вращения дизелей. Результаты численных экспериментов подтверждена эффективность предложенных подходов к регулированию электромеханических процессов в системе.

Ключевые слова: асинхронный генератор, дизель, автономная энергосистема.

Введение

Асинхронные генераторы с вентильным возбуждением (АГ с ВВ) по цепям статора известны, начиная с 80-х годов 20-го столетия. За прошедшее время был проведен большой объем исследований направленных на создание математических моделей, алгоритмов управления и рекомендаций по проектированию этого типа генераторов [1]. Среди недостаточно освещенных в литературе вопросов остается вопрос параллельной работы АГ с ВВ в автономных энергосистемах (АЭ) [2] и моделирование работы АГ с ВВ с учетом динамики привода.

Целью работы является проведение численных исследований работы дизельной АЭ на основе АГ с ВВ, которые работают параллельно по цепи постоянного тока (рис. 1), с учетом систем управления дизелей и АГ для тестирования ранее предложенного математического описания и алгоритмов управления такой АЭ.

Анализ основных достижений и технической литературы. Математическая модель силовой части (электрическая часть и привод АГ)

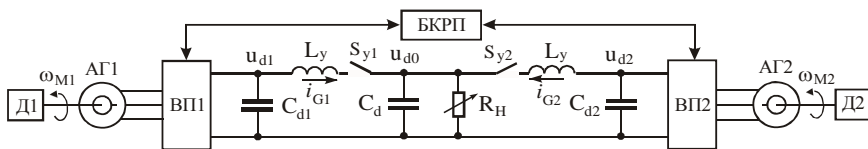


Рис. 1 – Схема силовой части АЭ

исследуемой АЭ и алгоритм управления ключами вентильных преобразователей (ВП) при однократном переключении за период приведены в [3], а алгоритм работы БКРМ (блок контроля распределения мощности) рассмотрен в [4].

Упрощенная разомкнутая модель дизельного агрегата (рис. 2) учитывает задержки отработки момента, связанные с инерционностью актуатора (τ_A) и поршневой системы (Θ) [3].

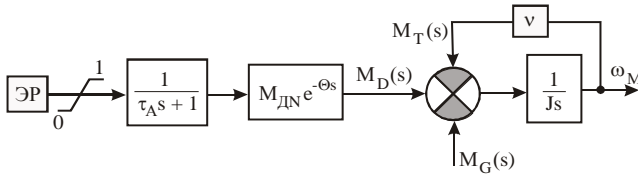


Рис. 2 – Упрощенная модель дизеля с разомкнутой обратной связью по частоте вращения

В то же время численных исследований АЭ постоянного тока на основе АГ с ВВ не проводилось, что не позволяет оценить эффективность алгоритмов управления ее элементами и ее работоспособность в целом.

Постановка задачи и материалы исследований. Проведем расчетные исследования АЭ. Примем, что АГ1 (рис. 1) выполнен на основе машины АМ4А250S4У3 (мощность 75 кВт), а АГ2 – на основе АМ4А280S4У3 (мощность 110 кВт). Номинальные моменты и моменты инерции этих машин соответственно равны $M_{Г1} = 484,3 \text{ Н}\cdot\text{м}$, $M_{Г2} = 718,3 \text{ Н}\cdot\text{м}$, $J_{Г1} = 1,0 \text{ кг}\cdot\text{м}^2$, $J_{Г2} = 2,3 \text{ кг}\cdot\text{м}^2$. Результирующие моменты инерции агрегатов (дизель и генератор) примем четырехкратным по отношению к моментам инерции генераторов: $J_1 = 4,0 \text{ кг}\cdot\text{м}^2$, $J_2 = 9,2 \text{ кг}\cdot\text{м}^2$. П этом постоянные времени дизелей зададим $\tau_A = 0,0035 \text{ с}$, $\Theta = 0,04 \text{ с}$.

Регулирование частоты вращения дизелей осуществляют, как известно, двумя способами [5]:

1. По отклонению частоты.
2. По отклонению активной нагрузки и частоты.

В обоих случаях эти отклонения преобразуются в перемещение рейки топливного насоса.

В исследуемой АЭ используем электронные регуляторы частоты которые функционирует по отклонению частоты.

Максимальный индикаторный момент дизелей зададим таким, чтобы при номинальной частоте вращения максимальный полезный момент на валу равнялся 110 % от номинального момента машин. Суммарные потери на трение в АГ и дизелях примем пропорционально зависимыми от оборотов.

Тогда, если механический КПД обоих дизелей $\eta_D = 0,85$, то максимальные индикаторные моменты дизелей должны быть:

$$M_{D1max} = M_{Г1} \cdot \frac{1,1}{\eta_D} = 627 \text{ Н}\cdot\text{м}, \quad M_{D2max} = M_{Г2} \cdot \frac{1,1}{\eta_D} = 930 \text{ Н}\cdot\text{м}.$$

При этом коэффициенты трения

$$v_1 = \frac{(1 - \eta_D) \cdot M_{D1max}}{\omega_{M1N}} = \frac{0,15 \cdot 627}{157} = 0,599,$$

$$v_2 = \frac{(1 - \eta_D) \cdot M_{D2max}}{\omega_{M2N}} = \frac{0,15 \cdot 930}{157} = 0,888.$$

Характеристики холостого хода (х.х.) машин для учета насыщения получим путем расчета по известной методике [6].

Таблица 1 – Характеристика х.х. АГ1, $f = 50$ Гц

U_0 , В	170	180	190	200	210	215	220	225
I_0 , А	21,94	24,54	26,46	28,55	30,96	32,33	33,50	35,48
U_0 , В	230	235	240	250	260	270	275	
I_0 , А	37,36	39,58	42,41	49,39	59,61	73,52	81,20	

Таблица 2 – Характеристика х.х. АГ2, $f = 50$ Гц

U_0 , В	170	180	190	200	210	215	220	224
I_0 , А	26,71	28,69	30,81	33,10	35,58	37,14	38,50	40,02
U_0 , В	228	232	240	250	260	270	280	290
I_0 , А	41,69	43,38	47,44	54,34	63,07	73,79	89,12	108,11

Графики загрузки АГ1 $i_{G1}^*(P_{opr})$ и АГ2 $i_{G2}^*(P_{opr})$ [4] зададим графически (рис. 3).

На приведенных графиках i_{G1}^* , i_{G2}^* – заданные выходные токи генераторов по цепи постоянного тока, приведенные к сумме мгновенных токов $i_{G1} + i_{G2}$, а P_{opr} – прогнозируемая, приведенная к номинальной мощности нагрузки P_{HV} (принимая 125 кВт), мощность, которая потребляется сетью от генераторов в установившемся режиме. Из рис. 3 видно, что при нагрузке до 40 % от P_{HV} должен работать только АГ1, от 40 % до 60 % – АГ2, от 60 % и больше – оба АГ, распределяя мощность в отношении 1:1,5.

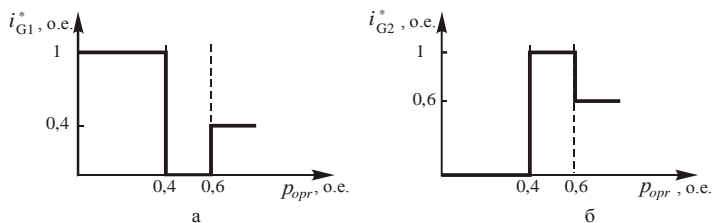


Рис. 3 – Графики распределения мощности между АГ1 и АГ2

Коэффициенты усиления PID регуляторов частоты скольжения АГ1 и АГ2 примем одинаковыми и равными: $k_{p1} = 0,176$, $k_{i1} = 0,414$, $k_{d1} = 0,01$, а коэффициенты усиления PI – регуляторов ΔU_{d1}^* и ΔU_{d2}^* [4] – $k_{p12} = 0,30$, $k_{i2} = 0,15$. Также примем $C_{d1} = 15 \cdot 10^{-2}$ Ф, $C_d = 15 \cdot 10^{-3}$ Ф, $C_{d2} = 15 \cdot 10^{-2}$ Ф, $L_y = 5 \cdot 10^{-4}$ Гн сопротивление ключей S_{y1} , S_{y2} в разомкнутом состоянии 2,5 кОм, в замкнутом – 0,005 Ом.

Из основ теории автоматического управления известно, что в случае внесения задержки по регулируемой величине в систему с настроенными регуляторами, качество установившихся процессов в ней ухудшается и система становится менее стабильной. Для повышения стабильности работы в таких системах коэффициенты усиления контуров обратной связи должны уменьшаться. Негативным результатом такого решения является ухудшение качества переходных процессов (увеличивается перерегулирование). Таким образом, алгоритмы работы регуляторов объектов с задержкой должны обеспечивать возможность определять в каком режиме, установившемся или переходом, находится система. Если режим установившийся, то коэффициенты усиления усиливающих звеньев можно и необходимо уменьшать, в другом случае (переходной режим) для усиления чувствительности (для быстрой реакции на возмущение) они должны увеличиваться. Именно исходя из этого принципа и были разработаны алгоритмы работы регуляторов частоты вращения дизелей.

Блок-схема алгоритма работы регулятора дизеля №1(2) (рис. 4), состоит из семи взаимосвязанных блоков. Заданная частота вращения вала ω_{MO}^* установлена на уровне 1 о.е. (1 о.е. = 157 рад/с). Сигнал рассогласования между относительными значениями фактической $\omega_{M1(2)}$ и заданной ω_{MO}^* частоты вращения $k_{\Delta\omega}$ поступает на входы усилительных звеньев (блоки № 3, 4, 5) и в блок контроля скорости изменения $\omega_{M1(2)}$ (блок № 1).

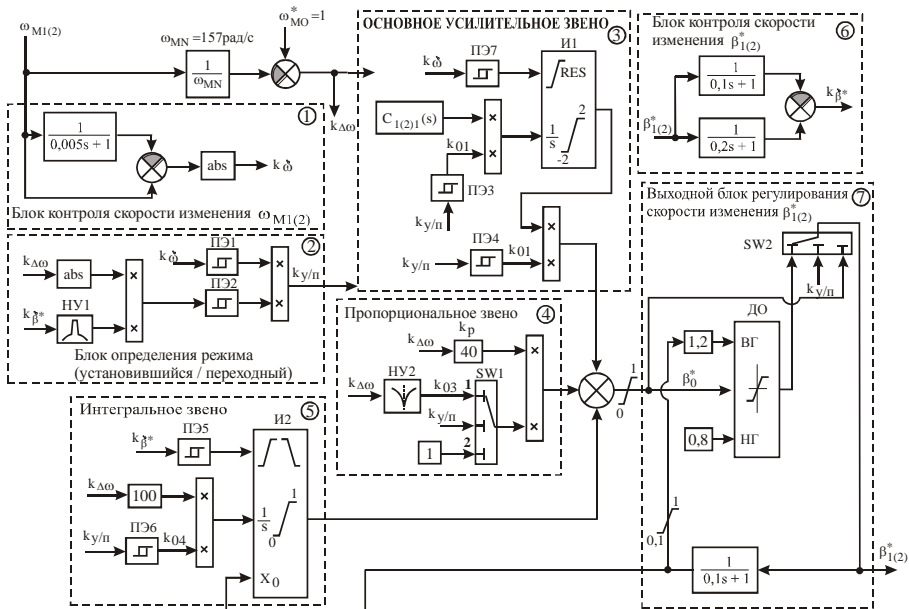


Рис. 4 – Блок-схема алгоритма работы регулятора частоты оборотов дизеля №1(2)

Основное усилительное звено (блок № 3) реализовано на основе передаточной функции $C_{1(2)}(s)$. Интегратор И1 обнуляется при переходе через нуль сигнала $k_{\dot{\omega}}$. Этот сигнал пропорционален модулю производной от ω_{M1} , но получается не дифференцированием, а вычитанием сигналов $\omega_{M1(2)}$ и $\omega_{M1(2)}/(0,005s+1)$ для большей помехоустойчивости [7]. Сигнал с выхода звена $C_{11}(s)$ умножается на коэффициент k_{01} , который может принимать два значения (1 – в переходных режимах, меньше чем 1 – в установившихся). Эти значения задаются пороговым элементом ПЭ3 (см. табл. 1). В установившихся режимах также дополнительно ослабляется сигнал и на выходе И1 путем перемножения с сигналом k_{02} , который также равняется 1 в переходных режимах и меньше чем 1 в установившихся. Входной переменной для ПЭ3 и ПЭ6 является логический сигнал $k_{y/n}$, который несет в себе информацию относительно характера режима в данный момент времени ("0" – переходный режим, "1" – установившийся).

Логика определения $k_{y/n}$ достаточно проста и формулируется следующим образом: процессы в дизеле можно считать установившимися, если, во-первых, отклонение частоты вращения от уставки находится в определенных пределах;

во-вторых, скорость изменения заданного уровня подачи топлива $\beta_{1(2)}^*$ не превышает определенного значения; в-третьих, скорость изменения частоты вращения ниже заданного уровня. Исходя из этого подхода к идентификации характера режима в блоке № 2 сначала определяется произведение абсолютного значения отклонения частоты $k_{\Delta\omega}$ и усиленного нелинейным усилителем НУ1 сигнала k_{β^*} , который пропорционален скорости изменения $\beta_{1(2)}^*$ (блок № 6). Полученный сигнал поступает на вход порогового элемента ПЭ2. На вход порогового элемента ПЭ1 поступает сигнал k_{ω} пропорциональный скорости изменения $\omega_{M1(2)}$. Сигнал $k_{y/II}$ получается в результате перемножения сигналов с выходов ПЭ1, ПЭ2.

Коэффициент усиления пропорционального звена k_p (блок № 4) в переходном режиме равен 40, т.к. при $k_{y/II} = "0"$ на выходе мультиплексора SW1 присутствует сигнал, поданный на его 2-й информационный вход. В установившемся режиме ($k_{y/II} = "1"$) на выходе SW1 присутствует сигнал k_{03} , который формируется нелинейным усилителем НУ2 по сигналу $k_{\Delta\omega}$ ошибки отработки частоты вращения. Таким образом, в установившемся режиме коэффициент усиления пропорционального звена равен $k_p k_{03}$.

В интегральном звене (блок № 5) коэффициент усиления в переходном режиме равен $k_I = 100$, т.к. при $k_{y/II} = "0"$ на выходе порогового элемента ПЭ6 устанавливается $k_{04} = 1$. В установившемся режиме $k_{04} < 1$. Интегратор И2 выполняет непрерывное интегрирование и кроме этого может дискретно изменять свой выходной сигнал на значение сигнала поданного на вход X_0 . Это происходит по каждому фронту сигнала на выходе ПЭ5, т.е. в моменты времени, когда сигнал k_{β^*} пересекает заданные пороговые значения.

Сигнал k_{β^*} , как и k_{ω} , получен не прямым дифференцированием, а вычитанием выходных сигналов двух апериодических звеньев, на входы которых поступает сигнал $\beta_{1(2)}^*$.

Сигналы с выходов усилительных звеньев блоков № 3, 4, 5 суммируются и результирующий сигнал ограничивается диапазоном 0 ... 1, граничные значения которого соответствуют полностью закрытой (0) и полностью открытой (1) заслонке топливного насоса (актуатора). Далее этот сигнал поступает в блок № 7.

Единственной задачей блока № 7 является ограничение скорости изменения $\beta_{1(2)}^*$ в установившемся режиме работы дизельного двигателя. Происходит это следующим образом. Сигнал β_0^* поступает на вход

динамического ограничителя (ДО) и одновременно на вход 2 мультиплексора SW2. При $k_{y/л} = "0"$ (переходной режим) $\beta_1^* = \beta_0^*$ и таким образом ограничение скорости изменения β_1^* не происходит. В случае, когда $k_{y/л} = "1"$ (установившийся режим) величина β_1^* ограничивается диапазоном 80 ... 120 % от сигнала $\beta_1^*/(0,1s + 1)$. Следовательно, мгновенно в установившемся режиме величина β_1^* не будет изменяться больше чем на 20 % от значения сигнала на выходе аperiodического звена с постоянной времени 0,1 с. Наличие этого блока обусловлено наличием пульсаций момента генератора, которые регулятор в установившемся режиме должен «игнорировать».

Пороговые значения и выходные сигналы пороговых элементов приведены в табл. 3, а характеристики «вход-выход» нелинейных усилителей – в табл. 4.

Таблица 3 – Параметры пороговых элементов регуляторов частоты вращения дизелей

Параметр	Элемент						
	ПЭ1	ПЭ2	ПЭ3	ПЭ4	ПЭ5	ПЭ6	ПЭ7
Нижний пороговый уровень (Вход)	0,0095	0,21	0,50	0,50	-0,002	0,50	0,02
Верхний пороговый уровень (Вход)	0,0100	0,22	0,51	0,51	0,002	0,51	0,04
Выходной сигнал при превышении верхнего уровня	0	0	0,25	0,50	0	0,25	0
Выходной сигнал при уменьшении ниже нижнего уровня	1	1	1	1	1	1	1

Таблица 4 – Характеристики вход-выход нелинейных усилителей регуляторов частоты вращения Д1, Д2.

НУ1	Вход	-0,040	-0,010	-0,002	0	0,002	0,010	0,040
	Выход	1	0,500	0,200	0	0,200	0,500	1
НУ2	Вход	-0,1	-0,02	-0,01	0	0,01	0,02	0,1
	Выход	0,4	0,50	1	1	1	0,50	0,4

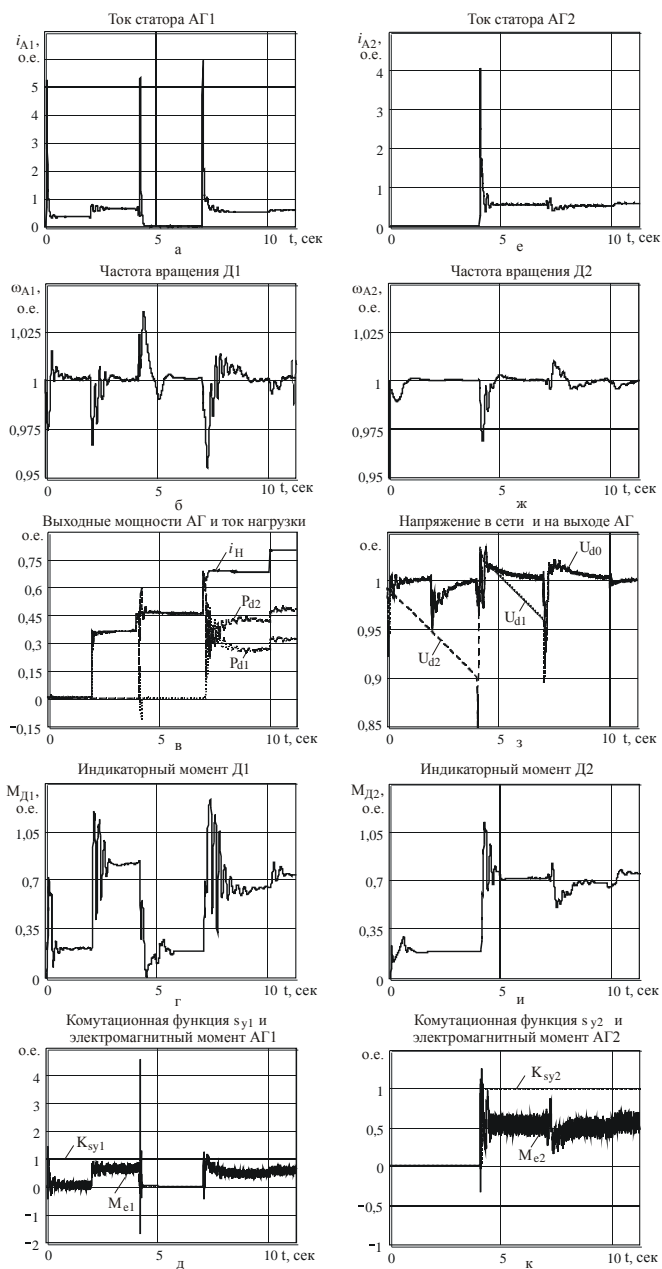


Рис. 5 – Временные осциллограммы электромеханических процессов
 Звенья $C_{11}(s)$ и $C_{12}(s)$ имеют передаточные функции ($\delta \rightarrow 0$)

$$C_1(s) = \frac{30}{s} \cdot \frac{s+1}{0,0059s+1} \cdot \frac{0,047s+1}{\delta s+1}, \quad C_2(s) = \frac{30}{s} \cdot \frac{1,56s+1}{0,0059s+1} \cdot \frac{0,047s+1}{\delta s+1}.$$

Система регулирования частоты оборотов Д2 отличается от системы Д1 тем, что элемент с передаточной функцией $C_{11}(s)$ заменяется на $C_{21}(s)$.

Результаты исследований.

Результаты моделирования электромеханических процессов в рассматриваемой АЭ при использовании регуляторов частоты вращения (рис. 4) приведены на рис. 5.

Из рис. 5 видно, что величина амплитуды пульсаций напряжения в сети U_{a0} в установившихся режимах не выходит за пределы 0,2 % (рис. 5 з). Переходные процессы в Д1, Д2 затухают за время не больше чем 2 с, причем наиболее длительный переходной процесс наблюдаются после включения АГ1 на параллельную работу с АГ2. Максимальное отклонение частоты оборотов Д1 составляет около 4,5 %, а Д2 – 3,5 %. Величина амплитуды пульсаций электромагнитного момента в АГ1 находится в пределах 29...33 %, в АГ2 – 27...30 %.

Переходные процессы в дизелях (рис. 5 б, ж, г, и) имеют явно выраженный колебательный характер. Тот факт, что в установившихся режимах амплитуда пульсаций индикаторного момента дизелей несопоставимо мала по сравнению с величиной пульсаций электромагнитного момента соответствующих АГ, свидетельствует про хорошую фильтрующую способность регуляторов частоты вращения в установившихся режимах. Из анализа соотношения графиков изменения выходных мощностей АГ (рис. 5 в) видно, что они соответствуют заданным (рис. 3). Также необходимо отметить наличие больших по величине действующих значений статорных токов в начале возбуждения АГ и в момент снятия возбуждения. Это связано с тем, что эти процессы начинаются при больших начальных напряжениях в цепях статора. В реальных системах этих всплесков можно избежать, если начальное возбуждение начинать с малых напряжений и переводить АГ в развозбужденное состояние не закорачиванием его обмоток, а запирианием всех транзисторов ВП.

Выводы

Проведено численное исследование электромеханических процессов в дизельной автономной энергосистеме постоянного тока, выполненной на основе асинхронных генераторов с вентильным возбуждением по цепям статора. Предложен и опробован алгоритм управления электронных регуляторов частоты вращения дизелей. Результаты расчетов подтвердили корректность использования предложенных ранее авторами моделей и работоспособность алгоритмов управления.

Список литературы: 1. Мазуренко Л. И., Лищенко А. И. Асинхронные генераторы с вентильным и вентильно-емкостным возбуждением для автономных энергоустановок. – К.: Наук. думка, 2011. – 271 с. 2. Мазуренко Л. И., Джура О. В., Попович О. М., Гребенников В. В. та інші. Електричні генератори і двигуни змінного струму. Електромеханотронні перетворювачі енергії // Пр. Ін-ту електродинаміки НАН України: Зб. наук. пр. – К.: ІЕД НАН України. – 2013. – Вип. № 35. – С. 58 – 67. 3. Мазуренко Л. И., Джура О. В., Диннік Л. М., Білик О. А. Математична модель асинхронних генераторів з вентильним збудженням автономної енергосистеми постійного струму // Електромеханічні і енергозберігаючі системи. Щоквартальний науково-виробничий журнал. – Кременчук: КрНУ. – 2013. – Вип. № 2/2013 (22). – Ч. 2. – С. 321 – 326. 4. Мазуренко Л. И., Джура О. В., Романенко В. И., Шевчук Н. И. Алгоритм розподілу потужності в автономній енергосистемі з асинхронними вентильними генераторами // Вісник НТУ "ХПІ". Серія "Проблеми автоматизованого електроприводу. Теорія і практика" (тем вип.). – Харків: НТУ "ХПІ". – 2013. – № 36(1009). – С. 376 – 377. 5. ГОСТ 10511-83. Системы автоматического регулирования частоты вращения (САРЧ) судовых, тепловозных и промышленных дизелей. 6. Копылов И. П. Проектирование электрических машин. Учебное пособие для вузов. – М.: Энергия, 1975. – 496 с. 7. Ракан Аль-Сліхат. Удосконалення захисту електромеханічної системи скіпового доменного підйомника при аварійних механічних перевантаженнях: Автореф. дис. на здобуття ступені канд. техн. наук. – Донецьк. – 2013. – 20 с.

Bibliography (transliterated): 1. Mazurenko L. I., Lischenko A. I. Asinhronnyie generatoryi s ventilnyim i ventilno-emkostnyim vobuzhdeniem dlya avtonomnyih energoustanovok. – K.: Nauk. dumka, 2011. – 271 P. [Print] 2. Mazurenko L. I., Dzhura O. V., Popovich O. M., Grebenikov V.V. ta Inshi. Elektrichni generatoryi i dviguni zmlnogo strumu. Elektromehanotronni peretvoryuvachi energiyi. Pr. In-tu elektrodinamiki NAN Ukrainy: Zb. nauk. pr. – K.: IED NAN Ukrainy. – 2013. – Vip. No 35. – P. 58 – 67 [Print]. 3. Mazurenko L. I., Dzhura O. V., Dinnik L. M., Bilik O. A. Matematichna model asinhronnih generatoriv z ventilnim zbudzhennyam avtonomnoyi energosistemi postoiynogo strumu. Elektromehanični i energozberigayuchi sistemi. Schokvartalniy naukovovirobnichiy zhurnal. – Kremenchuk: KrNU. – 2013. – Vip. No 2/2013 (22). – Ch. 2. – P. 321 – 326. [Print] 4. Mazurenko L. I., Dzhura O. V., Romanenko V. I., Shevchuk N. I. Algoritm rozpodilu potuzhnosti v avtonomniy energosistemi z asinhronnimi ventilnimi generatorami. Visnik NTU "HPI". Seriya "Problemi avtomatizovanogo elektroprivodu. Teoriya i praktika" (tem vip.). – Harkiv: NTU "HPI". – 2013. – No 36(1009). – P. 376 – 377. [Print] 5. GOST 10511-83. Sistemyi avtomaticheskogo regulirovaniya chastoty vrashcheniya (SARCh) sudovih, teplovoznyih i promyishlennyih dizeley. 6. Kopylov I.P. Proektirovanie elektricheskikh mashin. Uchebnoe posobie dlya vuzov. – M.: Energiya, 1975. – 496 P. [Print] 7. Rakan Al-Slihat. Udoskonalennya zahistu elektromehaničnoy sistemi skipovogo domennoyego pid'yomnika pri avariynih mehanichnih perevantazhennyah: Avtoref. dis. na zdobuttya stupeni kand. tehn. nauk. – Donetsk. – 2013. – 20 P. [Print]

Надійшла (received) 10.09.2014



Мазуренко Леонид Иванович
д-р техн. наук, профессор, зав. отделом электромеханических систем
Института электродинамике НАН Украины
E-mail: mlins@ied.org.ua



Джура Александр Васильевич
канд. техн. наук, ст. науч. сотр. ИЭД НАН Украины



Романенко Владимир Иванович
канд. техн. наук, науч. сотр. ИЭД НАН Украины

Т. П. ПАВЛЕНКО, д-р. техн. наук., проф. НТУ «ХПИ»;
М. Н. ТОКАРЬ, соиск. НТУ «ХПИ»

ВОЗМОЖНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ АМОРФНЫХ СТАЛЕЙ В ИНДУКТИВНЫХ ДАТЧИКАХ ТОКА

В статье проведен анализ существующих технических решений, способствующих повышению эффективности использования датчиков тока за счет использования в магнитопроводах традиционных магнитомягких материалов и аморфной стали. Проведенные исследования показали возможность применения аморфной стали в сердечниках магнитопроводов индуктивных датчиков тока. Данное решение способствует экономии энергоресурсов и материалов магнитопроводов.

Ключевые слова: сердечник, магнитопровод, датчик тока, аморфная сталь, индуктивность

Введение. В современном мире при автоматизации технологических процессов используются датчики различного назначения [1], которые участвуют в работе систем управления агрегатами, механизмами, электротехническими устройствами. Такие датчики выполняют функции измерения физических величин, с помощью которых получают информацию об изменении параметров контролируемых систем и электротехнических устройств.

Информацию о перемещении рабочих органов машин, роботов, элементов электротехнических устройств, в настоящее время, получают с помощью индуктивных датчиков. Такие датчики реагируют на поступающий электрический сигнал, проходящий через все токопроводящие элементы конструкций, и преобразуют его.

Широкое применение индуктивные датчики получили благодаря простоте конструкции и принципу действия наряду с эффективной их работой. Особенностью таких датчиков (рис.1) является их бесконтактность, что не требует механического воздействия, и работают они за счет изменения электромагнитного поля.



Рис. 1 – Конструкции датчиков

Основными элементами конструкции индуктивного датчика являются обмотка индуктивности и магнитная система, представляющая собой магнитопровод, имеющего подвижный элемент (якорь, сердечник), который совершает линейное или угловое перемещение под действием измеряемой

величины. В результате преобразования поступающего сигнала происходит изменение сопротивления катушки индуктивности датчика со стальным сердечником или якорем при изменении воздушного зазора в магнитной цепи.

Датчики тока широко используются в схемах защиты от перегрузок, в зарядных устройствах, импульсных источниках питания, программируемых устройствах и т.п. Такие датчики осуществляют контроль и измерение тока с помощью токовых шунтов, трансформаторов тока или магнитных усилителей.

В настоящее время самым распространенным в применении является датчик измерения тока на основе датчика Холла. Представленный датчик обладает массой достоинств, которые способствуют его широкому применению в энергетическом и управляющем оборудовании промышленных предприятий, обеспечивая высокую надежность и безопасность систем и приборов. Кроме того, датчик тока на основе эффекта Холла обеспечивает хорошую гальваническую развязку, имеет малые габариты и массу, хорошее быстродействие, низкие потери.

Существует множество методов измерения тока. Однако в промышленности наиболее широко применяются три: резистивный, на основе эффекта Холла и трансформатора тока.

Цель исследований – определение свойств и возможности применения аморфной стали в индуктивных датчиках тока.

Материал и результаты исследований. Для исследований были изготовлены датчики тока имеющие ферромагнитные сердечники на основе феррита, пермаллоя, электротехнической стали и аморфной стали [1 – 6] с катушками индуктивности. Исследуемые датчики тока содержат три обмотки (рис. 2), расположенные на одном ферромагнитном сердечнике, а именно: w_1 – первичная обмотка, которая подсоединяется к шине с измеряемым током; w_2 – вторичная обмотка, w_3 – короткозамкнутая обмотка (кз). Материал обмоток и шины – медь.

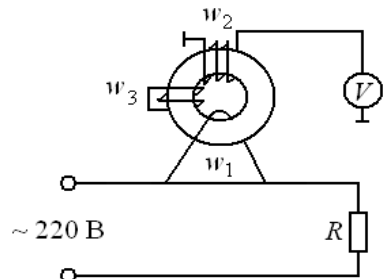


Рис. 2 – Схема соединения датчика тока

Поскольку первичная обмотка и участок шины с измеряемым током представляют собой параллельное соединение, то ток в первичной обмотке в зависимости от измеряемого тока определяется как:

$$I_1 = I \frac{\rho l S_1}{\rho l S_1 + \rho_1 l_1 S}, \quad (1)$$

где I_1 – ток в первичной обмотке, А;

I – измеряемый ток (общий) промышленной частоты, А;

ρ – удельное электрическое сопротивление материала шины с измеряемым током, (Ом·мм²)/м;

l – длина участка шины, м;

S_1 – сечение провода первичной обмотки, мм²;

ρ_1 – удельное электрическое сопротивление провода первичной обмотки, (Ом·мм²)/м.

l_1 – длина первичной обмотки, м;

S – сечение шины, мм².

Поскольку в приведенном выражении (1) второй сомножитель при выбранных параметрах первичной обмотки и шины является постоянной величиной, то ток вторичной обмотки пропорционален измеряемому току, т.е.

$$I_2 = kI. \quad (2)$$

Этот ток создает в сердечнике датчика магнитный поток, который будучи сцеплен с витками вторичной обмотки w_2 датчика тока, индуцирует в ней ЭДС. Выходной сигнал, согласно выражению (2), линейно зависит от величины измеряемого тока. Но процесс его преобразования, а также линейность определяются параметрами материала ферромагнитного сердечника. Полученные характеристики преобразования измеряемого тока в выходной сигнал для ферромагнитных сердечников из выше приведенных материалов показаны на рис. 3, где 1 – феррит; 2 – пермаллой; 3 – аморфная сталь (без термомагнитной обработки); 4 – электротехническая сталь. Параметры сердечников показаны в табл. 1., а результаты исследований в табл. 2.

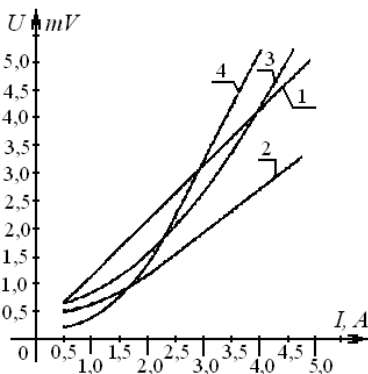


Рис. 3 – Характеристики преобразования тока в выходной сигнал

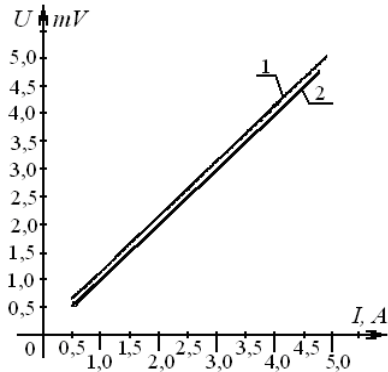


Рис. 4 – Зависимость между выходным сигналом и измеряемым током

Из результатов исследований определено, что сердечник из аморфной стали, не прошедший термомагнитную обработку, имеет нелинейную характеристику, как и сердечник из электротехнической стали.

Для определения возможности применения аморфной стали марки 7421 в сердечниках индуктивных датчиков были изготовлены образцы магнитопроводов из аморфной ленты, прошедшие термомагнитную обработку, с последующим быстрым охлаждением. Дальнейшие исследования аморфной стали после термомагнитной обработки показали совершенно другие результаты, показанные на рис. 4. и в табл.4.

Таблица 1 – Параметры и материал сердечников датчиков тока

Параметры	Материал сердечников датчиков тока			
	1	2	3	4
Размер сердечников, мм	40×25×11	36×24×10	35×26×11	32×20×10
Число витков w_2	150	150	150	150
Длина провода w_1 , мм	150	200	200	200
Сечение провода w_1 , мм ²	0,5	0,5	0,5	0,5
Сечение шины измеряемым током, мм ²	20	20	20	20
Длина участка шины присоединения первичной обмотки, мм	50	50	50	50

Таблица 2 – Параметры исследования сердечников датчиков тока

Диапазон измеряемых токов									
I , А	0,5	1,0	1,5	2,0	2,5	3,0	3,5	4,0	4,5
Сердечник датчика тока, выполненного из феррита									
U , мВ	0,65	1,1	1,6	2,16	2,68	3,2	3,7	4,19	4,69
Сердечник датчика тока, выполненного из пермаллоя									
U , мВ	0,5	1,61	0,83	1,16	1,54	1,92	2,32	2,19	4,69
Сердечник датчика тока, выполненного из аморфной стали (до термообработки)									
U , мВ	0,53	1,57	0,62	0,71	0,83	0,95	1,08	1,21	1,34
Сердечник датчика тока, выполненного из электротехнической стали									
U , мВ	0,44	0,47	0,55	0,69	0,86	1,05	1,26	1,48	1,68

Полученные результаты исследований показали линейность характеристики датчика тока, имеющего сердечник из феррита.

Параметры сердечников магнитопроводов (табл. 3) изменялись в связи с их расширенным исследованием, где сердечники 1 – на основе феррита; 2 – на основе аморфной стали марки 7421.

Таблица 3 – Параметры и материал сердечников датчиков тока

Параметры	Материал сердечников	
	1	2
Размер сердечников, мм	20×15×4	20×15×4
Число витков w_2	200	150
Длина провода w_1 , мм	150	150
Сечение провода w_1 , мм ²	0,75	0,5
Сечение шины с измеряемым током, мм ²	20	20
Длина участка шины присоединения первичной обмотки, мм	50	50

Таблица 4 – Параметры исследования сердечников датчиков тока

Диапазон измеряемых токов									
I , А	0,5	1,0	1,5	2,0	2,5	3,0	3,5	4,0	4,5
Сердечник датчика тока, выполненного из феррита									
U , мВ	0,51	0,98	1,47	2,02	2,53	3,04	3,53	4,06	4,59
Сердечник датчика тока, выполненного из аморфной стали (после термообработки)									
U , мВ	0,49	0,88	1,29	1,83	2,35	2,87	3,41	3,96	4,49

Крутизна характеристик обоих сердечников практически одинакова

По сравнению зависимостей и определению коэффициента k из выражения (2), можно сделать следующие выводы:

$k = 0,018$ – для зависимости сердечника, выполненного из феррита;

$k = 0,008$ – для зависимости сердечника, выполненного из аморфной стали марки 7421.

Выводы. Полученные результаты исследований говорят о возможности замены сердечника магнитопровода датчика тока на основе феррита сердечником на основе аморфной стали.

Кроме того, учитывая, что вторичная обмотка датчика тока на основе феррита содержала большее количество витков, то датчик тока на основе аморфной стали в 2-3 раза эффективнее по сравнению с другими выше приведенными. Это способствует уменьшению расхода материалов, и соответственно приводит к уменьшению габаритов сердечников. Проведенные исследования и полученные результаты способствуют развитию дальнейшего поиска по возможности применения аморфных сталей различных марок в электромагнитных системах электротехнических устройств.

Список литературы: 1. Захаров М.М. Датчики электропроводности. – М.: Наука, 1979.– 156 с. 2. Мишин Д.Д. Магнитные материалы. –М.: Высш. шк., 1991.– 384 с. 3. Аморфные металлические сплавы. / Под ред. Люборского Ф.Е.: Пер. с англ. – М.: Металлургия, 1987. – 584 с. 4. Павленко Т.П. Определение параметров аморфного сплава, предназначенного для электромагнитных систем электрических аппаратов. / Т.П. Павленко, М.Н. Токарь // Сб. научн. тр. ДонГУ – Алчевск. Вип. 40. – 2013. – С. 207. – 211. 5. Павленко Т.П.. Исследование параметров аморфных сплавов, предназначенных для электромагнитных систем электрических аппаратов / Т.П. Павленко. М.Н.Токарь // Оптимізація виробничих процесів. Зб. наук. пр. – Севастополь: СевНТУ. – 2013. – Вип. 14. – 2013 – С. 218 – 223. 6. Павленко Т.П. Токарь М.Н. Анализ и исследование свойств аморфных сплавов. / Т.П. Павленко М.Н Токарь. // Электротехника і Електромеханіка. – Харків. – 2013. – № 5. – С. 45 – 47.

Bibliography (transliterated): 1. Zakharov M.M. *Datchyky elektroprovodnosti*. Moscow. Nauka, 1979. [Print]. 2. Myshyn D.D. *Mahnytny materyaly*, 1991. [Print]. 3. *Amorfnye metallicheskiye splavy*. / Pod red. Lyuborskoho F.E.: Per. s anhl. Moscow. Metallurgiya, 1987. [Print]. 4. Pavlenko T.P., Tokar M.N. Opredelenie parametrov amorfnoho splava, prednaznacheno dlya elektromagnitnyh system elektricheskikh apparatov. "Sbornik nauchnykh trudov. DonHTU". Alchevsk. Vol. 40. 2013. 207 – 211. [Print]. 5. Pavlenko T.P., Tokar M.N. Issledovanie parametrov amorfnyh splavov, prednaznachennyh dlya elektromagnitnyh system elektricheskikh apparatov Optymizatsiya vyrobnychykh protsesiv. "Zbirnyk naukovykh prats". Sevastopol. Vol. 14. 2013. 218 – 223. [Print]. 6. Pavlenko T.P. Tokar M.N. Analyz i issledovaniye svoystv amorfnyh splavov. "Elektrotehnika i Elektromekhanika". 2013. No 5. 45 – 47. [Print].

Надійшла (received) 06.07.2014



Павленко Татьяна Павловна
д-р техн. наук, проф.
каф. электрических машин, НТУ «ХПИ»
E-mail: khpavlenko@yandex.ru



Токарь Максим Николаевич
соискатель кафедры
электрических машин, НТУ «ХПИ»
E-mail: mr.max.t@mail.ru

А. Н. ПЕТРЕНКО, канд. техн. наук, ст. преп. ХНУГХ им. А.Н. Бекетова;
В. П. ШАЙДА, канд. техн. наук, доц. НТУ «ХПИ»;
Н. Я. ПЕТРЕНКО, канд. техн. наук, доц. НТУ «ХПИ»

МЕТОДИКА РАСЧЕТА ТЕПЛОВЫХ СОПРОТИВЛЕНИЙ СТАТОРА ЧАСТОТНО-УПРАВЛЯЕМОГО АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ

В статье приводится методика определения тепловых сопротивлений статора частотно-управляемого асинхронного двигателя, которые необходимы для составления математической модели его теплового состояния. Материал статьи дополняет ранее опубликованные исследования [1– 6] и подробно раскрывает вопрос определения параметров эквивалентной тепловой схемы частотно-управляемого асинхронного двигателя.

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

Введение.

Разработка и внедрение регулируемого электропривода является одним из самых перспективных и экономически оправданных направлений из всех энергосберегающих технологий. Замена нерегулируемого электропривода регулируемым позволяет получить до (30 – 50) % экономии электроэнергии, поэтому в промышленно развитых странах доля выпуска регулируемых электроприводов составляет (80 – 90) % [7].

Наиболее широко в отраслях промышленности и коммунального хозяйства используются электроприводы на базе асинхронных электродвигателей (АД), они потребляют (55 – 60) % от всей энергии, потребляемой электроприводами [7]. Поэтому, перевод электроприводов на базе АД из нерегулируемых в регулируемые является важной задачей. Тем более, что при этом можно сохранить АД без изменений. Кроме экономии электроэнергии внедрение регулируемого электропривода позволяет уменьшить эксплуатационные затраты: увеличить ресурс работы оборудования за счет плавного регулирования частоты вращения, снизить величины пусковых токов и механических ударных нагрузок [8, 9].

Особенностью работы АД в составе частотно-управляемого привода является наличие дополнительных электрических и магнитных потерь от высших гармоник тока и магнитного потока. Эти потери зависят от типа источника питания, используемого закона регулирования и могут достигать 20 % от основных потерь. Присутствие дополнительных потерь приводит к изменению структуры температурного поля АД и может привести к его выходу из строя.

В работах [1 – 6] авторами статьи проводились исследования теплового состояния частотно-управляемого АД. Однако из-за ограниченности возможностей некоторые вопросы методики расчета температурного поля

остались неосвещёнными. Поэтому в данной статье приводится методика определения тепловых сопротивлений обмотки статора частотно-управляемого АД, которые необходимы для составления математической модели его теплового состояния.

Методика расчета тепловых сопротивлений статора

При исследовании теплового состояния частотно-управляемого АД, которые проводились в работах [1 – 6], использовался метод эквивалентных тепловых схем (ЭТС). В качестве базовой была принята ЭТС закрытого обдуваемого двигателя, которая была адаптирована к условиям работы частотно-управляемого АД. Адаптированная ЭТС АД, для стационарных режимов работы, представлена на рис. 1.

К источникам теплоты ЭТС рассматриваемого АД относятся: основные электрические и магнитные потери, механические потери, обычные дополнительные потери и дополнительные потери, связанные с высшими гармониками тока и магнитного потока. На ЭТС (см. рис. 1) они обозначены:

P_4, P_6 – суммарные магнитные потери в зубцах и спинке сердечника статора;

$P_7, P_8 = P_9$ – суммарные электрические потери в пазовой и лобовых частях обмотки статора;

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

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

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

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

Для расчета тепловых сопротивлений внешней теплоотдачи обдуваемого оребренного корпуса R_{01}, R_{02}, R_{03} необходимо предварительно определить:

1) гидравлический диаметр межреберного канала, м

$$d_r = \frac{4h_p \cdot (t_p - \delta_p)}{2h_p + t_p - \delta_p},$$

где h_p – высота ребра, м; t_p – шаг оребрения, м; δ_p – средняя толщина ребра, м;

2) площадь межреберных каналов, м²

$$S_k = h_p \cdot (t_p - \delta_p) \cdot Z_k,$$

где Z_k – число межреберных каналов;

3) расход воздуха, м³/с

$$Q = 0,009 \cdot n_b \cdot D_b^3 \cdot e^{-0,02Z_k} \cdot t_p \cdot h_p \cdot \left(\frac{14,25 \cdot h_p^2 \cdot Z_k}{(Z_k - 1) \cdot t_p \cdot D_k} \right),$$

где n_b – частота вращения вентилятора, об/мин; D_b – наружный диаметр вентилятора, м; D_k – диаметр корпуса по дну каналов, м.

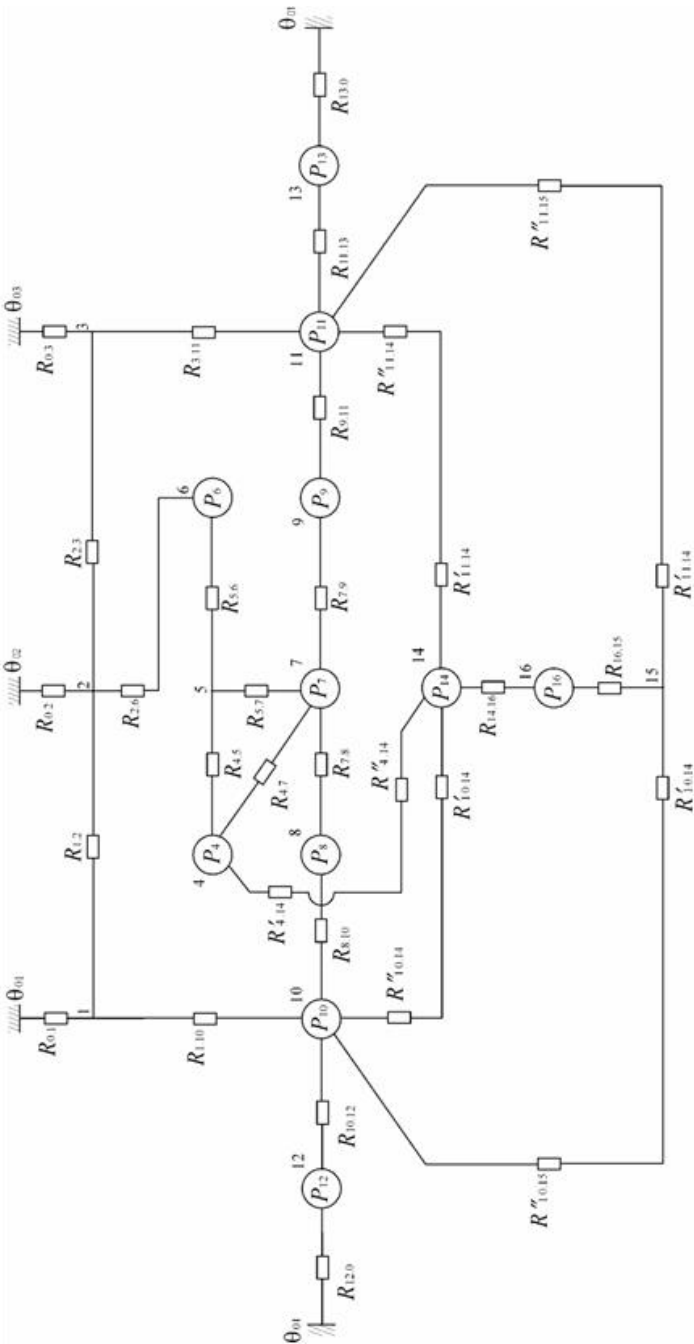


Рис. 1 – ЭТС частотно-управляемого асинхронного двигателя для стационарных режимов работы

4) входная скорость воздуха, м/с

$$W_{\text{вх}} = \frac{Q}{S_{\text{к}}};$$

5) окружная скорость вентилятора, м/с

$$U_{\text{в}} = \frac{\pi \cdot D_{\text{в}} \cdot n_{\text{в}}}{60};$$

6) эффективная скорость воздуха, м/с

$$W_{\text{эф}} = \sqrt{W_{\text{вх}}^2 + (0,5 \cdot U_{\text{в}})^2};$$

7) критерий Рейнольдса

$$\text{Re}_{\text{эф}} = \frac{W_{\text{эф}} \cdot d_{\text{г}}}{\nu_{\text{в}}},$$

где $\nu_{\text{в}} = 15,54 \cdot 10^{-6}$, м²/с – кинематическая вязкость воздуха при 25°C.

8) средний, для всей длины оребренного корпуса, коэффициент теплоотдачи, Вт/м²·К

$$\alpha_{\text{ср}} = 0,203 \cdot \frac{\lambda_{\text{в}}}{d_{\text{г}}} \cdot \text{Re}_{\text{эф}}^{0,66} \cdot \left(\frac{d_{\text{г}}}{l_{\text{п}}} \right)^{0,08},$$

где $\lambda_{\text{в}} = 0,027$ Вт/м·К – коэффициент теплопроводности воздуха при 25°C; $l_{\text{п}}$ – длина ребер, м.

9) параметр K

$$K = h_{\text{п}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \alpha_{\text{ср}}}{\lambda_{\text{Al}} \cdot \delta_{\text{oc}}}},$$

где $\lambda_{\text{Al}} = 150$ Вт/м·К – коэффициент теплопроводности корпуса и ребер (алюминиевый сплав) [10]; δ_{oc} – толщина ребер у основания, м.

После расчета предварительных величин, необходимых для расчета, переходим к расчету тепловых сопротивлений:

1) тепловое сопротивление внешней теплоотдачи по длине «свисающей» части корпуса (сторона вентилятора), К/Вт

$$R_{01} = \frac{1}{1,7 \cdot \alpha_{\text{ср}} \cdot l_{\text{св}} \cdot (\pi \cdot D_{\text{к}} - Z_{\text{к}} \cdot \delta_{\text{п}} + 2h_{\text{п}} \cdot Z_{\text{к}} \cdot \eta_{\text{п}})},$$

где $l_{\text{св}}$ – длина «свисающей» части корпуса, м; $\eta_{\text{п}}$ – коэффициент качества ребра, определяется по кривой $\eta_{\text{п}} = f(K)$ [10].

2) тепловое сопротивление внешней теплоотдачи по длине части корпуса примыкающей к сердечнику статора, К/Вт

$$R_{02} = \frac{1}{1,0 \cdot \alpha_{\text{ср}} \cdot l \cdot (\pi \cdot D_{\text{к}} - Z_{\text{к}} \cdot \delta_{\text{п}} + 2h_{\text{п}} \cdot Z_{\text{к}} \cdot \eta_{\text{п}})},$$

где l – длина сердечника статора, м.

3) тепловое сопротивление внешней теплоотдачи по длине «свисающей» части корпуса (сторона привода), К/Вт

$$R_{0,3} = \frac{1}{0,9 \cdot \alpha_{\text{ср}} \cdot l_{\text{св}} \cdot (\pi \cdot D_{\text{к}} - Z_{\text{к}} \cdot \delta_{\text{п}} + 2h_{\text{п}} \cdot Z_{\text{к}} \cdot \eta_{\text{п}})},$$

4) тепловое сопротивление корпуса, К/Вт

$$R_{1,2} = R_{2,3} = \frac{l_{\text{к}}}{\lambda_{\text{Al}} \cdot \pi \cdot (D_{\text{к}}^2 - D_{\text{а}}^2)},$$

где $l_{\text{к}}$ – длина корпуса, м; $D_{\text{а}}$ – наружный диаметр сердечника статора, м.

5) тепловое сопротивление между спинкой сердечника статора и корпусом, К/Вт

$$R_{2,6} = R'_{2,6} + R''_{2,6},$$

где $R'_{2,6}$ – тепловое сопротивление условного технологического зазора $\delta_{\text{усл}}$ между корпусом и сердечником статора, К/Вт; $R''_{2,6}$ – тепловое сопротивление спинки сердечника статора, К/Вт.

Подставляя составляющие получим

$$R_{2,6} = \frac{\delta_{\text{усл}}}{\lambda_{\text{в}} \cdot \pi \cdot D_{\text{а}} \cdot l} + \frac{\ln\left(\frac{D_{\text{а}}}{D + 2h_z}\right)}{6 \cdot \pi \cdot \lambda_{\text{Fe}} \cdot l \cdot K_{\text{ш}}},$$

где D – внутренний диаметр сердечника статора, м; h_z – высота зубцов сердечника статора, м; λ_{Fe} – коэффициент теплоотдачи электротехнической стали 2013 (вдоль листов), $\lambda_{\text{Fe}} = 34$;Вт/(м·К); $K_{\text{ш}}$ – коэффициент заполнения пакета сердечника сталью; $\delta_{\text{усл}}$ – определяется по кривой $\delta_{\text{усл}} = f(D_{\text{а}})$.

б) тепловое сопротивление зубцовой зоны сердечника статора, К/Вт

$$R_{4,5} = \frac{h_z}{3 \cdot \lambda_{\text{Fe}} \cdot b_z \cdot l \cdot Z_1 \cdot K_{\text{ш}}},$$

где b_z – средняя ширина зубца, м; Z_1 – число зубцов сердечника статора.

7) тепловое сопротивление учета «сквозного потока» в спинке сердечника статора, К/Вт

$$R_{5,6} = 2 \cdot R''_{2,6}.$$

8) тепловое сопротивление между пазовой частью обмотки статора и зубцами, К/Вт

$$R_{4,7} = R'_{4,7} + R''_{4,7},$$

где $R'_{4,7}$ – внутреннее тепловое сопротивление обмотки статора поперек пазов; $R''_{4,7}$ – тепловое сопротивление пазовой изоляции (боковые стенки паза) с учетом воздушных прослоек.

Подставляя составляющие получим:

$$R_{4.7} = \frac{b_{п\text{эф}}}{12 \cdot \lambda_{\text{экв}} \cdot h_{п\text{эф}} \cdot l \cdot Z_1} + \frac{\beta_{\text{инп}} / \lambda_{\text{инп}}}{2 \cdot h_{п\text{эф}} \cdot l \cdot Z_1},$$

где $b_{п\text{эф}}$, $h_{п\text{эф}}$ – ширина (средняя) и высота паза, занятые обмоткой, м; $\lambda_{\text{экв}}$ – эквивалентный коэффициент теплопроводности обмотки, определяемый по [10], $\lambda_{\text{экв}} = 0,38$ Вт/(м·К); $\beta_{\text{инп}}$ – толщина пазовой изоляции, м; $\lambda_{\text{инп}}$ – коэффициент теплопроводности пазовой изоляции с учетом воздушных прослоек, $\lambda_{\text{инп}} = 0,16$ Вт/(м·К).

9) тепловое сопротивление между пазовой частью обмотки статора и спинкой сердечника статора (через «дно» пазов), К/Вт

$$R_{5.7} = R'_{5.7} + R''_{5.7},$$

где $R'_{5.7}$ – внутреннее тепловое сопротивление обмотки статора вдоль пазов; $R''_{5.7}$ – тепловое сопротивление пазовой изоляции («дно» пазов) с учетом воздушных прослоек.

В результате получаем формулу

$$R_{5.7} = \frac{h_{п\text{эф}}}{3 \cdot \lambda_{\text{экв}} \cdot b_{п\text{эф}} \cdot l \cdot Z_1} + \frac{\beta_{\text{инп}} / \lambda_{\text{инп}}}{b_{п\text{эф}} \cdot l \cdot Z_1}.$$

10) тепловое сопротивление воздушного зазора с учетом «сквозного» потока в зубцовой зоне статора, К/Вт

$$R_{4.14} = R'_{4.14} + R''_{4.14},$$

где $R'_{4.14}$ – тепловое сопротивление учета «сквозного» потока в зубцовой зоне сердечника статора; $R''_{4.14}$ – тепловое сопротивление воздушного зазора.

Составляющие сопротивления определяются по формулам

$$R'_{4.14} = 2 \cdot R_{4.5};$$

$$R''_{4.14} = \frac{1}{\alpha_{\delta} \cdot \pi \cdot D_p \cdot l},$$

где α_{δ} – коэффициент теплоотдачи в воздушном зазоре, определяемый через критерий Рейнольдса и Нуссельта.

Критерий Рейнольдса определяется по формуле

$$Re = \frac{U_p \cdot \delta}{v_b},$$

где U_p – окружная скорость ротора, см/с; δ – воздушный зазор, см; $v_b = 0,211$ см²/с при средней температуре внутреннего воздуха 78°С.

Окружная скорость ротора

$$U_p = \frac{\pi \cdot D_p \cdot n_2}{60}.$$

Критерий Нуссельта

$$Nu = 0,23 \cdot \beta \cdot \left(\frac{2 \cdot \delta}{D_p} \right)^{0,25} \cdot Re^{0,5}.$$

Тогда коэффициент теплоотдачи в воздушном зазоре, Вт/(см²·К)

$$\alpha_{\delta} = \frac{Nu \cdot \lambda_{\text{в}}}{\delta},$$

где $\lambda_{\text{в}} = 3,05 \cdot 10^{-4}$ Вт/(см·К) при средней температуре внутреннего воздуха 78°C; $\beta = f(2p)$, при $2p = 4\beta = 1,15$.

При расчете Re, Nu, α_{δ} используется несистемная единица длины – сантиметр (см).

11) тепловое сопротивление между лобовой и пазовой частями обмотки статора, К/Вт

$$R_{7,8} = R_{7,9} = \frac{l + l_{\text{лоб}}}{6 \cdot \lambda_{Cu} \cdot S_{Cu}},$$

где $l_{\text{лоб}}$ – длина одной лобовой части обмотки статора, м; λ_{Cu} – коэффициент теплопроводности меди, $\lambda_{Cu} = 390$ Вт/м·К.

Площадь поперечного сечения проводников обмотки статора, м²

$$S_{Cu} = \frac{\pi \cdot d_m^2}{4} \cdot Z_1 \cdot n_{\text{п}},$$

где d_m – диаметр проводника обмотки статора без изоляции, м; $n_{\text{п}}$ – число проводников в пазу.

12) тепловое сопротивление между лобовыми частями обмотки статора и внутренним воздухом $R_{8,10} = R_{9,11}$, эти сопротивления рассматриваются как параллельно включенные сопротивления внешнего (обращенного к корпусу) и внутреннего слоев лобовых частей, К/Вт:

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

$$W_{\text{лоп}} = 0,022 \cdot n_p \cdot D_{\text{лоп}};$$

- критерий Рейнольдса $Re = \frac{W_{\text{лоп}} \cdot D}{v_{\text{в}}}$;

Коэффициенты теплоотдачи лобовых частей:

– внешняя поверхность (обращенная к корпусу), Вт/(м²·К)

$$\alpha_{\text{л.вн}} = \frac{3,99 \cdot \lambda_{\text{в}} \cdot Re^{0,43}}{\ln \frac{1,3 \cdot D}{D_a - D}};$$

– внутренняя поверхность (обращенная к ротору), Вт/м²·К

$$\alpha_{\text{л.вт}} = \frac{Nu_{\text{вт}} \cdot \lambda_{\text{в}}}{D}.$$

$$\text{Критерий Нуссельта определяется по формуле: } Nu_{\text{вт}} = \frac{2,149 \cdot Re^{0,58}}{\ln \frac{D}{3,25 \cdot h_{\text{пэф}}}}$$

Тепловое сопротивление от внешней поверхности вылета лобовых частей к внутреннему воздуху (параллельно включенные сопротивления продуваемого $R'_{\text{л.вн}}$ и непродуваемого $R''_{\text{л.вн}}$ участков), К/Вт

$$R'_{\text{л.вн}} = \frac{0,104 \cdot b_{\text{п}} \cdot h_{\text{пэф}}}{\lambda_{\text{экв}} \cdot l_{\text{л.в.пр.}} \cdot (b_{\text{п}}^2 + 0,25 \cdot h_{\text{пэф}}^2)} \cdot Z_1 + \frac{0,75}{\lambda_{\text{л.вн}} \cdot l_{\text{л.в.пр.}} \cdot Z_1 \cdot (b_{\text{п}} + 0,5 \cdot h_{\text{пэф}})},$$

где $l_{\text{л.в.пр.}}$ – длина продуваемой части вылета лобовой части обмотки статора, $l_{\text{л.в.пр.}} = 0,031$ м.

Тепловое сопротивление непродуваемого участка

$$R''_{\text{л.вн}} = \frac{\frac{h_{\text{пэф}}}{3 \cdot \lambda_{\text{экв}}} + \frac{1}{\alpha_{\text{л.вн}}}}{\pi \cdot D_{\text{л.вн}} \cdot (l_{\text{л.в}} - l_{\text{л.в.пр.}})}$$

Тепловое сопротивление от внутренней поверхности вылета лобовых частей к внутреннему воздуху (параллельно включенные сопротивления $R'_{\text{л.вт}}$ и непродуваемого $R''_{\text{л.вт}}$ участков), К/Вт

$$R'_{\text{л.вт}} = \frac{0,104 \cdot b_{\text{п}} \cdot h_{\text{пэф}}}{\lambda_{\text{экв}} \cdot l_{\text{л.в.пр.}} \cdot (b_{\text{п}}^2 + 0,25 \cdot h_{\text{пэф}}^2)} \cdot Z_1 + \frac{0,75}{\lambda_{\text{л.вт}} \cdot l_{\text{л.в.пр.}} \cdot Z_1 \cdot (b_{\text{п}} + 0,5 \cdot h_{\text{пэф}})}$$

Тепловое сопротивление непродуваемого участка

$$R''_{\text{л.вт}} = \frac{\frac{h_{\text{пэф}}}{3 \cdot \lambda_{\text{экв}}} + \frac{1}{\alpha_{\text{л.вт}}}}{\pi \cdot D_{\text{л.вт}} \cdot (l_{\text{л.в}} - l_{\text{л.в.пр.}})}$$

Тогда тепловое сопротивление между лобовыми частями обмотки статора и внутренним воздухом определяется по формуле

$$R_{8,10} = R_{9,11} = \frac{1}{\frac{1}{R'_{\text{л.вн}}} + \frac{1}{R''_{\text{л.вн}}} + \frac{1}{R'_{\text{л.вт}}} + \frac{1}{R''_{\text{л.вт}}}}$$

Выводы

Представлена методика определения тепловых сопротивлений статора в соответствии с указанной ЭТС, эти сопротивления позволяют составить уравнения теплового баланса для частотно-регулируемых АД. Система уравнений теплового баланса является математической моделью теплового состояния частотно-управляемого АД, полученная математическая модель была проверена экспериментально на АД мощностью 2,5 кВт и 15 кВт [5].

Список литературы:1. *Осташевский, Н.А.* Потери частотно-управляемого асинхронного двигателя впри различных законах регулирования и типах преобразователей [Текст] / *Н.А. Осташевский, В.Н. Иваненко, А.Н. Петренко* // Электротехника и электромеханика. – 2009. - № 3. - С. 37 – 41.2. *Осташевский, Н.А.* Математическая модель теплового состояния частотно-управляемого асинхронного двигателя в стационарных режимах [Текст] / *Н.А. Осташевский, А.Н. Петренко* // Проблемы автоматизированного электропривода. Теория и практика. Тематич. вып. науч.-техн. журнала «Электроинформ». – 2009. – С. 266 – 270.3. *Осташевский, Н.А.* Исследование теплового состояния частотно-управляемого асинхронного двигателя при различных законах регулирования [Текст] / *Н.А. Осташевский, А.Н. Петренко* // Вестник НТУ «ХПИ». Сборник научных трудов. Тематический выпуск «Проблемы совершенствования электрических машин и аппаратов». – 2010. – № 16. – С. 89 – 102.4. *Осташевский, Н.А.* Исследование теплового состояния частотно-управляемого асинхронного двигателя при изменении нагрузки [Текст] / *Н.А. Осташевский, А.Н. Петренко* // Электротехника и электромеханика. – 2010. - № 3. - С. 25 – 29.5. *Петренко А.Н.* Экспериментальное исследование нагрева частотно-управляемого асинхронного двигателя при различных источниках питания [Текст] // Электротехника и электромеханика. – 2010. - № 5. - С. 21 – 23.6. *Петренко А.Н.* Исследование теплового состояния частотно-управляемого асинхронного двигателя при пуске [Текст] / *А.Н. Петренко, В.П. Шайда, Н.Я. Петренко* // Электрика (Россия). – 2014. – № 2. – С. 20 – 23.7. Регулируемый электропривод [Электронный ресурс] :Экономические и технологические аспекты энергоресурсосбережения за счет широкомащтабного внедрения регулируемого электропривода./ Сайткомпании УП «ПРОМЭНЕРГЕТИКА». - Режим доступа :http://pe.by/index.php?option=com_content&task=view&id=26&Itemid=31. 8. *Петрушин В.С.* Асинхронные двигатели в регулируемом электроприводе: учеб.пособ. для студ. высш. учеб. заведений. / *В.С.Петрушин*. – О.: Наука и техника, 2006. – 320 с.9. *Сандлер А.С.*Частотное управление асинхронными двигателями. / *А.С. Сандлер, Р.С. Сорбатов*. – М. –Л.: Энергия, 1966. – 144 с.10. *Борисенко А.И.* Аэродинамика и теплопередача в электрических машинах / *А.И. Борисенко, В.Г. Данько, А.И. Яковлев*. – М.: Энергия, 1974. – 560 с.

Bibliography (transliterated): 1. *Ostashevskij, N.A.* Poteri chastotno-upravljaemogo asinhronnogo dvigatelja pri razlichnyh zakonah regulirovanija i tipah preobrazovatelej *N.A. Ostashevskij, V.N. Ivanenko, A.N. Petrenko.* Jelektrotehnika i jelektromehanika. – 2009. No 3. P. 37 – 41. [Print]. 2. *Ostashevskij, N.A.* Matematicheskaja model' teplovogo sostojanija chastotno-upravljaemogo asinhronnogo dvigatelja v stacionarnyh rezhimah. *N.A. Ostashevskij, A.N. Petrenko.* Problemy avtomatizirovannogo jelektroprivoda. Teorija i praktika. Tematich. vyp. nauch-tehn. zhurnala «Jelektroinform». – 2009. – P. 266 – 270. [Print] 3. *Ostashevskij, N.A.* Issledovanie teplovogo sostojanija chastotno-upravljaemogo asinhronnogo dvigatelja pri razlichnyh zakonah regulirovanija *N.A. Ostashevskij, A.N. Petrenko.* Vestnik NTU «HPI». Sbornik nauchnyh trudov. Tematicheskij vypusk «Problemy sovershenstvovanija jelektricheskikh mashin i apparatov». – 2010. – No 16. – P. 89 – 102. [Print]. 4. *Ostashevskij, N.A.* Issledovanie teplovogo sostojanija chastotno-upravljaemogo asinhronnogo dvigatelja pri izmenenii nagruzki. *N.A. Ostashevskij, A.N. Petrenko.* Jelektrotehnika i jelektromehanika. – 2010. No 3. P. 25 – 29. [Print] 5. *Petrenko A.N.* Jeksperimental'noe issledovanie nagreva chastotno-upravljaemogo asinhronnogo dvigatelja pri razlichnyh istochnikah pitania. Jelektrotehnika i jelektromehanika. – 2010. No 5. P. 21 – 23. [Print] 6. *Petrenko A.N.* Issledovanie teplovogo sostojanija chastotno-upravljaemogo asinhronnogo dvigatelja pri puske. *A.N. Petrenko, V.P. Shajda, N.Ja.Petrenko.* Jelektrika (Rossija). – 2014. – No 2. – P. 20 – 23. [Print] 7. *Reguliruemyj jelektroprivod : Jekonomicheskie i tehnologicheskie aspektyj energoresursosberezenija za schet širokomasshtabnogo vnedrenija reguliruemogoj elektroprivoda. Sajtkompanii UP "PROMJeNERGETIKA"* 27 March 2008.[Web].20 August2014 < http://pe.by/index.php?option=com_content&task=view&id=26&Itemid=31>. 8. *Petrushin V.S.* Asinhronnye dvigateli v reguliruемом jelektroprivode: ucheb. posob. dlja stud. vyssh. ucheb. zavedenij. *V.S.Petrushin*. – О.: Naukaitehnika, 2006. – 320 с.9. *Sandler A.S.* Chastotnoe upravlenie asinhronnymi dvigateljami. *A.S. Sandler, R.S. Sorbatov*. – М. –Л.: Jenergija, 1966. – 144 P. [Print]. 10. *Borisenko A.I.* Ajerodinamika i teploperedacha v jelektricheskikh mashinah. *A.I. Borisenko, V.G. Dan'ko, A.I. Jakovlev*. – М.: Jenergija, 1974. – 560 P. [Print].

Поступила (received)10.09.2014



Петренко
Александр Николаевич
канд. техн. наук,
старший преподаватель
каф. электрического транспорта,
ХНАГХ



Шайда
Виктор Петрович
канд. техн. наук,
доцент каф. электрич. машин, НТУ
«ХПИ»
E-mail: viktorshayda08@rambler.ru



Петренко
Николай Яковлевич
канд. техн. наук,
доцент каф. электрич. машин, НТУ
«ХПИ»

В. С. ПЕТРУШИН, д-р техн. наук, проф. ОНПУ;
Р. Н. ЕНОКТАЕВ, магистрант ОНПУ

МОДИФИКАЦИЯ КРИТЕРИЯ ПРИВЕДЕННЫХ ЗАТРАТ ЭЛЕКТРОПРИВОДА ДЛЯ ПРОЕКТИРОВАНИЯ РЕГУЛИРУЕМЫХ АСИНХРОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Предлагается модификация критерия приведенных затрат электропривода за счет использования коэффициента значимости эксплуатации, что позволяет согласовать максимум средненизкодиапазонного КПД и минимум средненизкодиапазонных приведенных затрат. В результате величина модифицированного критерия ПЗ меньше величины немодифицированного. Проведен анализ влияния коэффициента инфляции на критерий приведенных затрат. Его учет увеличивает величину модифицированного критерия ПЗ.

Ключевые слова: регулируемый асинхронный двигатель, оптимизационное проектирование, критерий приведенных затрат, модификация проектного критерия, коэффициент инфляции.

Введение. Регулируемые электропривода во всех отраслях промышленности и на транспорте позволяют рационально управлять технологическими процессами при минимизации потребления энергоресурсов. Для анализа работы и проектирования регулируемых асинхронных двигателей (РАД) управляемых электроприводов необходимо совместное рассмотрение преобразователей, двигателей и механизмов, а также, при необходимости, согласующих трансформаторов и редукторов. Управляемый электропривод может быть представлен комплексной математической моделью, которая включает в себя модели всех составляющих привода [1]. Такой подход реализован в программном продукте DIMASDrive [2].

Материальные, энергетические и трудовые ресурсы, необходимые для производства и эксплуатации РАД, должны использоваться с максимальной эффективностью, что может быть обеспечено только при их проектировании и оптимизации на основании применения научно обоснованных критериев. Тенденции, определяемые повышением стоимости энергоресурсов, обуславливают потребность в РАД с повышенными значениями КПД, хотя при этом наблюдается рост стоимости таких двигателей. В настоящее время проектируются и производятся энергоэффективные серии общепромышленных АД [4] и аналогично следует разрабатывать РАД.

При проектировании электрической машины (ЭМ) могут быть использованы различные проектные критерии, что зависит от назначения и условий эксплуатации ЭМ.

Постановка задачи. Рационально при проектировании энергосберегающих РАД использовать в качестве проектного критерия КПД, максимум которого достигается в результате параметрической оптимизации.

Проектирование РАД необходимо выполнять с учетом требования работы в определенном диапазоне частот вращения и это обстоятельство определяет специфику критерия оптимальности. Обоснованным является выбор диапазонного критерия КПД, что обеспечит минимизацию энергетических потерь во всем диапазоне регулирования от n_1 до n_2 [5]:

$$\eta_{с\delta} = \frac{1}{n_2 - n_1} \int_{n_1}^{n_2} \eta(n) dn \quad (1)$$

Вместе с тем, предлагаемый диапазонный критерий КПД не учитывает другие финансовые аспекты, такие как затраты на изготовление и эксплуатацию двигателя и привода, коэффициент инфляции и другое. Такой учет осуществляется при использовании критерия приведенных затрат (ПЗ), который в случае проектирования РАД является также средндиапазонным. Следует отметить, что при работе РАД в составе современных частотно-регулируемых электроприводов из-за близости коэффициента мощности привода к 1 из выражения критерия ПЗ электропривода может быть исключена составляющая, соответствующая стоимости компенсации реактивной энергии [6]. При модификации критерия ПЗ электропривода [5, 7] необходимо учитывать влияние на критерий инфляционных процессов, поскольку нормативные сроки окупаемости РАД достаточно продолжительные (5-8 лет). Кроме того, за время службы двигателя энергетическая составляющая ПЗ в несколько раз превышает составляющую, связанную с капитальными затратами, поэтому первостепенным является оптимизация энергетической составляющей.

Для того, чтобы использовать модифицированный критерий ПЗ электропривода, необходимо согласовать его с критерием КПД, т.е. приблизить их экстремумы. Для этого используем коэффициент значимости эксплуатации $k_{зэ}$. Целесообразно также введение в модифицированный критерий ПЗ коэффициента инфляции $k_{инф}$, который учитывает процессы обесценивания денежной массы [7]. Аналогичным образом выполнена модификация критерия ПЗ для проектирования общепромышленных АД [5].

Результаты исследований. С учетом вышесказанного выражение для модифицированного критерия ПЗ электропривода имеет вид

$$ПЗ_{эп} = \frac{C_{эп}}{k_{зэ}} + C_{эп} \cdot (k_{ам} + k_{об}) \cdot k_{инф} + C_{па} \cdot k_{инф} \quad (2)$$

где $C_{эп}$ – стоимость электропривода;

$C_{па}$ – стоимость потерь активной энергии;

$k_{ам}$ – коэффициент, учитывающий амортизационные отчисления;

$k_{об}$ – коэффициент, учитывающий затраты на обслуживание электропривода;

$k_{зэ}$ – коэффициент значимости эксплуатации $k_{зэ}$;

$k_{инф}$ – коэффициент инфляции.

Значение $k_{инф}$ рассчитывается следующим образом

$$k_{инф} = \frac{\sum_{m=0}^{T_n-1} (1 + \frac{d_{инф}}{100\%})^m}{T_n}, \quad (3)$$

где T_n – нормативный срок окупаемости электропривода;

$d_{инф}$ – усредненный показатель годовой инфляции (в %).

Подбор коэффициента $k_{э}$ для согласования максимума КПД и минимума ПЗ выполнен на примере двигателя 4A160S4Y3. Представлена проектная задача с использованием схемы соединения обмотки статора “звездой”. Рассматривается работа двигателя в РЭП с частотным преобразователем (Altivar 58, 1500 у.е., 15 кг, $\eta_{мп} = 0,94$) при законе частотного управления $U/f = \text{const}$. В качестве нагрузки используется “лифтовая” нагрузка величиной 75 Н·м. Чтобы найти экстремумы критериев КПД и ПЗ проведена оптимизация двигателя с помощью DIMASDrive. В качестве варьируемых параметров выбраны длина пакета статора двигателя (L), которая изменяется в диапазоне от 104 до 182 мм и частота, на которую проектируется обмотка статора (ОС) двигателя, изменяющаяся в диапазоне от 45 до 55 Гц. Изменение частоты (f) предполагает автоматическое изменение числа витков ОС (W_l), сечения эффективного проводника ОС ($q_{эф}$), диаметра обмоточного провода ($d_{пр}$).

Оптimum среднедиапазонного КПД получено при значениях f и L соответственно 52,5 Гц и 143 мм (рис. 1). Оптimum среднедиапазонных ПЗ получено при значениях f и L соответственно 52,5 Гц и 130 мм (рис. 2).

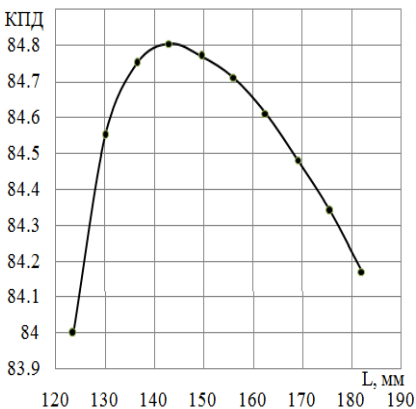


Рис. 1 – Зависимость КПД от L при значении f , равном 52,5 Гц

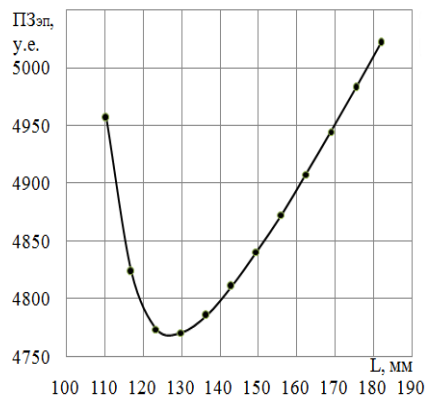


Рис. 2 – Зависимость ПЗ от L при значении f , равном 52,5 Гц

Расчеты с использованием традиционного выражения ПЗ показывают существенное расхождение значений длины машины, которые отвечают максимуму КПД и минимуму ПЗ.

Экстремумы критериев зависят только от варьируемых переменных, отвечающих массогабаритностоимостной составляющей. При введении коэффициента $k_{зз} = 15$ экстремумы совпадают.

Положение экстремума модифицированного критерия ПЗ показано на (рис. 3).

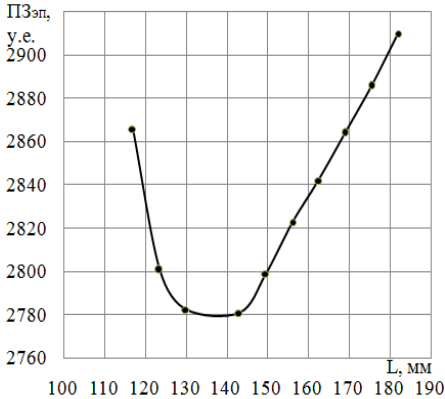


Рис. 3 – Зависимость модифицированных ПЗ от L при значении f , равном 52,5 Гц и коэффициенте $k_{зз}$, значение которого равно 15

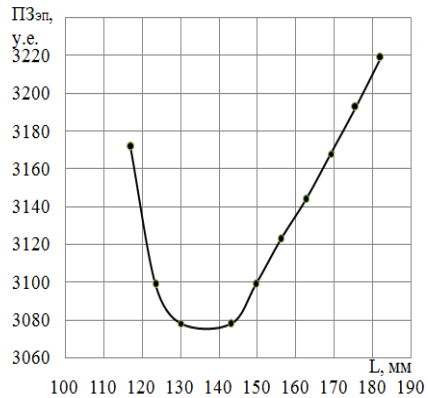


Рис. 4 – Зависимость ПЗ от L при f , равном 52,5 Гц и коэффициентах $k_{зз}$ и $k_{инф}$ 15 и 1,112 соответственно

Сравнение серийного и оптимизированного двигателей, а также оптимизированного АД с коэффициентом $k_{зз}$ представлено в (табл.). В процессе оптимизации были учтены проектные диапазонные ограничения по температурам обмотки статора и подшипниковых щитов. В двигателях прошедших оптимизацию диаметр обмоточного провода (d_{np}) остался неизменным.

Анализ коэффициента $k_{инф}$ был проведен для той же проектной задачи, но уже с найденным коэффициентом $k_{зз}$. Для примера показатель инфляции $d_{инф}$ составляет 3%, а срок окупаемости T_n – 8 лет. При таких значениях $d_{инф}$ и T_n коэффициент $k_{инф}$ равен 1,112.

Чтобы проверить влияние $k_{инф}$ на критерий ПЗ, была проведена оптимизация двигателя, изменяя значения частоты f в диапазоне от 45 до 55 Гц и длины статора L в диапазоне от 104 до 182 мм.

Таблица 1 – Сравнение показателей модификаций двигателя 4A160S4Y3

Показатели \ Двигатели	Серийный	Оптимизированный по критерию ПЗ	Оптимизированный по критерию КПД	Оптимизированный по модифицированному критерию ПЗ
ПЗ $\varepsilon_{ПЗ}$, у.е.	4800	4771	4811	2781
$\eta_{\varepsilon ПЗ}$	82,48	82,9	83,14	83,14
$\eta_{АД}$	84,13	84,55	84,8	84,8
$\cos\phi_{АД}$	0,88	0,86	0,89	0,89
Масса АД, кг	120	119	125	125
Стоимость АД, у.е.	651	644	677	677
Объем АД, дм^3	9,6	9,6	10,5	10,5
f , Гц	50	52,5	52,5	52,5
W_I	112	107	107	107
$q_{\varepsilon ф}$, мм^2	2,45	2,57	2,57	2,57
L , мм	130	130	143	143

Как видно из (рис. 4) положение экстремума не изменилось и осталось при значениях f и L соответственно 52,5 Гц и 143 мм, но величина ПЗ увеличилась, что также видно из (рис. 4).

При учете задаваемой инфляции на 9,6 % изменится величина модифицированного критерия приведенных затрат ЭП (с 2781 по 3077 у.е.)

Выводы

1. Расчеты с использованием традиционного выражения критерия ПЗ показали существенное различие значений длины машины, которые отвечают максимуму диапазонного КПД и минимуму диапазонных ПЗ. Для приближения этих экстремумов в модифицированном критерии ПЗ был использован коэффициент значимости эксплуатации k_{ε} .

2. Значение модифицированного критерия ПЗ становится меньше значения немодифицированного.

3. $k_{инф}$ определяет только значение ПЗ, не влияя на положение минимума критерия ПЗ. Однако поскольку при учете $k_{инф}$ величина ПЗ увеличивается, учет $k_{инф}$ необходим при проектировании

4. Такая же закономерность наблюдается при большем количестве варьируемых проектных переменных.

5. Аналогичным образом может быть осуществлено оптимизационное проектирование по модифицированному критерию ПЗ для различных проектных задач, мощностей, конструктивных исполнений РАД.

Список литературы: 1. *Прозоров В.А.* Стратегия системного проектирования электрических машин // Электротехника. – 2007. – №2. – С. – 14 – 18. 2. *Петрушин В.С., Рябинин С.В., Якимец А.М.* Программный продукт „DIMASDrive”. Программа анализа работы, выбора и проектирования асинхронных короткозамкнутых двигателей систем регулируемого электропривода (свидетельство о регистрации программы ПА№4065). Киев: Министерство образования и науки Украины. Государственный департамент интеллектуальной собственности,

26.03.2001. 3. The Scottish Power Electronics and Electric Drives Consortium," Speed software for electric machine calculations," [http:// www.speedlab.co.uk/index.html](http://www.speedlab.co.uk/index.html), [web], 2006 4. Попов В.И., Современные асинхронные электрические машины: Новая Российская серия RA / В.И. Попов, Т.А. Ахуннов, Л.Н. Макаров. – М.: Изд-во «Знак», 1999 – 256 с. 5. Петрушин В.С. Асинхронные двигатели в регулируемом электроприводе: Учеб. пособ. для студ. высш. учеб. заведений. – Одесса: Наука и техника, 2006. – 303 с. 6. Петрушин В.С. Приведенные затраты асинхронных двигателей в частотном электроприводе при различных законах управления // Электромашинобудовання та електрообладнання: Респ. міжвід.наук.-техн. зб. – 2001. – №56. – С. 51 – 54. 7. Петрушин В.С. Використання модифікованого критерію зведених витрат при розробці високоєфективних асинхронних двигунів / В.С. Петрушин, А.М. Якімець, Н.А. Волощук // Науково-технічний журнал «Електроінформ». – 2008. – №2. – С. 6 – 7.

Bibliography (transliterated): 1. Prozorov V.A. "Strategiia sistemnogo proekirovaniia elektricheskikh mashin" *Elektrotehnika* No 2. 2007. 14 – 18. [Print]. 2. Petrushin V.S., S.V. Rjabinin and A.M. Iakimets'. Programmnyj produkt "DIMASDrive". Programma analiza raboty, vybora i proektirovaniia asinhronnykh korotkozamknytykh dvigatelej sistem reguliruемого jelektroprivoda. Patent UA, no.4065. CD. 3. The Scottish Power Electronics and Electric Drives Consortium, "Speed software for electric machine calculations," [http:// www.speedlab.co.uk/index.html](http://www.speedlab.co.uk/index.html), [web], 2006 4. Popov V.I., T.A. Akhunov and L.N. Makarov. *Sovremennye asinhronnye elektricheskie mashiny. Novaia Rossiiskaia seriia RA. Moscow. "Znak", 1999* 5. Petrushin V.S. *Asinhronnye dvigateli v reguliruемом elektroprivode. Ucheb. posob. dlia stud. vyssh. ucheb. zavedenii. Odessa. Nauka i tekhnika, 2006.* 6. Petrushin V.S. *Privedennye zatraty asinhronnykh dvigatelei v chastotnom elektroprivode pri razlichnykh zakonakh upravleniia. Elektromashinobudovannia ta elektroobladnannia. Rosp. mizhvid.nauk.-tekh. zb. No 56. 2001. 51 – 54. [Print].* 7. Petrushin V.S., A.M. Iakimets' and N.A. Voloshchuk. *Vikoristannia modifikovanogo kriteriuiu zvedenikh vitrat pri rozrobttsi visokoefektivnykh asinhronnykh dviguniv. Naukovo-tekhnichnii zhurnal "Elektroinform". No 2. 2008. 6 – 7. [Print].*

Надійшла (received) 04.08.2014



Петрушин Виктор Сергеевич,
д-р техн. наук, проф., зав. каф. Электрических машин Одесск. нац. политехн. ун-та, 65044, Одесса, пр-т Шевченко, 1, ОНПУ,
тел. (048)734-8494.
E-mail: viktor_petrushin@ukr.net



Еноктаев Ростислав Николаевич,
магистрант Одесск. нац. политехн. ун-та, 65044, Одесса,
пр-т Шевченко, 1, ОНПУ,
тел. (097)046-30-70.
E-mail: rostik-enok@inbox.ru

Д. В. ПОТОЦЬКИЙ, асистент НТУ «ХПИ»;
Л. В. ШИЛКОВА, асистент НТУ «ХПИ»;
А. М. МАСЛЕННИКОВ, канд. техн. наук, асистент НТУ «ХПИ»

ПЕРСПЕКТИВИ РОЗВИТКУ ВІТРОЕНЕРГЕТИКИ УКРАЇНИ

У статті проведено аналіз перспектив впровадження вітроелектростанцій України. Розглянуто нормативно-правові акти та світові тенденції в цій галузі, географічні та кліматичні умови країни, а також екологічні аспекти і питання надійності вітрогенераторів. Акцентовано увагу на відсутність шкідливих залишків при роботі вітрогенераторів. Проведений економічний порівняльний аналіз роботи вітроелектростанцій підтвердив економію паливних ресурсів. Проведені дослідження довели доцільність застосування альтернативних джерел електричної енергії, зокрема енергії вітру.

Ключові слова: вітроелектростанція, поновлюване джерело енергії, енергія вітру.

Вступ

Вітроенергетика – галузь альтернативної енергетики, пов'язана з розробкою методів і засобів перетворення енергії вітру в механічну, теплову або електричну енергію. Вітроенергетиці властиві всі переваги, характерні для альтернативної енергетики в цілому – екологічна чистота, поновлюємість джерел енергії, низькі експлуатаційні витрати. Але є і недоліки: шум працюючої установки; візуальна дія – зміна ландшафтів; заняття великих земельних ділянок. Останнє легко вирішують: фундамент вітроустановки звичайно знаходиться під землею, дозволяючи розширити сільськогосподарське використання землі практично до самої підстави башти (рис. 1).

Аналіз основних досягнень і літератури

Активний розвиток альтернативної енергетики пов'язан зі зростанням цін на нафту, поточними проблемами енергетичної безпеки і заклопотаністю все більшого числа людей проблемою зміни клімату. На кінець 2012 р. було встановлено близько 152 ГВт вітроенергетичних установок (ВЕУ). В середньому в світі 1,5–2,0 % споживаної електроенергії виробляється з використанням ВЕУ. У країнах, де уряд дає підтримку цьому напрямку, частка вітроенергетики вище, наприклад, в Данії за допомогою вітру одержують понад 20 % електроенергії, в Іспанії – 10%, в Німеччині – 8%. Лідерами по темпах нарощування вітроенергетичних потужностей є Північна Америка, Європа і Азія (рис. 2). Більше половини всіх світових вітроенергетичних потужностей в даний час зосереджена в Європі.

Сценарії розвитку світової вітроенергетики показують, що за відсутності державної підтримки і ринкових стимулів, частка вітроенергетики в світовому виробництві електроенергії може досягти 5 % до 2030 року і 6,6 % до 2050 року. При державній підтримці енергозбереження, вітроенергетика може забезпечити 15,6% світового виробництва електроенергії до 2030 року – 17,7 % до 2050 року. При масштабних енергозберігаючих заходах, вітроенергетика буде забезпечувати 29,1% світового виробництва електроенергії до 2030 року і 34,2% – до 2050 року.



Рис. 1 – Вітроустановки з заглибленим фундаментом

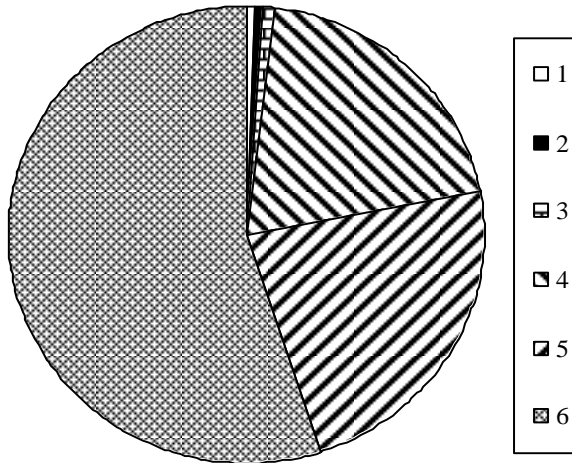


Рис. 2 – Світовий розподіл встановлених вітроелектростанцій
1 – Африка і Близький Схід 0%, 2 – Латинська Америка 0%, 3 – Тихоокеанський регіон 1%, 4 – Азія 20%, 5 – Північна Америка 23%, 6 – Європа 55%

Частка вітрової енергетики в системі енергопостачання може бути значно збільшена за рахунок реалізації масштабних заходів у області енергозбереження. Наприклад, урядом Канади встановлена мета до 2015 року отримувати 10 % електроенергії від ВЕУ. Європейський Союз к 2010 р. встановив 40 тис. МВт вітрогенераторів, а до 2020 року планується 180 тис. МВт. У Китаї, відповідно до Національного Плану Розвитку вітроенергетики, планувався збільшити вітроенергетичні потужності до 30 тис. МВт до 2020 р. від 5 тис. МВт у 2010 році [1].

Мета дослідження, постановка задачі

Надати аналіз стану використання та розвитку вітроенергетики в Україні.

Матеріали досліджень

Кліматичні умови України дозволяють продовжувати нарощувати темпи з добичі і експорту традиційного палива. У структурі паливно–енергетичного балансу країни провідна роль належить таким енергоресурсам, як газ і нафта. В 2013 р. з 1066,7 млрд. кВт·год електроенергії вироблено (табл.1):

Таблиця 1– Потужність електростанцій України на 2012 рік (в %)

ТЕС	АЕС	ГЕС, ГАЕС	ВЕС
36,4	52,0	10,5	1,1

Зараз в Україні найбільш перспективними районами для використання вітроелектростанцій (ВЕС) є: Приазов'я, побережжя Чорного моря, Придніпров'я, Карпати. Саме в цих районах найбільш стійка швидкість вітру по всій Україні, що досягає 6 м/с і більш. В Україні можна одержати досить могутній комплекс ВЕС, який дозволить забезпечити електроенергією віддалених споживачів і покрити провали в пікові години навантаження. Вітроенергетика є складовою частиною Національної енергетичної програми України. По Указу Президента від 1996 року в Україні діє Комплексна програма будівництва вітрових електростанцій. Метою програми є виробництво вітроагрегатів і будівництво промислових ВЕС у складі електроенергетичних систем.

Відповідно до цієї програми до 2010 року було виконано будівництво ВЕС сумарною потужністю 1990 МВт і вироблено електроенергії близько 5,3 млрд. кВт·год, що дозволило економити майже 2 млн.т. умовного палива на рік.

З метою стимулювання розвитку вітроенергетики Верховна Рада України 8 червня 2000 року прийняла Закон України "Про зміни в деяких Законах України щодо стимулювання розвитку вітроенергетики". Внесені зміни в Закон України "Про електроенергетику", на основі чого формуються спеціальні засоби відрахування від тарифу на електроенергію у розмірі 0,75%, що складає близько 20 млн. дол. в рік.

З використанням поновлюваних джерел енергії в Україні щорічно виробляється не більше 8,5 млрд. кВт·год електричної енергії, що складає менше 1% сукупного об'єму. За декілька років до фінансової кризи в Україні

стала створюватися нормативно правова база розвитку ринку ВЕУ. Першим кроком в питанні законодавчого регулювання галузі стало ухвалення в кінці 2007 року поправок до закону «Про електроенергетику», що заклали основи розвитку галузі.

Для того, щоб привернути підприємців до участі в здійсненні проектів стійкого енергетичного розвитку, Європейський Банк Реконструкції і Розвитку (ЄБРР) почав здійснення Програми фінансування альтернативної енергетики в Україні (USELF). В цілях підтримки проектів, фінансування і реалізація яких часто є складним завданням. Програма не тільки надає необхідні фінансові кошти, але також технічну допомогу для учасників місцевого ринку. Програма фінансування альтернативної енергетики в Україні (USELF) є частиною ініціативи ЄБРР у області стійкої енергетики, направленої на рішення проблем зміни клімату, а також поліпшення енергоефективності. ЄБРР подає підтримку країнам регіону в забезпеченні стійкого енергопостачання, а також фінансує проекти по енергозбереженню з моменту запуску Ініціативи в 2006 році. В рамках даної ініціативи, 4,7 млрд. євро були направлені на реалізацію 268 проектів загальною вартістю 23,5 млрд. євро в 27 країнах. Загальне зниження викидів парникових газів в результаті впровадження цих проектів досягає 27 млн. тон в рік.

USELF є інвестиційною програмою об'ємом до 50 млн. євро, здійснюваної Європейським Банком реконструкції і розвитку для сприяння реалізації проектів з використання поновлюваних джерел енергії в Україні. Додаткове фінансування для України в 20 млн. євро надає Clean Technology Fund. Очікуваний рівень прибутку: 12 - 15% ВВП (з урахуванням «зеленого тарифу»).

Відповідно до програми "Екологічно чиста енергетика" в 1991÷1992 рр. створені переносні автономні ВЕУ потужністю 250, 900, 1000 Вт для електропостачання індивідуальних споживачів (побутові прилади, радіозв'язок, освітлення і т. д.). Дещо пізніше виготовлені ВЕУ потужністю від 3 ÷ 30 кВт і головних зразків ВЕУ ГП-250 і ВТО-1250 потужністю 250 і 1250 кВт відповідно, призначені для роботи у складі енергосистеми. Цілий ряд ВЕУ створений поза рамками вказаної програми; ці розробки фінансувалися регіональними і галузевими структурами. Це АВЕ-250 і Р-250 потужністю по 250 кВт, Р-500 і Р-1000 потужністю 500 і 1000 кВт відповідно. У НВО "Південне" створена також ВЕУ потужністю 100 кВт.

Для досягнення вказаного об'єму споживання ВЕУ планується введення в період з 2010 по 2020 роки також інших генеруючих об'єктів: малих ГЕС, приливних електростанцій, геотермальних електростанцій, ТЕС на біомасі і інших видів електроустановок, - з сумарною встановленою потужністю до 25 ГВт. Об'єм вироблення електроенергії на основі ВЕУ до 2020 року повинен скласти близько 20 млрд. кВт·год .

Важливість розвитку вітроенергетики в нашій країні визначається тим, що 70 % території України, де проживає 10 % населення, знаходиться в зоні децентралізованого енергопостачання, яка практично співпадають із зоною потенційних вітроресурсів. Впровадження нових вітроенергетичних потуж-

ностей відбувається в Україні достатньо повільними темпами: на кінець 2005 р. їх було – 4 МВт, 2006 р. – 7,5 МВт, 2007 р. – 8,5 МВт. В середньому темпи приросту складають 8 % у рік – це один з найнижчих показників в світі. Для порівняння в Китаї він складає ~ 60 %, США ~ 30%, Іспанії ~ 20%.

Зараз в Україні працює 3 крупних вітропарків, функціонує близько 160 малих ВЕУ, потужністю від 0,1 до 30 кВт. Варто відзначити, що установка практично всіх вітропарків відноситься до 2002÷2003 років. У останні ж роки, збільшення потужностей відбувається в основному за рахунок малопотужних індивідуальних ВЕУ чисельністю 250 ВЕУ потужністю 1–5кВт [2].

Результати досліджень

При оптимістичному сценарії розвитку електроенергетики передбачається за три роки за умови державної підтримки і стимулювання розвитку вітроенергетики збільшити об'єм введених потужностей в 15,5 разів. Для ефективної роботи ВЕУ необхідні певні вимоги по їх розміщенню. Так, для щодо постійної роботи вітроенергетичних установок потрібне їх розміщення в місцевостях, де вітровий потенціал складає 2500 годин в рік. Вітрові умови району стосовно щодо вітровикористання характеризуються вітроенергетичним потенціалом, який включає різні показники вітру, що визначається за наслідками багаторічних спостережень: середньорічні і середньомісячні швидкості вітру; повторюваність швидкості і напрям вітру протягом року, місяця, доби; дані про пориви, спади і максимальні значення швидкості вітру; зміни його з висотою і т.п.

Достовірність оцінки вітрового потенціалу місцевості - найбільш важливий чинник, що визначає ефективність ВЕС. У загальному випадку для його визначення необхідне проведення безперервних спостережень в місці передбачуваного будівництва ВЕС тривалістю не менше року. Проектування ВЕС вимагає величезних трудовитрат, оскільки для кожної ВЕС розглядається декілька варіантів майданчиків.

Сучасні ВЕУ використовують вітер приземного шару на висоті 50-70 м, рідше до 100 м від поверхні Землі, причому для місць будівництва крупних ВЕС, призначених для роботи в могутніх енергосистемах, середньорічна швидкість вітру на флюгери (10 м) повинна складати не менше 6 м/с. Слід враховувати, що якнайкращим місцем для розміщення ВЕУ є гладка, куполоподібна, нічим не затінена піднесеність. Взагалі бажано, щоб установка в радіусі декількох сотень метрів була оточена полями або водною поверхнею і вітроколесо було встановлено достатньо високо над місцевими перешкодами, щоб вітропотік, що набігає на нього, був сильним, однорідним з мінімальними флуктуаціями швидкості і напрямом. Зараз пропонують сполучати між собою ВЕУ, а потім одержану енергію передавати в загальну енергетичну систему. Датські ВЕУ розміщені в морі, де сила вітру завжди більша, ніж на суші. Вони підрахували, що група з двохсот морських ветроагрегатів може виробити за рік стільки енергії, скільки її міститься в 500 тис. тон вугілля.

Далі треба вибрати розрахункові параметри ВЕУ для заданого (визначеного розрахунковим шляхом або експериментально) вітрового потенціалу, тобто треба вибрати економічно оптимальний розмір ВЕУ. Інакше, наприклад, в Каліфорнії на ВЕУ «Алтамон» невідповідність вибраного типорозміру ВЕУ і дійсного вітрового потенціалу привела до того, що установка потребує 50÷60 % розрахункової кількості енергії. Слід обґрунтувати оптимальні терміни служби і оптимальні показники надійності ВЕУ, вирішити питання резервування, вивчити характеристики споживачів, розглянути область доцільного використання ВЕУ залежно від конкретних умов.

Питання підвищення надійності енергопостачання і зниження дії на навколишнє середовище з боку енергетичного сектора сьогодні актуальні, як ніколи. Хоча поновлювані джерела енергії в Україні мають великий потенціал, він поки що майже не використовується. Головна причина низького рівня активності в цій області полягає в тому, що законодавчі і інституційні рамки недостатньо здійснені, щоб забезпечити реалізацію великого числа потенційно здійснених проектів в цій області.

Дослідження режимів роботи електричних мереж, зокрема Криму, довели, що робота ВЕС призводить до зниження втрат потужності у всій електричній мережі, оскільки ВЕС, в більшості випадків, знаходяться на периферійній частині мереж енергозабезпечуючих компаній. Проведені розрахунки, режимів навантажень у варіантах розміщення ВЕС в різних регіонах Криму дали такі результати: середнє зниження втрат потужності в електричній мережі на 1 кВт встановленій потужності ВЕС складає 0,04 кВт. З урахуванням прийнятого коефіцієнта використання потужності (25 %) зниження втрат енергії протягом року оцінюється в 92,5 кВт.год на 1 кВт ВЕУ, що забезпечує річну економію засобів енергетичних компаній 3 дол./кВт. Держава в даний час бере на себе частину витрат на видобуток вугілля (за даними Донецького інституту вугілля – 15 %). ВЕС, як відомо, економить паливо, тому інвестор ВЕС має всі підстави зарахувати в свій актив таку «вугільну» дотацію, яка складає близько 5,5 дол./кВт.

Потрібно взяти до уваги те, що у разі роботи ВЕС економиться не тільки 15 % вартості палива, які держава оплачує шахтам у вигляді прямих субсидій, а всі 100 % палива. Річний ефект в цьому випадку міг би перевищити 30 дол./кВт залежно від потужності ВЕС. Ця економія, хоч і є реальною, але вона так розсіюється в економіці України, що залишається незрозумілим, хто саме одержує цю економію і хто за це хоч би частково повинен заплатити інвестору, який вклав гроші в будівництво ВЕС. Тому механізм використання 100 % «паливного» ефекту є проблемним [3].

Висновки

1. В світі останні роки приділяють наростаючу увагу розвитку нетрадиційних способів отримання енергії, і зокрема, використанню енергії вітру. В Україні приділяється ще недостатньо уваги розвитку вітроенергетики. Вдосконалення і зниження вартості ВЕУ може визначити надалі для України

економічну доцільність їх використання в регіонах з достатнім рівнем вітрової енергії.

2. Технічні параметри ВЕУ і економічні розрахунки показують, що умовами економічної доцільності застосування ВЕУ (без урахування втрат від забруднення навколишнього середовища підприємствами традиційної енергетики) є:

- наявність середньорічних швидкостей вітру в регіоні не нижче 5 м/с;
- тривалість роботи установок не менше 5 000 годин в році, що відповідає 6,8 місяцям.

- світовий досвід доводить доцільність використання змішаних систем енергозабезпечення: ВЕУ з іншими джерелами енергії (дизель – електростанціями, електростанціями, що використовують сонячну енергію), тобто використання вітроенергетичних комплексів.

3. Придатними районами для використання ВЕУ в Україні є Чорноморське побережжя Одеської, Херсонської і Миколаївської областей; східні райони Луганської, Донецької областей; північна і західна частини Кримського півострова, а також його південно–східна частина в районі Сімферополя. Ці райони характеризуються середнім значенням швидкості вітру не менше 6 м/с, що забезпечує економічно вигідне виробництво вітроенергії. Територія України, на схід від Чернігова, Києва, Вінниці, характеризується швидкістю вітру 5 м/с і може забезпечувати більше 5000 годин в рік для ВЕУ малих потужностей.

4. Головною перевагою нетрадиційних способів отримання електроенергії є відсутність шкідливих відходів, що забруднюють навколишнє середовище, що дозволяє розміщувати такі енергоустановки поблизу населених пунктів.

5. Робота ВЕС у складі енергозабезпечуючої компанії і реалізація додаткових чинників покращує економічні показники, облік екологічної складової тарифу на електроенергію і державній дотації на видобуток вугілля, знижує період повернення капіталу до 16 років.

6. Згідно з прогнозами експертів, в структурі паливно-енергетичного балансу України на період до 2020 р. нетрадиційні і поновлювані джерела складатимуть на 2020 р. – 9,2 млн. т у.т. (4,0 %) порівнянно з 2,7 млн.т у.т. у 2012 р. (1,1 % від загальних прогнозованих потреб енергоресурсів).

7. При розробці проектів будівництва нових ВЕС слід прагнути до підвищення коефіцієнта використання ВЕУ до величини 0,5 не тільки за рахунок вибору районів розміщення, але і за рахунок використання ВЕУ, працюючих в широкому діапазоні швидкостей вітру будь-якого напрямку і обладнаних системами накопичення енергії при сильних вітрах і видачі її при спаді швидкості вітру.

Список літератури: 1. Шевченко В.В. Проблемы и основные направления развития электроэнергетики в Украине // Энергетика та електрифікація. – 2007. – № 7(287). – С. 11–16.
2. Шевченко В.В. Оценка технической и экологической перспективы развития энергетики Украины // Якість технологій та освіти. Збірник наукових праць, – Харьков, УИПА – 2011. –

№ 2. – С. 19–25. 3. Шевченко В.В., Кныш С.Ю., Заныхайло Е.А. Економічне порівняння вітроенергетичних установок з різними типами електричних генераторів змінного струму // Системи обробки інформації. Збірник наукових праць. Харківський університет повітряних сил. – Харків, 2011, № 4 (94). – С. 94 – 98.

Bibliography (transliterated): 1. Shevchenko V.V. "Problemy i osnovnye napravlenija razvitija jelektrojenergetiki v Ukraine." Enerhetyka ta elektryfikacija. No. 7 (287). 2007. 11-16. [Print]. 2. Shevchenko V.V. "Ocenka tehničkoj i jekologičeskoj perspektivy razvitija jenergetiki Ukrainy" Jakist' tehnoloģij ta osvity. Zbirnyk naukovyč prac'. No. 2. Har'kov: UIPA, 2011. 19-25. [Print]. 3. Shevchenko V.V., S. Ju. Knysh and E. A. Zanyhajlo. "Ekonomične porivniannia vitroenerhetyčnyč ustanovyč z riznymy typaramy elektryčnyč heneratoriv zminnoho strumu." Systemy obrobky informaciji. Zbirnyk naukovyč prac'. No 4 (94). Charkiv: Charkivský universytet povitrianyč syl, 2011. 94-98. [Print].

Надійшла (received) 05.09.2014



Потоцький Дмитро Васильович
асистент каф. електричних машин, НТУ «ХПІ»
E-mail: magnoi@mail.ru



Шилкова Лариса Василівна
асистент каф. електричних машин, НТУ «ХПІ»
E-mail: larisa_lv@ukr.net



Масленніков Андрій Михайлович
канд. техн. наук,
асистент каф. електричних машин, НТУ «ХПІ»
E-mail: x-maslennikov@yandex.ua

В. В. ШЕВЧЕНКО, канд. техн. наук, доц. НТУ «ХПИ»;
А. Н. МИНКО, зав. сектором отдела проектирования турбогенераторов,
ГП завод «Электротяжмаш», Харьков.

МОДЕРНИЗАЦИЯ КОНСТРУКЦИЙ ОТЕЧЕСТВЕННЫХ ТУРБОГЕНЕРАТОРОВ С УЧЕТОМ ТРЕБОВАНИЙ ПОДДЕРЖАНИЯ ИХ КОНКУРЕНТОСПОСОБНОСТИ

В статье рассмотрены современные направления проведения модернизации турбогенераторов тепловых (в том числе атомных) электростанций. Предлагаемая модернизация рассмотрена для элементов и сборочных единиц неактивной зоны турбогенератора и ее предлагается проводить за счет использования современных технологий, применения новых материалов, использования современных систем охлаждения. Целью проведения работ является разработка предложений, которые смогут способствовать созданию отечественного турбогенератора, соответствующего уровню мировых стандартов.

Ключевые слова: турбогенератор, модернизация, неактивная зона, система охлаждения, вибрация, массогабаритные показатели

Введение

При оценке путей развития мирового промышленного сектора необходимо учитывать сложный комплекс факторов – направления и приоритеты мировой экономики и промышленности, технологические, ресурсные и экологические возможности, энергетические, политические, демографические проблемы, а также вести учет взаимного влияния всех указанных факторов друг на друга. Особенно важно учесть зависимость развития энергетики и уровня экономики. Энергетика требует объединения усилий всего человечества для решения возникших проблем и определения стратегии развития. Главная задача – предотвращение экологического кризиса, стимулирование процесса перехода к энергетике нового типа. Экономическое состояние страны предполагает считать первоочередной задачей рентабельность и высокую конкурентоспособность выпускаемой продукции, ее соответствие требованиям экологичности и энергосбережению. Поэтому к перспективным направлениям развития промышленности Украины следует отнести создание современного турбогенератора (ТГ) – основного генерирующего элемента любой электростанции, а также возможного предмета экспорта Украины во многие страны мира, [1]. Такое решение позволит обеспечить энергетическую независимость страны и сохранить значимость украинской продукции на мировом рынке. На территории Украины единственный электромашиностроительный завод, выпускающий турбогенераторы, завод ГП «Электротяжмаш», находится в Харькове и, соответственно, обеспечение конкурентоспособности его продукции позволяет поддержать городской бюджет, создает рабочие места для харьковчан.

С 50-х годов прошлого века единичная мощность ТГ возросла в 7÷7,5 раз, от 200 до 1500 МВт. При этом произошло увеличение габаритов и массы

© В. В. Шевченко, А. Н. Минко, 2014

ТГ, что создало проблему их перевозки по железной дороге и определило задачу минимизации их объема и веса при возрастающей мощности, [1, 2]. Прогноз развития турбогенераторостроения определяется потребностями электроэнергетики, базируется на проблемах создания энергетических блоков, развивается в соответствии с достижениями различных сопредельных отраслей промышленности. Сверхмощные энергетические блоки необходимы для ТЭС, как на органическом топливе, так и особенно для АЭС с реакторами на тепловых и быстрых нейтронах. При этом мощность ТГ можно увеличивать за счет интенсификации их работы, [2]:

- интенсификация процессов охлаждения обмоток статора и ротора, сердечника статора и конструктивных элементов машин;
- использование лучших электроизоляционных материалов, а также электротехнических сталей и поковок с более высокими магнитными и прочностными характеристиками;
- применение новых видов материалов для крепления обмоток как в пазовой, так и в лобовых частях;
- проведение ресурсных исследований материалов и конструктивных узлов для сооружения высоконадежных машин;
- изучения режимов работы сверхмощных ТГ в энергосистемах при нормальных и аварийных условиях и т.д.

Разработка высокоэффективных ТГ возможна только на основе комплексного решения научных проблем, связанных, как непосредственно с машиной, так и с системами возбуждения, регулирования, контроля и защиты, применения новых материалов и технологий. Перспективно внедрение новых типов генераторов: генераторов асинхронизированного типа; генераторов, созданных с использованием высокотемпературных сверхпроводников, что позволит уменьшить массу и габаритные размеры ТГ, увеличить их предельную мощность и КПД, и т.д., [2, 3].

Анализ основных достижений

Отечественные ТГ по конструкции соответствуют мировым достижениям, но имеют собственную историю и конструктивные особенности, не имеющие мировых аналогов и позволяющие превзойти продукцию конкурентов по главным технико-эксплуатационным показателям: уровню нагрева и организации системы охлаждения, КПД, маневренности, перегрузочной способности, надежности.

Для турбогенераторов необходимо вести исследования в следующих направлениях, [2-4]:

- 1) оптимизация конструкции торцевых зон сердечника статора, совершенствование его крепления в корпусе машины, крепления обмотки статора в пазовой и лобовой частях;
- 2) применение современных систем изоляции для статорных обмоток ТГ, оценка возможности создания высоковольтных ТГ и ТГ повышенной мощности;
- 3) разработка современных моделей оптимизации массогабаритных параметров турбогенераторов и уточнение методов их применения;

4) замена водородного охлаждения в мощных турбогенераторах на воздушное, [4, 6];

5) внедрение современной системы диагностики для оценки теплового и вибрационного состояния ТГ в период плановых ремонтов и в режиме *on-line*;

6) повышение устойчивости работы ТГ при его работе на энергосистему с переменными эксплуатационными характеристиками; обеспечение повышенной маневренности по выработке активной и реактивной энергии с возможностью глубокого потребления последней из электросети. Последнее возможно при работе турбогенераторов АЭС с повышенными значениями коэффициентов мощности (до 0,994–0,999).

В отечественных ТГ конструктивное исполнение торцевых зон сердечника статора характеризуется повышенной механической прочностью и интенсивным охлаждением. Однако при промышленной эксплуатации часто наблюдаются механические разрушения отдельных элементов: наблюдается значительное нагревание конечных пакетов сердцевина статора с растущими в таких режимах механическими усилиями, что способствует распушиванию торцевых пакетов. Несовершенны старые конструкции крепления лобовых частей обмоток статоров шнурами и недостаточно надежны материалы, которые применяются для этой цели, в том числе прокладочные, что приводит к ослаблению креплений, избыточной вибрации стержней и, в окончательном итоге, к возможным замыканиям обмотки в пазах статора. Вибрации стержней обмоток в лобовых и пазовых частях вызывают нарушение герметичности трактов водяного охлаждения, что приводит к авариям, [5]. Также в таких ТГ необходимо ограничивать скорость нарастания тока статора, т.к. разность температур в стали сердечника и меди обмотки ротора может стать достаточно большой, что при значительной длине активных частей ТГ приведет к существенной разнице теплового расширения обмоток и стальных сердечников и, как следствие, к перемещению обмоток в пазу. Эти перемещения или чрезмерные усилия в меди при частых повторениях могут вызвать повреждение изоляции, деформацию меди, к появлению механических напряжений в обмотках ротора, превышающих предел ее текучести. Эти проблемы являются общемировыми и каждая электромашиностроительная фирма занимается их решением. Однако есть вопросы, не связанные с классическими проблемами турбогенераторостроения, но которые являются препятствием при проведении тендера продукции на мировых аукционах. Эта проблема – высокие показатели веса отечественных машин.

Цель исследований

Массогабаритная оптимизация конструкции отечественных ТГ на примере оптимизации конструкции корпуса статора ТГ с воздушным охлаждением.

Материалы исследований

К числу ограничений, которые необходимо соблюдать при проектировании, наряду с максимально допустимыми механическими и электрическими нагрузками, величиной допустимых температур активных

элементов конструкций и возможностью осуществления технологических операций, относятся требования снижения массогабаритных параметров конструкций, которые характеризуют эффективность геометрии машины, степень рациональности выбора и использования конструкционных материалов, трудоемкость технологических операций. Проведенный анализ показал, что отечественные ТГ уступают по массогабаритным параметрам практически всем мировым фирмам. И особенно остро стоит вопрос оптимизации параметров неактивной зоны ТГ.

Неактивная часть ТГ – элементы конструкции, основной функцией которой являются не электромагнитные процессы, а задачи механического крепления и формирования системы охлаждения: корпус статора, короба, газоохладителей, подшипниковый узел, щиты, кожухи, трубопроводы и т.д. Этот вопрос стал достаточно актуальным, т.к. одним из определяющих показателей при проведении международных тендеров на поставку ТГ является их удельный вес (кг/кВт). И при расчете этого показателя весьма значимым (до 30 % от общего веса) является вклад веса неактивной зоны.

Рассмотрим вопрос оптимизации массогабаритных параметров статора ТГ с воздушной системой охлаждения на основании анализа конструкции его корпуса. Рассмотрение конструкции ТГ с воздушным охлаждением соответствует современным тенденциям совершенствования ТГ. Возможны и другие решения. Например, для снижения массогабаритных параметров концевой зоны корпуса статора, трудоемкости монтажа нажимного фланца и крепления лобовых частей обмотки статора возможно использование силового аккумулятора в межкорпусной части.

Корпус статора, представленный на рис. 1, состоит из поперечных стенок с вентиляционными окнами, к ним приварены четыре продольных бруса, к торцам которых приварены фланцы для крепления торцевых коробов (или щитов). Между поперечными стенками установлены стяжные ребра, к которым равномерно по окружности приварены призмы. На боковых продольных брусках установлены кантовочные устройства (цапфы), и прикреплены опорные лапы, которые представляют собой упругий элемент, в нижней части которых предусмотрены отверстия для установки фундаментных шпилек. К продольным брускам, торцам поперечных стенок и к одной из сторон стяжных ребер сваркой крепится обшивка статора. К нижнему продольному брусу для транспортировки, монтажа и подготовки к ремонту приваривают технологические лапы. К поперечным стенкам и стяжным ребрам при помощи сварки под обшивкой установлены обечайки, которые разделяют потоки горячего и холодного воздуха.

Анализа технических требований и условия проектирования, а так же многолетний опыт ГП завода «Электротяжмаш» позволяет сделать вывод, что проведение оптимизации массогабаритных параметров корпуса статора ТГ может идти в следующих направлениях, [1, 2]:

1) оптимизация элементов конструкции корпуса возможна при уменьшении площади их сечения;

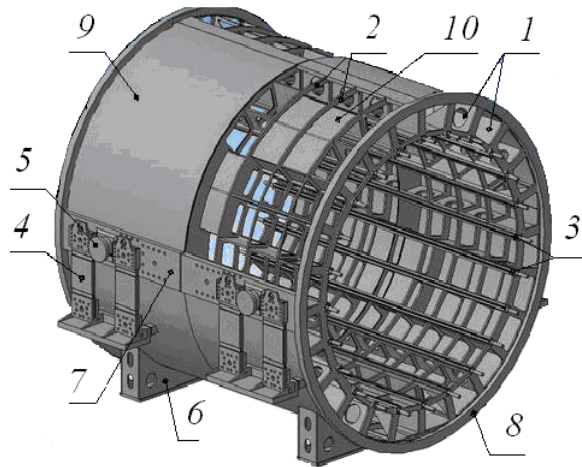


Рис. 1 – Корпус статора турбогенератора с воздушной системой охлаждения
 1 – стяжные ребра; 2 – поперечные стенки; 3 – стяжные призмы;
 4 – опорные лапы; 5 – не кантовочная цапфа; 6 – технологические лапы;
 7 – силовой брус; 8 – основной фланец; 9 – обшивка; 10 – обечайка.

2) снижение рабочих габаритов сборочных узлов осуществляется с обеспечением сохранения механической надежности конструкции и сохранением трудоемкости производственных и монтажных работ;

3) при замене материала деталей необходимо вести контроль стоимости заменяемого материала и проводить сравнение его стоимости со стоимостью заменяемого материала;

4) оптимизацию конструкции корпуса следует производить в сочетании с оптимальным использованием активной зоны ТГ, обеспечением унификации его сборочных узлов и интенсификацией охлаждения;

5) массогабаритную оптимизацию устройств и узлов, не принимающих участия в основном эксплуатационном режиме, которые используются в монтажных, наладочных, транспортировочных целях, следует выполнять съемными и не вносить их в массогабаритную характеристику ТГ. Оптимизацию кантовочного устройства корпуса статора необходимо осуществлять в сочетании с эффективным сопряжением с продольным силовым бруском, а также с отнесением кантовочного устройства к разряду технологических приспособлений, которые в массогабаритную характеристику турбогенератора не входят;

6) выполнять компактное пространственное сопряжение нажимного фланца с нажимным устройством, и кронштейна с закрепленными на нем лобовыми частями обмотки статора.

Предлагаем ряд геометрических изменений базовой конструкции, ТГ с воздушной системой охлаждения мощностью 300 МВт, [1, 7]:

1) уменьшить общую площадь сечения стяжных ребер корпуса статора от 30 до 22 мм; толщину поперечных рам от 30 до 20 мм. Поперечные рамы устанавливать вдоль оси генератора с интервалом около 400 мм. Возможно уменьшение толщины наружной обшивки и внутренних обечаек от 18 мм до 12 мм, площади поперечного сечения продольных брусьев от 420×70 мм до 300×60 мм;

2) уменьшить геометрию наружных лап. Базовая конструкция наружных опорных лап (рис. 2, а) имеет следующие геометрические размеры: на уровне нижней плиты 1100×370×120 мм, верхней плиты - 1100×300×70 мм, ширина пружинного элемента 300 мм. Предлагаемая конструкция наружных опорных лап (рис. 2, б), имеет размеры: на уровне нижней плиты 985×370×60 мм без их установки на уровне верхней плиты;

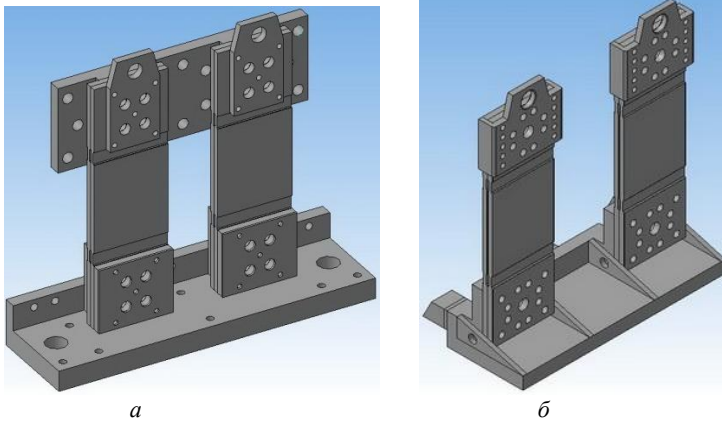


Рис. 2 – Наружные опорные лапы корпуса статора:
а – базовая модель; б – предлагаемая модель (после оптимизации)

3) в оптимизированном корпусе статора выполнять кантовочное устройство съемным и делать совместные крепежные отверстия для наружных лап, рис. 3;

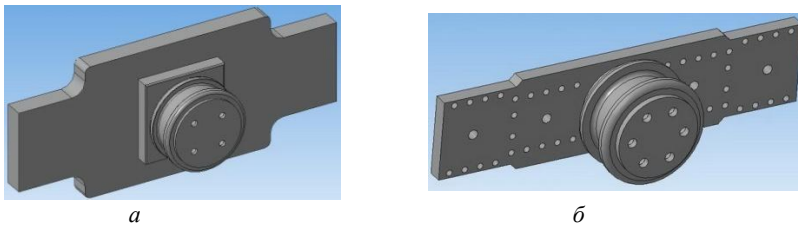


Рис. 3 – Кантовочное устройство корпуса статора:
а – базовая модель; б – предлагаемая модель (после оптимизации).

4) возможно исключение из конструкции корпуса статора поддонных лапок, объем которых составляет $5,66 \text{ м}^3$, а масса 443 кг. Предлагаем выполнять их съемными, объемом $1,98 \text{ м}^3$ и массой 155 кг, без изменения опорной поверхности лапы. Крепление лап съемной конструкции к нижнему продольному брусу проводить болтами через специальные уголки, которые, в свою очередь, крепить к обшивке и поперечным рамам корпуса статора сваркой;

5) уменьшение радиального и тангенциального размера концевой части корпуса статора возможно за счет изменения конструкции нажимного устройства и оптимизации сопряжения нажимного фланца и кронштейна с закрепленными на нем лобовыми частями обмотки статора. В предлагаемой конструкции нажимным устройством сердечника статора в исследуемой модели корпуса является силовой аккумулятор, который представлен на рис. 4.

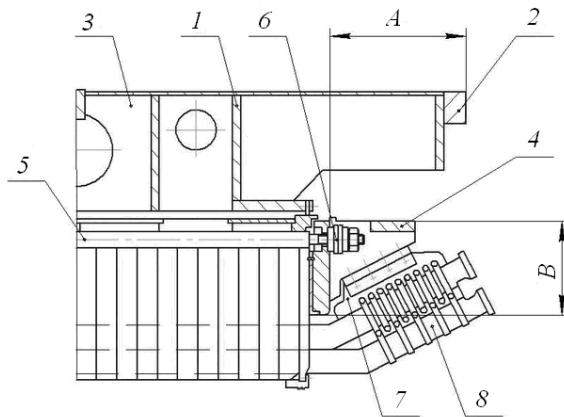


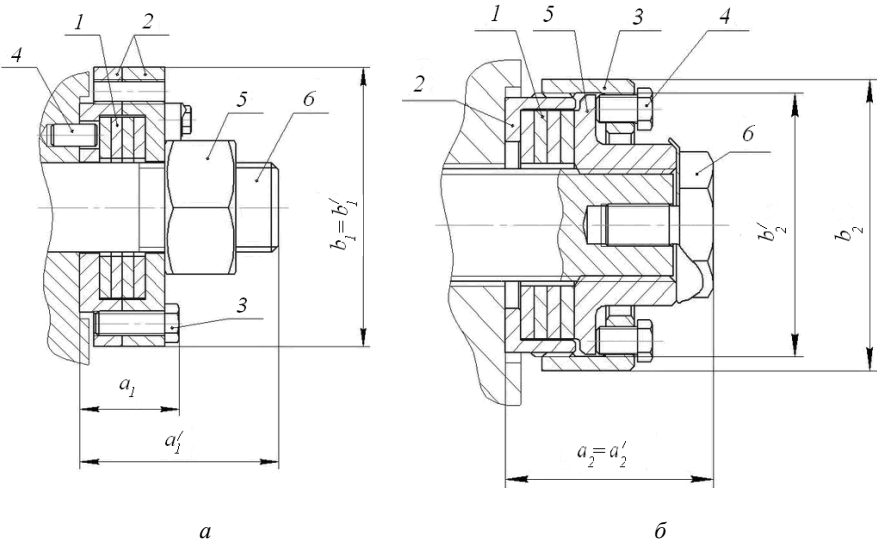
Рис. 4 – Концевая часть корпуса статора с сечением по месту установки силового аккумулятора

1 – крайняя рама корпуса, 2 – фланец, 3 – стяжные ребра, 4 – нажимной фланец, 5 – стяжная призма, 6 – силовой аккумулятор, 7 – кронштейн, 8 – лобовая часть обмотки.

Уменьшение размера A (рис. 4) приведет к сокращению тангенциальной длины корпуса статора, к снижению массы и габаритов корпуса. Минимизация радиального размера B позволит снизить массу и габариты нажимного фланца, упростит конструкцию кронштейна и снизит трудоемкость монтажных работ данного узла (за счет отсутствия необходимости дополнительной механической обработки нажимного фланца при установке силового аккумулятора).

На рис. 5, *а* представлена конструкция ранее применяемого силового аккумулятора, на рис. 5, *б* – предлагаемая конструкция. После установки

аккумуляторов на стяжные призмы и стопорения силовой гайки, возможно удалить стяжные болты, при этом усилие от пружинных элементов передается через нажимной фланец запрессованному сердечнику статора, освобождая аккумулированную механическую энергию. После удаления стяжных болтов и наружного стакана уменьшается радиальный размер аккумулятора; а за счет применения оригинальной конструкции специальной гайки и специального болта снижается его тангенциальный размер.



а **б**

Рис. 5 – Силовой аккумулятор турбогенератора:

а – базовая модель

б – предлагаемая модель

- 1–обоймы пружинных элементов;
- 2–внутренний стакан; 3–наружный стакан; 4–стяжные болты;
- 5–специальная силовая гайка;
- 6–специальный стопорный болт

- 1–обоймы пружинных элементов;
- 2–два стакана; 3–стяжные болты;
- 4–стопорный винт; 5–силовая гайка;
- 6–стяжная призма

На рис. 5, *а, б* приняты условные обозначения:

a – тангенциальный установочный размер силового аккумулятора, мм;

a' – тангенциальный размер силового аккумулятора в рабочем режиме, мм;

b – радиальный установочный размер силового аккумулятора, мм;

b' – радиальный размер силового аккумулятора в рабочем режиме, мм;

Индекс «1» – соответствует базовой модели (до оптимизации), индекс «2» – предлагаемой модели (после оптимизации).

Массогабаритная оптимизация концевой части корпуса статора, за счет оптимизации конструкции предлагаемого силового аккумулятора, проводится на основании сравнительного анализа геометрии конструкции.

На момент установки аккумулятора $a_1 < a_2$ и $b_1 > b_2$. В рабочем (длительно-допустимом) режиме получаем:

- 1) если $a_2 = a_2'$, то $a_1' > a_1 > a_2'$;
- 2) если $b_1 = b_1'$, то $b_1' > b_2 > b_2'$.

На рис. 4 представлены A – тангенциальный размер концевой части корпуса статора, B – радиальный размер нажимного фланца сердечника статора. Эти размеры имеют линейную зависимость: $A = f(a_1)$; $B = f(b_1)$, тогда в рабочем режиме $A_1 = f(a_1')$ и $B_1 = f(b_1')$.

В рабочем режиме $f(a_1') > f(a_2')$ и $f(b_1') > f(b_2')$. Отсюда следует, что величина, характеризующая тангенциальный размер концевой части корпуса статора во втором случае меньше: $A_2 < A_1$. Аналогично, величина, характеризующая радиальный размер нажимного фланца, при модернизации меньше, чем у базового варианта: $B_2 < B_1$.

Проведенный комплекс мероприятий позволит сократить массу корпуса статора приметно на 18–22 % и уменьшить его рабочие габариты на 16–18 % по сравнению с базовой моделью. При этом возможно решение вопроса увеличения мощности до 20 %.

Выводы

1) При проведении оптимизации массогабаритных параметров ТГ целесообразно особое внимание уделять оптимизации конструкции его неактивной зоны.

2) Модернизация силового аккумулятора значительно снизит показатели массы и габаритов концевых частей конструкции корпуса статора и всей машины в целом.

3) Применение эффективных конструкций и способов компоновки сборочных единиц, современных технологических устройств в конструкции корпуса статора, снижает его массогабаритные показатели.

Список литературы: 1. Кузьмин В.В., Шевченко В.В., Минко А.Н. Оптимизация массогабаритных параметров неактивных частей турбогенераторов: монография. – Харьков: Монограф. - 2012. – 246 с. 2. Шевченко В.В. Оценка технической и экологической перспективы развития энергетики Украины // Качество технологий и образования. Сборник научных трудов. - Вып. 2. – Харьков: УИПА. - 2011. - С. 19-25. 3. Минко А.Н., Гордиенко В.Ю. Турбогенераторы с оптимальными массогабаритными параметрами взамен отработавших свой ресурс без разрушения исходного фундамента // Энергетика та електрифікація. – 2011. – № 6. – С. 37-42. 4. Шевченко В.В. Системный подход к вопросам оценки технического состояния электрооборудования энергосистем Украины // Электрика (Россия). – 2013. – № 1. – С. 6 – 11. 5. Титко А.И. Оценка состояния статора турбогенератора по показаниям штатных вибродатчиков / А.И. Титко, В.Л. Ахременко, В.А. Титко // Энергетика та електрифікація. – К.: 2011. – № 1(329). – С. 36 – 40. 6. Шевченко В.В. Основные задачи, проблемы и направления развития отечественного турбогенераторостроения // Энергетика та електрифікація. - № 10. - 2012. - С. 33-39. 7. Шевченко В.В. Пути повышения мощности турбогенераторов при проведении работ по их реабилитации // Системи обробки інформації. Збірник наукових праць. Харківський університет повітряних сил. – 2012 - Вип. 7(105). - С. 152-155.

Bibliography (transliterated): 1. Kuz'min V.V., Shevchenko V.V., Minko A.N. Optimizacija massogabaritnyh parametrov neaktivnyh chastej turbogeneratorov: monografija. – Charkov: Monograf. - 2012. – 246 P. [Print]. 2. Shevchenko V.V. Ocenka tehnicheskoj i jekologicheskoj perspektivy razvitija jenergetiki Ukrainy. Kachestvo tehnologij i obrazovanija. Sbornik nauchnyh trudov. - No 2. – Har'kov:

UIPA. - 2011. - P. 19-25. [Print]. 3. Minko A.N., Gordienko V.Ju. Turbogeneratory s optimal'nymi massogabaritnymi parametrami vzamen otrabotavshih svoj resurs bez razrushenija ishodnogo fundamenta. Energetika ta elektrifikacija. – 2011. – No 6. – P. 37-42. [Print]. 4. Shevchenko V.V. Sistemnyj podhod k voprosam ocenki tehničeskogo sostojanija jelektrooborudovanija jenergosistem Ukrainy. Jelektrika (Rossija). – 2013. – No 1. – P. 6 – 11. [Print]. 5. Titko A.I. Ocenka sostojanija statora turbogeneratora po pokazanijam shtatnyh vibrodatchikov. A.I. Titko, V.L. Ahremenko, V.A. Titko. Energetika ta elektrifikacija. – K.: 2011. – No 1(329). – P. 36 – 40. [Print]. 6. Shevchenko V.V. Osnovnye zadachi, problemy i napravlenija razvitija otečestvennogo turbogeneratorostroenija. Energetika ta elektrifikacija. - No 10. - 2012. - P. 33-39. [Print]. 7. Shevchenko V.V. Puti povyšhenija moshhnosti turbogeneratorov pri provedenii rabot po ih rehabilitacii. Sistemi obrobki informacii. Zbirk naukovih prac'. Harkivskij universitet povitranij sil. – 2012 - Vip. 7(105). - P. 152-155. [Print].

Надійшла (received) 01.09.2014



Шевченко Валентина Владимировна
канд. техн. наук, доцент
доцент каф. електрических машин, НТУ «ХПИ»
e-mail: zurbagan_@mail.ru



Минко Александр Николаевич
зав. сектором отдела проектирования турбогенераторов,
ГП з-д «Электротяжмаш», Харьков

В. Ф. ШИНКАРЕНКО, д-р. техн. наук., проф. НТУУ «КПИ»;

В. В. НАНИЙ, канд. техн. наук., доц. НТУ «ХПИ»;

В. В. КОТЛЯРОВА, ассистент НТУУ «КПИ»;

А. А. ДУНЕВ, ассистент НТУ «ХПИ»;

А. В. ЕГОРОВ, ассистент НТУ «ХПИ».

ОСОБЕННОСТИ ИДЕНТИФИКАЦИИ ГЕНЕТИЧЕСКОЙ ИНФОРМАЦИИ В ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯХ ДВИЖЕНИЯ ТИПА «ВИНТ – ГАЙКА»

В статье проведен анализ геометрии винтовой поверхности, которая относится к рассматриваемому типу двигателей "винт-гайка" и определен его класс. Относительно оси движения рабочего органа выделены три возможные генетические модификации ДКР. В зависимости от пространственной геометрии полюсных наконечников были определены полые структурные формы гомологических структур совмещенных структур двигателей. Проведенные исследования сделали вывод о будущих наследственных "болезнях" двигателей винтового типа.

Ключевые слова: двигатель с катящимся ротором, генетическая классификация источников поля, винтообразная полюсная система.

Генетическая информация относится к наиболее фундаментальному типу информации, которая определяет наследственные признаки структур – потомков в развивающихся системах различной физической и абстрактной природы. Носителями генетической информации выступают универсальные генетические коды порождающих электромагнитных структур. Множество кодов упорядочивается периодической системой первичных источников электромагнитного поля, которая одновременно является их генетической классификацией (ГК) [1].

Процедуры идентификации генетической информации для заданного электромеханического объекта (ЭМ-объекта), относятся к классу задач генетического анализа. Необходимость решения задач такого типа возникает при определении генетической и таксономической принадлежности исследуемых объектов, при определении и расшифровке генетических программ, постановке и решении задач структурного предвидения, проведении эволюционных экспериментов, построении генетических банков данных и др [2]. В ряде случаев, в силу специфики конструктивного исполнения объекта (особенно для явнополюсных ЭМ-объектов со сложным пространственным движением рабочего органа), задача идентификации генетической информации связана с определенными трудностями и требует проведения дополнительных исследований.

В качестве объекта исследования рассмотрим конструкцию двигателя с катящимся ротором (ДКР), относящегося к классу электромеханических преобразователей движения типа «Винт – гайка» (рис. 1). Генетическая

программа класса ДКР впервые была расшифрована в 2013 г. [3], т. е., через 168 лет после изобретения первого двигателя рассматриваемого класса.

Электромеханические устройства такого типа нашли широкое применение в низкоскоростном электроприводе силовых передач (шпинделей, подъемников, упорных механизмов и др.) [4]. Первичная часть двигателя представлена в виде последовательности полюсов чередующейся полярности с сосредоточенными обмотками, образующими винтовую активную поверхность. Под действием электромагнитной силы притяжения, по винтовым немагнитным направляющим перемещаются сферические стальные шарики, выполняющие функцию элементарных катящихся роторов.

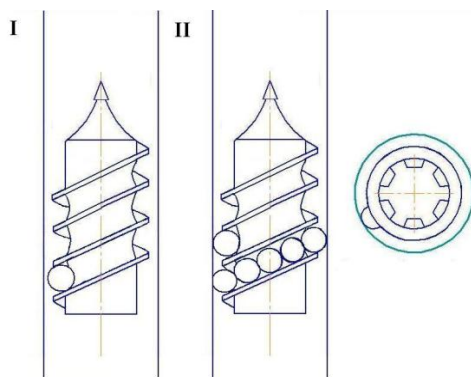


Рис. 1 – Общий вид ДКР

В результате движения шариков по направляющим, рабочий орган будет совершать вращательно-поступательное пространственное движение. В общем случае, рассматриваемые объекты необходимо классифицировать как электромеханические преобразователи движения, совмещенные с рабочим органом другой генетической природы (механическим винтом).

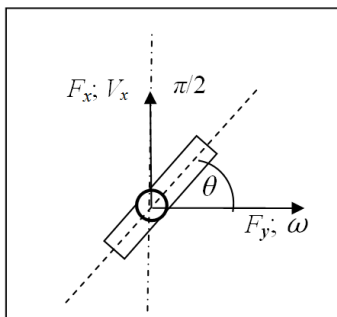


Рис. 2 – Геометрическая модель ДКР

Пространственная геометрия винтовой поверхности полюсов, которая определяется формой полюсных наконечников, может быть либо цилиндрической (ЦЛ), либо тороидальной цилиндрической (ТЦ).

Допустим, что активная поверхность явно выраженных полюсов с сосредоточенными обмотками – цилиндрическая (по крайней мере, так показано на третьей проекции рисунка), а рабочий орган с наружным винтовым каналом – тонкостенный, немагнитный. Вид пространственного движения сферического ротора (СФ)₂ и винтообразная траектория полюсообразующей системы на поверхности цилиндрического статора, свидетельствуют о принадлежности объекта к третьему большому периоду ГК (родовой признак генетического кода ЦЛ³), а конечная длина и ограниченная ширина системы винтообразных полюсов, указывают на принадлежность структуры к группе электромагнитной симметрии 2.2. Что же касается третьей составляющей кода, отображающей топологическое свойство источника – его ориентируемость, то она для рассматриваемого объекта, может иметь два значения – x - или y - типа.

При угле наклона спирали винтообразной полюсной системы $\theta = \pi/4$ (рис. 2), различие в x - y ориентируемости исчезает и составляющие генетического кода становятся тождественными. Это свойство в терминах генетической теории ЭМ-систем обобщается понятием «локальной идентичности» третьей составляющей кода. Но для других углов ($\theta \neq \pi/4$), генетический код источника поля определяется однозначно. Таким образом, в зависимости от угла наклона θ полюсообразующей системы относительно оси движения рабочего органа, можно выделить три возможные генетические модификации ДКР:

- в диапазоне углов $0 < \theta < \pi/4$ – (ЦЛ³ 2.2 x,y) _{$y > x$} – с преобладающим моментом вращательного движения ($F_y > F_x$); при $\theta = 0$, полюсная система ориентируется перпендикулярно к оси цилиндрической поверхности, что соответствует структуре ДКР (ЦЛ² 2.2 y) с дуговым цилиндрическим статором и вращательным движением ($V_x = 0$);
- для угла $\theta = \pi/4$ – (ЦЛ³ 2.2 y) _{$x=y$} = (ЦЛ³ 2.2 x) _{$x=y$} = (ЦЛ³ 2.2 x,y) – тождественные (генетически неразличимые) Виды ДКР с идентичной (неразличимой) ориентируемостью, т.е., с одинаковыми составляющими сил ($F_x = F_y$);
- в диапазоне углов $\pi/4 < \theta < \pi/2$ – (ЦЛ³ 2.2 x,y) _{$x > y$} – ДКР с преобладающей силой поступательного движения ($F_x > F_y$); при $\theta = \pi/2$, полюсная система ориентируется строго по образующей цилиндрической поверхности, что соответствует структуре ДКР поступательного движения (генетический код ЦЛ 2.2 x) с дуговым цилиндрическим статором ($\omega_y = 0$).

Таким образом, можно сделать следующий логический вывод. В структуре третьего большого периода ГК могут иметь место только Виды ДКР с генетическим кодом ЦЛ³ 2.2 x,y (в диапазоне углов $\pi/4 < \theta < \pi/2$), реализующие вращательно-поступательное движение рабочего органа.

Структуры ДКР с углами $\theta = 0$ (вращательное движение) и $\theta = \pi/2$ (поступательное движение) в структуре третьего большого периода отсутствуют, так как они являются гомологами базовых Видов ДКР первого большого периода ЦЛ2.2 у и ЦЛ2.2 х, соответственно.

В зависимости от пространственной геометрии полюсных наконечников, полные структурные формулы гомологичных структур совмещенных структур двигателей, будут иметь вид

$$\left\{ \begin{array}{l} (\text{ЦЛ}^3 \text{ 2.2x})_1 \times n[(\text{C}\Phi):R_n:M_R]_2 \times D_{V\omega} \\ (\text{ЦЛ}^3 \text{ 2.2y})_1 \times n[(\text{C}\Phi):R_n:M_R]_2 \times D_{V\omega} \\ (\text{ТЦ}^3 \text{ 2.2x})_1 \times n[(\text{C}\Phi):R_n:M_R]_2 \times D_{V\omega} \\ (\text{ТЦ}^3 \text{ 2.2y})_1 \times n[(\text{C}\Phi):R_n:M_R]_2 \times D_{V\omega} \end{array} \right\} \subset P^3 \quad (1)$$

где n – числовой показатель оператора репликации R_n ; M_R – оператор мутации вторичной хромосомы (ротора); $D_{V\omega}$ – механический движитель (рабочий орган); P^3 – предметная область третьего большого периода ГК.

Базовые Виды (1) являются представителями третьего большого периода ГК (пространственная геометрия таких Видов относится к классу цилиндрических винтовых (ЦЛ³)).

Виды ЦЛ³ 2.2 х,у и ТЦ³ 2.2 х,у одновременно относятся к соответствующим гомологическим рядам 2.2х или 2.2у, структурные потомки которых унаследуют электромагнитную х-у – асимметрию, т.е., будут обладать наследственной «болезнью» – наличием продольно-поперечных концевых эффектов. Объектов рассматриваемых видов можно обобщить как класс совмещенных электродвигателей с винтовой активной поверхностью, сферическим катящимся ротором (роторами), реализующих вращательно-поступательное движение рабочего органа.

Список литературы: 1. Шинкаренко В.Ф. Генетическое предвидение как системная основа в стратегии управления инновационным развитием технических систем // Праці Таврійського державного агротехнічного університету. – 2011. – Вип. 11. – Т. 4. – С. 3–19. 2. Шинкаренко В.Ф. Основы теории эволюции электромеханических систем. – К.: Наукова думка, 2002. – 288 с. 3. Шинкаренко В.Ф., Наний В.В., Котлярова В.В., Дунев А.А. Генетическая программа структурной эволюции электродвигателей с катящимся ротором // Электротехніка та електроенергетика, 2012. – № 2. – С. 42–48. 4. Москвитин А.И. Электрические машины с катящимся ротором // Электричество, 1947. – № 3.

Bibliography (transliterated): 1. Shinkarenko V.F. *Geneticheskoe predvidenie kak sistemnaya osnova v strategii upravleniya innovatsionnym razvitiem tehniceskikh sistem*. Pratsi Tavriyskogo derzhavnogo agrotehnicnogo universitetu. – 2011. – Vip. 11. – T. 4. – P. 3–19. [Print]. 2. Shinkarenko V.F. *Osnovy teorii evolyutsii elektromehaniceskikh sistem*. – K.: Naukova dumka, 2002. – 288 P. [Print]. 3. Shinkarenko V.F., Naniy V.V., Kotlyarova V.V., Dunev A.A. *Geneticheskaya programma strukturnoj evolyucii elektrodvigatelej s katyashimsya rotorom*. Elektrotexnika ta elektroenergetika, 2012. – No 2. 42–48. [Print]. 4. Moskvitin A.I. *Elektricheskie mashiny s katyashimsya rotorom*. Elektrichestvo, 1947. – No 3. [Print].

Поступила (received) 01.09.2014



Шинкаренко Василий Федорович
д-р техн. наук,
профессор НТУУ "КПИ", каф. «Электромеханики», г. Киев



Наний Виталий Викторович
канд. техн. наук,
доцент каф. электрических машин, НТУ «ХПИ»



Котлярова Виктория Владимировна
ассистент НТУУ «КПИ», Киев



Дунев Алексей Александрович
ассистент НТУ «ХПИ»

РЕФЕРАТИ

УДК 621.313

Чисельно-польові розрахунки електромагнітних параметрів турбогенераторів / В.І. Мілих, Н.В. Полякова // Вісник НТУ «ХП». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХП», 2014. – № 38 (1081) – С. 3 – 18. – Бібліогр.: 43 назв. – ISSN 2409-9295.

Показані принципи і наведені приклади визначення електромагнітних параметрів турбогенераторів на основі чисельних розрахунків магнітних полів. Розрахунковий аналіз параметрів проводиться як в статичній постановці, так і в динаміці в процесі обертання магнітних полів. Серед параметрів розглядаються магнітні індукція, потік, потокозчеплення і провідність, падіння магнітної напруги, ЕРС, власна і взаємна індуктивності, сили, що діють на провідники і феромагнітні осердя, електромагнітний момент тощо.

Ключові слова: турбогенератор, магнітні поля, численні расчеты, електромагнітні параметри, статическая постановка, динамика.

УДК 631.21

Газовиділення при uszkodженнях силових трансформаторів і його ультразвукова діагностика / В.І. Бірюлін, А.С. Чернишов, А.Н. Горлов, Н.В. Хорошилов, О.М. Ларін, С.А. Сергєєв, Д.В. Куделіна // Вісник НТУ «ХП». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХП», 2014. – № 38 (1081) – С 19 – 29. – Бібліогр.: 12 назв. – ISSN 2409-9295.

У статті наведено вирішення проблеми газоутворення при пошкодженнях силових трансформаторів і його ультразвукова діагностика. Основною метою дослідження є виявлення закономірності формування газових міхурів в олії при виникненні в трансформаторі програвав. Запропонований метод виявлення вогнища uszkodжень за допомогою ультразвукової локації є більш ефективним способом, так як він дозволяє істотно зменшити час спрацьовування захисту і підвищити надійність захисту масляних трансформаторів.

Ключові слова: силовий трансформатор, діагностика, пошкодження, масло, діагностика, газовий захист.

УДК 621.313:536.2.24:539.2

Порівняльний аналіз ударних електромеханічних перетворювачів індукційно-динамічного, електродинамічного і електромагнітного типу / В.Ф. Болух, С.В. Олексенко, І.С. Щукін // Вісник НТУ «ХП». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків: НТУ «ХП», 2014. – № 38 (1081) – С 30 – 44. – Бібліогр.: 16 назв. – ISSN 2409-9295.

Проведено комп'ютерне моделювання робочих процесів ударних перетворювачів. Показано, що найбільш ефективним є електродинамічний перетворювач, а найменш ефективним – електромагнітний. Для індукційно-динамічного перетворювача проведені експериментальні дослідження та отримано задовільний згоду між вимірними і розрахованими електромагнітними і механічними показниками.

Ключові слова: ударний електромеханічний перетворювач, індукційно-динамічний перетворювач, електромагнітний перетворювач, електродинамічний перетворювач.

УДК 629.56: 629.5.064

Удосконалення системи управління підрулюючим пристроєм комбінованого пропульсивного комплексу / В. В. Будашко, О. А. Онищенко // Вісник НТУ «ХП». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХП», 2014. – № 38 (1081) – С 45 – 51. – Бібліогр.: 10 назв. – ISSN 2409-9295.

На основі аналізу існуючих експлуатаційних проблем енергетичних установок єдиних електроенергетичних систем комбінованих пропульсивних комплексів з підрулюючими пристроями, що працюють в режимі утримання судном позиції, пропонується новий метод побудови їх систем управління. Результати досліджень можна використовувати при розробці та експлуатації існуючих судових енергетичних установок різних типів і комплектацій.

Ключові слова: динамічне позиціонування, підрулюючий пристрій, енергетична установка, комбінований пропульсивний комплекс, момент, втрата позиції.

УДК 621.313.333

Вібродіагностика ексцентриситету ротора асинхронних машин на основі аналізу вібробуджуючих сил / Ю.М. Васьковський, О.А. Гераскін // Вісник НТУ «ХП». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХП», 2014. – № 38 (1081) – С 52 – 62. – Бібліогр.: 10 назв. – ISSN 2409-9295.

При тривалій експлуатації асинхронних машин часто виникає ексцентриситет ротора, в результаті чого істотно погіршуються експлуатаційні показники машини, зокрема збільшуються вібрації електромагнітного походження. Тому проблема діагностики ексцентриситету ротора є актуальною. Розроблено нову математичну модель, проаналізовано вібробуджуючі сили і досліджені діагностичні ознаки при появі статичного і динамічного ексцентриситету ротора, які дозволяють з достатньою достовірністю діагностувати не тільки вид ексцентриситету, а й ступінь його розвитку.

Ключові слова: ексцентриситет ротора, вібрація асинхронного двигуна, вібраційна діагностика, діагностичні ознаки, польова математична модель.

УДК 621.313.2

Аналіз процесу пуску в імітаційній моделі вентильно – індукторного двигуна / Л.П. Галайко // Вісник НТУ «ХП». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХП», 2014. – № 38 – С 63 – 68. – Бібліогр.: 9 назв. – ISSN 2409-9295.

В статті розглядається питання аналізу впливу закону зміни керуючих параметрів на характер перехідних процесів у режимі пуску вентильно-індукторного двигуна рудничного електровоза за допомогою розроблених моделей для програми Simulink пакета програм Matlab. Наведені результати розрахунків на цих моделях для двигуна потужністю 27 кВт та частотою обертів 1215 об/хв.

Ключові слова: Вентильно – індукторний двигун, режим пуску, модель, програма Simulink.

УДК 621.313.17

Способи зменшення пульсацій електромагнітного моменту в електричних машинах з постійними магнітами тангенціальної намагніченості / В.В. Гребеніков, М.В. Приймак // Вісник НТУ «ХП». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХП», 2014. – № 38 (1081) – С. 69 – 78 . – Бібліогр.: 5 назв. – ISSN 2409-9295.

У статті приведено результати чисельного дослідження способів зменшення пульсацій електромагнітного моменту в електричних машинах з постійними магнітами тангенціальної намагніченості. Показано, що застосування феромагнітних клинів в пазах статора з невеликою магнітною проникністю ($\mu_{\text{кл}} \leq 30$) в поєднанні з профілюванням форми феромагнітних полюсів ротора або виконання скосу полюсів на роторі дозволяє значно зменшити пульсації електромагнітного моменту.

Ключові слова: постійні магніти, форма полюсів, скіс полюсів, пульсації електромагнітного моменту.

УДК 621.313.04

Шляхи зниження механічних втрат в підшипники при проектуванні енергоефективних двигунів./ С.С. Дзеніс // Вісник НТУ «ХП». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХП», 2014. – № 38 (1081) – С. 79 – 89. – Бібліогр.: 6 назв. – ISSN 2409-9295.

При проектуванні серій енергоефективних двигунів способом підвищення енергоефективності двигуна є зниження всіх видів втрат, в тому числі механічних втрат. У статті виконано аналіз та описано способи зниження механічних втрат в підшипниках електродвигунів, дано рекомендації для практичного конструювання.

Ключові слова: Проектування асинхронних трифазних електродвигунів з короткозамкненим ротором, енергоефективні електродвигуни, механічні втрати, втрати в підшипниках, втрати в мастилах.

УДК 629.7.536.27+621.313

Математичне моделювання теплових процесів в шнековому електромеханічному перетворювачі з використанням Matlab/Simulink / М.М. Заблудський, В.Є. Плюгін // Вісник НТУ «ХП». Збірник наукових праць. Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХП», 2014. – № 38 (1081) – С 90 – 97. – Бібліогр.: 9 назв. – ISSN 2409-9295.

Розглянуті поліфункціональні електротепломеханічні перетворювачі енергії з феромагнітним ротором, що передбачають повне використання дисипативної енергії, структурну, функціональну і теплову інтеграцію. Виконано математичне моделювання теплового нагріву розглянутого пристрою в середовищі сипкого матеріалу з використанням пакету Matlab/Simulink.

Ключові слова: електромеханічний перетворювач, феромагнітний ротор, інтеграція, еквівалентна тепла схема, математична модель, тепловий розрахунок.

УДК 621.313.84

Вибір конструкції електричного двигуна для безштангових насосів / І. М. Карпенко, О. Ю. Юр'єва // Вісник НТУ «ХП». Збірник наукових праць. Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХП», 2014. – № 38 (1081) – С 98 – 105. – Бібліогр.: 9 назв. – ISSN 2409-9295.

Проведено порівняльний аналіз електричних двигунів обертового і поступального руху, що приводять до руху привод безштангового насоса. Розглянуто занурювані асинхронні двигуни серії ПЭД, регульовані вентильні двигуни, вентильні двигуни з постійними магнітами, вентильні індукторні двигуни, лінійні коаксіальні асинхронні і коаксіальні лінійні синхронні двигуни з постійними магнітами.

Ключові слова: циліндричний лінійний асинхронний двигун, синхронний лінійний коаксіальний двигун, постійні магніти, конструкція, електромеханіка.

УДК 621.313.332

Моделювання автономної енергосистеми постійного струму з асинхронними генераторами / Л.І. Мазуренко, О.В. Джура, В.І. Романенко // Вісник НТУ «ХП». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХП», 2014. – № 38 (1081) – С. 106 – 115. – Бібліогр.: 7 назв. – ISSN 2409-9295.

Проведені чисельні дослідження електромеханічних процесів в автономній енергосистемі постійного струму з безконтактними асинхронними генераторами. Розрахунки виконані на основі раніше запропонованої авторами моделі, яка містить взаємопов'язані математичні моделі дизелів, генераторів, їх систем збудження, систем керування збудженням генераторів і контролера розподілу потужності в системі. Також запропоновано і враховано при моделюванні алгоритм роботи електронного регулятора частоти обертання дизелів. Результатами чисельних експериментів підтверджено ефективність запропонованих підходів до регулювання електромеханічних процесів в системі.

Ключові слова: асинхронний генератор, дизель, автономна енергосистема.

УДК. 621.3+539.213:537.623

Можливість використання аморфних сталей в індуктивних датчиках струму/ Т.П. Павленко, М.М. Токар // Вісник НТУ «ХП». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХП», 2014. – № 38 (1081) – С. 116 – 121. – Бібліогр.: 6 назв. – ISSN 2409-9295.

У статті проведено аналіз існуючих технічних рішень, що сприяють підвищенню ефективності використання датчиків струму за рахунок використання в магнітопроводах традиційних магнітомягких матеріалів і аморфної сталі. Проведені дослідження показали можливість застосування аморфної сталі в осердях магнітопроводів індуктивних датчиків струму. Дане рішення сприяє економії енергоресурсів і матеріалів магнітопроводів

Ключові слова: осердя, магнітопровід, датчик струму, аморфна сталь, індуктивність

УДК 621.313.333

Методика розрахунку теплових опорів частотно-керованого асинхронного двигуна / О.М. Петренко, В.П. Шайда, М.Я. Петренко // Вісник НТУ «ХП». Збірник наукових праць. Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХП», 2014. – № 38 (1081) – С. 122 – 131. – Бібліогр.: 10 назв. – ISSN 2409-9295.

У статті приводиться методика визначення теплових опорів статора частотно-керованого асинхронного двигуна, які потрібні для складання математичної моделі його теплового стану. Матеріал статті доповнює раніше опубліковані дослідження [1 – 6] і детально розкриває питання визначення параметрів динамічної еквівалентної теплової схеми частотно-керованого асинхронного двигуна.

Ключові слова: частотно-керований асинхронний двигун, тепловий стан двигуна, метод еквівалентних теплових схем, теплові опори статора

УДК 621.313.333.2

Модифікація критерію приведених витрат електроприводу для проектування регульованих асинхронних двигунів / В.С. Петрушин, Р.М. Єноктасв // Вісник НТУ «ХП». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХП», 2014. – № 38 (1081) – С. 132 – 137. – Бібліогр.: 7 назв. – ISSN 2409-9295.

Пропонується модифікація критерію приведених витрат електроприводу за рахунок використання коефіцієнта значимості експлуатації, що дозволяє узгодити максимум середньдіапазонного ККД і мінімум середньдіапазонних наведених витрат. У результаті величина модифікованого критерію ПВ менше величини немодифікованого. Проведено аналіз впливу коефіцієнта інфляції на критерій наведених витрат. Його облік збільшує величину модифікованого критерію ПВ.

Ключові слова: регульований асинхронний двигун, оптимізаційне проектування, критерій наведених витрат, модифікація проектного критерію, коефіцієнт інфляції.

УДК 621.313.332

Перспективи розвитку вітроенергетики України / Д.В. Потоцький, Л.В. Шилкова, А.М. Маслєнніков // Вісник НТУ «ХП». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХП», 2014. – № 38 (1081) – С. 138 – 145. – Бібліогр.: 3 назв. – ISSN 2409-9295.

У статті проведено аналіз перспектив впровадження вітроелектростанцій України. Розглянуто нормативно-правові акти та світові тенденції в цій галузі, географічні та кліматичні умови країни, а також екологічні аспекти і питання надійності вітрогенераторів. Акцентовано увагу на відсутність шкідливих залишків при роботі вітрогенераторів. Проведений економічний порівняльний аналіз роботи вітроелектростанцій підтвердив економію паливних ресурсів. Проведені дослідження довели доцільність застосування альтернативних джерел електричної енергії, зокрема енергії вітру.

Ключові слова: вітроелектростанція, поновлюване джерело енергії, енергія вітру.

УДК 621.322

Модернізація конструкцій вітчизняних турбогенераторів з урахуванням вимог підтримання їх конкурентоспроможності / Шевченко В.В., Минко А.М. // Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХП», 2014. – № 38 (1081) – С. 146 – 155. – Бібліогр.: 7 назв. – ISSN 2409-9295.

У статті розглянуто сучасні напрямки проведення модернізації турбогенераторів теплових (у тому числі атомних) електростанцій. Запропонована модернізація розглянута для елементів і складальних одиниць неактивної зони турбогенератора і її пропонується проводити за рахунок використання сучасних технологій, застосування нових матеріалів, використання сучасних систем охолодження. Метою проведення робіт є розробка пропозицій, які зможуть сприяти створенню вітчизняного турбогенератора, відповідного рівню світових стандартів.

Ключові слова: турбогенератор, модернізація, неактивна зона, система охолодження, вібрація, масогабаритні показники

УДК 621.313.2

Особенности идентификации генетической информации в электромеханических перетворювачах руху типу «гвинт - гайка» / В.Ф. Шинкаренко, В.В. Напій, В.В. Котлярова, О.О. Дунєв, А.В. Єгоров // Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХПІ», 2014. – № 38 (1081) – С. 156 – 160. – Бібліогр.: 4 назв. – ISSN 2409-9295.

В статті проведено аналіз геометрії гвинтової поверхні, яка ставиться до розглянутого типу двигунів "гвинт-гайка" та визначено його клас. Щодо осі руху робочого органу виділені три можливі генетичні модифікації ДКР. Залежно від просторової геометрії полюсних наконечників були визначені порожнисті структурні форми гомологічних структур сумішених структур двигунів. Проведені дослідження зробили висновок про майбутні спадкові "хвороби" двигунів гвинтового типу.

Ключові слова: двигун з ротором, що котиться, генетична класифікація джерел поля, гвинтоподібна полюсна система.

РЕФЕРАТЫ

УДК 621.313

Численно-полевые расчеты электромагнитных параметров турбогенераторов / В.И. Мильх, Н.В. Полякова // Вісник НТУ «ХПІ». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХПІ», 2014. – № 38 (1081) – С. 3 – 18. – Бібліогр.: 43 назв. – ISSN 2409-9295.

Показаны принципы и приведены примеры определения электромагнитных параметров турбогенераторов на основе численных расчетов магнитных полей. Расчетный анализ параметров проводится как в статической постановке, так и в динамике в процессе вращения магнитных полей. Среди параметров рассматриваются магнитные индукция, поток, потокосцепление и проводимость, падение магнитного напряжения, ЭДС, собственная и взаимная индуктивности, силы, действующие на проводники и ферромагнитные сердечники, электромагнитный момент и др.

Ключевые слова: турбогенератор, магнитные поля, численные расчеты, электромагнитные параметры, статическая постановка, динамика.

УДК 631.21

Газовыделение при повреждениях силовых трансформаторов и его ультразвуковая диагностика / В.И. Бирюлин, А.С. Чернышев, А.Н. Горлов, Н.В. Хорошилов, О.М. Ларин, С.А. Сергеев, Д.В. Куделина // Вісник НТУ «ХПІ». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХПІ», 2014. – № 38 (1081) – С. 19 – 29. – Бібліогр.: 12 назв. – ISSN 2409-9295.

В статье приведено решение проблемы газообразования при повреждениях силовых трансформаторов и его ультразвуковая диагностика. Основной целью исследования является выявление закономерности формирования газовых пузырей в масле при возникновении в трансформаторе перегрева. Предложенный метод обнаружения очага повреждений с помощью ультразвуковой локализации является более эффективным способом, так как он позволяет существенно уменьшить время срабатывания защиты и повысить надежность защиты масляных трансформаторов.

Ключевые слова: силовой трансформатор, диагностика, повреждение, масло, диагностика, газовая защита.

УДК 621.313:536.2.24:539.2

Сравнительный анализ ударных электромеханических преобразователей индукционно-динамического, электродинамического и электромагнитного типа / В.Ф. Болюх, С.В.Олексенко, И.С. Щукин // Вісник НТУ «ХПІ». Тематичний випуск

«Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХПІ», 2014. – № 38 (1081) – С. 30 – 44. – Бібліогр.: 16 назв. – ISSN 2409-9295.

Проведено компьютерное моделирование рабочих процессов ударных преобразователей. Показано, что наиболее эффективным является электродинамический преобразователь, а наименее эффективным – электромагнитный преобразователь. Для индукционно-динамического преобразователя проведены экспериментальные исследования и получено удовлетворительное согласие между измеренными и рассчитанными электромагнитными и механическими показателями.

Ключевые слова: ударный электромеханический преобразователь, индукционно-динамический преобразователь, электромагнитный преобразователь, электродинамический преобразователь.

УДК 629.56: 629.5.064

Совершенствование системы управления поддуливающим устройством комбинированного пропульсивного комплекса / В. В. Будашко, О. А. Онищенко // Вісник НТУ «ХПІ». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХПІ», 2014. – № 38 (1081) – С. 45 – 51. – Бібліогр.: 10 назв. – ISSN 2409-9295.

На основе анализа существующих эксплуатационных проблем энергетических установок единых электроэнергетических систем комбинированных пропульсивных комплексов с поддуливающими устройствами, работающими в режиме удержания судном позиции, предлагается новый метод построения их систем управления. Результаты исследований можно использовать при разработке и эксплуатации существующих судовых энергетических установок различных типов и комплектаций.

Ключевые слова: динамическое позиционирование, поддуливающее устройство, энергетическая установка, комбинированный пропульсивный комплекс, момент, потеря позиции.

УДК 621.313.333

Вибродиагностика эксцентриситета ротора асинхронных машин на основе анализа вибровозмущающих сил / Ю.Н. Васьковский, А.А. Гераскин // Вісник НТУ «ХПІ». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХПІ», 2014. – № 38 (1081) – С. 52 – 62. – Бібліогр.: 10 назв. – ISSN 2409-9295.

При длительной эксплуатации асинхронных машин часто возникает эксцентриситет ротора, в результате чего существенно ухудшаются эксплуатационные показатели машины, в частности увеличиваются вибрации электромагнитного происхождения. Поэтому проблема диагностики эксцентриситета ротора является актуальной. Разработана новая математическая модель, проанализированы вибровозмущающие силы и исследованы диагностические признаки при появлении статического и динамического эксцентриситета ротора, которые позволяют с достаточной достоверностью диагностировать не только вид эксцентриситета, но и степень его развития.

Ключевые слова: эксцентриситет ротора, вибрация асинхронного двигателя, вибрационная диагностика, диагностические признаки, полевая математическая модель.

УДК 621.313.2

Анализ процесса пуска в имитационной модели вентильно – индукторного двигателя / Л.П. Галайко // Вісник НТУ «ХПІ». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХПІ», 2014. – № 38 – С. 63 – 68. – Бібліогр.: 9 назв. – ISSN 2409-9295.

В статье рассматривается вопрос анализа влияния закона изменения управляющих параметров на характер переходных процессов в режиме пуска в вентильно-индукторном двигателе рудничного электровоза с помощью разработанных моделей для программы Simulink пакета программ Matlab. Приведены результаты расчетов на этих моделях для двигателя мощностью 27 кВт и частотой вращения 1215 об/ мин.

Ключевые слова: Вентильно-индукторный двигатель, режим пуска, модель, программа Simulink

УДК 621.313.17

Способы уменьшения пульсаций электромагнитного момента в электрических машинах с постоянными магнитами тангенциальной намагниченности / В.В. Гребеников, М.В. Приймак // Вестник НТУ «ХПИ». Тематический выпуск «Электрические машины и электромеханическое преобразование энергии». – Харьков : НТУ «ХПИ», 2014. – № 38 (1081) – С. 69 – 78. – Библиогр.: 5 назв. – ISSN 2409-9295.

В статье приведены результаты численного исследования способов уменьшения пульсаций электромагнитного момента в электрических машинах с постоянными магнитами тангенциальной намагниченности. Показано, что применение ферромагнитных клиньев в пазах статора с небольшой магнитной проницаемостью ($\mu_{кл} \leq 30$) в сочетании с профилированием формы ферромагнитных полюсов ротора или выполнение скоса полюсов на роторе позволяет существенно уменьшить пульсации электромагнитного момента.

Ключевые слова: постоянные магниты, форма полюсов, скос полюсов, пульсации электромагнитного момента.

УДК 621.313.04

Пути снижения механических потерь в подшипниках при проектировании энергоэффективных двигателей./ С.Е. Дзенис // Вісник НТУ «ХПІ». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХПІ», 2014. – № 38 (1081) – С. 79 – 89 . – Библиогр.: 6 назв. – ISSN 2409-9295.

При проектировании серий энергоэффективных двигателей способом повышения энергоэффективности двигателя является снижение всех видов потерь, в том числе механических потерь. В статье выполнен анализ и описаны способы снижения механических потерь в подшипниках электродвигателей, даны рекомендации для практического конструирования.

Ключевые слова: Проектирование асинхронных трехфазных электродвигателей с короткозамкнутым ротором, энергоэффективные электродвигатели, механические потери, потери в подшипниках, потери в смазках.

УДК 629.7 536.27+621.313

Математическое моделирование тепловых процессов в шнековом электромеханическом преобразователе с использованием MATLAB / SIMULINK / Н.Н. Заблудский, В.Е. Плогин // Вісник НТУ «ХПІ». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХПІ», 2014. – № 38 (1081) – С. 90 – 97. – Библиогр.: 9 назв. – ISSN 2409-9295.

Рассмотрены полифункциональные электротепломеханические преобразователи энергии с ферромагнитным ротором, предусматривающие полное использование диссипативной энергии, структурную, функциональную и тепловую интеграцию. Выполнено математическое моделирование теплового нагрева рассмотренного устройства в среде сыпучего материала с использованием пакета Matlab/Simulink.

Ключевые слова: электромеханический преобразователь, ферромагнитный ротор, интеграция, эквивалентная тепловая схема, математическая модель, тепловой расчет.

УДК 621.313.84

Выбор конструкции электрического двигателя для бесштанговых насосов / И. М. Карпенко, Е. Ю. Юрьева // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Х. : НТУ «ХПІ», 2014. – № 38 (1081) – С. 98 – 105. – Библиогр.: 9 назв. – ISSN 2409-9295.

Проведен сравнительный анализ электрических двигателей вращательного и поступательного движения, приводящие к движению привод бесштанговой насоса. Рассмотрены погружаемые асинхронные двигатели серии ПЭД, регулируемые вентильные двигатели, вентильные двигатели с постоянными магнитами, вентильные индукторные двигатели, линейные коаксиальные асинхронные и коаксиальные линейные синхронные двигатели с постоянными магнитами.

Ключевые слова: цилиндрический линейный асинхронный двигатель, синхронный

линейный коаксиальный двигатель, постоянные магниты, конструкция, электромеханика.

УДК 621.313.332

Моделирование автономной энергосистемы постоянного тока с асинхронными генераторами / Л.И. Мазуренко, А.В. Джюра, В.И. Романенко // Вісник НТУ «ХП». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХП», 2014. – № 38 (1081). – С. 106 – 115. – Бібліогр.: 7 назв. – ISSN 2409-9295.

Проведены численные исследования электромеханических процессов в автономной энергосистеме постоянного тока с бесконтактными асинхронными генераторами. Расчеты выполнены на основе ранее предложенной авторами модели, которая включает взаимосвязанные математические модели дизелей, генераторов, их систем возбуждения, систем управления возбуждением генераторов и контроллера распределения мощности в системе. Также предложен и учтен при моделировании алгоритм работы электронного регулятора частоты вращения дизелей. Результатами численных экспериментов подтверждена эффективность предложенных подходов к регулированию электромеханических процессов в системе.

Ключевые слова: асинхронный генератор, дизель, автономная энергосистема.

УДК. 621.3+539.213:537.623

Возможности применения аморфных сталей в индуктивных датчиках тока / Т.П. Павленко, М.Н. Токарь // Вісник НТУ «ХП». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХП», 2014. – № 38 (1081) – С. 116 – 121. – Бібліогр.: 6 назв. – ISSN 2409-9295.

В статье проведен анализ существующих технических решений, способствующих повышению эффективности использования датчиков тока за счет использования в магнитопроводах традиционных магнитомягких материалов и аморфной стали. Проведенные исследования показали возможность применения аморфной стали в сердечниках магнитопроводов индукционных датчиков тока. Данное решение способствует экономии энергоресурсов и материалов магнитопроводов.

Ключевые слова: сердечник, магнитопровод, датчик тока, аморфная сталь, индуктивность

УДК 621.313.333

Методика расчета тепловых сопротивлений статора частотно-управляемого асинхронного двигателя / А.Н. Петренко, В.П. Шайда, Н.Я. Петренко // Вісник НТУ «ХП». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХП», 2014. – № 38 (1081) – С. 122 – 131. – Бібліогр.: 10 назв. – ISSN 2409-9295.

В статье приводится методика определения тепловых сопротивлений статора частотно-управляемого асинхронного двигателя, которые необходимы для составления математической модели его теплового состояния. Материал статьи дополняет ранее опубликованные исследования [1– 6] и подробно раскрывает вопрос определения параметров эквивалентной тепловой схемы частотно-управляемого асинхронного двигателя.

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

УДК 621.313.333.2

Модификация критерия приведенных затрат электропривода для проектирования регулируемых асинхронных двигателей / В.С. Петрушин, Р.Н. Елюктаев // Вісник НТУ «ХП». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХП», 2014. – № 38 (1081) – С. 132 – 137 – Бібліогр.: 7 назв. – ISSN 2409-9295.

Предлагается модификация критерия приведенных затрат электропривода за счет использования коэффициента значимости эксплуатации, что позволяет согласовать максимум среднедиапазонного КПД и минимум среднедиапазонных приведенных затрат. В результате величина модифицированного критерия ПЗ меньше величины немодифицированного. Проведен анализ влияния коэффициента инфляции на критерий приведенных затрат. Его учет увеличивает величину модифицированного критерия ПЗ.

Ключевые слова: регулируемый асинхронный двигатель, оптимизационное проектирование, критерий приведенных затрат, модификация проектного критерия, коэффициент инфляции.

УДК 621.313.332

Перспективы развития ветроэнергетики Украины / Д.В. Потоцкий, Л.В. Шилкова, А.М. Масленников // Вісник НТУ «ХПІ». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХПІ», 2014. – № 38 (1081) – С. 138 – 145. –Бібліогр.: 3 назв. – ISSN 2409-9295.

В статье проведен анализ перспектив внедрения ветроэлектростанций Украины. Рассмотрены нормативно-правовые акты и мировые тенденции этой отрасли, географические и климатические условия страны, а также экологические аспекты и вопросы надежности ветрогенераторов. Акцентировано внимание на отсутствие вредных отходов ветрогенераторов. Проведенные исследования доказали целесообразность применения альтернативных источников электроэнергии, в частности энергии ветра.

Ключевые слова: ветроэлектростанция, возобновляемый источник энергии, энергия ветра.

УДК 621.322

Модернизация конструкций отечественных турбогенераторов с учетом требований поддержания их конкурентоспособности / В.В. Шевченко, А.Н. Минко // Вісник НТУ «ХПІ». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХПІ», 2014. – № 38 (1081) – С. 146 – 155. –Бібліогр.: 7 назв. – ISSN 2409-9295.

В статье рассмотрены современные направления проведения модернизации турбогенераторов тепловых (в том числе атомных) электростанций. Предлагаемая модернизация рассмотрена для элементов и сборочных единиц неактивной зоны турбогенератора и ее предлагается проводить за счет использования современных технологий, применения новых материалов, использования современных систем охлаждения. Целью проведения работ является разработка предложений, которые смогут способствовать созданию отечественного турбогенератора, соответствующего уровню мировых стандартов.

Ключевые слова: турбогенератор, модернизация, неактивная зона, система охлаждения, вибрация, массогабаритные показатели

УДК 621.313.2

Особенности идентификации генетической информации в электромеханических преобразователях движения типа «винт-гайка» / В. Ф. Шинкаренко, В. В. Наний, В. В. Котлярова, А. А. Дунев, А. В. Егоров // Вісник НТУ «ХПІ». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків : НТУ «ХПІ», 2014. – № 38 (1081) – С. 156 – 160. –Бібліогр.: 4 назв. – ISSN 2409-9295.

В статье проведен анализ геометрии винтовой поверхности, которая относится к рассматриваемому типу двигателей "винт-гайка" и определен его класс. Относительно оси движения рабочего органа выделены три возможные генетические модификации ДКР. В зависимости от пространственной геометрии полюсных наконечников были определены полые структурные формы гомологических структур совмещенных структур двигателей. Проведенные исследования сделали вывод о будущих наследственных "болезнях" двигателей винтового типа.

Ключевые слова: двигатель с катящимся ротором, генетическая классификация источников поля, винтообразная полюсная система.

ABSTRACTS

УДК 621.313.2

Numerically-field calculations of the electromagnetic parameters of turbogenerators / V.I. Milykh, N.V. Polyakova // Bulletin of NTU "KhPI". Thematic edition "Electric machines and Electromechanical energy conversion". Kharkiv : NTU "KhPI". 2014. – No 38 (1081) – P. 3 – 18. – Bibliogr.: 43. – ISSN 2409-9295.

With the development of computer technology, numerical calculation methods of magnetic fields

are used to calculate the electromagnetic parameters of electrical machines. In this case, two-dimensional calculations are applied for machines with a classical design using the software package FEMM. A series of works of this kind has already been done and published for an important representative of electrical machines - the turbogenerator (TG). The article provides a list of the main of these works and the article points out their essence briefly. The purpose of this paper is to present the main provisions from which the study of a number of electromagnetic parameters of TG is formed on the basis of numerical calculations of its magnetic field. A computational model of the electromagnetic system of TG is given and the main aspects of the calculation of the magnetic field are highlighted, as well as two productions for calculating electromagnetic parameters are presented: static and dynamic.

Expressions and principles for determining of a number of electromagnetic parameters of TG, which are calculated after numerical calculation of the magnetic field, are represented. These include: magnetic induction, magnetic field intensity, magnetic flux, magnetic flux linkage, magnetic conductivity, magnetic voltage drop, EMF, self and mutual inductance, inductive reactance, the forces acting on the conductors and ferromagnetic cores, electromagnetic torque and others. It is stated that the static electromagnetic parameters can be obtained by a one-time calculation of the magnetic field, and the dynamic parameters (time functions) can be obtained by reusable multipositional calculations. Possible directions for expansion of calculations of the electromagnetic parameters and processes in the TG are indicated on the basis of these values.

It is noted that the above set of mathematical expressions for the electromagnetic parameters is universal for almost any TG, as well as other types of electrical machines. As a result, it is asserted that this work aims to achieve the main objective, namely to provide effective scientific and technical conditions for the creation of new TG.

Keywords: turbogenerator, magnetic fields, numerical calculations, the electromagnetic parameters, static setting, the dynamics.

УДК 631.21

Gassing at the damages of the power transformers and ultrasonic diagnostics. / V.I. Biryulin, A.S. Chernyshev, A.N. Gorlov, N.V. Khoroshilov, O.M. Larin, S.A. Sergeev, D.V. Kudelina // Bulletin of NTU "KhPI". Thematic edition "Electric machines and Electromechanical energy conversion". Kharkiv : NTU "KhPI". 2014. – No 38 (1081) – P. 19 – 29.– Bibliogr. : 12.

This article contains the solution to the gassing problem in case of the power transformers damage and ultrasound diagnostics. The main purpose of the research is to identify the regularities of the gas bubbles formation in the oil in case of transformer overheating. The proposed method of damage detecting by ultrasonic locating is more efficient way as it allows to fix gases and bubbles and, respectively, overheating at earlier stage of their occurrence. As a result should be noted the following: first, the sound speed change in transformer oil indicates the initial moment of gassing, and thus enables to detect the occurrence of damage in the tank at the early stage. Secondly, the schematic diagram construction of the transformer protection may be based on the registration of the sound speed change or on the absorption of the sound waves at the start of gassing. A technical effect of the proposed method of the ultrasonic gas oil transformer protection is a significant decrease in the response time of protection and an increase of the oil transformers protection reliability.

Key words: power transformer, diagnostics, damage, oil, diagnostics, gas protection

УДК 621.313:536.2.24:539.2

Comparative analysis of electromechanical converters shock induction induction-dynamic, electrodynamic and electromagnetic type / V.F. Bolyukh, S.V. Oleksenko, I.S. Shchukin // Bulletin of NTU "KhPI". Thematic edition "Electric machines and Electromechanical energy conversion". Kharkiv: NTU "KhPI". 2014. – No 38 (1081) – P. 30 – 44. – Bibliogr.: 16. – ISSN 2409-9295.

The computer simulation workflows shock transformation. It is shown that the most effective electrodynamic transformation, and the least effective - an electromagnetic transducer. For induction-dynamic transducer experimental studies and a satisfactory agreement between the measured and calculated electromagnetic and mechanical properties.

Keywords: shock electromechanical transducer induction-dynamic transducer, an electromagnetic transducer, electrodynamic transducer.

УДК 629.56: 629.5.064

Improving management system combined thruster propulsion systems / V. V. Budashko, O. A. Onishchenko // Bulletin of NTU "KhPI". Thematic edition "Electric machines and Electromechanical energy conversion". Kharkiv : NTU "KhPI". 2014. – No 38 (1081) – P. 45 – 51. – Bibliogr.: 10. – ISSN 2409-9295.

Based on the analysis of emerging issues in the operation of power plants unified electric power systems combined propulsion systems with thrusters operating in the hold mode vessel position based on torque control strategy authors proposed improvement principle of pulse width modulation due to the introduction of pulse-phase control for temporal resolution, thereby achieving control area with the necessary duty cycle and the simultaneous use of piezo-electronic sensors that react to stop the deviation from the calculated values. The results can be used as a basis for further development of ship building intelligent control systems that provide stabilization parameters thrusters, marine power plants and combined propulsion systems in general operating conditions to improve reliability and minimize energy loss during reconnaissance drilling, hoisting loading and unloading.

Keywords: dynamic positioning, thruster, power plant, combined propulsion complex, torque, loss of position.

УДК 621.313.333

Vibrational diagnosis of induction machines rotor eccentricity based on the analysis of vibroperturbing forces/ Yu.N. Vaskovsky, A.A. Geraskin // Bulletin of NTU "KhPI". Thematic edition "Electric machines and Electromechanical energy conversion". Kharkiv : NTU "KhPI". 2014. – No 38 (1081) – P. 52 – 62.–Bibliogr.: 10. – ISSN 2409-9295.

In continuous operation of induction machines the rotor eccentricity occurs frequently, thereby significantly worse the operational indicators of machine, in particular increase vibrations of electromagnetic origin. Therefore, the problem of diagnosing the rotor eccentricity is topical. A new mathematical model is developed, vibroperturbing forces are analyzed and diagnostic features are investigated with the appearance of static and dynamic rotor eccentricity, which allow with sufficient authenticity to diagnose not only the appearance of eccentricity, but the degree of its development. With increasing eccentricity besides increasing the overall level of vibration amplitude increase observed tooth harmonics and constant component of the spectrum. Diagnostic feature of static eccentricity is the absence in the spectrum of the signal rotational harmonics. The main diagnostic feature of the dynamic eccentricity appearance are rotational harmonics in the spectrum without its lateral harmonics. Unlike static eccentricity for dynamic eccentricity there is no influence on the positioning of the vibration sensor on signal thereof as the minimum air gap rotates with the rotor.

Keywords: rotor eccentricity, vibration of induction motor, vibrational diagnostics, diagnostic features, field mathematical model.

УДК 621.313.2

The analysis of a process of a starting in a simulation model of a switched reluctance motors /L.P. Galayko // Bulletin of NTU "KhPI". Thematic edition "Electric machines and Electromechanical energy conversion". Kharkiv : NTU "KhPI". 2014. – No 38 – P. 63 – 68.– Bibliogr. 9.

The question of analysis of influence of law of change of control parameters on the character of transients in the mode of starting of a Swithed Reluctanse Motor of a miner electric locomotive by means of models developed for the program Simulink package of program Matlab is considered. Results of calculations by these models for a motor by power of 27 kW and by frequency of rotation 1215 rev/min are presented. Results over of calculation are brought for the direct starting at permanent control parameters and for the control starting. The direct starting does not provide the receipt of the required set mode and accompanied by the considerable pulsations of moment. The control starting provides the required set mode and allows to decrease the pulsations of moment.

Keywords: switched reluctance motor, regime of a starting, model, program Simulink.

УДК 621.313.2

Ways for decreasing of torque ripple in electrical motor with permanent magnets with tangential magnetization / V.V. Grebenikov, M.V. Pryimak // Bulletin of NTU "KhPI". Thematic

edition "Electric machines and Electromechanical energy conversion". Kharkiv : NTU "KhPI". 2014. – No 38 (1081) – P. 69 – 78.– Bibliogr.: 5. – ISSN 2409-9295.

In the article the results of numerical computation of ways for torque ripple decreasing in electrical engines with permanent magnets with tangential magnetization are represented. It is shown the use of ferromagnetic wedges with low magnetic permeability ($\mu_w \leq 30$) in stator slots in addition to profiling of ferromagnetic poles of rotor or rotor poles skewing permits substantially to decrease torque ripple.

Keywords: permanent magnets, form of poles, poles skew, torque ripple.

УДК621.313.04

Ways of decrease mechanical losses in the bearings in the design of energy-efficient motors./ S.E. Dzenis // Bulletin of NTU "KhPI". Thematic edition "Electric machines and Electromechanical energy conversion". Kharkiv : NTU "KhPI". 2014. – No 38 (1081) – P. 79 – 89.– Bibliogr.: 6. – ISSN 2409-9295.

At designing series of energy-efficient motors, a way to improve energy efficiency motor is to reduce all types of losses, including mechanical losses. These losses amount to quite a significant proportion of permanent loss, which is practically independent of the load. Therefore, reducing mechanical losses is one of the tools for the design of energy-efficient motors. Previously, researchers' attention was paid to the optimization of mechanical losses of high-speed electric motors (exceeding 20 000 rpm). As a means to reduce mechanical losses recommended replacement ball bearing bearings electromagnetic. Analysis was performed on the motor loss interval 63-132, different manufacturing plants of Russia, Ukraine and Belarus. Describes in detail the division averaged losses by types of for motors with $2p = 2, 4, 2p = 6$, measured experimentally on the basis of electric motors 80. Since the analytical methods for calculating the mechanical losses in the bearings do not give correct results, this study is based on experimental data. Experiments were carried out to measure the power loss in the bearings of different versions from different manufacturers with different greases. As a result of analysis of experimental data conclusions on energy efficient designs bearing selected bearing manufacturers, energy-efficient lubricants for the most frequent climatic versions. Revealed that the serially used for general-purpose series of grease and bearings do not have the minimum friction loss. Identified pole motor for which reduction of losses in the bearings is most effective affirmative action proposed to design energy-efficient motors. According to the test results confirmed the correctness of the recommendations of the article. Percent mechanical losses decreased by 56.8%, respectively, and the total loss decreased from 220 W to 200 W, which increased the efficiency of motor for 0,016 points (from 0,773 to 0,789 points).

Keywords: Simulation of 3 phase squirrel cage induction motors, energy-efficient induction motors, mechanical bearings losses, losses in grease.

УДК 629.7 536.27+621.313

Simulation of thermal processes in the screw electromechanical transformers using Matlab / Simulink / N.N. Zablodsky, V.E. Plyugin // Bulletin of NTU "KhPI". Thematic edition "Electric machines and Electromechanical energy conversion". Kharkiv : NTU "KhPI". 2014. – No 38 (1081) – P. 90 – 97. – Bibliogr.: 9. – ISSN 2409-9295.

Multifunctional electromechanical transformers of energy (METE) with a ferromagnetic rotor that foreseeing the complete use of dissipative energy, structural, functional and thermal integration are considered. The aim of work is a calculation of the thermal state of METE. To solve the problem an equivalent thermal circuit that takes into account the heat flows within the axial channel of the stator, the hollow shaft, as well as in absorption of the heat emitted from the rotor surface by heated bulk material was developed. A simulation is executed in Matlab/Simulink. The got results have good convergence with experimental data. The solving of differential equalizations of the non-stationary heating of electric machines in Matlab/Simulink differs in simplicity of realization and can be used in electromechanical transformers of energy design.

Keywords: electromechanical transformer, ferromagnetic rotor, integration, equivalent thermal circuit, mathematical model, thermal design.

УДК 621.313.84

Select of Design of Electric Motor for Rodless Pumps / I. M. Karpenko, O. Yu. Yurieva // Bulletin of NTU "KhPI". Thematic edition "Electric machines and Electromechanical energy conversion". Kharkiv : NTU "KhPI". 2014. – No 38 (1081) – P. 98 – 105. – Bibliogr.: 9. – ISSN 2409-9295.

The comparative analysis of electric motors rotational and translational motion that drive the actuator rodless pump was conducted. Submersible induction motors ПЭД series, adjustable valve motors, brushless motor with permanent magnets, gate inductor motors, linear induction coaxial and coaxial linear synchronous motors with permanent magnets were analysed. strengths and weaknesses of each of the proposed electric motors were identified. The requirements for electric motors that used in rodless pumps have been identified. It is concluded that the most promising coaxial lineynsm synchronous motor with permanent magnets.

Keywords: cylindrical linear induction motor, synchronous linear coaxial motor, permanent magnets, construction, electromechanics.

УДК 621.313.332

Simulation of a dc autonomous energy system with induction generators / L.I. Mazurenko, A.V. Dzhura, V.I. Romanenko // Bulletin of NTU "KhPI". Thematic edition "Electric machines and Electromechanical energy conversion". Kharkiv : NTU "KhPI". 2014. – No 38 (1081) – P. 106 – 115. – Bibliogr.: 7. – ISSN 2409-9295.

Inverter excited induction generators (IEIG) because of their ruggedness and brushless construction are well suited for autonomous applications. Equipped with electronic excitation systems the IEIGs can generate stabilized dc voltage and may be integrated in dc autonomous power systems (APS). The dc APS with diesel (gas) generators are potentially more effective than ac APS due to the possibility of varying diesel engine speed. In this paper a dc APS equipped with two IEIGs operated parallel on a common load and driven by diesel engines is simulated. The dc APS model used includes models of diesel engines, induction machines and inverters with taking into account saturation effect, IEIG and diesel engine control systems. Active energy control in the system is provided in accordance with the reference power curves. The results of simulation have shown stable operation of the system with the developed control techniques.

Key words: induction generator, diesel, autonomous energy system.

УДК. 621.3+539.213:537.623

Possible applications of amorphous alloys in induction current sensors / T.P. Pavlenko, M.N. Tokar // Bulletin of NTU "KhPI". Thematic edition "Electric machines and Electromechanical energy conversion". Kharkiv : NTU "KhPI". 2014. – No 38 (1081) – P 116 –121. – Bibliogr.: 6. – ISSN 2409-9295.

In the article the analysis of existing technical solutions, which increased to increased efficiency of current sensors due to the use in magnetic cores, traditional soft magnetic materials. The peculiarity of these sensors is their non contact design make-numbers that requires no mechanical influence, and they work by changing the e-electromagnetic fields. Main construction elements of inductive sensor are about-coil inductance and magnetic system, representing a magnetic circuit with a mobile element (anchor, core), which performs a linear or angular displacement under the action of the measured value. The main parameter of such sensors is the lineless and continuity features, which reaches application of materials with good-mi magnetic properties. The aim of the research is the definition of the properties and possible applications of amorphous steel in inductive current sensors. Research and compare the results were made current sensors with ferromagnetic cores on the basis of ferrite, permalloy, electrotechnical steel and amorphous steel coils. Studies have shown an opportunity of application of cores from amorphous steel after thermo-magnetic processing in magnetic inductive current sensors. This decision promotes exists a reduction of material consumption and, accordingly, leads to the decrease of the dimensions of magnetic cores.

Keywords: core, the magnetic circuit, the current sensor, amorphous steel, inductance

УДК 621.313.333

Method of calculation thermal resistances of stator of the frequency-guided asynchronous motor/ A.N. Petrenko, V.P. Shayda, N.Ya.Petrenko// Bulletin of NTU "KhPI". Thematic edition "Electric machines and Electromechanical energy conversion". Kharkiv : NTU "KhPI". 2014. – No 38 (1081) – P. 122 –131. – Bibliogr.: 10. – ISSN 2409-9295.

The article describes the method of determining the thermal resistances of the stator frequency-guided asynchronous motor, which is necessary for creating mathematical models of its thermal state. The article complements the previously published studies [1–6] and elaborates upon the question of determining the parameters of the equivalent thermal circuit frequency-guided asynchronous motor for stationary modes. The need to study the thermal state of the frequency-guided asynchronous motor are frequenting frequent failure of these engines due to overheating of the stator winding. Efficiency and adequacy of the mathematical model of the frequency-guided asynchronous motor thermal state was confirmed by experimental studies on two asynchronous motors.

Keywords: frequency-guided asynchronous motor, thermal state of motor, method of equivalent thermal charts, thermal resistances of the stator

УДК 621.313.333.2

Modification of the criterion of reduced expenditures for the design of controlled electric induction motors / V.S. Petrushin, R.N. Jenoktajeв // Bulletin of NTU "KhPI". Thematic edition "Electric machines and Electromechanical energy conversion". Kharkiv : NTU "KhPI". 2014. – No 38 (1081) – P. 132 – 137. – Bibliogr.: 7. – ISSN 2409-9295.

When designing an electric machine may be employed various design criteria, depending on the purpose and operating conditions of the EM. It is important in the design of energy-efficient AAM used as a design criterion of efficiency. Range of criteria does not account for the efficiency of the cost of construction and operation of the engine and drive the inflation rate and more. This accounting treatment is carried out by using the criterion of discounted costs. In order to use the modified criterion DC actuator must align its efficiency criterion, i.e. bring their extremes. To do this, use the boost factor operation Another important criterion for the introduction of a modified adjusted expenditures inflation factor, which takes into account the depreciation of the money supply process. As a result, value of the modified criterion given cost becomes less than the value of the unmodified.

Keywords: Controlled induction motor, optimal design, criterion resulted expenses, modification of the design criteria, inflation factor

УДК 621.313.332

Prospects of development of the wind power plants of Ukraine / D.V. Pototskiy, L.V. Shilkova, A.M. Masliennikov // Bulletin of NTU «KhPI». Thematic edition «Electric machines and Electromechanical energy conversion». – Kharkiv : NTU «KhPI», 2014. – No 38 (1081) – P. 138 – 145. – Bibliogr.: 3. – ISSN 2409-9295.

The article discusses the analysis results of prospects of the wind power plants introduction in Ukraine. The attention focuses on the advantages of wind energy compared to traditional methods of power generation. The authors analyze the major achievements of the world practice in this area, with a help of government support programs. They also provide examples of the planning development of wind power plants in the other states. The article gives the studying results of development conditions of wind power industry in Ukraine. The climatic conditions are discussed and on their basis areas of the country which are suitable for the use of wind turbines are identified. The regulatory legal acts of the country are also studied. The attention is drawn to the absence of hazardous wastes of wind turbines. The calculations are carried out on the fuel economy and the other resources for the thermal, hydro- and nuclear power plants, provided the development of wind power plants. It follows from these studies that the development of wind energy could lead to resource saving for conventional power plants, as well as give profit to the state. The conducted research proved the feasibility of the alternative energy sources, particularly of the wind power.

Keyword: wind power plants, renewable energy source, power of wind.

УДК 621.322

Modernization of the domestic turbogenerators constructors with the requirements to maintain their competitiveness / V. Shevchenko, A. Minko // Bulletin of NTU «KhPI». Thematic edition «Electric machines and Electromechanical energy conversion». – Kharkiv : NTU «KhPI», 2014. – No 38 (1081) – P. 146 – 155. – Bibliogr.: 7. – ISSN 2409-9295.

The article describes the modern trends of the domestic power considering developments with the growing demand in the electricity, environmental requirements, provide turbogenerators opportunities manufacturing and transportation as the main generating capacity. The evaluation directions of turbogenerators modernization for thermal (including nuclear) power plants was carried out with a view to ensuring their competitiveness. The analysis showed that domestic turbogenerators inferior to the weight and size parameters of all international firms almost. And problem of optimizing the parameters inactive zone turbogenerators are especially acute. Therefore, in this paper we propose solutions to change the design of the inactive zone of the turbogenerator to reduce its weight and size parameters.

Weight and size parameters of structures characterize the effectiveness of this machine geometry, the extent of rational selection and use of construction materials, the complexity of manufacturing operations. The aim of the work is to develop proposals that will contribute to the creation of domestic turbogenerators that should correspond to the level of the world standards.

Keywords: turbogenerator, modernization, inactive zone, cooling system, vibration, weight and size parameters.

УДК 621.313.2

Features identification of genetic information in electromechanical transducers movement of the "screw - nut" type. / V.F. Shinkarenko, V.V. Naniy, V.V. Kotlyarova, A.A. Dunev, A.V. Egorov // Bulletin of NTU «KhPI». Thematic edition «Electric machines and Electromechanical energy conversion». – Kharkiv : NTU «KhPI», 2014. – No 38 (1081) – P. 156 – 160. – Bibliogr.: 4. – ISSN 2409-9295.

The paper analyzes the geometry of the helical surface, which may apply to the type of engine "screw-nut" and is defined by its class. With respect to the axis of movement of the working body identified three possible genetic modification of trees and shrubs. Depending on the spatial geometry of the pole pieces were determined hollow structural shapes homologous structures superimposed structures engines. Studies have concluded that future genetic "diseases" screw-type engines. During researches make inferences that the structure of the third period of the large genetic classification can take place only motor with a rolling rotor species with the genetic code CL^3 2.2 x,y (in the angle range $\pi/4 < \theta < \pi/2$), implementing rotational forward movement of the working body.

Keywords: motor with rolling rotor, genetic classification of the field sources, helically pole system..

Милых В.И., Полякова Н.В.

Численно-полевые расчеты электромагнитных параметров турбогенераторов 3

В.И. Бирюлин, А.С. Чернышев, А.Н. Горлов, Н.В. Хорошилов, О.М. Ларин, С.А. Сергеев, Д.В. Куделина

Газовыделение при повреждениях силовых трансформаторов и его ультразвуковая диагностика 19

Болюх В.Ф., Олексенко С.В., Щукин И.С.

Сравнительный анализ ударных электромеханических преобразователей индукционно-динамического, электродинамического и электромагнитного типа 30

Будашко В. В. , Онищенко О. А.

Удосконалення системи управління підрулюючим пристроєм комбінованого пропульсивного комплексу 45

Васьковский Ю.Н., Гераскин А.А.

Вибродиагностика эксцентриситета ротора асинхронных машин на основе анализа вибровозмущающих сил 52

Галайко Л.П.

Анализ процесса пуска в имитационной модели вентильно-индукторного двигателя 63

Гребеников В.В., Прымак М.В.

Способы уменьшения пульсаций электромагнитного момента в электрических машинах с постоянными магнитами тангенциальной намагниченности 69

Дзенис С.Е.

Пути снижения механических потерь в подшипниках при проектировании энергоэффективных двигателей 79

Заблодский Н.Н., Плюгин В.Е.

Математическое моделирование тепловых процессов в шнековом электромеханическом преобразователе с использованием MATLAB / SIMULINK / 90

Карпенко И.М., Юрьева Е.Ю.

Выбор конструкции электрического двигателя для бесштанговых насосов 98

Мазуренко Л.И., Джюра А.В., Романенко В.И.

Моделирование автономной энергосистемы постоянного тока с асинхронными генераторами 106

Павленко Т.П. , Токарь М.Н.

Возможности применения аморфных сталей в индуктивных датчиках тока 116

<i>Петренко А.Н., Шайда В.П., Петренко Н.Я.</i>	
Методика расчета тепловых сопротивлений статора частотно-управляемого асинхронного двигателя.....	122
<i>Петрушин В.С., Еноктаев Р.Н.</i>	
Модификация критерия приведенных затрат электропривода для проектирования регулируемых асинхронных двигателей.....	132
<i>Потоцкий Д.В., Шилкова Л.В., Масленников А.М.</i>	
Перспективы розвитку вітроенергетики України.....	138
<i>Шевченко В.В., Минко А.Н.</i>	
Модернизация конструкций отечественных турбогенераторов с учетом требований поддержания их конкурентоспособности	146
<i>Шинкаренко В.Ф., Наний В.В., Котлярова В.В., Дунев А.А., Егоров А.В.</i>	
Особенности идентификации генетической информации в электромеханических преобразователях движения типа «винт-гайка».....	156
<i>Реферати</i>	161
<i>Рефераты</i>	165
<i>Abstracts</i>	169

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

**ВІСНИК
НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ
«ХПІ»**

Збірник наукових праць

Серія:
Електричні машини
та електромеханічне перетворення енергії

№ 38 (1081)

Наукові редактори д-р техн. наук, проф. В.І. Мілих,
д-р техн. наук, проф. Т.П. Павленко
Технічний редактор канд. техн. наук, ас. А.М. Масленніков

Відповідальний за випуск канд. техн. наук, І.Б. Обухова

АДРЕСА РЕДКОЛЕГІЙ: 61002, Харків, вул. Фрунзе, 21, НТУ «ХПІ».
Кафедра «Електричні машини».
Тел.: (057) 707-65-14; 707-68-44; e-mail: khpavlenko@yandex.ru

Обл.-вид № 85-14

Підп. до друку 16.10. 2014 р. Формат 60×84 1/16. Папір офсетний.
Друк офсетний. Гарнітура Таймс. Умов. друк. арк. 8,0. Облік.-вид. арк. 8,75.
Наклад 300 пр. 2-й з-д 101-200.Зам. № __. Ціна договірна.

Видавничий центр НТУ «ХПІ». Свідоцтво про державну реєстрацію суб'єкта
видавничої справи ДК № 3657 від 24.12.2009 р. 61002, Харків, вул. Фрунзе, 21

Друкарня ТОВ «Друкарня Мадрид».
Свідоцтво про державну реєстрацію суб'єкта
видавничої справи ДК №4399 від 27.08.2012 року

61024, м. Харків, вул. Ольмінського, 11 Тел.: (057) 756-53-25
www.madrid.in.ua e-mail: info@madrid.in.ua