

ЧИСЛЕННО-ПОЛЕВОЙ АНАЛИЗ АДЕКВАТНОСТИ ПРОЕКТНЫХ ДАННЫХ ТРЕХФАЗНЫХ АСИНХРОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ И МЕТОД ИХ УТОЧНЕНИЯ НА ЭТОЙ ОСНОВЕ

В.И. Милых*, докт.техн.наук

Национальный технический университет "Харьковский политехнический институт",
ул. Кирпичева, 2, Харьков, 61002, Украина, e-mail: mvikemkpi@gmail.com

Представлены принципы и результаты численно-полевого определения электромагнитных и энергетических параметров спроектированных трехфазных асинхронных двигателей с целью их поверочного анализа. Это реализуется расчетами магнитного поля в программной среде FEMM. Расчеты автоматизированы посредством управляющей программы на алгоритмическом языке Lua. Для апробации метода использовались данные двигателя мощностью 15 кВт. Оценка адекватности проектных параметров двигателя его исходным данным проводится по намагничивающему току, расчетным напряжению и мощности. Исследования показали проблемы проектирования двигателей по классической методике, где электромагнитные расчеты основаны на методе расчета магнитной цепи. Предлагается внедрение системы численно-полевых расчетов параметров асинхронных двигателей как эффективной основы для их уточненного проектирования. Библиограф. 17, табл. 2, рис. 3.

Ключевые слова: асинхронный двигатель, проектные данные, магнитное поле, FEMM, численно-полевые расчеты, электромагнитные и энергетические параметры, поверочный анализ.

Введение. Трехфазные асинхронные двигатели (ТАД) обеспечивают преобладающую часть электроприводов различных механизмов. Эти двигатели прошли длительный путь развития, но они сами и система их проектирования продолжают совершенствоваться [4, 9]. Одним из эффективных средств этого является применение численных методов расчета магнитных полей (МП).

Численно-полевой анализ параметров и процессов в асинхронных двигателях весьма востребован, о чем свидетельствуют следующие примеры публикаций. В [17] экспериментальные исследования магнитных свойств сердечников ТАД подтверждены полевым анализом методом конечных элементов (МКЭ), в [10] на основе трехмерной конечно-элементной полевой модели проведен анализ аксиального магнитного потока, в [14] применены гибридные двухмерные полевые модели для исследования влияния магнитных пазовых клиньев на рабочие характеристики и потери в сердечнике двигателя, в [15] промоделированы варианты геометрии пазов ротора и стержней его обмотки для однофазного двигателя, в [12] проведен анализ характеристики вращающего момента ТАД посредством расчетов МП МКЭ, в [16] представлены электромагнитные и тепловые параметры двигателя, полученные моделированием с помощью МКЭ, в [13] для двигателя с магнито-левитационной подвеской сила подвеса и вращающий момент исследованы с помощью анализа МП МКЭ, в [1] проведена диагностика углового эксцентриситета ТАД на основе анализа вибровозбуждающих сил, в [7, 8] проведены численно-полевой анализ МП в статике и динамике и анализ проектных параметров ТАД.

Для расчетов двухмерных МП среди других широко используется программа FEMM [11], основанная на МКЭ. Она эффективна и для электрических машин (ЭМ) классической конструкции при практически плоскопараллельном МП в пределах их активной части, в том числе для ТАД.

Наряду с исследованиями отдельных параметров и процессов, проведенными в процитированных выше работах, программа FEMM может быть эффективна и непосредственно для уточнения системы проектирования ТАД. Этому способствуют ее удобный интерфейс и интегрированный в нее алгоритмический язык Lua, позволяющий создавать скрипты для автоматизации построения *графических моделей*, отображающих конструкцию ЭМ, и *физических моделей*, учитывающих свойства материалов и токи обмоток, а также «извлекать» разные результаты расчета, что уже сделано в [5].

Целью данной работы является разработка принципов численно-полевого определения электромагнитных и энергетических параметров спроектированных трехфазных ТАД в программной среде FEMM и использование этого для их поверочного расчета.

© Милых В.И., 2018

*ORCID ID: <https://orcid.org/0000-0002-6176-3103>

Объект исследования. За расчетный вариант берется ТАД с короткозамкнутой обмоткой ротора мощностью 15 кВт, проектные данные которого представлены в [3]. Двигатель рассчитан на номинальные фазные напряжение $U_{sN}=220$ В и ток статора $I_{sN}=28,81$ А, частоту $f_s=50$ Гц, коэффициент мощности $\cos \varphi_{sN}=0,889$ и скольжение $s_N=0,0261$. Он имеет числа фаз $m_s=3$ и пар полюсов $p=2$, наружные диаметры сердечников статора $d_{se}=0,272$ м и ротора $d_r=0,184$ м, воздушный зазор $\delta=0,5$ мм, активную длину $l_a=0,13$ мм; числа пазов статора $Q_s=48$ и ротора $Q_r=38$; число витков фазной обмотки статора $N_s=112$; ее обмоточный коэффициент $K_{ws}=0,959$. Также при проектировании ТАД определены сопротивления: обмоток: активное $R_s=0,402$ Ом, реактивные рассеяния полное $X_{\sigma s}=0,725$ Ом и лобовой части $X_{\sigma sh}=0,234$ Ом фазы обмотки статора; активное и реактивное сопротивления рассеяния обмотки ротора $R_r'=0,196$ Ом и $X'_{\sigma r}=1,02$ Ом, приведенные к обмотке статора. Обмотка статора однослойная, диаметральная, распределенная, пазы ротора выполняются закрытыми и без скоса.

Ряд параметров данного ТАД, используемых для формирования его расчетной модели в программе FEMM, представлен в [5]. Необходимые для проводимого здесь анализа параметры сведены в табл. 1. Они получаются различными методами расчета, которые будут представлены далее по тексту, а исходным является вариант W1, соответствующий проектным данным ТАД из [3].

Таблица 1

Вариант	s	I_{srs} , А	I_s , А	I_r , А	α_{sr} , градус	E_s , В	U_s , В	$\cos \varphi_s$	M_{em} , Н·м	P_{em} , кВт	P_{out} , кВт	P_{in} , кВт	η
W1	0,0261	7,75	28,81	447,2	82,49	200,6	220	0,889	99,7	15,659	15,0	16,93	0,884
W2	0,0261	7,75	28,80	434,7	82,49	221,0	234,4	0,833	101,0	15,858	15,182	16,869	0,900
W3	0,0261	6,80	28,38	434,7	83,34	207	220,1	0,843	94,1	14,774	14,098	15,795	0,893
W4	0,0261	7,04	28,75	450,0	83,20	207	220,0	0,883	100,0	15,708	15,004	16,752	0,896

В табл. 1 обозначены: s – скольжение; I_{srs} – намагничивающая составляющая тока статора в режиме синхронного вращения МП и ротора; I_s, I_r, α_{sr} – фазные токи статора и ротора и фазовый сдвиг между ними; E_s, U_s – фазные ЭДС и напряжение обмотки статора; $\cos \varphi_s$ – коэффициент мощности; M_{em}, P_{em} – электромагнитные момент и мощность ТАД; P_{out}, P_{in} – выходная (полезная механическая на валу) и входная (электрическая, потребляемая из питающей сети) мощности ТАД; η – КПД.

Расчетная модель ТАД и общие аспекты расчета МП по программе FEMM. Для расчета МП в программе FEMM создается модель электромагнитной системы ТАД в его поперечном сечении, которая показана на рис. 1. Процесс ее формирования и обоснования представлен в [5, 8].

Для модели ТАД используется угловая координата α , по направлению которой вращается МП с частотой n_s . Фазные зоны обмотки статора выделены тонированием и идентифицируются индексами фазных токов. Расчетная модель ТАД автоматически преобразуется в физико-геометрическую модель для программы FEMM посредством скрипта Lua [5].

В обмотке статора подразумевается симметричная трехфазная система фазных токов

$$\begin{aligned} i_{sA} &= I_{ms} \cos(\omega t); & i_{sB} &= I_{ms} \cos(\omega t - \frac{2}{3}\pi); \\ i_{sC} &= I_{ms} \cos(\omega t + \frac{2}{3}\pi), \end{aligned} \quad (1)$$

где t – время; I_{ms} – амплитуда; ω – угловая частота.

В начальный момент времени получают конкретные мгновенные значения фазных токов: $i_{sA}=I_{ms}$, $i_{sB}=i_{sC}=-0,5I_{ms}$. На рис. 1 представлены соответствующие их направления, а знаки перед символами токов показывают, что они должны быть еще добавлены к указанным их мгновенным значениям.

По стержням ротора распределяются мгновенные значения многофазной системы токов

$$i_{rk} = I_{mr} \sin \left\{ p \left[(k-1)\alpha_{rn} - \alpha_{sr} + \alpha_{r1} \right] \right\}, \quad (2)$$

где $k=1, 2, \dots, Q_r$ – номер паза соответственно рис. 1; $I_{mr} = \sqrt{2} I_r$ – амплитуда фазных токов ротора; α_{r1} – координата первого паза (на рис. 1 $\alpha_{r1}=0$); $\alpha_{rn}=360^\circ/Q_r$ –

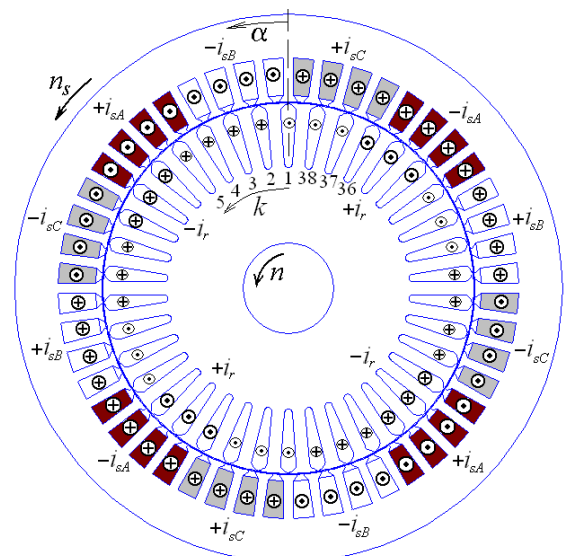


Рис. 1

угол взаимного сдвига пазов.

Действующее значение фазного тока ротора I_r и фазовый сдвиг α_{sr} токов (2) по отношению к токам обмотки статора (1) представлены в табл. 1. Сначала они берутся непосредственно из проектных данных [3], а затем определяются по методике, изложенной далее.

Программа FEMM решает МКЭ уравнение, описывающее МП в поперечном сечении ТАД

$$\nabla \times \left[\frac{1}{\mu(B)} \nabla \times (\vec{k} A_z) \right] = \vec{k} J_z, \quad (3)$$

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

Расчитанная картина МП ТАД в режиме номинальной нагрузки показана на рис. 2.

Электромагнитные и энергетические параметры ТАД на основе расчета МП. По распределению ВМП [8] проводится «сбор» значений магнитного потока сцепления (МПС) фазной обмотки A при условном перемещении ее фазных зон в угловом направлении. Так получается в численной форме угловая функция МПС

$$\Psi_z(\alpha_z); \quad \alpha_z = (z-1)\tau_s; \quad z=1, 2, 3, \dots, Z, \quad (4)$$

где z – номер угловых позиций фазной зоны обмотки статора; $Z=Q_s/(2p)$ – число интервалов $\Delta\alpha_z$ на полупериоде, т.е. в пределах полюсного деления τ_p ; $\tau_s=360^\circ/Q_s$ – зубцовое деление статора.

Дискретная угловая функция МПС (4) раскладывается в гармонический косинусный ряд, как представлено в [6, 8], и из него для выявления фазовых соотношений используется первая гармоника

$$\Psi = \Psi_m \cos(\alpha_{el} + \gamma), \quad (5)$$

где Ψ_m , γ – ее амплитуда и начальная фаза; α_{el} – электрический угол (как и γ).

Для исходного варианта в табл. 1 для режима нагрузки начальная фаза МПС получается из (5): $\gamma = -56,94^\circ$. С учетом связи обычных и электрических углов [2], т.е. $\alpha = \alpha_{el}/p$ значение γ определяет направление вектора МПС на картине МП под углом α_l (рис. 2). Кроме того, на рис. 2 даются направления вектора МПС фазной обмотки статора от индивидуального действия: обмотки статора – Ψ_s под углом α_s и обмотки ротора – Ψ_r под углом α_r , что рассчитывается в [8].

С учетом связи угла поворота вращающегося МП со временем, т.е. $\alpha_{el} = \omega t$, эта функция преобразуется во временную функцию

$$\Psi = \Psi_m \cos(\omega t + \gamma). \quad (6)$$

На основании этого и закона электромагнитной индукции фазная ЭДС обмотки статора

$$e_s = \omega \Psi_m \sin(\omega t + \gamma) = \omega \Psi_m \cos(\omega t + \gamma - \pi/2), \quad (7)$$

где выделяются амплитуда $E_{sm} = \omega \Psi_m$ и начальная фаза $\gamma_{Es} = \gamma - \pi/2$, и еще получается действующее значение первой гармоники фазной ЭДС обмотки статора $E_s = E_{sm}/\sqrt{2}$.

На основе уравнения равновесия напряжений в электрическом контуре фазной обмотки статора [2] находится в символическом виде комплекс фазного напряжения

$$\underline{U}_s = -\underline{E}_s + \underline{U}_{R_s} + \underline{U}_{s\sigma fh}, \quad (8)$$

где используются комплексы ЭДС $\underline{E}_s = E_s e^{j\gamma_{Es}}$, а также падений напряжения на активном сопротивлении обмотки статора $\underline{U}_{R_s} = R_s \underline{I}_s$ и на индуктивном сопротивлении рассеяния ее лобовой части $\underline{U}_{s\sigma fh} = jX_{s\sigma fh} \underline{I}_s$ (остальные сопротивления рассеяния уже учитываются в ЭДС \underline{E}_s благодаря оперированию с полным МПС обмотки статора на ее прямолинейной части); комплекс тока $\underline{I}_s = I_s$.

Комплекс фазного напряжения представляется в показательной форме $\underline{U}_s = U_s e^{j\gamma_{Us}}$, откуда получают его действующее значение U_s и начальная фаза γ_{Us} . С учетом нулевой начальной фазы

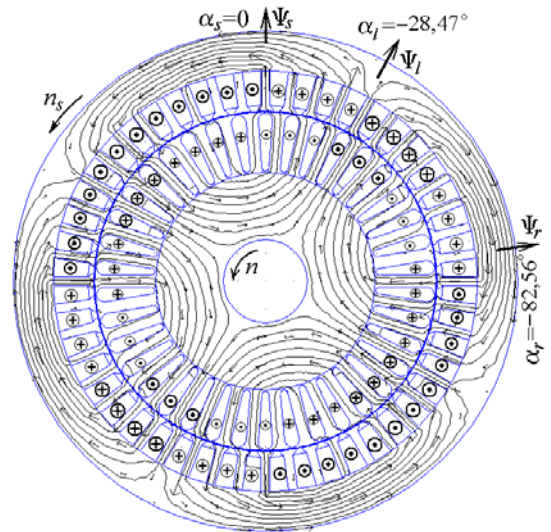


Рис. 2

тока обмотки статора получается и фазовый сдвиг между ним и фазным напряжением: $\varphi_s = \gamma_{U_s}$.

Таким образом, в дополнение к фазному напряжению на основе выполненного численного расчета МП определяются коэффициент мощности ТАД $\cos \varphi_s$ и входная электрическая мощность

$$P_{in} = 3U_s I_s \cos \varphi_s. \quad (9)$$

Из численно-полевого расчета получаем электромагнитный момент (ЭММ), определяемый через тензор магнитного натяжения Максвелла [6]

$$M_{em} = \frac{l_a}{\mu_0(r_s - r_r)} \int_{S_\delta} B_r B_\alpha r dS, \quad (10)$$

где B_r и B_α – радиальная и угловая составляющие магнитной индукции; $\mu_0 = 4 \cdot \pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м – магнитная постоянная; r_r и r_s – радиусы окружностей, ограничивающих поперечную площадь зазора S_δ со стороны ротора и статора (в скрипте Lua есть процедура, которая обеспечивает вычисление M_{em}).

Через ЭММ определяется электромагнитная мощность ТАД

$$P_{em} = M_{em} \Omega_s, \quad (11)$$

где $\Omega_s = 2\pi f_s / p$ – угловая скорость вращающегося МП.

Выходная мощность ТАД получается за вычетом потерь мощности в роторе ТАД, а именно

$$P_{out} = P_{em} - P_{elr} - P_{magr} - P_{mec} - P_{ad}, \quad (12)$$

где фигурируют потери мощности P_{elr} – электрические; P_{magr} – добавочные магнитные (сумма поверхностных и пульсационных потерь); P_{mec} – полные механические; P_{ad} – добавочные при нагрузке.

Коэффициент полезного действия ТАД также становится определенным

$$\eta = P_{out} / P_{in}. \quad (13)$$

Представленная математическая модель параметров ТАД на основе численно-полевых расчетов позволяет перейти к анализу адекватности его проектных данных. Для этого используем значения упоминавшихся потерь мощности: $P_{elr} = 410$ Вт; $P_{magr} = 87,3$ Вт; $P_{mec} = 117$ Вт; $P_{ad} = 84,3$ Вт, а также магнитные потери мощности в сердечнике статора $P_{mags} = 270,8$ Вт.

Предварительный численно-полевой расчетный анализ проектных данных ТАД. Исходный расчет МП и электромагнитных параметров ТАД проводится по представленной выше методике с использованием только тех данных, которые приводятся в его проекте [3]. Этот расчетный вариант обозначается как W2 и результаты расчетов для него также приведены в табл. 1.

Можно отметить, что выходная мощность ТАД P_{out} получается весьма близкой к заданному номинальному значению. Но фазное напряжение U_s и коэффициент мощности $\cos \varphi_s$ заметно отличаются от проектных значений. И если $\cos \varphi_s$ является для ТАД «внутренним» параметром, то со значением U_s , равным 234,4 В, никак согласиться нельзя, так как оно должно быть строго равно напряжению питающей сети и $U_{sN} = 220$ В, которое «отменить» нельзя.

«Перебор» по U_s связан с соответствующим перебором по ЭДС E_s , что вызвано «перевозбуждением» ТАД, т.е. избыточным значением намагничивающей составляющей тока статора I_{srs} . В проекте это значение определяется классическим методом расчета магнитной цепи, который является весьма «грубым» по сравнению с численно-полевым МКЭ. Кроме того, в проекте намагничивающий ток определяется в режиме холостого хода, а затем в неявной форме сохраняется в полном токе статора для режима нагрузки. Но в этом режиме при сохранении напряжения такие величины, как ЭДС, магнитные потоки и МПС должны быть снижены из-за возрастающих падений напряжения на активном и реактивном сопротивлениях рассеяния обмотки статора с учетом классической формулы [2]

$$\underline{E}_s = \underline{U}_s - R_s \underline{I}_s - jX_{\sigma s} \underline{I}_s. \quad (14)$$

Оценка по этой формуле показывает, что в режиме холостого хода ЭДС E_s составляла $E_{so} = 214,5$ В, а в режиме нагрузки – только 200,6 В, что показано в табл. 1.

Для снижения U_s необходимо уменьшить намагничивающий ток статора I_{srs} . Итерационным путем подбираем такое его значение, при котором на основании численно-полевых расчетов по представленной методике (4)–(13) получилось необходимое значение U_s , равное 220 В. Этот расчетный вариант идентифицирован как W3 и соответствующие ему результаты также приводятся в табл. 1.

Очевидно, что изменилось не только напряжение, но и другие величины. И одна из главных величин – выходная мощность P_{out} получилась теперь явно недостаточной – всего около 14 кВт.

Ясно, что задача одновременного удовлетворения значениям U_s и P_{out} является комплексной, и для ее решения необходим соответствующий метод. Результат его разработки представим сначала математической моделью в виде алгоритма, а затем покажем и метод поиска необходимых величин.

Принцип поверочного расчета скольжения и намагничивающей составляющей тока статора ТАД. Основой расчета алгоритма являются проектные данные, а также методика проектирования из [3], построенная на Г-образной электрической схеме замещения ТАД. Рассчитываются:

1) реактивное сопротивление намагничивающей ветви $X_{mag} = U_{sN} / I_{srs} - X_{\sigma s}$;

2) коэффициент отношения векторов напряжения и ЭДС обмотки ротора $c_1 = 1 + X_{\sigma s} / X_{mag}$;

3) активная составляющая тока статора при синхронном вращении $I_{sas} = \frac{P_{mag s} + m_s R_s I_{srs}^2}{m_s U_{sN}}$;

4) эквивалентные активное, реактивное и полное сопротивления приведенного ТАД:

$$R_{ep} = c_1 R_s + c_1^2 R_r' / s; \quad X_{ep} = c_1 (X_{\sigma s} + c_1 X_{\sigma r}'); \quad Z_{ep} = \sqrt{R_{ep}^2 + X_{ep}^2};$$

5) ток ротора, приведенный к Г-образной схеме замещения ТАД, $I_r'' = U_s / Z_{ep}$;

6) фазовый сдвиг тока ротора I_r'' относительно напряжения статора U_s : $\varphi_r = \arctg(X_{ep} / R_{ep})$;

7) активная и реактивная составляющие и сам фазный ток статора, его фазовый сдвиг относительно напряжения: $I_{sa} = I_{sas} + I_r'' \cos \varphi_r$; $I_{sr} = I_{srs} + I_r'' \sin \varphi_r$; $I_s = \sqrt{I_{sa}^2 + I_{sr}^2}$; $\varphi_s = \arccos(I_{sa} / I_s)$;

8) действующее значение истинного фазного тока ротора $I_r = c_1 I_r'' K_I$, где коэффициент приведения тока ротора к току статора $K_I = \frac{N_s K_{Ws} m_s}{N_r K_{Wr} m_r} \cdot \frac{1}{K_{sqr}}$ (для короткозамкнутой обмотки ротора

числа фаз $m_r = Q_r$ и витков на фазу $N_r = 0,5$, коэффициенты обмоточный $K_{Wr} = 1$ и скоса пазов $K_{sqr} = 1$);

9) фазовый угол между токами статора и ротора $\varphi_{sr} = 180^\circ - \varphi_s + \varphi_r$, который преобразуется в геометрический угол $\alpha_{sr} = \varphi_{sr} / p$, правомерный на расчетной модели ТАД (рис. 2) и в формуле (2).

Для (12) пересчитываются по обновленному значению тока ротора электрические потери мощности, а значения остальных потерь мощности в этой формуле сохраняются.

На представленной основе формируются системы фазных токов статора (1) и ротора (2) и проводится численный расчет МП и последующего ряда электромагнитных и энергетических параметров ТАД по изложенной выше методике, представленной формулами (4)–(13). В том числе определяются фазная ЭДС обмотки статора E_s , а затем и фазное напряжение U_s и выходная мощность ТАД P_{out} .

Найденные значения напряжения U_s и мощности P_{out} сравниваются с заданными их номинальными значениями U_{sN} и P_N . При их несовпадении проводится итерационный процесс подбора значений скольжения s и намагничивающей составляющей тока статора I_{srs} до тех пор, пока не получатся номинальные напряжение и мощность с заданными для них погрешностями dU_s и dP_{out} .

Поскольку названные величины s , I_{srs} , U_s и P_{out} взаимосвязаны, итерационный процесс должен быть объединенным – четырехпараметрическим. Его организация в «ручном» режиме оказывается чрезмерно сложной и длительной, поэтому для решения рассматриваемой задачи был разработан следующий детерминированный метод.

Метод эффективного поиска скольжения и намагничивающего тока статора. Для иллюстрации представляемого метода введем координатную плоскость, в которой привычные координаты x , y заменяются искомыми переменными: скольжением s и реактивной составляющей тока статора I_{srs} . Перпендикулярно этой плоскости проводятся условные векторы заданных величин U_s и P_{out} . В итерационном процессе заданные и искомые величины меняются ролями.

Обусловленная координатная система представляется на рис. 3, но в ней для удобства заменяются величины U_s и P_{out} на их отклонения от номинальных значений

$$\Delta U = U_s - U_{sN}; \quad \Delta P = P_{out} - P_N. \quad (15)$$

Для итерационного процесса первое приближение значений варьируемых величин скольжения s_0 и намагничивающего тока I_{srs0} берутся по исходным проектным данным ТАД из табл. 1 для ва-

рианта W1.

В окрестности координатной точки s_0, I_{srs0} выделяется прямоугольник с вершинами 1, 2, 3, 4. Стороны 1-2 и 3-4 имеют фиксированные координаты s_1 и s_2 , а стороны 1-3 и 2-4 – I_{srs1} и I_{srs2} . Эти координаты отстоят от центральной точки на некоторые заданные малые значения Δs и ΔI

$$s_1 = s_0 - \Delta s; \quad s_2 = s_0 + \Delta s; \quad I_{srs1} = I_{srs0} - \Delta I; \quad I_{srs2} = I_{srs0} + \Delta I. \quad (16)$$

Значения Δs и ΔI выбираются на основании опыта соответствующих расчетов, и они могут составлять порядка 5% от s_0 и I_{srs0} , уменьшаясь от итерации к итерации (примерно в два раза).

Для четырех пар варьируемых величин, соответствующих точкам 1,2,3,4 на рис. 3, т.е. при

$$s_i, I_{srsj}, \quad i=1,2, \quad j=1,2 \quad (17)$$

проводится расчет МП в ТАД и по известной мето-

Таблица 2

Варьирование	$s_1 = 0,0248$	$s_2 = 0,0274$
$I_{sas1} = 7,362$ А	$\frac{\Delta U_1}{\Delta P_1} = \frac{5,5 \text{ В}}{-220 \text{ Вт}}$	$\frac{\Delta U_2}{\Delta P_2} = \frac{16,0 \text{ В}}{525 \text{ Вт}}$
$I_{sas2} = 8,137$	$\frac{\Delta U_3}{\Delta P_3} = \frac{4,7 \text{ В}}{980 \text{ Вт}}$	$\frac{\Delta U_4}{\Delta P_4} = \frac{15,2 \text{ В}}{1809 \text{ Вт}}$

дике (4)–(13) извлекается четыре пары значений фазного напряжения U_s и выходной мощности P_{out} . В четырех обозначенных точках по (17) определяются рассогласования величин, т.е. $\Delta U_k = U_{s,k} - U_{sN}$; $\Delta P_k = P_{out,k} - P_N$, $k=1, 2, 3, 4$, которые сводятся в табл. 2 и графически представляются на рис. 3 векторами с учетом их знаков.

В наиболее простой форме следующие выражения получаются на основе допущения, что в пределах координатного прямоугольника 1,2,3,4 и в его окрестностях зависимости $U_s(s, I_{srs})$ и $P_{out}(s, I_{srs})$ близки к линейным, что естественно ввиду относительно малых отличий координат его углов (16).

Соединением попарно концов векторов ΔU_1 и ΔU_2 , ΔU_3 и ΔU_4 на пересечении образовавшихся линий с координатными линиями s_1 и s_2 находятся точки 5 и 6, где отклонение U_s от заданного значения равно нулю. Из уравнения прямых линий определяются y -координаты этих точек, соответствующие току I_{srs}

$$y_a = y_1 - \Delta U_1 \frac{y_2 - y_1}{\Delta U_2 - \Delta U_1}; \quad y_b = y_1 - \Delta U_3 \frac{y_2 - y_1}{\Delta U_4 - \Delta U_3}. \quad (18)$$

То же делается с парами отклонений P_{out} : ΔP_1 и ΔP_2 , ΔP_3 и ΔP_4 находятся для точек 7 и 8

$$y_c = y_1 - \Delta P_1 \frac{y_2 - y_1}{\Delta P_2 - \Delta P_1}; \quad y_d = y_1 - \Delta P_3 \frac{y_2 - y_1}{\Delta P_4 - \Delta P_3}. \quad (19)$$

По координатам точек 5 и 6, 7 и 8 находятся уравнения прямых, соединяющих эти точки,

$$y = y_a + \frac{y_b - y_a}{s_2 - s_1}(s - s_1); \quad y = y_c + \frac{y_d - y_c}{s_2 - s_1}(s - s_1). \quad (20)$$

На линии 5-6 равно нулю отклонение U_s , на линии 7-8 равно нулю отклонение P_{out} , соответствующие (15). На пересечении этих линий в точке 9 с координатами s_k и I_{srsk} условия $\Delta U=0$ и $\Delta P=0$ выполняются одновременно. Подстановкой в (20) координат этой точки получается система уравнений

$$I_{sas k} = y_a + K_1(s_k - s_1); \quad I_{sas k} = y_c + K_2(s_k - s_1), \quad (21)$$

где $K_1 = \frac{y_b - y_a}{s_2 - s_1}$; $K_2 = \frac{y_d - y_c}{s_2 - s_1}$.

Решение системы (21) дает значения s и I_{sas} , призванные обеспечивать заданные параметры ТАД – U_s и P_{out}

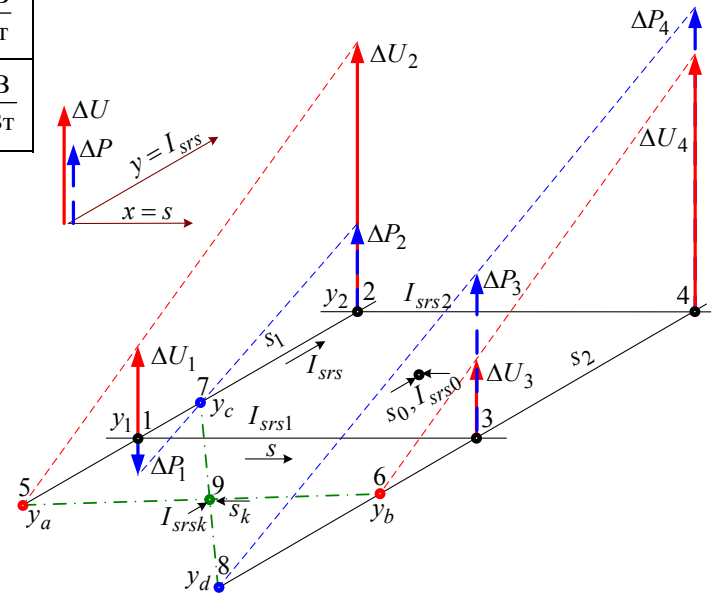


Рис. 3

$$s_k = s_1 + \frac{y_a - y_c}{K_2 - K_1}; \quad I_{sask} = y_c + K_2(s_k - s_1). \quad (22)$$

По данным табл. 2 и формулам (22) вычислено: $s_k=0,0262$ и $I_{sask}=6,988$ А.

Чтобы убедиться в адекватности этих значений, по приведенному выше алгоритму проводится расчет действующих значений токов I_s и I_r , а также углового сдвига α_{sr} , и на их основе – фазных токов обмоток статора (1) и ротора (2). При этих токах в очередной раз рассчитывается МП ТАД и по ряду формул от (4) до (13) извлекаются значения $U_s=219,2$ В, $P_{out}=14974$ Вт. Теперь погрешности относительно заданных значений составили всего 0,8 В и 26 Вт соответственно.

Погрешности, в принципе, уже достаточно малы, но для чистоты «числового эксперимента» продолжили итерационный процесс. Теперь в качестве начальных значений s_0 и I_{sas0} взяли только что найденные значения s_k и I_{sask} . И при этом координатный прямоугольник по примеру на рис. 3 и в табл. 2 выбирали в окрестностях новой точки, но его размеры уменьшили в два раза.

Проведя таким образом еще две итерации, обеспечили высокую точность результатов $U_s=220,0$ В и $P_{out}=15004$ Вт при $s=0,0261$ и $I_{srs}=7,036$ А. Попутно еще был определен целый ряд параметров ТАД, которые представлены частично в табл. 1 как вариант W4.

Отметим, что представленный итерационный процесс полностью автоматизирован, и его выполнение обеспечивается составленным скриптом Lua.

В целом можно отметить, что численно-полевая проверка проекта ТАД из [3] показала его достаточную адекватность, хотя ряд его параметров потребовал заметных уточнений, что проявляется сравнением вариантов W1 и W4 в табл. 1. Но добавим, что в ряде случаев применение представленного метода показало ошибочность проектов и дало адекватные результаты только после исправления явных ошибок либо путем совершенствования проектов.

Выводы.

1. Представленная организация численных расчетов магнитного поля, электромагнитных и энергетических параметров ТАД в режиме нагрузки позволяет проверить адекватность их проектов и обеспечить их уточнение, усовершенствовать систему проектирования этих двигателей и сократить затраты на их экспериментальную доводку в процессе изготовления и эксплуатации.

2. Пример проведенных исследований для конкретного ТАД показал проблемы их проектирования по классическим методикам, основанным на расчетах магнитной цепи, широко распространенным при расчетах и проектировании электрических машин. Это выливается в недостаточную точность определения намагничивающей составляющей тока обмотки статора и, как следствие, еще ряда зависящих от этого параметров, таких как номинальный ток, ЭДС и напряжение обмотки статора, коэффициент мощности ТАД, его входная и выходная мощности и др.

3. Представленные теоретические основы и разработанный скрипт Lua дают возможность пользователям программы FEMM автоматически определять электромагнитные параметры и фазовые соотношения для ТАД на основе численного расчета МП. Этот скрипт универсален с точки зрения структуры электромагнитной системы ТАД в рамках их распространенной конструкции.

1. *Васьковський Ю.М., Гераскін О.А., Беленок Н.В.* Діагностика кутового ексцентриситету ротора асинхронних двигунів на основі аналізу вібробуджуючих сил. *Вісник НТУ «ХПИ». Серія: Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії.* 2016. № 11(1183). С. 30-35.

2. *Вольдек А.И., Попов В.В.* Электрические машины. Машины переменного тока. СПб.: Питер, 2010. 356 с.

3. *Копылов И.П., Горяинов Ф.А., Клоков Б.К.* Проектирование электрических машин. М.: Издательство Юрайт, 2011. 767 с.

4. *Луцик В.Д.* Перспективні напрямки удосконалення електричних машин : Монографія. К.: Миронівська друкарня, 2015. 264 с.

5. *Милых В.И.* Автоматизированное формирование расчетных моделей трехфазных асинхронных двигателей для программной среды FEMM. *Вісник НТУ «ХПИ». Серія: Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії.* 2017. № 1(1123). С. 3-15.

6. *Милых В.И., Полякова Н.В.* Определение электромагнитных параметров электрических машин на основе численных расчетов магнитных полей. *Електротехніка і електромеханіка.* 2006. № 2. С. 40-46.

7. *Милых В.И., Шилкова Л.В.* Численно-полевой анализ магнитного поля трехфазного асинхронного двигателя в статике и динамике. *Вісник НТУ «ХПИ». Серія: Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії.* 2016. № 11(1183). С. 80-87.

8. Мильх В.И., Шилкова Л.В. Численно-полевой поверочный анализ проектных параметров трехфазных асинхронных двигателей. *Електромеханічні і енергозберігаючі системи*. № 1/2016(33). С. 58-65.
9. Петрушин В.С., Еноктаев Р.Н. Использование многокритериальной оптимизации при проектировании регулируемых асинхронных двигателей. *Вісник НТУ «ХПИ». Серія: Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії*. 2016. № 11(1183). С. 11-14.
10. Bobon A. 3D Finite Element Computation of Axial Flux in Induction Machine. *Transactions on Electrical Engineering*. 2012. Vol. 1. No 3. Pp. 72-75.
11. Finite Element Method Magnetics: OldVersions. FEMM 4.2 11Oct2010 Self-Installing Executable. Режим доступа: <http://www.femm.info/wiki/OldVersions>
12. Iwao S., Todaka T., Enokizono M. Torque Characteristic Analysis of an IM/PM Hybrid Motor by Using Finite Element Method. *Materials Science Forum*. 2014. Vol. 792. Pp. 337-342.
13. Kurita N., Ishikawa T., Suzuki G. Development of the Two Pole Type Shaded Pole Self-Bearing Motor. *Materials Science Forum*. 2016. Vol. 856. Pp. 196-201.
14. Maria Dems, Krzysztof Komez, Jan K. Sykorsky. Analysis of effects of magnetic slot wedges on characteristics of large induction motor. *Przegląd Elektrotechniczny (Electrical Review)*. 2012. R. 88. NR 7b. Pp. 73-76.
15. Mohd Afaque Iqbal, Gurmeet Singh. Electromagnetic Field Analysis of the Performance of SinglePhase Capacitor-Run Induction Motor Using Composite Rotor Conductor. *Journal of Engineering Research and Applications*. June 2014. Vol. 4. Issue 6 (Version 6). Pp. 78-84.
16. Ravi Kumar, Basavaraja Banakara. Finite Element Analysis in the Estimation of Air-Gap Torque and Surface Temperature of Induction Machine. International Conference on *Advanced Material Technologies (ICAMT)-2016*. Dadi Institute of Engineering and Technology (DIET), Visakhapatnam, Andhra Pradesh, India. 27th and 28th December, 2016. 10 p.
17. Takayuki Kai, Shigeru Aihara, Takashi Todaka, Masato Enokizono. Investigation of measured distributions of local vector magnetic properties in a three-phase induction motor model core. *Journal of Electrical Engineering*. 2010. Vol. 61. No 7/s. Pp. 115-118.

УДК 621.313

ЧИСЕЛЬНО-ПОЛЬОВИЙ АНАЛІЗ АДЕКВАТНОСТІ ПРОЕКТНИХ ДАНИХ ТРИФАЗНИХ АСИНХРОННИХ ДВИГУНІВ І МЕТОД ЇХНЬОГО УТОЧНЕННЯ НА ЦЬЙ ОСНОВІ

В.І. Міліх, докт.техн.наук

**Національний технічний університет "Харківський політехнічний інститут",
вул. Кирпичова, 2, Харків, 61002, Україна, e-mail: mvikemkpi@gmail.com**

Надано принципи і результати чисельно-польового визначення електромагнітних і енергетичних параметрів спроектованих трифазних асинхронних двигунів з метою їхнього перевірочного аналізу. Це реалізується розрахунками магнітного поля в програмному середовищі FEMM. Розрахунки автоматизовані за допомогою програми, що управляє, на алгоритмічній мові Lua. Для апробації методу використовувалися дані двигуна потужністю 15 кВт. Оцінка адекватності проектних параметрів двигуна його вихідним даним проводиться за струмом, що намагнічує, розрахунковими напругою і потужністю. Дослідження показали проблеми проектування двигунів за класичною методикою, де електромагнітні розрахунки засновані на методі магнітного кола. Пропонується втілення системи чисельно-польових розрахунків параметрів асинхронних двигунів як ефективної основи для їхнього уточненого проектування. Бібл. 17, табл. 2, рис. 3.

Ключові слова: асинхронний двигун, проектні дані, магнітне поле, FEMM, чисельно-польові розрахунки, електромагнітні і енергетичні параметри, перевірочний аналіз.

NUMERICALLY-FIELD ANALYSIS OF THE ADEQUACY OF THE DESIGN DATA OF THREE-PHASE INDUCTION MOTORS AND THE METHOD OF THEIR REFINEMENT ON THIS BASIS

V.I. Milykh

**National Technical University "Kharkov polytechnic institute",
2, Kyrpychova str., 61002, Kharkov, Ukraine, e-mail: mvikemkpi@gmail.com**

The principles and results of the numerically-field determination of the electromagnetic and energy parameters of the designed three-phase induction motors for the purpose of their verification analysis have presented. The analysis has realized with the magnetic field calculations in the FEMM software environment. Calculations have automated by the control program in the algorithmic language Lua. The data of a 15kW motor have used for the approbation of the method. The assessment of an adequacy of the motor designed parameters to its initial data has carried out on a magnetizing current, design tension and power. Studies have shown the problems of a motor designing by the classical method, where electromagnetic calculations have based on the magnetic circuit method. It has proposed to introduce a

system of numerically-field calculations of the induction motor parameters as an efficacious basis for their refined design. References 17, tables 2, figures 3.

Key words: induction motor, design data, magnetic field, FEMM, numerically-field calculations, electromagnetic and energy parameters, verification analysis.

1. Vaskovskiy Yu.N., Geraskin A.A., Belenok N.V. Induction motors angular rotor eccentricity diagnosis by analyzing vibroperturbing forces. *Visnyk Natsionalnoho Tekhnichnoho Universytetu "KhPI". Seriya Elektrychni mashyny ta elektromekhanichne peretvorennia enerhii*. 2016. No 11(118). Pp. 30–35. (Ukr)
2. Voldek A.I., Popov V.V. *Electrical Machines. Machines of alternating current*. Sankt-Peterburg: Piter, 2010. 356 p. (Rus)
3. Kopyilov I.P., Goryainov F.A., Klokov B.K. *Design of electrical machines*. Moskva: Yurai, 2011. 767 p. (Rus)
4. Lushchik V.D. Promising directions for improving electrical machines. *Monografii*. Kyiv: PrAT Myronivska drukarnia, 2015. 264 p. (Ukr)
5. Milykh V.I. Automated formation of calculation models of a three-phase induction motors for software environment FEMM. *Visnyk Natsionalnoho Tekhnichnoho Universytetu "KhPI". Seriya Elektrychni mashyny ta elektromekhanichne peretvorennia enerhii*. 2017. No 1(1123). Pp. 3–15. (Rus)
6. Milykh V.I., Polyakova N.V. Determination of electromagnetic parameters of electric machines based on numerical calculations of magnetic field. *Electrical engineering & Electromechanics*. 2006. No 2. Pp. 40–46. (Rus)
7. Milykh V.I., Shilkova L.V. Numerical-field analysis of the magnetic field of a three-phase induction motor in statics and dynamics. *Visnyk Natsionalnoho Tekhnichnoho Universytetu "KhPI". Seriya: Elektrychni mashyny ta elektromekhanichne peretvorennia enerhii*. 2016. No 11(1183). Pp. 80–87. (Rus)
8. Milykh V.I., Shilkova L.V. Numerically-field confirmatory analysis of a three-phase induction motor design parameter. *Elektromekhanichni i enerhozberihaiuchi systemy*. 2016. No 1/(33). Pp. 58–65. (Rus)
9. Petrushin V.S., Yenoktaiev R.N. Using a multi-criteria optimization in the design of controlled asynchronous motors. *Visnyk Natsionalnoho Tekhnichnoho Universytetu "KhPI". Seriya: Elektrychni mashyny ta elektromekhanichne peretvorennia enerhii*. 2016. No 11(1183). Pp. 11–14. (Rus)
10. Bobon A. 3D Finite Element Computation of Axial Flux in Induction Machine. *Transactions on Electrical Engineering*. 2012. Vol. 1. No 3. Pp. 72–75.
11. Finite Element Method Magnetics: OldVersions. FEMM 4.2 11Oct2010 Self-Installing Executable. Available at: <http://www.femm.info/wiki/OldVersions>.
12. Iwao S., Todaka T., Enokizono M. Torque Characteristic Analysis of an IM/PM Hybrid Motor by Using Finite Element Method. *Materials Science Forum*. 2014. Vol. 792. Pp. 337–342.
13. Kurita N., Ishikawa T., Suzuki G. Development of the Two Pole Type Shaded Pole Self-Bearing Motor. *Materials Science Forum*. 2016. Vol. 856. Pp. 196–201.
14. Maria Dems, Krzysztof Komez, Jan K. Sykorsry. Analysis of effects of magnetic slot wedges on characteristics of large induction motor. *Przeglad Electrotechniczny (Electrical Review)*. 2012. Vol. 88. No 7b. Pp. 73–76.
15. Mohd Afaque Iqbal, Gurmeet Singh. Electromagnetic Field Analysis of the Performance of SinglePhase Capacitor-Run Induction Motor Using Composite Rotor Conductor. *Journal of Engineering Research and Applications*. June 2014. Vol. 4. Issue 6 (Version 6). Pp. 78–84.
16. Ravi Kumar, Basavaraja Banakara. Finite Element Analysis in the Estimation of Air-Gap Torque and Surface Temperature of Induction Machine. International Conference on *Advanced Material Technologies (ICAMT)-2016*, Dadi Institute of Engineering and Technology (DIET), Visakhapatnam, Andhra Pradesh, India. 27th and 28th December, 2016. 10 p.
17. Takayuki Kai, Shigeru Aihara, Takashi Todaka, Masato Enokizono. Investigation of measured distributions of local vector magnetic properties in a three-phase induction motor model core. *Journal of Electrical Engineering*. 2010. Vol. 61. No 7/s. Pp. 115–118.

Надійшла 18.05.2017
Остаточний варіант 11.09.2017