

Приходченко О.В.

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ И АНАЛИЗ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ И ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ В ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ТЕПЛОГЕНЕРИРУЮЩИХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯХ

**Приходченко О. В.
O.V. Prikhodchenko**

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ И АНАЛИЗ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ И ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ В ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ТЕПЛОГЕНЕРИРУЮЩИХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯХ

MATHEMATICAL MODELLING AND ANALYSIS OF ELECTROMAGNETIC AND HEAT PROCESSES IN THE ELECTROMECHANICAL HEAT-PRODUCING CONVERTERS



Приходченко Оксана Вадимовна – старший преподаватель кафедры «Технология машиностроения» Комсомольского-на-Амуре государственного технического университета (Россия, Комсомольск-на-Амуре); 681014, г. Комсомольск-на-Амуре, ул. Калинина, 41-40; 8(4217)26-64-80, 89141859358. E-mail: okpr68@mail.ru.

Ms. Oksana V. Prikhodchenko – Senior Lecturer, Department of Mechanical Engineering Technology, Komsomolsk-on-Amur State Technical University (Komsomolsk-on-Amur); address: apartment 40, 41, Kalinin street, Komsomolsk-on-Amur, home: 26-64-80, mob.: 89141859358, E-mail: okpr68@mail.ru

Аннотация. В статье рассматриваются результаты экспериментального и численного моделирования электромагнитных и тепловых процессов в теплогенерирующих электромеханических преобразователях. Приведены выражения для нахождения отдельных составляющих потерь. Проводится анализ влияния основных конструкционных элементов и их размерных соотношений на выходную температуру преобразователя.

Summary. The paper considers the results of experimental and numerical modelling of electromagnetic and heat processes in the electromechanical heat-producing converters. Equations are suggested to calculate individual loss components. The analysis of the impact of basic structural components and their geometrical ratios on the output converter temperature is carried out.

Ключевые слова: моделирование, ферромагнитный элемент, температурное поле.

Key words: modelling, ferromagnetic component, temperature field.

УДК 539.3

Общие положения

Электромеханические преобразователи переменного тока (ЭМП) на сегодняшний день являются одним из самых распространенных элементов энергетических систем различного целевого назначения. Особую актуальность использованию асинхронных ЭМП дает интенсивное развитие преобразователей частоты, позволяющих не только эффективно регулировать скорость вращения, но и обеспечивать энергосберегающие режимы работы за счет оптимальных алгоритмов управления потреблением электроэнергии, использующих интеллектуальные технологии (нечеткая логика, нейронные сети, нейронечеткие подходы). В свою очередь, это еще в большей степени расширяет область применения ЭМП и, в частности, позволяет исследовать режимы работы, связанные с использованием традиционных электромеханических преобразователей переменного тока в качестве теплогенерирующих устройств, характеризующихся повышенными коэффициентами теплоотдачи и теплопроизводительностью.

Несмотря на конструкционное подобие обычным электрическим машинам переменного тока, теплогенерирующие электромеханические преобразователи (ТЭМП) имеют ряд таких принципиальных отличий, как наличие неподвижного нагревательного элемента (НЭ),



установленного на капсулированном статоре, и вращающегося нагревательного элемента (ВЭ) в виде полого немагнитного ротора, на котором закреплены напорные лопасти. Более подробно конструктивные исполнения ТЭМП описаны в [1, 74-86]. Необходимость применения НЭ обусловлена тем, что при наличии вращающегося тепловыделяющего элемента, который, по существу, является короткозамкнутой обмоткой асинхронного двигателя, в режимах, близких к синхронным, количество тепловых потерь, выделяющихся во ВЭ, в значительной степени уменьшается вследствие сближения скоростей вращения магнитного поля и подвижного элемента. Поэтому для обеспечения требуемой теплопроизводительности, а также с целью компенсации влияния на выходные параметры ТЭМП скорости вращения вторичной обмотки в конструкцию устройства вводятся добавочные источники тепла, показатели которых в меньшей степени связаны со скоростью вращения подвижного элемента, например, как в статических электронагревателях трансформаторного типа.

Очевидно, что основной особенностью ТЭМП как устройства для перемещения нагреваемой среды является малое гидравлическое сопротивление, обусловленное отсутствием вала и традиционных подшипниковых узлов. В то же время такая конструкция при отсутствии ферромагнитных элементов (ФЭ) во внутренней расточке статора характеризуется значительным намагничивающим реактивным током и потребляемой мощностью, вызывающими существенный нагрев неподвижной части ТЭМП, низким коэффициентом мощности и невысоким вращающим моментом.

Основной задачей при определении размерных соотношений таких ФЭ является обеспечение минимального гидравлического сопротивления проточной части ТЭМП при требуемом в электромагнитном отношении сечении ферромагнитных элементов. Поскольку, как и в обычном ЭМП, величина основного магнитного потока определяет магнитную индукцию в зазоре и, как следствие, при допустимом значении индукции (обычно не более 1,9...2,1 Тл) минимальную ширину зубца статора, то и толщина ФЭ может быть предварительно выбрана равной этой величине. Сравнительный анализ результатов численного моделирования с проектными параметрами ТЭМП подтверждает возможность выбора толщины ферромагнитного элемента исходя из электромагнитного расчета статора преобразователя. В частности, для исследованного варианта ТЭМП мощностью 2,2 кВт при номинальном фазном напряжении 220 В, частоте 50 Гц, коэффициенте мощности (без преобразователя частоты) 0,349, температуре рабочей среды 85 °С, производительности 0,025 м³/мин, давлении 0,01 МПа при использовании электротехнической стали 2013 ГОСТ 21427.2-83 с толщиной листа 0,5 мм и коэффициенте заполнения сталью 0,95 ширина зубца статора составляет приблизительно 4 мм, а для существенного снижения магнитного сопротивления достаточно установки ФЭ толщиной не менее 2 мм.

Более сложно определяется осевая длина ФЭ, так как она не только изменяет распределение магнитного поля во внутренней области ТЭМП, но и влияет на процесс теплоотдачи с поверхности НЭ вследствие изменения гидравлического сопротивления между неподвижным и вращающимся нагревательными элементами. Для исследования влияния длины ФЭ на параметры опытного образца ТЭМП был проведен ряд экспериментов с использованием тороидальных ферромагнитных шихтованных элементов из электротехнической стали 2013 длиной 20 и 60 мм при длине вращающегося элемента 100 мм. Полученные результаты позволяют определить относительный диапазон длин ФЭ, составляющий приблизительно 0,25...0,70 длины ВЭ, в котором достигается снижение сопротивления намагничивающего контура без существенного ухудшения теплоотдачи.

Электромагнитные процессы в ТЭМП

Для анализа электромагнитных процессов ТЭМП можно рассматривать в виде вращающегося преобразователя переменного тока с двумя вторичными обмотками: неподвижным и подвижным полыми роторами. Для описания электромагнитных процессов при неизменности распределения магнитного поля и потоков мощности реальный преобразователь,

Приходченко О.В.

**МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ И АНАЛИЗ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ И ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ
В ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ТЕПЛОГЕНЕРИРУЮЩИХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯХ**

имеющий число витков первичной обмотки w_1 , вторичных обмоток w_2 и w_3 , заменяется эквивалентным с числом витков во вторичных обмотках, равным числу витков первичной обмотки, для инвариантности активной и реактивной составляющих мощности изменяются полные сопротивления вторичных обмоток. Связь между реальными и приведенными параметрами с учетом числа фаз и обмоточных коэффициентов обмоток устанавливают выражения:

$$\begin{aligned} \dot{I}'_2 &= \dot{I}_2 \cdot \frac{m_2 w_2 k_{обм2}}{m_1 w_1 k_{обм1}}; & \dot{I}'_3 &= \dot{I}_3 \cdot \frac{m_3 w_3 k_{обм3}}{m_1 w_1 k_{обм1}}; \\ \dot{U}'_2 &= \dot{U}_2 \cdot \frac{w_1 k_{обм1}}{w_2 k_{обм2}}; & \dot{U}'_3 &= \dot{U}_3 \cdot \frac{w_1 k_{обм1}}{w_3 k_{обм3}}; \\ \dot{Z}'_2 &= \dot{Z}_2 \cdot \frac{m_1}{m_2} \left(\frac{w_1 k_{обм1}}{w_2 k_{обм2}} \right)^2; & \dot{Z}'_3 &= \dot{Z}_3 \cdot \frac{m_1}{m_3} \left(\frac{w_1 k_{обм1}}{w_3 k_{обм3}} \right)^2, \end{aligned}$$

где \dot{I}_2, \dot{I}_3 – токи неподвижной и вращающейся вторичных обмоток реального преобразователя в комплексной форме; \dot{I}'_2, \dot{I}'_3 – токи неподвижной и вращающейся вторичных обмоток приведенного преобразователя; \dot{Z}_2, \dot{Z}_3 – комплексные сопротивления неподвижной и вращающейся вторичных обмоток реального преобразователя; \dot{Z}'_2, \dot{Z}'_3 – комплексные сопротивления неподвижной и вращающейся вторичных обмоток приведенного преобразователя; m_1, m_2, m_3 – число фаз первичной, неподвижной и вращающейся вторичных обмоток; $k_{обм1}, k_{обм2}, k_{обм3}$ – обмоточные коэффициенты.

Ток первичной обмотки \dot{I}_1 увеличивается при нагрузке по сравнению с холостым ходом на суммарную величину приведенных токов неподвижной и вращающейся вторичных обмоток:

$$\dot{I}_1 = \dot{I}_0 - (\dot{I}'_2 + \dot{I}'_3).$$

Теоретически при заданном напряжении токи во всех электрических цепях определяются их полными сопротивлениями, так первичная обмотка включает активное r_1 и индуктивное x_{1L} сопротивления, неподвижная вторичная обмотка – активное r'_2 , индуктивное x'_{2L} и емкостное x'_{2C} приведенные сопротивления, вращающаяся вторичная обмотка – приведенные активное r'_{3S} , индуктивное x'_{3LS} и емкостное x'_{3CS} сопротивления. Однако в реальных преобразователях толщина стенок полого немагнитного ротора (неподвижного и вращающегося нагревательных элементов) во много раз меньше глубины проникновения электромагнитного поля, поэтому можно предположить, что индуктивное сопротивление рассеяния полых роторов x'_{2L}, x'_{3L} мало и вихревые токи при любых скольжениях распределяются по толщине стенок ротора практически равномерно, поэтому можно допустить, что приведенное активное сопротивление r'_3 не зависит от скольжения.

Это позволяет приближенно найти нагрузочную составляющую потребляемого тока \dot{I}'_{23} , определяющего электромагнитную мощность $P_{эм}$, передаваемую со стороны статора и обеспечивающую два процесса – нагрев теплоносителя неподвижным нагревательным элементом и нагрев и перемещение вращающимся нагревательным элементом.

Взаимодействие индуцированного во вторичных обмотках тока с магнитным полем дает выражение для электромагнитного момента $M_{эм}$, приложенного к ВЭ:

$$M_{эм} = \frac{m_3 P}{\sqrt{2}} \Psi_{3m} I_3 \sin \alpha,$$

где Ψ_{3m} – максимальное значение полного потокосцепления магнитного поля в зазоре с вращающимся нагревательным элементом; p – число полюсов; α – угол между током \dot{I}_3 и полным потокосцеплением $\dot{\Psi}_{3m}$.

Из этого выражения видно, что для создания электромагнитного момента из внешней (первичной) сети требуется подводить мощность, часть которой, за вычетом магнитных в статоре и электрических потерь в первичной обмотке, передается через немагнитный зазор на элементы вторичной цепи и является электромагнитной мощностью, пропорциональной моменту $M_{эм}$ и угловой скорости поля ω_1 :

$$P_{эм} = M_{эм} \times \omega_1.$$

Механическая мощность $P_{2мех}$ определяется соответствующей плотностью мощности, воспринимаемой поверхностью ВЭ как произведение тангенциального механического напряжения на тангенциальную окружную скорость, и обеспечивает напор и производительность устройства, а тепловая $P_{2тепл}$, равная сумме потерь в элементах ТЭМП, – температуру нагреваемого теплоносителя. Нахождение тепловой мощности связано с определением электрических, магнитных и дополнительных потерь в преобразователе.

Электрические потери в первичной обмотке определяются по формуле

$$P_{эл} = m_1 I_1^2 r_{10} (1 + \varepsilon_1 \Theta + \varepsilon_2 \Theta^2 + \dots + \varepsilon_n \Theta^n),$$

где r_{10} – активное сопротивление фазы первичной обмотки в практически холодном состоянии при начальной температуре; $\varepsilon_1, \dots, \varepsilon_n$ – температурные коэффициенты сопротивления материала первичной обмотки в рабочем диапазоне температур; Θ – температура первичной обмотки; n – степень полинома, аппроксимирующего зависимость ($n = 1$ при $\Theta 0 \dots 100$ °С, $n = 2$ при $\Theta 0 \dots 300$ °С и т.д.).

Возможность применения ТЭМП при питании первичной обмотки от источника переменного напряжения повышенной частоты требует учета неравномерного распределения плотности тока по сечению проводников первичной обмотки из-за поверхностного эффекта. Поэтому определение электрических потерь по активному сопротивлению r_{10} , полученному для одинаковой плотности тока по сечению, справедливо только для постоянных токов и токов малой частоты (порядка нескольких герц).

Неравномерность распределения тока зависит от величины поля рассеяния в пазу, силовые линии которого практически перпендикулярны оси паза, вследствие этого сцепление поля с элементами проводника, расположенными на одной высоте паза, определяет одинаковые индуктивные сопротивления таких элементов. В то же время индуктивные сопротивления элементов, находящихся на разной высоте паза, будут разными. Увеличение плотности тока происходит по мере приближения к поверхности паза, соответственно, полезное сечение уменьшается, а активное сопротивление возрастает. Для количественной оценки на практике используют коэффициент увеличения сопротивления обмотки вследствие поверхностного эффекта, зависящий от частоты тока и геометрии проводника.

Нахождение магнитных потерь $P_{1магн}$ требует учета технологических факторов, вида перемагничивания (пульсации или вращение поля) и добавочных составляющих. Практически для расчета используются удельные магнитные потери, например $q_{1,0/50}$, измеренные экспериментально при частоте 50 Гц и индукции магнитного поля 1 Тл. Пересчет на другие частоты и индукции требует разделения магнитных потерь на гистерезис, прямо пропорциональные частоте, и потери на вихревые токи, зависящие от квадрата частоты питающего напряжения:

$$q_{магн} = q_{гист} \frac{f}{50} B^2 + q_{вихр} \left(\frac{f}{50} \right)^2 B^2,$$

где $q_{магн}$ – удельные магнитные потери при частоте f и индукции B ; $q_{гист}$ – удельные магнитные потери от гистерезиса при частоте $f = 50$ Гц и индукции $B = 1$ Тл; $q_{вихр}$ – удельные магнитные потери на вихревые токи при частоте $f = 50$ Гц и индукции $B = 1$ Тл.

Увеличение магнитных потерь из-за причин технологического характера учитывается эмпирическими коэффициентами технологических потерь $K_{техн}$, которые зависят от того, в какой части магнитопровода определяются магнитные потери. Суммарный коэффициент технологических потерь для ярма магнитопровода составляет 1,3...1,6, для зубцов – 1,7...1,8.

Приходченко О.В.

**МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ И АНАЛИЗ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ И ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ
В ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ТЕПЛОГЕНЕРИРУЮЩИХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯХ**

Добавочные магнитные потери, обусловленные несинусоидальностью от высших гармонических составляющих индукции, учитываются коэффициентом добавочных потерь $K_{доб}$, принимаемым 1,2...1,3. С учетом этого величина магнитных потерь определится выражением

$$P_{магн1} = K_{техн} \cdot K_{доб} \cdot q_{магн} \cdot m_{магн},$$

где $m_{магн}$ – масса магнитопровода или его участка.

Электрические потери в неподвижном нагревательном элементе $P_{эл2}$ являются основным источником нагрева рабочей среды. Аналитическое исследование электромагнитных полей в НЭ с учетом его формы, закономерностей распределения токов и физических свойств сред требует ряда допущений, которые сформулированы в [3, 39-42]: при анализе поля рассматриваются только первые пространственные гармонические намагничивающей силы; величина воздушного зазора во много раз меньше внешнего диаметра; плотность тока постоянна по толщине цилиндра, образующего ротор; в распределении напряженности поля учитывается только нормальная составляющая; магнитная проницаемость стали равна бесконечности; индукция за пределами пакета статора равна нулю. Для обобщения поля в токовой и бестоковой областях вводится векторный потенциал, записываются уравнения Максвелла, а затем Лапласа для бестоковых областей и Пуассона для зоны вихревых токов. Из решения этих уравнений определяются векторный потенциал, поле и плотность вихревого тока. Электрическая мощность, выделяемая в НЭ, определяется действительной частью вектора Умова-Пойтинга:

$$P_{эл2} = 4pB_{\Delta}^2 \tau^3 f^2 l_{нэ} \rho_{нэ}^{-1} \Delta_{нэ} \left(1 - \frac{1}{\frac{\pi l_{нэ}}{4\tau} (\operatorname{cth} \frac{\pi l_{нэ}}{4\tau})}\right),$$

где B_{Δ} – магнитная индукция; τ – полюсное деление; f – частота питающей сети; $l_{нэ}$ – активная длина неподвижного нагревательного элемента; $\rho_{нэ}$ – удельное электрическое сопротивление НЭ; $\Delta_{нэ}$ – толщина НЭ.

Электрические потери во вращающемся нагревательном элементе $P_{эл3}$, зависящие от его углового перемещения, определяются формулой:

$$P_{эл3} = 4pB_{\Delta}^2 \tau^3 s^2 f^2 l_{вэ} \rho_{вэ}^{-1} \Delta_{вэ} \left(1 - \frac{1}{\frac{\pi l_{вэ}}{4\tau} (\operatorname{cth} \frac{\pi l_{вэ}}{4\tau})}\right),$$

где $l_{вэ}$ – активная длина вращающегося нагревательного элемента; $\rho_{вэ}$ – удельное электрическое сопротивление ВЭ; $\Delta_{вэ}$ – толщина цилиндра, образующего ВЭ; s – скольжение.

Магнитные потери $P_{магн2}$, имеющие место в традиционных электромеханических преобразователях, в ТЭМП без ферромагнитных элементов во вторичных цепях практически равны нулю. При использовании ферромагнитных элементов они определяются аналогично потерям $P_{магн1}$.

Определение добавочных потерь $P_{доб}$ связано с необходимостью учета влияния высших гармоник электромагнитного поля ТЭМП и токов вторичных цепей I_2 и I_3 . Добавочные потери имеют место не только в неподвижном магнитопроводе, но и в маломощных элементах (вторичные обмотки, торцевые крышки и т.п.). Практически эти потери в электромеханических преобразователях оцениваются приближенно, что связано с их относительно небольшими величинами (обычно принимают 0,5 % от подводимой или отдаваемой мощности в зависимости от режима работы), но в большей степени с высокой сложностью их точного расчета. Определение добавочных потерь представляет отдельную задачу, связанную с нахождением распределения электромагнитного поля в конструктивных элементах преобразователя.

Дополнительные потери обусловлены наличием вращающегося нагревательного элемента и подразделяются на гидравлические $\Delta P_{гидравл}$, которые включают ударные $P_{ударн}$, геометрические $P_{геом}$ и дифференциальные $P_{дифф}$, и потери механические $\Delta P_{мех}$, состоящие из дисковых потерь $P_{диск}$ и потерь гидравлического торможения $P_{гидр.торм}$. Точное определение

этих потерь необходимо для нахождения температуры рабочей среды и требует отдельного исследования гидромеханических процессов в рабочей зоне ТЭМП. При инженерных расчетах эти потери учитываются коэффициентами, зависящими от конструкционных параметров и эксплуатационных факторов, аналогично тому, как это принято при анализе напорных характеристик вентиляторов или насосов [2, 202-213].

Гидравлический коэффициент полезного действия равен:

$$\eta_{гидр} \approx 1 - \frac{0,42}{(\lg(4500\sqrt{\frac{Q}{n_{ВЭ}\eta_{об}}}) - 0,172)^2},$$

где $n_{ВЭ}$ – скорость вращения ВЭ; Q – производительность.

Приближенное значение $\eta_{гидр}$ составляет 0,85...0,96.

Механический коэффициент полезного действия (обычно 0,92...0,96) рассчитывается по коэффициенту быстроходности n_s :

$$\eta_{мех} = \frac{1}{1 + 820n_s^{-2}}.$$

С учетом количества ступеней N , образующих вращающуюся часть ТЭМП, и заданного давления H коэффициент быстроходности находится по выражению:

$$n_s = 3,65n_{ВЭ} \sqrt[4]{\frac{Q^2 N^3}{H^3}}.$$

Объемные потери определяются объемным коэффициентом полезного действия, который рассчитывается по формуле

$$\eta_{об} = \frac{1}{1 + 0,68n_s^{-0,66}}.$$

Объемное сжатие теплоносителя вращающимся нагревательным элементом ТЭМП, на котором размещены z напорных лопастей, учитывается коэффициентом объемного сжатия:

$$k_Q = 1 - \frac{0,73z_{ВЭ}\Delta_{ВЭ}}{D_2 - D_1},$$

где D_2, D_1 – соответственно наружный и внутренний диаметры ВЭ.

Коэффициент объемного сжатия составляет 0,85...0,95.

Для учета снижения давления из-за конечного числа напорных лопастей используется коэффициент k_H , составляющий 0,7...0,9 и определяемый по формуле

$$k_H = 1 - u_2^2 \frac{\pi}{Hz_{ВЭ}} \left(1 - \frac{D_1^2}{D_2^2}\right) \sin\beta_2,$$

где u_2 – тангенциальная скорость на выходе ВЭ; β_2 – угол установки лопасти на выходе.

С учетом конечного числа лопастей ВЭ и объемного сжатия теплоносителя механическая мощность, необходимая для обеспечения заданных значений H и Q , определится уравнением

$$P_{2,мех} = \frac{\rho g H_D Q_D}{k_H k_Q \eta_{об} \eta_{гидр} \eta_{мех}},$$

где H_D – действительное значение давления с учетом конечного числа напорных лопастей; Q_D – действительное значение производительности с учетом объемного сжатия теплоносителя; g – ускорения свободного падения; ρ – плотность нагреваемой среды.

Для количественного анализа электромагнитных процессов в ТЭМП было проведено численное моделирование с использованием пакета Comsol Multiphysics, представляющем собой интерактивную среду для моделирования и расчетов задач, сводящихся к дифференциальным уравнениям в частных производных, методом конечных элементов. Постановка задачи заключается в выборе требуемого физического раздела, определении расчетной об-

ласти, описании физических свойств подобластей и задании требуемых граничных условий. Введенные параметры задачи (физические свойства и граничные условия) преобразуются в коэффициенты математических уравнений автоматически.

При расчете магнитного поля использована двумерная модель магнитного поля переменных токов, протекающих перпендикулярно сечению нагревателя. Задача сводится к дифференциальному уравнению в частных производных относительно комплексной величины z – компоненты векторного магнитного потенциала A . Все расчеты приведены для частоты 50 Гц.

Источником магнитного поля является плотность стороннего тока (амплитудное значение), рассчитываемая из уравнения:

$$J_{\phi m} = \frac{\sqrt{2}I_{\phi} \cdot n}{S_{\text{паза}}},$$

где I_{ϕ} – фазный ток; n – число проводников в пазу; $S_{\text{паза}}$ – площадь паза.

Ниже приводятся результаты расчета, полученные при различной толщине d ферромагнитного элемента с магнитной проницаемостью $\mu_{\text{ФЭ}} = 500$. Магнитная проницаемость магнитопровода статора $\mu_1 = 1000$.

Анализ распределения индукции магнитного поля вдоль средней линии полюса статора (см. рис.1) показывает, что величина магнитной индукции существенно зависит от наличия ФЭ во внутренней области статора ТЭМП и достигает значений, характерных для обычных электромеханических преобразователей переменного тока даже при использовании ФЭ минимальной толщины Δ . В то же время изменение толщины ФЭ от 2 до 5 мм практически не влияет на магнитные характеристики ТЭМП, что позволяет сделать вывод о нецелесообразности применения ФЭ толщиной, превышающей расчетную ширину зубцов статора, получаемую по результатам электромагнитного расчета [4, 245-258].

Полученные результаты не только показывают влияние размерных отношений основных конструктивных элементов на электромагнитные величины, но и позволяют перейти к определению температур в элементах преобразователя.

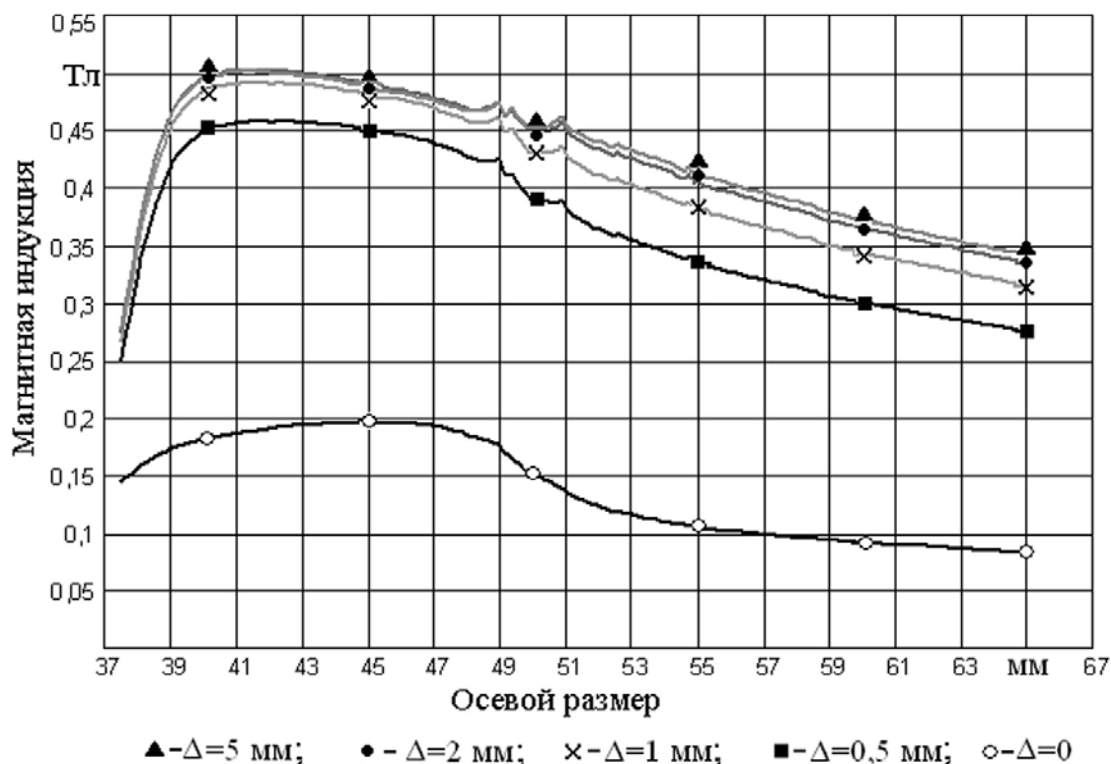


Рис. 1. Изменение индукции магнитного поля вдоль зубца статора

Тепловые параметры ТЭМП

Основным результатом электромагнитного расчета является определение значений объемного тепловыделения в элементах ТЭМП, которые используются в задаче теплопроводности в качестве источников тепла. Следует отметить, что тепловыделением в ФЭ можно пренебречь, поскольку, как показали расчеты, мощность тепловыделения в них на порядок меньше, чем в электрически активной части ВЭ. Определение суммарных тепловых мощностей статора, НЭ и ВЭ позволяет найти температуру нагреваемого теплоносителя. Считая, что при номинальных режимах основным источником тепла в ТЭМП является НЭ, для которого известна тепловая мощность, необходимо учесть, что на нагрев теплоносителя существенное влияние оказывают процессы теплоотдачи с поверхностями охлаждения. Так как НЭ имеет относительно небольшую толщину, теплопередача теплопроводностью внутри элемента практически отсутствует, а коэффициент теплоотдачи излучением или не учитывается при охлаждении в каналах, или учитывается совместным коэффициентом теплоотдачи. Таким образом, основным видом теплообмена НЭ и нагреваемой среды является конвективный теплообмен, а расчет тепловой мощности выполняется по формуле Ньютона - Рихмана:

$$P = k_{TO} S (\Theta - \Theta_0),$$

где P – тепловая мощность, отдаваемая конвекцией или лучеиспусканием окружающей среде; k_{TO} – коэффициент теплоотдачи, учитывающий в общем случае отдачу тепла конвекцией и лучеиспусканием; S – площадь теплоотдающей поверхности; Θ_0 – начальная температура теплоносителя; Θ – температура теплоотдающей поверхности.

При известной мощности, выделяемой в НЭ, температура $\Theta_{НЭ}$ определяется с использованием формулы

$$\Theta_{НЭ} = P_{эл2} / k_{mo} S. \quad (1)$$

С учетом выражения (1) температура НЭ:

$$\Theta_{НЭ} = \frac{4pB_{\Delta}^2 \tau^3 f^2 I_{НЭ} \rho_{НЭ}^{-1} \Delta_{НЭ} \left(\frac{\pi l_{НЭ}}{4\tau} (\operatorname{cth} \frac{\pi l_{НЭ}}{4\tau}) - 1 \right)}{k_{TO} S \frac{\pi l_{НЭ}}{4\tau} (\operatorname{cth} \frac{\pi l_{НЭ}}{4\tau})}.$$

Для НЭ площадь теплоотдающей поверхности S :

$$S = 2 \cdot \pi \cdot (R_{НЭ} - \Delta_{НЭ}) \cdot l,$$

где $R_{НЭ}$ – внешний радиус НЭ; l – длина поверхности НЭ.

Следует отметить, что наличие коэффициента теплоотдачи k_{TO} , зависящего от температуры, скорости среды, состояния поверхности тела, формы канала и целого ряда других параметров, существенно затрудняет использование приведенной формулы. Так как нагреваемая среда в ТЭМП приводится в движение вращающимся элементом, то создается вынужденная конвекция, при которой коэффициент теплоотдачи в значительной мере зависит от безразмерного критерия Рейнольдса. Коэффициент k_{TO} зависит не только от физических свойств рабочей жидкости, скорости, температуры неподвижного элемента, формы поверхности канала, но и теплопроводности, удельной теплоемкости, плотности, коэффициента температуропроводности, динамической вязкости и теоретически находится решением краевой задачи конвективного теплообмена.

Гораздо сложнее протекают процессы в неподвижной части ТЭМП – капсулированном статоре. Это, во-первых, обусловлено конструктивным исполнением капсулированного статора, представляющим собой совокупность физически разнородных материалов, находящихся в существенно отличающихся условиях теплопередачи и характеризующихся объемными градиентами температур, а во-вторых, наличием НЭ, расположенного в непосредственной близости к пакету статора.

Решение тепловой задачи реализовано с использованием двух физических моделей пакета Comsol Multiphysics – теплопереноса с учетом конвекции и теплопроводности и гидродинамики, основанной на уравнении Навье-Стокса для несжимаемой жидкости [1, 126-134].

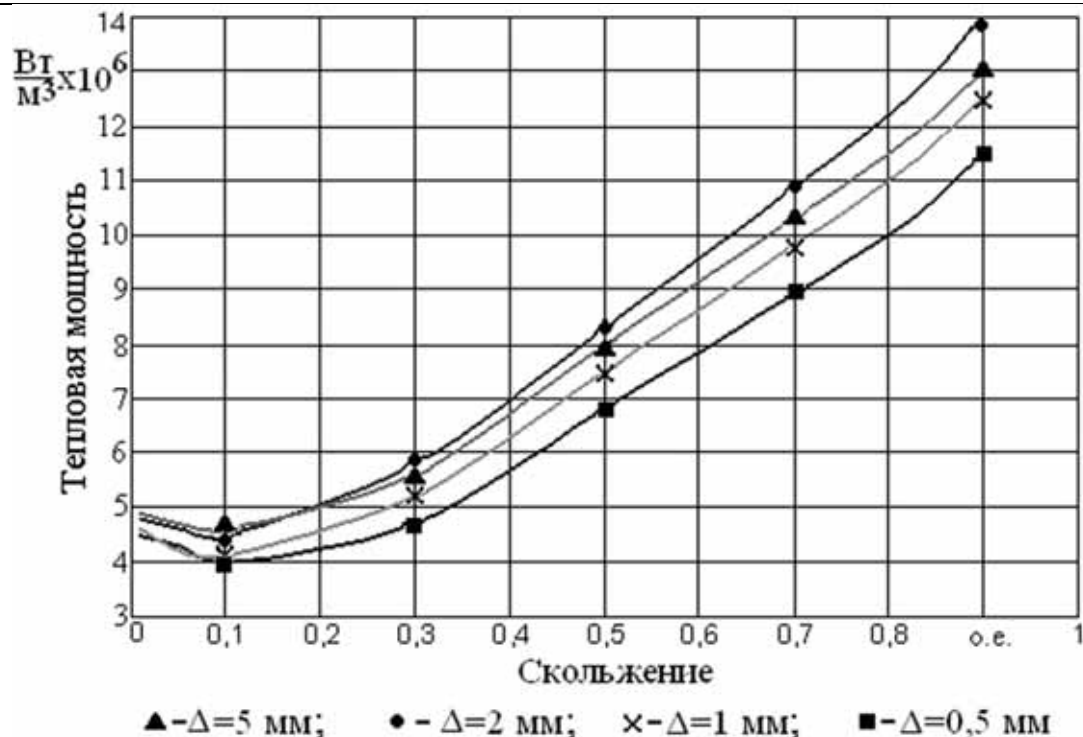


Рис. 2. Зависимость тепловой мощности ВЭ от скольжения

Расчетные зависимости мощности тепловыделения во вращающемся (см. рис. 2) и неподвижном элементах в зависимости от скольжения s (см. рис. 3) показывают, что ФЭ значительно повышают тепловую эффективность НЭ, поскольку без использования ферромагнитных элементов мощности тепловыделения в НЭ находятся в пределах от $0,6 \cdot 10^6$ до $1,5 \cdot 10^6$ Вт/м³ в зависимости от величины скольжения, а при установке ФЭ возрастают соответственно до $3,2 \cdot 10^7 \dots 12 \cdot 10^7$ Вт/м³.

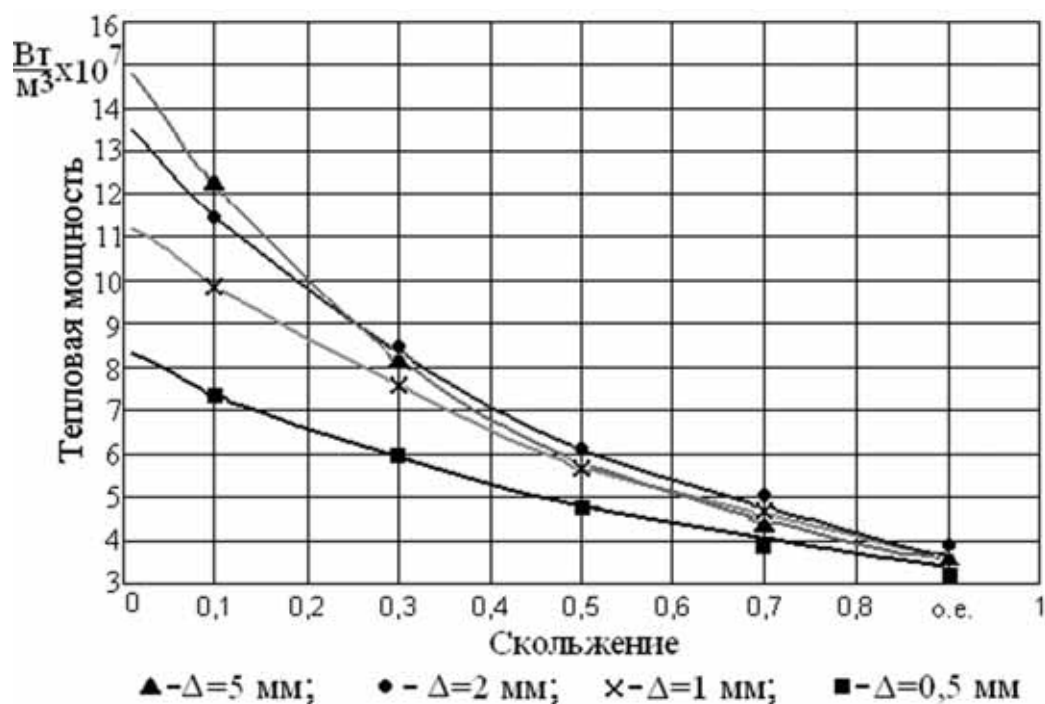


Рис. 3. Зависимость тепловой мощности НЭ от скольжения

Расчетное распределение температуры по среднему сечению в случае использования ФЭ толщиной 5 мм при скольжениях в диапазоне 0,1...0,8 позволяет определить температуры и их градиенты в рабочей области ТЭМП и капсулированном статоре.

Интегральные тепловые характеристики ТЭМП для ФЭ различной толщины (см. рис. 4) позволяют определить выходную температуру преобразователя при изменении скольжения в рассмотренном диапазоне и подтверждают возможность использования ТЭМП для нагрева и перемещения теплоносителя в автономных объектах, например, транспортного назначения, причем совместное использование ВЭ и НЭ обеспечивает достаточно стабильную результирующую температуру нагреваемой среды при номинальных напряжениях и частоте питающей сети и заданном коэффициенте теплоотдачи в диапазоне скольжений 0,3...0,8, который соответствует режиму работы преобразователя с высоким моментом сопротивления, возникающим при перемещении вязкой рабочей среды. При этом следует отметить, что полученные температурные зависимости однозначно указывают на необходимость их учета на процессы теплообмена в капсулированном статоре, предельные температуры которого ограничиваются минимальным классом нагревостойкости образующих неподвижную часть ТЭМП материалов.

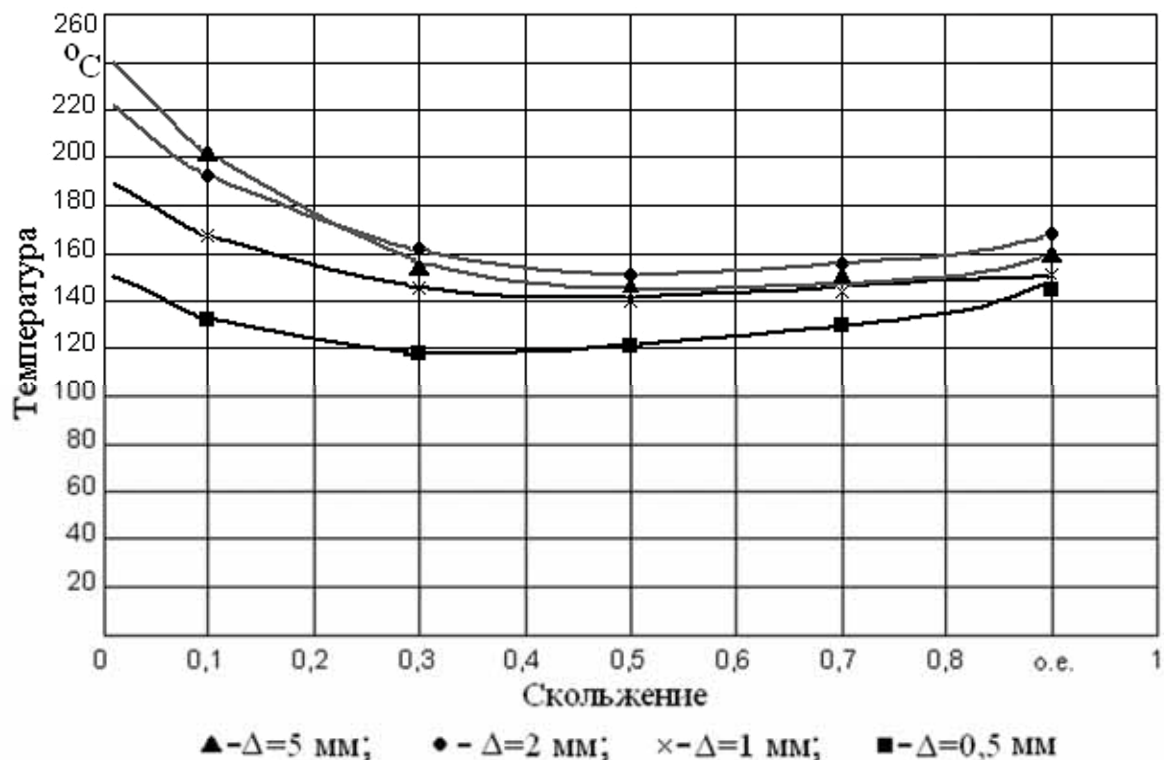


Рис. 4. Температура теплоносителя при $k_{TO} = 30 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{град})$

Выводы

1. Основным энергоносителем в ТЭМП является электромагнитное поле, определяющее все энергетические соотношения, поэтому процессы преобразования энергии могут рассматриваться на основе теории классических электромеханических устройств, но с учетом конструктивных особенностей теплогенерирующих преобразователей.

Приходченко О.В.

**МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ И АНАЛИЗ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ И ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ
В ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ТЕПЛОГЕНЕРИРУЮЩИХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯХ**

2. Электромагнитные процессы в ТЭМП могут быть исследованы на основе его представления как в виде вращающегося преобразователя переменного тока с двумя вторичными короткозамкнутыми обмотками: неподвижным и подвижным полыми роторами, так и трехобмоточного статического преобразователя трансформаторного типа.

3. Величина нагрузочной составляющей первичного тока определяет электромагнитную мощность, передаваемую со стороны статора и обеспечивающую два процесса преобразования теплоносителя – нагрев неподвижным элементом и нагрев и перемещение вращающимся нагревательным элементом.

4. Основным источником нагрева рабочей среды при номинальных режимах является НЭ, температура которого с учетом ряда допущений определяется аналитически.

5. Выражение для температуры НЭ позволяет находить необходимую тепловую мощность по параметрам ТЭМП, используемую для нагрева теплоносителя, и определять размерные соотношения элементов ТЭМП для достижения требуемой температуры.

6. Для предварительного анализа гидравлических процессов ТЭМП может рассматриваться в виде идеализированного источника механической мощности. При уточненных расчетах необходимо учитывать конечное число элементов и геометрические размеры ВЭ, объемные, гидравлические и механические потери.

7. Анализ электромагнитных и тепловых процессов позволяет установить зависимости выходной температуры теплоносителя от проектных параметров устройства.

8. Применение внутренних ферромагнитных элементов позволяет снизить мощность и ток статора практически до значений, характерных классическим электромеханическим преобразователям, повысить коэффициент мощности и обеспечить практическую возможность регулирования выходных параметров ТЭМП.

9. Толщина ФЭ выбирается равной минимальной ширине зубца статора, получаемой по результатам электромагнитного расчета ТЭМП; длина ФЭ составляет 0,25...0,70 от длины ВЭ, что соответствует требуемому снижению потребляемой мощности без существенного изменения условий теплоотдачи с поверхности НЭ.

ЛИТЕРАТУРА

1. Иванов, С. Н. Теплогенерирующие электромеханические устройства и комплексы / С. Н. Иванов, К. К. Ким, В. М. Кузьмин. – СПб.: ОМ-Пресс, 2009. – 348 с.
2. Костышин, В. С. Моделирование режимов центробежных насосов на основе электрогидравлической аналогии / В. С. Костышин. – Иваново-Франковск: ИФГТУНГ, 2000. – 163 с.
3. Лопухина, Е. М. Асинхронные исполнительные микродвигатели для систем автоматики / Е. М. Лопухина. – М.: Высш. шк., 1988. – 328 с.
4. Проектирование электрических машин: учеб. пособие для вузов / И. П. Копылов [и др.]. – М.: Энергия, 1980. – 496 с.