

МЕТОДОЛОГИЯ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ВЫСОКООБОРОТНЫХ ГЕНЕРАТОРОВ ДЛЯ МИКРОТУРБИННЫХ УСТАНОВОК

В.Е. Вавилов

Предложена методика расчёта высокоскоростных магнитоэлектрических машин с высококоэрцитивными постоянными магнитами, заключающаяся в комплексном расчёте тепловых, механических и электромагнитных характеристик магнитоэлектрической машины и позволяющая на стадии проектного и предпроектного анализа повысить точность результатов. Суть заключается в том, что на первом этапе расчёта определяются геометрические размеры ротора магнитоэлектрического генератора исходя из параметров его механической прочности. Основной сложностью здесь является определение минимальной толщины бандажной оболочки, обеспечивающей механическую прочность ротора. Так как мощность высокооборотного генератора определяется объёмом постоянных магнитов, который зависит от их активной длины и толщины, то предлагается считать заданной толщину постоянных магнитов, а их длину рассчитывать на последующих этапах. Данное допущение позволяет определить толщину бандажной оболочки при минимальных исходных данных в виде корней кубического уравнения. Применение подобного подхода к проектированию позволит минимизировать введение значений различных величин, основанных на эмпирических данных (например магнитной индукции в воздушном зазоре, линейной токовой нагрузки и т. д.), а следовательно повысить точность расчётов и сократить число итераций, вызванных уточнением эмпирических значений.

Ключевые слова: высокооборотные магнитоэлектрические машины; высококоэрцитивные постоянные магниты; микротурбинные установки.

Одной из перспектив применения газотурбинных двигателей в децентрализованной энергетике является использование микротурбинных установок (МТУ). Преимущества МТУ – минимальное количество вращающихся узлов (в современных конструкциях МТУ турбина, компрессор и электрический генератор расположены на одном валу), возможность когенерации и тригенерации, универсальность потребляемого топлива (МТУ может одинаково эффективно работать как на традиционных видах топлива – природном и сжиженном газе, дизельном топливе и керосине, так и на низкокалорийных и высокосернистых газах, таких как попутный газ, шахтный газ и биогаз). Кроме того, МТУ обладает высоким КПД (в режиме когенерации КПД может достигать 92%) [1 – 3].

При этом эффективность МТУ определяется не только эффективностью её газотурбинного двигателя, но и эффективностью её энерговырабатывающего узла – электрического генератора, который в конструктивных схемах МТУ мировых лидеров в области микротурбинных технологий (Capstone, Elliott, Turbec S.p.A.) расположен на едином валу с турбинной и представляет собой высокооборотный генератор (ВГ) (48 000 – 96 000 об/мин) с высококоэрцитивными постоянными магнитами (ВПМ), рис. 1. При этом важной задачей для повышения экономической рентабельности МТУ является разработка новых подходов и методологий проектирования ВГ, которые позволят повысить точность проектных расчётов и минимизировать проектные издержки. Наиболее перспективным способом проектирования ВГ является проектирование с использованием современных программных средств (ПС),

позволяющих многодисциплинарные расчёты (Ansys, Ansoft Maxwell и т. д.) [4]. Данные программные средства обычно позволяют рассчитывать и тепловые, и электромагнитные поля в конкретной геометрической модели ВГ и на основе данных расчётов оптимизировать геометрические размеры ВГ в определённом интервале. Причём, чем меньше этот интервал, тем меньше необходимо затратить времени на оптимизацию геометрических размеров ВГ.

Сократить данный интервал, а следовательно и количество итераций при моделировании ВГ, можно путём аналитических расчётов ВГ и разработки на их основе такой геометрической модели, которая будет близка по своим размерам и характеристикам материалов к оптимальной.

Поэтому важной задачей современной электро-механики является не только создание новых ПС, позволяющих многодисциплинарное моделирование электромеханических преобразователей энергии (ЭМПЭ), и расширение функциональных возможностей известных ПС с целью повышения их точности, но и повышение точности аналитических методик расчёта ЭМПЭ.

В известных аналитических подходах к проектированию ЭМПЭ сложилась определённая последовательность расчётов, которую также применяют и для проектирования ВГ. Основу данной последовательности составляют электромагнитные расчёты, по результатам которых, определяют размеры активных элементов ЭМПЭ [5, 6] и электромагнитные нагрузки магнитной цепи ЭМПЭ. После чего проводятся тепловые и механические расчёты, и полученные размеры корректируются по результатам данных расчётов.

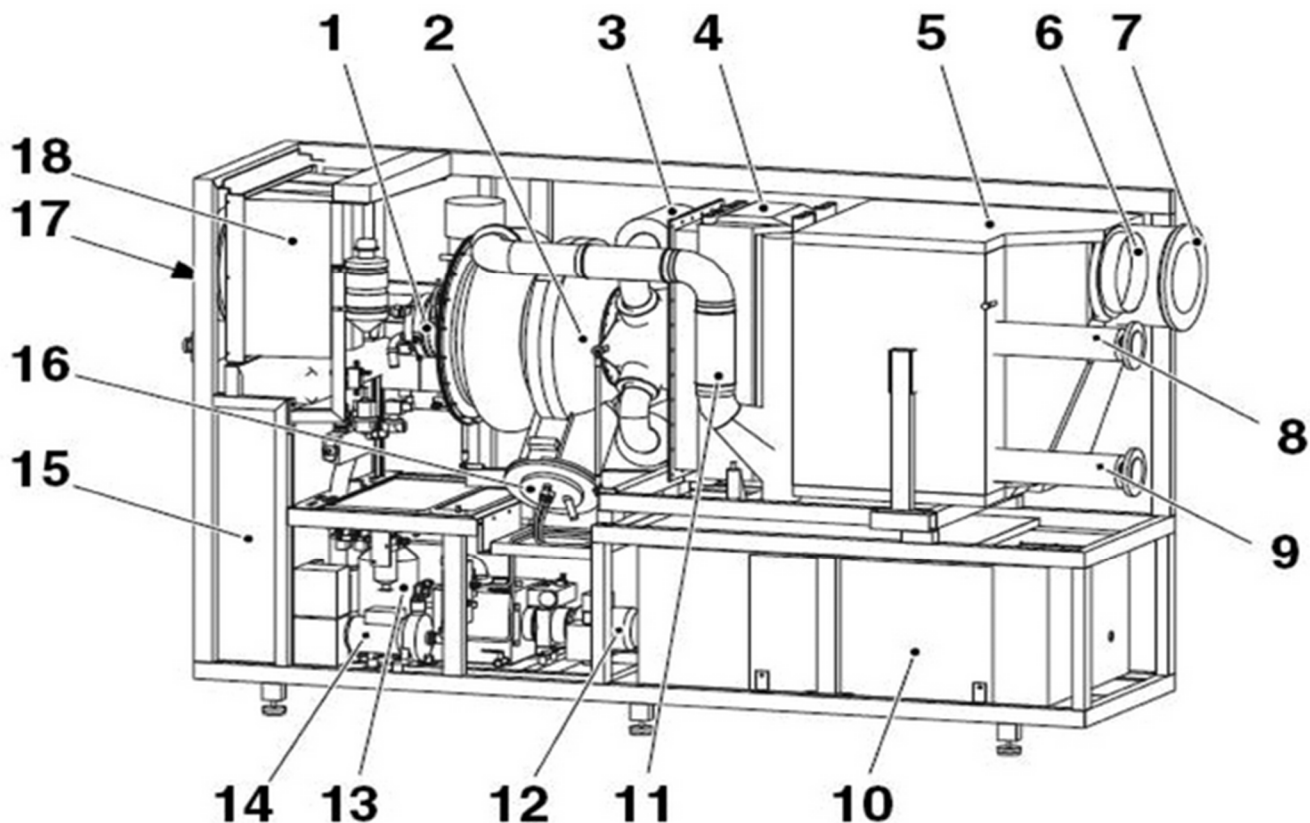


Рис. 1. Микротурбинная установка Turbes T 100 [3]: 1 – ВГ; 2 – турбина; 3 – патрубок от рекуператора; 4 – рекуператор; 5 – теплообменник; 6 – клапан выпуска вентиляционного воздуха; 7 – выхлопной патрубок; 8 – патрубок подвода воды в теплообменник; 9 – патрубок подачи горячей воды потребителю; 10 – силовая электроника; 11 – патрубок к рекуператору; 12 – масляный насос; 13 – глушитель воздушного насоса; 14 – охлаждающий водяной насос; 15 – система управления; 16 – камера сгорания; 17 – клапан для входа воздуха; 18 – воздушный фильтр

Ввиду высоких скоростей вращения ротора ВГ с ВПМ, влияние реакции якоря на величину магнитного поля в воздушном зазоре и значительной зависимости энергетических характеристик ВПМ от их установившейся температуры, например ВПМ из сплава NdFeB, применение описанного выше подхода может являться причиной значительной погрешности проектного расчёта.

Поэтому для проектирования ВГ с ВПМ для МТУ автор предлагается синтез теплового, механического и электромагнитного расчёта ВГ. В данном случае тепловые, механические и электромагнитные расчёты ведутся параллельно и в результате получается ВГ, спроектированная на требуемую мощность с учётом всех эксплуата-

ционных параметров. Кроме того, важно отметить, что в отличие от сложившихся подходов при проектировании ВГ с ВПМ проверку магнитной цепи ВГ необходимо производить в режиме холостого хода, так как в нагрузочном режиме магнитное поле реакции якоря снижает величину магнитной индукции в воздушном зазоре, создаваемую ВПМ.

Представляется целесообразным рассмотреть процесс проектирования ВГ с ВПМ для МТУ.

В качестве ВПМ ротора принимается сплав NdFeB, так как он превосходит по своим энергетическим характеристикам, а также обладает более низкой ценой и более простой технологией производства по сравнению с другими ВПМ (например, из сплава SmCo).

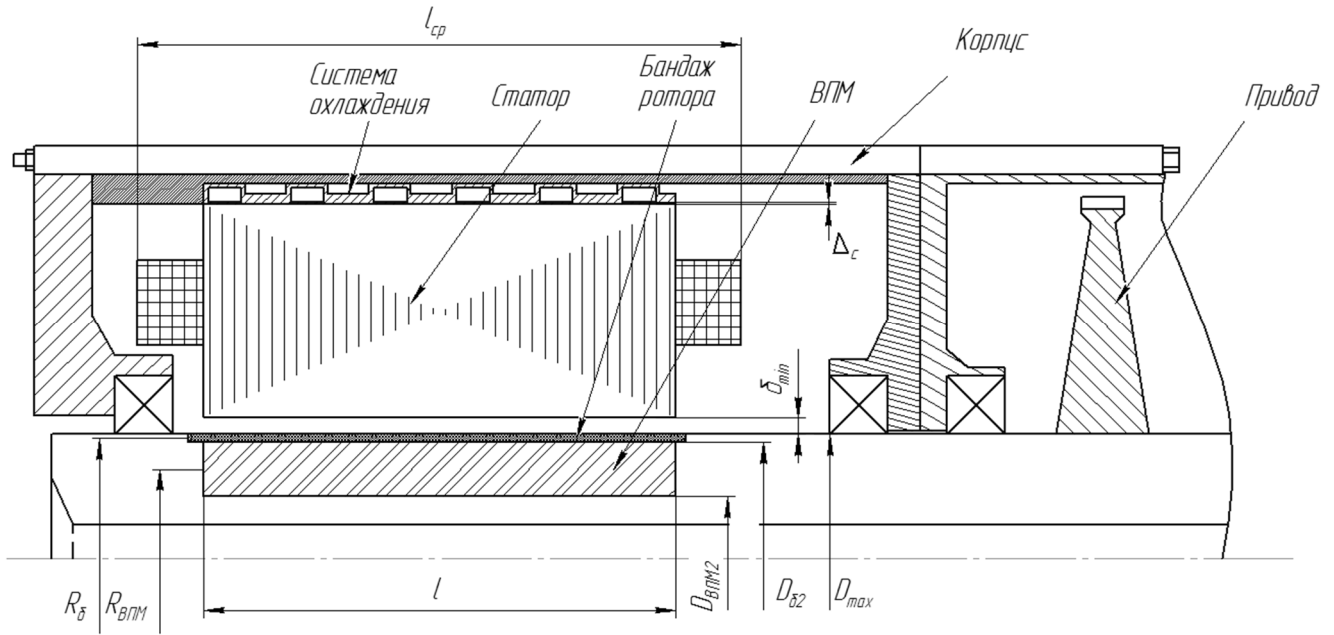


Рис. 2. Расчётная схема ВГ с ВПМ в составе МТУ

При проектных расчётах считаются заданными частота вращения ротора, номинальное напряжение и мощность ВГ с ВПМ, $\cos \varphi$, тип и величина нагрузки сети, а также свойства ВПМ (остаточная индукция B_r и коэрцитивная сила H_c) и температура ВПМ. Также считаются заданными параметры системы охлаждения ВГ с ВПМ, тип хладагента, его температура и давление на входе в систему охлаждения.

Задачей проектного расчёта является определение оптимальных геометрических параметров ВГ с ВПМ, электромагнитных и тепловых нагрузок, а также его массовых характеристик.

Приводим порядок расчёта на примере высокооборотного генератора с цилиндрическими ВПМ.

1. Задаётся материал ВПМ и исходя из его физических свойств (предела текучести и плотности) по условиям механической прочности определяется максимально возможный диаметр ротора ВГ [7]:

$$D_1 = \frac{n}{c_1} \sqrt{\frac{\sigma g}{\rho k_a}}, \quad (1)$$

где g – ускорение свободного падения; σ – предел текучести ВПМ; ρ – плотность материала ВПМ; c_1 – расчётный коэффициент ($c_1 = 60 / \pi$);

k_a – коэффициент запаса прочности по пределу текучести; n – частота вращения ротора ВГ.

Аналогичным выражением определяется максимальный диаметр спинки ротора и минимально возможная толщина ВПМ. При этом соответственно используется предел текучести и плотность материала ротора:

$$D_{ВПМmax} = \frac{n}{c_1} \sqrt{\frac{\sigma_r g}{\rho_r k_a}},$$

где σ_r – предел текучести железа ротора; ρ_r – плотность железа ротора.

2. Так как мощность ВГ определяется объёмом ВПМ, который зависит от активной длины и толщины ВПМ, то можно задаться толщиной ВПМ, варьируя при этом длиной ВПМ. При этом необходимо учитывать, что толщина ВПМ должна отвечать условиям механической прочности (1).

Толщина бандажной оболочки ротора (рис. 2) [8]:

$$\delta_{\delta} = \frac{\Omega^2 \left[\rho_{\delta} R_{\delta} (D_{\delta 1}^2 + D_{\delta 2}^2) + \rho_{ВПМ} R_{ВПМ} (D_{ВПМ1}^2 + D_{ВПМ2}^2) \right]}{8\sigma}, \quad (2)$$

где Ω – угловая скорость ротора ВГ, рад/с; ρ_δ , $\rho_{\text{ВПМ}}$ – плотность материала бандажа и ВПМ соответственно; σ – предел прочности на текучесть материала бандажной оболочки; R_δ , $D_{\delta 1}$, $D_{\delta 2}$, $R_{\text{ВПМ}}$, $D_{\text{ВПМ1}}$, $D_{\text{ВПМ2}}$ – геометрические параметры ВГ.

$$\begin{aligned} &\text{Геометрические параметры: } D_{\delta 1}=D_{\text{max}}; \\ &D_{\delta 1}=D_{\text{max}}-2\delta_\delta; \quad D_{\text{ВПМ}}=D_{\delta 2}; \quad D_{\text{ВПМ2}}=D_{\text{ВПМ1}}-2h_{\text{М}}; \\ &R_\delta=\frac{D_{\text{max}}-\delta_\delta}{2}; \quad R_{\text{ВПМ}}=\frac{D_{\text{max}}-2\delta_\delta-h_{\text{М}}}{2}. \end{aligned}$$

С учётом этих геометрических соотношений уравнение (2) примет вид:

$$\begin{aligned} &\rho_\delta \delta_\delta^3 - \delta_\delta^2 [\rho_\delta D_{\text{max}} - 4\rho_{\text{ВПМ}} h_{\text{М}} + \rho_\delta] + \\ &+ \delta_\delta [\rho_\delta D_{\text{max}} - 4\rho_{\text{ВПМ}} D_{\text{max}} h_{\text{М}} + \\ &+ 4\rho_{\text{ВПМ}} h_{\text{М}}^2 - \frac{8\sigma}{\Omega^2}] + \rho_{\text{ВПМ}} D_{\text{max}}^2 h_{\text{М}} - \\ &- 2\rho_{\text{ВПМ}} D_{\text{max}} h_{\text{М}}^2 + \rho_{\text{ВПМ}} h_{\text{М}}^3 = 0. \end{aligned} \quad (3)$$

Выражение (3) представляет собой кубическое уравнение, решение которого может быть найдено с помощью тригонометрической формулы Виета [9]. Для этого (3) перепишем в виде:

$$\delta_\delta^3 - a\delta_\delta^2 + b\delta_\delta + c = 0,$$

$$a = \frac{[\rho_\delta D_{\text{max}} - 4\rho_{\text{ВПМ}} h_{\text{М}} + \rho_\delta]}{\rho_\delta},$$

где

$$b = \frac{[\rho_\delta D_{\text{max}} - 4\rho_{\text{ВПМ}} D_{\text{max}} h_{\text{М}} + 4\rho_{\text{ВПМ}} h_{\text{М}}^2 - \frac{8\sigma}{\Omega^2}]}{\rho_\delta};$$

$$c = \frac{\rho_{\text{ВПМ}} D_{\text{max}}^2 h_{\text{М}} - 2\rho_{\text{ВПМ}} D_{\text{max}} h_{\text{М}}^2 + \rho_{\text{ВПМ}} h_{\text{М}}^3}{\rho_\delta} -$$

коэффициенты кубического уравнения.

Тогда

$$Q_1 = \frac{a^2 - 3b}{9}; \quad Q_2 = \frac{2a^3 - 9ab + 27}{c};$$

$$Q_3 = Q_1^3 - Q_2^2; \quad \varphi = \frac{1}{3} \arccos \left(\frac{Q_2}{\sqrt{Q_1^3}} \right),$$

где Q_1, Q_2, Q_3, φ – коэффициенты тригонометрической формулы Виета.

Толщина бандажной оболочки определяется исходя из значений Q_1 и Q_3 .

Если $Q_3 > 0$, тогда (3) имеет три вещественных корня:

$$\delta_{\delta 1} = -2\sqrt{Q_1} \cos(\varphi) - \frac{a}{3};$$

$$\delta_{\delta 2} = -2\sqrt{Q_1} \cos\left(\varphi + \frac{2}{3}\pi\right) - \frac{a}{3};$$

$$\delta_{\delta 3} = -2\sqrt{Q_1} \cos\left(\varphi - \frac{2}{3}\pi\right) - \frac{a}{3}.$$

Из трёх полученных значений выбирается максимальное.

Если $Q_3 < 0$, а $Q_1 > 0$, тогда (3) имеет один вещественный корень:

$$\delta_{\delta 1} = -2 \operatorname{sgn}(Q_2) \sqrt{Q_1} \operatorname{ch}(\varphi) - \frac{a}{3}.$$

Если $Q_3 < 0$, а $Q_1 < 0$, тогда (3) имеет один вещественный корень:

$$\delta_{\delta 1} = -2 \operatorname{sgn}(Q_2) \sqrt{|Q_1|} \operatorname{sh}(\varphi) - \frac{a}{3}.$$

Если $Q=0$, тогда (3) имеет один вещественный корень:

$$\delta_{\delta 1} = \sqrt[3]{c - \frac{a^3}{27} - \frac{a}{3}}.$$

Если $Q_1 = 0$, тогда (3) имеет один вещественный корень:

$$\delta_{\delta 1} = -2\sqrt[3]{Q_2} - \frac{a}{3};$$

$$\delta_{\delta 2} = \sqrt[3]{Q_2} - \frac{a}{3}.$$

Таким образом, исходя из условий механической прочности, определяется толщина бандажной оболочки и максимально возможный диаметр ротора.

3. Задаётся коэффициент полюсного перекрытия [10] и определяется ряд геометрических параметров ВГ, в том числе минимальный воздушный зазор δ_{min} , который выбирается из технологических соображений с учётом тепловых и механических расширений бандажной оболочки ротора в процессе эксплуатации, так как не учёт теплового и механического расширения может привести к чрезмерному разбуханию бандажной оболочки и заклиниваю ротора в статоре:

$$D_{\text{ст}} = D_{\text{max}} + 2\delta_{\text{min}} + 2\delta_\delta.$$

Инженерные расчёты, проведённые автором, показали, что для титанового или углепластикового бандажа для ВГ с частотой вращения ротора 60 000 об/мин и диаметром ротора 60 мм, δ_{\min} составляет 1 – 1,2 мм.

4. Задаётся максимальная установившаяся температура постоянных магнитов $\Theta_{\text{ВПМ}}$ и определяются рабочие характеристики ВПМ, индукция в воздушном зазоре ВГ при холостом ходе [10, 11] и коэрцитивная сила:

$$B_r(\Theta) = B_r \left(1 - \frac{k_{Br}(\Theta_{\text{ВПМ}} - 23)}{100} \right);$$

$$H_{cB}(\Theta) = H_{cB} \left(1 - \frac{k_{Hc}(\Theta_{\text{ВПМ}} - 23)}{100} \right);$$

$$B_{\delta 0} = \frac{1}{1 + k_z \left(\frac{\delta_{\min} + \delta_{\delta}}{2h_M \mu_0} \right) \left(\frac{B_r(\Theta)}{k_{\text{рас}} H_{cB}(\Theta)} \right)} \frac{B_r(\Theta)}{k_{\text{рас}}},$$

где $B_r(\Theta)$, $H_{cB}(\Theta)$ – действующие значения остаточной индукции и коэрцитивной силы по индукции ВПМ соответственно; B_r , H_{cB} – значения остаточной индукции и коэрцитивной силы по индукции ВПМ, указанные в технических характеристиках соответственно; k_{Br} – температурный коэффициент остаточной индукции ВПМ; k_{Hc} – температурный коэффициент коэрцитивной силы ВПМ.

5. Опираясь известными соотношениями, определяется ряд геометрических размеров магнитной цепи ВГ с ВПМ и число пазов статора:

$$b_m = D_{\max} \sin \frac{\pi \alpha_i}{2p}; \quad \tau = \frac{\pi D_{\max}}{2p}; \quad \tau_{\text{ст}} = \frac{\pi D_{\text{ст}}}{2pmq},$$

где τ – полюсное деление ротора; α_i – коэффициент полюсного перекрытия ротора ВГ; p – число пар полюсов ротора ВГ; $D_{\text{ст}}$ – диаметр расточки статора; m – число фаз; $\tau_{\text{ст}}$ – полюсное деление статора; q – число пазов на полюс и фазу; k_{δ} – коэффициент Картера; μ_0 – магнитная проницаемость вакуума; k_p – коэффициент рассеяния магнитной системы ротора с ВПМ.

6. Задаётся материал магнитопровода статора и, исходя из величины индукции холостого хода

(максимального значения индукции в воздушном зазоре ВГ), производится расчёт магнитной цепи по [6, 7] и определяется высота спинки статора, а также размеры зубца статора. Для определения размеров зубца статора задается предварительная плотность тока в обмотках ВГ [6], по значению которой определяется площадь, занимаемая обмоткой в пазу, длина лобовых частей и сопротивление обмотки. Кроме того, по результатам расчёта магнитной цепи определяется коэффициент насыщения k_F ВГ.

7. Определяются потери в ВГ по известным методикам. Добавочные потери в ВГ могут быть определены по [12]. Зная геометрические размеры статора, а также величину потерь можно уже на данном этапе построить тепловую схему ВГ и определить её тепловые сопротивления и для заданной плотности токов рассчитать температуру ВПМ [13, 14].

Если температура ВПМ, полученная в результате расчёта параметров тепловой схемы, не соответствует максимальной заданной температуре ВПМ (разница между температурой в п. 7 и её температурой, заданной в п. 4, составляет более чем 3%), то необходимо произвести уже на данном этапе итерационные расчёты с корректировкой плотности тока п. 6 или геометрических размеров статора п. 5.

8. На величину магнитной индукции в воздушном зазоре ВГ с ВПМ оказывает влияние не только температура ВПМ, но и размагничивающее действие реакции якоря. После определения геометрических размеров ВГ по результатам тепловых и механических расчётов, в том числе плотности тока в обмотках, определяется число витков фазы обмотки при индукции в воздушном зазоре при холостом ходе:

$$w = \frac{pk_e U_{\phi}}{4k_{об} k_{\phi} f B_{\delta} D_{\max} l}.$$

По числу витков фазы определяется линейная токовая нагрузка ВГ, и уже исходя из неё магнитная индукция в воздушном зазоре ВГ при нагрузке с учётом влияния на неё реакции якоря.

Далее по известным методикам рассчитываются индуктивные сопротивления ВГ.

9. Одной из основных зависимостей ВГ, характеризующей его работу, в составе автономной системы электроснабжения, а также определяющей схмотехническое решение по стабилизации его напряжения является его внешняя характеристика

(зависимостей напряжения на клеммах ВГ от тока нагрузки), которую также, необходимо строить с учётом температурных зависимостей энергетических характеристик ВПМ.

В работах [7, 15] изложены способы построения внешних характеристик ВГ с ВПМ без учёта температуры. Основываясь на результатах представленных выше работ, предлагается несколько иной подход к построению внешней характеристики ВГ с ВПМ. Суть данного подхода заключается в том, что для каждой величины нагрузки при построении внешней характеристики необходимо оценивать температуру ВПМ и обмотки и, соответственно, определять фазное напряжение, исходя не только из-за влияния на его величину поля реакции якоря (величина которой зависит от тока нагрузки), но и температуры ВПМ (которая косвенно зависит от тока нагрузки). После чего данные точки необходимо интерполировать во внешнюю характеристику ВГ.

В качестве примера, иллюстрирующего предложенный подход к построению внешних характеристик ВГ, рассматривается внешняя характеристика неявнополюсного ВГ с частотой вращения ротора 24000 об/мин, мощностью 100 кВт и линейным напряжением 200 В.

Внешняя характеристика, ввиду равенства индуктивных сопротивлений по осям d и q , строилась на основе уравнения эллипса [15]:

$$\left(\frac{U}{E_0}\right)^2 + \left(\frac{I}{I_k}\right)^2 + 2\left(\frac{U}{E_0} \frac{I}{I_k}\right) \cos\left(\varphi - \arctg \frac{x_d}{r}\right) = 1, \quad (4)$$

где E_0 – ЭДС холостого хода ВГ; I_k – ток, при котором происходит размагничивание ВПМ, определяется из рабочей диаграммы ВПМ; x_d – индуктивное сопротивление рассеяния по оси d .

При построении внешней характеристики без учёта температуры в выражение (4) были подставлены необходимые численные параметры и получена внешняя характеристика без учёта температурных воздействий (рис. 3).

При построении внешней характеристики для определения тока I_k были построены рабочие диаграммы магнитов для нескольких значений температуры (23, 175, 230°C), также учитывалось изменение ЭДС холостого хода при увеличении температуры, изменение активного сопротивления фазы и реактивного сопротивления ВПМ. В результате была получена внешняя характеристика с учётом температуры (см. рис. 3).

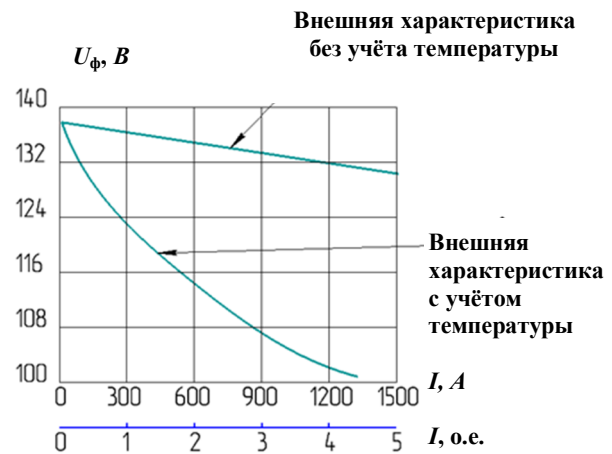


Рис. 3. Внешняя характеристика ВГ с ВПМ с учётом и без учёта влияния температуры

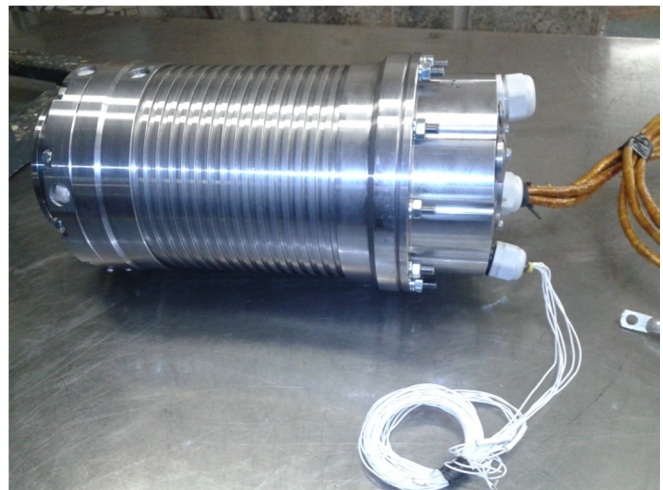


Рис. 4. Бесконтактный магнитоэлектрический генератор (мощность 120 кВт, частота вращения ротора 60 000 об/мин)

Из анализа рис. 3 видно, что расхождение между кривыми (с учётом температурного влияния и без его учёта) при трёхкратной перегрузке может достигать 20%. То есть, при проектировании системы стабилизации напряжения ВГ, без учёта температуры, погрешность может составлять более 20%. Это неприемлемо при решении современных задач электромеханики. Поэтому рекомендуется при построении внешних характеристик ВГ с ВПМ учитывать влияние температуры на характеристики ВПМ.

Предложенная методология проектирования и построения внешних характеристик ВГ с ВПМ была апробирована при создании на кафедре электромеханики ФГБОУ ВПО «УГАТУ» ВГ с ВПМ для МТУ мощностью 120 кВт с частотой вращения ротора 60 000 об/мин (рис. 4), и показала свою эффективность.

Показано, что расчёт магнитной цепи и проверка её на насыщаемость для ВГ с ВПМ необходимо проводить в режиме холостого хода. Определение толщины бандажной оболочки высокоскоростных электромеханических преобразователей энергии на основе формулы Виета позволяет при минимальных начальных условиях с достаточной точностью определить толщину бандажа ротора и величину минимального воздушного зазора.

Полученные результаты могут быть использованы на практике при разработке бесконтактных высокоскоростных магнитоэлектрических генераторов для микротурбинных установок.

Литература

1. Микротурбинные установки Capstone // Электронный ресурс. – URL: http://www.bpcenergy.ru/imgcompany/bpcenergy/events/2009/Capstone_brochure5.pdf (дата обращения 22.02.2015).
2. Portable Biogas Microturbine Power System Installation // Электронный ресурс http://web.ornl.gov/sci/de_materials/documents/CETC_MTrailer.pdf (дата обращения 22.02.2015).
3. Газовые микротурбины Turbec серии T100 // Электронный ресурс. – URL: <http://www.powercity.ru/site/gu/catalog/46.html> (дата обращения 22.02.2015).
4. Геча В. Я., Захаренко А. Б., Мещихин И. А. [и др.]. Комплексная математическая модель высокоскоростного электрогенератора // Вопросы электромеханики. Труды НПП ВНИИЭМ. – М.: ФГУП «НПП ВНИИЭМ», 2011. – Т. 122. – № 3. – С. 3 – 10.
5. Копылов И. П. Проектирование электрических машин / И. П. Копылов. – М.: Энергия, 1980. – 495 с.
6. Гольдберг О. Д. Проектирование электрических машин: учебник для вузов / О. Д. Гольдберг. – М.: Высшая школа, 1984. – 431 с.
7. Бут Д. А. Бесконтактные электрические машины / Д. А. Бут. – М.: Высшая школа 1990. – 415 с.
8. Ледовский А. Н. Электрические машины с высококоэрцитивными постоянными магнитами / А. Н. Ледовский. – М.: Энергоатомиздат, 1985. – 169 с.
9. Бронштейн И. Н. Справочник по математике: для инженеров и учащихся вузов. – М.: Наука, 1986. – 544 с.
10. Исмагилов Ф. Р., Хайруллин И. Х., Вавилов В. Е., Определение коэффициента полюсного перекрытия быстроходных магнитоэлектрических машин с высококоэрцитивными цилиндрическими магнитами // Электричество. – 2013. – № 11. – С. 51 – 53.
11. Minos Beniakar. Themistoklis Kefalas, Antonios Kladas Investigan of the Impact of the Operational Temperature of a Surface Permanent Magnet Motor // Materials Science Forum. – 2011. – Vol. 670. – Pp. 259 – 264.
12. Исмагилов Ф. Р., Хайруллин И. Х., Вавилов В. Е. Коэффициент полезного действия высокоскоростных электромеханических преобразователей энергии с высококоэрцитивными постоянными магнитами // Известия высших учебных заведений. Электромеханика. – 2015. – № 2 (538). – С. 12 – 19.
13. Исмагилов Ф. Р., Хайруллин И. Х., Вавилов В. Е. Математическая модель переходных тепловых процессов в бесконтактной магнитоэлектрической машине // Электротехнические и информационные комплексы и системы. – 2013. – № 3. – Т. 9. – С. 8 – 14.
14. Сипайлов Г. А., Сальников Д. И., Жадан В. А. Тепловые, гидравлические и аэродинамические расчёты в электрических машинах / Г. А. Сипайлов и др. – М.: Высшая школа, 1989. – 238 с.
15. Балагуров В. А., Галтеев Ф. Ф. Электрические генераторы с постоянными магнитами / В. А. Балагуров, Ф. Ф. Галтеев. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 280 с.

Поступила в редакцию 12.05.2015

Вячеслав Евгеньевич Вавилов, канд. техн. наук, ст. научн. сотрудник,
ФГБОУ ВПО «Уфимский государственный авиационный технический университет»,
кафедра Электромеханики,
s2_88@mail.ru, 8(347)273-77-87, 89273465305.

DESIGN METHODS for HIGH-SPEED GENERATORS for MICRO-TURBINE INSTALLATIONS

V.E. Vavilov

Method for design of high-speed magneto-electric machines with hard permanent magnets is offered for consideration. The method involves complex calculation of heat, mechanical and electromagnetic characteristics of magneto-electric machine and enables improvement of result accuracy at the stage of design and pre-design analysis. The principle of the method lies in determination of rotor geometry of magneto-electric generators basing on their mechanical strength, at the first state of calculations. The main difficulty lies in determination of minimum band shell thickness which guarantees mechanical strength of rotor. Considering that capacity of a high-speed generator is determined by permanent magnet volume which depends on magnet active length and thickness, thickness of permanent magnet shall be deemed to be specified and its lengs will be calculated during following stages. This term enables to determine band shell thickness using

minimum of initial data in form of cubic equation roots. This design approach shall allow to minimize embedding of different variables which are based on empirical data (e.g. air-gap flux density, line current load etc.), and consequently to improve calculation accuracy and to reduce number of iterations caused by adjustment of empirical values.

Key words: high-speed magneto-electric machines, hard permanent magnets, micro-turbine installations.

List of References

1. Micro-turbine installations capstone: Available at: http://bpcenergy.ru/imgcompany/bpcenergy/events/2009/Capstone_brochure5.pdf (accessed 22th February, 2015).
2. Portable biogas micro-turbine power system installation: Available at: http://web.ornl.gov/sci/de_materials/documents/CETC_MTrailer.pdf (accessed 22th February, 2015).
3. Gas micro-turbines Turbec Series T100 : Available at: <http://www.powercity.ru/site/ru/catalog/46.html> (accessed 22th February, 2015).
4. Gecha V. Ya., Zakharenko A. B., Meshchikhin I. A., et al. Integrated mathematical model of high-speed electric generator // Issues of electro-mechanics, Proceedings of VNIIEEM SPE. – Moscow: Federal State Unitary Enterprise ‘VNIIEEM Scientific and Production Enterprise’, 2011. – Vol. 122. – No. 3. – Pp. 3 – 10.
5. Kopylov I. P.. Design of electrical machines. – Moscow: Energiya [Energy] Publ., 1980. – 495 p.
6. Goldberg O. D. Designing of electrical machines: College textbook. – Moscow: Vysshaya Shkola [Higher School] Publ., 1984. – 431 p.
7. But D. A. Contactless Electrical Machines. – Moscow: Vysshaya Shkola [Higher School] Publ., 1990. – 415 p.
8. Ledovskiy A. N. Electrical machines with hard permanent magnets. – Moscow: Energoatomisdat Publ., 1985. – 169 p.
9. Bronshtein I. N. Mathematics quick reference guide for engineers and higher school students. – Moscow: Science [Nauka] Publ., 1986. – 544 p.
10. Ismagilov F. P., Khayrullin I. Kh., Vavilov V. E. Determination of polar overlapping factor for high-speed magneto-electric machine with hard cylindrical magnets // Electricity [Elektrichestvo] Publ. – 2013. – No. 11. – Pp. 51 – 53.
11. Minos Beniakar. Themistoklis Kefalas, AntoniosKladas Investigan of the Impact of the Operational Temperature of a Surface Permanent Magnet Motor // Materials Science Forum. – 2011. – Vol. 670. – Pp. 259 – 264.
12. Ismagilov F. P., Khayrullin I. Kh., Vavilov V. E. Performance factor of high-speed electro-mechanical energy transformers with hard permanent magnets // News of Higher Educational Institutions. Electromechanics. – 2015. – No. 2(538). – Pp. 12 – 19.
13. Ismagilov F. P., Khayrullin I. Kh., Vavilov V. E. Mathematical model of transient thermal processes in contactless magneto-electric machine // Electrical engineering and information complexes and systems. – 2013. – Vol. 9. – No. 3. – Pp. 8 – 14.
14. Sipaylov G. A., Salnikov D. I., Zhadan V. A. Thermal Hydraulic and aerodynamic calculations for electrical machines, Moscow: Vysshaya Shkola [Higher School] Publ., 1989. – 238 p.
15. Balagurov V. A., Galteev F. F. Electrical generators with permanent magnets. – Moscow: Energoatomizdat Publ., 1988. – 280 p.

Vyacheslav Evgenyevich Vavilov

Ph.D. in Engineering Science, Senior Research Scientist,

Federal State Budgetary Educational Institution

of Higher Professional Education ‘Ufa State Air Technical University’,

Department of Electromechanics,

tel.: (347)273 77 87, (927)346 53 05,

e-mail: s2_88@mail.ru.