

УДК 621.3.049

**ОПТИМИЗАЦИОННЫЙ РАСЧЕТ ТИХОХОДНОГО СИНХРОННОГО
ГЕНЕРАТОРА НА ПОСТОЯННЫХ МАГНИТАХ ДЛЯ БЕЗРЕДУК-
ТОРНЫХ ЭЛЕКТРОГЕНЕРИРУЮЩИХ УСТАНОВОК****Е. И. Зарицкая¹, Л. Н. Канов², А. М. Олейников³**

Разработан метод оптимизационного расчета многополюсных синхронных генераторов с постоянными магнитами (СГПМ). Учтена специфика эксплуатации СГПМ в ветроэнергетических установках. Предложен способ выбора оптимальных размеров магнитов и конструктивные параметров СГПМ.

Ключевые слова: синхронные генераторы с постоянными магнитами; оптимизационный расчет; выбор параметров

В современных ветроэлектрических установках (ВЭУ) применяются самые различные типы электромеханических преобразователей энергии, при этом в автономных безредукторных ВЭУ все более широкое применение находят многополюсные синхронные генераторы с возбуждением от постоянных магнитов (СГПМ), которые отличаются высокой надежностью, простотой конструкции и обслуживания, более высоким КПД. В то же время, вопросам проектирования и расчета таких машин уделяется недостаточно внимания.

Существующие методики расчета СГПМ [1-6] ориентированы, в основном, на быстроходные машины, применяющиеся в летательных аппаратах в качестве автономных источников питания с приводом от турбин, или маломощных тахогенераторов для измерения частоты вращения главных двигателей. Это обычно малополюсные генераторы, а их скорости вращения составляют тысячи оборотов в минуту, что выдвигает на первый план обеспечение механической прочности ротора и магнитной системы, выбора электромагнитных нагрузок и тепловых режимов [4].

Для генераторов ВЭУ наряду с этим приходится учитывать и другие специфические особенности. В частности, хотя окружные скорости ротора генератора малы, здесь постоянно действуют динамические моменты, связанные с сугубо нестационарным характером скорости и силы ветра, что при отсутствии мультипликатора или другого механического звена, демпфирующего усилия на валу, сопровождается колебаниями мощности и вы-

¹ © Зарицкая Е.И., ст. препод. кафедры «Электро ОНМУ.

² © Канов Л.Н., к.т.н., доц. Сев НТУ Севастополь.

³ © Олейников А.М. д.т.н., проф. кафедры «Судовых и промышленных электромеханических систем», Севастополь.

зывает дополнительный нагрев активных частей. С другой стороны, при достаточно большом числе полюсов возникают трудности в обеспечении требуемого магнитного потока в зазоре СГ, что влечет за собой увеличение объема меди обмотки, а это, наряду с трудностями ее размещения, приводит к ухудшению характеристик генератора.

Методики [1–6] основаны на традиционном подходе к анализу магнитной цепи СГПМ. Например, в [3] на основе решения задачи распределения магнитного поля в зазоре приведены рекомендации по определению индукции на поверхности магнита $B_{нов}$ и средней индукции в зазоре $B_{\delta 0}$, в [5] для учета нелинейности магнитной цепи применяются графические методы.

Цель статьи - разработка методики оптимизационного расчета многополюсных генераторов с постоянными магнитами, позволяющей более детально учесть вышеотмеченные особенности.

Методика и материалы исследования. На основании опыта изготовления и испытания тихоходных СГПМ представляется целесообразным сохранение традиционной цилиндрической формы статора и ротора, когда обмотка якоря расположена в пазах, а постоянные магниты – на поверхности ротора. Число пазов на полюс и фазу принимается $q_1 = 1$, паз статора – полузакрытого типа, а зубцы – равномерного прямоугольного сечения. При большом числе пар полюсов p и увеличенном внутреннем диаметре расточки статора D_i естественным образом возрастает момент инерции ротора, что в определенной степени усиливает демпфирование динамических колебаний при порывах ветра.

Одна из основных задач расчета – определение оптимальных соотношений между размерами магнита и основными обмоточными данными и размерами расточки статора.

При заданной мощности P_n и характере нагрузки $\cos\varphi$ величина тока нагрузки I_n проектируемого СГ и необходимое сечение эффективного проводника $q_{эфф}$ фазы статора определяются сразу

$$I_n = \frac{P_n}{mU_n \cos\varphi_n}, \quad q_{эфф} = \frac{I_n}{j_{дон}},$$

где $j_{дон}$ – допустимая плотность тока.

Выбор геометрических размеров активного ядра генератора следует проводить с учетом принятых стандартных высот осей вращения электрических машин и соображений экономичной вырубке листов электротехнической стали, при этом геометрия пазово-зубцовой зоны (число пазов статора z_1 , зубцовое деление статора t_{z1} , ширина и высота зубца b_z и h_z , открытие паза O_1 и размер шлица h_{sh} , высота ярма статора

$h_a = 0,5 \cdot (D_a - D_i - 2h_z)$), также как и наружный диаметр статора D_a , диаметр ротора D_p , величина зазора δ , полюсное деление $\tau = \frac{\pi D_i}{2p}$ подлежат предварительному заданию.

По этим данным находится

- средняя длина силовой линии статора

$$l_{cp} = \frac{\pi(D_a - h_a)}{2p},$$

- ширина паза в верхней части

$$b_1 = \frac{\pi(D_i + 2h_z)}{z_1};$$

- ширина паза в нижней части

$$b_2 = \frac{\pi(D_i + 2h_{sh} + 2h_{kL}) - z_1 b_z}{z_1},$$

где h_{kL} – высота клина. Площадь поперечного сечения паза в свету для укладки обмотки определяется по соотношению

$$S_{ncв} = 0,96S_{np} - S_{uz},$$

где $S_{np} = (h_n - h_{sh} - h_{kL}) \cdot 0,5(b_1 + b_2)$ – общая расчетная площадь паза; $S_{uz} = 1,5b_{uz}(2h_n + b_1 + b_2)$ – площадь корпусной изоляции и прокладок; b_{uz} – толщина пазовой изоляции.

Магнитная индукция $B_{\delta 0}$ в зазоре в режиме холостого хода рассчитывается по соотношению [3]

$$B_{\delta 0} = B_0 = B_{нов} \frac{(1 + \delta_*)^{2p} - 1}{((1 + \delta_*)^{2p} + 1) \cdot p \cdot \delta_*}, \quad (1)$$

где $B_{нов}$ – максимальное значение индукции на поверхности магнита в режиме холостого хода

$$B_{нов} = \frac{B_r}{\sigma_0 \cdot \left(1 + k_{\delta} \cdot \delta_* \cdot \frac{B_r}{\mu_0 \cdot l_{m*} \cdot H_C \cdot \sigma_0} \right)}, \quad (2)$$

B_r – остаточная индукция магнита;

$\delta_* = \frac{\delta}{0,5D_p}$ – относительная длина воздушного зазора;

$k_{\delta} = \frac{t_{z1}}{t_{z1} - \gamma \cdot \delta}$ – коэффициент Картера;

$l_{m^*} = \frac{h_m}{0,5D_p}$ – относительная длина силовой линии;

h_m – высота магнита; $\gamma = \left(\frac{5\delta}{O_1} + 1 \right)^{-1}$.

Ширина образующего полюс магнита b_m предварительно выбирается в долях полюсного деления $b_m = \alpha_\delta \tau = (0,68...0,78)\tau$, а его высота должна обеспечивать расчетный объем, определяемый по соотношению [1, 3]

$$V_{mp} = \frac{0,9P \cdot k_F \cdot \sigma_0 \cdot k_{ad} \cdot k_{y\delta} \cdot k_{кз}}{4 \cdot k_f \cdot f_H \cdot B_{\delta 0} \cdot H_{HK} \sqrt{1 - \frac{\cos^2 \varphi_H}{k_{кз}^2} - \frac{\sin \varphi_H}{k_{кз}} \cdot 2p}}, \quad (3)$$

где $k_{ad} = \frac{\alpha_\delta \pi + \sin(\alpha_\delta \pi)}{4 \sin(0,5\alpha_\delta \pi)}$ – коэффициент приведения по продольной оси; α_δ – геометрический коэффициент полюсного перекрытия; $k_F \approx 1,12$ – коэффициент, учитывающий падение магнитного напряжения; $k_{y\delta} \approx 1,15$ – коэффициент ударности; $k_{кз} \approx 3,5$ – коэффициент кратности тока короткого замыкания; $k_f \approx 1,125$ – коэффициент формы поля; $f_H = 50$ Гц – номинальная частота; $H_{HK} = 0,55H_C$ – напряженность поля в магните при установившемся режиме короткого замыкания; H_C – коэрцитивная сила магнита.

Выражения (2), (3) имеют оценочный характер, поэтому выражение (1) дает только примерное значение и размеры магнита на полюс в процессе расчета уточняются.

Предварительный выбор активной длины сердечника L_i следует совместить с определением необходимого числа витков фазы W_1 , используя соотношения

$$\Phi_{\delta 0} = \frac{2}{\pi} B_{\delta 0} \tau L_i = B_{\delta 0} \frac{D_i L_i}{p} \quad W_1 = \frac{E_1 K_e}{4,44 f \Phi_{\delta 0} k_{об}}.$$

К проблемным вопросам расчета также относится определение потоков рассеяния статора и магнита, встроенного в магнитную цепь генератора. Строго задача решается с привлечением методов расчета магнитных полей или численным моделированием в существующих программных комплексах [6 – 9]. Нами реализована методика, приведенная в [1]. Общая проводимость рассеяния магнита в магнитной цепи генератора определяется выражением

$$\Sigma \Lambda_{sm} = \Lambda_{sm} + \Lambda_{s.mp}, \quad (4)$$

где $\Lambda_{sm} = 2h_m \cdot \varphi_1 + l_m \cdot \varphi_2 + 2l_m \frac{h_m}{d_{\min}}$ – собственная проводимость рассеяния;

$\Lambda_{s.mp} = k_\lambda \Lambda_{эм}$; $\Lambda_{эм} = 5l_m \cdot \frac{h_m}{d_{\max}} \cdot \varphi_\alpha + 1,6h_m \cdot \varphi_\beta$ – проводимость эквивалентного электромагнита.

В этих формулах постоянные коэффициенты равны

$$\varphi_1 = \ln \left(1 + \frac{\pi \tau}{2d_{\min}} \right); \quad \varphi_2 = \ln \left(1 + \frac{\pi \cdot (\tau - b_{m1})}{2d_{\min}} \right),$$

$$\varphi_\alpha = \frac{d_{\max}}{d_{\max} - d_{\min}} \cdot \left(1 - \frac{d_{\min}}{d_{\max} - d_{\min}} \ln \frac{d_{\max}}{d_{\min}} \right);$$

$$\varphi_\beta = \frac{\pi b_m}{2d_{\max}} + \ln \left(1 + \frac{\pi b_m}{2d_{\max}} \right) - \left(\frac{\pi b_m}{2d_{\max}} \right)^2 \cdot \ln \left(1 + \frac{2d_{\max}}{\pi b_m} \right), \text{ а}$$

$$d_{\max} = \frac{\pi D_p}{2p} - b_{m1} \text{ и } d_{\min} = \frac{\pi \cdot (D_p - 2h_m)}{2p} - b_{m2} \text{ – максимальное и минимальное}$$

расстояние между магнитами соседних полюсов; l_m – длина набора пакета статора и магнита; b_{m1} , b_{m2} – ширина верхней и нижней граней магнита, а $b_m = 0,5(b_{m1} + b_{m2})$ – средняя ширина магнита;

Коэффициент $k_\lambda = 0,4 \dots 0,6$ и зависит от конфигурации магнитного пространства, магнитной проницаемости магнита ρ и определяется в зависимости от соотношения $\frac{d_{\min}}{d_{\max}}$ и величины $\xi = \sqrt{\frac{h_m \cdot \Lambda_{эм}}{\rho \cdot l_m \cdot b_m}}$.

Полное индуктивное сопротивление обмотки статора по продольной оси определяется суммой

$$x_d = x_{ad} + x_1,$$

$$\text{где } x_{ad} = 4\mu_0 \lambda_{ad} f_H \frac{3}{\pi \cdot p} \cdot (Wk_{об})^2; \quad \lambda_{ad} = k_\delta k_{ad} \frac{\lambda_{\delta d} \cdot \lambda_{md}}{\lambda_{\delta d} + \lambda_{md}}; \quad \lambda_{md} = \rho \frac{l_m \cdot b_m}{h_m};$$

$$\lambda_{\delta d} = \rho \frac{l_m \cdot \tau}{k_{\mu d} \cdot \delta}; \quad k_{\mu d} \approx 1,12; \quad k_\delta = \frac{t_{z1} + \frac{5t_{z1} \cdot \delta}{O_1}}{t_{z1} - O_1 + \frac{5t_{z1} \cdot \delta}{O_1}}; \quad k_{об} \text{ – обмоточный коэффициент.}$$

фициент.

Общее индуктивное сопротивление рассеяния фазы определяется выражением

$$x_1 = 0,158 f_H \cdot \left(\frac{W}{100} \right)^2 \cdot \frac{l_m}{q_1 \cdot p} \cdot (\lambda_n + \lambda_D + \lambda_L),$$

где $\lambda_L = 0,34 \frac{q_1}{l_m} \cdot (l_L - 0,64\tau)$ – удельная магнитная проводимость лобового рассеяния;

$l_L = h_z + \frac{2}{3} \pi \tau$ – длина лобовой части витка;

$\lambda_D = 0,95 \frac{t_{z1}}{12k_\delta \cdot \delta}$ – удельная проводимость дифференциального рассеяния;

$\lambda_n = 0,96 \cdot \left(0,385 + \frac{h_z - h_{kL}}{3b_1} + \frac{O_1}{3b_2} + \frac{h_{sh}}{3O_1} \right)$ – удельная пазовая проводимость.

Общая длина витков фазы составляет

$$l_W = W \cdot 2(l_L + l_m),$$

а число эффективных проводников в пазу статора u_n и число параллельных ветвей $a_{n\phi}$ связаны соотношением

$$u_n = W \frac{6a_{n\phi}}{z_1}.$$

Полагаем далее, что обмотка укладывается в паз с небольшим запасом по площади поперечного сечения ΔS ($3..5\text{мм}^2$), тогда эффективное сечение проводников, укладываемых в паз, определяется выражением

$$q_{\text{эф}} = \frac{(S_{n.\text{св}} - \Delta S)k_{\text{эм}}}{u_n}, \quad (5)$$

где $k_{\text{эм}} = 0,6..0,7$ – коэффициент заполнения паза медью.

Активное сопротивление фазы рассчитывается по соотношению

$$r_1 = 1,03 \cdot 0,175(1 + 0,0041\theta_{\text{пер}}) \frac{l_W}{q_{\text{эф}} a_{n\phi}},$$

где $\theta_{\text{пер}} = 75^\circ$ – температура расчетного перегрева обмотки.

Потери энергии в СГПМ складываются из потерь в обмотке статора, в стали на перемагничивание и вихревые токи и механических потерь. Полный тепловой расчет представляет достаточно сложную задачу, так как необходимо определить превышение температуры различных элементов генератора над температурой окружающей среды: пазовой изоляции, зубцов, спинки и корпуса статора. Отдельно учитывается перепад температуры лобовых частей обмотки статора. Суммарный расчетный перегрев $\theta_{\text{см.ср}}$ обмотки статора определяется с учетом перегревов пазовой и лобовой частей и их относительной длины. Расчет температуры перегрева и коэффициента

полезного действия η рекомендуется выполнять по методике, изложенной в [2, 5].

На рис. 1 изображен фрагмент схемы замещения магнитной цепи генератора, включающий в себя два соседних магнита и элементы статора и ротора.

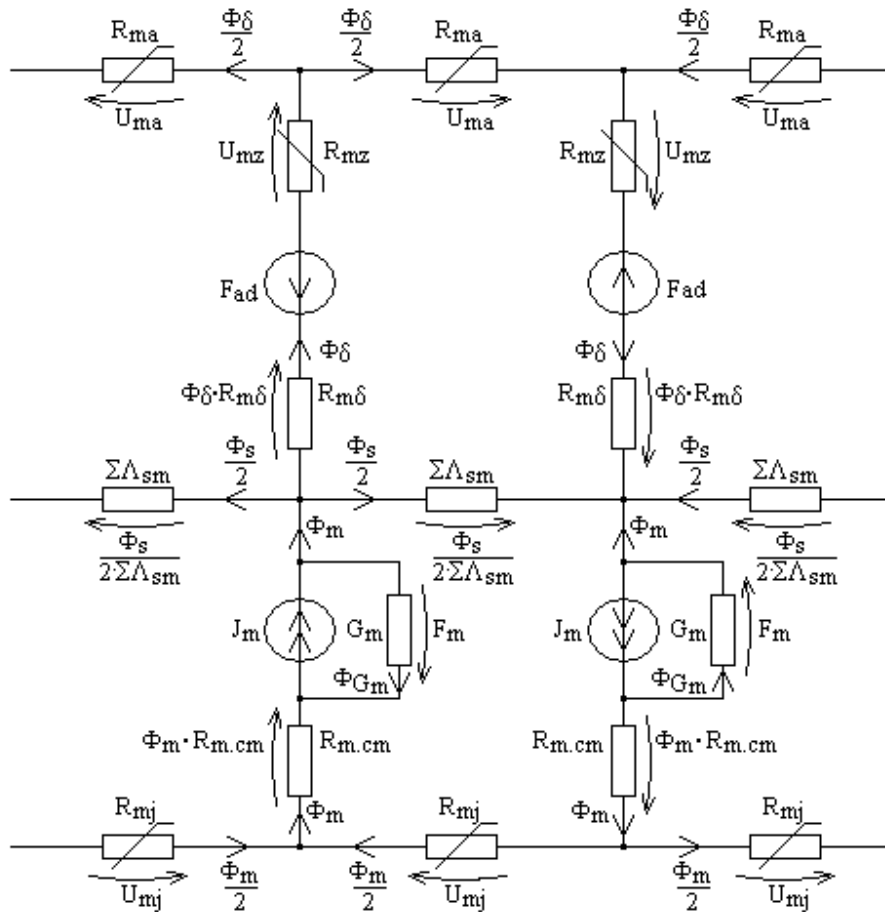


Рис. 1. Схема замещения магнитной цепи генератора

На рис. 1 обозначены: F_{ad} , F_m – МДС реакции якоря и магнитное напряжение магнита; R_{mj} , R_{mz} , R_{ma} – нелинейные магнитные сопротивления ротора, зубцов и спинки статора; $R_{m\delta}$, $R_{m.cm}$ – магнитные сопротивления зазора и стыка магнита и ротора; $\Sigma\Lambda_{sm}$ – линейная магнитная проводимость рассеяния по (4); G_m – собственная магнитная проводимость магнита;

$\Phi_\delta, \Phi_s, \Phi_m$ – магнитные потоки в зазоре, рассеяния и общий внешний поток магнита; J_m – полный поток магнита.

Магнитная цепь СГПМ описывается уравнениями: для верхнего контура

$$U_{ma} + 2U_{mz} + 2\Phi_\delta R_{m\delta} - \frac{\Phi_s}{2\Sigma\Lambda_{sm}} = 2F_{ad}; \quad (6)$$

для нижнего контура

$$-2F_m + \frac{\Phi_s}{2\Sigma\Lambda_{sm}} + 2\Phi_m R_{m.cm} + U_{mj} = 0; \quad (7)$$

для центрального узла цепи

$$\Phi_m = 2\frac{\Phi_s}{2} + \Phi_\delta; \quad \Phi_m = J_m - F_m G_m.$$

МДС реакции якоря определяется током нагрузки I_n

$$F_{ad} = \frac{1,35W \cdot k_{o\delta} \cdot k_{ad} \cdot \sin \psi \cdot I_n}{2p},$$

где ψ – угол разности фаз между ЭДС генератора и током, оцениваемый выражением

$$\psi = \arctg \frac{x_d + x_H + x_1}{r_H + r_1},$$

r_H, x_H – активное и реактивное сопротивления нагрузки.

Фазный ток зависит от ЭДС E_0 генератора:

$$I = \frac{E_0}{z_H \cdot \cos(\psi - \varphi_H) + (x_1 \cdot \sin \psi + r_1 \cdot \cos \psi)}, \quad (8)$$

где

$$E_0 = 4k_B \cdot k_{o\delta} \cdot W \cdot f_H \cdot \Phi_\delta; \quad k_B \approx 1,125. \quad (9)$$

Учитывая, что $z_H I = U_H$ – величина заданная, из формул (8), (9) получаем расчетное значение магнитного потока в зазоре

$$\Phi_\delta = \frac{U_H}{4k_B \cdot W \cdot k_{o\delta} \cdot f_H} \left(\cos(\psi - \varphi_H) + \frac{x_1 \cdot \sin \psi + r_1 \cdot \cos \psi}{z_H} \right),$$

соответствующего номинальному напряжению на нагрузке.

Линейные магнитные сопротивления зазора и стыка магнита с ротором находим по формулам:

$$R_{m\delta} = \frac{\delta \cdot k_\delta}{l_m \cdot b_m \cdot \mu_0 \cdot k_z},$$

где $k_z = 0,927$ – коэффициент неоднородности;

$$R_{m.cm} = \frac{\Delta_{cm}}{l_m \cdot b_m \cdot \mu_0},$$

где Δ_{cm} – толщина стыка.

Магнитные напряжения на различных участках магнитной цепи (в спинке ярма статора, зубцах и в роторе) определяются по кривым намагничивания материалов, которые аппроксимируется набором экспонент или гипербол вида [10]

$$B = a + bH - ke^{-cH} - de^{-sH}; \quad B = a + bH - \frac{k}{(c + H)^s}, \quad (10)$$

где a, b, k, c, d, s – коэффициенты аппроксимации.

По геометрическим размерам определяются индукции участков магнитной цепи

$$B_a = \frac{\Phi_\delta}{2l_m \cdot h_a \cdot k_c}; \quad B_\delta = \frac{\Phi_\delta}{l_m \cdot b_m \cdot k_z}; \quad B_z = \frac{B_\delta \cdot t_{z1}}{k_s \cdot b_z}; \quad B_j = \frac{\Phi_\delta + \Phi_s}{2l_m \cdot h_j},$$

где h_j – высота ярма ротора: $k_c = 0,95$ – коэффициент заполнения сердечника сталью.

По найденным индукциям на основании (10) рассчитываются напряжения поля и магнитные напряжения

$$U_{ma} = k_a \cdot l_{cp} \cdot H_a; \quad U_{mz} = H_z \cdot h_z; \quad U_{mj} = H_j \cdot l_j,$$

где $l_j = (D_p - 2h_m - h_j) \frac{\pi}{2p}$ – длина силовой линии в ярме ротора, $k_a = 0,6$

– коэффициент непостоянства индукции в ярме.

Обсуждение результатов. Определенное затруднение вызывает определение свободной магнитной проводимости магнита G_m [1,9,11]. Нами предлагается определять эту проводимость следующим образом. Известно [1], что размагничивание и намагничивание магнита в частном цикле происходит по прямой возврата, которая параллельна касательной к кривой размагничивания в точке $\Phi_r = B_r \cdot b_m \cdot l_m$. Уравнение линии кривой размагничивания имеет вид

$$\Phi = \frac{\Phi_r \cdot (F_C - F)}{F_C - a_g \cdot F}, \quad (11)$$

где $F_C = h_m H_C$; $a_g = \frac{2\sqrt{\gamma} - 1}{\gamma}$; $\gamma = \frac{BH_{\max}}{B_r H_C}$.

Коэффициент наклона линии возврата определяется выражением

$$K_B = \left. \frac{d\Phi}{dF} \right|_{F=0} = \Phi_r \frac{a_g - 1}{F_C}$$

В последней формуле $a_g - 1 < 0$ и $F_C < 0$, поэтому $\left. \frac{d\Phi}{dF} \right|_{F=0} > 0$.

Скольжение рабочей точки магнита по прямой возврата характеризует перераспределение полного потока магнита J_m между внешней магнитной цепью с сопротивлением R_m и внутренней проводимостью G_m . Уменьшение внешнего потока Φ_m приводит к увеличению потока Φ_{Gm} на внутренней проводимости и к увеличению магнитного напряжения F_m , так как внутренняя проводимость G_m невелика. Рабочая точка магнита в свободном состоянии лежит на пересечении линии возврата и кривой размагничивания, и так как положение линии возврата неопределенно (кроме ее известного наклона), то и положение рабочей точки в свободном состоянии также не определено.

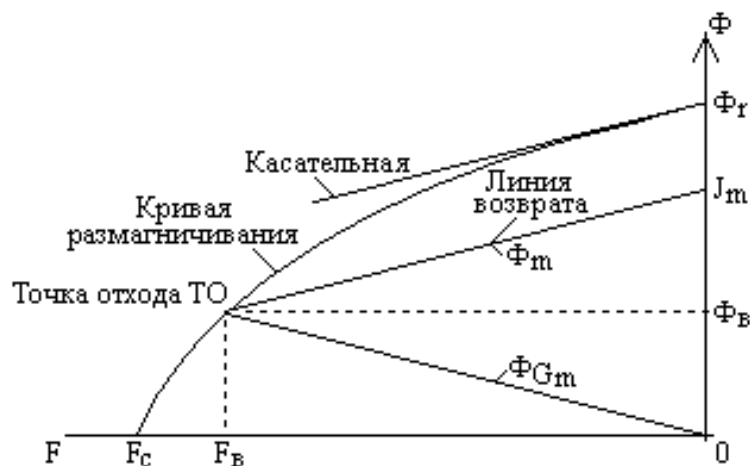


Рис. 2. Определение точки отхода

Однако, линия, характеризующая зависимость величины потока Φ_{Gm} на внутренней проводимости от магнитного напряжения F_m имеет тот же наклон, что и прямая возврата, но с обратным знаком, так что сумма потока Φ_m во внешней цепи и потока Φ_{Gm} остается постоянной и равной J_m (рис. 2).

Координаты точки отхода F_0, Φ_0 определяются совместным решением уравнения кривой размагничивания (11) и линии $\Phi_{Gm} = -K_B F$. Решение этих двух уравнений относительно F сводится к уравнению

$$a_g \cdot |K_B| \cdot F^2 + (\Phi_r - |K_B| \cdot F_C) \cdot F - \Phi_r \cdot F_C = 0; \quad F_C < 0$$

с решением

$$F_{0\ 1,2} = (2a_g \cdot |K_B|)^{-1} \cdot \left(|K_B| \cdot F_C - \Phi_r \pm \sqrt{(|K_B| \cdot F_C - \Phi_r)^2 + 4a_g \cdot |K_B| \cdot \Phi_r \cdot F_C} \right).$$

В этой формуле следует выбирать знак $+$, тогда другая координата точки отхода принимает значение $\Phi_0 = -K_B F_0$.

Геометрически точка отхода представляет вершину равнобедренного треугольника $0 - TO - J_m$, лежащую на кривой размагничивания, а наклон сторон определяется коэффициентом возврата K_B , т. е. получаем $G_m = |K_B|$. Очевидно, магнитный поток магнита $J_m = \Phi_0 - G_m F_0$. Таким образом, все элементы магнитной цепи СГПМ на рис. 1 получают математическое описание.

Расчет номинального режима сводится теперь к удовлетворению двух нелинейных алгебраических уравнений (6), (7), куда входит неизвестный поток рассеяния Φ_s . С целью оптимизации элементов конструкции СГПМ положим, что размерами магнита h_m, l_m , а также числом витков W_l можно варьировать. Так как объем магнита V_{mp} предварительно определен, то ши-

рина магнита рассчитывается из отношения $b_m = \frac{V_{mp}}{h_m \cdot l_m}$. Для того, чтобы при изменении h_m, l_m ширина магнита не слишком отклонялась от конструктивно обоснованной величины $0,75\tau$, она подсчитывается по «сглаживающей» формуле

$$b_m = \frac{0,05\tau}{1,57} \operatorname{arctg} \left(0,4 \cdot \left(\frac{V_{mp}}{h_m \cdot l_m} - 0,75\tau \right) \right) + 0,75\tau,$$

график которой изображен на рис. 3.

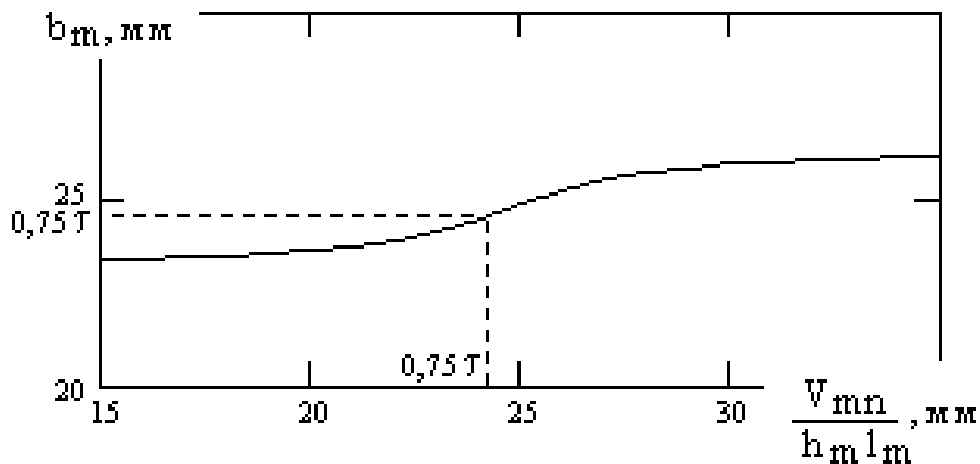


Рис. 3. К определению ширины магнита

Критерий оптимальности зависит от параметров l_m, h_m, W, Φ_s и строится следующим образом

$$Cr(l_m, h_m, W, \Phi_s) = Cr1 + Cr2 - k\eta, \quad (12)$$

где $Cr1 = \left| U_{ma} + 2U_{mz} + 2\Phi_\delta R_{m\delta} - \frac{\Phi_s}{2\Sigma\Lambda_{sm}} - 2F_{ad} \right|$ по (6);

$$Cr2 = \left| -2F_m + \frac{\Phi_s}{2\Sigma\Lambda_{sm}} + 2\Phi_m R_{m.cm} + U_{mj} \right|$$
 по (7);

$$\Phi_m = \frac{J_m - \Phi_\delta - \Phi_s}{G_m}.$$

Все последние выражения являются функциями l_m, h_m, W, Φ_s . Варьированием этих четырех переменных критерий Cr (12) сводится к минимуму, причем слагаемые $Cr1, Cr2$ сводятся практически к нулю, что означает решение уравнений (6), (7), а минимальное значение слагаемого $-k\eta$ говорит о достижении максимального КПД. Коэффициент k выбирается в пределах 10^3 для придания большего веса третьему слагаемому в критерии. При варьировании числа витков W в соответствии с (5) автоматически обеспечивается небольшой запас площади поперечного сечения паза. Кроме того, точка номинального режима всегда находится на линии возврата.

При необходимости минимизировать температуру перегрева или плотность тока эти величины со своими весовыми коэффициентами также следует ввести в выражение критерия (12). Таким образом, минимизация функции критерия Cr по параметрам l_m, h_m, W, Φ_s обеспечивает расчет и одновременно оптимизацию номинального режима. Процедура минимизации может выполняться любым методом поиска минимума функций нескольких переменных. Наиболее приемлемыми по простоте и точности являются методы прямого поиска типа Нелдера – Мида [12].

Рассмотрим построение внешней характеристики СГПМ, для которого уже рассчитан номинальный режим, и, определены оптимальные параметры l_m, h_m, W, Φ_s , и на их основании – все другие конструктивные, электрические и магнитные параметры генератора. При изменении сопротивления нагрузки рабочая точка магнита с координатами F_m, Φ_m перемещается по линии возврата под влиянием изменяющегося тока нагрузки и МДС реакции якоря F_{ad} . Задача, следовательно, состоит в решении уравнений (6) и (7) для нескольких значений параметров нагрузки r_H, x_H с сохранением фазового угла φ_H посредством минимизации функции критерия

$$Cr_{\text{ен}}(\Phi_{\delta}, \Phi_s) = Cr1(\Phi_{\delta}, \Phi_s) + Cr2(\Phi_{\delta}, \Phi_s),$$

где функции $Cr1, Cr2$ отличаются от (6), (7) тем, что переменными в них являются только потоки в зазоре Φ_{δ} и рассеяния Φ_s .

Режим короткого замыкания получается при установке

$$r_H = 0,001r_{H \text{ ном}}; \quad x_H = 0,001x_{H \text{ ном}},$$

а режим холостого хода

$$r_H = 10^4 r_{H \text{ ном}}; \quad x_H = 10^4 x_{H \text{ ном}}.$$

Эта задача решается той же принятой оптимизационной процедурой.

Для иллюстрации на рис. 4 изображена рабочая диаграмма магнита, на которой обозначены точки номинального режима, холостого хода и короткого замыкания. Линия потока рассеяния магнита в составе магнитной цепи генератора располагается существенно ниже, чем линия потока в свободном состоянии. Отрезки горизонтальных линий между прямой возврата и линией 1 равны МДС реакции якоря F_{ad} .

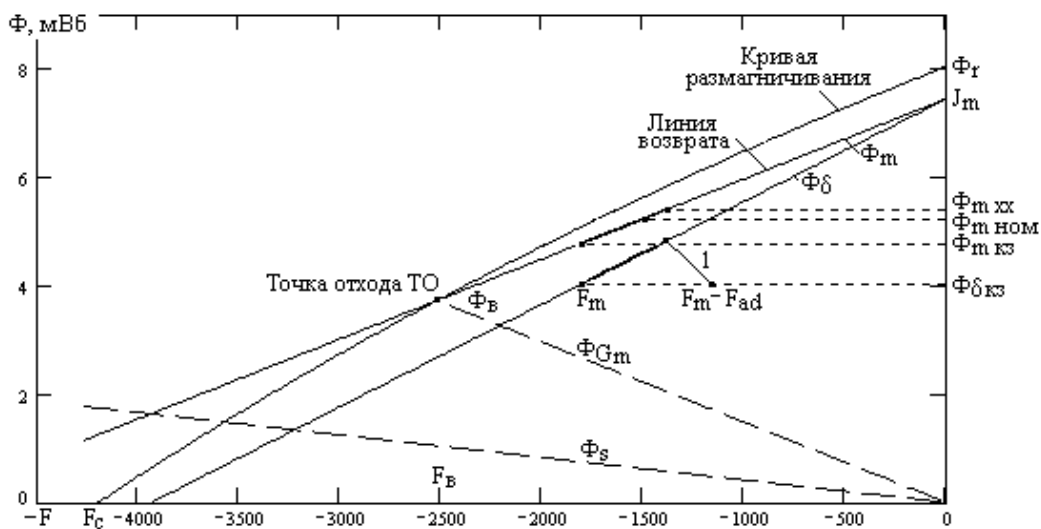


Рис. 4. Рабочая диаграмма магнита

На рис. 5 приведена внешняя характеристика генератора мощностью 35кВт и скоростью вращения 75 оборотов в минуту, по которой определяется ток короткого замыкания 168,9А и напряжение холостого хода 297,5В, а также точка номинального режима $U_n = 220В$, $I_n = 58,9А$.

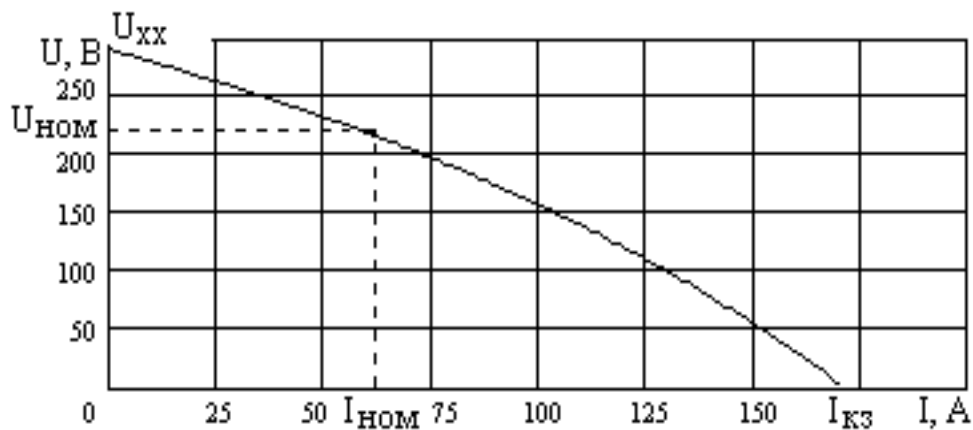


Рис. 5. Внешняя характеристика генератора

Оптимальный КПД составляет $\eta_n = 0,852$ при размерах магнитов: $h_m = 4,89$ мм; $l_m = 278$ мм; $b_m = 23,6$ мм; число витков $W_1=279$; плотность тока $J_n = 5,15$ А/мм²; величина зазора $\delta = 2$ мм; индукция в зазоре $B_\delta = 0,76$ Тл; температура перегрева $\theta_n = 42,4$ °С.

Выводы

Рассмотренная в статье методика оптимизационного расчета СГПМ позволяет с достаточной точностью

- 1) рассчитывать режим генератора для различных сопротивлений нагрузки;
- 2) выбирать оптимальные размеры магнитов и конструктивные параметры с целью повышения КПД и снижения температуры перегрева генератора.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННОЙ ЛИТЕРАТУРЫ

1. Балагуров В. А., Галтеев Ф. Ф. Электрические генераторы с постоянными магнитами. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 280 с.
2. Кривцов В. С., Олейников А. М., Яковлев А. И. Неисчерпаемая энергия. Кн. 1. Ветроэлектрогенераторы. – Харьков: Изд-во Харьковского нац. аэрокосм. ун-та (ХАИ); Севастополь: Изд-во Севастопольского нац. техн. ун-та, 2003. – 400 с.
3. Ледовский А.Н. Электрические машины с высококоэрцитивными постоянными магнитами. – М.: Энергоатомиздат, 1985. – 168 с.
4. Бут Д.А. Анализ и расчет синхронных машин с возбуждением от постоянных магнитов // Электричество. – 1997. – № 7. – С. 36 – 42.
5. Олейников А.М., Канов Л.Н., Зарицкая Е.И. Инженерная методика оптимизационного расчета тихоходного синхронного генератора с постоянными магнитами // Вестник СевГТУ: Механика. Энергетика. Экология: Сб. научн. тр. Сев нац. техн. ун-т. – Севастополь: Изд-во СевНТУ, 2008. – С.104-107.
6. Овсянников В.Н., Макарычев Ю.А. Метод расчета коэффициента рассеяния беспазового моментного двигателя с постоянными магнитами // Известия ВУЗов: Серия «Электромеханика» №. – 2007. – № 6. – С. 38 – 40.
7. Бахвалов Ю.А., Грекова А.Н. Определение намагниченности постоянного магнита в составе электрической машины на основе решения обратной задачи теории поля // Известия ВУЗов: Серия «Электромеханика». – 2012. – № 1. – С. 34 – 36.
8. Жильцов А.В., Стадник И.П. Измерение намагниченности однородно намагниченных постоянных магнитов // Известия ВУЗов: Серия «Электромеханика». – 2000. – № 2. – С. 83 – 86.

9. Данилевич Я. Б., Сапожников В. А., Штайнле Л. Ю. Синхронный генератор с постоянными магнитами для гидравлической турбины небольшой мощности на низкую частоту // Электротехника. – 2002. – № 1. – С. 28 – 30.

10. Зарицкая Е.И., Никитин О.П., Олейников А.М. Статические характеристики намагничивания ферромагнитных материалов и их аппроксимация. Праці Інст. Електроуди нац. Акад. наук Укр, Збірн наук праць, вип.. 31. Київ. 2012,- с.134-138.

11. Олейников А.М., Канов Л.Н. Исследование режимов маломощного генератора с постоянными магнитами методом схемного моделирования // Вестник СевНТУ: Механика, энергетика, экология: Сб.науч.тр. Севастоп. нац.техн. ун-т. – Севастополь: Изд-во СевНТУ, 2007. – С.29-34.

12. Струченков В.И. Методы оптимизации. – М.: «СОЛОН – ПРЕСС», 2009. – 320 с.

Рукопись поступила в редакцию 29.04.2013 г.