

РЕАЛИЗАЦИЯ БЕСКОНТАКТНОГО ДВИГАТЕЛЯ ПОСТОЯННОГО ТОКА С ФЕРРИТОВЫМИ МАГНИТАМИ НА ОСНОВЕ КОНСТРУКЦИИ АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ

Докт. техн. наук, проф. ФИРАГО Б. И., инж. ГУЛЬКОВ А. Г.

Белорусская государственная политехническая академия

Канд. техн. наук, доц. ПАВЛЯЧИК Л.

Институт электрических машин и приводов Вроцлавского технического университета

До настоящего времени в регулируемом электроприводе (ЭП) малой мощности основное место принадлежит ЭП постоянного тока. Это связано с невозможностью регулирования скорости асинхронных двигателей (АД) с самовентиляцией в диапазоне 50:1 и более, так как такие АД при низких скоростях не могут в длительном режиме обеспечить номинальный момент двигателя. В связи с этим самовентилируемые общепромышленные АД без завышения мощности могут использоваться лишь в ЭП с вентиляторной характеристикой механизма. Применение же независимого охлаждения экономически нецелесообразно при малой мощности двигателя.

Широкое внедрение новых силовых полупроводниковых приборов и снижение стоимости постоянных магнитов обусловили тенденцию к разработке ЭП на базе бесконтактных двигателей постоянного тока (БДПТ) с постоянными магнитами на основе сплавов неодим – железо – бор (Nd–Fe–В) и ферритов ($BaO_nFe_2O_3$ и $SrO_nFe_2O_3$). В случаях единичного и мелкосерийного применения целесообразно проектирование и изготовление машины на базе серийного самовентилируемого АД.

При использовании высокоэнергетических магнитов (Nd–Fe–В), позволяющих обеспечить в зазоре БДПТ значения магнитной индукции $B_g = 0,75 - 0,8$ Тл [1], сопоставимых с АД, можно сделать предположение о получении более высокого номинального значения электромагнитного момента, чем у АД данного габарита. Это объясняется отсутствием потерь мощности в роторе БДПТ. Однако БДПТ на базе АД вследствие высокой стоимости указанных магнитов значительно дороже АД. Ферритовые магниты могут обеспечить $B_g = 0,3$ Тл, что в 2,5–3 раза меньше, чем у АД. Достоинством ферритовых магнитов является их низкая стоимость, поэтому изготавливаемые на их основе БДПТ по стоимости сопоставимы с АД.

При проектировании БДПТ на основе АД известны размеры статора, напряжение цепи постоянного тока и номинальная скорость двигателя ω_n , что упрощает задачу проектирования.

Проектирование двигателя разбивается на следующие этапы:

- 1) определение размеров магнитной системы;
- 2) предварительный расчет обмоточных данных;
- 3) предварительный тепловой расчет;
- 4) повторный расчет обмоточных данных с M_n , обеспечивающим заданную температуру;
- 5) окончательный тепловой расчет.

Предварительно для расчета параметров двигателя задаемся величи-

ной номинального момента БДПТ $M_{нБДПТ}$, равной номинальному моменту прототипного АД $M_{нАД}$:

$$M_{нБДПТ} = M_{нАД}.$$

Возможности в данном габарите АД по номинальному моменту БДПТ можно определить лишь на основании теплового расчета.

Расчет размеров магнитной системы начинается с определения размеров ротора (рис. 1). Он представляет собой стальной вал 1, на который укладываются и закрепляются с помощью клея сегментные постоянные магниты 2 [2]. На собранные магниты надевается бандаж 3 из немагнитного материала.

Диаметр ротора составляет

$$D_p = D_{i1} - 2\delta,$$

где D_{i1} — внутренний диаметр статора;

δ — величина рабочего воздушного зазора.

Толщина рабочего воздушного зазора

$$\delta \geq \delta_{АД} + \delta_б,$$

где $\delta_{АД}$ — толщина рабочего воздушного зазора прототипного АД;

$\delta_б$ — толщина бандажа.

Диаметр вала ротора в месте крепления магнитов будет

$$D_v = D_p - 2l_m,$$

где l_m — толщина магнита.

Толщина магнита зависит от координат рабочей точки магнита (H_m , B_m), которая находится на участке кривой размагничивания, расположенной во втором квадранте, и определяется геометрией магнитной цепи. Вследствие того, что для ферритов кривая размагничивания на большей части близка к прямой, кривая возврата совпадает с ней [3]. Рассмотрим магнитную цепь БДПТ, сделав следующие допущения:

магнитная проницаемость стали сердечника статора и вала $\mu_c = \infty$;
воздушный зазор является равномерным.

Закон полного тока для силовой линии, показанной на рис. 1, и уравнение кривой размагничивания представим в виде системы:

$$\begin{cases} H_\delta 2\delta - H_m 2l_m = F; \\ B_m = B_r - \mu H_m, \end{cases} \quad (1)$$

где H_m — напряженность магнитного поля магнита;

H_δ — то же, в зазоре;

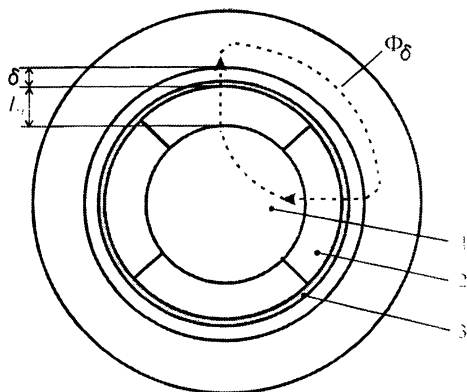


Рис. 1. Упрощенный вид БДПТ в разрезе

F – значение МДС катушечной группы, создаваемой обмоткой якоря;

B_M – магнитная индукция магнита;

B_r – остаточная намагниченность магнита;

$\mu = B_r/H_c$ – магнитная проницаемость магнита;

H_c – коэрцитивная сила магнита.

Из условия непрерывности магнитного потока [4]

$$B_M S_M = \sigma B_\delta S_\delta$$

и с учетом того, что $B_\delta = \mu_0 H_\delta$ и $S_M = S_\delta$ (постоянный магнит расположен непосредственно в рабочем воздушном зазоре), получим выражение для расчета толщины магнита

$$l_M = \frac{1}{2} \mu \left(\left(\frac{B_\delta}{\mu_0} 2\delta - F \right) / (B_r - \sigma B_\delta) \right), \quad (2)$$

где $\delta = 1,1 - 1,3$ – коэффициент рассеяния;

S_M – площадь магнита, через которую проходит полный магнитный поток;

S_δ – то же, воздушного зазора;

B_δ – магнитная индукция в воздушном зазоре;

$\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ – магнитная постоянная, Тл · м/А.

МДС реакции якоря F , входящую в (2), можно разложить на поперечную F_q и продольную F_d составляющие. Поток от поперечной составляющей реакции якоря в машине с постоянными магнитами значительно меньше, чем у машины с электромагнитным возбуждением, и вследствие этого не влияет на главный поток. Поэтому влиянием F_q при определении толщины магнита можно пренебречь. Продольную составляющую F_d на стадии определения размеров магнитной системы рассчитать не представляется возможным, так как число витков обмотки двигателя неизвестно. Предварительно составляющая F_d может быть учтена введением коэффициента k_{Fd}

$$l_M = \frac{1}{2} \mu k_{Fd} \left(\frac{B_\delta}{\mu_0} 2\delta / (B_r - \sigma B_\delta) \right). \quad (3)$$

На основании аналитических результатов предварительных расчетов установлено, что можно принять значения коэффициента $k_{Fd} = 1,3 - 1,5$.

Величина B_δ , входящая в (3), известна заранее, так как задается при проектировании. Значения B_r и μ характеризуют свойства магнита при некоторой температуре T . Однако в процессе работы двигателя изменяется нагрев всех его частей, в том числе и магнита. Изменение температуры магнита влечет за собой изменение его магнитных свойств (H_c , B_r), а следовательно, и положения рабочей точки (H_M , B_M). При этом рабочая точка магнита не должна опускаться ниже точки с координатами (H_δ , B_δ). Поэтому при расчете толщины магнита l_M необходимо учитывать влияние температуры. Предельной температурой, при которой мо-

гут работать ферритовые магниты без существенного ухудшения их магнитных свойств, является $T = 100 \text{ }^\circ\text{C}$ [5]. В справочных данных приводятся значения магнитных свойств материалов при $T = 20 \text{ }^\circ\text{C}$. Пересчет этих значений осуществляется введением температурных коэффициентов остаточной индукции $k_{\text{рв}}$ и коэрцитивной силы $k_{\text{пр}}$.

На рис. 2 приведены кривые размагничивания при температурах $T = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ и $T = 100 \text{ }^\circ\text{C}$ для ферритовых магнитов. Кривые, соответствующие $T = 20 \text{ }^\circ\text{C}$, построены по значениям B_{r20} и H_{c20} , приведенным в справочных данных, а для $T = 100 \text{ }^\circ\text{C}$ — путем пересчета B_{r20} и H_{c20} согласно выражениям:

$$\begin{cases} B_{r100} = B_{r20} \left(1 + k_{\text{рв}} \frac{\Delta t}{100 \%} \right); \\ H_{c100} = H_{c20} \left(1 + k_{\text{пр}} \frac{\Delta t}{100 \%} \right), \end{cases}$$

где B_{r100} — остаточная намагниченность магнита при $T = 100 \text{ }^\circ\text{C}$;
 H_{c100} — коэрцитивная сила магнита при $T = 100 \text{ }^\circ\text{C}$;
 ΔT — превышение температуры нагрева магнита $T = 20 \text{ }^\circ\text{C}$.

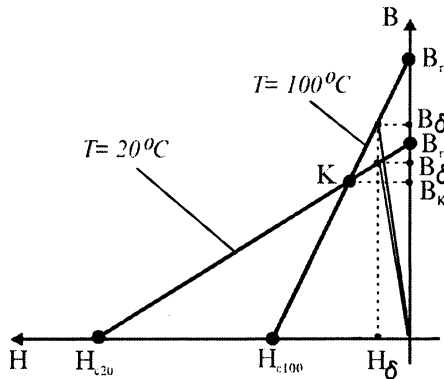


Рис. 2

Так как кривые размагничивания при $T = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ и $T = 100 \text{ }^\circ\text{C}$ пересекаются в точке K (рис. 2), для обеспечения нужной величины индукции B_δ при изменении температуры от 20 до 100 $^\circ\text{C}$, толщину магнита l_M необходимо рассчитывать следующим образом: если требуемое значение $B_\delta \geq B_K$, то необходимо рассчитывать толщину магнита, исходя из значений B_{r20} и H_{c20} для кривой при $T = 20 \text{ }^\circ\text{C}$, если же $B_\delta < B_K$, то — по значениям B_{r100} и H_{c100} для кривой $T = 100 \text{ }^\circ\text{C}$. Значение B_K определяется выражением

$$B_K = B_{r20} + \mu_{20} \frac{B_{r100} - B_{r20}}{\mu_{20} - \mu_{100}},$$

где B_{r20} — остаточная намагниченность при $T = 20 \text{ }^\circ\text{C}$;
 μ_{20} — магнитная проницаемость магнита при $T = 20 \text{ }^\circ\text{C}$;

μ_{100} – магнитная проницаемость магнита при $T = 100 \text{ }^\circ\text{C}$.

Для предварительного расчета числа витков фазы необходимо знать номинальное значение фазной ЭДС $E_{\text{фн}}$. Для ее расчета воспользуемся эквивалентной электрической схемой цепи БДПТ на внекоммутационном интервале, представленной на рис. 3.

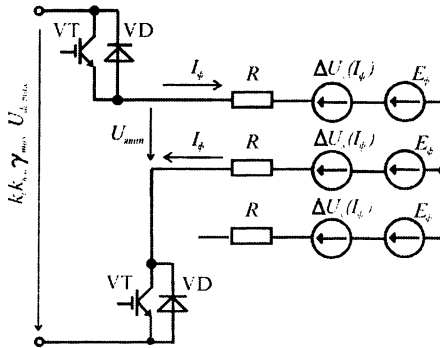


Рис. 3

Исходя из данного рисунка запишем

$$E_{\text{ф}} = \frac{1}{2} (U_{\text{я min}} - 2R_{\text{ф}}I_{\text{ф}} - 2\Delta U_{\text{х}}(I_{\text{ф}})), \quad (4)$$

где $U_{\text{я min}} = k_{\text{с}}k_{\text{наг}}\gamma_{\text{max}}U_{\text{dc max}} - 2\Delta U_{\text{в}}$ – минимальное значение напряжения, подводимого к якорю двигателя;

$k_{\text{с}} = 0,85 - 0,9$ – коэффициент, учитывающий снижение напряжения в питающей сети;

$k_{\text{наг}} = 0,95$ – коэффициент, учитывающий снижение напряжения на фильтре цепи постоянного тока из-за действия нагрузки;

$\gamma_{\text{max}} = 0,8 - 0,9$;

$U_{\text{dc max}} = u_{1\text{л}}\sqrt{2}$ – напряжение предварительного заряда конденсатора;

$u_{1\text{л}}$ – линейное значение напряжения питающей сети;

$\Delta U_{\text{в}}$ – падение напряжения на вентилях;

$\Delta U_{\text{х}}(I_{\text{ф}})$ – эквивалентное падение напряжения, учитывающее влияние коммутации фаз на механическую характеристику двигателя.

Из (4) с учетом того, что

$$I_{\text{фн}} = P_{\text{фн}}/(2E_{\text{фн}}), \quad (5)$$

получим квадратное уравнение

$$2E_{\text{фн}}^2 - (U_{\text{я min}} - 2\Delta U_{\text{х}}(I_{\text{фн}}))E_{\text{фн}} + R_{\text{ф}}P_{\text{н}} = 0,$$

решение которого

$$E_{\text{фн}} = \frac{(U_{\text{я min}} - 2\Delta U_{\text{х}}(I_{\text{фн}})) + \sqrt{(U_{\text{я min}} - 2\Delta U_{\text{х}}(I_{\text{фн}}))^2 - 8R_{\text{ф}}P_{\text{н}}}}{4}. \quad (6)$$

Второе решение, получаемое подстановкой знака минус, не имеет физического смысла, так как при $I_{\text{фн}} = 0$ значение $E_{\text{фн}} = 0$.

На этапе предварительного проектирования величины $I_{\text{фн}}$, $R_{\text{ф}}$ и $\Delta U_{\text{х}}(I_{\text{фн}})$ неизвестны и зависят от числа витков в фазе $W_{\text{ф}}$, поэтому точ-

но рассчитать $E_{\text{фн}}$ по (6) не представляется возможным. Для определения $E_{\text{фн}}$ поступим следующим образом.

ЭДС для режимов, отличных от номинального, определяется по аналогии с (6)

$$E_{\text{ф}} = \frac{(U_{\text{я min}} - 2\Delta U_{\text{x}}(I_{\text{ф}})) + \sqrt{(U_{\text{я min}} - 2\Delta U_{\text{x}}(I_{\text{ф}}))^2 - 8R_{\text{ф}}P}}{4},$$

где P – электромагнитная мощность для режимов, отличных от номинального.

Анализ последнего выражения показывает, что значением $E_{\text{фн}}$ можно задаться из интервала

$$\frac{U_{\text{я min}}}{4} \leq E_{\text{фн}} \leq \frac{U_{\text{я min}}}{2}. \quad (7)$$

Принятое значение $E_{\text{фн}}$ позволяет по известному выражению

$$E_{\text{фн}} = 2 W_{\text{ф}} l_{\text{р}} r_{\text{а}} B_{\delta} \omega_{\text{н}} \quad (8)$$

($l_{\text{р}}$ – длина сердечника статора; $r_{\text{а}}$ – радиус расточки) рассчитать число витков в фазе $W_{\text{ф}}$.

Активное сопротивление фазы рассчитаем для нагретого состояния проводников по следующему выражению:

$$R_{\text{ф}} = \rho_{\text{т}} \frac{l_{\text{ср}} m}{S_{\text{м}} Z_1} 4W_{\text{ф}}^2, \quad (9)$$

где $\rho_{\text{т}}$ – удельное сопротивление меди в горячем состоянии;

$l_{\text{ср}}$ – средняя длина одного проводника;

$m = 3$ – число фаз;

Z_1 – число пазов статора;

$S_{\text{м}}$ – площадь части одного паза, занятого медью.

Выражение для расчета индуктивности фазы получено из закона полного тока при условии, что силовая линия на рис. 1 соответствует магнитному потоку, образованному протеканием тока по обмотке статора, а для потока со стороны статора постоянный магнит эквивалентен воздушному зазору [6]

$$L_{\text{ф}} = \frac{\mu_0 k_{\text{р}}^2 \pi D_{\text{а}} l_{\text{р}}}{4 p_{\text{п}}^2 \delta_{\text{эkv}}} W_{\text{ф}}^2, \quad (10)$$

где $k_{\text{р}}$ – коэффициент распределения обмотки;

$\delta_{\text{эkv}} = l_{\text{м}} + \delta$ – эквивалентный воздушный зазор;

$D_{\text{а}}$ – диаметр расточки;

$p_{\text{п}}$ – число пар полюсов.

Полученные по выражениям (5), (7)–(10) величины $I_{\text{фн}}$, $E_{\text{фн}}$, $W_{\text{ф}}$, $R_{\text{ф}}$, $L_{\text{ф}}$ являются предварительными и нуждаются в уточнении, которое осуществляется путем построения механической характеристики БДПТ и состоит в сравнении номинальной скорости $\omega_{\text{нрасч}}$, полученной из механической характеристики, с заданной номинальной скоростью $\omega_{\text{н}}$.

Механическую характеристику можно построить либо по аналитическому выражению, либо с помощью имитационной модели БДПТ [7].

Аналитическое выражение для определения номинальной расчетной скорости

$$\omega_{\text{нрасч}} = \omega_{0\text{нрасч}} \left(\frac{\pi - \alpha_{1\text{H}}}{\pi + \alpha_{1\text{H}}} \right) - \frac{M_{\text{HБДПТ}} R_{\text{я}}}{C_{\text{м}} C_{\text{е}}} \left(\frac{\pi}{\pi + \alpha_{1\text{H}}} \right), \quad (11)$$

где $\omega_{0\text{нрасч}} = U_{\text{я min}}/C_{\text{е}}$ – расчетное значение скорости холостого хода в номинальном режиме;

$$\alpha_{1\text{H}} = \text{tg}\varphi_{\text{H}} \ln \left[1 + \frac{3(1 - v_{\text{H}})}{1 + v_{\text{H}}} \frac{1 - e^{\left(-\frac{\pi}{3} \text{ctg}\varphi_{\text{H}}\right)}}{2 - e^{\left(-\frac{\pi}{3} \text{ctg}\varphi_{\text{H}}\right)}} \right] \text{ – угол коммутации;}$$

$$v_{\text{H}} = \frac{\omega_{\text{нрасч}}}{\omega_{0\text{нрасч}}};$$

$$\text{tg}\varphi_{\text{H}} = \frac{P_{\text{H}} \omega_{\text{нрасч}} L_1}{R_{\text{ф}}};$$

$$R_{\text{я}} = 2R_{\text{ф}};$$

$C_{\text{м}} = M_{\text{HБДПТ}}/I_{\text{фH}}$ – коэффициент пропорциональности между моментом и током двигателя;

$C_{\text{е}} = 2E_{\text{фH}}/\omega_{\text{H}}$ – то же, между ЭДС и скоростью двигателя;

$$L_1 = L_{\text{ф}} - L_{\text{м}} = \frac{3}{2} L_{\text{ф}};$$

$$L_{\text{м}} = -\frac{1}{2} L_{\text{ф}} \text{ – коэффициент взаимоиндукции [8].}$$

Решение трансцендентного уравнения (11) можно осуществить одним из численных методов.

Отличие $\omega_{\text{нрасч}}$ от ω_{H} свидетельствует о том, что принятое по (7) значение $E_{\text{фH}}$, а, значит, и остальных величин не соответствуют действительным. Уточнение $E_{\text{фH}}$ осуществляется согласно следующему алгоритму:

а) если $\omega_{\text{нрасч}} > \omega_{\text{H}}$, то необходимо:

1) увеличить число витков $W_{\text{ф}}$;

2) по (8) рассчитать $E_{\text{фH}}$ с учетом нового значения $W_{\text{ф}}$;

3) по (5) рассчитать $I_{\text{фH}}$;

4) по (9) и (10) пересчитать $R_{\text{ф}}$ и $L_{\text{ф}}$;

5) построить механическую характеристику и оценить полученную

$\omega_{\text{нрасч}}$;

б) если $\omega_{\text{нрасч}} < \omega_{\text{H}}$, то необходимо:

1) уменьшить число витков $W_{\text{ф}}$.

Пункты (2)–(5) аналогичны предыдущим.

Данное уточнение проводится до тех пор, пока $\omega_{\text{нрасч}} = \omega_{\text{H}}$.

Для оценки нагрузочной способности проектируемого двигателя по моменту при работе в продолжительном режиме необходимо осуществить тепловой расчет, в результате которого определяются температуры отдельных частей двигателя. В качестве метода теплового расчета выбран метод решения системы дифференциальных уравнений Пуассона, позволяющий наиболее точно определить температуру нагрева частей

машины в установившемся режиме при наличии внутренних источников теплоты [9]. Тепловой расчет осуществлен на ПЭВМ с помощью программы «Quickfield» методом конечных элементов. Достоинством программы «Quickfield» является автоматическое задание граничных условий.

При составлении уравнений пренебрежем передачей теплоты в продольном направлении ($\Delta Q_z = 0$), считая, что двигатель по продольной оси нагрет равномерно [10]. Сделанное допущение позволяет рассматривать двумерную тепловую модель двигателя. Рис. 4 иллюстрирует разрез БДПТ в поперечном направлении и служит основой для составления тепловой модели. БДПТ состоит из следующих частей: 1 – станина; 2 – статор; 3 – обмотка статора; 4 – пазовая изоляция; 5 – воздух; 6 – постоянный магнит; 7 – вал; 8 – бандаж. Уравнение Пуассона для каждого элемента в соответствии с его цифровым обозначением в общем виде

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_{xi} \frac{\partial T_i}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_{yi} \frac{\partial T_i}{\partial y} \right) = -p_i, \quad (12)$$

где λ_{xi} , λ_{yi} – удельные теплопроводности по осям x и y в i -м элементе двигателя;

T_i – температура нагрева i -го элемента двигателя;

p_i – удельные потери, выделяемые в i -м элементе двигателя;

$i = 1 \dots 8$.

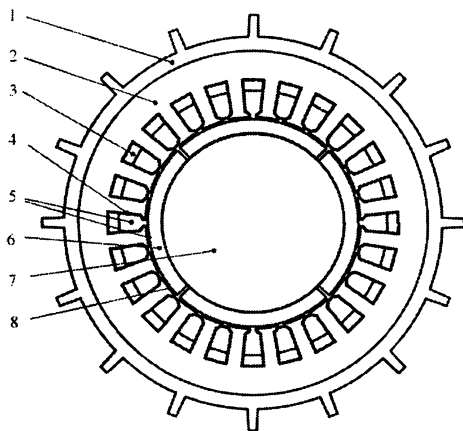


Рис. 4

В БДПТ определяющими являются электрические потери в обмотке статора ΔP_{31} и потери в стали статора от гистерезиса и вихревых токов $\Delta P_{ст}$. Потери в стали ротора (вала), добавочные и механические потери весьма малы и их можно не учитывать [11, 12]. Поэтому удельные потери в элементах 1, 4–8

$$p_1 = p_4 = p_5 = p_6 = p_7 = p_8 = 0. \quad (13)$$

Удельные потери в одном пазу статора рассчитаем следующим образом:

$$p_3 = 2I_1^2 R_{\Phi} / (Z_1 S_m l_p), \quad (14)$$

где I_1 – амплитудное значение тока БДПТ.

Удельные потери в стали статора

$$P_2 = \Delta P_{\text{ст}} / V_{\text{ст}}, \quad (15)$$

где $V_{\text{ст}}$ – объем железа статора.

Потери в стали статора двигателя рассчитываются по известному выражению [13]

$$\Delta P_{\text{ст}} = \Delta P_{\text{стн}} \left(\frac{B_{\delta}}{B_{\delta\text{н}}} \right)^2 \left(\frac{f_1}{f_{1\text{н}}} \right)^{1,5}, \quad (16)$$

где $\Delta P_{\text{стн}}$ – номинальные потери в стали статора двигателя;

$B_{\delta\text{н}}$ – номинальное значение магнитной индукции в рабочем зазоре;

f_1 – частота перемагничивания стали статора;

$f_{1\text{н}}$ – номинальная частота перемагничивания стали статора.

$\Delta P_{\text{стн}}$ определим по выражению [14]

$$\Delta P_{\text{стн}} = k P_{\text{нАД}} / \eta_{\text{нАД}}, \quad (17)$$

где $k = 0,0175 - 0,02$;

$P_{\text{нАД}}$ – номинальная мощность прототипного АД;

$\eta_{\text{нАД}}$ – номинальный КПД прототипного АД.

Значения магнитных индукций в зазоре $B_{\delta\text{БДПТ}}$ БДПТ с ферритовыми магнитами ниже, чем у АД, поэтому потери в стали статора БДПТ пересчитываются по (10) с учетом (17)

$$\Delta P_{\text{стБДПТ}} = k \frac{P_{\text{нАД}}}{\eta_{\text{нАД}}} \left(\frac{B_{\delta\text{нБДПТ}}}{B_{\delta\text{нАД}}} \right)^2 \left(\frac{f_1}{f_{1\text{н}}} \right)^{1,5}, \quad (18)$$

где $B_{\delta\text{нБДПТ}}$ – номинальное значение магнитной индукции в зазоре БДПТ;

$B_{\delta\text{нАД}}$ – номинальное значение магнитной индукции в зазоре АД.

Основная часть теплоты, выделяемой в машине, отдается в окружающую среду. Теплоотдача на границе нагретой поверхности станины и охлаждающего воздуха определяется законом Ньютона – Рихмана [9]

$$Q = \alpha_v (T_1 - T_{\text{ох}}) S, \quad (19)$$

где Q – тепловой поток от станины в окружающую среду;

α_v – коэффициент теплоотдачи поверхности;

T_1 – температура нагрева станины;

$T_{\text{ох}} = 40$ °С – температура охлаждающего воздуха;

S – поверхность станины.

В самовентилируемых двигателях значение коэффициента теплоотдачи поверхности α_v при регулировании скорости меняется. Среднее значение коэффициента теплоотдачи для номинальных скоростей вращения может быть выбрано по справочным данным в зависимости от числа пар полюсов двигателя и внешнего диаметра его статора [9].

Уравнения (12) и (19) с учетом (14), (15), (17), (18) представляют собой математическую модель для теплового расчета БДПТ.

Для большинства электрических машин оценкой возможности по номинальному моменту является температура нагрева токоведущих час-

тей, состоящих из изолированных проводников, которая не должна превышать значения $120\text{ }^\circ\text{C}$ — для класса изоляции *B* и 140 ° — для *F*. Однако для БДПТ еще одним лимитирующим фактором, помимо указанного, является температура нагрева постоянных магнитов. Как было отмечено ранее, она не должна превышать $T = 100\text{...}110\text{ }^\circ\text{C}$. Если полученные в результате теплового расчета температуры магнита $T_6 < 100\text{ }^\circ\text{C}$ и обмотки статора $T_3 < 120\text{ }^\circ\text{C}$ (для класса *B*), то это значит, что БДПТ способен развивать момент больший, чем принятый предварительно равным моменту прототипного АД. Следовательно, необходимо увеличить значение M_n БДПТ, пересчитать размеры магнитной системы и обмоточных данных, после чего повторить тепловой расчет. Если температура магнита $T_6 > 100\text{ }^\circ\text{C}$ (и / или температура обмотки статора $T_3 > 120\text{ }^\circ\text{C}$), то следует снизить значение $M_{n\text{БДПТ}}$ и повторить указанные этапы проектирования двигателя.

В результате нескольких итерационных расчетов определяется значение M_n БДПТ, при котором температура магнита $T_6 \approx 100\text{ }^\circ\text{C}$ (при этом температура нагрева обмотки статора не превышает допустимую).

По виду охлаждения АД, а, значит, и БДПТ на их основе являются самовентилируемыми. Поэтому представляет интерес сравнение их допустимых моментов при регулировании скорости в диапазоне от ω_n до 0, т. е. сравнение характеристик $M_{\text{доп}} = f(\omega)$. Возможности двигателя по допустимому моменту можно определить на основании теплового расчета. Тепловая модель БДПТ представлена уравнениями (12) и (19) с учетом (14), (15), (17), (18). Рассмотрим тепловую модель АД.

Рис. 5 иллюстрирует разрез АД в поперечном направлении и служит основой для составления его тепловой модели. На рисунке приняты следующие обозначения: 1 — станина; 2 — статор; 3 — обмотка статора; 4 — пазовая изоляция; 5 — воздух; 6 — вал; 7 — ротор; 8 — паз ротора. Для указанных элементов уравнения Пуассона описываются (12) при $i = 1\text{...}8$ (где i — номер элемента АД в соответствии с рис. 5).

В АД определяющими являются электрические потери в обмотке статора $\Delta P_{э1(\text{АД})}$, электрические потери в роторе $\Delta P_{э2(\text{АД})}$ и потери в стали статора от гистерезиса и вихревых токов $\Delta P_{ст(\text{АД})}$. Потери в стали ротора, добавочные и механические, как и при рассмотрении БДПТ, не учитываем [11, 12]. С учетом этого удельные потери в элементах 1, 4–7

$$p_1 = p_4 = p_5 = p_6 = p_7 = 0.$$

Удельные электрические потери в статоре АД определяются аналогично данным потерям в БДПТ

$$p_{3(\text{АД})} = 3I_{1(\text{АД})}^2 R_1 / (Z_1 V_{\text{пс}}). \quad (20)$$

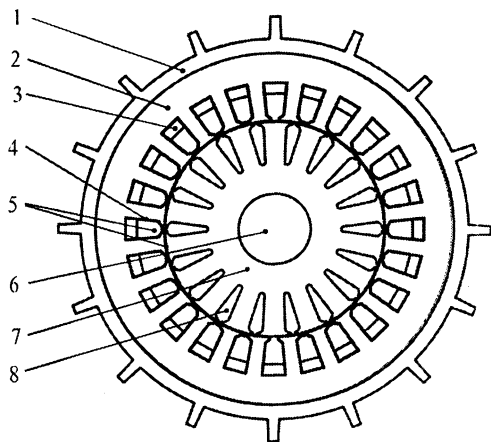


Рис. 5

Удельные электрические потери в роторе

$$p_8 = Ms\omega_{0н} / (Z_2 V_{пр}), \quad (21)$$

где Z_2 – число пазов ротора;

$V_{пр}$ – объем алюминия в пазу ротора;

$\omega_{0н}$ – номинальная синхронная угловая скорость двигателя;

M – электромагнитный момент АД;

s – скольжение АД.

Удельные потери в стали статора АД рассчитываются по (15) с учетом следующего выражения для определения потерь в стали статора АД $\Delta P_{ст(АД)}$ при частотном регулировании

$$\Delta P_{ст(АД)} = \Delta P_{стн} \left(\frac{f_1}{f_{1н}} \right)^{1,5}. \quad (22)$$

Теплоотдача на границе нагретой поверхности станины и охлаждающего воздуха рассчитывается по (19).

Уравнения (12) и (19) с учетом (20), (21), (15) и (22) представляют собой математическую модель для теплового расчета АД.

Построение характеристик $M_{доп} = f(\omega)$ сводится к решению системы дифференциальных уравнений (12) при значениях удельных потерь p_i в элементах 2, 3 для БДПТ (рис. 4) и 2, 3, 8 для АД (рис. 5) для соответствующих угловых скоростей двигателя. Значение коэффициента теплоотдачи поверхности α_v , входящее в (19), пересчитывается исходя из следующего выражения [15]:

$$\alpha_{v(1)} = \alpha_0 \left(1 + k \sqrt{\frac{\omega(1)}{\omega_{н}} v_{н}} \right), \quad (23)$$

где $\alpha_0 = 8 - 11$ – коэффициент теплоотдачи для металлических поверхностей при скорости воздуха $v = 0$;

$k = 0,8$ – для электрических машин;

$v_{н}$ – скорость охлаждающего воздуха при номинальной угловой скорости двигателя $\omega_{н}$.

Ввиду сложности расчета скорости охлаждающего воздуха $v_{н}$ его можно определить на основании (23) исходя из значения $\alpha_{v_{н}}$, соответствующего номинальной скорости двигателя, которое берется из справочных данных:

$$v_{н} = \frac{\alpha_{v_{н}} / \alpha_0 - 1}{k}. \quad (24)$$

На основании полученных данных с помощью программы «Quickfield» осуществляется расчет, результатом которого являются значения температур обмоток БДПТ и АД, а также температура нагрева магнита БДПТ. По этим значениям температур делается вывод о нагрузочной способности двигателей при данной угловой скорости.

По описанной методике было осуществлено проектирование БДПТ с ферритовыми магнитами на основе АД типа АИР63В4У3. Результаты проектирования приведены в табл. 1. Для указанных двигателей были рассчитаны значения допустимых моментов $M_{\text{доп}}$ при изменении угловой скорости от 0 до ω_n и построены характеристики $M_{\text{доп}}/M_n \text{ АД} = f(\omega/\omega_n)$ (рис. 6). Кроме того, было проведено экспериментальное исследование спроектированного БДПТ на нагревание, в результате чего найдены значения $M_{\text{доп}}$ при стопорении ($\omega = 0$) и номинальной скорости ($\omega = \omega_n$). Допустимый момент двигателя оценивался по превышению температуры обмоток, которое определялось методом сопротивлений.

Таблица 1

Параметр	Величина
V_δ	0,3 Тл
l_m	0,01 м
$E_{\text{фн}}$	78,46 В
W_ϕ	392
$I_{\text{фн}}$	2,4 А
R_ϕ	14,51 Ом
L_ϕ	0,015 Гн
ω_n	153 рад/с
$\Delta P_{\text{эл}}$	167,16 Вт
$\Delta P_{\text{ст н}}$	1,355 Вт
M_n	2,5 Нм
P_n	382,5 Вт

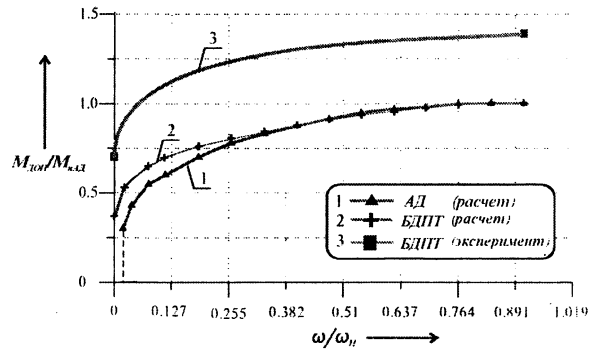


Рис. 6. Зависимость $M_{\text{доп}}/M_n \text{ АД} = f(\omega/\omega_n)$ для АД типа АИР63В4У3 и БДПТ с ферритовыми магнитами на его основе

В результате эксперимента было установлено, что в режиме стопорения БДПТ может развивать момент $M = 1,83$ Нм. Данное значение момента составляет 70 % от номинального момента АД типа АИР63В4У3 ($M_n \text{ АД} = 2,6$ Нм), являющегося прототипом разработанного БДПТ, и превосходит полученное расчетным путем значение момента (рис. 6) в 1,9 раза.

При вращении БДПТ с номинальной скоростью БДПТ может развивать момент $M = 3,59$ Нм. Данное значение на 38 % выше номинального момента прототипного АД.

Сравнительный анализ расчетных кривых $M_{\text{доп}}/M_n \text{ АД} = f(\omega/\omega_n)$ (рис. 6, кривые 1, 2) АД и БДПТ с ферритовыми магнитами на его основе показал, что БДПТ с ферритовыми магнитами обладают такими преимуществами по сравнению со своими прототипами, как:

способность работы в режиме стопорения;

возможность применения изоляции классом ниже, чем у АД.

Экспериментальные исследования БДПТ на нагревание при стопорении и при номинальной скорости показали, что БДПТ с ферритовыми магнитами обладают большим допустимым моментом во всем диапазоне регулирования скорости (рис. 6, кривые 1, 3).

ВЫВОД

Полученные результаты позволяют сделать вывод о том, что в случаях единичного и мелкосерийного применения целесообразно проектирование и изготовление БДПТ на базе серийного самовентилируемого АД. Предложенная методика проектирования позволяет рассчитать все необходимые данные для изготовления БДПТ. Использование современного программного обеспечения для осуществления теплового расчета существенно повышает точность и сокращает время расчета одного двигателя.

ЛИТЕРАТУРА

1. Лебедев Н. И., Гандшу В. М., Явдошак Я. И. Вентильные электрические машины. – СПб.: Наука, 1996.
2. Овчинников И. Е., Лебедев Н. И. Бесконтактные двигатели постоянного тока с транзисторными коммутаторами. – Л.: Наука, 1979.
3. Seguiet G., Notelet F. Electrotechnique industrielle. – Paris: Technique & Documentation, 1996.
4. Бессонов Л. А. Теоретические основы электротехники. Электромагнитное поле: Учеб. для вузов. – 8-е изд., перераб. и доп. – М.: Высш. школа, 1986.
5. Bimal K. Bose. Power Electronics and Variable Frequency Drives. – N. Y.: IEEE Press, 1997.
6. Ледовский А. Н. Электрические машины с высококоэрцитивными постоянными магнитами. – М.: Энергоатомиздат, 1985.
7. Гульков А. Г. Математическая модель бесконтактного двигателя постоянного тока при несимметричном управлении ключами // Энергетика... (Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ). – 1998. – № 5.
8. Ковач К. П., Рац И. Переходные процессы в машинах переменного тока / Пер. с нем.; Под ред. А. И. Вольдека. – М.: Госэнергоиздат, 1963.
9. Проектирование электрических машин: Учеб. пособ. для вузов / И. П. Копылов, Ф. А. Горяинов, Б. К. Клоков и др.; Под ред. И. П. Копылова. – М.: Энергия, 1980.
10. Ключев В. И. Теория электропривода. – М.: Энергоатомиздат, 1985.
11. Сандлер А. С., Сарбатов Р. С. Автоматическое частотное управление асинхронными двигателями. – М.: Энергия, 1974.
12. Суяцкий П. А. Исследование нагрева асинхронных короткозамкнутых двигателей серий А и АО мощностью от 0,6 до 100 кВт при продолжительном режиме работы // Электричество. – 1958. – № 9.
13. Основы автоматизированного электропривода: Учеб. пособие для вузов / М. Г. Чиликин, М. М. Соколов, В. М. Терехов, А. В. Шинянский. – М.: Энергия, 1974.
14. Радин В. И. Электрические машины: Асинхронные машины. – М.: Высш. шк., 1988.
15. Иванов-Смоленский А. В. Электрические машины: Учеб. для вузов. – М.: Энергия, 1980.

Представлена кафедрой электропривода
и автоматизации промышленных установок
и технологических комплексов

Поступила 27.07.2000