

## 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 ( $Nd-Fe-B$ ) 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 ( $Nd-Fe-B$ ), 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  $\omega_n$ , 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;

$\delta$  – 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;

$H_\delta$  – то же, в зазоре;

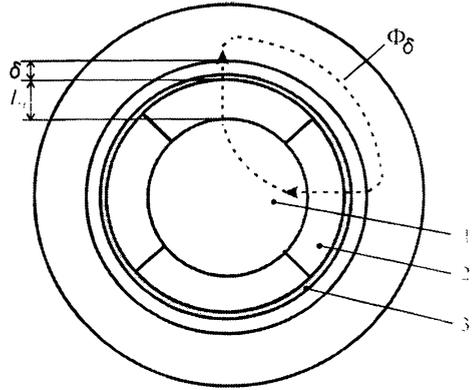


Рис. 1. Упрощенный вид БДПТ в разрезе

$F$  – 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;

$S_\delta$  – то же, воздушного зазора;

$B_\delta$  – 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  $B_\delta$ , входящая в (3), известна заранее, так как задается при проектировании. Значения  $B_r$  и  $\mu$  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 ( $H_\delta$ ,  $B_\delta$ ). 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  $B_{\text{r}20}$  и  $H_{\text{c}20}$ , приведенным в справочных данных, а для  $T = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$  — путем пересчета  $B_{\text{r}20}$  и  $H_{\text{c}20}$  согласно выражениям:

$$\begin{cases} B_{\text{r}100} = B_{\text{r}20} \left( 1 + k_{\text{рв}} \frac{\Delta t}{100\%} \right); \\ H_{\text{c}100} = H_{\text{c}20} \left( 1 + k_{\text{пр}} \frac{\Delta t}{100\%} \right), \end{cases}$$

где  $B_{\text{r}100}$  — остаточная намагниченность магнита при  $T = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$ ;

$H_{\text{c}100}$  — коэрцитивная сила магнита при  $T = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$ ;

$\Delta T$  — превышение температуры нагрева магнита  $T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$ .

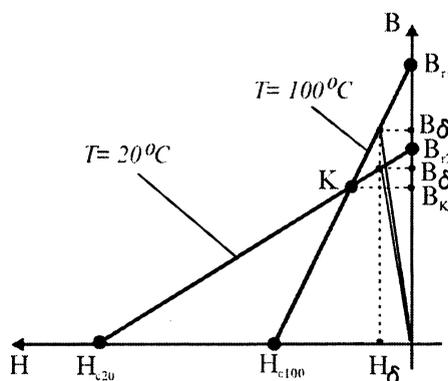


Рис. 2

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  $B_{\delta}$  при изменении температуры от  $20$  до  $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ , толщину магнита  $l_{\text{м}}$  необходимо рассчитывать следующим образом: если требуемое значение  $B_{\delta} \geq B_{\text{к}}$ , то необходимо рассчитывать толщину магнита, исходя из значений  $B_{\text{r}20}$  и  $H_{\text{c}20}$  для кривой при  $T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$ , если же  $B_{\delta} < B_{\text{к}}$ , то — по значениям  $B_{\text{r}100}$  и  $H_{\text{c}100}$  для кривой  $T = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Значение  $B_{\text{к}}$  определяется выражением

$$B_{\text{к}} = B_{\text{r}20} + \mu_{20} \frac{B_{\text{r}100} - B_{\text{r}20}}{\mu_{20} - \mu_{100}},$$

где  $B_{\text{r}20}$  — остаточная намагниченность при  $T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ;

$\mu_{20}$  — магнитная проницаемость магнита при  $T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ;

$\mu_{100}$  – 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.

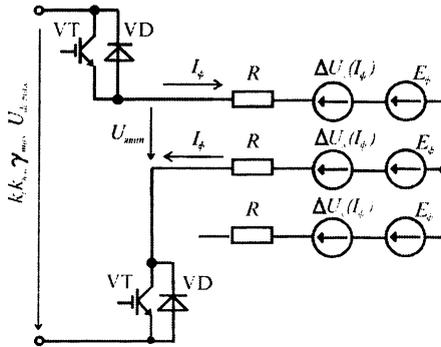


Рис. 3

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

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

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

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

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

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

$$R_{\text{я}} = 2R_{\text{ф}};$$

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

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

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

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

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

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

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

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

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

3) по (5) рассчитать  $I_{\text{фн}}$ ;

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  $\omega_{\text{нрасч}} < \omega_{\text{н}}$ , то необходимо:

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

Пункты (2)–(5) аналогичны предыдущим.

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

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  $\lambda_{xi}$ ,  $\lambda_{yi}$  – 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;

$i = 1 \dots 8$ .

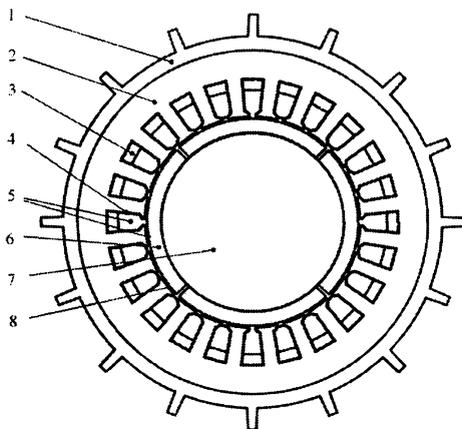


Рис. 4

В БДПТ определяющими являются электрические потери в обмотке статора  $\Delta P_{31}$  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;

$\alpha_v$  – коэффициент теплоотдачи поверхности;

$T_1$  – температура нагрева станины;

$T_{\text{ох}} = 40 \text{ }^\circ\text{C}$  – температура охлаждающего воздуха;

$S$  – поверхность станины.

В самовентилируемых двигателях значение коэффициента теплоотдачи поверхности  $\alpha_v$  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  $140\text{ }^{\circ}$  — 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  $\omega_n$  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).

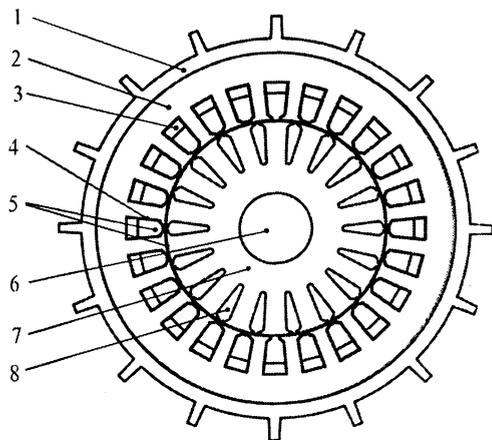


Рис. 5

В АД определяющими являются электрические потери в обмотке статора  $\Delta P_{\text{эл(АД)}}$ , электрические потери в роторе  $\Delta P_{\text{эл(АД)}}$  и потери в стали статора от гистерезиса и вихревых токов  $\Delta P_{\text{ст(АД)}}$ . 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

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

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  $\alpha_v$ , 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  $\omega_n$  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
$V_\delta$	0,3 Тл
$l_m$	0,01 м
$E_{\text{фн}}$	78,46 В
$W_\phi$	392
$I_{\text{фн}}$	2,4 А
$R_\phi$	14,51 Ом
$L_\phi$	0,015 Гн
$\omega_n$	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

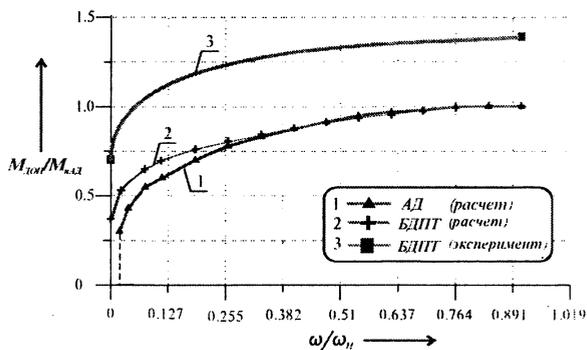


Рис. 6. Зависимость  $M_{\text{доп}}/M_n \text{ АД} = f(\omega/\omega_n)$  для АД типа АИР63В4У3 и БДПТ с ферритовыми магнитами на его основе

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