

УДК 621.313.333.2

Аналитично визначена залежність критичного моменту трифазних асинхронних двигунів від частоти живлячої напруги й довжини сердечника статора. На прикладі двигунів серії 4А дана порівняльна характеристика масогабаритних й енергетичних параметрів дво полюсних й модифікованих багатополісних двигунів

Ключові слова: критичний момент, довжина статора, частота, трифазний двигундокументація, методичні рекомендації

Аналитически определена зависимость критического момента трехфазных асинхронных двигателей от частоты питающего напряжения и длины сердечника статора. На примере двигателей серии 4А дана сравнительная характеристика массогабаритных и энергетических параметров двухполюсных и модифицированных многополюсных двигателей

Ключевые слова: критический момент, длина статора, частота, трехфазный двигатель

Dependence of the critical moment of three-phase asynchronous motors on frequency of a feeding voltage and length of the stator core is analytically defined. On example of 4A series engines the comparative characteristic of mass, size and energy parameters of the two-pole and modified multipolar engines is given

Keywords: critical moment, stator length, frequency, three-phase motor

К ВОПРОСУ СНИЖЕНИЯ МАССОГАБАРИТНЫХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ УПРАВЛЯЕМЫХ ЭЛЕКТРОПРИВОДОВ ГЕРМЕТИЧНЫХ КОМПРЕССОРОВ

А. Ю. Букарос

Аспирант, ассистент*

Контактный тел.:(0482) 54-59-75

E-mail: bucaros@mail.ru

О. А. Онищенко

Кандидат технических наук, доцент*

Контактный тел.:(0482) 47-03-62

E-mail: olegoni@mail.ru

*Кафедра электротехники и электронных устройств

Одесская государственная академия холода

ул. Дворянская, 1/3, г. Одесса, Украина, 65082

1. Введение

В качестве привода герметичных компрессоров малого торгового холодильного оборудования (ТХО) широко применяются однофазные двигатели, конструктивно объединенные в одном корпусе с компрессором. Использование для этих целей трехфазных асинхронных двигателей (ТАД), несмотря на их более высокие энергетические и массогабаритные показатели, весьма ограничено главным образом из-за необходимости наличия трехфазной питающей сети.

Подключение ТАД компрессора к однофазной сети возможно с помощью специальных схем с использованием пусковых элементов. Такое мотор-компрессорное устройство с целью регулирования производительности холодильной установки будет функционировать в двухпозиционном режиме. Как свидетельствуют исследования в работах [8, 11], потребляемая двигателем компрессора мощность может значительно изменяться в зависимости от времени года и от тепловой нагрузки, и большую часть времени своей работы компрессор функционирует в режиме частичной загрузки. Однако

выбор номинальной мощности двигателя мотор-компрессора осуществляется заводом-изготовителем для наиболее тяжелых условий эксплуатации ТХО и поэтому имеет существенный запас. Следовательно, двухпозиционная работа привода компрессора приведет к избыточному потреблению электроэнергии. Кроме этого использование специальных схем подключения ТАД к однофазной сети является нецелесообразным из-за снижения энергетических характеристик и надежности привода в целом [1].

Существует еще одна возможность подключения ТАД к однофазной сети – использование преобразователя частоты (ПЧ). Частотное регулирование производительности компрессора с помощью ПЧ, как показано в работах [4, 9], приводит к меньшему потреблению электроэнергии приводом компрессора по сравнению с двухпозиционным режимом работы. Единственным существенным недостатком частотного управления ТАД компрессора является значительная стоимость серийно выпускаемых ПЧ, которая может быть соизмерима со стоимостью компрессора. Поскольку снижением затрат на потребление электро-

энергии не всегда можно компенсировать стоимость ПЧ, то возникает необходимость создания более простых конструктивных решений ПЧ [5] либо снижения затрат на изготовление ТАД.

2. Постановка цели исследования

В работе [3] показана возможность снижения массогабаритных показателей четырех- и шестиполюсных ТАД по сравнению с двухполюсными при питании их напряжением повышенной частоты и соответствующем изменении обмоточных данных.

Поскольку многополюсные ТАД идентичны двухполюсным по главным геометрическим размерам при работе на повышенной частоте вращения имеют по сравнению с последними существенный запас мощности (момента), то, исходя из преобразованного основного расчетного уравнения [6] для электрических машин:

$$M_{\omega} \sim \frac{P_{\omega}}{n_0} = \frac{k_B \cdot k_{обл} \cdot a_1 \cdot l_1 \cdot B_{\delta} \cdot A_1 \cdot D_1^2}{60 / \pi^2}, \quad (1)$$

можно заключить, что существует возможность снижения номинального вращающего момента M_{ω} многополюсных ТАД до значения номинального момента двухполюсного ТАД за счет уменьшения длины сердечника статора l_1 . При этом для обеспечения постоянства электромагнитных нагрузок B_{δ} и A_1 необходимо обратно пропорционально изменению частоты питающего напряжения f_1 и длины статора l_1 изменять число витков w_1 фазы ТАД.

Использование численного моделирования для определения необходимого значения длины l_1 многополюсных ТАД требует больших затрат времени. Возникает необходимость сравнительно простого аналитического описания зависимости номинального вращающего момента ТАД от частоты питающего напряжения f_1 и длины статора $l_1 - M_{\omega} = f(l_1, f_1)$. При этом появится возможность применить описанный подход в улучшении массогабаритных показателей для любых типов ТАД.

Понятие номинального момента ТАД является относительным, устанавливается заводом-изготовителем и зависит от величины номинального скольжения. Кроме того, при одном и том же значении момента на валу двухполюсный и укороченные многополюсные ТАД будут иметь различные значения скольжения, которые заранее рассчитать практически очень сложно. В отличие от номинального момента максимальный (критический) момент ТАД является абсолютной величиной, не зависящей от величины скольжения, и определяется только параметрами схемы замещения ТАД.

Следовательно, приведение значения критического момента $M_{кр}$ многополюсных ТАД (за счет уменьшения длины статора l_1) к значению критического момента двухполюсного ТАД равносильно уравниванию их номинальных моментов и значений перегрузочной способности k_{max} .

Целью статьи является вывод аналитической зависимости критического момента ТАД от частоты питающего напряжения f_1 и длины статора $l_1 - M_{кр} = f(l_1, f_1)$.

3. Получение аналитической зависимости $M_{кр} = f(l_1, f_1)$

Использование для этой цели выражения (1) будет нецелесообразным, поскольку приведет к достаточно громоздким аналитическим конструкциям. По тем же соображениям нецелесообразно использовать и общеизвестную формулу [10]:

$$M_{max} = \frac{m_1 \cdot U_1^2 \cdot p}{4\pi \cdot f_1 \cdot C_1 \cdot \left[R_1 + \sqrt{R_1^2 + (X_1 + C_1 X_2')^2} \right]}, \quad (2)$$

так как комплексный коэффициент C_1 для машин малой мощности сильно отличается от единицы и нельзя пренебрегать его мнимой составляющей [7].

Наиболее удобным будет использовать формулу [10]:

$$M_{max} = \frac{m_1 \cdot U_1^2 \cdot p}{4\pi \cdot f_1 \cdot \left[R_1 + \sqrt{R'' \cdot R''} \right]}, \quad (3)$$

$$\text{где } R'' = R_2' \left[\left(\frac{R_1}{X_m} \right)^2 + \left(\frac{X_1 + X_m}{X_m} \right)^2 \right], \quad (4)$$

$$R'' = R_2' \left[\left(\frac{R_1}{R_2'} \left(1 + \frac{X_2'}{X_m} \right) \right)^2 + \left(\frac{X_1}{R_2'} \left(1 + \frac{X_2'}{X_m} \right) + \frac{X_2}{R_2'} \right)^2 \right]. \quad (5)$$

После несложных преобразований выражение (3) примет вид:

$$M_{max} = \frac{m_1 \cdot U_1^2 \cdot p}{4\pi \cdot f_1 \cdot \left[R_1 + \frac{1}{X_m^2} \sqrt{(R_1^2 + X_{1m}^2) \cdot (R_1^2 X_{2m}^2 + (X_{1m} X_{2m} - X_m^2)^2)} \right]}. \quad (6)$$

Здесь приняты были следующие обозначения: $X_{1m} = X_1 + X_m$, $X_{2m} = X_2 + X_m$. Поскольку в ТАД значение R_1 во много раз меньше X_{1m} , то не делая большой погрешности выражение (6) можно упростить:

$$M_{max} = \frac{m_1 \cdot U_1^2 \cdot p}{4\pi \cdot f_1 \cdot \left[R_1 + \frac{X_{1m}}{X_m^2} \sqrt{R_1^2 X_{2m}^2 + (X_{1m} X_{2m} - X_m^2)^2} \right]}. \quad (7)$$

В выражении (7) вместо величин длины сердечника статора l_1 , частоты питающего напряжения f_1 и количества витков фазы статора w_1 удобней будет использовать соответственно величины коэффициента длины $K_l = l_1/l_1$, коэффициента частоты $K_f = f_1/f_1$ и коэффициента изменения числа витков фазы статора $K_w = w_1'/w_1$. Величины со штрихом обозначают новые значения длины статора, частоты напряжения и числа витков обмотки статора. Из условия сохранения постоянства электромагнитных нагрузок исследуемых ТАД следует:

$$K_l \cdot K_f = \frac{1}{K_w}. \quad (8)$$

Все параметры схемы замещения ТАД, входящие в выражение (7) зависят от предложенных коэффициентов по-разному, поэтому рассмотрим их в отдельности [6].

Активное сопротивление фазы статора:

$$R_1 = \frac{\rho_m \cdot w_1 \cdot (l_1 + l_l) \cdot 2}{q_{np}}, \tag{9}$$

где ρ_m – удельное электрическое сопротивление меди, l_l – длина лобовой части обмотки статора, q_{np} – площадь поперечного сечения провода обмотки статора. Отметим также, что при изменении числа проводников в пазу статора необходимо изменить сечение проводников обмотки статора для сохранения постоянства коэффициента заполнения пазы медью. Новое значение сечения провода можно определить по формуле:

$$q'_{np} = q_{np} \cdot \frac{w_1}{w'_1} = q_{np} / K_w, \tag{10}$$

и по каталогу выбрать ближайшее стандартное значение. Величины q'_{np} и w'_1 представляют собой новые значения сечения провода и количества витков обмотки статора соответственно.

Согласно выражениям (9) и (10), величина R_1 прямо пропорционально квадрату числа витков обмотки статора и длине сердечника статора:

$$R_1(K_1, K_f, K_w) = (K_1 \cdot K_l + K_l) \cdot K_w^2 \cdot R_{1н}, \tag{11}$$

где $R_{1н}$ – номинальное значение активного сопротивления фазы статора при частоте 50 Гц, K_1 и K_l – коэффициенты, зависящие от соотношения длин активной и лобовой частей обмотки статора:

$$K_1 = \frac{l_1}{l_1 + l_l}, K_l = \frac{l_l}{l_1 + l_l} \tag{12}$$

Индуктивные сопротивления рассеяния статора и ротора:

$$X_1 = \frac{\pi \cdot f_1 \cdot l_1 \cdot w_1^2}{2 \cdot p \cdot q_1 \cdot 10^5} \lambda_1, X_2 = \frac{7,9 \cdot k_{np1} \cdot f_1 \cdot l_2}{10^6} \lambda_2 \tag{13}$$

где λ_1 и λ_2 – коэффициенты магнитной проводимости рассеяния статора и ротора соответственно, q_1 – число пазов на полюс и фазу, $l_2 = l_1$ – длина сердечника ротора, k_{np1} – коэффициент приведения сопротивления обмотки ротора к обмотке статора, пропорциональный квадрату числа витков обмотки статора ($k_{np1} \sim w_1^2$). В общем случае коэффициенты λ_1 и λ_2 имеют слабо выраженную нелинейную зависимость от длины сердечника статора l_1 , однако в пределах допустимой погрешности этой зависимостью можно пренебречь. Учитывая это, можно записать, что величины X_1 и X_2 прямо пропорциональны квадрату числа витков обмотки статора, частоте питающего напряжения и длине сердечника статора:

$$X_1(K_1, K_f, K_w) = K_1 \cdot K_f \cdot K_w^2 \cdot X_{1н}, X_2(K_1, K_f, K_w) = K_1 \cdot K_f \cdot K_w^2 \cdot X_{2н} \tag{14}$$

где $X_{1н}$ и $X_{2н}$ – номинальные значения индуктивных сопротивлений рассеяния статора и ротора при частоте 50 Гц.

Главное индуктивное сопротивление обмотки статора X_m в общем случае зависит от величин l_1 , w_1 и f_1 нелинейно, главным образом из-за нелинейности кривой намагничивания стали [8], из которой изготавливается статор и ротор машины. Однако, пренебрегая возникающей погрешностью, можно утверждать, что величина главного индуктивного сопротивления X_m прямо пропорциональна квадрату числа витков обмотки статора, частоте питающего напряжения и длине сердечника статора:

$$X_m(K_1, K_f, K_w) = K_1 \cdot K_f \cdot K_w^2 \cdot X_{mн}, \tag{15}$$

где $X_{mн}$ – номинальное значение главного индуктивного сопротивления обмотки статора при частоте 50 Гц.

Таким образом, подставляя выражения (11), (13), (14), (15) в (7), и учитывая (8) после ряда преобразований получаем зависимость критического момента ТАД от коэффициентов длины сердечника статора и частоты питающего напряжения:

$$M_{max} = \frac{m_1 \cdot U_1^2 \cdot p \cdot K_1}{4\pi \cdot f_{1н} \cdot \left[\epsilon \cdot R_1 + \frac{X_{1мн}}{X_{2мн}^2} \sqrt{\epsilon^2 R_{1н}^2 X_{2мн}^2 + (X_{1мн} X_{2мн} - X_{2мн}^2)^2} \right]}, \tag{16}$$

где $\epsilon = \frac{K_1 \cdot K_l + K_l}{K_1 \cdot K_f}$, $X_{1мн} = X_{1н} + X_{mн}$, $X_{2мн} = X_{2н} + X_{mн}$. Выражение (16) позволяет рассчитать значение максимального момента ТАД при любых изменениях частоты напряжения и длины сердечника статора.

4. Оценка возможностей снижения массогабаритных показателей ТАД компрессора

Применим полученное уравнение для оценки возможностей снижения массогабаритных показателей ТАД компрессора при увеличении частоты источника питания. Применяя метод аналогий для геометрически подобных машин, воспользуемся для этого номинальными данными двигателей общепромышленной серии 4А с высотой вращения 63 мм:

Таблица 1

Номинальные данные ТАД [2]

| Тип | 4АА63А2У3 | 4АА63А4У3 | 4АА63А6У3 |
|------------------|-----------|-----------|-----------|
| n_0 , об/мин | 3000 | 1500 | 1000 |
| P_n , Вт | 370 | 250 | 180 |
| η_n , % | 70 | 68 | 56 |
| $\cos \varphi_n$ | 0,86 | 0,65 | 0,62 |
| n_n , об/мин | 2750 | 1380 | 885 |
| M_n , Н·м | 1,28 | 1,73 | 1,94 |
| M_{max} , Н·м | 2,82 | 3,81 | 4,27 |

Согласно данным табл. 1 и известному выражению $n_0 = 60 \cdot f_1 / p$, синхронные скорости вращения четырехполюсного и шестиполюсного ТАД (1500 и 1000 об/мин) можно привести к аналогичному значению двухполюсного ТАД (3000 об/мин) путем увеличения частоты питающего напряжения в $K_f = p$

раз, где p – число пар полюсов. Это приведет, согласно (16), к увеличению максимального момента M_{\max} многополюсных двигателей.

Приведение значения M_{\max} четырех- и шестиполюсного двигателя к значению $M_{\max} = 2,82$ Н·м двухполюсного двигателя возможно путем уменьшения длины сердечника статора l_1 . Необходимое значение коэффициента изменения длины K_l определим из уравнения (16). Подставив в (16) предварительно идентифицированные значения параметров схемы замещения двигателей 4AA63A4У3 и 4AA63A6У3 [2], значение критического момента $M_{\max} = 2,82$ Н·м и коэффициента K_f ($K_f = 2$ для четырехполюсного двигателя и $K_f = 3$ для шестиполюсного двигателя), – получим нелинейное уравнение относительно переменной K_l . Решив его, получим следующие значения K_l :

- для двигателя 4AA63A4У3 $K_l = 0,6$;
- для двигателя 4AA63A6У3 $K_l = 0,502$.

Используя данные [6], описывающие геометрию пазов статора и ротора, рассчитаем массы активных частей исследуемых двигателя, а затем, с использованием методов имитационного моделирования, рассчитаем их КПД и перегрузочные способности. Основные результаты расчетов сведем в табл. 2.

Таблица 2

Конструктивные и энергетические данные ТАД

| Тип двигателя | 4AA63A2У3 $f_1 = 50$ Гц | 4AA63A4У3 $f_1 = 100$ Гц | 4AA63A6У3 $f_1 = 150$ Гц |
|---|----------------------------|-----------------------------|-----------------------------|
| Наружный диаметр статора, $D_{1н}$, мм | 100 | 100 | 100 |
| Внутренний диаметр статора, D_1 , мм | 54 | 61 | 65 |
| Длина активной части статора, l_1 , мм | 56 | 34 | 28 |
| Число витков фазы статора, w_1 , шт | 504 | 564 | 678 |
| Сечение провода обмотки статора, $q_{пр}$, мм ² | 0,113 | 0,142 | 0,126 |
| Масса статора, кг | 2,061 | 1,037 | 0,7 |
| Масса ротора, кг | 0,884 | 0,7 | 0,66 |
| Масса стали, кг | 2,945 | 1,737 | 1,36 |
| Масса меди, кг | 0,504 | 0,487 | 0,428 |
| КПД, $\eta_{н}$, % | 70 | 73 | 70 |
| Частота вращения (при $M_n = 1,28$ Н·м), $n_{н}$, об/мин | 2750 | 2861 | 2867 |
| Критический момент, M_{\max} , Н·м | 2,82 | 2,62 | 2,56 |

Выводы

Анализ данных табл. 2 позволяет сделать следующие выводы:

1. Полученная зависимость (16) позволяет определять значения критического момента ТАД при любых значениях частоты источника питания и длины сердечника статора с погрешностью, не превышающей 10%, что вполне допустимо в инженерных расчетах.

2. Рекомендуется при расчете по выражению (16) длины l_1 сердечника статора многополюсных ТАД, работающих на повышенных частотах вращения, окончательное значение l_1 принимать с 10-процентным запасом.

3. Аналитически подтверждена возможность снижения массогабаритных показателей многополюсных ТАД при повышенной частоте источника питания. Модернизированные двигатели при существенно сниженной массе и габаритных размерах имеют практически одинаковый КПД. Повышение результирующего значения длины сердечника статора на 10% будет способствовать повышению значения КПД еще на 2-3%.

Литература

1. Алиев И.И. Асинхронные двигатели в трехфазном и однофазном режимах / И.И. Алиев. – М.: ИП Радио Софт, 2004. – 128 с.
2. Асинхронные двигатели серии 4А: Справочник / А.Э. Кравчик, М.М. Шлаф, В.И. Афонин, Е.А. Соболенская. – М.: Энергоиздат, 1982. – 504 с.
3. Войтех А.А. Асинхронные двигатели общепромышленной серии при частотном регулировании скорости вращения / А.А. Войтех, В.П. Оноприч, Л.В. Оноприч // Техн. электродинамика. – 2004. – №4. – С.41–45.
4. Войтех В.А. Частотное регулирование скорости вращения асинхронных двигателей компрессоров бытовых холодильников. / В.А. Войтех // Техническая электродинамика. Тематический выпуск «Проблемы современной электротехники» ч.3. – 2004. – С. 112–116.
5. Живица В.И. Современный электропривод для систем холодильной техники / В.И. Живица, О.А. Онищенко, И.Н. Радимов // Холодильная техника и технология. – 1999. – №64. – С. 112–116.
6. Кацман М.М. Расчет и конструирование электрических машин / М.М. Кацман. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 360 с.
7. Лопухина Е.М. Автоматизированное проектирование электрических машин малой мощности / Е.М. Лопухина, Г.А. Семенчуков. – М.: Высшая школа, 2002. – 512 с.
8. Онищенко О.А. Информационно-измерительная система для оценки энергетической эффективности холодильных установок на основе среды VisiDAQ / О.А. Онищенко, А.М. Приходько // Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету. – 2002. – №1(12). – С. 301–303.
9. Онищенко О.А. Компьютерная оценка энергопотребления холодильных установок при различных способах регулирования производительности: тез. докл. 61-й науч.-техн. конф. проф.-преп. состава ОГАХ, 17-18 мая, 2004 г. Секция №9, Информационные технологии. С. 6-7.
10. Радин В.И. Электрические машины: Асинхронные машины: Учеб. для электромех. спец. вузов / В.И. Радин, Д.Э. Брускин, А.Е. Зорохович. – М.: Высш. шк., 1988. – 328 с.
11. Chumak I., Zhyvytsya Y., Onishchenko O. Monitoring and energy saving control for reciprocating refrigerating compressors: Compressors-2006: 6 International Conference on Compressors and Coolants. Papiernicka, 2006. – P. 383-390.