

А. В. Костюков, В. Д. Верескун

МЕТОДОЛОГИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ ИСТОЧНИКОВ ВИБРАЦИИ И ШУМА СИСТЕМЫ ОХЛАЖДЕНИЯ СИЛОВЫХ ТРАНСФОРМАТОРОВ *

Аннотация. Работа силовых трансформаторов сопровождается вибрацией и шумом элементов конструкций силового трансформатора. В работе апробирована методика расчёта вибрации и шума вспомогательного оборудования системы охлаждения силового трансформатора. В качестве основного источника шума системы охлаждения силового трансформатора рассматривался асинхронный двигатель с короткозамкнутым ротором 4А100S4У3. Проведены различные варианты исследований вибрации и шума асинхронного двигателя при питании от источника промышленной частоты и преобразователя напряжения. Определены амплитуды пространственно-временных волн магнитной индукции, соответствующие модам пространственных колебаний статора и ротора, в процессе исследований были также рассчитаны амплитуды колебания (вибрации) статора и ротора, соответствующие модам пространственных колебаний. Даны рекомендации по снижению вибрации и шума системы охлаждения силовых трансформаторов.

Ключевые слова: силовой трансформатор, шум и вибрация, асинхронный двигатель, широтно-импульсная модуляция, магнитная система, частота моды, ротор, статор, магнитное поле, потокосцепление, индуктивность, электромагнитный момент.

Для цитирования: Костюков, А. В. Методология исследований источников вибрации и шума системы охлаждения силовых трансформаторов / А. В. Костюков, В. Д. Верескун // Вестник Ростовского государственного университета путей сообщения. – 2023. – № 2. – С. 110–123. – DOI 10.46973/0201-727X_2023_2_110.

Введение

Основным элементом всех энергетических хозяйств городов, районов и предприятий являются силовые трансформаторы, которые могут располагаться в зонах жилых застроек, на территории подстанций, заводов, цехов и других хозяйственных субъектов. Многие направления научных изысканий были направлены на изучение шума силовых трансформаторов, определение источников шума, разработку организационно-технических мероприятий по снижению шума силовых трансформаторов. Хочется отметить, что силовой трансформатор при эксплуатации издаёт монотонный постоянный гул, который будет наблюдаться и при работе трансформатора на холостом ходу и под нагрузкой, шумовое воздействие силового трансформатора неблагоприятно влияет на здоровье работников предприятий и жителей домов, прилегающих к трансформаторным подстанциям [1, 2].

Поэтому исследования в области источников вибрации и генерации шума элементов конструкции силовых трансформаторов являются весьма актуальными и требуют комплексного подхода при рассмотрении источников шума не только основных элементов конструкции, таких как магнитопровод и обмотки, но и вспомогательных устройств – системы охлаждения силовых трансформатора.

Постановка задачи

Системы охлаждения силовых трансформаторов могут быть выполнены в виде естественного воздушного охлаждения, масляного охлаждения и с дутьём воздуха, масляного охлаждения с дутьём и принудительной циркуляцией трансформаторного масла. С акустической точки зрения электрический двигатель можно рассматривать как систему, состоящую из различных материалов, которые вибрируют, ударяются, трутся под воздействием различных сил (электрическими, магнитными, механическими, аэродинамическими). Следовательно, величины шума и вибрации электрической машины будут определяться её конструктивными и техническими характеристиками. При максимальной нагрузке мощных силовых трансформаторов шум, издаваемый принудительной системой охлаждения,

* Работа выполнена в рамках реализации гранта ОАО «РЖД» на развитие научно-педагогических школ в области железнодорожного транспорта.

может лежать в диапазоне 50–90 дБ, поэтому проанализируем работу вспомогательных устройств системы охлаждения трансформаторов.

В качестве привода вспомогательных механизмов системы охлаждения силовых трансформаторов наибольшее распространение получили асинхронные двигатели мощностью 1,5–3 кВт. Проведём исследования на предмет вибрации и шума асинхронного двигателя с короткозамкнутым ротором 4А100S4У3 мощностью 3 кВт и синхронной частотой вращения 1500 об/мин.

Двигатель является трехфазным, с числом пар полюсов, равным двум. Представленная методика расчётов выполнена при питании АД от трёхфазной сети промышленной частоты и от преобразователя с широтно-импульсной модуляцией (ШИМ) напряжения.

Параметры номинального режима этого АД, по данным [3], следующие:

$U_{\text{сн}} = 220$ В – номинальное напряжение (фазное);

$f_{\text{сн}} = 50$ Гц – частота питающего напряжения;

$P_{\text{н}} = 3000$ Вт – номинальная мощность;

$n = 1435$ об/мин – номинальная частота вращения;

$\eta_{\text{н}} = 0,82$ – КПД в номинальном режиме;

$\cos \varphi_{\text{н}} = 0,83$ – косинус угла сдвига между током и напряжением в номинальном режиме.

В [3] приведены следующие данные о размерах магнитной системы рассматриваемого АД (рис. 1):

$D_{\text{a1}}/D_{\text{i1}} = 168/105$ мм – внешний и наружный диаметр магнитопровода статора;

$l_{\delta} = 100$ мм – длина магнитопровода вдоль воздушного зазора;

$\delta = 0,3$ мм – воздушный зазор;

$N_{\text{zс}}/N_{\text{zр}} = 36/28$ – количество пазов статора и ротора;

$a/b = 101/101$ мм – расстояние от левой и правой опор вала до центра масс статора.

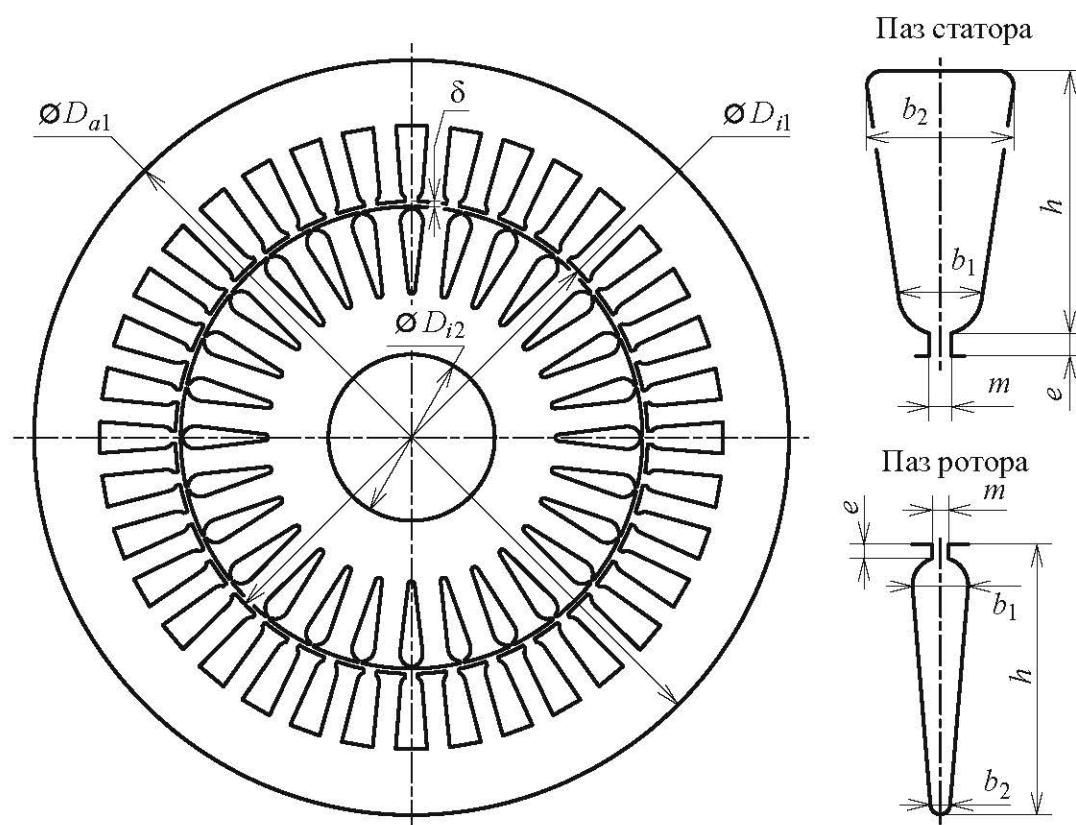


Рис. 1. Обозначение размеров магнитной системы, пазов статора и ротора АД 4А100S4У3

Размеры паза статора: $b_1/b_2 = 4,9/7,1$ мм; $h = 15,8$ мм; $e/m = 0,5/3$ мм.

Обмотка статора имеет 35 витков и выполнена из медного провода диаметром 1,12/1,3 мм (без изоляции и с изоляцией).

Размеры паза ротора: $b_1/b_2 = 5,1/1,5$ мм; $h = 19,3$ мм; $e/m = 0,5/1$ мм.

Короткозамкнутая обмотка ротора типа «беличья клетка» выполнена из алюминия. Магнитопроводы статора и ротора выполнены из листовой электротехнической стали марки 2013 с толщиной листа 0,5 мм.

Для рассматриваемого двигателя был выполнен расчет собственных частот мод пространственных колебаний. Для этого были определены массы ярма и зубцов статора:

$$G_y = \rho l_s \left[\pi \left(R_m + \frac{h_s}{2} \right)^2 - \pi \left(R_m - \frac{h_s}{2} \right)^2 \right]; \quad (1)$$

$$G_z = \rho l_s b_s h_s N_{zs},$$

где b_s , h_s – средняя ширина и полная высота зубца статора.

Для двигателя 4A100S4У3, размеры которого приведены выше, были получены следующие значения:

$$G_y = 5,660 \text{ кг}; G_z = 2,303 \text{ кг}.$$

Масса обмотки статора с учетом лобовых частей по данным [4] равна: $G_w = 2,85 \text{ кг}$.

Для рассматриваемого двигателя собственную частоту моды с номером $r = 0$ изгибных колебаний статора можно определить по формуле:

$$f_0 = \frac{1}{2\pi R_m} \sqrt{\frac{E}{\Delta \rho_s}}, \quad (2)$$

В расчетах приняты следующие значения плотности материала и модуля упругости магнитопровода: $\rho_s = 7850 \text{ кг/м}^3$; $E = 210 \cdot 10^9 \text{ Па}$. Собственная частота моды с номером $r = 0$ изгибных колебаний статора исходя из (2) составила: $f_0 = 7693,33 \text{ Гц}$.

Для определения собственных частот мод пространственных колебаний с номерами $r = 3, 4, 5$ можно воспользоваться выражением:

$$f_r = f_0 i \frac{r(r^2 - 1)}{\sqrt{r^2 - 1}} \cdot \frac{1}{\sqrt{1 + i^2 \left(\frac{r^2 - 1}{r^2 + 1} \right) \left[3 + r^2 \left(4 + \frac{\Delta_m}{\Delta} \right) \right]}}. \quad (3)$$

Исходя из (3) получаем собственные частоты мод: $f_3 = 1116,85 \text{ Гц}$; $f_4 = 2927,86 \text{ Гц}$; $f_5 = 7508,31 \text{ Гц}$; Для определения первой частоты изгибных колебаний ротора ($r = 1$) воспользуемся формулой:

$$f_1 = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_s}{M_1}}. \quad (4)$$

Жесткость свободно опирающейся балки (вала) определим исходя из выражения [13, 14]

$$k_s = 3 \frac{EI_s L}{a^2 b^2} = \frac{3\pi}{64} \cdot \frac{El}{a^2 b^2} d^4, \quad (5)$$

где I_s – момент инерции вала, $\text{кг} \cdot \text{м}^2$;

l – расстояние между опорами, на которые опирается вал, м;

a, b – расстояние от левой и правой опор до центра масс статора, м.

С учетом расчётных формул (4), (5) частота изгибных колебаний ротора ($r = 1$) составит:

$$f_1 = 645,53 \text{ Гц}.$$

Расчет распределения магнитного поля выполнялся с использованием программного комплекса FEMM v.4.2 (© David Meeker) [5]. С помощью данного программного комплекса могут решаться два класса задач: задача магнитостатики и расчет распределения поля при переменном (синусоидальном) токе в двумерной постановке. Одной из возможностей программного комплекса FEMM является наличие граничных условий для расчета систем с симметричным или повторяющимся магнитным полем.

Также в программном комплексе FEMM имеются специальные граничные условия типа «воздушный зазор», позволяющие менять взаимное положение статора и ротора без необходимости изменения конфигурации расчетной области. Учитывая то, что на один полюс рассматриваемого АД приходится целое число пазов как на статоре, так и на роторе, это позволяет выполнять расчеты только

для одного полюса. Расчетная область в этом случае составляет одну четвертую от магнитной системы, что существенно сокращает время вычислений.

Конфигурация расчетной области для расчета распределения магнитного поля в программном комплексе FEMM приведена на рис. 2, где показано распределение токов по токонесящим областям статора и ротора. Обмотка статора представлена областями $A+$, $B-$, $C+$, ротора – областями $IR1 - IR7$. Считается, что за пределами расчетной области поля нет, поэтому дуги, соответствующие внешней поверхности статора и внутренней поверхности ротора, имеют граничные условия типа $A_z = 0$.

Левая и правая границы расчетной области имеют граничные условия типа Antiperiodic, задающие симметрию. Между магнитопроводами статора и ротора расположены дуги с граничными условиями типа Antiperiodic Air Gap, определяющие наличие воздушного зазора. На рис. 3 показан фрагмент расчетной области в укрупненном масштабе. Кривая намагничивания электротехнической стали, из которой сделаны магнитопроводы статора и ротора, приведена на рис. 4.

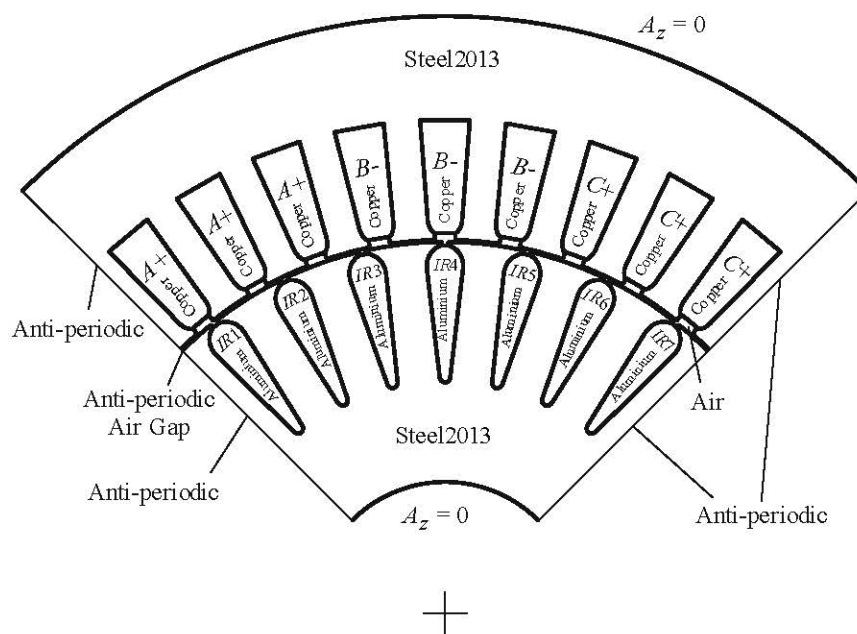


Рис. 2. Расчетная область АД 4А100S4У3 для расчетов в программном комплексе FEMM

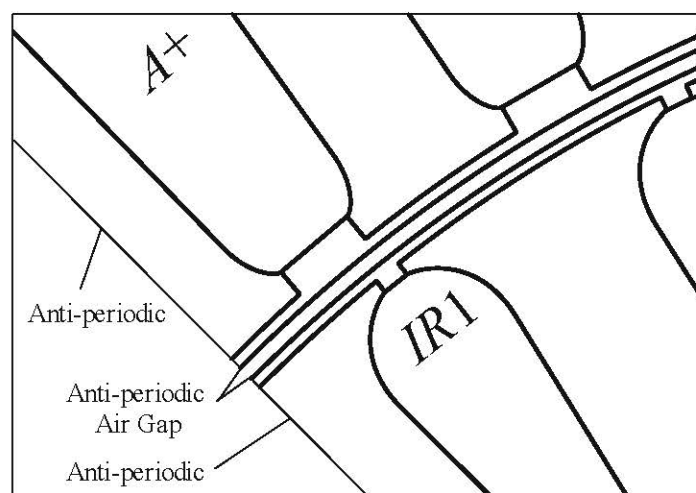


Рис. 3. Фрагмент расчетной области АД 4А100S4У3 в месте расположения воздушного зазора

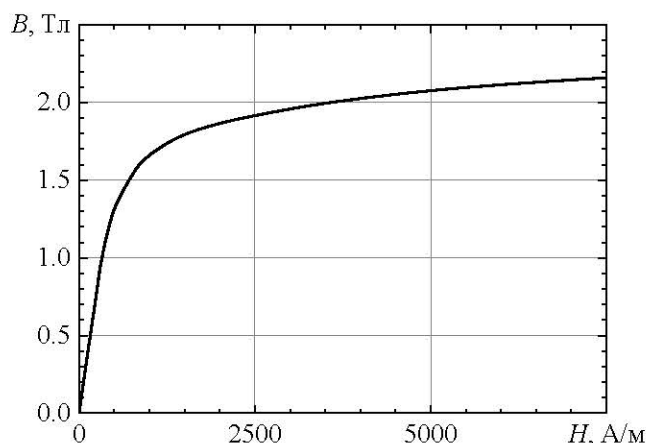


Рис. 4. Кривая намагничивания электротехнической стали марки 2013

С использованием вышеописанной методики был выполнен ряд расчетов по расчету распределения магнитного поля в АД 4А100S4У3. Составляющая тока статора по оси d принята равной $i_{sd\max} = 5,275$ А, что соответствует величине тока намагничивания в режиме холостого хода. Составляющая тока статора по оси q задавалась равной нулю. На рис. 5 и 6 приведены результаты расчетов: распределение токов по токонесящим областям и распределение магнитной индукции.

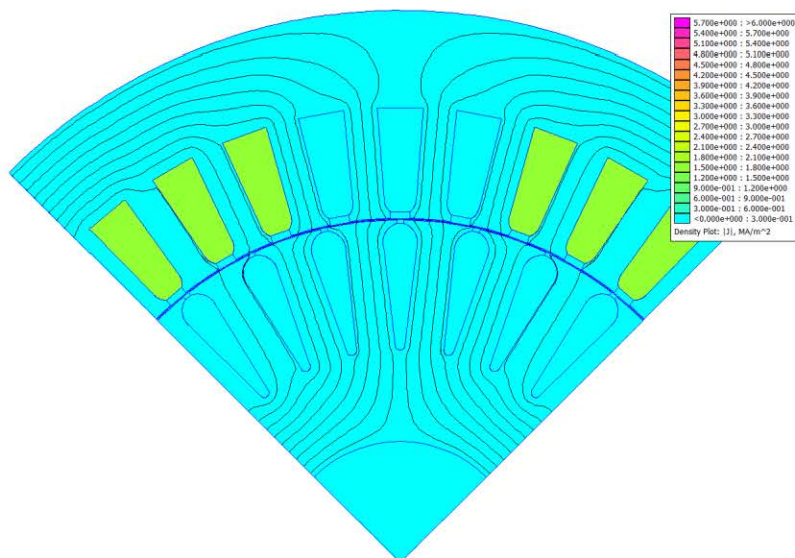


Рис. 5. Распределение токов по токонесящим областям АД в режиме холостого хода

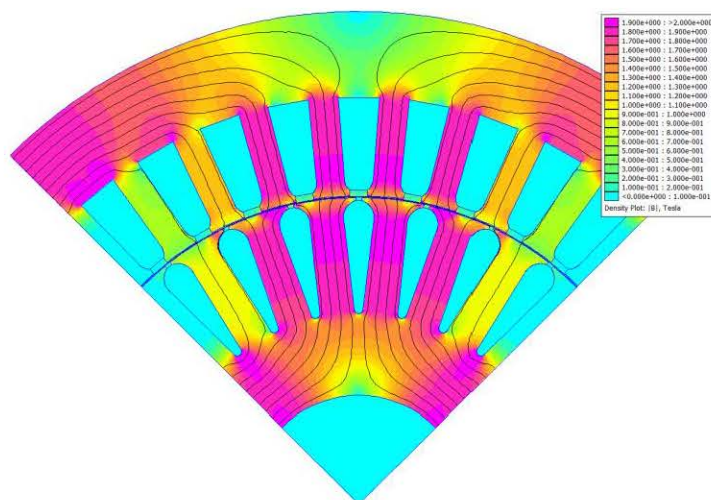


Рис. 6. Распределение магнитной индукции в расчетной области АД в режиме холостого хода

Аналогичные расчеты были выполнены для режима работы под нагрузкой. Составляющие тока статора по осям системы координат приняты соответствующими номинальному режиму и равны:

$$i_{sdH} = 5,275 \text{ A}; i_{sqH} = 7,835 \text{ A}.$$

На рис. 7 и 8 приведены результаты расчетов: распределение токов по токонесущим областям и распределение магнитной индукции. Для этого режима было получено значение электромагнитного момента, равное 25,21 Н·м. Исходя из паспортных данных АД 4А100S4У3 величина электромагнитного момента равна:

$$M_{эм} = \frac{P_H}{2\pi f_H \eta_H} = 24,35 \text{ Н·м}.$$

Разность между определенным в результате расчета значением электромагнитного момента и полученного по паспортным значениям составляет около 3 %, что говорит об адекватности принятого подхода к моделированию АД и определению параметров модели.

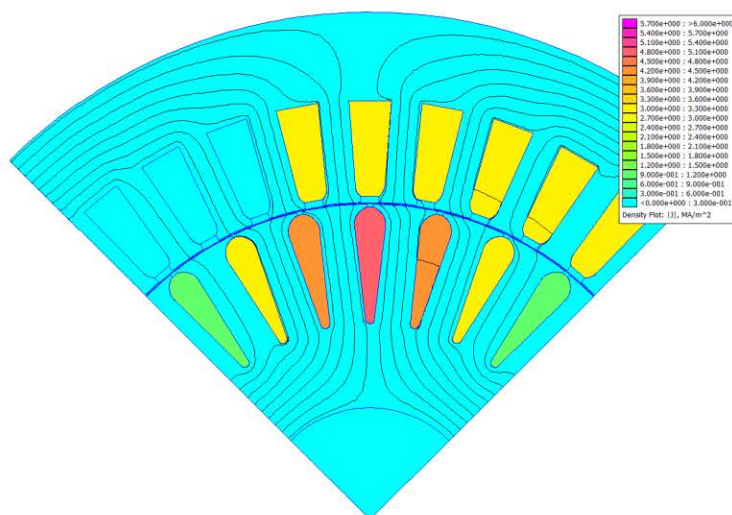


Рис. 7. Распределение токов по токонесущим областям АД в номинальном режиме

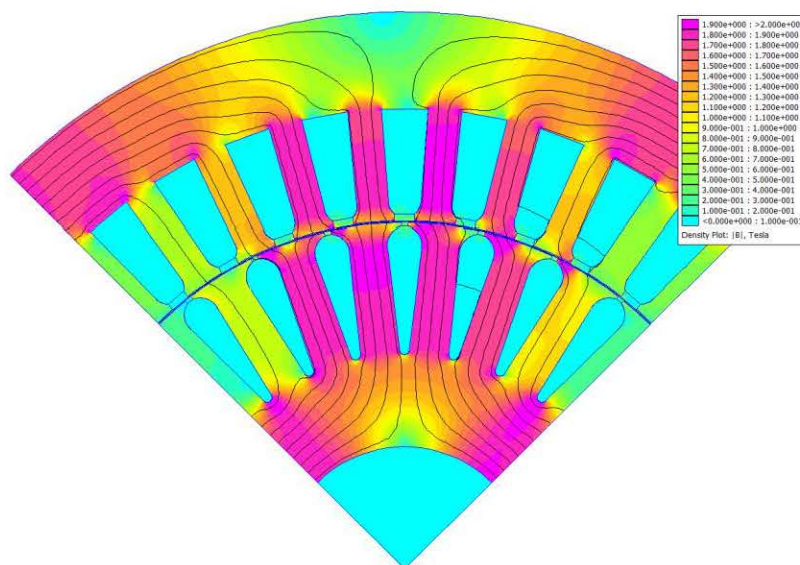


Рис. 8. Распределение магнитной индукции в расчетной области АД в номинальном режиме

Расчеты в режиме холостого хода также были проведены для других значений составляющей тока статора по оси d . Полученные по данным этих расчетов зависимости потокоцеплений статора и ротора представлены на рис. 9. На них отмечены точки номинального режима. По этим данным, с использованием вышеизложенного подхода, были получены зависимости индуктивностей контура намагничивания и рассеяния статора от составляющей тока по оси d . Эти зависимости приведены на рис. 10.

На них также отмечена точка номинального режима. В [3] приведены следующие значения этих величин:

$$L_m = 0,023068 \text{ Гн}; L_{\sigma s} = 0,008006 \text{ Гн}.$$

В результате расчетов в точке номинального режима были получены значения этих величин 0,023046 и 0,008004 Гн соответственно.

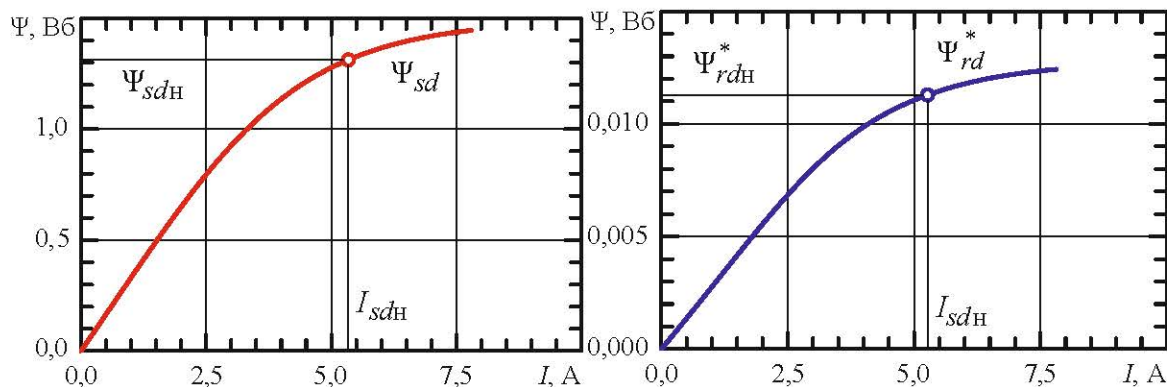


Рис. 9. Зависимости потокоцепления статора и ротора АД в режиме холостого хода от составляющей тока статора по оси d

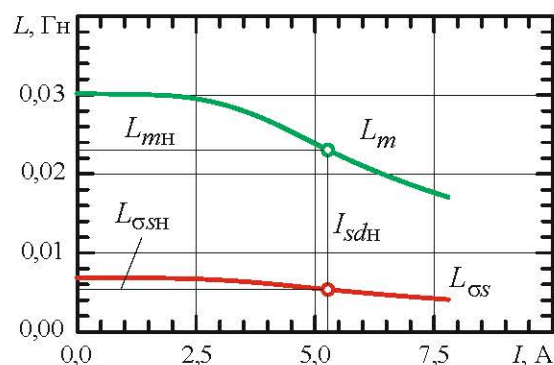


Рис. 10. Зависимости индуктивности контура намагничивания и индуктивности рассеяния статора АД от составляющей тока статора по оси d

Для определения остальных параметров АД был выполнен ряд расчетов распределения магнитного поля при питании обмоток статора синусоидальным током и неподвижном роторе. По полученным в результате расчетов зависимостям действительных и мнимых составляющих индуктивности фазы от частоты тока с использованием аппроксимации по вышеизложенной методике были определены параметры Т-образной схемы замещения рассматриваемого АД [12]. На рис. 11 показаны зависимости действительной и мнимой составляющей индуктивности фазы статора от частоты питающего тока, полученные в результате расчетов (показаны точками) и построенные по аппроксимированным значениям параметрам двигателя (показаны линиями). В результате аппроксимации были получены следующие параметры схемы АД:

$$L_m = 0,023052 \text{ Гн}; L_{\sigma s} = 0,008005 \text{ Гн}; L'_{\sigma r} = 0,01358 \text{ Гн}; r'_{\sigma r} = 1,71 \text{ Ом}.$$

Полученные значения отличаются от приведенных в [4] данных на величину не более 3 %, что является достаточным для выполнения дальнейших исследований. Полученное расхождение объясняется отличием реальных характеристик материалов от заданных в расчете.

Анализ полученных результатов расчета распределения магнитного поля в активном слое асинхронной электрической машины показал, что наличие зубцов на статоре и роторе является причиной появления значительных пульсаций магнитного поля в воздушном зазоре и элементах магнитной системы. С целью снижения влияния зубцовых пульсаций в рассматриваемом АД пазы ротора выполнены со скосом.

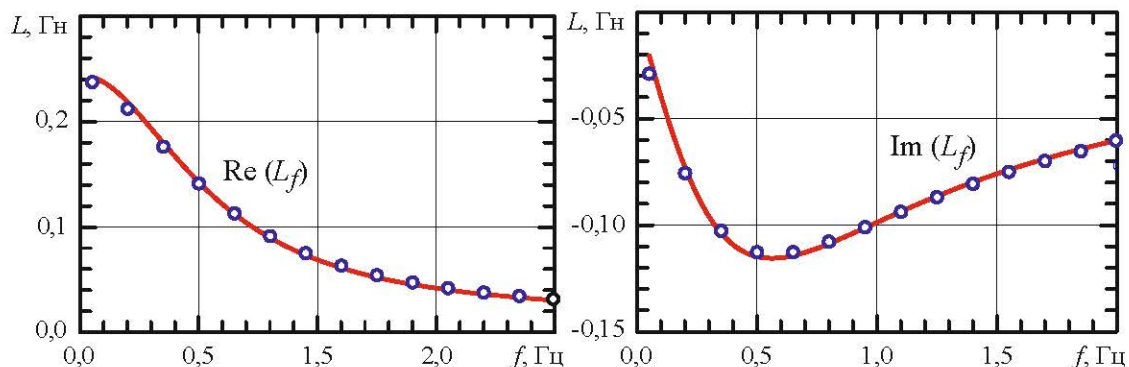


Рис. 11. Зависимости действительной и мнимой составляющих индуктивности фазы статора от частоты тока

Отказ от учета влияния скоса пазов может привести к значительным ошибкам в определении пространственных волн магнитных сил. Поэтому в дальнейших расчетах этот фактор учитывается следующим образом. В каждой расчетной точке определение распределения магнитного поля выполняется для нескольких положений ротора в пределах величины скоса паза. Затем полученные для этих положений ротора значения потокосцеплений эквивалентных контуров (обмоток) и индукции в различных элементах магнитной системы усредняются.

С целью оценки влияния скоса пазов на результаты расчета электромагнитных процессов было выполнено моделирование электромагнитных процессов в рассматриваемом АД. Чтобы минимизировать влияние других факторов (например, наличие высших гармоник или несимметрии), питание обмоток осуществлялось синусоидальным током. Расчеты выполнялись для двух случаев: без учета скоса и при наличии скоса пазов ротора на одно пазовое деление. В расчетах принималось, что значения проекций тока статора на оси d и q равны:

$$i_{sd} = \sqrt{2} \cdot 2 \text{ A}; \quad i_{sq} = \sqrt{2} \cdot 4 \text{ A}.$$

Величина проекции тока ротора на ось q определялась по результатам предварительных расчетов таким образом, чтобы выполнялось условие равенства нулю среднего за период тока статора потокосцепления ротора по оси q .

Полученные в результате расчетов зависимости электромагнитного момента, потокосцепления обмотки статора и проекции потокосцепления ротора на ось q показаны на рис. 12.

На рис. 13 приведены зависимости магнитной индукции в центре зубцов статора и ротора от углового положения ротора.

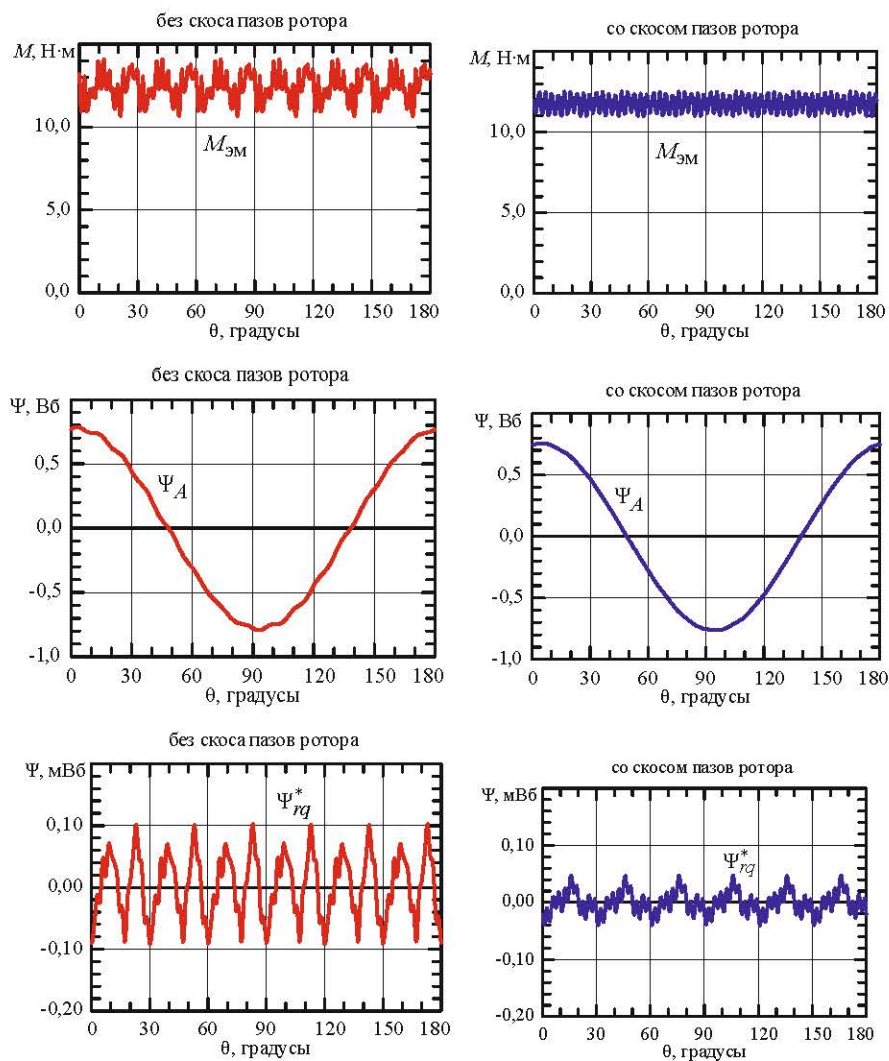


Рис. 12. Электромагнитный момент, потокоцепления обмотки статора, проекция потокоцепления ротора на ось q

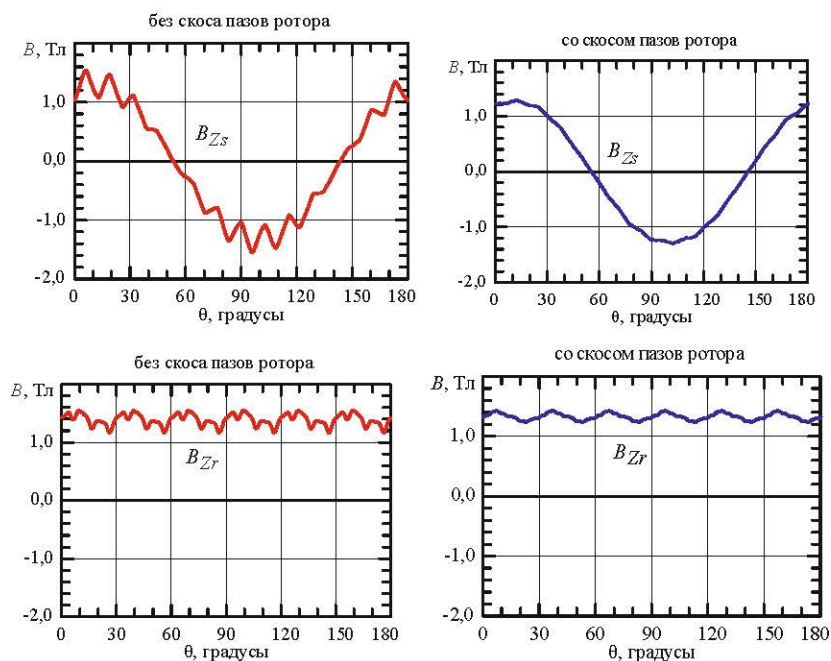


Рис. 13. Зависимости магнитной индукции в центре зубцов статора и ротора от углового положения ротора

Анализ полученных результатов показывает, что отказ от учета скоса пазов ротора не оказывает существенного влияния на форму потокосцеплений статора и ротора, однако приводит к значительному искажению формы индукции в воздушном зазоре и в элементах магнитопровода, электромагнитного момента. Так как целью выполняемых расчетов является определение временного и пространственного распределения магнитной индукции в воздушном зазоре, отказ от учета скоса пазов может привести к существенному искажению определяемых по этому распределению магнитных сил. Поэтому при расчете вибрации и шума асинхронной электрической машины учет скоса пазов является обязательным.

В настоящее время одним из наиболее распространенных способов регулирования производительности вентиляторов, насосов и других механизмов, используемых на трансформаторных подстанциях, является частотное регулирование АД. Применение такого способа требует осуществлять питание двигателя переменным трехфазным напряжением с регулируемой частотой и величиной. Для этого применяются статические полупроводниковые преобразователи на базе ключевых полупроводниковых приборов, особенностью которых является импульсный принцип формирования выходного напряжения. В результате питание фаз АД осуществляется напряжением с содержанием высших гармоник. Порождаемые ими пульсации тока являются причиной увеличения числа пульсаций магнитной индукции в воздушном зазоре, появления дополнительных пространственных и временных гармоник. Поэтому для анализа влияния формы питающего напряжения на характер и уровень вибраций были выполнены расчеты для случаев питания АД от синусоидального источника напряжения и от статического преобразователя.

При выполнении расчетов принимается, что двигатель вращается с номинальной частотой и скольжением 2,5 %. В первом случае АД питается от источника синусоидального напряжения с фазным напряжением величиной 275,6 В (амплитудное значение). Во втором случае питание осуществляется от автономного инвертора напряжения. Выходное напряжение формируется с использованием синусоидальной широтно-импульсной модуляции (ШИМ) [6, 7].

Напряжение в звене постоянного тока принято 550 В, коэффициент модуляции равен 1,0; кратность частоты модуляции к частоте выходного напряжения равна 21. Параметры модуляции подобраны таким образом, чтобы основная гармоника выходного напряжения соответствовала синусоидальному напряжению, используемому в первом случае.

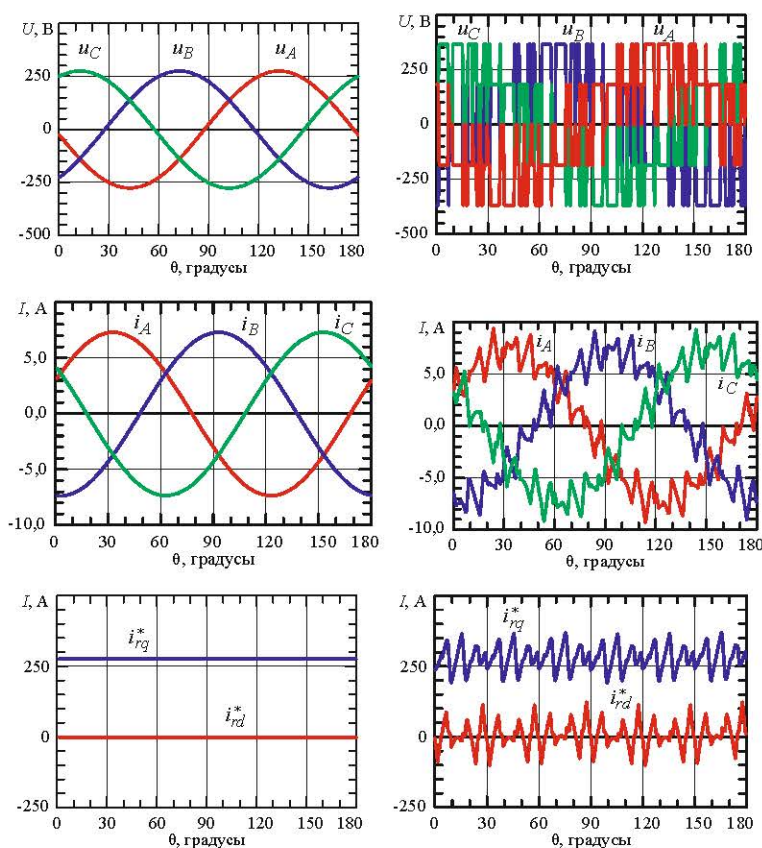


Рис. 14. Напряжения и токи фаз статора, проекции токов ротора на оси системы координат $d-q$ при питании от синусоидального источника (слева) и от автономного инвертора напряжения (справа)

На рис. 14 приведены напряжения и токи фаз статора, проекции токов ротора на оси системы координат $d-q$ при питании от синусоидального источника и от автономного инвертора напряжения. Из приведенных зависимостей видно, что наличие высших гармоник в напряжении статора является причиной возникновения значительных пульсаций токов статора и ротора, оказывающих существенное влияние на распределение магнитной индукции в воздушном зазоре.

На рис. 15 показаны зависимости индукции в зубцах статора и ротора, а также приведено пространственное и временное распределение индукции в воздушном зазоре для обоих расчетных случаев.

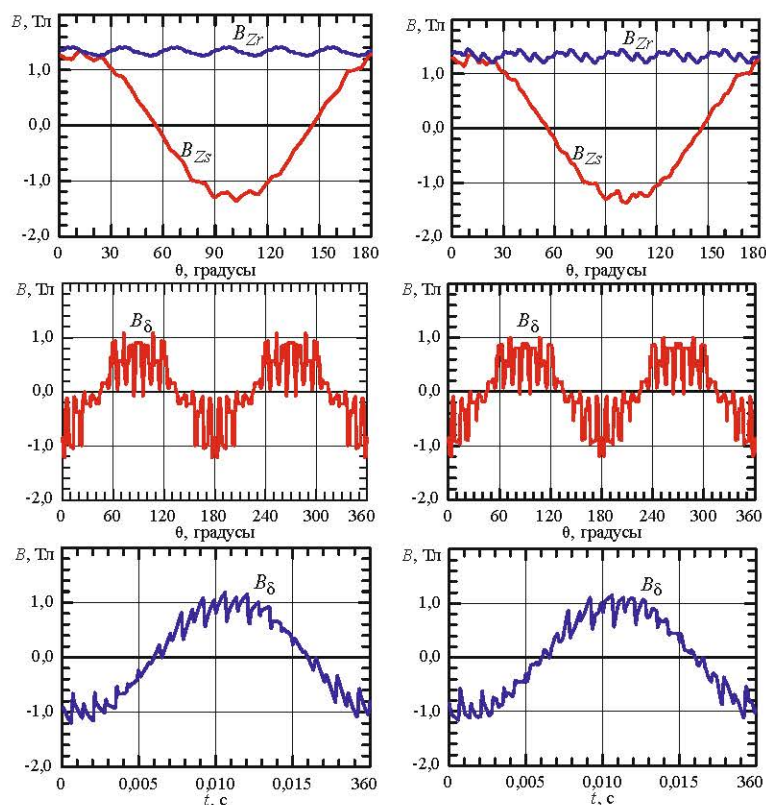


Рис. 15. Зависимости индукции в зубцах статора и ротора, пространственное и временное распределение индукции в воздушном зазоре при питании от синусоидального источника (слева) и от автономного инвертора напряжения (справа)

Характер полученных зависимостей пространственного и временного распределения индукции в воздушном зазоре соответствует приведенным в [8] аналогичным зависимостям.

С использованием полученных результатов расчетов для двух рассмотренных случаев были определены амплитуды пространственно-временных волн магнитной индукции, соответствующие модам пространственных колебаний статора и ротора. Для этого использовался метод наименьших квадратов.

Радиальную магнитную силу можно определить по формуле:

$$F_m(\theta, t) = \frac{B^2(\theta, t)}{2\mu_0}, \quad (6)$$

где $B(\theta, t)$ – индукция по средней линии воздушного зазора в точке с угловой координатой θ и времени t .

Учитывая малый уровень демпфирования, вызывать вибрации будут только волны радиальных магнитных сил с частотами, соответствующими модам пространственных колебаний:

$$F_{m,r}(\theta, t) = \hat{F}_{m,r} \cos(r\theta - \omega_r t - \varphi_r), \quad (7)$$

где $\hat{F}_{m,r}$ – амплитуда радиальной магнитной силы;

ω_r – собственная частота моды пространственных колебаний электрической машины с номером r ;
 φ_r – фаза радиальной магнитной силы.

Вибрации, создаваемые радиальными магнитными силами, описываются выражением:

$$Y(\theta, t) = \sum_{r=0}^{\infty} \hat{Y}_r \cos(r\theta - \omega_r t - \varphi_r), \quad (8)$$

где \hat{Y}_r – амплитуда вибрации, соответствующей моде пространственных колебаний с номером r .

Для определения амплитуд колебаний статора используется подход, при котором он представляется в виде свободно опертой балки, несущей синусоидально распределенную нагрузку с амплитудой, равной амплитуде радиальной магнитной силы [8, 11, 12].

При известных геометрических размерах статора для моды пространственных колебаний $r = 0$ амплитуда вибрации определяются по формуле:

$$\hat{Y}_r = \frac{RR_m}{Eh} \hat{F}_{m,r} \eta_r, \quad (9)$$

где R – внутренний радиус статора;
 R_m – радиус средней линии ярма статора;
 h – толщина ярма статора;
 E – модуль упругости (модуль Юнга) материала магнитопровода.

С использованием расчётных формул (6)–(9) рассчитаем амплитуды колебаний (вибрации) ротора и статора, соответствующие модам пространственных колебаний. Результаты расчета приведены в таблице.

Результаты расчета амплитуды вибраций для мод пространственных колебаний статора и ротора

r	f_r , Гц	Синусоида			ШИМ		
		$B_{\delta r}$, Тл	F_{mr} , Н	Y_r , мм	$B_{\delta r}$, Тл	F_{mr} , Н	Y_r , мм
0	7693,33	0,000065	0,00332	0,000066	0,000646	0,332381	0,006571
1	645,53	0,000012	0,000106	$0,47 \cdot 10^{-12}$	0,000012	0,000119	$0,53 \cdot 10^{-12}$
2	1116,85	0,007395	43,516483	0,860336	0,010572	88,935315	1,758283
3	2927,86	$7,828 \cdot 10^{-6}$	0,000049	$0,96 \cdot 10^{-6}$	$5,474 \cdot 10^{-6}$	0,000024	$0,47 \cdot 10^{-6}$
4	5121,44	0,00019	0,028841	0,00057	0,000424	0,143236	0,002832
5	7508,31	$1,34 \cdot 10^{-6}$	$1,426 \cdot 10^{-6}$	$0,03 \cdot 10^{-6}$	$2,548 \cdot 10^{-6}$	$5,168 \cdot 10^{-6}$	$0,10 \cdot 10^{-6}$

Выводы

Анализ полученных результатов показывает, что в обоих случаях наиболее выраженной является вибрация, соответствующая пространственной моде колебаний с номером $r = 2$. Это связано с тем, что наиболее сильно проявляются пространственные гармоники, соответствующие числу пар полюсов асинхронной электрической машины, что соответствует результатам, приведенным в [8–10, 13]. Колебания с другими пространственными модами имеют намного меньшую величину, сопоставимую с погрешностями вычислений.

Следует отметить, что наличие высших гармоник в питающем напряжении при использовании ШИМ значительно, более чем в два раза увеличивает амплитуду колебаний вибрации. Поэтому одним из действенных методов борьбы с шумом и вибрациями АД при питании от преобразователя является снижение уровня высших гармоник в питающем двигателе напряжении. Этого можно добиться либо путем увеличения частоты и применения специальных методов модуляции, либо за счет фильтрации высших гармоник на выходе преобразователя.

Список литературы

1 Костюков, А. В. Экспериментальные исследования шума силовых трансформаторов / А. В. Костюков // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. – 2022. – № 2. – С. 695–699. – DOI 10.24412/2071-6168-2022-2-695-699.

References

1 Kostyukov A. V. Experimental studies of noise of power transformers / A. V. Kostyukov // Izvestiya Tula State University. Technical sciences. – 2022. – No. 2. – P. 695–699. – DOI 10.24412/2071-6168-2022-2-695-69.

- 2 Костюков, А. В. Безопасные условия эксплуатации электрооборудования энергетических хозяйств предприятий / А. В. Костюков // Вестник Ростовского государственного университета путей сообщения. – 2022. – № 4(88). – С. 144–151. – DOI 10.46973/0201-727X_2022_4_144.
- 3 Асинхронные двигатели серии 4А : справочник / А. Э. Кравчик, М. М. Шлаф, В. И. Афонин, Е. А. Соболенская. – Москва : Энергоиздат, 1982. – 504 с.
- 4 Norton, M. P. Fundamentals of noise and vibration analysis for engineers / M. P. Norton. – Cambridge, UK : Cambridge University Press. 1989. – DOI.org/10.1017/CBO9781139163927.
- 5 Meeker, D. Finite Element Method Magnetics. Version 4.2. User's Manual / D. Meeker. – 2018. – URL: <https://pdfslide.net/documents/manual-femm-42.html?page=1> (дата обращения: 10.06.2023).
- 6 Slemon, G. Modelling of induction machines for electric drives / G. R. Slemon // IEEE Transactions on Industry Applications. – 1988. – Vol. 25, No. 6. – P. 1126–1131. – DOI 10.1109/28.44251.
- 7 Lipo, T. A. Introduction to AC Machine Design / T. A. Lipo // Wiley – IEEE Press, 2017. – 544 p. – ISBN 978-1-119-35218-1.
- 8 Maliti, K. C. Modelling and analysis of magnetic noise in squirrel-cage induction motors : doctoral dissertation / K. C. Maliti. – Stockholm, 2000. – 209 p. – ISSN 1404-8248.
- 9 Доброскок, Н. С. Алгоритмические методы снижения шумов и вибраций в частотно-регулируемом асинхронном электроприводе : диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук / Н. С. Доброскок ; СПбГЭТУ «ЛЭТИ». – Санкт-Петербург, 2014. – 162 с.
- 10 Шубов, И. Г. Шум и вибрация электрических машин / И. Г. Шубов. – Ленинград : Энергоатомиздат, 1986. – 208 с.
- 11 Исследование магнитной вибрации асинхронного электродвигателя посредством МКЭ-моделирования / А. И. Ермолаев, В. И. Ерофеев, А. С. Плехов, Д. Ю. Титов // Интеллектуальная электротехника. – 2021. – № 3(15). – С. 37–56. – DOI 10.46960/2658-6754_2021_3_37.
- 12 Колпахчян, П. Г. Определение параметров схемы замещения асинхронной электрической машины с массивным ротором / П. Г. Колпахчян, М. С. Подберезная, Д. В. Ольховатов // Известия вузов. Электромеханика. – 2019. – Т. 62. – № 5. – С. 31–36. DOI 10.17213/0136-3360-2019-5-31-36.
- 13 Копылов, И. П. Электрические машины / И. П. Копылов. – Москва : Энергоатомиздат, 1986. – 360 с. – ISBN 5-06-003841-6.
- 2 Kostyukov, A. V. Safe conditions for the operation of electrical equipment of power utilities of enterprises // Vestnik Rostovskogo Gosudarstvennogo Universiteta Putey Soobshcheniya. – 2022. – No. 4(88). – P. 144–151. – DOI 10.46973/0201-727X_2022_4_144.
- 3 Asynchronous motors of the 4A series : Handbook / A. E. Kravchik, M. M. Shlaf, V. I. Afonin, E. A. Sobolenskaya. – Moscow : Energoizdat, 1982. – 504 p.
- 4 Norton, M. P. Fundamentals of noise and vibration analysis for engineers / M. P. Norton. – Cambridge, UK : Cambridge University Press. 1989. – DOI.org/10.1017/CBO9781139163927.
- 5 Meeker, D. Finite Element Method Magnetics. Version 4.2. User's Manual / D. Meeker. – 2018. – URL: <https://pdfslide.net/documents/manual-femm-42.html?page=1> (date of access: 06/10/2023).
- 6 Slemon, G. Modelling of induction machines for electric drives / G. R. Slemon // IEEE Transactions on Industry Applications. – 1988. – Vol. 25, No. 6. – P. 1126–1131. – DOI 10.1109/28.44251.
- 7 Lipo, T. A. Introduction to AC Machine Design / T. A. Lipo // Wiley – IEEE Press, 2017. – 544 p. – ISBN 978-1-119-35218-1.
- 8 Maliti, K. C. Modelling and analysis of magnetic noise in squirrel-cage induction motors : doctoral dissertation / K. C. Maliti. Stockholm, 2000. – 209 p. – ISSN 1404-8248.
- 9 Dobroskok, N. S. Algorithmic methods of noise and vibration reduction in a frequency-controlled asynchronous electric drive : dis. candidate of Technical Sciences / N. S. Dobroskok ; SPbSETU "LETI". – Saint-Petersburg, 2014. – 162 p.
- 10 Shubov, I. G. Noise and vibration of electric machines / I. G. Shubov. – Leningrad : Energoatomizdat, 1986. – 208 p.
- 11 Investigation of magnetic vibration of an asynchronous electric motor by means of FEM modeling / A. I. Ermolaev, V. I. Erofeev, A. S. Plekhov, D. Yu. Titov // Intellectual electrical engineering. – 2021. – No. 3(15). – P. 37–56. – DOI 10.46960/2658-6754_2021_3_37.
- 12 Kolpakhchyan, P. G. Determination of parameters of the replacement circuit of an asynchronous electric bus with a massive rotor / P. G. Kolpakhchyan, M. S. Podbereznaya, D. V. Olkhovатов // Izvestiya vuzov. Electromechanics. – 2019. – T. 62. – No. 5. – P. 31–36. – DOI 10.17213/0136-3360-2019-5-31-36.
- 13 Kopylov, I. P. Electric machines / I. P. Kopylov. – Moscow : Energoatomizdat, 1986. – 360 p. – ISBN 5-06-003841-6.

14 Kramer, E. Dynamics of rotors and foundations / E. Kramer. – Berlin : Springer-Verlag, 1993. – DOI 10.1007/978-3-662-02798-1.

14 Kramer, E. Dynamics of rotors and foundations / E. Kramer. – Berlin : Springer-Verlag, 1993. – DOI 10.1007/978-3-662-02798-1.

A. V. Kostyukov, V. D. Vereskun

METHODOLOGY OF RESEARCH OF VIBRATION AND NOISE SOURCES OF THE COOLING SYSTEM FOR POWER TRANSFORMERS

Abstract. The operation of power transformers is accompanied by vibration and noise of structural elements of a power transformer. In this paper, a method for calculating the vibration and noise of the auxiliary equipment of the cooling system for a power transformer was tested. An asynchronous motor with a squirrel-cage rotor 4A100S4U3 was considered as the main source of noise in the cooling system for the power transformer. Various options for studying the vibration and noise of an asynchronous motor when powered by an industrial frequency source and a voltage converter have been carried out. It is determined the amplitudes of space-time wave of magnetic induction corresponding to the modes of spatial oscillations of the stator and rotor. In the research process, the amplitudes of oscillation (vibration) of the stator and rotor corresponding to the modes of spatial oscillations were also calculated. Recommendations are given to reduce vibration and noise of the cooling system of power transformers.

Keywords: power transformer, noise and vibration, asynchronous motor, pulse width modulation, magnetic system, mode frequency, rotor, stator, magnetic field, flux coupling, inductance, electromagnetic moment.

For citation: Kostyukov, A. V. Methodology of research of vibration and noise sources of the cooling system for power transformers / A. V. Kostyukov, V. D. Vereskun // Vestnik Rostovskogo Gosudarstvennogo Universiteta Putey Soobshcheniya. – 2023. – No. 2. – P. 110–123. – DOI 10.46973/0201-727X_2023_2_110.

Сведения об авторах

Костюков Александр Владимирович
Ростовский государственный университет
путей сообщения (РГУПС),
кафедра «Теоретические основы
электротехники»,
кандидат технических наук, доцент,
e-mail: kav@rgups.ru

Верескун Владимир Дмитриевич
Ростовский государственный университет
путей сообщения (РГУПС),
кафедра «Теоретическая механика»,
доктор технических наук, профессор,
ректор университета,
e-mail: vvd@rgups.ru

Information about the authors

Kostyukov Alexander Vladimirovich
Rostov State Transport University (RSTU),
Chair «Theoretical Foundations of Electrical
Engineering»,
Candidate of Engineering Sciences,
Associate Professor,
e-mail: kav@rgups.ru

Vereskun Vladimir Dmitrievich
Rostov State Transport University (RSTU),
Chair «Theoretical Mechanics»,
Doctor of Engineering Sciences, Professor,
Rector of the University,
e-mail: vvd@rgups.ru