

**DESIGN FEATURES OF AXIAL FLUX ELECTRIC MOTOR
FOR AIRCRAFT PROPELLER**

*Evgeny Olegovich Zharkov *, Makar Yuryevich Yanturaev, Iskander Radikovich Garipov,
Flyur Rashitovich Ismagilov, Vyacheslav Evgenievich Vavilov*

Ufa University of Science and Technology, Zaki Validi str. 32, Ufa, 450076, Russia

* eugene0192em@gmail.com

ABSTRACT

In this paper the radial and axial design of an electric motor with a speed of 2700 rpm, a torque of 250 Nm and air cooling is compared. Calculations were carried out using Ansys Electronics Desktop and Ansys MotorCad by the finite element method in 2D and 3D. It is shown that the axial design allows to increase the specific power by 30%. The design of the axial motor is described in details. The problems associated with the deformation of the rotor related to magnetic attraction forces are described. The design of the rotor, which makes it possible to reduce losses in permanent magnets and the magnetic circuit of the rotor to an acceptable level is described. The influence of slot opening, segmentation of permanent magnets on the level of losses in the rotor is described. The design of the active part of the stator, which does not have a magnetic circuit yoke, is described, as well as the advantages that such a design has over the variant with a yoke. The materials that can be used for the stator tooth, as well as the difficulties associated with the layout without a yoke, are described. The selection process of the slots number according to a combination of various criteria is presented. The criteria are: the mass of the teeth, the shape of the linear EMF, the level of losses in the rotor, the phase inductance, the cogging moment, the winding factor. The efficiency of the air cooling system, in which the movement of the refrigerant occurs due to the rotation of the rotors, is substantiated, and the results of the thermal calculation are shown.

KEYWORDS

Permanent magnets; axial electric machine; disc electric machine.

**ОСОБЕННОСТИ КОНСТРУКЦИИ ДИСКОВОГО ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯ
ДЛЯ ПРИВОДА ВИНТА ЛЕТАТЕЛЬНОГО АППАРАТА**

*Евгений Олегович Жарков *, Макар Юрьевич Янтураев, Искандер Радикович Гарипов,
Флюр Рашитович Исмагилов, Вячеслав Евгеньевич Вавилов*

Уфимский университет науки и технологий, Россия, 450076, Уфа, ул. Заки Валиди, 32

* eugene0192em@gmail.com

АННОТАЦИЯ

Приводится сравнение радиальной и аксиальной конструкции электродвигателя с частотой вращения 2700 об/мин, вращающим моментом 250 Нм и воздушным охлаждением. Расчеты проведены при помощи Ansys Electronics Desktop и Ansys MotorCad методом конечных элементов в 2D и 3D. Показано, что аксиальная конструкция позволяет повысить удельную мощность на 30%. Подробно описана компоновка аксиального электродвигателя. Описаны проблемы, связанные с деформацией ротора под действием сил магнитного притяжения, описана конструкция ротора, позволяющая сократить до приемлемого уровня потери в постоянных магнитах и магнитопроводе ротора, а также влияние открытия паза, сегментации постоянных магнитов на уровень потерь в роторе. Описана конструкция активной части статора, не имеющая ярма магнитопровода, а также преимущества, которые такая конструкция имеет перед вариантом с ярмом, описаны материалы, которые могут быть применены для зубца статора, а также сложности, связанные с компоновкой без ярма. Представлен процесс выбора количества пазов по совокупности различных критериев: масса зубцов, форма линейного ЭДС, уровень потерь в роторе, индуктивность фазы, зубцовый момент, обмоточный коэффициент. Обоснована эффективность воздушной системы охлаждения, в которой движение хладагента происходит благодаря вращению роторов, показаны результаты теплового расчета.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА

Постоянные магниты; аксиальная электрическая машина; дисковая электрическая машина.

Введение

Электродвигатели (ЭД) с постоянными магнитами при сравнении с другими типами ЭД обладают наибольшей удельной мощностью, надежностью и эффективностью, также к их положительным качествам можно отнести низкие пульсации момента и высокий пусковой момент. Этот тип ЭД является наиболее перспективным в авиастроении, где требуется минимальная масса и высокая надежность.

В последнее время набирает популярность аксиальный тип синхронного ЭД с постоянными магнитами, причем в конструкции в большинстве случаев применяется два ротора и один статор [1–8]. По словам производителей такого рода ЭД, он выгодно отличается от радиального аналога своей удельной мощностью и осевым габаритам.

В разных источниках потребная частота вращения вала для прямого привода винта самолета составляет не более 2700 об/мин [9–14]. Поэтому для расчетов принимает-

ся частота вращения равная 2700 об/мин. Наиболее известными производителями аксиальных электрических машин являются YASA Limited и EMRAX. Электродвигатель YASA 750 при массе 37 кг, частоте вращения 2700 об/мин и жидкостном охлаждении способен выдать 113 кВт [15], что соответствует удельной мощности 3 кВт/кг. Электродвигатель EMRAX 348 при массе 41 кг и частоте вращения 2700 об/мин способен выдать 113 кВт при воздушном охлаждении, что соответствует 2,75 кВт/кг, и 141 кВт при жидкостном, что соответствует 3,4 кВт/кг [16].

1. Сравнение радиальной и аксиальной конструкции

Было проведено моделирование обоих вариантов электродвигателей методом конечных элементов. Частота вращения как было сказано выше принята равной 2700 об/мин, момент на валу – 250 Нм, охлаждение – воздухом при температуре окружающей среды 30 °С.

Радиальный ЭД был рассчитан в варианте с внешним и внутренним ротором. Значительного влияния расположение индуктора на массу активной части не оказало. Постоянные магниты выбраны из сплава неодим железо бор марки N45UH с остаточной индукцией 1,35 Тл и максимальной рабочей

температурой 180 °С. Магнитопровод ротора выполняется из магнитно-мягкого кобальто-железного сплава. Картина магнитного поля полученных ЭД показана на рис. 1 и 2, сравнение полученных электрических машин – в табл. 1.

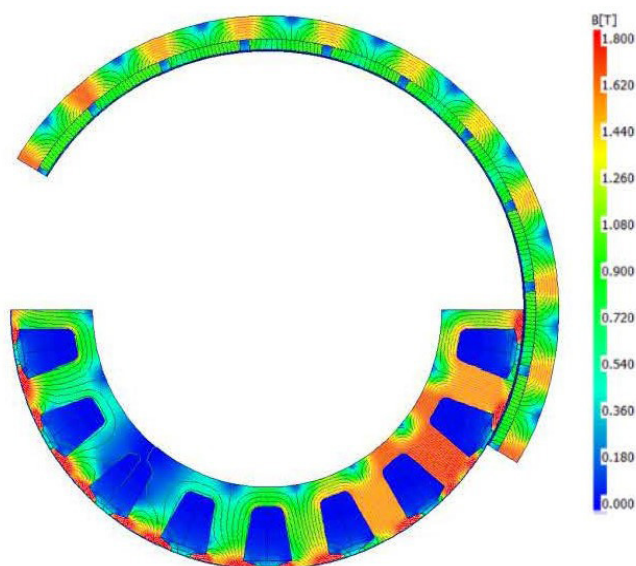


Рис. 1. Картина магнитного поля радиального ЭД с внешним ротором

Fig. 1. Magnetic field of a radial EM with an external rotor

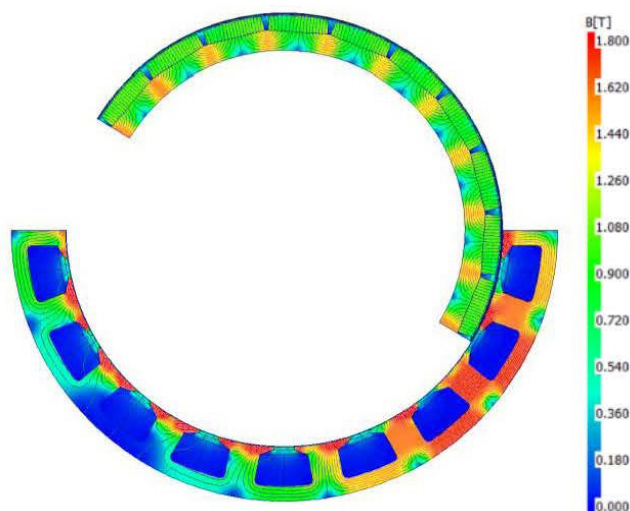


Рис. 2. Картина магнитного поля радиального ЭД с внутренним ротором

Fig. 2. Magnetic field of a radial EM with an internal rotor

Таблица 1. Результаты моделирования

Table 1. Simulation results

Параметр / Parameter	Значение / Value			Ед. изм. / Unit
	Аксиальный двухроторный / Axial flux double rotor	Радиальный (внешний ротор) / Radial (outer rotor)	Радиальный (внутренний ротор) / Radial (inner rotor)	
Тип ЭД / Motor type				–
Количество пазов/полюсов / Number of slots/poles	18/20	18/20	18/20	–
Плотность тока / Current density	10	13	13	–
Линейная токовая нагрузка / Linear electric loading	72	71	71	kA/m
Материал зубцов статора / Stator tooth material	3412	49K2ФА	49K2ФА	–
Марка постоянных магнитов / Permanent magnet grade	N45UH	N45UH	N45UH	–
Масса зубцов статора / Stator tooth mass	2,9	5,8	5,9	kg
Масса магнитопровода ротора / Rotor core mass	3,3	3,7	2,9	kg
Масса обмотки / Copper weight	2,8	3,7	3,8	kg
Масса постоянных магнитов / Permanent magnet weight	1,4	1,3	2,3	kg
Масса активной части / Active part mass	10,4	14,5	14,9	kg
Полная масса / Total mass	18,5 кг	25–29 (ориентировочно)	25–29 (ориентировочно)	kg
Максимальная температура обмотки / Maximal copper temperature	~140	~220	~200	°C
Потери в меди / Copper losses	800 Вт	1900	2020	W
Потери в стали статора / Stator core losses	410 Вт	1000	1040	W
Потери в роторе / Rotor losses	550 Вт	600	520	W
Суммарные потери / Total losses	1760 Вт	3500	3580	W
Электромагнитный КПД / Efficiency	97,5	95,3	95,2	%

Масса радиального ЭД сокращена на сколько это было возможно, пришлось даже прибегнуть к применению дорогостоящего кобальто-железного сплава для магнитопровода статора (и закрыть глаза на то, что невозможность посадки его в корпус с натягом существенно ухудшает условия теплоотвода) и к повышению плотности тока на 30%, относительно аксиального ЭД, что является предельным значением для воздушной системы охлаждения. Даже несмотря на это масса радиального варианта получилась на

39–42% выше. Особенно существенная разница наблюдается в массе магнитопровода статора, которая в радиальном исполнении увеличилась на 100–103%. По этой причине далее будет рассматриваться лишь аксиальный ЭД.

Конструктивно спроектированный аксиальный ЭД аналогичен упомянутым выше электродвигателям YASA и EMRAX. Между двумя роторами с аксиальным расположением постоянных магнитов располагается магнитопровод статора с катушками. Магни-

топровод статора выполняется без ярма, обмотка – зубцовой. Данный вариант является наиболее удачным по нескольким причинам, которые будут описаны ниже.

2. Особенности конструкции магнитопровода статора

Для начала рассмотрим активную часть статора, которая состоит из ферромагнитных зубцов и намотанных на них катушек (рис. 3).

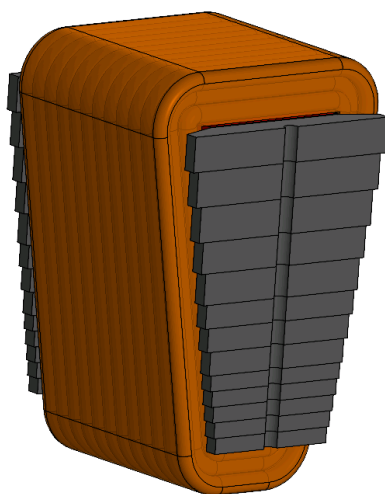


Рис. 3. Обмотанный зубец

Fig. 3. Coiled tooth

Относительно радиального исполнения такая схема имеет несколько существенных преимуществ. Отдельная намотка катушек на каждый зубец вкупе с применением жил большого сечения позволяет получить коэффициент заполнения паза выше, чем в случае с радиальной конструкцией, что равно меньше потерям при той же площади паза и большей теплопроводности катушки.

Аксиальное прохождение магнитного потока вносит существенные изменения в магнитопровод статора. Из-за отсутствия ярма статора, магнитный поток проходит по нему лишь в одном направлении. Это позволяет применить анизотропную электротехническую сталь, которая обладает более высокими магнитными свойствами. К примеру,

анизотропная сталь марки 3412 при напряженности магнитного поля 2500 А/м имеет магнитную индукцию 1,85 Тл, в то время как изотропный аналог – 2412 – лишь 1,5 Тл. Казалось бы, это должно привести к существенному снижению сечения зубца, но необходимость применения шихтовки снижает положительный эффект от применения анизотропной стали. Шихтовка осуществляется в радиальном направлении. По причине того, что отношение ширины постоянного магнита к ширине зубца в нижней его части больше, приходится подбирать ширину зубца, исходя из насыщения в этой области. Картина распределения магнитного поля в сечении зубца показана на рис. 4.

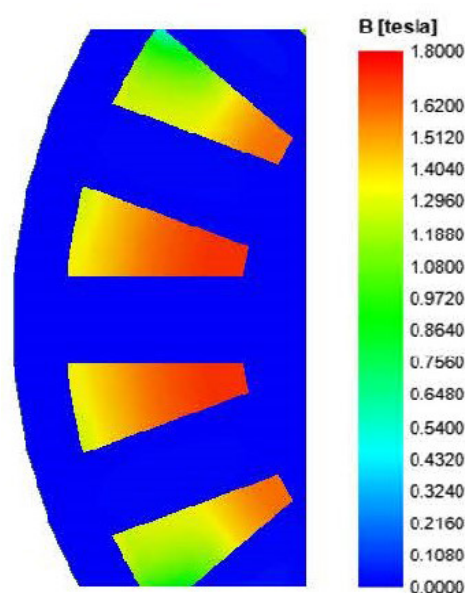


Рис. 4. Картина распределения магнитного поля в сечении зубца 3412

Fig. 4. Tooth magnetic field with 3421 steel

Учитывая коэффициент заполнения стальной, выходит, что в нижней части зубца магнитная индукция достигает 1,88 Тл, в верхней – лишь 1,5 Тл. Таким образом из-за наличия шихтовки в радиальном направлении магнитный поток не может перераспределиться по высоте зубца, что приводит к неэффективному использованию его сечения.

Существует два альтернативных варианта. Первый – применение магнитно-мягкого композита, второй – кобальто-железного магнитно-мягкого сплава.

Магнитопровод из магнитно-мягкого композита получается формовкой металлического порошка, каждая частица которого покрыта изоляцией. Для расчетов был принят материал Somaloy 1000 P3 от компании Höganäs. Он обладает наиболее высокой магнитной проницаемостью в средних полях по сравнению с другими порошками данной компании. Но такой материал все же не обладает выдающимися магнитными свойствами. При напряженности магнитного поля 2500 А/м магнитная индукция составляет лишь около 1,25–1,30 Тл. Стоит отметить, что в готовом магнитопроводе данный материал имеет магнитные свойства лишь немного более низкие, чем 2412, потому что при использовании магнитно-мягкого композита коэффициент заполнения магнитопровода сталью уже заложен в свойствах материала. Картина распределения магнитного поля в зубце из Somaloy 1000 P3 показана на рис. 5.

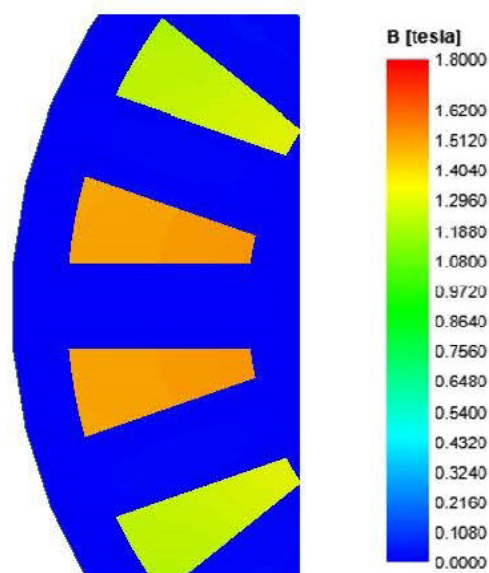


Рис. 5. Картина распределения магнитного поля в сечении зубца из Somaloy 1000 P3

Fig. 5. Tooth magnetic field with Somaloy 1000 P3

Распределение магнитной индукции по высоте зубца становится практически равномерным. В нижней его части она составляет 1,51 Тл, в верхней – 1,48 Тл. ЭДС при этом снижается не более чем на 1,5%. Негативной стороной применения такого материала являются его существенно более высокие удельные потери, которые ориентировочно в два раза выше, чем в случае с классической листовой электротехнической сталью, положительной – его большая технологичность и одинаковая во всех направлениях теплопроводность.

Второй альтернативный вариант – использование кобальто-железного магнитно-мягкого сплава (49К2ФА), который будучи изотропным позволяет получить около 2,0–2,2 Тл при 2500 А/м. Применение данного сплава в большинстве случаев сопряжено с существенным ростом стоимости магнитопровода в связи с низким использованием листа, большим количеством отходов при производстве и высокой себестоимостью материала, которая в десятки раз выше по сравнению с кремнистой сталью. Но если рассматривать зубец аксиального ЭД, то окажется, что лишь 40–50% материала остается не использованным, да и самого материала необходимо настолько мало, что переход на кобальто-железный сплав не окажет значительного влияния на стоимость ЭД. Более того можно комбинировать данный сплав с анизотропной сталью, выполняя из 49К2ФА лишь нижнюю, более нагруженную часть зубца. Таким образом расход материала может составить всего около 3,0–3,5 кг. Если сравнивать с радиальным ЭД, то в данном случае расход должен составить около 26 кг (использование материала – 23%) при изготовлении из цельного листа, и 18 кг (использование материала – 32%) при изготовлении из четырех отдельных сегментов.

В варианте с применением кобальто-железного сплава ЭДС при тех же размерах зубца выросла на 7%, что довольно существенно и оправдывает его применение. Может показаться, что разница между 49К2ФА и 3412

в магнитных свойствах не настолько высокая, чтобы применение 49К2ФА привело к росту магнитного потока на 7%, но его изотропия оказывает большое влияние в области шлица паза, где магнитный поток проходит в невыгодном для 3412 направлении.

Отдельно стоит отметить процесс сборки зубца из шихтованной стали, который усложняется тем, что необходимо изготовить расширяющийся зубец, при этом не делая полностью открытый паз. Из-за сложности получения такой формы приходится выполнять зубец ступенчатым по высоте (рис. 2), то есть набранным из листов разной ширины. В представленном зубце количество различных типов листов равняется 13, что несомненно усложняет изготовление, а также увеличивает тепловое сопротивление между катушкой и зубцом.

3. Соотношение количества пазов к количеству полюсов

Подбор соотношения количества пазов к количеству полюсов является многофакторной задачей. Основные критерии выбора этого соотношения: масса магнитопровода статора, зубцовый момент, индуктивность фазы, потери в роторе, обмоточный коэффициент, коэффициент гармонических искажений, возможное количество параллельных ветвей.

Наиболее часто в электродвигателях при выборе между различными типами зубцовых обмоток стараются делать количество пазов чуть меньше, чем количество полюсов. Рассмотрим каждый из критериев выбора зубцовой обмотки по отдельности. Первый – масса магнитопровода.

Был проведен расчет различных сочетаний пазов к полюсам. При 20 полюсах было рассмотрено 5 вариантов: 18, 21, 24, 30, 60 пазов. Расчет проводился для радиального ЭД (для упрощения расчета) при одинаковых роторах, диаметрах статора, массе зубцов и спинки. Результаты моделирования магнитного поля показаны на рис. 6. Для того

чтобы показать разницу между зубцовыми и распределенными обмотками, была рассмотрена также одна распределенная.

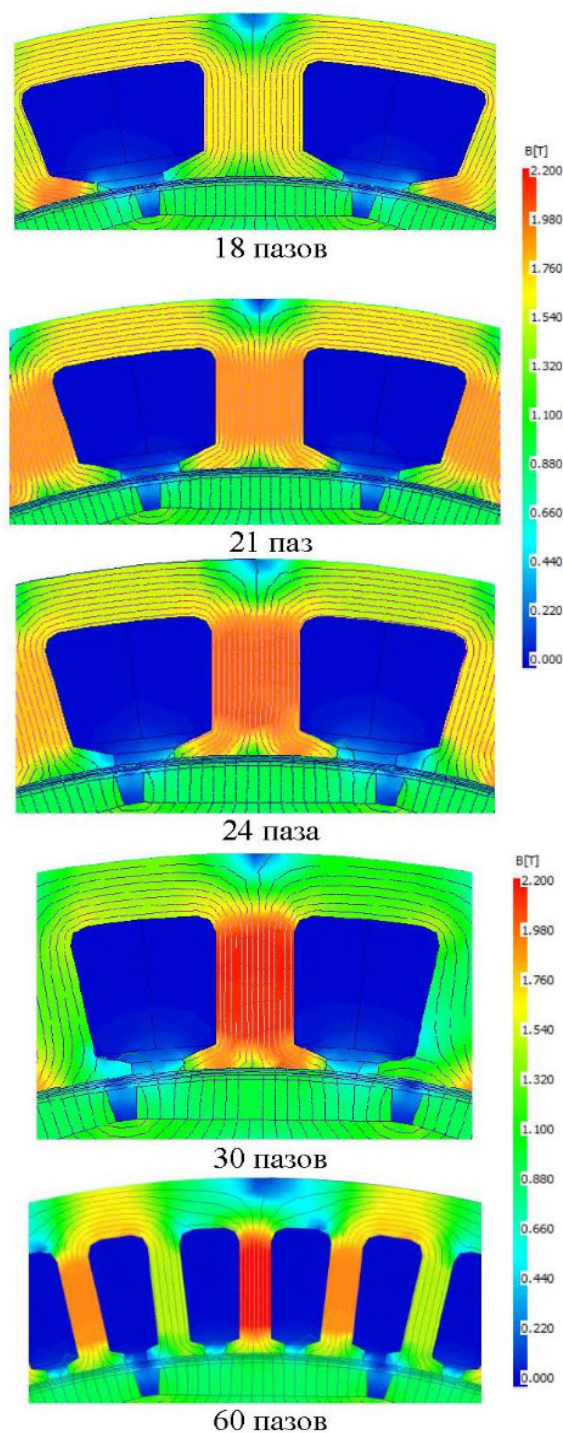


Рис. 6. Картина магнитного поля статора при различном количестве пазов

Fig. 6. Magnetic field with different slot number

Из рис. 6 видно, что количество пазов серьезно влияет на уровень магнитной индукции в спинке и зубце. В табл. 2 показано сравнение уровня магнитной индукции при разном количестве пазов.

По результатам расчетов видно, что с уменьшением количества пазов магнитная индукция в зубце при фиксированной массе зубцов снижается, а значит можно снизить его сечение, либо увеличить магнитный поток. Минимизация количества пазов таким образом позволяет минимизировать массу зубца. В табл. 3 сведено сравнение ЭМ по остальным критериям. Некоторые параметры показаны в относительных единицах относительно варианта с количеством пазов равным 18.

Таблица 2. Результаты сравнения магнитных индукций

Table 2. Comparison results of magnetic flux density

Параметр / Parameter	Значение / Value					Ед. изм. / Unit
	18	21	24	30	60	
Количество пазов / Slots number	18	21	24	30	60	–
Магнитная индукция в зубце / Tooth flux density	1,62	1,85	1,98	2,12	2,19	T
Магнитная индукция в спинке / Yoke flux density	1,62	1,60	1,57	1,57	1,67	T

Таблица 3. Результаты сравнения ЭД с разным количеством пазов

Table 3. Comparison results of electric motors with different slots number

Параметр / Parameter	Значение / Value					Ед. изм. / Unit
	18	21	24	30	60	
Количество пазов / Slots number	18	21	24	30	60	–
Количество пазов на полюс и фазу / Number of slots per pole per phase	0,3	0,35	0,4	0,5	1	–
Обмоточный коэффициент / Winding factor	0,945	0,953	0,933	0,866	1,000	–
Потери в роторе на синусоидальном токе / Sinusoidal current rotor loss	1,00	0,71	0,47	0,21	0,03	о.е
Суммарная ширина зубцов / Total tooth width	1,00	1,14	1,22	1,31	1,35	о.е
Возможное количество параллельных ветвей / Number of symmetries	1,2	1	1, 2, 4	1, 2, 5, 10	1, 2, 5, 10	–
Зубцовый момент (относительно номинального момента) / Cogging torque (relative to the rated torque)	~0	~0	~0	±25	±20	%
Наибольший общий множитель между количеством пазов и полюсов / Least common multiple	180	420	120	60	60	–
Линейная индуктивность / Line-line inductance	1,00	0,86	0,67	0,51	0,52	о.е
Коэффициент гармонических искажений линейной ЭДС / Line-line voltage harmonic distortion	1,65	1,71	2,08	6,48	9,23	%

При фиксированном уровне магнитной индукции в зубце снижение количества пазов с 60 до 18 позволяет сократить ширину зубца на четверть.

Если рассматривать уровень пульсаций момента на валу, то он определяется тремя факторами: зубцовым моментом, формой линейной ЭДС, уровнем искажения тока от ШИМ. Количество пазов оказывает значительное влияние как на форму линейной ЭДС, так и на величину зубцового момента. Параметром, который позволяет провести сравнение различных сочетаний количества пазов и полюсов по уровню зубцовых пульсаций момента является наименьший общий множитель между количеством пазов и полюсов. Чем выше этот показатель, тем ниже зубцовый момент. Наибольшее его значение наблюдается при 21 пазе, чуть меньшее – при 18. Наименее благоприятные результаты показывают обмотки с 60 и 30 пазами, в которых зубцовый момент превышает $\pm 20\%$ от номинального момента. В зубцовых обмотках с количеством пазов от 18 до 24 наблюдается также и более синусоидальная форма линейного ЭДС. Коэффициент гармонических искажений колеблется от 1,65% до 2,08%. В то время как обмотки с 30 и 60 пазами дают высокий коэффициент гармонических искажений в линейном ЭДС, который равен 6,48% и 9,23% соответственно.

Индуктивное сопротивление обмотки значительно растет со снижением количества пазов и при изменении их количества с 60 на 18 увеличивается в два раза. Такая же тенденция наблюдается и в потерях в роторе. В распределенной обмотке на синусоидальном токе потери в роторе стремятся к нулю. В зубцовых обмотках из-за значительной несинусоидальности поля реакции якоря уровень потерь в роторе намного выше. Наименьшие потери проявляются в обмотке с 30 пазами и при снижении количества пазов с 30 до 18 наблюдается рост потерь почти в 5 раз.

Для электродвигателя важен высокий обмоточный коэффициент, малая масса магнитопровода, высокая индуктивность

(для сглаживания пульсаций тока от ШИМ и эффективного ослабления поля), малый коэффициент гармонических искажений, минимальные потери в роторе. Всем этим требованиям кроме последнего в наибольшей степени удовлетворяют варианты с 18 и 21 пазом. Но для данного электродвигателя из-за низкого питающего напряжения и больших токов требуется разделение обмотки на две параллельные ветви, чтобы каждую подключить к отдельному инвертору. По этой причине количество пазов было принято равным 18. Высокие потери в роторе будут компенсироваться интенсивным охлаждением.

Существенным недостатком обмоток с малым количеством пазов является большая ширина паза. Стандартные пропиточные составы для обмоток электрических машин имеют низкую теплопроводность, находящуюся на уровне 0,15–0,20 Вт/м/К, что приводит в совокупности с большой шириной паза к значительным перепадам по температуре от центральных слоев катушки к наружным в случае отсутствия мер, направленных на охлаждение центральных слоев. Одним из вариантов решения этой проблемы является применение теплопроводящих пропиток. Например, в [17] показано, что наилучшие результаты можно получить при добавлении в пропиточный материал нитрида алюминия. В таком случае достигается увеличение теплопроводности в 8–10 раз, но технологичность такой пропитки снижается из-за ее большей вязкости. В аксиальной конструкции проблема с большой шириной паза решается благодаря тому, что алюминиевый корпус располагается посередине паза и обеспечивает отвод тепла из этой области.

4. Охлаждение ЭД в аксиальном исполнении

Далее рассмотрим охлаждение ЭД. Эффективному отводу тепла в такой конструкции способствуют два фактора. Первый – это прямой контакт катушек с алюминиевым корпусом (рис. 7), который является основным путем отвода тепла от обмотки. Одной из причин применения зубцовой обмотки,

а не распределенной является именно необходимость создания прямого контакта корпуса с обмоткой. Большая технологичность зубцовой обмотки является вторичной причиной.

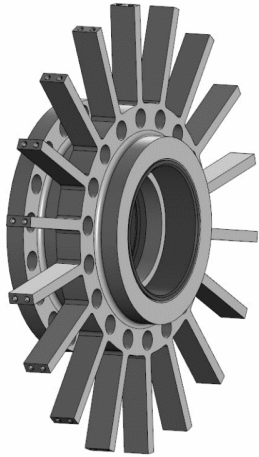


Рис. 7. Корпус статора

Fig. 7. Stator housing

Второй – это использование ротора в качестве своеобразного центробежного вентилятора. Если рассматривать радиальный ЭД, то вращение ротора приводит лишь к перемешиванию воздуха в воздушном зазоре, но движение воздуха в осевом направлении не возникает. По этой причине радиальному ЭД требуется либо установка вентилятора на вал, либо обдув от внешнего источника. В случае с аксиальным ЭД поверхности ротора, направленные в воздушный зазор, располагаются вертикально и создают движение воздуха в радиальном направлении. Вход воздуха происходит через каналы в торцах статора и ротора, выход – через каналы на внешнем диаметре ротора (рис. 8).

Такого охлаждения при частоте вращения 2700 об/мин достаточно, уровень нагрева элементов электрической машины показан на рис. 9. Расчет проводился по упрощенной геометрии, в которой отсутствует оребрение ротора, поэтому в реальности уровень его нагрева должен быть меньше.

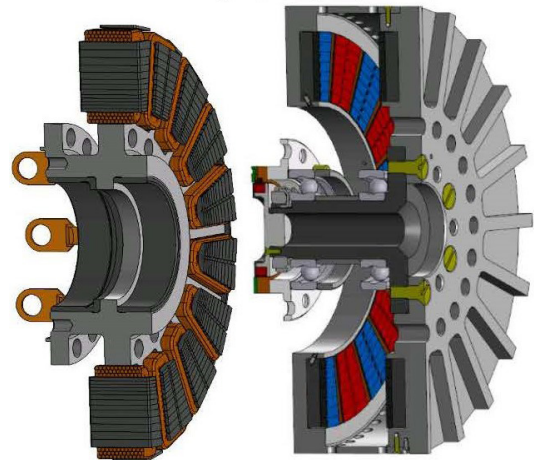


Рис. 8. Конструкция статора (слева) и ротора (справа)

Fig. 8. Stator (left), rotor (right)

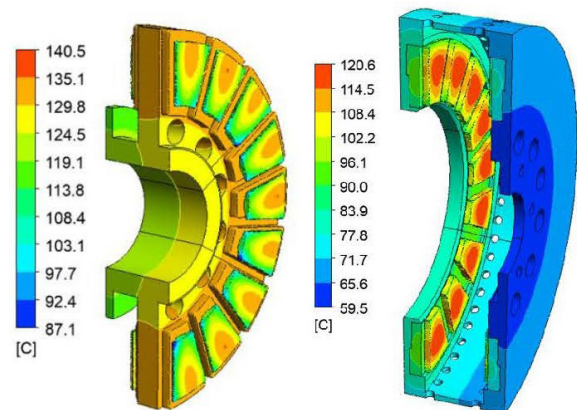


Рис. 9. Уровень нагрева статора (слева) и ротора (справа)

Fig. 9. Stator temperature (left), rotor temperature (right)

Несмотря на то, что ЭД способен работать при самовентиляции, расход воздуха не настолько большой как хотелось бы. Перегрев воздуха, проходящего через внутреннюю полость электрической машины, составляет около 45 °С, что негативно влияет на уровень нагрева ротора, так как при таком перегреве воздуха тепло в значительной степени посредством воздуха передается на постоянные магниты. Если бы скорость движения воздуха была выше, то протекающий между ротором и статором воздух выполнял бы функции теплоизоляции, не позволяющей статорной части греть ротор.

5. Особенности конструкции ротора

Отдельное внимание стоит уделить конструкции ротора. Одна из проблем, которая проявляется в аксиальном ЭД, заключается в нескомпенсированном магнитном притяжении между ротором и статором, которая составляет 3,3 кН на каждый ротор. В случае с радиальным ЭД притяжение постоянных магнитов к статору распределяется равномерно по окружности и направлено в радиальном направлении, поэтому векторная сумма этих сил при отсутствии эксцентриситета равна нулю. В аксиальном ЭД силы притяжения между статором и ротором сонаправлены, что приводит к появлению изгиба в конструкции под действием этих сил. Для минимизации прогиба приходится утяжелять корпусные элементы. В двухроторной конструкции эта проблема решается установкой кольца между роторами, которое предотвращает их прогиб, таким образом нивелируется этот недостаток аксиального ЭД.

Второй особенностью ротора является его магнитопровод. Проблема зубцовых обмоток заключается в том, что их реакция якоря содержит большой процент паразитных гармоник, которые создают высокие потери в постоянных магнитах и магнитопроводе. На рис. 10 показан уровень магнитной индукции в сечении магнитопровода ротора.

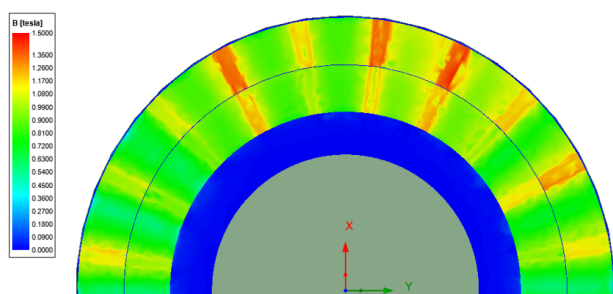


Рис. 10. Картина распределения магнитной индукции в сечении ротора

Fig. 10. Magnetic field in rotor core

Под действием реакции якоря образуется большая неравномерность в магнитной индукции между полюсами, которая при вращении также меняет свое положение. Уро-

вень магнитной индукции между полюсами колеблется от 1 до 1,45 Тл, что приводит к выделению около 2 кВт потерь на каждый нешихтованный магнитопровод. Для снижения уровня потерь приходится прибегнуть к шихтовке магнитопровода. Процесс шихтовки усложняется тем, что невозможно выполнить магнитопровод из листов стали, как это делается в радиальном ЭД, так как часть пути магнитный поток будет проходить поперек листов. По этой причине было принято решение выполнять шихтовку навивкой магнитопровода магнитно-мягкой лентой марки 2421. Альтернативным вариантом является применение магнитно-мягкого композита Somaloy 1000 3P, но по причине того, что на данный момент технология не освоена, выбор пал на навитый магнитопровод.

В постоянных магнитах также наблюдается высокий уровень потерь, который обусловлен протеканием вихревых токов под действием паразитных гармоник поля реакции якоря. Их нагрев приводит к существенному ухудшению магнитных свойств. Остаточная индукция постоянного магнита из сплава неодим железо бор снижается на 12% каждые 100 °С, а при нагреве до 170–180 °С появляется высокий риск размагничивания из-за существенного снижения коэрцитивной силы по намагниченности. Уровень потерь в постоянных магнитах зависит от ряда параметров. Первый это наличие сегментации полюса. По аналогии с шихтованным магнитопроводом разделение постоянного магнита на множество сегментов снижает потери, связанные с протеканием вихревых токов. Со стороны статора при фиксированном количестве пазов меры, направленные на снижение потерь в постоянных магнитах, могут заключаться в снижении открытия паза. Чем более закрытый паз применяется, тем меньше зубцовые провалы в форме МДС и лучше ее гармонический состав (рис. 11).

Расчет уровня потерь в постоянных магнитах проводится методом конечных элементов в 2D. Учесть влияние сегментирования позволяет умножение электрической прово-

димости постоянного магнита на коэффициент $k = \frac{3}{4} \cdot \frac{L^2}{w^2 + L^2}$, описанный в [18–20].

В данном коэффициенте L – длина сегмента в осевом направлении; w – ширина постоянного магнита.

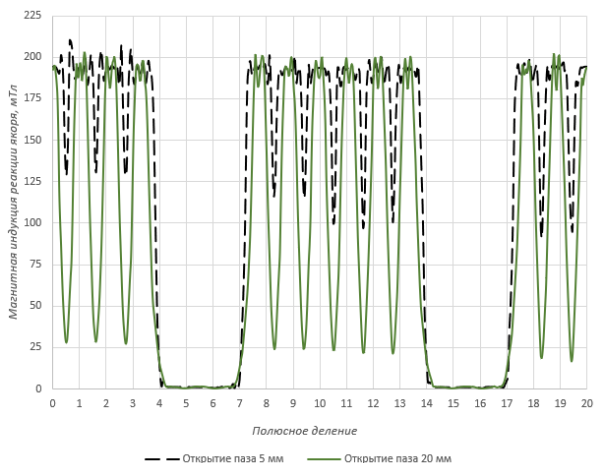


Рис. 11. Форма потока реакции якоря в воздушном зазоре

Fig. 11. Armature reaction field in air gap

На рис. 12 показана зависимость потерь в постоянных магнитах одного ротора от количества сегментов в радиальном направлении и величины открытия паза.

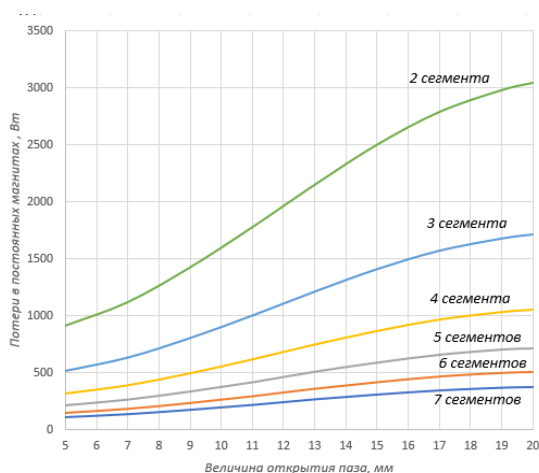


Рис. 12. Зависимость потерь в постоянных магнитах одного ротора от величины открытия паза при разном количестве сегментов постоянных магнитов

Fig. 12. Dependence of losses in permanent magnets of one rotor on the size of slot opening with different number of segments of permanent magnets

Выходит, что изменение открытия паза с полностью открытого (20 мм) до 5 мм позволяет сократить потери в постоянных магнитах в среднем на 70%, а увеличение сегментации постоянных магнитов с 2 до 7 – на 87%. Таким образом снижение величины открытия паза и сегментация постоянных магнитов позволяют удерживать на приемлемом уровне потери в роторе, что гарантирует поддержание высоких энергетических свойств постоянных магнитов и исключит вероятности их безвозвратного размагничивания. В представленной электрической машине количество сегментов постоянных магнитов выбрано равным 7 (рис. 13). Такое количество усложняет процесс сборки, но тем не менее это необходимая мера для работы магнитной системы.

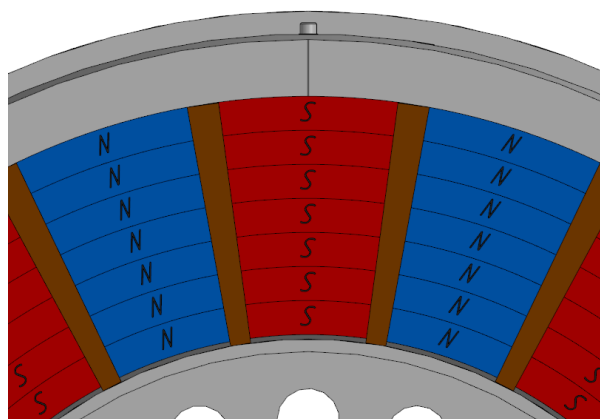


Рис. 13. Сегментация постоянных магнитов

Fig. 13. Permanent magnet segmentation

Величина открытия паза влияет также и на другие параметры электрической машины. В отличие от распределенной обмотки, в которой закрытие паза приводит к уменьшению магнитного сопротивления воздушного зазора и росту ЭДС, в зубцовых есть оптимальное значение открытия паза выше и ниже которого ЭДС снижается. С точки зрения величины ЭДС и его формы оптимальным значением является 12 мм. Тем не менее величина открытия паза выбрана компромиссной между формой ЭДС, потерями в роторе и индуктивностью фазы и равна 8 мм.

Заключение

В результате проведенной работы было показано, что аксиальная двухроторная конструкция позволяет сократить массу активной части относительно радиального однороторного аналога на 30%. Полная масса аксиальной ЭМ с вращающим моментом 250 Нм при частоте вращения 2700 об/мин составила 18,5 кг, мощность на валу – 70,7 кВт, удельная мощность – 3,82 кВт/кг.

Основные особенности конструкции:

1. Двухроторное исполнение исключает изгиб конструкции от магнитного притяжения между статором и ротором.

2. Зубцовая обмотка с минимальным количеством пазов позволяет минимизировать массу зубцов, гармонические искажения в форме линейного ЭДС и зубцовый момент

3. Магнитная система статора без ярма позволяет применить анизотропную сталь с высокой индукцией насыщения.

4. Сегментирование постоянных магнитов, выбор малой величины открытия паза и выполнение ярма ротора навитым из электротехнической ленты обеспечивают минимальные потери в роторе.

5. Установка катушек непосредственно в алюминиевый корпус обуславливает эффективный отвод тепла от обмотки.

6. Аксиальная конструкция позволяет создать расход воздуха через машину без установки вентиляторов и внешнего обдува.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Jia L., Lin K., Lin M., Le W., Wang S. Comparative analysis of dual-rotor modular stator axial-flux permanent magnet machines with different rotor topologies // *IEEE Trans. Appl. Supercond.* 2021. V. 31, Iss. 8. Article number 5204405. DOI: 10.1109/TASC.2021.3091124.
- Drancă M., Chirca M., Breban Ș. Comparative Design Analysis of Axial Flux Permanent Magnet Direct-Drive Wind Generators // 2019 11th International Symposium on Advanced Topics in Electrical Engineering (ATEE), 2019. P. 1–5. DOI: 10.1109/ATEE.2019.8724928.
- Qu R., Aydin M., Lipo T. A. Performance comparison of dual rotor radial-flux and axial-flux permanent-magnet BLDC machines // *IEEE Int. Electr. Mach. Drives Conf.* 2003. V. 3. P. 1948–1954. DOI: 10.1109/IEMDC.2003.1210718.
- Wilson R., Gandhi R., Kumar A., Roy R. Design and Analysis of Twin-Rotor Axial Flux Permanent Magnet Synchronous Motor for Electric Bicycle using 3D Finite Element Analysis // 2020 IEEE International Conference on Power Electronics Smart Grid and Renewable Energy (PESGRE2020), 2020. P. 1–6. DOI: 10.1109/PESGRE45664.2020.9070706.
- Wei M., Zhang C., Chen J., Xu C. Design and analysis of a novel AFPM with opposite-rotation dual rotors // *Proc. IEEE 4th Int. Future Energy Electron. Conf.*, 2019. P. 1–6. DOI: 10.1109/IFEEEC47410.2019.9014974.
- Zou T., Qu R., Li J., Li D. Analysis and design of a dual-rotor axial-flux vernier permanent magnet machine // *Proc. 2015 IEEE Ener. Con. Cong. & Exp.*, 2015. P. 3906–3913. DOI: 10.1109/ECCE.2015.7310212.
- Talebi D., Gardner M. C., Sankarraman S. V., Daniar A., Toliyat H. A. Electromagnetic Design Characterization of a Dual Rotor Axial Flux Motor for Electric Aircraft // *Proc. IEEE Int. Electr. Mach. and Drives Conf.*, 2021. P. 1–8. DOI: 10.1109/IEMDC47953.2021.9449611.
- Shimomura S., Sunaga T. Design of integrated radial and dual axial-flux ferrite magnet synchronous machine // *Proc. IEEE Energy Convers. Congr. Expo.*, 2016. P. 1–6. DOI: 10.1109/ECCE.2016.7855026.
- Tallerico T. F., Smith A. D., Thompson J. T., Pierson E. L., Hilliker C. A., Avanesian D. Outer Mold Line Cooled Electric Motors for Electric Aircraft // *AIAA/IEEE Electric Aircraft Technologies Symposium (EATS)*, 2020. P. 333–359. DOI:10.2514/6.2020-3573.
- Hiroshi Mitsuda, Yoshihiro Miyama, Kazumasa Ito, Masaki Yamada, Hisatoshi Fukumoto. Design of Electric Machine for Electric Aircraft: A Case Study of Rotor-stator Configurations and Magnet Arrangements // *AIAA/IEEE Electric Aircraft Technologies Symposium (EATS)*, 2020. P. 547–558. DOI:10.2514/6.2020-3586.
- Dubois A., van der Geest M., Bevirt J. Design of an Electric Propulsion System for SCEPTOR // 16th AIAA Aviation Technology, Integration, and Operations Conference, 2016. P. 1–30. DOI: 10.2514/6.2016-3925.
- Grenier J.-M., Perez R., Picard M., Cros J. Magnetic FEA Direct Optimization of High-Power Density, Halbach Array Permanent Magnet Electric Motors // *Energies*. 2021. V. 14, Iss. 18. Article number 5939. DOI: 10.3390/en14185939.
- Cui S., Sun P., Kuang Z., Zhao T. A thermal-electromagnetic coupled motor design flow for electric aircraft propeller drive application // *Proc. IEEE Transp. Electrific. Conf. Expo.*, 2017. P. 1–6. DOI: 10.1109/ITEC-AP.2017.8080980.
- Masson P. J., Tixador P., Luongo C. A. Safety torque generation in HTS propulsion motor for general aviation

aircraft // IEEE Trans. Appl. Supercond. 2007. V. 17, No. 2. P. 1619–1622. DOI: 10.1109/TASC.2007.898114.

15. YASA. URL: <https://www.yasa.com>

16. EMRAX INNOVATE E-MOTORS. URL: <https://emrax.com>

17. Недзельский В. Е., Ягунов А. И., Баранов М. В., Бекетов А. Р., Денисенко В. И., Пластун А. Т., Стоянов О. В. Повышение технико-экономических показателей машин переменного тока при применении композиционного материала нитрид алюминия – кремнийорганический лак КО-916К // Вестник Казанского технологического университета. 2013. Т. 16, № 13. С. 133–137.

18. Ruoho S., Santa-Nokki T., Kolehmainen J., Arkkio A. Modeling Magnet Length In 2-D Finite-Element

Analysis of Electric Machines // IEEE Transactions on Magnetics. 2009. V. 45, Iss. 8. P. 3114–3120. DOI: 10.1109/TMAG.2009.2018621.

19. Fadriansyah T., Strous T. D., Polinder H. Axial segmentation and magnets losses of SMPM machines using 2D FE method // Proceedings of the 2012 XXth International Conference on Electrical Machines, 2012. P. 577–581. DOI: 10.1109/ICEIMach.2012.6349927.

20. Paradkar M., Böcker J. 2d analytical model for estimation of eddy current loss in the magnets of ipm machines considering the reaction field of the induced eddy currents // 2015 IEEE International Electric Machines Drives Conference (IEMDC), 2015. P. 1096–1102. DOI: 10.1109/IEMDC.2015.7409198.