

УДК 621.313.323
DOI: 10.18799/24131830/2023/11/3645

Сравнительный анализ двигателя карьерного самосвала с магнитами в роторе и синхронного одноименнополюсного двигателя без магнитов в приводе

В.А. Прахт^{1✉}, В.А. Дмитриевский¹, В.М. Казакбаев¹, А.С. Анучин²

¹ Уральский федеральный университет, Россия, г. Екатеринбург

² Национальный исследовательский университет «МЭИ», Россия, г. Москва

✉ va.praht@urfu.ru

Аннотация

Актуальность исследования обусловлена возрастающей потребностью применения карьерных самосвалов с дизель-электрическим (гибридным) приводом для разработки полезных ископаемых. Улучшение рабочих и стоимостных характеристик электропривода карьерных самосвалов способствует уменьшению затрат при разработке полезных ископаемых. **Цель:** теоретическое сопоставление рабочих характеристик синхронных тяговых двигателей различного типа конструкции (традиционно применяемой конструкции с постоянными магнитами внутри ротора и альтернативной одноименнополюсной конструкции с обмоткой возбуждения на статоре без постоянных магнитов), полученных с использованием аналогичных процедур оптимизации, для привода карьерного самосвала; оптимизация конструкции двигателей с целью уменьшения потерь мощности и требуемой мощности инвертора, а также ограничения величины пульсаций момента и снижения риска размагничивания постоянных магнитов. **Объекты:** конструкция двенадцатиполюсных девятифазных синхронных двигателей переменного тока мощностью 370 кВт различных типов: одноименнополюсного двигателя без постоянных магнитов с обмоткой возбуждения на статоре и двигателя традиционной конструкции с магнитами внутри ротора. **Методы:** безградиентный метод оптимизации, математическое моделирование, двухмерный метод конечных элементов, метод схем замещения. **Результаты.** На основе проведенного анализа выявлены достоинства и недостатки рассматриваемых двигателей. Преимуществом двигателя с постоянными магнитами внутри ротора является снижение длины активной части на 30 %. Преимуществом одноименнополюсного двигателя с обмоткой возбуждения на статоре является в 4,6 раза меньшая стоимость активных материалов. Также одноименнополюсный двигатель имеет более надежную конструкцию без риска перегрева, размагничивания или ухудшения свойств постоянных магнитов с течением времени.

Ключевые слова: Карьерный самосвал, метод Нелдера–Мида, одноименнополюсный синхронный двигатель, оптимальное проектирование, синхронный двигатель с постоянными магнитами, тяговый двигатель, тяговый привод.

Благодарности: Работа выполнена при поддержке гранта Российского научного фонда (проект № 21-19-00696).

Для цитирования: Сравнительный анализ двигателя карьерного самосвала с магнитами в роторе и синхронного одноименнополюсного двигателя без магнитов в приводе / В.А. Прахт, В.А. Дмитриевский, В.М. Казакбаев, А.С. Анучин // Известия Томского политехнического университета. Инжиниринг георесурсов. – 2023. – Т. 334. – № 11. – С. 216–229. DOI: 10.18799/24131830/2023/11/3645

UDC 621.313.323

DOI: 10.18799/24131830/2023/11/3645

Comparative analysis of a mining truck motor with permanent magnets in a rotor and a synchronous homopolar motor without magnets in a drive

V.A. Prakht^{1✉}, V.A. Dmitrievskii¹, V.M. Kazakbaev¹, A.S. Anuchin²

¹ Ural Federal University, Yekaterinburg, Russian Federation

² Moscow Power Engineering Institute, Moscow, Russian Federation

✉ va.prakht@urfu.ru

Abstract

Relevance. Increasing need for using mining trucks with a diesel-electric (hybrid) drive for development of minerals. Improving operational and cost characteristics of the electric drive of mining trucks helps to reduce costs in the development of minerals. **Aim.** To compare theoretically the performance of synchronous traction motors of various designs (a conventional design with permanent magnets inside a rotor and a homopolar design without permanent magnets with an excitation winding on a stator), optimized by the same method, in the drive of a mining truck. To optimize the motor design to reduce power loss and required inverter power, as well as to limit torque ripple and reduce the risk of permanent magnet demagnetization. **Objects.** Design of twelve-pole nine-phase synchronous AC motors with a rated power of 370 kW of various designs: a homopolar motor without permanent magnets with an excitation winding on the stator and a motor of a traditional design with permanent magnets in the rotor. **Methods.** Derivative-free optimization method; equivalent circuit method; mathematical modeling; two-dimensional finite element method. **Results.** Based on the analysis, the advantages and disadvantages of the considered motors were revealed. The advantage of the motor with permanent magnets in the rotor is reduction in active part length by 30%. The advantage of the homopolar motor with an excitation winding on the stator are 4.6 times lower cost of active materials. In addition, the homopolar motor has a more reliable design, without the risk of overheating, demagnetization or deterioration of the properties of permanent magnets over time.

Keywords: Mining truck, Nelder–Mead method, synchronous homopolar motor, optimal design, permanent magnet synchronous motor, traction motor, traction drive.

Acknowledgements: The research was performed with the support of the Russian Science Foundation grant (Project no. 21-19-00696).

For citation: Prakht V.A., Dmitrievskii V.A., Kazakbaev V.M., Anuchin A.S. Comparative analysis of a mining truck motor with permanent magnets in a rotor and a synchronous homopolar motor without magnets in a drive. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University. Geo Assets Engineering*, 2023, vol. 334, no. 11, pp. 216–229. DOI: 10.18799/24131830/2023/11/3645

Введение

Использование дизель-электрической (гибридной) трансмиссии переменного тока позволило решить важную проблему в области добычи георесурсов – создание карьерных самосвалов особо большой грузоподъемности. В дизель-электрических трансмиссиях традиционно применяется асинхронный двигатель (АД) [1]. Дизель-электрические трансмиссии переменного тока обладают рядом преимуществ, по сравнению с более традиционными гидромеханической трансмиссией и дизель-электрической трансмиссией постоянного тока, не уступая им по тягово-динамическим и стоимостным характеристикам. Несмотря на неоспоримые преимущества АД, в ряде работ показано, что в тяговых приложениях использование синхронных двигателей с постоянными магнитами внутри ротора (СДПМ, англ. «interior permanent magnet

synchronous motor»), IPMSM) может обеспечивать улучшение рабочих свойств, снижение габаритов [1–3] и расширение диапазона регулирования (ДР) скорости вращения при постоянстве мощности (обычно до 1:5) [4–6], в сравнение с АД. Далее в тексте статьи под аббревиатурой ДР подразумевается «диапазон регулирования скорости вращения при постоянстве выходной механической мощности». Хотя магнитный поток постоянных магнитов является нерегулируемым, СДПМ позволяет расширить ДР за счёт использования стратегии ослабления поля. Также в случае СДПМ с магнитами внутри ротора, в отличие от двигателей с магнитами на поверхности ротора, применение стратегии ослабления поля позволяет использовать реактивный момент в дополнение к моменту от постоянных магнитов [7].

Однако если необходимо обеспечить ДР шире 1:5, в чем часто возникает потребность в целевом приложении [8], при использовании СДПМ возникают трудности: при увеличении скорости требуется все более увеличивать поля, что приводит к росту потерь в меди и в стали вследствие увеличения амплитуды тока якоря [9]. Большие потери на высоких скоростях в СДПМ могут привести к критическому нагреву, деградации свойств и размагничиванию постоянных магнитов. Другой недостаток СДПМ – высокая цена машины вследствие наличия в конструкции дорогостоящих редкоземельных магнитов.

В приводах, требующих широкого ДР, более перспективным, чем СДПМ, может быть электропривод на базе синхронного двигателя с обмоткой возбуждения на роторе без постоянных магнитов (СДОВ, англ. «homopolar synchronous motor», SHM). Такие СДОВ используют в своих электромобилях компании BMW и Renault (модели BMW iX3, Renault Fluence, Renault Zoe) [10–13]. Для реализации стратегии ослабления поля для СДОВ можно изменять ток и магнитодвижущую силу (МДС) обмотки возбуждения, что позволяет в приводах с широким ДР получить характеристики лучше, чем у СДПМ. Однако у СДОВ, разработанных BMW и Renault, имеется скользящий щеточный контакт, предназначенный для питания обмотки возбуждения на роторе. В тяговых приводах открытого исполнения с воздушной вентиляцией (например, привод поездов метро, железнодорожных локомотивов, карьерных самосвалов и т. д.) на скользящий контакт может попадать пыль и грязь, и это будет приводить к отказу электрической машины. Поэтому такие СДОВ не могут использоваться в тяговых приводах открытого исполнения, требующих высокой надежности и большого ресурса работы. Также скользящий контакт требует периодического обслуживания и увеличивает габариты двигателя [14].

Альтернативой СДОВ является одноименнополюсный синхронный двигатель (ОСД, англ. «synchronous homopolar motor») с обмоткой возбуждения на статоре. Такие ОСД широко используются как высоконадежные генераторы в пассажирских железнодорожных вагонах [15] и в сварочных агрегатах [16]. Также недавно такие ОСД стали использоваться в тяговых приводах [8, 17–24]. Основное достоинство ОСД, по сравнению с СДОВ, – исключение скользящего контакта, питающего обмотку возбуждения на роторе, и более высокая надежность. При этом ОСД сохраняет возможность регулирования тока возбуждения, что позволяет снизить потери в приводах с широким ДР по сравнению с СДПМ.

В данной работе представлены результаты сравнения СДПМ и ОСД для электропривода ги-

бридных карьерных самосвалов, требующего величину ДР 1:10 (диапазон регулирования скорости от 400 до 4000 об/мин при выходной механической мощности не менее 370 кВт) [22].

Оптимизация конструкции и расчет рабочих характеристик ОСД для рассматриваемого приложения были выполнены авторами в предыдущей работе [8]. При оптимизации конструкции ОСД основными целями являлись снижение потерь в рабочем цикле, а также снижение установленной мощности и стоимости полупроводникового инвертора, осуществляющего питание двигателя. Для возможности сравнения характеристик СДПМ и ОСД в данной работе осуществляется оптимизация конструкции и расчет рабочих характеристик СДПМ с магнитами в роторе в том же приложении. Принято, что СДПМ имеет такие же внешний диаметр пакета статора, число полюсов и число зубцов статора, что и ОСД. Главные размеры оптимизированного ОСД приняты в качестве начального приближения при оптимизации СДПМ.

По результатам сопоставления двигателей показано, что благодаря регулированию тока обмотки возбуждения можно получить снижение потерь в ОСД, по сравнению с СДПМ. Также в данной статье проведено сравнение стоимости активных материалов для СДПМ и ОСД.

Основные конструктивные параметры и особенности регулирования сравниваемых двигателей

ОСД состоит из двух или более пар пакетов статора и ротора, соединенных друг с другом в осевом направлении ферромагнитными конструктивными элементами. Ток возбуждения обеспечивается обмоткой возбуждения, расположенной на статоре. Магнитный поток обмотки возбуждения замыкается через пакеты ротора и статора, корпус статора и втулку на валу ротора [25]. Этот магнитный поток модулируется зубцами ротора, что позволяет ему взаимодействовать с полюсами многофазной обмотки якоря, уложенной в пазы статора. Рассматриваемый в статье ОСД имеет конструкцию с тремя сдвинутыми относительно друг друга парами шихтованных пакетов статор и ротора. По этой причине рис. 1, а показывает трехмерный эскиз ОСД.

Конструкция магнитной системы традиционно СДПМ с одной парой шихтованных пакетов статора и ротора хорошо известна и однородна по оси вращения [26]. По этой причине рис. 1, б показывает конструкцию СДПМ только в одной плоскости.

Статоры обеих машин имеют 54 зубца с открытыми пазами. Число полюсов, число фаз и фундаментальная электрическая частота у СДПМ и ОСД одинаковые. Число полюсов равно $2p=12$, где $p=6$ –

число пар полюсов на роторе. В двигателях используется девятифазная двухслойная обмотка с числом пазов на полюс и на фазу $q=1/2$. Девять фаз обозначены цифрами от 0 до 8 (рис. 1, а). Знак «←» означает обратное направление тока в пазовом слое.

Ротор СДПМ изготовлен из листов электротехнической стали и имеет V-образные пазы, в которые вставлены редкоземельные магниты (рис. 1, а). Каждый полюс ротора включает в себя два слоя магнитов.

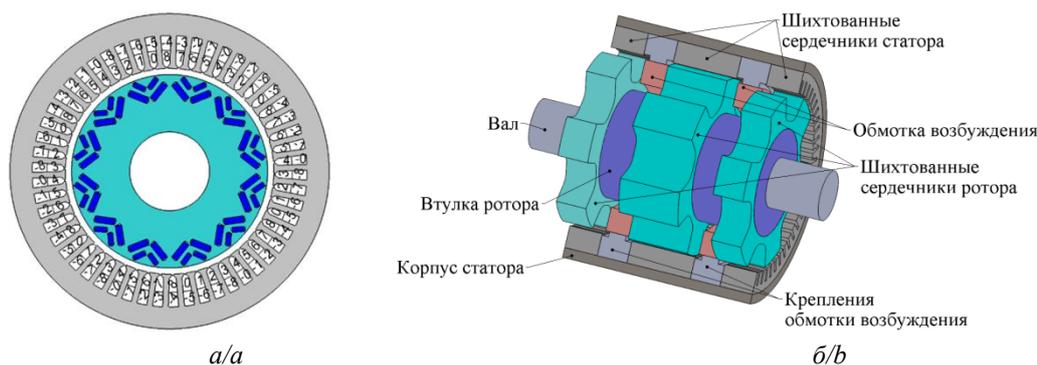


Рис. 1. Эскизы рассматриваемых конструкций: а) синхронный двигатель с постоянными магнитами внутри ротора; б) одноименнополюсный синхронный двигатель с обмоткой возбуждения на статоре. Обмотка якоря, уложенная в пазы сердечников статора, не показана

Fig. 1. Sketch of the machine geometry: а) interior permanent magnet synchronous motor; б) homopolar synchronous motor with the excitation winding on the stator. The armature winding, placed in the slots of the stator cores, is not shown

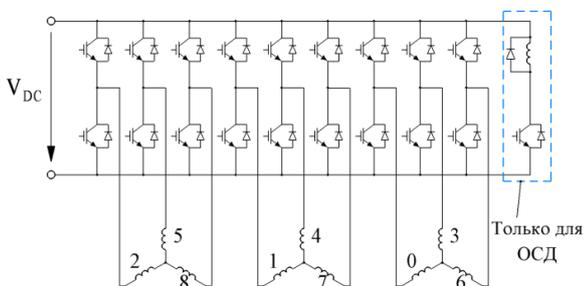


Рис. 2. Схема девятифазного инвертора

Fig. 2. Nine-phase inverter schematic

Рассматриваемый девятифазный инвертор содержит три отдельных трехфазных инвертора. Для ОСД также дополнительно требуется однофазный ШИМ-регулятор напряжения постоянного тока в звене постоянного тока для питания обмотки возбуждения.

При регулировании СДПМ для скорости ниже номинальной (400 об/мин) используется стратегия поддержания максимального момента на единицу тока (англ. «maximum torque per ampere», МТРА). При более высокой скорости реализуется стратегия ослабления поля (англ. «field weakening»). Точная величина угла вектора тока статора по отношению к оси d ротора определяется в ходе оптимизации, как показано далее.

ОСД имеет три набора пакетов на статоре и на роторе. Обмотка возбуждения, состоящая из двух катушек, размещена между пакетами статора. Ротор не имеет обмоток. Каждый пакет ротора имеет 6 зубцов, а зубцы соседних пакетов ротора смещены на 180 электрических градусов, то есть на $180/p=30$ механических градусов.

Рис. 2 показывает принципиальную схему инвертора для питания рассматриваемых тяговых двигателей. Фазы двигателя сгруппированы по три и образуют три трехфазные обмотки.

При регулировании ОСД в целом используется тот же подход, что и при регулировании СДПМ, однако дополнительной переменной, определяемой в ходе оптимизации, является также величина тока обмотки возбуждения, как показано в [17].

На рис. 3 представлены тяговые характеристики (зависимости крутящего момента и механической мощности на валу от частоты вращения) электропривода карьерного самосвала БЕЛАЗ 75570 [24], ограниченные максимальной частотой вращения и максимальным крутящим моментом. Частота вращения (далее скорость вращения) при постоянной мощности находится в диапазоне от 400 до 4000 об/мин (1:10). Максимальная механическая мощность машины в двигательном режиме равна 370 кВт. Оба рассматриваемых двигателя должны удовлетворять этим характеристикам.

ОСД был спроектирован с использованием методов математического моделирования и оптимизации и описан в статье [17].

Геометрия двигателя с постоянными магнитами в роторе

Для оценки рабочих характеристик СДПМ использована конечно-элементная модель. Рис. 4, а показывает расчётную область, которая содержит два полюса. Рис. 4, б показывает эскиз паза статора.

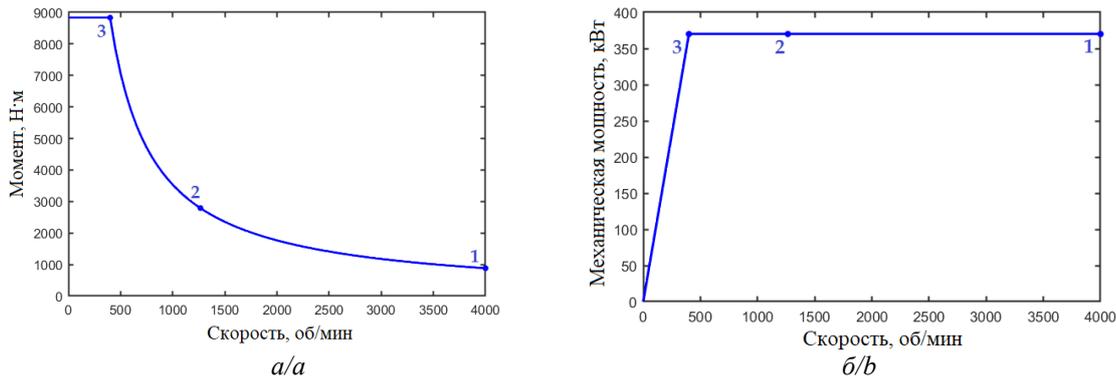


Рис. 3. Тяговая характеристика двигателя: а) зависимость момента от скорости вращения; б) зависимость выходной механической мощности от скорости вращения

Fig. 3. Traction characteristics of the motor: a) torque vs. rotational speed; b) output mechanical power vs. rotational speed

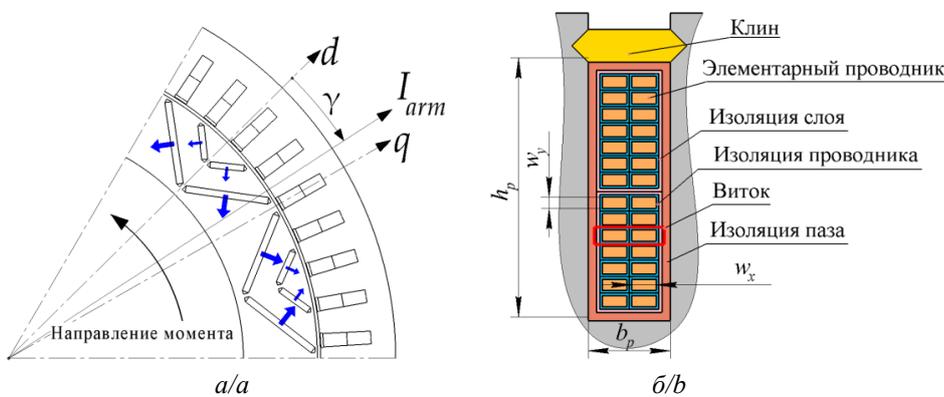


Рис. 4. Геометрия двигателя: а) область расчета синхронного двигателя с постоянными магнитами внутри ротора. Синими стрелками показаны направления намагничивания постоянных магнитов; б) паз статора

Fig. 4. Motor geometry: a) computational area of the interior permanent magnet synchronous motor. The blue arrows show the magnetization directions of permanent magnets; b) stator slot

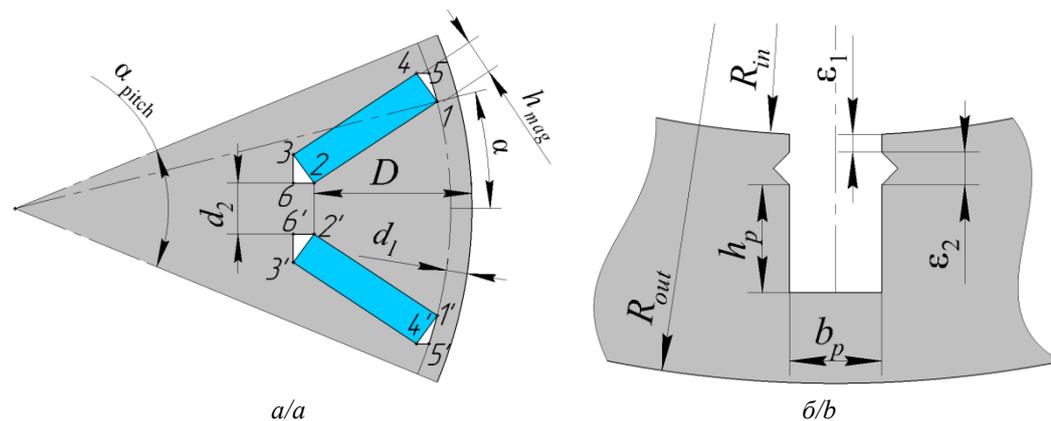


Рис. 5. Параметры синхронного двигателя с постоянными магнитами внутри ротора: а) ротор; б) статор

Fig. 5. Parameters of the interior permanent magnet synchronous motor: a) rotor; b) stator

На рис. 5 показаны основные размеры статора и ротора СДПМ. Ротор имеет два слоя магнитов на каждом полюсном делении. Для упрощения на рис. 5, а показан только один слой. Геометрия ротора задается следующим образом. Сначала точка 1 устанавливается под углом α на расстоянии d_1 от

внешней границы ротора. Параметры D и d_2 определяют положение точки 2. Прямоугольники 1234 и 1'2'3'4' заполнены магнитами и определены толщиной магнита h_{mag} . Точка 5 расположена на расстоянии d_1 от внешней границы ротора. Отрезки 45 и 4'5' параллельны средней линии полюса (оси q).

Треугольники 145, 1'4'5, 236, 2'3'6 заполнены воздухом. Параметры d_1 , d_2 и h_{mag} одинаковы для обоих слоев магнита. Два значения параметров D и α , соответствующие двум слоям, приведены в табл. 2. Параметры статора $R_{out}=331$ мм, $\varepsilon_1=1$ мм и $\varepsilon_2=2$ мм при оптимизации не изменяются.

Целевая функция оптимизации двигателя с постоянными магнитами

При оптимизации двигателя рассматривались три рабочие точки: граничные точки со скоростями 400 об/мин (максимальный крутящий момент) и 4000 об/мин (максимальная скорость), а также точка, в которой величины скорости и крутящего момента равны среднему геометрическому соответствующих значений граничных точек. Эти рабочие точки показаны в табл. 1 и на рис. 3.

Таблица 1. Рабочие точки двигателя, учитываемые в процедуре оптимизации

Table 1. Operating points of the motor taken into account in optimization

Номер рабочей точки Mode number	Момент, Н·м Torque, N·m	Скорость вращения, об/мин Rotational speed, rpm	Механическая мощность, кВт Mechanical power, kW
1	883	4000	370
2	2793	1265	
3	8833	400	

Принято допущение, что двигатель может работать в поддиапазонах 1–2 и 2–3 с равной вероятностью. Средние потери в поддиапазонах равны среднему арифметическому потерь на их границах (точки 1 и 2 и точки 2 и 3 соответственно). Поэтому в качестве первой цели оптимизации выбираются средние потери с учетом весовых коэффициентов:

$$\langle P_{losses} \rangle = (P_{losses1} + 2 \cdot P_{losses2} + P_{losses3}) / 4. \quad (1)$$

Конструкция ОСД (рис. 1, б) с питанием от инвертора, показанного на рис. 2, удовлетворяющего характеристикам, показанным на рис. 3, характеристики которого сопоставляются с СДПМ, была оптимизирована с использованием Метода Нелдера–Мида для снижения потерь в двигателе и установленной мощности инвертора. Начальные условия и результаты оптимизации ОСД подробно описаны в статье [17].

Разработка тягового двигателя предполагает выбор параметров обмотки якоря для того, чтобы удовлетворить ограничениям по максимальным напряжению и току питания. Генератор карьерного самосвала обеспечивает напряжение в звене постоянного тока, равное 1000 В. Кроме того, IGBT-модуль FF650R17IE4 [27] инвертора накладывает ограничение на максимальную амплитуду тока 650 А. С некоторым запасом максимальная амплитуда тока СДПМ принята равной 640 А.

Оптимизация СДПМ выполняется в два этапа. На первом этапе в дополнение к средним потерям минимизируется произведение максимального тока якоря $\max(I_{arm})$ и максимального напряжения звена постоянного тока инвертора $\max(V_{DC})$. На втором этапе подбирается число витков такое, чтобы удовлетворить ограничениям по напряжению и току. Дополнительными целями обоих этапов были снижение максимальных относительных пульсаций момента $\max(TR)$, а также контроль размагничивания магнитов.

Целевая функция для оптимизации СДПМ на первом этапе оптимизации имеет вид, представленный уравнением (2):

$$F = \log(\langle P_{losses} \rangle) + 3 \log[\max(V_{DC})] + 3 \log[\max(I_{arm})] + 0,06 \log[\max(TR)] + 0,1 \log(M_{mag}) + \dots + \log[1 + 100 \exp(S_{Hmag}/h_{mag}^2 - 0,05)], \quad (2)$$

где S_{Hmag} – площадь размагниченных магнитов на двух полюсах (в расчётной области); h_{mag} – толщина магнитов. При увеличении площади размагниченных магнитов последнее слагаемое быстро увеличивается. Уменьшение потерь на 1 % так же ценно, как уменьшение напряжения и тока на треть процента и как уменьшение максимальных относительных пульсаций момента на 16,7 %.

На втором этапе оптимизации размеры паза статора $b_p=7,82$ мм, $h_p=25,74$ мм (рис. 5, б), полученные на первом этапе, округлены для соответствия стандартному сечению провода 3 на 1,4 мм [28] и равны $b_p=7,9$ мм, $h_p=26,1$ мм. Параметры b_p и h_p на этом этапе не менялись. Целевая функция на втором этапе имеет вид, представленный уравнением (3):

$$F = \log(\langle P_{loss} \rangle) + 4 \log[f(\max V_{DC} / V_{max})] + 4 \log[f(\max I_{arm} / I_{max})] + 0,06 \log[f(\max TR)] + \dots + 0,1 \log[M_{mag}] + \log(1 + \exp[(S_{mag} / h_{mag}^2 - 0,05) \cdot 100]), \quad (3)$$

где $f(x) = \begin{cases} x, & x > 1 \\ 1, & \text{else} \end{cases}$, $V_{max}=1000$ В, $I_{max}=640$ А.

В (3) весовые коэффициенты, равные 4, для второго и третьего слагаемого достаточно велики, чтобы в результате оптимизации выполнить ограничения $\max(V_{DC}) < V_{max}$ и $\max(I_{arm}) < I_{max}$. Однако при выполнении этих ограничений второе и третье слагаемые непрерывной функции f становятся равными нулю. В результате достигается «мягкая стенка», препятствующая быстрому уменьшению объема симплекса.

Параметры оптимизации двигателя с постоянными магнитами

Параметры конструкции СДПМ перечислены в табл. 2, 3, а также показаны на рис. 4, 5. В табл. 2 показаны параметры, не изменяемые в ходе оптимизации, а в табл. 3 приведены параметры, которые изменялись во время оптимизации, а также их начальные значения.

Таблица 2. Параметры синхронного двигателя с постоянными магнитами внутри ротора, не изменяемые в ходе оптимизации

Table 2. Interior permanent magnet synchronous motor parameters not changed during optimization

Параметр/Parameter	Величина Value
Полная длина за исключением лобовых частей обмотки, мм Total length excluding the winding end parts, mm	382
Внешний радиус сердечника статора, мм Stator core outer radius R_{out} , mm	331
Параметр статора ε_1 , мм Stator parameter ε_1 , mm	1
Параметр статора ε_2 , мм Stator parameter ε_2 , mm	2
Параметр ротора d_1 , мм Rotor parameter d_1 , mm	2
Параметр ротора d_2 , мм Rotor parameter d_2 , mm	2
Остаточная индукция магнитов, Тл Magnet remanence, T	1,1
Собственная коэрцитивная сила магнитов, кА/м Intrinsic coercive force of magnets, kA/m	750

Таблица 3. Параметры синхронного двигателя с постоянными магнитами внутри ротора, изменяемые в ходе оптимизации

Table 3. Interior permanent magnet synchronous motor parameters varied during optimization

Параметр Parameter	Начальное приближение 1-го этапа Initial approximation of the 1st step	Начальное приближение 2-го этапа Initial approximation of the 2nd step	После оптимизации After optimization	
Ширина паза статора b_p , мм* Stator slot width b_p , mm*	10	7,9	7,82	
Высота паза статора h_p , мм* Stator slot height h_p , mm*	44	26,1	25,74	
Внутренний радиус сердечника статора, мм Stator core inner radius R_{in} , mm	266	269,5	267	
Воздушный зазор, мм Air gap, mm	2	2,30	2,5	
Параметр ротора D , мм (для 1-го и 2-го слоя) Rotor parameter D , mm (for 1st and 2nd layers)	20; 50	11,6; 38,2	8,86; 34,5	
Параметр ротора α , рад (для 1-го и 2-го слоя) Rotor parameter α , rad (for 1st and 2nd layers)	0,0938; 0,227	0,113; 0,203	0,108; 0,189	
Толщина магнита h_{mag} , мм Magnet thickness h_{mag} , mm	6	6,6	6,4	
Угол тока γ , эл. град. Current angle γ , el. grad.	Рабочая точка 1 (рис. 3) Operating point 1 (Fig. 3)	5,7	4,8	4,6
	Рабочая точка 2 Operating point 2	51,6	35,6	38,1
	Рабочая точка 3 Operating point 3	51,6	54,1	53,4

*Параметр варьировался только на первом этапе оптимизации.

*The parameter was varied only during the first step of optimization.

Угол тока γ отсчитывается от оси d наименьшего магнитного сопротивления в сторону оси q , направленной противоположно намагниченности магнита, как показывает рис. 4, *a*.

Каждый слой обмотки содержит $N_{sec}=7$ эквивалентных витков. Каждый виток обмотки имеет по $N_x=2$ параллельных ветви. Рис. 4, *б* показывает устройство паза статора. При оптимизации предполагалось, что ширина паза b_p и высота части паза, занятой обмоткой h_p , связаны с размерами провода w_x и w_y следующим образом:

$$b_p=(w_x+dw)\cdot N_x+a_x; h_p=2\cdot(w_y+dw)\cdot N_{sec}+a_y, \quad (4)$$

где $a_x=1,2$ мм, $a_y=0,0018$ мм, $d_w=0,31$ мм – константы, учитывающие наличие пазовой изоляции, секционной изоляции, пропитки и другой изоляции.

Как видно из табл. 4, в результате первого этапа оптимизации максимальное напряжение звена постоянного тока равно 1097 В, что лишь немного больше предельно допустимого напряжения 1000 В. Поэтому число витков обмотки на втором этапе оптимизации было решено не менять.

Рабочие характеристики двигателя с постоянными магнитами до и после оптимизации

Табл. 4 показывает сравнение рабочих характеристик СДПМ после разных этапов оптимизации.

На рис. 6 показано изменение геометрии и амплитуды магнитной индукции при оптимизации СДПМ для третьей рабочей точки (400 об/мин). Толщина ярма начального приближения и форма паза СДПМ совпадают с этими параметрами оптимизированного ОСД [17]. В ходе первого этапа оптимизации толщина ярма статора СДПМ существенно увеличилась, что объясняется необходимостью передачи магнитного потока от полюса к полюсу в СДПМ. В ОСД же ярмо выполняет лишь функцию распределения потока перед входом в корпус, поэтому оно уже, чем у СДПМ. Высота паза существенно уменьшилась, тогда как ширина паза уменьшилась не столь значительно. По-видимому, это обусловлено тем, что для создания реактивного момента необходимо увеличить анизотропию магнитной проводимости и, в частности, уменьшить паразитный магнитный поток пазового рассеяния. На втором этапе оптимизации геометрия СДПМ почти не изменилась, т. к. на этом этапе выполнялась адаптация конструкции под ограничения по току и напряжению и под стандартные размеры проводов.

Выше отмечалось, что и напряжение, и ток являются ограничениями в ходе оптимизации СДПМ. Для выполнения ограничения по току для СДПМ в рабочих точках 3 и 2 со скоростями 400 и 1265 об/мин применяемый угол тока близок к углу, обеспечивающему максимальный момент на единицу тока (МТРА-стратегия).

Таблица 4. Характеристики синхронного двигателя с постоянными магнитами внутри ротора на разных этапах оптимизации

Table 4. Interior permanent magnet synchronous motor characteristics after different steps of optimization

Параметр Parameter	Начальное приближение 1-го этапа Initial approximation of the 1st step			Начальное приближение 2-го этапа Initial approximation of the 2nd step			После оптимизации After optimization		
	4000	1265	400	4000	1265	400	4000	1265	400
Скорость вращения, об/мин Rotational speed, rpm	4000	1265	400	4000	1265	400	4000	1265	400
Амплитуда тока якоря I_{arm} , А Armature current amplitude I_{arm} , A	422	254	801	474	278	623	498	275	631
КПД, % Efficiency, %	80,9	95,9	94,5	86,5	96,9	93,2	86,0	97,0	93,1
Выходная механическая мощность, кВт Output mechanical power, kW	370	370	370	370	370	370	370	370	370
Входная электрическая мощность, кВт Input electrical power, kW	457	386	391	428	382	397	430	381	398
Пульсации момента, % Torque ripples, %	55,8	24,6	12,7	7,6	6,5	2,3	2,0	2,8	3,0
Механические потери, кВт Mechanical losses, kW	17,57	0,65	0,05	17,57	0,65	0,05	17,57	0,65	0,05
Омические потери в обмотке якоря, кВт Armature ohmic copper losses, kW	4,71	1,70	16,94	13,54	4,64	2337	14,85	4,53	23,85
Потери на вихревые токи в обмотке якоря, кВт Armature eddy-current copper losses, kW	20,81	1,62	0,70	4,93	0,25	0,07	5,29	0,24	0,08
Потери в шихтованной стали статора, кВт Stator lamination losses, kW	36,40	11,01	3,57	15,37	5,66	3,50	16,60	5,50	3,55
Потери в шихтованной стали ротора, кВт Rotor lamination losses, kW	7,90	1,01	0,14	6,32	0,51	0,10	6,09	0,50	0,11
Действующее значение фундаментальной составляющей фазного напряжения, В (АС) RMS value of the fundamental component of phase voltage, V (AC)	459	240	88	392	230	111	314	224	113
Требуемое напряжение звена постоянного тока V_{DC} , В Required inverter DC-link voltage V_{DC} , V	1417	710	223	1097	571	291	997	566	304
Требуемая полная мощность инвертора S_{inv} , МВт* Required inverter apparent power S_{inv} , MW*	2,95			1,78			1,63		
Масса магнитов M_{mag} , кг Magnet mass M_{mag} , kg	41,7			41,0			36,7		
Отношение S_{mag}/h_{mag}^2 Ratio S_{mag}/h_{mag}^2	0,076			0,01			0,02		

*Требуемая мощность инвертора рассчитывается по формуле: $S_{inv}=3\cdot\sqrt{3}\cdot V_{DC}\cdot I_{arm}/2$ (5).

*The required power of the inverter is calculated by the formula: $S_{inv}=3\cdot\sqrt{3}\cdot V_{DC}\cdot I_{arm}/2$ (5).

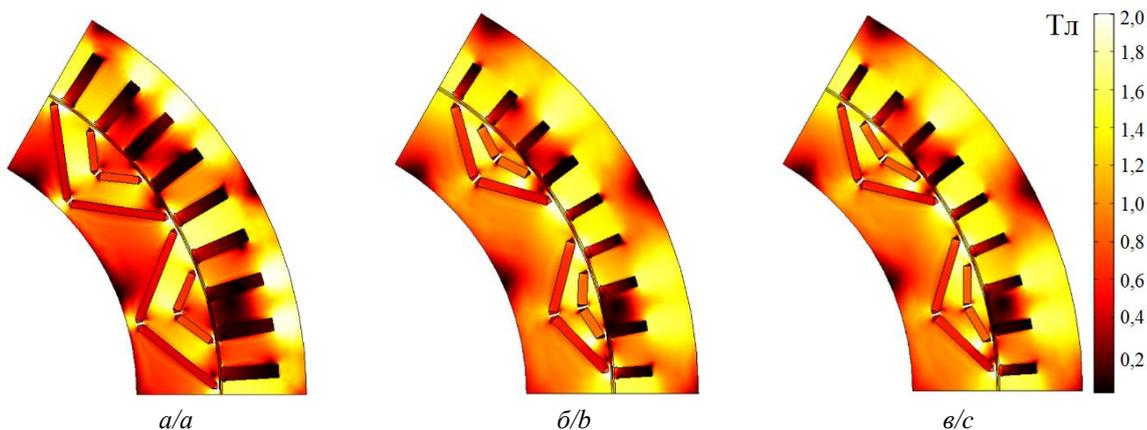


Рис. 6. Изменение геометрии и распределения магнитной индукции синхронного двигателя с постоянными магнитами внутри ротора в ходе оптимизации: а) начальное приближение; б) после первого этапа оптимизации; в) финальный результат

Fig. 6. Modification of geometry and magnitude of the flux density in the interior permanent magnet synchronous motor during optimization: a) initial design; b) result of the 1st step; c) final result

При этом вектор тока не совпадает с осью q , и токовый угол чуть более 50 эл. градусов (табл. 3) в рабочей точке 3, что свидетельствует о наличии не только момента, создаваемого магнитами, но и реактивного момента.

С увеличением скорости для СДПМ начинает быть важным ограничение максимального напряжения, так как растёт обратная ЭДС и индуктивное сопротивление обмоток. Они начинают превалировать над падением напряжения на активном сопротивлении обмоток и напряжением инвертора и устанавливают ток, не зависящий от напряжения. По правилу Ленца, этот ток противоположен намагниченности магнитов: этот ток направлен по оси d и может взаимодействовать с напряжением синфазным к нему, передавая электрическую мощность. Поэтому угол управления в рабочей точке 1 со скоростью 4000 об/мин близок к 90 эл. градусам (табл. 3). Рабочая точка 2 занимает промежуточное положение между точками 3 и 1. В точке 2 сильного ослабления поля не требуется, хотя угол управления несколько меньше, чем в точке 1, что говорит о некотором ослаблении поля.

Таким образом, с увеличением скорости для СДПМ ток сначала уменьшается, а потом увеличивается до значения, близкого к асимптотическому (к току короткого замыкания). Все это приводит к большим потерям в меди и в стали СДПМ. По всей видимости, для СДПМ наличие участка увеличения тока при увеличении скорости вращения (в рассматриваемом случае это участок между точками 2 и 1 на тяговой характеристике, рис. 3) характерно для приводов с широким ДР. При меньшем ДР такой участок может отсутствовать.

Сравнение рабочих характеристик оптимизированных двигателей

В данном разделе обсуждается сравнение характеристик рассматриваемых электрических машин после оптимизации. Табл. 4 показывает сравнение рабочих характеристик оптимизированных СДПМ и ОСД.

Механические потери СДПМ, включающие потери на трение и вентиляцию, приняты такими же, как и для ОСД. Потери в магнитах от высших гармоник в СДПМ не учитывались, так как они невелики.

Табл. 6 показывает сравнение конструктивных характеристик и стоимости активных материалов оптимизированных СДПМ и ОСД.

Таблица 5. Сравнение рабочих характеристик синхронного двигателя с постоянными магнитами внутри ротора и одноименнополюсного синхронного двигателя (после оптимизации)

Table 5. Comparison of performance of the interior permanent magnet synchronous motor and synchronous homopolar motor after optimization

Параметр/Parameter	СДПМ/IPMSM			ОСД/SHM		
	1	2	3	1	2	3
Номер рабочей точки/Mode number						
Скорость вращения, об/мин/Rotational speed, rpm	4000	1265	400	4000	1265	400
Амплитуда тока якоря I_{arm} , А Amplitude of armature current I_{arm} , A	498	275	631	176	255	601
КПД/Efficiency, %	86,0	97,0	93,1	90,5	96,1	90,1
Выходная механическая мощность, кВт Output mechanical power, kW	370	370	370	370	370	370
Входная электрическая мощность, кВт Input electrical power, kW	430	381	398	408	384	399
Механические потери, кВт Mechanical losses, kW	17,57	0,65	0,05	17,57	0,65	0,05
Омические потери в обмотке якоря, кВт Armature ohmic copper losses, kW	14,85	4,53	23,85	2,1	4,5	25,0
Потери на вихревые токи в обмотке якоря, кВт Armature eddy-current copper losses, kW	6,09	0,50	0,11	6,0	2,1	1,0
Потери в шихтованной стали статора, кВт Stator lamination losses, kW	16,60	5,50	3,55	10,9	5,9	2,5
Потери в шихтованной стали ротора, кВт Rotor lamination losses, kW	6,09	0,50	0,11	1,5	0,6	0,1
Потери в обмотке возбуждения, кВт Excitation copper loss, kW	–	–	–	0,5	1,5	11,9
Полные потери, кВт/Total losses, kW	60,4	11,4	27,6	38,7	15,2	40,5
Средние потери по формуле (1), кВт Average losses according to formula (1), kW	27,7			27,4		
Коэффициент мощности/Power factor	0,433	0,974	0,877	0,97	0,96	0,96
Амплитуда линейного напряжения, В Line-to-line voltage amplitude, V	997	566	304	988	632	275
Пульсации момента/Torque ripple, %	2,0	2,8	3,0	18,9	12,5	3,0
Ток возбуждения/Excitation current, A	–	–	–	5,5	9,5	26,6
Магнитная индукция в нешихтованных частях магнитопровода, Тл Flux density in non-laminated parts of the magnetic core, T	–	–	–	0,48	0,98	1,65

Таблица 6. Сравнение конструктивных характеристик синхронного двигателя с постоянными магнитами внутри ротора и одноименнополюсного синхронного двигателя после оптимизации

Table 6. Comparison of the calculated characteristics of the interior permanent magnet synchronous motor and synchronous homopolar motor after optimization

Параметр Parameter	СДПМ IPMSM	ОСД SHM
Масса шихтованной стали статора, кг Stator lamination mass, kg	314	320
Масса шихтованной стали ротора, кг Rotor lamination mass, kg	237	231
Масса меди обмотки якоря, кг Armature copper mass, kg	22	68
Масса меди обмотки возбуждения, кг Excitation copper mass, kg	–	20
Масса постоянных магнитов, кг Permanent magnet mass, kg	36,7	–
Суммарная масса шихтованных пакетов, меди и постоянных магнитов, кг* Total mass of laminations, copper and permanent magnets, kg*	609,7	639
Стоимость шихтованной стали статора, \$ Stator lamination cost, \$	314	320
Стоимость шихтованной стали ротора, \$ Rotor lamination cost, \$	237	231
Стоимость меди обмотки якоря, \$ Armature copper cost, \$	154	476
Стоимость меди обмотки возбуждения, \$ Excitation copper cost, \$	0	140
Стоимость постоянных магнитов, \$ Permanent magnet cost, \$	4646	0
Суммарная стоимость шихтованных пакетов, меди и магнитов, \$** Total cost of laminations, copper and permanent magnets, \$**	5351	1167
Полная длина шихтованных пакетов статора, мм Total length of the stator lamination, mm	382	431
Полная длина машины за исключением лобовых частей обмотки, включая место под катушки обмотки возбуждения, мм Total length of the machine excluding the winding end parts, including spaces for the excitation coils, mm	382	545
Внешний радиус пакета статора, мм Stator lamination outer radius, mm	662	668
Воздушный зазор, мм Air gap, mm	2,25	2,4
Момент инерции ротора, кг·м ² Rotor moment of inertia, kg·m ²	17,2	19,6

*Примечания: *при расчете массы активных материалов не учитывалась масса корпуса статора, втулки ротора, вала, подшипниковых щитов и других нешихтованных конструктивных элементов, которые в случае одноименнополюсного синхронного двигателя также являются элементами магнитопровода. **При расчете стоимости активных материалов были приняты следующие цены: электротехническая сталь – 1 \$/кг, медь – 7 \$/кг, редкоземельные постоянные магниты – 126,6 \$/кг [29].*

*Notes: *when calculating the mass of active materials, the masses of the stator housing, rotor sleeve, shaft, end shields and other non-laminated structural elements, which in the case of the synchronous homopolar motor are also elements of the magnetic circuit, are not taken into account. **When calculating the cost of active materials, the following prices were assumed: \$1/kg for electrical steel, \$7/kg for copper, \$126.6/kg for rare-earth permanent magnets [29].*

Сопоставляя характеристики СДПМ и ОСД, показанные в табл. 5, 6, можно сделать следующие выводы:

1. Если регулировать угол тока двигателей, исходя из получения максимума КПД, что соответствует МТРА-стратегии, при широком ДР в области высоких скоростей требуемое напряжение питания в звене постоянного тока значительно превысит максимальную величину 1000 В. Поэтому на большой скорости необходимо применять стратегию ослабления поля.

Хотя на высоких скоростях ослабление поля увеличением размагничивающей составляющей тока обмотки статора является частью стратегии управления и для ОСД, оптимизация показывает, что в дополнение к этому полезным оказывается уменьшение тока обмотки возбуждения [8]. Таким образом, и ток обмотки якоря, и ток обмотки возбуждения ОСД уменьшается с ростом скорости.

В случае же СДПМ, МДС постоянных магнитов которого не может регулироваться, увеличение размагничивающей составляющей тока статора для создания МДС, противоположной МДС магнитов, является единственным способом ослабления поля. Применение стратегии ослабления поля приводит к тому, что ток якоря СДПМ в нагрузочной точке 1 со скоростью 4000 об/мин оказывается существенно больше, чем в промежуточной точке 2 со скоростью 1265 об/мин. Коэффициент мощности СДПМ в точке со скоростью 4000 об/мин существенно снижается и оказывается меньше 0,5, что, однако, не приводит к нарушению ограничений по току и напряжению и к увеличению требуемой мощности инвертора. Кроме того, потери в СДПМ на высокой скорости составляют более 60 кВт, что существенно больше, чем для ОСД (38,7 кВт), что может привести к перегреву СДПМ в этой рабочей точке.

2. СДПМ двигатель содержит дорогостоящие редкоземельные магниты, рассчитанные на работу при высокой температуре. В результате, как показывает табл. 6, общая стоимость активных материалов в СДПМ (5351 доллар США) оказывается выше стоимости ОСД (1167 долларов США) в 4,6 раза.

3. Без учета длины лобовых частей обмотки активная часть СДПМ занимает примерно на 30 % меньшую длину, чем ОСД, что является преимуществом СДПМ. Диаметр пакетов статора для ОСД и СДПМ одинаков.

4. ОСД более надежен, чем СДПМ, так как нет риска перегрева, размагничивания или ухудшения свойств постоянных магнитов с течением времени. Кроме того, так как рассматриваемый двигатель имеет вентилируемый внутри корпус открытого типа [22], при применении ОСД также отсутствует риск повреждения защитного

покрытия и последующей коррозии постоянных магнитов, который есть в случае СДПМ [30].

5. Небольшое увеличение момента инерции ротора для ОСД не играет существенной роли, поскольку момент инерции колес самосвала намного больше, и в целом на инерционность движения большее влияние оказывают собственная масса самосвала и масса груза.
6. ОСД не требует для своего производства использования высококоэрцитивных редкоземельных постоянных магнитов, и, следовательно, позволяет избежать проблемы технологической зависимости от поставщиков редкоземельных элементов. Известно, что 95 % мировой добычи редкоземельных элементов для магнитов контролируется Китаем [31]. Из-за этого цены на редкоземельные элементы для магнитов нестабильны и могут сильно меняться за короткое время [32]. Кроме того, добыча редкоземельных элементов, необходимых для производства редкоземельных магнитов, наносит большой вред окружающей среде [33].

Заключение

Проведено сравнение рабочих характеристик синхронного двигателя с постоянными магнитами внутри ротора и одноименнополюсного синхронного двигателя без постоянных магнитов для привода карьерного самосвала с механической мощностью 370 кВт и с диапазоном регулирования 1:10. Для этой цели конструкция двигателя с постоянными магнитами была оптимизирована с помощью метода Нелдера–Мида. Основными целями оптимизации являлись минимизация средних потерь в рабочем цикле и ограничение требуемой мощности полупроводникового инвертора (максимального тока инвертора и максимального напряжения звена постоянно-го тока). Также в целевую функцию включены пульсации момента, масса постоянных магнитов и объем

размагниченных постоянных магнитов с целью ограничения этих величин. Полученные рабочие характеристики двигателя с магнитами были сравнены с рабочими характеристиками одноименнополюсного синхронного двигателя, полученными авторами в предыдущем исследовании. Характеристики сравниваемых двигателей получены с использованием аналогичных процедур оптимизации.

Средние потери в рабочем цикле в сравниваемых двигателях получились примерно равными, однако из-за необходимости большого ослабления поля потери в двигателе с магнитами на высокой скорости получились примерно в 2 раза больше, чем на низкой скорости с максимальным моментом. Это означает необходимость интенсификации системы охлаждения синхронного двигателя с магнитами внутри ротора и снижение надежности. В то же время для одноименнополюсного синхронного двигателя потери на высокой скорости не превышают потерь в рабочей точке с низкой скоростью и максимальным моментом.

Преимуществом синхронного двигателя с магнитами внутри ротора является снижение длины активной части на 30 %. Преимуществом одноименнополюсного синхронного двигателя без постоянных магнитов с обмоткой возбуждения на статоре являются в 4,6 раз меньшая стоимость активных материалов. Также одноименнополюсный двигатель более надежен, чем двигатель с магнитами, так как нет риска перегрева, размагничивания или ухудшения свойств постоянных магнитов с течением времени. Кроме того, для одноименнополюсного синхронного двигателя не требуются редкоземельные постоянные магниты, и при его производстве не возникнет технологической зависимости от зарубежных поставщиков сырья для магнитов и экологических проблем, связанных с добычей сырья для магнитов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Аналитический метод расчета тягово-скоростных характеристик тяжелых мобильных машин с электромеханическими трансмиссиями / С.Н. Поддубко, Н.Н. Ишин, А.М. Гоман, А.С. Скороходов // Актуальные вопросы машиноведения. – 2016. – № 5. – С. 39–44.
2. High speed synchronous reluctance motors for electric vehicles: a focus on rotor mechanical design / A. Credo, G. Fabri, M. Villani, M. Popescu // Proceedings of 2019 IEEE International Electric Machines & Drives Conference (IEMDC). – San Diego, USA, 12–15 May 2019. – P. 165–171. DOI: 10.1109/IEMDC.2019.8785083
3. Review and classification of MTPA control algorithms for synchronous motors / A. Dianov, F. Tinazzi, S. Calligaro, S. Bolognani // IEEE Transactions on Power Electronics. – 2022. – V. 37. – P. 3990–4007. DOI: 10.1109/TPEL.2021.3123062
4. Soong W., Ertugrul N. Field-weakening performance of interior permanent-magnet motors // IEEE Transactions on Industry Applications. – 2002. – V. 38. – № 5. – P. 1251–1258. DOI: 10.1109/TIA.2002.803013
5. Chen H., Lee C. Parametric sensitivity analysis and design optimization of an interior permanent magnet synchronous motor // IEEE Access. – 2019. – V. 7. – P. 159918–159929. DOI: 10.1109/ACCESS.2019.2950773
6. Dianov A. Optimized field-weakening strategy for control of PM synchronous motors // Proceedings of 2022 29th International Workshop on Electric Drives: Advances in Power Electronics for Electric Drives (IWED). – Moscow, Russian Federation, 26–29 January 2022. – P. 1–6. DOI: 10.1109/IWED54598.2022.9722595
7. Comparison of induction and PM synchronous motor drives for EV application including design examples / G. Pellegrino, A. Vagati, B. Boazzo, P. Guglielmi // IEEE Transactions on Industry Applications. – 2012. – V. 48. – № 6. – P. 2322–2332. DOI: 10.1109/TIA.2012.2227092

8. Применение метода Нелдера–Мида для оптимизации одноименнополюсного синхронного двигателя для карьерного самосвала / В.А. Практ, В.А. Дмитриевский, А.С. Анучин, В.А. Казакбаев // Известия Томского политехнического университета. Инжиниринг георесурсов. – 2022. – Т. 333. – № 1. – С. 134–144.
9. Papini F., Osama M. Electromagnetic design of an interior permanent magnet motor for vehicle traction // Proceedings of 2018 XIII International Conference on Electrical Machines (ICEM). – Alexandroupoli, Greece, 3–6 September 2018. – P. 205–211. DOI: 10.1109/ICELMACH.2018.8507222
10. The first-ever BMW iX3, Highlights, PressClub Global, Article. 2020. URL: <https://www.press.bmwgroup.com/global/article/detail/T0310696EN/the-first-ever-bmw-ix3?language=enhttps://www.netcarshow.com/bmw/2021-ix3> (дата обращения 09.04.2022).
11. Rotor for separately excited inner rotor synchronous machine, inner rotor synchronous machine, motor vehicle and method: pat. 20210006105A1 USA; Fil. 15.07.2019; Publ. 07.01.2021.
12. Battery electric vehicle (BEV) powertrain modelling and testing for real-time control prototyping platform integration / M. Raia, M. Ruba, C. Martis, C. Husar, G. Sirbu // Proceedings of 2021 23rd European Conference on Power Electronics and Applications (EPE'21 ECCE Europe). – Ghent, Belgium, 6–10 September 2021. – P. 1–10.
13. Tran T.-V., Nègre E. Efficient estimator of rotor temperature designing for electric and hybrid powertrain platform // Electronics. – 2020. – V. 9. – P. 1–12. DOI: 10.3390/electronics9071096
14. Zhu Z.Q., Chu W.Q., Guan Y. Quantitative comparison of electromagnetic performance of electrical machines for HEVs/EVs // CES Transactions on Electrical Machines and Systems. – 2017. – V. 1. – № 1. – P. 37–47. DOI: 10.23919/TEMS.2017.7911107
15. Bindu G., Basheer J., Venugopal A. Analysis and control of rotor eccentricity in a train-lighting alternator // Proceedings of the 2017 IEEE International Conference on Power, Control, Signals and Instrumentation Engineering (ICPCSI). – Chennai, India, 21–22 September 2017. – P. 2021–2025. DOI: 10.1109/ICPCSI.2017.8392070
16. Homopolar generators: an overview / C. Bianchini, F. Immovilli, A. Bellini, E. Lorenzani, C. Conconi, M. Scolari // Proceedings of the 2011 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition. – Phoenix, USA, 17–22 September 2011. – P. 1523–1527. DOI: 10.1109/ECCE.2011.6063962
17. Inverter volt-ampere capacity reduction by optimization of the traction synchronous homopolar motor / V. Prakht, V. Dmitrievskii, A. Anuchin, V. Kazakbaev // Mathematics. – 2021. – V. 9. – P. 1–10. DOI: 10.3390/math9222859
18. Study on homopolar superconductivity synchronous motors for ship propulsion applications / S.-H. Lee, J.-P. Hong, Y.-K. Kwon, Y.-S. Jo, S.-K. Baik // IEEE Transactions on Applied Superconductivity. – 2008. – V. 18. – P. 717–720. DOI: 10.1109/TASC.2008.921334
19. Sugitani N., Chiba A., Fukao T. Characteristics of a doubly salient-pole homopolar machine in a constant-power speed range // Proceedings of the 1998 IEEE Industry Applications Conference. Thirty-Third IAS Annual Meeting (Cat. No.98CH36242). – St. Louis, USA, 12–15 October 1998. – P. 663–670. DOI: 10.1109/IAS.1998.732399
20. Control strategy for synchronous homopolar motor in traction applications / M. Lashkevich, A. Anuchin, D. Aliamkin, F. Briz // Proceedings of the 43rd Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society (IECON). – Beijing, China, 29 October – 1 November 2017. – P. 6607–6611. DOI: 10.1109/IECON.2017.8217153
21. Self-sensing control capability of synchronous homopolar motor in traction applications / M. Lashkevich, A. Anuchin, D. Aliamkin, F. Briz // Proceedings of the 2017 IEEE 58th International Scientific Conference on Power and Electrical Engineering of Riga Technical University (RTUCON). – Riga, Latvia, 12–13 October 2017. – P. 1–5. DOI: 10.1109/RTUCON.2017.8125631
22. Traction synchronous homopolar motor: simplified computation technique and experimental validation / V. Dmitrievskii, V. Prakht, A. Anuchin, V. Kazakbaev // IEEE Access. – 2020. – V. 8. – P. 185112–185120. DOI: 10.1109/ACCESS.2020.3029740
23. Design optimization of a traction synchronous homopolar motor / V. Dmitrievskii, V. Prakht, A. Anuchin, V. Kazakbaev // Mathematics. – 2021. – V. 9. – P. 1–12. DOI: 10.3390/math9121352
24. Анучин А.С. Разработка цифровых систем эффективного управления комплектов тягового электрооборудования гибридных электрических транспортных средств: дис. ... д-ра техн. наук. – М., 2018. – 445 с.
25. Optimization of the magnetic circuit of an axial inductor machine based on the calculation and analysis of magnetic field / J. Dirba, N. Levin, S. Orlova, V. Pugachov, L. Ribickis // Proceedings of the 2009 13th European Conference on Power Electronics and Applications. – Barcelona, Spain, 8–10 September 2009. – P. 1–9. URL: <https://ieeexplore.ieee.org/document/5278726> (дата обращения: 19.03.2023).
26. Choi G., Bramerdorfer G. Comprehensive design and analysis of an interior permanent magnet synchronous machine for light-duty passenger EVs // IEEE Access. – 2021. – V. 10. – P. 819–831. DOI: 10.1109/ACCESS.2021.3137897.
27. FF650R17IE4, IGBT-modules, Technical Information, Revision 3.3, Infineon. 2013. URL: https://www.infineon.com/dgdl/Infineon-FF650R17IE4-DS-v03_03-EN.pdf?fileId=db3a30431ff9881501201dcfe2a54986 (дата обращения: 09.04.2022).
28. ГОСТ Р МЭК 60317-0-2-2013. Технические условия на обмоточные провода конкретных типов. Часть 0-2. Общие требования. Провода медные прямоугольные эмалированные. – М.: Стандартиформ, 2014. – 27 с.
29. Comparison between rare-earth and ferrite permanent magnet flux-switching generators for gearless wind turbines / V. Prakht, V. Dmitrievskii, V. Kazakbaev, M.N. Ibrahim // Energy Reports. – 2020. – V. 6. – P. 1365–1369. DOI: 10.1016/j.egyr.2020.11.020
30. Prospects for non-rare earth permanent magnets for traction motors and generators / M. Kramer, R. McCallum, I. Anderson, S. Constantinides // JOM. – 2012. – V. 64. – № 7. – P. 752–763. DOI: 10.1007/s11837-012-0351-z
31. Dent P.C. Rare earth elements and permanent magnets (invited) // Journal of Applied Physics. – 2012. – V. 111. – № 7. – P. 07A721-1–07A721-6. DOI: 10.1063/1.3676616
32. Goss J., Popescu M., Staton D. A comparison of an interior permanent magnet and copper rotor induction motor in a hybrid electric vehicle application // Proceedings of IEEE International Electric Machines & Drives Conference, EMDC 2013. – Chicago, USA, 12–15 May 2013. – P. 220–225. DOI: 10.1109/IEMDC.2013.6556256
33. Rare earths industry. Technological, economic, and environmental implications / Eds. W.L. Filho, I.B. de Lima. – Amsterdam, The Netherlands: Elsevier, 2015. – 434 p. DOI: 10.1016/C2014-0-01863-1

REFERENCES

1. Poddubko S.N., Ishin N.N., Goman A.M., Skorokhodov A.S. Analytical method for calculating the traction and speed characteristics of heavy mobile machines with electromechanical transmissions. *Topical issues of mechanical engineering*, 2016, no. 5, pp. 39–44. In Rus.
2. Credo A., Fabri G., Villani M., Popescu M. High speed synchronous reluctance motors for electric vehicles: a focus on rotor mechanical design. *Proceedings of 2019 IEEE International Electric Machines & Drives Conference (IEMDC)*. San Diego, USA, 12–15 May 2019. pp. 165–171. DOI: 10.1109/IEMDC.2019.8785083
3. Dianov A., Tinazzi F., Calligaro S., Bolognani S. Review and classification of MTPA control algorithms for synchronous motors. *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2022, vol. 37, pp. 3990–4007. DOI: 10.1109/TPEL.2021.3123062
4. Soong W., Ertugrul N. Field-weakening performance of interior permanent-magnet motors. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 2004, vol. 38, no. 5, pp. 1251–1258. DOI: 10.1109/TIA.2002.803013
5. Chen H., Lee C. Parametric sensitivity analysis and design optimization of an interior permanent magnet synchronous motor. *IEEE Access*, 2019, vol. 7, pp. 159918–159929. DOI: 10.1109/ACCESS.2019.2950773
6. Dianov A., Optimized field-weakening strategy for control of pm synchronous motors. *Proceedings of 2022 29th International Workshop on Electric Drives: Advances in Power Electronics for Electric Drives (IWED)*. Moscow, Russian Federation, 26–29 January 2022. pp. 1–6. DOI: 10.1109/IWED54598.2022.9722595
7. Pellegrino G., Vagati A., Boazzo B., Guglielmi P. Comparison of induction and PM synchronous motor drives for EV application including design examples. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 2012, vol. 48, no. 6, pp. 2322–2332. DOI: 10.1109/TIA.2012.2227092
8. Prakht V., Dmitrievskii V., Anuchin A., Kazakbaev V. Application of the Nelder–Mead method for optimizing a synchronous homopolar motor for a mining dump truck. *Bulletin of the Tomsk Polytechnic University. Geo Assets Engineering*, 2022, vol. 333, no. 1, pp. 134–144. In Rus. DOI: 10.18799/24131830/2022/1/3332
9. Papini F., Osama M. Electromagnetic design of an interior permanent magnet motor for vehicle traction. *Proceedings of 2018 XIII International Conference on Electrical Machines (ICEM)*. Alexandroupoli, Greece, 3–6 September 2018. pp. 205–211. DOI: 10.1109/ICELMACH.2018.8507222.
10. *The first-ever BMW iX3, Highlights, PressClub Global, Article*. Available at: <https://www.press.bmwgroup.com/global/article/detail/T0310696EN/the-first-ever-bmw-ix3?language=enhttps://www.netcarshow.com/bmw/2021-ix3> (accessed 9 April 2022).
11. Feustel S., Huebner B., Loos D., Merwerth J., Tremaudant Y., Vollmer K. *Rotor for Separately Excited Inner Rotor Synchronous Machine, Inner Rotor Synchronous Machine, Motor Vehicle and Method*. Patent 20210006105A1 USA, 2021.
12. Raia M.R., Ruba M., Martis C., Husar C., Sirbu G.M. Battery electric vehicle (BEV) powertrain modelling and testing for real-time control prototyping platform integration. In *Proceedings of 2021 23rd European Conference on Power Electronics and Applications (EPE'21 ECCE Europe)*. Ghent, Belgium, 6–10 September 2021. pp. 1–10.
13. Tran T.-V., Nègre E. Efficient estimator of rotor temperature designing for electric and hybrid powertrain platform. *Electronics*, 2020, vol. 9, pp. 1–12. DOI: 10.3390/electronics9071096
14. Zhu Z.Q., Chu W.Q., Guan Y. Quantitative comparison of electromagnetic performance of electrical machines for HEVs/EVs. *CES Transactions on Electrical Machines and Systems*, 2017, vol. 1, no. 1, pp. 37–47. DOI: 10.23919/TEMS.2017.7911107
15. Bindu G., Basheer J., Venugopal A. Analysis and control of rotor eccentricity in a train-lighting alternator. *Proceedings of the 2017 IEEE International Conference on Power, Control, Signals and Instrumentation Engineering (ICPCSI)*. Chennai, India, 21–22 September 2017. pp. 2021–2025. DOI: 10.1109/ICPCSI.2017.8392070
16. Bianchini C., Immovilli F., Bellini A., Lorenzani E., Concarì C., Scolari M. Homopolar generators: an overview. *Proceedings of the 2011 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition*. Phoenix, AZ, USA, 17–22 September 2011. pp. 1523–1527. DOI: 10.1109/ECCE.2011.6063962
17. Prakht V., Dmitrievskii V., Anuchin A., Kazakbaev V. Inverter volt-ampere capacity reduction by optimization of the traction synchronous homopolar motor. *Mathematics*, 2021, vol. 9, pp. 1–10. DOI: 10.3390/math9222859
18. Lee S.-H., Hong J.-P., Kwon Y.-K., Jo Y.-S., Baik S.-K. Study on homopolar superconductivity synchronous motors for ship propulsion applications. *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, 2008, vol. 18, pp. 717–720. DOI: 10.1109/TASC.2008.921334
19. Sugitani N., Chiba A., Fukao T. Characteristics of a doubly salient-pole homopolar machine in a constant-power speed range. *Proceedings of the 1998 IEEE Industry Applications Conference. Thirty-Third IAS Annual Meeting (Cat. No.98CH36242)*. St. Louis, USA, 12–15 October 1998. pp. 663–670. DOI: 10.1109/IAS.1998.732399
20. Lashkevich M., Anuchin A., Aliamkin D., Briz F. Control strategy for synchronous homopolar motor in traction applications. *Proceedings of the 43rd Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society (IECON)*. Beijing, China, 29 October – 1 November 2017. pp. 6607–6611. DOI: 10.1109/IECON.2017.8217153
21. Lashkevich M., Anuchin A., Aliamkin D., Briz F. Self-sensing control capability of synchronous homopolar motor in traction applications. *Proceedings of the 2017 IEEE 58th International Scientific Conference on Power and Electrical Engineering of Riga Technical University (RTUCON)*. Riga, Latvia, 12–13 October 2017. pp. 1–5. DOI: 10.1109/RTUCON.2017.8125631
22. Dmitrievskii V., Prakht V., Anuchin A., Kazakbaev V. Traction synchronous homopolar motor: simplified computation technique and experimental validation. *IEEE Access*, 2020, vol. 8, pp. 185112–185120. DOI: 10.1109/ACCESS.2020.3029740
23. Dmitrievskii V., Prakht V., Anuchin A., Kazakbaev V. Design optimization of a traction synchronous homopolar motor. *Mathematics*, 2021, vol. 9, pp. 1–12. DOI: doi.org/10.3390/math9121352
24. Anuchin A.S. *Razrabotka tsifrovyykh sistem effektivnogo upravleniya komplektov tyagovogo elektrooborudovaniya gibridnykh elektricheskikh transportnykh sredstv*. Dis. Doct. nauk. [Development of digital systems for efficient control of traction electric equipment for hybrid electric vehicles. Dr. Diss.]. Moscow, 2018. 445 p.
25. Dirba J., Levin N., Orlova S., Pugachov V., Ribickis L. Optimization of the magnetic circuit of an axial inductor machine based on the calculation and analysis of magnetic field. *Proceedings of the 2009 13th European Conference on Power Electronics and*

- Applications*. Barcelona, Spain, 8–10 September 2009. pp. 1–9. Available at: <https://ieeexplore.ieee.org/document/5278726> (accessed 19 March 2023).
26. Choi G., Bramerdorfer G. Comprehensive design and analysis of an interior permanent magnet synchronous machine for light-duty passenger EVs. *IEEE Access*, 2021, vol. 10, pp. 819–831. DOI: 10.1109/ACCESS.2021.3137897.
 27. FF650R17IE4, IGBT-Modules, Technical Information, Revision 3.3, Infineon. November 2013. Available at: https://www.infineon.com/dgdl/Infineon-FF650R17IE4-DS-v03_03-EN.pdf?fileId=db3a30431ff9881501201dcfe2a54986 (accessed 9 April 2022).
 28. IEC 60317-0-2:2020. *Specifications for particular types of winding wires – Part 0-2: General requirements – Enamelled rectangular copper wire*. Geneva, Switzerland, 2020. 53 p.
 29. Prakht V., Dmitrievskii V., Kazakbaev V., Ibrahim M.N. Comparison between rare-earth and ferrite permanent magnet flux-switching generators for gearless wind turbines. *Energy Reports*, 2020, vol. 6, pp. 1365–1369. DOI: 10.1016/j.egy.2020.11.020
 30. Kramer M., McCallum R., Anderson I., Constantinides S. Prospects for non-rare earth permanent magnets for traction motors and generators. *JOM*, 2012, vol. 64, no. 7, pp. 752–763. DOI: 10.1007/s11837-012-0351-z
 31. Dent P.C. Rare earth elements and permanent magnets (invited). *Journal of Applied Physics*, 2012, vol. 111, no. 7, pp. 07A721-1–07A721-6. DOI: 10.1063/1.3676616
 32. Goss J., Popescu M., Staton D. A comparison of an interior permanent magnet and copper rotor induction motor in a hybrid electric vehicle application. *Proceedings of IEEE International Electric Machines & Drives Conference, EMDC 2013*. Chicago, USA, 12–15 May 2013. pp. 220–225. DOI: 10.1109/IEMDC.2013.6556256
 33. Filho W.L., De Lima I.B. *Rare earths industry. Technological, economic, and environmental implications*. Amsterdam, Elsevier, 2015. 434 p. DOI: 10.1016/C2014-0-01863-1

ИНФОРМАЦИЯ ОБ АВТОРАХ

Владимир Алексеевич Прахт, кандидат технических наук, доцент кафедры электротехники и электротехнологических систем Уральского Энергетического Института Уральского Федерального Университета, Россия, 620002, г. Екатеринбург, ул. Мира, 19; va.praht@urfu.ru; <https://orcid.org/0000-0002-9218-0250>; шифр специальности ВАК 05.09.01; 05.09.03

Владимир Александрович Дмитриевский, кандидат технических наук, доцент кафедры электротехники и электротехнологических систем Уральского Энергетического Института Уральского Федерального Университета, Россия, 620002, г. Екатеринбург, ул. Мира, 19; vladimir.dmitrievsky@urfu.ru; <https://orcid.org/0000-0002-9463-5001>

Вадим Маратович Казакбаев, кандидат технических наук, доцент кафедры электротехники и электротехнологических систем Уральского Энергетического Института Уральского Федерального Университета, Россия, 620002, г. Екатеринбург, ул. Мира, 19; vadim.kazakbaev@urfu.ru; <https://orcid.org/0000-0002-5395-8787>

Алексей Сергеевич Анучин, доктор технических наук, профессор кафедры автоматизированного электропривода Национального исследовательского университета «МЭИ», Россия, 111250, г. Москва, ул. Красноказарменная, 14; anuchinas@mpei.ru; <https://orcid.org/0000-0002-1019-756X>

Поступила в редакцию 10.04.2022

Поступила после рецензирования: 27.03.2023

Принята к публикации: 01.11.2023

INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

Vladimir A. Prakht, Cand. Sc., Associate Professor, Ural Federal University, 19, Mira street, Yekaterinburg, 620002, Russian Federation; va.praht@urfu.ru; <https://orcid.org/0000-0002-9218-0250>

Vladimir A. Dmitrievskii, Cand Sc., Associate Professor, Ural Federal University, 19, Mira street, Yekaterinburg, 620002, Russian Federation; vladimir.dmitrievsky@urfu.ru; <https://orcid.org/0000-0002-9463-5001>

Vadim M. Kazakbaev, Cand Sc., Associate Professor, Ural Federal University, 19, Mira street, Yekaterinburg, 620002, Russian Federation; vadim.kazakbaev@urfu.ru; <https://orcid.org/0000-0002-5395-8787>

Aleksey S. Anuchin, Dr. Sc., Professor, Moscow Power Engineering Institute, 14, Krasnokazarmennaya street, Moscow, 111250, Russian Federation; anuchinas@mpei.ru; <https://orcid.org/0000-0002-1019-756X>

Received: 10.04.2022

Revised: 27.03.2023

Accepted: 01.11.2023