Научная статья
УДК 621.3.07
DOI: 10.14529/power220405

ВЕКТОРНОЕ УПРАВЛЕНИЕ ЭЛЕКТРОПРИВОДОМ НА ОСНОВЕ ВЕНТИЛЬНОГО ДВИГАТЕЛЯ С ДИСКРЕТНОЙ КОММУТАЦИЕЙ ОБМОТКИ

***С.Г. Воронин**, voroninsg@susu.ru*
***Н.В. Клиначев**, klinachevnv@susu.ru*
***Н.Ю. Кулёва**, kulevani@susu.ru*
***А.Д. Чернышев**, chernishevad@susu.ru*
Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия

Аннотация. В статье рассматривается возможность реализации фазового векторного управления (ФВУ) синхронным двигателем с постоянными магнитами в режиме ВД. Рассмотрены характеристики ФВУ при трёх способах дискретной коммутации трёхфазной обмотки: шеститактная 120- и 180-градусная и двенадцатитактная – 150-градусная. Проводится сравнительная оценка эффективности ФВУ с точки зрения расширения диапазона реализуемых механических координат и по энергетическим показателям как при различных способах дискретной коммутации, так и по отношению к синусоидальному питанию. Показано, что по энергетическим показателям наиболее выигрышным оказывается 120-градусная коммутация. Однако при ней значения максимально достижимых скоростей и моментов слабо зависят от угла коммутации θ, поэтому рекомендуется работа при постоянном θ = 0, соответствующим значению КПД, близкому к максимальному в широком диапазоне скоростей. При 180-градусной коммутации ФВУ позволяет регулировать как максимальную скорость, так и максимальный момент. Однако при небольших значениях относительной индуктивности обмотки, под которой понимается отношение индуктивного сопротивления к активному, такой способ регулирования неэффективен из-за низкого КПД и уступает по этому показателю как 120-градусной коммутации, так и случаю синусоидального питания. По мере увеличения относительной индуктивности разница между случаем синусоидального питания и 180-градусной коммутацией уменьшается. Применение 150-градусной коммутации позволяет, с одной стороны, повысить КПД, сохраняя возможность регулирования координат, с другой стороны, уменьшает пульсации момента двигателя, расширяя возможную область применения привода.

Ключевые слова: синхронный двигатель с постоянными магнитами, вентильный двигатель, фазовое векторное управление, дискретная коммутация, механическая характеристика, электромагнитный КПД, пульсации момента, угол коммутации

Благодарности: Исследование выполнено за счет гранта Российского научного фонда № 22-29-20124, https://rscf.ru/project/22-29-20124/.

Для цитирования: Векторное управление электроприводом на основе вентильного двигателя с дискретной коммутацией обмотки / С.Г. Воронин, Н.В. Клиначев, Н.Ю. Кулёва, А.Д. Чернышев // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». 2022. Т. 22, № 4. С. 42–52. DOI: 10.14529/power220405

Original article
DOI: 10.14529/power220405

VECTOR CONTROL OF AN ELECTRIC DRIVE BASED ON A THYRATRON MOTOR WITH DISCRETE WINDING COMMUTATION

***S.G. Voronin**, voroninsg@susu.ru*
***N.V. Klinachev**, klinachevnv@susu.ru*
***N.Yu. Kuleva**, kulevani@susu.ru*
***A.D. Chernyshev**, chernishevad@susu.ru*
South Ural State University, Chelyabinsk, Russia

Abstract. The article considers the possibility of implementing phase vector control (FVU) of a synchronous motor with permanent magnets in the thyratron motor mode. The characteristics of the FVU with three methods of discrete commutation of the three-phase winding are considered: six-stroke 120- and 180-degree and twelve-stroke 150-degree. A comparative assessment of the efficiency of the PVF is carried out in terms of expanding the range of implemented mechanical coordinates and energy indicators, both with different methods of discrete switching and with respect to sinusoidal power supply. It is shown that 120-degree switching is the most advantageous in terms of energy indicators.

© Воронин С.Г., Клиначев Н.В., Кулёва Н.Ю., Чернышев А.Д., 2022

However, with it, the values of the maximum achievable speeds and moments weakly depend on the angle of commutation θ, therefore, operation is recommended at a constant θ = 0, corresponding to the efficiency value close to the maximum in a wide range of speeds. With 180-degree commutation, the FVU allows you to adjust both the maximum speed and the maximum torque. However, with small values of the relative inductance of the winding, which refers to the ratio of inductive resistance to active, this method of regulation is ineffective due to low efficiency and is inferior in this indicator to both 120-degree commutation and the case of sinusoidal power supply. As the relative inductance increases, the difference between the case of sinusoidal power supply and 180-degree switching decreases. The use of 150-degree commutation allows, on the one hand, to increase efficiency while maintaining the ability to adjust coordinates, on the other hand, reduces the pulsation of the motor torque, expanding the possible scope of the drive.

Keywords: synchronous motor with permanent magnets, thyratron motor, discrete switching, phase vector control, mechanical characteristic, electromagnetic efficiency, commutation angle

Acknowledgments: The research was carried out at the expense of a grant from the Russian Science Foundation, https://rscf.ru/project/22-29-20124/.

For citation: Voronin S.G., Klinachev N.V., Kuleva N.Yu., Chernyshev A.D. Vector control of an electric drive based on a thyratron motor with discrete winding commutation. *Bulletin of the South Ural State University. Ser. Power Engineering*. 2022;22(4): 42–52. (In Russ.) DOI: 10.14529/power220405

Введение

При использовании электроприводов на основе синхронных двигателей с постоянными магнитами (СДПМ), реализующих векторное управление, как правило, используется принцип регулирования составляющих токов по осям вращающегося намагниченного ротора [1–3]. Применение такого принципа позволяет строить электропривод на основе хорошо отработанных, чаще всего импортных контроллеров. При этом обеспечиваются хорошие энергетические показатели привода и практически отсутствуют пульсации момента двигателя. В процессе управления приводом предполагается наличие синусоидальности потокосцеплений поля ротора со статорными обмотками, на основе чего применяются стандартные преобразования фазовых токов от неподвижной трёхфазной системы координат к вращающейся двухфазной и, наоборот, от вращающейся к неподвижной. Очевидно, что наличие несинусоидальности потокосцеплений приведёт к ошибке преобразования. Кроме того, сам принцип предполагает формирование синусоидальных фазных напряжений, что ведёт к необходимости повышения частоты ШИМ управления силовыми ключами преобразователя, к которому подключена обмотка статора. Особенно это важно при наличии большого числа полюсов или высокой скорости вращения двигателя.

Между тем имеется ряд общепромышленных электроприводов, такие как приводы насосов, вентиляторов, транспортёров, тяговые приводы летательных аппаратов и т. д., где умеренные пульсации момента допустимы [4, 5]. В таких приводах не имеет смысла использовать относительно сложные алгоритмы с синусоидальным напряжением и классическим векторным управлением, а возможно применение дискретной коммутации обмотки двигателя, а может быть использован принцип фазового векторного управления (ФВУ), когда регулируется угол между первой гармоникой напряжения и ЭДС двигателя (угол коммутации θ) [6]. При реализации такого принципа отпадает необходимость многократного преобразования токов и возможно использование двигателей с несинусоидальной формой ЭДС. Последнее обстоятельство весьма важно, так как СДПМ чаще всего имеют несинусоидальную форму ЭДС.

Постановка задачи исследования

В [7] показано, что при (θ = 0) и определённом сочетании параметров по энергетическим показателям электродвигатель с дискретной коммутацией может даже превосходить двигатель с синусоидальным питанием. Однако особенности ФВУ для такого электропривода, как это сделано, например, в [6] для случая синусоидального питания, до последнего времени исследованы слабо. Задача настоящей статьи – более подробное рассмотрение особенностей регулирования СДПМ с дискретной коммутацией при использовании ФВУ с целью расширения реализуемого диапазона механических координат – скорости и момента, сравнение их с такими же характеристиками двигателей при синусоидальном питании, оценка энергетических показателей при различных способах коммутации. При этом диапазон регулирования механических координат будем оценивать максимальным моментом, который может развить двигатель при номинальном напряжении и заданной скорости, а также максимальной скоростью, которой может достигнуть двигатель, при номинальном напряжении и заданном моменте, без учёта ограничений по тепловым параметрам. Предполагается также оценить возможные пульсации момента двигателя.

Математическое описание статических характеристик электродвигателей

Для математического описания случая синусоидального питания, как и в [7], воспользуемся известными из теории синхронных машин с неявно выраженными полюсами уравнениями для токов и моментов [8], которые в относительных единицах имеют вид:

$$i_d = \frac{\xi\nu\cos\theta - \sin\theta - \xi\nu}{(\xi\nu)^2+1}; \quad (1)$$

$$i_q = \frac{\cos\theta - \xi\nu\sin\theta - \nu}{(\xi\nu)^2+1}. \quad (2)$$

Здесь $\nu = \frac{E_m}{U_m}$ – относительная ЭДС; $\xi = \frac{l\omega_б}{r}$ – относительная индуктивность фазовой обмотки. В качестве базового тока взята амплитуда пускового тока $I_m = \frac{U_m}{r}$, r – активное сопротивление фазной обмотки; l – индуктивность фазной обмотки с учётом взаимоиндуктивности с другими фазами; U_m, $E_m = \psi_m\omega$ – амплитуда напряжения и ЭДС соответственно; θ – угол сдвига между векторами напряжения и ЭДС; ω – скорость вращения ротора в электрических координатах; ψ_m – модуль потокосцепления фазной обмотки с полем ротора, $\omega_б = U_m/\psi_m$.

Относительная электромагнитная мощность двигателя определяется выражением

$$P_э = i_q\nu. \quad (3а)$$

Относительный электромагнитный момент определим из соотношения

$$\mu = i_q. \quad (4а)$$

Потребляемую мощность определим из соотношения

$$P = \sqrt{{i_d}^2 + {i_q}^2}. \quad (5а)$$

В качестве базового момента взято $M_б = \frac{3}{2}I_m\psi_m$, а в качестве базовой мощности $P_б = \frac{3}{2}\frac{U_m^2}{r}$.

Под электромагнитным КПД принято понимать отношение электромагнитной мощности к потребляемой, поэтому его будем считать по выражению

$$\eta_э = \frac{P_э}{P}. \quad (6)$$

При дискретной коммутации относительно простыми аналитическими соотношениями характеристики могут быть описаны только для частного случая нулевой индуктивности [9]. В частности, для 180-градусной коммутации в относительных единицах имеем:

$$\mu = k_1\cos\theta - \nu; \quad (4б)$$

$$P = (1 - k_1\nu\cos\theta). \quad (5б)$$

Соответственно для 120-градусной коммутации:

$$\mu = k_1\cos\theta - \frac{1}{2}\nu(1 + k_2\cos 2\theta); \quad (4в)$$

$$P = (1 - k_1\,\nu\cos\theta). \quad (5в)$$

Здесь $k_1 = 3/\pi$, $k_2 = \frac{3\sqrt{3}}{2\pi}$.

В качестве базовых значений момента и скорости принято [7]:

– для 180-градусной коммутации

$M_б = \frac{U_п}{\frac{3}{2}r}\cdot\frac{3}{2}\psi_ш$; $\omega_б = \frac{2}{3}\cdot\frac{U_п}{\psi_ш}$;

– для 120-градусной коммутации

$M_б = \frac{U_п}{2r}\cdot\sqrt{3}\psi_ш$; $\omega_б = \frac{U_п}{\sqrt{3}\Psi_ш}$.

Базовая мощность определяется по выражению

$$P_б = M_б\omega_б.$$

Исследование энергетических показателей и возможности увеличения максимального момента привода при нулевой индуктивности двигателя

Случай нулевой индуктивности обмотки практически не существует и имеет скорее теоретическое значение, так как позволяет в общем виде получить наглядное представление о виде рабочих и энергетических характеристик двигателя при стремлении индуктивности к нулю. Поэтому математическая модель в виде уравнений (1)–(5) может быть использована для приближённой оценки вида характеристик при $\xi \approx 0$, а также для оценки адекватности результатов, полученных с более сложных цифровых моделей [7, 10–12].

Рассмотрим зависимости изменения максимального момента и КПД от угла θ при нулевой индуктивности для всех способов питания двигателя. Для синусоидального питания эти зависимости легко получить из выражений (3а)–(5а), принимая в них $\xi \approx 0$ [13, 14]. Для дискретной коммутации необходимо воспользоваться теми же уравнениями с индексами (б) и (в). При этом необходимо учитывать, что амплитуда переменного напряжения при питании двигателя от мостового инвертора не может превышать значения $U_m = \frac{U_п}{\sqrt{3}}$. В качестве объекта исследования возьмём двигатель со следующими параметрами: $U = 24$ В, $R = 1$ Ом, потокосцепление на полюс $\psi_p = 0{,}04$, число пар полюсов $p = 5$, поэтому полное потокосцепление фазной обмотки с потоком магнитов $\psi_м = 0{,}2$. Индуктивность обмотки номинальная $L = 3$ мГн, но, как отмечалось, в данном случае мы примем её равной нулю.

Результаты расчётов зависимостей относительного значения максимального момента от угла коммутации представлены на рис. 1. Для этого и всех последующих рисунков индексом a) обозначен случай синусоидального питания, индексом b) – 180-градусная коммутация, индексом c) – 120-градусная коммутация.

Полученные кривые показывают, что вид зависимостей $\mu = f(\theta)$ при 180-градусной дискретной коммутации и синусоидальном питании практически совпадает и момент с увеличением угла θ уменьшается (рис. 1a, b) При 120-градусной коммутации с увеличением скорости вращения момент меньше зависит от угла коммутации и с увеличением этого угла может даже увеличиваться (рис. 1c).

Результаты расчёта КПД по выражению (6) представлены на рис. 2. Полученные кривые показывают одинаково сильное уменьшение КПД с увеличением угла θ при синусоидальном питании и дискретной 180-градусной коммутации (рис. 2a, b). При 120-градусной коммутации уменьшение КПД при небольших изменениях угла θ меньше (рис. 2c), однако увеличение момента на высокой скорости

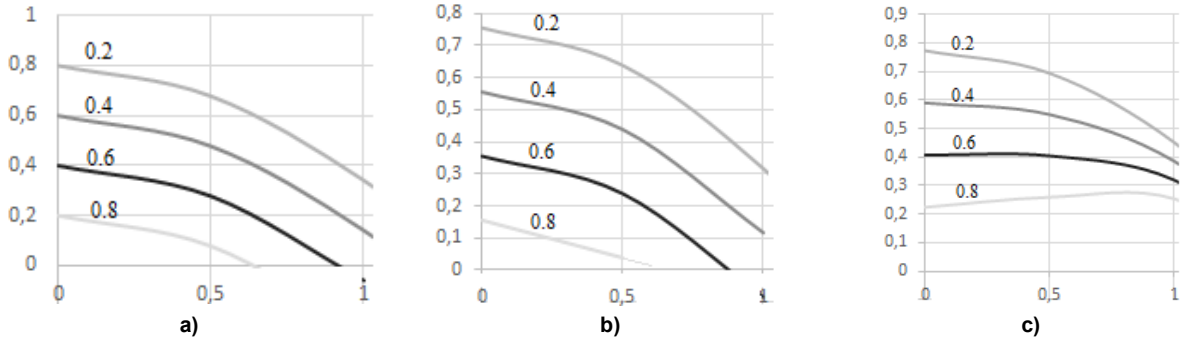


Рис. 1. Зависимость относительного значения максимального момента от угла θ при нулевой индуктивности
Fig. 1. Dependence of the relative value of the maximum moment on the angle θ at zero inductance

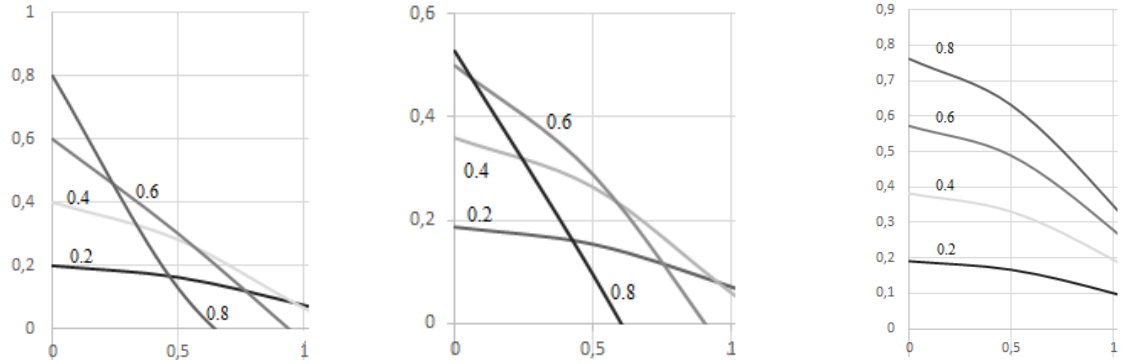


Рис. 2. Зависимость КПД от угла θ при нулевой индуктивности
Fig. 2. Dependence of the efficiency on the angle θ at zero inductance

происходит при больших углах, когда КПД становится низким. Это обстоятельство позволяет заключить, что при нулевой индуктивности обмотки регулирование максимального момента путём изменения угла θ оказывается неэффективным с точки зрения энергетических показателей привода.

Исследование энергетических показателей и регулировочных характеристик привода при ненулевой индуктивности обмотки

Начнём со случая регулирования максимального момента. Как уже отмечалось, в этом случае при дискретной коммутации получить простые наглядные аналитические соотношения для момента и мощностей с учётом угла коммутации сложно. Поэтому мы воспользуемся результатами расчёта электромагнитных процессов на цифровой модели. Для этого используем модель, кратко описанную в [7, 14, 15]. Результаты расчётов будем сравнивать с зависимостями, полученными по уравнениям (1)–(6) для случая синусоидального питания [16–18]. Чтобы оценить влияние индуктивности фазной обмотки на характеристики привода, расчёт будем вести для трёх значений индуктивности двигателя – номинальное значение $L = 3$мГн, значение в десять раз меньше номинального ($L = 0{,}3$ мГн) и в десять раз больше номинального ($L = 30$ мГн). Этим значениям индуктивности в уравнениях тока (1) и (2) соответствуют значения $\xi = 0{,}04$; 0,4 и 4,0. Результаты расчёта для $\xi = 0{,}04$ представлены на рис. 3 и 4, для $\xi = 0{,}4$ – на рис. 5 и 6, для $\xi = 4$ – на рис. 7 и 8 соответственно.

Сравнение зависимостей, представленных на рис. 1 и 2, с рис. 3 и 4 показывает приближённое качественное и количественное совпадение характеристик, полученных по аналитическим соотношениям при нулевой индуктивности и на цифровых моделях при малой индуктивности. Следовательно, мы можем считать, что используемые цифровые модели с достаточной степенью точности позволяют рассчитать зависимости максимального момента и КПД от угла θ при дискретной коммутации.

Далее будем сравнивать результаты расчета для синусоидального питания и двух способов дискретной коммутации. Начнём со сравнения моментных характеристик, это рис. 3, 5 и 7. Можно сразу отметить, что 120-градусная коммутация по моментным характеристикам (рисунки с индексом c)) качественно отличается от случаев синусоидального питания и 180-градусной коммутации (рисунки с индексами a) и b)). В частности, при 120-градусной коммутации зависимость максимального момента от угла θ для больших индуктивностей и скоростей вращения деформируется

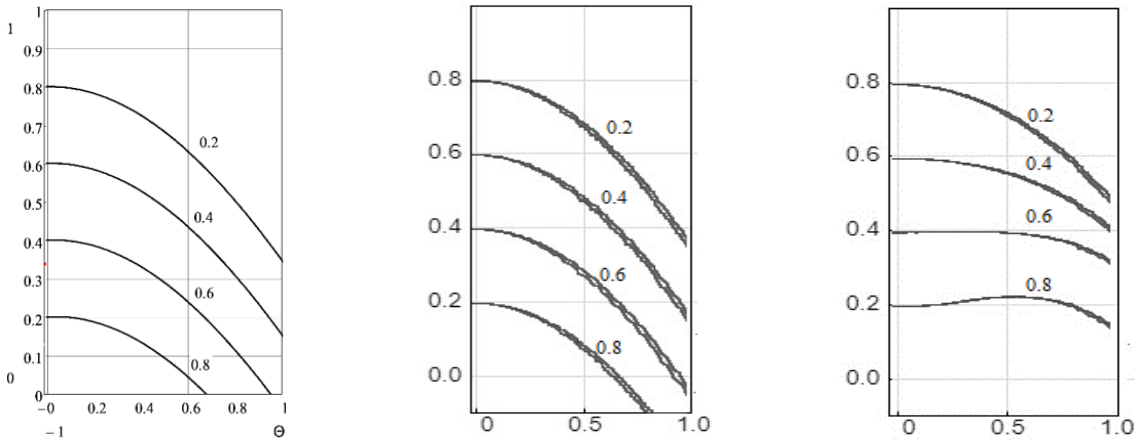


Рис. 3. Зависимость относительного значения максимального момента от угла θ при ξ = 0,04
Fig. 3. Dependence of the relative value of the maximum moment on the angle θ at ξ = 0.04

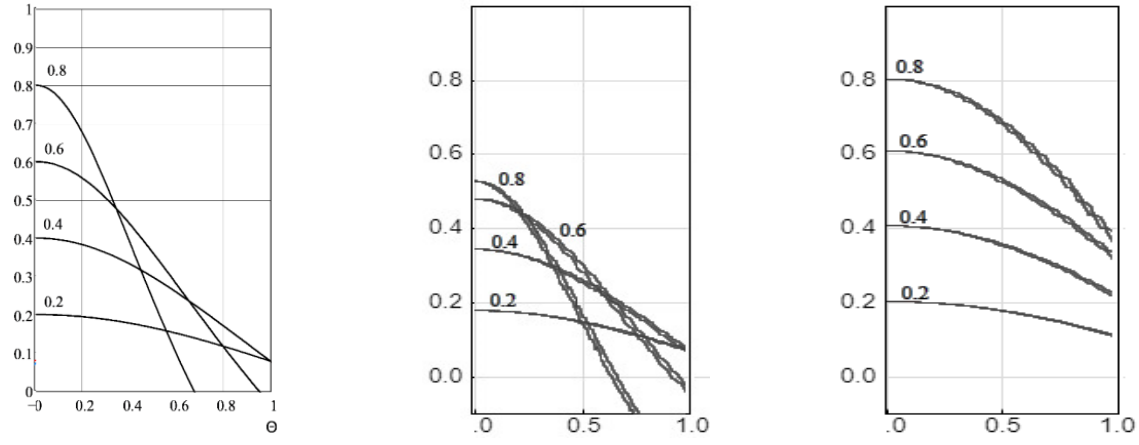


Рис. 4. Зависимость КПД от угла θ при ξ = 0,04
Fig. 4. Dependence of the efficiency on the angle θ at ξ = 0.04

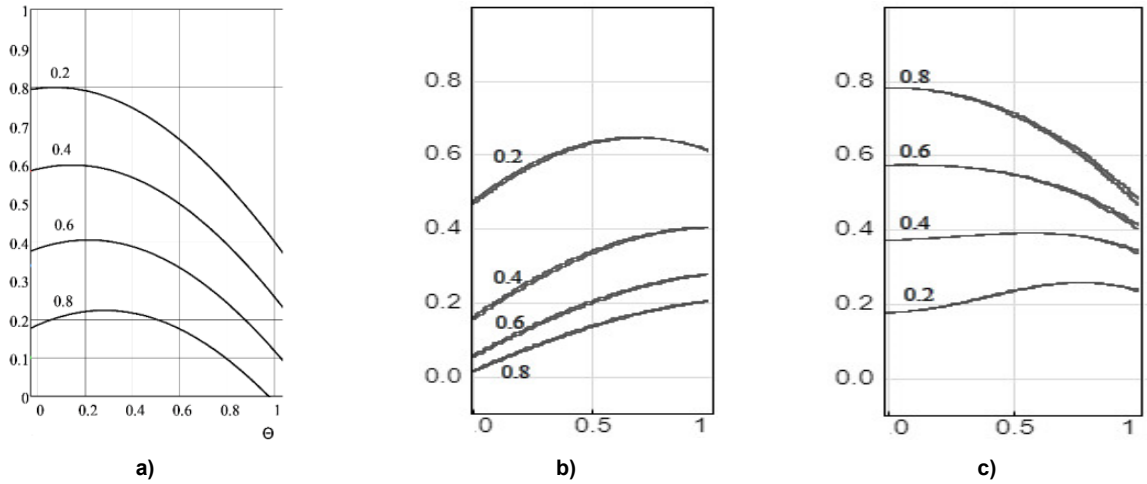
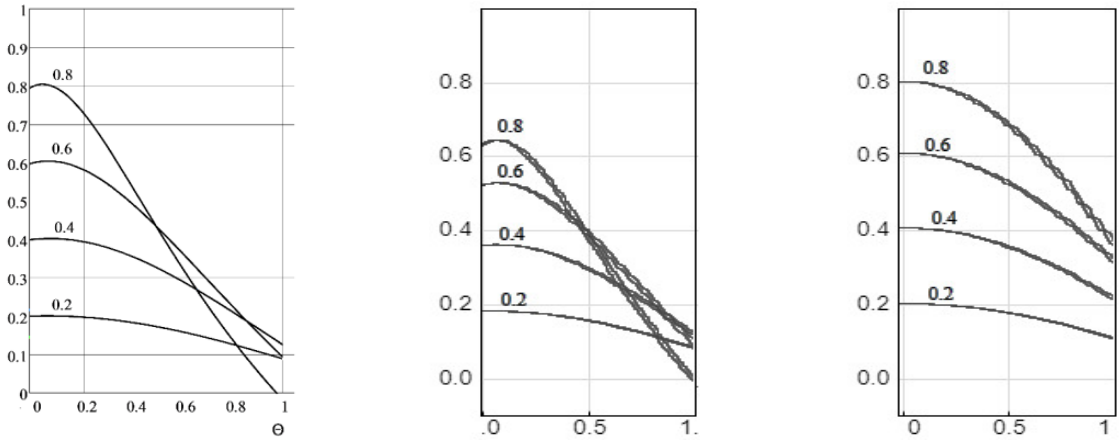
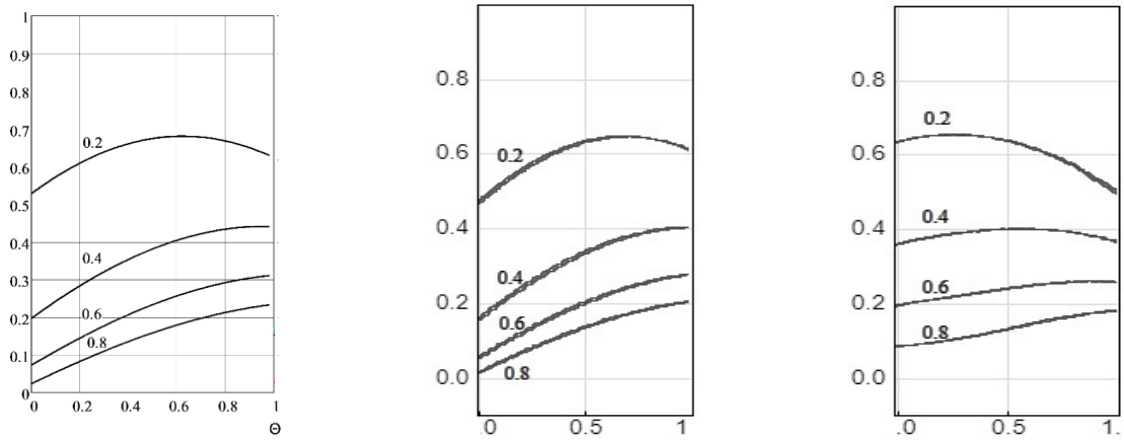


Рис. 5. Зависимость относительного значения максимального момента от угла θ при ξ = 0,4
Fig. 5. Dependence of the relative value of the maximum moment on the angle θ at ξ = 0.4



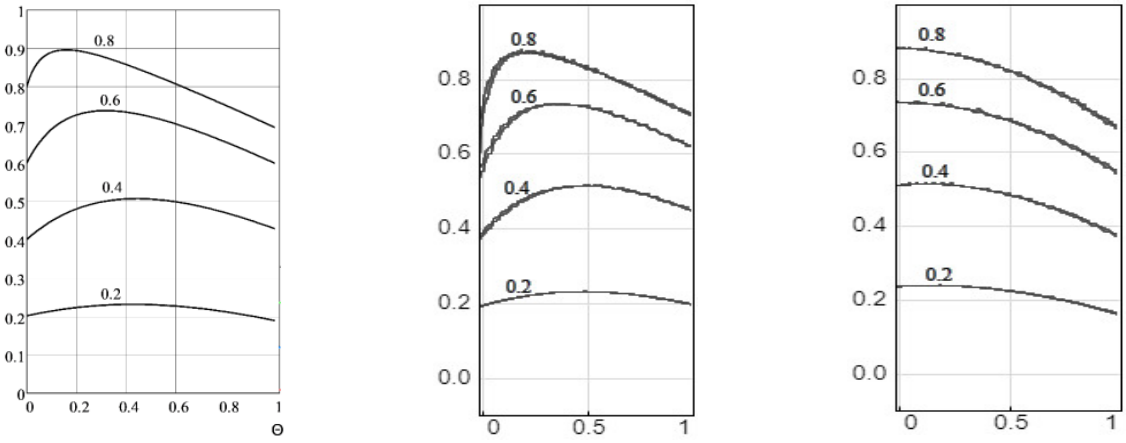
a) b) c)

Рис. 6. Зависимость КПД от угла θ при ξ = 0,4
Fig. 6. Dependence of the efficiency on the angle θ at ξ = 0.4



a) b) c)

Рис. 7. Зависимость относительного значения максимального момента от угла θ при ξ = 4,0
Fig. 7. Dependence of the relative value of the maximum moment on the angle θ at ξ = 4.0



a) b) c)

Рис. 8. Зависимость КПД от угла θ при ξ = 4,0
Fig. 8. Dependence of the efficiency on the angle θ at ξ = 4.0

и теряет вид синусоиды, характерный для двух первых случаев. На ней появляется область слабого изменения максимального момента от угла, а наибольшее его значение незначительно превосходит момент при θ = 0 и сдвинут в область углов, при которых КПД низок (рис. 3c, 5c, 7c). При этом величина КПД оказывается выше, чем при синусоидальном питании и тем более при 180-градусной коммутации. В то же время, как следует из рис. 4c, 6c, 8c, КПД и при θ = 0 равен или близок к максимальному в широком диапазон индуктивностей и скоростей. Отсюда следует вывод, что при 120-градусной коммутации имеет смысл работать при неизменном значении угла θ = 0 во всём диапазоне регулирования скорости привода.

Для 180-градусной коммутации угол, соответствующий максимальному моменту (рис. 3b, 5b, 7b), такой же, как и при синусоидальном питании. Аналитически он определяется по выражению [6]

$$\theta_m = \operatorname{arctg}\xi\nu.$$

Значение угла θ, соответствующее максимальному КПД, для случая 180-градусной коммутации совпадает с тем же углом при синусоидальном питании (рис. 4, 6, 8 с индексами a) и b)) и определяется по выражению [6]

$$\theta_\eta = \operatorname{arctg}\nu\xi - \arcsin\frac{\nu\xi}{\sqrt{1+(\nu\xi)^2}}.$$

Однако, как следует из тех же рисунков, по КПД 180-градусная коммутация при малых значениях индуктивности ($\xi < 4$) уступает как 120-градусной коммутации, так и синусоидальному питанию.

Мы промоделировали только два случая дискретной коммутации – 180- и 120-градусную. Как известно [9], возможна ещё 150-градусная коммутация, и следует ожидать, что её характеристики должны находиться между характеристиками первых двух, т. е. она будет уступать 120-градусной коммутации по энергетическим показателям, но превосходить по ним 180-градусную коммутацию, а возможный диапазон регулирования механических координат у неё увеличится по сравнению с первой. Покажем это на примере регулирования максимальной скорости привода. В [6, 19] показана возможность такого регулирования при синусоидальном питании. Расчёт зависимости максимальной скорости и КПД привода при заданном моменте от угла θ был проведён на той же модели, что и модель для расчёта максимального момента. Результаты расчёта представлены на рис. 9–12, где индексами a), b) и c) обозначены кривые при 120-, 180- и 150-градусной коммутации соответственно. Анализ этих рисунков позволяет отметить следующее.

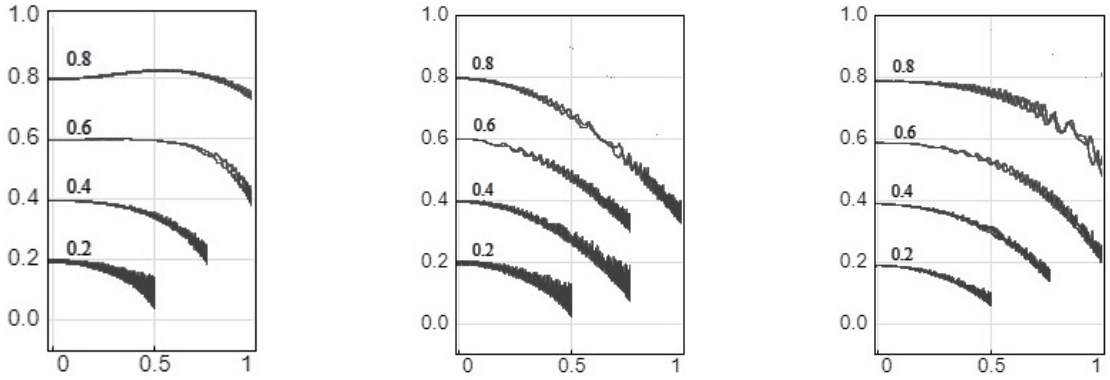


Рис. 9. Зависимость максимальной относительной скорости от угла θ при ξ = 0,04
Fig. 9. Dependence of the relative value of the maximum speed on the angle θ at ξ = 0.04

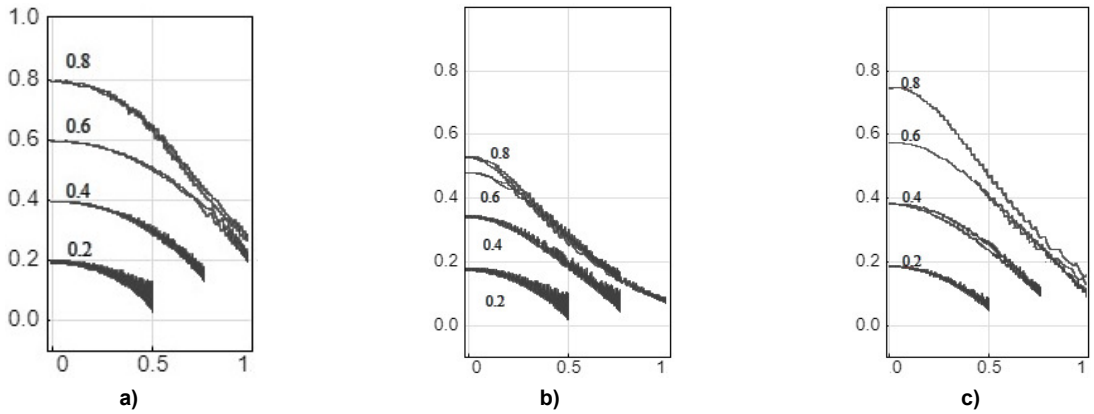


Рис. 10. Зависимость КПД от угла θ при ξ = 0,04
Fig. 10. Dependence of the efficiency on the angle θ at ξ = 0.04

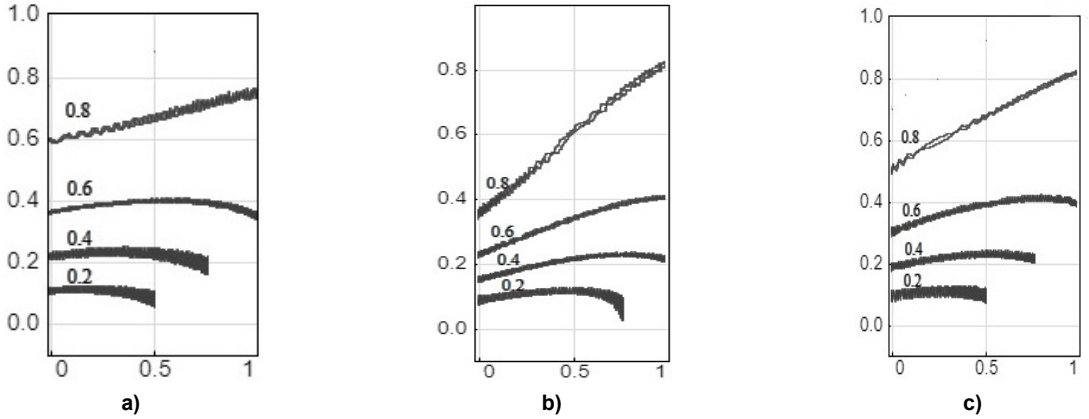


Рис. 11. Зависимость максимальной относительной скорости от угла θ при ξ = 4
Fig. 11. Dependence of the relative value of the maximum speed on the angle θ at ξ = 4

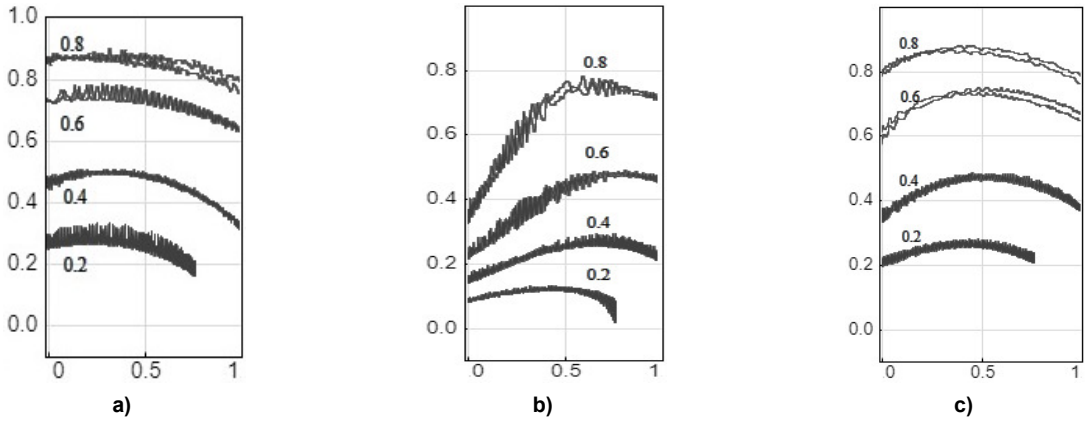


Рис. 12. Зависимость КПД от угла θ при ξ = 4
Fig. 12. Dependence of the efficiency on the angle θ at ξ = 4

При малой относительной индуктивности и 120-градусной коммутации максимальная скорость практически не зависит от θ, а максимум КПД имеем при θ = 0 (рис. 9a, 10a). Следовательно, для этого случая наиболее эффективна работа при θ = 0.

При малой индуктивности и 180-градусной коммутации угол, соответствующий максимальной скорости, которую может развить привод при заданном моменте, так же, как и при синусоидальном питании, может быть описан приближённым выражением [6]:

$$\theta_{\omega_{\max}} \cong \nu\xi(1-\mu). \quad (7)$$

Такое совпадение можно объяснить тем, что при 180-градусной коммутации действующее значение первой гармоники фазного напряжения составляет 0,955 от его полного действующего значения и двигатель с точки зрения регулирования координат ведёт себя как классический синхронный, уступая ему только в энергетике. Однако при этом двигатель имеет низкий КПД (рис. 9b, 10b), поэтому использование 180-градусной коммутации при низкой относительной индуктивности нерационально.

При малой индуктивности и 150-градусной коммутации максимальная скорость при заданном моменте также практически не зависит от угла θ, но при этом КПД оказывается существенно выше, чем при 180-градусной коммутации (рис. 9c, 10c), т. е. по своим свойствам этот способ коммутации занимает промежуточное положение между двумя предыдущими.

Увеличение относительной индуктивности ($\xi > 4$) при 120-градусной коммутации даёт некоторое увеличение максимальной скорости при изменении θ (рис. 11a, 12a). Однако это изменение настолько незначительно, что не имеет смысла усложнять схему привода.

При увеличении относительной индуктивности для 180- и 150-градусной коммутации свойства привода приближаются к случаю синусоидального питания, т. е. появляется возможность регулирования максимальной скорости изменением θ, сохраняя достаточно большое значение КПД (рис. 11b, c, рис. 12b, c). В этом случае так же, как и при синусоидальном питании, угол, соответствующий максимальной скорости при заданном моменте, может быть описан приближённым выражением (7).

Исследование пульсаций момента привода в режиме ФВУ

Характер изменения электромагнитного момента СДПМ на межкоммутационном интервале (МКИ) при дискретной коммутации и ненулевой индуктивности обмотки можно получить на той же модели, которую мы использовали выше. Однако для качественной оценки пульсаций момента воспользуемся упрощенными уравнениями для случая нулевой индуктивности [7], в соответствии с которыми изменение момента на МКИ определяется уравнением

$$\mu(\varphi) = \left(1 - \nu\cos(\varphi - \theta)\right)\cos(\varphi - \theta),$$

где $\varphi \in (-\pi/6, +\pi/6)$.

В [7] были проведены исследования пульсаций момента на МКИ для случая нейтральной коммутации ($\theta = 0$) с учётом и без учёта индуктивности. Там показано, что даже в этом случае пульсации могут достигать десяти и более процентов. В режиме ФВУ угол θ становится отличным от нуля и, как видно из приведённого выше уравнения, пульсации увеличиваются и становятся ступенчатыми, так как момент в начале МКИ ($\varphi = -\pi/6$) и в конце МКИ ($\varphi = +\pi/6$) будут сильно отличаться. Наличие индуктивности если и сгладит пульсации, то незначительно. Уменьшение пульсаций момента может дать применение 150-градусной коммутации, так как она предполагает двенадцатитактное переключение обмотки и уменьшение вдвое диапазона изменения угла φ в последнем уравнении.

Заключение

1. Дискретная 120-градусная коммутация превосходит как случай синусоидального питания, так и 180-градусную коммутацию по КПД при всех значениях относительной индуктивности. Однако изменение угла θ в этом случае даёт слабый эффект с точки зрения как регулирования момента, так и регулирования скорости. Следовательно, при 120-градусной коммутации нецелесообразно использовать режим ФВУ, а проще и достаточно эффективно работать при нейтральной коммутации ($\theta = 0$).

2. Дискретная 180-градусная коммутация в общем случае по энергетическим показателям проигрывает как случаю синусоидального питания, так и 120-градусной коммутации. Однако при больших значениях относительной индуктивности разница между синусоидальным питанием и 180-градусной коммутацией в режиме ФВУ как по виду регулировочных характеристик, так и по КПД нивелируется и при $\xi > 3 \ldots 4$ режим ФВУ для неё может быть эффективно использован.

3. Пульсации момента являются основным недостатком дискретной коммутации в режиме ФВУ, их наличие должно учитываться в первую очередь при выборе способа управления приводом с учётом специфики его применения. Для уменьшения пульсаций момента целесообразно использование 150-градусной коммутации, которая и по энергетическим показателям выигрывает по сравнению со 180-градусной коммутацией.

4. Приведённые выводы справедливы до тех пор, пока для описания электромагнитных процессов в двигателе справедливы уравнения (1)–(5), т. е. пока электрические и магнитные цепи можно считать линейными, а индуктивность и активное сопротивление обмоток постоянными. Такая ситуация сохраняется, пока момент двигателя не превышает номинальный [20]. При этом относительная индуктивность обмотки увеличивается с ростом мощности двигателя. Максимальное её значение ($\xi = 4$), для которого приведены результаты моделирования, характерно для двигателей мощностью несколько десятков кВт. Этим диапазоном мощностей и ограничено исследование.

Список литературы

1. Виноградов А.Б. Векторное управление электроприводами переменного тока. Иваново: Изд-во Иванов. гос. энергет. ун-та им. В.И. Ленина, 2008. 298 с.

2. Калачев Ю.Н. Векторное регулирование (заметки практика): метод. пособие. М.: ЭФО, 2013. 63 с.

3. Усольцев А.А. Векторное управление асинхронными двигателями: учеб. пособие по дисциплинам электромехан. цикла. СПб., 2002. 43 с.

4. Бербиренков И.А., Лохнин В.В. Тяговые двигатели на постоянных магнитах в электроприводе электромобиля // Известия Томского политехнического университета. 2011. № 4 (318). С. 148–150.

5. Громышева А.Д., Овчинников И.Е., Егоров А.В. Управление скоростью и моментом вентильного двигателя в приводе транспортного средств // Научно-технический вестник СПбГУ ИТМО. 2011. № 3 (73). С. 43–52.

6. Воронин С.Г., Курносов Д.А. Регулирование механических координат вентильного электропривода методом векторного управления // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». 2015. Т. 15, № 3. С. 52–58. DOI: 10.14529/power150307

7. Лифанов В.А., Воронин С.Г. Анализ энергетических показателей бесконтактных двигателей постоянного тока // Исследование автоматизированных электроприводов, электрических машин и вентильных преобразователей: сб. науч. тр. ЧПИ. Челябинск: ЧПИ, 1973. № 124. С. 4–9.

8. Сравнительная оценка способов питания СДПМ в режиме вентильного двигателя / С.Г. Воронин, Д.А. Курносов, Н.В. Клиначев, Н.Ю. Кулёва // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». 2022. Т. 22, № 3. С. 52–61. DOI: 10.14529/power220306

9. Воронин С.Г., Лифанов В.А., Шумихин Б.Г. Исследование пульсаций момента тихоходных бесконтактных двигателей постоянного тока с дискретным датчиком положения ротора // Электричество. 1977. № 10. С. 54–58.

10. Микропроцессорная система прямого управления моментом электроприводов на базе синхронного двигателя с постоянными магнитами / А. Рефки, А.С. Каракулов, Ю.Н. Дементьев, С.Н. Кладиев // Известия высших учебных заведений. Электромеханика. 2011. № 6. С. 62–66.

11. Сизякин А., Румянцев М. Управление вентильными электродвигателями на базе системы iMotion компании International Rectifier // Силовая электроника. 2012. Т. 2, № 35. С. 38–43.

12. Campbell-Kelly M., Croarken M., Flood R.G. The History of Mathematical Tables from Sumer to Spreadsheets. Oxford: Oxford University Press, 2003.

13. Современные типы синхронных двигателей переменного тока с постоянными магнитами на роторе и способы управления ими / А.С. Поздеев, В.М. Казакбаев, В.А. Прахт, В.А. Дмитриевский // Энерго- и ресурсосбережение. 2015. Т. 1. С. 188–192.

14. Левкин Д. Векторное управление двигателем // Инженерные решения [Электронный ресурс]. URL: http://engineering-solutions.ru/motorcontrol/vector.

15. Синхронный двигатель с постоянными магнитами // Инженерные решения [Электронный ресурс]. URL: http://engineering-solutions.ru/ motorcontrol/pmsm.

16. Сравнительный анализ векторного управления и прямого управления моментом синхронного электродвигателя с постоянными магнитами / А. Рефки, А.С. Каракулов, Ю.Н. Дементьев, С.Н. Кладиев // Известия Томского политехнического университета. 2011. Т. 319, № 4. С. 93–99.

17. Paulus D., Stamper J.-F., Kennel R. Sensorless control of synchronous machines based on direct estimation of the speed and position in polar coordinates of the stator current // IEEE Transaction on Power Electronics. 2013. No. 28 (5). P. 2503–2513. DOI: 10.1109/TPEL.2012.2211384

18. Воронин С.Г., Курносов Д.А., Кульмухаметова А.С. Векторное управление синхронными двигателями на постоянных магнитах // Электротехника. 2013. № 84 (10). С. 581–585.

19. Kurnosov D., Voronin S. Analysis of the phase control of synchronous electric motor with permanent magnets // 2017 International Conference on Industrial Engineering, Applications and Manufacturing (ICIEAM); 2017. P. 1–4. DOI: 10.1109/ICIEAM.2017.8076309

20. Voronin S.G., Sogrin A.I., Kurnosov D.A., Klinachev N.V., Kuleva N.I. Digital models for describing working processes and valve drive characteristics // Proceedings – 2018 global smart industry conference, GLOSIC 2018; 2018. P. 351–356.

References

1. Vinogradov A.B. *Vektornoye upravleniye elektroprivodami peremennogo toka* [Vector control of AC electric drives]. Ivanovo: Ivanovo State Power Engineering University named after V.I. Lenin; 2008. 298 p. (In Russ.)

2. Kalachev Yu.N. *Vektornoye regulirovaniye (zametki praktika): metod. posobiye* [Vector regulation (notes of practice). Methodical manual]. Moscow: EFO; 2013. 63 p. (In Russ.)

3. Usoltsev A.A. *Vektornoye upravleniye asinkhronnymi dvigatelyami: ucheb. posobiye po distsiplinam elektromekhan. tsikla* [Vector control of asynchronous motors. Methodical manual of the electromechanical cycle]. St. Petersburg; 2002. 43 p. (In Russ.)

4. Berbirenkov, I.A., Lokhnin V.V. [Traction motors on permanent magnets in the electric drive of an electric vehicle]. *Bulletin of the Tomsk polytechnic university*. 2011;4(318):148–150 (In Russ.)

5. Gromysheva A.D., Ovchinnikov I.E., Egorov A.V. Speed and torque control of gate motor in vehicle drive gear. *Scientific and Technical Bulletin of St. Petersburg State University of Information Technologies, Mechanics and Optics.* 2011;3(73):43–52. (In Russ.)

6. Voronin S.G., Kurnosov D.A. Regulation of Mechanical Coordinates of the Switching Control Synchronous Motor by Method of Vector Control. *Bulletin of the South Ural State University. Ser. Power Engineering*. 2015;15(3):52–58. (In Russ.) DOI: 10.14529/power150307

7. Lifanov V.A., Voronin S.G. [Analysis of energy indicators of contactless DC motors]. In: *Research of automated electric drives, electrical machines and valve converters: a collection of scientific papers of the ChPI*. Chelyabinsk: ChPI; 1973. No. 124. P. 4–9. (In Russ.)

8. Voronin S.G., Kurnosov D.A., Klinachev N.V., Kuleva N.Yu. Comparative evaluation of the methods of powering the PMSM in a thyratron motor mode. *Bulletin of the South Ural State University. Ser. Power Engineering*. 2022;22(3):52–61. (In Russ.) DOI: 10.14529/power220306

9. Voronin S.G., Lifanov V.A., Shumikhin B.G. [Investigation of moment pulsations of low-speed contactless DC motors with a specific rotor position sensor]. *Elektrichestvo.* 1977;(10):54–58. (In Russ.)

10. Refki A., Karakulov A.S., Dementiev Yu.N., Kladiev S.N. [Microprocessor system of direct torque control of electric drives based on a synchronous motor with permanent magnets]. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedenii. Elektromekhanika = Russian electromechanics*. 2011;(6):62–66. (In Russ.)

11. Sizyakin A., Rumyantsev M. [Control of valve electric motors based on the iMotion system of the international rectifier company]. *Power electronics*. 2012; 2(35):38–43. (In Russ.)

12. Campbell-Kelly M., Croarken M., Flood R.G. *The History of Mathematical Tables from Sumer to Spreadsheets*. Oxford: Oxford University Press; 2003.

13. Pozdeev A.S., Kazakbayev V.M., Prakht V.A., Dmitrievsky V.A. [Modern types of synchronous AC motors with permanent magnets on the rotor and methods of controlling them]. In: *Energo- i resursosberezheniye* [Energy and resource conservation]; 2015. Vol. 1. P. 188–192. (In Russ.)

14. Levkin D. Vector control of motor. *Engineering Solutions* [Electronic resource]. Available at: http://engineering-solutions.ru/motorcontrol/vector.

15. Levkin D. Permanent magnet synchronous motor. *Engineering Solutions* [Electronic resource]. Available at: http:// engineering-solutions.ru / engine management/pmsm.

16. Refki. A., Karakulov A.S., Dementiev Yu.N., Kladiev S.N. [Comparative analysis of vector control and direct torque control of a synchronous electric motor with permanent magnets them]. *Bulletin of the Tomsk polytechnic university*. 2011;319(4):93–99. (In Russ.)

17. Paulus D., Stamper J.-F., Kennel R. Sensorless control of synchronous machines based on direct estimation of the speed and position in polar coordinates of the stator current. *IEEE Transaction on Power Electronics*. 2013;28(5):2503–2513. DOI: 10.1109/TPEL.2012.2211384

18. Voronin S.G., Kurnosov D.A., Kulmukhametova A.S. Vector control of permanent-magnet synchronous motors. *Russian Electrical Engineering*. 2013;84(10):581–585. DOI: 10.3103/S106837121310012X

19. Kurnosov D., Voronin S. Analysis of the phase control of synchronous electric motor with permanent magnets. In: *2017 International Conference on Industrial Engineering, Applications and Manufacturing (ICIEAM)*; 2017. P. 1–4. DOI: 10.1109/ICIEAM.2017.8076309

20. Voronin S.G., Sogrin A.I., Kurnosov D.A., Klinachev N.V., Kuleva N.I. Digital models for describing working processes and valve drive characteristics. In: *Proceedings – 2018 global smart industry conference, GLOSIC 2018*; 2018. P. 351–356.

Информация об авторах

Воронин Сергей Григорьевич, д-р техн. наук, проф., старший научный сотрудник Управления научной и инновационной деятельности, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; voroninsg@susu.ru.

Клиначев Николай Васильевич, канд. техн. наук, доц., преподаватель кафедры летательных аппаратов, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; klinachevnv@susu.ru.

Кулёва Надежда Юрьевна, младший научный сотрудник Управления научной и инновационной деятельности, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; kulevani@susu.ru.

Чернышев Алексей Дмитриевич, инженер-исследователь Управления научной и инновационной деятельности, Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия; chernishevad@susu.ru.

Information about the authors

Sergey G. Voronin, Dr. Sci. (Eng.), Prof., Senior Researcher of the Department of Scientific Innovation, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; voroninsg@susu.ru.

Nikolay V. Klinachev, Cand. Sci. (Eng.), Ass. Prof., Lecturer of the Department of Aircraft, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; klinachevnv@susu.ru.

Nadezhda Yu. Kuleva, Junior Researcher of the Department of Scientific Innovation, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; kulevani@susu.ru.

Alexey D. Chernyshev, Research Engineer of the Department of Scientific Innovation, South Ural State University, Chelyabinsk, Russia; chernishevad@susu.ru.

Статья поступила в редакцию 21.04.2022; одобрена после рецензирования 05.05.2022; принята к публикации 05.05.2022.

The article was submitted 21.04.2022; approved after review 05.05.2022; accepted for publication 05.05.2022.