

Цилиндрическая магнитоэлектрическая машина возвратно-поступательного движения.

Выполнен анализ и сопоставление двух типов цилиндрических магнитоэлектрических машин возвратно-поступательного движения, характеризующихся сходными габаритными размерами подвижного элемента. Показано, что в конструкции, каждая обмотка управления которой окружена замкнутым магнитопроводом, зависимость усилия, действующего на подвижный элемент, имеет синусоидальную форму, а максимум усилия имеет большее значения по сравнению с конструкцией с сосредоточенными в одном магнитопроводе обмотками управления.

Виконано аналіз та порівняння двох типів циліндричних магнітоелектричних машин зворотньо-поступального руху, що характеризуються подібними габаритними розмірами рухомого елемента. Доведено, що в конструкції, кожна обмотка керування якої оточена замкненим магнітопроводом, залежність зусилля, діючого на рухомий елемент, має синусоїдну форму, а максимум зусилля має більше значення порівняно з конструкцією із зосередженими в одному магнітопроводі обмотками керування.

Электрические машины возвратно-поступательного движения находят применение в качестве привода машин ударного действия различного назначения: дробилок, вибраторов, поршневых компрессоров и насосов, молотов, специального технологического оборудования и т.д. [1,2,5], а также в качестве линейных генераторов электрической энергии. В электроприводе возвратно-поступательного движения в зависимости от конкретных требований находят применение следующие типы электрических линейных двигателей: электромагнитные, индукционные, электродинамические и магнитоэлектрические.

Прогресс в области создания высокоэнергетических постоянных магнитов на основе NdFeB, обладающих высокими значениями магнитной индукции (1,25–1,4 Тл) и температурной стабильностью, позволяет сделать вывод о перспективности конструкций электрических машин магнитоэлектрического типа. Так, например, постоянные магниты, производимые фирмой *Vacuumsmelze GmbH & Co. KG* [7], могут обеспечить следующие параметры: остаточная магнитная индукция $B_r = 1,47$ Тл; коэрцитивные силы по индукции $H_{cb} = 915,0$ кА/м и по намагниченности $H_{cj} = 875,0$ кА/м; максимальная величина магнитной энергии $(BH)_{\max} = 415$ кДж/м³ (VACODYM 722 HR). С другой стороны, развитие технологии порошковой металлургии позволило создать магнитомягкие композитные материалы с высокой проницаемостью. Например, порошковые материалы, производимые фирмой *Hoganas AB* [8], имеют относительную магнитную проницаемость $\mu_{\max} = 581\mu_0$, индукцию насыщения $B_s = 1,4$ Тл (SomaloyTM 500). Это позволяет снять ограничения на форму конст-

рукции магнитоэлектрической машины, т.е. появляется возможность создавать конструкции цилиндрической или любой другой нетрадиционной конфигурации. Следует отметить, что магнитное поле в таких материалах распространяется в трех направлениях, в отличие от шихтованных конструкций с двумерной однородностью магнитных свойств. В промышленности используются как плоские магнитоэлектрические машины, так и цилиндрические, имеющие по сравнению с плоскими ряд преимуществ. Проводники обмотки управления имеют цилиндрическую форму, что позволяет за счет отсутствия лобовых частей уменьшить активное и индуктивное сопротивление обмоток, улучшить использование меди, уменьшить электрические потери и увеличить КПД электрической машины.

Актуальность внедрения альтернативных источников энергии обуславливает необходимость новых взглядов на разработку электрических машин возвратно-поступательного движения магнитоэлектрического типа применительно к линейным генераторам для преобразования энергии морских волн [2,3] и ветровым электроустановкам [4].

Эффективное использование магнитоэлектрической машины возвратно-поступательного движения возможно при условии рациональных геометрических размеров, позволяющих создать максимум усилия при минимальном объеме. При проектировании магнитоэлектрической машины для генераторного режима работы важным показателем является форма кривой электромагнитного усилия и индукции в рабочем зазоре, которая должна приближаться к синусоидальной.

Поставленную задачу создания рациональной

геометрии магнитной цепи магнитоэлектрической машины возвратно-поступательного движения целесообразно решать с использованием метода конечных элементов путем моделирования электромагнитных полей и расчета электромагнитной силы, действующей на подвижный элемент, с учетом насыщения участков магнитной цепи.

В качестве базового варианта выбрана линейная магнитоэлектрическая машина цилиндрического типа, предложенная Бейкером Н. Дж. [6]. Данная электрическая машина (рис. 1, а) содержит подвижный элемент, состоящий из немагнитного стержня 1, ферромагнитных элементов 2, постоянных магнитов NdFeB 3 (векторы намагниченности магнитов показаны стрелками), статор 4 с обмотками управления, образующими трехфазную систему (А–Х, В–У, С–Z). Каждая из фаз двигателя состоит из четырех обмоток управления, соединенных последовательно.

В рассматриваемой конструкции, величина зазора между подвижным элементом и статором, равная 5 мм, не является рациональной. Выбор такого зазора обусловлен использованием постоянных магнитов NdFeB с большой коэрцитивной силой. Кроме того, нерациональной является конструкция статора, где три фазы размещены в одном замкнутом контуре, что уменьшает эффективность преобразования электромагнитной энергии.

Результаты расчета зависимости усилия, действующего на подвижный элемент, для четырех значений плотности тока в обмотках управления, равных соответственно $\delta = 0 \text{ А/мм}^2$, $\delta = 2,5 \text{ А/мм}^2$, $\delta = 5 \text{ А/мм}^2$, $\delta = 7,5 \text{ А/мм}^2$ при включении трех

фаз одновременно показаны на рис. 1, б. Проанализировав результаты расчета данного варианта, можно сделать предварительный вывод о неэффективности конструкции электродвигателя. Об этом свидетельствует схожесть кривой усилия в зависимости от перемещения подвижного элемента при отсутствии тока в обмотках управления ($\delta = 0 \text{ А/мм}^2$) и при номинальном токе ($\delta = 5 \text{ А/мм}^2$). При этом, первый максимум усилия, действующего на подвижный элемент при номинальном токе, ниже примерно на 2 кН по сравнению с максимальным усилием при отсутствии токов в обмотках управления.

Увеличение максимального усилия при номинальном токе по сравнению с режимом отсутствия токов в обмотках управления наблюдается при смещении подвижного элемента относительно положения магнитного равновесия на величину 35 мм. Величина этого усилия равна 6,4 кН и больше всего лишь на 1,5 кН по сравнению с усилием при отсутствии токов в обмотках управления. Большое значение усилия при отсутствии токов в обмотках будет приводить к возникновению тормозящих усилий как в двигательном, так и в генераторном режимах, что в конечном итоге скажется на КПД энергопреобразования.

Для увеличения эффективности преобразования энергии необходимо каждую обмотку управления разместить в замкнутом магнитопроводе, разъединенном немагнитным материалом на определенное расстояние (рис. 2, а). В этой конструкции подвижный элемент состоит, как и в конструкции на рис. 1, а, из немагнитного стержня 1, ферромагнитных элементов 2 и постоянных

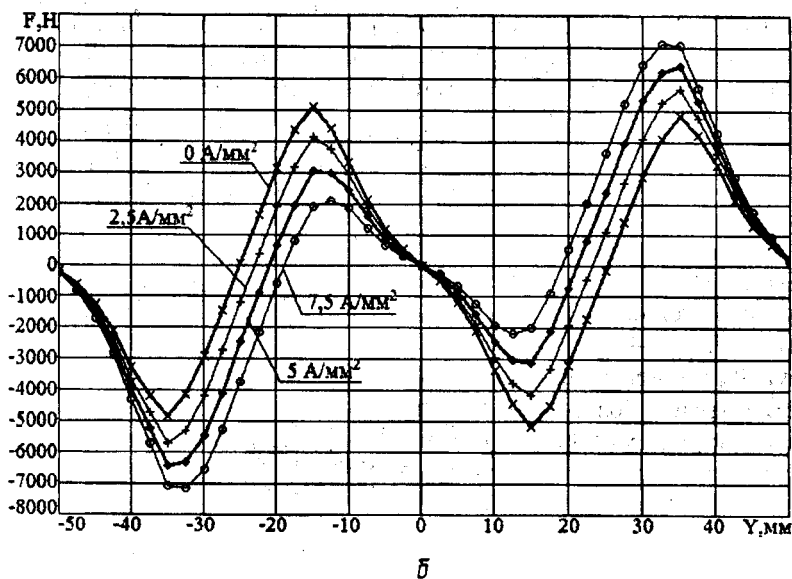
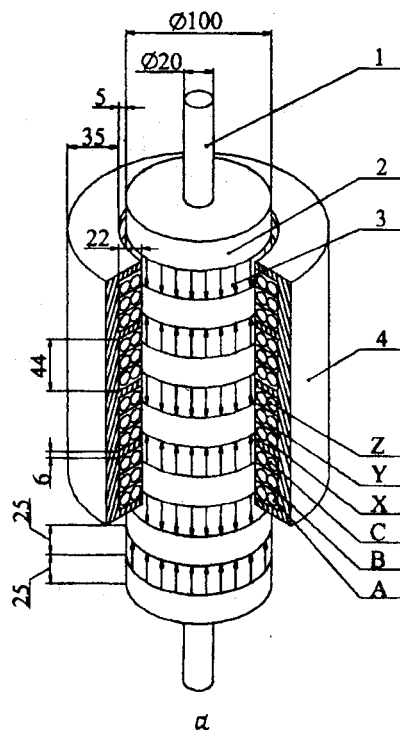


Рис. 1

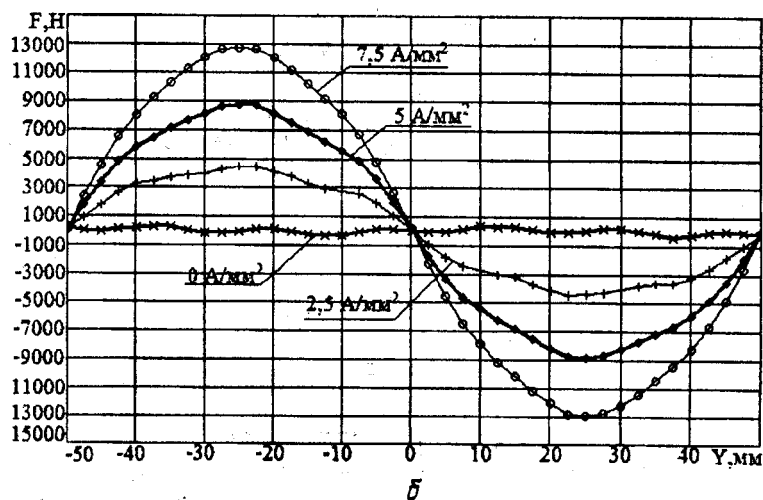
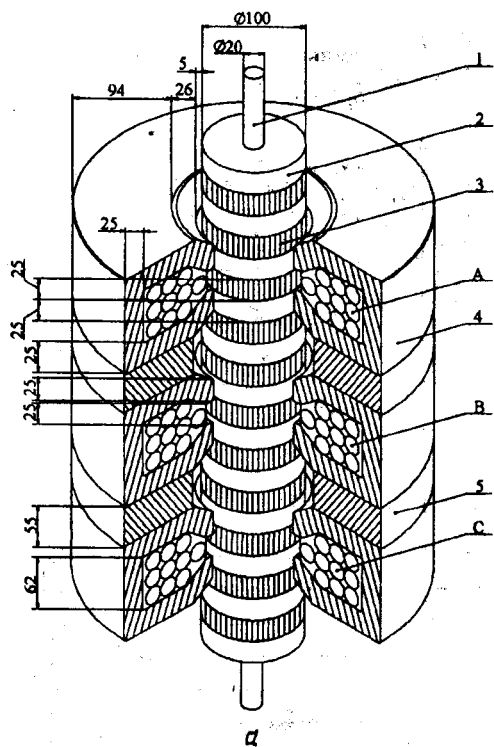


Рис. 2

магнитов 3 размерами: $100 \times 20 \times 25$ мм. Векторы намагниченности магнитов направлены так же как и в подвижном элементе на рис. 1, а. Статор двигателя 4 состоит из трех обмоток управления (фаза — А, фаза — В, фаза — С), каждая из которых охвачена магнитопроводом. Величина зазора между подвижным элементом и статором, как и в конструкции на рис. 1, а, равна 5 мм. Результаты расчета электромагнитного усилия, действующего на подвижный элемент, в зависимости от его перемещения показаны на рис. 2, б.

На этом рисунке показаны усилия, действующие на подвижный элемент, для четырех значений плотности тока в обмотках управления равных соответственно $\delta = 0$ А/мм², $\delta = 2,5$ А/мм², $\delta = 5$ А/мм², $\delta = 7,5$ А/мм² при включении трех фаз одновременно. Алгоритм коммутации фаз при перемещении подвижного элемента, например, вверх, следующий:

$$\begin{aligned}
 & [(+A) - (-B) - (+C)], & [(-A) - (-B) - (+C)], \\
 & [(-A) - (+B) - (+C)], & [(-A) - (+B) - (-C)] \dots
 \end{aligned}$$

Для постоянных магнитов величина остаточной магнитной индукции во всех расчетах задавалась равной $B_r = 1,25$ Тл. Анализируя эти результаты, следует отметить, что форма кривой усилия при возбуждении обмоток управления близка к синусоидальной, а при отсутствии токов в обмотках, усилие, действующее на подвижный элемент, весьма незначительно. Максимальное значение усилия при номинальном токе составляет 8,7 кН, при этом разница между максимальным усилием при номинальном токе ($\delta = 5$ А/мм²) и усилием при отсутствии токов в обмотках составляет 8,4 кН.

Таким образом, изменение конструкции ста-

тора позволило, во-первых, улучшить форму кривой усилия, приблизив ее к синусоидальной, что особенно важно для работы такой электрической машины в генераторном режиме и, во-вторых, уменьшить усилие при отсутствии токов в обмотках, что позволяет существенно уменьшить паразитные (тормозящие) усилия, а значит, увеличить КПД преобразования энергии.

Однако из-за увеличения осевой длины статора в данной конструкции необходимо на подвижном элементе устанавливать большее количество постоянных магнитов, что приведет к увеличению стоимости.

Для уменьшения массы магнитов, а, значит, и стоимости магнитоэлектрической машины был рассмотрен вариант конструкции подвижного элемента, в котором осевая длина магнитов была уменьшена вдвое по сравнению с вариантом на рис. 2, а, уменьшен также и внешний диаметр магнитов. На рис. 3, а показана картина магнитного поля для фрагмента двигателя с размерами магнитов $100 \times 20 \times 25$ мм, а на рис. 3, б — соответственно с размерами $80 \times 20 \times 12$ мм. Стрелками на этих рисунках показаны векторы намагниченности магнитов. Направление тока в фазе выбрано таковым, что поле магнитов и поле обмотки совпадают. Воздушный зазор между подвижным элементом и статором в обоих вариантах был принят равным 5 мм. Результаты расчета нормальной составляющей магнитной индукции посередине воздушного зазора для исследуемых вариантов приведены на рис. 3, в, на рис. 3, г показаны графики усилия, действующего на подвижный элемент. Графики, обозначенные буквой (а), соответствуют расчетной модели на

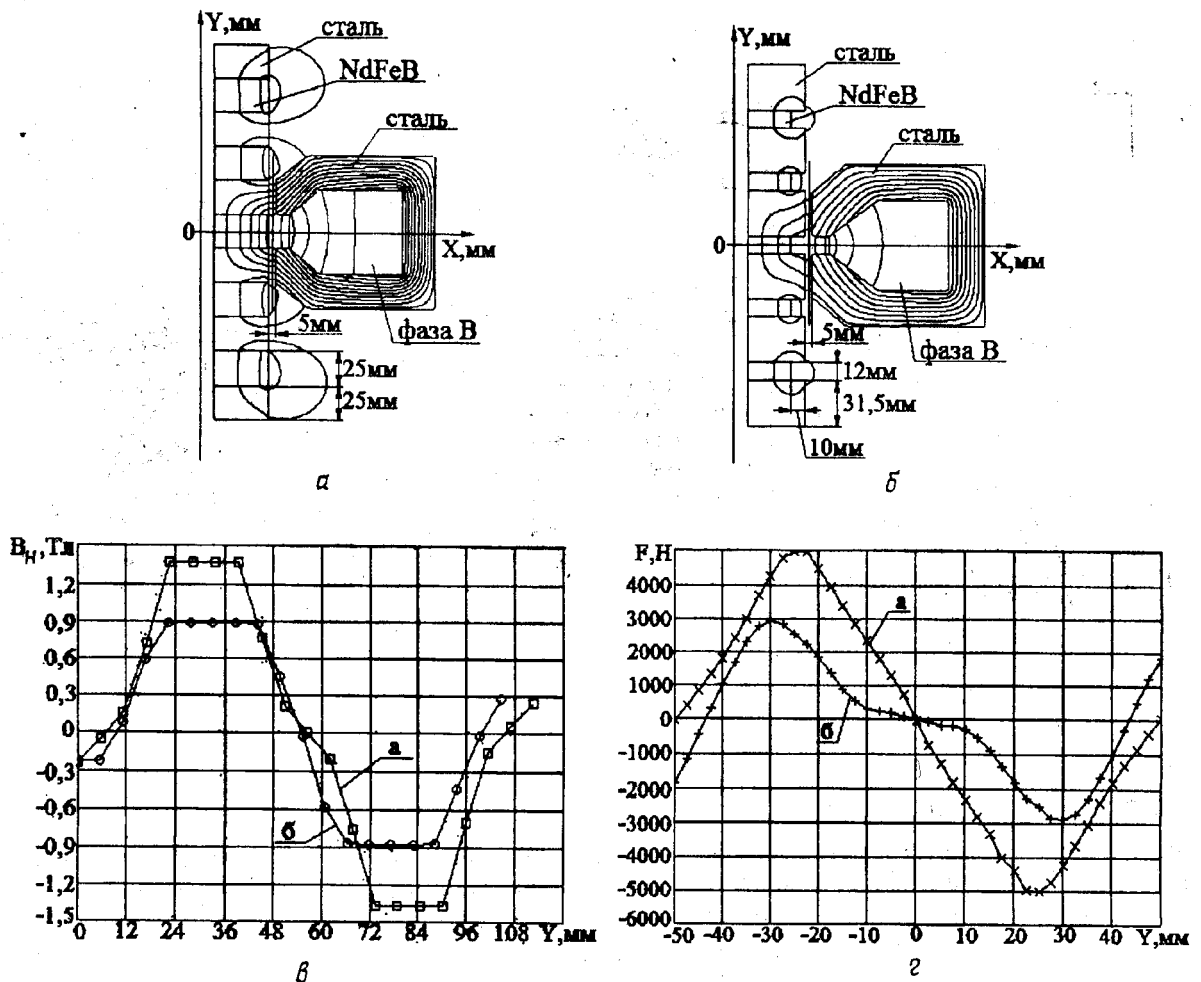


Рис. 3

рис. 3, а и, соответственно, буквой (б) — модели на рис. 3, б. Нормальная составляющая магнитной индукции в зазоре имеет трапециевидный характер, однако, уменьшение размеров постоянных магнитов привело к снижению максимальной индукции с 1,37 Тл до 0,88 Тл и максимального усилия, действующего на подвижный элемент, с 4,9 кН до 2,9 кН.

Это свидетельствует о нерационально выбранном воздушном зазоре между подвижным элементом и статором, что приводит к недоиспользованию стали подвижного элемента (Ст3) и статора (Ст2211). Рационально выбранный воздушный зазор должен быть таковым, чтобы максимальное значение нормальной составляющей индукции в воздушном зазоре было в диапазоне 1,8–2,0 Тл.

Для определения рационального воздушного зазора было выполнено моделирование магнитного поля фрагмента двигателя при изменении величины воздушного зазора в диапазоне от 2 мм до 7 мм (рис. 4, а). На рис. 4, б показаны графики максимальных значений нормальных компонент магнитной индукции для соответствующих сечений магнитной цепи в зависимости от величины воздушного зазора. Сечение (1–1¹) соответствует середине воздушного зазора, сечение (2–2¹) — нижней части полюса статора, сечение (3–3¹) —

полноному наконечнику, сечение (4–4¹) — средней части полюса статора и сечение (5–5¹) — спинке статора. Из графиков (рис. 4, б) видно, что при воздушном зазоре менее 3 мм происходит насыщение отдельных частей магнитной цепи магнитоэлектрической машины, поэтому для конструкции с уменьшенной массой постоянных магнитов оптимальным является воздушный зазор, равный 3 мм. При этом максимальное значение нормальной составляющей магнитной индукции в воздушном зазоре, равное 1,93 Тл, находится в допустимых пределах и не происходит насыщения стали машины. Для уменьшения насыщения в углах полюсов статора и подвижного элемента было произведено их округление.

Картина магнитного поля для магнитоэлектрической машины с уменьшенной по сравнению с базовым вариантом массой магнитов и с величиной рабочего зазора, равной 3 мм, показана на рис. 5, а. На рис. 5, б показаны статические характеристики двигателя при включении трех фаз одновременно для нескольких значений плотности тока в обмотках двигателя.

Для этого варианта максимальные значения усилия при номинальном токе составляет 5,2 кН, при этом разница между максимальным усилием при номинальном токе ($\delta = 5 \text{ А/мм}^2$) и усилием

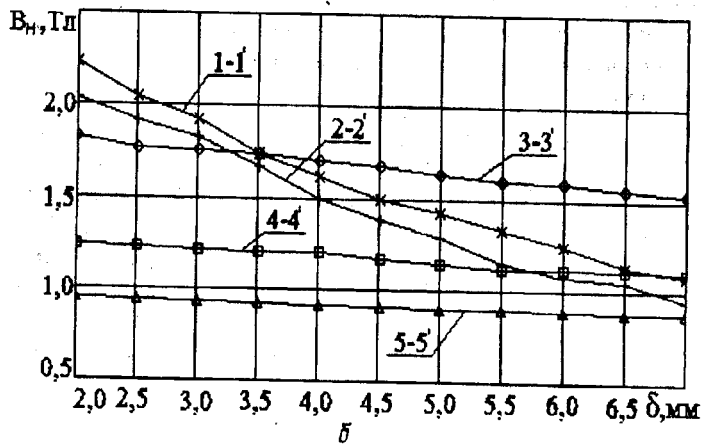
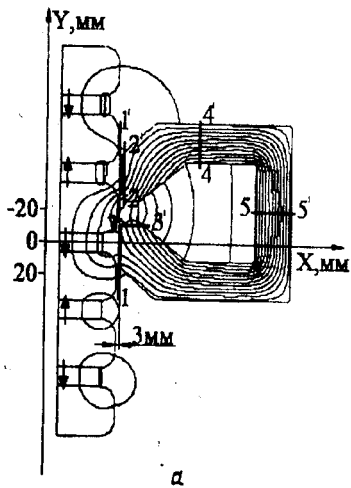


Рис. 4

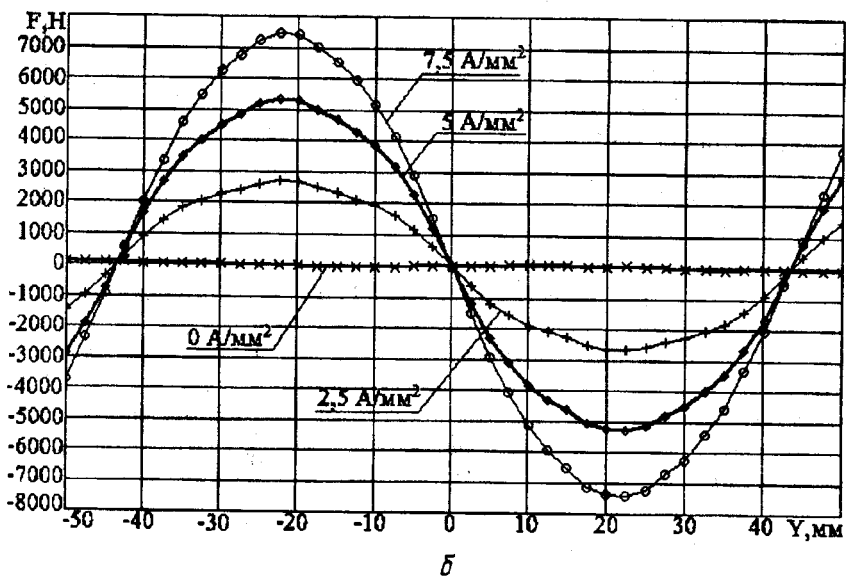
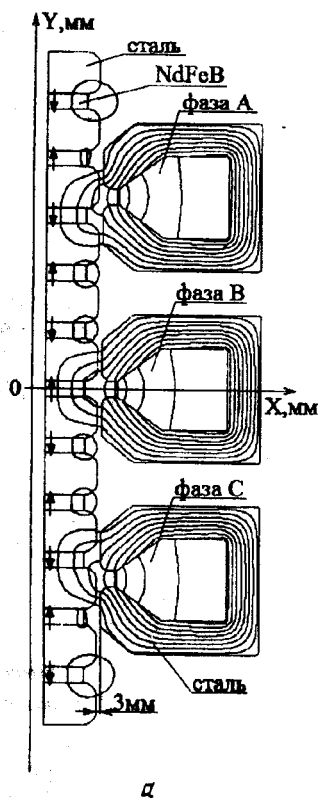


Рис. 5

при отсутствии токов в обмотках составляет 5,11 кН. В окончательном варианте конструкции, по сравнению с базовым (рис. 1, а), масса постоянных магнитов уменьшена примерно вдвое (с 9,04 кг до 4,97 кг).

Выводы. Предложенная последовательность моделирования магнитоэлектрической машины возвратно-поступательного движения позволила решить поставленную задачу создания экономически и технически целесообразной конструкции.

Предложенный вариант конфигурации магнитной системы позволяет получить синусоидальную форму усилия, действующего на подвижный элемент, что не маловажно при использовании та-

кой электрической машины в режиме генератора. Кроме того, незначительная величина усилия, действующего на подвижный элемент, при отсутствии токов в обмотках позволяет существенно уменьшить паразитные (тормозящие) усилия, как в двигательном, так и в генераторном режимах, а значит увеличить КПД преобразования энергии.

1. Афонин А. А., Гребенников В. В. Сравнительный анализ вибрационных механизмов электромагнитного и магнитоэлектрического типов // Техн. электродинамика. — 2008. — №2. — С. 26—31.

2. Бондар Р. П. Електромеханічні характеристики коаксально-лінійного синхронного вібратора установки для без-

траншейной проходки горизонтальных свердловин // Техн. электродинамика. — 2008. — №2. — С. 31—35.

3. *Иванова И.А.* Исследование и разработка магнито-электрического линейного генератора для преобразования энергии морских волн: Дис. ... канд. техн. наук: 05.09.01 СПб., 2006. — 119 с.

4. *Козирський В.В., Петренко А.В.* Підвищення ефективності електроводопостачання споживачів у сільських регіонах на базі впровадження автономної комбінованої вітроустановки.

// Электрификация та автоматизация сельского хозяйства. — 2007. — № 1. — С. 14—22.

5. *Ряшенцев Н.П., Угаров Г.Г., Федонин В.Н., Малов А.Т.* Электропривод с линейными электромагнитными двигателями. — Новосибирск: Наука, 1981. — 150 с.

6. *Baker N.J.* Linear generators for direct drive marine renewable energy converters: the dissertation ... the degree of PhD, school of engineering university of Durham, 2003. — 265 pages.

7. <http://www.vacuumschmelze.de>

8. <http://www.hoganas.com>

Надійшла 11.07.2008.

УДК 621.313.3

К.Р.АЛЛАЕВ, докт.техн.наук (Ташкентский государственный технический университет, Узбекистан), Г.М.ФЕДОРЕНКО, докт.техн.наук, Л.Б.ОСТАПЧУК, канд.техн.наук (Институт электродинамики НАН Украины, Киев)

Асинхронные турбогенераторы в электроэнергетических системах

(ПАМЯТИ Х.Ф.ФАЗЫЛОВА, И.М.ПОСТНИКОВА, Н.И.СОКОЛОВА)

Приведены результаты комплексных расчётно-экспериментальных исследований режимов крупных асинхронных турбогенераторов (АТГ) в электрических энергосистемах. Асинхронные турбогенераторы рассмотрены как естественные демпферы дальних и сверхдальних линий электропередачи.

Надано результати комплексних розрахунково-експериментальних досліджень режимів великих асинхронних турбогенераторів (АТГ) в електричних енергосистемах. Асинхронні турбогенератори розглянуто як натуральні демпфери далеких та наддалеких ліній електропередачі.

Формирование объединенных энергетических систем на базе мощных дальних и сверхдальних электропередач, интерес к которым вновь возрастает [3, 7], затрудняет обеспечение устойчивости объединяемых систем, поскольку параметры эксплуатируемых крупных агрегатов с этой точки зрения "ухудшенные" (индуктивности возрастают, постоянные инерции уменьшаются), а вопросы взаимосвязанной настройки регулирующих устройств агрегатов, станций и систем, обеспечивающих требуемую степень устойчивости и демпфирования колебаний, на сегодняшний день полностью не решены [4,5]. В результате появляются системные,

слабозатухающие колебания как в режимах малых нагрузок, так и в нагрузочных режимах. Эти колебания, постепенно охватывая всю систему, могут привести к возникновению системных аварий [4].

С этой точки зрения, наиболее опасными являются низкочастотные колебания в диапазоне 0,2—1,5 Гц, поскольку они близки к собственным частотам агрегатов, а на относительно высокие частоты 1,5 Гц и выше роторы машин практически не реагируют [4]. Так, частоты собственных колебаний синхронных турбогенераторов 200 и 1200 МВт при их постоянных инерциях 7 и 9,3 с и одинаковой синхронизирующей мощности, равной двум,