

**МИНИСТЕРСТВО НАУКИ И ВЫСШЕГО ОБРАЗОВАНИЯ
РОССИЙСКОЙ ФЕДЕРАЦИИ**

**ФЕДЕРАЛЬНОЕ ГОСУДАРСТВЕННОЕ
БЮДЖЕТНОЕ ОБРАЗОВАТЕЛЬНОЕ УЧРЕЖДЕНИЕ
ВЫСШЕГО ОБРАЗОВАНИЯ
«НИЖЕГОРОДСКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ
ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ им. Р.Е. АЛЕКСЕЕВА»**

ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНАЯ ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

№ 1

Нижний Новгород 2019

УДК 621.3
ББК 31.2

Интеллектуальная электротехника / НГТУ им. Р.Е. Алексеева. – Нижний Новгород, 2019. № 1 (5). – 119 с.

Выходит 4 раза в год

Главный редактор А.Б. Лоскутов

зам. гл. редактора

Андрей Борисович Дарьенков канд. техн. наук, доцент
Елена Николаевна Соснина д-р техн. наук, проф.

отв. секретарь

Андрей Владимирович Шалухо канд. техн. наук

отв. редактор

Валерия Игоревна Казакова канд. филос. наук, доцент

гл. редактор выпуска

Иван Алексеевич Липужин канд. техн. наук

ЧЛЕНЫ РЕДКОЛЛЕГИИ:

Геннадий Яковлевич Вагин	д-р техн. наук, профессор
Николай Иванович Воропай	член-корр. РАН, д-р техн. наук, профессор
Леонид Абрамович Герман	д-р техн. наук, профессор
Игорь Васильевич Гуляев	д-р техн. наук, профессор
Анатолий Викторович Кузнецов	д-р техн. наук, профессор
Александр Леонидович Куликов	д-р техн. наук, профессор
Виктор Николаевич Мещеряков	д-р техн. наук, профессор
Георгий Борисович Онищенко	д-р техн. наук, профессор
Александр Сергеевич Плехов	канд. техн. наук, доцент
Александр Юрьевич Смирнов	д-р техн. наук, доцент
Владимир Георгиевич Титов	д-р техн. наук, профессор
Олег Станиславович Хватов	д-р техн. наук, профессор
Юрий Иванович Хохлов	д-р техн. наук, профессор
Александр Иванович Чивенков	д-р техн. наук, профессор
Roustiam Chakirov	Dr.-Ing., Prof. Dr., проф. H-BRS, Германия

Учредитель:

федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение
высшего образования «Нижегородский государственный технический университет
им. Р.Е. Алексеева»

(603950, Нижегородская обл., г. Нижний Новгород, ул. Минина, д. 24)

Электронная версия журнала: <https://ie.nntu.ru>

ISSN 2658-6754

УДК 621.3

© Нижегородский государственный технический
университет им. Р.Е. Алексеева, 2019

СОДЕРЖАНИЕ

ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИЕ КОМПЛЕКСЫ И СИСТЕМЫ	4
Дарьенков А.Б. Оценка расхода топлива дизель-генераторной электростанции переменной частоты вращения на основе матричного преобразователя частоты	4
Смирнов А.Ю., Александрова Е.Н., Кашканов А.О., Кралин А.А. Разработка и исследование магнитоэлектрической машины с преобразованием энергии на третьей гармонике	18
Алехин Р.А., Кубарьков Ю.П. Оптимизация распределения реактивной мощности в энергосистеме с помощью алгоритма поиска летучей мыши	29
Хайруллин И.Х., Якупов А.М. Математическая модель ветроустановки колебательного типа	42
Серебряков А.С., Осокин В.Л. Уравнения состояния и математическая модель электромагнитных процессов в трансформаторе	55
Калинин Е.В., Чивенков А.И. Анализ конструкций стыков шихтованных магнитных систем силовых трансформаторов	69
СИЛОВАЯ ЭЛЕКТРОНИКА	84
Хворостенко С.В., Авербух М.А. Синтез пассивных фильтрокомпенсирующих устройств для ослабления высших гармоник в цеховых сетях электроснабжения с нелинейными потребителями	84
Герман Л.А., Субханвердиев К.С., Дмитриева Н.Ю. Распределение гармоник тока и напряжения на межподстанционной зоне тяговой сети переменного тока с установками поперечной емкостной компенсации	94
Авербух М.А., Жуков Н.А., Прокопишин Д.И. Разработка аппаратной части активного фильтрокомпенсирующего устройства.....	105
Наши авторы	114

ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИЕ КОМПЛЕКСЫ И СИСТЕМЫ

УДК 621.314

А.Б. Дарьенков

ОЦЕНКА РАСХОДА ТОПЛИВА ДИЗЕЛЬ-ГЕНЕРАТОРНОЙ ЭЛЕКТРОСТАНЦИИ ПЕРЕМЕННОЙ ЧАСТОТЫ ВРАЩЕНИЯ НА ОСНОВЕ МАТРИЧНОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ ЧАСТОТЫ

Нижегородский государственный технический университет
им. Р.Е. Алексеева

Одним из перспективных направлений развития малой энергетики является разработка автономных дизель-генераторных электростанций переменной частоты вращения, которые позволяют снизить удельный расход топлива до 30 % и более. В таких электростанциях частота вращения двигателя внутреннего сгорания регулируется в зависимости от мощности нагрузки и в соответствии с многопараметровой характеристикой. Однако выходное напряжение электрического генератора, приводимого во вращение двигателем внутреннего сгорания переменной частоты вращения, будет характеризоваться также переменной частотой и переменной амплитудой. С целью стабилизации параметров вырабатываемой электроэнергии на выходе электрического генератора устанавливается преобразователь параметров электрической энергии. В статье рассматривается вариант построения дизель-генераторной электростанции на основе матричного преобразователя частоты. Матричный преобразователь частоты обладает рядом преимуществ по сравнению с двухзвенными преобразователями частоты, основные из которых – более высокий коэффициент полезного действия и меньшие массогабаритные показатели. Разработана функциональная схема дизель-генераторной электростанции на основе матричного преобразователя частоты. Представлена методика расчета потребления топлива, с помощью которой получены зависимости удельного расхода топлива, абсолютного расхода топлива дизель-генераторной электростанции на основе матричного преобразователя частоты и дизель-генераторной установки постоянной частоты вращения от мощности нагрузки. Дана оценка экономии топлива электростанции с переменной частотой вращения вала на основе матричного преобразователя частоты.

Ключевые слова: дизель-генератор, матричный преобразователь частоты, синхронный генератор, электростанция.

1. Введение

Развитие электроэнергетики в России в немалой степени осложняется отсутствием централизованного энергоснабжения на 2/3 территории нашей страны. По оценкам специалистов, около 10 млн человек, проживающих на Дальнем Востоке, в северных областях и ряде других территорий Российской Федерации, получают электроэнергию в основном от автономных дизель-генераторных установок (ДГУ) – основных генерирующих устройств децентрализованного электроснабжения. Количество ДГУ в России составляет порядка 50 тыс. единиц с потребным расходом топлива 6 млн тонн в год. Необходимое для выработки электроэнергии топливо при этом завозится из далеко расположенных центров авто-транспортом либо водными путями, а иногда и вертолетами, что существенно сказывается как на его стоимости, так и надежности самих поставок. К сожалению, существующая концепция развития энергетики в нашей стране ориентирована, главным образом, на «большую» энергетику, уделяя очень мало внимания объектам децентрализованного электроснабжения, где основу энергетических мощностей составляют именно дизель-генераторные и газотурбинные установки, а также мини-ТЭЦ, работающие на местном топливе.

Системы ДГУ обычно выполняются по схеме, представленной на рис. 1.

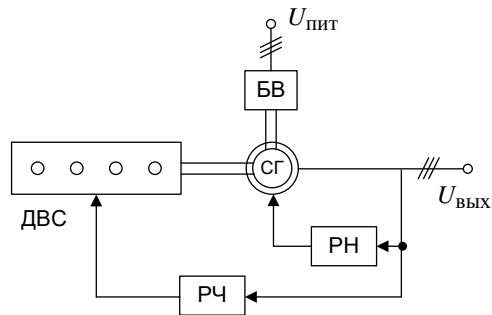


Рис. 1. Функциональная схема ДГУ постоянной частоты вращения:

ДВС – двигатель внутреннего сгорания; СГ – синхронный генератор;
РН – регулятор напряжения; РЧ – регулятор частоты; БВ – блок возбуждения СГ

ДГУ зарекомендовали себя весьма надежными источниками энергии со следующими техническими преимуществами:

- длительная работа без технического обслуживания;
- автоматизация процесса генерирования электроэнергии;
- относительно высокий коэффициент полезного действия (КПД) $\approx 0,4$;
- компактность и простота обслуживания.

Данные установки подтвердили свою надежность при эксплуатации в составе различных технических объектов. Вместе с тем, необходимо отметить существенный недостаток, присущий таким электростанциям, работающим с неизменной частотой вращения вала двигателя внутреннего сгорания (ДВС). Он связан с завышенным удельным расходом углеводородного топлива при работе на долевых нагрузочных режимах, т.е. при снижении мощности нагрузки. Устранить отмеченные выше недостатки возможно с помощью ДГУ, которая вырабатывает напряжение стабильной частоты и амплитуды при регулировании частоты вращения вала ДВС в зависимости от мощности нагрузки.

Исследования, проведенные еще в 1970-е годы под руководством профессора А.В. Орлова, показали, что уменьшение частоты вращения ДВС при снижении мощности нагрузки позволяет на 20-30 % сократить удельный расход топлива. Одновременное изменение оборотов вала и мощности нагрузки также обеспечивает оптимальный тепловой режим работы ДВС и снижение его износа, и, следовательно, повышение моторесурса. Для выбора экономичного режима работы ДВС, работающего при изменяющейся нагрузке, удобно использовать его многопараметровую характеристику [1]. На многопараметровой характеристике, представленной на рис. 2, штрихпунктирной линией показана зависимость эффективного давления p_e и эффективной мощности N_e от частоты вращения вала ДВС при наименьшем удельном расходе топлива g_e .

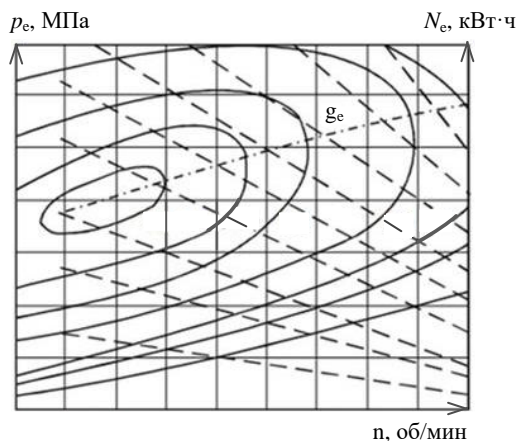


Рис. 2. Многопараметровая характеристика ДВС: N_e – мощность дизеля, n – обороты ДВС, g_e – удельный расход топлива, p_e – среднее эффективное давление на поршень

II. Постановка цели и задач исследования

Известны варианты ДГУ переменной частоты вращения (ДГПЧВ) на основе двухзвенного преобразователя частоты (ДПЧ) [2, 3]. Одним из вариантов автономных электростанций является ДГПЧВ на основе матричного преобразователя частоты (МПЧ).

МПЧ, по сравнению с широко распространенными ДПЧ, обладают рядом преимуществ:

- более высокий КПД, благодаря однократному преобразованию электрической энергии;
- отсутствие в силовой схеме конденсаторов большой емкости, благодаря чему снижаются массогабаритные показатели преобразователя и увеличивается его срок службы.

Замена ДПЧ в ДГПЧВ на МПЧ позволит повысить КПД всей установки в целом и ее надежность, а также снизить массогабаритные показатели установки и ее стоимость [4, 5]. Функциональная схема ДГПЧВ на основе МПЧ приведена на рис. 3. МПЧ преобразует напряжение статора синхронного генератора (СГ) в переменное напряжение, амплитуда которого задается задатчиком напряжения (ЗН), а частота – задатчиком частоты (ЗЧ).

Важным вопросом исследования ДГПЧВ является оценка расхода топлива электростанции.

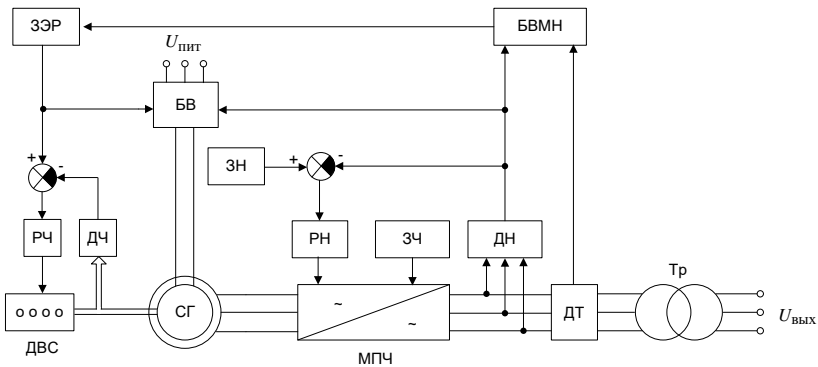


Рис. 3. Функциональная схема ДГПЧВ на основе МПЧ

ДВС – двигатель внутреннего сгорания; СГ – синхронный генератор; МПЧ – матричный преобразователь частоты; ДТ – датчик тока; Тр – повышающий трансформатор; РЧ – регулятор частоты вращения вала ДВС; ДЧ – датчик частоты вращения вала ДВС; ЗЭР – задатчик экономичного режима ДВС; БВ – блок возбуждения СГ; ДН – датчик напряжения; РН – регулятор напряжения; ЗН – задатчик напряжения; ЗЧ – задатчик частоты; БВМН – блок вычисления мощности нагрузки

III. Расчет расхода топлива электростанций

Для определения относительного и абсолютного показателей расхода топлива ДГПЧВ разработана методика расчета, позволяющая определить показатели потребления топлива ДВС в зависимости от мощности нагрузки [6-10]. Методика основана на расчете энергетических потерь каждого составного компонента силовой структуры ДГУ во всем диапазоне изменения мощности нагрузки.

На рис. 4 приведена энергетическая диаграмма силовой структуры ДГПЧВ на основе МПЧ. При изменении мощности нагрузки ДГПЧВ система управления выбирает оптимальную частоту вращения вала ДВС для обеспечения минимального удельного расхода топлива. По заданию системы управления происходит изменение частоты вращения вала ДВС, момента на его валу, меняется частота вращения ротора генератора, частота и амплитуда генерируемого напряжения.

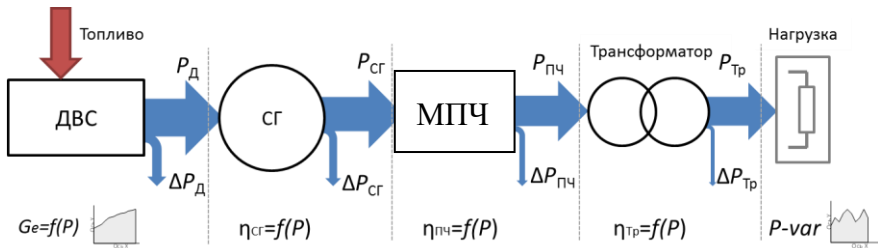


Рис. 4. Энергетическая диаграмма силовой структуры ДГПЧВ на основе МПЧ: G_e – удельный расход топлива; P_D , $P_{СГ}$, $P_{МПЧ}$, $P_{Тр}$ – выходная мощность соответственно ДВС, СГ, МПЧ, Тр; ΔP_D , $\Delta P_{СГ}$, $\Delta P_{МПЧ}$, $\Delta P_{Тр}$, – потери мощности соответственно ДВС, СГ, МПЧ, Тр; $\eta_{СГ}$, $\eta_{МПЧ}$, $\eta_{Тр}$ – коэффициенты полезного действия соответственно СГ, МПЧ, Тр

МПЧ стабилизирует амплитуду и частоту выходного напряжения генератора, питает им трансформатор Тр, повышающий амплитуду напряжения до номинального уровня. Таким образом, методика расчета должна учитывать изменение всех перечисленных параметров.

Трансформатор Тр работает в условиях переменной мощности нагрузки, постоянной частоты и амплитуды выходного напряжения. Он является нагрузкой для МПЧ, который, в свою очередь, выступает нагрузкой для синхронного генератора СГ. Для расчета мощности нагрузки ДВС, рассчитывается общий КПД цепи СГ – МПЧ – Тр.

Алгоритм расчета КПД учитывает [11-15], что элементы электрооборудования, входящие в состав ДГУ работают при переменной мощности (ПЧ, Тр) и переменных мощности, частоте и амплитуде генерируемого напряжения (СГ). Расход топлива ДВС, соответствующий мощности

нагрузки и частоте вращения вала, определяется по многопараметровой характеристике ДВС. Для каждой мощности нагрузки рассчитывается соответствующая зависимость КПД от частоты генерируемого напряжения.

Расчет был произведен для ДГПЧВ на основе МПЧ и ДГУ постоянной частоты вращения номинальной мощностью 160 кВт.

Для СГ типа МСК103-4 ($P_n = 200$ кВт, $n = 1500$ мин⁻¹), входящей в состав ДГПЧВ, в соответствии с разработанной методикой был произведен расчет зависимостей КПД от мощности нагрузки и частоты выходного напряжения (частоты вращения СГ). Они представлены на рис. 5 [13-15]. Как видно из графиков, для мощностей нагрузки меньше номинальной, максимальный КПД смещается в область частот выходного напряжения ниже номинального. Это обеспечивает работу СГ с более высоким КПД при регулировании частоты ДГУ.

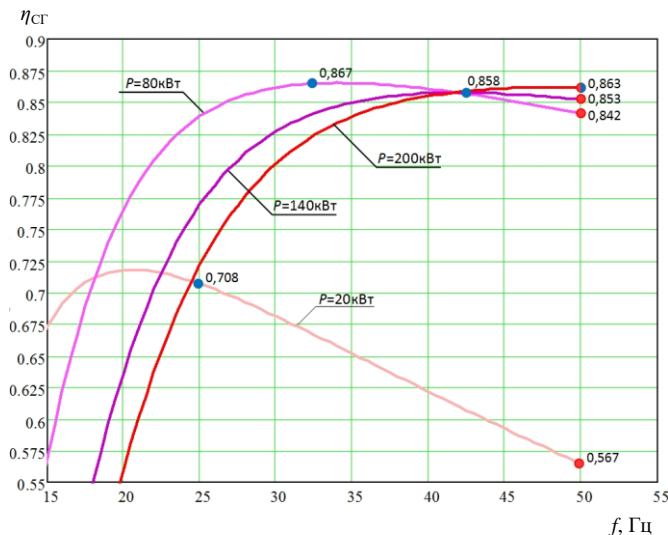


Рис. 5. Зависимости КПД СГ типа МСК103-4 от частоты выходного напряжения для мощностей нагрузки 20, 80, 140, 200 кВт

На рис. 6 представлена рассчитанная зависимость КПД от мощности нагрузки для трансформатора ТСЗМ 250-75.ОМ5 (номинальная мощность – 250 кВА), входящего в состав ДГПЧВ. На рис. 7 представлена рассчитанная зависимость КПД от мощности нагрузки для МПЧ номинальной мощностью 160 кВт, входящего в состав ДГПЧВ. Для определения нагрузки ДВС рассчитывается общий КПД цепи СГ – ПЧ – Тр:

$$\eta = \eta_{сг} + \eta_{пч} + \eta_{тр}.$$



Рис. 6. Зависимости КПД трансформатора типа ТСЗМ 250-75.ОМ5 от мощности нагрузки

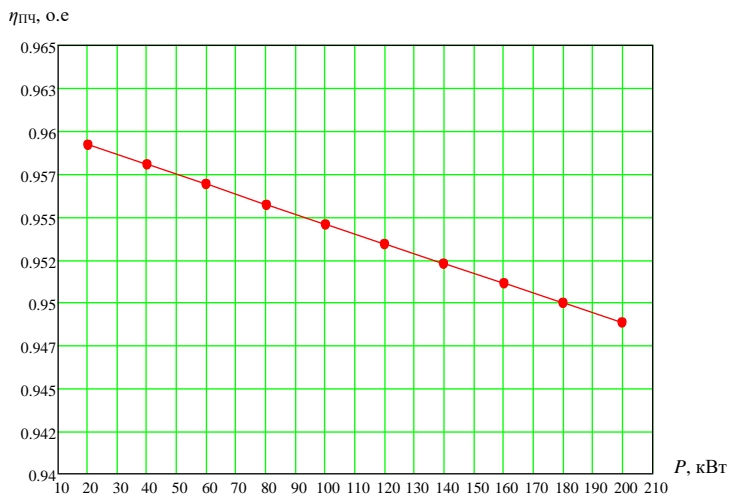


Рис. 7. Зависимости КПД МПЧ номинальной мощностью 160 кВт от мощности нагрузки

Так как в схеме ДГУ при постоянной, т.е. не зависящей от мощности нагрузки, частоте вращения, нет необходимости в использовании ПЧ и Тр для преобразования и стабилизации напряжения, питающего нагрузку, то при расчете суммарного КПД установки ПЧ и Тр не учитывался.

На основе рассчитанных суммарных КПД ДГУ переменной и постоянной частот вращения для различных мощностей нагрузки определены значения удельного и абсолютного расходов топлива по многопараметровой характеристике ДВС (рис. 8).

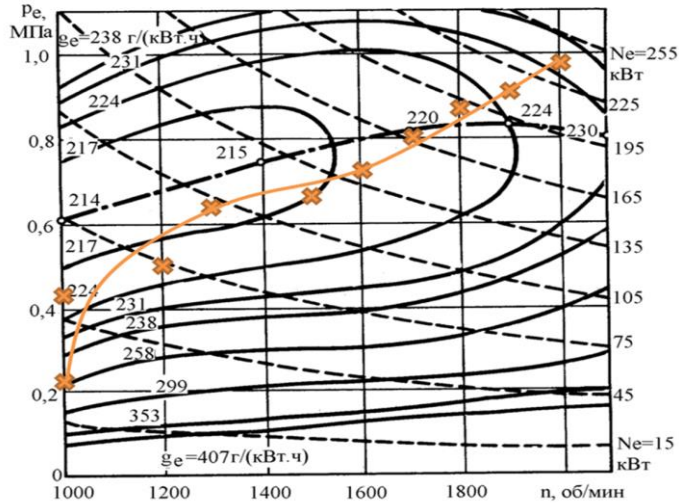


Рис. 8. Многопараметровая (универсальная) характеристика ДВС ЯМЗ-238Н: N_e – мощность дизеля, n – обороты ДВС, g_e – удельный расход топлива, p_e – среднее эффективное давление на поршень

На рис. 9 для ДГПЧВ на основе МПЧ и ДГУ постоянной частоты вращения мощностью 160 кВт представлены соответственно расчетные зависимости суммарного КПД силовой электротехнической части (от СГ до выходных клемм электростанции). Как видно из рис. 6, во всем диапазоне мощностей наибольшим КПД обладает ДГУ постоянной частоты вращения.

На рис. 10-12 для ДГПЧВ на основе МПЧ и ДГУ постоянной частоты вращения представлены рассчитанные на основе зависимостей КПД (рис. 9) и многопараметровой характеристики ДВС (рис. 8) соответственно зависимости удельного расхода топлива g_e , зависимости абсолютного расхода топлива g , зависимости экономии топлива по абсолютному расходу Δg .

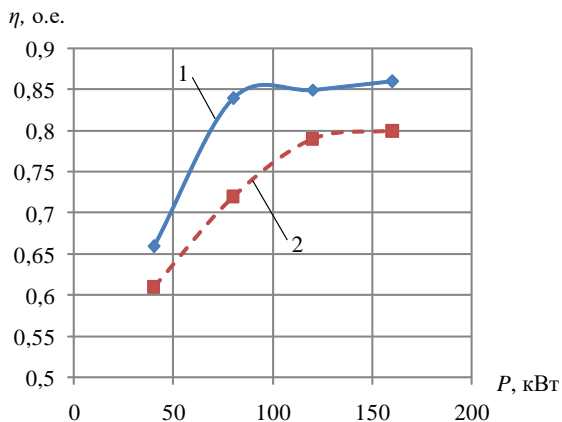


Рис. 9. Зависимости суммарного КПД для ДГПЧВ на основе МПЧ и ДГУ постоянной частоты вращения мощностью 160 кВт:

1 – ДГУ постоянной частоты вращения; 2 – ДГПЧВ на основе МПЧ

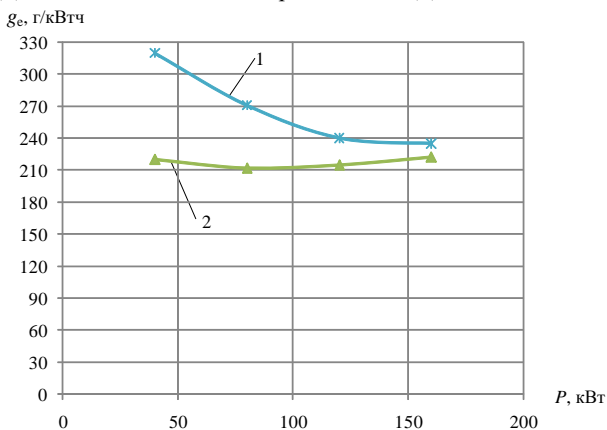


Рис. 10. Зависимости удельного расхода топлива для ДГУ постоянной частоты вращения (1) и ДГПЧВ на МПЧ (2) мощностью 160 кВт

На рис. 10 представлены зависимости удельного расхода топлива g_e для ДГУ постоянной частоты вращения (кривая 1) и ДГПЧВ на основе МПЧ (кривая 2) мощностью 160 кВт. При этом наибольшая разница в удельном расходе топлива g_e наблюдается в области малых нагрузок. Так, при мощности нагрузки $P = 40$ кВт удельный расход топлива g_e ДГУ постоянной частоты вращения больше, чем у ДГПЧВ на основе многообмоточного СТ, на 110 г/кВт·ч. С увеличением мощности нагрузки P

разница в удельном расходе топлива снижается: при $P = 80$ кВт – 60 г/кВт·ч, при $P = 160$ кВт – 15 г/кВт·ч.

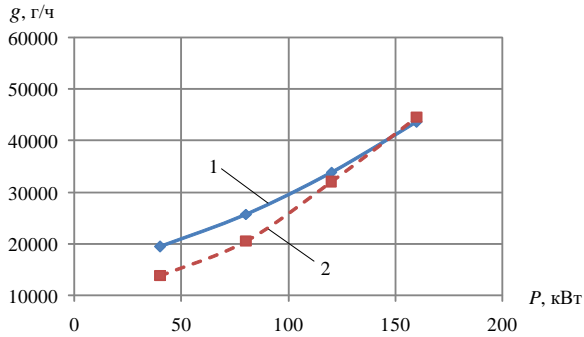


Рис. 11. Зависимости абсолютного расхода топлива для ДГПЧВ на основе МПЧ и ДГУ постоянной частоты вращения мощностью 160 кВт:
1 – ДГУ постоянной частоты вращения; 2 – ДГПЧВ на основе МПЧ

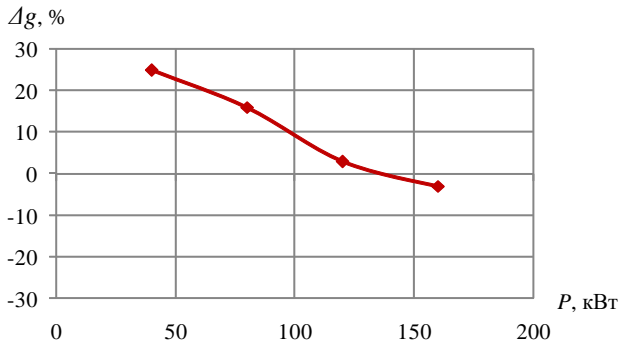


Рис. 12. Зависимости экономии топлива по абсолютному расходу для ДГПЧВ на основе МПЧ

Абсолютный расход топлива ДГПЧВ на основе МПЧ ниже, чем у ДГУ постоянной частоты вращения при мощности нагрузки от 0 до 145 кВт (90% номинальной мощности ДГПЧВ) (рис. 11). При этом во всем диапазоне нагрузок удельный расход топлива у всех ДГПЧВ меньше, чем у ДГУ постоянной частоты вращения (рис. 10). Это объясняется тем, что при одинаковой мощности нагрузки электростанции мощность на валу СГ, приводимого во вращение ДВС, в ДГПЧВ всегда больше, чем у ДГУ постоянной частоты вращения за счет потерь энергии в дополнительных элементах силовой схемы электростанции, таких как преобразователи

частоты и трансформаторы. Так, при мощности нагрузки электростанции 160 кВт, мощность на валу СГ в ДГПЧВ на основе МПЧ – 175 кВт.

Экономия топлива (рис. 12), достигаемая за счет регулирования частоты вращения ДВС в зависимости от мощности нагрузки, у ДГПЧВ на основе МПЧ наибольшая в области малых нагрузок и достигает 25 % при $P = 40$ кВт.

IV. Заключение

Разработана методика расчета КПД и расхода топлива ДГУ переменной и постоянной частот вращения, основанная на учете КПД элементов силовой части электростанций (СГ, преобразователей параметров электрической энергии и трансформаторов) при различных частотах вращения ДГУ, а также с использованием многопараметровых характеристик ДВС. Расчетные значения абсолютного расхода топлива ДГПЧВ на основе МПЧ меньше, чем у ДГУ постоянной частоты вращения в диапазоне мощностей нагрузки от 0 до 90 % номинальной мощности нагрузки. Следовательно, целесообразно включать в состав ДГПЧВ на основе МПЧ контактор, шунтирующий дополнительные силовые элементы при нагрузке свыше 90 % номинального значения. При этом ДГПЧВ должна переводиться в режим ДГУ постоянной частоты вращения.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования Российской Федерации (государственное задание № 13.2078.2017/4.6).

© Дарьенков А.Б., 2019

Библиографический список

- [1] Байков Б.П. Дизели. Л.: Машиностроение, 1964. – 600 с.
- [2] Загорский А.Е., Шакарян Ю.Г. Автономный источник электропитания стабильной частоты (варианты), Пат. 34817 РФ, заявл. 19.08.2003; опубл. 10.12.2003. – Бюл. № 34.
- [3] Дарьенков А.Б., Хватов О.С. Автономная электростанция переменного тока, Пат. 2412513 РФ, заявл. 15.01.2010; опубл. 20.02.2011. – Бюл. №5.
- [4] Дарьенков А.Б. Автономная электростанция переменного тока, Пат. 2666903 РФ, заявл. 05.10.2017; опубл. 13.09.2018. – Бюл. № 26.
- [5] Хватов О.С., Дарьенков А.Б., Тарасов И.М. Дизель-генераторная электростанция с переменной частотой вращения вала // Вестник ИГЭУ. 2010. № 2. С. 53-57.
- [6] Хватов О.С., Дарьенков А.Б., Самоявчев И.С. Методика оценки экономии топлива в единых электростанциях автономных объектов на базе двигателей внутреннего сгорания переменной скорости вращения // Актуальные проблемы электроэнергетики. Сборник статей XXXI рег. науч.-техн. конф. Н. Новгород, 2012. С. 84-90.

- [7] Хватов О.С., Дарьенков А.Б., Самоявчев И.С. Расчет расхода топлива единой электростанции судна на базе двигателя внутреннего сгорания переменной частоты вращения // Актуальные проблемы электроэнергетики. Сборник статей XXXII рег. науч.-техн. конф. Н. Новгород, 2013. С. 108-113.
- [8] Хватов О.С., Дарьенков А.Б., Самоявчев И.С. Высокоэффективная система электродвижения автономного объекта // Труды VIII Международной (XIX Всероссийской) научно-технической конференции по автоматизированному электроприводу (АЭП-2014). Саранск: Изд-во Мордов. ун-та, 2014. С. 396-400.
- [9] Хватов О.С., Дарьенков А.Б., Самоявчев И.С. Электростанции автономных объектов на базе дизель-генераторных установок переменной частоты вращения // Актуальные проблемы электроэнергетики. Сборник статей I Всероссийской научно-технической конференции. Н. Новгород, 2015. С. 62-68.
- [10] Dar'enkov A., Samoyavchev I., Khvatov O., Sugakov V., Improving energy performance power station of ship with integrated electric propulsion // International Conference on Mechanical, Aeronautical and Automotive Engineering. 2017. № 108.
- [11] Дарьенков А.Б., Серебряков А.В., Хватов О.С., Васенин А.Б. Оценка коэффициента полезного действия асинхронного двигателя при переменной частоте питающего напряжения и переменной мощности нагрузки // Будущее технической науки: сборник материалов X межд. мол. науч.-техн. конф. Н. Новгород, 2011. С. 73-74.
- [12] Дарьенков А.Б., Самоявчев И.С., Хватов О.С. Топливная экономичность единой электростанции автономного объекта на базе двигателя внутреннего сгорания переменной скорости вращения // Будущее технической науки: сборник материалов X межд. мол. науч.-техн. конф. Н. Новгород, Россия. 2011. С. 61-62.
- [13] Хватов О.С., Дарьенков А.Б., Самоявчев И.С. Оценка топливной экономичности в единых электростанциях автономных объектов на базе двигателей внутреннего сгорания переменной скорости вращения // Инженерный вестник Дона. 2013. № 3. [Электронный ресурс]. URL: <http://www.ivdon.ru/ru/magazine/archive/n3y2013/1870> (дата обращения 15.03.2019).
- [14] Дарьенков А.Б., Самоявчев И.С., Хватов О.С. Повышение энергетических показателей электростанций судов с электродвижением // Труды IX Международной (XX Всероссийской) конференции по автоматизированному электроприводу (АЭП-2016). Пермь, 2016. С. 409-413.
- [15] Хватов О.С., Дарьенков А.Б., Самоявчев И.С. Топливная экономичность единой электростанции автономного объекта на базе двигателя внутреннего сгорания переменной скорости вращения // Эксплуатация морского транспорта. 2013. № 1 (71). С. 47-49.

A.B. Dar'enkov

EVALUATION OF FUEL CONSUMPTION OF DIESEL GENERATOR POWER PLANT VARIABLE SPEED BASED ON MATRIX CONVERTER

Nizhny Novgorod State Technical University n.a. R.E. Alekseev
Nizhny Novgorod, Russia

Abstract. One of the promising directions of development of small power is the development of autonomous diesel-generator power plants of variable speed, which can reduce the specific fuel consumption up to 30 % or more. In such power plants, the speed of the internal combustion engine is regulated depending on the load power and in accordance with the multi-parameter characteristic. However, the output voltage of an electric generator driven by an internal combustion engine of variable speed will also be characterized by variable frequency and variable amplitude. In order to stabilize the parameters of the generated electricity at the output of the electric generator, a converter of the parameters of electric energy is installed. The article considers the option of building a diesel generator power plant based on a matrix frequency converter. Matrix frequency converter has a number of advantages in comparison with two-link frequency converters, the main of which are higher efficiency and lower weight and size indicators. The functional scheme of the diesel-generator power plant based on the matrix frequency converter is developed. Also the method of calculation of fuel consumption is developed, with the help of which dependences of specific fuel consumption, absolute fuel consumption of diesel-generator power plant on the basis of matrix frequency converter and diesel-generator set of constant speed on load power are obtained. The estimation of fuel economy of the power plant of variable speed on the basis of the matrix frequency converter.

Keywords: diesel generator, matrix frequency converter, power plant, synchronous generator.

References

- [1] B.P. Baikov, *Dizeli*. St. Petersburg: Mechanical Engineering, 1964 (in Russian).
- [2] A.E. Zagorsky and Yu.G. Shakaryan, «*Avtonomnyy istochnik elektropitaniya stabil'noy chastoty (varianty)*», R.F. Patent 34817, Dec. 10, 2003.
- [3] A.B. Dar'enkov and O.S. Khvatov, «*Avtonomnaya elektrostantsiya peremennogo toka*», R.F. Patent 2412513, Feb. 20, 2011.
- [4] A.B. Dar'enkov, «*Avtonomnaya elektrostantsiya peremennogo toka*», R.F. Patent 2666903, Sept. 13, 2018.
- [5] O.S. Khvatov, A.B. Dar'enkov and I.M. Tarasov, «Diesel-generator power plant with shaft frequency rotation», *Vestnik IGEU*, vol. 2, pp. 53-57, 2010.
- [6] O.S. Khvatov, A.B. Dar'enkov and I.S. Samoyavchev, «*Metodika ocenki ehkonomii topliva v edinyh ehlektrostantsiyah avtonomnykh ob'ektov na baze dvigatelej vnutrennego sgoraniya peremennoy skorosti vrashcheniya*», in proc. XXXI All-Russian

- Conf. Aktual'nie problem energetiki*, Dec. 22, 2012, N. Novgorod, Russia, pp. 84-90 (in Russian).
- [7] O.S. Khvatov, A.B. Dar'enkov and I.S. Samoyavchev, «Raschet raskhoda topliva yedinoj elektrostantsii sudna na baze dvigatelya vnutrennego sgoraniya peremennoy cha – stoty vrashcheniya», in proc. *XXXII All-Russian Conf. Aktual'nie problem energetiki*, Dec. 21, 2013, N. Novgorod, Russia, pp. 108-113 (in Russian).
- [8] O.S. Khvatov, A.B. Dar'enkov and I.S. Samoyavchev, «Vysokoeffektivnaya sistema elektrodvizheniya avtonomnogo ob'yekta», in proc. *VIII Conf. po avtomatiziro – vannomu elektroprivodu*, Oct. 12-15, 2014, Saransk, Russia, pp. 396-400 (in Russian).
- [9] O.S. Khvatov, A.B. Dar'enkov and I.S. Samoyavchev, «Elektrostantsii avtonomnykh ob'yektov na baze dizel'-generatornykh ustanovok peremennoy chastoty vrashcheniya», in proc. *I All-Russian Conf. Aktual'nie problem energetiki*, Dec. 21, 2015, N. Novgorod, Russia, pp. 62-68 (in Russian).
- [10] A.B. Dar'enkov, I.S. Samoyavchev, O.S. Khvatov and V. Sugakov, «Improving energy performance power station of ship with integrated electric propulsion» // in proc. *International Conference on Mechanical, Aeronautical and Automotive Engineering*, vol. 108, 2017 (in Russian).
- [11] A.B. Dar'enkov, A.V. Serebryakov, O.S. Khvatov and A.B. Vasenin, «Evaluation of the efficiency of an asynchronous motor at a variable frequency of the supply voltage and a variable load power» // in proc. *X Int. young sci.-tech. conf. Budushcheye tekhnicheskoy nauki*, May 20, 2011, N. Novgorod, Russia. P. 73-74 (in Russian).
- [12] A.B. Dar'enkov, I.S. Samoyavchev and O.S. Khvatov, «Otsenka koeffitsiyenta poleznogo deystviya asinkhronnogo dvigatelya pri peremennoy chastote pitayushchego napryazheniya i peremennoy moshchnosti nagruzki», in proc. *X Int. young sci.-tech. conf. Budushcheye tekhnicheskoy nauki*, May 21, 2012, N. Novgorod, Russia, pp. 61-62 (in Russian).
- [13] O.S. Khvatov, A.B. Daryenkov and I.S. Samoyavchev, «Evaluating of fuel efficiency in the unified electric power station based on a combustion engine with alternating frequency rotation of shaft», *Engineering Journal of Don*, vol. 3, 2013 [Online]. Available at: <http://www.ivdon.ru/ru/magazine/archive/n3y2013/1870>.
- [14] A.B. Dar'enkov, I.S. Samoyavchev and O.S. Khvatov, «Increasing energy indicators of power plants ships with rowing electrical installation», *IX Conf. po avtomatizirovannomu elektroprivodu*, Oct. 15-19, 2016, Perm, Russia, pp. 409-413 (in Russian).
- [15] O.S. Khvatov, A.B. Darienkov and I.S. Samoiavchev, «The fuel profitability of unified electric power station of ship based on a explosion engine by alternating frequency rotation of shaft», *Jekspluatacija morskogo transporta*, vol. 1, no. 71, pp. 47-49, 2013.

УДК 62-83:621.313

А.Ю. Смирнов ¹, Е.Н. Александрова ²,
А.О. Кашканов ³, А.А. Кралин ²

**РАЗРАБОТКА И ИССЛЕДОВАНИЕ
МАГНИТОЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ МАШИНЫ
С ПРЕОБРАЗОВАНИЕМ ЭНЕРГИИ
НА ТРЕТЬЕЙ ГАРМОНИКЕ**

¹ Опытное конструкторское Бюро Машиностроения
им. И.И. Африкантова

² Нижегородский государственный технический университет
им. Р.Е. Алексеева

³ Волжский государственный университет водного транспорта

Описывается конструкция синхронной машины, в которой осуществляется электромеханическое преобразование энергии на третьей гармонике поля в зазоре, созданном многофазной обмоткой статора. По сравнению с образцом, в котором обеспечивается преобразование энергии на зубцовой гармонике, данная машина обеспечивает большее быстродействие и меньшие потери. Рассмотрены конструкции с двухполюсной и четырехполюсной обмоткой якоря, расположенные на восьми явно выраженных полюсах статора и ротором с постоянными магнитами. Изложен подход к проектированию на основе машинной постоянной Арнольда. Для экспериментальной проверки возможности работы синхронной машины на третьей гармонике изготовлен двигатель с одним статором и двумя вариантами роторов: с шестью и с двенадцатью полюсами с постоянными магнитами, работающими, соответственно, при двухполюсном и четырёхполюсном полях обмотки статора. Роторы собраны из восьми секций с кольцевым постоянным магнитом из феррита бария, с наружным диаметром 120 мм, внутренним 30 мм и осевой длиной 12 мм, намагниченным в осевом направлении, и двумя когтеобразными магнитопроводами, образующими полюса чередующейся полярности в каждой секции. В процессе экспериментальных исследований получены статические и предельные механические характеристики двигателя с обоими вариантами роторов, на основе чего подтверждена работоспособность двигателя.

Ключевые слова: высшие гармоники, индуктор, индукторная машина, обмотка якоря, обмоточный коэффициент, постоянный магнит, синхронный двигатель, статор, шаговый привод.

1. Введение

В системах точного позиционирования регулирующих органов получили применение синхронные двигатели индукторного типа, электро-механическое преобразование энергии в которых осуществляется не на первой, а на одной из зубцовых гармоник [1]. Физически это означает, что при полном обороте магнитного поля в зазоре, созданного многофазной обмоткой якоря (статора), ротор поворачивается не на 360° , а на одно зубцовое деление, т.е. на $360/Z$. За счет этой электромагнитной редукции обеспечивается высокая точность перемещения ротора в заданное положение, особенно в дискретном (шаговом) приводе [2]. Однако при такой конструкции машины для обеспечения приемлемой скорости вращения ротора и быстродействия механизма приходится существенно увеличивать выходную частоту преобразователя. Это вызывает рост магнитных потерь (потерь холостого хода) в двигателе и коммутационных потерь в ключах преобразователя.

II. Материалы и методы

Для расширения диапазона рабочих скоростей привода без увеличения частоты питания двигателя иногда целесообразно исключить развитые зубчатые структуры на роторе и на статоре. Сохранить достаточное для точности позиционирования число устойчивых положений ротора на оборот и обеспечить быстродействие привода в некоторых случаях можно за счет отказа от преобразования энергии на зубцовой гармонике магнитного поля в зазоре, и использовать одну из высших гармоник, в частности, третью [3]. Тогда одному обороту поля в такой машине будет соответствовать фактический поворот ротора на 120 электрических градусов, т.е. $120/p$ геометрических.

При этом индукторная машина может быть переменного-полусной, т.е. ее обмотка должна образовывать по окружности зазора полюса чередующейся полярности. Схему обмотки целесообразно изменить таким образом, чтобы обеспечить приемлемый обмоточный коэффициент для соответствующей высшей рабочей гармоники, т.е. третьей, и уменьшение обмоточного коэффициента по первой гармонике. Это требование целесообразно выполнить при использовании катушек с минимальным шагом по пазам, т.е. равным зубцовому делению ($\gamma = 1$). Оно приближает шаг по рабочей высшей гармонике к диаметральному шагу и позволяет сохранить преимущества по компоновке лобовых частей и статора в целом. При ограниченном количестве пазов, их число на полюс и фазу q не может быть большим. Допустимо дробное его значение, в том числе меньше единицы ($q < 1$), с числом зубцов магнитопровода якоря на 20-30 % большим или меньшим числа полюсов (рис. 1, а и б, соответственно). Применение дробных обмоток, как известно, позволяет повышать порядки зубцовых

гармонических электродвижущих сил (ЭДС) и улучшать за счет этого форму результирующей кривой потока в зазоре.

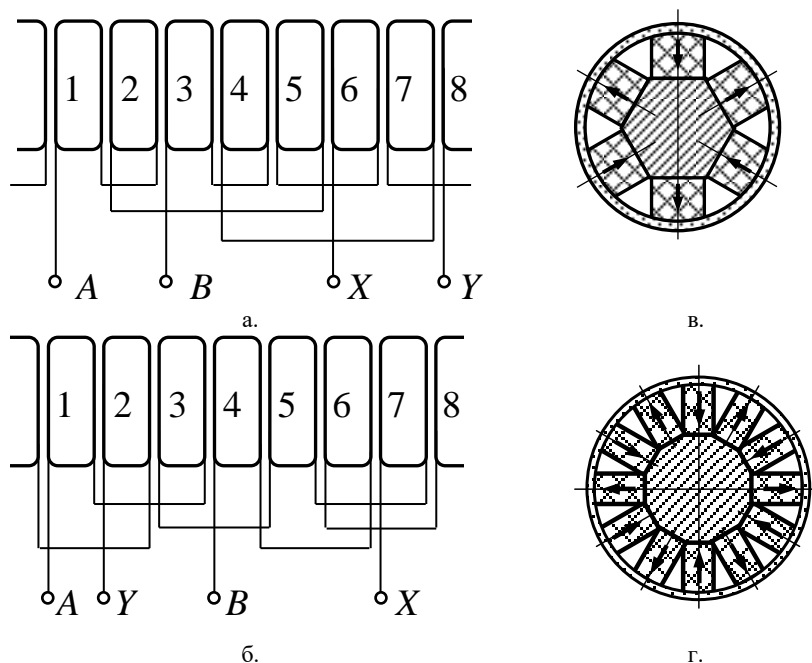


Рис. 1. Схема обмотки якоря и конструкции магнитоэлектрического индуктора для работы на третьей гармонике поля

Обмотка машины (рис. 1, а) создает двухполюсное вращающееся магнитное поле по первой гармонике и комплектуется шестиполюсным магнитоэлектрическим индуктором на роторе (рис. 1, в) [4]. Обмотка на рис. 1, б создает четырехполюсное вращающееся магнитное поле по первой гармонике и комплектуется двенадцатиполюсным индуктором (рис. 1, г). Обмотки имеют нечетный знаменатель дробности $q = \frac{2}{3}$ и $q = \frac{1}{3}$ и не содержат гармоник четных порядков. Первая из них обеспечивает подавление полей первой и зубцовых гармоник, увеличивая долю третьей гармоники в общей магнитодвижущей силе (МДС), а параметры второй (рис. 1, б) для этих гармоник идентичны (табл. 1). Обмоточный коэффициент дробных обмоток определен путем построения многоугольников МДС – диаграмм Гергеса [5].

Таблица 1.
Значения коэффициентов укорочения
и обмоточных коэффициентов для обмоток машины

Наименование параметра	Значение в схемах:	
	рис. 1, а	рис. 1, б
Коэффициент укорочения:		
• по первой гармонике	0,3830	0,7071
• по рабочей гармонике ($v = 3$)	0,9240	0,7071
Обмоточный коэффициент:		
• по первой гармонике	0,1464	0,7071
• по рабочей гармонике	0,8535	0,7071

III. Магнитоэлектрическая машина с преобразованием энергии на третьей гармонике

Анализируя возможные конструкции переменного-полюсных магнитоэлектрических машин с возбуждением со стороны ротора, для работы на высших гармониках МДС можно рекомендовать следующие магнитные системы:

- индуктор с составным звездообразным магнитопроводом (рис. 1, в, г);
- индуктор с когтеобразным магнитопроводом как наиболее технологичный (на рис. 2, шестиполосный вариант, показаны две секции из нескольких такого ротора).

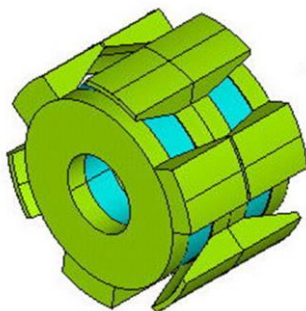


Рис. 2. Ротор переменного-полюсного синхронного двигателя с преобразованием энергии на третьей гармонике

При использовании ферритов, коэрцитивная сила по индукции H_{CB} которых обычно находится в пределах 200-300 кА/м, в машинах с зубчатым статором следует выбирать зазор δ не менее $1/10 \div 1/15$ зубцового деления статора t_z . Влияние повышенного магнитного сопротивления зазора при этом в значительной мере сглаживается магнитным сопротивле-

нием собственно постоянных магнитов, весьма большим в упомянутых группах магнитотвердых материалов.

Магниты критической и закритической групп обладают прямолинейной характеристикой размагничивания по индукции [6]. Максимум их удельной магнитной энергии приходится на середину прямой магнитного возврата, которая совпадает с характеристикой размагничивания, поэтому индукцию в зазоре целесообразно предварительно выбрать, исходя из соотношения:

$$B_{\delta} = K_{\text{пм}} \cdot \frac{B_r}{2}, \quad (1)$$

где B_r – паспортное значение остаточной индукции магнитотвердого материала, $K_{\text{пм}}$ – коэффициент, определяемый отношением площади магнитов к площади полюсных наконечников ротора у зазора: для ротора (индуктора) с составным звездообразным магнитопроводом без полюсных наконечников $K_{\text{пм}} = 1$. При наличии полюсных наконечников и для индуктора с участками локального насыщения на границах полюсных делений $K_{\text{пм}} = 0,85 \div 0,95$.

При проектировании тахогенераторов и генераторов с емкостной стабилизацией фазное напряжение и ЭДС можно приравнять:

$$E_0 = U_{\text{ном}}. \quad (2)$$

Тогда диаметр ротора и число витков в фазе окажутся связанными между собой зависимостью:

$$D^2 = \frac{p \cdot U_{\text{ном}}}{1,11 \cdot \pi \cdot K_{\text{пм}} \cdot \alpha_{\delta} \cdot \lambda \cdot \nu \cdot f \cdot K_{\text{обв}} \cdot w_1 \cdot B_r}, \quad (3)$$

где ν – номер рабочей гармоники, p – число пар полюсов индуктора, f – частота сети, α_{δ} – расчётный коэффициент полюсного перекрытия, λ – отношение диаметра ротора к аксиальной длине зазора, $K_{\text{обв}}$ – обмоточный коэффициент для рабочей гармоники, w_1 – число витков фазы обмотки якоря. Зависимость (3) вытекает из уравнения для ЭДС фазы обмотки:

$$E_0 = \frac{2 \cdot \pi}{\sqrt{2}} \cdot \nu \cdot f \cdot w_1 \cdot K_{\text{обв}} \cdot \Phi_m, \quad (4)$$

где Φ_m – полный поток возбуждения (на один полюс магнитной системы ротора):

$$\Phi_m = K_{\text{пм}} \cdot \frac{B_r}{2} \cdot \frac{\pi \cdot D^2 \cdot \lambda \cdot \alpha_\delta}{2 \cdot p}. \quad (5)$$

Манипулируя отношением λ , можно определиться с базисными размерами с учетом возможных ограничений. Одним из ограничений является условие размещения магнитов внутри окружности ротора с диаметром D , обеспечивающих необходимую линейную нагрузку A . Во избежание размагничивания она должна несколько превышать таковую со стороны статора при максимально возможном токе якоря в условиях воздействия эксплуатационных перегрузок по току:

$$A = \frac{2 \cdot p \cdot H_{\text{св}} \cdot l_m \cdot K_{\text{зм}}}{\pi \cdot D} = \frac{2 \cdot m \cdot w_1 \cdot I_{\text{max}}}{\pi \cdot (D + 2 \cdot \delta)}, \quad (6)$$

где $H_{\text{св}}$ – коэрцитивная сила магнитотвёрдого материала по индукции, l_m – общая длина магнитов с полюсными наконечниками (если они присутствуют) в направлении одной силовой линии поля возбуждения, p – число пар полюсов, образованных магнитами индуктора на роторе ($p = v \cdot p_1$), I_{max} – амплитуда максимального тока фазы обмотки якоря при протекании форсированных токов (в двигателе) или тока ударного короткого замыкания (в генераторе), $K_{\text{зм}}$ – коэффициент запаса МДС магнитов индуктора, принимаемый для обеспечения их устойчивости к размагничиванию меньшим единицы на 5-10 %.

Линейную нагрузку следует связать с требуемым моментом или мощностью через известные соотношения для машинной постоянной (Арнольда) [7]:

$$C_A = \frac{D^3 \cdot \Omega}{\lambda \cdot P} = \frac{2}{\pi \cdot \alpha_\delta \cdot K_B \cdot K_{\text{овн}} \cdot A \cdot B_\delta}, \quad (7)$$

где Ω – синхронная частота вращения (в радианах в секунду); P – расчетная мощность (в Ваттах), K_B – коэффициент формы поля, $K_B = 1,11$.

Из совместного решения (3), (6) и (7) определяются размеры и параметры D , λ , l_m , w_1 . С учётом этой процедуры можно предложить достаточно универсальный алгоритм проектирования магнитоэлектрических машин, область применения которого распространяется на любые магнит-

ные системы ротора с прямолинейной характеристикой размагничивания магнитов. Сначала выбираются схема обмотки якоря и конструктивная схема индуктора с постоянными магнитами на роторе, а также марка магнитов. Сделанный выбор определяет значения $K_{обв}$, $K_{пм}$, $H_{СВ}$, B_r , а значит, и B_{δ} . Расчетные мощность P или момент $M = P/\Omega$ зависят от соответствующих номинальных величин, которые являются исходными данными технического задания. Максимальный фазный ток I_{max} в цепи якоря определяется параметрами используемого преобразователя или пускозащитной аппаратуры.

После совместного решения (3), (6) и (7) по линейной нагрузке и назначенной плотности тока вычисляются пазовая МДС $F_{паза}$, необходимая для получения требуемых значений расчётной мощности или момента и площадь $S_{пр}$, занятая проводами обмотки в пазу:

$$F_{паза} = \frac{\pi \cdot D \cdot A \cdot K_n}{Z_1}; \quad (8)$$

$$S_{пр} = \frac{4 \cdot d_{из}^2 \cdot F_{паза}}{\pi \cdot d_r^2 \cdot K_3 \cdot j}, \quad (9)$$

где K_n – коэффициент насыщения. В силу присутствия в магнитной цепи линейных проводимостей высококоэрцитивных магнитов с проницаемостью близкой к магнитной проницаемости воздуха, этот коэффициент весьма близок к единице. Z_1 – число пазов обмотки якоря, установленное на стадии выбора её схемы, $d_{из}$ – диаметр изолированного обмоточного провода, d_r – его диаметр без изоляции, K_3 – коэффициент заполнения проводниками свободной от изоляции площади пазы, принимаемый в соответствии с рекомендациями, принятыми для всыпных или катушечных обмоток электрических машин [8], j – плотность тока в обмотке, соответствующая номинальному току якоря. Далее, с учетом формы пазов статора и спецификацию изоляции в них, определяется радиальная длина обмотанной части зубцов статора $h_{обм}$, в виде корня квадратного уравнения [9]:

$$h_{обм} = \frac{1}{a} \cdot \left(-\frac{b}{2} + \sqrt{\frac{b^2}{4} - a \cdot c} \right) \quad (10)$$

Коэффициенты a , b и c представляют собой соответственно квадратичную, линейную и независимую функции площади проводов и изоляции в пазу от его высоты. После решения (10) определяются высота пазов и зубцов, радиальный размер ярма и внешний диаметр.

IV. Результаты экспериментов

Экспериментальные статические характеристики двигателя с преобразованием энергии на третьей гармонике, полученные при различных значениях тока в двух соседних фазах двигателя, от 0,4 до 1,2 номинального тока, показаны на рис. 3. Статическая характеристика – форма угловой характеристики синхронной машины. Она определяет, как изменяется ее электромагнитный момент при отклонении угла поворота ротора от оси неподвижного поля статора, созданного при одном из дискретных сочетаний уровней тока в фазах обмотки якоря.

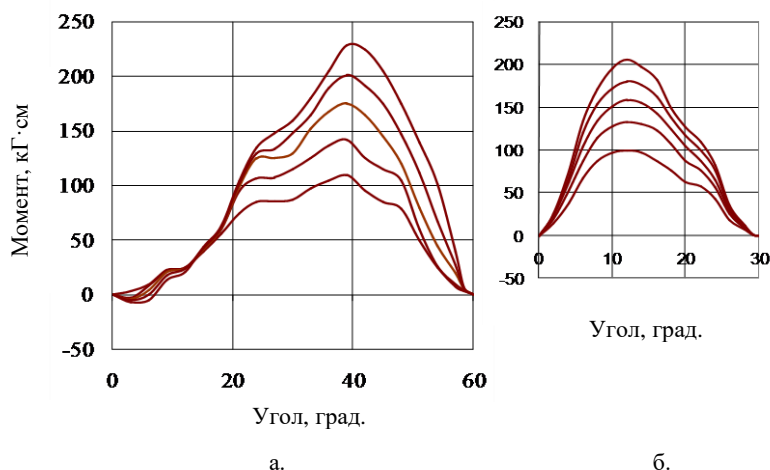


Рис. 3. Угловые (статические) характеристики переменного-полюсного индукторного двигателя с преобразованием энергии на третьей гармонике при двух- (а) и четырех- (б) полюсном поле якоря

Длина активной части испытанного двигателя составляла 195 мм, диаметр расточки – 90 мм, наружный диаметр – 215 мм. Ротор собран из восьми секций с когтеобразными магнитопроводами, расположенными по обеим сторонам кольцевого постоянного магнита из феррита бария марки 16БА190, намагниченного в осевом направлении (на рис. 2 – шестиполюсный вариант, изображены две секции из восьми). Размеры кольцевого магнита: $\varnothing 70 \times \varnothing 30 \times 12$ мм. Предельные механические характеристики показывают, как изменяется электромагнитный момент шагового двигателя с увеличением частоты переключений. Фазовый сдвиг между током и ЭДС для этих характеристик соответствует предельному углу нагрузки $\Theta = \pi/2$.

На рис. 4 показаны предельные механические характеристики индукторного двигателя с преобразованием энергии на третьей гармонике

поля якоря, с двух- (кривые 1 и 2, при различных вариантах схемы соединения катушек в фазах) и четырех- (кривые 3) полюсным полем по первой гармонике. Кривые получены при питании от источника номинального (сплошные линии) и половины от номинального (пунктирные линии) напряжения.

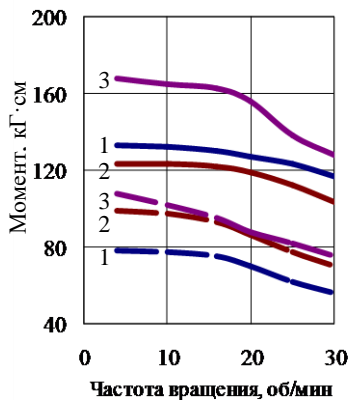


Рис. 4. Предельные механические характеристики двигателей с преобразованием энергии на третьей гармонике в шаговом приводе

V. Выводы

Несмотря на меньший момент по угловым характеристикам (рис. 3), двигатель с двенадцатиполюсным ротором и схемой обмотки якоря (рис. 1, г) обеспечивает более высокие моментные показатели. Это можно объяснить наложением реактивных моментов. При этом дискретность – число устойчивых положений ротора на оборот при переключении фаз обмотки, у этого варианта в два раза выше, чем у варианта с шестиполюсным ротором.

Таким образом, экспериментально проверена и подтверждена работоспособность синхронного двигателя с преобразованием энергии на третьей гармонике поля якоря. Благодаря увеличенному в три раза количеству устойчивых положений на оборот, такая машина может быть использована в шаговом приводе систем автоматизации с повышенными требованиями к точности позиционирования регулирующих органов [9, 10].

© Смирнов А.Ю., 2019

© Александрова Е.Н., 2019

© Кашканов А.О., 2019

© Кралин А.А., 2019

Библиографический список

- [1] Смирнов А.Ю. Анализ магнитоэлектрических машин с преобразованием энергии на высшей гармонике поля якоря // Электричество. 2014. № 9. С. 60-65.
- [2] Чиликин М.Г. Дискретный электропривод с шаговыми двигателями. М.: Энергия, 1971. – 624 с.
- [3] Смирнов А.Ю., Зимин А.Ю. Проектирование одноимённо-полюсных индукторных двигателей с постоянными магнитами на роторе // Электричество. 2015. № 2. С. 54-59.
- [4] Смирнов А.Ю. Силовые электрические машины систем автоматики энергетических установок: автореф. дисс. на соиск. уч. ст. докт. техн. наук, Москва, 2007. – 39 с.
- [5] Попов В.И., Петров Ю.Н. Трёхфазные, специальные и совмещённые обмотки электрических машин переменного тока (основы теории и расчётов). Н. Новгород: Изд-во ВИПИ, 1995. – 339 с.
- [6] Смирнов А.Ю. Индукторные машины. Проектирование и вычислительный анализ (специальный курс). М.: Форум, 2015. – 192 с.
- [7] Копылов И.П. Проектирование электрических машин. М.: Энергия, 1980. – 496 с.
- [8] Жерве Г.К. Обмотки электрических машин. Л.: Энергоатомиздат, 1989. – 400 с.
- [9] Юркевич, Г.П. Системы управления энергетическими реакторами. М.: ЭЛЕКС-КМ, 2001. – 344 с.
- [10] Емельянов И.Я., Воскобойников В.В., Масленок Б.А. Основы конструирования исполнительных механизмов управления ядерных реакторов. М.: Энергоатомиздат, 1987. – 232 с.

**A.Yu. Smirnov¹, E.N. Aleksandrova²,
A.O. Kashkanov³, A.A. Kralin²**

**DEVELOPMENT AND TESTING
OF MAGNETOELECTRIC MACHINE WITH ENERGY
CONVERSION ON THIRD HARMONIC**

¹ Africantov Experimental Design Bureau for Mechanical Engineering
Nizhny Novgorod, Russia

² Nizhny Novgorod State Technical University n.a. R.E. Alekseev
Nizhny Novgorod, Russia

³ Volga State Academy of Water Transport
Nizhny Novgorod, Russia

Abstract. The design of synchronous motor with energy conversion on the third harmonic of armature field in air gap, produced by multiphase stator winding, is describing. In comparison with machine on toothed harmonics of field energy conversion, this one provides more operation speed and smaller losses. Devices with two poles and with

four poles of armature winding on eight salient-pole stator and permanent magnet rotor examined. The approach to design these machines on the basis of machine constant (Arnolds) is developed. To experimentally test the operating availability of synchronous machines with the third harmonic, motor with one stator and two various rotors: with twelve poles manufactured, for operating near two and four stator poles, accordingly. Rotors aggregated from eight sections with annular permanent magnet with outer diameter 70 mm, inner 30 mm and axial length 12 mm from barium ferrite material, magnetized in axial direction, and two claw-shaped magnetic cores, formed poles of alternate polarity. In the course of experimental searches the static and overall mechanical characteristics were received, vindicated operability of motor.

Keywords: armature winding, high harmonics, inductor machine, permanent magnet, rotor, stator, step drive, synchronous motor, winding coefficient.

References

- [1] A.Yu. Smirnov, «Magnetolectric machines with energy conversion at a higher harmonic component of armature field and their analysis», *Electrichestvo*, vol. 9, pp. 60-65, 2014.
- [2] M.G. Chilikin, *Diskretnyy elektroprivod s shagovymi dvigatelyami*. Moscow: Energiya, 1971 (in Russian).
- [3] A.Yu. Smirnov and A.Yu. Zimin, «Designing homopolar inductor motors with permanent magnets on the rotor», *Electrichestvo*, vol. 2, pp. 54-59, 2015.
- [4] A.Yu. Smirnov, «*Silovyye elektricheskiye mashiny sistem avtomatiki energeticheskikh ustanovok*», Cand. of Tech. S., thesis, Moscow, Russia, 2007 (in Russian).
- [5] V.I. Popov and Yu.N. Petrov, *Trokhfaznyye, spetsial'nyye i sovmeshchonnyye obmotki elektricheskikh mashin peremennogo toka (osnovy teorii i raschyotov)*. Nizhny Novgorod: VIPI, 1995 (in Russian).
- [6] A.Yu. Smirnov, *Induktornyye mashiny. Proektirovaniye i vychislitel'nyy analiz (spetsial'nyy kurs)*. Moscow: Forum, 2015 (in Russian).
- [7] I.P. Kopylov, *Proyektirovaniye elektricheskikh mashin*. Moscow: Energiya, 1980 (in Russian).
- [8] G.K. Gerve, *Obmotki elektricheskikh mashin*. St. Petersburg: Energoatomizdat, 1989 (in Russian).
- [9] G.P. Yurcevitsh, *Sistemy upravleniya energeticheskimi reaktorami*. Moscow: Publisher "ELEKS – KM", 2001 (in Russian).
- [10] I.Ya. Emel'yanov, V.V. Voskoboinikov and B.A. Maslenok, *Osnovy konstruirovaniya ispolnitel'nykh mekhanizmov upravleniya yadernykh reaktorov*. Moscow: Energoatomizdat, 1987 (in Russian).

УДК 621.3.012.5

Р.А. Алехин, Ю.П. Кубарьков

ОПТИМИЗАЦИЯ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ РЕАКТИВНОЙ МОЩНОСТИ В ЭНЕРГОСИСТЕМЕ С ПОМОЩЬЮ АЛГОРИТМА ПОИСКА ЛЕТУЧЕЙ МЫШИ

Самарский государственный технический университет

Для современных электротехнических комплексов важным является решение проблем стабилизации напряжения в пределах номинальных значений и оптимизации перетоков реактивной мощности в электрических сетях. Статья посвящена вопросам применения оптимизационных методов для оценки отклонения напряжения от номинальных значений и оптимального распределения источников реактивной мощности. Для решения указанных задач авторами предложено использовать оптимизационный метод поиска летучей мыши. Приведен алгоритм поиска летучей мыши (bat-inspired), основанный на возможности ориентации в пространстве и поиске пищи при помощи эхолокации. Обоснована и показана возможность использования данного алгоритма для оптимального распределения статических синхронных компенсаторов (СТАТКОМ). Представлена схема последовательности выполнения операций по данному алгоритму. Выполнен сравнительный анализ результатов оптимального распределения реактивной мощности и снижения отклонений напряжения, полученных с помощью метода поиска летучей мыши, с результатами, полученными на основе широко распространенного генетического алгоритма. Установлено, что алгоритм поиска летучей мыши является более эффективным.

Ключевые слова: генетический алгоритм, метод поиска летучей мыши, оптимизация, отклонение напряжения, реактивная мощность, статический синхронный компенсатор.

1. Введение

Современные энергосистемы являются одними из крупнейших технических комплексов, построенных когда-либо человеком. Они включают в себя огромное количество оборудования, каждое из которых имеет свой определенный набор характеристик, технических исполнений и настраиваемых параметров. Контроль и надежное управление электроэнергетическими системами относятся к задачам повышенной сложности из-за их больших размеров. Даже простейшие задачи уже невозможно решить без использования мощной вычислительной техники. Ряд вопросов, стоящих перед сотрудниками энергетических компаний, подразумевает выбор из большого множества возможных вариантов конфигурации наиболее эф-

фективной энергосистемы – такой, которая позволит обеспечить наибольшую выгоду по требуемым критериям. Для решения подобных проблем применяются различные оптимизационные методы.

В настоящее время наиболее простыми и эффективными являются эволюционные методы оптимизации [1]. К числу наиболее популярных вариантов для решения различных электроэнергетических задач относятся генетический алгоритм [2], оптимизация роением частиц [3] и имитация отжига [4], разработанные во второй половине XX века [5, 6]. Наиболее важными из задач, решаемых в современной энергетике с помощью данных методов, являются задачи сокращения отклонений уровней напряжений от номинальных значений и оптимальное распределение перетоков реактивной мощности в энергосистеме [7]. Однако развитие методов математической оптимизации продолжается и в настоящее время. Исследователи не только модернизируют или объединяют уже существующие, но и создают новые более эффективные и быстрые методы. К тому же, в большинстве статей по данной проблематике исследования алгоритмов проводятся на малом количестве стандартизированных моделей, не учитывающих различные конфигурации электрических сетей.

Целью данной работы является применение оптимизационного метода поиска летучей мыши для сокращения отклонений уровней напряжений от номинальных значений и оптимальное распределение реактивной мощности в энергосистеме, а также сравнение полученных результатов с наиболее популярным генетическим алгоритмом.

II. Математическая модель

Выработка и потребление реактивной мощности распределены по энергосистеме неравномерно, ввиду чего в разных районах энергосистемы может наблюдаться её избыток или дефицит. Баланс реактивной мощности влияет на уровень напряжения в сети, поэтому и отклонения напряжений в узлах системы от номинальных значений распределены также неравномерно. Всё это ухудшает качество работы энергосистемы. Кроме того, реактивная мощность существенно влияет и на величину перетоков активной мощности в линиях электропередач. Для каждой воздушной и кабельной линии задан максимальный допустимый переток полной мощности, превышение которого ведет к аварийной ситуации в энергосистеме. Соответственно, при увеличении пропускаемой реактивной мощности снижается максимальный возможный переток активной мощности, и наоборот. Поэтому решение задачи оптимального распределения реактивной мощности в электрической сети оказывает положительное влияние как на уровни напряжений во всех узлах энергосистемы, так и на пропускную способность линий электропередачи [8]. Для этих целей в энергетике разработаны средства компенсации реактивной мощности (батареи статических

конденсаторов, шунтирующие реакторы, статические тиристорные компенсаторы и другие), также устройства «распределенной генерации» (солнечные, ветровые, дизельные установки и другие) [9], а также устройства, объединенные в понятие гибких линий электропередачи переменного тока FACTS (Flexible Alternative Current Transmission System). Благодаря им появляется возможность сократить потери реактивной мощности и улучшить режимную ситуацию.

Для выполнения поставленной цели используются две целевые функции, представленные в формулах (1) и (2):

$$F_1(x) = \sum_{i=1}^N R_i \cdot |I_i|^2; \quad (1)$$

$$F_2(x) = \sum_{j=1}^M |U_j - U_{j,ref}|, \quad (2)$$

где N и M – количество ветвей и узлов соответственно, R_i , I_i – сопротивление и ток в ветви i , U_j , $U_{j,ref}$ – рассчитанное и заданное напряжения в узле j .

Оценка эффективности распределения реактивной мощности в сети выполняется с помощью расчета фитнес-функции (3) [10]:

$$f_{\min} = W_1 \cdot F_1 + W_2 \cdot F_2, \quad (3)$$

где W_1 , $W_2 \in [0, 1]$ – весовые коэффициенты и

$$W_1 + W_2 = 1. \quad (4)$$

Корректный расчет установившегося режима не возможен без учета ряда ограничений, обусловленных техническими особенностями того или иного оборудования. Свои пределы, например, имеют активная (P_{gi}) и реактивная (Q_{gi}) мощности генераторов, напряжения в узлах системы (U_j), максимальная пропускная способность у линий электропередачи (S_{Lk}) и количество отпаек у трансформаторов (T_l), описанных в неравенствах (5):

$$\begin{aligned} P_{gi \min} &\leq P_{gi} \leq P_{gi \max}; \\ Q_{gi \min} &\leq Q_{gi} \leq Q_{gi \max}; \\ U_{j \min} &\leq U_j \leq U_{j \max}; \\ S_{Lk} &< S_{Lk \max}; \\ T_{l \min} &\leq T_l \leq T_{l \max}. \end{aligned} \quad (5)$$

Компенсация реактивной мощности в энергосистеме в данной работе выполняется с помощью статических синхронных компенсаторов (СТАТКОМ), которые, благодаря своей конструкции, позволяют добиться плавного регулирования выработки или потребления реактивной мощности ($Q_{\text{СТАТКОМ}i}$) в установленном диапазоне (6):

$$Q_{\text{СТАТКОМ}i \min} \leq Q_{\text{СТАТКОМ}i} \leq Q_{\text{СТАТКОМ}i \max} \quad (6)$$

III. FACTS устройства

В настоящее время по всему миру широкое распространение находят системы FACTS. Это специализированные устройства, в состав которых входят новейшие разработки в сфере силовой электроники, позволяющие превратить электрические сети из пассивных систем, предназначенных для передачи электроэнергии, в активных участников по регулированию различных параметров электрического тока [11]. Регулирование производится в реальном времени в зависимости от сложившейся на данный момент режимной ситуации, что обеспечивает наибольшую оптимальность работы всего оборудования и увеличивает устойчивость всей энергосистемы.

Все FACTS-устройства условно можно разделить на два типа. Устройства первого поколения (FACTS-1) предназначены для регулирования скалярными величинами напряжения и реактивной мощности для обеспечения необходимого надежной работы энергосистемы. К таким устройствам относятся:

- батареи статических конденсаторов (БСК) – устройства, вырабатывающие реактивную мощность в сеть;
- управляемые шунтирующие реакторы (УШР), предназначенные для потребления избыточной реактивной мощности из электрической сети;
- статические тиристорные компенсаторы (СТК). Они объединяют в себе БСК и шунтирующие реакторы. Основным преимуществом данного вида оборудования над упомянутыми выше является наличие тиристорных ключей, за счет чего обеспечивается плавность в регулировании потребления или генерации реактивной мощности;
- устройства продольной компенсации (УПК). Они применяются для уменьшения реактивной составляющей сопротивления линий электропередач, тем самым увеличивая их пропускную способность.

К более современным устройствам относятся FACTS второго поколения (FACTS-2). Подобное оборудование позволяет, опираясь на векторные измерения напряжений δ , управлять такими параметрами электрической сети, как P , Q и U . К таким устройствам относятся:

- объединенный регулятор перетоков мощности. Он позволяет, независимо друг от друга, управлять перетоками активной и реактивной мощностей в линиях электропередач;
- вставка постоянного тока – устройство, позволяющее объединять две энергосистемы с различными частотами и фазами;
- асинхронизированный компенсатор – аппарат, имеющий две (три) обмотки возбуждения, за счет чего обеспечивается более широкий диапазон регулирования реактивной мощности и высокое быстродействие;
- статический синхронный компенсатор.

IV. Статические синхронные компенсаторы мощности

Из всех перечисленных выше устройств наибольший эффект в области снижения отклонений уровней напряжений и сокращения потерь реактивной мощности дают статические синхронные компенсаторы (СТАТКОМ) – устройства динамической компенсации реактивной мощности в сети, созданные на основе биполярных транзисторов с управляемым затвором.

Основными элементами СТАТКОМ являются конденсатор постоянного тока, преобразователь напряжения, трансформатор связи и модуль управления, представленные на рис. 1.

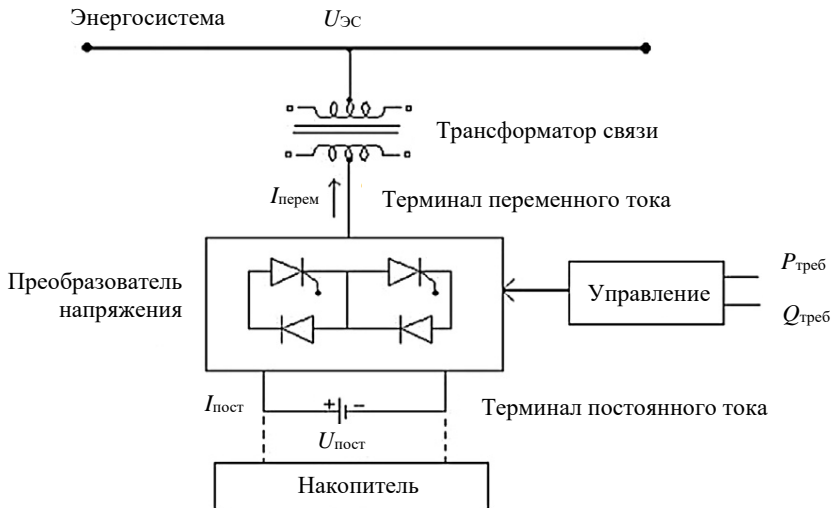


Рис. 1. Схема устройства СТАТКОМ

Устройство преобразует входное напряжение постоянного тока в выходное трехфазное на основной частоте. Мониторинг необходимости

компенсации реактивной мощности выполняется на контроллере путем сравнения фаз напряжения в сети и компенсаторе. В случае равенства фаз компенсация не требуется. Если напряжение в СТАТКОМ опережает напряжение в сети, энергосистема «видит» устройство как емкостное сопротивление, что приводит к генерации реактивной мощности в систему. Если же напряжение в сети опережает напряжение статического синхронного компенсатора, то он представляется в виде индуктивного сопротивления и поглощает избыточную реактивную мощность из энергосистемы [12].

Основными преимуществами данного устройства являются:

- широкий диапазон компенсации реактивной мощности. Возможно как потребление, так и генерация;
- быстроедействие;
- минимальные потери электроэнергии;
- надежная фильтрация гармонических искажений;
- малые габариты в виду отсутствия реакторов и батарей статических конденсаторов.

Все эти положительные качества помогли обеспечить широкое распространение статических синхронных компенсаторов по всему миру.

V. Метод поиска летучей мыши

Алгоритм поиска летучей мыши (bat-inspired) основан на уникальной особенности данного вида животных в ориентации в пространстве и поиске пищи при помощи эхолокации [13].

Рассмотрим алгоритм этого поиска.

1. Инициализация начальных данных энергосистемы, произвольных значений частоты звука f_i , громкости A_i и частоты повторения излучаемых импульсов r_i каждой летучей мыши, а также произвольного значения $rand$. При этом каждый из этих параметров не должен выходить за рамки допустимых значений: $f_{min} \leq f_i \leq f_{max}$, $A_{min} \leq A_i \leq A_{max}$, $r_i \in [0, 1]$ и $rand \in [0, 1]$.
2. Расчет установившегося режима без использования компенсирующих устройств.
3. Расчет целевых и фитнес-функций. Текущий режим принимается за оптимальный.
4. Инициализация произвольного количества, места установки и объемов компенсации устройств СТАТКОМ.
5. Расчет установившегося режима, целевых и фитнес функций для каждой летучей мыши (решения) в популяции.
6. Поиск лучшего решения в текущей популяции x^* и сравнение его с наилучшим решением задачи на текущий момент среди всех популяций. Если значение текущей фитнес-функции оказывается меньше, происходит замена лучшего решения.

7. Изменение частоты звука у всех летучих мышей (решений) в популяции по формуле (7):

$$f_i = f_{\min} + (f_{\max} - f_{\min}) \cdot \beta, \quad (7)$$

где $\beta \in [0,1]$.

8. Если $rand > r_i$,

8.1. Поиск нового решения происходит возле оптимального по выражению (8):

$$x_i^{t+1} = x_* + e \cdot A^t, \quad (8)$$

где $e \in [-1,1]$ – случайное число и A^t – среднее значение громкости всех летучих мышей на шаге t .

8.2. Обновление скоростей и значений выполняется по формулам (9) и (10):

$$v_i^{t+1} = v_i^t + (x_i^t - x_*) \cdot f_i; \quad (9)$$

$$x_i^{t+1} = x_i^t + v_i^{t+1}. \quad (10)$$

9. Если $rand < A_i$ и $f_{\min}(x_i) < f_{\min}(x_*)$, то значения r_i увеличиваются, а A_i сокращаются по формулам (11) и (12) соответственно:

$$r_i^{t+1} = r_i^t \cdot (1 - e^{-\gamma t}); \quad (11)$$

$$A_i^{t+1} = \alpha \cdot A_i^t, \quad (12)$$

где γ и α – константы и $\alpha \in (0,1)$, $\gamma > 0$.

10. Проверка завершения выполнения алгоритма. При выполнении заданного количества итераций выполнение расчетов прекращается, а лучшее на данный момент решение считается оптимальным, иначе алгоритм переходит на шаг 5 [14].

Схема последовательности выполнения всех операций представлена на рис. 2.

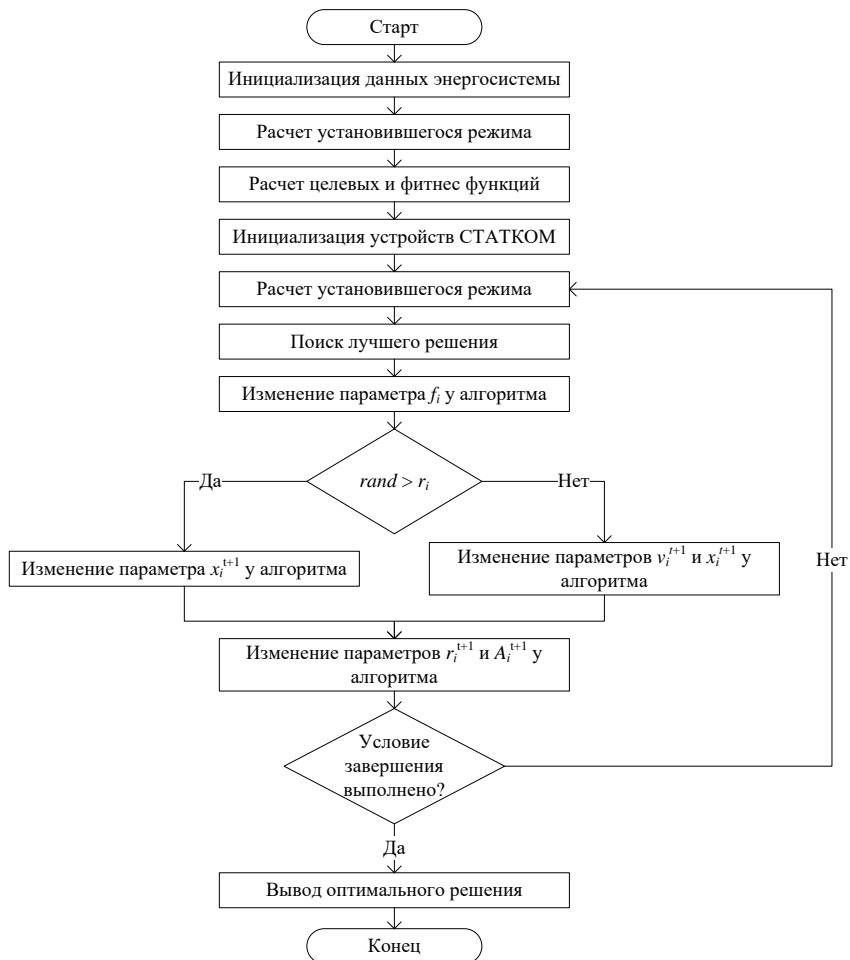


Рис. 2. Последовательность выполнения алгоритма

VI. Генетический алгоритм

Генетический алгоритм – эвристический оптимизационный метод, представляющий математическую реализацию концепций эволюции и естественного отбора Чарльза Дарвина. Впервые опубликованный Дж. Холландом в 1975 году, алгоритм очень быстро обрел популярность среди исследователей ввиду своей универсальности и применимости к решению широкого круга вопросов. На сегодняшний день на генетическом алгоритме основано около 95 % публикуемых в сфере оптимизации статей [5].

Данный алгоритм относится к семейству эволюционных мультиагентных алгоритмов, что свидетельствует о наличии выборки из большого числа решений, изменяющихся от поколения к поколению.

К основным положительным чертам алгоритма относятся:

- простота понимания механизмов работы алгоритма;
- большое количество примеров применения генетического алгоритма в литературе;
- способность находить решение даже при наличии очень грубой первоначальной информации об объекте исследования.

Наиболее существенными недостатками представленного метода являются:

- длительное время выполнения операций;
- слабая масштабируемость: при наличии больших исследуемых систем время нахождения оптимальных решений сильно возрастает. Для сокращения временных затрат прибегают к разделению системы на объекты меньшей размерности с небольшим количеством переменных;
- в ряде задач возможна сходимость к локальному, а не глобальному оптимуму.

Основные механизмы работы генетического алгоритма сформированы на трех важнейших понятиях эволюционной теории: выборе, скрещивании и мутации. На первом этапе работы алгоритма производится случайный выбор пар решений из начального поколения. Далее происходит скрещивание родительских переменных для получения новых решений. Для выполнения указанной задачи каждая переменная преобразуется в двоичный код и выбирается точка раздела числовой последовательности. Для дочерних переменных происходит объединение левой части одного предка и правой части второго и преобразование значения в десятичную систему исчисления. Пример выполняемых действий представлен на рис. 3. Такой подход обеспечивает изменение всех переменных в каждом из решений в достаточно большом диапазоне, чем обеспечивается большое разнообразие особей в каждом из поколений.



Рис. 3. Процесс скрещивания переменных в двоичной системе исчисления

Однако через некоторое время наиболее приспособленная особь (решение) может породить большое количество похожих на себя потомков, что приведет к схождению алгоритма в одной точке, не всегда являющейся глобальным оптимумом. Для исключения подобной ситуации был создан механизм мутаций, с помощью которого в каждом из решений случайным образом меняется одна из переменных. В результате применения мутаций предотвращается преждевременная сходимости алгоритма к локальному оптимуму и обеспечивается наиболее полное исследование области допустимых значений для всех переменных.

После создания нового поколения решений производится отбор наиболее приспособленных значений среди родительских и дочерних. Алгоритм метода аналогичен методу поиска летучей мыши с тем лишь отличием, что действия по пп. 7-9 заменяются на операции выбора, скрещивания, мутации и отбора наиболее приспособленных особей.

VII. Выводы

Рассмотрены результаты применения метаэвристического метода поиска летучей мыши для задач оптимального распределения реактивной мощности и снижения отклонений уровней напряжений в энергосистеме от номинальных значений. Сравнение результатов производилось с генетическим алгоритмом, нашедшим широкое применение для решения подобного рода задач. Исследование проводилось на 33-узловой схеме. Были получены следующие результаты:

- благодаря применению статических синхронных компенсаторов реактивной мощности снизились перепады в уровнях напряжений во всех узлах энергосистемы;
- за счет оптимизации перетоков мощности сократились потери активной мощности и увеличилась пропускная способность линий электропередач.

При этом расчеты с помощью алгоритма поиска летучей мыши имеют высокие показатели, что свидетельствует об эффективности описанного метода.

© Алехин Р.А., 2019
© Кударьков Ю.П., 2019

Библиографический список

- [1] Antunes C.H., Barrico C., Gomes A., Pires D.F., Martins A.G. An evolutionary algorithm for reactive power compensation in radial distribution networks // *Applied Energy*. 2009. Vol. 86. Is. 7-8. P. 977-984.
- [2] Bhattacharyya B., Gupta V.K., Kumar S. Reactive power optimization with SVC & TCSC using genetic algorithm // *Power Engineering and Electrical Engineering*. 2014. Vol. 12. No. 1. P. 1-12.

-
- [3] Jain V.K., Singh H., Srivastava L. Minimization of reactive power using particle swarm optimization // *International Journal Of Computational Engineering Research*. 2012. Vol. 2. Is. 3. P. 686-691.
- [4] Antunes C.H., Lima P., Oliveira E., Pires D.F. A multi-objective simulated annealing approach to reactive power compensation // *Engineering Optimization*. 2011. Vol 43. Is. 10. P. 1063-1077.
- [5] Bansal R.C. Optimization methods for electric power systems: An overview // *International Journal of Emerging Electric Power Systems*. 2005. Vol. 2. Is. 1. Pp. 1-23.
- [6] Stanelyte D., Gudzius S., Andriusiene L. Energy distribution planning models taxonomy and methods of distributed generation systems // *Energy Procedia*. 2017. Vol. 107. Is. 1. P. 275-283.
- [7] Krishna T.M., Ramana N.V., Kamakshaiah S. A novel algorithm for the loss estimation and minimization of radial distribution system with distributed generation // in proc. *International Conference on Energy Efficient Technologies for Sustainability*, April, 2013, Hyderabad, India. P. 1289-1293.
- [8] Tellez A.A., Lopez G., Isaac I., González J.W. Optimal reactive power compensation in electrical distribution systems with distributed resources. Review // *Heliyon*. 2018. Vol. 4. Is. 8. P. 1-30.
- [9] Sioshansi F.P., *Distributed generation and its implications for the utility industry*. Sioshansi Academic Press, Oxford, 2014.
- [10] Apparao A., Bhashna K. Optimal allocation of DG considering loss minimization and voltage profile using PSO // *International Journal of Science and Research*. 2015. Vol. 4. Is. 9. P. 659-663.
- [11] Hingorani N.G., Gyugyi L., *Understanding FACTS: Concepts and technology of Flexible AC Transmission Systems*. IEEE Press, 2000.
- [12] Singh B., Yadav M.K. GA for enhancement of system performance by DG incorporated with D – STATCOM in distribution power networks // *Journal of Electrical Systems and Information Technology*. 2018. Vol. 5. Is. 3. Pp. 388-426.
- [13] Yang X.-S. A New Metaheuristic Bat-Inspired Algorithm, in: *Nature inspired Cooperative Strategies for Optimization // Studies in Computational Intelligence*, Berlin: Springer. 2010. P. 65-74.
- [14] Wulandhari L.A., Komsiyah S., Wicaksono W. Bat algorithm implementation on economic dispatch optimization problem // *Procedia Computer Science*. 2018. Vol. 135. Is. 1. P. 275-282.

R.A. Alekhin, Y.P. Kubarkov

**OPTIMIZATION OF DISTRIBUTION
OF REACTIVE POWER IN ENERGY SYSTEM
BASED ON THE BAT ALGORITHM**

Samara State Technical University
Samara, Russia

Abstract. For modern electrical systems, it is important to solve the problems of voltage stabilization within the nominal values and optimization of reactive power flows in electrical networks. The article is devoted to the application of optimization methods for estimating the voltage deviation from the nominal values and the optimal distribution of reactive power sources. To solve these problems, the authors proposed to use the optimization method of searching for a bat. An algorithm for finding the bat (bat – inspired), based on the possibility of orientation in space and the search for food using echolocation, is given. The possibility of using this algorithm for the optimal distribution of static synchronous compensators (STATCOM) is proved and shown. A flowchart of operations using this algorithm is presented. A comparative analysis of the results of the optimal distribution of reactive power and reduction of voltage deviations obtained using the bat search method, with the results obtained on the basis of a widely used genetic algorithm, is performed. It has been found that the bat search algorithm is more efficient.

Keywords: bat algorithm, genetic algorithm, optimization, reactive power, STATCOM.

References

- [1] C.H. Antunes, C. Barrico, A. Gomes, D.F. Pires and A.G. Martins, «An evolutionary algorithm for reactive power compensation in radial distribution networks», *Applied Energy*, vol. 86, is. 7-8, pp. 977-984, July-Aug. 2009.
- [2] B. Bhattacharyya, V.K. Gupta and S. Kumar, «Reactive power optimization with SVC & TCSC using genetic algorithm», *Power Engineering And Electrical Engineering*, vol. 12, no. 1, pp. 1-12, March 2014.
- [3] V.K. Jain, H. Singh, L. Srivastava, «Minimization of reactive power using particle swarm optimization», *International Journal Of Computational Engineering Research*, vol. 2, is. 3, pp. 686-691, May-June 2012.
- [4] C.H. Antunes, P. Lima, E. Oliveira and D.F. Pires, «A multi-objective simulated annealing approach to reactive power compensation», *Engineering Optimization*, vol. 43, is. 10, pp. 1063-1077, 2011.
- [5] R.C. Bansal, «Optimization methods for electric power systems: An overview», *International Journal of Emerging Electric Power Systems*, vol. 2, is. 1, pp. 1-23, March 2005.

-
- [6] D. Stanelyte, S. Gudzius and L. Andriusiene, «Energy distribution planning models taxonomy and methods of distributed generation systems», *Energy Procedia*, vol. 107, is. 1, pp. 275-283, Feb. 2017.
- [7] T.M. Krishna, N.V. Ramana and S. Kamakshaiyah, «A novel algorithm for the loss estimation and minimization of radial distribution system with distributed generation», in proc. *International Conference on Energy Efficient Technologies for Sustainability*, April, 2013, Hyderabad, India. pp. 1289-1293.
- [8] A.A. Tellez, G. Lopez, I. Isaac and J.W. González, «Optimal reactive power compensation in electrical distribution systems with distributed resources. Review» *Heliyon*, vol. 4, is. 8, pp. 1-30, Aug. 2018.
- [9] F.P. Sioshansi, *Distributed generation and its implications for the utility industry*, Academic Press, 2014.
- [10] A. Apparao and K. Bhashna, «Optimal allocation of DG considering loss minimization and voltage profile using PSO», *International Journal of Science and Research*, vol. 4, is. 9, pp. 659-663, Sept. 2015.
- [11] N.G. Hingorani and L. Gyugyi, *Understanding FACTS: Concepts and technology of Flexible AC Transmission Systems*. IEEE Press, 2000.
- [12] B. Singh and M.K. Yadav, «GA for enhancement of system performance by DG incorporated with D – STATCOM in distribution power networks», *Journal of Electrical Systems and Information Technology*, vol. 5, is. 3, pp. 388-426, Dec. 2018.
- [13] X.-S. Yang, «A new metaheuristic bat – inspired algorithm», in: *Nature inspired Cooperative Strategies for Optimization*, Studies in Computational Intelligence, Berlin: Springer, 2010, pp. 65-74.
- [14] L.A. Wulandhari, S. Komsiyah and W. Wicaksono, «Bat algorithm implementation on economic dispatch optimization problem», *Procedia Computer Science*, vol. 135, Issue 1, pp. 275-282, Jan. 2018.

УДК 620.91**И.Х. Хайруллин, А.М. Якупов****МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ВЕТРОУСТАНОВКИ
КОЛЕБАТЕЛЬНОГО ТИПА**

Уфимский государственный авиационный технический университет

Разрабатывается математическая модель для новой конструктивной схемы ветроустановки колебательного типа, предполагающей использование паруса и синхронного генератора возвратно-поступательного движения. Данная ветроустановка позволяет извлекать энергию при низких скоростях ветра и независимо от его направления. Представлено описание конструктивной схемы ветроустановки колебательного типа и принятые допущения при разработке математической модели. При разработке математической модели учтено сопротивление воздуха, которое зависит от температуры окружающей среды, упругость пружины, сопротивление ветровому потоку различных форм паруса. Разработанная математическая модель может быть применена при дальнейшей эксплуатации ветроустановки колебательного типа в случае внедрения в производство.

Ключевые слова: альтернативная энергетика, ветроустановка колебательного типа, ветроэнергетика, математическая модель, синхронный генератор возвратно-поступательного движения.

I. Введение

Важной практической задачей при развитии альтернативной энергетики является повышение КПД современных ветроустановок (ВУ). Одним из путей ее решения является разработка новых конструкций ВУ [1]. В данном случае авторами предлагается применение колебательных ВУ (КВУ), которые представлены на рис. 1. КВУ имеют ряд преимуществ по сравнению с вращающимися ВУ: упрощение конструкции ветряной электростанции, отсутствие редуктора и минимизация потерь энергии.

Для успешного проектирования, строительства и эксплуатации подобных КВУ необходимо точное описание физических процессов в ВУ. Поэтому создание математической и имитационной модели является актуальной научно-технической задачей.

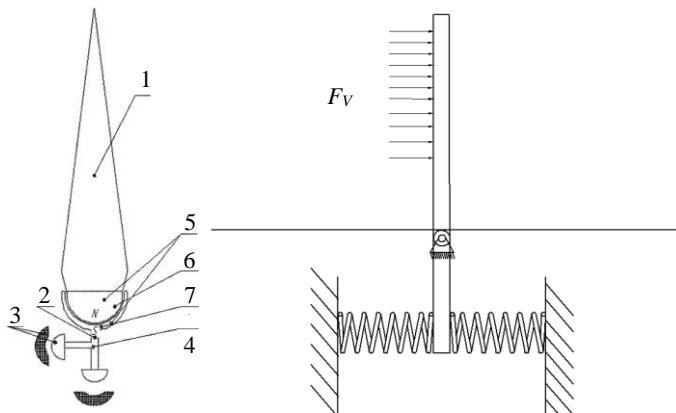


Рис. 1. Расчетная схема КБУ

II. Конструкция КБУ

Рассмотрим элементы предлагаемой конструкции КБУ [2]. Это рабочий орган 1, выполненный в виде упругого элемента, связанного магнитной связью с преобразователем энергии 2, выполненный в виде генератора возвратно-поступательного движения, состоящего из активной системы 3 и стержня 4. Устройство защиты от запредельных ветровых нагрузок 5 (рис. 2) состоит из первого и второго постоянных магнитов сферической формы 6 и 7. Они расположены разноименными полюсами относительно друг друга. Стержень 4 жестко соединен со вторым постоянным магнитом сферической формы 7, а рабочий орган 1, выполненный в виде упругого элемента, жестко соединен с первым постоянным магнитом сферической формы 6, а также пружины 8.

Опишем работу предложенной ветроэнергетической установки. При воздействии потоком текучей среды (жидкости или газа) на рабочий орган 1, он начинает колебаться. Колебания при этом передаются на первый постоянный магнит сферической формы 6, который притянут ко второму постоянному магниту сферической формы 7. За счет этого колебания передаются на стержень 4 преобразователя энергии 2, выполненного в виде генератора возвратно-поступательного движения (ГВПД), который начинает вырабатывать электрическую энергию. Колебания обеспечиваются пружиной 8.

Таким образом, предлагаемая конструктивная схема позволяет расширить функциональные возможности благодаря введению восприятия потока среды во всех координатных плоскостях и минимизации потерь энергии за счет использования магнитного устройства защиты от запредельных ветровых нагрузок.

В результате повышается коэффициент полезного действия и энергетическая эффективность ветроэнергетической установки. Реальная модель КВУ представлена в виде расчетной схемы (рис. 1). Сила, воспринимаемая предлагаемой ветроустановкой F_B , определяется выражением [2]:

$$F_B = C_x \cdot \frac{\rho \cdot S}{2} (V_K^2 - V_H^2) \cdot \cos \beta, \quad (1)$$

где C_x – коэффициент сопротивления тела ветровому потоку в зависимости от формы тела, ρ – плотность воздуха, S – площадь паруса, V_K – конечная скорость ветра, V_H – начальная скорость ветра, β – угол атаки ветра на парус.

III. Математическая модель КВУ

При решении данной задачи вводятся следующие допущения:

- парус отклоняется на малые углы;
- ветровое течение имеет ламинарный характер;
- магнитная проницаемость немагнитного рабочего зазора ГВПД равна проницаемости вакуума μ_0 , магнитная проницаемость постоянных магнитов $\mu_0 = \text{const}$;
- потоки рассеяния не учитываются;
- тангенциальная составляющая магнитного поля не учитывается ввиду того, что она практически не участвует в преобразовании механической энергии в электрическую;
- между соседними активными элементами ГВПД отсутствуют взаимодействия магнитного поля;
- стержни абсолютно упругие, то есть отклонения от нулевого положения отсутствуют.

Далее будет рассматриваться описание выражения динамики ветроэнергетической установки (ВЭУ) колебательного типа по одной оси. При использовании ГВПД решающее значение имеет изменение силы ветрового потока, который через парус воздействует на стержни ГВПД. Поэтому в расчетной формуле воздействия ветрового потока присутствует изменение силы, выражение (1).

Согласно закону Гука [3], отклонение паруса определяется в виде:

$$\Delta F_r = -k \cdot x, \quad (2)$$

где k – коэффициент упругости, x – отклонение пластины от начального положения.

Сопротивление воздуха определяется выражением [4]:

$$F_{\text{сопр.воз.}} = \frac{\gamma_0 \cdot \frac{T_0 + C}{T + C} \cdot \left(\frac{T}{T_0}\right)^{\frac{\delta}{2}} b \cdot a \cdot \frac{dx}{dt}}{\delta}, \quad (3)$$

где C – постоянная Сазерленда, T_0 – температура воздуха в воздушном зазоре в момент запуска, T – температура воздуха в момент времени, γ_0 – кинематическая вязкость воздуха, δ – ширина воздушного зазора, b – ширина постоянных магнитов, a – длина постоянных магнитов.

Сила, обусловленная постоянными магнитами в пространстве [5]:

$$F_M = C_M \cdot x, \quad (4)$$

где C_M – конструктивный коэффициент, который равен:

$$C_M = k_m \cdot x \cdot \frac{2 \cdot \mu_0 \cdot l \cdot F_m^2}{\pi \cdot k_\mu \cdot a}, \quad (5)$$

где k_m – коэффициент упругости, k_μ – коэффициент насыщения магнитной среды, F_m – МДС постоянных магнитов, l – рабочая длина магнитов, μ_0 – магнитная проницаемость вакуума.

Тогда уравнение динамики запишется в следующем виде:

$$m \cdot \frac{d^2 x}{dt^2} = \Delta F_\Gamma + \Delta F_B - F_{\text{сопр.воз.}} - F_M. \quad (6)$$

С учетом выражений (1-4), уравнение (5) записывается в виде:

$$m \cdot \frac{d^2 x}{dt^2} = -k \cdot x + C_x \cdot \frac{p \cdot S}{2} (V_K^2 - V_H^2) \cos \beta - \frac{\gamma_0 \cdot \frac{T_0 + C}{T + C} \cdot \left(\frac{T}{T_0}\right)^{\frac{\delta}{2}} b \cdot a \cdot \frac{dx}{dt}}{\delta} - k_m \cdot x \cdot \frac{2 \cdot \mu_0 \cdot l \cdot F_m^2}{\pi \cdot k_\mu \cdot a}. \quad (7)$$

Амплитудное значение отклонения x определяется в максимально отклоненном положении А. Для данного положения:

$$\frac{d^2x}{dt^2} = 0; \frac{dx}{dt} = 0.$$

Поэтому уравнение (6) запишется в виде:

$$0 = -k \cdot x + C_x \cdot \frac{p \cdot S}{2} \cdot (V_K^2 - V_H^2) \cdot \cos \beta - k_m \cdot x \cdot \frac{2 \cdot \mu_0 \cdot l \cdot F_m^2}{\pi \cdot k_\mu \cdot a}. \quad (8)$$

Решением данного уравнения будет:

$$A = \frac{C_x \cdot \frac{p \cdot S}{2} \cdot (V_K^2 - V_H^2) \cdot \cos \beta - k_m \cdot x \cdot \frac{2 \cdot \mu_0 \cdot l \cdot F_m^2}{\pi \cdot k_\mu \cdot a}}{k}. \quad (9)$$

Из выражения (8) видно, что первым необходимым критерием выбора жесткости пружины и параметров постоянных магнитов является максимальное отклонение A . Должны быть выбраны такие параметры, чтобы обеспечить минимально необходимое отклонение x_{\min} при среднегодовой скорости ветра. x_{\min} – это минимальное расстояние, необходимое для отклонения постоянных магнитов от обмотки.

Как известно, описание уравнения движения в колебательных механических системах с пружинами осуществляется следующим выражением [3]:

$$x = A \cdot \sin(\omega \cdot t + \varphi) \cdot e^{-\lambda t}, \quad (10)$$

где ω – частота колебаний, φ – начальная фаза колебаний паруса, λ – декремент затухания, t – время от начала возмущения.

Для нахождения частоты колебаний и определения декремента затухания записывается уравнение (6) в следующем виде и при замене

$$\frac{dx}{dt} = x':$$

$$m \cdot x'' + \frac{\gamma_0 \cdot \frac{T_0 + C}{T + C} \cdot \left(\frac{T}{T_0}\right)^{\frac{\delta}{2}} \cdot b \cdot a \cdot \frac{dx}{dt}}{\delta} \cdot x' + (k + k_m \cdot x \cdot \frac{2 \cdot \mu_0 \cdot l \cdot F_m^2}{\pi \cdot k_\mu \cdot a}) \cdot x = \quad (11)$$

$$= C_x \cdot \frac{p \cdot S}{2} \cdot (V_K^2 - V_H^2) \cdot \cos \beta.$$

Данное уравнение является линейным однородным дифференциальным уравнением второго порядка с постоянными коэффициентами. Разделив уравнение (10) на m , получаем:

$$x'' + \frac{\gamma_0 \cdot \frac{T_0 + C}{T + C} \cdot \left(\frac{T}{T_0}\right)^{\frac{\delta}{2}} \cdot b \cdot a}{m \cdot \delta} \cdot x' + \frac{(k + k_m \cdot x \cdot \frac{2 \cdot \mu_0 \cdot l \cdot F_m^2}{\pi \cdot k_\mu \cdot a})}{m} \cdot x = \frac{C_x \cdot \frac{P \cdot S}{2} \cdot (V_K^2 - V_H^2) \cdot \cos \beta}{m}. \quad (12)$$

Дифференциальное уравнение затухающих гармонических колебаний описывается следующим образом [3]:

$$x'' + 2 \cdot \beta \cdot x' + \omega_0^2 \cdot x = 0, \quad (13)$$

где β – коэффициент затухания, ω_0 – собственная частота колебаний незатухающего осциллятора.

Исходя из уравнений (11) и (12), собственная частота колебаний индуктора будет равна:

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{(k + k_m \cdot x \cdot \frac{2 \cdot \mu_0 \cdot l \cdot F_m^2}{\pi \cdot k_\mu \cdot a})}{m}}. \quad (14)$$

Как видно из выражения (12), частота колебаний индуктора определяется не только жесткостью пружин, но и параметрами постоянных магнитов. Из уравнений (11) и (12) коэффициент затухания определяется по выражению:

$$\beta = \frac{\gamma_0 \cdot \frac{T_0 + C}{T + C} \cdot \left(\frac{T}{T_0}\right)^{\frac{\delta}{2}} \cdot b \cdot a}{2 \cdot m \cdot \delta}. \quad (15)$$

Как видно из выражения (13), затухание колебаний полностью обусловлено сопротивлением воздуха.

Уравнение (11) переписывается в следующем виде:

$$x'' + 2 \cdot \beta \cdot x' + \omega_0^2 \cdot x = \Delta F_B. \quad (16)$$

Для решения линейного однородного уравнения второго порядка, описанного в (12), вводится функция:

$$x(t) = A \cdot e^{\lambda t}. \quad (17)$$

Тогда:

$$x'(t) = A \cdot \lambda \cdot e^{\lambda t} \quad (18)$$

и

$$x''(t) = A \cdot \lambda^2 \cdot e^{\lambda t}. \quad (19)$$

Подставив (16-18) в (12):

$$A \cdot \lambda^2 \cdot e^{\lambda t} + 2 \cdot \beta \cdot A \cdot \lambda \cdot e^{\lambda t} + \omega_0^2 \cdot A \cdot e^{\lambda t} = 0. \quad (20)$$

Получится следующее характеристическое уравнение:

$$\lambda^2 + 2 \cdot \beta \cdot \lambda + \omega_0^2 = 0. \quad (21)$$

Решением данного уравнения будет:

$$\lambda_{1,2} = \frac{-2 \cdot \beta \pm \sqrt{4 \cdot \beta^2 - 4 \cdot \omega_0^2}}{2} = -\beta \pm \sqrt{\beta^2 - \omega_0^2}. \quad (22)$$

В случае, когда $\beta > \omega_0$, будет происходить сильное затухание. В случае, когда $\beta = \omega_0$, будет происходить гармоническое затухание. В случае, когда $\beta < \omega_0$, будут происходить затухающие колебания. Необходимым для эффективной работы генератора является режим колебаний, поэтому должно соблюдаться условие:

$$\frac{\gamma_0 \cdot \frac{T_0 + C}{T + C} \cdot \left(\frac{T}{T_0}\right)^{\frac{\delta}{2}} \cdot b \cdot a}{2 \cdot m \cdot \delta} < \sqrt{\frac{(k + k_m \cdot x \cdot \frac{2 \cdot \mu_0 \cdot l \cdot F_m^2}{\pi \cdot k_\mu \cdot a})}{m}}. \quad (23)$$

Жесткость пружины и характеристики применяемых магнитов должны определяться из выражения (22) таким образом, чтобы создавался режим колебаний. При этом необходимо руководствоваться климатическим фактором и вязкостью текучей среды, это видно по выражению (22). Таким образом, определены два критерия для параметров пружины и постоянных магнитов (выражения (8) и (22)), исходя из климатических факторов.

Общее решение характеристического уравнения (12) запишется в виде:

$$x(t) = e^{-\beta t} \cdot (C_1 \cdot \cos(\sqrt{\beta^2 - \omega_0^2}) + C_2 \cdot \sin(\sqrt{\beta^2 - \omega_0^2})). \quad (24)$$

Собственная частота колебаний будет равна:

$$\omega = (\sqrt{\beta^2 - \omega_0^2}). \quad (25)$$

С учетом (13) и (14):

$$\omega = \sqrt{\left(\frac{\gamma_0 \cdot \frac{T_0 + C}{T + C} \cdot \left(\frac{T}{T_0}\right)^{\frac{3}{2}} \cdot b \cdot a}{2 \cdot m \cdot \delta} \right)^2 - \left(\frac{(k + k_m \cdot x \cdot \frac{2 \cdot \mu_0 \cdot l \cdot F_m^2}{\pi \cdot k_\mu \cdot a})}{m} \right)^2}. \quad (26)$$

Уравнение движения индуктора (23) переписывается в общем виде:

$$x(t) = A \cdot e^{-\beta t} \cdot \cos(\omega t + \varphi). \quad (27)$$

Уравнение движения индуктора (23) переписывается в общем виде:

$$x(t) = \frac{C_x \cdot \frac{P \cdot S}{2} \cdot (V_K^2 - V_H^2) \cdot \cos \beta - k_m \cdot x \cdot \frac{2 \cdot \mu_0 \cdot l \cdot F_m^2}{\pi \cdot k_\mu \cdot a}}{k} \cdot e^{-\frac{\gamma_0 \cdot \frac{T_0 + C}{T + C} \cdot \left(\frac{T}{T_0}\right)^{\frac{3}{2}} \cdot b \cdot a}{2 \cdot m \cdot \delta} \cdot t}. \quad (28)$$

$$\cdot \cos \left[\left(\frac{\gamma_0 \cdot \frac{T_0 + C}{T + C} \cdot \left(\frac{T}{T_0} \right)^{\frac{3}{2}} \cdot b \cdot a}{2 \cdot m \cdot \delta} \right)^2 - \frac{(k + k_m \cdot x) \cdot \frac{2 \cdot \mu_0 \cdot l \cdot F_m^2}{\pi \cdot k_\mu \cdot a}}{m} \cdot t + \varphi \right].$$

Таким образом, было получено выражение (27), описывающее движение индуктора в зависимости от изменения скорости ветра.

Далее рассмотрены уравнения напряжений и электродвижущей силы (ЭДС) в ТКЭП. Эквивалентная электрическая схема замещения генератора приведена на рис. 3.

ЭДС генератора ТКЭП определяется выражением [5]:

$$E_V = \frac{w_\phi \cdot k_{об} \cdot B \cdot S_M}{\sqrt{2}} \cdot \frac{dx}{dt}, \quad (29)$$

где w_ϕ – количество витков обмотки, $k_{об}$ – обмоточный коэффициент, B – остаточная индукция постоянных магнитов, S_M – площадь магнитов.

С учетом (27), (28) запишется в виде:

$$E_V = - \frac{w_\phi \cdot k_{об} \cdot B \cdot S_M}{\sqrt{2}} \cdot \frac{C_x \cdot \frac{P \cdot S}{2} \cdot (V_K^2 - V_H^2) \cdot \cos \beta - k_m \cdot x \cdot \frac{2 \cdot \mu_0 \cdot l \cdot F_m^2}{\pi \cdot k_\mu \cdot a} \cdot e^{\frac{\gamma_0 \cdot \frac{T_0 + C}{T + C} \left(\frac{T}{T_0} \right)^{\frac{3}{2}} \cdot b \cdot a}{2 \cdot m \cdot \delta}}}{k} \cdot \left[\left(\frac{\gamma_0 \cdot \frac{T_0 + C}{T + C} \cdot \left(\frac{T}{T_0} \right)^{\frac{3}{2}} \cdot b \cdot a}{2 \cdot m \cdot \delta} \right)^2 - \frac{(k + k_m \cdot x) \cdot \frac{2 \cdot \mu_0 \cdot l \cdot F_m^2}{\pi \cdot k_\mu \cdot a}}{m} \cdot \frac{\gamma_0 \cdot \frac{T_0 + C}{T + C} \cdot \left(\frac{T}{T_0} \right)^{\frac{3}{2}} \cdot b \cdot a}{2 \cdot m \cdot \delta} \right] \cdot \sin \left[\left(\frac{\gamma_0 \cdot \frac{T_0 + C}{T + C} \cdot \left(\frac{T}{T_0} \right)^{\frac{3}{2}} \cdot b \cdot a}{2 \cdot m \cdot \delta} \right)^2 - \frac{(k + k_m \cdot x) \cdot \frac{2 \cdot \mu_0 \cdot l \cdot F_m^2}{\pi \cdot k_\mu \cdot a}}{m} \cdot t + \varphi \right]. \quad (30)$$

Уравнения напряжений для схемы, приведенной на рис. 3, запишутся в следующем виде [5]:

$$(L_{\Gamma} + L_{\text{H}}) \cdot \frac{di}{dt} + (R_{\Gamma} + R_{\text{H}}) \cdot i = E_{\text{V}}. \quad (31)$$

Напряжение нагрузки будет равно:

$$U_{\Gamma} = L_{\Gamma} \cdot \frac{di}{dt} + R_{\Gamma} \cdot i. \quad (32)$$

Необходимо рассмотреть динамику изменения тока в цепи. Для этого принимается, что в начальный момент времени $i(-0) = i(+0) = 0$. Также записывается уравнение ЭДС в упрощенной форме, и начальная фаза колебаний принимается равной нулю:

$$E_{\text{V}} = -w_{\phi} \cdot k_{\text{об}} \cdot B \cdot S_{\text{M}} \cdot \frac{\Delta F_{\text{B}} - F_{\text{M}}}{k} \cdot e^{-\beta t} \cdot \omega \cdot \beta \cdot \sin(\omega \cdot t + \varphi). \quad (33)$$

Принимается:

$$E_{\text{Vmax}} = w_{\phi} \cdot k_{\text{об}} \cdot B \cdot S_{\text{M}} \cdot \frac{\Delta F_{\text{B}} - F_{\text{M}}}{k} \cdot \omega \cdot \beta. \quad (34)$$

Тогда (33) запишется в виде:

$$E_{\text{V}} = -E_{\text{Vmax}} \cdot e^{-\beta t} \cdot \omega \cdot \beta \cdot \sin(\omega t + \varphi) = -E_{\text{Vmax}} \cdot e^{-\beta t} \cdot e^{j \cdot \varphi}. \quad (35)$$

Характеристическое уравнение, исходя из (31), будет выглядеть следующим образом:

$$(L_{\Gamma} + L_{\text{H}}) \cdot p + (R_{\Gamma} + R_{\text{H}}) = 0, \quad (36)$$

где p – дифференциальный оператор. Решение характеристического уравнения:

$$p = \frac{(R_{\Gamma} + R_{\text{H}})}{(L_{\Gamma} + L_{\text{H}})}. \quad (37)$$

Тогда принужденная составляющая тока будет равна:

$$i_{\text{пр}} = \frac{-E_{V\text{max}} \cdot e^{-\beta t} \cdot e^{j\varphi}}{R_{\Gamma} + R_{\text{H}} + j \cdot \omega \cdot (L_{\Gamma} + L_{\text{H}})}. \quad (38)$$

Свободная составляющая тока равна:

$$i_{\text{св}} = i_{+0} - i_{\text{пр}} = \frac{E_{V\text{max}} \cdot e^{-\beta t} \cdot e^{j\varphi}}{R_{\Gamma} + R_{\text{H}} + j \cdot \omega \cdot (L_{\Gamma} + L_{\text{H}}) \cdot p}. \quad (39)$$

Тогда мгновенное значение тока после коммутации равно:

$$i_{\text{св}} = i_{\text{пр}} + i_{\text{св}} \cdot e^{pt} = \frac{w_{\phi} \cdot k_{\text{об}} \cdot B \cdot S_{\text{M}} \cdot \frac{\Delta F_{\text{B}} - F_{\text{M}}}{k} \cdot \omega \cdot \beta \cdot e^{-\beta t} \cdot e^{j\varphi}}{R_{\Gamma} + R_{\text{H}} + j \cdot \omega \cdot (L_{\Gamma} + L_{\text{H}})} \cdot (e^{-\frac{(R_{\Gamma} + R_{\text{H}}) \cdot t}{(L_{\Gamma} + L_{\text{H}})}} - 1). \quad (40)$$

Выходное напряжение генератора определяется исходя из (32) и (40). Уравнения для других осей аналогичны.

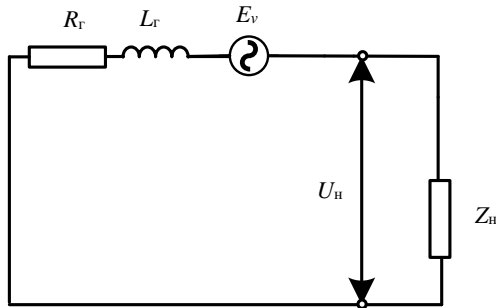


Рис. 3. Эквивалентная электрическая схема замещения генератора

IV. Результаты и выводы

Разработана математическая модель новой ветроустановки колебательного типа, позволяющей извлекать энергию ветра при низких скоростях ветра.

Библиографический список

- [1] Вавилов В.Е., Якупов А.М. Колебательная ветроустановка // Альтернативная энергетика и экология. 2013. № 6-2 (128). С. 61-66.
- [2] Хайруллин И.Х., Исмагилов Ф.Р., Вавилов В.Е., Якупов А.М. Ветроэнергетическая установка, Пат. 2528793 РФ, заявл. 17.09.13; опубл. 20.09.14. – Бюл. №5.
- [3] Энергия ветра или на чем основаны расчеты. [Электронный ресурс]. URL: <https://skootsone.yolasite.com/wind-pow-01.php> (дата обращения 01.10.2018).
- [4] Бутенин Н.В., Лунц Я.Л., Меркин Д.Р. Курс теоретической механики: В 2-х т. СПб.: Лань, 2008. – 729 с.
- [5] Шабанов А.Ю., Зайцев А.Б., Кудинов С.И. Новый метод определения высокотемпературной кинематической вязкости моторных масел // Двигателестроение. 2009. № 2 (236). С. 53-54.
- [6] Хитерер М.Я., Овчинников И.Е. Синхронные электрические машины возвратно-поступательного движения. СПб.: КОРОНА-принт, 2008. – 368 с.
- [7] Якупов А.М. Исследование методики краткосрочного прогнозирования выработки СЭС // Интеллектуальная электротехника. 2018. № 3 (3). С. 44-53.

I.H. Khayrullin, A.M. Yakupov

**RESEARCH OF METHOD OF SHORT-TERM
FORECASTING OF PRODUCTION
OF SOLAR POWER PLANTS**

Ufa State Aviation Technical University,
Ufa, Russia

Abstract. In this article, the authors develop a mathematical model for a new structural design of wind turbine oscillating type. A new structural design of wind turbine oscillating type involves the use of a sail and a synchronous generator of reciprocating motion. This wind plant allows you to extract wind energy at low wind speeds, regardless of wind direction. Article describes the design of the oscillating type wind turbine and the accepted assumptions for developing a mathematical model. At developing a mathematical model, air resistance is taken into account, which depends on the ambient temperature, spring elasticity, and resistance to wind flow of various forms of sail. The developed mathematical model can be applied in the further operation of an oscillating type wind turbine in case of its introduction into production.

Keywords: alternative energy, mathematical model, reciprocating synchronous generator, wind energy, wind turbine oscillating type.

References

- [1] V.E. Vavilov and A.M. Yakupov, «Oscillating wind turbines», *Alternativnaya Energetika i Ekologiya*, vol. 6-2, no. 128, pp. 61-66, 2013.
- [2] I.H. Khayrullin, F.R. Ismagilov, V.E. Vavilov and Yakupov A.M., «Vetroehnergeticheskaya ustanovka», R.F. Patent 2528793, Sept. 20, 2014.
- [3] «Energiya vetra ili na chem osnovany raschety». [Online]. Available at: <https://skootsone.yolasite.com/wind-pow-01.php> (in Russian).
- [4] N.V. Butenin, J.L. Lunts and D.R. Merkin, *Kurs teoreticheskoy mekhaniki*. St. Petersburg: LAN, 2008 (in Russian).
- [5] A.Yu. Shabanov, A.B. Zaitsev and S.I. Kudinov, «New method of determination of lube oil high-temperature viscosity», *Dvigatelistroyeniye (Engines construction)*, vol. 2, no. 236, pp. 53-54, 2009.
- [6] M.Ya. Khiterer and I.Ye. Ovchinnikov, *Sinkhronnyye elektricheskiye mashiny vozvratno – postupatel'nogo dvizheniya*. St. Petersburg: CORONA – print, 2008 (in Russia).
- [7] A.M. Yakupov, «Method of short-term forecasting of solar power plants production», *Smart Electrical Engineering*, vol. 3, no 3, pp. 44-53, Sep. 2018.

УДК 621.314.2

А.С. Серебряков, В.Л. Осокин

УРАВНЕНИЯ СОСТОЯНИЯ И МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ПРОЦЕССОВ В ТРАНСФОРМАТОРЕ

Нижегородский государственный инженерно-экономический университет

На основании уравнений состояния предложена математическая модель электромагнитных процессов в трансформаторе без учета потерь в магнитопроводе. Электромагнитные процессы в обмотках трансформатора описываются уравнениями с учетом того, что, согласно принципу Ленца, электродвижущая сила (ЭДС), индуцированная за счет изменения тока, имеет направление, препятствующее изменению тока, вызывающего эту ЭДС. Таким образом, положительное направление ЭДС самоиндукции направлено против положительного направления тока. Это отличает предложенную модель от принятой в литературе по электромеханике. Модель позволяет ввести единообразно в записи уравнений состояния для машин постоянного и переменного тока. Зависимость напряженности магнитного поля в сердечнике от индукции аппроксимирована с помощью гиперболического синуса. На предложенной модели в интегрированном пакете MathCAD исследованы переходные процессы при включении трансформатора под напряжение с нагрузкой и без нагрузки. Результаты исследования могут быть использованы при проектировании и эксплуатации интеллектуальных систем релейной защиты и автоматики силовых трансформаторов, питающих сложную переменную нагрузку.

Ключевые слова: магнитная цепь трансформатора, поток рассеивания, ток намагничивания, холостой ход, электрические цепи трансформатора, электромагнитные процессы.

1. Введение

При проектировании и эксплуатации интеллектуальных систем релейной защиты и автоматики силовых трансформаторов, питающих сложную переменную нагрузку, для принятия правильного решения необходимо анализировать установившиеся и переходные процессы, протекающие в трансформаторах при нормальных и аварийных режимах. Например, при одинаковом мгновенном значении броска тока в первичной обмотке трансформатора система защиты должна четко улавливать разницу между током короткого замыкания и намагничивающим током при включении трансформатора [1-3]. В первом случае защита должна срабатывать мгновенно.

венно, а во втором случае – не срабатывать, или срабатывать с выдержкой времени.

II. Постановка задачи исследования

Использование для этой цели методов классической математики во многих случаях оказывается весьма затруднительным из-за нелинейных зависимостей, связывающих в трансформаторе разные физические величины, а принятие многих допущений или использование графических методов дает лишь приближенные качественные решения [4-6]. Более эффективным методом анализа процессов является метод численного решения нелинейных дифференциальных уравнений состояния в интегрированном пакете компьютерной математики MathCAD. Для этого необходимо составить математическую модель трансформатора в виде системы нелинейных дифференциальных уравнений в форме Коши, которая может решаться в пакете MathCAD с помощью метода Рунге-Кутты четвертого порядка [7]. Задачей, рассматриваемой в данной статье, является составление математической модели трансформатора и исследование электромагнитных процессов в трансформаторе на этой модели.

III. Материалы и методы. Принятые допущения

Рассмотрим основные положения метода численного решения дифференциальных уравнений на примере модели двухобмоточного трансформатора (рис. 1), который содержит две электрических цепи и одну магнитную цепь, связывающую эти электрические цепи. Математическая модель электромагнитных процессов в трансформаторе включает в себя дифференциальные уравнения равновесия электрических цепей для первичной и вторичной обмоток трансформатора и одно уравнение для магнитной цепи (ферромагнитного сердечника). В качестве допущения при создании модели примем, что потери мощности на перемагничивание ферромагнитного сердечника равны нулю.

Электромагнитные процессы в обмотках трансформатора описываются уравнениями, составленными по второму закону Кирхгофа с учетом того, что согласно принципу Ленца, ЭДС, индуцированная за счет изменения тока, имеет направление, препятствующее изменению тока, вызывающего данную ЭДС, т.е. положительное направление ЭДС самоиндукции направлено против положительного направления тока (рис. 1) [8]:

$$R_1 \cdot i_1 = u_1 - e_{c1} - e_1, \quad (1)$$

или, перенося выражения для ЭДС в левую часть, получим:

$$R_1 \cdot i_1 + e_{c1} + e_1 = u_1, \quad (2)$$

где u_1 – питающее напряжение, $e_{\sigma 1}$ и $e_{\sigma 2}$ – индуцированные ЭДС рассеяния первичной и вторичной обмоток.

Как видно из рис. 1, направление обоих ЭДС и тока в первичной обмотке трансформатора встречные, потому что первичная обмотка по отношению к питающей сети является приемником электрической энергии [8].

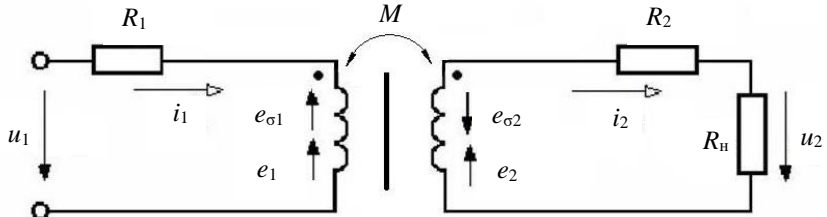


Рис. 1. Расчетная схема трансформатора с учетом взаимной индукции

ЭДС e_1 первичной обмотки w_1 , так же, как и ЭДС e_2 вторичной обмотки w_2 , создается за счет изменения основного магнитного потока Φ , который замыкается по стальному магнитопроводу. ЭДС e_1 в первичной обмотке:

$$e_1 = w_1 \cdot \frac{d\Phi}{dt}. \quad (3)$$

ЭДС рассеяния $e_{\sigma 1}$ первичной обмотки w_1 создается за счет изменения магнитного потока рассеяния $\Phi_{\sigma 1}$, который замыкается по немагнитной среде (воздух, масло, медь или алюминий), имеющей постоянную магнитную проницаемость. Вследствие этого поток рассеяния $\Phi_{\sigma 1}$ пропорционален току i_1 :

$$e_{\sigma 1} = L_{\sigma 1} \cdot \frac{di_1}{dt}. \quad (4)$$

Подставив значения ЭДС e_1 и $e_{\sigma 1}$ в уравнение (2), получим дифференциальное уравнение для первичной обмотки трансформатора:

$$R_1 \cdot i_1 + L_{\sigma 1} \cdot \frac{di_1}{dt} + w_1 \cdot \frac{d\Phi}{dt} = u_1. \quad (5)$$

Аналогично запишем уравнения для вторичной обмотки w_2 , учитывая, что вторичная обмотка по отношению к нагрузке является источником электрической энергии и направление тока i_2 совпадает с направлением ЭДС взаимной индукции e_2 , а ЭДС рассеяния,

$$e_{\sigma 2} = L_{\sigma 2} \cdot \frac{di_2}{dt}, \quad (6)$$

индуцируемая током i_2 , направлена против этого тока:

$$R_2 \cdot i_2 + u_2 = e_2 - e_{\sigma 2}, \quad (7)$$

или

$$R_2 \cdot i_2 + R_H \cdot i_2 + e_{\sigma 2} = e_2. \quad (8)$$

Окончательно:

$$R_2 \cdot i_2 + R_H \cdot i_2 + L_{\sigma 2} \cdot \frac{di_2}{dt} = w_2 \cdot \frac{d\Phi}{dt}. \quad (9)$$

В этих уравнениях R_1 и R_2 – активные сопротивления соответственно первичной и вторичной обмоток, обусловленные сопротивлением металла обмоток. $L_{\sigma 1}$ и $L_{\sigma 2}$ – индуктивности рассеяния первичной и вторичной обмоток. u_1 – переменное питающее напряжение, заданное как функция времени, u_2 – напряжение на выводах вторичной обмотки, то есть падение напряжения на сопротивлении R_H нагрузки, подключенной к выводам вторичной обмотки. В уравнениях (8) и (9) сопротивление нагрузки R_H активное.

Уравнение для магнитной цепи составим на основании закона полного тока, (второго закона Кирхгофа для магнитной цепи) [8]:

$$H \cdot l = \sum F = F_1 - F_2 = w_1 \cdot i_1 - w_2 \cdot i_2, \quad (10)$$

где H – напряженность магнитного поля в сердечнике трансформатора, l – длина средней линии магнитного поля в нем, $F_1 = w_1 \cdot i_1$ и $F_2 = w_2 \cdot i_2$ – магнитодвижущая сила (МДС) соответственно первичной и вторичной обмоток.

Напряженность магнитного поля в сердечнике из ферромагнитного материала является нелинейной функцией магнитной индукции. Эту зави-

симось аналитически можно аппроксимировать, например, с помощью гиперболического синуса [8]:

$$H = \alpha \cdot \sinh(\beta \cdot B), \quad (11)$$

где α и β – коэффициенты аппроксимации, B – магнитная индукция, Тл.

Выразим магнитную индукцию через поток Φ в сердечнике:

$$B = \frac{\Phi}{Q}, \quad (12)$$

где Q – площадь поперечного сечения сердечника.

С учетом уравнений (11) и (12), уравнение (10) запишется:

$$\alpha \cdot l \cdot \sinh\left(\beta \cdot \frac{\Phi}{Q}\right) = w_1 \cdot i_1 - w_2 \cdot i_2, \quad (13)$$

В результате получена система уравнений (5), (9) и (13), описывающих электромагнитные процессы в трансформаторе. Аналитическое решение этой системы нелинейных дифференциальных уравнений целесообразно выполнять численными методами.

IV. Математическая модель электромагнитных процессов в трансформаторе

Покажем, как решается система уравнений (5), (9) и (13) численным методом интегрирования дифференциальных уравнений методом Рунге-Кутты четвертого порядка в пакете компьютерной математики MathCAD. Продифференцируем уравнение (13):

$$\alpha \cdot l \cdot \frac{\beta}{Q} \cdot \cosh\left(\beta \cdot \frac{\Phi}{Q}\right) \cdot \frac{d\Phi}{dt} = w_1 \cdot \frac{di_1}{dt} - w_2 \cdot \frac{di_2}{dt}. \quad (14)$$

Введем обозначения:

$$A = \alpha \cdot l \cdot \frac{\beta}{Q} \quad \text{и} \quad b = \frac{\beta}{Q}.$$

Тогда уравнение (14) примет вид:

$$A \cdot \cosh(b \cdot \Phi) \cdot \frac{d\Phi}{dt} = w_1 \cdot \frac{di_1}{dt} - w_2 \cdot \frac{di_2}{dt}. \quad (15)$$

Запишем систему трех дифференциальных уравнений (5), (9) и (15) в канонической форме:

$$\begin{aligned} L_{\sigma 1} \cdot \frac{di_1}{dt} + w_1 \cdot \frac{d\Phi}{dt} &= u_1 - R_1 \cdot i_1; \\ L_{\sigma 2} \cdot \frac{di_2}{dt} - w_2 \cdot \frac{d\Phi}{dt} &= -(R_2 \cdot i_2 + R_H \cdot i_2); \\ -w_1 \cdot \frac{di_1}{dt} + w_2 \cdot \frac{di_2}{dt} + A \cdot \cosh(b \cdot \Phi) \cdot \frac{d\Phi}{dt} &= 0. \end{aligned} \quad (16)$$

Систему (16) трех дифференциальных уравнений представим в матричной форме:

$$\begin{bmatrix} L_{\sigma 1} & 0 & w_1 \\ 0 & L_{\sigma 2} & -w_2 \\ -w_1 & w_2 & A \cdot \cosh(b \cdot \Phi) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \frac{di_1}{dt} \\ \frac{di_2}{dt} \\ \frac{d\Phi}{dt} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_1 - R_1 \cdot i_1 \\ -(R_2 + R_H) \cdot i_2 \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (17)$$

Решим систему уравнений (17) в матричной форме методом Крамера и определим:

$$\frac{di_1}{dt} = \frac{\Delta_1}{\Delta}, \quad \frac{di_2}{dt} = \frac{\Delta_2}{\Delta} \quad \text{и} \quad \frac{d\Phi}{dt} = \frac{\Delta_3}{\Delta}, \quad (18)$$

где главный определитель системы:

$$\Delta = \begin{pmatrix} L_{\sigma 1} & 0 & w_1 \\ 0 & L_{\sigma 2} & -w_2 \\ -w_1 & w_2 & A \cdot \cosh(b \cdot \Phi) \end{pmatrix} = L_{\sigma 1} \cdot L_{\sigma 2} \cdot A \cdot \cosh(b \cdot \Phi) + L_{\sigma 1} \cdot w_2^2 + L_{\sigma 2} \cdot w_1^2; \quad (19)$$

где Δ_1 , Δ_2 , Δ_3 – определители, которые получаются из главного определителя после замены соответствующего столбца столбцом свободных членов:

$$\Delta_1 = \begin{pmatrix} u_1 - R_1 \cdot i_1 & 0 & w_1 \\ -(R_2 + R_H) \cdot i_2 & L_{\sigma 2} & -w_2 \\ 0 & w_2 & A \cdot \cosh(b \cdot \Phi) \end{pmatrix} = \quad (20)$$

$$= (u_1 - R_1 \cdot i_1) \cdot (L_{\sigma 2} \cdot A \cdot \cosh(b \cdot \Phi) + w_2^2) - w_1 \cdot w_2 \cdot (R_2 + R_H) \cdot i_2;$$

$$\Delta_2 = \begin{pmatrix} L_{\sigma 1} & u_1 - R_1 \cdot i_1 & w_1 \\ 0 & -(R_2 + R_H) \cdot i_2 & -w_2 \\ -w_1 & 0 & A \cdot \cosh(b \cdot \Phi) \end{pmatrix} = \quad (21)$$

$$= -L_{\sigma 1} \cdot (R_2 + R_H) \cdot i_2 \cdot A \cdot \cosh(b \cdot \Phi) + w_1 \cdot w_2 \cdot (u_1 - R_1 \cdot i_1) + w_1^2 \cdot (R_2 + R_H) \cdot i_2;$$

$$\Delta_3 = \begin{pmatrix} L_{\sigma 1} & 0 & u_1 - R_1 \cdot i_1 \\ 0 & L_{\sigma 2} & -(R_2 + R_H) \cdot i_2 \\ -w_1 & w_2 & 0 \end{pmatrix} = L_{\sigma 1} \cdot w_2 \cdot (R_2 + R_H) \cdot i_2 + \quad (22)$$

$$+ (u_1 - R_1 \cdot i_1) \cdot w_1 \cdot L_{\sigma 2}.$$

Таким образом, получим выражения для производных величин или запись дифференциальных уравнений трансформатора в форме Коши:

$$\begin{aligned} \frac{di_1}{dt} &= \frac{(u_1 - R_1 \cdot i_1) \cdot (L_{\sigma 2} \cdot A \cdot \cosh(b \cdot \Phi) + w_2^2) - w_1 \cdot w_2 \cdot (R_2 + R_H) \cdot i_2}{L_{\sigma 1} \cdot L_{\sigma 2} \cdot A \cdot \cosh(b \cdot \Phi) + L_{\sigma 1} \cdot w_2^2 + L_{\sigma 2} \cdot w_1^2}, \\ \frac{di_2}{dt} &= \frac{-L_{\sigma 1} \cdot (R_2 + R_H) \cdot i_2 \cdot A \cdot \cosh(b \cdot \Phi) + w_1 \cdot w_2 \cdot (u_1 - R_1 \cdot i_1) - w_1^2 \cdot (R_2 + R_H) \cdot i_2}{L_{\sigma 1} \cdot L_{\sigma 2} \cdot A \cdot \cosh(b \cdot \Phi) + L_{\sigma 1} \cdot w_2^2 + L_{\sigma 2} \cdot w_1^2}; \quad (23) \\ \frac{d\Phi}{dt} &= \frac{L_{\sigma 1} \cdot w_2 \cdot (R_2 + R_H) \cdot i_2 + (u_1 - R_1 \cdot i_1) \cdot w_1 \cdot L_{\sigma 2}}{L_{\sigma 1} \cdot L_{\sigma 2} \cdot A \cdot \cosh(b \cdot \Phi) + L_{\sigma 1} \cdot w_2^2 + L_{\sigma 2} \cdot w_1^2}. \end{aligned}$$

Интегрированный пакет MathCAD содержит набор функций для решения дифференциальных уравнений в форме Коши с начальными условиями методом Рунге-Кутты четвертого порядка. Одна из них – функция `gkfixed` интегрирует дифференциальные уравнения с фиксированным шагом.

V. Результаты исследования

На рис. 2 показана программа решения системы дифференциальных уравнений (23) с помощью функции `gkfixed`. При использовании этой функции искомые величины системы уравнений (23) заменяются следующими компьютерными переменными: $i_1 = x_0$, $i_2 = x_1$, $\Phi = x_2$. Начальные условия, т. е. значения переменных в начальный момент времени $t = 0$ и

производные функций задаются в виде векторов x и $D(t, x)$. Начальные условия приняты нулевыми.

Решение системы дифференциальных уравнений, описывающих электромагнитные процессы в однофазном трансформаторе

$$\text{Дано: } w1 := 600 \quad w2 := 60 \quad Q := 25 \cdot 10^{-4} \quad R1 := 1 \quad R2 := 0.01$$

$$L1 := 5 \cdot 10^{-3} \quad L2 := 0.05 \cdot 10^{-3} \quad Rn := 0.1$$

$$\alpha := 83.834 \quad \beta := 2.833 \quad l := 0.4 \quad A := \frac{\alpha \cdot l \cdot \beta}{Q} \quad b := \frac{\beta}{Q}$$

$$t := 0, 0.00001 .. 0.5 \quad Um := 1200 \quad u1(t) := Um \cdot \sin(314 \cdot t + 0)$$

$$x := \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \quad \text{Вектор начальных условий}$$

Вектор производных

$$D(t, x) := \begin{bmatrix} \frac{(u1(t) - R1 \cdot x_0) \cdot [(L2 \cdot A) \cdot \cosh(b \cdot x_2) + w2^2] - w1 \cdot w2 \cdot (R2 + Rn) \cdot x_1}{L1 \cdot L2 \cdot A \cdot \cosh(b \cdot x_2) + L1 \cdot w2^2 + L2 \cdot w1^2} \\ \frac{-L1 \cdot (R2 + Rn) \cdot x_1 \cdot A \cdot \cosh(b \cdot x_2) + w1 \cdot w2 \cdot (u1(t) - R1 \cdot x_0) - w1^2 \cdot (R2 + Rn) \cdot x_1}{L1 \cdot L2 \cdot A \cdot \cosh(b \cdot x_2) + L1 \cdot w2^2 + L2 \cdot w1^2} \\ \frac{L1 \cdot w2 \cdot (R2 + Rn) \cdot x_1 + (u1(t) - R1 \cdot x_0) \cdot w1 \cdot L2}{L1 \cdot L2 \cdot A \cdot \cosh(b \cdot x_2) + L1 \cdot w2^2 + L2 \cdot w1^2} \end{bmatrix}$$

$$Z := \text{rkfixed}(x, 0, 0.5, 5000, D) \quad n := 0 .. 5000 \quad t_n := \frac{0.5}{5000} \cdot n$$

$$t_n := Z_{n,0} \quad i1_n := Z_{n,1} \quad i2_n := Z_{n,2} \quad \Phi_n := Z_{n,3}$$

Рис. 2. Решение системы нелинейных дифференциальных уравнений в интегрированном пакете MATHCAD

В скобках функции `gkfixed` перечисляются через запятую: вектор начальных условий, начальная и конечная точка интервала интегрирования, число точек, не считая нулевой точки, и вектор первых производных искомых функций. Решение системы получается в виде матрицы, содержащей количество столбцов на единицу больше, чем количество уравнений. На рис. 2 матрица решения обозначена буквой Z . Первый столбец матрицы соответствует времени t , второй – первичному току i_1 , третий – вторичному току i_2 , четвертый – магнитному потоку Φ . На рис. 3 приведены зависимости i_1 , i_2 и Φ от времени t , полученные в результате решения системы уравнений (23). На рис. 3, г приведена составляющая первичного

тока, которая идет на создание магнитного поля в сердечнике и которую называют током намагничивания i_0 . Она определяется как разность МДС, отнесенная к числу витков первичной обмотке:

$$i_0 = \frac{w_1 \cdot i_1 - w_2 \cdot i_2}{w_1}. \quad (24)$$

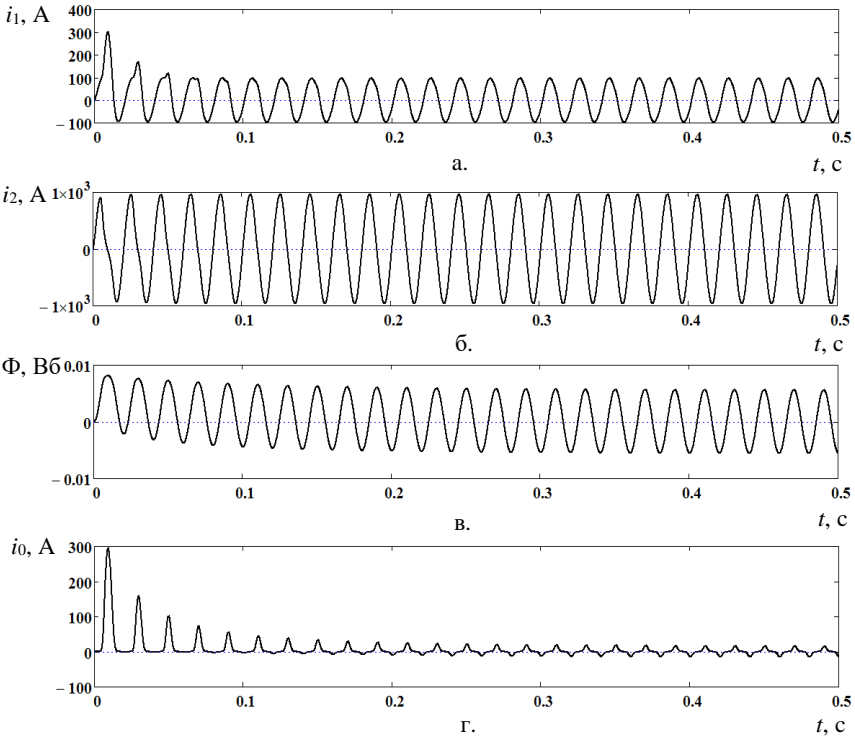


Рис. 3. Процесс включения трансформатора на синусоидальное напряжение:

а – ток первичной обмотки, б – ток вторичной обмотки,
в – магнитный поток в сердечнике, г – ток намагничивания.

Из рис. 3 видно, что при включении трансформатора с нагрузкой на синусоидальное напряжение, имеющее нулевую начальную фазу, наблюдается бросок первичного тока, который обусловлен броском тока намагничивания. Бросок тока намагничивания значительно превосходит его установившееся значение и обусловлен законом коммутации и нелинейно-

стью кривой намагничивания ферромагнитного сердечника трансформатора. Значение броска первичного тока намагничивания i_0 (рис. 3, г) при включении трансформатора на холостом ходу зависит и от того, какое начальное значение имела остаточная индукция в сердечнике трансформатора и соответственно поток Φ в сердечнике.

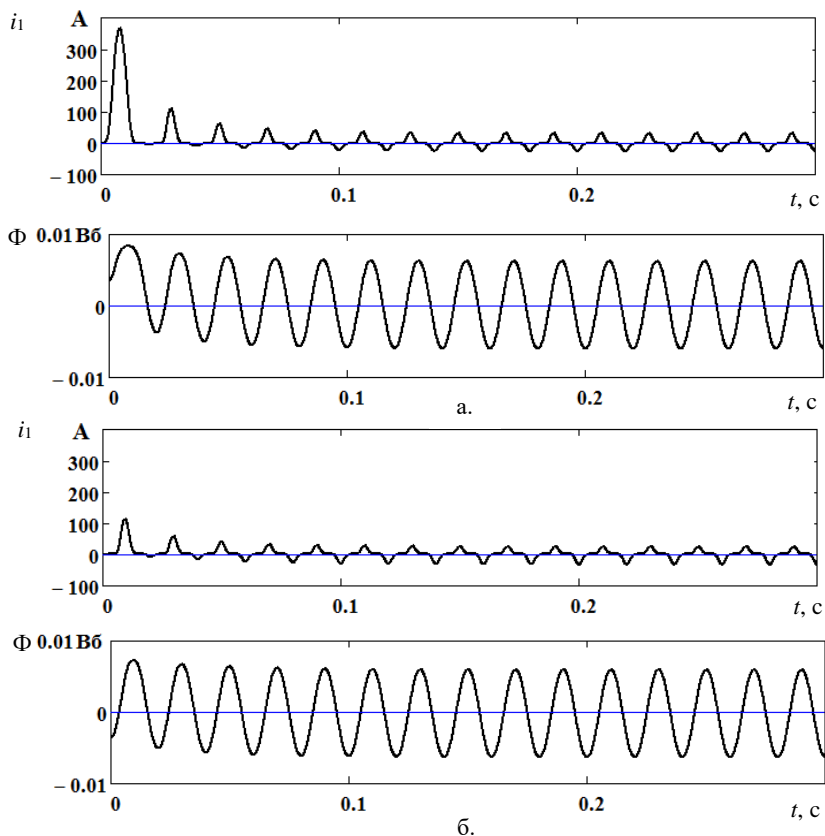


Рис. 4. Зависимости тока i_1 и потока Φ в сердечнике трансформатора от времени в процессе включения трансформатора на холостом ходу, при разных значениях начального магнитного потока в сердечнике:

а) $\Phi_0 = 0,004$ Вб, б) $\Phi_0 = -0,004$ Вб

На рис. 4 приведены зависимости тока холостого хода и потока в сердечнике трансформатора от времени в процессе включения трансформатора при разных значениях начального (остаточного) магнитного потока в сердечнике.

На рис. 5. представлены фазовые соотношения тока намагничивания и магнитного потока в сердечнике трансформатора. Ток намагничивания и магнитный поток одновременно проходят через нулевые и максимальные значения. Следовательно, магнитный поток и первая гармоника тока намагничивания совпадают по фазе.

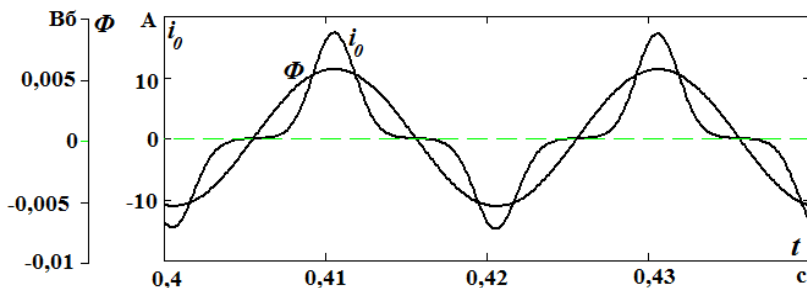


Рис. 5. Мгновенные значения тока намагничивания i_0 и магнитного потока Φ в сердечнике трансформатора

Из рис. 5 также видно, что ток намагничивания в трансформаторе несинусоидальный. Причина несинусоидальности тока намагничивания – нелинейность характеристики намагничивания стали, т.е. зависимость $B = f(H)$. Несинусоидальная кривая тока намагничивания может быть представлена суммой гармонических составляющих. Поскольку кривая тока симметрична относительно оси абсцисс, то она содержит только нечетные гармоники (1, 3, 5, 7 и т.д.) Сильнее всего в кривой намагничивающего тока выражена третья гармоника. Ее амплитуда составляет до 50 % от амплитуды первой гармоники. Остальные высшие гармоники выражены слабее, чем третья и поэтому их влиянием чаще всего пренебрегают.

Кривая намагничивания сердечника трансформатора (рис. 6), т.е., зависимость $B = B(H)$ построена по результатам вычислений в программе, приведенной на рис. 2 в процессе включения трансформатора. Из рисунка можно сделать вывод, что увеличение и уменьшение магнитной индукции происходит по одной и той же кривой. Это значит, что потери в сердечнике отсутствуют, как и было принято ранее по условиям анализа электромагнитных процессов.

Установившееся значение тока намагничивания в реальных трансформаторах невелико и составляет несколько процентов от номинального тока трансформатора. Однако, бросок намагничивающего тока при включении трансформатора может превысить установившееся значение в десятки раз, что необходимо учитывать при проектировании систем защиты.

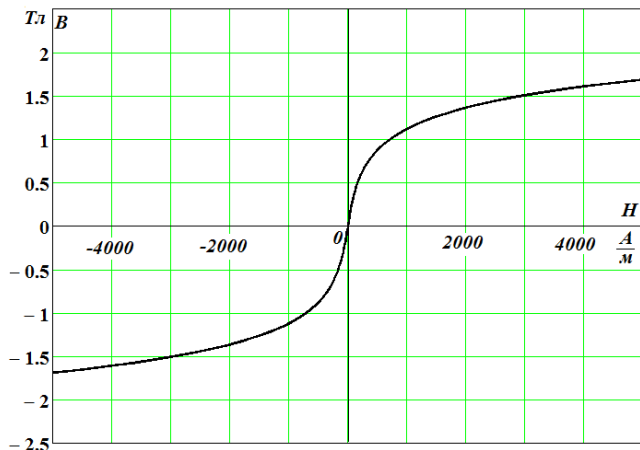


Рис. 6. Кривая намагничивания сердечника трансформатора, построенная по результатам решения

Во многих случаях, в первом приближении для упрощения анализа током намагничивания в установившемся режиме можно пренебречь и считать токи в обмотках трансформатора и поток в сердечнике практически синусоидальными. Не вносят большой погрешности и неучтенные потери в сердечнике трансформатора. Однако, более точный анализ требует учета и тока намагничивания и потерь в трансформаторе. Поэтому вторая часть работы будет посвящена вопросу рассмотрения электромагнитных процессов в трансформаторе с учетом потерь в стали магнитопровода.

VI. Заключение

На основании уравнений состояния предложена математическая модель электромагнитных процессов в трансформаторе. С помощью предложенной модели в интегрированном пакете MathCAD исследованы переходные процессы при включении трансформатора под напряжение с нагрузкой и без нагрузки.

Результаты исследования предложенной математической модели могут быть использованы при проектировании и эксплуатации интеллектуальных систем релейной защиты и автоматики силовых трансформаторов, питающих сложную переменную нагрузку. К таким трансформаторам можно отнести, например, тяговые трансформаторы электроподвижного состава железных дорог, электрифицированных на переменном токе.

Библиографический список

- [1] Костенко М.П., Пиотровский Л.М. Электрические машины. В 2-х частях. Ч. 1. Машины постоянного тока. Трансформаторы. Изд. 3-е. Л.: Энергия, 1972. – 544 с.
- [2] Вольдек А.И., Попов В.В. Электрические машины. Введение в электромеханику. Машины постоянного тока и трансформаторы. СПб.: Питер, 2007. – 320 с.
- [3] Петров Г.Н. Электрические машины. В 3-х частях. Ч. 1. Введение. Трансформаторы. М.: Энергии, 1974. – 240 с.
- [4] Беспалов В.Я. Котеленец Н.Ф. Электрические машины. М.: Издательский центр Академия, 2006. – 320 с.
- [5] Копылов И.П. Электрические машины. 6-е изд. М.: Высшая школа, 2009. – 607 с.
- [6] Лизунов С.Д., Лоханин А.К. Силовые трансформаторы. Справочная книга. М.: Энергоиздат, 2004. – 616 с.
- [7] Серебряков А.С., Шумейко В.В. MATHCAD и решение задач электротехники. М.: Маршрут, 2005. – 240 с.
- [8] Серебряков А.С. Трансформаторы. М.: Издательский дом МЭИ, 2013. – 360 с.

A.S. Serebryakov, V.L. Osokin

**STATE EQUATIONS AND MATHEMATICAL
MODEL OF ELECTROMAGNETIC PROCESSES
IN TRANSFORMER.**

Nizhny Novgorod State University of Engineering and Economics
Knyaginino, Russia

Abstract. Based on the equations of state, a mathematical model of electromagnetic processes in a transformer is proposed without taking into account losses in the magnetic circuit. Electromagnetic processes in the transformer windings are described by equations taking into account the fact that, according to the Lenz principle, the EMF, induced by changing the current, has a direction that prevents the change of the current causing this EMF. Thus, the positive direction of the EMF of self-induction is directed against the positive direction of the current. This distinguishes the proposed model from that adopted in the literature on electromechanics and allows us to introduce uniformity in the record of the equations of state for DC and AC machines. The dependence of the magnetic field strength in the core on induction is approximated using the hyperbolic sine. On the proposed model in the integrated package MathCAD, transients are investigated when the transformer is energized with and without a load. The results of the study of the proposed mathematical model can be used in the design and operation of intelligent relay protection and automation systems for power transformers that supply complex variable loads.

Keywords: electrical circuits of the transformer, electromagnetic processes, idling, magnetizing current, the flow of dispersion, transformer magnetic circuit.

References

- [1] M.P. Kostenko and L.M. Piotrovsky, *Elektricheskie mashiny. Ch. 1. Mashiny postoyannogo toka. Transformatory*. 3rd ed. Leningrad: Energia, 1972 (in Russian).
- [2] A.I. Voldek and V.V. Popov, *Elektricheskie mashiny. Vvedenie v elektromekhaniku. Mashiny postoyannogo toka i transformatory*. St. Petersburg: Piter, 2007 (in Russian).
- [3] G.N. Petrov, *Elektricheskie mashiny. Ch. 1. Vvedenie. Transformatory*. Moscow: Energia, 1974 (in Russian).
- [4] V.Ya. Bespalov and N.F. Kotelenets, *Elektricheskie mashiny*. Moscow: Publishing Center "Academy", 2006 (in Russian).
- [5] I.P. Kopylov, *Elektricheskie mashiny*. 6th ed. Moscow: Higher school, 2009 (in Russian).
- [6] S.D. Lizunov and A.K. Lokhanin, *Silovye transformatory. Spravochnaya kniga*. Moscow: Energoizdat, 2004 (in Russian).
- [7] A.S. Serebryakov and V.V. Shumeiko, *MATCAD i reshenie zadach elektrotekhniki*. Moscow: Marshrute, 2005 (in Russian).
- [8] A.S. Serebryakov, *Transformatory*. Moscow: Publishing House MPEI, 2013 (in Russian).

УДК 621.314

Е.В. Калинин, А.И. Чивенков

АНАЛИЗ КОНСТРУКЦИЙ СТЫКОВ ШИХТОВАННЫХ МАГНИТНЫХ СИСТЕМ СИЛОВЫХ ТРАНСФОРМАТОРОВ

Нижегородский государственный технический университет
им. Р.Е. Алексеева

Применительно к магнитным системам силовых трансформаторов проводится сравнительный анализ электромагнитных процессов и потерь в стыках для наиболее широко используемых конструкций стыков: косых стыков внахлест типа «butt-lap» и перспективных ступенчатых стыков типа «step-lap». Предлагается использовать структурный подход к потерям в стыках как сумме потерь в стали, включающих тангенциальную и нормальную составляющие магнитного потока в зоне стыков. Показано, что потери на вихревые токи от нормального потока формируются в условиях резкого поверхностного эффекта и преобладают в общих потерях в стыках. Наиболее высоким их уровень оказывается для ступенчатых стыков. Проведены экспериментальные исследования с использованием физической модели динамических процессов в стыках от нормальной составляющей магнитного потока при резком поверхностном эффекте. Получены зависимости потерь в стыках от нормального потока от ширины пластин магнитной системы и физических свойств стали. Показано наличие эффекта компенсации потерь на вихревые токи от встречных нормальных магнитных потоков на концах пластин при стыках внахлест типа «butt-lap», возрастающего с ростом динамики перемагничивания. Отмечается на отсутствие этого эффекта в ступенчатых стыках типа «step-lap», имеющих на концах пластин согласные нормальные потоки. Дается объяснение, почему применение лучших марок текстурованных электротехнических сталей не дает преимуществ при использовании ступенчатой конструкции стыков типа «step-lap». Предлагается общее решение для снижения прироста потерь в стыках рассматриваемых конструкций.

Ключевые слова: косые стыки внахлест, потери в стыках, резкий поверхностный эффект, силовой трансформатор, ступенчатые стыки, холоднокатаная электротехническая сталь, шихтованная магнитная система, экспериментальное исследование.

1. Введение

Потери в стыках шихтованных сердечников являются одной из главных причин увеличения потерь холостого хода силовых трансформаторов, которое может составлять до 30 %. Применение лучших марок хо-

лоднокатаных электротехнических сталей в перспективных шихтованных трансформаторах целесообразно только при комплексном подходе, предполагающем и совершенствование конструкций стыков. Так, переход в конструкциях сердечников от использования горячекатаных текстурованных сталей к холоднокатаным стал успешным только после замены формы стыков с прямых на косые и комбинированные внахлест типа «butt-lap» [1]. Улучшение конструкций стыков затрудняется без правильного понимания особенностей процессов формирования потерь с соответствующей этим процессам структурой прироста удельных потерь в стыке $\Delta P_{уд}$ [2, 3].

В работах [4-6] для этого обосновывается применение следующих нетрадиционных структурных составляющих прироста удельных потерь $\Delta P_{уд}$: прироста объединенных удельных потерь на гистерезис и вихревые токи в стыках $\Delta P_{уд.гв}$ от уплотнения основного тангенциального магнитного потока Φ_t ; удельных потерь на вихревые токи от нормальной составляющей потока $P_{уд.вн}$ в стыках Φ_n . В работе [5] показано, что основная доля прироста $\Delta P_{уд}$, а это более 85 %, приходится на потери $P_{уд.вн}$. Отмечается возрастание доминирования $P_{уд.вн}$ в стыках в случае применения текстурованных сталей более лучших свойств с меньшими удельными потерями. На еще большее возрастание потерь $P_{уд.вн}$ в стыках указывается применительно к новой, ступенчатой конструкции стыков типа «step-lap» [7, 8], где снижение доли прироста от уплотнения потока в стыках не в состоянии компенсировать увеличение доли $P_{уд.вн}$ [8].

Как отмечено в [1, 9], многочисленные мероприятия, проводимые для снижения прироста удельных потерь в стыках магнитной системы, связаны с уменьшением составляющих путем разгрузки зон стыков от перераспределения Φ_t ; уменьшением длин участков отклонения индукции от направления прокатки текстурованной стали; варьирования числа пластин в шихтовке; минимизации количества стыков. Имеющиеся предложения по снижению прироста потерь от потоков Φ_n за счет перфорации крайних пластин пакетах магнитной системы по всей длине продольными пунктирными прорезями [10] или их расщеплением на более узкие полосы [11], направлены на решение проблемы снижения дополнительных потерь на вихревые токи от потоков рассеяния мощных силовых трансформаторов.

Экспериментальное изучение потерь в стыках сталкивается с существенными проблемами, связанными с трудностями малоугловых измерений потерь холостого хода трансформаторов [12] и влиянием на них множества факторов, включая технологические [8, 13]. Применение холоднокатаных текстурованных сталей существенно осложнило экспериментальные исследования электромагнитных процессов силовых трансформаторов по целому ряду причин [14, 15]: низкий уровень удельных потерь в направлении прокатки и резко выраженная анизотропия магнитных свойств; нали-

чие чувствительной крупной полосовой доменной структуры, измельчающейся с ростом динамики перемагничивания db/dt и под действием механических напряжений. Как следствие, возникает зависимость от частоты перемагничивания f составляющих потерь на гистерезис и вихревые токи, и дополнительные аномальные потери на вихревые токи, связанные с движением доменных стенок.

Все перечисленное затрудняет оценку потерь в стыках путем прямых измерений или делает их практически невозможным.

В работе [16] дается описание и обосновывается использование физической модели, позволяющей отдельно исследовать составляющую потерь на вихревые токи в стыках $P_{вн}$ от нормального магнитного потока в условиях динамики, отличающейся резким поверхностным эффектом (РПЭ) в проводящей пластине [5, 17]. Результаты моделирования потерь $P_{вн}$ на образцах в виде прямоугольных пластин из меди М1 и стали Ст.3 хорошо согласуются с линейной теорией поверхностного эффекта [17]. На основе измерений получены уточненные значения относительной магнитной проницаемости стали в перпендикулярном направлении к плоскости пластины. Установлен эффект частичной компенсации вихревых токов и связанных с ними потерь $P_{вн}$ в стыках внахлест типа «butt-lap».

II. Постановка задачи

В работе [16] на основе проведенного физического моделирования обоснована возможность существенно упростить оценку потерь $P_{вн}$ в косых стыках внахлест типа «butt-lap» с встречными нормальными магнитными потоками по краям пластин. Внедрение ступенчатых стыков типа «step-lap» с согласованными нормальными потоками на концах пластин и обсуждение увеличения в них потерь $P_{вн}$ [8] делает желательным распространить результаты исследований на случай согласованных потоков Φ_n , полученные на физической модели при действии встречных потоков Φ_n на концах пластин.

Для пояснения на рис. 1 представлена картина распределения магнитной индукции в условно «развернутых» косых стыках, соответственно, внахлест типа «butt-lap» и ступенчатых типа «step-lap». Стрелками указаны направления силовых линий индукции в некоторый произвольный момент времени. Для упрощения можно пренебречь прохождением силовых линий индукции через воздушные зазоры. Цифрами 1 и 2 отмечены соответствующие отдельные позиции шихтовки толщиной $(m \cdot d)$, где m – количество пластин в позиции, а d – толщина пластин. Окружностями выделены зоны перехода нормальной составляющей магнитного потока в соседние слои шихтовки. Как видим, характер распределения индукции в зоне стыков внахлест и ступенчатых существенно различается.

С учетом симметрии конструкции стыков внахлест (рис. 1, а), магнитный поток Φ_τ разделяется на два равных половинных нормальных потока $1/2 \Phi_n$ при переходе в соседние слои (вверх и вниз) на каждом из концов пластин позиции 1. Верхние половинные потоки $1/2 \Phi_n$ позиции 1 слева и справа имеют встречные направления. Встречными также являются и нижние половинные потоки $1/2 \Phi_n$ на концах позиции 1, что и обосновано в [16]. Наличие встречных нормальных потоков объясняет возможность факта частичной компенсации вихревых токов и потерь $P_{вн}$ при РПЭ в стыках типа «butt-lap».

При ступенчатой конструкции стыков поток Φ_τ позиции 2 при переходе в соседние слои поворачивает только в одном направлении (рис. 1, б) с полной величиной Φ_n [7]. Таким образом, он оказывается практически вдвое больше, чем в стыках внахлест. В отличие от стыков типа «butt-lap» потоки Φ_n по обоим краям позиции 2 имеют одинаковое (согласованное) направление, что исключает возможность частичной компенсации потерь $P_{вн}$ при РПЭ в стыках типа «step-lap».

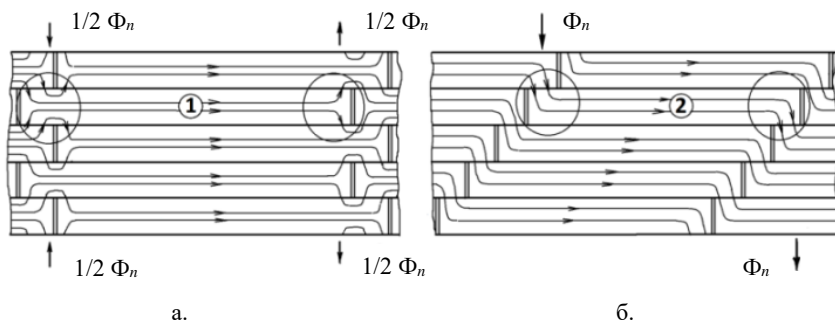


Рис. 1. Нормальные составляющие магнитного потока Φ_n на концах пластин в шихтованных магнитных системах со стыками типа: «butt-lap» (а); «step-lap» (б)

Необходимо учитывать условия РПЭ от действия нормальной составляющей переменного магнитного потока в зоне стыков, определяемые коэффициентом динамики ξ . Значения ξ определяются по формуле [17]:

$$\xi = l \cdot \sqrt{\pi \cdot f \cdot \mu \cdot \gamma}, \quad (1)$$

где l – меньший линейный размер, равный ширине пластин сердечника b [4-6, 16]; $l = b$; $\mu = \mu_1 = \mu_1' \cdot \mu^0$ – магнитная проницаемость в направлении действия магнитного потока Φ_n (перпендикулярно плоскости прокатки

пластин), равная произведению относительной магнитной проницаемости μ'_1 на проницаемость вакуума μ^0 ; γ – удельная электропроводность материала пластины.

Таким образом, коэффициент динамики ξ зависит от реальных значений μ'_1 и γ материала пластин. Удельная электропроводность γ является структурно нечувствительной величиной, но зависит от процента содержания кремния [14, 15]. Для текстурованных сталей с 3% Si она равна $\gamma \approx 2 \cdot 10^6$ См/м. Относительная магнитная проницаемость μ'_1 для текстурованных сталей остается слабо изученной в виду сложности экспериментального определения. Как показали результаты исследования [16], потери $P_{вн}$ при РПЭ сильно зависят от величин γ и μ'_1 .

Важной задачей настоящей работы является поиск решений по снижению потерь $P_{вн}$ в стыках на основе использования физической модели. Предстоит также выработать рекомендации для оптимизации величины потерь $P_{вн}$ в шихтованных сердечниках со стыками внахлест типа «butter-lap» и ступенчатыми типа «step-lap».

III. Результаты исследования на физической модели

Физическая модель представляет намагничивающее устройство (НУ). Устройство имеет вид разрезанного на два полукольца ленточного ярма с намагничивающей W_n и локальной измерительной W_l обмотками (рис. 2, а), а также сменными образцами. Образец имеют форму прямоугольной пластины шириной $b = 100$ мм, такой же, как длина полюсов ярма, и длиной $L = 165$ мм в соответствии с продольным размером НУ (рис. 2, б). Образец помещается в плоскости разреза ярма между полюсами, имеющими ширину $L_{пол} = 16$ мм. Потери $P_{вн}$ в испытуемом образце определяются из условия баланса мощностей:

$$P_{вн} = P_{п} - (P_{м} + P_{ст}), \quad (2)$$

где $P_{п}$ – полные потери в электрической цепи, а $P_{м}$ и $P_{ст}$ – потери в меди и стали.

Подробное описание модели и измерений на ней изложено в предыдущей публикации [16].

Для испытаний на частоте $f = 50$ Гц также используются образцы из стали марки Ст.3, $d = 1,5$ мм; $\mu'_1 \approx 40$; $\gamma = 1 \cdot 10^7$ См/м; значение $\xi = 28$.

С учетом результатов [6] по снижению $P_{уд. вн}$ при продольном рассеянии пластин наиболее важным представляется изучение характера $P_{уд. вн}(N)$ при изменении их количества N в зависимости от коэффициента динамики ξ .

Комплект стальных пластин изготовлен лазерной резкой (ширина прорезей $h_{пр} \leq 0,2$ мм) и включает образцы (100 x 165) мм: без рассечения (сплошного) и с разным количеством рассечений: – 1; 3; 5; 7; 11, разделяющих ширину образца на равные части с числом $N = 2; 4; 8; 12$. При проведении экспериментов с целью сохранения целостности стальной пластины центральная часть образца оставлена нерассеченной (рис. 2, б).

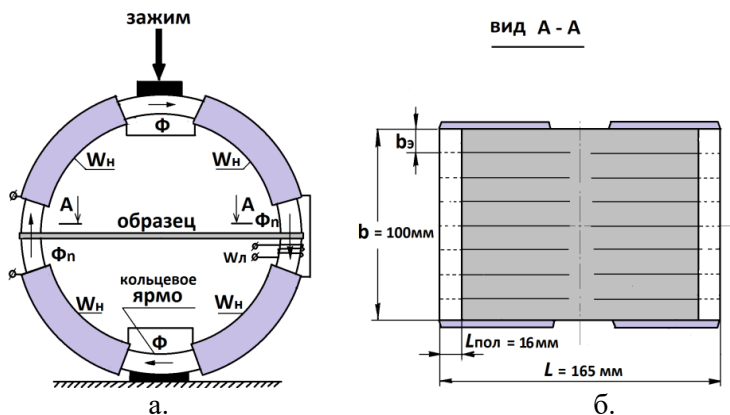


Рис. 2. Намагничивающее устройство с образцом между полюсами (а); образец для исследования потерь на вихревые токи $P_{вн}$ (б)

Пример расчета по экспериментальным значениям для сплошного (базового) образца представлен в табл. 1. Все исследованные образцы испытаны аналогичным образом в этом же диапазоне значений средних по сечению амплитуд индукции $B_{м.ср}$ (в контрольных точках значений электродвижущей силы E , определяемых по обмотке $W_{л}$).

Таблица 1.
Значения потерь $P_{вн}$ в базовом образце из Ст.3 при различных величинах $B_{м.ср}$

E , мВ	$B_{м.ср}$, Тл	$P_{п}$, Вт	$P_{м}$, Вт	$P_{ст}$, Вт	$P_{вн}$, Вт
300	0,297	8,0	0,32	1,30	6,38
400	0,396	15,2	0,58	2,15	12,50
500	0,495	24,5	0,87	3,32	20,30
600	0,594	36,5	1,33	4,86	30,30
700	0,693	50,5	2,03	6,84	41,50

При дальнейшем исследовании использован метод оценки результатов экспериментов, приведенных к относительным величинам. Такой подход является предпочтительным, поскольку не зависит от абсолютных значений измеряемых величин, позволяя устанавливать общие закономерности процессов. В качестве таких переменных в относительных единицах принимаются:

- $N \approx b / b_3$, – количество частей с эквивалентной шириной b_3 , на которые прорезы делятся образцы шириной b (рис. 2, б);
- $P_{\text{вл}}^* = P_{\text{вл.пр}} / P_{\text{вл}}$ – относительные значения потерь $P_{\text{вл.пр}}$ в расщепленных образцах (при $N > 1$) к базовым потерям $P_{\text{вл}}$ в сплошном образце.

Относительные значений $P_{\text{вл}}^*$ образцов из стали Ст.3 при различных индукциях в исследуемом диапазоне $V_{\text{м.ср}} = (0,3-0,7)$ Тл оказались очень близкими. Это позволило обобщить результаты экспериментов в виде усредненных значений $P_{\text{вл}}^*$ и введённого понятия S – показателя степени зависимостей относительного снижения потерь.

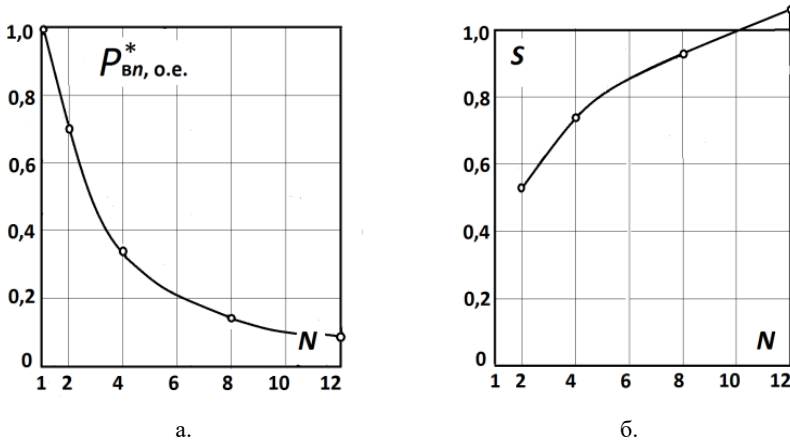


Рис. 3. Зависимости P^* в n (N) (а) и $S(N)$ (б)

Зависимости $P_{\text{вл}}^*(N)$ на рис. 3, а показывают, что с ростом N потери асимптотически уменьшаются. Снижение потерь $P_{\text{вл}}$ существенно зависит от количества расщепленных частей N ; при $N > 10$ снижение происходит практически на порядок. На рис. 3, б представлены кривые $S(N)$. При этом S является показателем степени зависимостей относительного снижения потерь $P_{\text{вл}}^*(N)$ вида:

$$P_{\text{вл}}^*(N) = \left(\frac{1}{N}\right)^S, \quad (3)$$

где значения S найдены путем логарифмирования выражения (3):

$$S = \frac{\lg(P_{\text{вл}}^*)}{\lg(1/N)}.$$

Ранее в работе [5], по результатам экспериментального исследования влияния прорезей на потери $P_{\text{вл}}$ в стыках кольцевого шихтованного сердечника из стали 2412 при $N = 6$, было получено значение показателя степени $S \approx 0,5$. При действии равномерного потока в линейной бесконечной пластине [17] значение $S = 1$. В соответствии с настоящими исследованиями (рис. 3, б), при рассечении стальной пластины для различных N , значения показателя степени S также находятся в интервале $0,5 \leq S \leq 1$.

Как следует из формулы (2), с учетом зависимости $b_s \approx b/N$ увеличение N приводит к пропорциональному уменьшению значений коэффициента динамики ξ . Таким образом, наличие факта нарастающего характера зависимостей $S(N)$ на рис. 3, б указывает на повышение интенсивности снижения потерь $P_{\text{вл}}^*$ при пропорциональном ослаблении резкого поверхностного эффекта РПЭ.

Отличительной особенностью действия РПЭ в стыках внахлест типа «butt-lap» является наличие встречных потоков Φ_n (рис. 1, а). С целью установления на физической модели зависимости эффекта компенсации вихревых токов от динамики перемагничивания, образцы с $N = 1$ ($\xi = 28$) и $N = 2; 4; 8$ ($\xi = 14; 7; 3, 5$) разрезали поперек на две равные части, как и в [16]. При этом исключается возможность протекания вихревых токов с контурами, замыкающимися по всему периметру пластин. Проведенные измерения потерь на разрезанных поперек образцах $P_{\text{вл.р}}$ при различных N подтверждают увеличение потерь в пластинах при их поперечном рассечении [16]. Установлен характер зависимости относительного снижения потерь $\delta P_{\text{вл}}$ неразрезанных образцов от коэффициента динамики ξ :

$$\delta P_{\text{вл}}(\xi) = [P_{\text{вл.р}}(\xi) - P_{\text{вл}}] / P_{\text{вл}} \cdot 100\%.$$

Наибольшая компенсация потерь на уровне $\delta P_{\text{вл}} = (18-19)\%$ имеет место в сплошной пластине ($N = 1$) при $\xi = 28$ при соотношении линейных размеров пластины $L/b = 1,65$. На рис. 4, а кривая $\delta P_{\text{вл}}(\xi)$ исследованных образцов, на которой для удобства отображения шкала ξ представлена в логарифмическом масштабе. Как следует из анализа зависимости $\delta P_{\text{вл}}(\xi)$, эффект компенсации монотонно спадает до нуля при $\xi < 4$.

Таким образом, подтверждается факт эффекта частичного снижения прироста потерь $P_{\text{вл}}$ в стыках [16], имеющего место при встречных потоках

Φ_n , стыков внахлест типа «butt-lap». Это особенно выражено при высоком уровне самих потерь $P_{вн}$ и больших значениях коэффициента динамики ξ .

IV. Обсуждение итогов снижения потерь в стыках

1. С увеличением количества числа расщепленных частей N образцов из стали шириной b_s , пропорционально уменьшается коэффициент динамики ξ для вихревых токов от нормального потока Φ_n , и спадает до нуля эффект компенсации потерь $P_{вн}$ от встречных потоков Φ_n . Это объясняется тем, что с ростом N при расщеплении пластин все большая часть вихревых токов замыкается внутри отдельных расщепленных частей. На рис. 4, в изображены прямоугольные образцы с обозначением контуров, по которым замыкаются вихревые токи под действием индукции B_n в зоне расположения полюсов НУ (показано пунктиром): сверху – в сплошном образце с $N = 1$, снизу – при расщеплении с $N = 8$.

2. При размещении в НУ сплошных образцов рост индукции $B_{м.ср}$ и общих потерь $P_{тн}$ сопровождается появлением значительного шума и вибраций всей установки. С увеличением числа расщепленных частей N образцов кроме снижения потерь также зарегистрировано существенное уменьшение шума и вибрации НУ.

Все это будет иметь место и в пластинах шихтованной магнитной системы трансформатора.

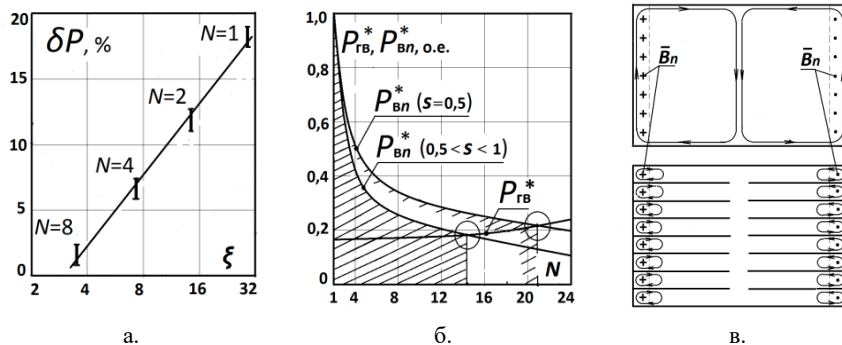


Рис. 4. Зависимость процента компенсации потерь $\delta P_{вн}$ (ξ) (а); зависимости соотношения составляющих относительного прироста потерь в стыках $\delta P_{вн}(N)$ и $\delta P_{гв}(N)$ (б); контуры протекания вихревых токов в сплошном образце и с прорезями при $N = 8$ (в)

3. В связи с экспоненциальным характером зависимостей $P_{вн}^*(N)$ возникает вопрос определения значения N для оптимального снижения общего прироста удельных потерь в стыках.

Рассмотрим влияние рассечения пластин на прирост удельных потерь $\Delta P_{\text{уд.гв}}$ в стыках. Установлено, что с ростом N уменьшается фактическая ширина b_{ϕ} , и общее сечение пластин на пути рабочего потока Φ_r из-за конечной ширины прорезей лазером $h_{\text{пр}}$:

$$b_{\phi} = b - h_{\text{пр}} \cdot (N - 1).$$

Но даже при $N = 30$ и $b \geq 100$ мм при $h_{\text{пр}} = 0,2$ мм дополнительное расчетное уплотнение потока Φ_r в зоне стыка от уменьшения сечения составляет не более 6 %.

В работе [6] показано, что в зоне перекрытия стыков направления вектора рабочей индукции B_r составляют с направлением прокатки незначительные углы α , которые при высокой степени анизотропии современных текстурованных сталей [18] не превышают значений $\alpha \leq (5-7)^\circ$. Влияние прорезей, ориентированных вдоль направления прокатки, при достаточно больших количествах N может только уменьшить значения угла α .

Незначительное увеличение прироста $\Delta P_{\text{уд.гв}}$ от N произойдет из-за ухудшения магнитных свойств и удельных потерь стали от термического и механического воздействий в узких областях, прилегающих к прорезям.

Для удобства сравнительного анализа прирост потерь $\Delta P_{\text{уд.гв}}$ также приведены к относительному виду:

$$P_{\text{гв}}^* = \frac{\Delta P_{\text{уд.гв}}}{P_{\text{уд.вл}}} = \frac{\Delta P_{\text{гв}}}{P_{\text{вл}}},$$

где $P_{\text{гв}}^*$ – относительное значение прироста для различных значений N . Зависимость $P_{\text{гв}}^*(N)$ представлена на рис. 4, б. Уровень $P_{\text{гв}}^*$ при отсутствии прорезей ($N = 1$) соответствует соотношению прироста удельных потерь $\Delta P_{\text{уд.гв}}$ и $P_{\text{уд.вл}}$ в стыках для стали 3409 при $B_{\text{м.ср}} = 1,7$ Тл [5]. Кривая $P_{\text{гв}}^*(N)$ на рис. 4, б, сопоставляется с зависимостями относительного снижения потерь $P_{\text{вл}}^*(N)$ для стыков внахлест. Верхняя кривая $P_{\text{вл}}^*(N)$ построена на основе результатов исследований [5] и соответствует коэффициенту $S = 0,5$ при высоких значениях коэффициента динамики ξ , когда даже при расщеплении пластин сохраняются условия РПЭ в стыках. Нижняя кривая по итогам физического моделирования на основе данных разд. IV построена для более низких значений ξ , когда в результате расщепления пластин динамика перемагничивания от потока Φ_n в зоне стыков выходит из режима РПЭ. В этом случае с ростом N коэффициент S также возрастает, находясь в интервале $0,5 \leq S \leq 1$.

Окружностями на рис. 4, б отмечены точки пересечения зависимостей составляющих прироста потерь в стыках, где:

$$\begin{aligned} P_{\text{вт}}^*(N) &= P_{\text{гв}}^*(N); \\ P_{\text{вт}}(N) &= P_{\text{гв}}(N). \end{aligned} \quad (3)$$

Равенство составляющих прироста потерь в стыках (3) определяет оптимальное значение N , при котором общий прирост потерь в стыках будет наименьшим. Заштрихованы зоны, в пределах которых при нанесении прорезей происходит снижение прироста потерь в стыках. Зависимости на рис. 4б применимы для стыков внахлест типа «butt-lap».

4. Подобные кривые могут быть получены и для ступенчатых стыков типа «step-lap». Проведенный в разделе II сравнительный анализ уровня потоков Φ_n в стыках внахлест и в ступенчатых стыках (рис. 1) показал, что из-за разной конструкции уровень нормальных потоков в стыках отличается примерно в 2 раза. При равенстве параметров сердечников m ; d ; b ; μ ; γ , их режимов перемагничивания f ; $B_{\text{м.ср}}$ и известной зависимости потерь от квадрата амплитуды нормальной составляющей индукции $P_{\text{уд.вн}} \equiv B_{\text{мн}}^2$ [16, 17], последние в стыках типа «step-lap» с учетом отсутствия в них эффекта компенсации потерь более, чем в четыре раза выше удельных потерь $P_{\text{уд.вн}}$ стыков типа «butt-lap». Прирост удельных потерь $\Delta P_{\text{уд.гв}}$ в ступенчатых стыках, наоборот, значительно ниже, чем в стыках внахлест из-за существенно меньшего уплотнения магнитного потока Φ_r в этой конструкции стыков (рис. 1).

Характер зависимостей составляющих прироста потерь $P_{\text{вт}}^*(N)$ и $P_{\text{св}}^*(N)$ и все рассуждения об оптимальном значении для стыков типа «step-lap» остаются такими же, как и для «butt-lap». Необходимо только внести коррективы в значение $P_{\text{гв}}^*$ при отсутствии прорезей ($N = 1$), которое на основе проведенных рассуждений оказывается в 5-7 раз ниже, чем на рис. 4, б. С учетом условия (3) появляется преимущество в снижении общего прироста потерь в стыках типа «step-lap». Идущая значительно ниже, чем на рис. 4, б, зависимость $P_{\text{гв}}^*(N)$ смещает точку оптимального количества рассеченных частей пластин в сторону больших значений N . В результате в стыках типа «step-lap» можно достичь большего уровня снижения общего прироста удельных потерь, чем в стыках типа «butt-lap».

V. Заключение

1. Предложенная структура потерь в стыках позволила обнаружить доминирование составляющей потерь на вихревые токи от нормальной составляющей магнитного потока, формирующейся в условиях резкого поверхностного эффекта и открыла новый подход к процессу формирова-

ния потерь, позволивший разработать физическую модель динамических процессов в зоне стыков стальных пластин.

2. Исследования на физической модели дали возможность выявить характер зависимости потерь в стыках от основных влияющих факторов: удельной электропроводности и магнитной проницаемости электротехнической стали, ширины пластин магнитной системы.

3. Доказано, что процессы формирования потерь, связанные с перераспределением магнитного потока в зонах стыков, выходят далеко за их пределы и распространяются по всей магнитной системе из-за явления резкого поверхностного эффекта. Это подтверждает обнаруженный эффект частичной компенсации потерь на вихревые токи от нормальной составляющей магнитного потока в стыках внахлест типа «butt-lap», который отсутствует в ступенчатых стыках типа «step-lap».

4. Учет выявленных особенностей поведения структурных составляющих потерь в стыках физическая модель позволяет производить сравнительный анализ различных конструкций стыков.

5. Исследованиями определено, что при продольном рассечении пластин шихтованной магнитной системы происходит снижение потерь в стыках. С увеличением количества рассеченных частей при выполнении условия равенства структурных составляющих потерь достигается минимальный уровень потерь в стыках. В этом случае ступенчатая конструкция стыков типа «step-lap» приобретает преимущества перед стыками внахлест типа «butt-lap».

© Калинин Е.В., 2019

© Чивенков А.И., 2019

Библиографический список

- [1] Тихомиров П.М. Расчет трансформаторов. М.: Энергоатомиздат, 1986. – 528 с.
- [2] Černý V. Příspěvek k problematice vířivých proudů ve spojích transformátorových plechů // Elektrotechnický obzor, SV72. 1983. № 11. P. 651-652.
- [3] Nakata T., Kawase Y., Moriyasa S. Magnetic characteristics of the joints of the stator core segments // Denki Gakkai Rhombunsi. 1987. № 1 (107). P. 109-114.
- [4] Калинин Е.В. Потери в стыках шихтованных сердечников. Часть 1. Экспериментальное исследование основных влияющих факторов прироста электромагнитных потерь // Актуальные проблемы электроэнергетики. Сборник статей IV Всерос. науч.-техн. конф. Н. Новгород, 2018. С. 53-61.
- [5] Калинин Е.В., Чернов А.И. Потери в стыках шихтованных сердечников. Исследование возможностей снижения прироста потерь // Труды НГТУ им. Р.Е. Алексеева. 2018. № 4 (123). С. 123-134.

- [6] Калинин Е.В., Чивенков А.И. Прогнозирование прироста потерь в стыках сердечников силовых трансформаторов // Интеллектуальная электротехника. 2018. № 3. С. 87-101.
- [7] Nakata T., Takahashi N., Kawase Y. Magnetic performance of step-lap joints in distribution transformer cores // IEEE Transactions on Magnetics. 1982. № 6 (18). P. 1055-1057.
- [8] Левин М.И., Пентегов И.В., Рымар С.В., Лавренюк А.В. Анализ конструкций шихтованных магнитопроводов силовых трехфазных трансформаторов // Электротехника і Електромеханіка. 2014. № 1. С. 40-43.
- [9] Кравченко А.Н. Анализ эффективности мероприятий по снижению добавочных потерь в мощных силовых трансформаторах // Современные проблемы энергетики. Электроэнергетическое Оборудование. Сборник статей IV Респ. научн.-техн. конф. Киев, 1985. С. 88-89.
- [10] Čech D., Navlíček V., Miculec M., Wiglasz V. Kovovy pás pro magnetické obvody elektrických strojů a přístrojů a způsob jeho výroby. Пат. 239285 ЧССР, заявл. 02.09.83, № PV6403-83; опубл. 16.02.87.
- [11] Sharples K.O. A study of the effect of core slitting on the power loss density in the limbs of generator transformers // Int. Conf. Elec. Mach., Sept. 5-9, 1982, Budapest, Hungary. P. 700-702.
- [12] Лизунов С.Д. Итоги Сессии СИГРЭ 1988 г. Трансформаторостроение // Электричество. 1989. № 8. С. 37-45.
- [13] Qader A.A., Basak A. Building factor of a 100 kVA 3 phase distribution transformer core // IEEE Transactions on Magnetics. 1982. № 6 (18). P. 1487-1489.
- [14] Дружинин В.В. Магнитные свойства электротехнических сталей. М.: Энергия, 1974. – 240 с.
- [15] Зайкова В.А., Старцева И.Е., Филиппов Б.Н. Доменная структура и магнитные свойства электротехнических сталей. М.: Наука, 1992. – 272 с.
- [16] Калинин Е.В., Чивенков А.И. Физическая модель потерь в стыках шихтованных сердечников // Труды НГТУ им. Р.Е. Алексеева. 2019. № 2 (124). (В печати).
- [17] Ламмеранер Й., Штафль М. Вихревые токи. М.: Энергия, 1967. – 208 с.
- [18] Калинин Е.В. Магнитное поле в анизотропном шихтованном сердечнике. Рекомендации к определению степени магнитной анизотропии холоднокатаных электротехнических сталей // Труды НГТУ им. Р.Е. Алексеева. 2018. № 2 (121). С. 96-105.

E.V. Kalinin, A.I. Chivenkov

ANALYSIS OF CONSTRUCTIONS OF JOINTS OF LAMINATED MAGNETIC SYSTEMS OF POWER TRANSFORMERS

Nizhny Novgorod State Technical University n.a. R.E. Alekseev,
Nizhny Novgorod, Russia

Abstract. As applied to magnetic systems of power transformers, a comparative analysis of electromagnetic processes and losses at the joints is carried out for the most widely used joint structures: oblique “butt – lap” joints and perspective “step – lap” butt – overlapped joints. It is proposed to use a structural approach to the losses at the joints, as the sum of the losses in steel from the tangential and normal components of the magnetic flux in the area of the joints. It is shown that the eddy current losses from the normal flow are formed under the conditions of a sharp surface effect and prevail in the total losses at the joints. Their highest level is for stepped joints. Experimental studies have been carried out using a physical model of dynamic processes at the joints of the normal component of the magnetic flux with a sharp surface effect. The dependences of losses at the joints on the normal flow on the width of the plates of the magnetic system and the physical properties of the steel are obtained. The presence of the effect of compensating losses on eddy currents from opposite normal magnetic fluxes at the ends of the plates at “butt – lap” overlap joints, increasing with an increase in the magnetization reversal dynamics, is shown. It is noted that this effect is absent in stepped joints of the type “step – lap”, which have consonant normal flows at the ends of the plates. An explanation is given why the use of the best brands of textured electrical steels does not give advantages when using a stepped construction of joints of the type “step – lap”. A general solution is proposed to reduce the increase in losses at the joints of the structures under consideration.

Keywords: cold-rolled electrical steel, experimental study, joint losses, laminated magnetic system, overlapping oblique joints, power transformer, sharp surface effect, stepped joints.

References

- [1] P.M. Tikhomirov, *Raschet transformatorov*. Moscow: Energoatomizdat, 1986 (in Russian).
- [2] V. Černý, «Přispěvek k problematice viřivých proudů ve spojích transformátorových plechů», *Elektrotechnický obzor*, SV72, vol. 11, pp. 651-652, 1983 (in Czech).
- [3] T. Nakata, Y. Kawase, and S. Moriyasa, «Magnetic characteristics of the joints of the stator core segments», *Denki Gakkai Rhombunsi*, Trans. Inst. Elec. Eng. Jap, vol. 1, no. 107, pp. 109-114, 1987.
- [4] E.V. Kalinin, «Poteri v stykah shihtovannyh serdechnikov. CHast' 1. EHksperimental'noe issledovanie osnovnyh vliyayushchih faktorov prirosta ehlektromagnit-

- nyh poter», in proc. *IV All-Russian Conf. Aktual'nye problemy energetiki*, Dec. 21, 2018, N. Novgorod, Russia, pp. 53-61 (in Russian).
- [5] E.V. Kalinin and A.I. Chernov, «Losses at the joints of laminated cores. investigation of the possibilities of reducing the increase of losses», *Transactions of NNSTU n.a. R.E. Alekseev*, vol. 4, no. 123, pp.123-134, 2018 (in Russian).
- [6] E.V. Kalinin and A.I. Chivenkov, «Forecasting the increase of losses in joints of power transformers core», *Smart Electrical Engineering*, vol. 3, pp. 87-101, Sep. 2018 (in Russian).
- [7] T. Nakata, N. Takahashi and Y. Kawase, «Magnetic performance of step-lap joints in distribution transformer cores», *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 6, no. 18, pp. 1055-1057, Nov. 1982.
- [8] M.I. Levin, I.V. Pentegov, S.V. Rymar and A.V. Lavrenyuk, «Analysis of three-phase power transformer laminated magnetic core designs», *Electrical Engineering & Electromechanics*, vol. 1, pp. 40-43, 2014.
- [9] A.N. Kravchenko, «Analiz ehffektivnosti meropriyatij po snizheniyu dobavochnyh poter' v moshchnykh silovykh transformatorah», in proc. *IV scien.-tech. conf. «Sovremennyye problemy ehnergetiki. EHlektroehnergeticheskoe Oborudovanie»*, 1985, Kiev, pp. 88-89 (in Russian).
- [10] D. Čech, V. Havlíček, M. Miculec and V. Wiglasz, «*Kovovy pás pro magnetické obvody elektrických strojů a přístrojů a způsob jeho výroby*», Czechoslovakia Patent 239285, Feb. 16 1987.
- [11] K.O. Sharples, «A study of the transformers in the limbs of generator», in proc. *Int. Conf. Elec. Mach.*, Sept. 5-9, 1982, Budapest, Hungary, pp. 700-702.
- [12] S.D. Lizunov, «Results of the 1988 session of CIGRE. Manufacture of transformers», *Electricity*, vol. 8, pp. 37-45, 1989. Aug. 1989 (in Russian).
- [13] A.A. Qader and A. Basak, «Building factor of a 100 kVA 3 phase distribution transformer core», *IEEE Trans. Magn.*, vol. 6, no. 18, pp. 1487-1489, Dec. 1982.
- [14] V.V. Druzhinin, *Magnitnyye svoystva elektrotekhnicheskikh staley*. Moscow: Energiya, 1974 (in Russian).
- [15] V.A. Zaikova, I.E. Startsev and B.N. Filippov, *Domennaya struktura i magnitnyye svoystva elektrotekhnicheskikh staley*. Moscow: Nauka, 1992 (in Russian).
- [16] E.V. Kalinin and A.I. Chivenkov, «Physical model of losses in the joints of laminated cores», *Transactions of NNSTU n.a. R.E. Alekseev*, vol. 2, no. 124, 2019, in print.
- [17] J. Lammeraner and M. Staffl, *Vikhrevyye toki*. Moscow: Energiya, 1967 (in Russian).
- [18] E.V. Kalinin, «Magnetic field in an anisotropic laminated magnetic core. Part 1. Recommendations for determining the degree of magnetic anisotropy of cold-rolled electrical steels», *Transactions of NNSTU n.a. R.E. Alekseev*, vol. 2, no. 121, pp. 96-105, June 2018 (in Russian).

СИЛОВАЯ ЭЛЕКТРОНИКА

УДК 621.3

С.В. Хворостенко, М.А. Авербух

СИНТЕЗ ПАССИВНЫХ ФИЛЬТРОКОМПЕНСИРУЮЩИХ УСТРОЙСТВ ДЛЯ ОСЛАБЛЕНИЯ ВЫСШИХ ГАРМОНИК В ЦЕХОВЫХ СЕТЯХ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ С НЕЛИНЕЙНЫМИ ПОТРЕБИТЕЛЯМИ

Белгородский государственный технологический университет
им. В.Г. Шухова

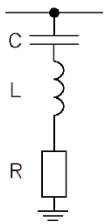
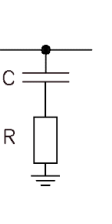
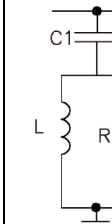
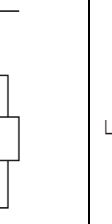
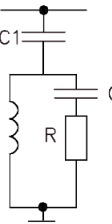
При осуществлении технологического процесса производства железобетонных изделий широко используется частотный электропривод, что позволяет добиться необходимого качества изделий. Однако частотный электропривод является источником высших гармоник токов и напряжений. В статье рассмотрены вопросы обеспечения электромагнитной совместимости нелинейных потребителей с цеховой системой электроснабжения за счет использования пассивных фильтров. Представлена схема системы электроснабжения цеха с установкой пассивных фильтров. Аналитически и с помощью имитационного моделирования проведены исследования с целью определения наиболее оптимальных типов и параметров фильтров. Для проведения теоретических исследований использован метод оптимизации на базе теории нечетких множеств. Для выбора оптимальных типов фильтров сформированы критериальные оценки в виде лингвистических переменных, характеризующих альтернативные варианты установок. С помощью имитационного моделирования показано, что подключение на шины трансформаторной подстанции узкополосных фильтров (УПФ) и широкополосных фильтров (ШПВ) второго порядка позволяют снизить суммарные коэффициенты гармонических составляющих тока и напряжения до 8,65 % и 3,41 % соответственно. Сделан вывод, что более эффективным средством для снижения гармонических составляющих токов является использование параллельного активного фильтрокомпенсирующего устройства.

Ключевые слова: высшие гармоники токов и напряжений, нелинейные потребители, пассивные фильтры, показатели электромагнитной совместимости, частотные характеристики сети.

1. Введение

Широкое применение статических преобразователей частоты в регулируемом электроприводе для выполнения технологических процессов и обеспечения заданного качества продукции привело к искажению синусоидальности токов и напряжений в цеховых системах электроснабжения. Это, в свою очередь, приводит к целому ряду негативных последствий [1, 2]. Следствием является, например, увеличение потерь мощности и энергии в элементах системы электроснабжения, уменьшению срока службы оборудования, снижению энергетических показателей потребления электроэнергии и т.д. Одним из способов снижения влияния высших гармоник токов и напряжений является их компенсация различного рода пассивными фильтрокомпенсирующими устройствами (ПФКУ). Основные типы ПФКУ представлены в табл. 1 [3, 4]: УПФ, для компенсации единичных канонических высших гармоник; ШПФ первого, второго, третьего порядка, предназначены для подавления высших гармоник; фильтр С-типа, для компенсации высших гармоник тока в более высоком диапазоне частот.

Таблица 1.
Схемы ПФКУ

Пассивные фильтры компенсирующих устройств гармоник				
УПФ	ШПФ			С – типа
				

II. Расчетная схема

На рис. 1 приведена схема системы электроснабжения завода по производству железобетонных изделий. Основной особенностью представленной схемы является наличие большого количества нелинейной нагрузки в виде частотных электроприводов на базе полупроводниковый преобразователь частоты с промежуточным звеном постоянного тока – асинхронный двигатель с короткозамкнутым ротором (ППЧ-АД).

Характеристики оборудования и типы электроприемников представлены в табл. 2.

Таблица 2.
Характеристики применяемого оборудования

Наименование оборудования	Паспортные данные электроприемников					
	Тип электропривода/преобразователя частоты	$P_{ном}$, кВт	$I_{ном}$, А	Угловая скорость n , об/мин	$\eta_{ном}$, %	$\cos\phi$
Станок распила	АИР/ Delta VFD	30,0	57,3	2880	90,5	0,89
Мостовые краны		23,0	48,0	750	76,5	0,71
Конвейер протягивания		18,5	38,0	1000	89,0	0,81
Виброплощадка		30,0	57,3	1470	91,5	0,87
Компрессор		110,0	198,0	2980	93,7	0,90

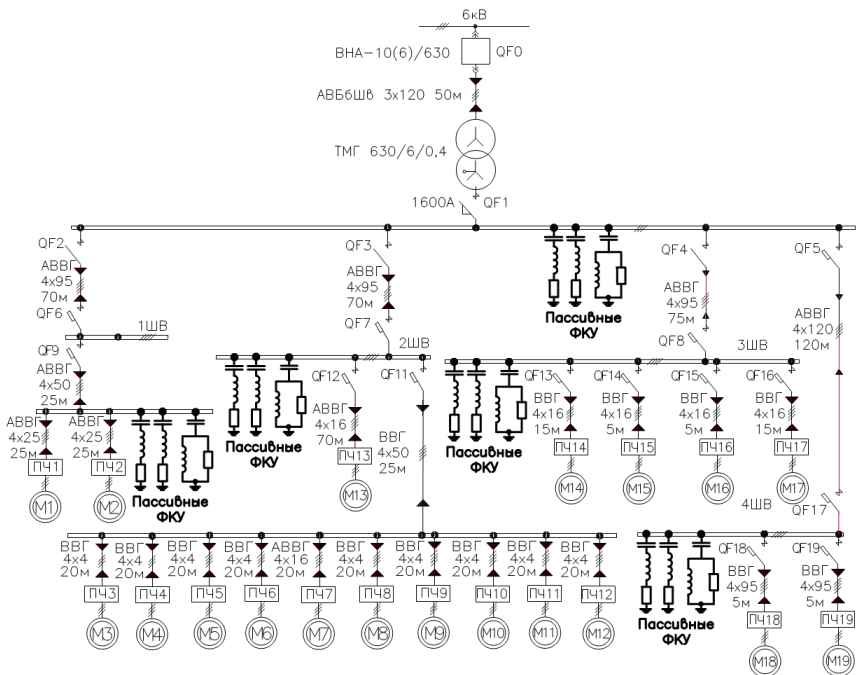


Рис. 1. Схема цеховой системы электроснабжения промышленного предприятия по производству железобетонных изделий

Результаты расчетов, экспериментов и имитационного моделирования подтвердили наличие искажения токов и напряжений на всех участках цеховой системы электроснабжения, где подключены нелинейные потребители. Так суммарные коэффициенты гармонических составляющих тока и напряжения соответственно составили $K_I = 40 \div 45 \%$, $K_U = 6,7 \div 8,85 \%$ [5, 6].

Так как ПФКУ являются простейшими и основными видами фильтрокомпенсирующих устройств, то синтез их параметров и выбор места установки представляется важной задачей, решение которой зависит от конфигурации сети, величины тока искажения и необходимости компенсации реактивной мощности.

Для выбора оптимальных типов ПФКУ и места их установки в условиях, отягощенных большим количеством нечеткой информации о режимах цеховой системы электроснабжения, применен метод оптимизации на базе теории нечетких множеств [7].

III. Выбор типа ПФКУ

Нечеткие множества применяются как формальный аппарат обработки высказываний естественного языка для придания конкретного математического смысла результатам экспертной оценки. На основании анализа опыта применения ПФКУ и их эксплуатационных свойств и [8-10] в виде лингвистических переменных сформированы следующие критериальные оценки (K_i), характеризующие альтернативные варианты ПФКУ (F_i):

- стоимость ПФКУ [0:800] у.е. – K_1 ;
- свойство амплитудно-частотной характеристики [0:100] % – K_2 ;
- потери мощности в ПФКУ [0:1] кВт – K_3 ;
- способность компенсации реактивной мощности [0:100] % – K_4 .

Степень соответствия альтернативы, определяемому критерию K_i может быть рассмотрено как нечеткое множество:

$$K_i = \{ \mu_{K_i}(F_1) / F_1, \mu_{K_i}(F_2) / F_2, \dots, \mu_{K_i}(F_n) / F_n \}, \quad (1)$$

где F_n – альтернативные варианты типов ПФКУ, $\mu_{K_i}(F_n)$ [0, 1] – функция принадлежности альтернативы F_n по критерию K_i .

Если имеется i критериев K_1, K_2, \dots, K_i , то выбор наилучшей альтернативы можно записать в виде пересечения соответствующих нечетких множеств K_i , которое соответствует нахождению минимума функции принадлежности:

$$M = K_1 \cap K_2 \cap \dots \cap K_i. \quad (2)$$

Оценки альтернативных вариантов ПФКУ, а именно УПФ на гармонике 5 и 7 (F_1), УПФ и ШПФ второго порядка (F_2), УПФ и фильтра С-типа (F_3) по сформированным критериям представлены в табл. 3.

Таблица 3.
Оценка типов ПФКУ по критериям

Тип ПФКУ	K_1	K_2	K_3	K_4
Подключение на шинах трансформаторной подстанции				
F_1	0,59	0,70	0,60	0,77
F_2	0,70	0,75	0,74	0,84
F_3	0,79	0,82	0,68	0,89
Подключение около вводных шкафов				
F_{11}	0,63	0,72	0,64	0,79
F_{22}	0,69	0,78	0,77	0,88
F_{33}	0,82	0,84	0,69	0,92

На рис. 2 представлена оценка альтернатив по критериям равной степени важности.

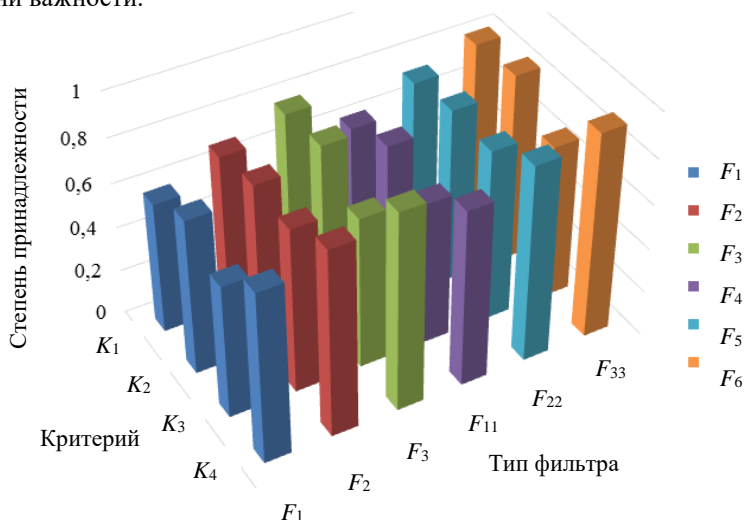


Рис. 3. Оценки альтернатив по критериям равной степени важности

Нечеткое множество из функций принадлежности альтернативных типов ПФКУ по критериям составлено на основании (1):

$$\begin{aligned}
 K_1 &= \{0,59 / F_1; 0,7 / F_2; 0,79 / F_3; 0,63 / F_{11}; 0,69 / F_{22}; 0,82 / F_{33}\}; \\
 K_2 &= \{0,7 / F_1; 0,75 / F_2; 0,82 / F_3; 0,72 / F_{11}; 0,78 / F_{22}; 0,84 / F_{33}\}; \\
 K_3 &= \{0,6 / F_1; 0,74 / F_2; 0,68 / F_3; 0,64 / F_{11}; 0,77 / F_{22}; 0,69 / F_{33}\}; \\
 K_4 &= \{0,77 / F_1; 0,84 / F_2; 0,89 / F_3; 0,79 / F_{11}; 0,88 / F_{22}; 0,92 / F_{33}\}.
 \end{aligned} \tag{3}$$

Выбор решения осуществляется согласно (2):

$$\begin{aligned}
 M &= \\
 &= \max \left\{ \begin{array}{l} \min (0,59; 0,7; 0,6; 0,77 / F_1); \min (0,63; 0,72; 0,64; 0,79 / F_{11}); \\ \min (0,7; 0,75; 0,74; 0,84 / F_2); \min (0,74; 0,78; 0,77; 0,88 / F_{22}); \\ \min (0,79; 0,82; 0,68; 0,89 / F_3); \min (0,82; 0,84; 0,69; 0,92 / F_{33}); \end{array} \right\} = \tag{4} \\
 &= \max \{0,59 / F_1; 0,7 / F_2; 0,68 / F_3; 0,63 / F_{11}; 0,69 / F_{22}; 0,69 / F_{33}\}.
 \end{aligned}$$

В результате нахождения \max (4) определен оптимальный вариант использования альтернативы F_2 установленного на шинах трансформаторной подстанции (ТП):

$$F_2 = \{0,7; 0,75; 0,74; 0,84\}.$$

Таким образом, к установке предлагается вариант с комбинацией УПФ настроенного на компенсацию 5-й, 7-й гармоник и ШПФ настроенного на компенсацию гармоник начиная с 11.

IV. Частотные характеристики системы электроснабжения – пассивные фильтры

Как следует из табл. 1, УПФ одной частоты представляет собой RLC – цепочку, настроенную на частоту одной гармоники. Коэффициент передачи тока во внешнюю сеть фильтром имеет вид [11]:

$$F_{\text{УПФ}}(s) = \frac{s^2 + R \cdot C \cdot s + 1}{C \cdot (L + L_C) \cdot s^2 + (R + R_C) \cdot C \cdot s + 1}, \tag{5}$$

где R_C , L_C – активное сопротивление и индуктивность внешней сети соответственно.

Коэффициент передачи тока во внешнюю сеть ШПФ имеет вид:

$$F_{\text{ШПФ}}(s) = \frac{s^2 \cdot L \cdot R \cdot C + s \cdot L + R}{s^3 \cdot L_C + s^2 \cdot [(L + L_C) \cdot R \cdot C + L \cdot C \cdot R_C] + s \cdot (L + C \cdot R \cdot R_C) + R}. \quad (6)$$

Расчет УПФ для 5-й и 7-й гармоник и ШПФ второго порядка выполнен в соответствии с [12]. В табл. 4 представлены результаты расчетов УПФ.

Таблица 4.
Параметры УПФ и ШПФ второго порядка

Место подключения	№ компенсируемой гармоники	L_n , мГн	C_n , мкФ	R_n , мОм	Q_{LC} , квар	ΔP_{Σ} , кВт
Шины ТП	5	0,241	1681	9,475	88	0,298
	7	0,204	1013	11	52	0,172
	≥ 10	0,085	1194	377	60	0,723

Примечание: ΔP_{Σ} – суммарные потери активной мощности в элементах УПФ.

На основании рассчитанных параметров фильтров на рис. 4 представлена амплитудно-частотная характеристика (АЧХ) «Система электропитания – УПФ, ШПФ».

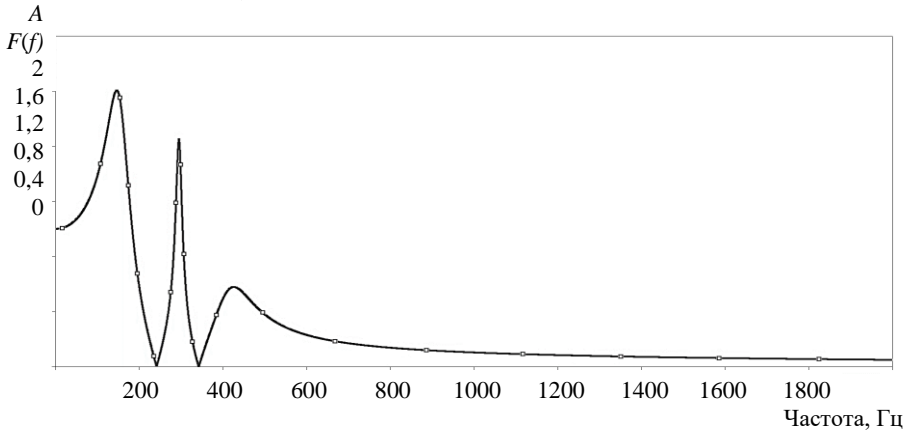


Рис. 4. АЧХ системы УПФ и ШПФ второго порядка – питающая сеть

Как следует из рис. 4, в районе частот 180 Гц, 300 Гц наблюдаются резонансные явления, возникающие в результате установки УПФ. Использование ШПФ второго порядка снижает амплитуду высших гармоник и исключает появление резонанса на частотах более 500 Гц.

В результате имитационного моделирования с применением УПФ и ШПВ второго порядка, подключенного на шинах ТП, установлено снижение суммарных коэффициентов гармонических составляющих тока и напряжения до 8,65 % и 3,41 % соответственно.

У. Заключение

Таким образом, использование ПФКУ в цеховой системе электроснабжения позволяет снизить амплитуды нежелательных высокочастотных гармонических составляющих. Однако циклический режим работы оборудования при производстве железобетонных изделий предопределяет паузы в работе нелинейных электроприемников. При этом включенные ПФКУ вносят риск перекомпенсации реактивной мощности и возникновения резонансных явлений, образованных емкостью фильтра и индуктивностью сети. В результате работы подтверждено, что более эффективным средством для снижения гармонических составляющих токов является использование параллельного активного фильтрокомпенсирующего устройства.

© Авербух М.А., 2019

© Хворостенко С.В., 2019

Библиографический список

- [1] Артюхов И.И., Бочкарева И.И., Молот С.В. Влияние частотно-регулируемого электропривода на питающую сеть // Научное обозрение. 2015. № 4. С. 29-34.
- [2] Шидловский А.К., Вагин Г.Я., Борисов Б.П. Электромагнитная совместимость электроприемников промышленных предприятий. Киев: Наукова Думка, 1992. – 236 с.
- [3] Das J. Passive filters – potentialities and limitations // IEEE Transaction on Industry Applications. 2004. № 40 (1). P. 232-241.
- [4] Авербух М. А., Жилин Е.В. О потерях электроэнергии в системах электроснабжения индивидуального жилищного строительства // Энергетик. 2016. № 6. С. 54-57.
- [5] Авербух М.А., Жуков Н.А., Хворостенко С.В. Оценка уровня высших гармоник токов и напряжения в электрических сетях заводов железобетонных изделий // Научное обозрение. 2016. № 7. С. 79-86.
- [6] Авербух М.А., Прасол Д.А., Хворостенко С.В. Экспериментальное исследование несинусоидальных режимов цеховой системы электроснабжения при динамическом вибрационном формировании бетонных смесей // Электротехнические системы и комплексы. 2017. № 1 (34). С. 24-31.
- [7] Борисов А. Н. Обработка нечеткой информации в системах принятия решений. М.: Радио и связь, 1989. – 304 с.
- [8] Badrzadeh D., Smith K., Wilson R. Designing passive harmonic filters for an aluminum smelting plant // IEEE Transaction on Industry Applications. 2011. № 47 (2). P. 973-983.

- [9] Arrillaga J., Watson N.R. Power systems harmonics. 2nd ed. Chichester: Wiley, 2003.
- [10] Ермоленко Д.В., Молин Н.И., Павлов И.В. Исследование многофункциональных компенсирующих устройств в эксплуатационных условиях // Вестник ВНИИЖТ. 1991. № 7. С. 44-47.
- [11] Phipps J.K. A transfer function approach to harmonics filter design // IEEE Industry Application Magazine. 1997. № 3 (2). P. 68-82.
- [12] Боярская Н.П., Довгун В.П., Егоров Д.Э. Синтез фильтрокомпенсирующих устройств для систем электроснабжения. Красноярск: Сиб. федер. ун-т, 2014. – 192 с.

S.V. Khvorostenko, M.A. Averbuk

**SYNTHESIS OF PASSIVE FILTER – COMPENSATING
DEVICES FOR ATTENUATION HIGHER HARMONICS
IN POWER SUPPLY SYSTEM OF WORKSHOP
WITH NON-LINEAR CONSUMERS**

Belgorod State Technological University named after V.G. Shukhov,
Belgorod, Russia

Abstract. Frequency electric drive is widely used in the technological process of production of reinforced concrete products, which allows to achieving necessary quality of products. However, the frequency drive is a source of higher harmonics of currents and voltages. The article deals with the issues of electromagnetic compatibility of non-linear consumers with the workshop power supply system through the use of passive filters. The scheme of workshop power supply system with installation of passive filters is presented. The most optimal types and parameters of filters were identified analytically and by means of simulation modeling. The optimization method based on the fuzzy set theory is used for theoretical research. Criteria estimates in the form of linguistic variables characterizing alternative installations are formed to select the optimal filter types. It is shown that the connection of narrowband filters and broadband filters of the second order to the bus of transformer substation can reduce the total coefficients of the harmonic components of current and voltage to 8.65% and 3.41%, respectively. It is concluded that the use of a parallel active filter-compensating device is a more effective means to reduce the harmonic components of the currents.

Keywords: frequency responses of network, higher harmonics of currents and voltages, indicators electromagnetic compatibility, non-linear consumers, types of passive filters.

References

- [1] I.I. Artjukhov, I.I. Bochkareva and S.V. Molot, «Influence of frequency-regulated electric drive of ventilators on the feeding network», *Science Review*, vol. 4, pp. 29-34, 2015.
- [2] A.K. Shidlovsky, G.Y. Vagin and B.P. Borisov, *Elektromagnitnaya sovместimost' elektropriyemnikov promyshlennykh predpriyatiy*. Kiev: Naukova Dumka, 1992 (in Russian).
- [3] J. Das, «Passive filters – potentialities and limitations», *IEEE Transaction on Industry Applications*, vol. 40, no. 1, pp. 232-241, Jan./Feb. 2004.
- [4] M.A. Averbukh and E.V. Zhilin, «O poteryakh elektroenergii v sistemakh elektro-snabzheniya individual'nogo zhilishchnogo stroitel'stva», *Energetika*, vol. 6, pp. 54-57, 2016.
- [5] M.A. Averbukh, N.A. Zhukov and S.V. Khvorostenko, «Evaluation of higher harmonics level of currents and voltages in electrical networks of concrete products plants», *Science Review*, vol. 7, pp. 79-86, 2016.
- [6] M.A. Averbukh, D.A. Prasol and S.V. Khvorostenko, «Experimental study of non-sinusoidal manufactory works power supply systems in dynamic formation vibrating concrete mixtures», *Electrotechnical Systems and Complexes*, vol. 1, no. 34, pp. 24-31, 2017.
- [7] A.N. Borisov, *Obrabotka nechetkoy informatsii v sistemakh prinyatiya resheniy*. Moscow: Radio and communication, 1989 (in Russian).
- [8] D. Badrzadeh, K. Smith and R. Wilson, «Designing passive harmonic filters for an aluminum smelting plant», *IEEE Transaction on Industry Applications*, vol. 47, no 2, pp. 973-983, March/Apr. 2011.
- [9] J. Arrillaga and N.R. Watson, *Power systems harmonics*. 2nd ed. Chichester: Wiley, 2003, P. 412.
- [10] D.V. Ermolenko, N.I. Molin and I.V. Pavlov, «The analysis of power loss in the catenary system under shunt capacitive compensation», *Vestnik of the Railway Research Institute*, vol. 7, pp. 44-47, 1991.
- [11] J.K. Phipps, «A transfer function approach to harmonics filter design», *IEEE Industry Application Magazine*, vol. 3, no. 2, pp. 68-82, Apr. 1997.
- [12] N.P. Boyarskaya, V.P. Dovgun and D.E. Yegorov, *Sintez fil'trokompensiruyushchikh ustroystv dlya sistem elektro-snabzheniya*. Krasnoyarsk: Siberian Federal University, 2014 (in Russian).

УДК 621.333

Л.А. Герман ¹, К.С. Субханвердиев ², Н.Ю. Дмитриева ³

РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ГАРМОНИК ТОКА И НАПРЯЖЕНИЯ НА МЕЖПОДСТАНЦИОННОЙ ЗОНЕ ТЯГОВОЙ СЕТИ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА С УСТАНОВКАМИ ПОПЕРЕЧНОЙ ЕМКОСТНОЙ КОМПЕНСАЦИИ

¹ Самарский государственный университет путей сообщения

² «Трансэлектропроект» филиала АО «Росжелдорпроект»

³ АО «Мосгипротранс»

Одним из подходов к повышению эффективности тяговой сети является применение фильтрокомпенсирующих установок (ФКУ). ФКУ, кроме повышения уровня напряжения, позволяют снизить уровень высших гармоник, источником которых является электроподвижной состав. Статья посвящена исследованию влияния ФКУ на распределение гармоник тока и напряжения. Рассмотрено два типа установок. Во-первых, ФКУ с реактором, обеспечивающим резонансную настройку на частоту 150 Гц. Во-вторых, ФКУ, представляющая собой статический генератор реактивной мощности (СГРМ). Выполнена оценка снижения несинусоидальности при включении ФКУ на посту секционирования на тяговой подстанции. Установлено, что включение ФКУ первого типа на пост секционирования позволяет снизить коэффициент гармонических составляющих напряжения примерно в 2 раза по сравнению с установкой на тяговой подстанции фильтров. Показано, что при включении СГРМ на посту секционирования по технико-экономическим причинам целесообразнее настраивать установку только на компенсацию реактивной мощности.

Ключевые слова: компенсация реактивной мощности, несинусоидальность напряжения, статический генератор реактивной мощности, тяговая сеть, фильтрокомпенсирующая установка.

I. Введение

Установки поперечной емкостной компенсации в тяговой сети переменного тока выполняются с функцией компенсации гармонических составляющих, которые генерирует электроподвижной состав, и поэтому они по существу являются фильтрокомпенсирующими установками (ФКУ). Одна из основных задач ФКУ – повышение уровня напряжения в тяговой сети при больших нагрузках и, тем самым, повышение пропускной способности тяговой сети систем 25 и 2х25 кВ. Этим подтверждается

высокая эффективность ФКУ, особенно если она регулируемая [1]. Однако ФКУ, компенсируя реактивную мощность, обладает еще дополнительными свойствами: снижает потери мощности, симметризирует нагрузки, уменьшает уровень высших гармоник.

В статье исследуется влияние ФКУ, устанавливаемых на постах секционирования (ПС), на распределение гармоник тока и напряжения на межподстанционной зоне и пути их снижения. Рассмотрены два типа ФКУ.

Первый тип представляет собой установку, в которую включают реактор, обеспечивающий резонансную настройку на частоту 150 Гц. Таким образом, установка является фильтром на 150 Гц, то есть демпфирует гармоники 150 Гц. Существуют аналогичные установки, состоящие из двух секций, где одна секция настроена на резонансную частоту в 150 Гц, а другая – на 250 Гц. Значит, такая ФКУ фильтрует гармоники частотой 150 и 250 Гц. Начиная с 1965 г., в России все ФКУ настроены на частоту 150 Гц, а некоторые на 150 и 250 Гц (в соответствии с [2] на 135-142 Гц и 240 Гц). ФКУ по разработкам ООО «НИИЭФА-ЭНЕРГО» (устройство компенсации реактивной мощности – УКРМ) работает в следующих вариантах: с резонансным фильтром на 150 Гц или с двумя резонансными фильтрами на 150 и 250 Гц. Регулируемая переключаемая установка также работает с резонансным фильтром на 150 Гц (особенности настройки фильтра указаны в [1]). Таким образом, в месте установки ФКУ благодаря настройке ее в резонанс напряжений с реактором, сопротивление и, как следствие, напряжение для n -ой гармоники равны нулю.

Вторым типом ФКУ, не так давно появившимся в тяговой сети переменного тока, является статический генератор реактивной мощности (СГРМ), по существу являющийся схемой статического компенсатора реактивной мощности (СТАТКОМ). Отличительная его особенность – отсутствие резонансной цепочки 150 Гц (а также 250 Гц). Тем не менее, генератор СГРМ может компенсировать гармоники любой частоты, для чего он дополнительно генерирует гармонические составляющие в противофазе к гармоникам электроподвижного состава (ЭПС). Поэтому его полная мощность складывается из мощности для компенсации реактивной мощности и мощности для компенсации гармонических составляющих. Отметим немаловажную особенность установки: по данным завода-изготовителя стоимость СГРМ мощностью 10 Мвар составляет более 100 млн руб.

Для СГРМ сопротивление n -ой гармонической у ПС в тяговой сети наибольшее, и поэтому напряжение этой гармоники у ПС будет также наибольшее.

В соответствии с ГОСТ [3] для тяговых подстанций на шинах 110 (220) кВ указаны нормы суммарного коэффициента гармонических со-

ставляющих напряжения, причем нормируются максимальные значения с вероятностью 0,95. Величина этого коэффициента в значительной степени зависит от входного сопротивления тяговых подстанций. Поэтому, прежде всего для «слабых» энергосистем, следует проверить значение суммарного коэффициента гармоник, и при необходимости выполнить соответствующие технические мероприятия по его снижению (в частности, рассмотреть применение различных типов установок компенсации).

II. Гармоники в тяговой сети

ЭПС в тяговой сети переменного тока систем 25 и 2х25 кВ является источником гармонических составляющих тока [4]. В технической литературе для гармоник порядка 3, 5 и 7, оказывающих наибольшее энергетическое влияние, приведены следующие данные по их содержанию (табл. 1).

Таблица 1.
Характеристика гармонических составляющих тока и напряжения на вводе тяговых подстанций

Источники	Величина напряжения гармоники, %		
	3	5	7
Бородулин Б.М. [2]	2-10	2-8	1-5
Мамошин Р.Р. [5]	3,5-12	5-11,5	3,5-7

В табл. 1 приведены обобщенные данные по гармоническим составляющим на вводе тяговых подстанций отечественных железных дорог. Разброс указанных напряжений в таблице объясняется различной мощностью энергосистем и различной удаленностью тяговых подстанций от источников питания, то есть входным сопротивлением тяговых подстанций. Для примера на рис. 1 представлены входные индуктивные сопротивления тяговых подстанций Горьковской и Восточно-Сибирской железных дорог [6].

Как видно, индуктивное сопротивление системы внешнего электропитания X_S , приведенное к напряжению 27,5 кВ тяговой сети, для большинства тяговых подстанций находится в пределах $0,2 \div 1,4$ Ом, на отдельных подстанциях X_S увеличивается до $2,0 \div 2,6$ Ом. В вынужденных режимах по данным энергосистем оно, как правило, увеличивается в 1,2-1,3 раза, хотя для отдельных подстанций может возрасти в 2 раза и более. В мощных энергосистемах при питании тяговых подстанций по линиям электропередачи небольшой протяженности, когда $X_S = 0,2 \div 0,8$ Ом, высшие гармонические составляющие напряжения существенно ниже и, как правило, не превышают требований по суммарному коэффициенту гармонических составляющих напряжения. Практические расчеты показывают, что примерно на 50 % тяговых подстанций при нормальном режиме

работы СТЭ значения гармонических составляющих напряжения на шинах 110 (220) кВ находятся в допустимых пределах, и поэтому в таком случае отсутствует необходимость применения технических средств для снижения гармонических составляющих.

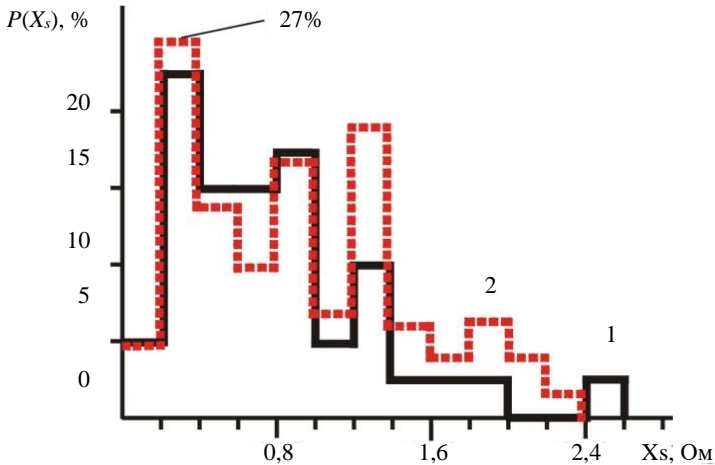


Рис. 1. Гистограммы распределения входного сопротивления тяговых подстанций (1 – для Горьковской и 2 – для Восточно-Сибирской железной дороги, $P(X_s)$ – вероятность распределения X_s)

Поскольку задача состоит в определении возможности ФКУ на ПС снижать уровень гармоник, определим токи гармоник межподстанционной зоны, приходящие на ПС. Другими словами, определим в мгновенной схеме межподстанционной зоны токи, отнесенные к ПС, путем разложения токов между тяговыми подстанциями и постом секционирования. Если в схеме замещения для расчета гармоник все источники токов ЭПС заменить источниками тока n -ой гармоники (рис. 2), то используя [7, 8], токи n -ой гармоники ПС равны:

$$I_{(n)ПС} = \sum_{i=1}^{m_c} I_{(n)i} \cdot \frac{l_i}{l_c} + \sum_{i=m_c+1}^m I_{(n)i} \cdot \frac{l-l_i}{l-l_c}, \quad (1)$$

где $I_{(n)i}$ – ток n -ой гармоники, l , l_c , l_i – расстояния между подстанциями, до ПС и до гармоники с номером i соответственно, m и m_c – число ЭПС на межподстанционной зоне и число ЭПС до ПС соответственно.

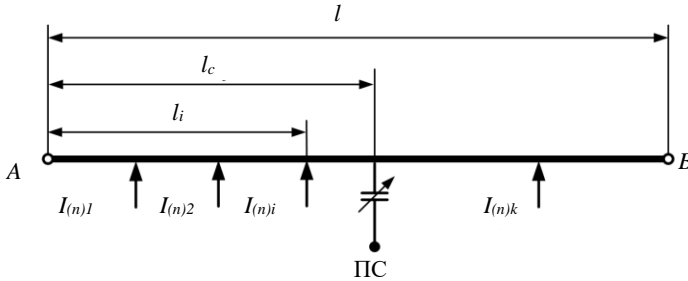


Рис. 2. К расчету токов высших гармонических составляющих при установке ФКУ на посту секционирования

Из [3] суммарный коэффициент гармонических составляющих напряжения равен:

$$K_U = \sqrt{\frac{\sum_{i=2}^{4,0} U_{(n)i}^2}{U_{(1)}^2}} \cdot 100\%, \quad (2)$$

где $U_{(n)}$ – напряжение n -ой гармонической составляющей, $U_{(1)}$ – напряжение основной гармонической составляющей.

В соответствии с расчетами, наибольшие значения суммарного коэффициента гармоника напряжения без ФКУ отмечаются в середине межподстанционной зоны при двустороннем питании, то есть в районе ПС. Из рис. 3 [2] видно, что в общем случае гармоники тока в кривой тока ЭПС I увеличиваются при удалении от токоприемника к источнику питания, и наоборот, гармоники напряжения в кривой U при этом увеличиваются при удалении от источника к ПС.

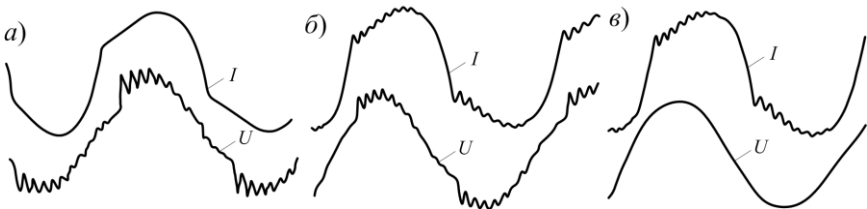


Рис. 3. Ток I и напряжение U в различных точках системы электроснабжения: a – на электровозе; $б$ и $в$ – соответственно на тяговой подстанции и у источника питания

Если на ПС включена установка ФКУ с резонансными фильтрами на n -ую гармонику, то напряжение этой гармоники на ПС практически

равно нулю. В то же время, при отключении СГРМ на ПС будет наибольшее значение суммарного коэффициента гармонических составляющих в тяговой сети.

III. Снижение суммарного коэффициента гармонических составляющих с помощью ФКУ

1. ФКУ на тяговых подстанциях

ФКУ поперечной емкостной компенсации [2] снижают уровень гармоник тока и напряжения на частоте настройки соответствующих фильтров ФКУ.

Проведем оценку степени снижения суммарного коэффициента не-синусоидальности при включении на тяговой подстанции ФКУ с резонансными фильтрами. Пусть, в соответствии с [2], напряжения гармоник на шинах 27,5 кВ составляют: $U_3 = 2 \div 10 \%$, $U_5 = 2 \div 8 \%$ и $U_7 = 1 \div 5 \%$ (табл. 1). Если в ФКУ резонансный фильтр настроен на частоту третьей гармоники ($n = 3$), то суммарный коэффициент гармонических составляющих на шине ФКУ до и после включения фильтра равен: $3 \div 13,4$ и $2,2 \div 9,4$, то есть снижается примерно в 1,5 раза. Если же в ФКУ два резонансных контура на 150 и 250 Гц, коэффициент гармоник снижается до $1 \div 5 \%$, то есть снижается примерно в 3 раза. Как видно, при установке ФКУ с резонансными фильтрами на шинах тяговых подстанций 27,5 кВ возможно эффективное снижение суммарного коэффициента гармоник с целью реализации требований по нормативному документу [3].

2. ФКУ на посту секционирования и соблюдение нормативов по гармоникам на тяговых подстанциях

2.1. Нерегулируемая ФКУ

Как известно, в последние годы ФКУ устанавливают на постах секционирования для повышения пропускной способности участков железной дороги и снижения потерь мощности в тяговой сети. Рассмотрим степень снижения гармоник тока и напряжения при включении ФКУ на посту секционирования.

Для нерегулируемых ФКУ рассматриваются схемы ФКУ с резонансными фильтрами на 3-ю или на 3-ю и 5-ю гармоники. В этом варианте сопротивление ПС на 3-ю или на 3-ю и на 5-ю гармоники равно нулю (точнее, в соответствии с [2], равенство нулю на частотах 140 и 240 Гц).

Проведем оценку токов и напряжений гармоник у ПС. Для расчета принимаем входное сопротивление до ПС со стороны обеих подстанций одинаковым, а движение – равномерным. Тогда на основании (1) и рис. 2 сумма токов n -ой гармоники I_n межподстанционной зоны распределяется следующим образом: половина тока $I_n/2$ приходится на пост секционирования и $I_n/4$ – на каждую подстанцию.

Таким образом, если ФКУ установлена на ПС, то фильтруется половина суммы токов n -ой гармоники, в чем можно убедиться при контроле гармоники на тяговых подстанциях. Вышеуказанное распределение будет соблюдаться при любой тяговой нагрузке (и соответственно при любой величине n -ой гармоники). Аналогичное распределение гармоник в тяговой сети будет и при регулируемой переключаемой ФКУ с резонансным фильтром [1].

2.2. Регулируемая ФКУ

В качестве регулируемой ФКУ может использоваться статический генератор реактивной мощности (СГРМ). Он применяется в отечественных тяговых сетях [9]. СГРМ обладает способностью генерировать гармоники в противофазе гармоникам ЭПС, и, следовательно, их компенсировать. Как было указано, после разложения всех токов гармоник между подстанциями и постом секционирования к последнему примыкает практически половина всех гармоник. Генерируя на ПС гармонические составляющие в противофазе к гармоникам ЭПС, возможно решить две задачи: во-первых, снизить уровень гармоник в тяговой сети, следовательно, снизить потери мощности от гармонических составляющих и снизить электромагнитное влияние. Во-вторых, снизить уровень гармонических составляющих на шинах 110 (220) кВ тяговых подстанций, что требуется по нормативным документам.

Учитывая значительную стоимость СГРМ, следует на этапе проектирования рассмотреть альтернативный вариант: использование СГРМ на посту секционирования только для компенсации реактивной мощности (уменьшить общую мощность СГРМ). Для снижения суммарного коэффициента гармоник установить нерегулируемые фильтры (в общем случае, на 3-ю, 5-ю и 7-ю гармоники) на тяговых подстанциях. Например, при больших тяговых нагрузках возможен вариант включения СГРМ на посту секционирования и включения нерегулируемой установки ФКУ (например, УКРМ) с резонансными фильтрами на тяговой подстанции.

Следует отметить, что в компенсации гармоник тока и напряжения в тяговой сети регулируемая ФКУ поста секционирования недостаточно эффективна. Это же касается и компенсации реактивной мощности в тяговой сети. Причина заключается в постоянном смещении точки подключения ЭПС от ПС к подстанции и наоборот, а также в наличии только одной точки подключения источника реактивной мощности СГРМ у ПС.

В качестве примера разберем нагрузочную ситуацию. На левой половине тяговой сети (от подстанции до ПС) суммарный ток n -ой гармоники I_n , а на правой половине нет ЭПС. В этом случае на подстанции, питающей левую половину тяговой сети, снижение напряжения гармонических составляющих будет заметно, в то время как на противоположной под-

станции этого эффекта не наблюдается. Эффективность компенсации гармонических составляющих (так же, как и компенсация реактивной мощности) повышается при симметричном расположении нагрузок относительно поста секционирования.

IV. Результаты эксплуатации

Новые СГРМ включены на Западно-Сибирской, Северной и Горьковской (ГЖД) железных дорогах. Их основная цель – повышение пропускной способности участков железной дороги. Освоение этих установок осуществлялось Дорожными электротехническими лабораториями указанных дорог [10], которые определили пути их совершенствования и представили материалы, подтверждающие эффективность работы СГРМ. На основании результатов эксплуатации СГРМ можно сделать ряд важных заключений. В частности, на тяговой подстанции Марадьковский ГЖД при тяговой нагрузке ввода 27,5 кВ в 500 А суммарный коэффициент гармоник составил 7,3 % (при отключенном СГРМ) и 4,38 % (при включенном СГРМ). При включении СГРМ коэффициент гармоник снизился в 1,67 раз. Насколько полученный коэффициент соответствует нормативам, зависит от входного сопротивления подстанции. В частности, для рассматриваемой подстанции Марадьковский с шинами трансформаторной подстанции 220 кВ, коэффициент гармоник даже без СГРМ при больших нагрузках находится в пределах нормы.

Для большинства тяговых подстанций ГЖД, в связи со сравнительно мощными источниками питания энергосистем, сравнительно небольшими тяговыми нагрузками и равнинным профилем, как правило, коэффициент гармоник находится в пределах нормы. Поэтому при отсутствии специальных требований по снижению гармонических составляющих на рассматриваемой межподстаеционной зоне СГРМ следует настраивать только на компенсацию реактивной мощности.

По результатам работы [10] на шинах ПС среднее значение суммарного коэффициента гармонических составляющих напряжения снизилось с 5,7 % до 2,1 %, а максимальное с 13,6 % до 8,6 %. Мощность СГРМ, задействованная на компенсацию реактивной мощности, при этом составляет 6,3 Мвар, а номинальная – 10 Мвар (то есть, на компенсацию средних значений суммарного коэффициента гармоник выделено 3,7 Мвар). Однако, в [10] отсутствуют сведения об изменении коэффициента гармоник на вводах смежных подстанций, который должен контролироваться по нормативным документам.

Если при включении нерегулируемых фильтров снижаются практически до нуля и средние, и максимальные значения коэффициента гармоник, то при включении СГРМ необходимо специально настраивать его на компенсацию соответствующих гармоник, что связано с необходимостью

формировать дополнительную мощность СГРМ. Например, производитель СГРМ для компенсации гармонических составляющих увеличивает мощность в $1,6 \div 2$ раза, причем снижение коэффициента гармоник в основном относится к средним значениям, максимальные значения снижаются в меньшей степени. Поэтому, во-первых, необходимость увеличивать мощность СГРМ для компенсации гармонических составляющих следует проверять на стадии проектирования. Во-вторых, в связи с немалой стоимостью СГРМ при необходимости снижать уровень гармонических составляющих следует рассмотреть альтернативный вариант и включать на шинах 27,5 кВ и 2х25 кВ тяговой подстанции нерегулируемые фильтры. Указанное также будет способствовать снижению несимметрии на тяговых подстанциях при включении установки в отстающую фазу.

V. Выводы

Включение ФКУ с резонансной настройкой на 150 Гц, а также на 150 и 250 Гц на тяговых подстанциях является эффективным способом снижения гармонических составляющих. При наличии резонансного фильтра на 150 Гц коэффициент гармонических составляющих напряжения снижается в 1,5 раза, а при наличии фильтров на 150 и 250 Гц – в 3 раза. Таким образом, в условиях эксплуатации практически всегда можно обеспечить соблюдение нормативных документов путем включения соответствующих фильтров.

При включении резонансных фильтров на посту секционирования коэффициент гармонических составляющих напряжения на тяговой подстанции снижается примерно в 2 раза по сравнению с вариантом, когда фильтры установлены на тяговой подстанции. СГРМ (без резонансных фильтров), включенный на посту секционирования, решает главную задачу: повышает пропускную способность межподстанционной зоны тяговой сети. Однако СГРМ обладает дополнительным свойством, он может компенсировать гармонические составляющие, генерируемые электроподвижным составом, для чего необходимо увеличивать мощность установки, ориентируясь на максимальные значения гармонических составляющих на шинах тяговых подстанций.

При включении СГРМ на посту секционирования целесообразно по технико-экономическим расчетам, учитывая его повышенную стоимость, настраивать СГРМ только на компенсацию реактивной мощности и повышение пропускной способности, а при необходимости снижать гармонические составляющие для соблюдения соответствующих требований нормативных документов – включать нерегулируемые фильтры на тяговых подстанциях.

© Герман Л.А., 2019

© Субханвердиев К.С., 2019

© Дмитриева Н.Ю., 2019

Библиографический список

- [1] Герман Л.А. Эффективность регулируемых малоступенчатых фильтрокомпенсирующих установок в тяговой сети переменного тока // Вестник ВНИИЖТ. 2018. № 5. С. 288-294.
- [2] Бородулин Б.М., Герман Л.А., Николаев Г.А. Конденсаторные установки электрифицированных железных дорог. М.: Транспорт, 1983. – 183 с.
- [3] ГОСТ 32144-2013. Электрическая энергия. Совместимость технических средств электромагнитная. Нормы качества электрической энергии в системах электроснабжения общего назначения. Введ. 2014-07-01. М.: Стандартинформ, 2014. – 16 с.
- [4] Тамазов А.И. Несимметрия токов и напряжений, вызываемая однофазными тяговыми нагрузками. М.: Транспорт, 1965. – 235 с.
- [5] Мамошин Б.М. Повышение качества энергии на тяговых подстанциях дорог переменного тока. М.: Транспорт, 1973. – 224 с.
- [6] Герман Л.А., Гончаренко В.П. Современная схема продольной емкостной компенсации в системе тягового электроснабжения // Вестник РГУПС. 2013. № 2. С. 12-17.
- [7] Марквардт К.Г. Электроснабжение электрифицированных железных дорог. М. Транспорт, 1982. – 528 с.
- [8] Герман Л.А. Способ регулирования мощности поперечной емкостной компенсации в тяговой сети с выпрямительными установками, Пат. 628520 РФ, опубл. 13.04.77. – Бюл. № 38, 1978.
- [9] Герман Л.А., Серебряков А.С., Дулепов Д.Е. Фильтрокомпенсирующие установки в системах тягового электроснабжения железных дорог. Книгинино: НГИЭУ, 2017. – 402 с.
- [10] Кващук В.А., Никонов А.В., Компенсация высших гармонических составляющих тягового тока статическим генератором реактивной мощности СТАТКОМ // Информационный листок Западно-Сибирской ЖД. 2018. С. 4.

L.A. German ¹, K.S. Subhanverdiev ², N.Yu. Dmitrieva ³

**CURRENT AND VOLTAGES HARMONIC
DISTRIBUTION ON AREA BETWEEN SUBSTATIONS
OF AC TRACTION NETWORK WITH SHUNT
COMPENSATIONS INSTALLATIONS**

¹ The Branch of the Samara State Transport University in Nizhny Novgorod
Nizhniy Novgorod, Russia

² «Transelektroproject» the branch office of JSC Roszheldorproject
Moscow, Russia

³ JSC «Mosgioprotrans»
Moscow, Russia

Abstract. One approach to improving the efficiency of the traction network is the use of filter – compensating installations (FCI). In addition to increasing the voltage level, FCI can reduce the level of higher harmonics, that are generated by electric rolling stock. The article is devoted to the study of the effect of FCI on the distribution of current and voltage harmonics. Two types of installations are considered – FCI with a reactor providing resonance tuning at a frequency of 150 Hz, and a static reactive power generator (SRPG). The estimation of the reduction of non-sinusoidality with the inclusion of FCI at the section post at the traction substation has been performed. It has been established that the inclusion of a FCI of the first type at the section post reduces the harmonic component of the voltage by about 2 times compared with the installation of filters at the traction substation. It is shown that SRPG installation at the section post is more expedient to adjust only to reactive power compensation for technical and economic reasons.

Keywords: filter-compensating installation, non-sinusoidal voltage, reactive power compensation, static reactive power generator, traction network.

References

- [1] L.A. German, «Efficiency of adjustable few – stage filter compensating installations in AC traction network», *Vestnik of the Railway Research Institute*, vol. 5, pp. 288-294, 2018.
- [2] B.M. Borodulin, L.A. German and G.A. Nikolaev, *Kondensatornyye ustanovki elektrifitsirovannykh zheleznykh dorog*. Moscow: Transport, 1983, P. 183 (in Russian).
- [3] Voltage Characteristics of Electricity Supplied by Public Electricity Networks, EN 50160-2010 ed 3.0, July 2010.
- [4] A.I. Tamazov, *Nesimmetriya tokov i napryazheniy, vyzyvayemaya odnofaznymi tyagovymi nagruzkami*. Moscow: Transport, 1965 (in Russian).
- [5] B.M. Mamoshin, *Povysheniye kachestva energii na tyagovykh podstantsiyakh dorog peremennogo toka*. Moscow: Transport, 1973 (in Russian).
- [6] L.A. German and V.P. Goncharenko, «Modern design of series capacitive compensation in the traction electrical supply system», *Vestnik of the Research Institute of Electric and Physical Apparatus*, vol. 2, pp. 12-17, 2013.
- [7] K.G. Marquardt, *Elektrosnabzheniye elektrifitsirovannykh zheleznykh dorog*. Moscow: Transport, 1982 (in Russian).
- [8] L.A. German, «Sposob regulirovaniya moshchnosti poperechnoy yemkostnoy kompensatsii v tyagovoy seti s vypryamitel'nymi ustanovkami», R.F. Patent 628520, April 13, 1977 (in Russian).
- [9] L.A. German, A.S. Serebryakov and D.E. Dulepov, *Fil'trokompensiruyushchiye ustanovki v sistemakh tyagovogo elektrosnabzheniya zheleznykh dorog*. Knyaginino: NIEGU, 2017, P. 402 (in Russian).
- [10] V.A. Kvaschuk and A.V. Nikonov, «Kompensatsiya vysshikh garmonicheskikh sostavlyayushchikh tyagovogo toka staticheskim generatorom reaktivnoy moshchnosti STATKOM», *Information sheet West- Siberian railway*. 2018. P. 4 (in Russian).

УДК621.31

М.А. Авербух, Н.А. Жуков, Д.И. Прокопишин

РАЗРАБОТКА АППАРАТНОЙ ЧАСТИ АКТИВНОГО ФИЛЬТРОКОМПЕНСИРУЮЩЕГО УСТРОЙСТВА

Белгородский государственный технологический университет
им. В.Г. Шухова

Активный фильтр гармоник используется для компенсации несинусоидальности кривых токов и напряжений, коррекции коэффициента мощности и симметрировании потребляемого тока. Существующие фильтры, выпускаемые промышленностью, имеют «закрытую» архитектуру, что не позволяет применять собственные алгоритмы управления и производить в полной мере исследования электрических процессов, протекающих в элементах фильтра. В связи с этим, возникает необходимость разработки активного фильтра с «открытой архитектурой». Авторы предлагают структурную схему четырехплечевой инвертора, позволяющую в дальнейшем анализировать возможные способы подключения нейтрального провода. Проведено сравнения различных типов силовых полупроводниковых ключей, в результате которого было установлено, что для данных задач наиболее подходящим полупроводниковыми приборами являются IGBT или MOSFET. Представлены достоинства и недостатки двух типов драйверов управления затворами силовых транзисторов: бутстрепные и с гальванически развязанными источниками питания. С точки зрения максимальной гибкости управления, выбирается второй тип драйверов. На основании выбранной топологии схемы и типа драйвера была разработана принципиальная схема и печатная плата инвертора. Получены осциллограммы выходного напряжения одного плеча инвертора, на которых были зафиксированы выбросы напряжения, с максимальным амплитудным значением равным 40 В при напряжении на шине постоянного тока 15 В. Для устранения выбросов перенапряжения предлагается использовать снаббер С-типа.

Ключевые слова: выбросы напряжения, драйвер IGBT, лабораторный активный фильтр гармоник, снаббер, четырехплечевой инвертор напряжения.

1. Введение

Активный фильтр гармоник (АФГ) – устройство для компенсации несинусоидальности и несимметрии кривых токов и напряжений, коррекции коэффициента мощности. Существуют различные способы определения компенсирующего сигнала [1-3], однако применение того или иного алгоритма для конкретной ситуации требует экспериментального подтверждения. Современные АФГ, производимые такими фирмами как Schneider Electric, Danfos, как правило, имеют «закрытую» архитектуру и

не позволяют вносить изменения в существующие алгоритмы управления. Соответственно, возникает необходимость в разработке АФГ с «открытой» архитектурой. С этой целью разработан лабораторный образец АФГ с возможностью изменения алгоритма управления, наблюдения и оценки протекающих в нем электрических процессов. В данной статье приводится алгоритм разработки четырехплечевого инвертора для лабораторного АФГ.

II. Разработка четырехполюсного инвертора

Для разработки четырехплечевого инвертора для лабораторного АФГ необходимо решить ряд задач:

- выбрать схему включения силовых полупроводниковых ключей (СПК)
- выбрать тип СПК;
- выбрать микросхемы управления СПК;
- разработать принципиальную схему и печатную плату инвертора.

1. Выбор схемы включения силовых полупроводниковых ключей.

Существуют четыре типа АФГ: последовательного включения с емкостным или индуктивным накопителем и параллельного с емкостным или индуктивным накопителем, однако большее распространение получили параллельные активные фильтры с емкостными накопителями [4]. На рис. 1 представлена структурная схема параллельного четырехплечевого лабораторного АФГ. В данной схеме предусмотрена возможность выбора способа подключения нейтрального провода сети к АФГ: через каскад СПК7 ÷ СПК8, через среднюю точку емкостного накопителя С1-С2 [5-7].

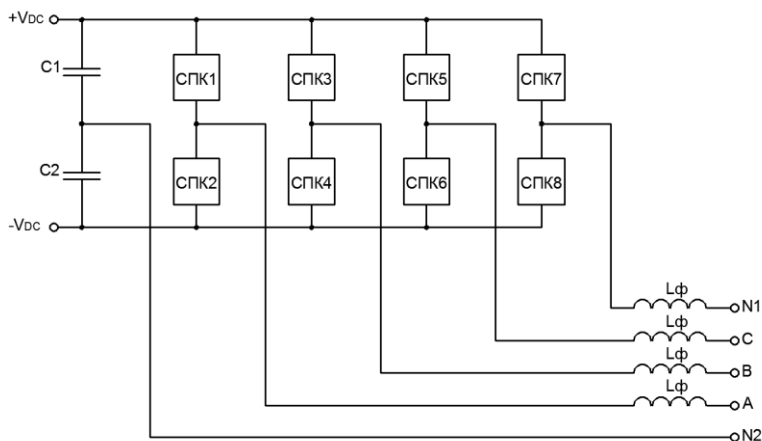


Рис. 1. Структурная схема инвертора лабораторного активного фильтра гармоник

2. Выбор типа силовых полупроводниковых ключей.

Работа инвертора АФГ базируется на полностью управляемых силовых ключах. Современная промышленность выпускает управляемые ключи трех типов:

- биполярные транзисторы с изолированным затвором (IGBT);
- полевые транзисторы (MOSFET);
- полностью управляемые тиристоры (GTO, GTC).

IGBT транзисторы рассчитаны на применение в схемах, где напряжение коллектор-эмиттер составляет от 250 до 6500 В, а частота коммутации – до 20 кГц. Достоинством MOSFET транзисторов является малое время переключения и, как следствие, низкие динамические потери. Данные приборы, однако, как правило, используются в низковольтных схемах, где напряжение сток – исток не превышает 400 В, хотя в настоящее время выпускают MOSFET с напряжением сток – исток до 2500 В. Полностью управляемые тиристоры используют в основном в мощных преобразователях с напряжением от 1000 В, и такие полупроводниковые приборы имеют большую стоимость. Поскольку областью применения лабораторного АФГ являются трехфазные сети 0,4 кВ, в качестве силовых полупроводниковых ключей могут быть применены IGBT или MOSFET транзисторы.

3. Выбор микросхемы управления силовыми полупроводниковыми ключами.

Микросхема управления СПК необходима для усиления сигнала управления по мощности и для осуществления корректного открытия и закрытия СПК. Данные микросхемы называются драйверами. В мостовых схемах СПК делятся на группы и включаются последовательно, образуя так называемое «плечо» моста. Для управления СПК соединённых в «плечо» используют два типа драйверов:

- 1) с бутстрепным методом управления [8];
- 2) с гальванически развязанными источниками питания.

Достоинством первого типа драйверов является простота схемы управления СПК, а основным недостатком – зависимость величины бутстрепной емкости от частоты переключения СПК. Кроме того, накладываются ограничения на минимальную длительность времени работы нижнего ключа в «плече» – она должна быть достаточной, чтобы за это время успел зарядиться бутстрепный конденсатор. Драйверы второго типа этих недостатков лишены, однако, для управления верхними транзисторами в «плече» им необходимы гальванически развязанные источники питания. Поскольку инвертор находится в составе лабораторного АФГ, необходимо обеспечить максимальную гибкость управления. С учетом этих факторов выбраны драйверы второго типа марки А3120.

$$R_g > \frac{V_{CC} - V_{EE} - V_{OL}}{I_{\max.out}} + 1, \quad (1)$$

где V_{CC} – напряжение питания драйвера (для рассматриваемой схемы оно составляет 15 В); V_{EE} – напряжение между контактом V_{EE} (пятый контакт) драйвера и эмиттером транзистора (для рассматриваемой схемы оно составляет 0 В); V_{OL} – потенциал на выходе драйвера при выключенном светодиоде драйвера. Данный параметр зависит от выходного тока драйвера и принимается равным 2 В, при токе 2,5 А; $I_{\max.out}$ – максимальный выходной ток драйвера (для рассматриваемого драйвера он составляет 2,5 А).

Минимальное значение затворных резисторов составляет 5,2 Ом, но в данной схеме сопротивление резисторов R1 и R2 принимаются равными 10 Ом.

На основании разработанной схемы была создана печатная плата, внешний вид которой представлен на рис. 3. Особенностью данной платы является то, что силовые транзисторы не впаяются в плату, а устанавливаются в винтовые клеммники. Такой подход позволяет быстро сменить транзистор в случае выхода его из строя.

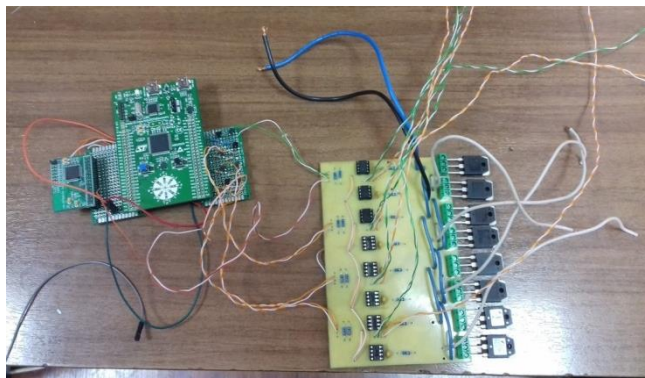


Рис. 3. Внешний вид печатной платы инвертора лабораторного АФГ

III. Результаты работы инвертора в режиме холостого хода

Результаты работы схемы представлены на рис. 4 и 5, где изображены осциллограммы выходного напряжения плеча инвертора относительно минуса шины звена постоянного тока (напряжение между точками OUT и V- на рис. 2). В качестве источника постоянного напряжения использовался лабораторный блок питания, установленный на напряжение 15 В. В «пле-

че» инвертора использовались транзисторы IGBT марки FGA25N120. Измерение напряжения производилось осциллографом DSO5202P, основные технические характеристики транзисторов и осциллографа приведены в табл. 1.

Таблица 1.
Основные технические характеристики IGBT FGA25N120 и осциллографа

Параметр IGBT	Значение
Напряжение коллектор – эмиттер, V_{CES}	1200 В
Ток коллектора I_C , при 25° С	50 А
Задержка включения, $t_{d(on)}$	50 нс
Время нарастания, t_r	60 нс
Задержка выключения, $t_{d(off)}$	190 нс
Время спада, t_f	100 нс
Параметр DSO5202P	Значение
Аналоговая полоса пропускания	100 МГц
Входной импеданс	1 МОм
Частота дискретизации	0,5 ГГц в 2-х канальном режиме
Входная чувствительность	от 2 мВ/деление до 5 В/деление
Вертикальное разрешение	8 бит

На рис. 4 представлена осциллограмма выходного напряжения одного плеча инвертора, из которой следует, что выходное напряжение представляется прямоугольными импульсами.

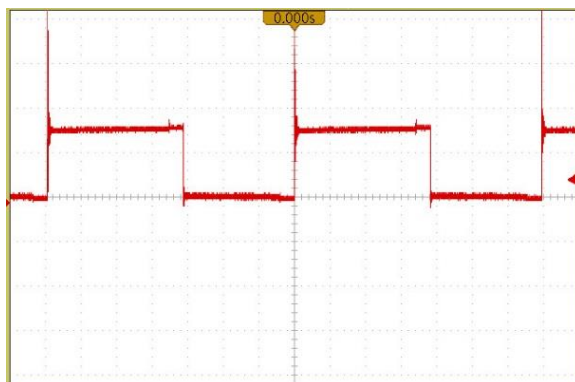


Рис. 4. Осциллограмма выходного напряжения одного плеча инвертора: вертикальная развертка – 10 В/клетку, горизонтальная – 20 мкс/клетку.

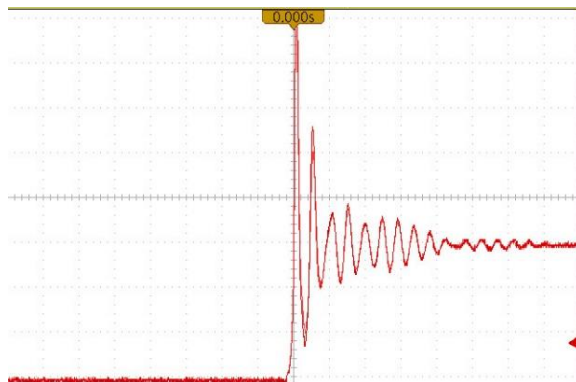


Рис. 5. Укрупненная осциллограмма восходящего фронта выходного напряжения одного плеча инвертора: вертикальная развертка – 5 В/клетку, горизонтальная – 400 нс/клетку, смещения луча осциллографа – 20 В.

Выброс и колебания напряжения, приведённые на рис. 5, обусловлены монтажными индуктивностями и ёмкостями схемы и самих элементов. В данном примере максимум выброса почти в 2,5 раза превышает напряжение в звене постоянного тока. Такие выбросы могут вывести из строя IGBT. Есть несколько способов уменьшения уровня выбросов: первый это увеличения номинала затворного резистора, что приведёт к увеличению времени включения транзистора и тепловым потерям на переключении; второй – использование снабберных цепей, например, С-типа [10].

IV. Выводы

Разработана схема инвертора лабораторного АФГ, проведены измерения выходного напряжения одного плеча инвертора при частоте импульсного сигнала, равной 7,2 кГц и напряжении звена постоянного тока 15 В. Установлено наличие выбросов напряжения при включении верхнего транзистора в плече инвертора, при этом максимальное значение выброса превышает напряжение звена постоянного тока почти в 2,5 раза. Этот недостаток данной схемы можно устранить установкой снабберной цепи. В дальнейшем на базе разработанной схемы можно производить исследование электрических явлений, протекающих в элементах АФГ, отладку новых систем управления АФГ, а также исследовать вопросы появления резонансов в системах электроснабжения при подключении АФГ.

© Авербух М.А., 2019

© Жуков Н.А., 2019

© Прокопишин Д.И., 2019

Библиографический список

- [1] Akagi, E.H. Watanabe and M. Aredes, Instantaneous power theory and applications to power conditioning. N.J.: Wiley-IEEE Press, 2007.
- [2] Akagi H. Active harmonic filters // Proceedings of the IEEE. 2006. № 93 (12). P. 2128–2141.
- [3] Paul J., R.D. Prakash, Raglend J. Design and simulation of phase locked loop controller based three phase unified power quality conditioner for nonlinear and voltage sensitive loads // International Journal of Applied Engineering Research, Dindigul. 2010. № 1 (2). P. 234-243.
- [4] Розанов Ю.К. Силовая электроника. М.: Издательский дом МЭИ, 2009. – 632 с.
- [5] Lam C.S., Choi W.-H., Wong M.C., Yingduo H. Adaptive DC-link voltage-controlled hybrid active power filters for reactive power compensation // IEEE Transactions on Power Electronics. 2012. № 27 (4). P. 1758-1772.
- [6] Choi W.-H., Lam C.S., Wong M.C. and Yingduo H. Analysis of DC-link voltage controls in three-phase four-wire hybrid active power filters // IEEE Transactions on Power Electronics. 2013. № 28 (5). P. 2180-2191.
- [7] Montero M.I.M., Cadaval E.R., Gonzalez F.B. Comparison of control strategies for shunt active power filters in three-phase four-wire systems // IEEE Transactions on Power Electronics. 2007. № 22(1). P. 229-236.
- [8] Никитин А. Современные высоковольтные драйверы MOSFET- и IGBT-транзисторов // Новости электроники. 2010. № 6. [Электронный ресурс]. URL: <https://www.compel.ru/lib/ne/2010/6/10-sovremennyye-vyisokovoltnyie-drayveryi-mosfet-i-igbt-tranzistorov> (дата обращения 05.03.2019).
- [9] HCPL-3120 Datasheet // Electronic Components Datasheet Search [Электронный ресурс]. URL: <https://www.alldatasheet.net/datasheet-pdf/pdf/64629/HP/HCPL-3120.html> (дата обращения 09.02.2019).
- [10] Колпаков А., Ламп Й. Проблемы проектирования IGBT – инверторов: перенапряжения и снабберы // Компоненты и технологии. 2008. № 5 (82). С. 98-103.

M.A. Averbuh, N.A. Zhukov, D.I. Prokopishin

**DEVELOPMENT HARDWARE PART
OF ACTIVE HARMONIC FILTER**

Belgorod State Technological University named after V.G. Shukhov,
Belgorod, Russia

Abstract. The active harmonic filter is used to compensate for the non-sinusoidal current and voltage curves, to correct the power factor, and to balance the consumption current. The existing filters produced by the industry have a "closed" architecture, which does not allow to apply their own control algorithms and to fully research the electrical processes occurring in the elements of filter. In this regard, there is a need

to develop an active filter with an «open architecture». The authors propose a block diagram of a four-wire inverter, which allows further analysis of possible ways to connect a neutral wire. The comparison of different types of power semiconductor switches was carried out, as a result of which it was found that for these tasks the most suitable semiconductor devices are IGBT or MOSFET. Advantages and disadvantages of two types of gate control drivers for power transistors are presented: bootstrap and with galvanically isolated power sources. From the point of view of the maximum flexibility of management, the second type of drivers is selected. Based on the chosen topology of the circuit and the type of driver, the circuit diagram and the printed circuit Board of the inverter were developed. The waveforms of the output voltage of one arm of the inverter were obtained, on which voltage emissions were recorded, with a maximum amplitude value equal to 40V at a voltage on the DC bus 15 V. It is proposed to use a C-type snubber to eliminate overvoltage emissions.

Keywords: four-wire voltage inverter, IGBT driver, laboratory active harmonic filter, snubber, voltage emissions.

References

- [1] H. Akagi, E.H. Watanabe and M. Aredes, *Instantaneous power theory and applications to power conditioning*. N.J.: Wiley-IEEE Press, 2007.
- [2] H. Akagi, «Active harmonic filters», *Proceedings of the IEEE*, vol. 93, no. 12, pp. 2128–2141, Jan. 2006.
- [3] J Paul, R.D. Prakash and J. Raglend, «Design and simulation of phase locked loop controller based three phase unified power quality conditioner for nonlinear and voltage sensitive loads», *International journal of applied Engineering research, Dindigul*, vol. 1, no. 2, pp. 234-243, 2010.
- [4] Yu.K. Rozanov, *Silovaya ehlektronika*. Moscow: Publishing house MEI, 2009 (in Russian).
- [5] C.S. Lam, W.-H. Choi, M.C. Wong and H. Yingduo, «Adaptive DC-link voltage-controlled hybrid active power filters for reactive power compensation», *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 27, no. 4, pp. 1758-1772, Apr. 2012.
- [6] W.-H. Choi, C.S. Lam, M.C. Wong and H. Yingduo, «Analysis of DC-link voltage controls in three-phase four-wire hybrid active power filters», *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 28, no. 5, pp. 2180-2191, May 2013.
- [7] M.I.M. Montero, E.R. Cadaval and F.B. González, «Comparison of control strategies for shunt active power filters in three-phase four-wire systems», *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 22, no. 1, pp. 229-236, Feb. 2007.
- [8] A. Nikitin, «Sovremennyye vysokovol'tnyye drayvery MOSFET-i IGBT- tranzistorov», *Novosti ehlektroniki*, no. 6, 2010.
- [9] HCPL-3120 Datasheet // Electronic Components Datasheet Search [Online]. Available at: <https://www.alldatasheet.net/datasheet-pdf/pdf/64629/HP/HCPL-3120.html> [Accessed: Feb. 9, 2019].
- [10] A. Kolpakov and J. Lamp, «Problemy proektirovaniya IGBT-invertorov: perenapryazheniya i snobbery», *Components & Technologies*, no. 5 (82), pp. 98-103, 2008 (in Russian).

НАШИ АВТОРЫ

ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИЕ КОМПЛЕКСЫ И СИСТЕМЫ

Александрова Екатерина Николаевна – заведующая лабораториями Нижегородского государственного технического университета им. Р.Е. Алексеева; toe@nntu.ru

Алехин Роман Александрович – аспирант Самарского государственного технического университета; on1x22@mail.ru

Дарьенков Андрей Борисович – заведующий кафедрой Нижегородского государственного технического университета им. Р.Е. Алексеева, кандидат технических наук; darenkov@nntu.ru

Калинин Евгений Владимирович – ведущий инженер Нижегородского государственного технического университета им. Р.Е. Алексеева; chernmaza@yandex.ru

Кашканов Артем Олегович – аспирант Волжского государственного университета водного транспорта; radiolok@yandex.ru

Кралин Алексей Александрович – заведующий кафедрой Нижегородского государственного технического университета им. Р.Е. Алексеева, кандидат технических наук; akralin@yandex.ru

Кубарьков Юрий Петрович – профессор Самарского государственного технического университета, доктор технических наук; tsara.cuba@yandex.ru

Осокин Владимир Леонидович – заведующий кафедрой Нижегородского государственного инженерно-экономического университета, кандидат технических наук; osokinvl@mail.ru

Серебряков Александр Сергеевич – профессор Нижегородского государственного инженерно-экономического университета, доктор технических наук; serebryakov@ardman.ru

Смирнов Александр Юрьевич – ведущий инженер-конструктор Опытного конструкторского бюро машиностроения им. И.И. Африкантова, доктор технических наук; a_yu_smirnov@mail.ru

Хайруллин Ирек Ханифович – профессор Уфимского государственного авиационного технического университета, доктор технических наук; irekhhayrullin@yandex.com

Чивенков Александр Иванович – профессор Нижегородского государственного технического университета им. Р.Е. Алексеева, доктор технических наук; chyvenkov@mail.ru

Якупов Айнур Махмутович – младший научный сотрудник Уфимского государственного авиационного технического университета; aunurpov@mail.ru

СИЛОВАЯ ЭЛЕКТРОНИКА

Авербух Михаил Александрович – профессор Белгородского государственного технологического университета им. В.Г. Шухова, доктор технических наук; **avers45@rambler.ru**

Герман Леонид Абрамович – профессор филиала Самарского государственного университета путей сообщения в г. Нижнем Новгороде, доктор технических наук; **lagerman@mail.ru**

Дмитриева Наталья Юрьевна – инженер АО «Мосгипротранс»; **yudinany@ya.ru**

Жуков Николай Александрович – ассистент Белгородского государственного технологического университета им. В.Г. Шухова; **nakaajima615349@gmail.com**

Прокопишин Дмитрий Игоревич – ассистент Белгородского государственного технологического университета им. В.Г. Шухова; **prokopishin.dmitrij@yandex.ru**

Субханвердиев Камиль Субханвердиевич – инженер «Трансэлектропроект» филиала АО «Росжелдорпроект», кандидат технических наук; **kamilsub@mail.ru**

Хворостенко Станислав Витальевич – аспирант Белгородского государственного технологического университета им. В.Г. Шухова; **staskhvorostenko@mail.ru**

**MINISTRY OF SCIENCE AND HIGHER EDUCATION
OF THE RUSSIAN FEDERATION**

**NIZHNY NOVGOROD STATE TECHNICAL UNIVERSITY
n.a. R.E. ALEKSEEV**

SMART ELECTRICAL ENGINEERING

№ 1

Nizhny Novgorod 2019

Smart electrical engineering / NNSTU n.a. R.E. Alekseev. – Nizhny Novgorod, 2019. No. 1 (5). – 119 p.

The journal is issued 4 times in year

Editor-in-Chief A.B. Loskutov

EDITORIAL STAFF

A.B. Dar'enkov (associate Editor-in-Chief),
E.N. Sosnina (associate Editor-in-Chief), A.V. Shalukho (executive secretary),
V.I. Kazakova (executive editor), I.A. Lipuzhin (executive editor)

MEMBERS OF EDITORIAL BOARD:

Gennadiy Yakovlevich Vagin	Doctor of technical sciences, professor, professor NNSTU (Nizhny Novgorod, Russia)
Nikolay Ivanovich Voropai	Associate member of RAS, doctor of technical sciences, professor, head of the chair INRTU (Irkutsk, Russia)
Leonid Abramovich German	Doctor of technical sciences, professor, professor SSTU Branch in Nizhny Novgorod (Nizhny Novgorod, Russia)
Igor Vasilevich Gulyaev	Doctor of technical sciences, professor, professor MRSU (Saransk, Russia)
Anatoly Viktorovich Kuznetsov	Doctor of technical sciences, professor, head of the chair USTU (Ulyanovsk, Russia)
Alexander Leonidovich Kulikov	Doctor of technical sciences, associate professor, professor NNSTU (Nizhny Novgorod, Russia)
Viktor Nikolaevich Mescheryakov	Doctor of technical sciences, professor, head of the chair LSTU (Lipetsk, Russia)
Georgy Borisovich Onishchenko	Doctor of technical sciences, professor, scientific director LLC «STC Drive Technique» (Moscow, Russia)
Aleksandr Sergeevich Plekhov	Candidate of technical sciences, associate professor, associate professor NNSTU (Nizhny Novgorod, Russia)
Aleksandr Yur'evich Smirnov	Doctor of technical sciences, associate professor, leading design engineer JSC «Afrikantov OKBM» (Nizhny Novgorod, Russia)
Vladimir Georgievich Titov	Doctor of technical sciences, professor, professor NNSTU (Nizhny Novgorod, Russia)
Oleg Stanislavovich Khvatov	Doctor of technical sciences, professor, head of the chair FFEI HE «VSUWT» (Nizhny Novgorod, Russia)
Yuriy Ivanovich Khokhlov	Doctor of technical sciences, professor, professor FSAEIH SUSU (NRU) (Chelyabinsk, Russia)
Alexandr Ivanovich Chivenkov	Doctor of technical sciences, associate professor, professor NNSTU (Nizhny Novgorod, Russia)
Roustiam Chakirov	Dr.-Ing., Prof. Dr., professor H-BRS (Germany)

Electronic version of the journal:

<http://www.ie.nntu.ru>

ISSN 2658-6754

© Nizhny Novgorod State Technical University
n.a. R.E. Alekseev, 2019

CONTENT

ELECTROTECHNICAL COMPLEXES AND SYSTEMS.....	4
A.B. Dar’enkov Evaluation of fuel consumption of diesel generator power plant variable speed based on matrix converter.....	4
A.Yu. Smirnov, E.N. Aleksandrova, A.O. Kashkanov, A.A. Kralin Development and testing of magnetolectric machine with energy conversion on third harmonic.....	18
R.A. Alekhin, Y.P. Kubarkov Optimization of distribution of reactive power in energy system based on the bat algorithm.....	29
I.H. Khayrullin, A.M. Yakupov Research of the method of short-term forecasting of production of solar power plants.....	42
A.S. Serebryakov, V.L. Osokin State equations and mathematical model of electromagnetic processes in transformer.....	55
E.V. Kalinin, A.I. Chivenkov Analysis of constructions of joints of laminated magnetic systems of power transformers.....	69
POWER ENGINEERING.....	84
S.V. Khvorostenko, M.A. Averbuh Synthesis of passive filter-compensating devices for attenuation higher harmonics in power supply system to workshop has non-linear consumers.....	84
L.A. German, K.S. Subhanverdiev, N.Yu. Dmitrieva Current and voltages harmonic distribution on area between substations of ac traction network with shunt compensations installations.....	94
M.A. Averbuh, N.A. Zhukov, D.I. Prokopishin Development hardware part of active harmonic filter.....	105
Authors.....	114

ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНАЯ ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

№ 1

Редакторы: **В.И. Казакова, И.А. Липужин**
Технический редактор: **И.Н. Терентьева**

Редакция:

603950, Нижний Новгород, ул. Минина, д. 24
trenklen@nntu.ru

Свободная цена

Подписано в печать 27.03.2019. Дата выхода в свет: 29.03.2019

Формат 60x84 ¹/₁₆. Бумага офсетная.

Печать трафаретная. Усл. печ. л. 7,3. Тираж 300 экз. Заказ .

Нижегородский государственный технический университет
им. Р.Е. Алексева. Типография НГТУ.

Адрес университета и полиграфического предприятия:
603950, Нижний Новгород, ул. Минина, 24.