

ISSN 0013-5380

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

1998

8

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Секция теоретических основ электротехники, преобразовательной техники, электротехнических материалов

Бутырин П.А. (Объединенный институт высоких температур РАН), председатель секции, Булатов О.Г. (Московский энергетический институт), Козлов В.Н. (С.-Петербургский государственный технический университет), Лагарьков А.Н. (Объединенный институт высоких температур РАН), Макашкин Б.Д., ответственный секретарь редакции, Миронов В.Г. (Московский энергетический институт), Розанов Ю.К. (Московский энергетический институт), Тареев Б.М. (Институт научной и технической информации РАН), Чечурин В.Л. (С.-Петербургский государственный технический университет).

Научный редактор — Макашкин Б.Д.

Секция электроэнергетики

Строев В.А., главный редактор, председатель секции (Московский энергетический институт), Дьяков А.Ф. (Корпорация «Единый электроэнергетический комплекс РФ»), Железко Ю.С. (Научно-исследовательский институт электроэнергетики), Ишкин В.Х. (РАО «ЕЭС России»), Кощеев Л.А. (Научно-исследовательский институт постоянного тока), Мамиконянц Л.Г. (Научно-исследовательский институт электроэнергетики), Никитин О.А. (РАО «ЕЭС России»), Семенов В.А. (ЦДУ ЕЭС России).

Научный редактор — Кудинова Л.С.

Секция техники высоких напряжений, электрических аппаратов, трансформаторов

Ларионов В.П., председатель секции (Московский энергетический институт), Александров Г.Н. (С.-Петербургский государственный технический университет), Белкин Г.С. (Всероссийский электротехнический институт), Лоханин А.К. (Всероссийский электротехнический институт), Митькин Ю.А. (Ивановский энергетический университет).

Научный редактор — Кудинова Л.С.

Секция электрических машин

Иванов-Смоленский А.В., председатель секции (Московский энергетический институт), Бут Д.А. (Московский государственный авиационный институт), Данилевич Я.Б. (Отдел (институт) электроэнергетических проблем РАН), Евсеев Б.Н., заместитель главного редактора журнала, Шакарян Ю.Г. (Научно-исследовательский институт электроэнергетики).

Научный редактор — Евсеев Б.Н.

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ И НАУЧНО-ПРАКТИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛУЧРЕДИТЕЛИ: РОССИЙСКАЯ АКАДЕМИЯ НАУК (Отделение физико-технических проблем энергетики),
ФЕДЕРАЦИЯ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ И ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИХ ОБЩЕСТВ**СОДЕРЖАНИЕ**

Лоханин Е.К., Скрипник А.И. Анализ статической устойчивости электроэнергетических систем на основе программного комплекса ВРК/ДАКАР	2
Александров Г.Н., Афанасьев А.И., Редков В.П. О целесообразном уровне ограничения перенапряжений в сетях сверх- и ультравысокого напряжения	8
Костюкова Т.П., Махин Ю.И., Рогинская Л.Э. Обоснование проектных решений при многокритериальной оптимизации параметров высоковольтных трансформаторов для электротехнологии	15
Дмитриева Г.А., Макаровский С.Н., Хвошинская З.Г. Результаты моделирования работы неуправляемой ветроэлектрической установки в энергосистеме большой мощности	19
Пономаренко И.С., Соловьев Д.В. Управление послеаварийными режимами в распределительных электрических сетях с помощью оперативных переключений	25
Афанасьев А.А., Альтшуллер М.И., Воробьев А.Н., Никифоров В.Е., Саевич В.Л., Чаронов В.Я. Вентильный двигатель для погружных насосов нефтяных скважин	30
Аракелян А.К., Шепелин А.В. К динамике режимов пуска и останова электропривода турбомеханизмов	35
Семенов Н.П. Исследование автоколебательных свойств в системе «асинхронная машина—автономный инвертор—резисторы»	43
Кузьмин В.В., Грушевский Ю.С., Рудницкий Л.М. Тепловые ограничения для оптимального в механическом отношении паза электрической машины	48
Миронов Ю.М., Ильгачев А.Н., Крайнов И.Б. Особенности электрических режимов мощных фосфорных печей	52
Кенс Ю.А., Жураховский А.В. Реактивная мощность в линейных электрических цепях при периодических несинусоидальных режимах	55
Оганян Р.В. Экспериментальное определение синхронных индуктивных сопротивлений явнополюсной синхронной машины	63
Филатов А.В., Полущенко О.Л., Нижельский Н.А., Лисицкий В.Н. Измерение критического тока в сверхпроводящих кольцах из текстурированной YBaCuO керамики	66
Каштанов В.В. Импульсный трансформатор со слабой связью между обмотками	71
БИБЛИОГРАФИЯ	
Винокуров В.А. Рецензия на книгу Д.А. Бута «Основы электромеханики»	74
ХРОНИКА	
Леонард Леонардович Богатырев (К 60-летию со дня рождения)	76
Петр Иванович Бартоломей (К 60-летию со дня рождения)	77
Анатолий Трофимович Пластун (К 60-летию со дня рождения)	78

CONTENTS

Ye.K. Lokhanin and A.I. Skrypnik, Analysis of the Static of Electrical Power Systems Using a DAKAR Computer Complex	2
G.N. Aleksandrov, A.I. Afanas'yev and V.P. Redkov, The Appropriate Level of Overvoltage Limitation in Extrahigh- and Ultrahigh-Voltage Electrical Networks	8
T.P. Kostyukova, Yu.I. Makhin and L.E. Roginskaya, Choice of Desigh in Multicriteria Optimization of the Parameters of High-Voltage Transformers for Electrical Engineering	15
G.A. Dmitriyeva, S.N. Makarovskii and Z.G. Khvoshchinskaya, Results of Modelling of the Operation of an Uncontrolled Wind-Driven Power Plant in a High-Capacity Power System	19
I.S. Ponomarenko and D.V. Solov'yey, Control of Post-Fault Conditions in Distribution Electrical Networks Using Operational Switching	25
A.A. Afanas'yev, M.I. Al'tshuller, A.N. Vorob'yev, V.Ye. Nikiforov, V.L. Sayevich and V.Ya. Charonov, A Thyatron Motor for Immersible Oil Borehole Pumps	30
A.K. Arakelyan and A.V. Shepelin, Dynamics of the Start-Up and Shut-Down Modes of the Electric Drive of Turbo-Mechanisms	35
N.P. Semenov, A Study of the Self-Oscillation Properties of a System «Induction Machine—Autonomous Inverter—Resistors»	43
V.V. Kuz'min, Yu.S. Grushevskii and L.M. Rudnitskii, Heat Limitations for Mechanically Optimum Slot of Electrical Machine	48
Yu.M. Mironov, A.N. Il'gachev and I.B. Krainov, Features of the Electrical Conditions of High-Power Phosphorus Furnaces	52
Yu.A. Kens and A.V. Zhurakhovskii, Reactive Power in Linear Electrical Networks under Periodic Non-Sinusoidal Conditions	55
R.V. Oganyan, Experimental Determination of the Synchronous Inductive Reactances of a Salient-Pole Induction Machine	63
A.V. Filatov, O.L. Polushchenko, N.A. Nizhel'skii and V.N. Litsitskii, Measurement of the Critical Current in Superconducting Rings Made of Grain-Oriented YBaCuO Ceramics	66
V.V. Kashtanov, A Pulse Transformer with a Weak Coupling between the Windings	71
BIBLIOGRAPHY	
V.A. Vinokurov, Review of the Book by D.A. But «The Fundamentals of Electromechanics»	74
CHRONICLE	
Leonard Leonardovich Bogatyrev (to Mark the 60th Anniversary)	76
Petr Ivanovich Bartolomei (to Mark the 60th Anniversary)	77
Anatolii Trofimovich Plastun (to Mark the 60th Anniversary)	78

Анализ статической устойчивости электроэнергетических систем на основе программного комплекса ВРК/ДАКАР

ЛОХАНИН Е.К., СКРЫПНИК А.И.

Приведены алгоритмы получения предельных режимов. Изложен алгоритм проверки режимов на статическую устойчивость на основе численного решения дифференциальных уравнений исследуемой модели электроэнергетической системы при малых возмущениях, заданных специальным образом. Методика и алгоритм реализованы в комплексе ДАКАР, разработанном авторами.

Ключевые слова: электроэнергетические системы, статическая устойчивость, расчет

Algorithms for obtaining extreme conditions are given. An algorithm is proposed for checking conditions for static stability, which involves numerical solution of particularly specified differential equations for the examined model of an electric power system for the case of minor disturbances. The method and the algorithm are implemented using a DAKAR system designed by the authors.

Key words: electric power system, static stability, analysis

Согласно основным положениям руководящих указаний по определению устойчивости электрических систем проверка устойчивости отдельного режима имеет ограниченное применение. Более важным критерием является запас устойчивости анализируемого установившегося режима по отношению к некоторому предельному режиму. Такой режим получается последовательным утяжелением расчетных режимов по заданным параметрам (генерируемой мощности, нагрузке, электрическим углом векторов напряжения и т.д.), причем в зависимости от вида возмущения полученные траектории утяжеления, могут дать разные оценки запасов устойчивости. Поэтому расчет запаса устойчивости является задачей неоднозначной, что соответствует реальным условиям работы энергосистем.

Задача анализа запаса статической устойчивости включает следующие взаимосвязанные между собой этапы:

расчет характерных исходных установившихся режимов (в том числе нормальных режимов при плановых балансах мощностей);

проверка исходного режима на статическую устойчивость;

определение способа утяжеления режима;

определение предельного режима по условиям аperiodической устойчивости;

проверка серии утяжеленных режимов на полную статическую устойчивость с учетом самораскачивания и определение предельного режима по условиям сохранения статической устойчивости;

анализ возможных причин, по которым предельные режимы по условиям аperiodической устойчивости и устойчивости с учетом самораскачивания существенно отличаются;

определение запаса статической устойчивости

исходного установившегося режима относительно предельного режима.

В практике расчетов траекторий утяжеления наибольшее распространение получил метод постепенного итерационного корректирования установившегося режима. Получение траектории утяжеления этим методом сводится к расчету серии утяжеляемых режимов. Для каждого режима последовательно изменяется задание мощностей и модулей напряжений в утяжеляемых узлах. При приближении к предельному режиму сходимость естественно резко ухудшается. Для получения предельного режима в этом случае существуют следующие возможности:

дробление шага утяжеления до получения сходящегося расчета с заданной точностью по утяжеляемым параметрам;

переход на корректирование без итераций, например, утяжеление по углу;

использование на последующих шагах утяжеления информации, полученной на предыдущих шагах.

Для рационального использования последнего принципа необходимо, чтобы изменения параметров при утяжелении шаг от шага осуществлялись на постоянное значение. В этом случае эффективно использование прогнозируемых значений напряжений узлов. Для этой цели могут быть использованы интерполяционные формулы Ньютона для интерполяции вперед. Организация вычислительного процесса осуществляется следующим образом:

для первого утяжеляемого режима используется информация исходного режима, т.е. $U_1 = U_0$;

для второго режима $U_2 = 2U_1 - U_0$;

для третьего режима $U_3 = 0,5(5U_2 - 4U_1 + U_0)$;

для четвертого режима $U_4 = 1/12(35U_3 - 39U_2 + 21U_1 - 5U_0)$.

Как показал опыт расчетов, дальнейшее увеличение предыдущих режимов для прогноза не имеет особого смысла. Использование предложенного прогноза позволяет значительно сократить число итераций. Некоторые режимы прогнозируются по четырем точкам настолько точно, что дополнительные итерации обычно не нужны. При подходе к предельному по сходимости режиму число итераций начинает снова возрастать и наступает момент, когда следующий режим становится неосуществимым.

При необходимости получения режимов в предельной области предусматривается утяжеление по углу, т.е. последующие шаги осуществляются таким образом, что угол вектора напряжения в утяжеляемых узлах определяется $d_i^{k+1} = 2d_i^k - d_i^{k-1}$ при неизменном модуле напряжения. Этим способом обычно можно получить два—три режима после предельного, полученного утяжелением по мощности.

С физической точки зрения нарушение сходимости итерационного процесса расчета установившегося режима может происходить из-за наличия в электроэнергетической системе «слабых» звеньев. Под таким звеном в данном случае понимают один или группу узлов, заданный баланс мощности в которых не может быть обеспечен из-за ограниченной пропускной способности линий или сечений, примыкающих к этим узлам.

Наличие слабого звена в итерационном процессе может быть определено:

снижением напряжения ниже допустимого предела при отработке заданной мощности нагрузки;

снижением напряжений по концам линий электропередачи, что не позволяет передать необходимую мощность;

возрастанием невязки между заданной и отработанной активной мощностью в генераторных узлах.

С математической точки зрения возникновение слабых звеньев в итерационном процессе при использовании метода компенсирующих ЭДС проявляется в стремлении к нулю узловых якобианов в соответствующих активных узлах сети [1]. Причем, каждый такой якобиан начинает проявлять влияние на якобианы смежных узлов, которые также начинают стремиться к нулю и в дальнейшем изменять знак. Этот процесс во многом аналогичен переходному процессу при выходе генераторов из синхронизма. Для определения и дальнейшего анализа необходимо выявить узлы, в которых якобианы начинают первыми изменять свой знак. Первый из якобианов, меняющий знак, можно определить по максимальному приросту невязки ΔP_i на

$(k+1)$ -й итерации:

$$\Delta_{\max} = \max |\Delta P_i^{(k+1)} - \Delta P_i^{(k)}|.$$

При этом должны выполняться следующие неравенства:

$$|\Delta P_i^{(k+1)}| > \Delta P_i^{(k)} \text{ и } (\Delta P_i^{(k+1)} \Delta P_i^{(k)}) > 0.$$

При использовании существующих качественных критериев, полученных на основе исследования линеаризованных уравнений, не удастся полностью решить задачу анализа статической устойчивости сложной многоузловой модели энергосистемы. При этом правильнее пользоваться понятием практической статической устойчивости [2]. Введение понятия практической устойчивости вызвано тем, что положение равновесия линеаризованной системы может быть математически неустойчиво. Исходная нелинейная система может совершать ограниченные колебания (автоколебания) в достаточной близости от этого положения равновесия, так что ее режим будет вполне приемлемым. Такое явление может возникнуть например, при наличии зон нечувствительности у регуляторов скорости турбин. Поэтому практическая устойчивость определяется тем, как близко от приемлемого положения равновесия будет работать электрическая система. Таким образом, при определении практической устойчивости линейное приближение становится недостаточным.

Анализ статической устойчивости обычно разбивается на два этапа: исследуется аperiodическая (квазиaperиодическая) устойчивость при допущении, что в энергосистеме отсутствует самораскачивание, и далее (насколько это возможно) проводится полный анализ статической устойчивости с учетом динамических свойств энергосистемы и систем регулирования. В последнем случае наиболее перспективным направлением является анализ статической устойчивости по собственным значениям матрицы линеаризованных дифференциальных уравнений математической модели энергосистемы, приведенных к форме Коши [3].

Однако анализ статической устойчивости по собственным числам имеет следующие недостатки, связанные:

с трудностью линеаризации и аналитического приведения линеаризованных дифференциальных уравнений сложной модели энергосистемы к форме Коши;

с техническими трудностями, вызванными большим порядком системы дифференциальных уравнений (более 500).

Анализ аperiodической статической устойчивости (АСТУ) осуществляется значительно проще

полного анализа. Практическая целесообразность анализа АСТУ заключается в том, что он позволяет выявить максимально возможную область устойчивой работы, к которой необходимо стремиться при настройке систем регулирования возбуждения.

В некоторых методиках в качестве критерия АСТУ используют смену знака свободного члена характеристического уравнения при утяжелении режима, хотя отсутствие такой смены является, как известно, необходимым, но не достаточным условием устойчивости.

Существуют методики, в которых расчет установившегося режима совмещается с анализом АСТУ по стремлению к нулю якобиана линеаризованной системы уравнений, а определение предельных по АСТУ режимов отождествляется с нарушением сходимости итерационного процесса. При этом необходимо обеспечить выполнение следующих условий:

применяемые модели энергетических систем для расчета установившихся режимов и анализа апериодической устойчивости должны быть одинаковыми; это условие в большинстве существующих программ не выполняется; например, не учитываются сопротивления электрических машин и блочных трансформаторов, статические характеристики нагрузок и генераторов, регуляторы возбуждения и скорости и т.д.;

алгоритм расчета установившегося режима должен позволять рассчитывать возможные предельные режимы; это условие также не всегда выполняется.

Следует, однако, иметь в виду, что определять АСТУ по сходящимся установившимся режимам не всегда возможно, ибо рассчитанные режимы могут быть за пределами апериодической устойчивости. Поэтому должны быть дополнительные средства проверки статической устойчивости.

Программные возможности, реализованные в вычислительном режимном комплексе ДАКАР [4], обеспечивают выполнение этих условий.

Анализ статической устойчивости динамическим методом. В комплексе ДАКАР наряду с другими методами выполняется анализ статической устойчивости сложных энергосистем на основе численного решения дифференциальных уравнений состояния исследуемой энергосистемы. Теоретическое доказательство такого подхода к исследованию статической устойчивости электрических систем дано в [5], где показана независимость результатов исследования от места приложения возмущения в случае практически малого конечного изменения режима, которая может быть как управляющим воздействием, так и случайным возмущением.

Разработан и многократно опробован способ задания внешних возмущений [6].

Использование численного решения дифференциальных уравнений для анализа статической устойчивости рассматривалось в ряде работ. Например, в [5] для этой цели предлагалось задавать возмущения в виде шунта. Основным аргументом оппонентов этого подхода является утверждение, что в каждом конкретном решении могут быть свободные составляющие решения с начальными значениями, близкими к нулевым, которые не будут выявлены в процессе анализа на ограниченном отрезке времени. Действительно, если «слабое» или неустойчивое звено удалено электрически от места приложения концентрированного малого возмущения, то распознать характер на ограниченном временном отрезке переходного процесса практически невозможно.

Для уменьшения этой вероятности (практически ее ликвидации) малые возмущения предлагается задавать для синхронных, асинхронных и асинхронизированных машин в виде приращений скольжений.

Предлагаемую методику анализа статической устойчивости динамическим методом можно формализовать следующим образом.

1. Для всех синхронных и асинхронизированных машин программно задаются малые возмущения в виде прироста скольжений роторов со знаком угла выбега ротора, равного $0,04^\circ$ за секунду. Для асинхронных двигателей скольжение их роторов уменьшается от $0,002^\circ$ за секунду.

2. Осуществляется расчет переходного процесса на выбранном интервале времени путем решения системы дифференциальных уравнений состояния. Во время расчета контролируются и запоминаются скольжения синхронных и асинхронных машин, углы выбега роторов и напряжения выхода регуляторов возбуждения всех синхронных и асинхронизированных машин.

3. После завершения расчета осуществляется распознавание качества переходного процесса и определение декрементов затухания.

Декременты затухания вычисляются для скольжений роторов электрических машин, а также выходных сигналов регуляторов возбуждения, и формируется вывод о статической устойчивости или характере неустойчивости исследуемого режима энергосистемы. Как показал опыт эксплуатации, наиболее простой и достаточно надежный алгоритм распознавания характера переходного процесса реализуется следующим образом:

расчетный интервал разбивается на три неравные интервала; первый и третий равны четвертой части расчетного интервала, а второй — его половине;

на первом интервале не осуществляется анализ координат режима (здесь, как правило, затухают свободные составляющие координат с малыми

постоянными времени);

на втором и третьем интервалах определяются максимальные абсолютные значения следующих координат: скольжений роторов всех электрических машин, напряжений выхода автоматических регуляторов возбуждения (АРВ);

после окончания полного расчетного интервала вычисляются декременты затухания для всех электрических машин по скольжениям и выходным сигналам АРВ (находятся отношения максимальных абсолютных значений указанных координат, полученных на третьем и втором интервалах).

Отобранные по уменьшению декрементов затухания списки возмущенных узлов выводятся на экран дисплея отдельно для скольжений и выходных сигналов АРВ. По анализу декрементов затухания делается вывод об устойчивости или характере неустойчивости исследуемого режима.

Если все декременты затухания меньше единицы, то выводится текст «Режим статически устойчив». Если хотя бы один декремент затухания по скольжению роторов больше единицы, то сообщается: «Режим статически неустойчив». Если все документы затухания по скольжениям роторов меньше единицы, а некоторые декременты затухания по выходным сигналам регуляторов больше единицы, то выводится текст «Режим статически неустойчив по настройке АРВ».

Указанная методика распознавания приемлема в случаях, когда отсутствует переход от неустойчивого исходного режима к новому устойчивому с другими углами роторов синхронных машин. При этом переход может осуществляться с проворотами углов роторов синхронных машин. В последнем случае расчет прекращается с выдачей сообщения о статически неустойчивом режиме с указанием узлов с проворотами векторов напряжений.

Как показал опыт эксплуатации, в большинстве случаев длина расчетного интервала, необходимая для правильного распознавания характера переходного процесса исследуемой системы, составляет 20 с. Следует отметить, что при указанном значении расчетного интервала ошибка численного решения дифференциальных уравнений в комплексе ДАКАР не превышает допустимого значения при шаге интегрирования не более 0,1 с.

Следует отметить, что динамический метод анализа статической устойчивости не накладывает каких-либо ограничений на объем, идеализацию исследуемой модели электрической системы и дополнительно позволяет исследовать практическую устойчивость в упомянутом ранее смысле.

Учет режимных ограничений в работе генераторов при расчете траектории утяжеления. Следует особо отметить необходимость правильного

учета ограничений по реактивной мощности генераторов. Ограничения по допустимой реактивной мощности в вычислительном режимном комплексе ДАКАР определяются с учетом допустимой перегрузки по токам статора и ротора.

Реактивная мощность, определенная из учета равенства тока статора его предельно допустимому длительному значению, равна

$$Q_{\max} = S_{\text{ном}} \sqrt{k_i^2 (U/U_{\text{ном}})^2 - k_3^2 \cos^2 \varphi_{\text{ном}}}, \quad (1)$$

где k_i — длительно допустимая кратность тока статора; k_3 — коэффициент загрузки генератора; U — расчетное напряжение; $S_{\text{ном}}$, $U_{\text{ном}}$, $\cos \varphi_{\text{ном}}$ — номинальные значения активной мощности, напряжения и коэффициента мощности.

Реактивная мощность, определенная из учета равенства ЭДС статора E_q ее предельно допустимому длительному значению, равна

$$Q_{\max} = (\sqrt{k_e^2 E_{q\text{ном}}^2 U^2 - P^2 x_d^2} - U^2)/x_d, \quad (2)$$

где k_e — длительно допустимая кратность тока возбуждения или пропорциональной ему ЭДС E_q (обычно при расчетах принимается $k_i = k_e = 1,1$).

Номинальное значение $E_{q\text{ном}}$ может быть рассчитано в соответствии с выражением

$$E_{q\text{ном}} = \frac{U_{\text{ном}}^4 + Q_{\text{ном}} U_{\text{ном}}^2 (x_d + x_q) + S_{\text{ном}}^2 x_d x_q}{U_{\text{ном}} \sqrt{U_{\text{ном}}^2 + 2Q_{\text{ном}} U_{\text{ном}}^2 x_q + S_{\text{ном}}^2 x_q^2}}. \quad (3)$$

Таким образом, при задании Q_{\max} необходимо учитывать более сильное ограничение из двух, вычисленных по (1) или (2).

Приведенные выражения для вычисления Q_{\max} дают возможность построить графические зависимости из условий ограничения токов статора и ротора. Зависимость строится в функции относительного значения напряжения на шинах генератора при разных нагрузках генератора активной мощностью (рис. 1). Анализ этих зависимостей показывает, что при больших напряжениях определяющим является ограничение по току ротора, а при их малых значениях, наоборот, по току статора. Напряжение, при котором эти ограничения являются равными, за-

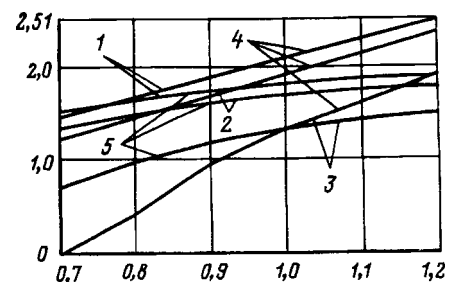


Рис. 1. Зависимости максимально допустимой реактивной мощности от напряжения и загрузки активной мощностью: 1 — $P_{\Gamma}=0$; 2 — $P_{\Gamma}=0,5P_{\text{ном}}$; 3 — $P_{\Gamma}=P_{\text{ном}}$; 4 — Q_{\max} по статору; 5 — Q_{\max} по ротору

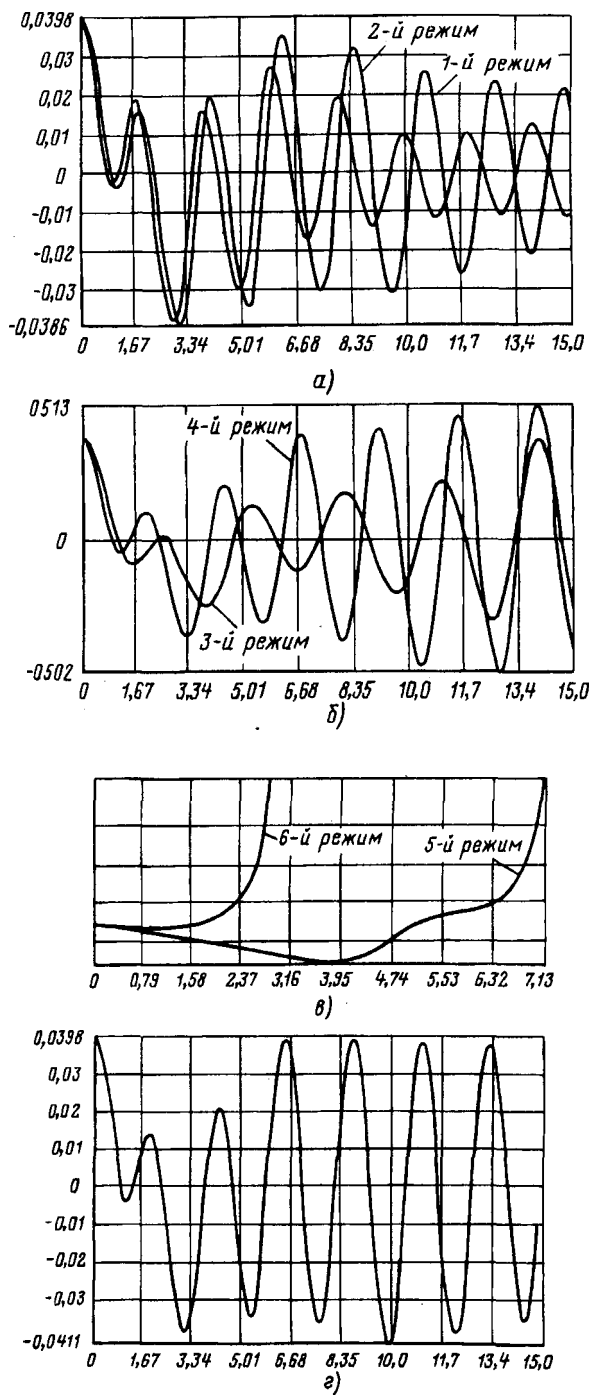


Рис. 4. Графики изменения скольжений роторов синхронных машин: а — для статически устойчивых режимов (1-й и 2-й); б — при статически неустойчивых режимах самораскачивание в 3-м и 4-м режимах; в — при нарушении апериодической устойчивости в 5-м и 6-м режимах; г — в случае предельного статически устойчивого режима

(рис. 4,г). Таким образом предельный режим находится между 2-м и 3-м режимами данного процесса утяжеления. Для более точного определения этого режима был взят 2-й утяжеленный режим и с него продолжен процесс утяжеления с меньшим шагом.

На рис. 4,з приведен график изменения скольжения генераторов ТЭЦ-2 для 1-го режима повторного утяжеления с шагом утяжеления 5 МВт.

Номер генератора	Декремент	
	по скольжению ротора	по напряжению регулятора возбуждения
2-й режим		
17	0,733	0,818
21	0,731	0,758
354	0,301	—
341	0,289	—
6	0,287	—
15	—	0,671
16	—	0,660
19	—	0,573
3-й и 4-й режимы		
21	1,103	1,198
17	1,095	1,204
1-й режим (утяжеленный)		
17	0,939	0,982
21	0,938	—
354	0,298	—
341	0,290	—
6	0,289	—
19	—	0,844
18	—	0,822
15	—	0,806
16	—	0,787

Из графика видно, что этот режим достаточно близок к предельному. Декременты затухания также приведены в таблице и являются достаточно близкими к единице. Этот режим с передачей мощности по линии связи 140 МВт был принят за предельный с заданной точностью равной 5 МВт.

Без учета нерегулярных перетоков коэффициент запаса по активной мощности для данной схемы и выбранного режима утяжеления определяется

$$K_p = (P_{гр} - P - \Delta P) / P = (140 - 116 - 0) / 116 = 0,21$$

и является достаточным в соответствии с требованиями руководящих указаний по анализу статической устойчивости электроэнергетических систем.

Выводы. 1. Рассмотренная методика позволяет достаточно точно и эффективно в диапазоне частот от 0,1 до 10 Гц исследовать не только статическую устойчивость сложных энергосистем (как апериодическую, так и с учетом самораскачивания), но и практическую устойчивость с учетом нелинейностей. При этом не накладываются никакие ограничения на объем расчетной схемы, меру идеализации моделей электрических машин, комплексных характеристик нагрузок, изменения частоты и другие ограничения. Эта методика позволяет определять не только слабые звенья электроэнергетической системы, но и локализовать ошибки в исходной информации. В программе осуществляется детальный анализ исходной информации с выдачей в протокол необходимых сообщений. Анализ начальных условий для динамических элементов дает возможность выявить их начальные перегрузки.

2. В 90% расчетов был достаточен интервал в 6–12 с, в 8% — 13–20 с, в 2% необходимым является интервал больше 20 с. В две последние группы входили в основном или неустойчивые режимы, или близкие к ним. Причем, в результате анализа этих режимов в большинстве случаев определялось нарушение их статической устойчивости и анализ осуществлялся с незначительной погрешностью в запас определения исследуемых предельных режимов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Лоханин Е.К. Применение метода компенсирующих ЭДС для расчета режимов энергосистем. — Электричество, 1995. № 2.
2. Моисеев Н.Д. Очерки развития теории устойчивости. — М.: ГИТТЛ. 1949.
3. Масленников В.А., Руденко П.Ю. Анализ собственных динамических свойств энергосистем и расчеты переходных процессов. — Изв. РАН. Энергетика, 1994, № 4.
4. Лоханин Е.К., Скрыпник А.И., Галактионов Ю.И. и др. Информационно-вычислительная система для расчетов и анализа режимов и надежности энергосистем. — Электричество, 1994, № 9.
5. Веников В.А., Мариносян Р.Э. Статическая устойчивость как частный случай динамической устойчивости электрических систем. — Электричество, 1981, № 6.
6. Лоханин Е.К., Васильева Г.В. Анализ статической устойчивости сложных энергосистем динамическим мето-

дом. — В кн.: Исследования в области устойчивости энергосистем и противоаварийной автоматики. — М.: Энергосетиздат, 1986.

[30.10.97]

Авторы: Лоханин Евгений Константинович окончил гидроэлектроэнергетический факультет Московского энергетического института в 1957 г. В 1993 г. защитил докторскую диссертацию по теме «Методы расчета и анализа стационарных и переходных режимов сложных энергосистем» в С.-Петербургском техническом университете. Ведущий научный сотрудник ВНИИЭ.

Скрыпник Алексей Иванович окончил электроэнергетический факультет Львовского политехнического института в 1966 г. В 1975 г. защитил кандидатскую диссертацию по теме «Анализ на ЭЦМ электромагнитных процессов в схеме двухмостового компенсированного преобразователя» в Львовском политехническом институте. Ведущий научный сотрудник государственного университета «Львівська політехніка», Украина.

О целесообразном уровне ограничения перенапряжений в сетях сверх- и ультравысокого напряжения

АЛЕКСАНДРОВ Г.Н., АФАНАСЬЕВ А.И., РЕДКОВ В.П.

Приведены результаты дополнительных исследований воздушных промежутков, характерных для изоляционных систем воздушных линий и открытых распределительных устройств сверх- и ультравысокого напряжения. Результаты исследований используются для оценки возможностей снижения расчетной кратности коммутационных перенапряжений.

Ключевые слова: воздушные линии, сверх- и ультравысокие напряжения, коммутация, расчет

Одним из важнейших факторов повышения технико-экономических показателей линий электропередачи сверх- и ультравысокого напряжения (330 кВ и выше) является глубокое ограничение перенапряжений. Использование нелинейных ограничителей перенапряжений (ОПН) с нелинейными резисторами на основе оксида цинка, шунтирующих сопротивлений в выключателях, устройств для реализации однофазного АПВ и ряда организационных мер схемно-режимного характера позволили к настоящему времени добиться снижения расчетной кратности коммутационных

Results of an additional examination of air gaps typical of the insulation systems of extrahigh-voltage and ultrahigh-voltage overhead transmission lines and outdoor switchgear are given. Using these results, the possibility of reducing the design ratio of switching overvoltages is estimated.

Key words: overhead transmission lines, extrahigh and ultrahigh voltages, commutation, calculation

перенапряжений ($K_{пр}$) в этих сетях до 1,6–1,9. Совершенствование ОПН, а также применение управляемых шунтирующих реакторов и выключателей с возможностью синхронной коммутации уже в ближайшем будущем позволят снять все преграды к дальнейшему снижению $K_{пр}$.

Глубокое ограничение перенапряжений открывает широкие возможности для значительного сокращения габаритов изоляционных конструкций воздушных линий электропередачи и открытых распределительных устройств (ОРУ). При этом в ряд актуальных выдвигается задача оп-

ределения нижней границы целесообразного ограничения перенапряжений.

На каждом этапе развития электротехники эта задача решалась на основе рассмотрения возможностей создания изоляционных конструкций, имеющих равную или близкую электрическую прочность при всех возможных в эксплуатации электрических воздействиях: при рабочем напряжении и при различных перенапряжениях (квасистационарных, коммутационных, грозовых). Долгое время возможности снижения уровня перенапряжений и, соответственно, сокращения габаритов изоляции лимитировались относительно низкой электрической прочностью загрязненных и увлажненных изоляторов на основе электротехнического фарфора и стекла при напряжении промышленной частоты. Однако широкое применение полимерных материалов для изготовления изоляционных конструкций практически сняло с повестки дня эту когда-то острую проблему. Единственным фактором, определяющим целесообразный уровень ограничения перенапряжений, остаются диэлектрические свойства атмосферного воздуха — основной изолирующей среды для внешней изоляции электрооборудования и линий электропередачи. Очевидно, что недопустимо уменьшать изоляционные расстояния на линиях и в распределительных устройствах до таких значений, при которых возможно развитие искрового разряда в изоляции при наибольшем рабочем напряжении сети с частотой, сравнимой с возможной частотой разрядов при воздействии перенапряжений.

Таким образом, представляется весьма важным установить соотношение между выдерживаемым с достаточно высокой надежностью напряжением промышленной частоты с выдерживаемым напряжением при воздействии коммутационных перенапряжений. Это и является основной задачей статьи.

В [1–3] приводятся данные исследований длительной электрической прочности воздушных промежутков относительно земли, характерных для изоляционных конструкций электрооборудования ОРУ. Имеются также данные зарубежных исследований [4, 5]. Показано, что разрядные напряжения воздушных промежутков уменьшаются при увеличении длительности приложения напряжения промышленной частоты.

Для оценки возможностей снижения расчетной кратности коммутационных перенапряжений на линиях электропередачи были проведены дополнительные исследования воздушных (близких к симметричным) промежутков, характерных для изоляционных систем линий и открытых распределительных устройств сверх- и ультравысокого напряжения.

Эксперименты проводились на наружной испытательной площадке 50×50 м² лаборатории

СВН Санкт-Петербургского государственного технического университета. В качестве источников напряжения промышленной частоты (50 Гц) использовались два каскада испытательных трансформаторов 3×750 кВ (действующее значение). Номинальный ток первого каскада с параллельным возбуждением трансформаторов 2,2 А. Второй каскад с последовательным возбуждением трансформаторов имеет номинальный ток 1 А. Каскады питались от сети 6 кВ через идентичные регуляторы напряжения с подвижным сердечником. Скорость подъема напряжения на выходе каскадов составляла 20 кВ/с. Измерение высокого напряжения проводилось с помощью встроенных в каскады емкостных делителей напряжения и электронных вольтметров МУ7-4. Стабильность выдержки заданного в каждом отдельном опыте напряжения контролировалась с помощью многоканального самописца НЗ38.

Испытуемыми объектами служили три изоляционные системы. Первый объект представлял собой два расщепленных скрещивающихся провода. Каждый расщепленный провод состоял из 30 составляющих типа АС300/39 ($r_0 = 11,7$ мм), равномерно распределенных по окружности радиусом $r_p = 1,25$ м (радиус расщепления). Длина проводов составляла около 40 м. Провода подвешивались по диагонали испытательной площадки с помощью одноцепных гирлянд между расположенными на противоположных сторонах площадки порталами с размерами 40×44 и 30×40 м² (первый размер — высота, второй — длина). Натяжные гирлянды имели длину около 17 м и состояли из 120 изоляторов типа ПС-60 каждая. Расстояние от нижнего расщепленного провода системы в точке наибольшего провисания до земли в свету составляло $H = 15$ м. Расстояние между ближайшими составляющими проводов с помощью стальных тросов, блоков и электролебедок устанавливалось на уровне 5 и 6 м.

Выбор этой изоляционной системы обусловлен тем, что для исключения разрядов с концов расщепленных проводов и получения разрядов между проводами необходимо максимально увеличить расстояние между концами проводов, что наилучшим образом достигается в системе именно скрещивающихся проводов. Кроме того, для выравнивания распределения напряжения вдоль натяжных гирлянд, повышения их электрической прочности и исключения интенсивной короны на концах проводов узлы присоединения гирлянд к концевым зажимам были экранированы с помощью системы из четырех тороидов с радиусами кривизны осевых линий 1,20, 1,59, 1,75 и 1,50 м, отстоящих друг от друга на расстоянии 0,5 м. Тороиды были изготовлены из алюминиевой трубы диаметром 120 мм.

При определении электрической прочности системы напряжение промышленной частоты разного уровня подавалось на ближний к земле (условно первый) провод. Напряжение на верхнем (втором) проводе U_2 находилось в противофазе к напряжению на первом проводе и поддерживалось постоянным во всех опытах при одном изоляционном расстоянии.

Изоляционный промежуток между проводом и опорой как один из характерных для линейной изоляции воздушных линий служил вторым испытываемым объектом. В качестве провода использовался описанный макет расщепленного провода 30АС300/39 с радиусом расщепления 1,25 м. Провод был подвешен в створе портала (около $36 \times 36 \text{ м}^2$) на высоте 15 м над землей. Рядом с проводом к траверсе портала был подвешен макет стойки опоры прямоугольного сечения с шириной грани, обращенной к проводу, равной 1,5 м. Грань стойки была параллельна оси провода. Другая грань имела ширину 1,0 м. Расстояние между проводом и стойкой S изменялось в диапазоне от 3,3 до 5,6 м путем отклонения стойки от провода.

Продольная изоляция электрических аппаратов в исследованиях была представлена третьим испытываемым объектом — воздушным промежутком экран—экран над землей. В качестве электродов этой изоляционной системы использовались экраны опорной изоляции серийно выпускаемого разъединителя РНВ(3)-750/4000У1 [6]. Экран представлял собой пространственную конструкцию, изготовленную из алюминиевой трубы диаметром 90 мм и имеющую габаритные размеры $1,3 \times 1,9 \times 2,0 \text{ м}^3$. Экраны были подвешены на высоте 12 м над землей в створе портала с окном $36 \times 36 \text{ м}^2$ на двух V-образных поддерживающих гирляндах, каждая ветвь которых состояла из 70 подвесных изоляторов типа ПС-90 и имела длину приблизительно 9,9 м. Такой способ подвеса электродов исключал качание электродов в плоскости расположения изоляционного промежутка, обеспечивая его неизменную длину при проведении опытов. Испытания проводились при двух расстояниях между экранами 4 и 6 м. Варьирование длины изоляционного промежутка осуществлялось изменением натяжения ветвей V-обратной подвески. Один из экранов во всех опытах был заземлен ($U_2 = 0$).

Все испытания проводились в сухую погоду. Результаты испытаний приводились к нормальным атмосферным условиям только по давлению.

Как и ранее [1–3], процедура испытаний состояла в следующем. Первоначально при заданном расстоянии S между электродами по результатам 10–25 опытов определялось среднее значение разрядного напряжения U_p при плавном подъеме напряжения промышленной частоты. За-

тем производились подъем напряжения до заданной амплитуды ступени $U_{ст}$ и регистрация времени t_p от момента установления напряжения $U_{ст}$ до пробоя промежутка. Число опытов в серии на одной ступени напряжения $n = 10–25$. Поскольку для проведения одной серии опытов требовалось значительное время, в течение которого климатические условия могли существенно изменяться, поле каждой серии опытов или после каждых 1–2 ч испытаний проводилось повторное определение среднего разрядного напряжения при плавном подъеме. Значения \bar{U}_p и коэффициента вариации $\sigma_p^* = \sigma_p / \bar{U}_p$, рассчитанные как среднеарифметическое для значений, полученных в начале и в конце серии, использовались в качестве базисных для оценки снижения электрической прочности исследуемой изоляционной системы для длительного приложения напряжения промышленной частоты.

Затем, после пятиминутной выдержки воздушного промежутка без напряжения, процедура испытаний повторялась при другом $U_{ст}$.

Напряжение ступени варьировалось в диапазоне $U_p - 4\sigma_p \leq U_{ст} \leq U_p - \sigma_p$. Из-за больших значений предразрядных времен t_p при $U_{ст} \leq U_p - 2,5\sigma_p$ в некоторых опытах эксперимент прерывался (цензурировался) до момента пробоя промежутка, как это делалось ранее [3]. Момент цензурирования принимался постоянным и равным 3600 с для всех серий опытов, т.е. использованная процедура испытаний классифицируется как цензурирование первого рода. Число опытов в серии n принималось таким, чтобы за вычетом некоторой части цензурированных опытов число нецензурированных опытов составляло не менее 10.

Проверка соответствия эмпирических распределений предразрядных времен в одной серии опытов при постоянном напряжении $U_{ст}$ по логарифмически нормальному закону

$$\varphi(\lg t_p) = \frac{1}{\sigma_{lg} \sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{(\lg t_p - M(\lg t_p))^2}{2\sigma_{lg}^2} \right] \quad (1)$$

(где $M(\lg t_p)$ — математическое ожидание логарифма предразрядного времени в серии опытов, σ_{lg} — среднеквадратичное отклонение) по критериям Пирсона, Колмогорова, Смирнова—Крамера—Мизеса и Уилка—Шапиро [7, 8], дала удовлетворительные результаты (диапазон изменения коэффициента значимости по совокупности критериев согласия 0,22–0,71).

При обработке опытных данных для каждой серии опытов определялись параметры логарифмически нормального распределения: математическое ожидание логарифма предразрядного времени $M(\lg t_p)$, среднеквадратичное отклонение отклонение σ_{lg} и коэффициент вариации $\sigma_{lg}^* = \sigma_{lg} / M(\lg t_p)$, а также среднее предразрядное время t_p (см. табл. 1).

Для всех полученных значений $M(\lg t_p)$ по известной формуле [7, 8, 16] определялся размер доверительного интервала ΔG_M при надежности 0,95. При расчете ΔG_M в случае, когда значение среднеквадратичного отклонения не представлялось возможным найти сколько-нибудь точно, значение этого отклонения принималось равным 0,35. Очевидно, что это приводило к существенному завышению значений ΔG_M . Таким образом, относительная погрешность статистической оценки момента первого порядка распределения предразрядных времен составляла $\varepsilon_M = \Delta G_M / M(\lg t_p) \leq 0,33$ при среднем значении 0,14.

Кроме того, в табл. 1 приведены амплитудные значения средних разрядных напряжений изоляционных систем при плавном подъеме напряжения промышленной частоты U_p и коэффициенты вариации $\sigma_p^* = \sigma_p / \bar{U}_p$. При испытаниях воздушного промежутка между скрещивающимися проводами среднее разрядное напряжение системы определялось из соотношения $\bar{U}_p = \bar{U}_{p1} + U_2$, где \bar{U}_{p1} — амплитудное значение среднего разрядного напряжения на первом проводе; U_2 — амплитудное значение напряжения на втором проводе (оба — относительно земли). Для других испытуемых объектов $\bar{U}_p = \bar{U}_{p1}$.

На основании трех серий опытов для каждой комбинации размеров каждой изоляционной системы при различных значениях приложенного напряжения $U_{ст}$ были построены графики зависимостей $U_{ст} = f[M(\lg t_p)]$; приведенные на

рис. 1. Весьма важным является тот факт, что при выполнении всех экспериментов на высоковольтных электродах (условно первые электроды) наблюдалась стримерная корона.

Как видно из рис. 1, при увеличении времени приложения к изоляционным системам напряжения промышленной частоты происходит заметное снижение их электрической прочности. Все вольт-временные зависимости для всех типов изоляционных промежутков аппроксимируются прямыми, углы наклона которых относительно оси ординат зависят как от кратковременной электрической прочности промежутка U_p , так и от конфигурации промежутка. Корреляция между углом наклона вольт-временных зависимостей и средним разрядным напряжением промежутка, как и ранее [1, 3], позволяет обобщить результаты

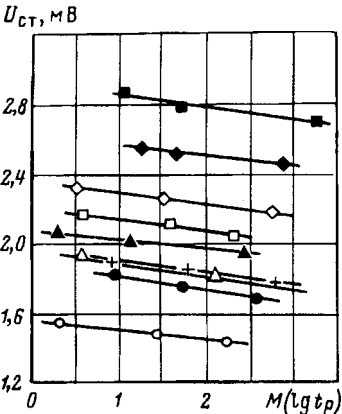


Рис. 1. Вольт-амперные зависимости изоляционных систем при длительном напряжении промышленной частоты

Таблица 1

Тип изоляционной системы	Результаты исследований длительной электрической прочности изоляционных промежутков электропередач											
	S, м	H, м	U ₂ , кВ	U _p , кВ	σ _p [*]	U _{ст} , кВ	U _{ст} [*]	t _p , с	M(lg t _p) ± ΔG _M	σ _{lg}	σ _{lg} [*]	Условное обозначение
Экран—экран разъединителя РНВЗ-750 [6]	4,0	12,0	0	1960	0,021	1900	0,969	27	0,93±0,16	—	—	+
						1850	0,944	110	1,82±0,21	0,44	0,24	
						1780	0,908	743	2,81±0,11	0,23	0,08	
	6,0	12,0	0	2390	0,017	2320	0,972	4	0,52±0,07	0,17	0,33	◇
						2260	0,946	44	1,53±0,13	0,32	0,21	
						2180	0,912	686	2,77±0,13	0,24	0,09	
Два скрещивающихся расщепленных провода (ЗОАС300/39, R _p =1,25 м)	5,0	15,0	1270	2660	0,011	2560	0,962	27	1,28±0,18	0,38	0,30	◆
						2520	0,947	70	1,66±0,19	0,40	0,24	
						2470	0,928	929	2,89±0,14	0,26	0,09	
	6,0	15,0	1360	2940	0,022	2860	0,973	15	1,04±0,15	0,36	0,35	■
						2790	0,949	70	1,72±0,14	0,33	0,19	
						2710	0,922	2312	3,28±0,15	0,27	0,08	
Расщепленный провод (ЗОАС300/39, R _p =1,25 м), стойка опоры шириной 1,5 м	3,3	15,0	0	1570	0,015	1530	0,975	4	0,30±0,16	—	—	★
						1470	0,936	28	1,42±0,08	0,17	0,12	
						1440	0,917	224	2,24±0,17	0,30	0,14	
	4,2	15,0	0	1860	0,018	1810	0,973	13	0,94±0,18	0,39	0,41	●
						1750	0,940	92	1,74±0,18	0,44	0,26	
						1690	0,909	442	2,59±0,12	0,22	0,09	
	4,6	15,0	0	1980	0,018	1930	0,975	4	0,57±0,11	0,25	0,44	Δ
						1870	0,944	13	0,99±0,15	0,31	0,31	
						1810	0,914	255	2,13±0,35	0,49	0,23	
	5,0	15,0	0	2090	0,015	2060	0,986	7	0,28±0,14	—	—	▲
						2010	0,962	15	1,14±0,07	0,18	0,16	
						1950	0,933	339	2,44±0,20	0,28	0,11	
	5,6	15,0	0	2200	0,019	2160	0,982	6	0,58±0,19	0,41	0,71	□
						2110	0,959	43	1,58±0,10	0,22	0,14	
						2040	0,927	235	2,32±0,11	0,21	0,09	

Условные обозначения даны для рис. 1 и 2.

испытаний, используя в качестве инварианта от-носительное значение снижения прочности $U_{ст}^* = U_{ст} / \bar{U}_p$. Как видно из рис. 2, результаты испытаний хорошо согласуются между собой. При этом оказывается, что зависимости $U_{ст}^* = f[M(\lg t_p)]$ для изоляционных систем «экран—экран разъединителя РНВЗ-750» и «расщепленный провод (30АС300/39, $r_p = 1,25$ м) — стойка опоры шириной 1,5 м» аппроксимируются одной прямой, наклон которой относительно оси ординат больше, чем для системы «экран—земля» [1, 3]. Все данные для системы «два скрещивающихся расщепленных провода (30АС300/39, $r_p = 1,25$ м)» также ложатся на одну прямую, имеющую угол наклона еще больше. Все прямые могут быть описаны уравнением

$$U_{ст}^* = 1 - aM(\lg t_p), \quad (2)$$

где для изоляционных систем:

«два скрещивающихся расщепленных провода (30АС300/39, $r_p = 1,25$ м)» $a = 0,026$;

«экран—экран разъединителя РНВЗ-750» и «расщепленный провод (30АС300/39, $r_p = 1,25$ м) — стойка опоры шириной 1,5 м» $a = 0,035$;

«экран—земля» [1—3] $a = 0,044$.

Таким образом установлено, что темп снижения электрической прочности изоляционных промежутков при длительном воздействии напряжения промышленной частоты обратно пропорционален степени асимметрии промежутка.

Несмотря на относительно высокую статистическую погрешность определения среднеквадратичного отклонения логарифма предразрядных времен, которая достигала 80%, по совокупности результатов всех опытов (табл. 1) можно утверждать, что значение σ_{lg} одинаково для всех обследованных близких к симметричным промежутков и составляет приблизительно 0,35. Это несколько меньше, чем для воздушных проме-

жутков типа «экран—земля», для которых $\sigma_{lg} = 0,50$ [1—3].

Полученные результаты в совокупности с данными [1—5] позволяют оценить целесообразный уровень ограничения перенапряжений в сетях сверх- и ультравысокого напряжения, причем эта оценка может быть выполнена дифференцированно для воздушных линий электропередачи и открытых распределительных устройств.

Для выполнения расчетов необходимо задать некоторыми важными параметрами упомянутых объектов. Первым таким параметром является число параллельных изоляционных промежутков на рассматриваемом объекте, на которые одновременно воздействует рабочее напряжение. Изучение литературы, в частности [9—14], позволяет выявить общую тенденцию изменения числа параллельных изоляционных промежутков в ОРУ ($N_{ик.р}$): с увеличением класса напряжения электропередачи размеры и сложность распределительных (и соответственно число параллельно работающих промежутков) сначала увеличиваются, достигая при некотором номинальном напряжении $U_{ном}$ линии максимального значения, а затем монотонно уменьшаются. Максимальное значение $N_{ик.р} = 500$ достигается для ОРУ 330 и 500 кВ. Распределительные 750 и 1150 кВ имеют значительно меньшее число параллельно работающих изоляционных конструкций, которое может быть оценено в 200 и 100 соответственно.

Теоретически оптимальная длина воздушных линий должна монотонно увеличиваться приблизительно пропорционально номинальному напряжению. Однако фактически средняя длина линий L_d зависит от их назначения и распространения. Значения L_d для линий 330—1150 кВ приведены в табл. 2. В этой же табл. 2 приведены средние длины пролетов линий l_p . При известных значениях L_d и l_p просто вычисляется число изоляционных промежутков «провод—провод» $N_{ик.л1} = L_d / l_p$ и «провод—стойка опоры» $N_{ик.л2} = 3N_{ик.л1}$ на линии.

На основании приведенных исходных данных и результатов экспериментов можно оценить необходимый уровень изоляции воздушных линий электропередачи и открытых распределительных устройств. Однако предварительно необходимо обсудить расчетную надежность этих объектов. На основании технико-экономических расчетов установлено, что целесообразный уровень изоляции распределительных устройств должен быть таким, чтобы электрическая прочность их изоляции нарушалась не чаще одного раза в 50 лет. В [2, 3] показано, что перекрытие изоляционных промежутков «электрод—земля» при длительном воздействии напряжения промышленной частоты возможно либо при наличии стримерной короны на поверхности электрода, либо при условии $U_{ст}^* \geq 0,868$.

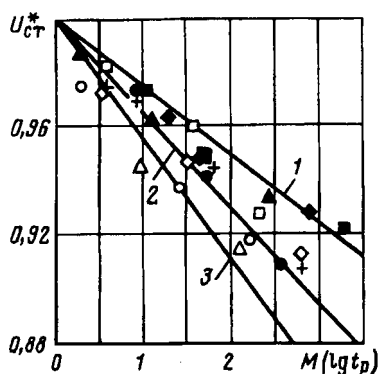


Рис. 2. Обобщенные вольт-временные зависимости изоляционных систем при длительном приложении напряжения промышленной частоты: 1 — изоляционная система «два скрещивающихся расщепленных провода (30АС300/39, $r_p = 1,25$ м)»; 2 — «экран—экран разъединителя РНВЗ-750» и «расщепленный провод (30АС300/39, $r_p = 1,25$ м) — стойка опоры шириной 1,5 м»; 3 — изоляционная система «экран—земля» [1—3]

Таблица 2

Напря- жение линии $U_{\text{ном}}, \text{кВ}$	Исходные данные для расчетов расчетных кратностей коммутационных перенапряжений										
	$N_{\text{ик.р}}$	$z_{\text{Нр}}$	$\beta_{\text{р}}$	$L_{\text{л}}, \text{км}$	$l_{\text{п}}, \text{км}$	$N_{\text{ик.л1}}$	$z_{\text{Нл1}}$	$\beta_{\text{л1}}$	$N_{\text{ик.л2}}$	$z_{\text{Нл2}}$	$\beta_{\text{л2}}$
330	500	2,99	0,349	120	0,45	270	2,80	0,372	810	3,14	0,337
500	500	2,99	0,349	300	0,45	670	3,08	0,342	2010	3,39	0,316
750	200	2,70	0,384	500	0,50	1000	3,20	0,331	3000	3,50	0,307
1150	100	2,46	0,411	1000	0,50	2000	3,39	0,315	6000	3,68	0,293

В этих случаях длительная электрическая прочность этих промежутков аппроксимируется уравнением (2). Коронирование высоковольтных элементов ОРУ наблюдается только при неблагоприятных атмосферных условиях (дождь, роса, мокрый снег, изморось и т.п.), продолжительность которых в среднем по стране не превышает 10% общего времени эксплуатации электрооборудования. Изоляция электрооборудования согласно требованиям действующих нормативных документов (ГОСТ—1516.1, ГОСТ—20690, РД 16.455) проектируется так, чтобы в остальные 90% времени видимая корона на ее элементах отсутствовала. Причем принято, что начальное напряжение видимой короны изоляционных конструкций в условиях ОРУ (т.е. при наличии заземленных конструкций, электрооборудования и ошиновки соседних фаз) не менее чем на 10% превышает наибольшее рабочее фазовое напряжение. Таким образом, для обеспечения надежной работы изоляции распродустройства требуется, чтобы ее перекрытие при воздействии наибольшего рабочего фазового напряжения не происходило при коронировании высоковольтных элементов, т.е. в течение $0,1 \cdot 50 = 5$ лет $= 1,578 \cdot 10^8$ с. Это время будем называть временем безаварийной работы ($t_{\text{ба}}$).

Требования к надежности линий электропередачи иные: изоляция линии в целом не должна перекрываться чаще одного раза в 10 лет. По всей видимости, перекрытие линейной изоляции, так же как и промежутков «электрод—земля», возможно только при наличии короны на высоковольтном электроде. Однако это положение в силу ограниченного объема экспериментальных данных еще не нашло своего подтверждения и потому не должно приниматься во внимание. Кроме того, на проводах воздушных линий при всех погодных условиях присутствует местная корона. В итоге можно полагать, что для линий время безаварийной работы составляет $t_{\text{ба}} = 10$ лет $= 3,156 \cdot 10^8$ с.

Задаваясь надежностью оценки, равной $Q=0,999$, и учитывая число параллельно работающих изоляционных конструкций, на основании данных [7, 14, 15] можно записать уравнение связи времени безаварийной работы и математического ожидания логарифма предразрядных времен при воздействии на изоляцию

рабочего напряжения:

$$\lg t_{\text{ба}} = M(\lg t_{\text{р}}) - z_{\text{и.к}} \sigma_{\text{lg}} - \beta z_Q \sigma_{\text{lg}}, \quad (3)$$

где z_Q — коэффициент, учитывающий уровень надежности Q (при $Q=0,999$ значение коэффициента составляет $z_Q=3,1$); $z_{\text{и.к}}$ — коэффициент, учитывающий параллельную работу множества изоляционных конструкций; β — коэффициент, учитывающий уменьшение среднеквадратичного отклонения системы из множества параллельно работающих изоляционных конструкций по сравнению со среднеквадратичным отклонением результатов испытаний одной изоляционной конструкции.

Значения коэффициентов $z_{\text{и.к}}$ и β для основного изоляционного промежутка ОРУ «электрод—земля» ($z_{\text{и.к.р}}$ и $\beta_{\text{р}}$) для систем из промежутков «провод—провод» ($z_{\text{и.к.л1}}$ и $\beta_{\text{л1}}$) и «провод—стойка опоры» ($z_{\text{и.к.л2}}$ и $\beta_{\text{л2}}$), рассчитанные по методике, приведенной в [15, 16] также представлены в табл. 2.

Математическое ожидание логарифма предразрядных времен может быть найдено из (2), причем для того чтобы его подставить в (3), параметр $U_{\text{ст}}^*$ необходимо заменить на отношение $\sqrt{2} U_{\text{раб}} k_{\text{р}} / U_{0,5}$, где $k_{\text{р}} = p_0 / p$ — коэффициент запаса, равный отношению нормального атмосферного давления к атмосферному давлению на расчетной высоте эксплуатации изоляционной системы относительно уровня моря. Под рабочим напряжением системы $U_{\text{раб}}$ в случае промежутков «электрод—земля» и «провод—стойка» опоры следует понимать наибольшее рабочее фазовое напряжение сети $U_{\text{н.р.ф}}$, а в случае промежутка «провод—провод» — наибольшее рабочее напряжение $U_{\text{н.р}} = \sqrt{3} U_{\text{н.р.ф}}$. Замена среднего разрядного напряжения изоляционной системы $U_{\text{р}}$ при плавном подъеме напряжения промышленной частоты на 50%-е разрядное напряжение при коммутационных импульсах с длительностью фронта свыше 200 мкс $U_{0,5}$ объясняется их практически полным совпадением для рассматриваемых объектов. Тогда получаем:

$$\lg t_{\text{ба}} = \frac{1 - \sqrt{2} k_{\text{р}} U_{\text{раб}} / U_{0,5}}{a} - z_{\text{и.к}} \sigma_{\text{lg}} - \beta z_Q \sigma_{\text{lg}}. \quad (4)$$

В свою очередь известно [14], что

$$U_{0,5} = \frac{\sqrt{2} K_{\text{ип}} U_{\text{раб}}}{1 - z_{\text{и.к}} \sigma_{\text{к}}} k_{\text{р}}, \quad (5)$$

где $\sigma_{\text{к}}^*$ — коэффициент вариации кривой эффекта

Таблица 3

Напряжение линии $U_{\text{ном}}, \text{кВ}$	Значения минимально целесообразных расчетных кратностей коммутационных перенапряжений		
	$K_{\text{пр.р}}$	$K_{\text{пр.л1}}$	$K_{\text{пр.л2}}$
330	1,40	1,18	1,23
500	1,40	1,17	1,21
750	1,42	1,17	1,20
1150	1,43	1,16	1,19

изоляционной системы при коммутационных импульсах.

Значения σ_k^* и $k_p = p_0/p$ нормированы ГОСТ—1516.1, ГОСТ—1516.2, ГОСТ—20690 и РД 16.455, согласно которым для электропередач на номинальное напряжение до 500 кВ включительно в качестве расчетной высоты принято 1000 м ($k_p = 1,1$), а для линии 750 кВ и выше — 500 м ($k_p = 1,05$). Значения коэффициентов вариации для исследованных изоляционных систем составляют:

«провод—провод в пролете» — 0,03;

«провод—стойка опоры» — 0,06;

«экран—земля» — 0,06.

Подставив (5) в (4) и выполнив простые преобразования, получаем уравнение, связывающее расчетную минимально целесообразную кратность коммутационных перенапряжений со временем безаварийной работы системы и рабочим напряжением сети:

$$K_{\text{пр}} = \frac{1 - z_{\text{и.к}} \sigma_k^*}{1 - a (\lg t_{\text{ба}} + z_{\text{и.к}} \sigma_{\text{лг}} + \beta z_Q \sigma_{\text{лг}})} \quad (6)$$

Анализ результатов расчетов по формуле (6), приведенных в табл. 3, позволяет сделать ряд важных выводов о минимально целесообразном уровне ограничения коммутационных перенапряжений (КП):

на воздушных линиях электропередачи КП можно ограничивать глубже, чем в открытых распределительных устройствах, что, в основном, определяется более высокой длительной электрической прочностью линейных изоляционных промежутков по сравнению с промежутками ОРУ;

с увеличением класса напряжения сети целесообразный уровень ограничения КП в ОРУ несколько увеличивается, а на линиях — уменьшается;

целесообразный уровень ограничения КП на линиях определяется длительной электрической прочностью наиболее многочисленного и наименее электрически прочного промежутка «провод—стойка опоры».

Кроме того, можно констатировать, что в настоящее время еще имеются большие неиспользованные резервы сокращения размеров (и, как следствие, стоимости) изоляционных конструкций распределительных устройств и воздушных линий электропередачи за счет более глубокого ограничения коммутационных перенапряжений. Это следует рассматривать как позитивный момент при решении вопроса о перспективах создания линий на номинальное напряжение 1800—2500 кВ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Александров Г.Н., Иванов В.Л., Фирсов А.В., Афанасьев А.И. Электрическая прочность воздушных промежутков при длительном приложении напряжения частотой 50 Гц — Электричество, 1988, № 8.
2. Alexandrov G.N., Afanasyev A.I., Firsov A.V. Dielectric strength of air gaps under continuously applied voltage. — 7th ISH, 1991. — Dresden, Paper 42.02.
3. Александров Г.Н., Афанасьев А.И. О влиянии формы

электрода на длительную электрическую прочность воздушных промежутков при напряжении промышленной частоты. — Электричество, 1992, № 11.

4. Lalot J., Gallet G. Breakdown phenomena at power frequency. — 3rd ISH. — Milan, 1979, Paper 52.11.

5. Urbain J.P., Lalot J., Gallet G. Influence of a.c. test procedure on breakdown of air insulations comparison with switching impulse tests. — IEEE Trans. on PAS, Vol. PAS-100, 1981, No 7.

6. Адоньев Н.М., Афанасьев В.В., Бортник И.М. и др. Справочник по электрическим аппаратам высокого напряжения / Под ред. В.В. Афанасьева. — Л.: Энергоатомиздат, 1987.

7. Хан Г., Шапиро С. Статистические модели в инженерных задачах / Пер. с англ. — М.: Мир, 1969.

8. Кокс Д.Р., Оукс Д. Анализ данных типа времени жизни / Пер. с англ. — М.: Финансы и статистика, 1988.

9. Двоскин Л.И. Схемы и конструкции распределительных устройств. — М.: Энергоатомиздат, 1985.

10. Тиходеев Н.Н., Шур С.С. Изоляция электрических сетей (методика выбора, статистической координации и приведения к норме). — Л.: Энергия, 1979.

11. Александров Г.Н., Горелов А.В., Ершевич В.В. и др. Проектирование линий электропередачи сверхвысокого напряжения / Под ред. Г.Н. Александрова, 2 изд., перераб. и доп. — СПб.: Энергоатомиздат, 1993.

12. Тиходеев Н.Н. Передача электрической энергии / Под ред. В.И. Попкова. 2 изд., перераб. и доп. — Л.: Энергоатомиздат, 1984.

13. Александров Г.Н. Передача электрической энергии переменным током. — Л.: Энергоатомиздат, 1990.

14. Александров Г.Н., Иванов В.Л. Изоляция электрических аппаратов высокого напряжения. — Л.: Энергоатомиздат, 1984.

15. Александров Г.Н., Иванов В.Л., Кизиветтер В.Е. Электрическая прочность наружной высоковольтной изоляции. — Л.: Энергия, 1969.

16. Хаушильд В., Мош В. Статистика для электротехников в приложении к технике высоких напряжений / Пер. с нем. — Л.: Энергоатомиздат, 1989.

[04.08.97]

Авторы: Александров Георгий Николаевич окончил электромеханический факультет (ЭМФ) Ленинградского политехнического института (ЛПИ) в 1953 г. В 1967 г. защитил докторскую диссертацию «Коронный и искровой разряды на линиях электропередачи» во Всесоюзном электротехническом институте. В 1991 г. избран членом-корреспондентом Российской Академии наук. Заведующий кафедрой «Электрические и электронные аппараты» С.-Петербургского государственного технического университета (СПбГТУ).

Афанасьев Александр Иванович окончил ЭМФ ЛПИ в 1983 г. В 1989 г. защитил кандидатскую диссертацию «Исследование экранированных систем электрических аппаратов сверх- и ультравысокого напряжения» в ЛПИ. Доцент кафедры «Электрические и электронные аппараты» СПбГТУ.

Редков Виталий Петрович окончил ЭМФ ЛПИ в 1963 г. В 1976 г. защитил кандидатскую диссертацию «Исследования электрической прочности воздушных промежутков на опорах при коммутационных перенапряжениях» в ЛПИ. Старший научный сотрудник кафедры «Электрические и электронные аппараты» СПбГТУ.

Обоснование проектных решений при многокритериальной оптимизации параметров высоковольтных трансформаторов для электротехнологии

КОСТЮКОВА Т.П., МАХИН Ю.И., РОГИНСКАЯ Л.Э.

Рассмотрены вопросы многокритериальной оптимизации высоковольтных специальных трансформаторов. Даны рекомендации по выбору конструктивной схемы исполнения и определению геометрических размеров.

Ключевые слова: трансформаторы, высокое напряжение, специальная конструкция

В настоящее время одним из наиболее перспективных методов улучшения экологической обстановки (улучшение качества питьевой воды, очистка сточных вод, газовых выбросов различных производств) является метод, основанный на окислительных процессах озонирования.

Получение озона с помощью электрического разряда в озонаторах — это один из тех электротехнологических процессов, в которых электромагнитное поле, создаваемое источником питания, непосредственно участвует в получении конечного продукта, а параметры этого поля во многом определяют конечный результат производства.

Исследованию химических и физических явлений в озонаторах, основанных на тлеющем разряде, а также их конструированию посвящен ряд работ [1–3], в которых исследуются связь между производительностью озонаторов и активной мощностью разряда, влияние частоты тока на производительность, электрические характеристики озонаторов, позволяющие осуществить машинное моделирование на основе схемы замещения генератора озона.

Однако в этих работах не содержится рекомендаций по выбору и оптимизации параметров модулей, входящих в источник питания озонаторов. Как электрическая нагрузка, генератор озона представляет собой существенно нелинейный элемент, причем при напряжении пробоя ($|U_{\text{оз}}| < U_{\text{пр}}$), его схема замещения представляет собой последовательное соединение двух емкостей газового промежутка $C_{\text{п}}$ и диэлектрического барьера $C_{\text{б}}$ причем $C_{\text{п}} \ll C_{\text{б}}$.

При $|U_{\text{оз}}| > U_{\text{пр}}$ схема замещения представляет последовательно включенную ЭДС, равную $\pm U_{\text{пр}}$, и емкость $C_{\text{б}}$. Потребляемая активная мощность связана с ЭДС $U_{\text{пр}}$, а реактивная мощность — с емкостью $C_{\text{б}}$. Если генератор озона подключен к синусоидальному напряжению, зна-

The problems of multicriteria optimization of special-purpose high-voltage transformers are discussed. Recommendations regarding the selection of the design and the determination of the geometric dimensions are made.

Key words: transformers, high voltage, special design

чения параметров озонатора при напряжении пробоя $U_{\text{пр}}$, равном половине амплитудного значения напряжения питания $U_{\text{м}}$, и максимальной мощности равны: $\cos \varphi_1 \approx 0,54$, коэффициент мощности $k_{\text{м}} \approx 0,23$, активная мощность

$$P \approx U^2 \omega C_{\text{б}} / \pi,$$

при этом значение емкости $C_{\text{п}}$ принималось равным нулю.

Так как при любом значении напряжения пробоя $U_{\text{пр}}$ ($U_{\text{м}} > U_{\text{пр}} > 0$) прекращение тока через озонатор соответствует моменту времени, при котором $|U_{\text{с}}| = U_{\text{м}}$, то ток при синусоидальном напряжении будет несинусоидальным, т.е. полная компенсация реактивной мощности в данном случае невозможна.

Коэффициент мощности можно улучшить, а $\cos \varphi_1$ приблизить к единице, подключая параллельно озонатору дроссель, ток которого равен реактивной составляющей первой гармоники тока озонатора, т.е. $I = 0,71 U^2 \omega C_{\text{б}}$, и следовательно, сопротивление дросселя $X_L \approx 2X_{\text{б}}$. Так как напряжение в озонаторах согласно [3] обычно составляет около 10 кВ, то необходимым элементом источника питания независимо от частоты является повышающий трансформатор и необходимая индуктивная составляющая тока может быть получена с помощью зазора в его магнитопроводе. Однако в этом случае повышение $\cos \varphi_1$ влияет лишь на расчетную мощность первичной обмотки.

Для уменьшения расчетной мощности вторичной обмотки необходимо включить индуктивность последовательно с генератором озона, что достигается увеличением потока рассеяния обмоток. Таким образом, параметры повышающего трансформатора источника питания озонатора существенно отличаются от общепромышленных. Учитывая, что электромагнитные и геометрические параметры выходного трансформатора во многом определяют технические пока-

затели всего источника питания, рассмотрим вопросы его оптимального проектирования.

Проектирование трансформаторов общепромышленного назначения является традиционной областью инженерного труда, в которой накоплен значительный опыт разработок, концентрируемый в рекомендациях по выбору основных параметров, типовых конструкторских приемов и т.д. Но специфические требования, предъявляемые к высоковольтным трансформаторам для электротехнологии, не позволяют в полном объеме воспользоваться этими рекомендациями. Для питания оптимального решения наиболее общей математической моделью является задача многокритериальной оптимизации, в которой требуется найти минимум одновременно по всем компонентам векторного пространства [4].

Решению многокритериальных задач в трансформаторостроении посвящены работы [5, 6] и другие, в которых либо один из показателей переводится в основной, либо производится свертка всех частных критериев в один, например в народнохозяйственные или приведенные экономические затраты.

Решение таких задач может носить субъективный характер, зависящий либо от воли проектировщика, либо от его интуиции, либо от сложившегося паритета цен на момент решения задачи. К трансформаторам, используемым во вторичных источниках питания, предъявляются требования, которые можно разделить на две группы:

1) требования к качеству электроэнергии (форма трансформируемого импульса, коэффициенты мощности, искажений и др.);

2) низкие массогабаритные показатели и малые потери в самом трансформаторе.

Требования первой группы обеспечиваются такими параметрами трансформатора, как индуктивность намагничивания L_μ , индуктивность рассеяния L_s и собственная емкость обмоток C_p , т.е. определяются выбранными конструктивными решениями. Для компенсации емкостного характера нагрузки и повышения коэффициента мощности, как было сказано ранее, наиболее целесообразно применять трансформаторы с увеличенной индуктивностью рассеяния, уменьшенной собственной емкостью и уменьшенной индуктивностью намагничивания, т.е. трансформаторы стержневой конструкции с зазором и разнесенными первичной и вторичной обмотками (рис. 1).

Вторая группа требований рассматривается в данной задаче в качестве частных критериев оптимизации при однокритериальном решении задач. К таким критериям относятся масса активных материалов, габариты, определяемые че-

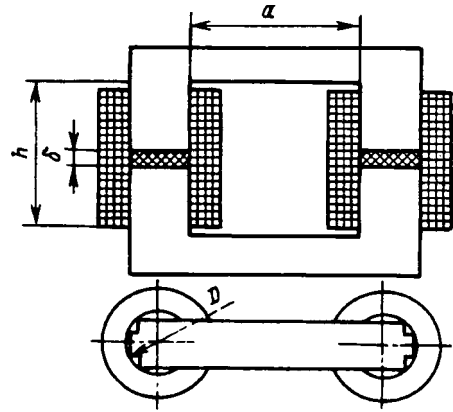


Рис. 1

рез максимальные размеры трансформатора по высоте, ширине и глубине, и потери в активных элементах.

В относительных единицах эти критерии будут представлены следующим образом: масса активных материалов

$$m^* = \frac{\frac{k_c \gamma_c}{k_o \gamma_o} \frac{\pi}{4} (2h^* + 2a^* + \pi k_{кр}) + \pi h^* a^* \left(1 + \frac{a^*}{2}\right)}{(a^* h^*)^{3/4}};$$

габаритный объем

$$v^* = \frac{(h^* + 2k_{кр})(a^* + k_{кр})^2}{(a^* h^*)^{3/4}};$$

потери в активных элементах трансформатора

$$p^* = \left(1 + \frac{a^*}{2}\right) (a^* h^*)^{1/4} + C \frac{2a^* + 2h^* + \pi k_{кр}}{(a^* h^*)^{3/4}},$$

где $a^* = a/D$; $h^* = h/D$ — относительные геометрические соотношения окна магнитопровода; D — базовый геометрический размер (диаметр магнитопровода); γ_c , γ_o — удельные плотности стали и обмоточного материала; k_c , k_o , $k_{кр}$ — соответственно коэффициенты заполнения стали, окна и описанной вокруг ступенчатого сечения стержня окружности;

$$C = \frac{p_c \gamma_c k_c}{4\rho j^2 k_o}$$

— коэффициент относительных потерь; p_c — удельные потери в магнитопроводе; ρ — удельное электросопротивление обмотки; j — плотность тока в обмотке трансформатора.

На рис. 2 представлены зависимости частных критериев оптимизации массы m^* (а), объема v^* (б) и потерь p^* (в) от относительных геометрических размеров a^* и h^* , анализ которых показывает, что указанные целевые функции имеют пологий характер изменения вблизи глобальных экстремумов, что равнозначно наличию

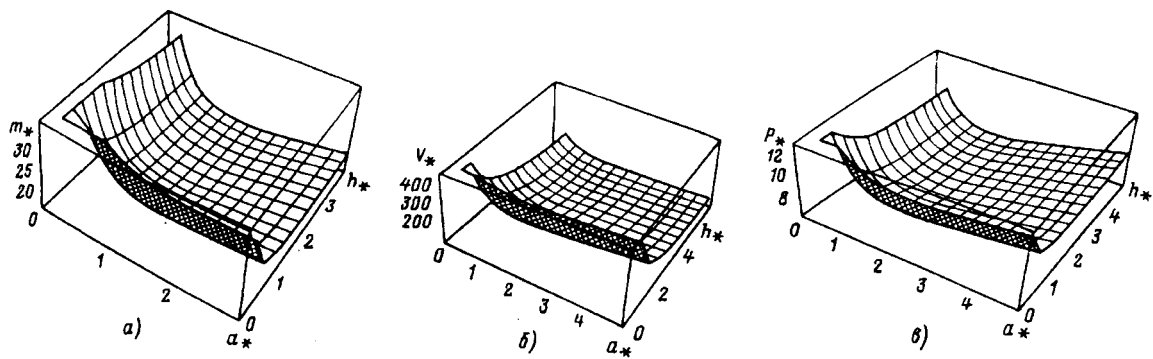


Рис. 2

большого числа практически равноценных по каждому критерию вариантов, существенно отличающихся по геометрическим размерам, что затрудняет выбор оптимального варианта в каждой из трех частных задач. Поэтому задачу выбора проектного решения в данном случае предлагается решать с позиции многокритериальности.

При этом наиболее целесообразным представляется использование метода гарантированного результата [4], который обеспечивает наибольшую равномерность всех частных критериев оптимальности за счет подтягивания «наихудшего критерия» до уровня остальных.

По результатам последовательного решения скалярных оптимизаций по каждому частному критерию определяем область множества допустимых альтернатив, затем используем методы равномерного сканирования выделенной области в пространстве параметров оптимизации с целью составления и упорядочения таблиц испытаний по достигаемым уровням частных критериев. Затем по каждому критерию определяются наихудшие (максимальные) Kr_i^{\max} и наилучшие (минимальные) Kr_i^{\min} значения и составляются функции принадлежности

$$\mu(Kr_i) = \frac{Kr_i^{\max} - Kr_i^j}{Kr_i^{\max} - Kr_i^{\min}},$$

где Kr_i^j — текущее значение i -го критерия оптимальности.

При этом функции принадлежности будут из-

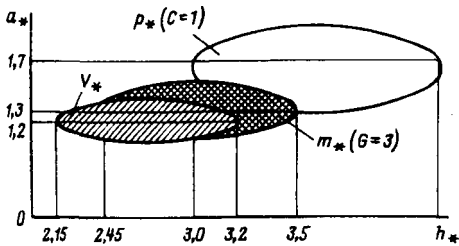


Рис. 3

меняться от нуля до единицы при выполнении оптимизации. Назначив однопроцентный уровень отклонения от минимального значения по каждому из частных критериев, получаем области Парето для каждого критерия (рис. 3).

Причем положение и форма этих областей зависят от конструктивных коэффициентов $G = \frac{\gamma_c k_c}{\gamma_o k_o}$, C и коэффициентов заполнения окна и сечения магнитопровода, и необходимо отметить, что самой стабильной является область «объема», а самой «подвижной» — область размеров для минимальных потерь.

Таким образом, введение функций принадлежности позволяет ввести единую меру степени нарушения принципа оптимальности по каждому из частных критериев и тем самым формализовать сведение всех частных критериев в единую аддитивную функцию, отражающую многокритериальность решаемой задачи:

$$\mu = \sum_{i=1}^n \mu(Kr_i).$$

При такой постановке задачи удалось достичь 97–93,3% идеального уровня — одновременного достижения минимума по всем показателям, при этом оптимальные геометрические соотношения окна магнитопровода в зависимости от коэффициента относительных потерь C изменяются следующим образом:

C	0,25	0,5	1	4	10
a^*	1,1	1,1	1,4	1,4	1,3
h^*	1,8	2	3,2	4	4,1

Диаметр стержня магнитопровода

$$D = \left(\frac{2S}{\pi k_\phi k_c k_o f B_j} \right)^{1/4} \frac{1}{(a^* h^*)^{1/4}}.$$

Дальнейший расчет трансформатора может производиться по любой из известных методик с учетом конструктивного исполнения магни-

топровода и расположения обмоток.

При решении задачи параметрической оптимизации специального трансформатора в многокритериальной постановке важное значение имеет форма хранения и представления результатов анализа. Предлагается результаты расчетов хранить в базах данных в виде областей Парето как для каждого частного критерия оптимальности, так и для обобщенной векторной функции.

Наличие в каждой такой таблице ряда вариантов, отличающихся на заданную уступку, позволяет принять проектное решение с учетом стандартного ряда сердечников или рационального раскрытия электротехнической стали, сортамента обмоточного провода и других конструктивно-технологических условий конкретного производства.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Филиппов Ю.В., Вобликова В.А., Пантелеев В.И. Электросинтез озона. — М.: изд-во МГУ, 1987.
2. Шапиро С.В. Основные направления в проектировании современных озонаторов. — Башкирский химический журнал. 1994. т. 1, вып. 3.
3. Невский С.В. Повышение коэффициента мощности и улучшение формы тока озонаторных установок. Озон, получение и применение. — Тез. докл. второй всесоюз. конф. — М.: изд-во МГУ, 1991.
4. Батищев Д.И. Методы оптимального проектирования: Учебное пособие для вузов. — М.: Радио и связь, 1984.
5. Бородулин Ю.Б., Кузнецов С.Ю., Попов Г.В. Многокритериальная оптимизация проектных решений при проектировании трансформаторов на базе САПР. — Изв. вузов. Электромеханика, 1986, № 9.

6. Бутковский В.М., Конторович Л.Н. Многокритериальная оптимизация трансформаторов малой мощности на витых броневых магнитопроводах. — Изв. вузов. Электромеханика, 1987, № 8.

Авторы: Костюкова Татьяна Петровна окончила электромеханический факультет Уфимского авиационного института (УАИ ныне Уфимский государственный авиационный технический университет — УГАТУ) в 1968 г. В 1973 г. защитила кандидатскую диссертацию в УАИ по теме «Широкодиапазонные импульсные трансформаторы». Доцент кафедры «Электромеханика» УГАТУ.

Махин Юрий Иосифович окончил электротехнический факультет Горьковского политехнического института (ГПИ). В 1973 г. защитил кандидатскую диссертацию в Каунасском политехническом институте по теме «Трансформаторные умножители частоты». Доцент кафедры «Энергетика» Нижегородского государственного технического университета.

Рогинская Любовь Эммануиловна окончила электротехнический факультет ГПИ в 1959 г. В 1994 г. в Московском энергетическом институте защитила докторскую диссертацию по теме «Тиристорные резонансные преобразователи с взаимной индуктивностью». Профессор кафедры «Электромеханика» УГАТУ.

Вниманию предприятий, организаций, НИИ, вузов стран СНГ и зарубежных фирм!

Журнал «Электричество» предоставляет свои страницы для

- РЕКЛАМЫ ИЗДЕЛИЙ отечественных предприятий и зарубежных фирм в области энергетики, электротехники, электроники, автоматики
- ПУБЛИКАЦИИ ОБЪЯВЛЕНИЙ о научных симпозиумах, конференциях, совещаниях, семинарах
- ДРУГОЙ ИНФОРМАЦИИ, соответствующей тематике журнала

Сообщаем, что журнал поступает к зарубежным подписчикам во многих странах мира на русском и английском языках. Реклама в черно-белом изображении может быть помещена на страницах журнала или на его обложке. Напоминаем наш адрес: 103012 Москва, К-12, Б. Черкасский пер., 2/10 или 101000 Москва, Главпочтамт, абонементамный ящик № 648. Телефоны для справок: 924-24-80, 928-88-69.

Результаты моделирования работы неуправляемой ветроэлектрической установки в энергосистеме большой мощности

ДМИТРИЕВА Г.А., МАКАРОВСКИЙ С.Н., ХВОЩИНСКАЯ З.Г.

Рассматриваются результаты цифрового моделирования нормальных и аварийных режимов работы неуправляемой ветроэлектрической установки в составе мощной энергосистемы при возмущающих воздействиях со стороны ветрового потока и при коротких замыканиях в электрической сети энергосистемы.

Ключевые слова: возобновляемые источники энергии, неуправляемые ветроустановки, режимы, устойчивость

Ветровая установка (ВЭУ), работающая в составе с мощной энергосистемы, подвергается возмущающим воздействиям со стороны природной среды в виде непрерывных изменений скорости ветра, а также аварийным возмущениям со стороны энергосистемы, таким как короткие замыкания в электрической сети.

Проведенные расчеты показали, что энергосистему можно считать «мощной», если ее мощность превосходит мощность ВЭУ в 10 раз и более.

Колебания скорости ветра носят случайный порывистый характер, происходят достаточно быстро и наряду с аварийными возмущениями в энергосистеме могут оказывать влияние на устойчивость работы ВЭУ.

В [1] рассмотрены режимы работы мощной управляемой ВЭУ типа «Радуга 1», которая подключена к сети Калмыцкой энергосистемы, связанной с мощными энергосистемами Северного Кавказа.

Однако наибольшее распространение в мировой практике получили неуправляемые ВЭУ упрощенной конструкции. Разработки подобных установок мощностью 100–400 кВт имеются в России. В связи с этим представляются практический интерес исследования режимов работы неуправляемых ВЭУ в составе энергосистем большой мощности.

Далее приводятся результаты цифрового моделирования квазистационарных и переходных процессов в энергосистеме с отечественной ВЭУ типа ГП-250 с нерегулируемым ветроколесом (ВК) и жестко связанным с ним асинхронным генератором (АГ) номинальной мощностью 250 кВт.

В качестве инструмента исследования использовался программно-вычислительный комплекс «СПРУТ», разработанный в ОАО «Институт Энергосетьпроект» для расчетов режимов и устойчивости сложных энергосистем, дополненный

The results of digital modelling of normal and emergency operating conditions of an uncontrolled wind-driven plant as part of a high-capacity power system in the case of disturbing actions of the wind flow and short currents in the electrical network of the power system are discussed.

Key words: renewable energy sources, uncontrolled wind-driven plants, conditions, stability

цифровыми моделями ветровых агрегатов.

Порывы ветра рассматриваются как равномерные колебания скорости ветра от максимума к минимуму и обратно относительно сравнительно медленно меняющегося среднего значения. Для удобства моделирования и упрощения анализа результатов исследования далее скорость ветра представляется выражением

$$V(t) = V_{cp}(t) + V_{пор} \sin \omega t,$$

где $V_{cp}(t)$ — среднее значение скорости ветра, м/с; $V_{пор}$ — амплитуда порыва ветра, м/с; ω — круговая частота колебания скорости ветра в порыве, рад/с.

Для рассматриваемой ВЭУ ГП-250 рабочие скорости ветра лежат в диапазоне от 5 до 30 м/с.

Поскольку флуктуации скорости ветра происходят непрерывно, то ВЭУ практически постоянно находится в переходном процессе, вызванном этими возмущениями. Поведение неуправляемой ВЭУ в таких условиях в значительной мере определяется механической постоянной инерции ее вращающихся масс (ветроколеса, ротора генератора, вращающихся частей трансмиссии) и зависимостью вращающего момента (или мощности) на валу ВК от скорости ветра.

Базовая модель ВЭУ типа ГП-250 с асинхронным двигателем 4АМНК 355М6 в качестве асинхронного генератора имеет ВК диаметром 24 м.

Масса одной лопасти ВК $m=0,6$ т, сужение лопасти по хорде $\gamma=2,32$, относительная толщина в комле $\beta_1=0,24$ и на конце лопасти $\beta_2=0,08$. Лопасть спроектирована по прямолинейным об разующим. При этих условиях момент инерции одной лопасти определяется по формуле

$$J_{л} = \frac{mR^2}{6} \left(1 + \frac{2}{\gamma^2 (\beta_1/\beta_2) + 1} \right). \quad (1)$$

Для приведенных соотношений геометриче-

ских размеров лопасти ВК на основании (1) маховой момент ВК

$$GD_{ВК}^2 = 4 \cdot 3J_{л} = 193 \text{ т} \cdot \text{м}^2. \tag{2}$$

В подсчетах махового момента ВК не учтена масса втулки ВК и вращающихся частей трансмиссии. Для компенсации соответствующей погрешности маховой момент ВК округлен до $GD_{ВК}^2 = 200 \text{ т} \cdot \text{м}^2$. Маховой момент ротора асинхронного генератора ВЭУ равен $GD_{г}^2 = 0,038 \text{ т} \cdot \text{м}^2$.

При синхронной частоте вращения ВК $n_{ВК} = 50 \text{ об/мин}$ и генератора $n_{г} = 1000 \text{ об/мин}$ механическая постоянная инерции ветроагрегата

$$\tau_j = \frac{2,74 \cdot 10^6}{P_{ном}} (GD_{ВК}^2 n_{ВК}^2 + GD_{г}^2 n_{г}^2) = 5,9 \text{ с}.$$

Зависимость мощности ВК установки ГП-250 от скорости ветра представлена на рис. 1, из анализа которого видно, что характеристика мощности ВК существенно нелинейна в области скоростей ветра выше расчетной ($V_p = 12,6 \text{ м/с}$), что является причиной появления высших гармонических составляющих во вращающем моменте ВК при порывах ветра.

Другим следствием существенной нелинейности характеристики мощности ВК может быть перегрузка генератора ВЭУ при порывах ветра, на что указывалось в [2].

В [2] показано, что целенаправленным изменением аэродинамики ВК можно получить характеристику установки, при которой ее мощность будет практически неизменной при скорости ветра выше расчетного значения. Такая характеристика ВК позволила бы предотвратить статическую перегрузку генератора ВЭУ при увеличении скорости ветра выше расчетной, и снизить уровень высших гармоник в его вращающем моменте.

Однако ниже будет показано, что нелинейность характеристики ВК не единственная причина возможной перегрузки генератора ВЭУ при порывах ветра.

В исследовании использована математическая модель АГ ВЭУ, построенная с учетом электромагнитных переходных процессов в роторе

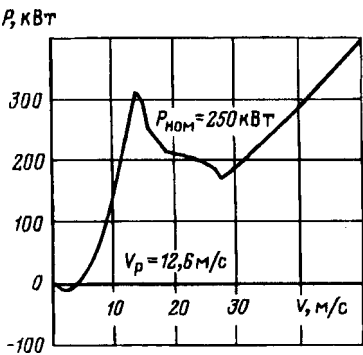


Рис. 1. Зависимость мощности ВК от скорости ветра (V_p — расчетная скорость ветра)

машины. Для моделирования АГ в диапазоне реально возможных скольжений принято по два контура для каждой оси ротора.

Параметры АГ ВЭУ:

Номинальная мощность	250 кВт
Напряжение (фазное)	380 В
Ток	258,45 А
$\cos \varphi$	0,9
КПД	94%
Число пар полюсов	3
Сопротивление	
рассеяния обмотки статора	0,182 Ом
рассеяния обмотки ротора (приведенное к статору)	0,199 Ом
взаимоиндукции обмоток статора и ротора (приведенное)	5,8 Ом
активное обмотки статора	0,03 Ом
активное обмотки ротора (приведенное)	0,0316 Ом
Маховой момент GD^2	38 кг·м ²
Критическое скольжение	6,9%

Моделирование проводилось в расчетной схеме, представленной на рис. 2, с отключенным выключателем «В», где ВЭУ подключена к шинам бесконечной мощности через реактансы двух трансформаторов 0,66/10,5 кВ, 10,5/110 кВ и линии электропередачи, реактанс которой варьировался от 1 до 420 Ом.

На рис. 3 приведены амплитудно-частотные характеристики ВЭУ ГП-250 отражают изменения амплитуд переменных составляющих ее параметров: скольжения ротора АГ (s_p), электрической мощности АГ ($DP_{эл}$), разности мощностей ВК и АГ ($P_{в} - P_{эл}$) в диапазоне колебаний скорости ветра от 0,02 до 10 Гц.

Частотные характеристики рис. 3 имеют резонансные пики, связанные с переходным процессом в роторе асинхронного генератора. Размер резонансных пиков и их расположение на оси частот определяются механической постоянной инерции ВЭУ. С утяжелением ВК резонансные пики уменьшаются. Кроме того, они несколько сдвигаются в сторону более низкой частоты колебания ветрового потока: от 2 Гц при $T_{ВК} = 5,9 \text{ с}$ до 1 Гц при $T_{ВК} = 20 \text{ с}$.

Как видно на рис. 3, для ВЭУ ГП-250 ($T_{ВК} = 5,9 \text{ с}$) наиболее критичны частоты колебаний ветрового потока в диапазоне от 1 до 4 Гц, а максимумы резонансных пиков наступают при частоте возмущающего воздействия 2–

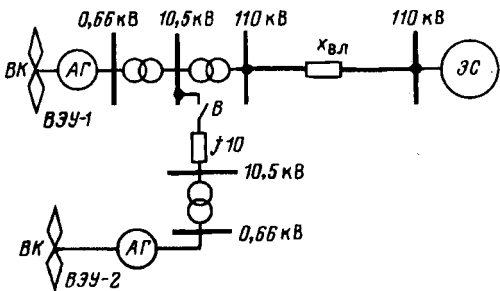


Рис. 2. Расчетная схема: ВК — ветроколесо; АГ — асинхронный генератор; ЭС — энергосистема; ВЭУ-1, ВЭУ-2 — ветроэлектрическая установка 1 и 2 соответственно

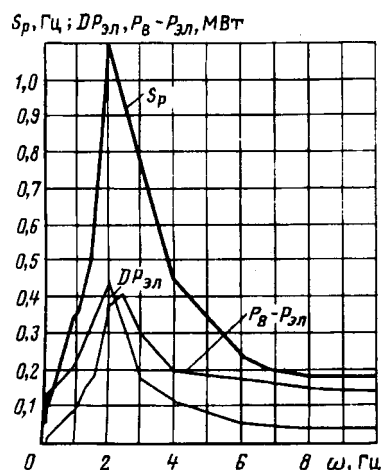


Рис. 3. Амплитудно-частотные характеристики ВЭУ ГП-250

3,5 Гц. При этом максимальное скольжение ротора генератора достигает 2,2%. Сопоставляя это значение с приведенными ранее параметрами АГ ВЭУ, можно убедиться, что резонансные явления, вызванные порывистостью ветра, не приведут к «опрокидыванию» генератора, поскольку максимальное скольжение ротора генератора в резонансном пике значительно меньше критического скольжения генератора $s_{кр} = 6,9\%$.

Если амплитуда колебания электрической мощности генератора, вызванная медленным изменением скорости ветра ($\omega \leq 0,02$ Гц), не превышает 140 кВт, то в резонансном пике при частоте пульсации ветрового потока 2,0 Гц она возрастает до 440 кВт. Таким образом порывы ветра могут приводить к кратковременным перегрузкам генератора. В частности, для установки ГП-250 в диапазоне пульсаций ветрового потока от 1 до 4 Гц эти перегрузки могут достигать 25–75% номинальной мощности генератора.

Механизм перегрузки генератора ВЭУ при порывах ветра иллюстрируют кривые, представленные на рис. 4. На рис. 4,а показано гармоническое изменение скорости ветра с частотой 2 Гц, что соответствует пику амплитудно-частотной характеристики мощности ВЭУ ГП-250 (рис. 3). На рис. 4,б штриховой кривой показано изменение механической мощности ВК, вызванное колебаниями скорости ветра. Полный диапазон изменения механической мощности ВК составляет 223 кВт и не выходит за пределы начального участка характеристики мощности ВЭУ ГП-250, приведенной на рис. 1. При этом минимальное значение механической мощности ВК составляет 17 кВт, а максимальное — 240 кВт, т.е. не превышает номинальной мощности генератора установки.

Сплошной кривой на рис. 4,б показано изменение во времени электрической мощности генератора ВЭУ, откуда видно, что колебания механической мощности ВК и электрической

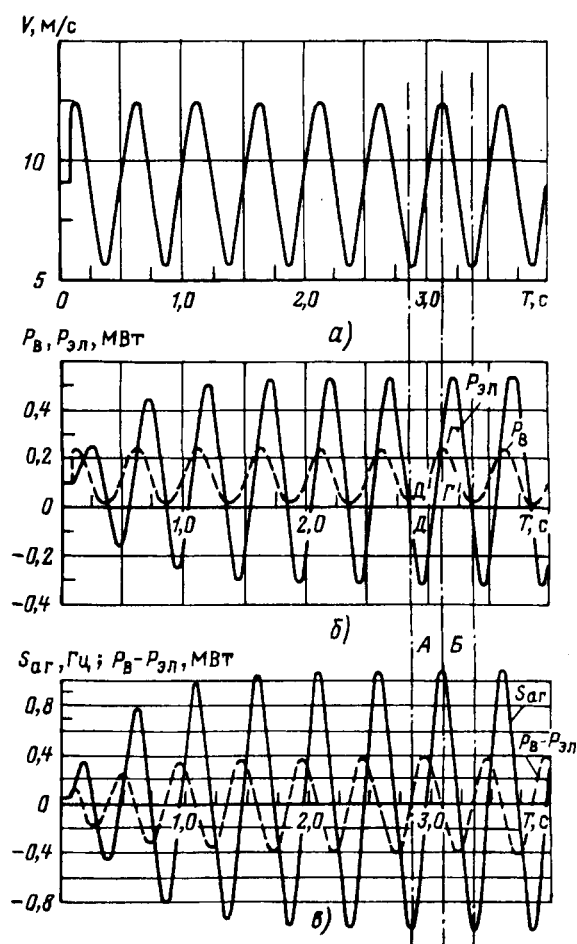


Рис. 4. Изменение электрических параметров генератора ВЭУ при гармонических изменениях скорости ветра с частотой 2 Гц

мощности генератора сдвинуты по фазе на $\pi/2$ и не равны по амплитуде. При снижении мощности ВК до минимума генератор переходит в режим двигателя и потребляет энергию из электрической сети (площадка Д на рис. 4,б), накапливая ее в виде кинетической энергии вращающихся масс установки, что сопровождается увеличением скольжения ротора АГ (отрезок времени А на рис. 4,в). С увеличением мощности ВК накопление кинетической энергии вращающихся масс ВЭУ происходит за счет энергии, поступающей из энергосистемы, и энергии ветрового потока (площадка Д' на рис. 4,б). После перехода генератора в генераторный режим накопленная кинетическая энергия вращающихся масс ВЭУ и энергия ветрового потока передаются в электрическую сеть (площадки Г и Г' на рис. 4,б, отрезок времени Б на рис. 4,в), что и вызывает перегрузку генератора. Однако, как видно из рис. 4,б, перегрузка генератора возникает и в двигательном режиме.

На рис. 4,в штриховой линией показано изменение во времени разности механической мощности ВК и электрической мощности ге-

нератора в резонансном пике амплитудно-частотной характеристики ВЭУ, откуда виден знакопеременный характер этой разности. Поскольку значения мощностей ВК и генератора и развиваемой ими вращающие моменты отличаются только масштабом, их знакопеременная разность означает наличие знакопеременных крутящих моментов на валах ВК и генератора.

Проведенное моделирование показало, что знакопеременные моменты на валах ВЭУ возникают во всем диапазоне исследованных частот пульсации ветрового потока выше 0,3 Гц. Как видно из рис. 3, разность мощностей ВК и генератора достигает наибольшего значения в резонансном пике амплитудно-частотной характеристики ВЭУ, а при частотах пульсации скорости ветра выше 4 Гц остается почти постоянной.

Рассматриваемые резонансные явления и сопровождающие их эффекты для установки ГП-250 возникают при средних значениях скорости ветра $V_{cp} \geq 16$ м/с, т.е. превышающих расчетную.

Однако при непрерывных изменениях скорости ветра в ее спектральном составе будут наблюдаться гармонические составляющие и резонансных частот, хотя меньшей амплитуды, чем в принятой модели порывов ветра. Поэтому на основе выполненных исследований можно сделать заключение о том, что перегрузка ВЭУ и знакопеременные моменты на ее валах будут иметь место во всех режимах.

Знакопеременный характер моментов на валах ВЭУ разных типов зафиксирован и в [3].

Вариация электрической удаленности ВЭУ от энергосистемы в диапазоне от 1 до 420 Ом выявила лишь незначительное изменение амплитудно-частотных характеристик ВЭУ. Отсюда можно сделать заключение об отсутствии заметного влияния электрической удаленности неуправляемой ВЭУ с асинхронным генератором от мощной энергосистемы.

Короткие замыкания в месте включения ВЭУ длительностью меньше времени разгона ВК до критического скольжения АГ не приводят к существенным нарушениям режима его работы. Для ВЭУ ГП-250 $t_{кр} < 0,5$ с.

При длительности КЗ 0,2 с, что соответствует суммарному времени действия защиты и выключателя в сетях 6–10 кВ, скольжение ротора АГ увеличивается на 1,57 Гц, что в относительных единицах составляет 3,14%, т.е. примерно вдвое меньше критического скольжения. После отключения КЗ практически сразу восстанавливается нормальная работа АГ.

При КЗ на линии связи ВЭУ с энергосистемой длительность аварийного возмущения равна времени отключения КЗ плюс время паузы АПВ линии. За это время скольжение ротора асин-

хронного генератора может значительно превысить критическое значение. После успешного АПВ линии связи ВЭУ с энергосистемой в цепях ротора и статора АГ возникает колебательный процесс (см. рис. 5) с частотой около 9 Гц, сопровождающийся колебаниями электрической мощности АГ с амплитудой, превышающей амплитуду колебаний механической мощности ВК (пунктирная кривая на рис. 5), вызванных пульсацией скорости ветра. По окончании этих колебаний в контуре ротора АГ происходит процесс восстановления нормального режима работы АГ ВЭУ, как показано на рис. 5.

Время восстановления нормального режима АГ ($T_{ПП}$) зависит от длительности аварийного возмущения ($T_{КЗ} + T_{АПВ}$), т.е. практически от длительности $T_{АПВ}$. Эта зависимость для рассматриваемой ВЭУ ГП-250 показана на рис. 6.

Если длительность паузы АПВ не связывается с временем гашения дуги и восстановлением диэлектрических свойств разрыва в выключателе, а АПВ используется лишь как средство автоматизации восстановления связи ветроэлектростанции (ВЭС) с энергосистемой, то $T_{АПВ}$ может достигать нескольких секунд. Как видно на рис. 6, при длительности аварийного возмущения $(T_{КЗ} + T_{АПВ}) = 3$ с скольжение ротора АГ может превысить 20%, а время восстановления нормальной работы АГ превысит 6 с. В этом интервале времени будут иметь место существенные разбалансы механической и электрической мощности ВЭУ (что хорошо видно на рис. 5), которые будут сопровождаться знакопеременными нагрузками на валах и в трансмиссии установки.

Для снижения механических нагрузок на

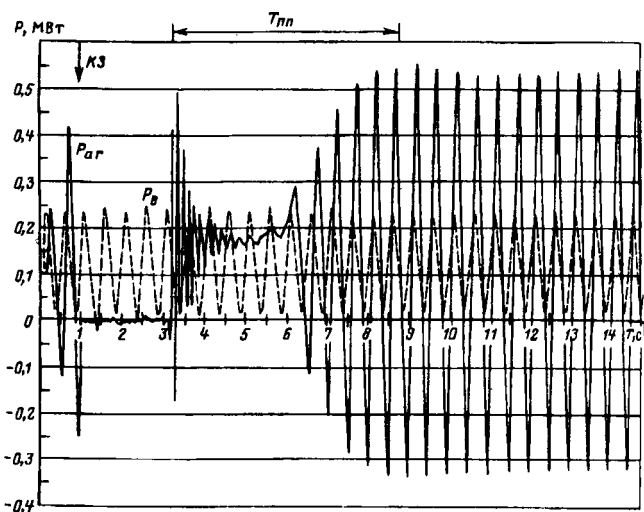


Рис. 5. Изменение электрических параметров генераторов ВЭУ при коротком замыкании вблизи шин 110 кВ ВЭУ: КЗ — момент короткого замыкания; $T_{ПП}$ — время восстановления нормального режима АГ, с; $P_{АГ}$ — электрическая мощность генератора; $P_{В}$ — механическая мощность генератора

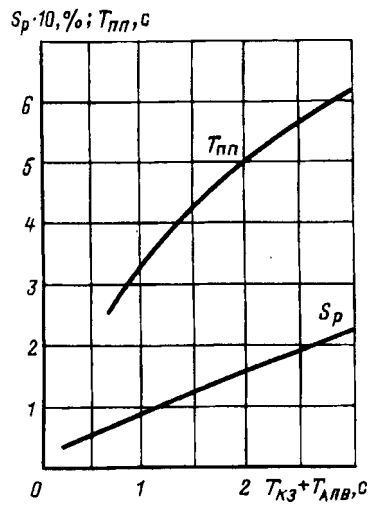


Рис. 6. Зависимости продолжительности переходного процесса ($T_{пп}$) и скольжения ротора генератора (s_p) от длительности аварийного возмущения ($T_{кз}+T_{апв}$)

трансмиссию ВЭУ при КЗ на линии связи ее с энергосистемой целесообразно отключать АГ от сети и выводить установку из под ветра с последующим разворотом и включением в сеть предусмотренным способом, если при этом механические нагрузки на валы и трансмиссию ВЭУ будут ниже описанных.

При работе нескольких ВЭУ в одном электрическом узле энергосистемы (например, в составе многоагрегатной ВЭС) из-за значительного рассредоточения их на местности и турбулентности воздушного потока в каждый момент времени отдельные установки могут работать под воздействием пульсаций воздушного потока, значительно отличающихся по частоте и фазе.

Особенности совместной работы двух неуправляемых ВЭУ типа ГП-250 рассматривались в расчетной схеме, показанной на рис. 2, при включенном выключателе В. Здесь ВЭУ связаны между собой линией электропередачи 10,5 кВ и длиной ВЛ 110 кВ — с мощной энергосистемой.

Под воздействием отличающихся по фазе возмущений со стороны ветрового потока на каждую отдельную ВЭУ суммарная нагрузка многоагрегатной ВЭС будет содержать переменную составляющую, амплитуда и фаза которой меняется во времени с частотой, равной разности частот указанных возмущений.

Электрическая близость ВЭУ между собой в составе многоагрегатной ВЭС приводит к тому, что между генераторами отдельных установок, работающих с разными скольжениями, возникают взаимные обменные перетоки мощности. Происходящие при этом процессы отображает векторная диаграмма на рис. 7,а которая построена по результатам серии расчетов переходных режимов в схеме рис. 2 при средней частоте возмущающего воздействия со стороны ветрового

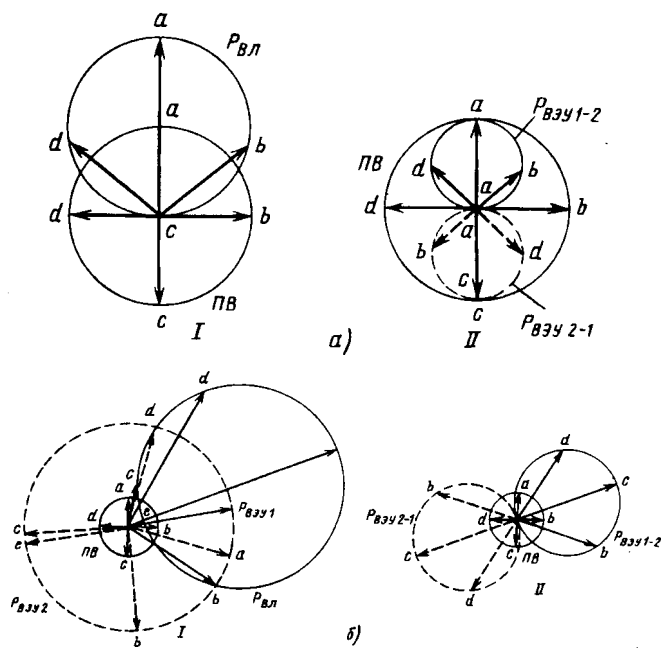


Рис. 7. Векторные диаграммы работы двух ВЭУ при гармонических изменениях скорости ветра: а — с частотой 0,2 Гц; б — 2 Гц; I — диаграмма переменной составляющей суммарной мощности ВЭС, передаваемой в энергосистему ($P_{ВЛ}$); II — диаграмма переменной составляющей обменной мощности между ВЭУ-1 и ВЭУ-2 ($P_{ВЭУ-1-2}$, $P_{ВЭУ-2-1}$); фазы возмущающих воздействий на ВЭУ: а — 0°; б — 90°; в — 180°; д — 270°; ПВ — вектор переменной составляющей ветрового потока, действующей на ВЭУ-2

потока, равной 0,2 Гц.
При этой частоте возмущения переходные процессы в контурах роторов АГ ВЭУ выражены настолько слабо, что механическая мощность ВК и электрическая мощность АГ каждой установки практически совпадают по амплитуде и фазе.

На векторной диаграмме рис. 7,а, I видно, что амплитуда указанной переменной составляющей мощности достигает максимума при совпадении фаз переменных составляющих нагрузок ВЭУ и равна нулю при их сдвиге на 180°.

На рис. 7,б, II, показана векторная диаграмма обменных мощностей между двумя ВЭУ. Их максимум достигается при сдвиге фаз переменных составляющих нагрузки ВЭУ на 180°. Мгновенные значения обменной мощности не превышают переменной составляющей механической мощности, развиваемой ВК ВЭУ.

Существование обменных перетоков мощности между параллельно работающими ВЭУ говорит о том, что на их валах возникают дополнительные знакопеременные нагрузки, интенсивность которых изменяется по мере изменения фазовых сдвигов ветровых возмущений.

Расчеты показали, что максимальные значения токов статоров генераторов ВЭУ принимают наибольшие значения при фазовых сдвигах ветровых возмущений 90 и 270°.

Амплитудно-частотные характеристики токов

статоров ВЭУ-1 и ВЭУ-2 при фазовом сдвиге ветровых возмущений 90° имеют резонансные пики в диапазоне средних частот возмущения 1—3 Гц с максимумом при 2 Гц. В резонансном пике токи статоров генераторов ВЭУ возрастают в 2,5 раза по сравнению с токами, имевшими место при более низких частотах (например, при рассмотренном выше значении 0,2 Гц).

Порывы ветра с частотами 1—3 Гц возможны при средних скоростях ветра, превышающих расчетное значение для установок типа ГП-250. Однако реальная возможность таких возмущений не исключает необходимость рассмотрения их влияния на работу многоагрегатной ВЭС.

Процессы в двухагрегатной ВЭУ при резонансной средней частоте ветрового возмущения 2 Гц отображают векторные диаграммы, приведенные на рис. 7,б. Сравнение рис. 7,а, I и 7,б, I показывает, что при резонансной частоте возмущающего воздействия в несколько раз возрастают амплитуды переменной составляющей суммарной мощности ВЭС, передаваемой в энергосистему. Минимум указанной переменной составляющей достигается при фазовом сдвиге ветровых возмущений двух ВЭС на 157° (что объясняется асимметрией схемы рис. 2).

Существенно возрастают значения обменных мощностей между параллельно работающими ВЭУ, что видно при сравнении векторной диаграммы рис. 7,а, II с аналогичной векторной диаграммой рис. 7,б, II. Отсюда можно сделать заключение о возрастании знакопеременных моментов на валах ВЭУ, а также об увеличении кратковременных перегрузок АГ ветроустановок.

Выводы. 1. Нормальная работа ВЭУ в условиях переменной скорости ветра не нарушается при любой протяженности линий электропередачи, связывающих ее с энергосистемой.

2. Порывы ветра вызывают кратковременные перегрузки генератора и знакопеременные моменты на валах установки.

Перегрузка генератора ВЭУ при порывах ветра может происходить по двум причинам. Первая из них может быть связана с существенной нелинейностью характеристики мощности ВК в диапазоне скоростей ветра выше расчетной для данной установки. Эта причина перегрузки может быть устранена, в частности, изменением аэродинамической характеристики ВК. Вторая причина перегрузки генератора связана с различием динамических характеристик ВК и асинхронного генератора и вызвана переходным процессом в цепи ротора генератора.

Для уменьшения перегрузки генератора вне зависимости от ее причин могут рассматриваться следующие мероприятия:

выбор более мощного генератора (при ос-

нащении ВЭУ одним генератором);

кратковременное включение второго генератора (при двух генераторах в составе ВЭУ);

3. Короткие замыкания в месте подключения ВЭУ и на линии электропередачи, связывающей ее с энергосистемой, не приводят к нарушению нормальной работы ВЭУ в энергосистеме. Однако длительность переходного процесса в контурах АГ, возникающего после успешного АПВ электропередачи, зависит от длительности паузы АПВ указанной линии электропередачи. При этом могут возрасти перегрузки генератора и увеличиться знакопеременные нагрузки на валах ВЭУ и в ее трансмиссии.

Для уменьшения нагрузки на механической части ВЭУ может быть рекомендовано отключение ее от электрической сети при длительности аварийного возмущения, превышающей критическое значение (для ВЭУ типа ГП-250 $t_{кр} = 0,6$ с) с последующим включением в сеть предусмотренным способом.

При работе нескольких ВЭУ в одном электрическом узле мощной энергосистемы режим работы каждой отдельной ВЭУ утяжеляется (по сравнению с режимом работы единичной ВЭУ) за счет возникновения дополнительных обменных перетоков мощности между установками и сопровождается увеличением генераторов и знакопеременных моментов на их валах.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Плотноков Т.В., Шакарян Ю.Г. Режимы работы сетевой ветроэлектрической установки с асинхронизированным генератором. — Изв. АН. Энергетика, 1997, № 3.
2. Васькевич К.П. Аэродинамические характеристики ветродвигателей ветроэлектрических установок. — Изв. АН. Энергетика, 1997, № 3.
3. Рагозин А.А., Пинегин А.П. Сопоставительный анализ условий работы асинхронных и синхронных ветроэлектрических генераторов в энергосистемах. — Электричество, 1996, № 2.

[23.02.98]

Авторы: Дмитриева Галина Андреевна окончила электротехнический факультет (ЭЭФ) Московского энергетического института (МЭИ) в 1966 г. Старший научный сотрудник ОАО «Институт Энергосетьпроект».

Макаровский Сергей Николаевич окончил гидроэнергетический факультет МЭИ в 1958 г. В 1969 г. защитил кандидатскую диссертацию по специальности «Система автоматического управления». Ведущий научный сотрудник ОАО «Институт Энергосетьпроект».

Хвоцинская Зоя Георгиевна окончила ЭЭФ МЭИ в 1958 г. В 1968 г. защитила кандидатскую диссертацию по исследованиям систем возбуждения и АРВ крупных турбогенераторов. Заведующая научно-исследовательской лабораторией ОАО «Институт Энергосетьпроект».

Управление послеаварийными режимами в распределительных электрических сетях с помощью оперативных переключений

ПОНОМАРЕНКО И.С., СОЛОВЬЕВ Д.В.

Рассмотрены основные принципы и особенности функционирования распределительных сетей 6–10 кВ. Предложен общий алгоритм поиска оптимальных оперативных переключений в послеаварийных режимах применительно к этим сетям. На конкретном примере проанализирована и показана его работоспособность.

Ключевые слова: *распределительные сети, аварийные режимы, оперативные переключения*

Надежность электроснабжения потребителей во многом определяется надежностью функционирования распределительных электрических сетей (РЭС) 6–10 кВ. Важным аспектом обеспечения их надежности является оптимальное управление РЭС в послеаварийных режимах с целью локализации и отключения поврежденного оборудования, максимально быстрого прекращения перегрузок элементов сети и быстрого восстановления питания всех потребителей после возможных аварийных возмущений.

Основным средством такого управления в РЭС, как правило, служат оперативные переключения (ОП). Их характерной особенностью является многовариантность, когда одной и той же цели можно достичь с помощью различного состава ОП, а также во многих случаях их неочевидность, вследствие того, что бывает достаточно трудно определить сразу всю необходимую совокупность ОП (аналогично просмотру «в глубину» множества возможных комбинаций при игре в шахматы), ведущих к достижению поставленной цели. Это обстоятельство, как правило, усугубляется очень жесткими временными ограничениями на процесс принятия решения во время аварийной ситуации и сильной психологической нагрузкой, ложащейся на диспетчера, принимающего решение.

Учитывая, что определение оптимального состава и стратегии оперативных переключений в послеаварийных режимах является одной из наиболее часто встречающихся задач при возникновении аварийных ситуаций в сети, которые, как правило, не имеют однозначного решения, очевидна необходимость разработки специализированных программно-реализованных алгоритмов, которые условно могут быть названы «Советчик диспетчера», ориентированных на оказание помощи оперативному персоналу при возник-

The basic principles and specific features of the operation of 6–10 KV distribution electrical networks are considered. A general algorithm for finding optimum operational switching under post-fault conditions of these networks is proposed. A particular example is provided to analyse this algorithm and to show its validity.

Key words: *distribution electrical networks, emergency conditions, operational switching*

новении сетевых аварий и направленных на максимально быстрое определение необходимого оптимального состава ОП для прекращения послеаварийных режимов. Существующие различные методы и алгоритмы решения данной задачи для электроэнергетических систем напряжением 110 кВ и выше [2] непосредственно использовать для РЭС невозможно вследствие существенных различий в принципах построения и функционирования РЭС по сравнению с системообразующими сетями более высоких напряжений. В качестве примера таких отличий можно указать разомкнутый режим работы РЭС, их значительно меньшую насыщенность автоматикой, различия в действиях коммутационными аппаратами при переключениях и т.д.

В этих сетях защита, как правило, осуществляется масляными выключателями, установленными в центрах питания и в распределительных пунктах (РП) через которые осуществляется одновременное питание нескольких (от одной до двух десятков) трансформаторных подстанций (ТП) 6–10/0,4 кВ по соединенным последовательно линиям связи. При повреждении одной из этих линий отключается головной выключатель и все питающие линии.

При наличии в ТП автоматического ввода резерва (АВР) на стороне 0,4 кВ питание потребителей переключится на другие линии (эти устройства реально имеются только в некоторых сетях, как правило в крупных городах), приводя к их возможной перегрузке, однако в любом случае дальнейшее определение, какая именно из линий повредилась, и ее дальнейшее отключение с двух сторон осуществляется вручную персоналом. При отсутствии АВР, что имеет место в большинстве РЭС, при повреждении одной из линий будут отключены и все ТП, питающиеся через общий головной выключатель.

В обоих вариантах (при наличии АВР и без него) приходим к необходимости определения оптимального состава ОП для включения питания всех потребителей или для разгрузки перегруженных линий. Следует отметить, что речь идет только о потребителях первой и второй категорий, так как для потребителей третьей категории восстановление питания не решается с помощью оперативных переключений и в статье они не рассматриваются.

В связи с этим возникает задача разработки специализированных алгоритмов определения оптимального состава ОП в послеаварийных режимах, ориентированных на применение в РЭС, которая может быть сформулирована следующим образом. В послеаварийном режиме, возникающем в результате повреждения элемента сети (участок ВЛ, КЛ, ...) и последующего отключения автоматического коммутационного аппарата на головном участке, ряд потребителей остается без питания. Требуется после локализации и отключения поврежденного элемента найти такое новое коммутационное состояние сети, чтобы все потребители получали питание и не было перегруженных элементов.

Случай, когда в результате действия системной автоматики (например АВР) все потребители получают питание в послеаварийном режиме, что характерно для потребителей первой категории, но при этом возникает перегрузка питающих линий, также сводится к предыдущему после вынужденного отключения части потребителей для ликвидации перегрузки (независимо от того, было такое отключение реально выполнено или только определена его необходимость).

Такая задача относится к классу дискретных целочисленных задач оптимизации, не имеющих общего математического решения, и содержит систему оптимизационных критериев и ограничений, в том числе:

- по допустимым нагрузкам элементов;
- числу и времени проведения ОП;
- обеспечению необходимого уровня надежности сети в финальном состоянии;
- минимизации потерь мощности и энергии в найденном финальном состоянии, а также ряд других ограничений и критериев.

В статье рассматривается один из возможных вариантов решения этой задачи.

Теоретическое описание алгоритма. Любой граф электрической сети $G(E, V)$ может быть определен как множество неупорядоченных узлов сети $G(E)$ и упорядоченное множество пар узлов $G(V)$, называемых ветвями. Каждый элемент множества $G(E)$ характеризуется такими параметрами, как комплексные величины токов нагрузки J_j , напряжения U_j . Элементы из множества

ветвей определяются своими сопротивлениями Z_{ij} , значениями допустимых токов $I_{дi}$. В зависимости от напряжения сети и характера решаемой задачи число и состав этих параметров может существенно меняться.

При разработке алгоритмов автоматизированного анализа послеаварийных режимов РЭС 6–10 кВ, учитывая необходимость проведения огромного количества оценочных расчетов режима сети, представляется приемлемым, особенно для систем электроснабжения городов, допущение равенства соотношения между активной и реактивной мощностями, а также уровней напряжения для всех узлов нагрузки. Это позволяет использовать для приближенных расчетов режимов сети в качестве нагрузок узлов модули задающих токов, а ветви характеризовать модулями их сопротивлений.

Строго говоря, коэффициенты мощности различных нагрузок отличаются друг от друга. Если имеется подробная информация о нагрузках потребителей, то в расчетах может быть учтен и действительный коэффициент мощности. Это влияет на сам предлагаемый алгоритм, прост один программный блок для расчета режимов сети заменяется на другой.

Однако в отличие от сетей 110 кВ и выше РЭС не имеют такой информации. В лучшем случае имеются замеры в ТП по двум режимным суткам — зимним и летним. А так как при этом значение нагрузок записывается на основании показаний амперметров, стационарных или с применением токоизмерительных клещей, то судить по ним о коэффициенте мощности невозможно. То же относится к устройствам телеизмерений. Применяемые реально в РЭС системы телемеханики как правило дают информацию о действующем значении модуля тока. При этом следует иметь в виду, что такие системы в РЭС охватывают только небольшую часть РП и их практически нет в ТП. А так как управлять этими сетями необходимо и в существующих условиях, то принятое допущение об одинаковости коэффициентов мощности нагрузок является вынужденным.

Использование модулей сопротивлений в расчетных схемах замещения объясняется несколькими причинами. В качестве основных можно указать высокую степень однородности РЭС, также их нормальную работу в разомкнутом режиме, когда вместо расчета потокораспределения мощностей можно использовать простое токовое распределение, особенно с учетом допущения одинаковости коэффициентов мощности нагрузок.

Так как рассматриваемые сети работают в разомкнутом режиме, весь граф сети $G(E, V)$

может быть представлен как некоторое множество деревьев D_k , принадлежащих данному графу $D_k \in G(E, V)$. При этом ветви, по которым проходит деление сети, как бы исключаются из рассмотрения и в деревья D_k в явном виде не входят. Число этих деревьев равно числу центров питания $N_{ц.п.}$, которые и образуют корень каждого дерева. Послеаварийный режим в такой сети может возникнуть в двух основных случаях.

1. Вследствие изменения значений нагрузок в узлах сети или в результате срабатывания автоматики и аварийном режиме нагрузка некоторых ветвей может превысить допустимые значения.

2. После повреждения одной из линий (или одновременно нескольких линий) и ее выделения из схемы сети некоторый участок сети (дерево D_0) остается без питания.

В обоих случаях необходимо найти такое новое коммутационное состояние (или несколько вариантов состояний), при которых все потребители получают питание ($D_0 \rightarrow 0$) и в сети отсутствуют перегруженные ветви. Для решения поставленной задачи предлагается следующий алгоритм.

Алгоритм. Шаг 1. Определяются множества поддеревьев $D'_{0i} \in D_k$, принадлежащих k -му дереву D_k графа, отключение которых от D_k приводит к снижению перегрузки в этих ветвях до допустимых значений. При этом задается дополнительное условие: суммарная отключаемая нагрузка должна быть минимальна.

Шаг 2. Из множества поддеревьев D'_{0i} выбирается одно из них D'_{0k} и моделируется его отключение от дерева D_k . Определяется суммарная нагрузка J_{s0k} отключенного поддерева D'_{0k} .

Шаг 3. Определяется множество исправных нормально отключенных ветвей $V_{п.}$, через которые может быть подано питание («помощь») на отключенное поддерево D'_{0k} . Для каждой из этих ветвей определяется максимальная величина «помощи» $I_{п. max}$, при которой не будет перегрузок ни в этих ветвях после их включения, ни в деревьях графов, через которые будет передавать мощность для отключенного поддерева D'_{0k} .

Шаг 4. Из множества ветвей $V_{п.}$ с учетом их найденных максимальных значений «помощи» $I_{п. max}$ выбирается одна ветвь и имитируется ее включение (т.е. включение питания к поддереву D'_{0k}). При выборе включаемой ветви учитывается также ряд дополнительных критериев, например, минимизация числа переключений при поиске нового коммутационного состояния (предпочтение отдается ветви, которая в исходном состоянии была включена), обеспечение максимальной надежности (секционные аппараты по возмож-

ности не включаются с целью осуществления на них нормального деления сети в искомом коммутационном состоянии) и другие.

Шаг 5. Анализ режима вновь образовавшегося дерева D'_k , куда вошло ранее отключенное поддерево D'_{0k} .

Если: в дереве D'_k перегруженные ветви отсутствуют, поиск закончен, искомое коммутационное состояние найдено.

Если: в дереве D'_k имеются перегруженные ветви и число итераций алгоритма больше заданного максимального, искомое коммутационное состояние для данной схемы отсутствует, алгоритм прекращается.

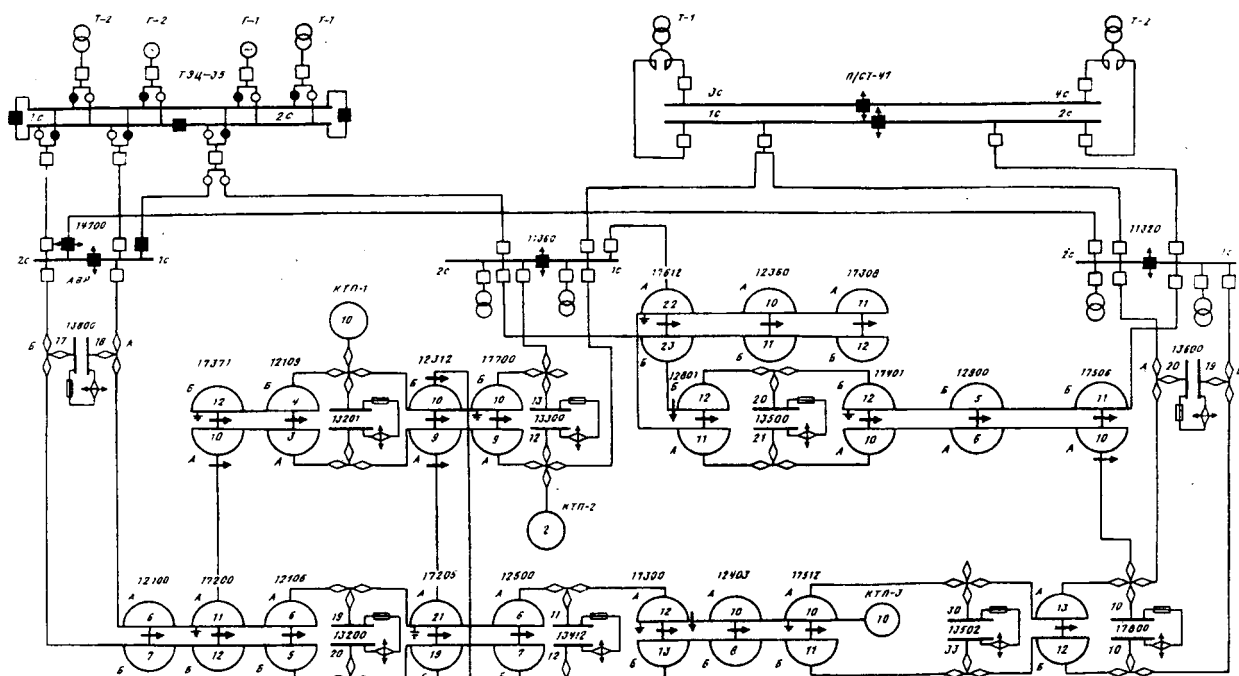
Иначе: Переход к шагу 1.

Конец алгоритма.

В зависимости от типа анализируемого послеаварийного режима, есть перегруженные ветви или отключенные потребители, алгоритм начинается соответственно либо с шага 1, либо с шага 3. Следует отметить, что приведены только основные шаги. Дополнительные блоки позволяют учитывать при выборе искомого коммутационного состояния не только допустимую нагрузку ветвей, но и критерии надежности, минимизации потерь мощности и другие. Специальное построение алгоритма дает возможность находить новый режим интересующей части сети (D'_{0k} , D'_k) путем его ускоренного перерасчета на основе предыдущего режима, а не рассчитывать режим всей сети $G(E, V)$ заново. Это позволяет значительно ускорить вычисления и резко увеличить число анализируемых вариантов ОП.

Пример расчета послеаварийного режима сети с помощью разработанного программного комплекса. Необходимо найти новое коммутационное состояние сети в послеаварийном режиме для приведенной тестовой схемы (см. рисунок). Приняты допущения: автоматика находится только на ТЭЦ-35 и П/СТ-47. В качестве исходного возмущения рассмотрено повреждение МВ на П/СТ-47, которое приведет к отключению некоторой части потребителей, питающихся с распределительных подстанций 11360 (правая секция) и 11320 (левая секция). При таком возмущении нахождение нового искомого коммутационного состояния за одно переключение невозможно, так как при любом варианте одного переключения в сети сохраняются перегруженные линии.

В первом случае, когда не накладывались дополнительные критерии по обеспечению надежности искомого коммутационного состояния и было разрешено выполнять переключения только с помощью автоматических и полуавтоматических коммутационных аппаратов, было получено 32 варианта. Ниже приведены четыре из них,



Условные обозначения:



- двухthrow TP типа 2ТО-400, ТК-2х400; цифры означают токовую нагрузку TP со стороны высокого напряжения;



- TP типа БКТПу;



□ - ячейка с масляным выключателем;



■ - КА отключен;



○ - ячейка с разъединителем;



◇ - ячейка с выключателем нагрузки;



⚡ - двусторонний АВР на ВН с перевернутыми пружинами;



⊞ - предохранитель;



⊞ - силовой трансформатор;



↓ - нормальное деление сети;



⚡ - двусторонний АВР на МВ

в которых потери мощности минимальны.

Первый. Всего три коммутационных изменения, при этом потери мощности в сети в найденном финальном состоянии составят 179 кВт:

на 11360 включить секционный масляный выключатель;

на 11320 отключить масляный выключатель в направлении П/СТ-47;

на 14700 в направлении 11320 включить масляный выключатель.

Второй. Всего три коммутационных изменения, при этом потери мощности в сети составят 229 кВт:

на 11360 включить секционный масляный выключатель;

на 11320 в направлении 13600 отключить масляный выключатель;

на 13600 включить секционный выключатель нагрузки.

Всего три коммутационных изменения, потери мощности в сети 239 кВт.

Третий. Всего три коммутационных изменения, потери мощности в сети 239 кВт:

на 11360 включить секционный масляный выключатель;

на 13600 в направлении 17800 отключить выключатель нагрузки;

на 12807 включить секционный выключатель нагрузки.

Четвертый. Всего три коммутационных изменения, потери мощности в сети 291 кВт:

на 11360 включить секционный масляный выключатель;

на 11360 в напряжении 17612 отключить масляный выключатель;

на 13500 включить секционный выключатель нагрузки.

В остальных 28 вариантах увеличиваются потери мощности и число коммутационных изменений.

После введения дополнительного требования по обеспечению повышенной надежности искомого коммутационного состояния (в данном случае это требование сводилось

к разрешению осуществления деления в искомым финальном состоянии только на секционных аппаратах в ТП и РП) был получен только один вариант решения:

на 14700 в направлении 11320 включить масляный выключатель;

на 12106 в направлении 13200 отключить выключатель нагрузки;

на 12312 в направлении 17700 включить выключатель нагрузки.

Потери мощности в сети в этом состоянии 295 кВт.

Предложенный алгоритм является по сути «псевдоградиентным» методом, использованным для задачи целочисленной оптимизации, который позволяет найти искомое решение за достаточно ограниченное время. С целью уменьшения вероятности отклонения от глобального экстремума алгоритм дополнен возможностью рассмотрения нескольких возможных вариантов переключений на каждом шаге.

В результате работы программы находятся несколько итоговых состояний в системе, отвечающих заданным критериям. Диспетчеру остается выбрать удовлетворяющий его вариант и провести соответствующий набор оперативных переключений в схеме, не тратя время на поиск самих вариантов. Затрачиваемое на поиск вариантов время находится в пределах от нескольких секунд до нескольких минут, в зависимости от используемой вычислительной техники и от размеров анализируемой сети.

Опыт анализа реальных РЭС систем электроснабжения городов, содержащих несколько сотен ПС, показал, что алгоритм устойчиво работает при возникновении в сети аварийных ситуаций небольшой и средней тяжести, когда число необходимых для перехода в нормальный режим ОП не превышает 10. Так как основную часть общего числа аварийных ситуаций составляют именно такие аварии, использование разработанного алгоритма и созданного на его основе программного комплекса несомненно будет полезно для оперативного персонала РЭС в повседневной работе.

Вместе с тем, накопленный в этом направлении опыт работ позволяет определить основные направления дальнейших исследований в данном направлении. Во-первых, это разработка специализированных алгоритмов, ориентированных на поиск оптимального состава ОП при тяжелых авариях, когда требуется значительное переформирование текущего оперативного состояния сети (число ОП составляет несколько десятков действий). Несмотря на то, что такие серьезные аварии случаются сравнительно редко, их последствия могут быть весьма значительными и поэтому разработка алгоритмов, ориентированных на их скорейшую ликвидацию, является актуальной задачей. Авторы считают, что дальнейшая модификация рассматриваемого в статье алгоритма для расширения его области применения на подобные тяжелые аварии вряд ли целесообразна. В этом случае необходима разработка принципиально других подходов, ориентированных именно на необходимость глубокого переформирования текущего оперативного состояния сети.

Другая важная задача заключается в том, что предложенный алгоритм позволяет на основе текущего послеаварийного коммутационного состояния, когда в сети есть перегруженные элементы или отключены потребители, найти новое коммутационное состояние без перегруженных элементов и отключенных потребителей. Далее возникает вопрос, каким образом можно осуществить эти переключения с наименьшими затратами (минимум переездов, переключений и т.д.). Иначе говоря, на следующем шаге должна

решаться задача отыскания оптимальной траектории перехода из текущего коммутационного состояния в найденное. Это также достаточно сложная целочисленная оптимизационная задача, решаемая в условиях комплекса ограничений (правила техники безопасности, допустимые режимы в переходных состояниях и т.д.) на основе целого ряда параметров оптимизации — число переключений, переездов, общее затраченное время и т.д. Дополнительная ее сложность определяется возможной взаимной противоречивостью критериев оптимизации, необходимостью ее решения в тесной увязке в первыми шагами по определению искомого коммутационного состояния и другими особенностями. Вместе с тем без ее решения вряд ли возможно создание полноценного комплекса «Советчика диспетчера РЭС», который остро необходим современному уровню эксплуатации этих сетей.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Glavitch H. Switching as means of controls in power system. — Electric Power and Energy System, 1985, vol. 7, No 2.
2. Glavitch H., Bacher R. Network topology optimization with security constraints. — IEEE Trans. on Power System 1987, vol. 1, No 4.
3. Mkram E.B., Thorton K.P., Brown H.E. Selection of lines to be switced to eliminate overloaded lines using a Z-matrix method. — IEEE Trans on Power System 1989, vol. 4, No 2.
4. Фокин Ю.А., Хозяинов М.А. Ввод режима электроэнергетических систем в допустимую область путем коррекции их схемы. — Электричество, 1990, № 12.

[13.02.98]

А в т о р ы : Пономаренко Игорь Степанович окончил электроэнергетический факультет Московского энергетического института (МЭИ) в 1976 г. В 1985 г. защитил кандидатскую диссертацию по теме «Учет вероятностного характера изменения нагрузок при моделировании процессов развития аварий в электрических системах» в МЭИ. Доцент кафедры электроэнергетических систем МЭИ.

Соловьев Дмитрий Валентинович окончил электроэнергетический факультет МЭИ в 1996 г. Аспирант кафедры электроэнергетических систем МЭИ.

Вентильный двигатель для погружных насосов нефтяных скважин

АФАНАСЬЕВ А.А., АЛТШУЛЛЕР М.И., ВОРОБЬЕВ А.Н.,
НИКИФОРОВ В.Е., САЕВИЧ В.Л., ЧАРОНОВ В.Я.

Рассматривается вентильный двигатель (ВД) с постоянными редкоземельными магнитами, выполненный на базе статорного сердечника асинхронного двигателя (АД) серии ПЭД. Анализируются конструкция и результаты электромагнитного расчета ВД методом сопряжения конформных отображений. Сделан вывод о возможности изготовления ВД с естественной коммутацией, у которого использование активных материалов выше, чем у частотно-регулируемого АД аналогичного назначения.

Ключевые слова: вентильный двигатель, закрытые пазы, коммутация, магниты, момент

Постановка задачи. В настоящее время погружные центробежные насосы рассматриваемого назначения приводятся во вращение нерегулируемыми или частотно-регулируемыми двухполюсными асинхронными двигателями (АД). В нашей стране это маслonaполненные двигатели серии ПЭД мощностью от 16 до 300 кВт с линейным напряжением от 530 до 2300 В, предназначенные для работы в среде пластовой жидкости (смесь нефти, воды и газа в любой пропорции, содержащая механические примеси) с температурой до 110°C и давлением до 25 МПа [1].

Транзисторные преобразователи частоты зарубежных фирм, например АВВ, выполняются на напряжения не выше 1000 В, поэтому в состав частотно-регулируемого электропривода насоса мощностью в несколько сотен киловатт входят понижающий и повышающий трансформаторы соответственно на входе и выходе преобразователя.

Использование синхронного электродвигателя (СД) с постоянными редкоземельными магнитами взамен АД позволяет применить более простой и надежный тиристорный преобразователь с естественной (машинной) коммутацией и отказаться от повышающего трансформатора, так как преобразователь частоты этого типа может быть выполнен на тот же уровень напряжения, что и используемые СД. При синхронизации инвертора напряжением якоря СД имеем электропривод с вентильным двигателем (ВД), который обладает известными преимуществами перед частотно-регулируемым электроприводом с АД [2].

Макетный образец электропривода с ВД мощ-

A thyatron electric motor (TEM) with permanent rare-earth metal magnets is described, based on the stator core of a type PED induction motor. The design of the TEM and the results of its electromagnetic analysis using the method of conjugation of conformal mapping are given. The possibility of manufacturing a TEM with natural switching is shown. The utilization coefficient of active materials for this motor is higher than for a similar-purpose frequency-controlled induction motor.

Key words: thyatron motor, closed slots, switching, magnets, torque

ностью 4 кВт с частотой вращения 3000 об/мин был изготовлен во ВНИИР (г. Чебоксары) совместно с ВНИПТИЭМ (г. Владимир) на базе одного из модулей (их всего четыре) штатного асинхронного двигателя ПЭД 16-103 (мощностью 16 кВт и габаритным размером 116 мм путем модернизации только активной части ротора: пакет с короткозамкнутой обмоткой ротора был удален, а на его место установлено шихтованное ярмо, к плоским наружным двенадцати граням которого приклеены призматические магниты из сплава неодим-железо-бор с максимальной толщиной 4 мм. Пазы статорного сердечника закрытые, с толщиной мостика 0,5 мм. На базе этого сердечника с диаметром расточки 57 мм изготавливаются (путем наращивания длины) А шести типоразмеров мощностью от 16 до 90 кВт.

Опытные испытания макета выявили недостаточную совместимость СД и преобразователя частоты — из-за больших индуктивностей обмотки якоря преобразователь может коммутровать ток, не превышающий 80% номинального значения.

Для изыскания возможностей повышения и пользования СД и его адаптации к выбранному типу преобразователя частоты был выполнен расчет его магнитного поля (МП) в квазиустановившемся режиме методом сопряжения конформных отображений [3, 4].

Целью настоящей статьи является обсуждение результатов указанного расчета МП ВД и путей оптимизации его конструктивных параметров.

Расчет магнитного поля ВД. Для оценки допущений метода отметим основные его особенности: метод не накладывает ограничений на характер неоднородности магнитной среды (среды

может быть однородной, кусочно-однородной, магнитно-нелинейной с изотропными или анизотропными свойствами) и может использоваться при произвольной конфигурации и связности двумерной расчетной области. Его реализация предполагает следующие процедуры: 1 — разбиение исходной расчетной области на совокупность кусочно-однородных элементарных участков (ЭУ) (с конфигурацией прямолинейного трех- или четырехугольника, кольца), магнитная проницаемость которых неизменна и меняется скачком только на их границах; 2 — конформные отображения верхней полуплоскости на указанные ЭУ; 3 — использование интеграла Шварца для вычисления комплексной потенциальной функции верхней полуплоскости; 4 — деформации анизотропного пространства с целью приведения его к изотропному.

Источниками МП выступают, во-первых, известное поле векторов остаточной индукции B_r и, во-вторых, система из Z_1 магнитных листов с заданными скачками скалярного потенциала, уложенных определенным образом, в зависимости от специфики задачи, внутри Z_1 пазов статора (например, по их дну и стенкам) и в воздушном зазоре [4]. Второй источник МП близок (в первом приближении) к классической МДС обмотки якоря [5].

Расчет МП производился применительно к трем типам поперечной геометрии ВД. Первый тип (рис. 1,а) соответствует статорному сердечнику серийного асинхронного двигателя ПЭД 16-103 с ди-

аметром расточки $D=57$ мм и закрытыми пазами. Как видно из рис. 1,а, активная среда разбита на 76 ЭУ четырехугольной формы, из которых 36 принадлежат зубцовой зоне, 16 — магнитам, 16 — ярмовой шайбе ротора, 8 — валу. Кроме того, расчетная область содержит два полукольца (ярмо статора и воздушный зазор между статором и ротором). Второй тип (рис. 1,б) относится к модифицированному варианту этого двигателя с $D=60,1$ мм и полузакрытыми пазами (ширина открытия паза $b_{ш}=2$ мм). Расчетная область этого типа ВД содержит ЭУ в том же количестве и той же конфигурации, что и в предыдущем случае, с тем лишь отличием, что все ЭУ зубцовой зоны, примыкающие к воздушному зазору, являются трапециями. Третий тип соответствует максимальному раскрытию пазов статора. Расчетная область, соответствующая этому типу статорного сердечника, будет идентична с областью рис. 1,а, только магнитная проницаемость ЭУ 19, 21, 23, ..., 35, соответствующих магнитным мостикам пазов, должна быть принята равной проницаемости воздуха (μ_0).

Для всех типов статорного сердечника воздушный зазор между статором и ротором выбирался равным 1,6 мм. В таблице приведены некоторые результаты расчета МП ВД с неодим-железо-боровыми магнитами ($B_r=0,9$ и 1,1 Тл, соответственно $H_{CB}=700$ и 850 кА/м) толщиной 4,6 и 8 мм при номинальном токе якоря ($I=19,8$ А — действующее значение)¹. Каждый показатель в таблице представлен тремя значениями, расположенными в верхней, средней и нижней строках и относящимися соответственно к первому, второму и третьему типам статорного сердечника.

Топография намагничивания рассматривается двух видов: 1 — однородная, при которой векторы остаточной индукции B_r одинаковы (имеют одинаковую длину и направление, параллельное продольной оси ротора); 2 — радиальная, при которой длина векторов B_r одинакова, а направления — радиальные.

Из таблицы видно, что при использовании магнитов с относительно низким уровнем остаточной индукции ($B_r=0,9$ Тл) электромагнитный момент при толщине магнитов 4 мм ниже номинального у АД (12,7 Н·м), а индуктивности обмотки якоря L_d и L_q относительно велики. Переход к магнитам с $B_r=1,1$ Тл, но с сохранением их толщины 4 мм также оставляет значение момента на уровне ниже номинального.

¹ При $B_r=0,9$ Тл число активных проводников в пазу принималось равным штатному значению 10, при $B_r=1,1$ Тл — 8 (а два оставшихся проводника (один у дна паза, другой у магнитного мостика) соединялись накоротко при выходе из пазов, образуя пазовый демпфер. Пазовые демпферы позволяют на 15÷20% снизить переходную индуктивность пазового рассеяния [6]).

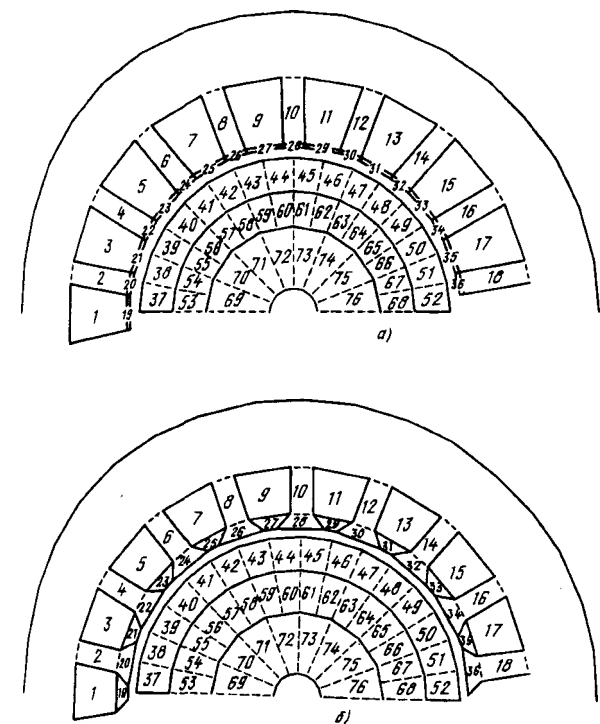


Рис. 1. Расчетная область ВД с закрытыми пазами статора (а) и полузакрытыми (б) пазами статора

Остаточная индукция B_r , Тл	Намагничивание	Толщина магнитов, мм	Показатель								
			Угол, град.			Момент $M_{ср}$, Н·м	Индукция, Тл			Индуктивность, мГн	
			опережения $\psi=\beta+\theta$	запаса δ_3	коммутации γ		$B\delta \max$	$B_z \max$	$B_a \max$	L_d	L_q
0.9	Однородное	4	50 49	7,6 9,6	42,4 39,4	10,65 9,41	0,54 0,57	1,15 1,03	1,38 1,14	2,91 2,80	2,97 2,76
		8	37	10,7	26,3	13,93	0,72	1,51	1,75	1,81	1,77
1.1		4	60	9,1	30,9	11,76	0,73	1,50	1,77	1,78	1,71
		6	33	8,5	24,5	12,89	0,83	1,75	2,04	1,39	1,38
	Радиальное	6	32 12,7	10,7 12,7	21,3 19,3	14,75 16,84	0,85 0,87	1,81 1,97	2,61 2,94	1,20 1,33	1,25 1,40

Только при толщине магнитов 6 мм можно превзойти номинальный момент АД и почти в 2 раза понизить индуктивности обмотки якоря. Наибольшее превышение величины электромагнитного момента значения номинального может быть достигнуто при радиальном намагничивании: на 16% для первого типа статорного сердечника и на 33% — для второго.

Особенности расчета МП в магнитостатических электрических машинах с заданными токами якоря методом сопряжения конформных отображений достаточно подробно изложены в [4]. В данной задаче расчеты МП производились при интегрировании дифференциальных уравнений, определяющих изменение токов на входе и выходе инвертора на временном интервале, совпадающем с периодом электромагнитных процессов в ВД. Коммутационный участок, когда все фазы ВД находятся под током, причем фаза А, вступая в работу, образует короткозамкнутый контур с фазой С, характеризуют уравнения:

$$(L_{AA} - L_{BA} - L_{AC} + L_{BC}) \frac{di}{dt} + (L_{AC} - L_{BC} - L_{AB} + L_{BB} + L) \frac{di_n}{dt} = U_n - ri - (R+r) i_n - (\hat{\Psi}_A - \hat{\Psi}_B) \omega_p; \quad (1)$$

$$(L_{AA} - L_{CA} - L_{AC} + L_{CC}) \frac{di}{dt} + (L_{AC} - L_{CC} - L_{AB} + L_{CB} + L) \frac{di_n}{dt} = -2ri + ri_n - (\hat{\Psi}_A - \hat{\Psi}_C) \omega_p, \quad (2)$$

где U_n, i_n — напряжение и ток на входе инвертора; i — ток коммутации; r, L_{ij} ($i, j=A, B, C$) — активное сопротивление и динамические индуктивности обмотки якоря; R, L — сопротивление и индуктивность сглаживающего дросселя; $\Psi_j = \partial \Psi_j / \partial \delta$ — частная производная потокоцепления j -й фазы по угловой координате ротора δ ; $\omega_p = d\delta/dt$ — электрическая частота вращения ротора.

Для следующего интервала (межкоммутационного), когда под током находятся только фазы А и В, имеем одно дифференциальное уравнение:

$$(L_{AA} - L_{BA} - L_{AB} + L_{BB} + L) \frac{di_n}{dt} = U_n - (R+2r) i_n - (\hat{\Psi}_A - \hat{\Psi}_B) \omega_p. \quad (3)$$

Интегрирование уравнений (1)—(3) методом Рунге—Кутты позволило определить угол коммутации γ , среднее значение электромагнитного момента $M_{ср}$, зависимости мгновенных значений $M, i_A, i_B=i_n, i_C=f(t)$.

Значения индукции в различных участках активной зоны и индуктивности обмотки якоря L_d и L_q указанные в таблице, являются средними для интервала $0 \leq t \leq T/6$, где T — период переменного тока ВД.

На рис. 2 приводятся кривые пульсаций электромагнитного момента ВД для различных типов статорного сердечника и топографий намагничивания. Видим, что радиальная структура намагничивания обуславливает некоторые специфические особенности (локальный провал момента на межкоммутационном интервале) у этих кривых, не зависящие от типа статорного сердечника. При однородном намагничивании, когда форма распределения магнитной индукции в воздушном зазоре близка к синусоиде (см. рис. 3,а), кривая пульсаций момента не отличается от канонической (классической). У нее провал момента наблюдается только на коммутационном интервале.

На рис. 3,а показано распределение магнитной индукции на поверхности магнитов ротора для

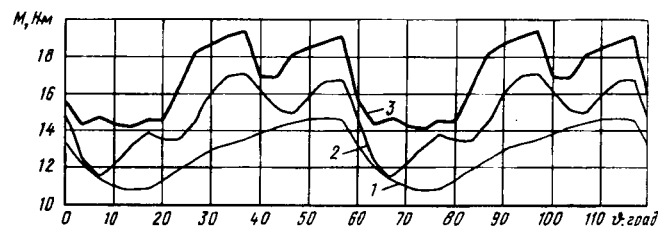


Рис. 2. Пульсации электромагнитного момента у ВД с различными типами статорных сердечников и вариантов намагничивания магнитов при $B_r=1,1$ Тл и $h_M=6$ мм (1 — закрытые пазы, однородное намагничивание; 2 — закрытые пазы, кусочно-радиальное намагничивание; 3 — полузакрытые пазы, кусочно-радиальное намагничивание)

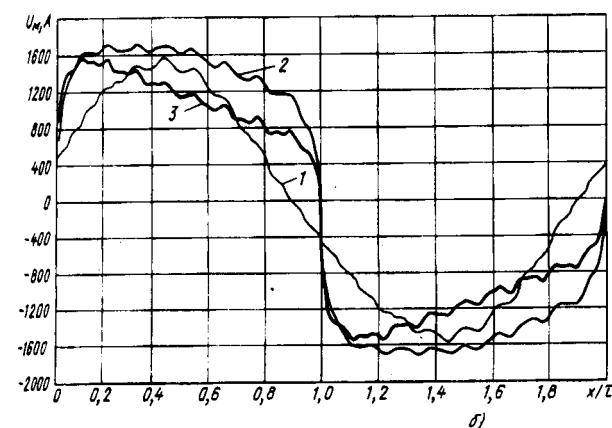
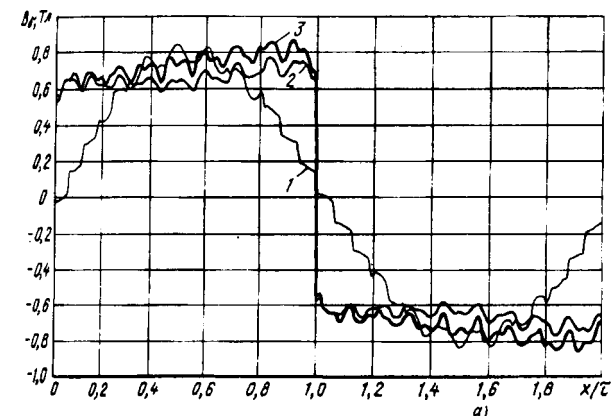


Рис. 3. Распределение магнитной индукции (а) и скалярного магнитного потенциала (б) на наружной поверхности магнитов у ВД с различными типами статорных сердечников и вариантов намагничивания магнитов при $B_r = 1,1$ Тл и $h_m = 6$ мм (обозначение кривых то же, что и на рис. 2)

положений ротора, показанных на рис. 1. Видно, что при радиальном намагничивании кривая индукции близка к прямоугольной, а при однородном намагничивании — к синусоиде.

Высокочастотная осцилляция индукции вызывается не только зубцами статора, но и кусочно-радиальным принципом намагничивания ЭУ магнита (на один полюс приходится 16 таких ЭУ) — тангенциальный поворот векторов остаточной индукции B_r в функции координат поверхности ротора производится дискретно и только на границах ЭУ. Это связано с мозаичной структурой закрепленных на роторе элементарных предварительно намагниченных магнитов. Скалярный магнитный потенциал поверхности ротора для этого же момента времени показан на рис. 3,б. Сопоставляя этот рисунок с предыдущим, видим, что на краю полюса, где из-за действия реакции якоря наблюдается увеличение (уменьшение) индукции, происходит соответственно спад (подъем) скалярного магнитного потенциала поверхности магнитов.

На рис. 4 изображены фазные напряжения ВД соответственно с радиальным и однородным намагничиванием магнитов. Видно, что при ра-

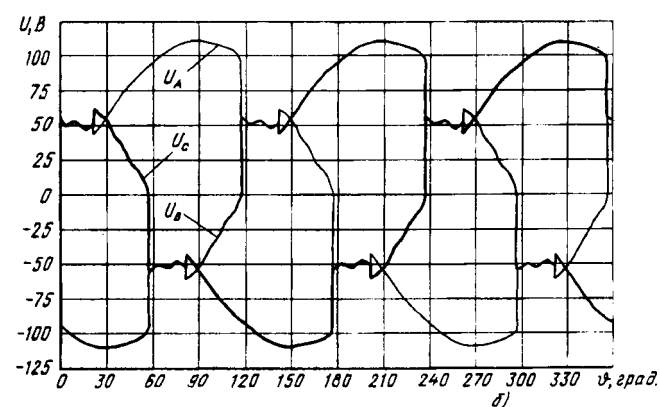
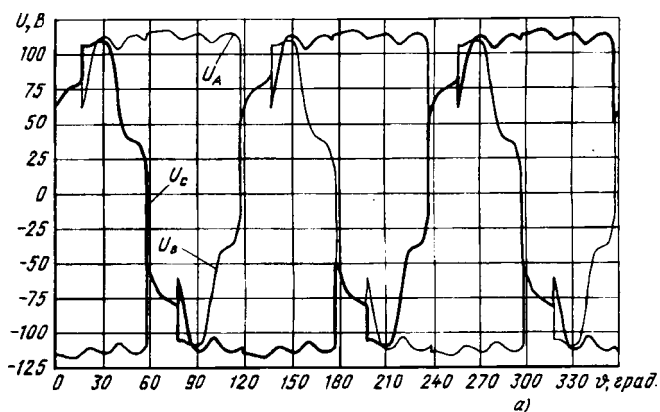


Рис. 4. Фазные напряжения U_j ($j=A, B, C$) ВД с радиально (а) и однородно (б) намагниченными магнитами

диальном намагничивании, обеспечивающем лучшее использование ВД, форма фазного напряжения на полупериоде более близка к прямоугольнику, чем к синусоиде.

На основе численных расчетов производилась оценка влияния на электромагнитный момент ВД удаления части ЭУ магнита вблизи геометрической нейтрали ротора. При симметричном изъятии четырех радиально намагниченных ЭУ (по два с каждой стороны) с суммарной площадью поперечного сечения, составляющей 12,5% полной аналогичной площади всех магнитов на ярме ротора, снижение электромагнитного момента составило всего лишь 1,6%. Поэтому, в целях экономии магнитного сплава (его цена — 150–200 долларов США за килограмм) следует рекомендовать изъятие 10–15% магнитного материала из мест, расположенных вблизи физической нейтрали ротора.

Выводы. 1. При изготовлении магнитостатических ВД для погружных насосов на базе АД серии ПЭД с габаритным размером 116 мм, имеющих мощности от 16 до 90 кВт, необходимо использовать неодим-железо-боровые магниты с толщиной не менее 6 мм и с радиальной типографией намагничивания.

2. Для повышения использования ВД и его лучшей адаптации к преобразователю частоты

с естественной коммутацией целесообразно выбрать типоразмер статорного сердечника с полузакрытыми пазами и диаметром расточки 60,1 мм вместо штатного статорного сердечника АД с закрытыми пазами и диаметром расточки 57 мм.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Двигатели асинхронные погружные унифицированные серии ПЭД. — М.: Информэлектро, 1988.
2. Синхронный двигатель с постоянными магнитами для электропривода металлообрабатывающих станков / А.Д. Поздеев, А.А. Афанасьев, Э.Г. Королев и др. — Электротехника, 1983, № 10.
3. Афанасьев А.А., Воробьев А.Н. Новый метод расчета плоскопараллельных магнитных полей. — Электричество, 1993, № 12.
4. Афанасьев А.А., Воробьев А.Н. Расчет магнитного поля вентильного двигателя с неоднородно намагниченным ротором. — Электричество, 1994, № 4.
5. Иванов-Смоленский А.В. Электрические машины. — М.: Энергия, 1980.
6. Рабинович И.Н., Шубов И.Г. Проектирование электрических машин постоянного тока. — Л.: Энергия, 1967.

[25.05.97]

Авторы: **Афанасьев Александр Александрович** окончил электромеханический факультет Московского энергетического института (МЭИ) в 1962 г. Докторскую диссертацию по теме «Совместная работа синхронной машины с преобразователем частоты. Теория и приложения» защитил в МЭИ в 1991 г. Зав. кафедрой управления и информатики в технических системах Чувашиского государственного университета (ЧГУ).

Альшиуллер Марк Иосифович окончил электротехнический факультет Горьковского политехнического института (ГПИ) в 1957 г. Кандидатскую диссертацию по теме «Электропривод постоянного тока с симисторным возбудителем» защитил в ГПИ в 1970 г. Зав. лабораторией Всероссийского НИИрелестроения.

Воробьев Александр Николаевич окончил факультет электрификации и автоматизации промышленности и транспорта МЭИ в 1982 г. Ассистент кафедры систем автоматического управления электроприводами (ЧГУ).

Никифоров Виталий Егорович окончил электротехнический факультет Волжского филиала МЭИ в 1967 г. Кандидатскую диссертацию по теме «Разработка и исследование вентильно-машинных систем электроприводов станков и роботов» защитил в ЧГУ в 1994 г. Доцент кафедры электромеханики ЧГУ.

Савич Вадим Леонидович окончил факультет электрификации промышленности ЧГУ в 1975 г. Старший научный сотрудник Всероссийского НИИрелестроения.

Чаронов Владлен Яковлевич окончил электротехнический факультет Куйбышевского политехнического института в 1970 г. Кандидатскую диссертацию на тему «Электроснабжение и электрооборудование нефтедобывающих комплексов» защитил в С.-Петербургском горном институте в 1995 г. Гл. энергетик АО «Татнефть».

Уважаемые авторы!

Редакция публикует при каждой статье краткие биографические сведения об авторах. В связи с этим просим всех авторов при направлении статьи в редакцию сообщить следующие сведения:

1. Полные имена и отчества всех авторов
2. Какой факультет, какого вуза и когда закончил
3. Когда получил ученую степень, где и по какой тематике (теме) была защита
4. Место настоящей работы и должность.

Кроме того, напоминаем, что на каждую статью следует представлять краткий (4—5 предложений) реферат на русском и английском языках (включая название), а также ключевые слова.

К динамике режимов пуска и останова электропривода турбомеханизмов

АРАКЕЛЯН А.К., ШЕПЕЛИН А.В.

Обосновываются способы исключения гидравлических ударов и колебания напора жидкости в трубопроводе при надлежащем формировании переходных процессов пуска и останова системы электропривода насосного агрегата. Представление длинного трубопровода как динамического объекта позволяет находить при финитном управлении напором оптимальные законы управления системой электропривод—насос—трубопровод. Даются рекомендации по темпу пуска (останова) насосов в зависимости от состояния и параметров коммуникационной сети.

Ключевые слова: трубопровод, электропривод, финитное управление, напор, подача, задвижка, волна

Наметившееся интенсивное внедрение в эксплуатацию регулируемых электроприводов турбомеханизмов (насосов, вентиляторов, турбокомпрессоров и т.п.) [1, 2] позволяет решать не только задачу по энергосбережению, но также важнейшую проблему режимов пуска и останова этих механизмов.

Традиционная схема нерегулируемого электропривода сама по себе не обеспечивает исключение либо частичное погашение гидравлических ударов и колебаний давления в магистрали во время переходных режимов пуска и останова приводимого турбомеханизма. При этом нежелательные колебания давления возникают вероятнее всего в турбоприводах, имеющих при закрытые либо полностью закрытые задвижки у потребителя. При останове же насосов эти колебания возникают, как правило, в турбоприводах, имеющих большой перепад высот.

В статье научно обосновываются способы исключения гидравлических ударов и колебаний напора в магистрали при финитном управлении напором, обеспечивающим надлежащее формирование переходных режимов электропривода при его пуске и останове. Исследования базируются на представлении коммуникационной сети (турбопривода) как динамического объекта управления. Полученная структурная схема «электропривод—насос—коммуникационная сеть» позволяет оптимизировать законы управления электроприводом, обеспечивающие минимальные гидравлический удар и колебания напора в коммуникационной сети.

Как известно, трубопровод с протекающей по нему жидкостью является системой с распределенными параметрами. Неустановившееся дви-

Methods of eliminating hydraulic shocks and variations in fluid head in the pipeline by properly forming the transients of the start-up and shut-down of the electric drive of a pump assembly are substantiated. By representing the long pipeline as a dynamic object, it is possible to determine optimum parameters for controlling the system electric drive—pump—pipeline in the case of finite control of the fluid head. Recommendations are given regarding the rate of the pump start-up and shut-down depending on the condition and parameters of the main.

Key words: pipeline, electric drive, finite control, fluid head, supply, wave, gate

жение реальной жидкости с дозвуковой скоростью в длинном трубопроводе (рис. 1) определяется системой уравнений [3]:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial H}{\partial x} &= \frac{\partial}{\partial x}(\rho V) - \rho \frac{\lambda V^2}{8\delta}; \\ \frac{\partial H}{\partial t} &= c^2 \frac{\partial}{\partial x}(\rho V), \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где x — текущая координата трубопровода протяженностью l , $0 \leq x \leq l$, м; V — местная скорость в поперечном сечении трубопровода $V = Q(x, t)S^{-1}$; $Q(x, t)$ — расход жидкости через поперечное сечение трубы; S — сечение трубопровода; c — скорость звука в среде, м/с; ρ — плотность среды, кг/м³; λ — коэффициент сопротивления, определяющий потери в трубопроводе; δ — гидравлический радиус сечения трубопровода, $\delta = Sx^{-1}$; X — смоченный периметр трубы, м; H — напор в трубопроводе, м.

Уравнения (1) приводятся к следующей линейаризованной системе [4]:

$$\left. \begin{aligned} -\frac{\partial H}{\partial x} &= \frac{\rho}{S} \left(\frac{\partial Q}{\partial t} + 2aQ \right); \\ -\frac{\partial H}{\partial t} &= \frac{\rho c^2}{S} \frac{\partial Q}{\partial x}. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

Она совпадает с известными в электротехнике телеграфными уравнениями, описывающими

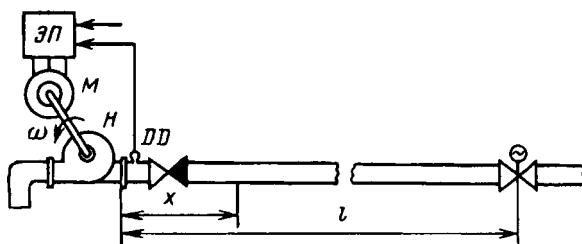


Рис. 1. Функциональная схема системы «электропривод—насос—трубопровод»

распределение электрического тока вдоль кабеля по длинной линии с распределенными параметрами [5].

Задачу управления трубопроводом с реальной жидкостью определим следующим образом. Пусть, в некоторый начальный момент времени система с распределенными параметрами находилась в покое. Требуется найти такое управляющее воздействие, совместимое с наложенными на систему ограничениями, чтобы система пришла в новое равновесное состояние за конечное время T , т.е. необходимо задавать на входе трубопровода такой напор, чтобы за конечное время T напор и подача жидкости в трубопроводе установились на заданном уровне и чтобы при этом напор в любой точке трубопровода не превысил заданного (например номинального) уровня. Таким образом, задача управления трубопроводом приводится к задаче финитного управления [6].

Любая задача финитного управления может быть приведена к задаче с нулевыми конечными условиями заменой функции, описывающей объект, на другую. Так, если $H(x, t)$ — напор в трубопроводе при пуске насоса, то $H_0(x, t)$ — напор в трубопроводе при остановке насоса.

Решим задачу финитного управления для трубопровода с полностью закрытой задвижкой на конце при начальном напоре в нем $H_0(x)$ и конечном напоре, равном нулю. Начальные и граничные условия имеют вид:

$$H(0, t) = U(t), \quad t \geq 0; \quad H(x, 0) = H_0, \quad 0 \leq x \leq l;$$

$$Q(l, t) = 0, \quad t \geq 0; \quad \dot{H}(x, 0) = 0, \quad 0 \leq x \leq l.$$

Применяя к системе уравнений (2) преобразование Фурье и пренебрегая трением жидкости о стенки трубопровода в соответствии с начальными условиями, получаем:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial H}{\partial x} &= -\frac{\rho}{S} j\omega Q; \\ \frac{\partial Q}{\partial x} &= -\frac{S}{\rho c^2} (j\omega H - H_0); \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial^2 H}{\partial x^2} + \frac{\omega^2}{c^2} H &= -\frac{j\omega}{c^2} H_0; \\ \frac{\partial^2 Q}{\partial x^2} + \frac{\omega^2}{c^2} Q &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Уравнения (4) имеют решения вида

$$\left. \begin{aligned} H &= Ae^{\frac{j\omega}{c}x} + Be^{-\frac{j\omega}{c}x} - \frac{j}{\omega} H_0; \\ Q &= Ee^{\frac{j\omega}{c}x} + Fe^{-\frac{j\omega}{c}x}. \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

Из (3) и (5) следует

$$\left. \begin{aligned} E &= -\frac{S}{\rho c} A; \\ F &= \frac{S}{\rho c} B. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Подставляя граничные условия в (5) с учетом (6), получаем:

$$\begin{aligned} A &= \frac{\frac{j}{\omega} H_0 e^{-j\Omega l} + U e^{-j\Omega l}}{e^{j\Omega l} + e^{-j\Omega l}}; \\ B &= \frac{\frac{j}{\omega} H_0 e^{j\Omega l} + U e^{j\Omega l}}{e^{j\Omega l} + e^{-j\Omega l}}; \end{aligned} \quad (7)$$

$$H = \frac{\left(U + \frac{j}{\omega} H_0\right) e^{-j\Omega l} e^{j\Omega x} + \left(U + \frac{j}{\omega} H_0\right) e^{j\Omega l} e^{-j\Omega x}}{e^{j\Omega l} + e^{-j\Omega l}} - \frac{j}{\Omega} H_0,$$

где $\Omega = \frac{\tau}{\pi} \omega$; $X = x \frac{\pi}{l}$, $0 \leq X \leq \pi$; τ — время распространения волны в один конец, $\tau = lc^{-1}$.

В соответствии с теоремой Винера—Пэли [6] чтобы функция $H(x, t)$ была финитной функцией необходимо потребовать, чтобы правая часть равенства (7) могла быть продолжена на всю комплексную плоскость как целая функция, т.е. функция комплексного переменного

$$\begin{aligned} H(z) &= \\ &= \frac{\left(U + \frac{j}{z} H_0\right) e^{-jz\pi} e^{jzx} + \left(U + \frac{j}{z} H_0\right) e^{jz\pi} e^{-jzx} - \frac{j}{z} H_0 (e^{jz\pi} + e^{-jz\pi})}{e^{jz\pi} + e^{-jz\pi}} \end{aligned} \quad (8)$$

не должна иметь особенностей для любого конечного z . Возможные особенности функции (8) могут быть лишь в тех точках z , где знаменатель дроби (8) обращается в нуль. Следовательно, чтобы функция (8) не имела особенностей, ее числитель должен иметь те же нули, что и знаменатель.

Приравнявая знаменатель (8) нулю, имеем $z_k = k + \frac{1}{2}$; $k = \pm(1, 2, 3, \dots)$, приравнявая числитель нулю, имеем

$$U(z_k) = \frac{jH_0}{k + 1/2} = \beta_k. \quad (9)$$

Таким образом, искомая функция $U(z)$ должна в заданных точках z_k принимать значения β_k , определяемые в (9). Эти условия можно интерпретировать как интерполяционные условия, т.е. мы пришли к задаче интерполяции для целых функций. Для решения этой задачи воспользуемся интерполяционной формулой Лагранжа [6]. Пусть функция $\varphi(z_k)$ есть целая функция степени π , однократно обращающаяся в нуль в узлах интерполяции $\varphi(z_k) = 0$ и $\varphi'(z_k) \neq 0$. Тогда формулу Лагранжа можно записать в виде

$$U(z) = \sum_{k=1}^n \beta_k \frac{\varphi(z)}{\varphi'(z_k)(z-z_k)} + \Psi(z), \quad (10)$$

где $\Psi(z)$ — произвольная целая функция с теми же требованиями, что и $\varphi(z)$.

Принимая $\varphi(z) = \cos(\pi z)$, из (10) имеем:

$$U(t) = \frac{1}{2\pi} \sum_{k \neq 0} \beta_k e^{j\left(k + \frac{1}{2}\right)t}. \quad (11)$$

Для получения действительного (а не комплексного) финитного уравнения достаточно от (11) взять действительную часть:

$$\operatorname{Re}(U(t)) = \frac{H_0}{2\pi \left(k + \frac{1}{2}\right)} \sin \left(k + \frac{1}{2}\right)t, \quad 0 \leq t \leq 4\pi. \quad (12)$$

Выражение (12) является членом ряда Фурье на отрезке $[0, 4\pi]$. Переходя к частоте ω , имеем:

$$U(t) = \begin{cases} \frac{H_0}{2}, & 0 \leq t \leq 2\tau; \\ 0, & 0 < t \leq 4\tau. \end{cases} \quad (13)$$

Аналогично можно получить финитное управление для трубопровода, полностью открытого на конце. В этом случае начальные и граничные условия имеют вид:

$$H(0, t) = U(t), \quad t \geq 0; \quad H(x, 0) = H_0, \quad 0 \leq x \leq l;$$

$$H(l, t) = 0, \quad t \geq 0; \quad \dot{H}(x, 0) = 0, \quad 0 \leq x \leq l.$$

По методике, описанной ранее, получим:

$$H = \frac{j\Omega H_0 (e^{j\Omega 2\tau} - 1)e^{j\Omega x} - Ue^{-j\Omega 2\tau}e^{j\Omega x} + j\Omega H_0 (e^{j\Omega 2\tau} - 1)e^{j\Omega x}}{e^{j\Omega 2\tau} - e^{-j\Omega 2\tau}} + \\ + \frac{Ue^{j\Omega 2\tau}e^{-j\Omega x} + j\Omega H (e^{j\Omega 2\tau} - e^{-j\Omega 2\tau})}{e^{j\Omega 2\tau} - e^{-j\Omega 2\tau}};$$

$$Z_k = \frac{k}{2}; \quad \varphi(z) = \sin \pi z; \quad \beta_k = -j \frac{H_0}{k} (1 + (-1)^k);$$

$$\operatorname{Re}(U(t)) = \frac{H_0}{2\pi k} \sin kt (1 + (-1)^k);$$

$$U(t) = \begin{cases} \frac{H_0}{2}, & 0 \leq t \leq \tau; \\ -\frac{H_0}{2}, & \tau < t \leq 2\tau. \end{cases} \quad (14)$$

Полученные формулы финитного управления (13) и (14), успокаивающего колебания в трубопроводах с полностью закрытым и полностью открытым концами, имеют простую и естественную физическую интерпретацию. Так как любую функцию можно представить как сумму δ -функций по формуле

$$h_0(x) = \int_0^l h_0(y) \delta(x-y) dy,$$

то можно объяснить смысл финитного управления для начального отклонения $h_0(x)$ в виде δ -функции, сосредоточенной в какой-либо промежуточной точке x отрезка трубы, т.е. когда $h_0(x) = \delta(x-x_0)$ при $0 \leq x \leq l$, $0 \leq x_0 \leq l$ а затем, используя принцип суперпозиции (линейности) системы, написать ответ для более общего случая.

Пусть начальное возмущение в трубе имеет вид $h_0(x) = \delta(x-x_0)$, тогда по принципу Даламбера от точки x_0 в обе стороны (вправо и влево) «побегут» два импульса, каждый из которых будет «иметь мощность» $1/2$. Импульс, «бегущий» влево от x_0 , достигнет начала трубы через время $t = x_0/c$. Давая в это время управляющее финитное воздействие $1/2\delta(t - x_0/c)$, гасим эту часть возмущения.

Импульс, «бегущий» вправо, отражается от закрытого конца трубы по тому же закону. Давая в момент времени $(2l - x_0)/c$ управляющий импульс $1/2\delta((2l - x_0)/c - t)$, гасим и эту часть возмущения. Если же конец трубы был полностью открыт, «бегущий» импульс, отражаясь от него, поменяет знак на отрицательный. При этом и управляющее воздействие должно быть отрицательным.

Очевидно минимальное время финитного управления составит 2τ , что соответствует прохождению возмущения от одного конца трубопровода до другого и обратно. Из вышеуказанного также следует, что к любому финитному управлению можно, без внесения погрешности, прибавить управление вида

$$U_0(t) = \delta(t_0 - t) + \delta(2\tau + t_0 - t). \quad (15)$$

Финитное управление при начальном возмущении $H_0(x) = H_0 = \text{const}$ характеризуется рис. 2, а для трубы с полностью закрытым концом и рис. 2, б — для трубы с полностью открытым концом.

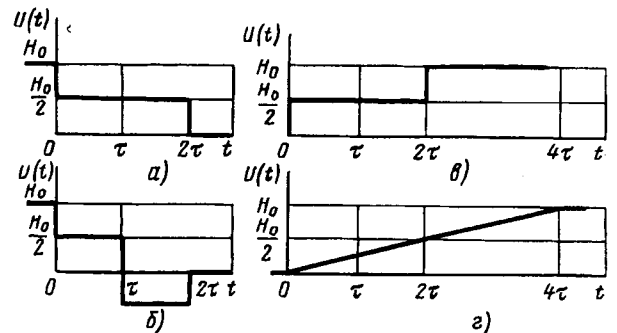


Рис. 2. Финитное управление напором насоса при начальном напоре в трубопроводе $H_H(x) = H_0 = \text{const}$ с полностью закрытой задвижкой (а); с полностью открытой задвижкой (б); при конечном условии $H(x) = H_0 = \text{const}$ с полностью закрытой задвижкой (в и г)

Для задачи с нулевыми начальными условиями, когда необходимо перевести трубопровод в состояние $H_0(x)=H_0=\text{const}$, финитное управление будет иметь вид

$$U(t) = \begin{cases} \frac{H_0}{2}, & 0 \leq t \leq 2\tau; \\ H_0, & t > 2\tau, \end{cases} \quad (16)$$

рассмотренный на рис. 2,в.

Учитывая, что к любому финитному управлению можно прибавить другое управление, которое погасит само себя (15), получим реально применимое финитное управление (рис. 2,з), не имеющее скачков.

Таким образом, для задачи с нулевыми начальными условиями минимальное время финитного управления составит 4τ .

Пользуясь возможностью разбить любую функцию на δ -импульсы, можно представить, что в течение первых 2τ идет заполнение системы δ -импульсами, а за время вторых 2τ идет гашение δ -импульсов, отраженных от другого конца.

Используя выражения (2) для бесконечно длинной трубы, запишем

$$\partial H = -\frac{\rho}{S} \partial Q \frac{\partial x}{\partial t}.$$

Следовательно, в промежуток времени $0 < t \leq 2\tau$ (пока не пришла обратная волна) зависимость подачи жидкости в начале трубы от напора будет иметь вид

$$Q = H \frac{S}{\rho c}. \quad (17)$$

Эту функцию также можно сделать плавной, учитывая, что в этом случае подачи волна отражается от закрытой задвижки с обратным знаком (рис. 3,а).

При описанной выше методике сформируем финитное управление для подачи жидкости в трубопроводе с полностью открытой задвижкой на конце. Сравнивая начальные и граничные условия этой и решенной выше задачи, видим, что выражения (13) и (16) при замене в них напора на подачу определяет финитное управление относительно подачи жидкости для трубопровода с полностью открытой задвижкой (рис. 3,б).

Обобщая задачу, примем, что задвижка на конце трубопровода приоткрыта. Примем также, что зависимость напора от подачи в конце трубопровода линейна: $H=KQ$, где K — коэффициент пропорциональности, зависящий от состояния задвижки.

Очевидно, что величина $K=\rho c/S$ соответствует работе насоса на бесконечно длинную трубу без

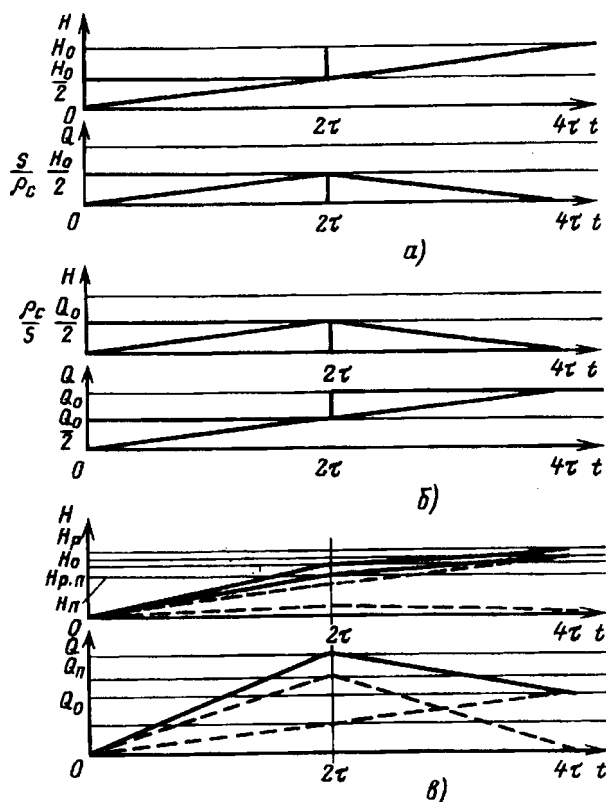


Рис. 3. Напор H и подача Q насоса при финитном управлении в трубопроводах с полностью закрытой задвижкой (а); с полностью открытой задвижкой (б); с приоткрытой задвижкой — в случае пуска насоса (в)

задвижек (17). При $K < \rho c/S$ возникает эффект вытекания жидкости из трубы. Волна отражается от задвижки с обратным знаком и создается разрежение. Этот случай особого интереса не представляет, так как не связан с разрушительными колебаниями напора. В случае $K > \rho c/S$ при пуске насоса задвижка вносит в распространение волны помеху. Волна отражается от задвижки, и напор в трубопроводе увеличивается. Такой же эффект наблюдается в случае, если задвижка поставлена не в самом конце трубопровода.

Проблемы при отключении насоса возникают, если он работает на подъем. В этом случае столб жидкости обрушивается на закрывающийся обратный клапан. Напор в трубе значительно превышает рабочий. При отражении волны от приоткрытой задвижки часть волны отражается с тем же знаком, а часть — с противоположным. Поэтому финитное управление напором в начале трубы должно иметь две составляющие. Во-первых, составляющая, которая установила бы заданный напор, что соответствует задаче с полностью закрытой задвижкой. Тогда, чтобы в трубопроводе напор установился на уровне $H_0=KQ_0$, необходимо подать сумму управлений (рис. 3,в):

$$H = \begin{cases} H_{\text{п}} = \frac{H_0}{2} + \frac{\rho c}{S} \frac{H_0}{2K} = \frac{H_0}{2} \frac{\left(\frac{S}{\rho c} K + 1\right)}{\frac{S}{\rho c} K}, & 0 \leq t \leq 2\tau; \\ H_0, & t > 2\tau. \end{cases}$$

При этом подача имеет вид $Q_{\text{п}} = \frac{H_0}{2K} \left(\frac{S}{\rho c} K + 1\right)$.

Сделав приближение, можно принять, что потери на трение в трубопроводе пропорциональны подаче жидкости $\Delta H = aQ$.

Тогда для поддержания в конце трубопровода напора H_0 напор насоса должен составить

$$H_{\text{р}} = H_0 + aQ_0 = H_0 \left(1 + \frac{a}{K}\right).$$

Напор при пуске

$$\begin{aligned} H_{\text{р.п}} &= H_{\text{п}} + aQ_{\text{п}} = -\frac{H_0}{2 \frac{S}{\rho c} K} \left(\frac{S}{\rho c} K + \frac{S}{\rho c} a + \frac{S}{\rho c} a \frac{S}{\rho c} K + 1\right) = \\ &= \frac{H_{\text{р}}}{2} \frac{\left(\frac{S}{\rho c} K + \frac{S}{\rho c} a + \frac{S}{\rho c} a \frac{S}{\rho c} K + 1\right)}{\frac{S}{\rho c} a + \frac{S}{\rho c} K}. \end{aligned}$$

Аналогично для останова насоса, работающего на подъем H_c .

Управление для понижения напора (рис. 4, в) можно представить в виде суммы (см. рис. 4, а, б):

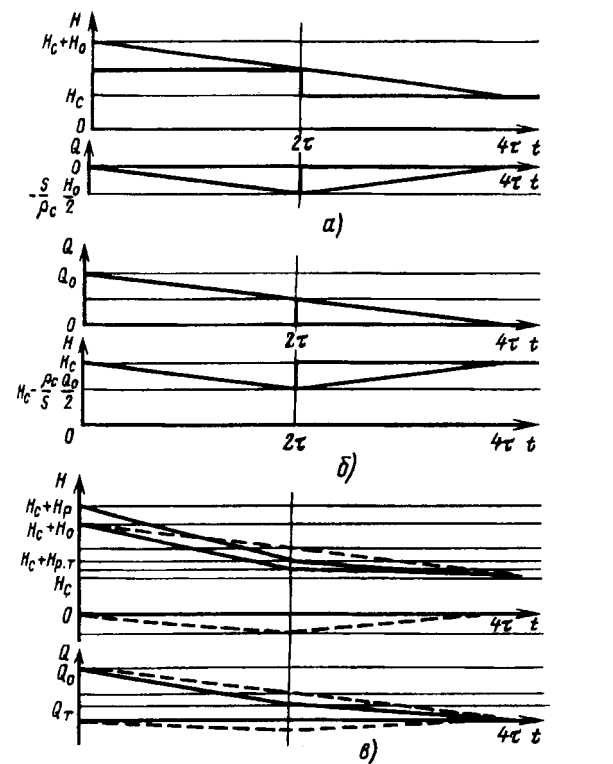


Рис. 4. Напор H и подача Q насоса при финитном управлении в трубопроводах с полностью закрытой задвижкой (а); с полностью открытой задвижкой (б); с призакрытой задвижкой — в случае останова насоса (в)

$$H_{\text{т}} = -\frac{H_0}{2K \frac{S}{\rho c}} \left(1 - K \frac{S}{\rho c}\right);$$

$$Q_{\text{т}} = \frac{H_0}{2K} \left(1 - \frac{S}{\rho c} K\right);$$

$$H_{\text{р.т}} = \frac{H_{\text{р}}}{2} \frac{\left(K \frac{S}{\rho c} + a \frac{S}{\rho c} - a \frac{S}{\rho c} K \frac{S}{\rho c} - 1\right)}{K \frac{S}{\rho c} + a \frac{S}{\rho c}}.$$

Наиболее распространенный случай, когда труба в конце на определенной высоте полностью открыта ($K=0$):

$$H_{\text{р.т}} = -\frac{H_{\text{р}}}{2} \frac{\left(1 - a \frac{S}{\rho c}\right)}{a \frac{S}{\rho c}}.$$

Управление напором в начале трубопровода можно растянуть на любое кратное 4τ (рис. 5). Такую форму задающего сигнала можно рекомендовать для управления электроприводами с обратной связью по напору насоса для поднятия и снижения напора в длинном трубопроводе.

Правильность полученных результатов проверим с помощью моделирования на ЭВМ переходного процесса пуска замкнутого по напору электропривода. Структурная схема системы замкнутого по напору электропривода с нагрузкой в виде насоса, работающего на трубопровод с призакрытой задвижкой в конце (см. приложение), представлена на рис. 6. Передаточные функции трубопровода с призакрытой задвижкой на конце получены из (2) [4, 7], используя преобразование Лапласа и граничное условие

$$H_{x=l} = KQ_{x=l}.$$

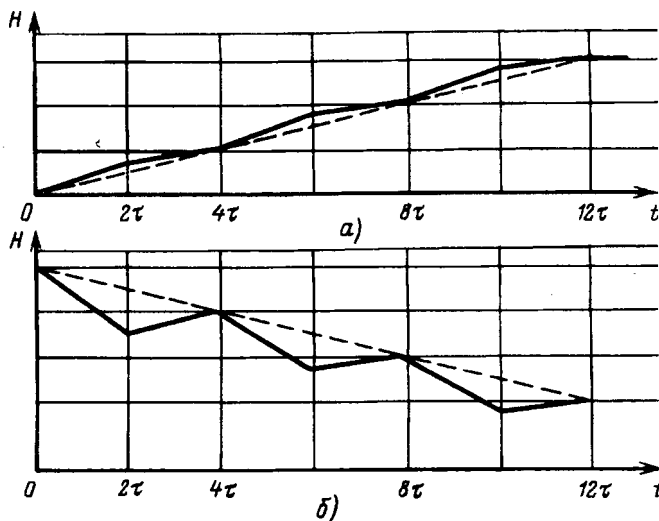


Рис. 5. Финитное управление напором насоса H при пуске (а) и останове (б)

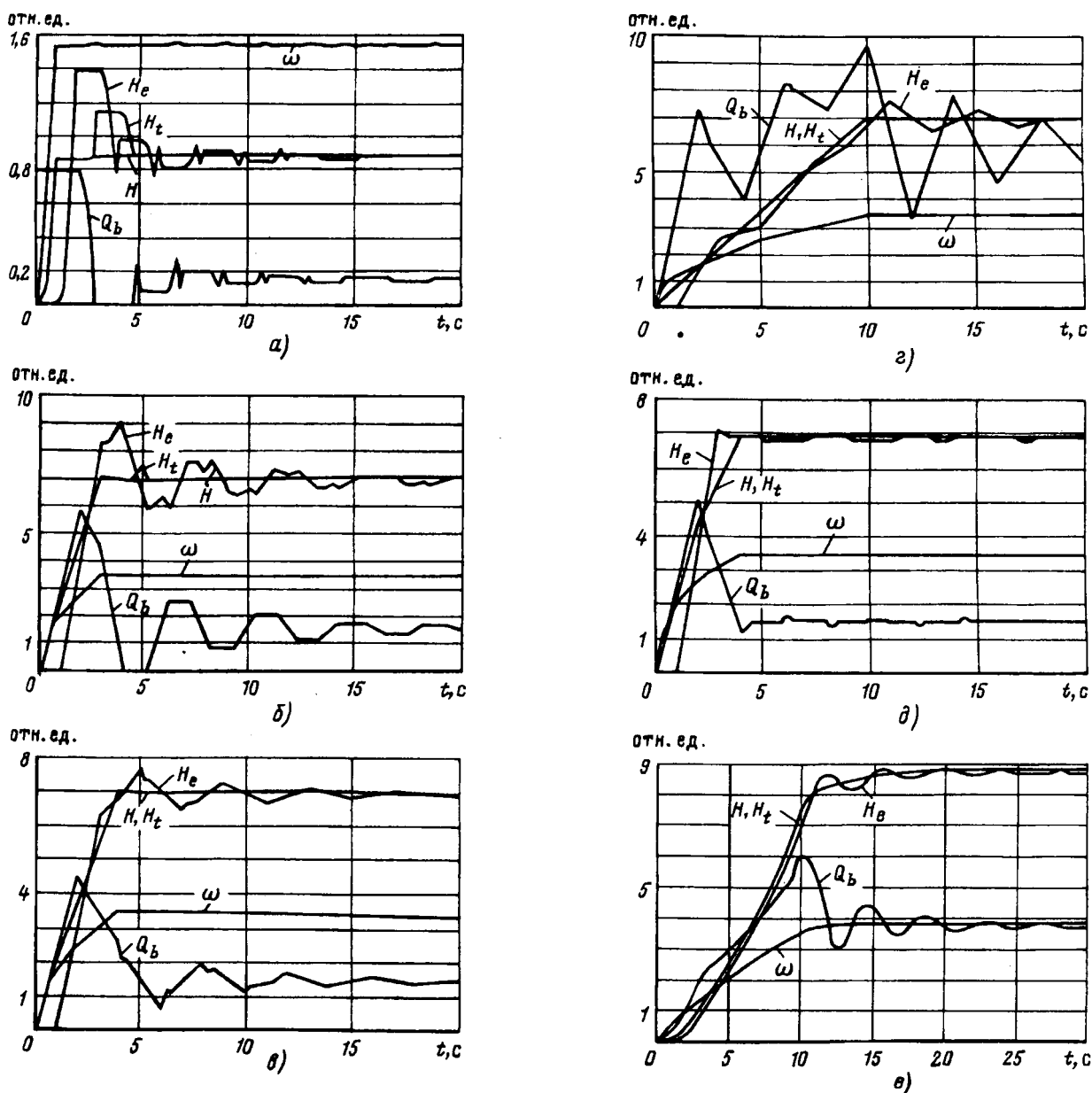


Рис. 7. Характеристики переходных процессов пуска насоса при различных способах формирования поднятия напора на входе трубопровода: прямой пуск насоса — а; плавное поднятие напора на выходе насоса электроприводом при $T_{\text{пуск}}=3$ с — б; то же при $T_{\text{пуск}}=4$ с — в; то же при $T_{\text{пуск}}=10$ с — г; финитное управление напором насоса при $T_{\text{пуск}}=4$ с — д; пуск насоса от пускового тиристорного устройства — е; ω — угловая скорость двигателя ($\omega=100\omega^*$ — а, $\omega=40\omega^*$ — б÷е); H — напор, развиваемый насосом ($H=100H^*$ — а, $H=10H^*$ — б÷е); H_t — напор в трубопроводе ($H_t=100H_t^*$ — б÷е); Q_b — подача жидкости ($Q_b=100Q_b^*$ — а, $Q_b=40Q_b^*$ — б÷е); H_l — напор на задвижке ($H_l=100H_l^*$ — а, $H_l=10H_l^*$ — б÷е)

(рис. 4, в) позволяет погасить эти колебания (рис. 8, б).

Приложение. Электродвигатель типа 4А355М4УЭ, $P=315$ кВт, $n_0=1500$ об/мин.

Насос типа СЭ1250/70-11, $n_n=1480$ об/мин.

Электропривод: $K_{р.д}=17,92$, $K_{т.э}=30,37$ Н·м/В, $l=14$ Н·м², $K_{од}=0,1428$ В/м.

Жидкость и трубопровод: $l=1350$ м, $d=0,49$ м, $a=1,975 \cdot 10^6$ кг/(м⁴·с); $aS/\rho c=0,276$, $\rho=1000$ кг/м³, $C=1350$ м/с.

Состояние задвижки для пуска $K=40,567 \times 10^6$ кг/(м⁴·с), $K \times S/\rho c=5,667$; для останова

$K=0$, $H_c=50$ м.

Выводы. 1. В системах РЭП, работающих на насос и трубопровод, для гашения обратной волны в трубопроводе и предотвращения колебаний напора время нарастания (снижения) напора насоса должно быть кратно четырем периодам распространения волны от одного конца трубопровода до другого.

2. Форма задания напора насоса определяется величиной открытия задвижки на конце трубопровода. В случае полного закрытия задвижки напор насоса должен расти (понижаться) в пря-

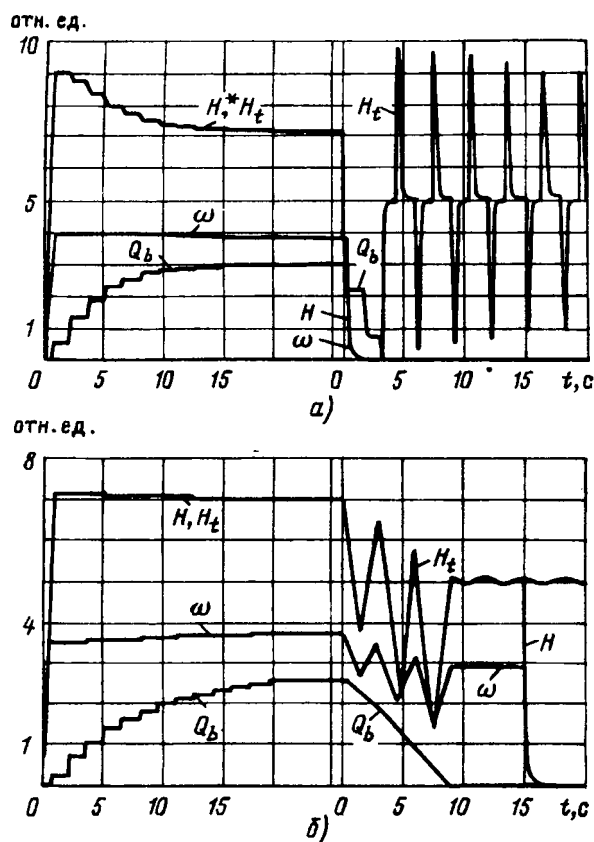


Рис. 8. Характеристики переходных процессов пуска и останова насоса, работающего на подъем: при быстрой остановке — а; при финитном управлении процессом останова насоса — б; ω — угловая скорость двигателя насоса ($\omega = 40\omega^*$); H — напор, развиваемый насосом ($H = 10H^*$); H_t — напор в трубопроводе ($H_t = 10H_t^*$); Q_b — подача жидкости ($Q_b = 400Q_b^*$)

мой зависимости от времени. Если задвижка в конце трубы приоткрыта, давление следует завышать (занижать) в соответствии с подачей жидкости.

3. Если возможность контроля напора насоса отсутствует, время пуска и останова следует растянуть на возможно большее время.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Регулируемый электропривод питательного насоса котлоагрегата ТЭЦ / М.А. Александров, А.К. Аракелян, Ю.Д. Виноцкий и др. — Электрические станции, 1996, № 3.
2. Энергосберегающие электроприводы / В.М. Никитин, А.Д. Поздеев, Ф.И. Ковалев, Г.Н. Шестопапов. — Электротехника, 1996, № 4.
3. Гинсбург И.П. Прикладная гидрогазодинамика. — Изд-во Ленингр. ун-та, 1958.
4. Аракелян А.К., Тытюк И.А. Коммуникационная как динамический объект управления в системе электропривода турбомеханизма. — Межвуз. сб. — Чебоксары: ваш. гос. ун-т, 1991.
5. Каганов З.Г. Электрические цепи с распределенными параметрами и цепные схемы. — М.: Энергоатомиздат, 1990.
6. Бутковский А.Г. Методы управления системами с распределенными параметрами. — М.: Наука, 1975.
7. Иващенко Н.И. Автоматическое регулирование, теория и элементы систем. — М.: Машиностроение, 1978.

[14.01]

Авторы: Аракелян Александр Каранетович окончил энергетический факультет Азербайджанского индустриального института в 1953 г. В 1963 г. защитил в Московском энергетическом институте кандидатскую диссертацию по теме «Теоретические и экспериментальные исследования электропривода с асинхронным двигателем и электродинамическим толкателем». Профессор Чувашского государственного университета и И.Н. Ульянова (ЧГУ).

Шепелин Александр Витальевич окончил в 1994 г. факультет электрификации и автоматизации промышленности ЧГУ. Научный сотрудник Всероссийского НИИ релестроения.

К сведению авторов и читателей!

Каждый автор имеет право бесплатно получить 1 экз. журнала с его статьей.

Экземпляры номеров журнала «Электричество» за последние годы можно приобрести в редакции журнала (Б. Черкасский пер., 2/10, тел. 924-24-80).

Исследование автоколебательных свойств системы «асинхронная машина—автономный инвертор—резисторы»

СЕМЕНОВ Н.П.

Аналитическим методом исследованы автоколебательные свойства автономной системы, включающей асинхронную машину, автономный инвертор напряжения и нагрузочные резисторы; учтены ее характерные особенности: влияние емкости фильтрового конденсатора на автоколебательные свойства, реальные формы и значения напряжений и токов. Приведены исходные уравнения, их решение с указаниями о промежуточных преобразованиях, и расчетные зависимости токов, напряжений и момента от времени.

Ключевые слова: асинхронная машина, автономный инвертор, автоколебания, расчет

Для анализа автоколебательных свойств автономной системы, включающей асинхронную машину (АМ), автономный инвертор напряжения (АИН) и нагрузочные резисторы g чаще всего применяется метод, при котором эквивалентный конденсатор подключается к асинхронной машине и определяет энергообменные и энергетические процессы в системе [1]. Таким образом система с дискретно-непрерывным характером электромагнитных процессов заменяется системой с непрерывными процессами. При этом не учитываются реальные потери в системе и пульсация момента АМ, оказывающая существенное влияние на тормозные свойства привода, а также влияние емкости входного (фильтрового) конденсатора АИН на характеристики системы.

В статье приведен более общий метод анализа автономной системы «М—АИН—резисторы», позволяющий полнее учесть ее специфические особенности.

Работа автономного инвертора напряжения в автоколебательной системе может быть рассмотрена на основе структурной схемы этой системы (рис. 1).

Электрическая энергия предварительно заряженного входного конденсатора через переключе-

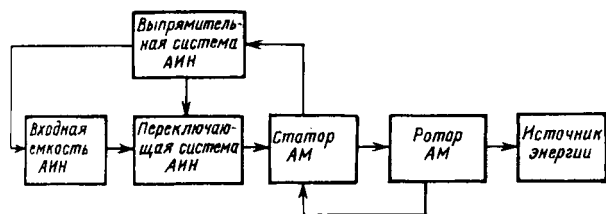


Рис. 1. Структурная схема автоколебательной системы «асинхронная машина—автономный инвертор напряжения»

The self-oscillation properties of an independent system consisting of an induction machine, autonomous inverter and load resistors are investigated by an analytical method. The distinguishing features of this system, such as the influence of the capacitance of the filtering capacitor on the self-oscillation properties, and also the actual waveforms and values of the voltages and currents are taken into account. Initial equations, their solution, with the description of intermediate transformations, and calculated time dependences of the moment, currents and voltages are given.

Key words: induction machine, autonomous inverter, self-oscillations, analysis

чающую часть (тиристоры) автономного инвертора поступает на статор асинхронной машины и со статора передается на ротор. При отрицательном скольжении ротора (отрицательном активном сопротивлении обмотки ротора) происходит увеличение энергии колебаний за счет источника энергии, приводящего в движение ротор. Эта энергия поступает на статор асинхронной машины и через выпрямительную часть автономного инвертора напряжения (диоды) передаются входным конденсаторам. В результате напряжение на конденсаторах повышается. Далее процесс повторяется.

Начальное напряжение на входных конденсаторах $u_C(0)$ принимается исходя из условия получения необходимого конечного напряжения в системе. Чем выше начальное значение $u_C(0)$, тем быстрее в процессе самовозбуждения достигается конечное (установившееся) значение напряжения. Учитывая, что развитие колебательного процесса (повышение энергии системы) происходит за счет отрицательного сопротивления ротора (отрицательного скольжения ротора), создается возможность регулирования процесса повышения амплитуды колебаний напряжения и тока асинхронного генератора изменением частоты подаваемого на статор напряжения. При постоянной частоте вращения ротора это приводит к изменению его скольжения.

Напряжения и токи трехфазной цепи заменены результирующими векторами [2]. Предполагается, что в момент времени $t=0$ фаза a трехфазной цепи подключена к положительному полюсу источника постоянного напряжения — предварительно заряженного входного конденса-

Выражение (6) для напряжения входного конденсатора позволяет определить токи цепей постоянного и переменного напряжений на первом интервале:

результрующий вектор тока статора асинхронной машины

$$\bar{i}_{s1}(\tau) = \frac{1}{3} \sum_{i=1}^2 \left\{ C_{s1} e^{p_i \tau} \sum_{s=1}^5 \frac{Q_{s1}}{q_s - p_i} (e^{(q_s - p_i)\tau} - 1) \right\} \quad (8)$$

и ток фазы *a* асинхронной машины

$$i_{sa1}(\tau) = 2\text{Re}[\bar{i}_{s1}(\tau)]; \quad (9)$$

результующий вектор тока резистора в цепи переменного напряжения

$$\bar{i}_{sg1}(\tau) = \frac{1}{3} u_{C1}(\tau) e^{ja_1} g_s = \frac{1}{3} u_{C1}(\tau) g_s \quad (10)$$

и ток инвертора

$$i_{u1} = 2 \left\{ \text{Re}[\bar{i}_{s1}(\tau)] + \frac{1}{3} u_{C1}(\tau) g_s \right\}; \quad (11)$$

ток конденсатора

$$i_{C1}(\tau) = b_C \sum_{s=1}^5 q_s Q_{s1} e^{q_s \tau} \quad (12)$$

и ток резистора в цепи постоянного напряжения

$$i_{g1}(\tau) = g_d \sum_{s=1}^5 Q_{s1} e^{q_s \tau}. \quad (13)$$

Для определения напряжений и токов на других интервалах учитываются начальные условия предыдущего интервала, при этом выражение на *N*-м интервале определения примет вид

$$u_{CN}(\tau) = \sum_{s=1}^5 \left\{ \frac{b_C u_{CN}(0) \prod_{i=1}^2 [(q_s - h_i)^2 + l_i^2]}{a_0 \prod_{k=1}^5 (q_s - q_k)} + \frac{(-1)^{\frac{N-2}{2}} A_i [(q_s - h_i) K_{Ni} - l_i M_{Ni}] [(q_s - h_i)_{i=2,1}^2 + l_{i=2,1}^2]}{a_0 \prod_{k=1}^5 (q_s - q_k)} e^{q_s \tau} \right\} = \sum_{s=1}^5 Q_{sN} e^{q_s \tau}. \quad (14)$$

Сумма интегралов на интервалах, предшествующих интервалу определения напряжения, равна

$$J_{iN} e^{j\varphi_{iN}} =$$

$$= \sum_{n=1}^{N-1} e^{ja_{vn}} \left[\sum_{s=1}^5 \frac{Q_{sN}}{q_s - p_i} (e^{q_s \tau_1} e^{p_i \tau (N-1)-n} - e^{p_i \tau N-n}) \right]; \quad (15)$$

ею определяются значения

$$K_{iN} = J_{iN} \cos \left(\alpha_i + \varphi_{in} + (N-1) \frac{2\pi}{3} \right);$$

$$M_{iN} = J_{iN} \cos \left(\alpha_i + \varphi_{in} + (N-1) \frac{2\pi}{3} \right). \quad (16)$$

В выражении (15) $\alpha_{vn} = \frac{\pi}{3} (n-1)$.

Токи *N*-го интервала равны:

результующий вектор тока статора асинхронной машины

$$\bar{i}_{sN}(\tau) = \frac{1}{3} \sum_{i=1}^2 C_{si} e^{p_i \tau} \left\{ \sum_{n=1}^{N-1} e^{ja_{vn}} \sum_{s=1}^5 \frac{Q_{sN}}{q_s - p_i} e^{q_s \tau_1} e^{p_i \tau (N-1)-n} - e^{p_i \tau N-n} \right\} + e^{ja_{vN}} \sum_{i=1}^5 \frac{Q_{sN}}{q_s - p_i} (e^{(q_s - p_i)\tau} - 1) \quad (17)$$

и ток фазы *a* асинхронной машины

$$i_{saN} = 2\text{Re}[\bar{i}_{sN}(\tau)]; \quad (18)$$

результующий вектор тока резистора в цепи переменного напряжения

$$\bar{i}_{sgN}(\tau) = \frac{1}{3} u_{CN}(\tau) g_s \quad (19)$$

и ток инвертора

$$i_{uN}(\tau) = (-1)^{N-1} 2\text{Re} \left[\bar{i}_{sN} e^{j\frac{2\pi}{3}(N-1)} \right] + \frac{2}{3} u_{CN}(\tau) g_s; \quad (20)$$

ток конденсатора

$$i_{CN}(\tau) = b_C \sum_{s=1}^5 q_s Q_{sN} e^{q_s \tau} \quad (21)$$

и ток резистора в цепи постоянного напряжения

$$i_{gN}(\tau) = g_d \sum_{s=1}^5 Q_{sN} e^{q_s \tau}. \quad (22)$$

Замена коэффициентов C_{si} на C_{ri} и C_{mi} [3] в (17) позволяет определить токи ротора \bar{i}_{rN} и намагничивающий \bar{i}_{mN} .

Момент асинхронной машины, отнесенный к номинальному значению, определяется выражением

$$M(\tau) = 2 \frac{\left(\frac{R_r}{\beta_N} \right)^2 + x_r^2}{R_r x_m \beta_N} \text{Re} \left[j \bar{i}_{sN}^*(\tau) \bar{i}_{rN}(\tau) \right], \quad (23)$$

где $\beta_N = \frac{f_{2H}}{f_{1H}}$, $\bar{i}_{sN}^*(\tau)$ — сопряженный результирующий вектор тока статора.

Поведение функции $u_C(\tau)$ определяется корнями $q_s = \lambda_s + j\omega_s$ характеристического многочлена уравнения (4). При наличии корней с положительной действительной частью процесс изменения $u_C(\tau)$ будет представлять собой колебания с возрастающей амплитудой. Нелинейная зависимость взаимной индуктивности цепей статора и ротора от намагничивающего тока приводит к уменьшению положительной действительной части корня при насыщении магнитной цепи; при равенстве ее нулю автоколебания становятся периодическими. Это обстоятельство можно использовать для определения характеристик установившегося режима. Расчет зависимости $\lambda(x_m)$ характеристического уравнения определяется значение x_m , при котором $\lambda=0$. При $\tau \rightarrow \infty$ все составляющие $u_C(\tau)$ с отрицательными λ становятся равными нулю, и остается составляющая, определяющая установившийся режим работы.

Существенное влияние на характер автоколебательных процессов оказывают скольжение ω_r асинхронной машины и проводимость g нагрузочного резистора. На рис. 3 показаны экспериментальные зависимости $g(\omega_r)$ асинхронной машины АО 73-6 мощностью 20 кВт при работе с автономным инвертором напряжения. Автоколебательный процесс возможен, если активная проводимость g цепей нагрузки при заданной частоте тока в роторе (скольжении) ω_r и угловой электрической скорости ротора $\omega_2 = p\omega_m$, где p — число полюсов; ω_m — механическая угловая скорость ротора, не выходит за пределы внутренней области кривой $g(\omega_r)$. Сама кривая при этом представляет совокупность точек с равной нулю положительной действительной частью корней характеристического уравнения системы.

Влияние скольжения АМ на автоколебания может быть использовано для получения управляемого автоколебательного процесса. На рис. 4 показан процесс регулирования напряжения АМ по каналу скольжения, полученный на экспериментальной установке. По истечении

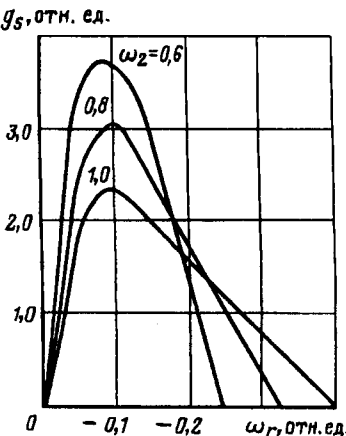


Рис. 3. Зоны самовозбуждения асинхронной машины

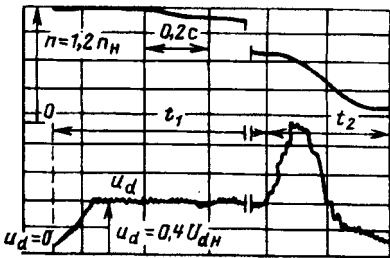


Рис. 4. Осциллограмма регулируемого (в пределах t_1) и нерегулируемого (в пределах t_2) процессов самовозбуждения асинхронной машины при уменьшении частоты вращения ротора n

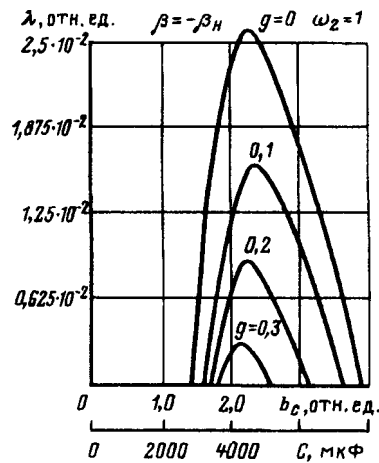


Рис. 5. Влияние емкости C фильтра на положительную часть λ корня характеристического многочлена

времени t_1 процесс регулирования был прекращен, что привело к повышению напряжения в соответствии с параметрами режима работы АМ и нагрузки, а затем — к снижению при уменьшении частоты вращения ротора АМ. На рис. 5 показана зависимость положительной действительной части корней характеристического многочлена от емкости фильтрового конденсатора при постоянных значениях частоты вращения ротора ω_2 , скольжении β и нагрузки g ; резисторы включены в цепь постоянного напряжения.

Пример расчета значений основных величин цепей постоянного и переменного напряжений рассматриваемой системы при работе в автоколебательном режиме.

Данные асинхронной машины АМ-110: мощность 110 кВт, фазное напряжение 338В и ток 153А, частота 36Гц, скольжение $\beta = 0,0175$, КПД $\eta = 0,89$, $\cos \varphi = 0,79$. Параметры схемы замещения машины: $R_1 = 0,091$ Ом; $x_1 = 0,24$ Ом; $x'_2 = 0,33$ Ом; $x_m = 6,86$ Ом. Параметры цепи постоянного напряжения:

$$C = 4707 \text{ мкФ; } g_d = 0 \text{ и } 0,136 \frac{1}{\text{Ом}}; g_s = 0.$$

Номинальное значение активной проводимости цепи постоянного напряжения, соответствующее

ющее мощности 110 кВт, равно $g_{d_n}=0,195 \frac{1}{\text{Ом}}$, в относительных единицах $g_{d_n}=0,43$ отн. ед.

Исходные для расчетов данной электрической системы «АМ—АИН—резисторы» коэффициенты и корни характеристического многочлена в относительных единицах имеют следующие значения:

данные цепи постоянного напряжения

$$g_a=0 \text{ и } 0,3; b_c=2,353;$$

асинхронной машины

$$h_1=-0,07398; h_2=-0,1675; l_1=1,0062;$$

$$l_2=0,01122; A_1=2,7621 \cdot 10^{-1}; A_2=4,07583;$$

$$\alpha_1=1,8253; \alpha_2=-0,06349;$$

выражения и значения коэффициентов характеристического многочлена

$$a_0 = b_c; a_1 = -[2b_c(h_1 + h_2) - g];$$

$$a_2 = b_c \left[\sum_{i=1}^2 (h_i^2 + l_i^2) + 4h_1 h_2 \right] - 2g \sum_{i=1}^2 h_i + \frac{2}{3} \sum_{i=1}^2 A_i \cos \alpha_i;$$

$$a_3 = - \left\{ 2b_c \sum_{i=1}^2 h_{i=2,1} (h_i^2 + l_i^2) - g \sum_{i=1}^2 [(h_i^2 + l_i^2) + 4h_1 h_2] + \right.$$

$$\left. + \frac{2}{3} \sum_{i=1}^2 A_i [(h_i + 2h_{i=2,1}) \cos \alpha_i + l_i \sin \alpha_i] \right\};$$

$$a_4 = b_c \prod_{i=1}^2 (h_i^2 + l_i^2) - 2g \sum_{i=1}^2 h_{i=2,1} (h_i^2 + l_i^2) +$$

$$+ \frac{2}{3} \sum_{i=1}^2 A_i (h_{i=2,1}^2 + 2h_1 h_2 + l_{i=2,1}^2) \cos \alpha_i;$$

$$a_5 = g \sum_{i=1}^2 (h_i^2 + l_i^2) - \frac{2}{3} \sum_{i=1}^2 A_i (h_{i=2,1}^2 + l_{i=2,1}^2) \times$$

$$\times (h_i \cos \alpha_i + l_i \sin \alpha_i).$$

При $g=0$ и $0,3$ коэффициенты и корни характеристического многочлена равны:

коэффициенты

$$g=0$$

$$a_0=2,353; a_1=1,1279; a_2=5,2407;$$

$$a_3=1,4577; a_4=2,8313; a_5=4,5438 \cdot 10^{-1};$$

$$g=0,3$$

$$a_0=2,353; a_1=1,428; a_2=5,386; a_3=1,798;$$

$$a_4=2,9358; a_5=4,6297 \cdot 10^{-1}.$$

корни

$$g=0$$

$$q_{1,2} = -1,6641 \cdot 10^{-1}; q_{3,4} = 2,54587 \cdot 10^2 \pm$$

$$\pm j 9,43198 \cdot 10^{-1};$$

$$q_{4,5} = -1,81934 \cdot 10^{-1} \pm j 1,1271;$$

$$g=0,3$$

$$q_{1,2} = -1,6641 \cdot 10^{-1}; q_{3,4} = 7,7116 \cdot 10^4 \pm$$

$$\pm j 9,4554 \cdot 10^{-1}; q_{4,5} = -2,2099 \cdot 10^{-1} \pm j 1,1285;$$

За единицу напряжения и тока при расчетах приняты номинальные действующие значения первых гармонических напряжения и тока асинхронной машины, при этом номинальное значение напряжения инвертора

$$U_{\text{ин}} = U_{1n} \frac{\pi}{\sqrt{2}} = 2,221 \text{ отн. ед.}$$

Сопоставляя результаты расчетов электромагнитных процессов при отсутствии внешней нагрузки ($g=0$) и при включенных в цепь постоянного напряжения резисторах ($g=0,3$ отн. ед.), можно отметить:

замедление процесса самовозбуждения при наличии внешней нагрузки;

при одинаковых фазных напряжениях фазный ток при $g=0$ значительно превышает ток при $g=0,3$ отн. ед.;

моменты при одинаковых напряжениях примерно равны.

При $g=0$ вырабатываемая асинхронным генератором энергия за вычетом энергии, запасаемой в магнитном поле машины и конденсаторах, расходуется на потери в асинхронной машине.

Зоны самовозбуждения рассмотренной системы более ограничены по сравнению с системой с эквивалентным конденсатором из-за дополнительных потерь, вызванных несинусоидальным напряжением. Для реализации ускоренного процесса самовозбуждения при электрическом торможении целесообразно предварительное отключение резистора и повышение абсолютного значения отрицательного скольжения. На процесс самовозбуждения оказывает влияние значение емкости фильтрового (входного) конденсатора.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Семенов Н.П. Особенности физического механизма инверторного самовозбуждения асинхронной машины. — В кн.: Полупроводниковая техника в устройствах электрических железных дорог. Сб. научн. тр. — Л.: Ленингр. ин-т инж. жд. тр-та, 1983.
2. Ковач К.П., Рац И. Переходные процессы в машинах переменного тока. — Л.: Госэнергоиздат, 1963.
3. Семенов Н.П. Электромагнитные процессы и энергетические характеристики электрического торможения подвижного состава с асинхронным тяговым приводом: Автореф. дисс. докт. техн. наук. — СПб., 1992.
4. Кривичкий С.О., Эпштейн И.И. Динамика частотно-регулируемых электроприводов с автономными инверторами. — М.: Энергия, 1970.

[20.05.97]

Автор: Семенов Николай Павлович окончил электромеханический факультет Ленинградского института инженеров железнодорожного транспорта в 1955 г. В 1992 г. защитил докторскую диссертацию «Электромагнитные процессы и энергетические характеристики электрического торможения подвижного состава с асинхронным тяговым приводом» в Петербургском институте инженеров железнодорожного транспорта. Профессор кафедры «Электрические машины» Петербургского государственного университета.

Тепловые ограничения для оптимального в механическом отношении паза электрической машины

КУЗЬМИН В.В., ГРУШЕВСКИЙ Ю.С., РУДНИЦКИЙ Л.М.

Исследован нагрев обмотки ротора при косвенном охлаждении; обмотка уложена в оптимальные по механическим ограничениям пазы. Показаны причины ограниченного применения косвенной системы охлаждения, даны рекомендации по выбору оптимальных решений. Результаты могут быть использованы при проектировании электрических машин с большой частотой вращения ротора.

Ключевые слова: электрическая машина, нагрев ротора, косвенная система охлаждения

Для успешного проектирования электрической машины необходимо, в частности, знать, как влияют геометрические характеристики машины на ее основные параметры. Такая информация позволяет целенаправленно двигаться в сторону оптимальных технических решений. Так, при проектировании ротора быстроходной электрической машины вместе с выбором оптимальной по механическим ограничениям геометрии его зубцовой зоны следует решить вопрос о допустимых значениях плотности тока в обмотке и, как следствие, об эффективности выбираемого геометрического решения.

Выбор оптимальной по механическим ограничениям зубцовой зоны [1–3] подразумевает распределение площади сечения ротора в пользу пазов. При этом площадь сечения зубцов, обеспечивающая при косвенном охлаждении путь теплового потока, а также поверхность охлаждения зубца, обращенная к воздушному зазору, уменьшаются. Кроме того, проектирование оптимального паза подразумевает выбор максимально допустимой глубины пазов, что, в свою очередь, ведет к увеличению пути теплового потока.

В связи с изложенным необходимо рассмотреть влияние размеров пазов на температурный перепад на пути теплового потока от меди в пазу к охлаждающему потоку газа.

Рассмотрим задачу теплопереноса, когда весь объем потерь в пазу ротора выносится через наружную поверхность зубца. Для машин с большими частотами вращения ротора и традиционными условиями эксплуатации такое техническое решение является предпочтительным. При применении иных схем охлаждения приведенные здесь результаты не могут быть использованы для прогноза температурного состояния обмотки

Heating of an indirectly cooled rotor winding laid in slots which are optimal with respect to mechanical limitations is examined. The causes of the limited use of the indirect cooling system are shown and recommendations for choosing optimum approaches are made. The results can be used in designing electrical machines with a high rotational speed of the rotor.

Key words: electrical machine, heating of rotor, indirect cooling system

и выбора геометрии ротора. Однако даже и в этом случае приведенные в статье результаты могут представлять интерес, поскольку дают возможность оценить влияние каждой составляющей на общий перепад температуры.

Делая допущение, что тепловой поток полностью отводится по зубцу (по высоте внутри паза тепло не передается) и что коэффициенты теплопроводности и теплоотдачи от температуры не зависят (линейная постановка), определим максимальный температурный перепад между медью обмотки на дне паза и охлаждающим воздухом в воздушном зазоре машины (рис. 1).

Потери на единичной длине ротора, создаваемые частью паза высотой Δx_0 , в соответствии с законом Джоуля—Ленца равны:

$$\Delta P_x = (jb'_\Pi \Delta x_0)^2 \frac{\rho \cdot 1}{b'_\Pi \Delta x_0} = \rho j^2 b'_\Pi \Delta x_0 \text{ л, Вт,}$$

где $b'_\Pi = b_\Pi - 2\Delta_{\text{из}}$; $\Delta_{\text{из}}$ — односторонняя толщина

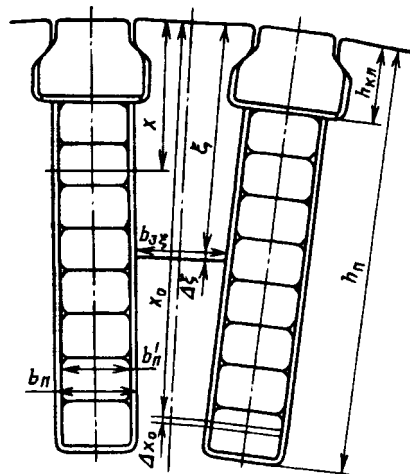


Рис. 1. К расчету температурного перепада при косвенном охлаждении

корпусной изоляции; ρ, j — удельное электрическое сопротивление материала и плотность тока в обмотке.

Тепловое сопротивление участка изоляции (см. рис. 1)

$$\Delta R_{из} = \frac{\Delta_{из}}{\lambda_{из} \Delta x_0}, \text{ К/Вт},$$

где $\lambda_{из}$ — коэффициент теплопроводности изоляции.

Перепад температуры на участке Δx_0 корпусной изоляции

$$\Delta T_{из} = \Delta P_x \Delta R_{из} = \rho j^2 b'_п \frac{\Delta_{из}}{\lambda_{из}}, \text{ К}. \quad (1)$$

Тепловое сопротивление по высоте зубца на участке с координатами (x, x_0) определяется интегралом (см. рис. 1)

$$R_{3\xi} = \int_x^{x_0} \frac{d\xi}{\lambda_3 b_{3\xi}} = \frac{z'_2}{2\pi\lambda_3} \ln \left| \frac{a-x}{a-x_0} \right|,$$

где $b_{3\xi} = \frac{\pi(D_2 - 2\xi)}{z'_2} - b_{п}$; $a = \frac{\pi D_2 - z'_2 b_{п}}{2\pi}$; λ_3 — коэффициент теплопроводности материала зубца; z'_2 — число пазовых делений ротора.

Тогда перепад температуры от потерь в пазу на участке коронки зубца равен

$$\Delta T_{з.кр} = \rho j^2 s_{п} k_{з.п} \frac{z'_2}{2\pi\lambda_3} \ln \left| \frac{a}{a-h_{кл}} \right|, \quad (2)$$

где $s_{п} k_{з.п}$ — часть сечения паза, занятая обмоткой.

Перепад температуры между основанием и коронкой с учетом изменения теплового потока по высоте зубца

$$\Delta T'_3 = \int_{h_{кл}}^{h_{п}} \rho j^2 b'_п \frac{z'_2}{2\pi\lambda_3} \ln \left| \frac{a-h_{кл}}{a-x_0} \right| dx_0 = \rho j^2 s_{п} k_{з.п} \frac{z'_2}{2\pi\lambda_3} \times \left\{ 1 - \frac{a-h_{п}}{a-h_{кл}} \ln \left| \frac{a-h_{кл}}{a-h_{п}} \right| \right\}. \quad (3)$$

Суммарный перепад температуры по высоте зубца

$$\Delta T_3 = \rho j^2 s_{п} k_{з.п} \frac{z'_2}{2\pi\lambda_3} \left\{ 1 + \ln \left| \frac{a}{a-h_{кл}} \right| - \frac{a-h_{п}}{a-h_{кл}} \ln \left| \frac{a-h_{кл}}{a-h_{п}} \right| \right\}. \quad (4)$$

Для перепада температуры на поверхности зубца, обращенной к воздушному зазору, имеем

$$\Delta T_{пв} = \frac{\rho j^2 s_{п} k_{з.п}}{\alpha (\pi D_2 / z'_2 - b_{п})}, \quad (5)$$

где α — коэффициент теплоотдачи с поверхности ротора; числитель представляет полные потери в пазу, а в знаменателе (в скобках) — площадь поверхности зубца на единичной длине ротора.

Для теплоотдачи с поверхности необходимо учитывать изменение коэффициента теплоотдачи α от линейной скорости движения поверхности ротора $v = \Omega D_2 / 2$ [4].

Полный температурный перепад

$$\Delta T = \Delta T_{из} + \Delta T_3 + \Delta T_{пв}.$$

В безразмерной форме полученные зависимости можно записать в виде функциональной связи

$$\Pi_{из}, \Pi_3, \Pi_{пв} = f(\Pi'_0, \Pi_1, \Pi_2, \Pi_3, \Pi_4, \Pi_z, z'_2), \quad (6)$$

где безразмерный критерий температурного перепада на изоляции паза имеет вид

$$\Pi_{из} = \frac{\Delta T_{из} \lambda_{из}}{\rho j^2 D_2^2}; \quad (7)$$

критерий температурного перепада в зубце ротора

$$\Pi_3 = \Pi_{кр} + \Pi'_3 = \frac{(\Delta T_{кр} + \Delta T_3) \lambda_3}{\rho j^2 D_2^2}, \quad (8)$$

критерий температурного перепада на поверхности ротора

$$\Pi_{пв} = \frac{\Delta T_{пв} \alpha}{\rho j^2 D_2}. \quad (9)$$

В правой части равенства (6) — безразмерные характеристики геометрии паза:

$\Pi'_0 = \frac{s_{п} k_{з.п} z'_2}{\pi D_2^2 / 4}$ — отношение площади активной части пазов к поперечному сечению ротора; $\Pi_2 = b_{п} / h_{п}$ — относительная ширина паза; $\Pi_3 = b_{п} z'_2 / \pi D_2$ — относительное использование окружности ротора; $\Pi_4 = h_{кл} / h_{п}$ — относительная высота клина; $\Pi_z = \frac{\Delta_{из}}{b_{п}}$ — отношение односторонней толщины изоляции к ширине паза, а также критерий числа пазовых делений z'_2 и механического использования зубцовой зоны ротора $\Pi_1 = \frac{D_2^2 \Omega^2 \gamma_3}{[\sigma]_3}$.

Аналогичные зависимости несложно получить для ступенчатого паза, они будут отличаться более сложными выражениями для перепада температуры в теле зубца.

При использовании оптимальных по механическим ограничениям размеров паза ($\Pi_0 = \Pi'_{0m}$) численные значения безразмерных параметров $\Pi'_0, \Pi_2, \Pi_3, \Pi_4, \Pi_z$ при фиксированном значении числа зубцовых делений z'_2 и параметра Π_1 определяются однозначно [1–3]. Параметр Π_1 влияет, кроме того, на коэффициент теплоотдачи α (зависимость от скорости охлаждающего газа), поэтому выражение (6) для оптимального по механическим ограничениям паза имеет вид

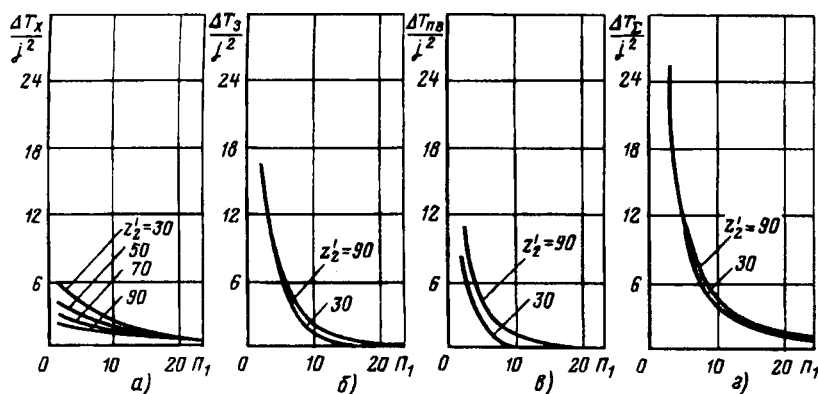


Рис. 2. Зависимости $\Delta T/j^2 = f(\Pi_1, z_2')$ для зубцовой зоны с прямоугольными пазами

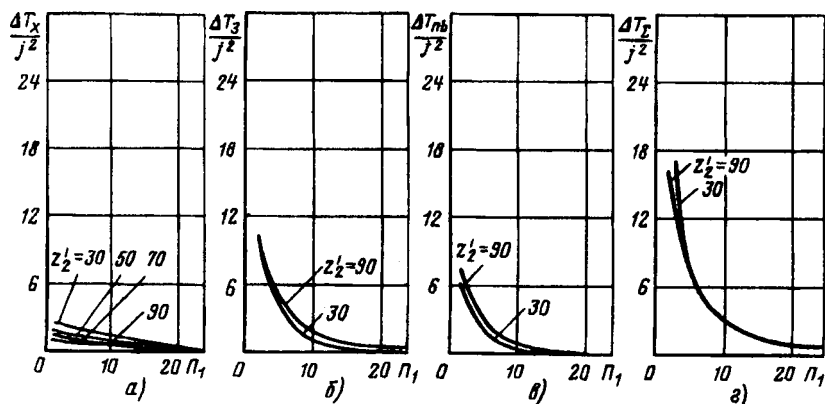


Рис. 3. Зависимости $\Delta T/j^2 = f(\Pi_1, z_2')$ для зубцовой зоны с двухступенчатыми пазами

$$\Pi_{из}, \Pi_3, \Pi_{пв} = f(\Pi_1, z_2'). \quad (10)$$

Анализ температурных критериев (7), (8) и (9) показывает, что соотношение $\Delta T/j^2$ входит линейно во все слагаемые температурного перепада $\Pi_{из}$, $\Pi_3 = \Pi_{кр} + \Pi_3'$, $\Pi_{пв}$. Удельное электрическое сопротивление $\rho = \text{const}$, поскольку обмотки роторов рассматриваемого класса машин всегда делают из меди, а зависимость от наружного диаметра ротора D_2 (за исключением влияния на коэффициент α) легко раскрывается из соответствующих температурных критериев.

Численное моделирование зависимостей (10) и аналогичных им зависимостей для двухступенчатого паза позволило построить графики $\Delta T/j^2 = f(\Pi_1, z_2')$, представленные на рис. 2 и 3. Сравнение температурных изменений на каждом из последовательно включенных участков теплопередачи показывает следующее:

температурные изменения на участках «зубец— $\Delta T_3/j^2$ » и «поверхность— $\Delta T_{пв}/j^2$ » существенно превышают падение температуры на изоляции паза, особенно при малых значениях линейной скорости на поверхности ротора (малых Π_1); при больших Π_1 эта разница устраняется;

от числа зубцовых делений z_2' существенно зависит падение температуры на изоляции, причем эта зависимость для ступенчатого паза существенно больше, в суммарном перепаде температуры зависимость от числа z_2' не существенна;

перепад температуры сильно зависит от критерия механического использования Π_1 причем он тем больше, чем меньше значение критерия Π_1 (практически гиперболическая зависимость);

перепад температуры в конструкции с двухступенчатыми пазами существенно больше, чем в роторе с прямоугольными пазами.

Чтобы оценить возможные значения плотности тока для оптимальной по механическим ограничениям конструкции зубцовой зоны, сделаем допущение, что составляющая перепада температуры от потерь в обмотке возбуждения составляет $\Delta t \approx 80^\circ\text{C}$, тогда плотность тока

$$j = \sqrt{(j^2/\Delta T_\Sigma) \Delta t}. \quad (11)$$

На рис. 4 построены графики плотности тока для роторов с прямоугольными и двухступенчатыми пазами. Допустимая плотность тока в пазу быстро (практически линейно) возрастает с увеличением коэффициента Π_1 и не зависит от числа зубцовых делений z_2' . Достижимое значение плотности тока при остальных равных условиях в ступенчатых пазах меньше примерно на 15–20%. Полученный результат противоречит рекомендациям [1–3] о том, что следует выбирать минимально возможные значения критерия Π_1 и ступенчатые паза.

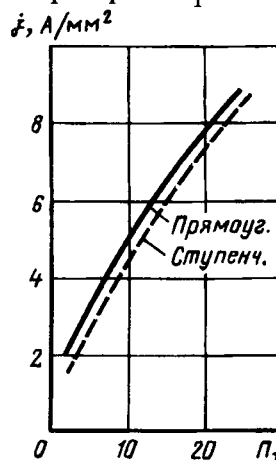


Рис. 4. Зависимость $j = f(\Pi_1)$ при $z_2' = 30-90$

Для интегральной оценки эффективности использования сечения ротора введем безразмерный коэффициент $\Pi_{\text{МДС}}$, определяющий эффективность зубцовой зоны по достижимому значению МДС:

$$\Pi_{\text{МДС}} = \frac{j s_{\text{п}} k_{\text{эл}} k z_2' / 4}{k_{\mu} \delta' B_{\delta} / \mu_0} \quad (12)$$

Здесь в числителе — МДС на полюс, создаваемая обмоткой ротора, в знаменателе — МДС, необходимая для получения в воздушном зазоре магнитной индукции B_{δ} . Если принять, что с учетом коэффициента насыщения $k_{\mu}=1,15$, $k_{\mu} \delta' / D_2=0,1$ и $B_{\delta}=0,9$ Тл, то можно получить приблизительную оценку критерия

$$\Pi_{\text{МДС}} = 1,919 j \Pi_{\text{от}} k, \quad (13)$$

где j измеряется в А/мм².

Зависимости критерия $\Pi_{\text{МДС}}$ от безразмерных критериев Π_1 , z_2' представлены на рис. 5. Анализ зависимостей j , $\Pi_{\text{МДС}}=f(\Pi_1, z_2')$ на рис. 4 и 5 показывает, что:

хотя достижимые плотности тока j существенно возрастают с увеличением критерия Π_1 , суммарная МДС (параметр $\Pi_{\text{МДС}}$) с ростом критерия Π_1 существенно уменьшается (уменьшается сечение ротора, занятое обмоткой);

плотность тока j с изменением числа зубцовых делений z_2' практически не изменяется, тем не менее МДС с ростом z_2' возрастает существенно (улучшается использование ротора в механическом отношении), причем при увеличении коэффициента Π_1 усиливается также и зависимость $\Pi_{\text{МДС}}=f(z_2')$;

абсолютные значения плотности тока j и МДС сравнительно невелики, что объясняется условиями косвенного охлаждения с поверхности ротора, принятого для оценочных расчетов.

Очевидно, применение иных конструктивных решений, ведущих как к обеспечению больших поверхностей охлаждения (например, нарезка канавок на поверхности ротора), так и к интенсификации охлаждения за счет приближения охлаждающего агента к месту выделения потерь (применение конструкций с непосредственным охлаждением), существенно меняет приведенные выше численные результаты и качественные зависимости, определяемые вкладом в температурный перепад тех или иных участков теплопроводности.

Полученные результаты показывают, что наилучшим решением с точки зрения обеспечения максимальных значений МДС при принятых условиях охлаждения всегда оказывается геометрия зубцовой зоны ротора с прямоугольными пазами

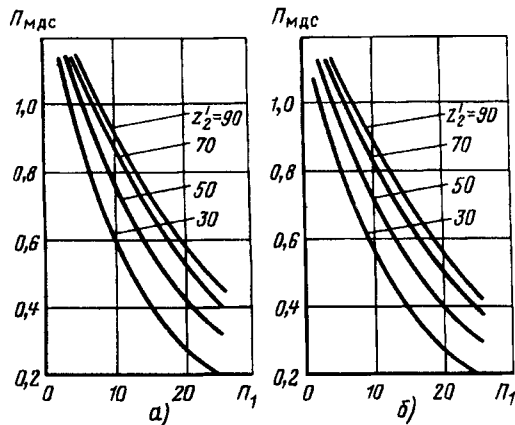


Рис. 5. Сравнение $\Pi_{\text{МДС}}=f(\Pi_1, z_2')$ для прямоугольных (а) и ступенчатых (б) пазов

при минимально возможных значениях критерия Π_1 и значениях z_2' , приближающихся к оптимальным.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Грушевский Ю.С., Рудницкий Л.М., Кузьмин В.В. Оптимальное использование зубцовой зоны ротора электрической машины с электромагнитным возбуждением. — Харьков: УИПА, 1995. — Деп. в ГНТБ Украины, № 2234 — Ук95.
2. Рудницкий Л.М., Грушевский Ю.С. Оптимальный ступенчатый паз для ротора быстро вращающейся электрической машины. — Харьков: УИПА, 1995. — Деп. в ГНТБ Украины, № 2235 — Ук95.
3. Кузьмин В.В., Рудницкий Л.М., Грушевский Ю.С. Методика проектирования паза ротора скоростной электрической машины с электромагнитным возбуждением. — Техническая электродинамика, 1996, № 3.
4. Копылов И.П., Горяинов Ф.А., Клоков Б.К. и др. Проектирование электрических машин. Под ред. И.П. Копылова. — М.: Энергия, 1980.

[11.06.97]

Авторы: Кузьмин Виктор Владимирович окончил Харьковский политехнический институт (ХПИ) в 1960 г. Докторскую диссертацию на тему «Физические процессы в активной зоне и тепловое состояние мощного синхронного генератора» защитил в 1984 г. в ХПИ. Генеральный конструктор НИИ «Электротяжмаш».

Грушевский Юрий Сергеевич окончил Украинский заочный политехнический институт в 1988 г. Главный технолог агентства СТМ.

Рудницкий Леонид Михайлович окончил ХПИ в 1963 г. Кандидатскую диссертацию защитил в 1976 г. в ХПИ на тему «Исследование магнитного поля и его влияния на физические процессы в концевых частях тягового синхронного генератора». Технический директор ООО «Элта-Инжиниринг».

Особенности электрических режимов мощных фосфорных печей

МИРОНОВ Ю.М., ИЛЬГАЧЕВ А.Н., КРАЙНОВ И.Б.

Приводятся результаты обработки и интерпретация данных экспериментальных исследований электрических режимов фосфорной печи РКЗ-80Ф. Даны статистические оценки влияния вводимой мощности на процесс колебания электрических величин, обусловленный периодическим обрушением шихты. Исследованы особенности дугового разряда и изменения его характеристик в зависимости от мощности печи.

Ключевые слова: фосфорная печь, электрический режим, дуговой разряд

С ростом единичных мощностей электропечей все большее значение приобретает оптимизация их электротехнологических режимов. Для рудовосстановительных печей, как для печей смешанного нагрева, очень важен характер распределения энергии в реакционных зонах между дугой и проводящей средой (шихта, шлак) и влияние на него технологических режимов.

Было проведено исследование электрических режимов наиболее мощной печи для производства желтого фосфора РКЗ-80Ф*. Измерялись напряжения «электрод—подина», токи электродов, активная мощность ванны. Для уменьшения погрешности, вызванной потерями в токоподводе, напряжение подавалось к подвижным башмакам кабельных гирлянд. Для измерения токов использовались промежуточные лабораторные трансформаторы тока, включенные во вторичные цепи печных измерительных трансформаторов тока. Параметры электрического режима определялись с помощью приборов (класс точности 0,5) измерительного комплекса К-505. Кроме того, изменение параметров во времени фиксировалось регистрирующими приборами Н-339.

Электрические режимы исследовались в широком диапазоне их изменения — от минимальной допустимой мощности 30–35 МВт, обычно используемой при ограничениях электропотребления от энергосистемы, до максимально допустимой 75 МВт. В наиболее часто используемом режиме мощность печи составляет 53–56 МВт.

Особенность режимов печи РКЗ-80Ф — поддержание неизменным тока печи на уровне 70–75 кА при изменении подводимой мощности, чтобы обеспечить надежность спекания электродов. Поэтому управление подводимой мощ-

An analysis is made of the results of an experimental study of the electrical conditions of a type RKZ-80F phosphorus furnace. Statistical estimates are given of the influence of the lead-in power on the variations in electrical parameters due to periodic caving of the burden. Specific features of the arc discharge and changes in its characteristics depending on the power of the furnace are investigated.

Key words: phosphorus furnace, electrical conditions, arc gischarge

ностью с помощью переключения ступеней напряжения трансформатора всегда связано с перемещением электродов и изменением их положения в ванне.

Исследование показало, что в процессе шлавки наблюдаются характерные закономерности изменения параметров электрического режима печи. Анализ регистрограмм токов электродов и напряжений электрод—подина, полученных с помощью самопишущих приборов (рис. 1), показал, что кривые действующих значений тока и на-

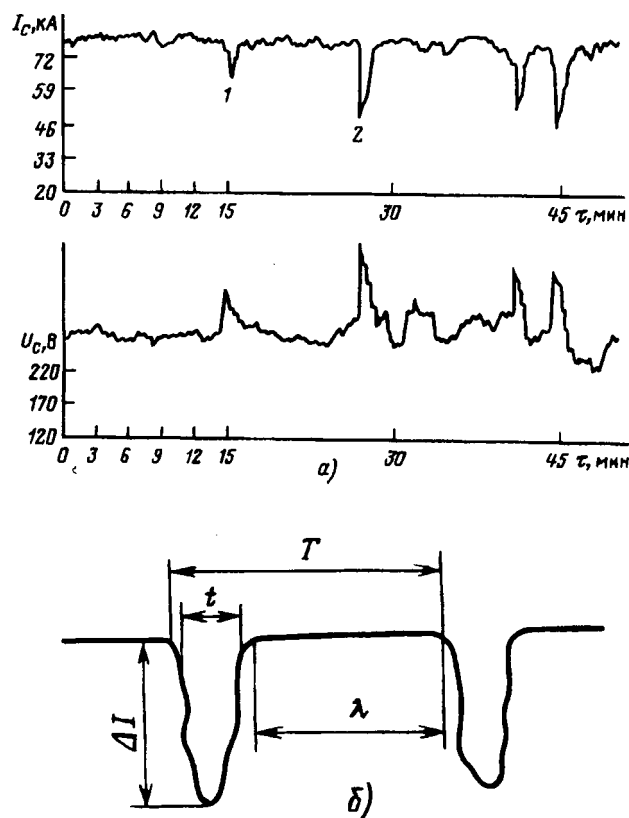


Рис. 1. Регистрограммы тока электрода и фазного напряжения (а) и обозначение параметров импульса тока (б)

* В работе принимали участие Миронова А.Н., Телянов М.В., Таврин Н.Ю.

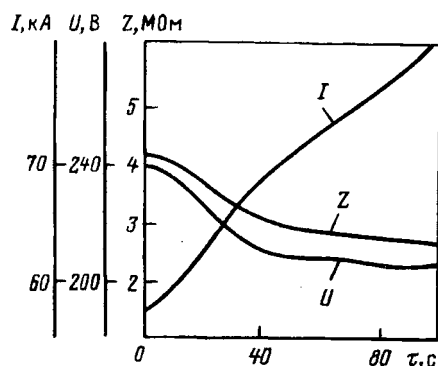


Рис. 2. Изменения во времени тока, сопротивления и фазного напряжения после самообрушения шихты

пряжения промодулированы импульсной составляющей, так как в определенные моменты времени происходит резкое уменьшение тока и увеличение напряжения. Возникновение этих импульсных изменений тока и напряжения, как следует из анализа технологической ситуации, коррелируется с обрушениями шихты, сопровождающимися характерным шумом. Это, по-видимому, связано с процессом спекания шихты в верхних горизонтальных областях ванны и вызвано определенными температурными и газовыми режимами в этих областях. При этом образуются «настыли», препятствующие естественному сходу шихты за счет гравитационных сил.

Постепенное уменьшение слоя шихты вызывает медленное снижение тока, которое ускоряется с увеличением используемой мощности. С обрушением «настыля» и резким поступлением в реакционную зону относительно холодной шихты процесс снижения тока и повышения напряжения и сопротивления электрод—подина убыстряется (рис. 2). Данные переходных процессов показывают, что изменение во времени сопротивления ванны происходит с постоянной времени 40–60 с.

Для анализа влияния режима на процесс обрушения шихты по регистрограммам токов и напряжений с длительностью измерений 2 ч была проведена статистическая обработка экспериментальных данных по периодам процесса обрушения T , длительностям времени между обрушениями λ , амплитудам изменения тока электрода ΔI и продолжительности обрушений Δt (рис. 1,б), в результате которой определены математические ожидания величин, их среднеквадратические отклонения, коэффициенты несимметрии A и эксцесса E [1] и подтверждена справедливость гипотезы о нормальном законе распределения случайных величин, что определяет стационарность процесса обрушения шихты.

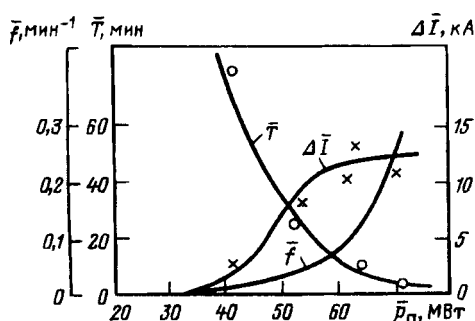


Рис. 3. Влияние мощности печи на математические ожидания периода и частоты обрушений и отклонения при этом тока электрода

Исследование показало, что обрушения агломерированной шихты возникают уже при мощностях примерно 30–36 МВт (рис. 3). При дальнейшем увеличении среднестатистической активной мощности уменьшается период обрушений, т.е. увеличивается частота f , которая может достигать 0,3 1/мин. Возрастет при этом и амплитуда изменения тока, что, естественно, усиливает нестабильность электрического режима. Длительность обрушений Δt при изменении мощности меняется слабо и составляет около 2,5 мин.

Таким образом, исследования показали, что колебательность режима при агломерированной шихте является неотъемлемой составляющей электротехнологического процесса, и ее динамическая отработка регулятором нецелесообразна. Однако при повышенных мощностях необходимо ограничение амплитуды колебаний тока на уровне 12,5 кА. Сейчас такое ограничение осуществляет оператор вручную, превентивно перемещая электроды и вызывая этим искусственное обрушение шихты.

Отмеченные особенности технологических режимов оказывают влияние на характер дугового разряда, в основу исследования которого был положен анализ формы кривых токов и фазных напряжений печи. На вибраторы осциллографа подавались преобразованные сигналы с трансформаторов тока и напряжения фаз печи. Исследовались как стационарные режимы, так и режимы с изменением напряжения и перемещением электродов. Осциллограммы обрабатывались методом гармонического анализа разложением кривых в ряды Фурье. Также определялись коэффициенты формы, искажения и несинусоидальности, количественно характеризующие отклонение кривых от синусоиды.

Анализ результатов показал, что кривые и токов, и напряжений во всех режимах в той или иной мере отклоняются от синусоиды. Это говорит о том, что дуга может гореть в широком диапазоне мощностей. Характер ее проявления

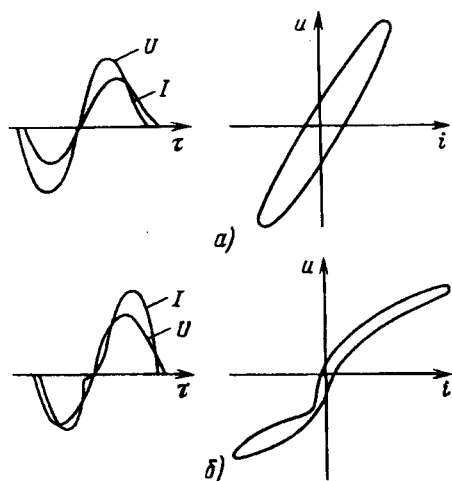


Рис. 4. Кривые тока и напряжения и динамические вольт-амперные характеристики ванны при характерном (а) и максимальном (б) режимах печи

в различных режимах определяется закономерностями изменения геометрического положения электродов, электрическими параметрами и структурой ванны. При этом значения коэффициентов несинусоидальности $k_{нс}$ тока и напряжения могут достигать 0,25.

Наименьшее отклонение кривых тока и напряжения от синусоиды (рис. 4,а), обычно наблюдается в зоне характерных режимов при мощностях 50—58 МВт, когда скорость схода шихты обеспечивается ее переработкой в приэлектродных зонах, а газовая прослойка невелика. При этом коэффициент несинусоидальности (рис. 5) по току (кривая 1) не превышает 0,05, а по напряжению (кривая 2) — 0,1. При возрастании мощности и переходе на максимальный режим повышается вероятность задержки схода шихты за счет ее спекания в верхней части межэлектродного пространства. При этом газовая полость увеличивается, появляется мощная дуга, несинусоидальность тока и напряжения существенно растет (рис. 4,б). При обрушении шихты сравнительно холодная шихта заполняет подэлектродное пространство, дуга гаснет и ток уменьшается. Прогрев шихты способствует образованию сначала неустойчивой, а затем и устойчивой дуги.

Несинусоидальность формы токов электродов в таких режимах (рис. 5) проявляется сильнее, чем напряжения электрод—подина. Это связано с шунтированием дуги шихтой, которая уменьшает несинусоидальность фазного напряжения, практически не снижая содержания высших гармоник в кривой тока. Кроме того, реальная несимметрия фаз электрической цепи печи снижает возможности трехфазной схемы без нулевого провода по ограничению протекания гармони-

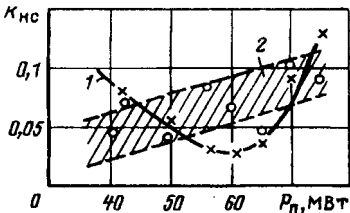


Рис. 5. Влияние мощности печи на коэффициенты несинусоидальности по току (кривая 1) и напряжению (2)

ческих составляющих тока, кратных трем. Так, в некоторых режимах их доля достигала 9%.

Уменьшение мощности (менее 50 МВт) также повышает вероятность горения дуги. В этих режимах электроды опускаются, межэлектродный промежуток уменьшается, что облегчает зажигание дуги. Коэффициент несинусоидальности по току при этом возрастает. При подъеме электродов дуга гаснет.

Характеристики дуг исследовались по динамическим вольт-амперным характеристикам печи (рис. 4,а и б) в соответствии с методикой [2]. Так как гистерезис ВАХ определяется индуктивностью ванны и измерительных цепей, а также частично инерционностью дуги, при обработке ВАХ гистерезис искусственно устранялся. При этом ВАХ представлялась в виде совокупности ломаных прямых, проводимых по полуосям эллипсов.

Исследование показало, что параметры дуг зависят от вводимой мощности (рис. 6). Дуга в печи горит с паузами (кривая 1), которые в полупериод могут достигать 45°. Напряжение горения дуги (кривые 2 и 3) с повышением мощности растет, что вызвано увеличением длины дуги и объема газовой полости. Наблюдается ярко выраженный вентильный эффект, определяемый, видимо, различием приэлектродных падений потенциала из-за разных эмиссионных способностей графитового электрода и реагирующей шихты. Возникающая при этом постоянная составляющая тока дуги имеет прямую поляр-

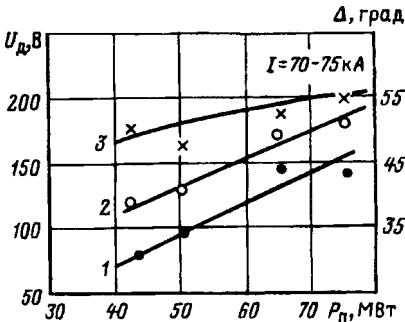


Рис. 6. Зависимости паузы тока (кривая 1) и напряжений горения дуги в разные полупериоды (кривые 2 и 3) от мощности печи

ность, что способствует стабильному горению дуги [3]. С увеличением мощности печи и температуры в газовой полости разница в значениях напряжения горения дуги уменьшается, степень проявления вентильного эффекта снижается. Напряжения горения дуги достигают 200 В, при этом доля мощности ванны, выделяемой в дуге, оставляет 9—11%, увеличиваясь до 15—18% с ростом мощности ванны. Эти результаты превышают известные данные [4], полученные на печах меньшей мощности, и существенно дополняют представления о возможной роли электрической дуги в электротехнологии фосфорных печей.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Корн Г., Корн Т. Справочник по математике для научных работников и инженеров. — М.: Наука, 1984.
2. Воробьев В.П., Сивцов А.В. Электрические параметры характерных зон рабочего пространства ферросплавных печей. — Промышленная энергетика, 1986, № 10.
3. Миронов А.Н., Миронов Ю.М. Сравнительный анализ применения различных родов тока на ДСП. — Сталь, 1996, № 11.
4. Ершов В.А., Данцис Я.Б., Жилов Г.М. Теоретические основы химической электротермии. — Л.: Химия, 1978.

[05.05.97]

Авторы: Миронов Юрий Михайлович окончил электроэнергетический факультет Московского энергетического института в 1960 г. В 1977 г. защитил докторскую диссертацию в Ленинградском электротехническом институте по теме «Электрошлаковые печи как объект управления». Заведующий кафедрой автоматизированных электротехнологических установок и систем (АЭТУС) Чувашского государственного университета (ЧГУ).

Ильгачев Анатолий Николаевич окончил электротехнический факультет ЧГУ в 1971 г. В 1984 г. защитил кандидатскую диссертацию во Всесоюзном научно-исследовательском институте электротермического оборудования по теме «Исследование электромагнитных полей ванн многоэлектродных рудовосстановительных печей и его использование для оптимизации режимов и параметров установок» Доцент кафедры АЭТУС ЧГУ.

Крайнов Игорь Борисович окончил факультет электрификации и автоматизации ЧГУ в 1984 г. Младший научный сотрудник кафедры АЭТУС ЧГУ.

Реактивная мощность в линейных электрических цепях при периодических несинусоидальных режимах

КЕНС Ю.А., ЖУРАХОВСКИЙ А.В.

Рассмотрены установившиеся режимы в линейных электрических цепях при периодических несинусоидальных режимах. Показано, что учет «комбинационных» составляющих мгновенных мощностей реактивных элементов приводит к существенному искажению формы кривых этих мощностей, вызывает существенные погрешности при расчете обменных мощностей, что ведет к неправильному выбору параметров фильтровых конденсаторов.

Ключевые слова: реактивная мощность, несинусоидальный режим, линейная электрическая цепь, обменная мощность, мгновенная мощность

В известных работах [1, 2] приводятся выражения для мгновенной мощности элемента электрической цепи при воздействии несинусоидального напряжения и протекании по нему несинусоидального тока. Подробный анализ гармонического состава мгновенной мощности при

The paper considers steady-state conditions for linear electrical networks under periodic non-sinusoidal conditions. It is shown that ignoring the «combinative» constituents of the instantaneous powers of reactive elements results in a substantial distortion in the form of curves of these powers and produces large errors in calculating the interchange powers, which leads to mistakes when choosing the parameters of filtering capacitors.

Key words: reactive power, non-sinusoidal condition, linear electrical network, interchange power, instantaneous power

несинусоидальным токе и напряжении проведен в ряде работ А.Ф.Крогериса [3]. В указанных работах отмечено, что мгновенная мощность при несинусоидальном режиме электрической цепи содержит помимо мощностей с удвоенными частотами их основных гармоник также состав-

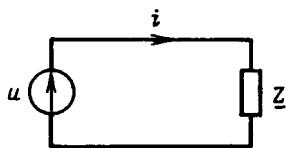


Рис. 1. Линейное комплексное сопротивление, подключенное к источнику периодического несинусоидального напряжения

ляющие с «комбинационными» частотами, равными сумме и разности частот сочетаний гармоник напряжения и тока.

Однако в [1–3] не приводятся данные о влиянии дополнительной («искажающей» [1–2]) мощности с «комбинационными» частотами на погрешность расчета обменной мощности [4] реактивных элементов при протекании по ним несинусоидальных токов. Поэтому для оценки влияния дополнительной мощности на обменную рассмотрим установившийся режим в линейной электрической цепи (рис. 1), состоящей из линейного комплексного сопротивления

$$Z(k\omega) = Z_k e^{j\varphi_{z_k}}, \quad k = 1, 2, \dots, n, \quad (1)$$

подключенного к источнику несинусоидального напряжения

$$u = \sum_{k=1}^n U_{m_k} \sin(k\omega t + \varphi_{u_k}). \quad (2)$$

В соответствии с принципом суперпозиции [3] в сопротивлении (1) в установившемся режиме будет протекать ток

$$i = \sum_{k=1}^n I_{m_k} \sin(k\omega t + \varphi_{u_k} - \varphi_{z_k}). \quad (3)$$

Также известно [3], что за период первой гармоники T в этом сопротивлении будет выделяться среднее значение активной мощности

$$P = 1/T \int_0^T u i dt = 1/T \int_0^T \left(\sum_{k=1}^n U_{m_k} \sin(k\omega t + \varphi_{u_k}) \right) \times \left(\sum_{k=1}^n I_{m_k} \sin(k\omega t + \varphi_{u_k} - \varphi_{z_k}) \right) dt = \sum_{k=1}^n U_k I_k \cos \varphi_{z_k}. \quad (4)$$

И, как видно из (4), среднее значение активной мощности несинусоидального тока равно сумме активных мощностей отдельных гармоник.

Казалось бы, что реактивная мощность при несинусоидальном токе также должна равняться сумме реактивных мощностей отдельных гармоник, как это предлагается в [5–6], т.е.

$$Q = \sum_{k=1}^n Q_k = \sum_{k=1}^n U_k I_k \sin \varphi_{z_k}. \quad (5)$$

Однако это далеко не так, что и показано в [1–3], и объясняется специфическими особенностями обменной (реактивной) энергии, имеющей место в электрических цепях с реактивными элементами — накопителями энергии — емкостями и индуктивностями.

В [4] дано общее определение реактивной мощности, исходя из известного положения о том [5], что реактивная мощность характеризует интенсивность обмена электромагнитной энергией между реактивными элементами (индуктивностями, емкостями) и источником. На основании этого положения, отвечающего физической сущности электромагнитных процессов в электрических цепях с накопителями энергии, в [4] получено выражение для реактивной мощности Q , являющейся квадратурной составляющей активной мощности нагрузки P :

$$Q = \pi Q_{\text{обм}} = \pi \left(P(1/2 - \tau/T) + 1/(2T) \int_0^T |p(t)| dt \right), \quad (6)$$

где $Q_{\text{обм}}$ — обменная мощность между накопителями энергии (реактивными элементами — емкостями и индуктивностями) и источником; P — активная мощность, потребляемая нагрузкой; T — период изменения мгновенной мощности; $|p(t)| = |ui|$ — модуль мгновенной мощности; τ — суммарное время (за период T), когда мгновенная мощность поступает потребителю.

Для оценки влияния на обменную мощность несинусоидального режима и сопоставления ее с таковой при синусоидальных составляющих тока и напряжения удобно использовать выражение (6). Здесь обменная мощность при синусоидальном режиме является квадратурной составляющей активной мощности P . При несинусоидальном же режиме «квадратурные» соотношения нарушаются и мощность, получаемую по выражению (6), нельзя, на наш взгляд, называть реактивной. Целесообразно оставить за ней установившийся уже термин «обменная» мощность, тем более, что он отражает физическую сущность электромагнитных процессов в электрических цепях с накопителями энергии. В дальнейшем обменную мощность, рассчитанную по (6), будем обозначать символом $Q_{\text{обм}}(\pi)$, где индекс (π) свидетельствует о наличии множителя π .

В случае чисто реактивной нагрузки (когда $P=0$) из (6) следует

$$Q_{\text{обм}}(\pi) = \pi/(2T) \int_0^T |p(t)| dt. \quad (7)$$

Выражение (7) используем для определения $Q_{\text{обм}}(\pi)$ в реактивной нагрузке при протекании

периодического несинусоидального тока.

В [4] показано на конкретном примере несоответствие некоторых расчетных выражений для определения реактивной мощности, полученных в [5–6], выражению (6), полученному на основе основополагающего закона — закона сохранения энергии. При этом не обосновывается причина такого несоответствия. Пользуясь методом гармонического анализа в [1–3], показано почему при несинусоидальных токах обменная мощность $Q_{\text{обм}}(\pi)$ не равна сумме реактивных мощностей отдельных гармоник.

В случае реактивной нагрузки с целью упрощения положим, что аргументы сопротивления Z и напряжения u в (1), (2) соответственно равны

$$\varphi_{u_k} = 0; \quad \varphi_{z_k} = \pm \pi/2. \quad (8)$$

Тогда, в зависимости от характера реактивного сопротивления Z на конкретной гармонике k , будет присваиваться соответствующий знак аргументу: «+» (плюс) — при индуктивном сопротивлении; «-» (минус) — при емкостном. Учитывая вышеизложенное, на основании выражений, приведенных в [1–3], получим следующее выражение для мгновенной электромагнитной мощности реактивной нагрузки:

$$p(t) = ui = \left(\sum_{k=1}^n U_{m_k} \sin k\omega t \right) \times \left(\sum_{k=1}^n I_{m_k} \sin(k\omega t \pm \pi/2) \right). \quad (9)$$

С учетом знаков аргумента (8) выражение (9) примет вид

$$p(t) = ui = \left(\sum_{k=1}^n U_{m_k} \sin k\omega t \right) \left(\sum_{k=1}^n \pm I_{m_k} \cos k\omega t \right), \quad (10)$$

где знак «-» (минус) соответствует индуктивному характеру реактивного сопротивления Z на k -й гармонике, а знак «+» (плюс) — емкостному.

Выражение (10) для мгновенной мощности реактивной нагрузки запишем в другой форме, выделив отдельно произведения синусов и косинусов одинаковых гармоник:

$$p(t) = \sum_{k=1}^n U_{m_k} (\pm I_{m_k}) \sin k\omega t \cos k\omega t + \left(\sum_{\substack{l=1 \\ l \neq q}}^n U_{m_l} \sin l\omega t \right) \left(\sum_{\substack{q=1 \\ q \neq l}}^n \pm I_{m_q} \cos q\omega t \right). \quad (11)$$

Представив в (11) амплитуды отдельных гармоник токов и напряжений их эффективными

значениями, получим в соответствии с [1–3] следующее выражение для мгновенной мощности реактивной нагрузки:

$$p(t) = \sum_{k=1}^n U_k (\pm I_k) \sin 2k\omega t + \sum_{\substack{l=1 \\ q=1 \\ l \neq q}}^n U_l (\pm I_q) \times \\ \times (\sin(l+q)\omega t + \sin(l-q)\omega t). \quad (12)$$

Обозначив

$$\sum_{k=1}^n p_k(t) = \sum_{k=1}^n U_k (\pm I_k) \sin 2k\omega t; \quad (13)$$

$$\Delta p(t) = \sum_{\substack{l=1 \\ q=1 \\ l \neq q}}^n U_l (\pm I_q) (\sin(l+q)\omega t + \sin(l-q)\omega t), \quad (14)$$

получим компактное выражение для мгновенной мощности реактивной нагрузки:

$$p(t) = \sum_{k=1}^n p_k(t) + \Delta p(t). \quad (15)$$

Из (15) видно, как отмечено в [1–3], что мгновенная мощность реактивной нагрузки равна сумме мгновенных мощностей отдельных гармоник $\sum_{k=1}^n p_k(t)$ и дополнительной мгновенной мощности $\Delta p_k(t)$, состоящей из суммы «комбинационных» гармоник, круговые частоты которых получены как суммы и разности сочетаний частот всех гармоник спектра несинусоидальных напряжений и токов реактивного сопротивления Z . Из (15) вытекает также, что при несинусоидальных токах и напряжениях в реактивном сопротивлении Z его полная мгновенная мощность не равна сумме мгновенных мощностей отдельных гармоник $p_k(t)$, получаемых как произведение синуса и косинуса одинаковых гармоник и амплитуд напряжения и тока этих же гармоник. Неучет дополнительной мгновенной мощности $\Delta p(t)$, состоящей из «комбинационных» гармоник, приводит к существенному искажению формы кривой мгновенной мощности и как результат (что будет показано ниже) — к значительным погрешностям при расчете обменной мощности $Q_{\text{обм}}(\pi)$ как по выражению (6), так и по выражению (7).

Необходимо в заключение отметить, что знаки «+», «-» при токах $\pm I_k$, $\pm I_q$ в (12) имеют место при соответственно емкостном или индуктивном характере сопротивления Z на конкретной k -й гармонике. Выражения (12)–(15) являются наиболее общими и могут использоваться при рас-

четах мгновенной и реактивной мощностей реактивных элементов в линейных электрических цепях при протекании в них периодических несинусоидальных токов с известными конечными спектрами.

Проиллюстрируем использование выражений (12)–(15) на простейших примерах.

1. Емкость C подключена к источнику тока (рис. 2):

$$i = i_C = I_{m_1} \sin \omega t + I_{m_k} \sin k\omega t, \quad (16)$$

где $k=2, 3, \dots, n$.

Напряжение на емкости

$$u_C = 1/C \int i_C dt \quad (17)$$

или

$$u_C = -X_{C_1} (I_{m_1} \cos \omega t + 1/k I_{m_k} \cos k\omega t), \quad (18)$$

где $X_{C_1} = 1/\omega C$ — реактивное емкостное сопротивление при протекании тока первой гармоники с круговой частотой ω .

Учитывая, что эффективные значения напряжений первой и k -й гармоник соответственно равны

$$U_1 = X_{C_1} I_1; \quad U_{C_k} = U_k = X_{C_1}/k I_k, \quad (19)$$

определим напряжение на емкости в виде

$$u_C = -\sqrt{2} (U_1 \cos \omega t + U_k \cos k\omega t). \quad (20)$$

При этом ток i может быть записан как

$$i_C = \sqrt{2} (I_1 \sin \omega t + I_k \sin k\omega t), \quad (21)$$

где I_1, I_k — эффективные значения токов соответственно первой и k -й гармоник.

Учитывая (20, 21), можно получить выражение для мгновенной мощности емкости C в соответствии с (12):

$$\begin{aligned} p_C(t) = u_C i_C = & -(U_1 I_1 \sin 2\omega t + U_k I_k \sin 2k\omega t + \\ & + U_1 I_k (\sin (k+1)\omega t + \sin (k-1)\omega t) + \\ & + U_k I_1 ((\sin (k+1)\omega t - \sin (k-1)\omega t))). \end{aligned} \quad (22)$$

Знак «-» (минус) перед скобками в выражении (22) свидетельствует о том, что для каждой гармоники напряжение отстает на $\pi/2$ от тока этой же гармоники. После группирования членов выражения (22) по признаку номера гармоники

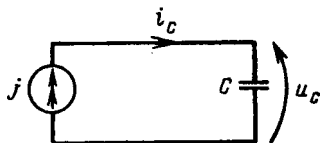


Рис. 2. Емкость, подключенная к источнику периодического несинусоидального тока

получим:

$$p_C(t) = -(U_1 I_1 \sin 2\omega t + U_k I_k \sin 2k\omega t + (U_1 I_k + U_k I_1) \sin (k+1)\omega t + (U_1 I_k - U_k I_1) \sin (k-1)\omega t). \quad (23)$$

Учитывая, что реактивная мощность первой и k -й гармоник в емкости C соответственно равна

$$Q_1 = U_1 I_1; \quad Q_k = U_k I_k, \quad (24)$$

получаем окончательно:

$$p_C(t) = -(Q_1 \sin 2\omega t + Q_k \sin 2k\omega t + (U_1 I_k + U_k I_1) \sin (k+1)\omega t + (U_1 I_k - U_k I_1) \sin (k-1)\omega t). \quad (25)$$

Из (25) видно, что мгновенная мощность емкости C при протекании по ней токов первой и k -й гармоник не равна сумме мгновенных мощностей этих гармоник (составляющие с частотой 2ω и $2k\omega$). В состав мгновенной мощности $p_C(t)$ помимо членов с частотой 2ω и $2k\omega$ входят также составляющие с «комбинационными» частотами $(k+1)\omega$ и $(k-1)\omega$.

Для количественной оценки погрешностей, вызванных учетом членов с «комбинационными» частотами, рассмотрим схему (рис. 2) со следующими параметрами:

$$\begin{aligned} X_{C_1} &= 1 \text{ Ом}; \quad I_1 = 1 \text{ А}; \quad I_k = I_2 = 0,5 \text{ А}; \\ k &= 2; \quad X_{C_k} = X_{C_2} = 0,5 \text{ Ом}. \end{aligned}$$

При параметрах (26) получим $U_1 = 1 \text{ В}$; $U_2 = 0,25 \text{ В}$; $Q_1 = 1 \text{ вар}$; $Q_2 = 0,125 \text{ вар}$ и в соответствии с (25) выражение для мгновенной мощности

$$\begin{aligned} p_C(t) = & -(1 \sin 2\omega t + 0,125 \sin 4\omega t + \\ & + 0,75 \sin 3\omega t + 0,25 \sin \omega t). \end{aligned} \quad (27)$$

Запишем мгновенную мощность (27) в виде

$$p_C(t) = p_{C_1}(t) + p_{C_2}(t) + \Delta p_C(t), \quad (28)$$

где $p_{C_1}(t) = -\sin 2\omega t$; $p_{C_2}(t) = -0,125 \sin 4\omega t$; $\Delta p_C(t) = -0,25 \sin \omega t - 0,75 \sin 3\omega t$.

При параметрах (26) коэффициенты искажения напряжения K_U и тока K_I , определенные по эффективным значениям, достаточно близки к единице:

$$K_U = \frac{U_1}{\sqrt{U_1^2 + U_2^2}} = 0,970; \quad K_I = \frac{I_1}{\sqrt{I_1^2 + I_2^2}} = 0,894. \quad (29)$$

На рис. 3 приведены кривые напряжения u_C и тока i_C в емкости C при параметрах (26). Как видно из рисунка, кривые u_C и i_C не слишком несинусоидальны и их коэффициенты формы K_U и K_I близки к единице. На рис. 4 приведены

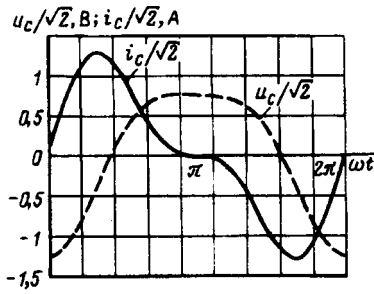


Рис. 3. Кривые напряжения u_C и тока i_C

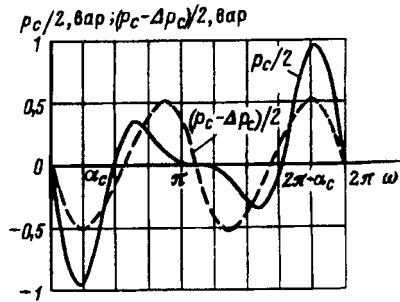


Рис. 4. Кривые мгновенной мощности $p_C/2$ и $(p_C - \Delta p_C)/2$

кривые мгновенной мощности $p_C/2$ и $(p_C - \Delta p_C)/2$. Видно, что мгновенная мощность $p_C - \Delta p_C$ — мощность без учета члена Δp_C — члена с «комбинационными» частотами, существенно отличается по форме кривой и по абсолютному значению от полной мгновенной мощности p_C . Также различны аргументы, при которых в течение полупериода π эти мощности достигают нулевых значений. Мощность $p_C = 0$ при $\omega t = \alpha_C < 0,5\pi$, а мощность $(p_C - \Delta p_C) = 0$ при $\omega t = 0,5\pi > \alpha_C$. Это имеет существенное значение при расчетах реактивной мощности емкости C по (7), приведенному в [4].

Обменная мощность $Q_{обм}(\pi)$ емкости C при параметрах (26), рассчитанная по (7),

$$Q_{обм}(\pi) = \frac{T}{2\pi} \int_0^T |p_C(t)| dt = \frac{\pi}{2} \int_0^{2\pi} |p_C(\omega t)| d\omega t = 1,061 \text{ вар}, \quad (30)$$

где $\alpha_C = 77,4^\circ$.

Обменная мощность емкости C , рассчитанная по (7) без учета «комбинационных» составляющих Δp_C ,

$$Q_{обм}(\pi) (p_C - \Delta p_C) = \frac{\pi}{2T} \int_0^T |p_C(t) - \Delta p_C(t)| dt = \frac{\pi}{2} \int_0^{2\pi} |p_C(\omega t) - \Delta p_C(\omega t)| d\omega t = 1,25 \text{ вар}.$$

$$- \Delta p_C(\omega t) | d\omega t = 1,000 \text{ вар}. \quad (31)$$

Относительная погрешность при расчете по (31) в сравнении с (30)

$$\Delta Q_C (p_C - \Delta p_C), \% = (Q_{обм}(\pi) (p_C - \Delta p_C) - Q_{обм}(\pi)) / (Q_{обм}(\pi) 100\%) = -5,749\%. \quad (32)$$

Реактивная мощность емкости C , рассчитанная как сумма реактивных мощностей отдельных гармоник,

$$Q_C(1,2) = Q_1 + Q_2 = U_1 I_1 + U_2 I_2 = 1,125 \text{ вар}. \quad (33)$$

Относительная погрешность при расчете по (33) в сравнении с (30) составляет $\Delta Q_C(1,2) = 6,032\%$.

Полная мощность емкости C , рассчитанная по действующим значениям напряжения U и тока I ,

$$S = Q_C(U, I) = UI = \sqrt{U_1^2 + U_2^2} \sqrt{I_1^2 + I_2^2} = 1,153 \text{ вар}. \quad (34)$$

Относительная погрешность при расчете по (34) в сравнении с (30) составляет $\Delta Q_C(U, I) = 8,761\%$.

Как видно из выражений (30)—(34), расчет реактивной мощности емкости C по выражениям, не отражающим природу обменной энергии в конденсаторе, приводит к ощутимым погрешностям.

2. Индуктивность L подключена к источнику тока (рис. 5):

$$i = i_L = I_{m1} \sin \omega t + I_{mk} \sin k\omega t, \quad (35)$$

где $k = 2, 3, \dots, n$.

Подобным образом для схемы с индуктивностью (рис. 5) можно получить следующие основные соотношения:

$$u_L = \sqrt{2} (U_1 \cos \omega t + U_k \cos k\omega t), \quad (36)$$

где $U_1 = I_1 X_{L1}$; $U_k = I_k X_{Lk}$; $X_{L1} = \omega L$; $X_{Lk} = k X_{L1}$;

$$p_L(t) = +(Q_1 \sin 2\omega t + Q_k \sin 2k\omega t + (U_1 I_k + U_k I_1) \times \sin (k+1)\omega t + (U_1 I_k - U_k I_1) \sin (k-1)\omega t), \quad (37)$$

где $Q_1 = U_1 I_1$; $Q_k = U_k I_k$.

Знак «+» перед скобками свидетельствует о том, что для любой гармоники напряжение на индуктивности опережает на $\pi/2$ ток этой гармоники.

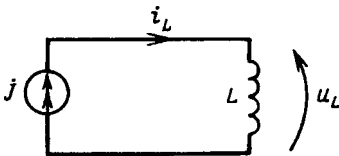


Рис. 5. Индуктивность, подключенная к источнику периодического несинусоидального тока

Из (25) и (37) видно, что при протекании одинаковых несинусоидальных токов по емкости и индуктивности выражения для мгновенных мощностей этих элементов различаются лишь знаками. Однако, как будет показано ниже, в одинаковых реактивных сопротивлениях на первой гармонике ($X_{C1} = 1/\omega C = X_{L1} = \omega L$) одинаковые несинусоидальные токи (26), (35) вызывают различные по форме и абсолютной величине мгновенные мощности.

Это вызвано тем, что в данном случае несинусоидальные напряжения на емкости C и индуктивности L неодинаковы, так как с увеличением номера гармоники k напряжение на индуктивности возрастает в k раз, а на емкости — уменьшается в k раз по сравнению с напряжением первой гармоники, если токи всех гармоник одинаковы по амплитуде (величине).

Для качественной оценки погрешностей при расчетах реактивной мощности примем аналогично (26) следующие параметры схемы с индуктивностью (рис. 5):

$$X_{L1} = 1 \text{ Ом}; I_1 = 1 \text{ А}; I_k = I_2 = 0,5 \text{ А};$$

$$k = 2; X_{Lk} = X_{L2} = 2 \text{ Ом}. \quad (38)$$

При параметрах (38) получим:

$$U_1 = 1 \text{ В}; U_2 = 1 \text{ В}; Q_1 = 1 \text{ вар}; Q_2 = 0,5 \text{ вар} \quad (39)$$

и в соответствии с (37) выражение для мгновенной мощности

$$p_L(t) = +(1\sin 2\omega t + 0,5\sin 4\omega t + 1,5\sin 3\omega t - 0,5\sin \omega t). \quad (40)$$

Или

$$p_L(t) = p_{L1}(t) + p_{L2}(t) + \Delta p_L(t), \quad (41)$$

где $p_{L1}(t) = \sin 2\omega t$; $p_{L2}(t) = 0,5\sin 4\omega t$; $\Delta p_L(t) = -0,5\sin \omega t + 1,5\sin 3\omega t$.

Сравнивая (28) и (41), видим, что при одинаковых несинусоидальных токах и реактивных сопротивлениях на первой гармонике мгновенные мощности емкости и индуктивности отличаются как по амплитуде отдельных гармонических составляющих, так и по знаку. При параметрах схемы (рис. 5) коэффициенты искажения напряжения K_U и тока K_I имеют значения:

$$K_U = 0,707; K_I = 0,894. \quad (42)$$

Сравнивая (29) и (42), видим, что на индуктивности напряжение существенно искажено по сравнению с емкостью, что видно из рис. 6.

На рис. 7 приведены мгновенные мощности p_L и $p_L - \Delta p_L$ в индуктивности. Из рисунка видно, что учет составляющей Δp_L с «комбинацион-

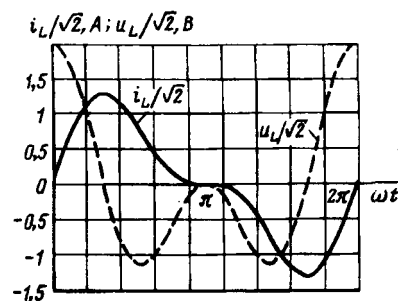


Рис. 6. Кривые напряжения $u_L/\sqrt{2}$ и тока $i_L/\sqrt{2}$

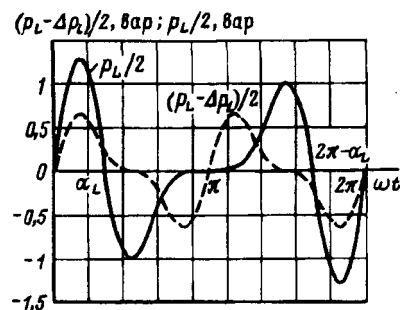


Рис. 7. Кривые мощности $(p_L - \Delta p_L)/2$ и $p_L/2$

ными» частотами существенно искажает по форме и амплитуде кривую мгновенной мощности $p_L - \Delta p_L$ по сравнению с полной мгновенной мощностью p_L . Переход через нуль мощности p_L происходит при аргументе $\alpha_L = 61,2^\circ$, существенно отличающемся от 90° .

Для схемы (рис. 6) значения мощностей и погрешностей, рассчитанные по (30)–(34), имеют следующие значения:

$$\left. \begin{aligned} Q_{\text{обм}}(\pi) &= 1,936 \text{ вар}; Q_{\text{обм}}(\pi) (p_L - \Delta p_L) = 1 \text{ вар}; Q_{L(1,2)} = 2,5 \text{ вар}; \\ Q_{L(U,D)} &= 1,581 \text{ вар}; \Delta Q_{\text{обм}}(\pi) \times (p_L - \Delta p_L) = -48,347\%; \\ \Delta Q_{L(1,2)} &= 29,132\%; \Delta Q_{L(U,D)} = -18,33\%. \end{aligned} \right\} \quad (43)$$

Из (43) видно, что повышенное искажение формы кривой напряжения U_L на индуктивности приводит к недопустимо большим расчетным погрешностям при определении реактивной мощности по выражениям, не отражающим природу обменной энергии.

3. Источник синусоидального напряжения u_1 (первой гармоники) питает схему с реактивной индуктивной нагрузкой, компенсированной поперечной конденсаторной батареей. Параллельно нагрузке подключен фильтр k -й гармоники и источник тока этой же гармоники (рис. 8). Такая схема часто встречается в системах электроснабжения потребителей, когда конденсаторная батарея в месте подсоединения нагрузки компен-

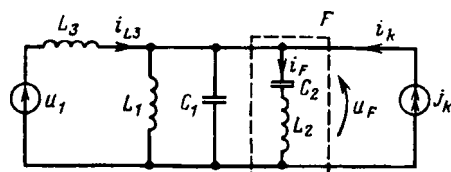


Рис. 8. Схема с источником напряжения первой гармоники и источником тока k -й гармоники

сирует переток реактивной мощности, потребляемой индуктивной нагрузкой (трансформаторы, электродвигатели и т.п.), а также когда в месте подсоединения нелинейной нагрузки для подавления высших гармоник в напряжении (отвода токов высших гармоник) подключены последовательные резонансные фильтры, настроенные на соответствующие гармоники (5-, 7-, 11-, 13-ю и т.п.).

При настройке в резонанс контура L_1 — C_1 на первой гармонике имеем равенство $X_{L1(1)}=X_{C1(1)}$, а фильтра F на k -й гармонике — $X_{C2(k)}=X_{L2(k)}$. При таком соотношении параметров ток от источника напряжения u_1 в линии L_3 будет током первой гармоники, который протекает в фильтре F , а ток k -й гармоники от источника тока j_k протекает лишь в фильтре F , так как напряжение k -й гармоники на его зажимах $u_{F(k)}=0$. Поэтому напряжение на зажимах фильтра — это напряжение первой гармоники:

$$U_F = (X_{L2(1)} - X_{C2(1)}) / (X_{L3(1)} + X_{L2(1)} - X_{C2(1)}) U_1, \quad (44)$$

где реактивные сопротивления $X_{(1)}$ — сопротивления на первой гармонике.

При $X_{L2(k)}=X_{C2(k)}$, что имеет место при настройке фильтра F в резонанс на k -ю гармонику, индуктивное сопротивление по первой гармонике всегда меньше емкостного, т.е. $X_{L2(1)} < X_{C2(1)}$. Поэтому

$$U_F = U_{F(1)} = \frac{1}{1 + X_{L3(1)} / (X_{L2(1)} - X_{C2(1)})} U_1 > U_1. \quad (45)$$

Из (45) видно, что при компенсации батареей C_1 реактивного тока в нагрузке L_1 напряжение $U_F > U_1$, так как при этом ток в индуктивности L_3 — емкостный ибо для фильтра F $X_{C2(1)} > X_{L2(1)}$. Напряжение на конденсаторе C_2 содержит две составляющие — первой и k -й гармоник:

$$u_{C2} = u_{C2(1)} + u_{C2(k)}, \quad (46)$$

где

$$u_{C2(1)} = \sqrt{2} U_{C2(1)} \sin \omega t + \sqrt{2} U_{C2(k)} \sin (k\omega t - \pi/2).$$

Эффективные значения напряжений отдельных гармоник равны при $X_{C2} \neq 0$:

$$U_{C2(1)} = \frac{1}{1 - (X_{L2(1)} + X_{L3(1)}) / X_{C2(1)}} U_1 > U_1; \quad (47)$$

$$U_{C2(k)} = (X_{C2(1)} / k) I_k.$$

Через фильтр F протекает ток

$$i_F = i_{L3} + i_k = \sqrt{2} I_{L3} \sin (\omega t + \pi/2) + \sqrt{2} I_k \sin k\omega t, \quad (48)$$

а напряжение

$$u_F = \sqrt{2} U_{F(1)} \sin \omega t. \quad (49)$$

Мгновенная мощность, генерируемая источником напряжения u_1 ,

$$p_1(t) = U_1 I_{L3} \sin 2\omega t = Q_1 \sin 2\omega t; \quad (50)$$

генерируемая источником тока j_k ,

$$p_k(t) = U_{F(1)} I_k (\cos (k-1)\omega t - \cos (k+1)\omega t). \quad (51)$$

Мгновенная мощность фильтра F согласно закону сохранения энергии равна сумме мощностей $p_1(t)$ и $p_k(t)$:

$$p_F(t) = p_1(t) + p_k(t). \quad (52)$$

Выражение (52) адекватно выражению

$$p_F(t) = p_{L2}(t) + p_{C2}(t) = (u_{L2}(t) + u_{C2}(t)) i_F. \quad (53)$$

Особый интерес вызывает выражение для мгновенной мощности емкости C_2 , так как C_2 находится в более тяжелых условиях — через нее протекает ток смещения i_F , содержащий первую и k -ю гармоники, и к ней приложено напряжение u_{C2} , содержащее те же гармоники. При этом составляющие гармоник напряжения конденсатора могут быть соизмеримы по величине. Поэтому удельная мгновенная электромагнитная мощность, приходящаяся на единицу объема диэлектрика конденсатора C_2 , может превышать допустимые значения, что может приводить к перегреву диэлектрика и к тепловому пробое конденсатора, а также к его механическому разрушению (вздутию и даже взрыву).

Мгновенная мощность конденсатора C_2

$$p_{C2}(t) = u_{C2} i_{C2} = U_{C2(1)} I_{L3(1)} \sin 2\omega t - U_{C2(k)} \times \\ \times I_k \sin 2k\omega t + (U_{C2(1)} I_k - U_{C2(k)} I_{L3(1)}) \cos (k-1)\omega t - \\ - (U_{C2(1)} I_k + U_{C2(k)} I_{L3(1)}) \cos (k+1)\omega t. \quad (54)$$

Для количественной оценки составляющих $p_{C2}(t)$ по (54) в схеме рис. 8 примем следующие значения параметров:

$$U_1 = 1 \text{ В}; \quad X_{C1(1)} = X_{L1(1)} = 1 \text{ Ом}; \quad X_{L3(1)} = 0,1 \text{ м}, \\ X_{C2(1)} = 5 \text{ Ом}; \quad X_{L2(1)} = 1/5 \text{ Ом}; \\ k = 5; \quad I_k = I_5 = 1 \text{ А}. \quad (55)$$

При соотношениях параметров (55) получим:

$$I_{L3(1)} = 0,213 \text{ A}; U_{F(1)} = 1,0224 \text{ B};$$

$$U_{C2(1)} = 1,065 \text{ B}; U_{C2(5)} = 1. \quad (56)$$

Из (56) видно, что составляющие напряжения U_{C2} на первой и пятой гармониках соизмеримы. При соотношениях (56) в соответствии с (54) получим численное значение для мгновенной мощности в емкости C_2 :

$$p_{C2}(t) = 0,227 \sin 2\omega t - 1 \sin 10\omega t + 0,852 \cos 4\omega t - 1,278 \cos 6\omega t. \quad (57)$$

Из (57) видно, что составляющие $p_{C2}(t)$ с «комбинационными» частотами 4ω и 6ω соизмеримы по амплитуде с составляющими частотой 2ω и 10ω . Таким образом, учет составляющих с «комбинационными» частотами обязателен. Поэтому для предварительной оценки возможности эксплуатации фильтровых конденсаторов при существенном значении дополнительной («искажающей» [1–3]) мощности Δp_C , соизмеримой с мощностью основных гармоник, следует по (30) рассчитать истинное значение обменной мощности конденсаторов $Q_{обм}(\pi)$.

При этом она должна быть не больше значения мощности, соответствующей воздействию допустимого напряжения $U_{доп}$ промышленной частоты

$$Q_{доп} = U_{доп}^2 / X_C \leq Q_C. \quad (58)$$

Как правило, $U_{доп} = 1,1 U_{ном}$, а эффективное значение допустимого тока $I_{доп}$ при протекании токов высших гармоник

$$I_{доп} = \sqrt{\sum_{k=1}^n I_k^2} \leq 1,3 I_{ном}. \quad (59)$$

Если хотя бы одно из соотношений (58), (59) не удовлетворяется, необходимо провести расчет активных потерь в конденсаторе как суммы активных потерь от протекания всех гармоник токов в конденсаторе, что рекомендуется в [7], либо произвести точный расчет потерь при произвольной форме приложенного напряжения — числовым методом с использованием преобразования Фурье, приведенным в [8]. При расчетах в обоих случаях суммарные активные потери P_n в конденсаторе не должны превышать допустимые $P_{п,доп}$ при воздействии допустимого напряжения $U_{доп}$:

$$P_n \leq P_{доп} = Q_{доп} \operatorname{tg} \delta, \quad (60)$$

где δ — угол активных потерь в конденсаторе при воздействии напряжения промышленной частоты (паспортная величина).

Выводы. 1. Показано, что неучет «комбинационных» составляющих мгновенных мощностей реактивных элементов приводит к существенному искажению формы кривых этих мощностей и

соответственно к существенным погрешностям при расчете обменных мощностей при несинусоидальном токе.

2. Показано, что погрешности расчета обменных мощностей реактивных элементов при использовании формул, не отражающих физику обмена электромагнитной энергией реактивных элементов с источником, резко возрастают с искажением формы кривых токов и напряжений этих элементов.

3. Показано, что конденсаторы фильтров высших гармоник находятся в более тяжелых условиях (по сравнению с конденсаторами батарей поперечной компенсации) и при их выборе необходимо учитывать мгновенную мощность, рассчитанную по кривым напряжений и токов емкостей.

4. Целесообразно, на наш взгляд, продолжить обсуждение терминологии по составляющим мощностей при несинусоидальных токах.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Emanuel A.E. Energetical Factors in Power Systems with Nonlinear Loads. — Arch. Electrotechn., 1977, № 59.
2. Тонкаль В.Е., Новосельцев А.В., Денисюк С.П. и др. — Баланс энергий в электрических цепях. — Киев: Наукова думка, 1992.
3. Крогерис А.Ф., Рашевец К.К., Трейманис Э.П., Шинка Я.К. Мощность переменного тока. — Рига: Физ.-энерг. ин-т Латв. АН, 1993.
4. Жежеленко И.В., Саенко Ю.Л. Реактивная мощность в задачах электроэнергетики. — Электричество, 1987, № 2.
5. Демирчян К.С. Реактивная или обменная мощность. — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1984, № 2.
6. Жарков Ф.П. Об одном способе определения реактивной мощности. — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1984, № 2.
7. Ренне В.Т. Электрические конденсаторы. Изд. 3-е, перераб. — М.: Энергия, 1969.
8. Бельский Б.П., Бондаренко П.Н., Борисова М.Э. Расчет эксплуатационных характеристик и применение электрических конденсаторов. — М.: Радио и связь, 1988.

[28.03.96]

А в т о р ы: **Кенс Юрий Амброзиевич** окончил электротехнический факультет Львовского политехнического института (ЛПИ) в 1956 г. В 1971 г. в ЛПИ защитил кандидатскую диссертацию по теме «Исследование режимов работы трансформаторов тока при первичном пульсирующем токе». Доцент кафедры «Электрические сети и системы» Государственного университета «Львовская политехника», Украина.

Жураховский Анатолий Валентинович окончил электроэнергетический факультет ЛПИ в 1962 г. В 1993 г. защитил докторскую диссертацию на тему «Исследование режимов многоцелевых статических компенсаторов в электрических сетях (регулирование напряжения, компенсация реактивной мощности, плавка гололеда)» в Институте электродинамики АН Украины. Профессор кафедры «Электрические сети и системы» Государственного университета «Львовская политехника», Украина.

Экспериментальное определение синхронных индуктивных сопротивлений явнополюсной синхронной машины

ОГАНЯН Р.В.

Описан простой способ экспериментального определения синхронных индуктивных сопротивлений x_d и x_q , отличающийся высокой точностью и не требующий применения специального испытательного оборудования. Принято синусоидальное распределение трехфазной обмотки якоря; геометрия полюсного наконечника явнополюсной синхронной машины считается симметричной относительно оси полюса.

Ключевые слова: явнополюсная синхронная машина, синхронные индуктивные сопротивления, экспериментальное определение

В практике экспериментального исследования явнополюсных синхронных машин важное место занимает измерение синхронных индуктивных сопротивлений по продольной и поперечной осям x_d и x_q , с помощью которых можно рассчитать многие характеристики и режимные параметры машин. Широко известные, например [1], способы определения x_d и x_q трудоемки, требуют сложного испытательного оборудования и в ряде случаев недостаточно точны.

Ниже описывается разработанный автором новый способ измерения x_d и x_q , свободный от указанных недостатков. В качестве исходных положений приняты следующие: распределение обмотки трехфазного якоря — синусоидальное; геометрия полюсного наконечника явнополюсной синхронной машины — обычная, симметричная относительно оси полюса.

Можно отметить, что в такой машине индуктивное сопротивление обмотки якоря изменяется с периодом в 180° и содержит только четные функции угла α смещения оси МДС якоря от оси полюса. При этом ряд, в который разлагается функция индуктивного сопротивления, содержит, как известно [2], лишь первые два члена разложения, т.е. имеет вид:

$$x = x_{ср} + (x_{экс} - x_{ср}) \cos 2\alpha, \quad (1)$$

где $x_{ср}$ — постоянная составляющая; $x_{экс}$ — экстремальное значение функции.

Представляла интерес проверка выполнения уравнения (1) в реальных синхронных машинах с различным соотношением размеров полюсного наконечника и с различным приближением распределения обмотки якоря к синусоиду. Для этого на синхронных генераторах различной конструкции и мощности были сняты кривые изменения

A simple experimental technique for determining the synchronous inductive reactances x_d and x_q is described, which is characterized by high accuracy and requires no special testing equipment. In this method, the distribution of the three-phase armature winding is assumed to be sinusoidal and the geometry of the pole shoe of the machine is assumed to be symmetrical with respect to the pole axis.

Key words: salient-pole synchronous machine, synchronous inductive reactances, experimental determination

синхронного индуктивного сопротивления от x_d до x_q , которые сравнивались с синусоидальной кривой того же периода. За экспериментальные принимались значения индуктивного сопротивления, полученные в результате усреднения данных опыта скольжения и опыта питания от фазорегулятора. Для всех кривых совпадение с синусной функцией было весьма точным, расхождение составляло не более 2%, которое наблюдалось, как и следовало ожидать, в основном для точек $0,5(x_d + x_q)$. Это обстоятельство было использовано при разработке нового экспериментального способа определения x_d и x_q .

Рассмотрим опыт, в котором явнополюсная синхронная машина с помощью приводного двигателя с жесткой скоростной характеристикой (например, синхронного двигателя) приводится во вращение с синхронной скоростью при разомкнутой (или замкнутой на большое внешнее сопротивление, равное или большее сопротивления индуктора) обмотке индуктора, а якорная обмотка включается на симметричное трехфазное напряжение номинальной частоты, причем следование фаз питающего напряжения совпадает с направлением вращения индуктора. В таких условиях в якоре создается вращающаяся синхронно с индуктором волна МДС, ось которой в общем случае смещена от продольной оси индуктора на некоторый угол α_0 .

Известно, что в таком опыте по измеренным значениям фазного напряжения и фазного тока в общем случае можно определить промежуточное между x_d и x_q значение синхронного индуктивного сопротивления. Это значение, обозначенное через x_1 , показано на рис. 1. Заметим, что периодичность следования фаз трехфазной системы и период функции (1) не одинаковы — фазы

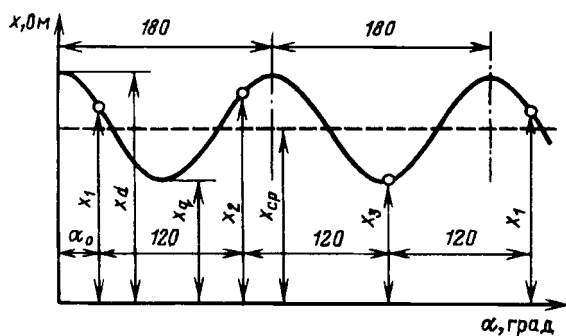


Рис. 1. Периодичность функции синхронного индуктивного сопротивления

сдвинуты относительно друг друга на 120° , а период функции (1) составляет 180° . Поэтому при круговой перестановке трех фаз питающего напряжения в предлагаемом опыте волна МДС якоря сдвинется на 120° , вследствие чего из-за разницы периодов значение индуктивного сопротивления будет отличаться в общем случае от предыдущего. Очевидно, последовательно осуществив три варианта присоединения фаз обмотки якоря к питающему напряжению с перестановкой их по кругу в неизменном направлении, возвратимся к исходному положению, получив три отличающиеся друг от друга значения индуктивного сопротивления. Любые последующие перестановки фаз будут повторять (при неизменном напряжении питания) уже полученные три значения индуктивного сопротивления. На рис. 1 показаны значения x_2 при угле $\alpha_0 + 120^\circ$ и x_3 при угле $\alpha_0 + 240^\circ$.

Согласно (1) полученные при круговой перестановке три значения синхронного индуктивного сопротивления могут быть представлены в виде:

$$\left. \begin{aligned} x_1 &= x_{ср} + (x_{экс} - x_{ср}) \cos 2\alpha_0; \\ x_2 &= x_{ср} + (x_{экс} - x_{ср}) \cos (2\alpha_0 + 240^\circ); \\ x_3 &= x_{ср} + (x_{экс} - x_{ср}) \cos (2\alpha_0 + 480^\circ). \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

Складывая все три уравнения системы (2) и замечая, что члены, содержащие косинусные множители, в сумме равны нулю, получим

$$x_{ср} = \frac{x_1 + x_2 + x_3}{3}. \quad (3)$$

Решая совместно два первых уравнения системы (2), получаем

$$x_{ср} = \frac{2}{3} [x_1 + x_2 \pm \sqrt{(x_{экс} - x_1)(x_{экс} - x_2)} - 0,5x_{экс}]. \quad (4)$$

Из (3) и (4), решив квадратное уравнение относительно искомого $x_{экс}$, получим значение экстремального синхронного индуктивного сопротивления в виде

$$x_{экс} = \frac{1}{3} (x_1 + x_2 + x_3) \pm \frac{2}{3} \times \sqrt{x_1^2 + x_2^2 + x_3^2 - x_1 x_2 - x_1 x_3 - x_2 x_3}. \quad (5)$$

Таким образом, индуктивные сопротивления по осям d и q определятся как сопряженные корни уравнений:

$$x_d = \frac{1}{3} (x_1 + x_2 + x_3) + \frac{2}{3} \times \sqrt{x_1^2 + x_2^2 + x_3^2 - x_1 x_2 - x_1 x_3 - x_2 x_3}; \quad (6)$$

$$x_q = \frac{1}{3} (x_1 + x_2 + x_3) - \frac{2}{3} \times \sqrt{x_1^2 + x_2^2 + x_3^2 - x_1 x_2 - x_1 x_3 - x_2 x_3}. \quad (7)$$

Индуктивные сопротивления измеряются после каждого переключения по фазным значениям напряжения и тока якоря ($x_1 = U_1/I_1$; $x_2 = U_2/I_2$; $x_3 = U_3/I_3$), причем индексы означают вариант присоединения фаз якоря к фазам питающего напряжения. Отметим, что в каждом варианте значения фазных напряжений и токов симметричны для всех фаз из-за полной симметрии фазных обмоток машины, поэтому отсчеты можно делать по приборам, включенным в любую фазу. Обычно в явнополюсных синхронных машинах усредненное индуктивное сопротивление $0,5(x_d + x_q)$ значительно превышает активное сопротивление фазы обмотки якоря. В этом случае значения x_1 , x_2 и x_3 в трех вариантах круговой перестановки с достаточной точностью могут быть получены в виде отношения фазного напряжения к фазному току, т.е. с использованием всего одного вольтметра и одного амперметра. При необходимости уточнение может быть введено учетом падения напряжения на активном сопротивлении фазы якоря r :

$$x = \frac{\sqrt{U^2 - I^2 r^2}}{I}. \quad (8)$$

Экспериментальная проверка предложенного способа, назовем его способом кругового переключения фаз, проводилась на явнополюсных синхронных генераторах различной мощности в широком диапазоне изменения напряжения питания $(0,2-1,2)U_{ном}$. Здесь приводятся данные по двум из них: генератору ЕСС-62-4 мощностью 12 кВт, напряжением 100 В (линейное), частотой 50 Гц (генератор № 1); генератору ЕСС-82-4 мощностью 30 кВт, напряжением 400 В (линейное), частотой 50 Гц (генератор № 2). В таблице приведены сравнительные данные по этим генераторам, полученные тремя экспериментальными способами — скольжения, питания фазорегулятором и кругового переключения фаз. Напряжение питания в этих опытах выбиралась не более $0,45U_{ном}$, так как в опыте скольжения большие значения напряжения питания приводят к втягиванию испытуемой машины в синхронизм из-за увеличения реактивного момента.

Способы экспериментального определения	Генератор № 1			Генератор № 2		
	Напряжение питания (фазное), В	x_d , Ом	x_q , Ом	Напряжение питания (фазное), В	x_d , Ом	x_q , Ом
Опыт скольжения	100	20	10,6	50	7,1	4,2
Опыт питания от фазорегулятора	100	20,6	11,3	50	7,2	4,3
Предлагаемый способ кругового переключения фаз	100	20,4	11,1	50	7,2	4,34

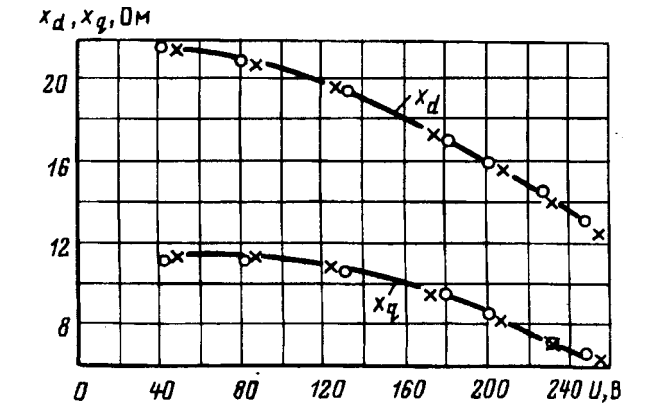


Рис. 2. Уменьшение значений x_d и x_q генератора № 1 при повышении напряжения питания (способ кругового переключения фаз)

Данные таблицы свидетельствуют о хорошем совпадении результатов измерения всеми тремя способами.

Результаты измерений x_d и x_q в условиях насыщения, полученные в опыте кругового переключения фаз, приведены на рис. 2 и 3. На рис. 2 показано изменение значений x_d и x_q генератора № 1 в зависимости от напряжения питания. Точки, обозначенные кружочками, соответствуют опыту с разомкнутой обмоткой индуктора, крестиками — опыту с обмоткой индуктора, замкнутой на внешнее активное сопротивление, равное сопротивлению обмотки индуктора. Как можно заметить, состояние обмотки индуктора практически не влияет на результаты эксперимента из-за синхронного вращения этой обмотки с волной МДС якоря.

На рис. 3 показано изменение значений x_d и x_q генератора № 2 в зависимости от намагничивающих токов по осям d и q . Кривые рис. 2 и 3 свидетельствуют о заметном влиянии насыщения как на x_d , так и на x_q . При этом с повышением напряжения питания в опытах переключения фаз не наблюдалось нарушения равномерности вращения испытуемых машин из-

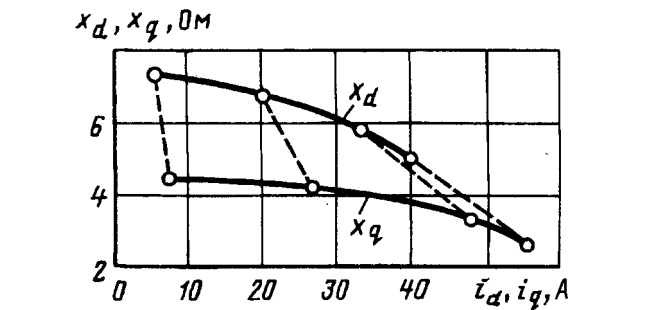


Рис. 3. Уменьшение значений x_d и x_q генератора № 2 при увеличении намагничивающих токов по осям d и q (способ кругового переключения фаз); пунктирными линиями соединены точки, соответствующие одинаковому напряжению питания

за проявления их реактивного момента. Таким образом, предложенный способ позволяет получить значения x_d и x_q при насыщении без особых затруднений, что делает его более универсальным по сравнению с известными. Испытуемые генераторы в опытах питания фазорегулятором и кругового переключения фаз приводились во вращение синхронным двигателем соизмеримой мощности, в опыте скольжения — асинхронным двигателем также соизмеримой мощности.

Предложенный способ кругового переключения фаз, как видно, отличается чрезвычайной простотой, не требует применения специального испытательного оборудования; высокая точность достигается вследствие измерения стабильных во времени значений напряжений и токов приборами высокого класса точности.

Есть все основания полагать, что способ кругового переключения фаз, признанный изобретением [3], найдет применение при исследовании явнополюсных синхронных машин.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Жерве Г.К. Промышленные испытания электрических машин. — М.: Энергоатомиздат, 1964.

2. Конкордия Ч. Синхронные машины. Переходные и установившиеся процессы. — М.: Госэнергоиздат, 1969.

3. А.с. 559337 (СССР). Способ определения синхронных индуктивных сопротивлений / Р.В. Оганян. — Оpubл. в БИ. 1977, № 19.

[29.09.97]

Автор: Оганян Роберт Вачеевич окончил Ереванский политехнический институт (ЕПИ) в 1951 г. В 1997 г. защитил в ЕПИ докторскую диссертацию по исследованию синхронных генераторов малой мощности. Заведующий лабораторией ВНИИКЭ, Ереван.

Измерение критического тока в сверхпроводящих кольцах из текстурированной YBaCuO керамики

ФИЛАТОВ А.В., ПОЛУЩЕНКО О.Л., НИЖЕЛЬСКИЙ Н.А., ЛИСИЦКИЙ В.Н.

Предложен метод измерения критического тока в сверхпроводящих кольцах, изготовленных из текстурированной YBaCuO керамики. Значение тока вычисляется на основе результатов измерений магнитного поля, генерируемого током на оси кольца. Измерения магнитного поля производились датчиком Холла. Отличительной особенностью метода является способ наведения тока в кольцо, позволяющий исключить влияние магнитного поля, захваченного в стенках кольца, на результаты измерений. Дополнительным достоинством предложенного метода является возможность наведения тока большой величины в сверхпроводящем кольце с помощью небольшой катушки с током.

Ключевые слова: сверхпроводники, YBaCuO керамика, критический ток, метод измерения

Введение. Вскоре после открытия высокотемпературных сверхпроводников, таких как $\text{YBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_{7-x}$, измерения на монокристаллах и тонких пленках показали, что значение критической плотности тока в новых материалах может быть очень высоким и достигать 10^6 А/см². Однако для практических применений обычно требуются не только высокие значения локальной плотности тока, но также возможность протекания токов высокой плотности на большие расстояния. Вследствие хрупкости и значительной анизотропии электромагнитных свойств сверхпроводящих керамик производство провода на основе высокотемпературных сверхпроводников до сих пор остается нерешенной проблемой, однако значительный прогресс, достигнутый в производстве текстурированной сверхпроводящей керамики, позволяет получать такие изделия, как, например, замкнутые сверхпроводящие контуры, в которых могут протекать практически незагорающие токи в несколько сотен и тысяч ампер.

Важной характеристикой качества таких контуров является максимальное значение тока, который может протекать в контуре без значительной диссипации энергии. Очевидно, что наиболее простым способом измерения значения тока, протекающего в замкнутом контуре, является вычисление этого значения на основе данных измерений генерируемого током магнитного поля. Последнее может быть измерено, например, с помощью датчика Холла. Применение этого метода для определения плотности критического тока в сверхпроводящих образцах широко известно [1–2], однако при определении макси-

A method for measuring the critical current in superconducting rings made out of grain-oriented YBaCuO ceramics is proposed. The value of the current is calculated using the results of measurement of the magnetic field generated by the current along the ring axis. Measurements of the magnetic field are made using a Hall-effect transducer. The distinguishing feature of this method is the way of inducing the current in the ring, which eliminates the influence of the magnetic field trapped in the ring walls on the results of measurements. An important advantage of the method proposed is the possibility of inducing a large current in the superconducting ring using a small current coil.

Key words: superconductors, YBaCuO ceramics, critical current, method of measurement

мального значения бездиссипативного тока в замкнутом сверхпроводящем контуре относительно большого размера, изготовленном из текстурированной керамики, имеются свои особенности.

При стандартной процедуре измерения критической плотности тока в сверхпроводнике исследуемый образец переводится в сверхпроводящее состояние во внешнем однородном магнитном поле (в частном случае это поле может быть равным нулю), после чего, изменяя величину индукции внешнего поля, в образце возбуждается экранирующий ток. Однако, если сверхпроводящий контур поместить полностью во внешнее магнитное поле, то при изменении индукции этого поля наряду с током, протекающим вокруг отверстия в контуре, наведется также множество токовых петель в стенках контура, которые будут вносить вклад в величину измеряемого поля. Влияние этих токовых петель становится особенно заметным, если ширина стенок контура сопоставима с размерами отверстия. Другая проблема, возникающая при использовании традиционного способа наведения тока в сверхпроводнике, заключается в том, что вследствие очень высоких значений токов, которые могут протекать в сверхпроводящих контурах большого размера, возникает необходимость в использовании достаточно сильных внешних магнитных полей и катушек больших размеров, чтобы генерировать эти поля.

Метод, использованный в данной работе для наведения тока в сверхпроводящем контуре, позволил навести ток в 590 А с помощью от-

носителем небольшого электромагнита и исключить наведение токовых петель в стенках конструкции.

Методика измерений. Принцип действия установки для измерения тока в сверхпроводящих кольцах пояснен на рис. 1. Катушка, содержащая 1800 витков медного провода диаметром 0,4 мм, была использована для наведения магнитного потока в разъемном магнитопроводе, состоящем из стационарной и выдвижной частей. Выдвижная часть была пропущена сквозь отверстие в сверхпроводящем кольце, закрепленном между двух медных пластин. В нижней пластине было сделано отверстие с размерами, соответствующими наружным размерам сверхпроводящего кольца. Затем к нижней поверхности этой пластины была прикреплена медная фольга толщиной 0,1 мм для предотвращения движения кольца в вертикальном направлении. Сверхпроводящее кольцо, помещенное в сформированную таким образом полость и прижатое сверху другой медной пластиной, было жестко закреплено по всем степеням свободы.

Измерения магнитного поля производились линейным датчиком Холла АЗ506 LU, содержащим установленные в общем корпусе чувствительный элемент с размерами $0,5 \times 0,5 \text{ мм}^2$, расположенный на расстоянии 0,43 мм от поверхности прибора, и усилитель выходного сигнала. Для снижения влияния шумов был использован промежуточный усилитель, работающий при комнатной температуре и расположенный в максимальной близости от датчика Холла. Измерительная система была откалибрована в диапазоне измеряемых полей от $-0,1$ до $+0,1 \text{ Тл}$ посредством калибровочной катушки. Коэффициент усиления промежуточного усилителя был выбран таким, что суммарный передаточный коэффициент всего устройства составил 100 мВ/мТл .

Для того чтобы охарактеризовать значение начального магнитного потока сквозь кольцо, была использована величина индукции магнитного поля B_0 , измеряемого датчиком Холла, уста-

новленным в разрыве магнитопровода (рис. 1). Выбор этой величины связан с тем, что она соотносится с величиной начального потока более непосредственно, чем, например, величина тока в обмотках электромагнита, поскольку влияние нелинейности и гистерезиса кривой намагничивания материала магнитопровода значительно снижено. С целью дальнейшего снижения влияния гистерезиса выдвижная часть магнитопровода подвергалась отжигу перед началом каждого измерения.

При проведении измерений на первом этапе в электромагнит подавался некоторый ток I_0 , создававший начальный поток Φ_0 сквозь сверхпроводящее кольцо. При этом большая часть магнитного поля была заключена в магнитопроводе и магнитное поле в области стенок было пренебрежимо малым. На следующем этапе производилось заполнение системы жидким азотом и кольцо переходило в сверхпроводящее состояние. При последующем выключении тока в электромагните в кольце наводился экранирующий ток, имеющий такие значение и направление, что компенсировалось изменение внешнего магнитного потока сквозь кольцо. Из-за присутствия в отверстии кольца магнитного сердечника с высокой проницаемостью тока небольшого значения было достаточно для компенсации изменения внешнего потока. Чтобы получить более высокие значения тока, магнитомягкий сердечник удалялся из отверстия в кольцо путем вытягивания выдвижной части магнитопровода. Вся операция по выключению тока и удалению части магнитопровода занимала несколько секунд. Отсчет времени начинался после окончания этой операции.

На следующем этапе датчик Холла смещался вверх из начального положения, в котором производилось измерение B_0 , посредством соответствующей ручки координатного стола и приближался к нижней поверхности сверхпроводящего кольца. Расстояние между чувствительным элементом датчика Холла и поверхностью кольца равнялось сумме толщины медной фольги, величины зазора между поверхностью фольги и корпусом датчика Холла и расстояния между поверхностью корпуса и чувствительным элементом и составляло приблизительно 0,7 мм. Первое измерение магнитного поля производилось на оси кольца спустя 1 мин после удаления выдвижной части магнитопровода. Спустя 10 мин скорость изменения магнитного поля вследствие крипа магнитного потока в сверхпроводнике становилась достаточно малой и производилось сканирование магнитного поля в области $6 \times 6 \text{ мм}^2$ над поверхностью сверхпроводящего кольца посредством координатного стола.

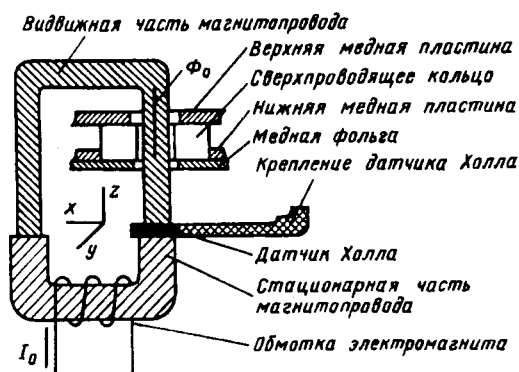


Рис. 1. Принцип действия установки по измерению критического тока в сверхпроводящих кольцах

Изготовление сверхпроводящего кольца.

Сверхпроводящее кольцо было вырезано алмазным диском из однодоменного образца YBaCuO керамики, приготовленного с использованием метода текстурирования из расплава, включающего нагрев до 1070°С со скоростью 700°С/ч, выдержку при этой температуре в течение 5 мин, охлаждение до температуры 1020°С со скоростью 400°С/ч, медленное охлаждение до 950°С со скоростью 1°С/ч в присутствии температурного градиента 15°С/см и охлаждение с печью до комнатной температуры. Образец был подвергнут окончательному отжигу в течение 48 ч в кислородной атмосфере при температуре 600°С. Наружные размеры образца составили 5×5,5×3 мм³. Центральное отверстие диаметром 2 мм было сделано алмазным сверлом. Изготовление кольца производилось таким образом, чтобы кристаллографическая плоскость «аб» была расположена как можно ближе к плоскости кольца. Практически значение угла между плоскостью «аб» и плоскостью кольца составило менее 5°.

Результаты измерений. Распределение осевой компоненты индукции магнитного поля $B_{sz}(x,y)$, генерируемого током в сверхпроводящем кольце под поверхностью кольца, полученное в результате сканирования датчиком Холла, показано на рис. 2. Ток наводился при изменении внешнего магнитного потока на величину, соответствующую $B_0=97$ мТл. Распределение осевой компоненты магнитного поля вдоль диаметра кольца, полученное при различных значениях B_0 , показано на рис. 3. Результаты измерений магнитного поля на оси кольца $B_{sz}(0)$ спустя 1 и 10 мин с момента удаления выдвижной части магнитопровода, показаны на рис. 4 в зависимости от B_0 (верхняя кривая соответствует минутной выдержке, нижняя — десятиминутной выдержке).

Практически линейное увеличение B_{sz} с ростом B_0 вплоть до насыщения указывает на то, что при наведении тока в кольце не происходило

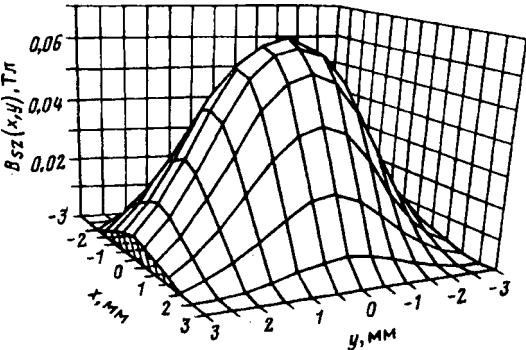


Рис. 2. Распределение осевой компоненты индукции магнитного поля, генерируемого током в сверхпроводящем кольце, измеренное на расстоянии 0,7 мм от поверхности кольца. Начальный магнитный поток соответствовал 97 мТл

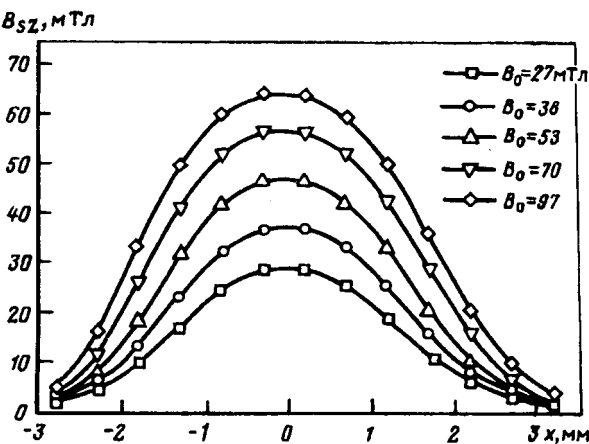


Рис. 3. Распределение вдоль диаметра кольца осевой компоненты индукции магнитного поля, генерируемого током в сверхпроводящем кольце, полученное при различных значениях начального магнитного потока

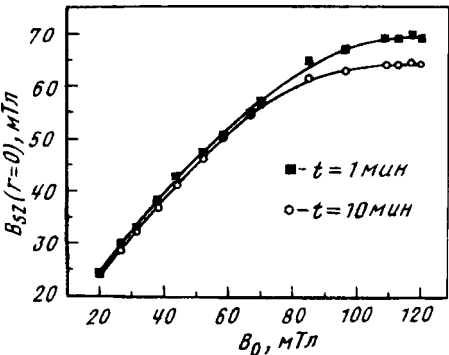


Рис. 4. Зависимости индукции магнитного поля, генерируемого током в сверхпроводящем кольце, от начального магнитного потока; ■ и ° соответствуют индукциям полей, измеренным спустя 1 и 10 мин после удаления выдвижной части магнитопровода. Измерения индукции поля производились в точке, расположенной на оси кольца на расстоянии 0,7 мм от его поверхности

скачков магнитного потока. Строго говоря, предложенный метод наведения тока в сверхпроводящем кольце оказался применимым прежде всего вследствие высокой критической температуры и относительно высокой теплопроводности YBaCuO керамики при температуре жидкого азота. В результате этих двух обстоятельств вероятность возникновения скачка магнитного потока в YBaCuO керамике, охлаждаемой до температуры жидкого азота, оказывается значительно меньше, чем в случае использования традиционных низкотемпературных жестких сверхпроводников второго рода, охлаждаемых до температуры жидкого гелия. По этой причине при наведении тока в нашем эксперименте не требовалось предпринимать специальных мер по контролю скорости изменения внешнего магнитного потока.

При практическом применении предложенного метода для измерения значения критического тока в сверхпроводящих кольцах из текстурированной керамики достаточно сначала пропу-

стить сквозь отверстие в кольце магнитный поток, заведомо больший, чем поток, создаваемый током критической величины, протекающим в этом кольце, затем выключить ток в электромагните, удалить выдвижную часть магнитопровода и произвести измерение установившегося значения тока.

Для оценки значения критического тока на основе результатов измерений индукции магнитного поля, генерируемого этим током, была использована простая модель, в которой реальное распределение тока было заменено однородным током, протекающим в полой цилиндрической вписанном в сверхпроводящее кольцо. Значение индукции магнитного поля в точке, расположенной на оси такого цилиндра на расстоянии ΔZ от торца, определяется уравнением [3]

$$B_{sz} = \frac{1}{2} \mu_0 j \left((L + \Delta Z) \ln \frac{R_2 + \sqrt{R_2^2 + (L + \Delta Z)^2}}{R_1 + \sqrt{R_1^2 + (L + \Delta Z)^2}} - \Delta Z \ln \frac{R_2 + \sqrt{R_2^2 + \Delta Z^2}}{R_1 + \sqrt{R_1^2 + \Delta Z^2}} \right), \quad (1)$$

где R_1 и R_2 — наружный и внутренний диаметры цилиндра; L — длина цилиндра и j — плотность тока, протекающего в цилиндре.

Плотность тока может быть найдена из результатов измерения B_{sz} как

$$j = \frac{2}{\mu_0} B_{sz} \left((L + \Delta Z) \ln \frac{R_2 + \sqrt{R_2^2 + (L + \Delta Z)^2}}{R_1 + \sqrt{R_1^2 + (L + \Delta Z)^2}} - \Delta Z \ln \frac{R_2 + \sqrt{R_2^2 + \Delta Z^2}}{R_1 + \sqrt{R_1^2 + \Delta Z^2}} \right)^{-1}. \quad (2)$$

Полученное в ходе эксперимента максимальное значение $B_{sz} = 65$ мТл согласно уравнению (2) соответствует критической плотности тока $j = 13000$ А/см². Значение полного тока, протекающего сквозь поперечное сечение кольца, определенное на основе полученной плотности тока, составляет 590 А.

Необходимо сказать несколько слов об источниках погрешностей, возникающих при измерении тока. Прежде всего, при калибровке измерительной системы был замечен некоторый дрейф нулевого уровня показаний прибора от охлаждения к охлаждению, который, однако, не превышал 1 мТл. Более серьезный источник погрешности был связан с крайне высоким градиентом $\partial B_{sz} / \partial z$, который может быть рассчитан как угол наклона касательной к графику зависимости B_{sz} от z , построенной на рис. 5. В точке измерения скорость уменьшения индукции магнитного поля с увеличением расстояния от кольца составила около 63%/мм. Вследствие столь

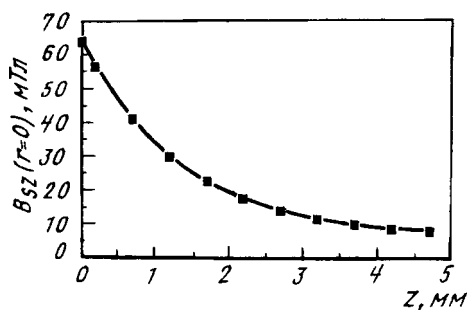


Рис. 5. Распределение индукции магнитного поля, генерируемого током в сверхпроводящем кольце, вдоль оси кольца. Начальная точка соответствует расстоянию в 0,7 мм от поверхности кольца. Значение начального магнитного потока составляло 97 мТл

высокой величины относительного градиента ошибка в выставке датчика Холла в 0,1 мм приводит к погрешности в измерении B_{sz} в 6,3%.

Необходимо отметить, что некоторая ошибка в измерении значения тока неизбежна, поскольку действительное распределение тока в кольце остается неизвестным. Определенные заключения относительно однородности характеристик кольца и распределения тока в кольце могут быть сделаны на основе анализа распределения магнитного поля над поверхностью кольца, которое является достаточно однородным (рис. 2), а также на основании того факта, что примерно те же значения полей получаются при перевернутом положении кольца. Практически, разница значений критического тока, полученных в ходе нескольких измерений, не превышала 5 мТл, что составляет примерно 8% среднего значения.

На рис. 6 показана временная зависимость индукции магнитного поля, измеряемой на оси кольца, построенная в логарифмическом масштабе времени. Значение начального магнитного потока соответствовало величине $B_0 = 97$ мТл. Как видно из рис. 6, затухание тока в кольце происходит практически пропорционально логарифму времени, что характерно для явлений, связанных с термически активированным крипом магнитного потока [4]. Уменьшение значения магнитного поля в течение последних 30 мин не превышало 1 мТл, что соответствует примерно 1,6% установившегося значения. В течение пер-

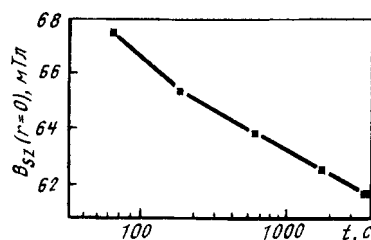


Рис. 6. Изменение во времени индукций магнитного поля, генерируемого током в сверхпроводящем кольце на оси кольца на расстоянии 0,7 мм от его поверхности. Значение начального магнитного потока составляло 97 мТл

вых 10 мин скорость затухания была гораздо выше. При значениях начального потока, соответствующих значениям B_0 менее 67 мТл, исследование затухания тока было невозможным, поскольку изменение измеряемой индукции магнитного поля после, по крайней мере, 1 ч наблюдений оставалось сопоставимым с уровнем разрешения используемой аппаратуры. Наличие затухания тока в сверхпроводящем кольце приводит к некоторой неоднозначности в определении значения критического тока, что можно видеть из рис. 4, где при больших значениях B_0 становится отчетливо заметна разница между значениями индукций полей, измеренных спустя 1 и 10 мин с момента удаления выдвижной части магнитопровода. Такая неоднозначность является следствием более фундаментального факта, заключающегося в том, что значение критической плотности тока в некоторой точке жесткого сверхпроводника второго рода, строго говоря, не является константой, а зависит от величин магнитного и электрического полей в этой точке [5].

Хотя непосредственное измерение магнитного поля внутри кольца было невозможно, принимая во внимание высокую скорость уменьшения величины поля при удалении от кольца (рис. 5), можно ожидать, что поле в центре кольца было значительно больше поля в точке измерения. Подставляя $\Delta Z = -L/2$ в выражение (1), можно получить значение величины поля в центре кольца, равное 0,16 Тл.

Выводы. Предложенный метод измерения критической величины тока в сверхпроводящих кольцах оказался особенно удобным для проведения измерений на кольцах большого размера, изготовленных из высокотемпературной текстурированной сверхпроводящей керамики, работающих при температуре жидкого азота и способных пропускать токи в сотни и тысячи ампер практически без диссипации энергии. Основными достоинствами этого метода являются исключение влияния магнитного потока, захваченного в стенках кольца, на результаты измерений тока и возможность наведения больших токов с помощью первичной катушки небольшого размера.

Перспективность использования высокотемпературной сверхпроводящей керамики для созда-

ния замкнутых контуров была продемонстрирована на примере сверхпроводящего YBaCuO кольца, изготовленного методом текстурирования из расплава в присутствии температурного градиента. В сверхпроводящем кольце с наружными размерами $5 \times 5,5 \times 3$ мм³ и двухмиллиметровым центральным отверстием был наведен ток в 590 А, соответствующий плотности тока в 13000 А/см².

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Polak M., Windte V., Schauer W. et al. Contactless measurement of voltage—current characteristics of high- T_c thin film superconductors. — Physica C, 1991, vol. 174.
2. Polak M., Windte V., Schauer W. et al. Critical current in disk shaped YBaCuO films determined by an inductive method. — Supercond. Sci. Technol. 1992, vol. 5.
3. Reitz J.R., Milford F.J., Christy R.W. Foundation of Electromagnetic Theory. 3-rd ed. Addison-Wesley Publishing Company, 1979.
4. Parks R.D. Superconductivity, 1969, vol. 2, Ch. 19. P. 1152. — N.Y.: Marcel Dekker Inc.
5. Caplin A.D., Cohen L.F., Perkins G.K., Zhukov A.A. The electric field within high-temperature superconductors: mapping the E—J—B surface. — Supercond. Sci. Technol. 1994, vol. 7.

[10.04.97]

Авторы: Филатов Алексей Владимирович в 1994 г. окончил факультет «Информатика и системы управления» Московского государственного технического университета (МГТУ) им. Баумана по специальности «Гироскопические приборы и системы ориентации, стабилизации и навигации». Аспирант МГТУ.

Полущенко Ольга Леонидовна в 1965 г. окончила факультет «Автоматизация и механизация производства» МГТУ. В 1974 г. в МГТУ защитила кандидатскую диссертацию по вопросам горячего прессования ферритов. Начальник сектора МГТУ.

Нижельский Николай Александрович в 1973 г. окончил факультет «Автоматизация и механизация производства» МГТУ. В 1983 г. защитила кандидатскую диссертацию по проблемам плазменного напыления ферритов. Старший научный сотрудник МГТУ.

Лисицкий Владимир Наумович в 1982 г. окончил факультет «Автоматизация и механизация производства» МГТУ. Научный сотрудник МГТУ.

Импульсный трансформатор со слабой связью между обмотками

КАШТАНОВ В.В.

Проведен анализ передачи прямоугольных импульсов трансформаторов в новой области применения — с коэффициентом магнитной связи между обмотками значительно меньше единицы. Показано, что такие трансформаторы могут обеспечивать высокое качество формы выходных квазипрямоугольных импульсов при активной нагрузке. Найдены расчетные соотношения параметров трансформатора с малой связью. Указаны пути реализации оптимальных параметров.

Ключевые слова: импульсный трансформатор, малая магнитная связь, качество формы импульсов, прямоугольные импульсы

Применяемые в радиоэлектронике и прикладной физике трансформаторы квазипрямоугольных импульсов имеют коэффициент связи между обмотками, близкий к единице. Высокий коэффициент связи обеспечивает достаточно малые искажения трансформируемых импульсов [1–3]. Возможно, однако, применение импульсных трансформаторов с малым коэффициентом связи, определяемым относительно большим расстоянием между обмотками из-за высокой изоляции или, например, медицинских требований под кожного размещения вторичной обмотки [4].

Основным отличием таких трансформаторов от широко применяемых являются высокие значения их индуктивностей рассеяния по сравнению с индуктивностью намагничивания.

Пренебрежение индуктивностью намагничивания в случае малого коэффициента связи (принятое обычно при анализе фронта импульсов) недопустимо: необходим учет совместного влияния всех индуктивностей трансформатора. Для выяснения основных свойств такого трансформатора пренебрежем влиянием его паразитных емкостей. При этом его эквивалентная схема имеет вид, приведенный на рис. 1, где R — внутреннее сопротивление источника импульсов $E_1(t)$; R_1 — сопротивление потерь первичной обмотки; $L_1 = L_1 - nM$ — индуктивность рассеяния первичной обмотки; L_1 — индуктивность первичной обмотки w_1 ; M — взаимная индуктив-

An analysis is made of the transmission of rectangular pulses by a transformer in a new area of application — when the magnetic coupling coefficient between the windings is much lower than unity. It is shown that such transformers can ensure high quality of the shape of output quasirectangular pulses in the case of an active load. Relationships for the calculation of the parameters of a transformer with a weak coupling are given and the ways of achieving optimum parameters are shown.

Key words: pulse transformer, weak magnetic coupling, quality of pulse waveform, rectangular pulses

ность; $n = w_1/w_2$ — коэффициент трансформации; $L_2 = n^2(L_2 - M/n)$ — приведенная индуктивность рассеяния вторичной обмотки; L_2 — индуктивность вторичной обмотки w_2 ; $R_2^* = n^2 R_2$ — приведенное сопротивление потерь вторичной обмотки; $R_H^* = n^2 R_H$ — приведенное сопротивление нагрузки; R_H — сопротивление нагрузки; $L_0 = nM$ — индуктивность намагничивания.

Система операторных уравнений контурных токов для схемы рис. 1 имеет вид

$$\left. \begin{aligned} E_1(p) &= (R + R_1) I_1(p) + p(L_1 + L_0) I_1(p) - pL_0 I_H(p); \\ 0 &= (R_H^* + R_2^*) I_H(p) + p(L_2 + L_0) I_H(p) - pL_0 I_1(p). \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

Решая эту систему уравнений при $U_2(p) = R_H^* I_H(p)$ и введя безразмерные параметры

$$r = \frac{R}{R_H^*}, \quad r_1 = \frac{R_1}{R_H^*}, \quad r_2 = \frac{R_2^*}{R_H^*}, \quad l_1 = \frac{L_1}{L_0}, \quad l_2 = \frac{L_2}{L_0}, \quad \text{получаем}$$

$$U_2(p) = \frac{pL_0 R_H^* E_1(p)}{p^2 L_0^2 A_2 + pL_0 R_H^* A_1 + R_H^{*2} A_0}, \quad (2)$$

где $A_2 = \frac{1-K^2}{K^2}$; $A_1 = (1+l_1)(1+r_2) + (1+l_2)(r+r_1)$; $A_0 = (1+r_2)(r+r_1)$; $K = \frac{1}{\sqrt{(1+l_1)(1+l_2)}}$ — коэффициент связи.

Входной прямоугольный импульс трансформатора можно представить как

$$E_1(t) = E_1 [1(t) - 1(t - t_n)], \quad (3)$$

где $1(t)$ — функция Хевисайда; t_n — длительность импульса; E_1 — амплитуда.

В соответствии с (3) выходной импульс может быть получен суперпозицией выходных напряжений от двух входных ступенчатых напряжений разной полярности, смещенных во времени на t_n , поэтому рассмотрим передачу ступенчатого входного напряжения $E_1(t) = E_1 1(t)$. При этом

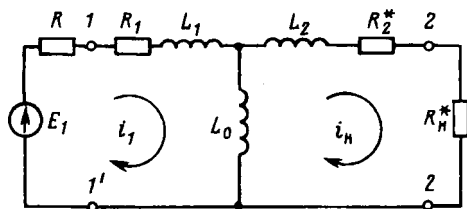


Рис. 1. Эквивалентная схема трансформатора

$$E_1(p) = E_1/p \text{ и } U_2(p) = \frac{L_0 R_H^* E_1}{p^2 L_0^2 A_2 + p L_0 R_H^* A_1 + R_H^{*2} A_0}.$$

Для упрощения выражения $U_2(p)$ введем безразмерный оператор $p_1 = p \frac{L_0}{R_H^*} = p \tau_0$. Тогда

$$U_2(p_1) = \frac{\tau_0 E_1}{p_1^2 A_2 + p_1 A_1 + A_0} = \frac{\frac{\tau_0}{A_0} E_1}{p_1^2 \frac{A_2}{A_0} + p_1 \frac{A_1}{A_0} + 1}. \quad (4)$$

Положив $p_2 = p_1 \sqrt{A_2/A_0}$ и обозначив $M_1 = \frac{1}{\sqrt{A_0 A_2}}$, $\delta = \frac{A_1}{\sqrt{A_0 A_2}}$, получим

$$U_2(p_2) = \frac{\tau_0 \sqrt{A_2/A_0} M_1 E_1}{p_2^2 + \delta p_2 + 1}. \quad (5)$$

По теореме подобия оригинал изображения (5) имеет вид

$$U_2(\tau) = \frac{M_1 E_1}{a-b} (e^{a\tau} - e^{b\tau}), \quad (6)$$

где

$$a = -\frac{\delta}{2} + \sqrt{\delta^2/4 - 1}; \quad b = -\frac{\delta}{2} - \sqrt{\delta^2/4 - 1}; \quad (7)$$

$\tau = \frac{t}{\tau_0 \sqrt{A_2/A_0}}$ — обобщенное время.

Нормированное напряжение нагрузки $u_2(\tau) = \frac{U_2(\tau)}{E_1}$:

$$u_2(\tau) = M_1 C F(\tau), \quad (8)$$

где

$$C = \frac{1}{2\sqrt{\delta^2/4 - 1}}; \quad F(\tau) = e^{a\tau} - e^{b\tau}. \quad (9)$$

Для определения амплитуды выходного импульса найдем максимум $F(\tau)$:

$$\frac{dF}{d\tau}(\tau_m) = a e^{a\tau_m} - b e^{b\tau_m} = 0; \quad \tau_m = \frac{1}{a-b} \ln \frac{b}{a}.$$

Обозначив $\gamma = b/a$, получим

$$F_m = e^{1-\gamma} \ln \gamma - e^{1-\gamma} \ln \gamma = \frac{\gamma-1}{\gamma} \gamma^{1-\gamma}. \quad (10)$$

Нормированная амплитуда напряжения нагрузки u_{2a} :

$$u_{2a} = M_1 C F_m = \frac{F_m}{2\sqrt{A_1^2/4 - A_0 A_2}}. \quad (11)$$

Выходное напряжение при τ больше длительности входного прямоугольного импульса $\tau_{1и}$ имеет вид

$$u_2(\tau) = M_1 C [e^{a\tau} - e^{a(\tau-\tau_{1и})} + e^{b(\tau+\tau_{1и})} - e^{b\tau}]. \quad (12)$$

Как видно из (6) и (7), характер передачи входного импульса определяется одним обобщен-

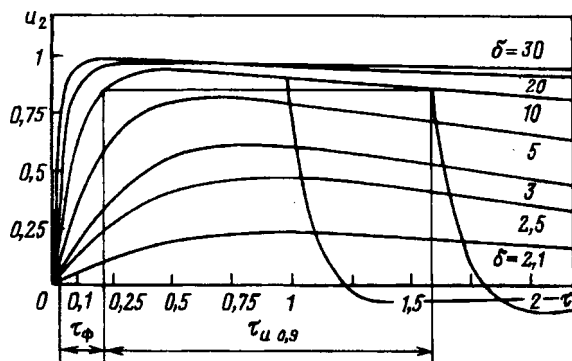


Рис. 2. Выходные импульсы трансформатора

ным параметром δ :

$$\delta = \frac{(1+l_1)(1+r_2) + (1+l_2)(r+r_1)}{\sqrt{(1+r_2)(r+r_1)}} \frac{K}{\sqrt{1-K^2}}. \quad (13)$$

На рис. 2 приведены кривые нормированного напряжения нагрузки $u_2(\tau)$ при различных δ для ступенчатого и прямоугольного входного напряжения. Как видно из рис. 2, неравномерность (скос) вершины выходного импульса определяется снижением напряжения к его концу. Качество формы импульсов (малая неравномерность вершины и малые относительные длительности фронта $\tau_{\phi}/\tau_{и}$ и среза $\tau_{с}/\tau_{и}$) улучшается с ростом параметра δ . Для $\delta=30$ неравномерность вершины 5%, при $\frac{\tau_{\phi}}{\tau_{и}} = \frac{0,065}{1,725} \approx 4\%$. Практически с помощью различных видов коррекции можно сформировать входные импульсы с нарастающей вершиной, компенсирующей неравномерность вершины, приведенной на рис. 2, поэтому допустимо значение $\delta < 30$.

Ниже приведены значения междоциальной τ_{ϕ} и $\tau_{и}$ на уровне 0,9 амплитуды при неравномерности (скосе) напряжения к концу импульса в 10%:

δ	3	5	10	20	30	50
τ_{ϕ}	0,5	0,33	0,2	0,11	0,065	0,03
$\tau_{и}$	0,9	1,07	1,39	2,29	3,5	5,6
$\tau_{\phi}/\tau_{и}$	0,56	0,31	0,144	0,048	0,019	0,005

Как видно, практически приемлемо значение $\delta \geq 5$.

Возможны различные вариации параметров, определяющих δ .

При равных индуктивностях рассеяния $l_1 = l_2 = l$

$$K = \frac{1}{1+l}, \quad \delta = F_1(l) F_2,$$

$$\text{где } F_1(l) = \frac{1+l}{\sqrt{l(2+l)}}; \quad F_2 = \sqrt{\frac{1+r_2}{r+r_1}} + \sqrt{\frac{r+r_1}{1+r_2}}.$$

Значения $l \ll 1$ соответствуют трансформатору с $K \rightarrow 1$ и обеспечивают высокие значения па-

раметра δ .

При $l \geq 1$ ($K \leq 0,5$) значение F_1 близко к единице, поэтому величина δ определяется значением F_2 и уменьшение коэффициента связи не улучшает форму выходных импульсов. Для получения высоких значений F_2 необходимо резко увеличивать или уменьшать параметр потерь r_2 по сравнению с суммой $(r+r_1)$.

Более эффективным и экономичным путем увеличения δ является выбор малого значения одной из индуктивностей рассеяния при высоком значении другой ($l_1 \neq l_2$).

При $l_1 \ll 1$

$$\delta \approx \frac{1}{\sqrt{l_2}} \sqrt{\frac{1+r_2}{r+r_1}} + \frac{1+l_2}{\sqrt{l_2}} \sqrt{\frac{r+r_1}{1+r_2}}; \quad (14)$$

при $l_2 \ll 1$

$$\delta \approx \frac{1}{\sqrt{l_1}} \sqrt{\frac{r+r_1}{1+r_2}} + \frac{1+l_1}{\sqrt{l_1}} \sqrt{\frac{1+r_2}{r+r_1}}. \quad (15)$$

Как видно из выражений (14) и (15), увеличение одной из индуктивностей рассеяния приводит к росту значения δ . При этом коэффициент связи уменьшается. Скорость роста δ зависит от соотношений параметров r , r_1 и r_2 . Для $l_1 \ll 1$ она выше при полном (согласованном) разряде накопителя энергии источника импульсов ($r=1$), для $l_2 \ll 1$ она выше при частичном разряде накопителя источника импульсов ($r \ll 1$). При $r_1=r_2=r=l_2=0,1$, $l_1=10$, $K=0,287$, $\delta=7,86$, что соответствует приемлемому качеству формы квазипрямоугольных импульсов. При увеличении l_1 до $l_1=100$ $K=0,095$, $\delta \approx 22,6$, что соответствует высокому качеству формы импульсов.

Индуктивности рассеяния обмоток связаны с магнитной проводимостью путей потоков рас-

сеяния Λ_p как

$$L_1 = w_1^2 \Lambda_{p1}, \quad L_2 = n^2 w_2^2 \Lambda_{p2} = w_1^2 \Lambda_{p2},$$

поэтому

$$\frac{L_1}{L_2} = \frac{\Lambda_{p1}}{\Lambda_{p2}}. \quad (16)$$

Как видно из (16), относительное повышение одной из индуктивностей рассеяния может быть получено увеличением соответствующей магнитной проводимости. Это может быть достигнуто использованием ферромагнитного сердечника на одну из обмоток. При общем сердечнике может использоваться магнитный шунт или вспомогательный сердечник одной из обмоток.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ицхоки Я.С. Импульсные трансформаторы. — М.: Советское радио, 1950.
2. Матханов П.Н., Гоголицин Л.З. Расчет импульсных трансформаторов. — Л.: Энергия, 1980.
3. Вдовин С.С. Проектирование импульсных трансформаторов. — Л.: Энергия, 1991.
4. А.с. 1627189 (СССР). Имплантируемый электроимпульсатор / В.В. Каштанов и др. — Оpubл. в БИ. 1991. № 6.

[12.05.97]

Автор: Каштанов Виктор Владимирович окончил в 1953 г. физический факультет Саратовского государственного университета (СГУ). В 1970 г. защитил кандидатскую диссертацию по теме «Некоторые вопросы генерации и анализа формы импульсов мощных ламповых модуляторов» в Харьковском институте радиоэлектроники. Доцент кафедры электро- и радиотехники физического факультета СГУ.

Бут Д.А. Основы электромеханики. — М.: Изд-во МАИ, 1996, 467 с.

Книга проф. Д.А. Бута допущена Минобразования РФ в качестве учебного пособия для студентов, специализирующихся по направлению «Электротехника, электромеханика и электротехнология». Она представляет большой интерес и для научных работников, аспирантов и инженеров. Книга написана на основе многолетнего научно-педагогического опыта проф. Д.А. Бута, авторитетного специалиста в области электромеханики и автономной электроэнергетики.

Книга отличается рациональным методическим построением. В главе 1 даны общие физические основы электротехники, проанализированы особенности электрических и магнитных полей в преобразователях энергии, электромагнитные силы и моменты.

Процессы электромеханического преобразования энергии рассмотрены вначале на локальном уровне в заданной точке пространства, а затем в общей модели преобразователя с дискретными проводниками, что позволяет не только отразить общие закономерности процессов, но и оценить рациональные значения параметров преобразователя (КПД, относительных напряжений, допустимых плотностей тока и др.).

В главе 2 рассмотрены магнитные и электрические цепи преобразователей энергии. Отдельно выявлены особенности цепей с обмотками возбуждения и постоянными магнитами, даны основные сведения о сверхпроводниковых магнитных системах, отражена роль высших гармоник полей, рассмотрены изображающие векторы и преобразования координат в электромеханике.

Материал первых глав содержит глубокий анализ физических явлений в электромеханике и облегчает дальнейшее рассмотрение конкретных типов преобразователей, обеспечивая логический переход от общего к частному.

Главы 3—5 посвящены анализу синхронных машин, трансформаторов и асинхронных машин, машин постоянного тока. Автору удалось не только отразить в компактной форме теорию электрических машин, но и акцентировать внимание на важных вопросах современных разработок, связанных с использованием в электромеханике постоянных магнитов, бесконтактных электри-

ческих машин, асинхронных преобразователей как в двигательных, так и в генераторных режимах, вентильных генераторов и двигателей. Особый интерес представляет развитый автором подход к теории асинхронных машин непосредственно на базе уравнений Максвелла, позволивший получить ряд новых важных соотношений (например, связь линейных нагрузок обмоток статора и ротора через магнитное число Рейнольдса, простые и наглядные формулы для коэффициента мощности, удельной массы и др.). Важными и актуальными являются разделы, посвященные разработке теории вентильных машин с учетом реакции якоря и коммутационных процессов.

Для основных типов рассматриваемых машин автор помимо общего теоретического анализа получает базовые расчетные соотношения для оценки размеров и массы преобразователей в нормальных и форсированных режимах, в том числе с изначальным учетом электромеханической постоянной времени. Это позволяет быстро определять возможность применения каждого типа преобразователя для заданных условий работы, его системотехнические показатели (с. 140—143, 220—223 и др.).

В главе 6 демонстрируется естественный переход от частного к общему и рассматриваются обобщенные методы анализа электромеханических устройств на базе систем координат $(\alpha\beta)$ и (dq) , а также теории Лагранжа, что наглядно подтверждает единство фундаментальных физических процессов в преобразователях различного типа.

Одним из наиболее интересных является материал главы 7, посвященной электромеханическим преобразователям новых типов — сверхпроводниковым, магнитогидродинамическим, компрессионным, ударным и др., а также перспективным транспортным системам на магнитном подвесе, электродинамическим ускорителям масс, емкостным электрическим машинам. Эта глава всесторонне отражает современное состояние и перспективы развития электромеханики в целом.

Важными представляются обобщения и выводы, содержащиеся в разделе «Электромеханика

сегодня и завтра» (с. 375—395) и основанные на сопоставлении основных типов электромеханических преобразователей, их достоинств и недостатков, рациональных областей использования, путей совершенствования.

В методическом плане весьма интересны и полезны оригинальные методики расчета основных типов электрических машин, приведенные в приложении. Методики обеспечивают быструю и эффективную оценку главных показателей машин и выявление областей поиска их оптимизированных вариантов.

Особенно актуальными представляются расчетные алгоритмы для машин с постоянными магнитами, позволяющие учесть потоки рассеяния магнитов с радиальным и тангенциальным намагничиванием (с. 455—460). Методики основаны на использовании безразмерных параметров, обладают физической наглядностью и обеспечивают хорошую точность результатов при малых затратах расчетного времени.

К достоинствам книги следует отнести тот факт, что большинство содержащихся в ней положений апробированы в виде научных публикаций автора.

По содержанию книги могут быть сделаны замечания:

недостаточное внимание уделено рассмотрению тепловых режимов электромеханических

преобразователей. Как известно, именно они определяют выбор таких важных параметров, как линейная нагрузка, плотность тока и др. Следовало бы подробнее выявить зависимость между электромагнитными и тепловыми процессами;

желательно было бы уделить внимание быстро развивающимся вентильно-индукторным двигателям (названным в книге управляемыми реактивными двигателями). Такие двигатели благодаря простоте конструкции ротора и полупроводникового коммутатора начинают играть заметную роль в современной электромеханике;

следует признать недостаточным малый тираж книги (1000 экз.), рассчитанной на широкий круг специалистов и студентов.

Замечания носят характер рекомендаций и могут быть учтены при переиздании книги.

В целом книга проф. Д.А. Бута, безусловно, заслуживает положительной оценки, так как является удачной попыткой представить теорию и практику электромеханического преобразования энергии с позиций современного подхода, адекватно отражающего состояние и перспективы развития электромеханики как важнейшего научно-технического направления.

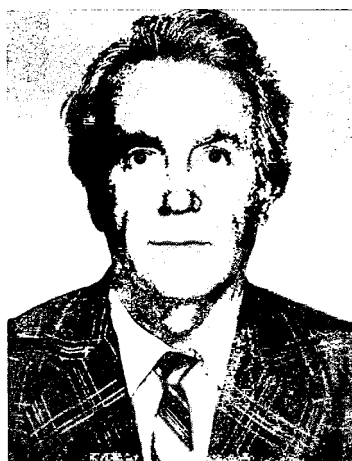
*Винокуров В.А.,
доктор техн. наук, проф.*

Леонард Леонардович Богатырев

(К 60-летию со дня рождения)

Исполнилось 60 лет со дня рождения Леонарда Леонардовича Богатырева, доктора технических наук, профессора Уральского государственного технического университета (бывший УПИ). В 1960 г. он окончил электротехнический факультет УПИ, и с тех пор вся его трудовая деятельность связана с этим вузом. В 1968 г. Леонард Леонардович защитил кандидатскую, а в 1990 г. докторскую диссертации, звание профессора получил в 1992 г., избран действительным членом Международной энергетической академии в 1994 г., членом-корреспондентом Академии электротехнических наук РФ в 1993 г. В 1996 г. Л.Л. Богатырев стал членом Международной ассоциации инженеров-электроэнергетиков (IEEE). С 1970 по 1986 гг. Л.Л. Богатырев работал заместителем декана и деканом электротехнического факультета УГТУ-УПИ.

Проф. Л.Л. Богатырев ведет активную и плодотворную работу по совершенствованию и развитию математического обеспечения автоматических систем управления аварийными



режимами энергосистем. В настоящее время его научные интересы связаны с созданием экспертных систем принятия решений по развитию и функционированию электроэнергетических систем в условиях неопределенности и нечеткости исходной информации. Л.Л. Богатырев является инициатором и одним из ведущих координаторов создания и функционирования системы повышения квалификации управленческого персонала энергетических предприятий по энергосберегающим технологиям при правительстве Свердловской области.

Под руководством Л.Л. Богатырева защищено 14 кандидатских и 1 докторская диссертации. Результаты его научных разработок нашли практическое воплощение в АСДУ энергосистем России, стран СНГ и Монголии.

Проф. Л.Л. Богатырев — автор более 220 научных трудов, 8 монографий, 5 докладов на международных конференциях в Португалии, Румынии, Монголии, России, его труды опубликованы в США, Англии, Франции, Германии.

Леонард Леонардович — член президиума Областного правления научно-технического общества энергетиков и электротехников, председатель Совета по энергосбережению Уральского государственного технического университета, член Совета по защитах диссертаций при УГТУ-УПИ. Он награжден медалью «За трудовую доблесть», нагрудным знаком МВО СССР за отличные успехи в системе высшего образования страны, Почетной грамотой Верховного совета СССР.

Петр Иванович Бартоломей

(К 60-летию со дня рождения)

Исполнилось 60 лет со дня рождения и 40 лет научно-педагогической деятельности доктора технических наук, профессора, действительного члена Академии инженерных наук РФ Петра Ивановича Бартоломея, заведующего кафедрой «Автоматизированные электрические системы» Уральского государственного технического университета (бывший УПИ).

После окончания УПИ он навсегда связал свою жизнь с кафедрой и институтом. В 1966 г. защитил кандидатскую диссертацию, а в 1985 г. докторскую, посвященную исследованию и разработке методов второго порядка для решения задач анализа и планирования режимов электроэнергетических систем. Его монография «АСУ и оптимизация режимов ЭЭС» (1983) с успехом используется в учебном процессе многих вузов страны. П.И. Бартоломей относится к поколению отечественных ученых, которые много сделали для освоения и применения вычислительной техники и программного обеспечения в ЭЭС, создания автоматизированных систем диспетчерского управления. Заметное отставание в вычислитель-



ных средствах по сравнению с зарубежными системами компенсировалось оригинальными, экономными по памяти и быстродействующими алгоритмами. В настоящее время научные интересы П.И. Бартоломея связаны с проблемами информационного обеспечения АСДУ.

П.И. Бартоломей — автор более 170 научных и учебно-методических работ, в том числе 10 монографий, ряда докладов на международных конференциях PSCC (Гренобль, Кембридж, Лиссабон, Хельсинки), а также трудов, опубликованных за рубежом (в Польше, Румынии, Бельгии, Монголии и др. странах). В 1996 г. он стал чле-

ном Международной ассоциации инженеров-электроэнергетиков (IEEE).

И все-таки, главное место в жизни П.И. Бартоломея занимает педагогическая деятельность. Он поставил и впервые прочитал на кафедре такие дисциплины, как «Применение ЭВМ в электроэнергетике», «АСУ и оптимизация режимов», «Информация в АСДУ ЭЭС», «Основы теории дискретных автоматов». П.И. Бартоломей неоднократно отмечался как лучший лектор университета.

Более 100 выпускников кафедры выполнили свои дипломные работы под его руководством, две студенческие работы получили медали всесоюзного и всероссийского конкурсов. П.И. Бартоломей — член Совета УМО и заместитель председателя НТС по направлению «Электроэнергетика» Министерства высшего и профессионального образования РФ, в УГТУ он возглавляет методическую комиссию по многоуровневому образованию, награжден знаком МВО СССР за отличные успехи в системе высшего образования страны.

Анатолий Трофимович Пластун

(К 60-летию со дня рождения)

Исполнилось 60 лет со дня рождения заведующего кафедрой электрических машин Уральского государственного технического университета (бывший УПИ), профессора, доктора технических наук, члена-корреспондента Академии электротехнических наук России Анатолия Трофимовича Пластуна.

После окончания в 1960 г. УПИ А.Т.Пластун прошел путь от ассистента кафедры до ее руководителя. В 1967 г. он защитил кандидатскую диссертацию, в 1986 г. — докторскую.

Проф. А.Т.Пластун является известным специалистом в области электрических машин. Его научная деятельность связана с проблемой магнитного и электрического совмещения электромеханических преобразователей энергии. Возглавляя научное направление по указанной проблеме, он первым в отечественной и зарубежной практике разработал и использовал принципы и способы формирования полей возбуждения электромеханических преобразователей энергии при нетрадиционно совмещенном их исполнении, основы теории и методы расчета. Научные исследования, выполненные А.Т.Пластуном, отличаются тесной связью с производством, оригинальными и эффективными решениями.

В период с 1971 по 1976 гг.



под руководством А.Т.Пластуна была выполнена модернизация системы возбуждения синхронного двигателя главного привода бурового насоса БУ-80 для более чем семидесяти буровых установок. В начале 80-х годов для фирмы «Шантье де Атлантик» (Франция) впервые в отечественном электромашиностроении и зарубежной практике был разработан и изготовлен совместно с ОАОТ «Уралэлектротяжмаш» новый тип бесщеточного возбудителя для дизель-генераторов мощностью 1,8 мВт и 5,3 мВт, в котором использованы элементы нетрадиционного совмещения.

В начале 90-х годов по разработкам научной группы, руководимой А.Т.Пластуном, на заводе ЛТГЗ (г. Лысьва) были созданы образцы компрессорных синхронных двигателей с нетрадиционно совмещенным индукторным возбудителем.

Сегодня по разработкам, выполненным под руководством и при непосредственном участии А.Т.Пластуна, ОАОТ «Уралэлектротяжмаш» впервые в отечественной и зарубежной практике освоило производство нового поколения бесщеточных совмещенных многофункциональных возбудительных устройств синхронных машин, не имеющих аналогов в практике электромашиностроения.

За разработку бесщеточного возбудителя типа КАСВО главного привода бурового насоса БУ-80 А.Т.Пластун награжден серебряной медалью ВДНХ.

Анатолий Трофимович Пластун — автор более 200 печатных научных и методических трудов, 20 авторских свидетельств на изобретения и патентов. Им подготовлено 10 кандидатов наук, при его консультации защищена докторская диссертация.

Проф. А.Т.Пластун много сделал для совершенствования учебного процесса. При его непосредственном участии создана уникальная учебная лаборатория электрических машин, в учебный процесс внедрены новые технологии обучения.

За плодотворную учебно-воспитательную, методическую и научную деятельность проф. А.Т.Пластун награжден медалями, знаками «Изобретатель СССР» и «За отличные успехи в работе».

Зарубежные читатели могут оформить подписку на наш журнал (на русском языке) через следующие фирмы:

Albania

Botimpex
Publications Import-Export
Agency
Rr. «Naim Frasheri»
P.84
Sh.2 Ap.37
Tirana
Tel./Fax: 26886

Australia

C.B.D. Library and
Subscriptions Service
P.O. Box 255
Plympton
South Australia 5038
Fax: 82938 150

Centre for Russian and
Euro-Asian Studies
135, Barry street
Carlton, Vic. 3052
Tel.: 344-5956
Fax: 344-5590
Cordon and Gotch Ltd.
Private bag 290
Burwood Vic. 3125
Tel.: 805-1650
Fax: 808-0437
Eastern Europe Trading
Company
136 Balaclava Road
Caulfield North Victoria 3161
Melbourne

Azerbajdzhan

Firma «Yurd»
37001 Baku,
Niyazi, 11
Tel.: 92-89-57
Fax: 92-91-55

Беларусь

220004 Минск,
ул. Короля, 16
Изд-во «Красико-Принт»
Тел.: 20-55-54
Факс: 20-26-14

Belgique

Librairie du Monde Entier
110, BLD.H.Max
B-1000, Bruxelles
Fax: 223-2652

Brasil

Livraria V.Rozov
Rua 24 de Maio, 35
3 Andar, cj. 312
Cep. 01041 São Paulo
Fax: 578-2074

България

«Hemus» Books & Press
1000 София
Ил «Raiko Daskalov Square»
Fax: 88-34-19

«Razprostranenie na petchata»
1202 София
Klokotnitsa, 2A
Fax: 31-60-37

Canada

Troyka Limited
799 College Street
Toronto, Ontario
Canada M6G 1C7
Tel.: 535-6693
Fax: 535-3265

China

China National Publications
Import-Export Corp.

P.O. box 88, 16 Congthi E.Road
Chaoyang District, Beijing
100704, PRC
Fax: 506-3101

Croatia

Tamaris
Book Imported and
Subscription Agent
Petrinjska, 11
41000 Zagreb

Česká Republika

«První Novinová Společnost A.S.»
Hvozďanská, 5-7
14831 Praha 4
Fax: 793-4607

Danmark

Arnold Busck
International Boghandel A/S
49 Kobmagergade
DK-1150 København K
Tel.: 12-24-53
Fax: 93-04-34

MUNKSGAARD

Subscription Service
35 Norre Sogade
P.O. Box 2148
DK-1016 København K
Tel.: 12-8570
Fax: 12-9387

G.E.C.GAD Stakbogladden
Slavic Department
NDR. Ringgade 3
DK-8000 Aarhus C
Tel.: 12-8844
Fax: 20-9102

RHODOS

International
Subscription Agency
Niels Brocks Gard
36 Strandgade
DK-1401 København K
Tel.: 54-3060
Fax: 96-2245
Slavisk Boghandel
5 Christian IXs Gade
DK-1111 København K
Tel.: 31-3826
Fax: 11-3826

Eesti

eesti Ajakirjanduslevi
Tuukri Poik 6, EE 0102
Tallinn
Tel.: 42-6065
Fax: 42-93-46

England

Dawson UK Ltd.
Cannon House, Park Farm Road
Folkestone
Kent CT 19 5EE
Tel.: 85-0101
Fax: 85-0440

W.H.Everett and Son Ltd.
8 Hurlingham Business Park
Sullivan Road
London SW6 3DU
Tel.: 731-8562
Fax: 371-5870

B.H.Blackwell Ltd.
Periodicals Division
P.O. Box 40
Hythe Bridge Street
Oxford
England OX1 2EU
Tel.: 79-2792
Fax: 79-1438

Nordic Subscription
Consultants

Foreign readers can take a subscription to our magazine (in Russian) through the following companies:

P.O. Box 2029
Sturminster Newton
Dorset DT 10 1YE
Tel.: 82-1114
Fax: 82-1115

Thornton's of Oxford Ltd.
11 Broad Street
Oxford OX1 3AR
Tel.: 24-2939
Fax: 20-4021

Slavonic Acquisitions
The British Library
Document Supply Centre
Boston SPA
Wetherby
West Yorkshire
LS 23 7BQ

España

Libreria Rubinos
Alcala 98
Madrid 28009
Tel.: 435-2239
Fax: 575-3272

France

«MK Librairie du Globe»
2 Rue de Buci
75006 - Paris
Fax: 43 25 50 55

Dawson France
Rue de la Prairie
B.P.57
91871 Palaiseau Cedex
Tel.: 69 10 47 00
Fax: 64 54 83 26

«Lavoisier Abonnement»
14 Rue de Provigny
94236 Cachan Cedex

Deutschland

Lange & Springer
Wissenschaftliche
Buchhandlung GmbH &
Co.KG
Otto-Suhr-Allee 26/28
D-10 585 Berlin

Tel.: 340-05-0
Fax: 342-06-11
Buchhandlung «Raduga»
zu Hd. Frau Nina Gebhard
Friedrichstrasse 178-179
D-10117 Berlin
Tel.: 203-02321

Hellás

«Giannicis S.A.»
18 Fidion str.
Athens 10678
«Hellenic Distribution»
Agency Ltd.
1 Digeny Str.,
17456 Alimos
Tel.: 995-5383
Fax: 993-6043

Hong Kong

Apollo Books Co. Ltd.
T.S.T.P.O. Box 95170
Kowloon
Fax: 369-5282

Great Eastern Book Co.
P.O. Box 20005
HENNESSY Post Office
Tel.: 527-7459
Fax: 527-2172
Sinnminchu Publishing Co. Ltd.
Rm.1015, Tower A
Hungghom Commercial
Centre
39 Ma Tau Wai Road
Hungghom, Kowloon

Tel.: 334-9327
Fax: 765-8471

Island

Skakhusid-the Chess House
Laugavegi 118
105 Reykjavik
Iceland
Tel.: 11-9768
Fax: 551-9768

India

International Journals
Distribution Agency, 4-E/15
Jhandewalan, New-Delhi
110005

Israel

Knizhnaia Lavka Ltd.
P/O/Box 11626
Tel-Aviv, 61116
Fax: 528-9735
«Steimatzky Ltd.»
11 Hakishon Str.
P.O. Box 1444
BNEI-BRAK, 51114
Fax: 579-4567

Italia

Libreria Edest
Via Cairoli 12/4
16124 Genova
Fax: 297703

Il Punto Editoriale S.A.S.
Via della Cordonata 5
00187 Roma
Fax: 679-505

Editoriale Stampa
Triestina SpA
Via Montecchi 6
34137 Trieste

Japan

Nauka Ltd.
2-30-19 Minami Ikebukuro
Toshima-ku, Tokyo, 171
Tel.: 981-5266
Fax: 981-5313

Nisso Ltd.
Omiya dai 2 bldg. 6f
4-1-7 Hongo
Bunkyo-ku
Tokyo, Japan
Tel.: 811-6481
Fax: 811-5160

Југославија

Jugoslovenska Knjiga
Preplata
P.O. Box 36
11000 Beograd
Try Republike

Korea

Universal Publications
Agency Ltd.
C.P.O. Box 9084
Seoul, 100-690
Tel.: 735-7809
Fax: 723-3890

Kýpros

Odigitis Bookshop
1A Romanos Str.
Nicosia
Fax: 45-37-57

Latvija

Latvijas Pasts
LV-1000 Riga
Brivibas bulvari, 21

Tel.: 701-8842
Fax: 701-8754
000 «SCS» 7, Riga,
LV-1010, Valkas, 4

«Diena»
Mukusalas, 41
Riga, LV-1004
Tel.: 706-3170
Fax: 706-3168

Luxembourg

Messengeris «Paul Kraus»
B.P.2022
11, Rue Christophe Plantin
L-2339

Magyarország

MKM DunaTrade KFT
1035 Budapest III.
Kerek u.80
Tel.: 250-2358
Fax: 250-0233

Македонија

Krijgoizdatelstvo Makedonska
Knjiga
ul. 11 Oktomvri, b.b.
91000 Скопје
Народна и Универзитетска
Библиотека
Климент Охридски
буле. Тоце Делуев, 6
91000 Скопје

Nederland

Pegasus Subscription
Department
P.O.Box 11470
1001 GL Amsterdam
Tel.: 623-1138
Fax: 620-3478
Martinus Nijhoff International
P.O. Box 269
2501 AX 's-Gravenhage
Tel.: 684-400
Fax: 615-698

New Zealand

Mercury Direct Marketing
P.O. Box 24013 and 24235
Royal
OAK Auckland
2 Carr Road MT Roskill
Auckland
Tel.: 625-3010
Fax: 625-3006

В Москве вы можете оформить подписку на наш журнал с доставкой по любому адресу в любой стране. Обращайтесь по адресу: 117049 Москва, Б.Якиманка, 39, АО «Международная книга», фирма «Периодика».
Контактный телефон 238-4967
Факс 238-4634

Norge

Akademika Universitetsbokhandel
P.O. Box 84-Blindern
N-0314 Oslo
Tel.: 853-030
Fax: 853-053

Österreich

Gerold & Co.
Graben 31
1011 Wien
Tel.: 533-50-140
Fax: 533-50-1412

Polska

«Ars Polona»
Centrala Handlu
Zagranicznego
Krakowskie Przedmiescie, 7
Warszawa

IPS JOURNALS
ul. Piekna, 24/26
00 549 Warszawa
Fax: 621-5470

Orpan
Biuro Importu
Palac Kultury i Nauki
00-901 Warszawa
Fax: 26-8670

«RUCH» S.A.
Oddzial Krajowej Dystrybucji Prasy
Dzial Wspolpracy z Zagranico
ul. Towarowa, 28
00958 Warszawa
Fax: 620-1782

PRESS
Pl. Na Rozdrozu, 3
00 584 Warszawa
Fax: 628-8399

Romania

Rodipet S.A.
Piața Presei Libere No 1 -
Sector 1,
București

Србија

PROEX EXPORT-IMPORT
AGENCY
TERAZIJE, 16/1,
1001 Београд

Slovakia

PNS S.P.
Pribinova 25
813 81 Bratislava
Fax: 566-4814

«Slovart» G.T.G. Ltd.
Krupinska, 4
852 99 Bratislava 5
Fax: 839-485

Slovenia

Canjarjeva Založba
P.O. Box 201-IV
61001 Ljubljana
Državna Založba Slovenije
P.O. Box 50-I
61000 Ljubljana

Suisse

Pinkus Genossenschaft
Froschaugasse 7
Postfach 8025 Zürich
Tel.: 251-2674
Fax: 251-2682

Librarie Cobram

Rue due Grand Pre 11
CH-1211 Geneve 7
Tel.: 733-9512
Fax: 740-1530

Dynapress Marketing S.A.
Subscription Dept.
38 Avenue Vibert, CH-1227
Carouge, Geneve
Tel.: 308-0444
Fax: 308-0859

Suomi

OY TIBO-TRADING AB
Subscriptions Department
P.O. Box 33
SF-21601 Pargas
Tel.: 214589-355
Fax: 214589-164

SUOMALAINEN
KIRJAKAUPPA
Subscription Department
P.O. Box 2
SF-01641 Vantaa
Tel.: 9852-751
Fax: 9852-7990

Akateeminen Kirjakauppa
Services Subscription
PL/PB 23
SF-00371 Helsinki
Tel.: 12141
Fax: 121-4450

Hansel Ltd.
P.O.Box 108
00381 Helsinki
Tel.: 560-21
Fax: 560-2360

Translatio Rustica
Isomäntymäkatu 3A
SF-00520 Helsinki
Tel.: 777-2357
Fax: 757-1295

Sverige

Wennergren-Williams
Informationsservice AB
Subscription Department
P.O. Box 1305, S-17125 Solna
Tel.: 7059-750
Fax: 2700-71

Bibliotekstjänst AB
Subscription Department
Traktortv. 11, Box 200
S-22100 Lund
Tel.: 180-000
Fax: 307-947

USA

Victor Kamkin
Bookstore INC
4956 Boiling Brook Parkway
Rockville, MD 20852
Tel: 881-5973
Fax: 881-1637
Victor Kamkin
Bookstore, Inc.
925 Broadway
New York, N.Y. 10010
Tel.: 673-0776

Znание Book Store
5237 Geary Boulevard
San Francisco, CA 94118
Tel.: 752-7555
Fax: 752-4347

Almanac Press, Inc.
501 South Fairfax Avenue
Suite 206
Los Angeles, CA 90036
Tel.: 931-2692
Fax: 931-7748

Vietnam

XUNHASABA
32 Hai Ba Trung
Hanoi, S.R.V.
Fax: 8252-860

XUNHASABA
25B Nguyen Binh Khiem
1st District
Hochiminh City
Tel.: 8241-320
Fax: 8241-321

In Moscow You can take a subscription to our magazine with a delivery to any address in any country all over the world at: 117049 Moscow, Bolshaya Yaki-manka, 39, AO «Mezhdunarodnaya kniga», «Periodika» company.
Contact tel.: (095) 238-4967
Fax: (095) 238-4634

Адреса редакции: 103012 Москва, К-12, Б. Черкасский пер., 2/10

☎ 924-24-80, 928-88-69; факс 315-0698

101000 Москва, Главный почтамт, абонентный ящик № 648

Художественный редактор Т.А. Дворецкова

Сдано в набор 25.05.98. Подписано в печать 25.06.98. Формат 60×80 1/8.
Бумага офсетная № 2. Печать офсетная. Усл. печ. л. 9,8. Заказ 377

ЗАО «Знак». 103012 Москва, Б. Черкасский пер., 2/10
Отпечатано в типографии МЭИ
111250 Москва, ул. Красноказарменная, д. 13

Центр "РИД"
при содействии
Торгово-промышленной палаты
Республики Башкортостан,
АО "Башкирэнерго"

**приглашает принять участие
в международных выставках**

**"УРАЛЭНЕРГО—98"
"ЭЛЕКТРИЧЕСТВО—98"**

**20—23 октября 1998 г., Уфа
Республиканский выставочный комплекс РБ
ул. Менделеева, 158 (бывшая ВДНХ)**

*На выставке "Электричество"
будут представлены:*

- технологическое оборудование для производства электрических машин и электротехнического оборудования;
- электротехническое и осветительное оборудование;
- продукция кабельного производства

*На выставке "УралЭнерго"
будут представлены:*

- оборудование машины и технологии для энергетического комплекса.

Адрес оргкомитета:

Телефон: (3472) 225403, 224666, 225412.
Факс: (3472) 223705, 224857, 228823.

*Если Вы работаете в области энергетики или электротехники,
позаботьтесь о том,
чтобы Ваши предприятие, лаборатория, кафедра
не опоздали с подпиской на*

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

- старейший отечественный теоретический и научно-практический журнал, орган Российской Академии наук, Федерации энергетических и электротехнических обществ;
- выходит ежемесячно, предназначен для высококвалифицированных специалистов в области энергетики и электротехники;
- публикует теоретические и научно-практические работы отечественных и зарубежных ученых и инженеров, освещает работу российских и международных конференций, рецензирует учебники и монографии по тематике журнала, помещает материалы по истории электротехники, статьи о выдающихся отечественных ученых;
- журнал поступает во все промышленно развитые страны мира.

*Условия подписки в России и странах СНГ указаны
в каталоге Госкомсвязи РФ*

*Зарубежные читатели могут подписаться на наш журнал
по адресам фирм, указанным на с. 79—80 этого номера,
а также в предыдущих номерах*

*В Москве подписку от зарубежных читателей принимает
АО «Международная книга», фирма «Периодика»
(117049, Б. Якиманка, 39, тел. 238-4967, факс 238-4634)*