

ISSN 0013-5380

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

1999

12

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Секция теоретических основ электротехники, преобразовательной техники, электротехнических материалов

Бутырин П.А., председатель секции (Объединенный институт высоких температур РАН), 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), 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

Лоханин А.К., председатель секции (Всероссийский электротехнический институт), Александров Г.Н. (С.-Петербургский государственный технический университет), Белкин Г.С. (Всероссийский электротехнический институт), Митькин Ю.А. (Ивановская государственная энергетическая академия).

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, Шакарян Ю.Г. (Научно-исследовательский институт электроэнергетики).

Научный редактор — Евсеев Б.Н.

Секция электропривода и автоматизации технологических процессов

Ч.Ф., председатель секции (Московский энергетический институт), Ю.А. (С.-Петербургский государственный электротехнический институт), Козаченко В.Ф. (Московский энергетический институт), (Научно-техническое объединение «Антей»).

Евсеев Б.Н.

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

12
ДЕКАБРЬ
1999

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ И НАУЧНО-ПРАКТИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ

УЧРЕДИТЕЛИ: РОССИЙСКАЯ АКАДЕМИЯ НАУК (Отделение физико-технических проблем энергетики),
ФЕДЕРАЦИЯ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ И ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИХ ОБЩЕСТВ

СОДЕРЖАНИЕ	CONTENTS
Фокин Ю.А., Курилко М.В., Павликов В.С. Декомпозиция в расчетах надежности сложных электро-энергетических систем	Yu.A. Fokin, M.V. Kurilko and V.S. Pavlikov, Decomposition in Calculations of the Reliability of Complicated Electrical Power Systems 2
Кучумов Л.А., Харлов Н.Н., Картасиди Н.Ю., Пахомов А.В., Кузнецов А.А. Использование метода гармонического баланса для расчета несинусоидальных и несимметричных режимов в системах электроснабжения	L.A. Kuchumov, N.N. Kharlov, N.Yu. Kartasidi, A.V. Pakhomov and A.A. Kuznetsov, The Use of the Harmonic-Balance Method for Analysing Non-Sinusoidal and Asymmetric Power Supply Systems 10
Шунтов А.В. К обоснованию эффективности сооружения объектов основной электрической сети	A.V. Shuntov, Verification of the Effectiveness of the Construction of the Units of a Main Electrical Network 21
Штаде Д., Новицкий А.С., Апрельков И.Н. Моделирование фликера, генерируемого мощной дуговой сталеплавильной печью постоянного тока	D. Stade, A.S. Novitskii and I.N. Aprelkov, Modeling of Flicker Generated by High-Power DC Arc Steel Furnace 25
Бут Д.А., Чернова Е.Н. Линейные вентильно-индукторные двигатели. Часть I	D.A. Bout and Ye.N. Chernova, Linear Thyatron Inductor-Type Motors. Part I 32
Лопухина Е.М., Захаренко А.Б. Улучшение показателей асинхронных двигателей с массивными ферромагнитными роторами	E.M. Lopukhina and A.B. Zakharenko, Improving the Characteristics of Induction Motors with Solid Ferromagnetic Rotors 42
Топорков В.П., Федотов Е.В. Устойчивость системы электродвижения с двухроторным сверхпроводниковым синхронно-асинхронным двигателем	V.P. Toporkov and E.V. Fedotov, Stability of Electric Motion Systems with Double-Rotor Super-Conducting Synchronous-Asynchronous Motor 46
Карпова И.М., Титков В.В. Минимизация максимального локального нагрева проводника в импульсном электромагнитном поле при использовании слоистой проводящей среды	I.M. Karpova and V.V. Titkov, Minimization of Maximum Local Heating of Conductor on Pulse Electromagnetic Field when Using Layer Conducting Medium 55
55	CHRONICLE
ХРОНИКА	
Полонский Ю.А., Койков С.Н. Международная научно-техническая конференция «Изоляция-99»	Yu.A. Polonskii and S.N. Koikov, International Conference on Electrical Insulation — ICEI-99 61
Х.Ф. Фазылов (К 90-летию со дня рождения)	Kh.F. Fazylov (to Mark the 90th Anniversary) 64
Указатель материалов, опубликованных в журнале «Электричество» в 1999 г.	List of Publications 65
Алфавитный указатель	Alphabetical Index 70

Декомпозиция в расчетах надежности сложных электроэнергетических систем

ФОКИН Ю.А., КУРИЛКО М.В., ПАВЛИКОВ В.С.

Приведены результаты теоретического исследования схем электрических соединений больших электроэнергетических систем (ЭЭС) применительно к трудно реализуемому процессу их декомпозиции, необходимому для выполнения многочисленных расчетов надежности при меняющихся коммутационных состояниях систем, в частности, в диспетчерской практике при синтезе эксплуатационных схем ЭЭС. Разработана специальная методика генерации электрических схем с возможностями изменения в очень широком диапазоне системных характеристик. Достоверность полученных результатов проверялась их сравнением с результатами анализа реальной большой ЭЭС. Показана необходимость разработки и применения методов анализа, в которых декомпозиция является органичной составляющей.

Ключевые слова: электроэнергетические системы, схемы соединений, надежность, декомпозиция, расчет

С появлением ПЭВМ используемых для анализа процессов, происходящих в энергосистемах, появилась возможность решения не только информационных, но и расчетно-информационных задач, связанных с очень большим объемом вычислений. При этом принятие решения осуществляется не на основании небольшого числа единичных расчетов и, как правило, выполненных одним оператором, как это было в практике эксплуатации при использовании больших ЭВМ, а на основе большого числа расчетов при различных вариациях условий и многими операторами разного иерархического уровня, что, естественно, повышает качество принимаемых решений. Поэтому, учитывая реальные возможности современных ПЭВМ и, как правило, комбинаторный характер задач, возникает проблема многоцелевой декомпозиции сложных систем.

При анализе надежности сложных больших электроэнергетических систем (ЭЭС) необходимо учитывать значительное число аспектов ее функционирования, поэтому расчет показателей надежности обычно разбивается на несколько этапов, результатом каждого из которых являются показатели системы, учитывающие тот или иной аспект ее функционирования.

Например, при анализе структурной надежности исследуется структура системы и выявляются отказы совокупностей элементов, приводящие к снижению выходного эффекта. Расчет показателей структурной надежности основан на применении

The results are given of a theoretical investigation of electrical connections of large electrical power systems in conformity to the hard-realized process of their decomposition, which is necessary for carrying out numerous calculations of the reliability under changing system commutation states, in particular in the dispatching practice and for a synthesis of exploitation schemes of electrical power systems. Methods for a generation of electrical schemes with possibilities of changing system characteristics in a very wide range have been developed. The correctness of the results has been checked by their comparison with the results of an analysis of a real large electrical power system. The necessity of developing and using methods of an analysis, in which the composition is an organic component, is shown.

Key words: electrical power systems, connection schemes, reliability, decomposition, calculation

комбинаторных алгоритмов, сложность которых в общем случае зависит от размеров всей схемы. Под размером здесь понимается общее количество оборудования (выключатели, разъединители, трансформаторы, ВЛ и т.д.), из которых состоит эта система. При анализе показателей функциональной надежности исследуются послеаварийные состояния и другие нештатные ситуации в системе, которые могут привести к недопустимым перетокам мощности по силовому оборудованию. Расчет показателей функциональной надежности предполагает многократный расчет режимов системы в различных состояниях. Сложность такого расчета имеет резко нелинейную зависимость от числа элементов схемы замещения исходной системы. Поэтому в эксплуатационных расчетах, когда рассматриваются схемы особенно большого размера, даже при использовании современных мощных ПЭВМ необходимо применение специальных приемов, снижающих трудоемкость расчетов. Такой подход особенно важен при решении задач управления уровнем надежности, так как на практике время, отводимое на их решение, часто бывает ограничено.

Кроме этого, необходим расчет токов короткого замыкания в различных узлах схемы (например, для расчета динамической надежности выключателей или для определения условий работы двигателей нагрузки в аварийном режиме системы, вероятности их самозапуска и др.), а также проверка состояний ЭЭС по условиям статической и

динамической устойчивости. В статье в основном рассматриваются первые две составляющие,

Краткая характеристика методов декомпозиции. Одним из наиболее известных способов [1], позволяющих сократить трудоемкость решения задач большой размерности, является использование приемов декомпозиции, сводящихся в общем случае к разбиению исследуемой системы на s отдельных подсистем, для каждой из которой могут быть относительно просто получены соответствующие показатели. Однако до сих пор не было разработано подобной методики для расчетов, в частности показателей структурной надежности, а при расчетах потокораспределения, необходимого для расчетов показателей функциональной надежности, вместо решения системы с N уравнениями требуется решить $s+1$ систему уравнений, содержащую $N+k$ неизвестных, где s — число подсистем; k — число дополнительных неизвестных, равное количеству точек деления.

Как показывают вычислительные эксперименты зависимость времени обращения матрицы узловых проводимостей Y_u от размера схемы в общем случае нелинейная, поэтому стратегия диакоптики позволяет снизить время расчета. Важным является также то, что при аварийных или коммутационных изменениях в схеме необходим пересчет режима только в той подсистеме, в которой произошли эти изменения. Вместе с тем, методы диакоптики позволяют производить расчет режима каждой из подсистем параллельно, что дает возможность получить большую эффективность счета при использовании многопроцессорных компьютерных систем.

Известные к настоящему времени методы диакоптики для расчета режимов [1] имеют существенный недостаток — отсутствие формализованных алгоритмов, осуществляющих рациональное разбиение на подсистемы, т.е. выбор наилучшего соотношения между числом или размером подсистем и числом точек деления. При этом методика не отвечает в полной мере задачам управления и синтеза схем по условиям структурной и функциональной надежности, так как она не вскрывает полностью структурно-функциональную взаимосвязь между отдельными элементами сети, в особенности разных частей разделенной системы.

Другой подход был использован в [2] для оценки режима и расчета показателей функциональной надежности больших электрических систем, основанный на выделении зон влияния на узлы при рассмотрении матрицы коэффициентов распределения C .

Суть этого направления развития методов декомпозиции основана на очевидной зависимости: чем более разрежена исходная матрица узловых

проводимостей исходной сети Y_u , тем больше незначимых элементов будет в составе искомой матрицы Z и соответственно в матрице коэффициентов распределения C , где пренебрежение незначимыми элементами в каждой строке позволяет сделать ее условно слабозаполненной и выделить зону влияния для каждого расчетного узла схемы.

Недостатком такого подхода является необходимость вычисления полностью заполненной матрицы C для всей схемы. Причем функциональная взаимосвязь между элементами может значительно меняться в зависимости от коммутационного состояния сети. В [2] эта проблема решается увеличением числа учитываемых элементов строки матрицы C . Такой подход увеличивает зону влияния, но в то же время не дает полной уверенности в том, что все влияющие факторы учтены в полном объеме.

Несмотря на недостатки методика декомпозиции, основанная на выделении зон влияния, использующая свойство разреженности матриц Y_u , является, на наш взгляд, более прогрессивной, по сравнению с методами диакоптики или эквивалентирования, так как в данном случае подсистемы являются самодостаточными, т.е. влияние оставшейся части схемы на режим рассчитываемой части пренебрежимо мало. Поэтому состав подсистемы полностью определяет режим функционирования рассчитываемой части системы. Следовательно, значительно упрощается задача управления и синтеза по надежности. Следует отметить, что проблемы декомпозиции, основывающейся на выделении зон влияния на основе обобщенных параметров схем, еще мало изучены.

Декомпозиция по условиям анализа надежности. Методы декомпозиции, которые делают возможным решение большей части эксплуатационных задач по синтезу систем, на наш взгляд, должны быть основаны не на предварительном анализе систем большого размера, а быть органичной составляющей методов расчета структурной, функциональной надежности, оценки режимов, токов коротких замыканий. Необходимо использовать как факторы балансового свойства (в первую очередь), так и структурно-функциональные свойства сложных ЭЭС, информация о которых по большей части заложена в исходных слабозаполненных матрицах узловых проводимостей Y_u .

Именно этот подход используется в методах, некоторые сведения о которых излагаются в статье.

Во всех известных методах расчета надежности в том или ином виде можно выделить два этапа: на первом — решается задача аналитического представления структурно-функциональных связей элементов системы с целью выявления состо-

яний нарушения нормального функционирования системы, на втором — определяются вероятностные показатели таких расчетных состояний.

Способы расчета показателей структурной надежности ЭЭС по применяемому математическому аппарату можно разделить на аналитические методы и методы, использующие статистическое моделирование (метод Монте-Карло), кроме того, по воспроизведению свойств объекта — на методы, моделирующие состояния объекта случайными событиями, случайными величинами, либо моделирующие случайный процесс его функционирования. При различных комбинациях указанных подходов образуются четыре различных группы методов.

В настоящее время наибольшее распространение получил аналитический метод, моделирующий явления случайными величинами. Этот метод отличается простотой, быстротой выполнения расчетов и достаточной точностью при учете возможной погрешности исходных данных. Он позволяет определить наиболее важные показатели надежности — такие, как параметр потока отказов λ , время восстановления $t_{\text{в}}$, а также при преднамеренных отключениях элементов число отказов $\lambda_{\text{п}}$ и время их восстановления $t_{\text{п}}$ для каждого узла электрической системы и соответствующие значения математического ожидания недоотпуска электроэнергии. Метод дает возможность оценить влияние надежности каждого элемента или группы элементов на надежность конкретного узла, что важно для управления уровнем надежности.

Если рассматривать только состояния работоспособности и отказа работоспособности отдельных элементов, то число различных состояний системы с M элементами равно 2^M . Число состояний резко возрастает, если учитывать состояния преднамеренного отключения элементов.

Большая часть из состояний отказов элементов приводит к некоторому снижению выходного эффекта системы, т.е. к частичным отказам, поэтому для определения эффективности системы в целом необходимо рассматривать каждое из этих состояний.

Следует отметить, что на практике часто необходимо определить показатели надежности только для некоторых узлов системы.

Учитывая, что электрическая система состоит из относительно высоконадежных элементов, вероятность одновременного отказа более чем двух, а для систем большого размера, более чем трех независимых элементов, считается незначительной. Поэтому основной задачей в расчетах структурной надежности является выделение состояний, при которых происходит потеря электроснабжения расчетных узлов системы.

Определение отказовых состояний системы от-

носительно расчетного узла обычно сводится к определению основных сечений [3], моделирующих отказ типа «обрыв», и дополнительных сечений, отказ которых соответствует типу «короткое замыкание».

Наиболее эффективный алгоритм определения основных сечений основан на поиске до четырех максимально независимых один от другого путей от рассматриваемого узла нагрузки до узла (узлов) источников, или наоборот, от источников питания до узлов нагрузки, если определяется надежность выдачи источниками мощности в систему. При этом, каждый следующий искомый путь должен быть, в первую очередь, максимально независим от последнего найденного пути. Тогда вынужденные пересечения второго и первого путей образуют одноэлементные основные сечения, а комбинации из общих элементов первого и третьего путей с общими элементами второго и четвертого образуют двухэлементные основные сечения, если при удалении этой пары элементов из схемы рассматриваемый узел нагрузки теряет питание [3]. Для получения трехэлементных основных сечений необходимо найти девять максимально независимых друг от друга путей. Дополнительные сечения получаются в результате анализа ответвлений от узлов, являющихся одноэлементными основными сечениями или входящих в состав двухэлементных и более сечений.

Кроме поиска максимально независимых путей, описанный алгоритм, как и многие другие аналогичные ему алгоритмы, включает в себя проверки на связность при удалении из схемы комбинаций элементов. Поэтому основной операцией при поиске основных сечений является поиск путей в двухполюсной структуре. Из приведенного следует, что сложность алгоритма поиска основных и дополнительных сечений будет, по крайней мере, не меньше, чем сложность алгоритма поиска путей.

Наибольшее распространение в настоящее время получили два алгоритма поиска путей в простом неориентированном графе. Это поиск в ширину и поиск в глубину. Оба алгоритма основываются на систематическом переборе вершин графа, составленного из исследуемой системы и их сложность, даже при хорошей реализации, имеет порядок $O(n_{\text{в}} + m_{\text{в}})$ [4], где $n_{\text{в}}$, $m_{\text{в}}$ — число узлов и ветвей, вовлеченных в поиск. При этом $n_{\text{в}}$ и $m_{\text{в}}$ в худшем случае равны общему числу узлов и ветвей расчетного графа по надежности. Таким образом, сложность алгоритма расчета показателей структурной надежности оказывается сильно зависимой от размеров исходной схемы.

Расчеты показателей надежности выполняются как при проектировании электрических систем, так и при их эксплуатации. В проектных расчетах

обычно анализируются схемы относительно небольшого размера. В эксплуатационных расчетах возникает необходимость оценки надежности схем очень большого размера и в различных коммутационных состояниях, поэтому при эксплуатационных расчетах необходимо проведение декомпозиции, что позволило бы снизить время расчетов. Эффективность декомпозиции при этом будет зависеть от отношения размера выделенной подсистемы к размеру всей схемы.

Если ограничиться отказами одновременно не более чем двух независимых элементов, то электроснабжение узла будет в основном зависеть от состояния элементов, составляющих два кратчайших, максимально независимых пути до не менее двух независимых источников питания с мощностью каждого из них, большей мощности, потребляемой рассматриваемым узлом. Анализируя выделенный участок схемы, включающий четыре и более максимально независимых пути от рассматриваемого узла нагрузки до ближайших источников и элементы, отказ которых может перейти на элементы этих путей (отказы типа «короткое замыкание»), можно получить показатели структурной надежности для любого из выделенных узлов. Таким образом, декомпозиция заключается в определении для каждого узла нагрузки зоны влияния поиском минимум четырех максимально независимых путей до четырех (в отдельных случаях до шести) ближайших источников. В качестве весов ветвей графа используются либо вероятности отказов состояний элементов, либо сочетание других параметров элементов, в зависимости от особенностей решаемой задачи.

После проведенной таким образом декомпозиции вся схема будет разделена на отдельные, в общем случае пересекающиеся подсистемы. Узлы нагрузки, для которых ближайшие источники оказались одинаковы, следует объединять в одном участке, так как для них некоторые отказовые состояния могут быть одинаковы, что может значительно упростить расчеты.

Декомпозиция предусматривает на начальном этапе анализ всей схемы, поэтому затраты машинного времени для ее проведения достаточно велики. Но, учитывая тот факт, что для каждого конкретного узла декомпозицию надо проводить только 1 раз, возможно разбиение всех расчетов на два этапа. Первый этап, включающий алгоритм декомпозиции, осуществляет первичную обработку схемы. Результат первичной обработки сохраняется. Используя эту информацию на втором этапе, производится расчет показателей структурной надежности для конкретных узлов схемы при различных коммутационных состояниях.

Учет коммутаций в схемах. При расчетах надежности схемы в различных коммутационных

состояниях необходимо учитывать, что коммутации могут быть двух видов. Первый вид — обратимые коммутации (например режимные коммутации), при которых возможен переход к первоначальному состоянию вследствие оперативных переключений, или при аварийных ситуациях в сети. Другими словами, отключенное оборудование находится в «горячем» резерве. При этом преднамеренные отключения элементов, резервирующих отключений резерв, либо не производится на всем промежутке времени существования такого коммутационного состояния, либо не приводят к потере электроснабжения потребителя. Вторым видом — необратимые коммутации (например замена проводов линии электропередачи), при которых переход к первоначальному состоянию возможен только после окончания работ по реконструкции или ремонту отключенного оборудования. Этот вид коммутаций по логике учета можно свести к преднамеренным отключениям.

При обратимых коммутациях (если анализируется надежность на достаточно длительном интервале времени) состав основных сечений схемы, как правило, не меняется, так как при отказе элемента, у которого все резервирующие элементы отключены, приводит к потере питания потребителя и необходимости немедленного включения в работу отключенного ранее оборудования. В таких случаях в расчетах следует учитывать, что восстановление питания может произойти только после проведения оперативных переключений. При условии, что отключенные элементы находятся в исправном состоянии (в чем и заключается условие обратимости коммутации), в расчетах надежности показателей сечений, в которые входят такие элементы, следует использовать понижающие коэффициенты [3]. Состав дополнительных сечений может значительно измениться, так как при анализе состава ответвлений от узла учитывается состояние коммутационных аппаратов (отключенный коммутационный аппарат препятствует распространению отказа). В общем случае при необратимых коммутациях состав основных сечений меняется. Дополнительные сечения меняются так же, как и при обратимых коммутациях.

Некоторые особенности анализа послеаварийных состояний (детерминированная модель нагрузок). При расчетах показателей функциональной надежности анализируются послеаварийные состояния системы [3], которые приводят к значительному перераспределению потоков мощностей между ветвями схемы, вследствие чего может происходить перегрузка силового оборудования, оставшегося в работе. Перегрузка оборудования приводит к необходимости перераспределения мощности по элементам СЭС, а если это не достигает цели, то — к ограничению потребления мощности

отключением части неответственных потребителей.

Количество послеаварийных состояний, приводящих к ограничению электроснабжения потребителей, может быть очень велико, поэтому даже при использовании современных ЭВМ расчет показателей функциональной надежности достаточно сложен. Наиболее трудоемкой процедурой в расчетах показателей функциональной надежности является расчет потокораспределения в исследуемой сети, даже если допустить, что задача линейна [3], т.е. не учитывать нелинейную зависимость потребления мощности от напряжения. При этом расчет сводится к решению системы линейных уравнений.

Существует два вида методов решения систем линейных алгебраических уравнений: итеративные и прямые. Итеративные методы отличаются простотой программирования и малыми затратами оперативной памяти ЭВМ. Однако итеративные методы не вполне пригодны для решения плохо обусловленных систем уравнений, и, кроме того, в ряде случаев итерационный процесс может расходиться. При прямых методах решения плохая обусловленность проявляется в меньшей степени [5].

Основным недостатком прямых методов является большой объем оперативной памяти, используемый при расчетах. При этом требуемая памяти часто бывает неизвестна заранее и ее недостаток может быть определен уже во время решения. Однако с появлением мощных современных ПЭВМ, отличающихся большим объемом оперативной памяти, прямые методы начинают играть все большую роль, тем более, чем расчет интегральных характеристик режимов [3] на их основе существенно упрощается.

Интегральные характеристики режимов. Обобщенные параметры схем. Для определения вероятностных характеристик параметров режимов в рамках корреляционной теории случайных процессов (нагрузок ветвей I и напряжений узлов U) обычно используют обобщенные параметры схемы: матрицы узловых сопротивлений Z , коэффициентов распределения C , собственных и взаимных проводимостей Y , и матрицу распределения напряжений ветвей D , которые связаны с аналитическим отображением сети (первой матрицей инцидентий M) и проводимостями элементов схемы (матрицей y) соотношениями:

$$Z = (MyM_t)^{-1} = Y_y^{-1};$$

$$C = yM_tZ = GZ;$$

$$Y = y - GZG_t;$$

$$D = -ZG_t = -C_t,$$

где матрица $G=yM_t$ может быть получена непосредственно из схемы.

Тогда

$$I = CJ + YE;$$

$$U = ZJ + DE,$$

где J и E — многомерные случайные величины нагрузок узлов и ЭДС ветвей соответственно.

При любых изменениях в схемах коммутаций ЭЭС для определения интегральных характеристик режимов, по которым вычисляются показатели надежности, целесообразно использовать обобщенные параметры изменения схем [3], физическая суть которых и математический аппарат мало чем отличаются от обобщенных параметров схем. Поэтому далее подробно остановимся на обобщенных параметрах схем.

Обобщенные параметры схемы могут быть выражены через матрицу узловых сопротивлений Z , для вычисления которой необходимо обратить матрицу узловых проводимостей Y_y , порядок которой определяется числом независимых узлов схемы n .

Сложность обращения матрицы Y_y зависит от следующих характеристик исходной схемы: числа независимых узлов схемы n , средней степени узлов схемы замещения d , которая определяется по формуле

$$d = 2(m - m_6)/n,$$

где m_6 — число ветвей схемы, инцидентных базисному узлу, полуширины ленты β исходной матрицы Y_y (максимальная разница между номерами смежных узлов схемы замещения, кроме базисного, после проведения соответствующих процедур, минимизирующих эту разницу).

Зависимость времени обращения t (отн. ед.) матрицы Y_y :

от размера схемы n (при $d=3$ и $\beta=500$)

$n \times 10^3$	3	5	7	9	11	13	15
t	0,03	0,17	0,29	0,43	0,77	0,9	1

от средней степени узлов d ($n=3000$ и $\beta=500$)

d	3,0	3,5	4,0	4,5	5,0	5,5
t	0,03	0,28	0,55	0,93	1,06	1,35

от полуширины ленты β ($n=6000$ и $d=3$)

β	100	200	300	400	500	600	700
t	0,01	0,03	0,05	0,1	0,19	0,38	0,68

Обращение матрицы осуществлялось методом двойной факторизации с динамическим упорядо-

чением [5]. Время расчета соответствует получению полного набора правых и левых матриц сомножителей $R^{(i)}, L^{(i)}, i=1, \dots, n$. Данная часть расчета является основной, так как после ее проведения возможно получение любой строки матрицы Z за сравнительно короткое время.

Здесь и далее в качестве тестируемых схем использовались искусственно полученные схемы с заданными характеристиками n, d и β . Граф, соответствующий каждой из генерируемых схем, имеет одну компоненту связности и не содержит односвязных компонент, что значительно усложняет задачу. Односвязной компонентной здесь называется часть графа, имеющая узел сочленения, удаление которого вместе со смежными ему ветвями ведет к увеличению числа компонент связности графа.

Из приведенных ранее данных видно что время обращения матрицы Y_u имеет резко нелинейную зависимость от размера схемы, поэтому даже при использовании современных мощных ЭВМ время расчета для схемы с $n > 12000, d = 3$ и $\beta = 500$ может достигать нескольких десятков минут. Практика расчетов показывает, что существенное изменение параметров при локальных изменениях происходит лишь в незначительной части схемы [2]. Данный факт объясняется наличием слабых функциональных зависимостей между отдельными частями реальных ЭЭС.

О степени функциональной зависимости можно судить по степени разреженности матрицы Y_u . Большая разреженность этой матрицы означает меньшую зависимость между режимами отдельных элементов и обуславливает условную, расчетную «разреженность» матриц Z, C, D . Относительно небольшое взаимное влияние параметров режима элементов электрических систем в ряде случаев дает возможность выделить зоны влияния управляющих и возмущающих воздействий. При этом задача анализа больших электрических систем значительно упрощается.

Декомпозиция по функциональным связям. Декомпозиция с использованием матрицы Z как исходного оператора более предпочтительна, нежели использование C , так как почти все обобщенные параметры схемы выражаются через Z . Кроме того, размерность Z составляет $n \times n$, в то время как размерность C — $m \times n$. Средняя степень узлов d для электрических систем находится в пределах 2,5—3,5, поэтому объем памяти, затрачиваемый на хранение матрицы Z при учете ее симметрии, почти в 2,5—3,5 раза меньше, чем матрицы C .

Матрица C может быть получена из матрицы Z следующим образом: $C = \Gamma Z$. Матрица Γ имеет размерность $m \times n$, причем $|\Gamma_{ij}| = 0$, если i -я ветвь не связана с j -м узлом; если же связь существует, то $\Gamma_{ij} = \pm u_{ij}$. При этом ставится «+», если ветвь

выходит из узла, и «-», если ветвь входит в узел. Тогда k -й элемент i -й строки матрицы C можно определить следующим образом:

$$\dot{C}_{ik} = \dot{\Gamma}_{ij} \dot{Z}_{jk} + \dot{\Gamma}_{il} \dot{Z}_{lk},$$

где j, l — номера узлов, соединенных i -й ветвью.

Так как в большинстве случаев (когда i -я ветвь не инцидента базисному узлу) $\dot{\Gamma}_{ij} = -\dot{\Gamma}_{il}$, то

$$\dot{C}_{ik} = \dot{\Gamma}_{ij} (\dot{Z}_{jk} - \dot{Z}_{lk})$$

или

$$|\dot{C}_{ik}| = |\dot{\Gamma}_{ij}| |\dot{Z}_{jk} - \dot{Z}_{lk}|.$$

Из этого выражения следует, что критерий $|\dot{C}_{ik}| \approx 0$, использованный в [2] при определении зон влияния, для матрицы Z трансформируется в критерий

$$\dot{Z}_{jk} \approx \dot{Z}_{lk}.$$

Анализ матрицы Z показывает, что в каждой ее строке (столбце) можно выделить группы чисел с небольшой разностью в значениях, для которых $\varepsilon = |\dot{Z}_{jk} - \dot{Z}_{lk}| \approx 0$. В некоторых строках матрицы для схемы с $n = 15000$ и при $\varepsilon = |\dot{Z}_{ii}| 10^{-3}$ суммарное число таких элементов может составлять более чем 90% [6]. Природу появления таких групп легко объяснить с помощью метода единичных токов.

Если задать единичный ток в рассматриваемом узле, то для группы узлов, не лежащих на одном из путей из базисного узла в рассматриваемый или, другими словами, являющихся односвязной компонентой относительно подсистемы, содержащей базисный и рассматриваемый узлы, соответствующие элементы матрицы Z будут равны между собой, т.е. для таких элементов будет выполняться практически строгое равенство $\varepsilon = 0$, с точностью до погрешности расчетов. Если часть единичного тока, протекающего по какой-либо ветви незначительна, то узлы, инцидентные этой ветви, могут войти в одну из групп, для которой соответствующие элементы матрицы приближенно равны.

Описанные выше особенности матрицы узловых сопротивлений Z позволяют рассчитывать любую ее строку, рассматривая только отдельную подсистему. Однако выделения подсистем только на основании сведений о группах одинаковых элементов недостаточно. Для расчета режима сети в послеаварийных и различных коммутационных состояниях требуется корректировка подсистемы из соображений надежности, а также необходимости учитывать возможности режимных переключений. Поэтому в подсистему необходимо вклю-

чать элементы, составляющие двух-, трех- (а для более точных расчетов) и четырехэлементные сечения относительно расчетного и базисного узлов.

Существующие алгоритмы поиска сечений более чем второго-третьего порядка практически трудно реализуемы [3]. Предлагается следующий итерационный алгоритм получения зон влияния последовательным построением подсистем приближений. Алгоритм основан на двухполюсном представлении реальной системы, при этом одним из полюсов считается базисный узел.

Первым приближением будем считать кратчайший по z путь из базисного узла в рассматриваемый. Далее используются все ответвления найденного пути для поиска кратчайших путей между узлами первого приближения. Полученная таким образом подсистема образует второе приближение. Для построения третьего приближения используются ответвления второго приближения и т.д. Таким образом, для приближенного учета сечений до четвертого порядка включительно необходимо произвести последовательно четыре приближения.

Главными преимуществами данного алгоритма являются:

- простота реализации и высокое быстродействие по сравнению с алгоритмами поиска сечений;

- возможность не только обнаружения, но и получения состава односвязных компонент относительно рассматриваемого узла, что может упростить дальнейшее проведение декомпозиции;

- отпадает необходимость в расчете полной матрицы Z для всей схемы;

- возможность контроля за приближением элементов матрицы промежуточной системы к их истинным значениям, для этого необходимо вычислять матрицу Z подсистемы на каждом шаге и сравнивать ее элементы с результатами, полученными на предыдущем шаге.

Недостатки алгоритма:

- вероятность не включения в подсистему элементов, входящих в состав сечения более чем второго — третьего порядка относительно рассматриваемого узла;

- формальность подхода может привести неоправданному к росту подсистемы.

Эта методика может быть применена также при расчетах токов короткого замыкания в зависимости от времени для определения статуса источников, а также для расчета сопротивления Z_{ii} между любыми двумя узлами схемы.

Многочисленные расчеты показали, что уже после четвертого приближения относительная погрешность диагонального элемента Z_{ii} по сравнению с результатом обращения полной матрицы при $d=3$ и $\beta=500$ составляет $\delta |\dot{Z}_{ii}^{(4)}| = 1,5 \div 2,7\%$, а после пятого приближения $\delta |\dot{Z}_{ii}^{(5)}| = 0,1 \div 0,4\%$.

Размер выделенных зон влияния не зависел от размерности задачи и находился в пределах $n^{(4)} = 900 \div 1500$ узлов, что значительно сократило время обращения. Эффективность алгоритма, однако, резко падает при росте d и β (при прочих равных условиях), так как при этом резко возрастает связь между режимами отдельных элементов схемы, о чем свидетельствуют следующие результаты: для схемы с $n=15000$ число узлов подсистемы четвертого приближения составляли $n^{(4)} = 3700$ при $d=3,5$ и $n^{(4)} = 3000$ при $\beta=700$. Дальнейший рост d и β приводит к практической невозможности проведения декомпозиции для данной системы.

Метод также был опробован на реальной большой системе с числом элементов более чем 30000. Граф схемы замещения, составленной из исходной системы, содержал 4161 узел и 4790 ветвей, таким образом, средняя степень узлов $d \approx 2,3$. Полуширина ленты исходной матрицы узловых проводимостей Y_u , определенная по алгоритму Катхилла—Макки с выбором псевдопериферийного узла [7], составила $\beta=580$. Диаметр графа (наибольший, минимальный по числу ветвей, путь между двумя узлами графа) — $l_{\max} = 30$.

В данном случае относительно небольшая средняя степень узлов характеризует слабую для большинства расчетных узлов степень резервирования в системе (в конкретном коммутационном состоянии). При этом возможно выделение относительно небольших зон влияния для таких узлов. Расчеты показали, что уже после третьего приближения относительная погрешность диагонального элемента, по сравнению с точным результатом, составила $\delta |\dot{Z}_{ii}^{(3)}| = 3 \div 0,5\%$, а размер подсистемы второго приближения (в среднем) $n^{(3)} = 80 \div 450$ узлов и $m^{(3)} = 90 \div 510$ ветвей. Усредненные результаты проведения декомпозиции для узлов электрической системы с параметрами $n=4161$, $d=2,3$, $\beta=580$ приведены в таблице

Число приближений k	$\delta \dot{Z}_{ii}^{(k)} , \%$	$n^{(k)}$	$m^{(k)}$
1	150—80	2—45	1—44
2	20—5	20—140	23—160
3	3—0,5	80—450	90—510
4	0,2—0,005	100—950	114—1090

Выводы. 1. Опыт использования современных ПЭВМ в практике эксплуатации сложных ЭЭС большого размера обуславливает необходимость применения методов декомпозиции как органичной части методов расчета, что позволяет расширить область принимаемых решений, повысить их качество.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

2. Существующие методы диакоптики и эквивалентирования недостаточно эффективны при решении эксплуатационных задач функциональной надежности.

3. Сложность расчетов показателей надежности электроэнергетических систем приводит к необходимости применения специальных приемов, основанных на анализе энергобалансовых характеристик ЭЭС, нетрадиционных топологических методах и использовании обобщенных параметров схем, отражающих структурно-функциональные связи.

4. Наличие в больших ЭЭС относительно слабых структурно-функциональных зависимостей между режимами отдельных элементов системы (разреженность исходных матриц M , Y_y) обуславливает условную «разреженность» матриц Z , C , D .

5. Предложенный метод декомпозиции для расчетов показателей структурной надежности, основанный на поиске максимально независимых кратчайших путей, ориентированный на двухполосные структуры, определяемые условиями решаемой задачи надежности, удовлетворяет требованиям соблюдения баланса мощности (энергии). Метод декомпозиции для расчетов функциональной надежности основан на выделении зон влияния для расчетных узлов.

1. Жуков Л.А., Стратан И.П. Установившийся режим сложных электрических сетей и систем. — М.: Энергия, 1979.

2. Фокин Ю.А., Харченко Т.П. Уплотнение матриц обобщенных параметров сети при оценке недоотпуска электроэнергии. — Электричество, 1987, № 1.

3. Фокин Ю.А. Вероятностно-статистические методы в расчетах систем электроснабжения. — М.: Энергоатомиздат, 1985.

4. Липский В. Комбинаторика для программистов / Пер. с польск. — М.: Мир, 1988.

5. Брамеллер А., Аллан Р., Хэмэм Я. Слабозаполненные матрицы: Анализ электроэнергетических систем / Пер. с англ. — М.: Энергия, 1979.

6. Фокин Ю.А., Курилко М.В. Теоретические аспекты декомпозиции сложных схем электрических соединений энергетических систем. — Вестник МЭИ, 1998, № 5.

7. Писсанецки С. Технология слабозаполненных матриц / Пер. с англ. — М.: Мир, 1988.

[22.02.99]

Авторы: Фокин Юрий Александрович окончил электроэнергетический факультет (ЭЭФ) Московского энергетического института (МЭИ) в 1962 г. В 1985 г. защитил докторскую диссертацию по теме «Режимы и надежность систем электроснабжения» в МЭИ. Профессор кафедры электроэнергетических систем МЭИ.

Курилко Максим Викторович окончил ЭЭФ МЭИ в 1996 г. Аспирант кафедры электроэнергетических систем МЭИ.

Павликов Владимир Степанович окончил ЭЭФ МЭИ в 1966 г. Начальник службы режимов АО «Мосэнерго».

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, абонементный ящик № 648. Телефоны для справок: 924-24-80, 928-88-69.

Использование метода гармонического баланса для расчета несинусоидальных и несимметричных режимов в системах электроснабжения

КУЧУМОВ Л.А., ХАРЛОВ Н.Н., КАРТАСИДИ Н.Ю., ПАХОМОВ А.В., КУЗНЕЦОВ А.А.

Излагаются алгоритмы применения метода гармонического баланса для построения программы расчета несинусоидальных и несимметричных режимов в системах электроснабжения произвольной конфигурации с наиболее распространенными нелинейными элементами типа управляемых преобразователей и шунтов намагничивания трансформаторов. Обсуждается круг задач, эффективно решаемых с использованием разработанного программного комплекса.

Ключевые слова: системы электроснабжения, квазиустановившиеся несинусоидальные и несимметричные режимы, управляемые преобразователи, шунты намагничивания, метод гармонического баланса, расчет

В настоящее время одним из основных инструментов решения широкого круга задач, относящихся к обеспечению электромагнитной совместимости (ЭМС) электрооборудования в системах электроснабжения является математическое моделирование. Проведение натурных экспериментов также является неременной составляющей при решении вопросов ЭМС, хотя бы потому, что только таким путем можно оценить фактическое состояние в системе электроснабжения до и после проведения оптимизации условий ЭМС. Но в силу известных ограничений по проведению эксперимента и его трудоемкости задачи оптимизации обычно возлагаются на математическое моделирование. В статье предложен разработанный авторами подход к созданию математических моделей для расчета, анализа и оптимизации режимов электрических систем с нелинейными нагрузками при наличии источников гармонических возмущений и несимметрии токов и напряжений.

Наиболее простыми, отработанными и широко применяемыми на настоящем этапе знаний являются методы определения условий ЭМС, основанные на анализе результатов расчета квазиустановившегося режима работы исследуемой электрической сети. Такой режим может быть получен, например, путем решения дифференциальных уравнений, описывающих трехфазную электрическую сеть с нелинейными элементами [1]. Однако высокая трудоемкость подготовки исходных данных и обработки полученных результатов накладывает существенные ограничения на размеры исследуемых схем. Известные проблемы сходимости и накопления погрешности приводят к необходи-

Algorithms for the application of the harmonic balance method in developing a program for analysing non-sinusoidal and asymmetric conditions in electric power supply systems of arbitrary configuration with the most common non-linear elements, such as controllable converters and magnetizing transformer shunts, are considered. The range of problems that can be successfully solved using the software developed are discussed. Some specific examples of analysis are given.

Key words: electric power supply systems, quasisteady-state non-sinusoidal and asymmetric conditions, controllable converters, magnetizing shunts, harmonic balance method, analysis

мости как можно более точного определения начальных условий расчета. Кроме того, оказывается затруднен учет частотных зависимостей параметров элементов электрической сети, требующий применения громоздких схем замещения для каждого из учитываемых элементов [2] либо использования методов расчета со специальными дискретными моделями элементов [3].

В связи с этим получили значительное развитие методы непосредственного расчета установившегося несинусоидального режима, основанные на известных методах расчета режимов на основной частоте, адаптированных к необходимости в данном случае иметь совокупность решений на всех учитываемых высших гармониках. Для использования этих методов необходимо корректно задавать в узлах электрической сети с нелинейными элементами векторы высших гармоник токов, генерируемых этими элементами.

В настоящее время на практике большое распространение получили программы с упрощенным представлением нелинейных элементов в виде источников тока высших гармоник [4, 5]. Сложной проблемой при таком моделировании элементов является правильная фазировка векторов высших гармоник источников тока, замещающих нелинейные элементы и включенных, в общем случае, в различные узлы электрической сети. Разрабатывались варианты решения такой задачи путем предварительного расчета режима сети на первой гармонике при последующей привязке векторов высших гармоник к вектору первой гармоники питающего напряжения в соответствующем узле [4].

Но более перспективным для расчета квази-

установившихся режимов, по мнению авторов, является метод гармонического баланса [6—11], обеспечивающий учет взаимовлияния нелинейного элемента и питающей сети, автоматический учет фазировки векторов высших гармоник, а также позволяющий предельно упростить учет частотных зависимостей параметров элементов электрической сети. Общая идея этого метода состоит в представлении всех переменных нелинейных дифференциальных уравнений усеченными рядами Фурье и подстановке их в исходные дифференциальные уравнения. В результате получается нелинейная система алгебраических уравнений относительно компонентов векторов гармоник исходных переменных, которая решается итерационным способом. Этот метод, как показала практика, эффективен в тех случаях, когда временные зависимости режимных величин могут быть аппроксимированы сравнительно небольшим числом гармоник.

Обратимся к рис. 1, на котором показаны возможные схемы включения нелинейных элементов в некоторой электрической сети. Нелинейные элементы здесь условно представлены в виде продольно ($HЭ_l$ и $HЭ_j$) и поперечно ($HЭ_k$) включенных двухполюсников (в общем случае многофазных).

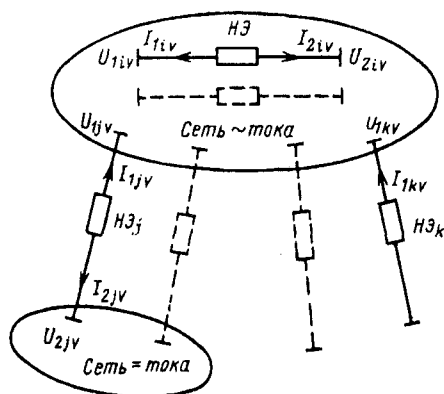


Рис. 1. Пример сети с включенными нелинейными элементами

Примерами продольно включенных нелинейных элементов являются преобразователи, работающие на сеть постоянного тока ($HЭ_j$), вставки постоянного тока ($HЭ_l$), автономные инверторы. Для расчета таких элементов необходимо знание балансирующих переменных (токов и напряжений) на обоих выводах (1 и 2) двухполюсников. Для описания поперечного (концевого) элемента ($HЭ_k$) достаточно знания балансирующих переменных только в узле его подключения. Примерами поперечных элементов являются неуправляемые мостовые преобразователи с заданными параметрами контура постоянного тока (наиболее часто эту цепь замещают индуктивностью, активным сопротивлением и противоЭДС), трехфазные

шунты намагничивания трансформаторов.

Метод гармонического баланса при расчете не-синусоидальных режимов в электрических сетях с поперечными нелинейными элементами типа преобразователей различной пульсности и шунтов намагничивания трансформаторов [9—12] реализован в виде работающего вычислительного комплекса ГАММА. Реализован учет пофазной несимметрии как самой сети, так и параметров нелинейных элементов, что требует применения процедуры гармонического баланса в трех фазах балансирующего узла.

Метод гармонического баланса применительно к расчету режимов электрических сетей с нелинейными элементами. Упрощенная схема метода гармонического баланса, использованная авторами в программном комплексе ГАММА, представлена на рис. 2. Этот метод предполагает чисто алгебраическую постановку задачи расчета электрической сети с нелинейными элементами и поэтому при использовании ЭВМ позволяет достаточно быстро получить решение.

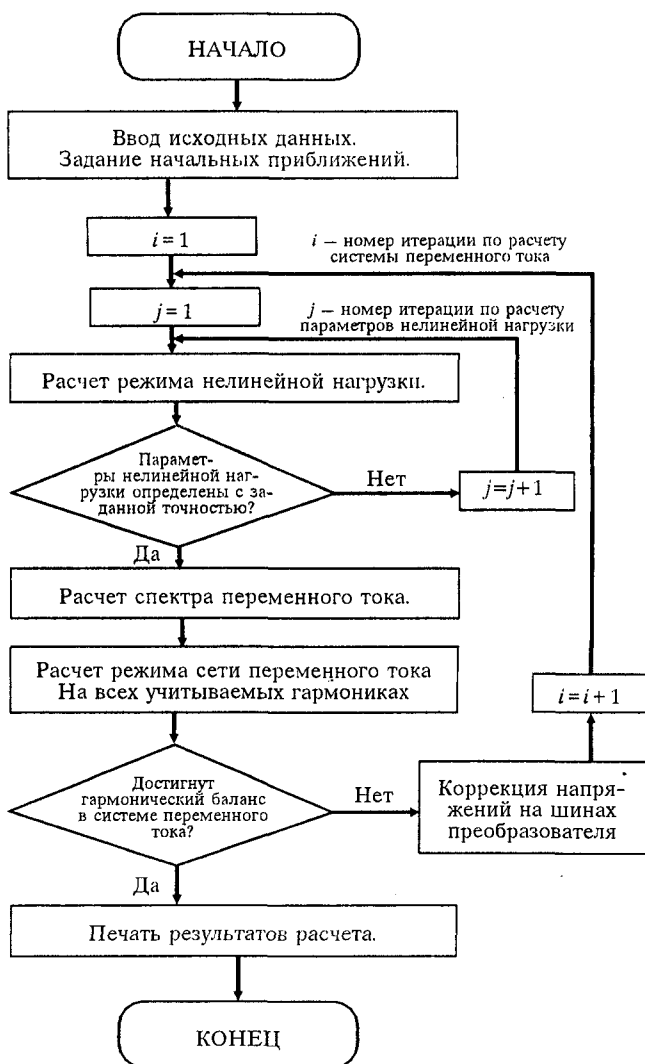


Рис. 2. Структурная схема алгоритма метода гармонического баланса

Вычислительный алгоритм представляет собой два итерационных процесса, первый из которых основан на использовании уравнений баланса узловых токов на учитываемых гармониках и служит для определения узловых напряжений в электрической сети. Второй итерационный процесс находится внутри первого и предназначен для решения систем нелинейных алгебраических уравнений с целью определения параметров режимов работы нелинейных нагрузок при рассчитанных на предыдущей итерации гармонических спектрах напряжения на их зажимах.

Основная специфика разработанной программы расчета несинусоидальных режимов обусловлена применением фазной системы координат при математическом описании всех элементов электрической сети. Это позволяет облегчить формирование математических моделей элементов электрической сети, упростить переход к расчету режимов с измененной конфигурацией сети, в том числе приводящих к возникновению несимметрии процессов по фазам. Наличие фазных координат позволяет пользователю легко представлять переменные и в широко используемых на практике координатах симметричных составляющих.

Итерационная формула основного расчетного процесса, использующая преобразованные уравнения установившегося режима, записывается в следующем виде:

$$\dot{U}_{vabc}^{k+1} = \dot{U}_{vabc}^k - \dot{Y}_{vabc}^{-1} (\text{diag} \{ \dot{I}_{\text{зад}v}^{abc} \} + \dot{Y}_{vabc} \dot{U}_{vabc}^k), \quad (1)$$

где \dot{Y}_{vabc} — трехфазная матрица узловых проводимостей, соответствующая v -й гармонике (включая основную); \dot{U}_{vabc}^k , \dot{U}_{vabc}^{k+1} — векторы напряжений узлов, соответствующие v -й гармонике на k -м и $k+1$ -м шаге итерационного процесса; $\text{diag} \{ \dot{I}_{\text{зад}v}^{abc} \}$ — диагональная матрица задающих трехфазных токов нелинейных элементов.

В программе существует возможность учета изменения активных, индуктивных и емкостных сопротивлений всех элементов от частоты. Такой учет производится либо по заранее заданным функциональным зависимостям, либо по параметрам, заданным в табличной форме [10, 11].

Расчет задающих трехфазных токов от нелинейных и несимметричных (в общем случае) нагрузок проводится во втором итерационном цикле вычислительного алгоритма метода гармонического баланса и осуществляется по излагаемым ниже специально разработанным алгоритмам, позволяющим учитывать специфические особенности конкретных нелинейных элементов.

Шестипульсный управляемый преобразователь как базовый элемент для преобразователей с более

сложной схемой. Трехфазные мостовые управляемые 6-пульсные преобразователи являются основным видом преобразователей, применяемых в промышленности. Этот преобразователь и его схема замещения при математическом моделировании процессов, связанных с анализом высших гармоник, могут быть приняты в качестве базовых для преобразователей более высокой пульсности. Последние могут быть смоделированы на основании использования базовой модели с помощью корректного учета схем замещения преобразовательных трансформаторов и соответствующего выбора узлов, в которых осуществляется процедура гармонического баланса.

Формирование математической модели преобразователя проводилось при учете следующих допущений: вентили идеальные; активные сопротивления преобразовательных трансформаторов и, при необходимости, их шунты намагничивания выносятся во внешнюю сеть переменного тока; цепь постоянного тока в общем случае представлена контуром с активным сопротивлением, индуктивностью и противоЭДС.

На рис. 3 представлена принципиальная схема трехфазного мостового преобразователя с комплексным в общем случае коэффициентом трансформации $K_{\text{тр}}$ преобразовательного трансформатора. Здесь u_{ab} , u_{bc} , u_{ca} — линейные напряжения системы переменного тока в точке гармонического баланса, удаленной от зажимов преобразователя за чисто индуктивным сопротивлением L_t ; L_t — учитываемая в расчетной модели индуктивность рассеяния преобразовательного трансформатора (возможная несимметрия индуктивностей может быть учтена в математической модели несимметричной цепи переменного тока); i_a , i_b , i_c — фазные токи во вторичной обмотке преобразовательного трансформатора; i_1 — i_6 — то-

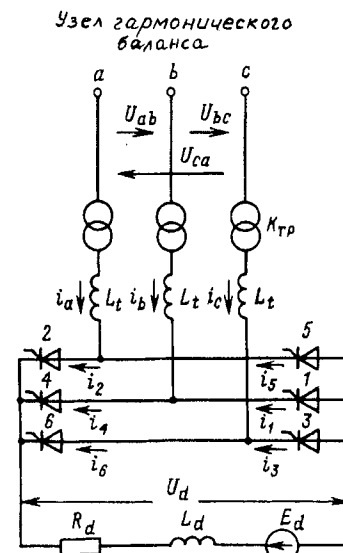


Рис. 3. Расчетная схема 6-пульсного преобразователя

ки в вентилях; u_d , i_d — мгновенные значения выпрямленного напряжения и тока; R_d , L_d , E_d — активное сопротивление, индуктивность и среднее значение противоЭДС в цепи выпрямленного тока.

Возможен также учет других схем на стороне постоянного тока, в том числе замещение этой цепи источником идеально сглаженного тока.

Напряжение сего переменного тока на входе модели преобразователя в общем случае полагается несимметричным, возможна также несимметричная подача импульсов управления на вентили. Квазиустановившийся режим работы преобразователя в этом случае существует при условии повторяемости процессов через 180° ; при дополнительном условии подачи управляющих импульсов на вентили смежных фаз. (В случае симметрии питающего напряжения и импульсов управления преобразователем достаточно было бы иметь интервал повторяемости 120° .)

Для вывода уравнений несимметричного установившегося режима работы преобразователя использовался основной режим горения вентиля моста по два и по три. Этот режим описывается следующими соотношениями и уравнениями, в которых линейные напряжения, фазные токи и токи вентиля имеют формы, характерные для несимметричной трехфазной системы.

1. Линейные напряжения в точке гармонического баланса представлены в форме рядов Фурье:

$$\begin{aligned} u_{ab} &= \sum_{v=1}^k U_{abvm} \cos(k\omega t + \varphi_{abv}), \\ u_{bc} &= \sum_{v=1}^k U_{bcvm} \cos(k\omega t + \varphi_{bcv}), \\ u_{ca} &= \sum_{v=1}^k U_{cavm} \cos(k\omega t + \varphi_{cav}), \end{aligned} \quad (2)$$

где k — число учитываемых в расчете гармоник.

2. Связь токов вентиля и фаз преобразователя:

$$\begin{aligned} i_1 + i_3 + i_5 &= i_2 + i_4 + i_6 = i_d, \\ i_a &= i_2 - i_5; \quad i_b = i_4 - i_1; \\ i_c &= i_6 - i_3; \quad i_a + i_b + i_c = 0. \end{aligned} \quad (3)$$

3. Уравнения равновесия ЭДС на первом отрезке интервала повторяемости:

в коммутационном интервале, когда ток проводят вентили 1, 2, 3:

$$\left. \begin{aligned} L_t \frac{di_2'}{dt} + L_d \frac{di_d'}{dt} + R_d i_d' + L_t \frac{di_1'}{dt} &= u_{ab} - E_d; \\ L_t \frac{di_2'}{dt} + L_d \frac{di_d'}{dt} + R_d i_d' + L_t \frac{di_3'}{dt} &= u_{ac} - E_d; \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

в межкоммутационном интервале при работе вентилей 2 и 3:

$$L_t \frac{di_2''}{dt} + L_d \frac{di_d''}{dt} + R_d i_d'' + L_t \frac{di_1''}{dt} = u_{ab} - E_d. \quad (5)$$

Аналогичные дифференциальные уравнения записываются для последующих отрезков интервала повторяемости. На втором отрезке записываются уравнения при работе вентилей 2, 3 и 4 в коммутационном интервале и вентилей 3, 4 — в межкоммутационном интервале. На третьем отрезке уравнения записываются для вентилей 3, 4, 5 и 4, 5 соответственно.

В приложении представлена система алгебраических уравнений, использованная для построения математической модели квазиустановившегося режима работы преобразователя. Она включает в себя уравнения, записанные с учетом непрерывности выпрямленного тока и условий коммутации вентилей в моменты их включения и выключения (с учетом падения напряжения в учитываемой индуктивности L_t), уравнение, определяющее среднее значение выпрямленного тока I_d , и соотношение, связывающее I_d с выпрямленным напряжением U_d . Совместное решение уравнений (П-1)—(П-4) с учетом соотношений (2)—(5) полностью описывает квазиустановившийся несинусоидальный и несимметричный режим работы преобразователя при условии существования непрерывного выпрямленного тока.

Для определения спектра переменного тока преобразователя необходимо путем решения системы уравнений (П-1)—(П-4) определить параметры режима работы преобразователя. Такими параметрами при его несимметричной работе являются: моменты начала α_1 , α_2 , α_3 и окончания γ_1 , γ_2 , γ_3 коммутации; постоянные составляющие выпрямленного тока и напряжения I_d и U_d ; постоянные интегрирования (A_{11} , A_{12} , A_{13} , A_{21} , A_{22} , A_{23} , A_{31} , A_{32} , A_{33}) и искусственные переменные V_{11} , V_{12} , V_{13} , V_{21} , V_{22} , V_{23} (цель введения последних пояснена в приложении). Число режимных параметров модели преобразователя с учетом несимметрии питающего напряжения составляет 23, в то время как число уравнений, описывающих режим, равно 20. Следовательно, для определения режима работы преобразователя три его параметра (независимые) должны быть заданы.

Для построения универсального вычислительного алгоритма разделение параметров режима на зависимые и независимые производится в процессе решения в соответствии с конкретной задачей. Уравнения (П-1)—(П-4) позволяют учитывать все возможные на практике варианты задания исходной информации о режиме работы преобразователя. С целью универсализации выбора независимых переменных при расчете параметров ре-

жима работы была разработана взаимосвязанная система алгоритмов.

Согласно этой системе в качестве независимых может быть задано разное число режимных параметров, зависящее, в первую очередь, от представления нагрузки на стороне постоянного тока. Если параметры R_d и E_d цепи постоянного тока известны, задается только один независимый режимный параметр (α — фазовое управление преобразователем; δ — то же для инвертора; I_d — управление по току; U_d — управление по напряжению). Если же параметры цепи постоянного тока неизвестны, должны быть заданы два параметра режима работы преобразователя (I_d, α — управление по току; U_d, α — управление по напряжению; U_d, I_d — управление по мощности на постоянном токе; I_d, δ либо U_d, δ — то же для режима инвертора). В обоих случаях для обеспечения корректного решения системы уравнений на каждой из итераций полагаются известными параметры V_{11} , V_{12} и V_{13} (на первой итерации они полагаются равными нулю, что соответствует режиму неуправляемого преобразователя, а на последующих итерациях их значения уточняются на основании предыдущего расчета). Избыточность в задании независимых переменных способствует ускорению итерационного процесса получения квазиустановившегося режима.

Известно, что надежность и быстродействие нахождения корней системы нелинейных алгебраических уравнений зависит как от методов, используемых для решения поставленной задачи, так и от характера исследуемых функций. Одним из достаточно эффективных методов решения подобных задач является метод Ньютона. Однако, как показывает практика, названный метод наиболее эффективен для «гладких» функций и функций, для решения которых с высокой степенью точности получены начальные приближения.

В связи с этим был предложен рациональный алгоритм определения параметров режима работы преобразователей, согласно которому первый этап расчета используется для определения начальных приближений и проводится при допущении об идеальной сглаженности выпрямленного тока $X_d = \infty$. Подстановка $X_d = \infty$ в уравнения (П-1)—(П-4) приводит к их значительному упрощению, результатом которого является система, не требующая совместного решения. Все неизвестные последней могут быть найдены в результате последовательного решения отдельных уравнений. На втором этапе решается общая система уравнений преобразователя (П-1)—(П-4) при использовании в качестве начальных приближений полученных ранее значений. Окончательным результатом расчета преобразователя являются гармонические спектры переменного тока каждой фазы преобразователя и спектр его выпрямленного тока. Для их получения формируются кривые токов во временной плоскости для каждого из интервалов отрезка повторяемости. Далее полученные кривые токов разлагаются в гармонический ряд в соответствии с алгоритмом быстрого преобразования Фурье.

В целях пояснения возможности использования модели 6-импульсного преобразователя в качестве базовой приведем расчетную схему 12-пульсного преобразователя, подключенного через трансформатор с расщепленной обмоткой низкого напряжения (рис. 4). В этом случае ис-

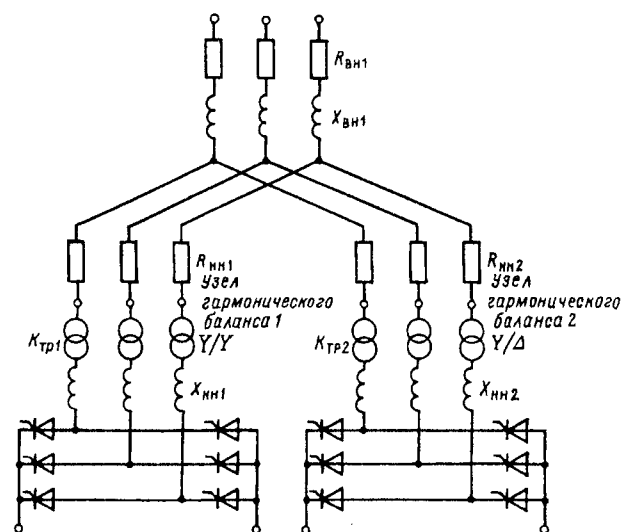


Рис. 4. Расчетная схема 12-пульсного преобразователя

пользуются две базовые математические модели преобразователя, в одной из которых комплексный коэффициент трансформации $K_{Тр1}$ отвечает схеме соединения обмоток Y/Y, а в другой комплексный коэффициент трансформации $K_{Тр2}$ отвечает схеме соединения Y/Δ-11. Сопротивления $X_{НН1}$ и $X_{НН2}$ являются сопротивлениями нижних плечей трехлучевой схемы замещения преобразовательного трансформатора, $R_{НН1}$ и $R_{НН2}$ — активные сопротивления соответствующих плечей трансформаторов. Гармонический баланс в этом случае ведется в узлах 1 и 2.

Моделирование нелинейного и несимметричного шунта намагничивания трансформатора. Шунты намагничивания понижающих трансформаторов, как и преобразовательная нагрузка, являются сильным источником высших гармоник, которым, как правило, при проведении расчетов пренебрегают ввиду якобы небольшой величины привносимых им гармонических искажений. Однако, как показано в [12], высшие гармоники намагничивающих токов могут оказывать существенное влияние на уровень несинусоидальности напряжения в сети (особенно при повышении

уровня напряжения на зажимах трансформатора выше номинального). Причем, вследствие принципиальной несимметрии магнитопровода трансформатора и возникающей по этой причине пофазной несимметрии токов намагничивания, в их составе присутствуют все нечетные гармоники, в том числе и кратные трем как составляющие прямой и обратной последовательностей. Особенно велико влияние намагничивающих токов трансформаторов 6—10/0,4 кВ в распределительных сетях, где их суммарная мощность может быть соизмерима с мощностью сетевого трансформатора.

Построение математической модели трехфазного несимметричного шунта намагничивания трансформатора с произвольной схемой соединения обмоток проводилось на основании методики расчета высших гармоник в токах намагничивания [12]. В качестве базовой была принята модель однофазного стержня трансформатора. При этом обеспечивается однозначная зависимость между намагничивающей силой стержня и напряжением.

Согласно разработанной методике на каждой итерации расчета режима электрической сети вычисляются намагничивающие токи трансформаторов. Алгоритм их определения можно условно разделить на два этапа: первый — на основании расчета однофазного стержня трансформатора определяются намагничивающие силы в каждом из его стержней; второй — с помощью совместного решения уравнений магнитной и электрической цепей определяются искомые фазные либо линейные (зависит от схемы соединения обмоток трансформатора) намагничивающие токи, генерируемые трансформатором во внешнюю сеть.

Алгоритм определения спектра намагничивающих сил по заданному напряжению в точке подключения шунта состоит в следующем. Сначала по заданному значению спектра приложенного к шунту напряжения определяются спектр и форма временной кривой магнитного потока в стержне трансформатора $\sum \Phi_v$ и $\Phi(t)$. Далее с помощью нелинейной кривой намагничивания трансформатора однозначно определяются кривая $F(t)$ и спектр $\sum F_v$ намагничивающей силы стержня. Описанный алгоритм можно свести к следующей последовательности вычислений:

$$\sum \dot{U}_v \rightarrow \sum \Phi_v \rightarrow \Phi(t) \rightarrow F(t) \rightarrow \sum \dot{F}_v. \quad (6)$$

С помощью найденных таким образом намагничивающих сил каждого из стержней трансформатора $\sum F_{(A,B,C)v}$ определяются намагничивающие токи в фазах трансформатора $\sum I_{(A,B,C)v}$ [12]:
первичная обмотка трансформатора соединена в Y

$$\begin{aligned} \dot{I}_{Av} &= \frac{2\dot{F}_{Av} - \dot{F}_{Bv} - \dot{F}_{Cv}}{3W}; & \dot{I}_{Bv} &= \frac{2\dot{F}_{Bv} - \dot{F}_{Av} - \dot{F}_{Cv}}{3W}; \\ \dot{I}_{Cv} &= \frac{2\dot{F}_{Cv} - \dot{F}_{Bv} - \dot{F}_{Av}}{3W}; \end{aligned} \quad (7)$$

первичная обмотка трансформатора соединены в Δ

$$\dot{I}_{Av} = \frac{\dot{F}_{Bv} - \dot{F}_{Av}}{W}; \quad \dot{I}_{Bv} = \frac{\dot{F}_{Cv} - \dot{F}_{Bv}}{W}; \quad \dot{I}_{Cv} = \frac{\dot{F}_{Av} - \dot{F}_{Cv}}{W}, \quad (8)$$

где W — число витков обмоток трансформатора.

Полученные спектры намагничивающих токов трехфазных несимметричных понижающих трансформаторов являются окончательным итогом расчета нелинейных шунтов намагничивания и используются на каждой итерации процесса расчета несинусоидального режима сети в качестве задающих токов.

Моделирование других элементов электроэнергетических систем. Моделирование сетевых трехфазных трансформаторов и автотрансформаторов. Трехфазные и в общем случае многообмоточные сетевые трансформаторы и автотрансформаторы с произвольной схемой соединения обмоток при условии выноса нелинейных шунтов намагничивания на внешние зажимы представляются линейной схемой замещения. Матрица узловых проводимостей такой схемы определяется методом линейного преобразования [13], для этого формируется простейшая сетевая матрица проводимостей трансформатора $Y_{пр}$, определяющая отношение входных узловых токов к узловым напряжениям схемы замещения трансформатора. Также формируется матрица соединений C , с помощью которой соотносятся узловые напряжения внешней сети с узловыми напряжениями схемы замещения трансформатора. На основе полученных матриц $Y_{пр}$ и C на каждой из учитываемых гармоник формируется матрица узловых проводимостей Y_y исходной сети, включаемая в общую узловую матрицу проводимостей рассчитываемой электрической сети: $Y_y = C^T Y_{пр} C$.

Учет многопроводных линий электропередачи. Трехфазные кабельные линии и относительно короткие воздушные линии 6—10—35 кВ вполне допустимо учитывать обычными П-образными схемами замещения с сосредоточенными параметрами. Однако исследования, например [11, 13], указывают на целесообразность учета волновых процессов в воздушных линиях 220 кВ и выше при их длине более 100 км. При разработке алгоритма расчета таких линий использовалась эквивалентная П-образная схема замещения, получаемая при решении линейных дифференциальных уравнений, описывающих распространение волны вдоль воздушной линии. Записанное в матричной форме решение имеет вид

$$\begin{bmatrix} \mathbf{I}_H \\ \mathbf{I}_K \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{A} & -\mathbf{B} \\ -\mathbf{B} & \mathbf{A} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{U}_H \\ \mathbf{U}_K \end{bmatrix}, \quad (9)$$

где $\mathbf{A} = \mathbf{Z}^{-1} \gamma (\operatorname{ctg}(\gamma l))$; $\mathbf{B} = \mathbf{Z}^{-1} \gamma (\operatorname{sh}(\gamma l))^{-1}$; \mathbf{H}_H , \mathbf{I}_K , \mathbf{U}_H , \mathbf{I}_K — векторы напряжений и токов в начале и конце многопроводной линии соответственно; l — длина линии; \mathbf{Z} — матрица сопротивлений линии; γ — матрица коэффициентов распространения.

Основная проблема при определении матриц \mathbf{A} и \mathbf{B} состоит в необходимости численной оценки гиперболических функций коэффициента распространения, имеющего матричный вид: $\gamma = \sqrt{\mathbf{Z} \cdot \mathbf{Y}}$.

Поскольку не существует прямого способа вычисления гиперболических синусов и тангенсов, входящих в выражения для \mathbf{A} и \mathbf{B} , то был разработан метод диагонализации матриц \mathbf{Z} и \mathbf{Y} применительно к трехфазным линиям с симметрией относительно средней фазы геометрического расположения проводов. Принятое ограничение не является существенным для анализа процессов распространения высших гармоник и к тому же широко используется на практике. На основе получаемых таким образом диагональных матриц формируются матрицы \mathbf{A} и \mathbf{B} , с использованием которых получаем полную эквивалентную матрицу проводимостей $\mathbf{Y}_{\text{экв}}$ многопроводной линии с учетом распределенности ее параметров:

$$\mathbf{Y}_{\text{экв}} = \begin{bmatrix} \mathbf{A} & -\mathbf{B} \\ -\mathbf{B} & \mathbf{A} \end{bmatrix}. \quad (10)$$

Вследствие использования частотного метода для расчета несинусоидального установившегося режима электрической сети формирование матрицы $\mathbf{Y}_{\text{экв}}$ производится на каждой из учитываемых гармоник с последующим включением ее в общую матрицу узловых проводимостей рассчитываемой электрической сети.

Алгоритм расчета частотных характеристик сети. Применение в системах электроснабжения с нелинейной нагрузкой средств компенсации реактивной мощности, имеющих в своем составе емкостные элементы, а также наличие в схемах большой естественной емкости оборудования, шин, кабелей и воздушных линий оказывает большое влияние на режимы работы силового оборудования, которое наиболее сильно проявляется при резонансных явлениях. Изучить свойства систем электроснабжения, в частности оценить предполагаемые резонансные частоты, помогают частотные характеристики (ЧХ), показывающие амплитудно-фазовые зависимости входных сопротивлений относительно любых трехфазных узлов линейной части сети от частоты.

Входные сопротивления прямой, обратной и нулевой последовательностей $\dot{Z}_{\text{вх}i\nu}^{(1,2,0)}$ i -го трех-

фазного узла определяются напряжением соответствующей последовательности в данном узле, возникающем при подключении к нему задающего единичного тока прямой, обратной либо нулевой последовательности $\dot{I}_{i\nu}^{(1,2,0)} = 1$ соответствующей гармоники ν :

$$\dot{Z}_{\text{вх}i\nu}^{(1,2,0)} = \frac{\dot{U}_{i\nu}^{(1,2,0)}}{\dot{I}_{i\nu}^{(1,2,0)}}, \quad (11)$$

где $\dot{U}_{i\nu}^{(1,2,0)}$ определяются в результате решения линейной системы уравнений внешней электрической сети при последующем разложении на симметричные составляющие. Аналогично можно рассчитывать частотные зависимости взаимных сопротивлений $\dot{Z}_{ij\nu}^{(1,2,0)}$.

Интересующий частотный диапазон и шаг изменения по частоте $\Delta \nu$ выбираются из конкретных условий задачи. Предусмотрена возможность варьирования основной частоты, что принципиально важно учитывать при проектировании.

Помимо трехфазных задающих токов симметричных составляющих имеется возможность определения реакции системы на гармонические возмущения с произвольной несимметрией токов. Важным практическим применением является, в частности, использование однофазного источника гармоник для определения частотных свойств контуров однофазного замыкания на землю в сетях с изолированной нейтралью, в которых могут возникать опасные резонансные процессы [14].

Примеры использования программного комплекса ГАММА. Разработанный программный комплекс ГАММА позволяет создавать математические модели конкретных систем электроснабжения (СЭС) с нелинейными нагрузками для проведения исследований и оптимизации несинусоидальных и несимметричных квазиустановившихся режимов. Это, в первую очередь, относится к СЭС промышленного назначения, в которых традиционно применяется компенсация реактивной мощности и, следовательно, высока вероятность возникновения резонансных процессов на высших гармониках. В большинстве случаев достаточно использовать версию программы, предполагающей симметричную постановку задачи. Однако можно выделить широкий круг актуальных задач, требующих анализа несинусоидальных и несимметричных режимов: процессы при однофазном замыкании на землю в сетях 6–10 кВ с изолированной нейтралью [14], влияние на показатели качества электроэнергии несимметрии питающего напряжения, несимметрии параметров электрической сети в ряде аварийных и ремонтных режимов, несимметрии параметров линейных и нелинейных нагрузок. Примером несимметричных нелиней-

ных нагрузок являются шунты намагничивания понижающих трансформаторов, большинство которых имеют несимметричный магнитопровод [12] и преобразователи с несимметричным по фазам управления вследствие различного рода нарушений.

Целью оптимизации режимов обычно является минимизация уровней гармонических искажений напряжения и снижение добавочных потерь мощности за счет коррекции конфигурации и параметров схем СЭС, выбора компенсирующих и фильтро-компенсирующих устройств и требований к диапазонам изменения их параметров в различных расчетных режимах (нормальных, послеаварийных, ремонтных и т.д.). Быстрота расчета, удобство изменения параметров электрической сети и их частотных зависимостей в программном комплексе ГАММА позволяют проводить многовариантные расчеты с варьированием возможных параметров схемы и частоты питающего напряжения. Возможность оперативного просмотра ЧХ сети значительно облегчает стратегию принятия целесообразных технических решений.

Примером одной из наиболее сложных задач по оптимизации несинусоидального режима являлись расчеты режимов работы СЭС сверхмощного нагрузочного узла с установленной мощностью управляемых 12-пульсных преобразователей порядка 1200 МВт, предназначенного для управления сверхпроводящими катушками экспериментального термоядерного элемента по международному проекту ИТЭР [15]. В этом случае моделировалась СЭС с двумя линиями глубокого ввода 400 кВ, с четырьмя секциями сборных шин 72 кВ, от которых питались преобразовательные трансформаторы (общее число учитываемых преобразователей доходило до 47) и фильтро-компенсирующими устройствами (ФКУ) суммарной мощностью 640 МВ·А, состоящими из резонансных фильтров и ступенчато регулируемых КВ. Формулировались технические требования к параметрам ФКУ и законам их управления с учетом возможных изменений конфигурации схемы при аварийных нарушениях в СЭС, при работе АВР секций шин, при аварийных перегрузках оборудования и изменениях частоты, при отказах в управлении преобразователей, в том числе и при нарушениях 12-пульсных режимов их работы.

Программный комплекс ГАММА оказался весьма эффективным при исследовании резонансных явлений, возникающих в несимметричных режимах однофазного замыкания на землю (ОЗЗ) в электрических сетях с изолированной нейтралью. Были проведены расчеты по определению возможных частот свободных колебаний контура ОЗЗ и уровней высших гармоник в токе замыкания и в фазных и линейных напряжениях применительно к СЭС одного из крупных нефтеперерабатывающих заводов с расчетным емкостным током около 500 А [14]. Практически единственным источником гармонических возмущений здесь являлись токи намагничивания понижающих трансформаторов 6/0,4 кВ, суммарная мощность которых составляет 160 МВ·А, но аварийные осциллографы мощность которых составляет 160 МВ·А, но аварийные осциллографы, тем не менее, фиксировали при ОЗЗ гармонические искажения фазных напряжений с преобладанием 5-й или 9-й резонирующих гармоник (в зависимости от места повреждения), имеющих значения, соизмеримые со значениями

напряжения основной частоты. Моделирование трехфазной СЭС с учетом всей совокупности имеющихся генераторов, трансформаторов, двоянных и одинарных реакторов, а также трансформаторов с несимметричным магнитопроводом как источников гармонических возмущений позволило выявить закономерности возникновения опасных резонансных усилений токов ОЗЗ и предложить ряд оптимизационных мероприятий.

Возможную последовательность проведения анализа несинусоидального режима с применением программного комплекса ГАММА продемонстрируем применительно к относительно простой СЭС, изображенной на рис. 5. Мощ-

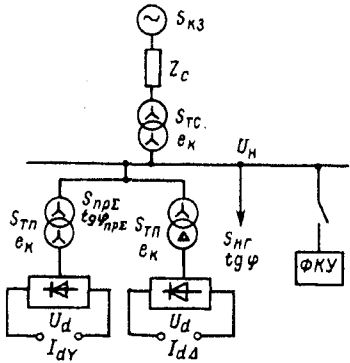


Рис. 5. Схема простейшей СЭС с преобразовательной нагрузкой: $S_{K3} = 200 \text{ МВ} \cdot \text{А}$; $S_{TC} = 20 \text{ МВ} \cdot \text{А}$; $e_K = 10\%$; $U_H = 6 \text{ кВ}$; $S_{ПР} = 10 \text{ МВ} \cdot \text{А}$; $\text{tg } \varphi_{ПР} = 0.5$; $S_{ТП} = 8 \text{ МВ} \cdot \text{А}$; $S_{HF} = 6 \text{ МВ} \cdot \text{А}$; $\text{tg } \varphi = 0.85$

ность преобразовательной нагрузки (12-пульсный режим при $I_{dV} = I_{dA}$) составляет около 50% мощности сетевого трансформатора. Преобразователь управляется по мощности и работает с углом управления $\alpha = 25^\circ$, потребляя реактивную мощность порядка 4 Мвар. При отсутствии компенсирующих устройств (КУ) коэффициент искажения синусоидальности напряжения составляет 8% (что превышает допустимое значение) и следовательно требуется принятие мер по его уменьшению. Кроме того, необходима компенсация реактивной мощности, поскольку ее результирующее потребление на шинах 6 кВ составляет 7,6 Мвар ($\text{tg } \varphi_{\Sigma} \approx 0.6$).

Если, например, КУ выполнить в виде ФКУ, состоящего из двух резонансных фильтров, настроенных на 11-ю и 13-ю гармоники с суммарной реактивной мощностью 2,5 МВ·А, то при приемлемом $\text{tg } \varphi_{\Sigma} \approx 0.37$ коэффициент искажения синусоидальности напряжения K_U снижается до 0,5% при допустимой нагрузке фильтров высшими гармониками. Однако расчеты амплитудных и фазовых ЧХ входного сопротивления сети для этого случая (рис. 6) свидетельствуют о наличии резонансной частоты на 7-й гармонике, которая в нормальном режиме в СЭС отсутствует, но может появиться в случае разбалансировки в работе 12-пульсного преобразователя. На рис. 7 приведены ре-

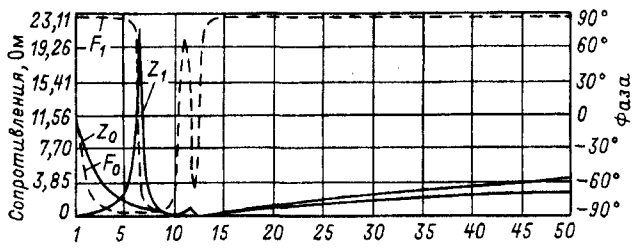


Рис. 6. Частотная характеристика сопротивления сети при установке фильтров 11-й и 13-й гармоник

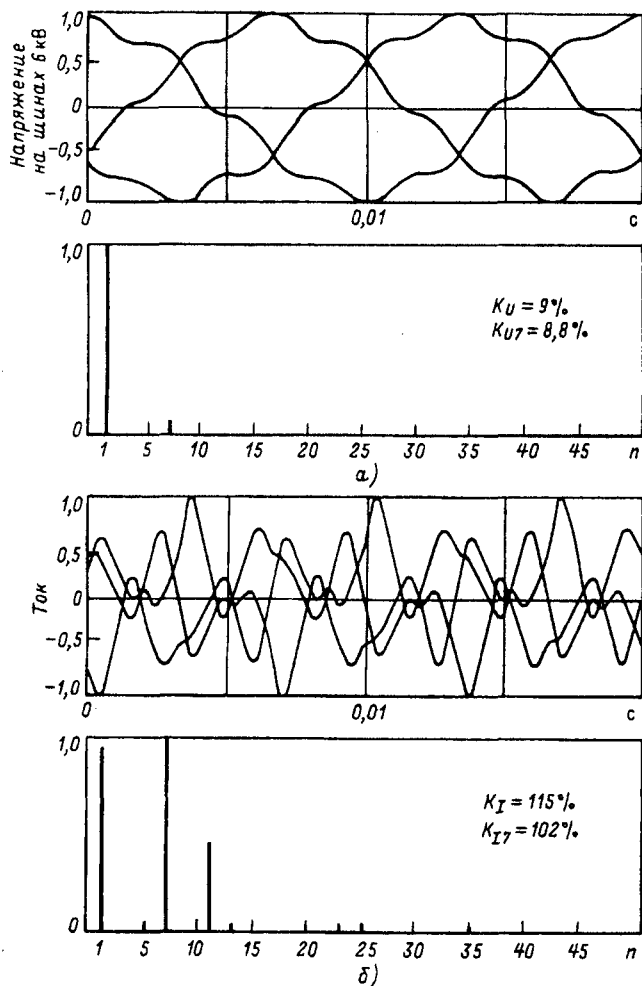


Рис. 7. Графики и спектры напряжений (а) и токов (б) в фильтре 11-й гармоники при разбалансировке выпрямленных токов мостов преобразователя при установке фильтров 11-й и 13-й гармоник

ультаты расчетов спектров фазных токов и напряжений и их временные зависимости при отклике токов мостов на 25%. Отчетливо видно резкое усиление напряжения 7-й гармоники ($K_U \approx 9\%$, $K_{U7} = 8,8\%$). Этой гармоникой также перегружены резонансные фильтры: ток 7-й гармоники превышает ток 1-й гармоники (см. токи фильтра 11-й гармоники на рис. 7,б), что свидетельствует о возникновении резонансного процесса в контуре питающая сеть — ФКУ.

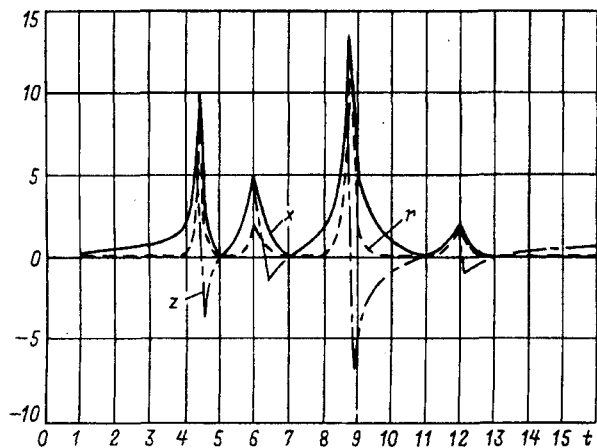


Рис. 8. Частотная характеристика входного сопротивления сети при установке фильтров 5-, 7-, 11 и 13-й гармоник

Устранить резонансные явления на 7-й гармонике можно установкой дополнительных фильтров 5-й и 7-й гармоник. Но при неудачном выборе их параметров могут возникнуть другие опасные полюса ЧХ. Так, при мощности каждого из фильтров 5-й и 7-й гармоник, равной 1 МВ·А, возникает полюс ЧХ на неканонической 9-й гармонике (рис. 8). Обычно на этот факт не обращают внимания, считая, что в практике эксплуатации гармонические возмущения на этой частоте, тем более в сети с изолированной нейтралью, отсутствуют. Однако возмущающая гармоника этой частоты возникает в токе преобразователя как составляющая прямой и обратной последовательностей при относительно небольшой несимметрии линейных питающих напряжений, находящейся в пределах допустимых по стандарту значений.

Например, на рис. 9 и 10 приведены результаты фрагментов расчета установившегося несинусоидального режима

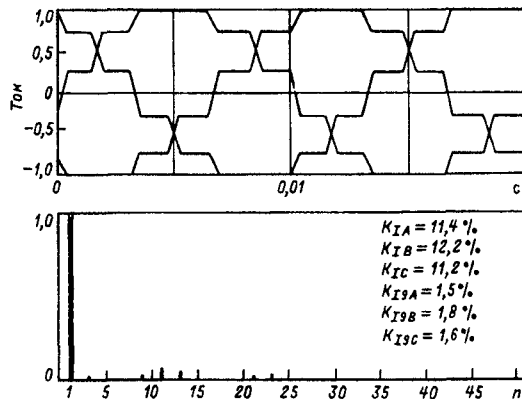


Рис. 9. Графики и спектры токов в ветви 12-пульсного преобразователя при несимметрии питающего напряжения ($K_{2U} = 3,4\%$)

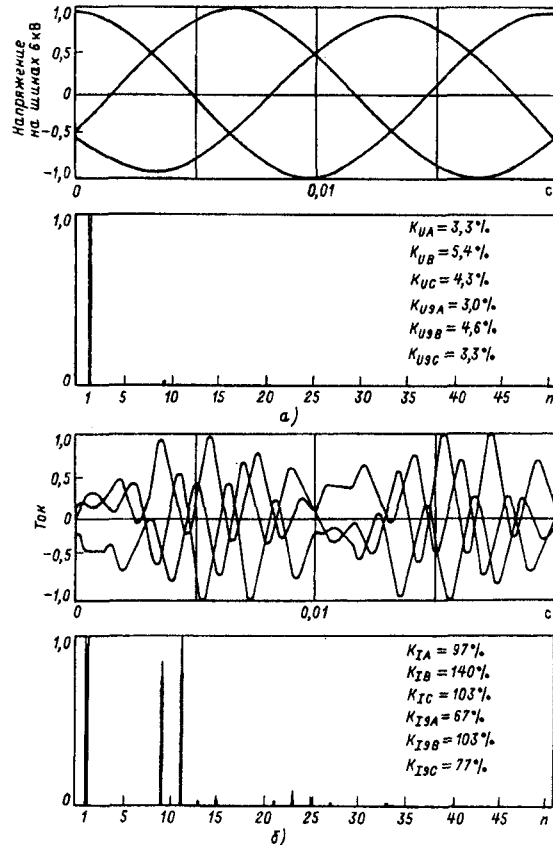


Рис. 10. Графики и спектры напряжений (а) и токов (б) фильтра 11-й гармоники при несимметрии питающего напряжения

при значении коэффициента несимметрии напряжения по обратной последовательности в напряжении питающей энергосистемы $K_2 U = 3,4\%$. При этом в спектре тока преобразователя появляется несимметрия гармоник фазных токов и неканонические 3-, 5-, 7-, 9-я и т.д. гармоники, причем интересующая нас 9-я гармоника в фазах А, В, С составляет соответственно 1,5; 1,8 и 1,6% первой (рис. 9). Коэффициент искажения синусоидальности линейных напряжений на шинах 6 кВ резко увеличивается за счет усиления 9-й гармоники и в самой неблагоприятной фазе достигает 5% (рис. 10.а). Начинают недопустимо перегружаться фильтры 11-й и 13-й гармоник (см. рис. 10.б).

Приложение. Идеи построения математической модели преобразователя для расчета несимметричных и несинусоидальных режимов

1. Уравнения, записанные с учетом непрерывности выпрямленного тока и условий коммутации вентилей в моменты их включения и выключения:

$$\left. \begin{aligned} i_{d1}'(\alpha_1) - i_{d3}''(\alpha_1 + \pi) &= 0, & i_3'(\alpha_1) &= 0; \\ i_{d1}'(\gamma_1) - i_{d3}''(\gamma_1) &= 0, & i_1'(\gamma_1) &= 0; \\ i_{d2}'(\alpha_2) - i_{d1}''(\alpha_2) &= 0, & i_4'(\alpha_2) &= 0; \\ i_{d2}'(\gamma_2) - i_{d2}''(\gamma_2) &= 0, & i_2'(\gamma_2) &= 0; \\ i_{d3}'(\alpha_3) - i_{d2}''(\alpha_3) &= 0, & i_5'(\alpha_3) &= 0; \\ i_{d3}'(\gamma_3) - i_{d3}''(\gamma_3) &= 0, & i_3'(\gamma_3) &= 0, \end{aligned} \right\} \quad (\text{П-1})$$

где $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ — моменты включения трех вентилей на рассматриваемом интервале повторяемости 180° ; $\gamma_1, \gamma_2, \gamma_3$ — моменты выключения вентилей; (') — соответствует коммутационному интервалу, а (') — межкоммутационному.

2. Уравнение, определяющее среднее значение выпрямленного тока на всем рассматриваемом интервале повторяемости:

$$\begin{aligned} \pi I_d - \int_{\alpha_1}^{\gamma_1} i_{d1}'(\theta) d\theta - \int_{\gamma_1}^{\alpha_2} i_{d1}''(\theta) d\theta - \int_{\alpha_2}^{\gamma_2} i_{d2}'(\theta) d\theta - \int_{\gamma_2}^{\alpha_3} i_{d2}''(\theta) d\theta - \\ - \int_{\alpha_3}^{\gamma_3} i_{d3}'(\theta) d\theta - \int_{\gamma_3}^{\alpha_1 + \pi} i_{d3}''(\theta) d\theta = 0. \end{aligned} \quad (\text{П-2})$$

Это уравнение используется для определения девяти постоянных интегрирования: $A_{11}, A_{12}, A_{13}, A_{21}, A_{22}, A_{23}, A_{31}, A_{32}, A_{33}$

3. Соотношения, отражающие необходимые условия включения и выключения вентилей с учетом падения напряжения в учитываемой индуктивности L_t (положительный знак напряжения на вентиле, вступающем в работу и отрицательный знак восстанавливающего напряжения на вентиле, выходящем из работы):

$$\left. \begin{aligned} U_3(\alpha_1) - V_{11} &= 0; & U_1(\gamma_1) + V_{21} &= 0; \\ U_4(\alpha_2) - V_{12} &= 0; & U_2(\gamma_2) + V_{22} &= 0; \\ U_5(\alpha_3) - V_{13} &= 0; & U_3(\gamma_3) + V_{23} &= 0, \end{aligned} \right\} \quad (\text{П-3})$$

где V — искусственные положительные переменные, используемые с целью обращения неравенства в равенство.

Выполнение условия $V_1 > 0$ при задании момента α свидетельствует о возможности существования данного режима управляемого преобразователя; при $V_1 = 0$ воспроизводится режим неуправляемого преобразователя и определяется момент естественного зажигания вентиля α . При $V_2 > 0$ гарантируется окончание коммутации вентиля преобразователя, работающего в режиме инвертора, а при задании $V_2 = 0$ находится момент времени окончания коммутации в предельно допустимом режиме для инвертора, когда угол погасания δ равен нулю.

4. Уравнение, связывающее средние значения выпрямленного тока I_d и выпрямленного напряжения U_d :

$$U_d = I_d R_d + E_d. \quad (\text{П-4})$$

Выводы. 1. На базе метода гармонического баланса разработан и программно реализован алгоритм расчета установившегося несинусоидального и, в общем случае, несимметричного по фазам режима, при строгой привязке векторов возмущающих токов высших гармоник, инициированных нелинейными элементами, к соответствующим векторам основной частоты.

2. Как неотъемлемая часть единого алгоритма разработан рациональный метод численного решения нелинейных уравнений, описывающих установившийся режим работы наиболее распространенных нелинейных элементов (СЭС) (управляемых преобразователей различных конфигураций и шунтов намагничивания трансформаторов), позволяющий надежно определять их режимные параметры при произвольном искажении питающего напряжения.

Реализованы трехфазные схемы замещения основных элементов электрических сетей, учитывающие частотные зависимости активных и реактивных сопротивлений, а также специфику прохождения высших гармоник через трансформаторы с произвольной схемой соединения обмоток, линии электропередачи с несимметричными, в общем случае, параметрами и эквивалентные нагрузочные узлы.

3. Разработанный программный комплекс содержит эффективный алгоритм расчета ЧХ при произвольных местах приложения симметричных или несимметричных задающих гармонических возмущений.

4. Приведенные примеры использования разработанных алгоритмов и программ при решении практических задач по обеспечению качества электроэнергии свидетельствуют об их высокой эффективности и перспективности дальнейшего развития алгоритмов, базирующихся на использовании метода гармонического баланса для учета взаимодействия нелинейных элементов и электрической сети.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Коротков Б.А., Попков Е.Н. Алгоритмы имитационного моделирования переходных процессов в электрических системах: Учебное пособие / Под ред. И.А.Груздева. — Л.: ЛГУ, 1987.
2. Коровкин Н.В., Умнова М.О. Методика моделирования переходных процессов в элементах электромеханических и электроэнергетических устройств с эквивалентными параметрами, зависящими от частоты. — Проблемы развития электроэнергетических систем. — С.Петербург, 1992.
3. Korovkin N.V., Kuchumov L.A., Minevich T.G., et al. The analysis of harmonics in nonlinear electric power networks including the elements with frequency dependent parameters. —

Proc. of the Int. Symposium on EMC, September 1998. Rome, Italy. Vol. 1.

4. Черепанов В.В. Расчеты несинусоидальных и несимметричных режимов систем электроснабжения промышленных предприятий: Учебное пособие. — Горький: ГТУ, 1989.

5. Андреюк В.А., Сказываева Н.С. Метод расчета на ЭВМ установившихся режимов энергосистем. — Тр. НИИПТ. — Л.: Энергоатомиздат. 1980.

6. Андреюк В.А. Метод расчета статических характеристик электропередачи постоянного тока с учетом сложной структуры примыкающей энергосистемы. — Изв. НИИПТ, 1969, вып. 16.

7. Левченко В.В. Расчет установившихся режимов в системах переменного тока сложной структуры, содержащих мощные преобразователи. Преобразовательные устройства и системы возбуждения синхронных машин. — Л.: Наука, 1973.

8. Глухивский Л.И. Расчет периодических процессов электротехнических устройств (дифференциальный гармонический метод). — Львов: Высшая школа, 1984.

9. Харлов Н.Н. Методика совместного расчета установившихся режимов систем электроснабжения и преобразователей: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. — Киев, 1985.

10. Картасиди Н.Ю. Разработка алгоритмов расчета несинусоидального режима при учете взаимовлияния нелинейной нагрузки и электрической сети по методу гармонического баланса: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. — С. Петербург, 1993.

11. Пахомов А.В. Разработка алгоритмов расчета и исследование несимметричных несинусоидальных режимов электрических систем с преобразовательной нагрузкой: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. — С. Петербург, 1993.

12. Кучумов Л.А., Кузнецов А.А. Методика расчета высших гармонических в токах намагничивания понижающих трансформаторов. — Электричество, 1998, № 3.

13. Аррилага Дж., Бредли Д., Боджер П. Гармоники в электрических системах. — М.: Энергоатомиздат, 1990.

14. Кучумов Л.А., Кузнецов А.А. Резонансные явления в кабельных электрических сетях городов и промышленных предприятий при однофазных замыканиях на землю. Материалы Всероссийской научно-техн. конф. «Городские электрические сети в современных условиях». РНТОЭ, С. Петербург, 1998.

15. Coil Power Supply and Distribution System Design. — ITER. Final Report. RF Home Team, N4ITDO6FR(D318), 1997.

[31.03.99]

Авторы: Кучумов Леонид Александрович окончил электромеханический факультет Ленинградского политехнического института (ЛПИ,

ныне СПГТУ) в 1959 г. В 1965 г. в Институте электродинамики (г. Ленинград) защитил кандидатскую диссертацию на тему «Аналоговое моделирование электромеханических переходных процессов в энергосистемах». Профессор кафедры «Электрические системы и сети» СПГТУ.

Харлов Николай Николаевич окончил электрорадиотехнический факультет Омского политехнического института в 1973 г. В 1985 г. в Киевском политехническом институте защитил кандидатскую диссертацию на тему «Методика совместного расчета установившихся режимов систем электроснабжения и преобразователей». Доцент кафедры «Электроэнергетические системы и сети» Томского государственного университета.

Картасиди Николай Юрьевич окончил электромеханический факультет ЛПИ в 1988 г. В 1993 г. в ЛПИ защитил кандидатскую диссертацию на тему «Разработка алгоритмов расчета несинусоидального режима при учете взаимовлияния нелинейной нагрузки и электрической сети по методу гармонического баланса». Заместитель начальника диспетчерской службы кабельной сети Ленэнерго.

Пахомов Алексей Викторович окончил факультет автоматизации и электроэнергетики Томского политехнического института в 1988 г. В 1993 г. в ЛПИ защитил кандидатскую диссертацию на тему «Разработка алгоритмов расчета и исследование несимметричных несинусоидальных режимов электрических систем с преобразовательной нагрузкой». Заместитель главного инженера Центральные сети Кемеровэнерго.

Кузнецов Антон Алексеевич окончил электромеханический факультет СПГТУ в 1996 г. Аспирант кафедры «Электрические системы и сети» СПГТУ.

К обоснованию эффективности сооружения объектов основной электрической сети

ШУНТОВ А.В.

Анализируются критерии обоснования и выбора решений по вводу объектов основной электрической сети. Показано, что независимо от форм хозяйствования и форм собственности обоснование вводов должно вестись на базе ограниченного числа технических параметров или расчетных условий, связанных, главным образом, с индексацией надежности покрытия генерирующей мощностью нагрузки и предотвращением режимных ограничений на потоки мощности.

Ключевые слова: электроэнергетика, электрические сети, критерии обоснования и выбора

Введение элементов рыночных отношений в России стимулировало появление на страницах отечественных журналов статей [1 и др.], в которых предлагаются различного рода новации в вопросах обоснования целесообразности и экономической эффективности сооружения объектов основной электрической сети. Вместе с тем, анализ практики стран с различными организационными структурами управления отраслью и формами собственности показывает, что экономические методы обоснования являются скорее инструментом, с помощью которого оценивается поведение потенциального инвестора на финансовом рынке. Поэтому основной мотивацией обоснования эффективности сооружения основных сетей энергосистем следует считать, как и ранее, технические и технико-экономические критерии.

В специфических условиях энергосистем при множестве источников и потребителей, обезличенности связей между ними и по ряду других причин обоснование эффективности сооружения элементов основной сети практически в любой стране ведут с позиций установления значений некоторых граничных условий (критериев), связанных, главным образом, с обеспечением надежности электроснабжения потребителей [2].

Так, при обосновании вводов генерирующей мощности действует единый принцип: установленная мощность электростанций планируется так, чтобы с учетом разрывов мощности и различного рода ограничений покрывать максимум нагрузки энергосистемы, компенсировать плановые и аварийные простои генерирующих агрегатов и случайные отклонения от расчетного баланса мощности.

В части компенсации аварийных простоев агрегатов электростанций и случайных отклонений

Criteria for verifying the effectiveness and for making decisions when installing the units of a main electrical network are analysed. It is shown that, regardless of the forms of management or property, the verification of the construction effectiveness should be based on a limited number of technical parameters or rated conditions, associated mainly with the indexation of the reliability of supplying the generating capacity to the load and with the elimination of condition limitations on power flows.

Key words: electric power industry, electrical networks, criteria, verification, decision-making

от расчетного баланса мощности в мире действительно существуют различные подходы к обоснованию вводов генерирующей мощности. Согласно опросу, проведенному в 25 странах одной из рабочих групп исследовательского комитета № 37 СИГРЭ [2], к критериям обоснования целесообразности вводов генерирующей мощности для указанной цели, как правило, относятся:

1) вероятность потери нагрузки (дефицит мощности) значением ΔP и более — относительная часть расчетного периода, когда данное событие имеет место (Словения, Россия, Финляндия, ФРГ и др.);

2) ожидаемый недоотпуск электроэнергии — математическое ожидание недоотпуска электроэнергии потребителям вследствие дефицита мощности (Бразилия, Италия и др.);

3) ожидаемая потеря нагрузки — математическое ожидание числа дней в году, когда генерирующая мощность не обеспечивает суточный максимум нагрузки (Великобритания, Канада, США, Франция, Швеция, Япония и др.), или ожидаемое число часов в году, в течение которых генерирующая мощность не покрывает нагрузку (Австралия, Бельгия, Ирландия, ЮАР и др.); в соответствии с этим принимаются размерность: сут/год и ч/год, причем в последнем случае принято понимать не относительную продолжительность, а сам факт возникновения события.

В зарубежной литературе указанные критерии имеют в порядке следования следующими аббревиатурами: 1) LOLP (loss of load probability); 2) EUE (expected unserved energy); 3) LOLE(D) (loss of load expectation (days)), LOLE(H) (loss of load expectation (hours)). В России нормируется не LOLP, а обратная величина — интегральная вероятность бездефицитной работы энергосистемы,

называемая показателем (индексом) расчетной надежности электроснабжения потребителей.

Обратим внимание, что под LOLP есть экономическая основа; EUE имеет только косвенное экономическое обоснование через LOLP; LOLE является примером произвольной, но одновременно жесткой фиксации допустимой частоты событий, когда генерирующая мощность не обеспечивает суточный максимум нагрузки. Таким образом, при обосновании основной сети налицо та или иная индексация надежности покрытия генерирующей мощностью нагрузки при выборе установленной мощности. Ограничимся данной констатацией, поскольку вопрос подробно рассмотрен в [3]. Перейдем к критериям обоснования эффективности сооружения других элементов основной сети.

В постановке [2] обоснование эффективности сооружения сформулировано в виде критериев, свидетельствующих о необходимости последовательного усиления сети — ввода новых цепей, установки дополнительных трансформаторных (автотрансформаторных) связей и т.д. Опрос 24 стран также был выполнен рабочей группой исследовательского комитета № 37 СИГРЭ. В результате получены следующие мотивации, согласно которым целесообразно вводить новые элементы основных сетей:

Критерий	Число стран
Режимные ограничения на перетоки мощности	19
Условия эксплуатации сетей	7
Стоимость:	
производства электроэнергии	11
недоотпущенной электроэнергии	11

Как следует из приведенных данных, из опрошенных 24 стран в 19 (т.е. 80%) в качестве основного критерия эффективности сооружения элементов основной сети является обнаружение режимных ограничений на перетоки мощности. Рассмотрим более подробно расчетные условия проверки схемы сетей на предмет выявления ограничений.

Общепринято, что схемы сетей должны обеспечивать полностью выдачу мощности электростанций в систему и полное электроснабжение потребителей в нормальном режиме, а также при проведении плановых ремонтов элементов схем. С позиций аварийных и послеаварийных режимов схема сети должна удовлетворять ряду технических ограничений:

недоотпущение ограничений на перетоки мощности в установившихся режимах при неполной схеме по критериям статической устойчивости и термической стойкости проводников и аппаратов;

недоотпущение нарушения динамической устойчивости при определенных возмущениях без учета действия противоаварийной автоматики;

недоотпущение снижения уровня напряжения по узлам сети в послеаварийных режимах ниже заданной границы.

Недоотпущение ограничений на перетоки мощности в установившихся режимах при неполной схеме. Преимущественно здесь имеют место так называемые критерии $n-1$ (потеря одной цепи — Бельгия, Бразилия, Иордания, Ирландия, Китай, Норвегия, Словения, Дания, Финляндия, Франция, Швеция) или $n-2$ (одновременно двух цепей — Австралия, Великобритания, Испания, Италия, Канада, Нидерланды, Португалия, Румыния, США, ЮАР, Япония).

Как известно, в России нормативно закреплена критерий $n-1$ для всех сетей напряжением до 500 кВ включительно применительно к расчетным длительным потокам мощности [4]. Это положение распространяется и на схемы выдачи мощности электростанций (для сетей 750 кВ — только в случае присоединения к распределительным устройствам (РУ) атомных станций). К примеру, схемы выдачи мощности тепловых электростанций на всех этапах ввода мощности должны обеспечивать выдачу всей располагаемой мощности в любой период времени при работе всех отходящих линий. При отключении одной из них должна быть обеспечена, как правило, выдача всей мощности станции в часы максимума нагрузки системы.

Как видно из приведенных данных, число стран, использующих тот или иной принцип, примерно совпадает. Несколько респондентов сообщили, что принцип $n-2$ используют только в особых случаях (Австралия, Италия, ЮАР) или данные принципы не учитываются для отдельных расчетных режимов (Дания, Испания, Франция). Большинство стран подтвердили, что плановые простои элементов сети предполагаются в период естественного, сезонного снижения нагрузки и это редко вынуждает усиливать сеть.

В [5] приводятся данные о том, что в 1992 г. страны объединения NORDEL (Дания, Исландия, Норвегия, Финляндия, Швеция) перешли от принципа $n-1$ к $n-2$. Следовательно последний из них становится преобладающим.

Учет отключенного состояния цепей не всегда является достаточным условием обоснования элементов сетей. Так, среди 24 стран в 20 в качестве дополнительного расчетного отключения рассматривают потери генерирующей мощности, а в 12 странах — погашение системы сборных шин РУ повышенного напряжения. Там, где используется принцип $n-1$, обычно учитывается и потеря сборных шин. Последнее редко принимается во внимание.

мание при использовании принципа $n-2$. Только в Испании, США и Японии применение находят и принцип $n-2$, и событие потери системы сборных шин. Лишь в Бразилии, Иордании и Франции используется принцип $n-1$, но не рассматривается погашение сборных шин.

В промышленно развитых странах, особенно в западноевропейских, вследствие больших организационных и финансовых трудностей с землеотводами под новое строительство повсеместно применяются двухцепные воздушные линии в сетях всех классов напряжения. В России для основных сетей используются одноцепные линии. Аварийность двух- и одноцепных линий сопоставима, поэтому правомерность критерия $n-2$ в первом случае не вызывает сомнений.

Применительно к отечественной практике учет погашения систем сборных шин не является и не должен являться расчетным условием. Для характерных в основных сетях России схем коммутации РУ (обычно кольцевые схемы, например, 3/2, 4/3 и пр. [3]) отказы на их сборных шинах не приведут к потере присоединений основной сети. Есть смысл учитывать рассматриваемые отказы для схем с одной, двумя и более системами сборных шин с обходной системой шин либо без нее, которые широко применяются в западноевропейских странах и в распределительных, и в основных сетях.

Представляется, что критерии $n-...$ следует использовать при проектировании энергосистем применительно не к расчетным длительным, а к суммарным расчетным потокам мощности (более жесткое расчетное условие). Для основной сети, в частности, последние определяются суммой трех потоков: балансового, взаиморезервирования и совмещения максимумов нагрузки и ремонтов генерирующего оборудования, при том, что например, продолжительность потока взаиморезервирования не превысит 1–5% расчетного периода.

Недопущение нарушения динамической устойчивости. Расчетным видом возмущения, при котором должна обеспечивать динамическая устойчивость, нередко является трехфазное КЗ (10 стран). В Австралии расчетное возмущение — двухфазное КЗ на землю, а в Бразилии — однофазное; при этом устойчивость параллельной работы электростанций и энергосистем при трехфазных КЗ должна обеспечиваться в условиях эксплуатации специальными мероприятиями. Прочие страны наиболее тяжелое расчетное возмущение (трехфазное КЗ) учитывают лишь для отдельных режимов.

В российской практике в качестве расчетного вида аварийного возмущения принято двухфазное КЗ на землю. При этом однофазное КЗ с успешным и неуспешным автоматическим повторным включением в сетях 500 кВ и ниже рассматривается как дополнительное к критерию $n-1$ требо-

вание по выбору структуры сети, так как динамическая устойчивость здесь должна обеспечиваться без воздействия противоаварийной автоматики [6].

Недопущение снижения уровня напряжения по узлам сети в послеаварийных режимах. Как правило, нормируемые уровни напряжения по узлам сети в послеаварийных режимах принимаются в диапазоне от -10 до $+5\%$ номинального. Более узкий диапазон $-7,5 + 2,5\%$ принят в Ирландии для сети 400 кВ. Однако здесь всего две таких цепи, и поддержание в ней требуемых уровней напряжения не вызывает проблем. Причем в сетях 220 кВ Ирландии диапазон допустимых уровней напряжения уже $\pm 9\%$. В пяти странах верхний предел диапазона напряжения принят $+10\%$. Наконец, минимальная нижняя граница диапазона $-3,9\%$ установлена в сетях 380 кВ Франции.

Применительно к отечественной практике нормируются значения коэффициентов запаса по напряжению в узлах нагрузки [6]. Причем в режиме наибольших нагрузок в установившемся послеаварийном режиме напряжение на вторичной стороне приемных подстанций должно быть не ниже номинального напряжения сети с учетом использования регулирования напряжения под нагрузкой трансформаторов или автотрансформаторов [4]. Очевидно, что невыполнение данного требования влечет за собой или увеличение числа связей, или дополнительное оснащение сетей средствами компенсации реактивной мощности.

Расчеты установившихся режимов во всех 24 странах ведут из условия наибольшей нагрузки в период максимума, как правило (т.е. более чем в 80% респондентов), на базе модели сети на переменном токе. В 70% случаев в режиме наибольших нагрузок проверке подлежит условие сохранения динамической устойчивости. Также принимают во внимание наименьшую нагрузку в период максимума, причем динамическая устойчивость оценивается в этом режиме лишь 25% стран. Кроме этого, расчеты режимов выполняются применительно к периоду естественного, сезонного снижения нагрузки. Имеются различия в способах представления генерирующей мощности: уменьшается на значение резерва мощности (пять стран); корректируется с учетом коэффициентов готовности агрегатов (восемь стран); ранжируется в зависимости от стоимости производства электроэнергии (18 стран); прочие способы (восемь стран). Следовательно, наиболее распространено ранжирование агрегатов электростанций по стоимости производства электроэнергии. Однако лишь в нескольких странах это — единственный способ представления модели генерации. Наконец, случайные отклонения от расчетного баланса мощности учитываются в 10 странах (Великобритания, Канада, Китай, Нидерланды, США и др.), включая Россию.

Примерно в половине стран используются (см. ранее) вероятностные методы, основанные на сопоставлении стоимости риска (ущерба, штрафа) в энергосистеме из-за ненадежности ее элементов с дополнительными затратами на усиление сети для ликвидации возможных режимных ограничений.

Экономические последствия из-за ненадежности можно рассматривать с точки зрения поставщиков электроэнергии или с позиций общества в целом. Характерным примером первого подхода является Франция, где жесткой правовой регламентации подлежат вопросы взаимоотношений между поставщиками и потребителями по обеспечению требуемой надежности электроснабжения: фиксируются количество и длительность случайных и преднамеренных отключений и штрафы за превышение ими предельных значений. Примером второго подхода длительное время являлась Россия, когда оценке подлежало математическое ожидание народнохозяйственного ущерба. Тем не менее, и в промышленно развитых странах считается приемлемой оценка ущерба, нанесенного всему обществу [7]. Полагают, что именно при таком подходе наиболее полно проявляется эффект от изменения надежности электроснабжения потребителей.

Заключение. Обоснование эффективности сооружения объектов основной электрической сети энергосистем независимо от форм хозяйствования и форм собственности ведется на базе ограниченного количества технических или технико-экономических ограничений или расчетных условий, связанных, главным образом, с индексацией надежности покрытия генерирующей мощностью нагрузки и предотвращением режимных ограничений на перетоки мощности, которые могут быть вызваны одновременным отключением заданного

числа связей, динамическими возмущениями и недопустимыми уровнями напряжения по узлам сети.

Сформировавшиеся в отечественной практике за многие десятилетия принципы, критерии и мотивации обоснования эффективности сооружения объектов основной сети энергосистем в целом согласуются с решениями, имеющими место в общемировой практике.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Каплан В.А., Малкин П.А., Хабачев Л.Д. Особенности обоснования экономической эффективности сооружения объектов основной электрической сети ЕЭС и ОЭС России в условиях функционирования рынка электроэнергии. — Электрические станции, 1997, № 1.
2. Riordan C.O., Eunson E., Stam E., Takahashi K. / Review of adequacy standards for generation and transmission planning. — Electra, 1993, № 150.
3. Коммутационные узлы энергосистем / Под ред. А.В. Шунтова. — М.: Энергоатомиздат, 1997.
4. Руководящие указания и нормативы по проектированию развития энергосистем. — М.: Минэнерго СССР, 1981.
5. Семенов В.А. Новые критерии надежности в ОЭС NORDEL. — Электрические станции, 1995, № 4.
6. Руководящие указания по устойчивости энергосистем. — М.: РАО «ЕЭС России», 1994.
7. Эндрени Дж. Моделирование при расчетах надежности в электроэнергетических системах. — М.: Энергоатомиздат, 1983.

[08.06.99]

Автор: Шунтов Андрей Вячеславович окончил электроэнергетический факультет Московского энергетического института (МЭИ) в 1982 г. В 1988 г. в МЭИ защитил кандидатскую диссертацию «Разработка вопросов оптимизации схем выдачи мощности электростанций». Заведующий электроэнергетическим отделом Информационно-вычислительного центра Мосэнерго.

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).

Моделирование фликера, генерируемого мощной дуговой сталеплавильной печью постоянного тока

ШТАДЕ Д., НОВИЦКИЙ А.С., АПРЕЛКОВ И.Н.

На основе результатов экспериментальных исследований показателей качества электроэнергии в системах электроснабжения мощных дуговых сталеплавильных печей постоянного тока предложена методика моделирования фликера, генерируемого электродуговой сталеплавильной печью постоянного тока. Приведены результаты математического моделирования фликера.

Ключевые слова: дуговая сталеплавильная печь постоянного тока, фликер, математическое моделирование

В последние годы в электрометаллургической промышленности получили широкое распространение дуговые сталеплавильные печи постоянного тока (ДППТ), которые обладают рядом существенных преимуществ по сравнению с традиционными электродуговыми сталеплавильными печами переменного тока. Работа ДППТ характеризуется более стабильным режимом горения электрической дуги, меньшим удельным потреблением электроэнергии, а также меньшим негативным влиянием на показатели качества электроэнергии (ПКЭ) в питающей электрической сети. В настоящее время в мире работает около 130 ДППТ, установленные мощности электрооборудования которых достигают 150–200 МВ·А [1]. В России также находятся в эксплуатации несколько ДППТ, но значительно меньшей мощности [2]. Внедрение в промышленную практику мощных и сверхмощных ДППТ является для российской промышленности актуальной и перспективной задачей. Однако рост единичных мощностей установленного электропечного оборудования приводит к ухудшению качества электроэнергии в питающей энергосистеме. Прогноз изменения ПКЭ в электрических сетях с ДППТ возможен на основе математического моделирования электрических режимов печи. В статье представлена методика численного

On the basis of the results of experimental investigations of electric energy quality characteristics in power supply systems of high-power DC arc steel furnaces methods for a simulation flicker generated by a DC arc steel furnace are proposed. The results of modeling are given.

Key words: DC arc steel furnace, flicker, mathematical modeling

моделирования фликера, генерируемого мощной ДППТ.

Показатели качества электроэнергии в системах электроснабжения ДППТ. В табл. 1 представлены результаты экспериментальных измерений ПКЭ в системах электроснабжения двух крупных электросталеплавильных заводов Германии с мощными ДППТ. Измерения были проведены в течение 7 суток на каждом из заводов в нормальных условиях работы электрической сети. Электрически ближайшие к заводским сетям точки присоединения других потребителей (точки общего присоединения — ТОП) находятся на шинах высокого напряжения 380 и 220 кВ для заводов №№ 1 и 2 соответственно.

Измеренные в ТОП показатели качества электроэнергии соответствуют нормам, установленным в [3]. Однако максимальные значения измеренной на интервале времени 10 мин кратковременной дозы фликера $P_{st}=1,2$ в ТОП завода № 2 приближаются к предельно допускаемому значению 1,38 отн. ед., и в случаях снижения мощности короткого замыкания на шинах ТОП или подключении новых мощных потребителей с резкопеременной нагрузкой значения дозы фликера могут превысить допустимый уровень.

Для решения вопроса о допустимости подключения к существующей или проектируемой

Таблица * 1

Завод	Характеристики электрической сети					Емкость печи, т	Компоненты статического тиристорного компонен- сатора	Показатели качества энергии					
	Минимальное напряжение, кВ		Мощность, МВ·А					P_{st} , отн. ед. (максималь- ное значение)		K_U , % (95% кван- тиль)		K_{2U} , % (95% кван- тиль)	
	в ТОП	на шинах завода	КЗ в ТОП	КЗ на шинах завода	печных транс- форма- торов			шины ТОП	шины завода	шины ТОП	шины завода	шины ТОП	шины завода
№ 1	380	30	19000	550	2 × 70	120	ТРГ, фильтры 2-, 3-, 5-, 7- и 11-й гармоник	0,5	19,2	1,2	1,7	0,30	2,16
№ 2	220	33	5500	690	4 × 30	100	ТРГ, фильтры 3-, 5- и 7-й гармоник	1,2	10,9	1,61	2,7	0,35	1,51

электрической сети мощной печи постоянного тока необходимо проведение комплексного исследования взаимовлияния ДППТ и питающей сети с воспроизведением на математической модели характерных режимов работы печи и возмущений, создаваемых ДППТ в системе электроснабжения.

Методические вопросы численного моделирования фликера, создаваемого ДППТ. Источником колебаний напряжения на шинах ДППТ является электрическая дуга, параметры которой имеют стохастический характер.

Работа ДППТ сопровождается изменением потребления мощности из сети в процессе выплавки стали. Характер изменения потребления мощности определяется электропечной технологией. Процесс плавки при этом может быть представлен в виде совокупности определенных технологических состояний, или «рабочих интервалов», каждый из которых характеризуется установленными по технологии значениями выделяющейся в дуге активной мощности P_d , тока дуги I_d и напряжения на дуге U_d .

В современной мощной ДППТ процесс плавки длится 40–50 мин и может быть разделен на 7–10 рабочих интервалов с относительно стабильными характеристиками, продолжительность каждого из которых составляет от одной до нескольких минут. В каждом интервале условия горения электропечей дуги различны. Соответственно отличаются и дозы фликера, измеренные на шинах ДППТ.

На рис. 1 показано изменение потребляемого из сети тока ДППТ в течение плавки (действующие значение тока, усредненные на интервале измерения 1 мин) и соответствующее изменение значений кратковременной дозы фликера P_{st} на шинах электропечной подстанции (значения P_{st} определены на интервалах измерения 10 мин, временные интервалы между соседними значениями P_{st} , представленными на

диаграмме, составляют 2 мин). Как видно из рис. 1, области максимальных значений P_{st} сдвинуты по времени относительно интервалов, характеризующихся максимальным потреблением тока из сети. При этом область максимальных значений P_{st} включает в себя даже технологическую паузу: печь отключена от сети. Поэтому, чтобы корректно смоделировать фликер, генерируемый ДППТ, необходимо проведение анализа всего технологического процесса плавки металла.

При воспроизведении на математической модели электрических режимов работы печи, отвечающих каждому интервалу, становится возможным моделирование полного технологического процесса плавки и обусловленных данным процессом колебаний напряжения в питающей сети.

Однако существенной проблемой при цифровом моделировании фликера являются ограниченные возможности современной вычислительной техники и программного обеспечения в части допустимой длительности расчета моделируемых процессов в реальных схемах электрических сетей. Поэтому на сегодняшний день достаточно распространено моделирование фликера от электрической нагрузки на интервалах воспроизведения от одной до нескольких секунд. Так, в [4] описана модель для воспроизведения и исследования фликера, создаваемого электродуговой сталеплавильной печью переменного тока (ДСП), имеющей во многом сходный с ДППТ технологический процесс выплавки металла, на основе использования программного комплекса АТР. Рекомендуемое время воспроизведения процесса составляет 1 с, а оценка фликера выполняется по значению мгновенного уровня фликера $S(t)$. В [5] моделирование фликера, создаваемого ДСП, выполнено с использованием известного программного пакета SIMULINK. Длительность воспроизводимого процесса составляет несколько секунд, а оценка фликера также производится по мгновенному значению фликера $S(t)$. В [6] моделирование фликера от дуговой электропечи переменного тока выполнено на базе известного программного комплекса ЕМТР, при этом длительность моделируемого процесса — несколько секунд, а оценка фликера осуществляется на основе обработки процесса $\Delta U(t)/U$. В [7] анализ фликера и эффективности мероприятий по его подавлению выполняется также на интервале моделирования 1 с. Анализ фликера, генерируемого ДППТ, приведен в [8]. В качестве средства моделирования используется ЕМТР, а длительность моделируемых процессов составляет менее 1 с.

В [9] обоснована целесообразность применения для анализа и моделирования фликера, гене-

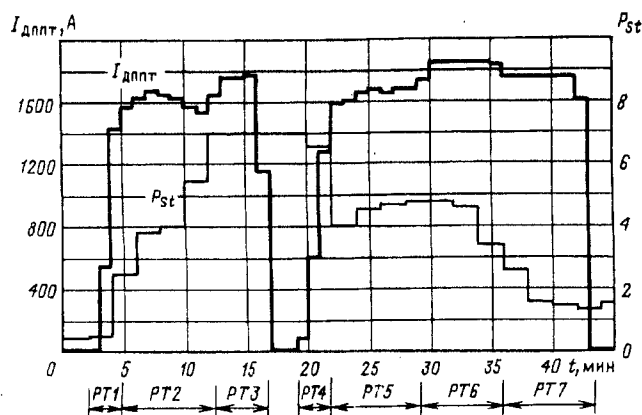


Рис. 1. Изменение тока ДППТ и фликера на шинах электропечной подстанции в процессе плавки металла

пируемого электропечной нагрузкой, одномоментной дозы фликера $P_{st(1 \text{ мин})}$, определенной на интервале времени наблюдения 1 мин. Вычисление $P_{st(1 \text{ мин})}$ выполняется в соответствии со стандартным IIE алгоритмом фликерметра [10] по кумулятивной функции распределения мгновенных значений фликера. При этом справедлива общая формула:

$$P_{st(1 \text{ мин})} = \sqrt{0,0314P_{st0.1} + 0,0525P_{st1s} + 0,0657P_{st3s} + 0,28P_{st10s} + 0,08P_{st50s}}, \quad (1)$$

где $P_{st0.1}$ — уровень фликера при интегральной вероятности 0,1; P_{st1s} , P_{st3s} , P_{st10s} и P_{st50s} — сглаженные уровни фликера при интегральной вероятности, равной 1,0; 3,0; 10,0 и 50,0%.

На правомерность использования такого подхода указано в [11, 12].

Связь между нормируемыми международными стандартами значениями кратковременной дозы фликера P_{st} и одномоментной дозы фликера устанавливается следующей приближенной формулой [9]:

$$P_{st} = \sqrt[3]{\frac{1}{10} \sum_{i=1}^{10} P_{sti(1 \text{ мин})}^3}. \quad (2)$$

На рис. 2 представлены графики изменения одномоментных доз фликера $P_{st(1 \text{ мин})}$ и соответствующих им значений кратковременных доз фликера P_{st} , полученных при обработке цифровых файлов экспериментальных измерений мгновенных значений напряжения на шинах электропечной подстанции (128 точек записи на периоде промышленной частоты 50 Гц) по алгоритму фликерметра $P_{st(\text{изм})}$ [11], а также рассчитанных по формуле (2) $P_{st(\text{форм})}$. Как следует из рис. 2, общий характер изменения одномоментной дозы фликера, в целом, соответствует характеру изменения кратковременной дозы фликера. Однако

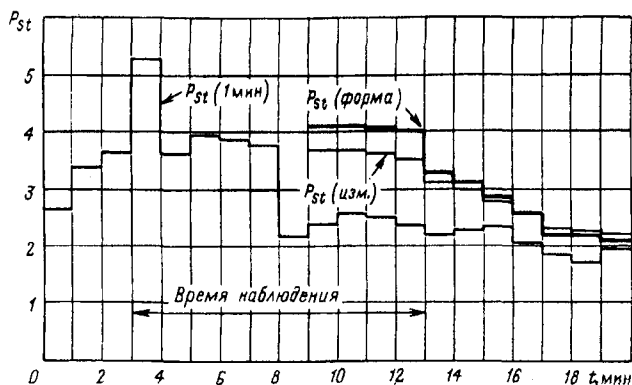


Рис. 2. Динамика изменения значений одномоментной $P_{st(1 \text{ мин})}$ и кратковременной доз фликера P_{st}

значения одномоментных доз фликера меняются на анализируемом временном интервале быстрее и в более широком диапазоне, чем соответствующие значения кратковременной дозы фликера. Изменение значений одномоментной дозы фликера лучше отражает динамику изменения размахов напряжения на шинах электропечной подстанции.

Для точного расчета кратковременной дозы фликера P_{st} по характеристикам колебаний напряжения на одномоментных интервалах времени необходимо построить эквивалентную функцию распределения для десяти кумулятивных функций распределения мгновенного значения фликера, полученных для каждой из минут десятиминутного интервала наблюдения. Затем по формуле (1) определяется значение P_{st} .

Разработанный в Техническом университете Ильменау специализированный программный пакет SALOMON [13] позволяет моделировать длительные переходные электромагнитные процессы в электрических сетях с ДППТ (несколько минут и более). С использованием данного пакета возможно воспроизведение на математической модели реального временного отрезка процесса плавки металла, соответствующего рассматриваемому интервалу. Таким образом, становится возможным не только моделировать весь процесс плавки в его реальной продолжительности, но и оценить влияние каждого интервала на создаваемый фликер. Последнее обстоятельство крайне важно при выборе схемно-технических и режимных мероприятий по минимизации фликера.

В соответствии с изложенным предлагается следующий методический подход к моделированию фликера, генерируемого ДППТ:

проведение комплексных измерений ПКЭ, а также мгновенных значений токов и напряжений в системе электроснабжения ДППТ, в том числе и на стороне постоянного тока печи с целью получения информации о характере поведения дуги ДППТ в различных технологических состояниях печи;

проведение анализа технологического процесса исследуемой печи с целью определения последовательности рабочих интервалов и соответствующих им значений одномоментных доз фликера $P_{st(1 \text{ мин})}$;

воспроизведение интервалов на математической модели системы электроснабжения ДППТ с использованием данных экспериментальных измерений в качестве исходных для моделирования электрического режима печи;

проведение исследований изменения ПКЭ в электрической сети при изменении конфигурации и параметров сети, подключении новых по-

требителей, компенсирующих устройств и т.д.

Представляется целесообразным также создание банка данных по технологическим режимам распространенных типов печей постоянного тока для моделирования электрических режимов печи и оценки создаваемых печью колебаний напряжения на стадии проектирования электрических сетей с ДППТ.

Математическая модель ДППТ. Программная система SALOMON позволяет моделировать электрические сети произвольной конфигурации и содержит унифицированные модели элементов сети: генераторов, трансформаторов, кабельных и воздушных линий, преобразователей, фильтрокомпенсирующих устройств, тиристорно-реакторных групп и т.д. Модель электродуговой сталеплавильной печи постоянного тока содержит печные трансформаторы, выпрямители, сглаживающие реакторы и цепь постоянного тока с моделью электрической дуги постоянного тока. Электрическая схема замещения модели ДППТ показана на рис. 3.

Вопросам моделирования дуги в сталеплавильной печи в технической литературе уделено значительное внимание. Можно выделить три основных подхода к представлению электропечной дуги в расчетах электромагнитных процессов в системах электроснабжения с дуговыми печами. Первый способ моделирования дуги — замещение ее идеальным источником напряжения

[14, 15]. Второй способ — представление печной дуги в виде активного сопротивления [16]. Наконец, третий способ — моделирование динамических вольт-амперных характеристик электрической дуги [17, 18]. Однако применение последнего способа для моделирования колебаний напряжения, создаваемых ДППТ, ограничено на сегодня недостаточным объемом экспериментальных данных. Поэтому для задач моделирования фликера в программной системе SALOMON используются первые два способа замещения дуги постоянного тока.

При моделировании электрической дуги идеальным источником напряжения дуги u_d определяются в каждый момент расчетного времени t по экспериментально полученным зависимостям мгновенных значений $u_d(t)$ для соответствующего выбранного «рабочего интервала». При замещении дуги постоянного тока активным сопротивлением $r_d(t)$ соответствующие значения r_d также определяются для каждого момента времени t по экспериментальным зависимостям мгновенных значений $r_d(t) = u_d(t)/i_d(t)$ для моделируемого «рабочего интервала».

В задачах моделирования стационарных режимов горения электрической дуги, характеризующихся постоянными значениями тока и напряжения в электрической цепи дуги, способ воспроизведения электрической дуги на мате-

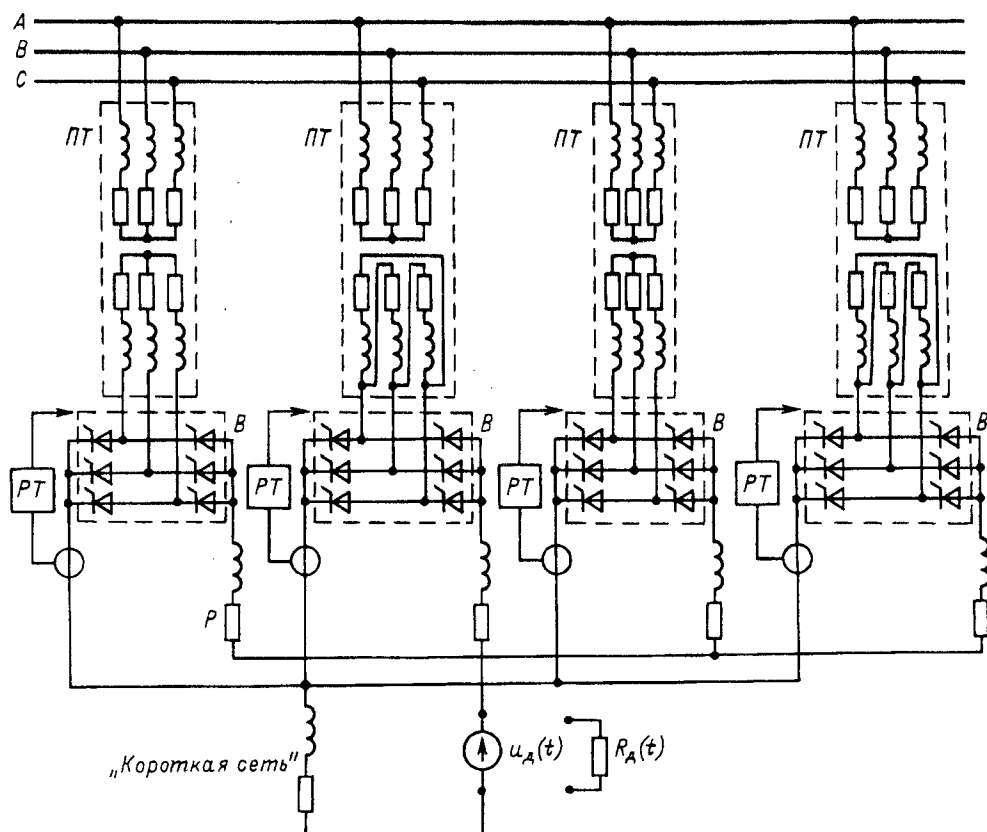


Рис. 3. Электрическая схема замещения модели ДППТ: ПТ — печные трансформаторы; В — выпрямители; РТ — регуляторы тока; Р — реактор

матической модели (идеальный источник напряжения или активное сопротивление) не оказывает большого влияния на результаты расчета. Однако при воспроизведении переходных процессов в цепях с электрической дугой, связанных с изменением технологического режима печи (например, переход от одного «рабочего интервала» к другому), а также при моделировании стохастического характера горения печной дуги результаты расчетов в значительной степени зависят от выбора эквивалентной схемы замещения дуги. Использование в модели печи различных эквивалентных схем замещения дуги (идеальный источник напряжения или активное сопротивление) приводит к различию в значениях постоянных времени, характеризующих переходные процессы в моделируемой электрической цепи. Соответственно меняется расчетная длительность и характер протекания переходного процесса.

Отличие в формах моделируемых кривых мгновенных значений токов и напряжений обуславливает различие в значениях ПКЭ в анализируемой электрической сети. Так, наличие в сети четных гармоник и 3-й гармоники при работе ДППТ связано в значительной мере с нестабильностью реальной электропечной нагрузки, которая воспроизводится на математической модели посредством изменения параметров эквивалентной схемы замещения электрической дуги по ходу расчета, т.е. серией переходных процессов. Вопросы выбора эквивалентной схемы замещения электрической дуги постоянного тока для моделирования гармонических искажений от ДППТ были рассмотрены в [19]. Там же была предложена комбинированная эквивалентная схема замещения электрической дуги постоянного тока, содержащая последовательно включенные источник напряжения и активное сопротивление. Моделирование фликера, генерируемого ДППТ, также представляет собой задачу расчета переходных процессов в системе электроснабжения дуговой печи. Однако оценка влияния эквивалентной схемы замещения электрической дуги на моделирование фликера ранее не выполнялась.

Фликер, возникающий при работе печи, зависит также от настроек системы автоматического регулирования, состоящей из двух регуляторов. Регулятор тока задает угол открытия тиристорov выпрямителя таким образом, чтобы поддерживать неизменным установленное по технологии значение потребляемого тока печи. Регулятор напряжения связан с электроприводом и регулирует высоту электрода на тигелем с металлом, чтобы обеспечить заданный уровень напряжения на дуге.

В программной системе SALOMON работа регулятора напряжения моделируется заданием

временной зависимости изменения мгновенных значений напряжения на дуге для всего моделируемого участка плавки. Модель регулятора тока представляет собой ПИ-регулятор, который реагирует на отклонение расчетного значения тока дуги от значения тока установки. В зависимости от значения этого отклонения по ходу выполнения расчета осуществляется постоянная корректировка угла открытия тиристорov для каждого из моделируемых преобразователей.

Для определения фликера используется стандартный UIE-алгоритм цифрового фликерметра [10].

Пример. На рис. 4 показана схема системы электроснабжения мощной ДППТ, работающей на заводе № 2 (табл. 1), ТОП которой расположена на шинах подстанции энергосистемы 220 кВ. Для питания электропечной подстанции использована схема «глубокого ввода» через воздушную линию и понижающий трансформатор. Представленная схема типична для заводов с ДППТ, поэтому результаты математического моделирования, полученные для данной схемы, в значительной мере отражают общие закономерности генерации фликера, создаваемого мощными ДППТ.

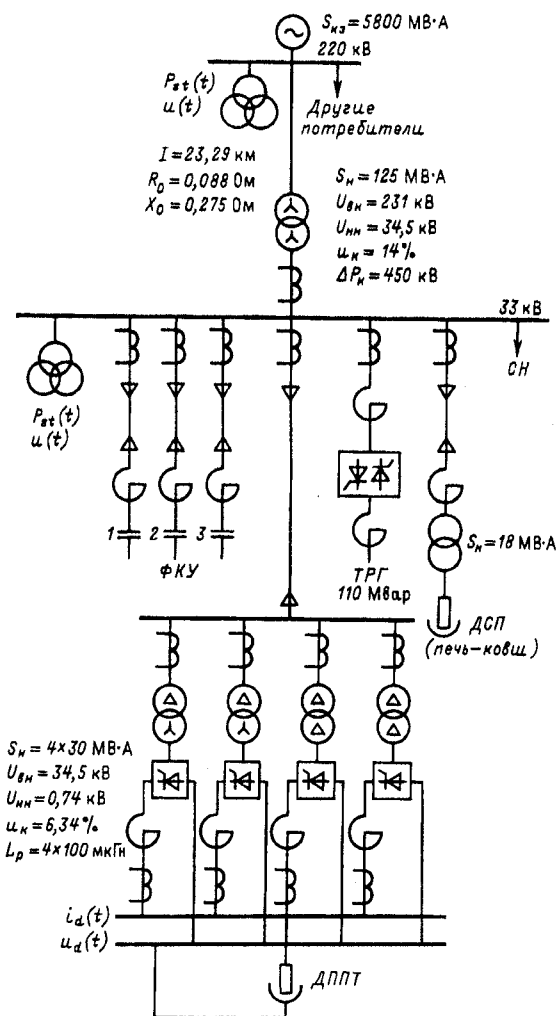


Рис. 4. Схема электроснабжения металлургического завода: ФКУ — фильтро-компенсирующие устройства (1 — 150 Гц, 10 Мвар; 2 — 250 Гц, 30 Мвар; 3 — 350 Гц, 50 Мвар)

В соответствии с изложенной методикой моделирования в системе электроснабжения ДППТ были проведены комплексные измерения ПКЭ, а также цифровая запись мгновенных значений токов и напряжений в электрической сети (128 значений на периоде промышленной частоты 50 Гц), в том числе и на стороне постоянного тока. На схеме показаны точки подключения измерительной аппаратуры при выполнении измерений. Полученные экспериментальные данные были упорядочены в соответствии с последовательностью технологических интервалов. Оценка фликера, генерируемого ДППТ в каждом интервале, выполнялась по значениям одномоментной дозы фликера P_{st} (1 мин), рассчитанных по алгоритму [10].

Рассмотрим результаты моделирования одного из «рабочих интервалов». На рис. 5 показаны графики изменения

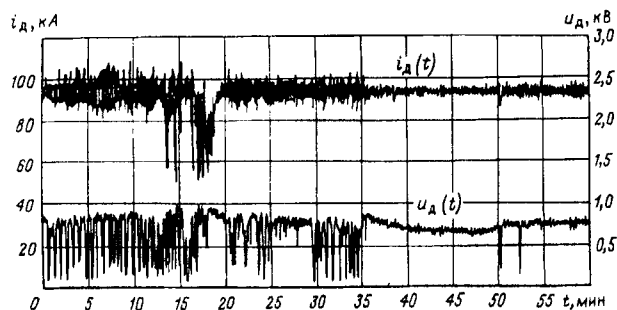


Рис. 5. График изменения значений напряжения на дуге и тока в цепи дуги

мгновенных значений напряжения на дуге $u_d(t)$ и тока в цепи электрической дуги $i_d(t)$ в течение 1 мин. Отношение $u_d(t)/i_d(t)$ определяет мгновенные значения активного сопротивления электропечной дуги $r_d(t)$. Зависимости $u_d(t)$ и $r_d(t)$ были использованы при выполнении расчетов в качестве альтернативных входных файлов исходных данных для программной системы SALOMON.

Результаты расчетов фликера для интервала, соответствующего рис. 5, сведены в табл. 2. Расчеты выполнены для экспериментальных зависимостей $u_d(t)$ и $r_d(t)$, а также на интервалах усреднения 10 и 20 мс эквивалентных зависимостей $u_d(t)$ и $r_d(t)$. В табл. 2 приведены полученные на модели значения одномоментной дозы фликера P_{st} (1 мин) для напряжения на шинах электропечной подстанции (фаза А).

Таблица 2

Число изменений значений $u_d(t)$, $r_d(t)$ на периоде 50 Гц	Значение фликера P_{st} (1 мин) при моделировании дуги	
	идеальным источником напряжения	активным сопротивлением
128	10,03	12,0
2	9,38	11,9
1	9,01	11,01

Как следует из табл. 2, увеличение интервала усреднения ведет к снижению уровня моделируемого фликера, что связано с увеличением продолжительности интервалов работы модели печи с неизменной нагрузкой и уменьшением числа изменений параметров нагрузки на моделируемом интервале технологического процесса.

Результаты моделирования свидетельствуют также, что расчеты с эквивалентной схемой замещения электрической дуги в виде активного сопротивления отличаются более высокими значениями дозы фликера по сравнению с расчетами, в которых модель дуги представлена источником напряжения. Это связано с меньшим значением постоянной

времени моделируемой электрической цепи в случае замещения электрической дуги активным сопротивлением, что обуславливает более динамическое протекание переходных процессов в рассматриваемой цепи.

Отличие в значениях одномоментной дозы фликера, рассчитанных с использованием предложенных моделей, не превосходит 20%. Поэтому для вынесения заключения о целесообразности применения в задачах моделирования фликера какой-либо одной из представленных моделей необходимо проведение дальнейших исследований.

Следует отметить, что расчеты табл. 2 были выполнены при отключенной модели системы автоматического управления устройством динамической компенсации реактивной мощности (ТРГ), чтобы «отстроиться» от составляющей фликера, вносимой переменной нагрузкой тиристорно-реакторной группы. При выполнении расчетов с учетом изменения угла управления ТРГ и, соответственно, изменения потребления реактивной мощности ТРГ значения одномоментной дозы моделируемого фликера снижались до значений, сопоставимых с определенным по экспериментальным данным (обработкой файла мгновенных значений напряжений на шинах электрической подстанции по алгоритму цифрового фликерметра [10]) значением P_{st} (1 мин) = 4,3.

Заключение. Предложенная в статье методика моделирования колебаний напряжения, создаваемых ДППТ, основана на результатах анализа электропечной технологии и ориентирована на использование современных средств вычислительной техники и программного обеспечения. Составной частью методики является установление взаимосвязей между уровнем создаваемого при работе печи фликера и отдельными стадиями технологического процесса.

Воспроизведение на математической модели отдельных стадий плавки в реальном масштабе времени позволяет исследовать эффективность работы средств динамической компенсации реактивной мощности и стабилизации напряжения, выполнить оптимизацию структуры и параметров систем автоматического регулирования ДППТ и СТК, а также провести анализ влияния печи на качество электроэнергии в других узлах сети энергосистем.

Моделирование полного процесса плавки с воспроизведением на модели реальной конфигурации и режимов работы электрической сети позволяет исследовать распространение фликера в системе электроснабжения и прогнозировать уровни ПКЭ при изменении параметров сети, а также выбрать схемно-технические мероприятия по повышению качества электроэнергии в электроэнергетической системе.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Greis P. Gleichstrom-Lichtbogenofen der Welt — Stahl und Eisen, 1998, № 9.
2. Янсон К., Ярвик Я. Источник питания ESTA для ДСП постоянного тока. — Материалы I Всесоюзного научно-технического симпозиума «Электроснабжение и электрооборудование дуговых электропечей». 16–18 нояб. 1988, Тбилиси.
3. ГОСТ 13109–97. Электрическая энергия. Совмести-

мость технических средств электромагнитная. Нормы качества электрической энергии в системах электроснабжения общего назначения. — Минск, 1998.

4. Cavallini A., Montanari G., Pitti L., Zaninelli D. ATP Simulation for Arc Furnace Flicker Investigation. — ETEP, 1995. vol. 5, № 3.

5. Collantes-Bellido R., Gomez T. Identification of Three Phase Arc Furnace for Voltage Disturbance Simulation. — IEEE Transactions on Power Delivery, 1997. vol. 12, № 4.

6. Tang L., Kolluri S., McGranaghan M. Voltage Flicker Prediction for Two Simultaneously Operated AC Arc Furnaces. — IEEE Transaction on Power Delivery, 1997. vol. 12, № 2.

7. Mark Halpin S., Burch R. An Improved Simulation Approach for the Analysis of Voltage Flicker and the Evaluation of Mitigation Strategies. — IEEE Transactions on Power Delivery, 1997. vol. 12, № 3.

8. Tang L., Mueller D., Hall D., Samotyj M., Randolph J. Analysis of DC Arc Furnace Operation and Flicker Caused by 187 Hz Voltage Fluctuation. — IEEE Transactions on Power Delivery, 1994. vol. 9, № 2.

9. Krämer S. Beitrag zur Modellierung des elektrischen Betriebsverhaltens von Drehstromlichtbogenöfen. — Dr.-Ing. Dissertation, TU Ilmenau, 1997.

10. DIN EN 60868 (VDE 0846 Teil 2). Flickermeter — Funktionsbeschreibung und Auslegungsspezifikation. — Berlin: VDE-Verlag, März 1994.

11. Mombauer W. Neuer digitaler Flickermeteralgorithmus. — ETZ Archiv, 1988, Bd. 10, H. 9.

12. Flicker. Grundlagen. Simulation. Minimierung. — Technischer Bericht. Forschungsgemeinschaft für Hochspannungs- und Hochstromtechnik. — Mannheim-Rheinau, 1988.

13. Stade D., Malsch M., Wachsmann B., Schau H. Load Flow Simulation for Solving Harmonic and Flicker Problems. — Proceedings of the Conference PCIM'94, — Nuremberg, Germany, 1994.

14. Электрические промышленные печи. Дуговые печи и установки специального нагрева: Под ред. А.Д. Свенчанского. — М.: Энергоатомиздат, 1981.

15. Stade D., Schau H., Krämer S. Modelling of the Electrical Behaviour of Arc Furnace. — Proceedings of the Conference 29th UPEC, 1994. — Galway, England.

16. Сисоин Г.А. Электрическая дуга в электрической печи. — М.: Металлургия, 1974.

17. Цуканов В.В. Исследование динамических режимов в электрических цепях дуговых сталеплавильных печей и их воздействия на качество электрической энергии. — Дисс. ... канд. техн. наук. — М.: МЭИ, 1979.

18. Stade D., Schau H., Aprelkov I., Novitskiy A. Mathematical Simulation of DC Arc Furnace Operation in Electric Power Systems. — Proceedings of the Conference 8th ICHOP, 1998. — Athens, Greece.

19. Штаде Д., Новицкий А., Апрелков И. Анализ гармонических возмущений в электрической сети, вызванных электродуговой сталеплавильной печью постоянного тока. — Материалы научно-практической конференции «Электрификация горных и металлургических предприятий Сибири» 18–21 нояб. 1997. — Новокузнецк.

[02.02.99]

Авторы: Штаде Дитрих окончил Высшую техническую школу Ильменау (ныне — Технический университет Ильменау) в 1963 г. В 1984 г. получил степень доктора технических наук в области математического моделирования электроэнергетических систем. Профессор, заведующий кафедрой «Электрические установки и сети» Технического университета Ильменау, ФРГ.

Новицкий Александр Сергеевич окончил Ленинградский политехнический институт (ныне С.Петербургский государственный технический университет — СПбГУ) в 1989 г. В 1993 г. там же защитил кандидатскую диссертацию. Докторант кафедры «Электрические установки и сети» Технического университета Ильменау, ФРГ.

Апрелков Иван Николаевич окончил Томский политехнический институт (ныне — Томский политехнический университет) в 1995 г. Аспирант кафедры «Электрические установки и сети» Технического университета Ильменау, ФРГ.

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.

Линейные вентильно-индукторные двигатели.

Часть I

БУТ Д.А., ЧЕРНОВА Е.Н.

Исследуются линейные вентильно-индукторные двигатели, в которых простота конструкции, схем обмоток и коммутаторов сочетаются с высокой надежностью и низкой стоимостью. Разработана математическая модель двигателя с фазным регулированием, описывающая токи, продольные и поперечные силы, энергетические показатели, роль локального насыщения стали и магнитного рассеяния, потери и КПД. Построены зависимости энергетических коэффициентов, сил тяги и подвеса от размера рабочего зазора, проводимости магнитного рассеяния, моментов коммутации обмоток, скорости, степени насыщения стали. Предложены способы компенсации краевых эффектов. Рассчитан линейный двигатель для скоростного транспорта, обладающий рядом достоинств по сравнению с известными аналогами.

Ключевые слова: линейный двигатель, индуктивность, силы тяги и подвеса, энергетические показатели, транспорт

Linear switched reluctance motors are considered, which combine simplicity of the design, winding circuits and switches with a high reliability and a low cost. A theoretical model of a phase-control motor is considered. The model describes the currents, the longitudinal and transverse forces, the energy parameters, the losses, the efficiency, the role of the local steel saturation and of the magnetic dissipation. The graphs of the dependences of the energy coefficients, the traction and levitation forces on the value of the gap, the magnetic dissipation conductance, the moments of winding switching, the velocity and the extent of steel saturation are constructed. Methods for compensating the edge effect are proposed. A linear motor for high-speed transport is analysed, which has a number of advantages compared with the known analogues.

Key words: linear motor, inductance, traction force, suspension, energy parameters, transport

Одно из новых направлений в электромеханике связано с вентильно-индукторными двигателями (ВИД). Их называют также индукторными реактивными, управляемыми реактивными, реактивными двигателями с электронной коммутацией. В западной литературе за ними закрепилось название Switched Reluctance Motors (SRM). Простота конструкции и электрических схем ВИД и их коммутаторов, высокая надежность и относительно низкая стоимость, хорошие регулировочные качества, возможность использования в сложных условиях окружающей среды и другие достоинства способствуют расширяющемуся применению ВИД в различных областях техники — от прецизионных систем управления до мощных транспортных средств — и стимулируют их углубленные расчетно-теоретические исследования [1–8].

Основное внимание в настоящее время уделяют вращающимся ВИД, успешно конкурирующим с асинхронными и вентильными синхронными двигателями.

Очевидные достоинства ВИД дают импульс изучению их нетрадиционных исполнений, в частности линейных ВИД (ЛВИД). Области применения ЛВИД в основном те же, что и других типов линейных машин — транспорт, технологические системы, робототехника, станочное оборудование и т.п.

Процессы в ЛВИД по сравнению с их вращающимися аналогами имеют специфические особенности из-за необходимости учета поперечных

сил, действующих на подвижный элемент (ПЭ), многообразия компоновочных схем, увеличенных рабочих зазоров, краевых эффектов и др.

В статье анализируются процессы в ЛВИД средней и большой мощности ($P \geq 10$ кВт), определяются токи, продольные и поперечные силы, энергетические показатели ЛВИД, выявляются особенности их рабочих характеристик, оценивается роль насыщения магнитопроводов и магнитного рассеяния, приводятся примеры расчетов.

Физическая модель ЛВИД. На рис. 1 приведена модель ЛВИД. Индуктор* содержит шихтованный линейный магнитопровод с первичными полюсами 1, охваченными фазными обмотками 2, и ярмо 3. Вторичный элемент (ВЭ) состоит из сердечника 4 с полюсными выступами 5. Первичное полюсное деление τ_1 , вторичное $\tau_2 > \tau_1$. При последователь-

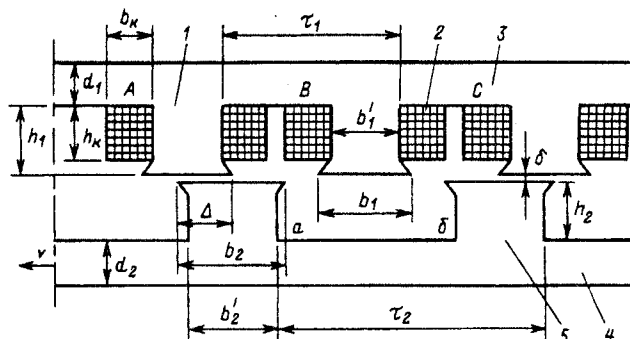


Рис. 1

* Индуктор ЛВИД в значительной мере совмещен с ярком.

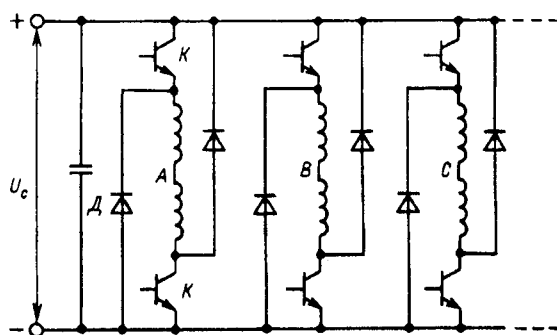


Рис. 2

ном циклическом подключении фазных обмоток A, B, C к сети или источнику напряжения постоянного тока с помощью электронных ключей K , снабженных обратными диодами D (рис. 2), первичные и вторичные полюсы поочередно притягиваются, создавая продольную тягу, перемещающую ПЭ. В качестве ПЭ может использоваться как ВЭ (бесконтактная модификация), так и индуктор, питаемый током через подвижные контакты.

При перемещении ПЭ индуктивность L каждой фазы меняется во времени. Функция $L(t) = L_A$ состоит из следующих участков (рис. 3): $L = L_{\min} \approx \text{const}$ при $(t_2 - g) \leq t \leq t_2$ для рассогласованного положения первичных и вторичных полюсов (g — длительность периода с $L = L_{\min}$); $L = L_{\max} \approx \text{const}$ при $t_4 \leq t \leq t_5$ (согласованное положение полюсов); $L(t)$ нарастает при $t_2 \leq t \leq t_4$ и падает при $t_5 \leq t \leq t_6$, когда имеется частичное перекрытие полюсов $\Delta(t)$ (рис. 1). Приближенно имеем для $t_2 \leq t \leq t_4$

$$L_{24} = L_{\min} + w^2 \Lambda_{\Pi}(t) = L_{\min} + w^2 \frac{\mu_0 b_1 l (t - t_2)}{\delta}, \quad (1)$$

где w — число витков обмотки на полюсе; Λ_{Π} — магнитная проводимость зоны перекрытия полюсов; l — поперечный размер сердечников; δ — рабочий зазор; v — скорость ПЭ, принимаемая либо постоянной, либо медленно меняющейся по сравнению с изменением электромагнитных величин. Соответственно для $t_4 \leq t \leq t_5$

$$L_{45} = L_{\min} + w^2 \Lambda_{\Pi \max} = L_{\min} + w^2 \frac{\mu_0 b_1 l}{\delta}, \quad (2)$$

где $\Lambda_{\Pi \max} = \frac{\mu_0 b_1 l}{\delta}$; b_1 — ширина первичного полюса, которая согласно рекомендациям [1] принимается несколько меньшей ширины вторичного полюса b_2 (при $b_1 = b_2$ имеем $t_4 = t_5$). Для $t_5 \leq t \leq t_6$

$$L_{56} = L_{\max} - w^2 \Lambda_{\Pi}(t) = L_{\max} - w^2 \frac{\mu_0 v (t - t_5) l}{\delta}. \quad (3)$$

При $t_6 \leq t \leq t_7$ повторяется интервал с $L = L_{\min}$ и т.д. Период кривой $L(t)$ есть $T = t_7 - t_2 = \tau_2/v$. Реальная функция $L(t)$ не имеет изломов и меняется относительно плавно, однако в приближенном ана-

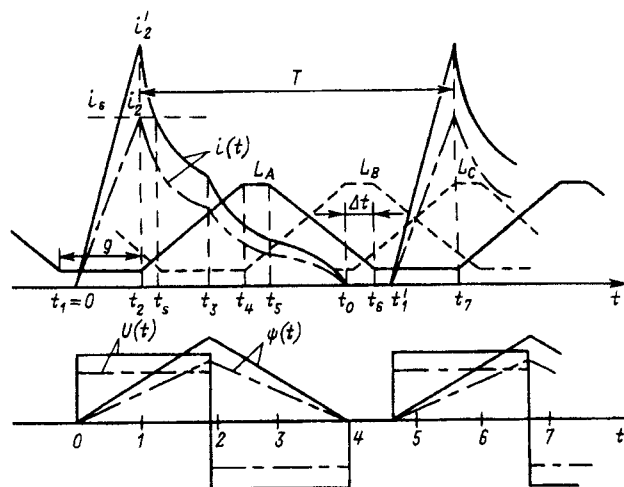


Рис. 3

лизе ее представление в виде сопряженных линейных участков является допустимым (см. [1, 3, 5, 10] и др.).

Число фаз ЛВИД определяется как $m = n_{\tau} \frac{\tau_2}{\tau_1}$, где n_{τ} — число зубцовых делений на ВЭ между ближайшими «согласованными» полюсными выступами ВЭ, обеспечивающими работу одной фазы. Для сокращения длины магнитных линий рабочего потока в ЛВИД можно принять $n_{\tau} = 2$, тогда $m = 2 \frac{\tau_2}{\tau_1}$ (при $n_{\tau} = 1$ не обеспечивается создания непрерывной тяги). Кривые $L(t)$ для смежных фаз (по отношению к фазе A) смещены последовательно во времени на $(\tau_2 - \tau_1)/v = T(1 - 2/m)$ (см. участки пунктирных кривых $L_B(t)$, $L_C(t)$ на рис. 3; кривые на рис. 3 построены для обсуждаемого в конце статьи расчетного примера).

Взаимная индуктивность между фазами не учитывается ввиду ее малости [1, 2, 3].

Кратность изменения L

$$k_L = \frac{L_{\max}}{L_{\min}} = \frac{\Lambda_{\min} + \Lambda_{\Pi \max}}{\Lambda_{\min}} \approx 1 + \frac{1}{k_{\lambda} \delta^*}, \quad (4)$$

где $k_{\lambda} = \Lambda_{\min}/\mu_0 l$; $\delta^* = \delta/b_1$ — относительный зазор. Проводимость Λ_{\min} есть сумма проводимости рассеяния первичного полюса (аналогичного полюсному рассеянию обычных машин) и проводимости для потока, замыкающегося через ВЭ при рассогласованном положении полюсов, когда оси первичного и вторичного полюсов сдвинуты на $\tau_2/2$. Характерные значения коэффициента k_{λ} , являющегося относительной величиной Λ_{\min} , оцениваются позднее.

Следует заметить, что развиваемый в дальнейшем подход к анализу ЛВИД и основные результаты этого анализа непосредственно пригодны для исследования вращающихся ВИД при соответ-

вующей замене времени и линейного перемещения на угловую координату поворота ротора.

Токи в обмотках. Рассмотрим вначале фазные токи в отсутствие насыщения сердечников, роль которого анализируется отдельно.

В момент $t_1=0$ при $L=L_{\min}$ замыкаются ключи K определенной фазы (рис. 2 и 3), на полюсную обмотку подается напряжение $U=\text{const}$, ток нарастает до максимального значения $i_2(t_2)$, после чего в рабочих режимах он обычно начинает падать из-за индуцируемой противоЭДС $i \, dL/dt$. При $t=t_3$ ключи K размыкаются, ток через диоды D течет встречно напряжению U и снижается до 0 при $t=t_0$. Двигатель регулируется изменением моментов времени t_1 и t_3 , т.е. используется фазное регулирование [2], наиболее рациональное для мощных систем, когда применение ШИМ напряжения или релейного регулирования тока связаны с усложнением инвертора.

При определении тока $i(t)$ пренебрегаем активным сопротивлением обмотки R , что правомерно для относительно мощных ЛВИД. Значение R , однако, учитывается при определении потерь и КПД двигателя. Имеем $U = \frac{d\psi}{dt}$, где $\psi = Li$ — потокосцепление обмотки. Следовательно, $\psi = Ut$ при $t_1 \leq t \leq t_3$, когда ток течет согласно с U энергия потребляется из сети, и $\psi = \psi_3 - U(t-t_3) = U(2t_3-t)$ при $t_3 \leq t \leq t_0$, когда ток течет против U и энергия возвращается в сеть. Очевидно, $t_0 = 2t_3$, поэтому задание t_0 однозначно фиксирует требуемый момент коммутации t_3 . Ток $i(t)$ определяется уравнениями:

$$\begin{aligned} U &= L \frac{di}{dt} && \text{при } t_1=0 \leq t \leq t_2; \\ U &= L \frac{di}{dt} + i \frac{dL}{dt} && \text{при } t_2 \leq t \leq t_3; \\ U &= -L \frac{di}{dt} - i \frac{dL}{dt} && \text{при } t_3 \leq t \leq t_4 \text{ и } t_5 \leq t \leq t_0; \\ U &= -L \frac{di}{dt} && \text{при } t_4 \leq t \leq t_5. \end{aligned} \quad (5)$$

Функции $L(t)$ для всех интервалов определены формулами (1)–(3).

С учетом непрерывности $i(t)$ получаем следующие решения системы (5) для безразмерных переменных (токи отнесены к $i_2 = U \frac{t_2}{L_{\min}}$, время — к t_2):

$$i_{12} = t; \quad (6)$$

$$i_{23} = \frac{t}{a(t-1)+1}; \quad (7)$$

$$i_{34} = \frac{2t_3-t}{a(t-1)+1}, \quad (8)$$

$$I_{45} = \frac{2t_3-t}{k_L}; \quad (9)$$

$$i_{50} = \frac{2t_3-t}{k_L-a(t-t_5)}, \quad (10)$$

где $t_3=0,5t_0$, динамический параметр

$$a = \frac{k_L-1}{t_4-1}. \quad (11)$$

Нижние индексы у токов соответствуют временным интервалам.

Время t_0 удобно связать с t_6 через задаваемый интервал $\Delta t = t_6 - t_0$ (рис. 3).

Формулы (6)–(10) можно получить непосредственно из соотношения $i = \psi/L$, где на каждом интервале используются определенные ранее функции $\psi(t)$ и $L(t)$.

Для энергетически рациональных режимов ток не должен расти при $t > t_2$, т.е. необходимо иметь $a \geq 1$. При $a=1$ ($k_L=t_4$) ток $i_{23} = \text{const}$. Поскольку $a \propto v$, скорость, соответствующая $a=1$, называется базовой [1]. При малых скоростях или пуске ЛВИД, когда $a < 1$, для ограничения тока при $t > t_2$ необходимо снижать напряжение U или использовать релейное регулирование.

Действующее значение тока, отнесенное к $i_{\max} = i_2$,

$$I = \sqrt{\sum \frac{1}{T}}; \quad (12)$$

$$\begin{aligned} \sum 1 &= \int_0^1 i_{12}^2 dt + \int_1^{t_3} i_{23}^2 dt + \int_{t_3}^{t_4} i_{34}^2 dt + \\ &+ \int_{t_4}^{t_5} i_{45}^2 dt + \int_{t_5}^{t_0} i_{50}^2 dt, \end{aligned} \quad (13)$$

где время t и период T отнесены к t_2 .

Характер кривых $i(t)$, $U(t)$, $\psi(t)$ для полюсной обмотки одной фазы показан штрих-пунктирными линиями на рис. 3. Графики построены для конкретного расчетного примера, обсуждаемого в дальнейшем, при ненасыщенной стали. Для смежных фаз эти зависимости, как и $L(t)$, смещены во времени на $T(1-2/m)$.

Силы и энергетический баланс. Сила движения (тяга), действующая на один полюс индуктора при возрастании Δ , находится как производная по перемещению от магнитной энергии в зазоре:

$$f_T(t) = \frac{B^2}{2\mu_0} \delta l = \frac{i^2}{2} \frac{\partial L}{\partial x} = \frac{i^2}{2\nu} \frac{dL}{dt} = \frac{i^2}{2\nu} C, \quad (14)$$

где

$$B = \frac{\mu_0 i \omega}{\delta} \quad (15)$$

— индукция в зазоре, принимаемая постоянной в пределах Δ ; постоянная C с учетом (1)

$$C = \frac{dL}{dt} = \frac{L_{\min}(k_L-1)}{t_4-t_2} = \frac{\omega \mu_0 l \nu}{\delta}. \quad (16)$$

При убывании $\Delta (t_5 \leq t \leq t_6)$ создается тормозная сила $f_T(t) = -\frac{i^2}{2\nu} C$. Максимальная сила, очевидно, создается при $i = i_2 = \frac{U t_2}{L_{\min}}$ в момент t_2 :

$$f_{T\max} = \frac{B^2(t_2)}{2\mu_0} \delta l = \frac{i_2^2}{2\nu} C. \quad (17)$$

Формулы (14) и (17) являются приближенными и при расчете конкретных вариантов могут дополняться поправками, учитывающими реальные соотношения между δ , b_1 , l и др. [3]. Такие поправки оцениваются в приводимом далее примере расчета. Однако в рамках принятой приближенной модели выражения (14) и (17) должны использоваться в записанной выше форме, поскольку на их основе контролируется выполнение общего энергетического баланса [см. (22), (53) и др.]. С учетом (16)

$$f_{T\max} = \frac{U i_2}{2\nu} a. \quad (18)$$

Для ненасыщенных ЛВИД в реальных расчетах следует обеспечить $i_2 \leq i_s$, где i_s — ток, при котором начинается насыщение стали ($B = B_s$). При наиболее полном использовании ненасыщенного ЛВИД следует, очевидно, принять $i_2 = i_s$.

Средняя за период тяга на один полюс индуктора

$$\tilde{f}_T = \frac{C i_2^2}{2\nu} \frac{\sum 2}{T}, \quad (19)$$

где безразмерная сумма

$$\sum 2 = \int_1^{t_3} i_{23}^2 dt + \int_{t_3}^{t_4} i_{34}^2 dt - \int_{t_4}^{t_5} i_{45}^2 dt \quad (20)$$

(токи отнесены к i_2 , время и T — к t_2).

Коэффициент тяги

$$k_f = \frac{\tilde{f}_T}{f_{T\max}} = \frac{1}{T} \sum 2. \quad (21)$$

Можно рассчитать \tilde{f}_T и k_f из энергобаланса: при пренебрежении потерями механическая энергия $\tilde{f}_T \tau_2$ равна разности электрических энергий — поступившей от сети и возвращенной в сеть для одного цикла, т.е.

$$\tilde{f}_T \tau_2 = U i_2 t_2 \sum 3, \quad (22)$$

где безразмерная сумма

$$\sum 3 = \int_0^1 i_{12} dt + \int_{t_2}^{t_3} i_{23} dt - \int_{t_3}^{t_4} i_{34} dt - \int_{t_4}^{t_5} i_{45} dt - \int_{t_5}^{t_0} i_{50} dt. \quad (23)$$

Магнитная энергия, хотя и участвует в энергообмене на промежуточных стадиях, в явном виде не входит в (22), поскольку она равна нулю в на-

чале и в конце цикла, когда $i = 0$.

Из (19) и (22) следует

$$k_f = \frac{2}{aT} \sum 3 \quad (24)$$

(значение T отнесено к t_2). Расчет k_f по (24) проще, чем по (21).

При правильном энергобалансе, как видно из (21) и (24), должно выполняться условие

$$\sum 3 = \frac{a}{2} \sum 2. \quad (25)$$

Как показывают расчеты конкретных вариантов (см. далее), (25) выполняется практически точно, что косвенно подтверждает правильность развиваемого подхода к анализу ЛВИД.

Важным показателем ЛВИД является энергетический коэффициент k_3 , равный отношению механической энергии к поступившей электрической (при $t_1 \leq t \leq t_3$) [1]:

$$k_3 = \frac{\tilde{f}_T \tau_2}{U \left(\int_{t_1}^{t_2} i_{12} dt + \int_{t_2}^{t_3} i_{23} dt \right)}. \quad (26)$$

Через безразмерные значения k_3 выражается в виде

$$k_3 = \frac{a}{2} \frac{\sum 2}{\sum 4}, \quad (27)$$

где

$$\sum 4 = \int_0^1 i_{12} dt + \int_1^{t_3} i_{23} dt. \quad (28)$$

Согласно [1] желательно иметь $k_3 \approx 0,6 \div 0,7$.

Для общего энергобаланса существенным является то, что значительная часть энергии, возвращаемой фазными обмотками при $t > t_3$, потребляется смежными фазами, поскольку уменьшение тока в одной фазе на определенном интервале времени сопровождается увеличением его в другой (см. пунктирные линии на рис. 3). Оставшаяся часть энергии возвращается в сеть (рекуперация) или потребляется балластными емкостями фильтров (если сеть не допускает обратных токов).

При детальном анализе процессов в конкретной модели ЛВИД рационально воспользоваться $i\psi$ -диаграммой для определенного значения δ (рис. 4). Каждому значению Δ при ненасыщенной стали соответствует луч $\psi(i)$, наклон которого к оси абсцисс тем больше, чем меньше δ . При $\Delta = 0$ ($L = L_{\min}$) луч проходит через точку A , при $\Delta = b_1$ ($L = L_{\max}$) — через точку B . Рабочая точка описывает годограф с ребрами: OA для $\psi(i_{12})$, AC для $\psi(i_{23})$, CD для $\psi(i_{34})$, DE для $\psi(i_{45})$, EO для $\psi(i_{50})$. В точке C (момент t_3) происходит комму-

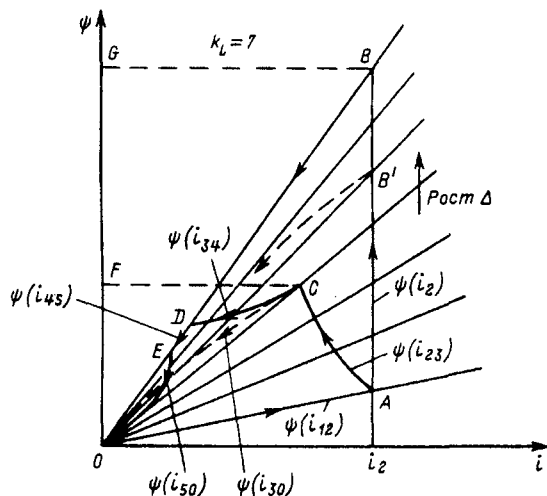


Рис. 4

тация обмотки, поэтому на ребрах OA и AC значение ψ растет, а затем падает. Предполагается, что $t_0 > t_5$ (как показано ниже, это соответствует рациональным режимам) и ток i_{50} спадает до O , когда $\Delta(t)$ и $L(t)$ уменьшаются. Если $t_0 < t_4$ (или t_5), как принимается некоторыми авторами, то рабочая точка из C перемещается в O по пунктирной линии CO , т.е. $\psi(i_{30})$ [1].

Очевидно,

$$k_3 = \frac{\text{пл. } OACDEQ}{\text{пл. } OACFO}, \quad (29)$$

где числитель соответствует механической энергии, а знаменатель — полной потребляемой энергии, включающей кроме механической энергии и магнитную (пл. $OEDCFO$) [9]. В ряде работ (в том числе [1]) утверждается, что в отсутствие насыщения стали $k_3 \leq 0,5$. Однако это верно только при $i = \text{const}$. Действительно, из уравнения $U = i \frac{dL}{dt} + L \frac{di}{dt}$ следует, что в этом случае потребляемая электрическая мощность $P_{\text{эл}} = Ui = i^2 \frac{dL}{dt}$.

Поскольку согласно (14) $i^2 \frac{dL}{dt} = i^2 v \frac{\partial L}{\partial x} = 2f_T v$, видно, что механическая мощность $P_{\text{мех}} = f_T v$ соответствует половине потребляемой электрической мощности. Из $i\psi$ -диаграммы следует

$$k_3 = \frac{\text{пл. } OABO}{\text{пл. } OABGO} \leq 0,5. \quad (30)$$

Предполагается, что ток отключается в точке B при $L = L_{\text{max}}$ и спадает до O по лучу BO . Если ток отключается при $L < L_{\text{max}}$ (точка B'), то спадает по выпуклой пунктирной линии $B'O$ и k_3 незначительно увеличивается.

Результат получаемый по (30), однако не верен для уменьшающихся при $t > t_2$ токах, что обычно имеет место в ЛВИД, питаемых от постоянного напряжения (рис. 3). В этом случае

$$Ui = i^2 \frac{dL}{dt} + Li \frac{di}{dt} \quad \text{или} \quad P_{\text{эл}} = 2P_{\text{мех}} + Li \frac{di}{dt};$$

$$\frac{P_{\text{мех}}}{P_{\text{эл}}} = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{Li \frac{di}{dt}}{P_{\text{эл}}} \right). \quad (31)$$

При $\frac{di}{dt} < 0$ имеем $\frac{P_{\text{мех}}}{P_{\text{эл}}} > 0,5$ и, соответственно, после интегрирования по времени $k_3 > 0,5$. Таким образом, уменьшение тока при нарастающей индуктивности (тем большее, чем больше параметр a) улучшает энергообмен в пользу механической энергии, поскольку снижается доля запасенной магнитной энергии $0,5i\psi$. Те же выводы соответствуют рис. 4. Из соотношения площадей в (29) видно, что k_3 может заметно превышать 0,5 при ненасыщенных сердечниках и $i = \text{var}$. Очевидно, k_3 тем больше, чем больше различие между углами наклона линий BO и AO (чем больше k_L). Из вышеизложенного следует, что искусственное поддержание $i = \text{const}$ не всегда целесообразно с энергетической точки зрения. Как показывают расчеты (см. характеристики ЛВИД), рациональные значения $k_3 \approx 0,6 \div 0,7$ могут обеспечиваться при естественно спадающих токах ($a \approx 2 \div 5$).

В системном плане представляет интерес коэффициент k_P — отношение максимальной электрической мощности обмотки Ui_2 , определяющей параметры коммутаторов, к средней механической мощности для одного полюса $f_T v$. С учетом (17), (19), (21), (24)

$$k_P = \frac{Ui_2}{f_T v} = \frac{2}{ak_f} = \frac{2}{a} \frac{T}{\sum 2} = \frac{T}{\sum 3} \quad (32)$$

(период T отнесен к t_2). Согласно рекомендациям [1] $k_P \approx 8 \div 10 \frac{\text{кВ} \cdot \text{А}}{\text{кВт}}$ для вращающихся ВИД средней мощности.

Важным является выбор времени гашения тока t_0 и соответствующего момента коммутации обмотки $t_3 = 0,5t_0$. При рассмотрении вращающихся двигателей небольшой мощности (1–10 кВт), когда роль R существенна и ток фазы при $t > t_3$ (т.е. при угле поворота ротора после момента коммутации) спадает относительно быстро, рекомендуется гасить ток в окрестности t_5 ($t_0 \approx t_5$), чтобы не создавать тормозных сил [2, 3]. Некоторые авторы, наоборот, для реализации максимальных моментов ВИД (при условии $R \rightarrow 0$) рекомендуют наибольшие значения времени t_0 (их угловые аналоги), ограничивая t_0 сверху только требованиями создания минимальной паузы тока между t_0 и моментом t'_1 для последующего цикла (рис. 3), чтобы избежать аномальных режимов с циклически нарастающим током [10]. В общем случае при

выборе рациональных значений t_0 (соответственно t_3) нужно учитывать тот факт, что, с одной стороны, при $t_0 > t_4$, $t_0 > t_5$ ток перед затуханием создает нулевую или отрицательную тягу, но, с другой стороны, в таких режимах обеспечиваются увеличенные значения t_3 , удлиняется активный интервал $t_2 \div t_3$, действующее значение токов i_{23} и i_{34} соответственно основная тяга при $\frac{dL}{dt} > 0$. Как показывают расчеты (см. характеристики ЛВИД), могут существовать значения $t_{0\text{опт}}$ (соответственно $\Delta t_{\text{опт}} = t_6 - t_{0\text{опт}}$), обеспечивающие $k_f \rightarrow \max$, $k_p \rightarrow \min$, $k_s \rightarrow \max$ (экстремумы достигаются при различных Δt), причем $t_{0\text{опт}}$ может заметно превышать t_5 .

Рассмотрим поперечную силу притяжения между полюсами f_{Π} , которая может влиять на траекторию ПЭ, создавая, например, силу магнитного подвеса. Эта сила возникает при $t_2 \leq t \leq t_0$ и приближенно равна $f_{\Pi} = \frac{B^2}{2\delta} l \Delta$. В отличие от f_T всегда $f_{\Pi} > 0$. С учетом (15) мгновенные значения f_{Π} на соответствующих временных интервалах будут:

$$\begin{aligned} f_{\Pi 23} &= \frac{i_{23}^2 w^2 \mu_0}{2\delta^2} h v(t-t_2); \\ f_{\Pi 34} &= \frac{i_{34}^2 w^2 \mu_0}{2\delta^2} h v(t-t_2); \\ f_{\Pi 45} &= \frac{i_{45}^2 w^2 \mu_0}{2\delta^2} l b_1; \\ f_{\Pi 50} &= \frac{i_{50}^2 w^2 \mu_0}{2\delta^2} l [b_1 - v(t-t_5)]. \end{aligned} \quad (33)$$

Средняя за период поперечная сила на полюс индуктора

$$\tilde{f}_{\Pi} = \frac{C i_2^2 t_2}{2\delta} \frac{\sum 5}{T}, \quad (34)$$

где период T отнесен к t_2 , и с учетом $b_1 = v(t_4 - t_2)$, $t_6 - t_5 = t_4 - t_2$ безразмерная сумма

$$\begin{aligned} \sum 5 &= \int_1^{t_3} i_{23}^2 (t-1) dt + \int_{t_3}^{t_4} i_{34}^2 (t-1) dt + (t_4-1) \times \\ &\times \int_{t_4}^{t_5} i_{45}^2 dt + \int_{t_5}^{t_0} i_{50}^2 (t_6-t) dt. \end{aligned} \quad (35)$$

Удобно характеризовать \tilde{f}_{Π} коэффициентом поперечной силы

$$k_{f\Pi} = \frac{\tilde{f}_{\Pi}}{f_{T,\max}} = \frac{\sum 5}{(t_4-1) T \delta^*} \quad (36)$$

(t_4 и T отнесены к t_2). Очевидно, $\tilde{f}_{\Pi}/\tilde{f}_T = k_{f\Pi}/k_f$.

В ряде случаев необходимо также учитывать боковую поперечную силу $f_6 = \frac{B^2}{2\mu_0} \delta \Delta$, возникающую при поперечном смещении первичных и вторичных полюсов. Эта сила стремится устранить смещение и является стабилизирующей. Мгновенные значения f_6 для временных интервалов определяются формулами (33) с заменой l на δ . Средняя сила f_6 на первичный полюс характеризуется коэффициентом боковой силы

$$k_{f6} = \frac{\tilde{f}_6}{f_{T,\max}} = \frac{\sum 5}{(t_4-1) T} \left(\frac{b_1}{l} \right) = \frac{\delta}{l} k_{f\Pi}. \quad (37)$$

Учет насыщения. В наиболее полной степени процессы в ЛВИД с учетом насыщения стали могут исследоваться с помощью универсального метода зубцовых контуров [11]. Возможности этого подхода хорошо продемонстрированы в [3] применительно к вращающимся ВИД.

Другой путь для учета насыщения связан с построением реальных нелинейных зависимостей $\psi(i)$ для различных положений полюсов при фиксированном зазоре с последующим построением годографа рабочей точки в плоскости $i\psi$ [1].

В обоих случаях, однако, требуются конкретизация физической модели двигателя (размеры, материалы и т.п.) и достаточно сложные вычисления, что затрудняет анализ процессов в общем виде.

Воспользуемся упрощенным подходом к расчету магнитных цепей, предполагающим билинейную зависимость индукции в зазоре от тока в обмотке: значение B линейно нарастает с увеличением тока i при $i < i_s$ и $B = B_s = \text{const}$ при $i \geq i_s$, где i_s — ток, при котором достигается индукция насыщения $B = B_s$ [9]. Степень насыщения будет характеризоваться коэффициентом $k_s = \frac{i_s}{i_{\max}} = \frac{i_s}{i_2} \leq 1$. Кривые $\psi(i)$ для различных Δ также имеют билинейный вид (рис. 5). Аналогичный способ учета насыщения стали во вращающихся

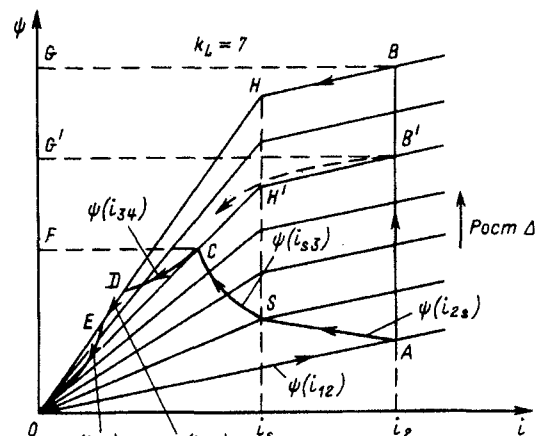


Рис. 5

ВИД используется в [6]. Лучи $\psi(i)$ при $i \leq i_s$ такие же, как на рис. 4, а при $i > i_s$ незначительный рост ψ вызван полями рассеяния (ψ_σ) при сохранении неизменной индукции в рабочем зазоре ($B=B_s$). Таким образом, в зоне насыщения при $i > i_s$ на интервале $t_2 \div t_s$ имеем $\psi_{2s} = \psi_{\text{пол}} + \psi_\sigma$, где $\psi_{\text{пол}}$ создается непосредственно потоком полюсов ($B_s l \Delta$) при $B_s = \text{const}$, а $\psi_\sigma \approx \psi_{\text{мин}} = L_{\text{мин}} i$, т.е.

$$\psi_{2s} = L_{\text{мин}} i_{2s} + w B_s l v (t - t_2). \quad (38)$$

С учетом (15), (16) напряжение на полюсной обмотке насыщенного ЛВИД

$$U' = \frac{d\psi_{2s}}{dt} = L_{\text{мин}} \frac{di_{2s}}{dt} + i_s C, \quad (39)$$

откуда

$$i_{2s} = k_s a - (k_s a - 1) t \quad (40)$$

(ток отнесен к $i_2' = \frac{U' t_2}{L_{\text{мин}}}$, время — к t_2).

Характер кривых $i(t)$, $U(t)$, $\psi(t)$ для $k_s < 1$ показан сплошными линиями на рис. 3 для расчетного примера в конце второй части статьи.

Время t_s , когда ток спадает до $i = i_s$ и насыщение исчезает, находится из условия $i(t_s) = i_s$:

$$t_s = \frac{a-1}{a-k_s-1}. \quad (41)$$

При $t > t_s$ и $i < i_s$ действует прежняя модель без насыщения, т.е. $i_{s3} = i_{23}$;

$$i_{s3} = \frac{t}{a(t-1)+1}, \quad (42)$$

а токи i_{34} , i_{45} , i_{50} определяются по (8)–(10).

Заметим, что хотя, как видно из (7) и (40), зависимости $i_{23}(t)$, $i_{2s}(t)$ при $t_2 \leq t \leq t_s$ разные, их значения при $t = t_s$ совпадают и равны k_s , что согласуется с физическими представлениями.

Действующее значение тока, отнесенного к i_2' , при наличии зоны с $k_s < 1$:

$$I_s = \frac{\sum 6}{T}, \quad (43)$$

где

$$\begin{aligned} \sum 6 = & \int_0^1 i_{12}^2 dt + \int_1^{t_s} i_{2s}^2 dt + \int_{t_s}^{t_3} i_{s3}^2 dt + \int_{t_3}^{t_4} i_{34}^2 dt + \\ & + \int_{t_4}^{t_5} i_{45}^2 dt + \int_{t_5}^{t_0} i_{50}^2 dt. \end{aligned} \quad (44)$$

Определим тягу ЛВИД с учетом насыщения. При частичном перекрытии полюсов ($0 < \Delta < b_1$, $i > i_s$) зона насыщения в соответствующей части

полюса (Δ) примыкает непосредственно к рабочему зазору δ , что при $B=B_s=\text{const}$ эквивалентно увеличению эффективного зазора, т.е.

$$\begin{aligned} \delta_{\text{эф}}(t) &= \delta + \delta_s = \delta + \frac{w(i_{2s} - i_s)\mu_0}{B_s} = \\ &= \frac{i_{2s} w \mu_0}{B_s} = \delta \frac{i_{2s}(t)}{i_s}. \end{aligned} \quad (45)$$

Напомним, что переход к увеличенному эффективному зазору в насыщенных системах широко используется в теории электрических машин ($\delta_{\text{эф}} = k_\mu \delta$, где k_μ — коэффициент насыщения). Сила тяги при увеличении зазора возрастает:

$$f_{2s}(t) = \frac{B_s^2}{2\mu_0} \delta_{\text{эф}} l, \text{ хотя индукция в зазоре } B_s = \text{const}.$$

После подстановок имеем

$$f_{2s}(t) = \frac{i_s i_{2s} w^2 \mu_0 l}{2\delta}, \quad (46)$$

где i_{2s} определяется по (40). Увеличение электромагнитных сил во вращающихся ВИД при насыщении сердечников отмечалось в ряде работ [1, 3, 6]. При насыщающихся сердечниках средняя сила тяги, действующая на первичный полюс, по аналогии с (19)

$$\tilde{f}_{\text{ТС}} = \frac{C i_2}{2\nu} \frac{\sum 7}{T}, \quad (47)$$

где безразмерная сумма

$$\sum 7 = k_s \int_1^{t_s} i_{2s}^2 dt + \int_{t_s}^{t_3} i_{s3}^2 dt + \int_{t_3}^{t_4} i_{34}^2 dt - \int_{t_5}^{t_0} i_{50}^2 dt \quad (48)$$

(в (47) значение T отнесено к t_2).

Расчетную максимальную тягу определим для B_s и реального зазора δ . Аналогично (18) имеем:

$$f_{\text{ТСmax}} = \frac{B_s^2}{2\mu_0} \delta l = \frac{i_s^2}{2\nu} C = \frac{U' i_2' a k_s^2}{2\nu}, \quad (49)$$

где U' , i_2' — напряжение и максимальный ток насыщенного ЛВИД. Предполагается, что перевод ЛВИД в насыщенное состояние достигается увеличением i_2 по сравнению с ненасыщенной моделью ($i_2 = i_s$) в $1/k_s$ раз, что обеспечивается форсированием напряжения в $1/k_s$ раз, т.е. $i_2' = i_2/k_s$, $U' = U/k_s$. При этом, как следует из (18) и (49), значение $f_{\text{ТСmax}}$ такое же, как для ненасыщенной модели, т.е. $U i_2 a / 2\nu$. Коэффициент тяги

$$k_{fs} = \frac{\tilde{f}_{\text{ТС}}}{f_{\text{ТСmax}}} = \frac{\sum 7}{k_s^2 T}. \quad (50)$$

Благодаря форсировке напряжения и тока в насыщенной модели при сохранении неизменной

силы $f_{\text{тmax}}$ коэффициент k_{fs} , как правило, заметно больше k_f , т.е. насыщение увеличивает среднюю тягу.

Энергетический коэффициент при учете насыщения

$$k_{\text{эс}} = \frac{\tilde{f}_{\text{тс}} \tau_2}{U \int_0^{t_3} i dt} = \frac{a}{2} \frac{\sum 7}{\sum 8}, \quad (51)$$

где безразмерная сумма

$$\sum 8 = \int_0^{t_1} i_{12} dt + \int_1^{t_3} i_{2s} dt + \int_{t_3}^{t_5} i_{s3} dt. \quad (52)$$

С другой стороны, вместо механической энергии $\tilde{f}_{\text{тс}} \tau_2$ в (51), как и ранее, можно подставить разность между поступившей и возвращенной электрической энергией, тогда для безразмерных величин

$$k'_{\text{эс}} = 1 - \frac{\sum 9}{\sum 8}, \quad (53)$$

где

$$\sum 9 = \int_{t_3}^{t_4} i_{34} dt + \int_{t_4}^{t_5} i_{45} dt + \int_{t_5}^{t_0} i_{50} dt. \quad (54)$$

Как показывают расчеты (см. далее), значения $k_{\text{эс}}$ и $k'_{\text{эс}}$ при $0,6 \leq k_s \leq 1$ различаются для рабочих режимов не более чем на 10%, что подтверждает с энергетической точки зрения правомерность развиваемого приближенного подхода к учету насыщения в ЛВИД.

Рассмотрим процессы качественно в координатах i, ψ . Из-за насыщения стали годограф рабочей точки изменится по сравнению с рис. 4 при $i > i_s$ за счет ветви AS , соответствующей току i_{2s} (рис. 5). Ордината точки C увеличится в $1/k_s$ раз, так как $U' = U/k_s$. Энергетический коэффициент

$$k_{\text{эс}} = \frac{\text{пл. } OASCDEO}{\text{пл. } OASCFO}. \quad (55)$$

Как видно из рис. 5, при больших k_L значения $k_{\text{эс}}$ могут заметно превышать 0,5. Отметим, что при $i = \text{const}$

$$k_{\text{эс}} = \frac{\text{пл. } OABHO}{\text{пл. } OABGO}. \quad (56)$$

Предполагается, что отключение обмотки и спадение $\psi(i)$ происходит при $L = L_{\text{max}}$ по линии BHO . При $L < L_{\text{max}}$ спадение тока после коммутации идет по линии $B'H'O$ (поскольку Δ растёт), однако суть явлений не меняется. Из (56) и рис. 5 видно, что по мере увеличения i_2 (уменьшения k_s при фиксированном i_s) значение $k_{\text{эс}}$ увеличивается, т.е. при $i = \text{const}$ на-

сыщение улучшает энергетику процессов, как это и отмечалось в ряде работ [1, 5, 6 и др.].

Мощностный коэффициент k_{ps} по аналогии с (32) при $k_s < 1$

$$k_{ps} = \frac{U' i_2'}{\tilde{f}_{\text{т}} v} = \frac{2}{ak_{fs} k_s^2} = \frac{2 \sum 7}{aT}. \quad (57)$$

Средняя поперечная сила при $k_s < 1$ аналогично (34)

$$\tilde{f}_{\text{нс}} = \frac{ci_2'^2 t_2}{2\delta} \frac{\sum 10}{T}, \quad (58)$$

где

$$\begin{aligned} \sum 10 = & k_s^2 \int_1^{t_5} (t-1) dt + \int_{t_5}^{t_3} i_{s3}^2 (t-1) dt + \int_{t_3}^{t_4} i_{34}^2 (t-1) dt + \\ & + (t_4-1) \int_{t_4}^{t_5} i_{45}^2 dt + \int_{t_5}^{t_0} i_{50}^2 (t_6-t) dt. \end{aligned} \quad (59)$$

В (58) T отнесен к t_2 , в (59) токи отнесены к i_2' , время — к t_2 . Предполагается, что при $t_2 \leq t \leq t_5$ сила $f_{\text{нс}}$ создается индукцией $B_s = \mu_0 i_s w / \delta$. Это учтено первым слагаемым в (59). Коэффициент поперечной силы

$$k_{f\text{нс}} = \frac{\tilde{f}_{\text{нс}}}{f_{\text{тmax}}} = \frac{\sum 10}{(t_4-1) T \delta^* k_s^2} \quad (60)$$

(t_4 и T отнесены к t_2). Благодаря условию $f_{\text{тmax}} = f_{\text{гmax}}$ (см. выше) имеем $k_{f\text{нс}} > k_{f\text{н}}$ за счет формирования напряжения и тока.

При расчете боковой силы для $t_2 \leq t \leq t_5$ используется понятие эффективного зазора согласно (45), т.е.

$$f_{6s} = \frac{\partial}{\partial l} \left[\frac{B_s^2}{2\mu_0} v (t-t_2) l \delta_{\text{эф}} \right]. \quad (61)$$

На остальных интервалах значения f_{6s} определяются так же, как и для ненасыщенной модели. Окончательно по аналогии с (37) имеем

$$k_{f6s} = \frac{\tilde{f}_{6s}}{f_{\text{тmax}}} = \frac{\sum 11}{(t_4-1) T k_s^2} \frac{b_1}{l} = \frac{\delta}{l} k_{f\text{нс}} \frac{\sum 11}{\sum 10}, \quad (62)$$

где $\sum 11$ равна $\sum 5$ по (35) с заменой первого интеграла на сумму

$$k_s \int_1^{t_5} i_{2s} (t-1) dt + \int_{t_5}^{t_3} i_{s3}^2 (t-1) dt.$$

Как видно из (37) и (62), основной способ увеличения f_{6s} (или f_6) связан с сокращением поперечного размера полюса l .

В целом локальное насыщение стали в окрестности рабочего зазора при $\Delta < b_1$ улучшает показатели ЛВИД. Однако насыщение всего сердечника полюса или ярма снижает k_L и является негативным эффектом [1, 3].

Геометрические и временные параметры ЛВИД. Оценки магнитного рассеяния. Размеры $\tau_1, b_1, \tau_2, b_2, l, \delta, \Delta$ использовались ранее. Введем также относительные параметры $\alpha_1 = b_1/\tau_1, \alpha_2 = b_2/\tau_2, k_b = b_2/b_1$. Высота первичных полюсов h_{n1} , вторичных — h_{n2} . Число активных первичных полюсов Z_1 , вторичных $Z_2 = Z_1 \frac{\tau_1}{\tau_2} = 2Z_1/m$. Ширина средней части первичного полюса b'_1 может выбираться отличной от b_1 , так как при $t_3 < t_4$ поток в зазоре $B_\delta(t_3) \Delta(t_3) l$ вместе с потоком рассеяния перераспределяется по всему сечению полюса и максимальная индукция в нем $B_{nm} = \frac{i(t_3) L(t_3)}{wb'_1 l}$. Поскольку согласно (2)

$$L_{\min} = \frac{w^2 \mu_0 b_1 l}{\delta (k_L - 1)}, \quad (63)$$

то с учетом (1) и (42) при $t = t_3$, а также $i_s = k_s i_2$, получаем

$$\frac{b'_1}{b_1} = \left(\frac{B_s}{B_{nm}} \right) \frac{t_3}{k_s (k_L - 1)} \quad (64)$$

(время t_3 — безразмерное).

Задаваясь отношением $\frac{B_{nm}}{B_s} \approx 0,8 \div 0,9$, находим допустимое сужение полюса $\frac{b'_1}{b_1}$ при условии $t_3/[k_s(k_L - 1)] < 1$, что обычно выполняется в рабочих режимах. Аналогичное сужение полюсов может осуществляться для ВЭ. Толщину ярма индуктора принимаем $d_1 \approx b'_1/2$, для ВЭ $d_2 \approx b'_2/2$, что предполагает симметричное замыкание потока каждого полюса в обе стороны от него. Таким образом, сужение полюсов позволяет заметно уменьшить объем магнитопровода ЛВИД. Однако следует иметь в виду, что сужение полюса и ярма рационально для номинального режима работы ЛВИД, но может ухудшить его показатели в других режимах. Так, при пониженных скоростях, когда вся кривая $L(t)$ «разжимается», а время ввода тока t_2 сохраняется, имеем увеличенные t_3 (безразмерные) и соответственно B_{nm} при фиксированном отношении b'_1/b_1 , т.е. происходит насыщение полюсов и ярма.

Высота h_k и ширина b_k полюсной катушки рассчитываются на основе соотношения

$$h_k b_k j k_3 = i_2 l w, \quad (65)$$

где l находится из (12), (13); j — действующее значение плотности тока в катушке, задаваемое с учетом способа ее охлаждения; k_3 — коэффициент заполнения катушки. Очевидно $h_k \leq h_{n1}, b_k \leq 0,5(\tau_1 - b'_1)$. Средний периметр катушки $l_{cp} = 2(b'_1 + l + 4b_k)$, сечение провода $s_{пр} = b_k h_k k_3 / w$.

Конкретизация размеров позволяет оценить значения k_L в (4).

Основными магнитными проводимостями рассеяния являются: проводимость $\Lambda_{\sigma 1}$ между боковыми гранями первичных полюсов и внутренней стороной ярма, проводимость $\Lambda_{\sigma 2}$ между боковыми гранями соседних первичных полюсов, проводимость рассеяния с кромок тех же полюсов $\Lambda_{\sigma 3}$, проводимость $\Lambda_{\sigma 4}$ между рабочей поверхностью первичного полюса и вторичным ярмом (поверхность «аб» на рис. 1) при рассогласованном положении полюсов.

Проводимости $\Lambda_{\sigma 1}$ и $\Lambda_{\sigma 2}$ могут включать в себя общие магнитные линии, поэтому вводится их эквивалент $\Lambda'_\sigma = 0,5(\Lambda_{\sigma 1} + \Lambda_{\sigma 2})$. Значение $\Lambda_{\sigma 1}$ оценивается для условной катушки с сечением в виде 1/4 круга (соответствующие ей магнитные линии близки к отрезкам окружности):

$$\Lambda_{\sigma 1} = \frac{\mu_0 l}{\pi}. \quad (66)$$

Величина $\Lambda_{\sigma 2}$ аналогична проводимости рассеяния для обычных машин и оценивается как

$$\Lambda_{\sigma 2} = \frac{2\mu_0 l h_{n1}}{3(\tau_1 - b_1)}. \quad (67)$$

Согласно [12]

$$\Lambda_{\sigma 3} = 2 \cdot 0,26 \mu_0 l \quad (68)$$

(на обе стороны).

Значение

$$\Lambda_{\sigma 4} = \frac{\mu_0 b_{cp} l}{h_{n2} + 2\delta}, \quad (69)$$

где

$$b_{cp} = \frac{b_1}{2} \left[k_b \left(\frac{1}{\alpha_2} - 1 \right) + 1 \right] \quad (70)$$

(средняя ширина потока между первичным полюсом и основанием впадины между полюсами ВЭ, т.е. поверхностью «аб» на рис. 1). Таким образом,

$$k_L = \frac{\Lambda_{\min}}{\mu_0 l} = \frac{1}{2} \left[\frac{1}{\pi} + \frac{2}{3} \frac{h_{n1}}{(\tau_1 - b_1)} \right] + 0,52 + \frac{b_{cp}}{h_{n2} + 2\delta}. \quad (71)$$

Значение $\Lambda_{\sigma 4}$ (соответственно k_L) может быть

заместо уменьшено в рабочих динамических режимах за счет размещения на поверхности «аб» проводящих пластин или покрытий. Аналогичным методом могут снижаться $\Lambda_{\sigma 1}$ и $\Lambda_{\sigma 2}$. Вспомогательные проводники при этом не должны охватывать полюсы или ярма ЛВИД. Характерные значения $k_{\lambda} \approx 1,8 \div 3,5$. Более точное нахождение k_{λ} на основе пространственного распределения индукции является достаточно сложной самостоятельной задачей.

Для расчетного анализа ЛВИД необходимо связать его геометрические и временные параметры. Будем считать, что абсолютное время ввода максимального тока i_2 в обмотку, равное t_2 , составляет определенную часть γ периода времени g , когда $L = L_{\min}$ (рис. 3): $\gamma = t_2/g = t_2/(t_7 - t_6)$ (для безразмерного g имеем $\gamma = 1/g$). Тогда несложно вывести следующие формулы для характерных значений безразмерного времени:

$$t_4 = 1 + \gamma^{-1} \left[k_b \left(\frac{1}{\alpha_2} - 1 \right) - 1 \right]^{-1}; \quad (72)$$

$$t_5 = 1 + k_b(t_4 - 1); \quad (73)$$

$$t_6 = t_5 + t_4 - 1; \quad (74)$$

$$t_7 = t_6 + \gamma^{-1}; \quad (75)$$

$$T = \gamma^{-1} + (t_4 - 1)(k_b + 1); \quad (76)$$

$$t_0 = 2t_3 = t_6 - \Delta t. \quad (77)$$

Значения γ , k_b , α_2 , Δt считаются заданными. Абсолютное значение базового времени

$$t_2 = \frac{b_1 \gamma}{v} \left[k_b \left(\frac{1}{\alpha_2} - 1 \right) - 1 \right]. \quad (78)$$

Во второй части статьи (в следующем номере) будут рассмотрены характеристики ЛВИД, потери и КПД, краевые эффекты, приведены результаты расчетов ЛВИД для скоростного транспорта.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Miller T.J.E. Switched Reluctance Motors and Their Control. — Oxford: Magna Physics Publishing and Clarendon Press, 1993.
2. Кузнецов В.А., Садовский Л.А., Виноградов В.Л., Лопатин В.В. Особенности расчета индукторных двигателей для вентильного электропривода. — Электротехника, 1998, № 6.
3. Кузнецов В.А. Универсальный метод расчета магнитных полей и процессов электрических машин с дискретно распределенными обмотками. Дис. ученой степени д-ра техн. наук. — М: МЭИ, 1990.
4. Ильинский Н.Ф. Перспективы применения вентильно-индукторного привода в современных технологиях. — Электротехника, 1997, № 2.
5. Бычков М.Г. Элементы теории вентильно-индукторного электропривода. — Электричество, 1997, № 8.
6. Бычков М.Г. Анализ вентильно-индукторного электропривода с учетом локального насыщения магнитной системы. — Электричество, 1998, № 6.
7. Курбасов А.С. Параметры синхронных реактивных электродвигателей. — Электричество, 1997, № 12.
8. Бут Д.А. Электромеханика сегодня и завтра. — Электричество, 1995, № 1, 2.
9. Шмитц Н., Новотный. Введение в электромеханику. — М.: Энергия, 1969.
10. Orthmann R., Krautstrunk A., Schoner H.P. Overload Protection and Maximum Power Operating Point Control of Switched Reluctance Motor Drives / Proc. EPE Conference'97. Trondheim, 1997.
11. Универсальный метод расчета электромагнитных процессов в электрических машинах / А.В. Иванов-Смоленский, Ю.В. Абрамкин, А.И. Власов, В.А. Кузнецов. — М.: Энергоатомиздат, 1986.
12. Постоянные магниты: Справочник / Под ред. Ю.М. Пятина. — М.: Энергия, 1980.

Авторы: Бут Дмитрий Александрович окончил факультет электрификации промышленности и транспорта Московского энергетического института в 1956 г. В 1971 г. защитил докторскую диссертацию в Московском авиационном институте (МАИ). Заведующий кафедрой «Электроэнергетические и электромеханические системы» МАИ.

Чернова Елена Николаевна окончила факультет систем управления, информатики и электроэнергетики Московского государственного авиационного института (технического университета) в 1997 г. Аспирант кафедры «Электроэнергетические и электромеханические системы» МАИ.

Улучшение показателей асинхронных двигателей с массивными ферромагнитными роторами

ЛОПУХИНА Е.М., ЗАХАРЕНКО А.Б.

Улучшение показателей двигателей с массивными ферромагнитными роторами достигается применением двухслойных роторов, верхним слоем которых являются массивные втулки. Приводятся электромагнитные свойства материалов втулки, обеспечивающие наилучшие электромеханические показатели. Оптимизационные расчеты показали, что двигатели с двухслойными роторами могут быть выполнены в габаритах традиционных короткозамкнутых при одинаковых требованиях по кратности пускового момента.

Ключевые слова: асинхронный двигатель, двухслойный ротор, электромеханические показатели

Сравнение электромеханических и массогабаритных характеристик асинхронных двигателей с массивным ферромагнитным (АДМФР) и традиционным короткозамкнутым роторами показывает, что улучшение пусковых свойств АДМФР достигается при значительном ухудшении их энергетических характеристик увеличении массы активных материалов и длины машины. Эти показатели могут быть улучшены за счет:

увеличения проводимости ротора при сохранении относительно высокой магнитной проницаемости;

уменьшения коэффициента краевого эффекта путем использования короткозамыкающих колец из высокопроводящего материала;

специальных мер, направленных на подавление тангенциальных токов в активной части машины (нарезание или высверливание пазов ротора; укладка или заливка короткозамкнутой обмотки в эти пазы);

борьбы с потерями от высших гармонических (установка в пазы статора магнитных клиньев, увеличение воздушного зазора в 1,5–2,0 раза по сравнению с традиционной конструкцией, рифление поверхности ротора канавками по окружности).

Следует отметить, что использование короткозамкнутой обмотки в сочетании с массивным ферромагнитным ротором приводит к заметному увеличению затрат на его изготовление.

Снижение потерь от высших гармонических (добавочных потерь) применением указанных методов приводит к значительному уменьшению коэффициента мощности АДМФР.

Все материалы с относительно высокой проводимостью имеют плохие магнитные свойства. Для достижения компромисса приходится вы-

To improve characteristics of induction motors with solid ferromagnetic rotors it is proposed to use double-layer rotors. The external layer of such a construction is a massive bush. Electromagnetic properties of materials of such a bush, which insure the best electromechanical parameters, are given. Optimizational calculations have shown that motors with double-layer rotors can be constructed in dimensions of conventional squirrel-cage motors at the same requirements for the starting torque.

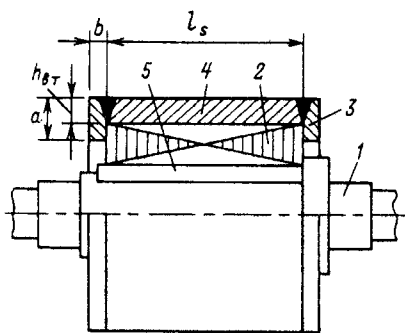
Key words: induction motors, double-layer rotor, electromechanical parameters

полнять ротор из сплавов, например железа и меди типа СМ [1, 2] (табл. 1).

Таблица 1

Тип сплава	Значения проводимостей	
	$\sigma \cdot 10^6$, См/м	μ_r при $H = 10^4$ А/м
СМ15	4.60	115
СМ19	6.25	69
СМ20	10.10	42
СМ24	8.55	67
СМ25	7.30	48
СМ30	15.5	40
СМ40	8.77	34
СМ64	16.67	11

Номер сплава определяется процентным содержанием в нем меди. Сплавы готовятся из обычных материалов: железа «Армко», меди марки МЗ, ферромарганца МН1, алюминия А1, меди фосфористой МФ2, никеля Н2. Эти сплавы имеют более высокую удельную проводимость по сравнению с проводимостью стали 3, которая при 20°C составляет $3,3 \cdot 10^6$ См/м, однако их магнитная проницаемость значительно ниже. Сплавы обладают достаточной механической прочностью. Широко распространены машины, массивные роторы которых покрыты материалом высокой удельной проводимости, например омеднены. Но наиболее перспективный способ добиться высоких энергетических показателей и коэффициента использования активных материалов машины — выполнить ротор двухслойным (см. рисунок). Магнитный электропроводящий материал массивной втулки 4 совмещает функции проводника тока и магнитного поля, как в массивном роторе. Часть магнитного потока



проходит по сердечнику ротора 2, шихтованному из листов электротехнической стали с высокой магнитной проницаемостью. Такие машины в сравнении с АДМФР имеют более высокие значения коэффициента мощности и КПД, но все же меньшие, чем у обычного короткозамкнутого двигателя.

В широко известных двигателях с глубоким пазом и двойной беличьей клеткой используется явление вытеснения тока в обмотках ротора, однако эффект вытеснения тока в двухслойном роторе выражен сильнее. Если отношение значений активного сопротивления ротора при пуске и в номинальном режиме у двигателя с двухслойным ротором равно $4 \div 5$, то у современных двигателей с глубоким пазом ротора оно составляет $2-3$ [2]. Поэтому двигатель с двухслойным ротором, как и двигатель с массивным ротором, имеют лучшие пусковые свойства, чем двигатель с шихтованным короткозамкнутым ротором.

Технология изготовления двухслойного ротора очень проста; его конструкция показана на рисунке. Сердечник ротора 2 набирается, как обычно, из листов электротехнической стали без пазов и напрессовывается на вал 1, на котором удерживается от проворачивания шпонкой 5. После сборки наружная поверхность сердечника обрабатывается на токарном станке. Массивная втулка 4 из сплава необходимой толщины насаживается на шихтованный сердечник. Посадка втулки — неподвижная горячая. На торцах двухслойного ротора должна быть предусмотрена установка короткозамыкающих колец 3 из хорошо проводящего материала, например из меди. Они также способствуют предохранению листов сердечника ротора «от распухания» в осевом направлении.

С точки зрения номинальных, пусковых и виброакустических характеристик наилучшие показатели обеспечивает двухслойный ротор из сплава с оптимальными электромагнитными свойствами. В [1] даны рекомендации по выбору материала втулки ротора. Для машин малой мощности, питающихся от сети 50 Гц, следует применять СМ25. Он содержит 25% меди, 73% железа и около 2% легирующих элементов и

примесей: марганца, алюминия, кремния, никеля, хрома, углерода, фосфора, серы. Его удельная проводимость при 20°C составляет $\sigma = 7,3 \times 10^6$ См/м, магнитная проницаемость $\mu = 6,03 \times 10^{-5}$ Гн/м, а температурный коэффициент сопротивления $\alpha = 0,0025\text{K}^{-1}$ [1]. Оптимальная толщина массивной втулки определяется соотношением

$$h_{\text{BT}} = 0,85 \sqrt{\frac{1}{\pi f_1 s_H \sigma \mu}}, \quad (1)$$

где номинальное скольжение двигателя с многослойным ротором $s_H \approx 0,1$. При рабочей температуре 100°C . Значение $h_{\text{BT}} \approx 9$ мм.

Массивная втулка выполняет функции зубцово-пазового слоя в машине с шихтованным короткозамкнутым ротором. При проектировании двигателей с двухслойным ротором с высотами осей вращения $h = 50; 56$ и 63 мм принимаем толщину массивной втулки, равной высоте паза ротора машин-прототипов серии АИР, которая составляет $9-12$ мм. Короткозамыкающие кольца выполнять из меди, поэтому длину их одностороннего вылета согласно (1) и [1] можно выбрать $b = 0,15\tau$, что практически соответствует принятому в серии АИР значению. Высоту короткозамыкающих колец примем равной $a = 1,2h_{\text{BT}}$.

Задача оптимизации двигателей с двухслойными роторами ставится, как в случае АДМФР [3]. Независимые переменные:

конструктивный коэффициент k_D , равный отношению внутреннего и внешнего диаметров листа статора

$$k_D = D_i / D_a; \quad (2)$$

длина сердечника статора l_s , м.

Критерии оптимизации:

масса электротехнической стали статора $G_{\text{Fe-S}}$, кг;

масса стали ротора $G_{\text{Fe-R}}$, кг;

масса меди обмотки статора $G_{\text{Cu-S}}$, кг;

кратность пускового тока статора k_f ;

энергетические показатели η , $\cos \varphi$.

Массогабаритные показатели двигателей с двухслойным ротором приближаются к показателям традиционных короткозамкнутых двигателей, поэтому их электромагнитные нагрузки могут быть уменьшены по сравнению с двигателями с массивными ферромагнитными роторами. Среднее значение индукции в зазоре снижаем с $0,7$ до $0,65$ Тл, а индукцию в зубце статора — с $1,9$ до $1,8$ Тл.

Для оптимизации отрезка серии двигателей с двухслойными роторами $h = 50; 56$ и 63 мм применим тот же метод последовательной проверки ограничений, что и при проектировании

АДМФР. В отличие от предыдущего случая для описания областей ротора применены подпрограммы расчета характеристик сред методом передаточных функций [4–7] в следующей последовательности: пассивная — активная — пассивная (шихтованный сердечник — массивная втулка — воздушный зазор).

Результаты оптимизационных расчетов представлены в табл. 2. Их анализ показывает, что по сравнению с АДМФР [3] удалось улучшить КПД двухполосных машин в среднем на 9%, а четырехполосных — на 3%. Это достигнуть

вместе с уменьшением длины пакета статора в среднем на 20% и соответствующим улучшением весовых показателей. В машине с $h=56$ мм, $2p=4$ удалось достичь габаритных размеров двигателя-прототипа с короткозамкнутой обмоткой ротора. Следует отметить, что у двигателей с двухслойными роторами размер медных короткозамыкающих колец ротора практически такой же, как у алюминиевых колец двигателей с «беличьей клеткой». Поэтому для двигателя с двухслойным ротором $h=56$ мм, $2p=4$ можно использовать корпус АИР56А4.

Таблица 2

Параметры	Значения h (мм) и числа пар полюсов					
	50		56		63	
	2	4	2	4	2	4
Номинальный режим						
P_R , Вт	90	60	180	120	370	250
I_s , А	0.35	0.46	0.55	0.74	1.03	1.52
Δ_s , А/мм	6.43	9.43	5.56	8.36	5.25	10.70
θ_{Cu-S} , °K	36.6	64.5	32.3	87.7	42.6	114.9
s , отн. ед.	0.107	0.123	0.090	0.260	0.091	0.187
η , отн. ед.	0.48	0.34	0.65	0.40	0.70	0.40
$\cos \varphi$, отн. ед.	0.79	0.57	0.77	0.61	0.77	0.63
Кратности пускового момента и тока						
k_{II} , отн. ед.	2.2		2.2		2.2	
k_I , отн. ед.	2.9	1.7	3.3	1.7	3.5	1.8
Конструктивные и обмоточные данные						
D_a , мм	80		89		100	
k_D , отн. ед.	0.575	0.575	0.584	0.573	0.580	0.600
l_s , мм	47	59	56	47	72	67
U_p , отн. ед.	238	248	187	209	136	172
d , мм	0.265	0.250	0.355	0.335	0.500	0.425
h_{BT} , мм	9.3	9.9	10.6	11.7	12.8	11.9
a , мм	11	12	13	14	15	15
b , мм	10	5	12	6	13	7
G_{Fe-S} , кг	0.79	0.99	1.16	0.99	1.89	1.69
G_{Fe-R} , кг	0.13	0.14	0.21	0.13	0.32	0.40
G_{Cu-S} , кг	0.39	0.33	0.66	0.50	1.12	0.76
G_{Cu-R} , кг	0.22	0.11	0.33	0.17	0.47	0.25
G_{CM25} , кг	0.42	0.55	0.63	0.56	1.07	0.99

Выводы. 1. Наиболее эффективным способом улучшения показателей асинхронных двигателей с массивными ферромагнитными роторами является применение конструкции с двухслойным ротором.

2. Для проектируемого отрезка серии двигателей с двухслойным ротором можно рекомендовать в качестве материала магнитной втулки сплав железа и меди типа СМ с оптимальными для данного диапазона полезных мощностей электромагнитными свойствами.

3. Для проектирования этого класса двигателей может быть использована методика оптимизации по последовательно проверяемым ограничениям, разработанная для асинхронных двигателей с массивными ферромагнитными роторами и изложенная в [3].

4. Двигатели с двухслойными роторами могут быть выполнены в габаритах прототипов с «белочьей клеткой» при переходе на изоляцию с более высоким температурным коэффициентом. При этом двигатели с двухслойными роторами обладают рядом достоинств АДМФР и применяются для тех же целей.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Олейников А.М., Стрельников А.Н. Практические рекомендации к изготовлению двухслойных роторов из ферромагнитных сплавов. — Изв. вузов. Электромеханика, 1975, т. 10.
2. Могильников В.С., Олейников А.М., Стрельников А.Н. Асинхронные электродвигатели с двухслойным ротором и их применение. — М.: Энергоатомиздат, 1983.
3. Лопухина Е.М., Захаренко А.Б. Оптимизация про-

ектирования асинхронных двигателей с массивными ферромагнитными роторами. — Электричество, 1999, № 3.

4. Лопухина Е.М., Захаренко А.Б. Слоевой метод анализа и его применение для расчета асинхронных двигателей с ферромагнитным ротором. — Электротехника, 1996, № 3.

5. Лопухина Е.М., Захаренко А.Б. Математическое моделирование асинхронных двигателей с многослойными роторами методом передаточных функций. — Электричество, 1997, № 5.

6. Лопухина Е.М., Семенчуков Г.А., Захаренко А.Б. Исследование асинхронных конденсаторных двигателей с массивным ферромагнитным ротором методом передаточных функций. — Электротехника, 1997, № 6.

7. Захаренко А.Б. Исследование асинхронных двигателей с массивными ферромагнитными элементами методом передаточных функций. Автореф. дис. ... канд. техн. наук. — М.: Изд-во МЭИ, 1998.

[15.07.98]

А в т о р ы : Лопухина Елена Моисеевна окончила электромеханический факультет Московского энергетического института (МЭИ) в 1941 г. В 1947 г. защитил кандидатскую диссертацию по теме «Теоретическое и экспериментальное исследование асинхронных машин с полым ротором». Старший научный сотрудник кафедры электромеханики МЭИ.

Захаренко Андрей Борисович окончил электромеханический факультет МЭИ в 1995 г. В 1998 г. в МЭИ защитил кандидатскую диссертацию по теме «Исследование асинхронных двигателей с массивными ферромагнитными элементами методом передаточных функций». Научный сотрудник ЗАО «Инкар».

К ЧИТАТЕЛЯМ ЖУРНАЛА «Электричество»

Бесплатно получать оглавления нашего журнала можно через электронные сети. Эту услугу оказывает служба ИНФОМАГ, организованная в Московском физико-техническом институте. Все материалы службы ИНФОМАГ доступны в режиме ON-LINE через сервер РосНИИРОС по следующим URL:

<http://www.ripn.net>

<gopher://gopher.ripn.net>

Для получения материалов службы ИНФОМАГ по подписке через электронную почту следует направить письмо с командой

HELP по адресу ims@ripn.net

Полная информация о службе ИНФОМАГ может быть получена в ответ на команду HELP, направленную по адресу infomag@lgrant.mipt.msk.su

Устойчивость системы электродвижения с двухроторным сверхпроводниковым синхронно-асинхронным двигателем

ТОПОРКОВ В.П., ФЕДОТОВ Е.В.

Предложен аналитический метод расчета показателей статической устойчивости и резонансных свойств системы электродвижения со сверхпроводниковым синхронным генератором и гребным двухроторным синхронно-асинхронным двигателем. Проведен анализ устойчивости такой системы. Метод применим и к системам электродвижения с традиционными машинами, а также к системам с двумя регулируемыми генераторными агрегатами, работающими на общую нагрузку.

Ключевые слова: системы электродвижения, сверхпроводниковый синхронный генератор, двухроторный сверхпроводниковый синхронно-асинхронный двигатель, статическая устойчивость, расчет

Проблема обеспечения необходимых показателей устойчивости режимов работы относится к числу основных при создании и использовании систем электродвижения автономных технических объектов. Наиболее полное исследование общих закономерностей электромеханических переходных процессов в таких системах обеспечивается при анализе их статической устойчивости аналитическими методами. Необходимость учета многих факторов, влияющих на показатели устойчивости системы, делает оправданным и эффективным применение корректных приближенных методов. Такой метод предлагается авторами применительно к перспективной системе электродвижения (СЭД) судна, содержащей генераторный агрегат со сверхпроводниковым синхронным генератором (ССГ) и двухроторный сверхпроводниковый синхронно-асинхронный гребной двигатель (ДСАД), особенности которого исследовались в литературе [1–7]. Метод применим также для СЭД с обычными машинами и систем с параллельной работой двух генераторных агрегатов на общую нагрузку.

Основой метода является анализ обусловленных различными контурами удельных демпферных и синхронизирующих моментов на валах агрегатов. Впервые такой подход был использован при анализе простейшего случая работы нерегулируемого генератора на мощную сеть [8]. Дальнейшее развитие этот метод получил в работах [9]–[11]. В этих работах проблема исследуется также на примере работы одной синхронной машины с мощной сетью. В [12] предложена методика определения удельных демпфер-

An analytical method is proposed for calculating the parameters of the steady-state stability and resonance properties of an electric motion system with superconducting synchronous generator and a propeller double-rotor synchronous-asynchronous motor. An analysis of the stability of such a system is carried out. The method is applicable for electric motion systems with conventional machines as well as for systems with two controlled generators, operating on to a common load.

Key words: electric motion systems, superconducting synchronous generator, double-rotor superconducting synchronous-asynchronous motor, steady-state stability, calculation

ных моментов от поперечных демпферных контуров роторов машин в сложной энергосистеме и обоснован принцип раздельного рассмотрения переходных процессов по осям d и q .

В статье идеи этих методов развиты применительно к исследованию статической устойчивости и резонансных свойств указанных выше систем. Предлагаемый аналитический метод позволяет производить расчет основных показателей и анализ в общем виде статической устойчивости и резонансных свойств с учетом: демпферных контуров, электромагнитных экранов, свободных и вынужденных токов в цепях возбуждения, переходных процессов в системах автоматического регулирования синхронных машин и их первичных двигателей, характеристик гребного вала, а также определять количественное влияние каждого из элементов системы и контуров агрегатов на показатели процессов в системе.

Для анализа устойчивости систем принята Т-образная структурная схема замещения (рис. 1), содержащая в общем случае, кроме двух электромашиных агрегатов, эквивалентную статическую нагрузку с полным сопротивлением z_3 (для СЭД без отбора мощности $z_3 = \infty$).

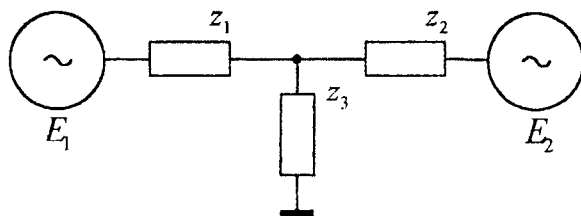


Рис. 1. Структурная схема замещения системы

Дифференциальные уравнения малых колебаний в СЭД с ССГ и ДСАД с некоторыми упрощениями (в приращениях переменных, в практической системе относительных единиц Парка) имеют вид:

$$\left. \begin{aligned} T_{Jk} p^2 \Delta \delta_k + M_{dk} p \Delta \Theta_{12} + \frac{\partial P_k}{\partial \Theta_{12}} \Delta \Theta_{12} + \\ + \frac{\partial P_k}{\partial e_k} \Delta e_k + \frac{\partial P_k}{\partial e_{k \pm 1}} \Delta e_{k \pm 1} = \Delta M_{Mk}; \\ \Delta i_{fk} + T_{d0k} p \Delta \psi_{fk} = \Delta u_{fk}; \\ \Delta i_{Dk} + T_{Dk} p \Delta \psi_{Dk} = 0; \\ \Delta i_{\mathcal{E}k} + T_{\mathcal{E}k} p \Delta \psi_{\mathcal{E}k} = 0; \\ \Delta i_r + T_r p \Delta \psi_r = 0; \\ \Delta u_{fk} = \sum_{P_f} W_{P_f}(p) \frac{\partial P_f}{\partial \Theta_{12}} \Delta \Theta_{12}; \\ \Delta M_{Mk} = \sum_{P_M} W_{P_M}(p) \frac{\partial P_M}{\partial \Theta_{12}} \Delta \Theta_{12}, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где $k=1, 2$ — индексы параметров генератора и гребного двигателя СЭД; $p=\partial/\partial t$ — символ дифференцирования по синхронному времени; при представлении уравнений в операторной форме с нулевыми начальными условиями p — параметр-аргумент; в сдвоенных знаках \pm верхний соответствует генератору, нижний — двигателю.

Уравнения движения роторов (первое уравнение системы (1)), кроме моментов сил инерции, демпферных моментов от экранов синхронных роторов и синхронизирующих моментов статического режима, должны учитывать также моменты, обусловленные свободными переходными процессами в цепях возбуждения, процессами в асинхронном роторе, а также действием систем автоматического регулирования возбуждения машин, первичного двигателя генератора и механической характеристикой гребного винта. Второе, третье, четвертое и пятое уравнения определяют процессы в обмотках возбуждения (индекс f), поперечных контурах экранов (индексы D и \mathcal{E}) синхронных роторов машин и асинхронном роторе (r) ДСАД. Последние два уравнения системы описывают переходные процессы соответственно в регуляторах возбуждения генератора (f), первичного двигателя (M) генераторного агрегата и характеристику гребного винта. В этих уравнениях $W(p)$ — передаточные функции (в операторной форме) систем регулирования по соответствующим параметрам: P_f — для возбуждения, P_M — для механических моментов. Эти параметры должны быть представлены в виде функций угла рассогласования Θ_{12} синхронных роторов машин.

Анализ выполняется при обычных допущениях для аналитического исследования устойчивости методом малых колебаний и оператор-

ным методом: использование линеаризованных уравнений в приращениях переменных, пренебрежение процессами в продольных контурах экранов синхронных роторов, одночастотность относительных колебаний роторов машин.

В режиме относительных колебаний синхронных роторов машин в СЭД, устойчивость которых необходимо исследовать, угловая частота вектора напряжения системы (см. векторную диаграмму на рис. 2) в общем случае не остается постоянной. Приращения углов $\Delta \delta_k$ (абсолютного механического смещения ротора относительно синхронной оси) и $\Delta \Theta_k$ (углов нагрузки — между ЭДС и напряжением) в каждый момент времени могут иметь неодинаковые значения (на рис. 2 на-

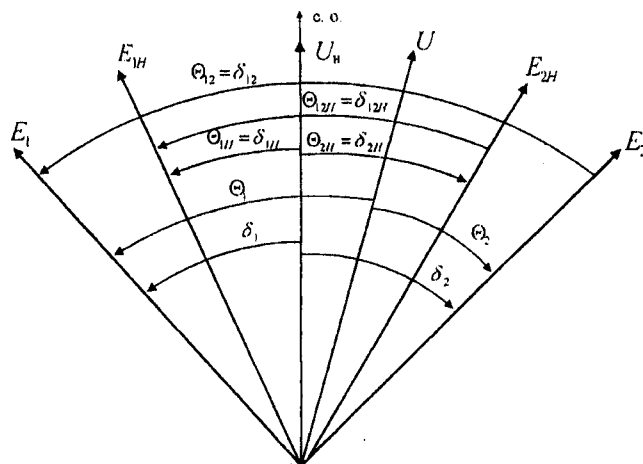


Рис. 2. Векторная диаграмма ЭДС ССГ (E_1) и ДСАД (E_2) при колебаниях

чальные значения углов имеют индекс «н»). При этом члены уравнений моментов на валах, систем регулирования агрегатов и другие уравнения системы (1) становятся функциями разных углов. Для составления и анализа уравнений относительного взаимного движения роторов машин СЭД определены соотношения между приращениями углов $\Delta \delta_k$, $\Delta \Theta_k$ и их выражения через приращения угла рассогласования роторов $\Delta \Theta_{12} = \Delta \delta_{12}$. Эти соотношения между соответствующими углами α и β представлены в табл. 1, где коэффициенты m_δ и m_θ определяются параметрами машин и начального режима:

$$m_\delta = \frac{T_{J2} \cos(\theta_{12н} - \beta_{12})}{T_{J1} \cos(\theta_{12н} + \beta_{12})};$$

$$m_\theta = \frac{E_{2н} z_1 \cos(\theta_{2н} - \beta_2)}{E_{1н} z_2 \cos(\theta_{1н} - \beta_1)}.$$

Для наглядного представления идеи метода расчета и анализа устойчивости СЭД (как и энергосистемы любой другой из указанных выше структур) уравнения (1) могут быть сведены к

Таблица 1

$\alpha \backslash \beta$	$\Delta\delta_1$	$\Delta\delta_2$	$\Delta\Theta_1$	$\Delta\Theta_2$	$\Delta\Theta_{12}$	$\Delta\delta_U$
$\Delta\delta_1$	1	$-m_\delta$	$\frac{m_\delta(m_\theta+1)}{m_\theta(m_\delta+1)}$	$-\frac{m_\delta(m_\theta+1)}{m_\delta+1}$	$\frac{m_\delta}{m_\delta+1}$	$\frac{m_\delta(m_\theta+1)}{m_\delta-m_\theta}$
$\Delta\delta_2$	$-\frac{1}{m_\delta}$	1	$-\frac{m_\theta+1}{m_\theta(m_\delta+1)}$	$\frac{m_\theta+1}{m_\delta+1}$	$-\frac{1}{m_\delta+1}$	$\frac{m_\theta+1}{m_\theta-m_\delta}$
$\Delta\Theta_1$	$\frac{m_\theta(m_\delta+1)}{m_\delta(m_\theta+1)}$	$-\frac{m_\theta(m_\delta+1)}{m_\theta+1}$	1	$-m_\theta$	$\frac{m_\theta}{m_\theta+1}$	$\frac{m_\theta(m_\delta+1)}{m_\delta-m_\theta}$
$\Delta\Theta_2$	$-\frac{m_\delta+1}{m_\delta(m_\theta+1)}$	$\frac{m_\delta+1}{m_\theta+1}$	$-\frac{1}{m_\theta}$	1	$-\frac{1}{m_\theta+1}$	$\frac{m_\delta+1}{m_\theta-m_\delta}$
$\Delta\Theta_{12}$	$\frac{m_\delta+1}{m_\delta}$	$-(m_\delta+1)$	$\frac{m_\theta+1}{m_\theta}$	$-(m_\theta+1)$	1	$\frac{(m_\delta+1)(m_\theta+1)}{m_\delta-m_\theta}$
$\Delta\delta_U$	$\frac{m_\delta-m_\theta}{m_\delta(m_\theta+1)}$	$\frac{m_\theta-m_\delta}{m_\theta+1}$	$\frac{m_\delta-m_\theta}{m_\theta(m_\delta+1)}$	$\frac{m_\theta-m_\delta}{m_\delta+1}$	$\frac{m_\delta-m_\theta}{(m_\delta+1)(m_\theta+1)}$	1

упрощенному виду:

$$T_{Jk} p^2 \Delta\delta_k + M_{\Delta\Sigma k} p \Delta\Theta_{12} + M_{c\Sigma k} \Delta\Theta_{12} = 0, \quad k = 1, 2, \quad (2)$$

где T_{Jk} — инерционные постоянные агрегатов; $M_{\Delta\Sigma k}$, $M_{c\Sigma k}$ — результирующие значения удельных демпферных и синхронизирующих моментов, обусловленные процессами во всех элементах и контурах машин СЭД, выраженные через параметры машин и режимов их работы в виде функции угла Θ_{12} .

Уравнение относительного движения роторов машин СЭД, устойчивость которого необходимо исследовать, получим, вычитая в системе (2) из первого уравнения второе:

$$p^2 \Delta\Theta_{12} + \left(\frac{M_{\Delta\Sigma 1}}{T_{J1}} - \frac{M_{\Delta\Sigma 2}}{T_{J2}} \right) p \Delta\Theta_{12} + \left(\frac{M_{c\Sigma 1}}{T_{J1}} - \frac{M_{c\Sigma 2}}{T_{J2}} \right) \Delta\Theta_{12} = 0, \quad (3)$$

где

$$\frac{M_{\Delta\Sigma 1}}{T_{J1}} - \frac{M_{\Delta\Sigma 2}}{T_{J2}} = 2\alpha; \quad \frac{M_{c\Sigma 1}}{T_{J1}} - \frac{M_{c\Sigma 2}}{T_{J2}} = \omega_0^2; \quad (4)$$

α — коэффициент затухания системы; ω_0 — собственная частота колебаний системы без затухания; $\omega_{св} = \sqrt{\omega_0^2 - \alpha^2}$ — частота свободных колебаний взаимного угла Θ_{12} .

Характеристическим уравнением для (3) является выражение $p^2 + 2\alpha p + \omega_0^2 = 0$.

В электроэнергосистемах, в частности в СЭД, как правило, $\omega_0 > \alpha$. При этом корни (3) имеют значения $p_{1,2} = -\alpha \pm j\omega_{св}$ и определяют общее решение уравнения (3) в виде

$$\Delta\Theta_{12} = \Delta\Theta_{12m} e^{-\alpha t} \cos(\omega_{св} t + \varphi). \quad (5)$$

Из (5) следует, что свободное относительное движение ротора машин СЭД имеет характер затухающих ($\alpha > 0$) или расходящихся ($\alpha < 0$) колебаний с коэффициентом затухания α и частотой свободных колебаний $\omega_{св}$. Знак α определяет условия периодической устойчивости, статической устойчивости второго рода; знак ω_0^2 — условия аperiodической устойчивости, статической устойчивости первого рода.

Так как реальные осциллограммы колебательных процессов в натурных электроэнергосистемах, в частности в СЭД, в зависимости от характера возмущений могут иметь весьма разнообразный вид, для большей точности и облегчения их обработки с целью определения значений α , ω_0 и $\omega_{св}$ следует использовать наиболее удобные из соотношений между этими основными и производными от них показателями устойчивости в резонансных свойствах: $T_3 = 1/\alpha$ — постоянная времени затухания колебаний, рад; $t_n = 3T_3$ — длительность переходного процесса (затухание с точностью до 5% или $t_n = 4T_3$ — с точностью до 1,8%), рад; $T_{св} = 2\pi/\omega_{св}$ — условный период затухания колебаний, рад; $f_{св} = 1/T_{св}$ — частота свободных колебаний, 1/рад; $\gamma = \alpha/\omega_0$ — относительный коэффициент затухания, характеризующий отзывчивость системы на периодические возмущения; $\omega_{рез} = \omega_0 \sqrt{1 - 2\gamma^2}$ — резонансная частота системы, 1/рад; $d = \Theta_{m(t)}/\Theta_{m(t+T_{св})}$ — декремент затухания; $g = \ln d$ — логарифмический декремент затухания; $\alpha = -gf_{св}$ 1/рад.

В линейной теории колебаний синхронной машины при работе на мощную сеть [9], как и в теории больших колебаний машины в береговых энергосистемах [11], успешно используется особенность вращающего момента синхронной машины, проявляющаяся в независи-

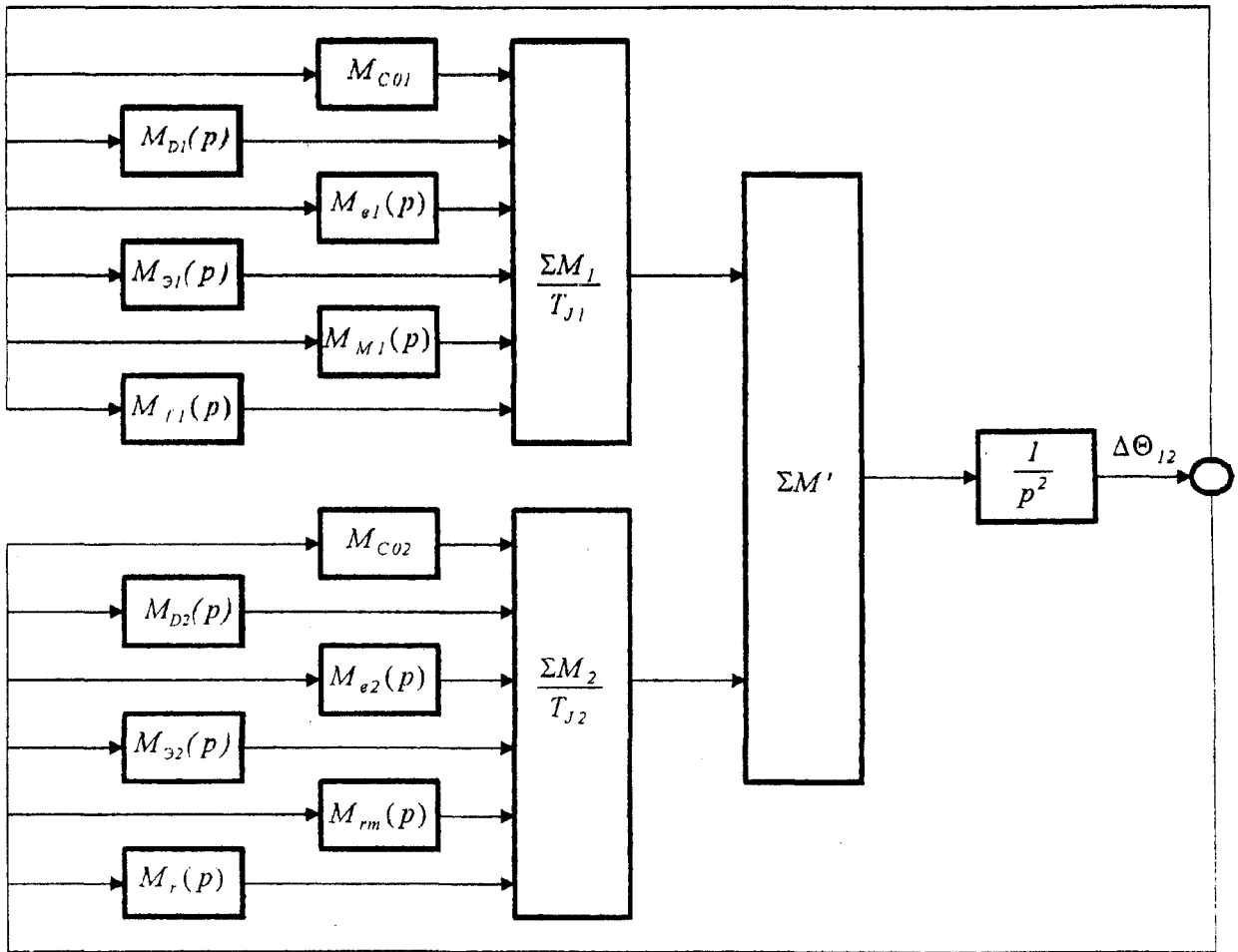


Рис. 3. Структурная схема СЭД с ССГ и ДСАД при малых относительных колебаниях синхронных роторов

мости или «параллельности» обратных связей, образующих отдельные составляющие электромагнитного момента при колебаниях.

Эта особенность используется ниже и при анализе относительных колебаний двух машин в составе автономной электроэнергосистемы или СЭД. Эквивалентное уравнение (3) представлено на рис. 3 в виде структурной схемы СЭД с ССГ и ДСАД при малых относительных колебаниях их синхронных роторов. Обратные связи представляют собой синхронизирующие и демпферные составляющие электромагнитных моментов ССГ и ДСАД, механических моментов турбины ССГ и гребного винта от свободных и вынужденных процессов в каждом контуре: $M_{Dk}(p)$, $M_{3k}(p)$ — в поперечных контурах соответственно демпферных и электромагнитных экранов; $M_r(p)$ — в асинхронном роторе ДСАД; $M_{ek}(p)$ — в обмотках возбуждения; $M_f(p)$ — в САРВ, $M_M(p)$ — в первичном двигателе ССГ и его регуляторе; $M_{rm}(p)$ — на движителе ДСАД. Здесь $M(p)$ — передаточные функции моментов от указанных контуров по углу $\Theta_{12}(p)$ в опе-

раторной форме. На схеме, кроме того, обозначены: M_{cok} — синхронизирующие моменты статического режима; $\Sigma M_k/T_{Jk}$ — сумматоры составляющих электромагнитных и механических моментов, приведенных к инерционной постоянной соответствующего агрегата; $\Sigma M'$ — алгебраическая сумма приведенных моментов.

Таким образом, на основании уравнений (3), (4) и в соответствии со схемой рис. 3 расчет показателей и анализ статической устойчивости и резонансных свойств СЭД с ДСАД сводится к получению аналитических выражений для составляющих удельных демпферных и синхронизирующих моментов на валах агрегатов, обусловленных процессами в различных элементах и контурах каждого из агрегатов. Эти аналитические выражения получаются из передаточных функций на основе дифференциальных уравнений соответствующих контуров.

Полученные расчетом значения основных (α , ω_0) и производных (γ , $\omega_{рез}$, $\omega_{св}$, $t_n пр$, $f_{св}$, T_3 , d , g и др.) показателей относительного движения роторов дают полную количественную ха-

рактическую характеристику свободного электромеханического процесса в СЭД после любого внешнего возмущения. С другой стороны, все эти показатели легко могут быть определены по осциллограммам изменения углов δ или θ_{12} , а также других режимных параметров. Так как показатели рассчитываются через удельные демпферные и синхронизирующие моменты, которые сами являются сложными функциями не только параметров машин и режимов их работы, но также частоты и затухания колебаний роторов, которые необходимо определить, расчет производится методом последовательных приближений. За первое приближение удобно принять значение ω_0 системы, рассчитанное с учетом только синхронизирующих моментов машин в статическом начальном режиме (не зависящих от частоты и затухания колебаний), и значение α , определенное с учетом только поперечных демпферных контуров при пренебрежении их электромагнитной инерционностью. Расчет производится с использованием относительной системы единиц измерения физических единиц, в которой за базисные значения времени принят 1 рад (синхронная секунда).

Все электромагнитные контуры машин СЭД обладают индуктивностью, обуславливающей определенную инерционность в протекании переходных процессов при относительных качаниях роторов. Возникающие в этих режимах дополнительные моменты на валах от отдельных контуров имеют две составляющие, одна из которых пропорциональна приращению взаимного угла, вторая — его производной:

$$\Delta M_{ik} = M_{dik} p \Delta \Theta_{12} + M_{cik} \Delta \Theta_{12}, \quad (6)$$

где i — обозначение контура.

Первая составляющая в (6) оказывает демпфирующее, вторая синхронизирующее воздействие на роторы машин. Для определения аналитических выражений этих составляющих моменты ΔM_{ik} при колебаниях могут быть представлены в виде

$$\Delta M_{ik} = M_{ik}(p) \Delta \Theta_{12}, \quad (7)$$

где $M_{ik}(p) = M'_{ik} p / (1 + \tau p)$ — передаточная функция приращения момента от i -го контура по приращению угла $\Delta \Theta_{12}$; M'_{ik} — удельное значение этого момента при пренебрежении инерционностью контура; τ — постоянная времени контура.

Известно [11], что при свободных затухающих колебаниях функции типа (7) она может быть представлена в виде

$$\Delta M_{ik} = \left\{ \operatorname{Re} [M_{ik}(-\alpha + j\omega)] + \frac{\alpha}{\omega} \operatorname{Im} [M_{ik}(-\alpha + j\omega)] \right\} \Delta \Theta_{12} + \operatorname{Im} [M_{ik}(-\alpha + j\omega)] \frac{p \Delta \Theta_{12}}{\omega}. \quad (8)$$

Подстановка в $M_{ik}(p)$ значения $p = -\alpha + j\omega$ после преобразований на основании (6) и (8) приводит к следующим выражениям для составляющих удельных демпферных и синхронизирующих моментов:

$$M_{dik} = \frac{M'_{ik}}{(1 - \alpha\tau)^2 + \omega^2 \tau^2}; \quad M_{cik} = M_{dik} \tau (\alpha^2 + \omega^2). \quad (9)$$

С учетом изложенных общих положений ниже приводится методика расчета удельных демпферных и синхронизирующих моментов на валах машин, показателей устойчивости и резонансных свойств СЭД.

Определение параметров начального режима работы СЭД производится обычным для Т-образной схемы замещения системы (рис. 1) методом.

Полные сопротивления фаз статоров машин при пренебрежении активными сопротивлениями и сопротивлениями линий связи: $z_k = x_{qk}$; фазовые углы сопротивлений $\psi_k \approx 90^\circ$. Токи статоров: $I_k = (P_k - jQ_k)/U = I_k e^{-j\varphi_k}$; при $\cos \varphi_k = 1$, $I_k = S_k = P_k$. Электродвижущая сила за сопротивлением x_q (для ССГ и ДСАД $x_q = x_d$, $E_q = E_{af} = E$): $E = \sqrt{U^2 + (x_q I)^2}$. Углы нагрузки машин: $\Theta_k = \arcsin(x_{dk}/UE_k)$ или из выражения $\vec{E}_k = \vec{U} + jx_k I_k = E_k e^{j\Theta_k}$. Угол рассогласования роторов (взаимный угол): $\Theta_{12} = \Theta_1 - \Theta_2$. Собственные и взаимные полные сопротивления системы (при $z_3 = \infty$): $z_{11} = z_{22} = z_{12} = x_{q1} + x_{q2}$, фазовые углы $\psi_{11} = \psi_{22} = \psi_{12} \approx 90^\circ$, дополняющие углы $\beta_{11} = \beta_{22} = \beta_{12} \approx 0$. Удельные синхронизирующие моменты статического режима:

$$M_{c0k} = \pm E_1 E_2 \cos \Theta_{12} / z_{12}. \quad (10)$$

Расчет показателей статической устойчивости и резонансных свойств СЭД производится после предварительного определения удельных демпферных и синхронизирующих моментов для отдельных контуров элементов ЭДС.

Демпферные и электромагнитные (радиационные, тепловые) экраны ССГ и ДСАД. Передаточные функции экранов имеют вид (7). В связи с различным назначением этих экранов (демпфирование колебаний и защита сверхпроводниковых обмоток от переменных составляющих магнитного поля) постоянные времени этих контуров отличаются на 1–2 порядка ($T_D \ll T_\Sigma$). Временные характеристики процессов в них при реальных значениях частот колебаний роторов (1–10 Гц) существенно отличаются. На более эффективное демпфирование и экранирование синхронных роторов этими экранами происходит при существенно отличающихся значениях частоты колебаний, что позволяет уп-

ростить вывод выражений для расчетов удельных демпферных M_{di} ($i=D, \mathcal{E}$) и синхронизирующих M_{ci} моментов. Они могут быть получены по методике [12] последовательным исключением из уравнений (1) экранов D и \mathcal{E} . В отличие от [12] из анализа и расчетов исключены фиктивные (переходные и сверхпереходные) сопротивления, так как для ССГ и ДСАД [5] определение значений фиктивных сопротивлений требует изменения схемы замещения в зависимости от числа учитываемых контуров и соотношения между их постоянными времени. В полученных ниже выражениях используются только реальные синхронные сопротивления контуров и их сопротивление взаимной индукции:

$$M_{dik} = \pm \frac{\cos(\Theta_{12} - \beta_{12})}{z_{12}^2 [(1 - \tau\alpha)^2 + \tau^2 \omega^2]} \left[E_{k\pm 1}^2 T_{ik} \frac{x_{aik}^2}{x_{ik}} \cos(\Theta_{12} \mp \beta_{12}) + E_k^2 T_{ik\pm 1} \frac{x_{aik\pm 1}^2}{x_{ik\pm 1}} \cos(\Theta_{12} \pm \beta_{12}) \right]; \quad (11)$$

$\tau_{ik} = \tau_{i11} + \tau_{i22}$ — эквивалентные постоянные времени;

$$\tau_{ikk} = T_{ik} \left(1 - \frac{x_{aik}^2}{z_{kk} x_{ik}} \right); \quad M_{cik} = \pm M_{dik} \tau_{ik} (\alpha^2 + \omega^2); \quad (12)$$

$i=D, \mathcal{E}$; $k=1, 2$; в выражениях $k=\pm 1$ верхний индекс соответствует ССГ, нижний — ДСАД.

Сверхпроводниковые обмотки возбуждения ССГ и ДСАД (для свободных процессов в контурах). Для СЭД без отбора мощности в общекорабельную сеть (рис. 1 $z_3 = \infty$), фазовые углы ψ_{kk} , ψ_{12} собственных и взаимных полных сопротивлений z_{kk} , $z_{12} = z_{21}$ равны 90° , дополняющие углы β_{kk} , β_{12} равны нулю, и выражения для удельных моментов M_{dek} и M_{cek} от свободных переходных процессов в обмотках возбуждения можно представить в упрощенном виде:

$$\left. \begin{aligned} M_{dek} &= \pm \frac{\sin \Theta_{12}}{z_{12}^2 [(1 - T_k'' \alpha)^2 + (T_k'' \omega)^2]} \left[E_{k\pm 1}^2 T_{d0k} (x_{qk} - x_{dk}) \sin \Theta_{12} + E_k^2 T_{d0k\pm 1} (x_{qk\pm 1} - x_{dk\pm 1}) \sin \Theta_{12} \right]; \\ T_k'' &= T_{d0} \left[1 - (x_{qk} - x_{dk}) \frac{\cos \beta_{kk}}{z_{kk}} \right]; \\ M_{cek} &= M_{dek} T_k'' (\alpha^2 + \omega^2). \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

Так как постоянные времени обмоток возбуждения с учетом внешних линий от регуляторов для ССГ и ДСАД существенно превышают постоянные времени всех других контуров, значения переходных сопротивлений практически не зависят от числа контуров машины.

Электромагнитный контур асинхронного ротора ДСАМ. Колебания синхронного ротора относительно синхронной скорости вращения после

изменения режима или других внешних возмущений создают соответствующие колебания скольжения магнитного поля относительно асинхронного ротора. В свою очередь, колебания величины скольжения асинхронного ротора являются причиной возникновения в электромагнитном моменте дополнительных составляющих, пропорциональных произведению скорости изменения скольжения и удельному демпферному (асинхронному) моменту, приходящемуся на единицу изменения этой скорости. Скорость изменения скольжения асинхронного ротора равна производной от угла θ_{12} рассогласования синхронных роторов ССГ и ДСАД с учетом коэффициента распределения амплитуд относительных колебаний роторов, зависящего от их инерционных постоянных. Поэтому удельные демпферные и синхронизирующие моменты, обусловленные процессами в контуре асинхронного ротора, могут быть определены следующим образом.

В соответствии с расчетной структурой схемой (рис. 3) совместной работы ССГ и ДСАД в составе СЭД контур асинхронного ротора должен быть представлен передаточной функцией момента от этого контура по углу Θ_{12} в операторной форме. При этом для использования зависимости момента ДСАМ от скольжения $s = p \Delta \delta_2$ [4] угол $\Delta \delta_2$ колебаний асинхронного ротора относительно значения скольжения в установившемся режиме необходимо выразить через угол $\Delta \Theta_{12}$ с помощью коэффициента распределения амплитуд: $\Delta \delta_2 = -m_2 \Delta \Theta_{12}$.

При сопротивлении нагрузки $z_3 = \infty$ в расчетной схеме замещения СЭД (рис. 1) угол β_{12} взаимного сопротивления z_{12} равен нулю и в соответствии с табл. 1: $m_2 = -1/(m_3 + 1) = -T_{J1}/(T_{J1} + T_{J2})$.

В этом случае удельный демпферный момент на синхронном роторе ДСАД от контура асинхронного ротора без учета его электромагнитной инерционности можно представить в виде

$$M_{dr}' = \frac{\partial M}{\partial s} m_2 \approx \frac{\Delta M}{\Delta s} m_2. \quad (14)$$

Так как зависимость для $M(s)$ [4] в рабочем диапазоне скольжений в общем случае нелинейна, отклонения ΔM и Δs в (14) приближенно с достаточной точностью определяются следующим способом. Для значения $M(s)$, соответствующего заданному исследуемому режиму, принимаются отклонения, равные $\pm(0,02 \div 0,03)M_N$. Затем по зависимости $M(s)$ определяются соответствующие отклонения скольжения Δs . Решение квадратного уравнения для s из $M(s)$ имеет два значения: меньшее соответствует устойчивости части характеристики, большее — неустойчивой.

Для (14), естественно, принимается меньшее значение.

С учетом электромагнитной инерционности контура асинхронного ротора.

$$M_{др} = \frac{M_{др}'}{(1 - \tau_r \alpha)^2 + \tau_r^2 \omega^2}, \quad (15)$$

где $\tau_r = T_r \left(1 - \frac{x_{ар}^2}{z_{11} x_r} \cos \beta_{22}\right) = \frac{x_r}{r_r} \left[1 - \frac{x_{ар}^2}{(x_{d1} + x_{d2}) x_r}\right]$ — эквивалентная постоянная времени контура.

Соответственно удельный синхронизирующий момент $M_{ср} = M_{др} \tau_r (\alpha^2 + \omega^2)$.

Удельный демпферный момент от гребного винта ДСАД. Обычно инерционная постоянная асинхронного ротора ДСАД с учетом маховых масс гребного вала и гребного винта $T_{гр.в}$ значительно превышает инерционную постоянную синхронного ротора T_{j2} . В этих случаях допустимо полагать, что при колебаниях синхронного ротора частота вращения гребного винта остается постоянной, т.е. коэффициент распределения амплитуд колебаний гребного винта по отношению к синхронному ротору $m_{гр.в} = T_{j2} / (T_{гр.в} + T_{j2})$ не превышает нескольких процентов. Однако в случаях, когда значения $T_{гр.в}$ и T_{j2} соизмеримы, учет влияния демпфирующего момента от гребного винта на колебания синхронного ротора ДСАД и, следовательно, на взаимные колебания синхронных роторов ССГ и ДСАД необходим.

Приняв квадратичной зависимость момента гребного винта от частоты его вращения, дополнительный удельный демпферный момент на синхронном роторе ДСАД, обусловленный колебаниями частоты вращения винта, можно определить соотношением (в отн. ед.)

$$M_{дрМ} = \frac{\partial M_{гр.в}}{\partial \omega_r} \approx \frac{\Delta M_{гр.в}}{\Delta \omega_r} m_{гр.в} m_2 = \frac{(1,05 \omega_{ry})^2 - (0,95 \omega_{ry})^2}{1,05 \omega_{ry} - 0,95 \omega_{ry}} m_{гр.в} m_2 = 2 \omega_{ry} m_{гр.в} m_2, \quad (16)$$

где ω_{ry} — частота вращения гребного винта (асинхронного ротора) в заданном исследуемом установившемся режиме.

Регулятор частоты вращения первичного двигателя генератора СЭД. Система автоматического регулирования частоты вращения (САРЧВ) активно участвует в процессе относительных колебаний роторов при параллельной работе, поскольку основной выходной величиной системы является производная угла $\Delta \delta_1$ (отклонение частоты вращения), а выходной — приращение механического момента на валу агрегата. Последнее можно представить в виде $\Delta M_{mk} = M_k(p) \Delta \Theta_{12}$, $k=1, 2$, где $M_k(p)$ — передаточная функция САРЧВ по углу в общем виде.

В общем случае при взаимных качаниях ро-

торов приращения моментов двигателей генераторных агрегатов за счет действия их САРЧВ тоже имеют две составляющие:

$$\Delta M_{mk} = M_{с.мк} \Delta \Theta_{12} + M_{д.мк} p \Delta \Theta_{12},$$

где $M_{с.мк}$ и $M_{д.мк}$ — удельные синхронизирующие и демпферные моменты. Их значения находятся по передаточной функции $M(p)$ САРЧВ.

Например, динамика САРЧВ по отклонению частоты вращения описывается уравнениями колебательного звена:

$$(T_3 T_c p^2 + k_2 T_c p + k_1) \Delta \mu = -k_3 \Delta \varphi \text{ — для турбин};$$

$$(T_r^2 p + T_k p + \delta) \Delta \eta = -\Delta \varphi \text{ — для дизелей}.$$

В уравнениях постоянные времени: T_r — измерителя; T_k — вязкого трения; T_3 — золотника, T_c — сервоусилителя; δ — степень неравномерности (статизм); $\Delta \mu$, $\Delta \eta$, $\Delta \varphi$ — отклонения регулирующих органов и частоты вращения.

Передаточные функции САРЧВ имеет вид

$$M(p) = \frac{k_s m_1 p}{T_1 p^2 + T_2 p + 1}, \quad (17)$$

где для турбин $T_1 = T_3 T_c / k_1$, $T_2 = k_2 T_c / k_1$, $k_s = -k_3 / k_1$;

для дизелей $T_1 = T_r^2 / \delta$, $T_2 = T_k / \delta$, $k_s = -1 / \delta$; m_1 — коэффициент распределения амплитуд колебаний агрегатов. Для турбогенератора исследуемой СЭД в соответствии с табл. 1 $m_1 = m_\delta / (m_\delta + 1) = T_{j2} / (T_{j1} + T_{j2})$ и удельные моменты от САРЧВ данного типа определяются выражениями:

$$M_{с.м} = + \frac{k_s m_1 (2T_1 \alpha - T_2) (\alpha^2 + \omega^2)}{[T_1 (\alpha^2 - \omega^2) - T_2 \alpha + 1]^2 + (2T_1 \alpha - T_2)^2 \omega^2};$$

$$M_{д.м} = + \frac{k_s m_1 [1 - T_1 (\alpha^2 + \omega^2)]}{[T_1 (\alpha^2 - \omega^2) - T_2 \alpha + 1]^2 + (2T_1 \alpha - T_2)^2 \omega^2}.$$

Системы автоматического регулирования частоты вращения, особенно комбинированного типа (с регулированием по отклонению частоты вращения и по нагрузке), в большинстве случаев увеличивают значения α и ω_0 относительных колебаний агрегатов. Однако при определенных для каждого регулятора значениях его параметров с увеличением частоты колебаний положительное демпфирующее влияние САРЧВ ослабевает. После некоторого критического значения частоты колебаний демпферные моменты от САРЧВ становятся отрицательными, способствующими развитию колебаний.

Регулятор возбуждения генератора СЭД. Определение удельных демпферного и синхронизирующего моментов на роторе ССГ под воздействием САРВ производится аналогично моментам от САРЧВ. Однако распространенные в КЭС САРВ типа амплитудно-фазового компа-

ундирования и регуляторы по отклонению напряжения в отличие от САРЧВ относительно слабо влияют на показатели устойчивости. Большое влияние может оказать только регулирование по производным режимных параметров.

Окончательный расчет показателей статической устойчивости и резонансных свойств СЭД производится по формулам (4) для основных показателей — α и ω_0 и через них — для остальных показателей методом последовательных приближений.

Полученные для СЭД значения α , $\omega_{св}$, $\omega_{рез}$, γ и других позволяют дать полную и четкую количественную оценку устойчивости СЭД при возмущениях, ее поведения в свободных процессах после возмущений, т.е. длительности процесса, частоты колебаний, а также ее отзывчивости на периодические возмущения с частотами, близкими к резонансной частоте СЭД. При этом возможность возникновения недопустимых резонансных колебаний оценивается без дополнительных расчетов — только по полученным значениям $\omega_{рез}$, γ и приведенным в технической литературе нормированным характеристикам колебательного звена.

При проектировании СЭД возникает также необходимость проверить соответствие гребного двигателя требованиям к его маневренным режимам при номинальных значениях частоты и напряжения, т.е. при его работе от мощной сети. Показатели статической устойчивости и резонансных свойств ДСАД, как и ССГ, при его работе от мощной сети могут быть определены по изложенной выше методике для СЭД, если в расчетных формулах параметры ССГ заменить соответственными параметрами мощной сети ($E_1=U=\text{const}$; $z_1=0$; $z_{12}=z_{22}=z_2$; $\Psi_{12}\approx 90^\circ$; $\beta_{12}\approx\beta_{11}\approx 0$; $\Theta_1=0$; $\Theta_{12}=\Theta_2$; $T_{J1}=\infty$).

В качестве примера в табл. 2 представлены результаты аналитических расчетов показателей статической устойчивости и резонансных свойств СЭД с ССГ и ДСАД, а также системы «ДСАД — мощная сеть» ($U=\text{const}$, $f=\text{const}$). Эти результаты соответствуют следующим значениям параметров ДСАД (в скобках — для ССГ): $x_d=z_q=0,35$ (0,4),

$x_a=0,2$ (0,3), $x_{a\vartheta}=0,15$ (0,25), $x_{af}=0,13$ (0,15), $x_D=0,3$ (0,36), $x_{\vartheta}=0,3$ (0,34), $x_{ar}=0,05$, $x_f=0,3$ (0,32), $x_{fr}=0,12$, $x_{pD}=0,2$ (0,25), $x_{r\vartheta}=0,25$ (0,28), $x_{rD}=0,09$, $x_{r\vartheta}=0,1$, $x_{D\vartheta}=0,25$ (0,25), $x_r=0,27$, $r=0,25$ (0,25), $r_r=0,04$, $r_D=0,095$ (0,095), $r_{\vartheta}=0,00286$ (0,00286), $r_f=0,00007$ (0,00007) отн. ед.; $T_{d0}=40/4200$ (43,5/4570), $T_D=0,03/3,15$ (0,0361/3,79), $T_{\vartheta}=1/105$ (1,132/119), $T_r=0,03/3,15$, $T_{Jf}=0,5/52,5$ (4/420), $T_{Jr}=10/1050$ с/рад.

Из табл. 2 видно, что обе исследуемые системы обладают высокими показателями устойчивости, затухание свободного колебательного процесса с точностью $\leq 2\%$ от начальной амплитуды происходит за время ($t_{п.пр}=4T_3=4/\alpha$), не превышающее для СЭД 125 рад (0,4 с), для режима работы ДСАД от мощной сети — 139,4 рад (0,44 с.). Частота колебаний достаточно высока. И то, и другое обусловлено очень малым значением инерционной постоянной синхронного ротора и сильным демпфирующим воздействием асинхронного ротора ДСАД. Эти два фактора, наряду с существенным влиянием демпферного экрана двигателя, являются доминирующими в определении показателей устойчивости системы. Из-за большой разницы в инерционных постоянных синхронных роторов ССГ и ДСАД приведенные к ним значения результирующих удельных моментов ССГ и ДСАД отличаются примерно на порядок, что делает влияние на взаимные колебания со стороны СПСГ незначительным.

Отмеченные факторы делают систему достаточно устойчивой по отношению к внешним периодическим возмущениям с частотами, близкими к резонансной, о чем свидетельствуют полученные расчетами значения коэффициента γ . Результаты предварительных аналитических расчетов свидетельствуют о способности таких нетрадиционных машин, как ДСАМ, при реальном сочетании значений их электромагнитных параметров удовлетворять требованиям, предъявляемым к основным характеристикам машин СЭД при использовании их в качестве главных генераторов или гребных двигателей.

Таблица 2

Система	Элемент СЭД	Удельные моменты отдельных контуров в виде дроби M_D/M_C								$\frac{M_{\Sigma}}{T_J}$, отн. ед.	α , отн. ед.	γ	$f_{св}$, Гц
		отн. ед.											
		M_D	M_{ϑ}	M_e	M_r	M_{rM}	M_M	M_f	M_{C0}				
СЭД	ССГ	$\frac{1,429}{0,15}$	$\frac{0,054}{0,18}$	$\frac{0,0016}{0,119}$	$\frac{0}{0}$	$\frac{0}{0}$	$\frac{2,55}{1,616}$	$\frac{0,0001}{0,0002}$	$\frac{—}{1,137}$	$\frac{0,0032}{0,00255}$	0,0321	0,25	6,2
	ДСАД	$\frac{1,429}{0,15}$	$\frac{0,054}{0,18}$	$\frac{0,002}{0,139}$	$\frac{7,92}{0,926}$	$\frac{0,1}{0}$	$\frac{0}{0}$	$\frac{0}{0}$	$\frac{—}{1,137}$	$\frac{0,061}{0,01376}$			
ДСАД — мощная сеть	ДСАД	$\frac{2,912}{0,336}$	$\frac{0,164}{0,513}$	$\frac{0,0006}{0,006}$	$\frac{5,82}{1,1}$	$\frac{0,1}{0}$	$\frac{0}{0}$	$\frac{0}{0}$	2,859	$\frac{0,0573}{0,031}$	0,0287	0.163	8.66

Достоверность и точность предлагаемого метода косвенно подтверждены хорошим совпадением численных значений показателей устойчивости и резонансных свойств СЭД, полученных аналитическим методом и моделированием на ЭВМ по полным системам дифференциальных и алгебраических уравнений, описывающих процессы в СЭД с ДСАМ. Расхождение результатов расчетов указанными двумя методами для обоих режимов (при работе ДСАД в СЭД и от мощной сети) составляет менее 10%. Это можно считать удовлетворительным, если учитывать, что при расчетах на ЭВМ, как и в реальных процессах в натурных СЭД, значения показателей α и $f_{\text{св}}$ также изменяются на 10–20% в зависимости от характера возмущений в системе, их интенсивности и временного участка (периода) колебаний роторов, на котором производится определение показателей. При использовании предложенного аналитического метода учесть это обстоятельство можно, выполнив дополнительно расчет с определением составляющей момента $M_{\text{св}}$ (табл. 2) через переходные сопротивления якорей машин СЭД.

Кроме того, достоверность предложенного метода подтверждается также хорошим совпадением результатов расчетов, выполненных для режима параллельной работы генераторных агрегатов типов ТГ-1500 и ДГР-1500/703 на общую нагрузку, с экспериментальными данными, полученными осциллографированием режимов при межведомственных натурных испытаниях этих агрегатов на стенде Калужского турбинного завода (для режима с мощностью суммарной нагрузки, равной 120% номинальной мощности одного агрегата $\alpha=0,066$ 1/рад, $f_{\text{св}}=3,7$ Гц). Расхождение результатов также не превышает 10%.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Коварский М.Е., Рубинраут А.М. Анализ электро-механических процессов в двухроторных криогенных электрических машинах. — Изв. вузов. Электромеханика, 1982, № 6.
2. Казовский Е.Я., Сигаев В.Е. Двухроторные машины переменного тока со сверхпроводящей обмоткой возбуж-

дения. Электротехника, 1984, № 3.

3. Топорков В.П., Топорков В.В., Коськин Ю.П. Векторная диаграмма двухроторной электрической машины. — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1982, № 2.

4. Топорков В.П., Топорков В.В. Электромагнитный момент двухроторных электрических машин. — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1987, № 3.

5. Топорков В.П., Федотов Е.В. Эквивалентные сопротивления и ЭДС двухроторных электрических машин в динамических режимах. — Электричество, 1996, № 3.

6. Топорков В.В. Круговая диаграмма двухроторной сверхпроводниковой синхронной машины. — Изв. вузов. Электромеханика, 1982, № 11.

7. Коськин Ю.П., Цейтлин Л.А. Синхронные машины с немагнитным ротором. — Л.: Энергоатомиздат, 1990.

8. Горев А.А. Переходные процессы синхронной машины. — М.: Л.: Госэнергоиздат, 1950.

9. Урусов И.Д. Линейная теория колебаний синхронной машины. — М.; Л.: Изд. АН СССР, 1960.

10. Важнов А.И. Основы теории переходных процессов синхронной машины. — М.; Л.: Госэнергоиздат, 1960.

11. Веников В.А., Литкенс И.В. Математические основы теории автоматического управления режимами электросистем. — М.: Высшая школа, 1964.

12. Михневич Г.В. Синтез структуры системы автоматического регулирования возбуждения синхронных машин. — М.: Наука, 1964

[09.12.98]

Авторы: Топорков Владимир Петрович окончил электротехнический факультет Высшего военно-морского инженерного училища в 1950 г., электротехнический факультет Военно-морской академии кораблестроения и вооружения (ВМАКВ) в 1960 г. В 1997 г. в ВМАКВ защитил докторскую диссертацию, посвященную теории режимов двухроторных сверхпроводниковых электрических машин. Профессор кафедры электро-энергетических систем кораблей Военно-морской академии им. Н.Г. Кузнецова (ранее ВМАКВ).

Федотов Евгений Вениаминович окончил электротехнический факультет Высшего военно-морского инженерного училища в 1979 г., кораблестроительный факультет ВМАКВ в 1988 г. Доцент кафедры электроэнергетических систем кораблей Военно-морской академии им. Н.Г. Кузнецова.

Минимизация максимального локального нагрева проводника в импульсном электромагнитном поле при использовании слоистой проводящей среды

КАРПОВА И.М., ТИТКОВ В.В.

На основании разработанной оптимизационной программы получены модели многослойных проводящих сред, обеспечивающих значительное снижение нагрева проводящих элементов электрофизических установок. Проанализировано влияние количества слоев на обеспечиваемый уровень снижения нагрева. Численно исследована связь оптимальной модели проводника с характером распределения в нем мощности удельного нагрева. Проведена оценка влияния совместной оптимизации формы импульса магнитного поля и модели проводящей среды на снижение максимума нагрева.

Ключевые слова: импульсное электромагнитное поле, многослойный проводник, джоулев нагрев

Предельные параметры электрофизических установок, работающих в сильном импульсном магнитном поле, ограничены вследствие интенсивного его воздействия, в частности тепловыделения. Идея использования для улучшения эксплуатационных характеристик и повышения предельных возможностей магнитных систем слоистых проводников с изменяющейся по координате проводимостью возникла в связи с особенностью диффузии импульсного поля в неоднородные проводники. При использовании проводников с убывающей в глубину зависимостью удельного сопротивления ток меньше время сосредоточен в приповерхностном слое с относительно большим удельным сопротивлением и переходит в более глубокие слои с лучшей электропроводностью. В результате достигается более равномерное распределение нагрева и, следовательно, снижение его максимальной величины.

Впервые такая задача была поставлена применительно к двухслойному проводнику польскими учеными в статье [1]. На примере двухкомпонентной среды, образованной бронзовым проводником с покрытием из нержавеющей стали, при воздействии униполярного синусоидального импульса авторами была численно решена задача снижения температуры внутренней поверхности импульсного соленоида. Достигнутое при этом 25%-е снижение нагрева по сравнению с однородным проводником получило впоследствии экспериментальное подтверждение в работе [2].

Дальнейшие исследования в этом направлении были проведены в статьях [3, 4, 5]. Были выявлены предельные по снижению максимальных температур нагрева возможности биметаллических проводников, составляющие 30% максимального нагрева однородной среды [5], что является недоста-

On the basis of the optimization program developed models of multi-layer conducting mediums, which ensure a significant decrease in heating of conducting elements are obtained. The influence of the quantity of layers on the ensured level of decreasing heating is analyzed. The connection of the conductor optimum model with the character of distribution of specific heating capacity in it is numerically investigated. An estimation of the efficiency of common optimization of the magnetic field pulse form and the conducting medium models from the point view of a heating maximum decrease is carried out.

Key words: pulse electromagnetic field, multi-layer conductor, joule heating

точным для целого ряда современных устройств, работающих в сильных и сверхсильных магнитных полях. В связи с этим особый интерес представляют результаты исследований снижения нагрева в гипотетических средах с непрерывным экспоненциально спадающим удельным сопротивлением. Асимптотически достижимый минимум максимального тепловыделения в них оценивается величиной $Q_{\max} = 0,3B_0^2/\mu_0$ [4], что в 3 раза меньше нагрева однородного проводника.

Таким образом, существует необходимость поиска оптимальной модели проводящей среды, обеспечивающей максимально возможное снижение нагрева по отношению к однородному проводнику. Существенным ограничением вида этих зависимостей является конечное значение удельного сопротивления в глубине проводника, что наиболее соответствует реальным проводящим средам.

Между тем, следует отметить, что моделирование соответствующих зависимостей $\rho(x)$ не единственный путь обеспечения снижения максимального нагрева. В работах [6, 7] приведены результаты использования другого подхода к решению данной проблемы — оптимизации формы импульса магнитного поля, обеспечивающей минимум энерговыделения при фиксированном интеграле действия:

$$(1/2\mu_0) \int_0^{\infty} B_e^2(t) dt = P. \quad (1)$$

Была поставлена задача об определении закона изменения индукции на промежутке $0 < t < T_1$ (при $t < 0$ и $t > T_1$ $B_e(t) = 0$) при заданном ограничении, для которой было найдено одно из возможных решений, обеспечивающее нагрев поверхности про-

водника, близкий к результату воздействия униполярного импульса в форме первого полупериода синусоиды. Различие составило не более 3,5%. Таким образом, можно отметить, что оптимизация зависимости удельного сопротивления более эффективна, нежели оптимизация формы импульса магнитного поля. Кроме того, обеспечить ее реализацию легче, чем необходимую форму импульса, тем более, что в большинстве электрофизических установок используются импульсы в форме первого полупериода синусоиды или затухающей синусоиды, а также в близких к ним формах.

В результате, главной задачей данной работы становится синтез слоистой структуры, позволяющей достичь максимального снижения нагрева в проводящей среде по сравнению с однородным проводником. Кроме того, в рамках данной задачи целесообразно рассмотреть одновременное моделирование оптимальных по критерию минимума нагрева импульса воздействующего магнитного поля $B_e(t)$ и зависимости удельного сопротивления.

Условия резкого поверхностного эффекта, когда глубина проникновения электромагнитного поля много меньше толщины и радиуса кривизны границы проводника, позволяют значительно упростить анализ процесса проникновения электромагнитного поля в проводник, считая последний плоским и неограниченным (в статье [5] это подтверждение численными расчетами). При этом уравнение для компоненты вектора индукции магнитного поля, параллельной границе плоского полубесконечного проводника, B имеет вид

$$\frac{\partial B}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\rho(x)}{\mu_0} \frac{\partial B}{\partial x} \right). \quad (2)$$

В общем случае удельное сопротивление зависит от температуры, однако этим можно пренебречь, если максимальная индукция на поверхности проводника не превышает 40 Тл [8].

Уравнение удельного теплоснабжения в случае адиабатического приближения принимает вид

$$\frac{dQ}{dt} = \rho(x) j^2(x, t), \quad (3)$$

где плотность тока

$$j(x, t) = -\frac{1}{\mu_0} \frac{\partial B(x, t)}{\partial x}. \quad (4)$$

Граничные условия определяются импульсом генерируемого поля на внутренней поверхности проводника:

$$B(0, t) = B_{\text{ext}}(t), \quad (5a)$$

где $B_{\text{ext}}(t)$ — заданная функция времени, и, в соответствии с предположением о резко выраженном скин-эффекте, в глубине проводника

$$B(\infty, t) = 0. \quad (5b)$$

Начальные условия имеют вид:

$$t = 0, \quad B = 0, \quad Q = 0. \quad (6)$$

Описанная модель одномерной диффузии магнитного поля в проводящее полупространство с плоской геометрией (2)–(6) позволяет осуществить выбор параметров неоднородных сред, обеспечивающих минимальные тепловые нагрузки системы, возникающие в результате воздействия различных импульсов поля. При этом, в целях обобщения получаемых результатов данные уравнения были приведены к безразмерному виду. В качестве базисных единиц были использованы значения амплитуды магнитной индукции $B_b = B_0$, удельного сопротивления основного слоя $\rho_b = \rho_\infty$, длительности полупериода внешнего поля $t_b = T/2$, глубины проникновения магнитного поля в материал основы $x_b = \sqrt{\frac{\rho_\infty t_b}{\mu_0}}$, удельного тепловыделения $Q_b = B_b^2 / \mu_0$.

Было проведено подробное тестирование описанной модели на задачах, имеющих аналитическое решение. В частности, достигнуто хорошее совпадение численных и аналитических результатов для задач о диффузии поля в проводник, удельное сопротивление которого меняется по закону

$$\rho(x) = \rho_0 \exp(-x/\Delta),$$

а импульс генерируемого на поверхности проводника магнитного поля имеет вид [4]

$$B_{\text{ext}}(0, t) = B_0 \exp\left(-\frac{\mu_0 \Delta^2}{\rho_0 t}\right).$$

Обращаясь непосредственно к поиску оптимальной модели проводящей среды, обеспечивающей максимально возможное снижение нагрева по отношению к однородному проводнику, следует отметить, что практический интерес представляют не непрерывные зависимости, а их слоистые аналоги. Конструкция проводника в этом случае представляет собой достаточно толстый, по крайней мере в 10 раз превышающий глубину скин-слоя, слой однородного материала-основы, на который наносится покрытие из большого числа слоев одинаковой толщины с различным значением удельного сопротивления. Процесс оптимизации в данном случае будет означать определение такого сочетания параметров оптимизации, в данном случае удельных сопротивлений слоев $(\rho_1, \rho_2, \dots, \rho_N)$, которому будет соответствовать минимально возможное значение целевой функции — максимального нагрева проводящей среды $Q^*(\rho_1, \rho_2, \dots, \rho_N)$. Учитывая особенности рассматриваемой задачи — форму представления целевой функции, ограничения на выбор оптимизационных параметров, можно предложить алгоритм решения, основанный на методах конфигураций Хука-Дживса и Розенброка [9] с введением условного оператора, препятствующего выходу параметров оптимизации за пределы

области допустимых значений.

Применение этого алгоритма позволяет решить и некоторые вопросы теоретического характера. В частности, в работе [10] выдвинуто предположение о том, что наименьшее энерговыделение при диффузии поля в проводник будет происходить при условии, что мощность, выделяемая в поверхностном слое толщиной x_0 , не зависит от координаты. В этом предположении аналитически были найдены зависимость удельного сопротивления в этом слое и закон изменения индукции на границе, представляющий собой экспоненциальную функцию. Между тем, своеобразие экспоненциального импульса

$$B(t) = \begin{cases} 0, & t < 0; \\ B_0 \exp t/t_0, & t \geq 0, \end{cases}$$

заключающееся в скачкообразном изменении величины поля в начальный момент времени, не позволяет рассматривать это утверждение как необходимое условие. Для более детального анализа обоснованности этого предположения можно исследовать процедуру оптимизации применительно к импульсам поля, форма которых описывается зависимостью вида

$$B(t) = B_0 (t/t_0)^\alpha, \quad \alpha > 0.$$

Варьирование параметра α позволяет изменять форму импульса поля в достаточно широких пределах. Ограничим время нарастания поля масштабным значением $t=t_0$. На рис. 1 изображены распределения мощности в покрытии с безразмерной толщиной $D^*=1$, соответствующие оптимальным зависимостям удельных сопротивлений, для различных значений параметра α . Сопоставление приведенных кривых наглядно демонстрирует тенденцию к выравниванию распределений мощности по координате при увеличении параметра α . Однако это сопровождается возрастанием абсолютного значения мощности к рассматриваемому моменту времени. Нижеприведенные данные характеризуют влияние параметра α степенной функции внешнего поля на значения максимального нагрева и максимальной мощности в многослойном провод-

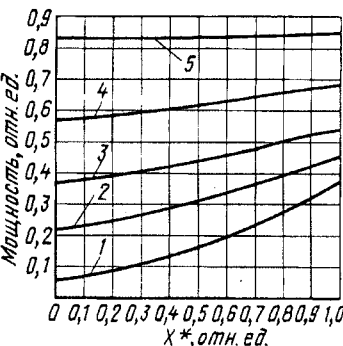


Рис. 1. Распределение мощности в покрытии с оптимизированным по минимуму максимального нагрева распределением удельного сопротивления при воздействии магнитного поля степенного вида $B^*=(t^*)^\alpha$ при различных значениях показателя степени α : 1 — 0,1; 2 — 0,5; 3 — 1; 4 — 3; 5 — 5

нике с оптимальным распределением удельного сопротивления:

α	0,1	0,5	1,0	3,0	5,0
Нагрев, отн. ед.	0,507	0,289	0,213	0,131	0,108
Мощность, отн. ед.	0,377	0,460	0,540	0,774	0,932

Если сравнить значения нагрева, достигаемые к рассматриваемому моменту времени при оптимизированном распределении удельного сопротивления, для различных значений α , то можно сделать вывод о том, что импульсам, для которых характерна большая скорость нарастания индукции в конце анализируемого интервала времени t_0 ($\alpha \geq 5$), соответствует наибольшее снижение нагрева. При этом оно, в свою очередь, обеспечивается такой зависимостью удельного сопротивления, которой соответствует наиболее равномерное распределение мощности по координате в рассматриваемый момент времени.

Таким образом, можно сделать вывод о том, что существует связь между оптимальной зависимостью удельного сопротивления и характером распределения мощности в покрытии. Однако поставить в соответствие оптимальной зависимости удельного сопротивления равномерное распределение по координате мощности можно лишь для некоторых особых форм импульса воздействующего магнитного поля (в частности, экспоненциальной и степенной зависимостей с показателем степени не менее пяти), не характерных для подавляющего числа электрофизических установок. Особенностью таких зависимостей является достаточно быстрое нарастание к рассматриваемому моменту времени первой производной от функции по времени.

Конкретизируя выражение для граничной индукции, остановимся на униполярном импульсе поля, наиболее близко соответствующего форме и результату воздействия оптимизированного по критерию минимума нагрева импульса, когда индукция на поверхности проводника задается в виде

$$B_{ext}(t) = \begin{cases} B_0 \sin(2\pi t/T), & t < T/2; \\ 0, & t \geq T/2. \end{cases}$$

Рис. 2. характеризует влияние числа слоев на степень снижения нагрева системы для данного воздействия. Представленные зависимости облада-

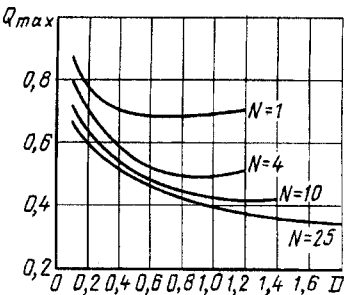


Рис. 2. Зависимость величины максимального нагрева от толщины покрытия для разного числа слоев N

ют несимметричной колоколообразной формой с минимальным значением, соответствующим некоторой толщине покрытия D^* . Однако оптимум в этих зависимостях выражен слабо и для числа слоев $N=25$ охватывает диапазон значений $(1,4 \div 1,8)\Delta_\infty$. Кривая для двухслойного проводника ($N=1$), полученная при решении оптимизационной задачи, полностью соответствует результатам работы [5]. Оптимальная толщина покрытия в этом случае составляет $D^*=0,68$, относительное удельное сопротивление покрытия $P_2=5$, а удельный нагрев снижается до $Q^*=0,67$ (вместо 1,09 для однородного проводника).

Использование большого числа слоев покрытия ($N \sim 25$) с оптимизированным распределением удельного сопротивления позволяет достичь уровня снижения нагрева, характерного для сред с непрерывной зависимостью удельного сопротивления, $Q^*_{\max}=0,35$. Такая величина характерна для экспоненциальной зависимости удельного сопротивления среды при $\rho_\infty/\rho_0=0,01$.

При увеличении числа слоев происходит увеличение как оптимальной толщины покрытия, соответствующей наибольшей величине снижения нагрева, так и изменение формы оптимизированного распределения удельного сопротивления. При увеличении числа слоев спадающие зависимости приобретают более резкий характер, что связано с увеличением в оптимальном режиме (т.е. для зависимости, соответствующей D^*) удельного сопротивления приповерхностного слоя покрытия. На основании этого можно предположить, что размер толщины покрытия определяет значение удельного сопротивления граничного слоя покрытия. Такая связь хорошо прослеживается на рис. 3, на котором

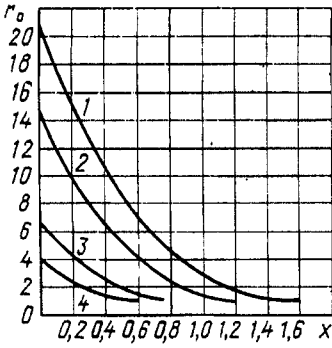


Рис. 3. Распределение удельного сопротивления (число слоев $N=25$) для различных значений толщины покрытия D_Σ : 1 — 1,5; 2 — 1,2; 3 — 0,75; 4 — 0,5

представлены оптимизированные зависимости удельных сопротивлений 25-слойного проводника, аппроксимированные непрерывными кривыми, соответствующие различным значениям толщины покрытия. При увеличении толщины покрытия происходит возрастание значения удельного сопротивления граничного слоя.

Принимая во внимание приведенные ранее результаты о соответствии оптимального распреде-

ления удельного сопротивления при действии экспоненциального импульса поля режиму постоянной по координате мощности, несомненный интерес представляет анализ характера распределения мощности в оптимизированном многослойном проводнике и при действии униполярного импульса. На рис. 4 нанесены кривые, описывающие рас-

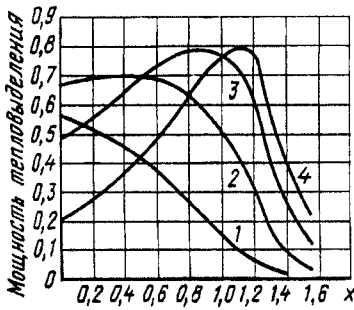


Рис. 4. Характер изменения мощности тепловыделения в многослойном проводнике ($N=25$, $D_\Sigma=1,2$) в различные моменты времени: $0 < t_1 < t_2 < t_3 < t_4 = T/2$

пределение мощности тепловыделения в оптимизированном 25-слойном проводнике в различные моменты времени на протяжении действия импульса. Поскольку тенденции к стремлению мощности к постоянному значению не наблюдается, остается предположить, что возможность обеспечения такого условия не распространяется на данный импульс.

Подобным образом была решена задача оптимизации распределения удельного сопротивления при воздействии затухающего колебательного импульса:

$$B_{\text{ext}}(t) = B_0 \sin(2\pi t/T) \exp(-2\delta t/T).$$

Для этого воздействия были проанализированы два варианта многослойных проводников — с четырьмя и двадцатью слоями покрытия материала основы. Влияние коэффициента затухания на оптимальную толщину покрытия незначительно, что позволяет использовать при конструировании многослойных систем результаты, полученные при воздействии униполярного импульса. При этом снижение максимального нагрева составляет примерно 54% нагрева однородного проводника для четырехслойного покрытия и 68% для двадцатислойного. Это наиболее существенно при малых коэффициентах затухания, когда имеют место особенно значительные нагревы.

Влияние коэффициента затухания на параметры слоев полиметаллической среды можно проследить на примере проводника с четырехслойным покрытием. Результаты такого исследования приведены в таблице для оптимальной толщины покрытия ($D^*=0,7$). Для сравнения здесь же представлены результаты оптимизации параметров среды при действии униполярного импульса. Нетрудно заметить, что при коэффициентах затухания $\delta \geq 2$ когда импульс фактически становится

униполярным, параметры многослойной системы наиболее близко соответствуют результатам оптимизации при воздействии униполярного импульса.

Влияние коэффициента затухания импульса на параметры четырехслойного покрытия

Значение коэффициента затухания δ	Параметры слоев				
	ρ_1	ρ_2	ρ_3	ρ_4	ρ_∞
0,1	4,99	3,49	2,36	1,54	1,0
0,5	5,10	3,54	2,38	1,54	
0,7	5,16	3,57	2,39	1,55	
1,0	5,28	3,62	2,41	1,55	
1,5	5,54	3,75	2,46	1,56	
2,0	5,85	3,87	2,48	1,56	
Униполярный импульс	5,86	3,87	2,48	1,56	

Все приведенные до сих пор результаты так или иначе отражают стремление к некоторому идеальному проводнику конечной толщины с непрерывной зависимостью удельного сопротивления, обеспечивающей максимальное снижение нагрева при действии импульса магнитного поля заданной формы. Однако практическая реализация такого проводника достигается посредством дискретного набора некоторого количества проводящих слоев с разным удельным сопротивлением. В связи с этим возникает вопрос: каким количеством слоев можно ограничиться при моделировании оптимальной непрерывной зависимости, чтобы достигаемое при использовании слоистого проводника снижение нагрева не слишком отличалось от идеального?

В результате, основываясь на непосредственной связи оптимальной толщины покрытия с величиной удельного сопротивления приповерхностного слоя, можно незначительно изменить постановку оптимизационной задачи таким образом, чтобы зафиксировать значение удельного сопротивления приграничного слоя. Это позволит для каждого заданного его значения получить серию результатов, описывающих зависимость степени снижения нагрева от числа слоев. Увеличение количества слоев покрытия до 25 обеспечивает условие достижимой близости зависимости $\rho(x)$ к непрерывной функции от координаты. Ограничимся изучением этого вопроса для униполярной формы импульса магнитного поля, поскольку приведенные ранее результаты для импульса в форме затухающей синусоиды не содержат каких-либо принципиальных отличий от данного воздействия.

На рис. 5 изображены зависимости значения максимального нагрева от числа слоев, аппроксимированные непрерывными кривыми, для различных значений удельного сопротивления граничного слоя. Наиболее резкий спад приведенных кривых приходится на область малого (до четырех) числа слоев. Именно в этом диапазоне значений происходит наибольшее уменьшение максималь-

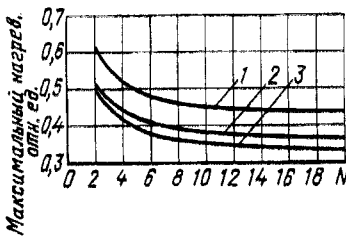


Рис. 5. Зависимости максимального нагрева оптимизированного слоистого проводника от числа слоев N при фиксированном значении удельного сопротивления граничного слоя ρ_0/ρ_∞ : 1 — 5; 2 — 10; 3 — 16

ного нагрева, составляющее 52—62% от нагрева однородной среды в зависимости от величины удельного сопротивления граничного слоя. С увеличением числа слоев нарастание значения снижения нагрева постепенно замедляется и становится незначительным в диапазоне от 10 до 20 слоев, когда достигается предельный уровень снижения нагрева, зависящий от значения граничного удельного сопротивления. Таким образом, наиболее перспективными являются покрытия с четырьмя—восемью слоями.

На рис. 6 изображены предельное непрерывное распределение удельного сопротивления покрытия

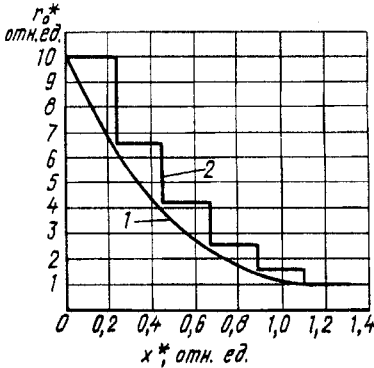


Рис. 6. Оптимизированная идеальная непрерывная зависимость удельного сопротивления покрытия (1) и ее 5-слойная аппроксимация (2) при фиксированном сопротивлении граничного слоя $\rho_0/\rho_\infty = 10$

и его пятислойная модель, соответствующие удельному сопротивлению граничного слоя $\rho_0/\rho_\infty = 10$. Аппроксимация непрерывного распределения большим числом слоев излишне усложняет конструкцию проводящей среды, а использование меньшего числа слоев не обеспечивает необходимой близости значения нагрева к предельной.

Ранее уже упоминалось, что приведенный выше алгоритм может быть использован и для решения более сложной задачи — совместной оптимизации по критерию минимума нагрева формы импульса и зависимости удельного сопротивления. Проанализируем целесообразность такого подхода к задаче снижения нагрева проводников.

В качестве промежуточного результата рассмотрим задачу поиска формы импульса поля, обеспечивающей минимальное значение нагрева в одно-

родной среде при заданном интеграле действия (1). Ограничим область поиска импульсами конечной длины, определенными в интервале $0 \leq t \leq T/2$. При $t < 0$ и $t > T/2$ значение $B_c = 0$. Аналогичная задача была решена в работе [7]. Нагрев поверхности проводника при равном P интеграле действия составлял $\Delta Q(0, \infty) = 1,17P/(T/2)$. Процедура численной оптимизации привела к близкому результату. Оптимизированный импульс изображен на рис. 7.

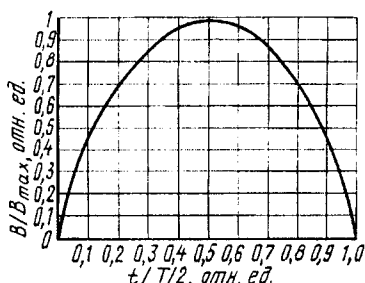


Рис. 7. Оптимизированный по критерию минимума нагрева импульс внешнего магнитного поля

Значение полного нагрева при данном воздействии равно $\Delta Q(0, \infty) = 1,15P/(T/2)$. Различие приведенных результатов менее 2%, что находится в пределах погрешности вычислений и говорит о хорошем соответствии данных величин.

Применение процедуры совместной оптимизации кривых $B_c(t)$ и $\rho(x)$ показывает весьма незначительный дополнительный эффект снижения нагрева по сравнению с вышеописанной методикой создания оптимального распределения по координате удельного сопротивления, найденного при условиях воздействия униполярного импульса, имеющего вид первого полупериода синусоиды. В частности, для оптимизированного 25-слойного покрытия толщиной $D^* = 1,5$ при действии униполярного импульса поля удастся вывести максимальный нагрев на уровень $Q^* = 0,345$. Совместная оптимизация позволяет снизить значение максимального удельного нагрева до $Q^* = 0,318$. Для 10-слойного покрытия толщиной $D^* = 1,2$ аналогичные значения составляют 0,415 и 0,384, для однослойного — 0,68 и 0,63, т.е. во всех приведенных примерах дополнительное снижение нагрева не превышает 8% относительно соответствующих значений, полученных в результате оптимизации зависимости удельного сопротивления многослойного проводника, при воздействии униполярного импульса.

Подводя итоги исследования, можно сделать следующие выводы:

1. Использование слоистых проводников с большим (до 20) числом слоев позволяет достичь трехкратного по сравнению с однородным проводником уровня снижения нагрева, характерного для модельных проводящих сред с непрерывной зависимостью удельного сопротивления.

2. При этом, начиная с восьми слоев, эффек-

тивность дополнительного снижения нагрева за счет добавления слоев резко уменьшается, что позволяет считать такие системы хорошей аппроксимацией идеальных непрерывных зависимостей удельных сопротивлений, обеспечивающих минимальный нагрев.

3. Более практичные с точки зрения изготовления четырехслойные проводящие покрытия снижают максимальный нагрев более чем в 2 раза как в случае униполярного импульса, так и при колебательном затухающем импульсе поля.

4. Оптимизация формы импульса внешнего поля при заданном интеграле действия приводит к очень незначительным эффектам как в случае $\rho(x) = \text{const}$, так и при совместной оптимизации. В последнем случае результаты снижения нагрева мало отличаются от результатов оптимизации слоистых проводников при воздействии униполярного импульса.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Farynski A., Karpinski L., Nowak A. Layer conductor of cylindrical symmetry in non-stationary magnetic field. Part I. — J. of Techn. Phys., 1979, vol. 20, № 2.
2. Фарынский А., Карпинский Л., Новак А. Применение сильных магнитных полей для ограничения разлета плазмы. Третья международная конференция по генерации мегатесла-усовых полей и родственными экспериментам. — Тезисы докладов, Новосибирск, 1983.
3. Адамьян Ю.Э., Титков В.В., Шнейерсон Г.А. О снижении нагрева проводников в импульсном магнитном поле. — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1984, № 5.
4. Карпова И.М., Титков В.В., Шнейерсон Г.А. Вихревые токи в неоднородных средах и проблема снижения нагрева проводников в сильном импульсном магнитном поле. — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1988, № 3.
5. Карпова И.М., Титков В.В. Особенности нагрева биметаллических проводников импульсным током. — Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1988, № 5, 1988.
6. Rosenbluth M.N., Furth H.P., Case K.M. Minimization of conductor surface heating by a pulsed magnetic field. — J. Appl. Phys. 1974, vol. 45, № 3.
7. Karpova I.M., Semakhin A.N., Titkov V.V. and Shneerson G.A. Analysis of methods of lowering heating of and thermal stresses in the coils in high pulsed magnetic fields. — Megagauss fields and pulsed power systems Edited by V.M. Titov, G.A. Shvetsov «MG-5». New York: Nova science publishers. — 1990.
8. Кнопфель Г. Сверхсильные импульсные магнитные поля. — М.: Мир, 1972.
9. Шуп Т. Решение инженерных задач на ЭВМ. — М.: Мир, 1982.
10. Шнейерсон Г.А. Поля и переходные процессы в аппаратуре сверхсильных токов. — М.: Энергоатомиздат, 1992.

[11.08.98]

Авторы: Карпова Ирина Михайловна окончила в 1986 г. электромеханический факультет Ленинградского политехнического института (ЛПИ, в настоящее время Санкт-Петербургский государственный технический университет — СПбГУ). Научный сотрудник этого вуза.

Титков Василий Васильевич в 1977 г. окончил электромеханический факультет ЛПИ. В 1996 г. в СПбГУ защитил докторскую диссертацию по проблемам, связанным с воздействием сильного электромагнитного поля. Профессор СПбГУ.

Международная научно-техническая конференция «ИЗОЛЯЦИЯ-99» (International Conference on Electrical Insulation — ICEI-99), посвященная 100-летию Санкт-Петербургского государственного технического университета

(15—18 июня 1999 г., Санкт-Петербург)

Конференция была проведена Санкт-Петербургским государственным техническим университетом (СПбГТУ) при поддержке Министерства общего и профессионального образования РФ, Академии электротехнических наук РФ и участии представителей Российской Академии наук. Руководил конференцией председатель Регионального оргкомитета проф., д.т.н., чл.-корр. АЭН РФ Ю.А. Полонский (заведующий кафедрой электрической изоляции, кабелей и конденсаторов электромеханического факультета СПбГТУ) при активном участии ОНТИ НПК СПбГТУ (руководитель С.Е. Воронько). Председателем Международного комитета был президент СПбГТУ, проф. д.т.н., чл.-корр., РАН Ю.С. Васильев, его заместителем — декан ЭлМФ, проф. Ю.Н. Бочаров.

В нашей стране традиционно конференции и совещания по электрической изоляции проводились один раз в 4—5 лет. В 1995 г. по ряду причин подобную конференцию не удалось организовать, поэтому прошедшую в Санкт-Петербурге конференцию «Изоляция-99» можно рассматривать как возрождение и развитие славной традиции.

Общее число ученых, приславших доклады на конференцию, составило 237, число зарегистрированных участников конференции — 87 (не считая присутствовавших на конференции, но не зарегистрированных преподавателей, студентов, работников промышленности). Среди авторов и соавторов докладов были ученые России, Украины, Азербайджана, Франции, Австрии, Греции, Югославии, Бангладеш.

На пленарном заседании 15 июня 1999 г. были заслушаны доклады Е.А. Самсонова, Г.С. Кучинского, С.Н. Койкова, включая информацию о работах К. Майю (Франция), Е. Немета (Венгрия), Р. Порцеля (Германия), которые не

смогли прибыть на конференцию, а также Н.В. Федулова. Работа конференции проходила в шести секциях: «Диагностика электрической изоляции», «Изоляция силовых конденсаторов», «Изоляция силовых и радиочастотных кабелей», «Изоляция электрических машин», «Изоляция силовых трансформаторов», «Наружная и газовая изоляция».

Были рассмотрены вопросы диагностики электрофизических свойств тугоплавких оксидов при температурах до 2000 К, включая измерения диэлектрических характеристик на СВЧ; обсуждены проблемы диагностики низковольтной полимерной изоляции. Рассмотрены процессы старения полиэтилена в изоляции высоковольтных кабелей. Доложено о термостимулированной деполяризации и поляризационных явлениях в смесях полиуретана со стирол-акрилонитрилом. Заслушаны сообщения о работах в области оптических методов диагностики изоляционных материалов и диэлектрической спектроскопии тонкопленочной оксидной изоляции с использованием модели распределенных диэлектрических слоев. Представлены новые методы исследования пробоя изоляционного трансформаторного масла с целью контроля его качества в процессе эксплуатации высоковольтных трансформаторов (мониторинга). Приведены результаты практического применения пьезоэлектрических полимеров для разработки датчиков.

Было сделано сообщение о разработке термостабильных конденсаторов, а также силовых конденсаторов с использованием металлизированной пленки, рассмотрены проблемы надежности силовых конденсаторов и представлены результаты ускоренных ресурсных испытаний. Испытания позволили установить типы конденсаторов, не удовлетворяющих техническим требо-

ваниям, а также типы, для которых возможно повышение допустимых рабочих напряжений. Ряд докладов был посвящен разработке физико-математических моделей влияния различных факторов на ресурс конденсаторов, моделированию процессов старения, оптимизации основных параметров. Интерес вызвал доклад, посвященный разработке мощных компактных формирующих линий высокого напряжения микро- и наносекундного диапазона с использованием секций импульсных конденсаторов, изготавливаемых по стандартной технологии и обеспечивающих скорость нарастания напряжения на нагрузке до 10^{13} В/с и тока в нагрузке до 10^{13} А/с.

Были затронуты вопросы самых современных технологий, конструкций, диагностики кабельных изделий: электрических и механических свойств изоляции самонесущих проводов; диагностики судовых кабелей с резиновой изоляцией; старения полиэтиленовой изоляции высоковольтных кабелей; увлажнения полимерной изоляции и водного триинга; оптимизации выбора полимерных материалов для термоусаживаемых муфт силовых кабелей; совершенствования технологии экструзии полиэтиленовой изоляции; применения современных кабелей для нагрева до 800–1000 °С; неразрушающего экспресс-метода определения ресурса кабелей в условиях эксплуатации и др.

Обсуждены проблемы создания новых электроизоляционных материалов, диагностики электрической изоляции высоковольтных электрических машин, технологии и контроля качества пропитки изоляции. Отмечена необходимость расширения работ по исследованию диагностики изоляции электрических машин.

Были рассмотрены вопросы диагностики изоляции силовых и измерительных трансформаторов, обсуждены и уточнены основные характеристики, подлежащие измерению в процессе диагностического контроля и испытаний: характеристики частичных разрядов; влагосодержание в твердой изоляции; концентрация газов, растворенных в масле; диэлектрические потери изоляции под рабочим напряжением; общее газосодержание масла; влажность масла, определяемая ускоренным методом. Были также обсуждены предлагаемые для этих измерений диагностирующие устройства, рассмотрены диагностические признаки дефектов и логико-математические модели состояния оборудования, а также вопросы контроля качества и повышения характеристик трансформаторного масла, в том числе повышения газостойкости и стабильности масла с помощью стабилизирующих присадок, влияния содержания и состояния растворенной

воды на электрическую прочность масла.

Тезисы докладов, представленных на конференцию, опубликованы в виде сборника.¹

Участники конференции отметили возросший интерес к диагностике изоляции основного электроэнергетического и электротехнического оборудования, в том числе к неразрушающей диагностике изоляции кабельных изделий, разработке методов компьютерного моделирования и анализа электрофизических процессов в электрической изоляции. Признано целесообразным дальнейшее развитие исследований в этих областях, а также в области дефектоскопии и непрерывного контроля состояния оборудования. Особая значимость этих исследований объясняется тем, что за последние годы существенно сократился выпуск основного электротехнического оборудования, а эксплуатируемое оборудование выработало свой ресурс и нуждается в замене. Было отмечено недопустимо резкое снижение и сокращение научно-исследовательских работ в области основных электрофизических процессов в изоляции при длительном воздействии рабочего напряжения и кратковременных перенапряжений; разработки передовых, наукоемких новых технологий и современных электроизоляционных материалов, разработки и внедрения на заводах передовых методов конструирования. Все это напрямую связано с ситуацией в экономике страны, падением уровня производства, снижением бюджетного финансирования.

Была высказана тревога по поводу малоактивной деятельности отечественных специалистов в значимых международных организациях: МЭК, СИГРЕ и др., что усугубляет информационную блокаду и увеличивает отрыв от достижений передовых фирм.

В решении конференции предлагается считать наиболее перспективным ряд направлений исследований, в том числе: продолжение поисков корреляции между электрофизическими характеристиками изоляции и степенью ее износа с целью разработки неразрушающих методов диагностики, оценки ресурса изоляции в ходе эксплуатации; дальнейшее развитие компьютерного моделирования нестационарных процессов электропереноса, абсорбционных характеристик, термостимулированных токов поляризации и деполяризации с целью выяснения возможностей такого моделирования при разработке неразрушающих методов диагностики электрической изоляции; продолжение исследований физической природы электрического старения полиэти-

¹ Труды Международной научно-технической конференции «Изоляции-99» (ИСЕИ-99) 15–18 июня 1998. — Санкт-Петербург: СПбТУ, 1999. — 167 с.

леновой изоляции кабелей, в том числе с учетом увлажнения; расширение исследований основных электрофизических процессов старения при длительном приложении рабочего напряжения, а также в области обоснованного выбора допустимых рабочих напряженностей для всех типов изоляции электроэнергетического и электротехнического оборудования; продолжение исследований в области диагностики изоляции с целью установления основных признаков дефектности изоляции, подлежащих измерению характеристик для оценки качества и долговечности изоляции и разработки необходимых измерительных устройств; активизация работы в областях разработки и внедрения на заводах передовых методов конструирования, разработки новых технологий; расширение участия ученых России в разработке новых стандартов, включая международные, а также в работе значимых международных организаций (МЭК, СИГРЕ и др.); разработка основ измерения характеристик частичных разрядов электрическим методом при использовании аппаратуры с полосой пропускания десятков и сотен мегагерц; дальнейшее развитие теории абсорбционных процессов в сложных электроизоляционных конструкциях с целью обоснования выбора диагностических параметров, чувствительных к различным дефектам в разных системах изоляции; развитие методов диагностики электрофизических свойств тугоплавких оксидов, включая измерения в широком интервале температур и частот, в том числе в области СВЧ; разработка методов оптической диагностики

изоляционных материалов, датчиков на основе полимерных пьезоэлектриков и диэлектрической спектроскопии тонкопленочной оксидной изоляции; развитие экспериментальных исследований поляризационных эффектов и термостимулированной деполяризации в новых диэлектрических материалах.

Было одобрено возрождение традиции проведения конференций по электрической изоляции один раз в 4–5 лет и признано, что Международная научно-техническая конференция «Изоляция-99» прошла на высоком научном и организационном уровне. Было рекомендовано практиковать приглашение ведущих ученых и представителей промышленности с докладами по определенной тематике, а также представителей ведущих отечественных и зарубежных фирм с рекламными докладами и для организации выставок своей продукции (с соответствующими взносами за рекламу). Необходим поиск спонсоров для финансирования проведения конференций по электрической изоляции, нужно также шире привлекать для участия в конференции аспирантов, студентов-дипломантов, молодых специалистов.

Поддержана инициатива кафедры электрической изоляции кабелей и конденсаторов СПбГУ начать интенсивную подготовку к Международной научно-технической конференции по физике диэлектриков, планируемой к проведению в Санкт-Петербурге в 2001 г.

Полонский Ю.А., Койков С.Н.

10 октября с.г. после тяжелой болезни скончалась доктор технических наук, профессор Московского энергетического института

Ирина Владимировна Литкеис

80-летний юбилей Ирины Владимировны был отмечен статьей в июльском номере «Электричества»

Редакция и редколлегия выражают глубокое соболезнование родным и близким

И.В. Литкенс

Хасил Фазылович Фазылов

(К 90-летию со дня рождения)

Исполнилось 90 лет со дня рождения крупного ученого-энергетика, академика АН Республики Узбекистан, лауреата Государственной премии СССР, заслуженного деятеля науки и техники Узбекистана, доктора технических наук, профессора Хасила Фазыловича Фазылова.

В 1935 г. Х.Ф. Фазылов после окончания Ташкентского индустриального института два года работал на кафедре ТОЭ, а затем поступил в аспирантуру Ленинградского политехнического института, которую успешно закончил в 1940 г.

В тяжелых условиях военного времени он проводил важные теоретические и экспериментальные исследования по улучшению режима работы энергосистемы Узбекистана. В частности, найденная им статическая характеристика нагрузки важнейшего предприятия оборонного значения позволила передать сюда основную мощность строящейся ГЭС.

В послевоенные годы Х.Ф. Фазылов занимался исследованиями установившихся и переходных режимов электроэнергетических систем. В 1946 г. в журнале «Электричество» им была опубликована программная статья «Обобщенный метод потокораспределения мощностей в сложных цепях», вызвавшая дискуссию в центральной печати с участием ведущих энергетиков страны.

В 1953 г. Х.Ф. Фазылов защитил в ЛПИ докторскую диссертацию на тему: «Теория и методы расчета электрических систем», которая в том же году вышла отдельной монографией; сейчас эту работу можно назвать классической.

Х.Ф. Фазылова по праву относят к числу тех немногих ученых, которые стояли у истоков исследований режимов сложных энергосистем на основе узлового метода, изложенного в монографии «Методы режимных расчетов электрических систем»



(1964 г.). Узловая методология получила дальнейшее развитие в работах его учеников и специалистов возглавляемой им научной школой в области оптимизации режимов.

В 1956 г. Х.Ф. Фазылов избран действительным членом АН УзССР и до 1962 г. был главным ученым секретарем Академии, а затем председателем отделения технических наук. В 1957—1991 гг. он работал главным редактором журнала «Известия АН УзССР» серии технических наук. С 1958 по 1977 гг. был председателем объединенного ученого Совета технического отделения АН УзССР по присуждению ученых степеней. В руководимых им советах академии и Ташкентского государственного технического университета было защищено более 500 кандидатских и 40 докторских диссертаций. Лично Х.Ф. Фазыловым подготовлено 5 докторов и более 40 кандидатов наук.

Х.Ф. Фазылов — один из организаторов Института энергетики АН УзССР и до 1956 г. его директор. За это время была создана масштабная высоковольтная лаборатория, единственная в Центральной Азии.

Будучи членом Президиума АН УзССР, занимался взаимосвязанными проблемами развития энергетики Узбекистана в Единой энергетической системе

Средней Азии и водного хозяйства этого региона. Заметной является доля его положительной деятельности в расширении площади орошаемых земель в период 1950—1970 гг., улучшении их мелиоративного состояния и водообеспечении крупных горных предприятий республики. И сейчас, в новых условиях, его волнуют вопросы будущей энергетики республики в ОЭС Центральной Азии.

С 1940 г. по настоящее время Х.Ф. Фазылов вел научно-педагогическую работу в Ташкентском политехническом институте будучи последовательно доцентом, профессором и заведующим кафедрой электрических систем и сетей. Он разработал ряд оригинальных курсов. Недавно выпущенная им седьмая по счету монография под названием «Установившиеся режимы электроэнергетических систем и их оптимизация» характеризует один из циклов работ юбиляра по этой теме.

В последние годы под руководством Х.Ф. Фазылова в ТашГТУ проводятся интенсивные исследования по проблеме применения крупных асинхронных турбогенераторов в современных энергосистемах. Создана хорошо оснащенная электродинамическая модель.

Признанием научных заслуг Х.Ф. Фазылова стало присуждение ему Государственной премии СССР (1986 г., в соавторстве) в области науки и техники и награждение первой золотой медалью имени Аль-Хорезми республиканской АН (1993 г.). Он избран почетным членом Международной Академии электротехнических наук.

Х.Ф. Фазылов работал в ВАК СССР по энергетике, был членом совета Отделения физико-технических проблем энергетики АН СССР, членом СИГРЭ. Он награжден орденами, почетными грамотами и дипломами правительств СССР и Республики Узбекистан.

Указатель статей, опубликованных в журнале «Электричество» в 1999 г.

Автор и название статьи	№ жур-нала	Стр.
Васильев Ю.С. Юбилей одной из крупнейших электротехнических школ России (К 100-летию Санкт-Петербургского государственного технического университета)	1	2
Данилевич Я.Б. Развитие науки об электричестве и его практических приложениях (К 275-летию Российской Академии наук)	8	2
Бондаренко А.Ф., Ишкин В.Х., Морозов Ф.Я., Окин А.А., Семенов В.А. Тридцать лет ЦДУ Единой энергосистемы России	8	5
Теоретические основы электротехники		
Коровкин Н.В., Селина Е.Е. Анализ волновых процессов в системах с распределенными параметрами методом синтетических схем	1	49
Наркун З.М. Расчет электрической емкости системы проводов круглого сечения, расположенных в прямом двугранном угле	2	52
Догановский С.А. Применение обобщенных координатно-параметрических операторов в задачах исследования электрических цепей с дугой	2	55
Пульников А.А. Метод решения систем уравнений нелинейных электрических и магнитных цепей	3	47
Рудаков М.Л. Расчет поглощения электромагнитного излучения телом оператора высокочастотной сварочной установки	3	58
Резвых К.А., Романов В.А. Расчетная систематическая погрешность напряженности электростатического поля высоковольтных устройств	4	29
Киншт Н.В., Кац М.А. Диагностика точечных источников электромагнитных шумов	4	40
Шувалов М.Ю., Маврин М.А. Рост водного триинга как диффузионно-кинети́ческий процесс	4	43
Инкин А.И., Рейхердт А.А. Математическая модель для расчета электромагнитных процессов в трехфазных кабелях с проводящей оболочкой	5	28
Пятин Ю.М. Дешифраторный суперключ для инженерного проектирования линейных электрических цепей	5	54
Шушкевич Г.Ч. Электростатическое поле тонкой незамкнутой сферической оболочки и двух дисков	6	28

Автор и название статьи	№ жур-нала	Стр.
Фридман Б.Э. Формирование импульса тока при программируемом разряде емкостного накопителя энергии	6	42
Колли Я.Н., Соболева Л.П. Квазистатическое электрическое поле в диэлектрике с проводимостью	6	49
Бондина Н.Н., Михайлов В.М., Райнин В.Е. Об увеличении омического сопротивления пластины с резко изменяющейся шириной	6	52
Алпатов М.Е. Объединенная система уравнений электрической и магнитной цепей трансформатора	6	60
Струнский М.Г. Эффективный метод расчета электрической емкости	7	31
Колесников Э.В., Колесников В.Э. Применение интеграла Дюамеля для анализа проводящего слоя с магнитными потерями	7	40
Князь А.И. Электромагнитные движители волнового давления	8	56
Струнский М.Г. О расчете емкости некоторых видов пластин	9	39
Передельский Г.И. О свойстве четырехполюсников с повторяющимися ячейками, одинаковыми по схеме и включению	9	45
Киншт Н.В., Кац М.А. Интервальный анализ в задачах теории электрических цепей	10	45
Тимофеев В.Н., Христинич Р.М., Бояков С.А., Первухин М.В. Метод анализа электромагнитного поля в индукционных устройствах	10	58
Ланген А.М. Расчет мощности трансформатора выпрямительной установки	10	68
Пенин А.А. Дробно-линейные соотношения в задачах анализа резистивных цепей с переменными параметрами	11	32
Виноградов А.А. О группах соединения и параллельной работе трансформаторов и генераторов	11	45
Васецкий Ю.М. Мультипольное представление электрического и магнитного полей в системах с криволинейными проводниками	11	49
Калимов А.Г. Применение интегродифференциального уравнения магнитостатики для расчета тонкостенных ферромагнитных экранов	11	54
Карпова И.М., Титков В.В. Минимизация максимального локального нагрева проводника в импульсном		

Автор и название статьи	№ жур-нала	Стр.	Автор и название статьи	№ жур-нала	Стр.
электромагнитном поле при использовании слоистой проводящей среды	12	55	том импульсных характеристик заземлителей	3	16
Электротехнические материалы			Усихин В.Н. Определение числа и мощности силовых трансформаторов в цеховом электроснабжении промышленных предприятий	3	23
Андреев А.М., Канискин В.А., Полонский Ю.А. Исследование старения электроизоляционных материалов силовых кабелей и конденсаторов	1	39	Кошечев Л.А. Электропередачи постоянного тока. Нужны ли они России?	3	29
Серебряков А.С. Способ измерения установившегося значения сопротивления изоляции	5	40	Рагозин А.А., Таланов С.Б. Пределы передаваемой мощности дальних линий электропередачи с управляемыми шунтирующими реакторами	4	2
Костюков Н.С., Лукичев А.А. Диэлектрические свойства керамики на основе α -Al ₂ O ₃ в области релаксационной поляризации	5	44	Хачатрян В.С., Этмекчян Э.А., Бадалян Н.П. Решение гибридных уравнений установившегося режима электроэнергетической системы методом диакоптики	4	7
Шувалов М.Ю., Овсиенко В.Л. Анализ структуры экструдированной изоляции высоковольтных кабелей методом видеомикроскопии	7	51	Белотелов А.К. Пути повышения надежности функционирования устройств релейной защиты и автоматики	5	2
Белоусов Ф.А., Канискин В.А., Сажин Б.И., Созонов В.Н. Влияние переменного электрического поля на увлажнение полиэтиленовой кабельной изоляции	9	51	Якимец И.В., Наровлянский А.В., Иванов И.А. Определение места повреждения в линиях электропередачи на основе измерения потоков мощности	5	5
Электроэнергетика			Иванов В.Ф., Кошечев Л.А., Шлайфштейн В.А. Моделирование многоподстанционной передачи постоянного тока в составе сложной энергосистемы	5	10
Булычев А.В., Ванни В.К. Совершенствование защиты блока генератор—трансформатор от замыканий на землю	1	9	Цицикян Г.Н., Зайцев Г.З. Об оценке несимметрии напряжений в трехфазных системах электроснабжения	5	13
Александров Г.Н. К расчету устройства ограничения токов короткого замыкания в электрических сетях	1	17	Левин М.С., Лещинская Т.Б. Анализ несимметричных режимов сельских сетей 0,38 кВ	5	18
Павлов Г.М., Меркурьев А.Г., Шаргин Ю.М. Автоматическая частотная разгрузка в энергетических системах	1	23	Смирнов С.С., Коверникова Л.И. Высшие гармоники в сетях высокого напряжения	6	2
Жемчугов Г.А., Круглин В.А., Самойлов С.Ф. Исследования автономной системы энергопитания космических аппаратов	2	2	Алексеев Б.А., Мамиконянц Л.Г. Предпочтительные темы докладов по электроэнергетике на сессии СИГРЭ-2000	6	55
Гришин Ю.А., Колосок И.Н., Коркина Е.С., Эм Л.В., Орнов В.Г., Шелухин Н.Н. Программно-вычислительный комплекс оценивания состояния энергосистемы в реальном времени («ОЦЕНКА»)	2	8	Алиевский Б.Л., Мизюрин С.Р. Обобщение математического описания процессов заряда накопителей энергии в автономных электрических системах	7	2
Соколов Н.И., Соколова Р.Н. Возможности применения полуволновых линий электропередачи повышенной частоты	2	17	Данилкин Н.П., Кирьянов Д.В. К оценке энергетической возможности конвертера Солнце—Ионосфера—Земля	7	59
Кочкин В.И. Многоподстанционные электрические сети постоянно-переменного тока	3	2	Брауде Л.И., Филиппов А.А., Харламов В.А., Шкарин Ю.П. Исследование передачи дискретной информации по ВЧ-каналам ЛЭП	8	8
Лямец Ю.Я., Нудельман Г.С., Павлов А.О. Эволюция дистанционной релейной защиты	3	8	Неклепаев Б.Н., Востросаблин А.А. Вероятностные характеристики коротких замыканий в энергосистемах	8	15
Стойкович З., Савич М. Инженерный метод определения грозоупорности линий высокого напряжения с уче-					

Автор и название статьи	№ жур-нала	Стр.
Гусейнов А.М. Демпфирующие свойства электроэнергетических систем, объединенных слабыми межсистемными связями	8	33
Джангиров В.А., Абрамович Б.Н., Иванов О.В., Полищук В.В. Проблемы и перспективы развития энергетики России и государств Содружества	9	2
Ковалев И.Н., Осипов М.А. Об экономически целесообразных плотностях тока в линиях электропередачи энергосистем	9	6
Скопинцев В.А. Оценка неповреждаемости энергосистемы по статистическим данным о технологических нарушениях	9	11
Войтов О.Н., Мантров В.А., Семенова Л.В. Анализ несимметричных режимов электроэнергетических систем и управление ими	10	2
Шумилова Г.П., Готман Н.Э., Старцева Т.Б. Краткосрочное прогнозирование электрических нагрузок с использованием искусственных нейронных сетей	10	6
Токарев Л.Н. Математическая модель автономной электростанции, допускающая коммутацию любого генератора	10	13
Рагозин А.А., Таланов С.Б. Условия самовозбуждения систем, содержащих дальние линии электропередачи с управляемыми шунтирующими реакторами	11	2
Ковалев Ф.И., Лапир М.А., Усов Н.Н., Цой А.Д. Энергосбережение в жилищно-коммунальной и бытовой сферах	11	17
Фокин Ю.А., Курилко М.В., Иавликов В.С. Декомпозиция в расчетах надежности сложных электроэнергетических систем	12	2
Кучумов Л.А., Харлов Н.Н., Карташди Н.Ю., Пахомов А.В., Кузнецов А.А. Использование метода гармонического баланса для расчета несинусоидальных и несимметричных режимов в системах электроснабжения	12	10
Шунтов А.В. К обоснованию эффективности сооружения объектов основной электрической сети	12	21
Штаде Д., Новицкий А.С., Апрельков Н.Н. Моделирование фликера, генерируемого мощной дуговой сталеплавильной печью постоянного тока	12	25
Техника высоких напряжений		
Ларионов В.П. Молниезащита. Часть I	4	51

Автор и название статьи	№ жур-нала	Стр.
Часть II	7	64
Часть III	9	61
Часть IV	11	60
Кучинский Г.С., Шилин О.В., Вехорева Л.Т., Кожевников М.Н., Коровкин Н.В., Селина Е.Е., Потенко А.А. Мощные неоднородные формирующие линии высокого напряжения микро- и наносекундного диапазона	8	24
Шакирзянов Ф.Н. Электромагнитная модель шаровой молнии	10	16
Герасимов Ю.А. Оценка зарядов на проводах компактных воздушных линий с различной конструкцией фаз	11	8
Тамазов А.И. Упрощенное определение среднегодовых удельных потерь мощности и энергии на корону	11	12
Электрические машины		
Забонин В.Н. Методология оптимизации параметров систем токосяема электрических машин	1	28
Мартьянов М.В., Попов В.В., Соколова Н.В. Информационные технологии для обеспечения надежности электрических машин	1	45
Инкин А.И., Темлякова З.С. Принципы синтеза схем замещения пазов электрических машин с двухслойными обмотками	2	34
Мартинов В.А. Анализ динамических процессов асинхронных двигателей с учетом вытеснения тока в обмотке ротора	2	38
Лопухина Е.М., Захаренко А.Б. Оптимизация проектирования асинхронных двигателей с массивными ферромагнитными роторами	3	37
Кузнецов В.А., Федотов А.И. Использование локального преобразования Фурье для математического моделирования синхронных машин с вентильными системами возбуждения	4	13
Попов В.И. Новые схемы трехфазных дробных обмоток электрических машин. Часть I	4	23
Попов В.П. Новые схемы трехфазных дробных обмоток электрических машин (Часть I, окончание)	5	23
Гашимов М.А. Логические методы диагностики технического состояния электрических машин	7	20
Смолин В.И., Топольский Д.В., Гудаев Н.Н. Об одном методе определения вращающего момента электрических машин	7	27
Базанов В.П. Вращающийся гироскоп как самовозбуждающийся униполярный генератор	7	69

Автор и название статьи	№ жур-нала	Стр.
Луковников В.И., Веппер Л.В., Логвин В.В., Рожков А.И. Математическая модель трехфазного асинхронного двигателя с продольно-поперечной несимметрией источника питания	8	46
Беспалов В.Я., Новокшенов В.С., Игликов А.С. Аналитическое исследование и выбор параметров однофазных асинхронных микродвигателей	9	19
Попов В.И. Новые схемы трехфазных дробных обмоток электрических машин Часть II	9	28
Казанский В.М. Развитие производства асинхронных двигателей	10	21
Попов В.И. Новые схемы трехфазных дробных обмоток электрических машин (Часть II, окончание)	10	28
Ким К.К. Об устойчивости магнитного подвеса синхронной машины	11	23
Артишевская С.В. Экспериментально-аналитический метод определения параметров асинхронных машин	11	29
Бут Д.А., Чернова Е.Н. Линейные вентильно-индукторные двигатели (Часть I)	12	32
Лопухина Е.М., Захаренко А.Б. Улучшение показателей асинхронных двигателей с массивными ферромагнитными роторами	12	42
Топорков В.П., Федотов Е.В. Устойчивость системы электродвижения с двухроторным сверхпроводниковым синхронно-асинхронным двигателем	12	46
Преобразовательная техника		
Обухов С.Г., Лобко А.В. Методы управления группой рассредоточенных объектов силовой электроники	2	42
Курченкова Н.Б., Сергеев Б.С. Конденсаторные источники вторичного электропитания	2	46
Гандилиян С.В., Гандилиян В.В. Некоторые проблемы создания микроминиатюрных электромеханических преобразователей энергии	3	43
Сидоров О.Ю., Сарапулов Ф.Н. Трехмерная модель электромагнитных процессов в индукционном электромеханическом преобразователе энергии	5	35
Данилевич О.И., Сакара Ю.Д. Уточненная методика определения предельных токов силовых полупроводниковых вентилях	6	18
Чаплыгин Е.Е., Агудов А.Н., Алешин М.Л., Московка А.А., Николенко М.П. Оптимизация режимов преобразователей постоянного напряжения с		

индуктивным дозирующим элементом	6	35
Чаплыгин Е.Е., Малышев Д.В. Спектральные модели автономных инверторов напряжения с широтно-импульсной модуляцией	8	60
Ермуратский П.В. Фазовая погрешность измерительных трансформаторных преобразователей	9	54
Гольдштейн М.Е., Коровин Ю.В. Математическая модель группы параллельных тиристоров сильноточного преобразователя	10	34
Электрические аппараты и трансформаторы		
Кучинский Г.С., Галахова Л.Н. Выбор допустимых рабочих напряженностей в силовых конденсаторах с пропиткой экологически безопасными диэлектриками	1	33
Поссе А.В. Технические характеристики сдвоенного тиристорно-регулируемого реактора	2	28
Соколик Л.И. Динамическая модель электромагнитного измерительного трансформатора с учетом гистерезиса и некоторые прикладные следствия	9	57
Розанов Ю.К., Сафи А., Рябчицкий М.В., Завгородний П.Н. Влияние индуктивности источника электропитания на работу тиристорных контакторов постоянного тока	10	41
Электрический привод		
Джэндубасв А.-З.Р. Электромагнитный полезный и статический моменты электропривода	2	58
Рубинраут А.М., Бурбаева Н.В. Система электродвижения судов с гребным тихоходным двигателем двойного вращения	6	7
Петров Ю.П. Управление линейными объектами с гарантированной точностью	6	14
Акимов Л.В., Долбня В.Т., Колотило В.И. Динамика двукратноинтегрирующей системы подчиненного регулирования скорости с наблюдателем состояния	7	12
Борцов Ю.А., Юрганов А.А., Поляхов Н.Д., Приходько И.А., Соколов П.В. Исследование стабилизаторов возбуждения синхронного генератора с управлением на основе нечеткой логики	8	50
Терехов В.М., Владимирова Е.С. Некоторые аспекты применения фаззи-управления в электроприводах	9	34

Автор и название статьи	№ жур-нала	Стр.
Дискуссии		
Смирнов Ю.В. Оптимизация магнитного режима трехфазных асинхронных двигателей малой мощности	5	48
Лопухина Е.М., Семенчуков Г.А., Захаренко А.Б. Создание экономичных асинхронных двигателей малой мощности	5	51
Баринов В.А. — По ст. Л.А. Кошечева «Электропередачи постоянного тока. Нужны ли они России?», «Электричество», 1999, № 3	6	59
Малкин П.А., Рохинсон О.З.; Александров Г.Н.; Зайцев С.Г. — По ст. Л.А. Кошечева «Электропередачи постоянного тока. Нужны ли они России?», «Электричество», 1999, № 3	11	66
Из истории электротехники		
Пятин Ю.М. Диспут о природе электрического тока	1	59
Библиография		
Бут Д.А., Иванов-Смоленский А.В. Рецензия на книгу Ю.В. Абрамкина «Теория и расчет пондеромоторных и электродвижущих сил и преобразования энергии в электромагнитном поле»	4	59
Путятин Е.В. Рецензия на книгу В.М. Лаврентьева, В.Н. Седунова, А.Т. Шевченко «Основы формирования объединений электроэнергетических систем»	8	70
Хроника		
В Московском Доме ученых	4	63
Белов Г.А., Антонов В.И., Лазарева Н.М. III Всероссийская научно-техническая конференция «Динамика нелинейных дискретных электротехнических и электронных систем»	10	70
Полонский Ю.А., Койков С.Н. Международная научно-техническая конференция «Изоляция-99»	12	61
Юбилей		
Станислав Вячеславович Хватов (К 60-летию со дня рождения)	1	61
Владимир Георгиевич Миронов (К 60-летию со дня рождения)	2	60

Автор и название статьи	№ жур-нала	Стр.
Виталий Николаевич Боронин (К 60-летию со дня рождения)	2	61
Феликс Иванович Ковалев (К 70-летию со дня рождения)	3	64
Борис Нилович Евсеев (К 60-летию со дня рождения)	3	64
Игорь Петрович Копылов (К 75-летию со дня рождения)	4	63
Юрий Константинович Розанов (К 60-летию со дня рождения)	4	64
Памяти Г.Н. Петрова (К 100-летию со дня рождения)	5	57
Александр Степанович Шаталов (К 85-летию со дня рождения)	5	61
Игорь Владимирович Якимец (К 60-летию со дня рождения)	5	62
Исаак Аронович Зборовский (К 70-летию со дня рождения)	5	63
Елена Моисеевна Лопухина (К 80-летию со дня рождения)	6	62
Юрий Александрович Фокин (К 60-летию со дня рождения)	6	63
Василий Яковлевич Ушаков (К 60-летию со дня рождения)	6	64
Ирина Владимировна Литкенс (К 80-летию со дня рождения)	7	70
Станислав Иванович Гамазин (К 60-летию со дня рождения)	7	71
Герман Сергеевич Белкин (К 60-летию со дня рождения)	8	67
Павел Анфимович Бутырин (К 50-летию со дня рождения)	8	68
Владимир Михайлович Терехов (К 70-летию со дня рождения)	9	69
Елена Александровна Конюхова (К 60-летию со дня рождения)	9	70
Вячеслав Алексеевич Кузнецов (К 60-летию со дня рождения)	9	71
Профессор Януш Туровский (К 50-летию научной деятельности)	10	71
Андрей Николаевич Лагарьков (К 60-летию со дня рождения)	11	72
Хасил Фазылович Фазылов (К 90-летию со дня рождения)	12	64
Некрологи		
Владимир Петрович Ларионов	2	62
Зосим Григорьевич Каганов	5	64
Анатолий Дмитриевич Поздеев	7	72
Дмитрий Артемьевич Попов	8	69
Георгий Васильевич Зевеке	9	72

Алфавитный указатель авторов статей

А		Д		Коркина Е.С.		2, 8
Абрамович Б.Н.	9, 2	Данилевич О.И.	6, 18	Коровин Ю.В.		10, 34
Агудов А.Н.	6, 35	Данилевич Я.Б.	8, 2	Коровкин Н.В.		1, 49; 8, 24
Акимов Л.В.	7, 12	Данилкин Н.П.	7, 59	Костюков Н.С.		5, 44
Александров Г.Н.	1, 17; 11, 67	Джангиров В.А.	9, 2	Кочкин В.И.		3, 2
Алексеев Б.А.	6, 55	Джэндубаев А.-З.Р.	2, 58	Кошечев Л.А.		3, 29; 5, 10
Алешин М.Л.	6, 35	Догановский С.А.	2, 55	Круглин В.А.		2, 2
Алиевский Б.Л.	7, 2	Долбня В.Т.	7, 12	Кузнецов А.А.		12, 10
Алпатов М.Е.	6, 60			Кузнецов В.А.		4, 13
Андреев А.М.	1, 39			Курилко М.В.		12, 2
Антонов В.И.	10, 70			Курченкова Н.Б.		2, 46
Апрелков И.Н.	12, 25			Кучинский Г.С.		1, 33; 8, 24
Артишевская С.В.	11, 29	Ермуратский П.В.	9, 54	Кучумов Л.А.		12, 10
					Л	
Б		Ж		Лазарева Н.М.		10, 70
Бадалян Н.П.	4, 7	Жемчугов Г.А.	2, 2	Ланген А.М.		10, 68
Базанов В.П.	7, 69			Лапир М.А.		11, 17
Баринев В.А.	6, 59			Ларионов В.П.		4, 51; 7, 64; 9, 61; 11, 60
Белов Г.А.	10, 70			Левин М.С.		5, 18
Белотелов А.К.	5, 2		З	Лещинская Т.Б.		5, 18
Белоусов Ф.А.	9, 51	Забон В.Н.	1, 28	Лобко А.В.		2, 42
Беспалов В.Я.	9, 19	Завгородний П.Н.	10, 41	Логвин В.В.		8, 46
Бондаренко А.Ф.	8, 5	Зайцев Г.З.	5, 13	Лопухина Е.М.		3, 37; 5, 51; 12, 42
Бондина Н.Н.	6, 52	Зайцев С.Г.	11, 69	Лукичев А.А.		5, 44
Борцов Ю.А.	8, 50	Захаренко А.Б.	3, 37; 5, 51; 12, 42	Луковников В.И.		8, 46
Бояков С.А.	10, 58			Лямец Ю.Я.		3, 8
Брауде Л.И.	8, 8				М	
Булычев А.В.	1, 9			Маврин М.А.		4, 43
Бурбаева Н.В.	6, 7		И	Малкин П.А.		11, 66
Бут Д.А.	4, 59; 12, 32	Иванов В.Ф.	5, 10	Малышев Д.В.		8, 60
		Иванов И.А.	5, 5	Мамиконянц Л.Г.		6, 55
В		Иванов О.В.	9, 2	Мантров В.А.		11, 2
Ванин В.К.	1, 9	Иванов-Смоленский А.В.	4, 59	Мартьянов В.А.		2, 38
Васецкий Ю.М.	11, 49	Игликов А.С.	9, 19	Мартьянов М.В.		1, 45
Васильев Ю.С.	1, 2	Инкин А.И.	2, 34; 5, 28	Меркурьев А.Г.		1, 23
Веппер Л.В.	8, 46	Ишкин В.Х.	8, 5	Мизюрин С.Р.		7, 2
Вехорева Л.Т.	8, 24		К	Михайлов В.М.		6, 52
Виноградов А.А.	11, 45	Казанский В.М.	10, 21	Морозов Ф.Я.		8, 5
Владимирова Е.С.	9, 34	Калимов А.Г.	11, 54	Московка А.А.		6, 35
Войтов О.Н.	10, 2	Канискин В.А.	1, 39; 9, 51		Н	
Востросаблин А.А.	8, 15	Карпова И.М.	12, 55	Наркун З.М.		2, 52
		Картасиди Н.Ю.	12, 10	Наровлянский А.В.		5, 5
Г		Кац М.А.	4, 40; 10, 45	Неклепаев Б.Н.		8, 15
Галахова Л.Н.	1, 33	Ким К.К.	11, 23	Николенко М.П.		6, 35
Гандилян В.В.	3, 43	Киншт Н.В.	4, 40; 10, 45	Новицкий А.С.		12, 25
Гандилян С.В.	3, 43	Кириянов Д.В.	7, 59	Новокшенов В.С.		9, 19
Гашимов М.А.	7, 20	Князь А.И.	8, 56	Нудельман Г.С.		3, 8
Герасимов Ю.А.	11, 8	Ковалев И.Н.	9, 6		О	
Гольдштейн М.Е.	10, 34	Ковалев Ф.И.	11, 17	Обухов С.Г.		2, 42
Готман Н.Э.	10, 6	Коверникова Л.И.	6, 2	Овсиенко В.Л.		7, 51
Гришин Ю.А.	2, 8	Кожевников М.Н.	8, 24	Окин А.А.		8, 5
Гудаев Н.Н.	7, 27	Койков С.Н.	12, 61	Орнов В.Г.		2, 8
Гусейнов А.М.	8, 33	Колесников В.Э.	7, 40	Осипов М.А.		9, 6
		Колесников Э.В.	7, 40			
		Колли Я.Н.	6, 49			
		Колосок И.Н.	2, 8			
		Колотило В.И.	7, 12			

П		Сергеев Б.С.	2, 46	Хачатрян В.С.	4, 7
		Серебряков А.С.	5, 40	Христинич Р.М.	10, 58
		Сидоров О.Ю.	5, 35		
Павликов В.С.	12, 2	Скопинцев В.А.	9, 11		
Павлов А.О.	3, 8	Смирнов С.С.	6, 2		
Павлов Г.М.	1, 23	Смирнов Ю.В.	5, 48	Ц	
Пахомов А.В.	12, 10	Смолин В.И.	7, 27		
Пеннин А.А.	11, 32	Соболева Л.П.	6, 49	Цицикян Г.Н.	5, 13
Пурвухин М.В.	10, 58	Созонов В.Н.	9, 51	Цой А.Д.	11, 17
Передельский Г.И.	9, 45	Соколик Л.И.	9, 57		
Петров Ю.П.	6, 14	Соколов Н.И.	2, 17		
Полещук В.В.	9, 2	Соколов П.В.	8, 50	Ч	
Полонский Ю.А.	1, 39; 12, 61	Соколова Н.В.	1, 45		
Поляхов Н.Д.	8, 50	Соколова Р.Н.	2, 17	Чаплыгин Е.Е.	6, 35; 8, 60
Попов В.В.	1, 45	Старцева Т.Б.	10, 6	Чернова Е.Н.	12, 32
Попов В.И.	4, 23; 5, 23; 9, 28; 10, 28	Стойкович З.	3, 16		
		Струнский М.Г.	7, 31; 9, 39		
Поссе А.В.	2, 28				
Поттенико А.А.	8, 24			Ш	
Приходько И.А.	8, 50				
Пульников А.А.	3, 47	Т		Шакирзянов Ф.Н.	10, 16
Пулятин Е.В.	8, 70			Шаргин Ю.М.	1, 23
Пулятин Ю.М.	1, 59; 5, 54	Таланов С.Б.	4, 2; 11, 2	Шелухин Н.Н.	2, 8
		Тамазов А.И.	11, 12	Шилин О.В.	8, 24
		Темлякова З.С.	2, 34	Шкарин Ю.П.	8, 8
		Терехов В.М.	9, 34	Шлайфштейн В.А.	5, 10
		Тимофеев В.Н.	10, 58	Штаде Д.	12, 25
		Титков В.В.	12, 55	Шувалов М.Ю.	4, 43; 7, 51
		Токарев Л.Н.	10, 13	Шумилова Г.П.	10, 6
		Топольский Д.В.	7, 27	Шунтов А.В.	12, 21
		Топорков В.П.	12, 46	Шушкевич Г.Ч.	6, 28
		У		Э	
		Усехин В.Н.	3, 23	Эм Л.В.	2, 8
		Усов Н.Н.	11, 17	Этмекчян Э.А.	4, 7
		Ф		Ю	
		Федотов А.И.	4, 13	Юрганов А.А.	8, 50
		Федотов Е.В.	12, 46		
		Филиппов А.А.	8, 8		
		Фокин Ю.А.	12, 2	Я	
		Фридман Б.Э.	6, 42		
				Якимец И.В.	5, 5

Подготовка рукописей для журнала "Электричество"

1. Материал статьи должен быть изложен в строгой и вместе с тем понятной форме для широкого круга научных работников и инженеров. В частности, необходимо пояснить все малоизвестные термины и понятия. Надо помнить, что читателя прежде всего интересует физический смысл рассматриваемых явлений.

Если в статье сообщаются новые разработки (научных и технических проблем), то должны быть показаны их технико-экономические преимущества по сравнению с ранее известными. При изложении новых методов исследований необходимо давать их сравнительную оценку (по отношению к известным способам) с точки зрения простоты и затрат времени.

Для того чтобы облегчить работу читателя с журналом, авторам необходимо придерживаться следующей структуры статей:

- а) краткое изложение состояния рассматриваемого вопроса и постановки задачи, решаемой в статье;
- б) метод решения задачи и принятые допущения;
- в) основное содержание статьи — физическая сущность, исходные и конечные математические выражения, эксперименты и расчеты, примеры, иллюстрации;
- г) обсуждение полученных результатов и сопоставление с известными ранее;
- д) выводы и рекомендации;
- е) приложения: доказательства использованных в статье положений; математические выкладки и преобразования;
- ж) список литературы.

2. При написании статьи необходимо избегать применения громоздкого математического аппарата. Сведения, приводимые в статье, должны содержать лишь самый минимум формул.

3. Статья представляется в двух экземплярах (первый и второй), отпечатанных через два интервала с полями 4—5 см.

4. Формулы должны быть четко и ясно напечатаны или вписаны.

В том случае, если прописные и строчные буквы имеют одинаковое начертание, прописные буквы рекомендуется подчеркивать двумя чертами снизу, строчные — двумя чертами сверху. Греческие буквы следует заключать в красный кружок.

5. Библиографический указатель (список литературы) составляется в порядке последовательности ссылок в тексте, при этом указываются:

а) для журнальных статей — фамилия и инициалы автора, название статьи, наименование журнала или сборника, год издания, том, номер.

б) для книг — фамилия и инициалы автора или всех авторов, название книги, наименование издательства и город, в котором оно находится, год издания.

Названия иностранных работ, а также фамилии их авторов должны быть приведены в оригинальной транскрипции и напечатаны на машинке.

В список литературы не следует включать неопубликованные материалы, а также материалы, отпечатанные литографическим и подобным ему способами.

6. Рисунки не должны содержать лишней информации, а все обозначения на рисунках должны соответствовать стандарту. Поясняющие надписи следует по возможности выносить в подпись к рисунку, причем они должны дополнять текст статьи и не повторять его.

Цифровые или буквенные обозначения, имеющиеся на рисунках, необходимо объяснять либо только в подписи к рисункам, либо только в тексте.

Следует учитывать, что при печати рисунки уменьшаются, поэтому детали их не должны быть мелкими, однако размер каждого рисунка не должен превышать 20×30 см.

Фотоснимки должны быть отпечатаны на глянцевой бумаге. Изображение должно быть контрастным, с резкой проработкой деталей. На одном экземпляре осциллограмм не должно содержаться никаких надписей.

Рисунки и фотоснимки не следует вклеивать в текст статьи; на обороте каждого из них необходимо указывать фамилию автора.

7. В таблицах все наименования следует указывать полностью, не сокращая слов.

8. В конце статьи должны быть указаны сведения об авторе(ах):

- а) какой факультет, какого вуза и когда закончил;
- б) когда получил ученую степень, где и по какой тематике была защита;
- в) место настоящей работы и должность;
- г) адрес и номера домашнего и служебного телефонов.

9. Необходимо представить краткую аннотацию статьи на русском и английском (включая название статьи) языках, а также ключевые слова

10. Желательно направлять дискету с текстом статьи (без формул), набранным в любом текстовом редакторе. Рисунки (кроме фотоснимков) могут быть представлены отдельными файлами, записанными в любом формате растровой или векторной графики (например, .psx, .tif, .cdr и др.).

Адреса редакции: 103012 Москва, К-12, Б. Черкасский пер., 2/10



924-24-80, 928-88-69; факс 315-0698

101000 Москва, Главный почтамт, а/я № 648

Художественный редактор Т.А. Дворецкова

Сдано в набор 1.10.99. Подписано в печать 1.11.99. Формат 60×84¹/₈. Тираж 1000 экз.
Бумага офсетная № 2. Печать офсетная. Печ. л. 9. Заказ 363. Цена свободная

Свидетельство о регистрации № 0110272 от 8 февраля 1993 г.
Министерства печати и информации Российской Федерации

ЗАО «Знак», 103012 Москва, Б. Черкасский пер., 2/10
Отпечатано в типографии МЭИ
111250 Москва, ул. Красноказарменная, д. 13

*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 и зарубежных ученых;
- журнал поступает во все промышленно развитые страны мира.

*Условия подписки в России и странах СНГ указаны
в Объединенном каталоге Государственного комитета РФ
по связи и информатизации «Подписка-2000»*

*Зарубежные читатели могут подписаться на «Электричество»
и его английскую версию «Electrical Technology Russia»
во всех крупных международных подписных агентствах*