

ISSN 0013-5380

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

1997

11

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

Скопинцев В.А., Морoshкин Ю.В. Анализ и прогноз аварийности в электроэнергетических системах	2
Якимец И.В., Глускин И.З., Наровлянский В.Г. Обобщенные способы выявления асинхронного режима энергосистемы	9
Соколов Н.И., Соколова Р.Н. Некоторые особенности режимов дальних линий электропередачи	16
Левченко И.И., Аллилуев А.А., Засыпкин А.С. Способы отключения поврежденной выпрямительной установки для плавки гололеда	21
Кудрявцев Е.П., Неклепаев Б.Н. Оценка тяжёлых в проводниках гибких шинных линий и линий электропередачи при коротких замыканиях	25
Беляков Ю.С. Расчет взаимоиндукции длинных линий электропередачи	29
Попов Д.А., Попов С.Д. Характеристики двухскоростных асинхронных двигателей с отношением чисел пар полюсов 1:2 и 1:4	33
Данилевич Я.Б., Антонов Ю.Ф. Топологический генератор с магниторезистивным коммутатором из висмута	41
Литвиненко А.М. Аэродинамика цилиндрического ротора орбитального вентилятора	46
Шаталов А.С. Разреживание матриц и графов, отображающих уравнения линейных цепей в операторной форме	51
Бородулин М.Ю. Оценка точности численного моделирования вынужденных процессов в электрических цепях	57
Зинченко Л.А. Численно-аналитические преобразования нелинейных резистивных активных двухполюсников лестничной структуры	62
Витков М.Г. Операторные схемы замещения двухполюсника при ненулевых начальных условиях	65
Белоусов Ф.А., Вердина Я.В., Гапченко Е.Л., Канинский В.А., Сажин Б.И. Влияние электрического поля на увлажнение полимерной электрической изоляции	68
Абдалов Ш.И. Выбор и синтез дифференциальных корректоров мультипликативно-аддитивной фильтрации	70

По материалам СИГРЭ

Ишкин В.Х., Семенов В.А. Развитие волоконно-оптических линий связи в зарубежных энергосистемах	73
--	----

ХРОНИКА

Орлов Игорь Николаевич (Некролог)	79
Митюшкин Климентий Георгиевич (Некролог)	80

© «Электричество», 1997

CONTENTS

Skopintsev V.A., Moroshkin Yu.V. Analysis and Forecast of Fault Rates in Power Systems	2
Yakimets I.V., Gluskin I.Z., Narovlyanskii V.G. The Generalized Methods for Revealing an Asynchronous Condition of a Electric Power System on the Basis of Measuring Angles	9
Sokolov N.I., Sokolova R.N. Some Features of Wave Transmission Lines	16
Levchenko I.I., Alliluev A.A., Zasyppkin A.S. Methods for Switching-Off Damaged Rectifier Installation for Melting Sleet by Means of DC	21
Kudryatsev Ye.P., Neklepayev B.N. Evaluation Tensile Forces of Flexible Bus Lines and Slack Transmission Lines under Fault Circuit	25
Belyakov Yu.S. Calculation of the Nutual Inductance for Long Transmission Lines	29
Popov D.A., Popov S.D. Characteristics of Double-Speed Induction Motors with Pole Paire Number Ratio 1:2 and 1:4	33
Danilevich Ya.B., Antonov Yu.F. Topological Generator with Magnetoresistance Commutator	41
Litvinenko A.M. Base of Aerodynamic Cylinder Rotor Fan on Condition Stationary Rotation of Motor	46
Shatalov A.S. The thinning out Matrices and Grafs the Reflecting Equations of Linear Circuits in Operator Form	51
Borodulin M.Yu. Accurasy of Reproduction of the Particular Solution under the Digitac Simulation of Electrical Circuits	57
Zinchenko L.A. Digital-Analytical Transformations of Nonlinear Resistive Active Two Terminal Devices with Stars Structure	62
Vitkov M.G. Operator Equivalent Circuits of a Two Terminal Network with Non-Zero Initial States	65
Belousov F.A., Verdina J.V., Gapchenko E.L., Kaniskin V.A., Sazhin B.I. Influence of Electric Field on Moistening Polymer Insulation	68
Abdalov Ch.I. Choice and Synthesis of Differential Correctors for Using in Multiplicative-Additive Filtration	70
Ishkin V.Kh., Semenov V.A. Development of Fibre Optic Links for Telecommunication in Foreign Power Systems (CIGRE)	73

CHRONICLE

Orlov Igor' Nikolayevich (Notice Obituary)	79
Mityushkin Klimentii Georgievich (Notice Obituary)	80

Анализ и прогноз аварийности в электроэнергетических системах

СКОПИНЦЕВ В.А., МОРОШКИН Ю.В.

Показана эффективность использования методов регрессионного анализа для выявления тенденций изменения показателей аварийности в электроэнергетических системах. Результаты анализа могут быть использованы для разработки практических мер по снижению ущерба от аварий.

Ключевые слова: электроэнергетическая система, аварии, регрессионный анализ, прогноз

Efficiency of using the method of a regressive analysis for revealing trends in changes of the fault rate parameters for electrical power system is shown with the help of examples. Results of the analysis can be used for developing practical measures for reducing the losses due to faults and accidents.

Key words: electrical power system, faults, regressive analysis, forecast

При эксплуатации электроэнергетической системы возможны случаи повреждения ее элементов, недопустимых отклонений параметров технического (технологического) состояния энергетических установок, а также полных или частичных незапланированных отключений энергоустановок и энергоприемников потребителей. Все эти случаи относятся к технологическим нарушениям [1], которые в зависимости от характера и тяжести последствий (воздействия на персонал, потери устойчивости электрической сети и энергосистем, отклонения параметров энергоносителя, экологического воздействия, объемов повреждения оборудования, других факторов снижения надежности и безопасности энергопроизводства) подразделяются на аварии, технологические и функциональные отказы.

Все причины технологических нарушений в энергосистемах и ее элементах могут быть разделены на три группы [2].

1. *Нарушения, связанные с техническим состоянием оборудования, сооружений и конструкций:* износ, старение, дефекты строительства и монтажа, заводские дефекты в оборудовании и конструкциях, дефекты ремонта и др.

2. *Нарушения из-за ошибок эксплуатации:* неудовлетворительная организация технического обслуживания, ошибочные действия оперативного персонала, неудовлетворительное качество руководящих документов и др.

3. *Нарушения, вызванные опасными внешними воздействиями:* стихийные явления, воздействие посторонних лиц и организаций, воздействие соседних производств, плохое качество поставляемого топлива и др.

Качественный анализ указанных причин технологических нарушений показывает, что большинство из них имеет вероятностный характер, где случайность играет большую или меньшую роль. Так, например, в первой группе причин процессы старения и износа, различного рода дефекты зависят от многих факторов: типа оборудования, конкретного образца, качества исполь-

зуемых материалов, качества сборки и монтажа, условий эксплуатации и т.п.

При эксплуатации электросетевых объектов значительная доля технологических нарушений происходит по причине опасных внешних воздействий природного характера: сильного ветра, повышенных гололедных отложений, наводнения и т.д. Известно, что все метеорологические характеристики (температура, влажность, скорость ветра, его направление и т.д.) представляют собой случайные процессы.

Технологические нарушения по причинам ошибок эксплуатации во многом зависят от опыта и квалификации обслуживающего персонала и качества организации эксплуатации. Однако и в этих случаях случайность играет немалую роль.

В результате проявлений тех или иных причин нарушений в энергосистеме образуется поток событий — технологических нарушений (аварий, отказов), появляющихся одно за другим в случайные моменты времени. Каждое технологическое нарушение может иметь следующие последствия: социальные — последствия для людей; экологические — последствия для природной среды, и технико-экономические — повреждение оборудования, затраты на ремонтные и восстановительные работы, сокращение объемов производства энергии и другие. Размер (объем) того или иного вида последствий является случайной величиной, которая зависит от характера самого объекта и многих случайных событий, сопутствующих возникновению и протеканию процесса технологического нарушения.

В сложившейся практике учета технологических нарушений за определенный период эксплуатации обычно приводится число технологических нарушений, экономический ущерб от них, число жертв и человек, получивших травмы и заболевания, количество недоотпущенной энергии, объем повреждений (например, число разрушенных опор линии), показатели надежности и безопасности и др. Если свести в таблицу данные о технологических нарушениях за оп-

ределенный период эксплуатации, то получим временной ряд вида

$$\begin{array}{c|c|c|c|c|c} t_i & t_0=0 & t_1 & t_2 & \dots & t_n=T \\ \hline y_i & y_0 & y_1 & y_2 & \dots & y_n \end{array} \quad (1)$$

В (1) каждое значение временного ряда y_i ($i=0, 1, \dots, n$) связано с соответствующим моментом времени или временным интервалом. В зависимости от целей последующего анализа статистических данных в качестве y_i может быть любое из перечисленных данных учета технологических нарушений.

К настоящему времени разработаны методы анализа временных рядов [3]. Все эти методы так или иначе призваны охарактеризовать изменение излучаемой величины y_i во времени. Можно выделить три основные задачи исследования временных рядов. Первая из них заключается в анализе изменения y_i во времени и выявления тенденций этого изменения. Для этого применяют различные сглаживающие фильтры, уменьшающие случайный разброс во времени и позволяющие более четко представить тенденции изменения y_i ; используют подбор кривых, характеризующих эту тенденцию.

Второй важной задачей анализа временных рядов является объяснение механизма изменения y_i , выделение сезонных и иных периодических колебаний.

Третья задача состоит в статистическом прогнозировании, которая в большинстве случаев сводится к экстраполяции обнаруженных тенденций развития и базируется на результатах первых двух задач. Решение этой задачи связано с обоснованием значения длительности наблюдения T временного ряда (1), т.е. глубины ретроспекции. Кроме того, точность прогнозирования возможного изменения y_i зависит от глубины прогнозирования (времени упреждения). При прогнозировании перспективная информация носит вероятностный характер и имеет определенную достоверность в границах доверительного интервала.

В практике учета технологических нарушений на энергопредприятиях анализ аварийности нередко сводится к сопоставлению данных о нарушениях и соответствующих показателей рассматриваемого периода эксплуатации с ближайшим прошлым периодом путем вычисления абсолютных или относительных приростов (снижений). При технико-экономическом планировании, например, ожидаемых затрат на внеплановые ремонты или потребностей в объемах материалов на эти ремонты, нередко за основу принимаются достигнутые результаты ближайшего прошлого периода эксплуатации (принцип «от достигнутого»). Такой подход не является корректным и сопряжен с ошибками в последующих принимаемых решениях, так как в от-

дельные периоды эксплуатации некоторые показатели могут значительно отклоняться от средних значений из-за действия многих случайных факторов. Выполнение анализа данных по аварийности на рассмотренном периоде эксплуатации и выявление тенденций изменения показателей позволяет повысить точность принимаемых решений.

Далее рассматриваются методы анализа временных рядов, которые могут быть рекомендованы для практического использования.

Методы анализа временных рядов. Как отмечалось выше, значения временных рядов $y_i(t_i)$ формируются под совокупным влиянием множества длительно и кратковременно действующих факторов, в том числе различного рода случайностей. Поэтому при решении практических задач временной ряд представляют в виде регрессионной модели:

$$y_i = f(t_i) + \varepsilon_i, \quad i = 0, 1, 2, \dots, n, \quad (2)$$

где $f(t_i)$ — значения тренда $f(t)$ в точках наблюдения; ε_i — случайная составляющая.

В (2) тренд описывает некоторую усредненную на периоде наблюдения тенденцию изменения y_i во времени. Тогда случайная составляющая представляет собой отклонение y_i от тренда.

Относительно случайной составляющей делается допущение о том, что случайные величины ε_i ($i=0, 1, \dots, n$) распределены по нормальному закону с нулевым математическим ожиданием ($M[\varepsilon_i]=0$) и постоянной дисперсией ($D[\varepsilon_i]=\sigma^2$).

Большинство из применяемых в практике методов анализа временных рядов основаны на выделении и математическом описании тренда временного ряда (1).

Самый простой метод решения этой задачи основан на процедуре сглаживания [4], которая направлена на минимизацию случайных отклонений точек ряда от некоторой гладкой кривой предполагаемого тренда процесса. Наиболее распространенный способ осреднения значения тренда в какой-либо точке наблюдения связан с использованием некоторой совокупности окружающих точек, причем эта операция перемещается вдоль ряда точек. Сглаживание производится с помощью многочленов, приближающих по методу наименьших квадратов группы опытных точек. В практике часто используется линейная форма сглаживания, т.е. с использованием многочлена первой степени. Для сглаживания временного ряда (1) по трем точкам формулы имеют вид [4]:

$$\left. \begin{aligned} \tilde{y}_i &= \frac{1}{3} [y_{i-1} + y_i + y_{i+1}], \quad i = 1, 2, \dots, n-1; \\ \tilde{y}_0 &= \frac{1}{6} (5y_0 + 2y_1 - y_2); \\ \tilde{y}_n &= \frac{1}{6} (-y_{n-2} + 2y_{n-1} + 5y_n), \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где $\tilde{y}_i, \tilde{y}_0, \tilde{y}_n$ — значения сглаженного временного

ряда соответственно в средних, крайней левой и крайней правой точках.

Имеются формулы для сглаживания линейной функцией по пяти и более точкам. В более сложных случаях сглаживающая функция может быть нелинейной и используется группа произвольного числа точек.

В качестве примера в табл. 1 приведены число аварий и отказов первой степени в электроэнергетике страны (y_i), в том числе на электростанциях (y_i') и в электрических сетях (y_i''), за период с 1979 по 1986 гг., а также их сглаженные значения, рассчитанные по формулам (3). Для наглядности на рис. 1 указанные значения соединены ломаными линиями: сплошной — исходные данные, а штриховой — сглаженные значения.

Таблица 1

Год	Точка наблюдения t_i	Число аварий и отказов первой степени					
		Электроэнергетика		Электрические станции		Электрические сети	
		y_i	\tilde{y}_i	y_i'	\tilde{y}_i'	y_i''	\tilde{y}_i''
1979	0	20021	19919	—	—	—	—
1980	1	21065	21269	8498	8492	12337	12412
1981	2	22722	22402	9360	9372	13390	13241
1982	3	23420	23505	10259	9775	13996	13739
1983	4	—	—	—	—	—	—
1984	5	24373	25228	9707	10191	13831	14844
1985	6	27820	26617	10608	9975	16704	15985
1986	7	27588	28224	9610	9926	17420	17780

Необходимо заметить, что в указанные годы существовала следующая классификация нарушений в энергосистемах: аварии, отказы первой степени и отказы второй степени. До 1984 г. основными признаками аварий были: недоотпуск электроэнергии более 20 тыс. кВт·ч или тепловой энергии более 100 ГКал; при повреждении воздушных линий длительность ремонта более 24 ч (при недоотпуске электроэнергии менее 20 тыс. кВт·ч); полный сброс нагрузки электростанцией; повреждение трубопроводов тепловой сети (при недоотпуске менее 100 ГКал); системные аварии и др. В 1984 г. качественные признаки аварий остались прежними, однако количественный показатель недоотпуска электроэнергии стал 50 тыс. кВт·ч, а тепловой энергии — 400 ГКал. Нетрудно заметить, что при этом число аварий сокращается, так как часть из них переходит в разряд отказов первой степени. По указанной причине при анализе аварийности целесообразно объединить аварии и отказы первой степени. Отказы второй степени не связаны со значительными последствиями для работы энергосистемы. С 1994 г. действует новая классификация технологических нарушений [1].

Рассмотренный пример подтверждает то, что сглаживание даже в простом линейном варианте является во многих случаях эффективным средством выявления тренда. Процедуру сглаживания можно повторить, используя значения от первого сглаживания, причем, как показывает опыт, эту

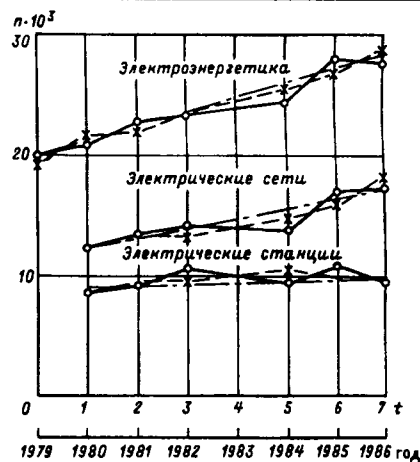


Рис. 1. Число аварий и отказов первой степени в электроэнергетике в 1979–1986 гг.

процедуру целесообразно повторить от одного до трех раз [4].

Методы сглаживания используются в том случае, когда можно ограничиться качественной оценкой тенденции изменения изучаемого показателя.

При анализе временных рядов нашли применение методы, основанные на отыскании простой аналитической функции, наилучшим образом описывающей тренд в регрессионной модели (2). В практике часто используются 10–15 простых функций, из которых осуществляется отбор [4]. К ним относятся линейная функция, парабола, степенная и экспоненциальная функции, логистическая (S-образная) функция, функция Гомпертца и др. Операции выбора вида функции предшествует сглаживание исходного временного ряда, а затем сглаженный ряд анализируется визуально с целью определения приблизительного вида соответствующего ему тренда из числа простых функций. При отборе функции решающее значение могут иметь физические особенности изучаемого процесса или явления.

Для отыскания параметров аппроксимирующей временной ряд функции составляют систему уравнений, обеспечивающих в некотором смысле оптимальную аппроксимацию. Часто для этих целей используется метод наименьших квадратов, который хорошо сглаживает случайные составляющие в регрессионной модели (2) и позволяет получить различные оценки параметров искомого тренда. Оценка параметров аппроксимирующей функции определяется условием

$$\sum_{i=0}^n (y_i - \hat{y}_i)^2 = \min, \quad (4)$$

где \hat{y}_i — значения искомой функции в точках наблюдения t_i ($i=0, 1, \dots, n$).

Вместо значений y_i в условии (4) рекомендуется использовать их сглаженные значения \tilde{y}_i (например, полученные по формулам (3)), однако в этом случае более одного сглаживания проводить нецелесообразно вследствие появления

корреляционной зависимости между значениями сглаженного временного ряда [5].

Если для описания тренда используется линейная функция относительно t , т.е. $\hat{y}(t) = a_0 + a_1 t$, то оценки a_0 и a_1 из условия (4) вычисляются по известным формулам [3].

Линейные тренды, рассчитанные по данным табл. 1, имеют вид:

для электроэнергетики в целом

$$\hat{y}(t) = 20,1 \cdot 10^3 + 1,11 \cdot 10^3 t;$$

для электростанций

$$\hat{y}(t) = 8,8 \cdot 10^3 + 0,2 \cdot 10^3 t;$$

для электрических сетей

$$\hat{y}(t) = 11,4 \cdot 10^3 + 0,81 \cdot 10^3 t.$$

Тренды достаточно хорошо отражают тенденцию изменения аварийности, что наглядно видно на графиках рис. 1 (штрихпунктирная линия). Параметры аппроксимирующей простой функции, как правило, имеют физический смысл и легко интерпретируются. Так, например, в уравнении прямой линии параметр a_1 характеризует постоянный прирост аварийности на объектах электроэнергетики.

Простой анализ полученных линейных трендов показывает, что в электроэнергетике за период наблюдения с 1979 по 1986 гг. существовала устойчивая тенденция увеличения суммарного числа аварий и отказов первой степени приблизительно на 1100 случаев в год. Это во многом объяснялось интенсивным развитием энергосистем с вводом и освоением новых энергообъектов, причем основной прирост случаев приходится на электрические сети.

Практика анализа временных рядов показала, что в ряде задач четко проявляется наличие в тренде колебательной составляющей с вполне определенной частотой, которую не следует относить к случайной составляющей регрессионной модели (2). В этих случаях тенденция изменения анализируемого показателя может быть отражена зависимостью вида

$$\begin{aligned} \hat{y}(t) &= a_0 + a_1 t + A \sin(\omega t + \varphi) = \\ &= a_0 + a_1 t + c \sin \omega t + d \cos \omega t. \end{aligned} \quad (5)$$

При фиксированном ω оценки остальных параметров аппроксимирующей функции (5) из условия (4) находятся путем решения системы уравнений:

$$\begin{pmatrix} n+1 & \sum_{i=0}^n t_i & \sum_{i=0}^n \sin \omega t_i & \sum_{i=0}^n \cos \omega t_i \\ \sum_{i=0}^n t_i & \sum_{i=0}^n t_i^2 & \sum_{i=0}^n t_i \sin \omega t_i & \sum_{i=0}^n t_i \cos \omega t_i \\ \sum_{i=0}^n \sin \omega t_i & \sum_{i=0}^n t_i \sin \omega t_i & \sum_{i=0}^n \sin^2 \omega t_i & \sum_{i=0}^n \sin \omega t_i \cos \omega t_i \\ \sum_{i=0}^n \cos \omega t_i & \sum_{i=0}^n t_i \cos \omega t_i & \sum_{i=0}^n \sin \omega t_i \cos \omega t_i & \sum_{i=0}^n \cos^2 \omega t_i \end{pmatrix} \times$$

$$\begin{pmatrix} a_0 \\ a_1 \\ c \\ d \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sum_{i=0}^n y_i \\ \sum_{i=0}^n t_i y_i \\ \sum_{i=0}^n y_i \sin \omega t_i \\ \sum_{i=0}^n y_i \cos \omega t_i \end{pmatrix} \quad (6)$$

Искомая частота выделенной колебательной составляющей тренда (5) определяется из условия минимума среднеквадратичной ошибки.

Вычислительный процесс по отысканию оценок параметров тренда (6) может быть проведен следующим образом. Проверяется диапазон частот от $\omega_{\text{нач}}$ до $\omega_{\text{кон}}$ с шагом $\Delta\omega$ на условие минимума среднеквадратичной ошибки:

$$\hat{\sigma}(\omega) = \min. \quad (7)$$

Значение ω , удовлетворяющее условию (7), определяет искомую частоту колебательной составляющей тренда (5). Соответствующие этой частоте оценки параметров тренда устанавливаются из решения системы уравнений (6). Период колебания тренда вычисляется по формуле

$$T = \frac{2\pi}{\omega}. \quad (8)$$

В качестве примера на рис. 2 приведены данные института «Ростовтеплоэлектропроект» о числе аварийных ситуаций с тяжелыми последствиями на тепловых электростанциях ОЭС Центра за период с 1981 по 1990 гг. Для наглядности эти данные по годам соединены сплошной ломаной линией. В число учитываемых аварийных ситуаций включались нарушения, которые по своим последствиям удовлетворяли хотя бы одному из перечисленных критериев: суммарный экономический ущерб превышает 1 млн руб. в ценах 1991 г.; число погибших: 4 и более человек; число пострадавших: 10 и более человек; значительные выбросы загрязняющих веществ.

На рис. 2 штриховой линией объединены значения одноразового сглаживания по формулам (3). Как видно уже на этой стадии анализа статистических данных четко наблюдаются колебательные свойства искомого тренда. При аппроксимации сглаженных данных функцией (5) получен результат:

$$\hat{y}(t) = 4,61 + 0,452 t + 2,965 \sin t + 0,04 \cos t. \quad (9)$$

Графически аппроксимирующая функция показана на рис. 2 штрихпунктирной линией; период колебания тренда составил 6,3 года.

Целесообразность учета колебательного процесса в тренде подтверждается аналогичными расчетами для тепловых электростанций объединенных энергосистем Урала и Сибири. Кроме того, по данным ВНИПИЭНЕРГОПРОМ за 1977–1987 гг. был выполнен анализ временных рядов числа тяжелых аварий на магистральных тепло-

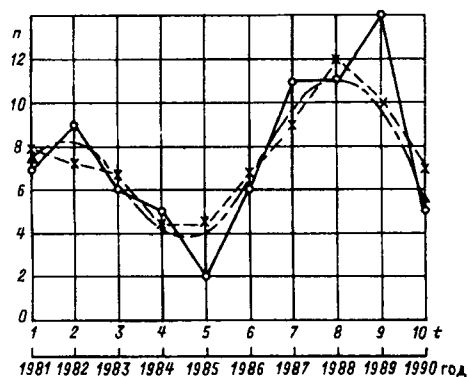


Рис. 2. Число аварий на тепловых электростанциях ОЭС Центра в 1981—1990 гг.: —•— статистические данные; —x— сглаженные данные; —...— аппроксимирующая функция

проводах тепловых сетей в европейской части России, на Урале и в Западной Сибири. Дополнительно по данным ВНИИГАЗ анализировались временные ряды числа крупных аварий на объектах добычи и транспорта газа, произошедших в 1981—1990 гг. Отбор аварий проводился по тем же критериям, что и для аварий на тепловых электростанциях. Большинство аварий имели место на газопроводах по причинам наружной коррозии и дефекта труб, строительно-монтажных работ, механических повреждений и др. Периоды колебания трендов приведены в табл. 2.

Таблица 2

Наименование объектов	Местоположение	Период колебания, год	Неблагоприятный год за период наблюдения
Тепловые электростанции	ОЭС Центра	6,3	1988
То же	ОЭС Урала	11,47	1987
То же	ОЭС Сибири	6,3	1988
Тепловые сети	Европейская часть	7,44	1982
То же	Урал и Западная Сибирь	7,31	1982
Объекты добычи и транспорта газа	Центр	6,53	1986
То же	Поволжье	6,02	1985
То же	Урал	6,87	1986
То же	Западная Сибирь	7,99	1988
Линии электропередачи	ОЭС Центра	10,25	1977
То же	ОЭС Средней Волги	14,45	1978
То же	ОЭС Северного Кавказа	10,16	1978

Обращает на себя внимание близость результатов по определению периода колебания трендов числа тяжелых аварий на тепловых электростанциях, в тепловых сетях электроэнергетики и на объектах газовой промышленности, а также неблагоприятного года за период наблюдения.

В настоящее время преждевременно делать какие-либо обобщающие выводы по природе возник-

новения колебания трендов аварийности на отмеченных объектах и значение периода. В качестве гипотезы можно предположить возможность проявления принципа скользящих среднемаксимальных случайного статистического ряда, сформулированного в теоремах экологии [6] на основе прямых наблюдений в природе и обобщения эмпирических фактов. Принцип гласит: периоды между максимумами временного (или любого другого) случайного условно бесконечного) ряда величин имеют определенную цикличность вне зависимости от характера и происхождения самих величин, т.е. математическое ожидание значения расстояния от максимума до максимума средних равномерно расположенных значений признака не зависит от характера самого случайного ряда. Согласно [6] чаще всего наблюдаются периоды, близкие к $3n$, 3^n , 4 и 5. При этом предполагается, что в основе упорядоченности циклов колебаний на Земле лежат космические процессы.

Для проверки гипотезы необходимо проведение углубленных исследований на более продолжительном периоде наблюдения для разнородных технических систем. Знание законов цикличности применительно к аварийности в технических системах энергетики имеет практическое значение, так как своевременное принятие организационных и технических мер позволит ослабить негативные последствия от возможных аварий в неблагоприятные годы.

В дополнение к сказанному приведем результаты анализа данных ВНИИЭ о числе аварий с массовым разрушением и повреждением опор на воздушных линиях электропередачи от сильного ветра или повышенных гололедных отложений на конструкциях линий за период с 1970 по 1989 гг. При анализе данных оценка тренда находилась в виде (5). В качестве примера на рис. 3 показаны статистические данные (1), сглаженные значения (2) и тренд (3) числа аварий

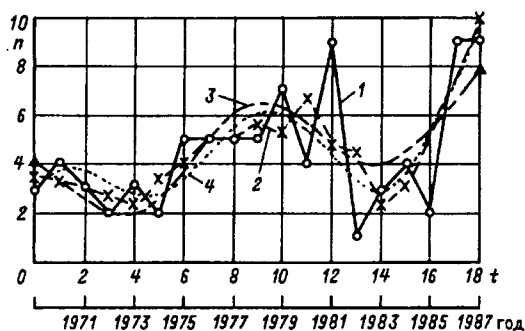


Рис. 3. Число тяжелых аварий на ВЛ ОЭС Северного Кавказа от гололедно-ветровых нагрузок в 1969—1987 гг.: 1 — статистические данные; 2 — сглаженные данные; 3 — аппроксимирующая функция вида $\hat{y} = a + bt + A \sin(\omega t + \varphi)$; 4 — аппроксимирующая функция вида $y = a + bt + \sum_k Q_k \times \sin \frac{2\pi k}{n} t + \sum_k G_k \cos \frac{2\pi k}{n} t$

на воздушных линиях электропередачи в ОЭС Северного Кавказа, описываемый формулой

$$\hat{y}(t) = 2,858 + 0,2t - 1,175 \sin 0,628t + 1,26 \cos 0,628t. \quad (10)$$

Периоды колебательной составляющей трендов указанных аварий и неблагоприятные годы в ОЭС Северного Кавказа, Центра и Средней Волги приведены в табл. 2. Как видно, значения периодов колебательной составляющей трендов разных ОЭС достаточно близки между собой, но значительно отличаются от результатов анализа аварийности на тепловых электростанциях и объектах газовой промышленности.

Для линий электропередачи природа воздействий определена отбором статистической информации об авариях — это неблагоприятные для эксплуатации погодные условия, связанные с образованием повышенных гололедных отложений на элементах линий и сильного ветра. Полученные в результате анализа периоды колебательной составляющей трендов в какой-то мере соответствуют циклам солнечной активности, которая, как установлено, влияет на изменение метеорологических характеристик. Это предположение требует проверки и проведения целенаправленных исследований.

Достоинством методов анализа временных рядов, основанных на отыскании простой аналитической функции, является относительно небольшой объем вычислительных работ, и, кроме того, появляется возможность физической интерпретации результатов анализа. Однако интерпретировать аналитическую функцию как формулу, выражающую закономерность изменения процесса на изучаемом интервале времени, следует с большой осторожностью [7].

В практике анализа временных рядов возможны случаи, когда методы, основанные на отыскании простой аналитической функции, оказываются неэффективными. Тогда требуется расширить набор базисных функций. Соображения, которые при этом используются, базируются на физическом анализе изучаемого явления, а также принимаются алгоритмические удобства использования выбираемого набора функций. Как показала практика анализа аварийности в энергосистемах, в качестве базисных функций удобно принимать систему тригонометрических функций вида

$$\lambda_0(t) = 1; \quad \lambda_l(t) = \cos \frac{2\pi l t}{n+1}; \\ j_l(t) = \sin \frac{2\pi l t}{n+1} \quad \left(l=1, \dots, l; \quad l \leq \frac{n-1}{2} \right), \quad (11)$$

которая является ортогональной на множестве точек наблюдения, когда эти точки являются равноотстоящими с шагом 1: $t_0=0$; $t_1=1$; $t_2=2$, ..., $t_n=n$.

К указанной системе функций (11) целесо-

образно добавить монотонную функцию вида

$$\omega(t) = t \quad (12)$$

и к полученной в целом системе функций (11) и (12) применить процедуру ортогонализации [9].

Изложенный метод был применен для нахождения оценки тренда аварийности на воздушных линиях ОЭС Северного Кавказа от гололедно-ветровых нагрузок. Полученное при этом аналитическое приближение имеет вид

$$\hat{y}(t) = 0,6 + 0,44t + 0,44 \cos \frac{2\pi t}{19} + 1,85 \sin \frac{2\pi t}{19} + 1,8 \cos \frac{4\pi t}{19} + 0,32 \sin \frac{4\pi t}{19}, \quad (13)$$

которое на рис. 3 показано графиком 4.

Достоинство рассмотренного метода заключается в его универсальности, однако он требует относительно увеличенный объем вычислений для достижения приемлемой точности результатов.

Пример анализа аварий на воздушных линиях ОЭС Северного Кавказа наглядно продемонстрировал тот факт, что оценка тренда может иметь несколько аналитических приближений [в данном примере получены функции (10) и (13)]. Чтобы иметь уверенность в том, что полученная оценка тренда не находится в явном противоречии с данными наблюдения, необходимо выполнить проверку на статистическую значимость с использованием статистики Фишера F [3].

Уравнение регрессии в целом считается значимым с уровнем значимости α (соответственно доверительная вероятность $p=1-\alpha$), если значение статистики F удовлетворяет неравенству

$$F > F_{1-\alpha}(l, n-1), \quad (14)$$

в правой части которого находится определяемое по специальным таблицам критическое значение распределения Фишера, соответствующее уровню значимости α с l и $n-1$ степенями свободы.

В практических расчетах широкое употребление получил 5%-ный уровень значимости, т.е. $\alpha=0,05$. Проверка (9), (10) и (13) при данном уровне значимости показала выполнение неравенства (14), т.е. можно утверждать, что с достаточно высокой вероятностью полученные оценки трендов не находятся в явном противоречии со статистическими данными на периоде наблюдения.

Прогноз аварийности. Задача прогноза аварийности заключается в оценке возможных значений показателей аварийности за пределами периода наблюдения, т.е. для временного ряда (1) — оценка y_i при $t_i > T$. Методы прогнозирования, как правило, основаны на использовании результатов проведенного анализа статистической информации на периоде наблюдения. При этом полагают, что найденные на стадии анализа тенденции изменения параметров будут

сохраняться в течение какого-то промежутка времени. Справедливость такого допущения основана на свойстве инертности больших технических систем. В частности, многолетние статистические данные о технологических нарушениях в энергосистемах свидетельствуют об отсутствии каких-либо резких изменений по годам общего количества технологических нарушений согласно принятой классификации в [1].

Для прогнозирования используется аналитическое приближение, найденное на стадии анализа для оценки тренда аварийности (уравнения регрессии). При этом оценки тренда должны быть статистически значимы хотя бы для 5%-го уровня. Для более уверенных заключений желательно иметь 1%-ный уровень значимости.

В случае получения удовлетворительного уровня значимости уравнение регрессии может использоваться для прогноза показателя аварийности в момент времени $t_i > T$. Но это всего лишь точечная оценка будущего значения. Для повышения достоверности прогноза необходимо по заданной доверительной вероятности p построить соответствующий доверительный интервал для величины $y(t)$. Этот интервал с вероятностью p покрывает прогнозируемое значение для момента времени $t > T$.

Формулы для определения границ $\hat{y}_1(t)$, $\hat{y}_2(t)$ доверительных интервалов $y_1(t) < \hat{y}(t) < \hat{y}_2(t)$ в общем случае приведены в [3, 8].

С увеличением t ($t = T+1, T+2, \dots$) при постоянной доверительной вероятности p имеет место расширение доверительного интервала оценки. Таким образом, точность вырабатываемой при прогнозировании информации о возможных изменениях параметров аварийности уменьшается с увеличением глубины прогнозирования, т.е. происходит дисконтирование перспективной информации.

Глубина прогнозирования теоретически не ограничена. В практике эксплуатации электроэнергетических систем результаты прогнозирования могут быть использованы при технико-экономическом планировании, когда глубина прогнозирования составляет 1–2 года. Для такой глубины полученные границы являются вполне приемлемыми.

Некоторые результаты могут быть полезными при большей глубине прогнозирования. Например, для решения вопросов организации эксплуатации систем практическое значение имеют установленные периоды колебания трендов аварийности. Их следует учитывать при составлении долгосрочного графика вывода основного оборудования в капитальный ремонт. Вполне понятно, что в ожидаемые неблагоприятные годы по количеству тяжелых аварий вывод оборудования в капитальный ремонт целесообразно не-

сколько ограничить с целью снижения негативных последствий от аварий. Потребуется также более тщательная проверка работы противоаварийной автоматики, пополнение запасов материалов и средств для проведения внеплановых ремонтов и ряд других мер.

Выводы. 1. Существующая в настоящее время практика анализа технологических нарушений в электроэнергетических системах не способствует принятию обоснованных рекомендаций и решений по улучшению показателей аварийности.

2. Для снижения тяжести последствий от аварий в электроэнергетических системах необходимо периодически выполнять углубленный анализ аварийности в системе и его результаты использовать для совершенствования организации эксплуатации в части проведения капитального ремонта основного оборудования и профилактических испытаний противоаварийной автоматики, а также для подготовки эксплуатационного персонала к действиям в экстремальных ситуациях.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Инструкция по расследованию и учету технологических нарушений в работе электростанций, сетей и энергосистем. — М.: ОРГРЭС, 1993.
2. Скопинцев В.А. Актуальные вопросы управления риском возникновения аварий на объектах электроэнергетики. — Электрические станции, 1996, № 5.
3. Колемаев В.А., Староверов С.В., Турундаевский В.Б. Теория вероятностей и математическая статистика. — М.: Высшая школа, 1991.
4. Теория прогнозирования и принятия решений / Под ред. С.А. Саркисяна. — М.: Высшая школа, 1977.
5. Волков Е.А. Численные методы. — М.: Наука, 1987.
6. Реймерс Н.Ф. Экология (теория, законы, правила, принципы и гипотезы) — М.: Россия молодая, 1994.
7. Кильдишев Г.С., Френкель А.А. Анализ временных рядов и прогнозирование. — М.: Статистика, 1973.
8. Бочаров П.П., Печинкин А.В. Математическая статистика. — М.: Изд-во университета дружбы народов, 1994.
9. Ланцош К. Практические методы прикладного анализа. — М.: Изд-во ФМЛ, 1961.

[20.03.97]

А в т о р ы : Скопинцев Владимир Алексеевич окончил электроэнергетический факультет Московского энергетического института в 1965 г. В 1975 г. защитил кандидатскую диссертацию по применению динамических характеристик для исследования электрических систем. Начальник головного научно-методического центра ПИ и НИИ «Энергосетьпроект».

Морошкин Юрий Викторович окончил механико-математический факультет Московского государственного университета в 1961 г. В 1985 г. защитил кандидатскую диссертацию по методам расчета устойчивости современных электрических систем. Старший научный сотрудник ПИ и НИИ «Энергосетьпроект».

Обобщенные способы выявления асинхронного режима энергосистемы

ЯКИМЕЦ И.В., ГЛУСКИН И.З., НАРОВЛЯНСКИЙ В.Г.

Для электроэнергетических систем сложной структуры разработаны способы выявления двухмашинного и многомашинного асинхронных режимов на основе измерения углов между векторами напряжений эквивалентных генераторов и векторами напряжений в контролируемых узлах. Рассмотрена возможность корректировки параметров электроэнергетической системы в асинхронном режиме и разработаны алгоритмы селективной ликвидации асинхронного режима, которые основаны на использовании микропроцессорной техники.

Ключевые слова: электроэнергетическая система, асинхронный режим, эквивалентный генератор, устойчивость

Асинхронные режимы (АР), характеризующиеся протеканием больших токов, глубокими посадками напряжения вблизи электрических центров качания (ЭЦК) и колебаниями активной мощности, представляют серьезную опасность для силового генераторного оборудования и потребителей электроэнергетических систем (ЭС) [1]. Оценка работы большинства типовых устройств автоматики ликвидации асинхронного режима (АЛАР) показывает, что они реализуют способы, позволяющие фиксировать наличие АР только при представлении энергосистемы двухмашинным эквивалентом, малоэффективны в зоне срабатывания углов $\delta = 90^\circ - 180^\circ$ и неэффективны при селективном выявлении многомашинного АР в связи с зависимостью измеряемых токов и напряжений от значений модулей и углов нескольких (более двух) эквивалентных ЭДС [2].

Хотя в комплексе противоаварийного автоматического управления ликвидация АР рассматривается как операция, действующая после мероприятий, предотвращающих нарушение устойчивости ЭС (автоматика разгрузки и загрузки генераторов, отключение нагрузки и т.п.), при сложной структуре сети, характерной для ЕЭС России, актуальным является выявление и прекращение АР на его первом цикле с прогнозированием развития асинхронного процесса. При этом должны учитываться действия устройств автоматического предотвращения нарушения устойчивости (АПНУ), приводящие в ряде случаев к существенному изменению параметров ЭЭС.

Для эффективной и надежной работы ЭЭС сложной структуры необходимо своевременно вы-

Methods for revealing two-machine and multi-machine asynchronous condition for electrical power systems with a complex structure have been developed on the basis of measuring angles between voltage vectors of equivalent generators and voltage vectors in controlled nodes. The possibility of adjusting electrical power system parameters under asynchronous condition is considered. Algorithms for selective liquidating asynchronous condition based on microprocessor engineering have been developed.

Key words: electrical power system, asynchronous condition, equivalent generator, stability

являть и селективно ликвидировать как двухмашинный, так и многомашинный АР, прогнозировать развитие АР на его первом цикле и учитывать реальное изменение параметров энергосистемы в процессе АР.

Далее рассматривается возможное решение перечисленных проблем на основе определения углов между векторами эквивалентных ЭДС асинхронно движущихся частей ЭЭС и векторами напряжений узлов, контролируемых устройством АЛАР, при использовании для преобразования измеряемых режимных параметров (токов и напряжения) микропроцессорной техники. Частичное решение рассматриваемых задач приведено в [3, 4].

Размещение устройств АЛАР и их настройка осуществляются на основе расчетов установившихся и переходных процессов, возникающих при различных возмущениях в ЭЭС. Такие расчеты позволяют выявить области сечений асинхронного хода (АХ), по которым возможны асинхронные режимы, параметры этих режимов и их влияние на энергосистему. В зависимости от вида и места возмущения возможно существование нескольких сечений АХ, охватывающих одну или несколько ветвей ЭДС. Дальнейший анализ проводится на основе допущения о том, что части ЭЭС по разные стороны от сечения АХ остаются в процессе АР внутренне синхронными и для этих частей могут быть составлены схемы замещения с эквивалентными генераторами и связью между ними.

Адекватность действия АЛАР процессам, происходящим в ЭЭС, полностью зависит от точности эквивалентирования, причем параметры эквивалентных цепей, включающих синфазно

движущиеся генераторы, должны соответствовать критериям эквивалентирования, требующим инвариантности параметров режима в узлах замыкания отдельных частей ЭЭС [5]:

$$\underline{Y}_{mi} \underline{E}_i = \underline{Y}_m^3 \underline{E}_m^3, \quad m \in k, \quad (1)$$

где k — число узлов замыкания частей ЭЭС; \underline{E}_i , \underline{E}_m^3 , \underline{Y}_{mi} , \underline{Y}_m^3 — комплексные ЭДС и собственные проводимости ветвей замыкания соответственно в исходной и преобразованной схемах.

Критерий эквивалентности по выражению (1), определяя лишь значение произведения $\underline{Y}_m^3 \underline{E}_m^3$, может выполняться при разных значениях параметров \underline{Y}_m^3 и \underline{E}_m^3 в зависимости от выбранного способа эквивалентирования. В то же время для учета возможного изменения параметров в процессе АР целесообразно базироваться на способах эквивалентирования, позволяющих прямым или косвенным путем определять эти изменения в реальном времени асинхронного режима.

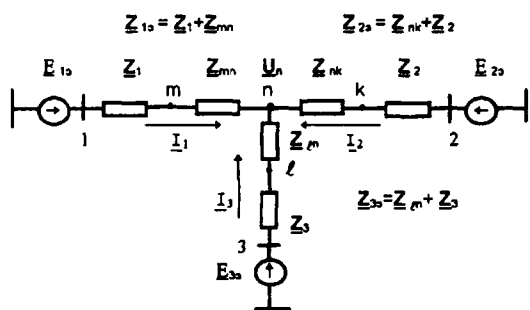


Рис. 1. Расчетная схема замещения электропередачи с тремя эквивалентными генераторами

На рис. 1 представлена расчетная схема замещения электропередачи с тремя эквивалентными генераторами. Определяемая методом эквивалентных источников ЭДС каждого генератора равна

$$\underline{E}_i^3 = E_i^3 e^{j\psi_i} = \frac{\sum_{j=1}^n \underline{E}_j \underline{Y}_{ij}}{\sum_{j=1}^n \underline{Y}_{ij}}, \quad (i = 1, 2, 3). \quad (2)$$

Проводимости лучей схемы относительно узла n

$$\underline{Y}_{ni}^3 = \underline{I}_i / \underline{U}_n \quad \text{при} \quad \underline{E}_i^3 = 0, \quad (3)$$

где \underline{Y}_{ni}^3 , \underline{I}_i — комплексные проводимость и ток ветви i ; \underline{U}_n — комплексное напряжение в узле n .

Сопротивления участков линий и нагрузок в выражениях (2), (3) принимаются не зависящими от изменения частоты системы в пределах рассматриваемых скольжений.

Пусть в узле n установлено микропроцессор-

ное устройство, способное выделить ортогональные составляющие измеренных напряжения и токов отходящих линий, однозначно связанных с фазой опорного напряжения. Тогда, полагая, что при измерении характеристик процесса ускорения роторов эквивалентных генераторов мало влияет на значение угла, частоту процесса в пределах интервала измерения можно принять одинаковой для всех эквивалентных генераторов. В этом случае при известных \underline{U}_n , \underline{I}_i , \underline{Z}_{i3} значение ЭДС эквивалентного генератора в АР определяется в виде

$$\underline{E}_i^3 = \underline{U}_n + \underline{I}_i \underline{Z}_{i3}, \quad i = 1, 2, 3. \quad (4)$$

Используя понятие центра инерции [6], средневзвешенный по инерционным постоянным угол генератора эквивалентной системы относительно синхронной оси (фазы опорного напряжения) может быть представлен в виде

$$\delta_f^3 = \frac{\sum_{k=1}^n T_{jk} \delta_k}{\sum_{k=1}^n T_{jk}}, \quad (5)$$

где δ_k , T_{jk} — угол и постоянная инерции k -го генератора, входящего в i -ю эквивалентную схему.

Соответственно разность углов роторов двух эквивалентных генераторов, например 1 и 2, равна

$$\delta_{12} = \psi_1 - \psi_2 - \psi_{012}, \quad \psi_{012} = \psi_{01} - \psi_{02}. \quad (6)$$

где $\psi_{01} = \psi_1 - \delta_1^c$ — постоянная величина при неизменной структуре энергосистемы.

В процессе длительного АР вследствие управляющих и коммутационных действий противоаварийной автоматики (ПА), приводящих к изменению структуры сети, необходима периодическая корректировка параметров эквивалентной модели ЭЭС.

Измеренные при АР временные функции токов и напряжения в контролируемом узле можно представить в виде разложения в ряд Фурье по составляющим спектра, близким к основной частоте [4]. Поскольку в исследуемых функциях присутствует несколько колебаний, близких по значению частот, то наложение спектров приводит к ограничению реального времени единичного измерения, необходимого для идентификации частот. В связи с этим корректировка параметров эквивалентных схем наиболее реальна на втором и последующих циклах АР, когда формируются действия второй и третьей ступеней АЛАР [2].

Если хотя бы один из эквивалентных генераторов имеет частоту, отличную от синхрон-

ной ω_0 , то процессы в ЭЭС можно анализировать методом суперпозиции частных эквивалентных схем, число которых соответствует числу эквивалентных генераторов. При этом действительно наблюдаемые величины (напряжение и токи в узле) можно понимать как наложение функций соответствующих частот во временной области:

$$U(t) = \sum_{k=1}^n U_k(t, \omega_k); \quad i_k = \sum_{k=1}^n i_k(t, \omega_k), \quad (7)$$

где n — число эквивалентных генераторов.

Спектральный анализ реально измеряемых значений тока и напряжения в узле [4] открывает возможность прямого измерения эквивалентных параметров асинхронно движущихся частей ЭЭС при принятом способе эквивалентирования. Пусть, например, ротор генератора E_1^3 (рис. 1) движется с частотой $\omega_1 = \omega_0$. Тогда по определенным в результате спектрального анализа току $I_1(\omega_0)$ и напряжению $U_n(\omega_0)$ можно получить на синхронной частоте комплексную проводимость

$$Y_1(\omega_0) = I_1(\omega_0)/U_n(\omega_0). \quad (8)$$

Соответственно на асинхронной частоте:

$$Y_2(\omega_1) = I_2(\omega_1)/U_n(\omega_1); \quad (9)$$

$$Y_3(\omega_1) = I_3(\omega_1)/U_n(\omega_1). \quad (10)$$

Полагая, что значения проводимостей мало изменяются в зависимости от частоты асинхронно движущихся частей ЭЭС в диапазоне реальных частот АР, полученные значения можно рассматривать как эквивалентные проводимости в схеме замещения ЭЭС. Эквивалентные ЭДС определяются из уравнений баланса напряжений в ветвях генераторов с частотами ω_1 и ω_0 в виде:

$$\left. \begin{aligned} \underline{E}_1^3(\omega_1) &= I_1(\omega_1)/Y_1 + \underline{U}_n(\omega_1); \\ \underline{E}_2^3(\omega_0) &= I_2(\omega_0)/Y_2 + \underline{U}_n(\omega_0); \\ \underline{E}_3^3(\omega_0) &= I_3(\omega_0)/Y_3 + \underline{U}_n(\omega_0). \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

Если в процессе АР вследствие действия регуляторов скорости и возбуждения или коммутационных мероприятий, связанных с отключением части нагрузки, изменяется структура сети, то изменяются и эквивалентные параметры \underline{E}^3 , \underline{Z}_3 , ψ . Необходимо отметить, что, хотя небаланс мощности на валу эквивалентного генератора может изменяться скачком, угол δ^c , являясь по отношению к ускорению интегральной величиной, должен изменяться плавно. В связи с этим скачкообразное изменение ψ в процессе АР следует связать с коммутационными действиями ПА.

Методы оценки параметров сигналов в задачах защиты и противоаварийной автоматики в зависимости от способа задания известных сведений о контролируемых процессах можно раз-

делять на три основные группы: в виде дифференциальных уравнений, в виде функций времени и в виде описания сигналов в частотной области.

Представление измеряемых в узле ЭЭС токов и напряжения ортогональными составляющими обеспечивает возможность вычисления всех требующихся для реализации алгоритмов управления АЛАР параметров [7]. Непрерывный входной сигнал может быть преобразован в последовательность дискретных значений (с выборкой через равные интервалы времени) при выполнении условия

$$f_a > 2f_{\max}, \quad (11)$$

где f_a — частота выборки; f_{\max} — максимальная частота в составе спектра измеряемого сигнала.

Если в качестве оценки ширины полосы спектра $\Delta\omega$, соответствующей условиям измерения процесса с частотой ω_0 принять расстояние между первыми нулями амплитудно-частотной характеристики, то относительная погрешность измерения оценивается выражением

$$\Delta\omega/\omega_0 = 1/n, \quad (12)$$

где n — целое число периодов, укладываемых на интервале измерения.

В соответствии с (11) и (12) характерное значение интервала измерения режимных параметров микропроцессорным устройством в диапазоне частот 50 Гц должно составлять от 5 до 10 периодов промышленной частоты, а для разности частот, отличающихся на 0,5 Гц — порядка 2 с. С учетом достаточно малого времени расчета (1,5–2 мс) ортогональных составляющих измеренных величин и их преобразования по заданному алгоритму работы выходные сигналы устройства можно рассматривать как усредненные на интервале измерения, что позволяет отслеживать динамику процесса развития асинхронного режима в ЭЭС.

Сравнение рассматриваемого способа выявления АР по реальному значению угла между векторами эквивалентных ЭДС с базовыми принципами построения типовых устройств АЛАР показывает, что выявление АР на первом цикле проворота связано с обязательной фиксацией перехода этого угла через максимальное критическое значение. Реле тока, напряжения или полного сопротивления для этой цели не пригодны, так как в окрестности $\delta_{\text{кр max}}$ указанные параметры изменяются не монотонно, а проходят свои экстремальные значения. В связи с этим в типовых устройствах АЛАР переход угла δ через максимальное критическое значение фиксируется косвенно путем использования в качестве выявитель-

ного органа реле мощности или реле угла между током и напряжением [2]. Действие типовых устройств выявления двухмашинного АР основано на том, что за полный цикл проворота роторов двух эквивалентных генераторов взаимная составляющая активной мощности дважды изменяет свой знак. При многомашинном АР этот принцип фиксации максимального критического угла, неприменим, поскольку взаимная составляющая активной мощности меняет свой знак за период более двух раз, а колебания тока не согласуются с изменением направления мощности [8]. Использование в качестве параметра выявительного органа угла передачи, определяемого на основе ортогонального преобразования измеренных в узле токов и напряжения при известных эквивалентных параметрах ЭЭС, позволяет снять эти ограничения.

Принцип косвенного определения угла между векторами ЭДС эквивалентных генераторов, используемый в типовых устройствах АЛАР, дает возможность фиксировать его переход через 180° . В то же время, хотя в соответствии с требованиями селективности срабатывания автоматики ликвидации АР должно быть отстроено от действия устройств АПНУ и синхронных качений, выявление АР после прохождения углом критического значения в большинстве случаев констатирует факт уже нарушений устойчивости. Для современных энергосистем согласно [9] более эффективными являются принципы работы АЛАР, позволяющие в реальном масштабе времени асинхронного процесса прогнозировать его развитие на основе граничных характеристик устойчивости ЭЭС при динамических переходах. В двухмашинных схемах ЭЭС это может быть реализовано при непосредственном определении углов между векторами эквивалентных ЭДС и построении функциональной зависимости между измеряемым углом и углом δ_3 , являющимся параметром второй формы критерия устойчивости Горева [6].

При двухмашинном АР для построения алгоритма работы АЛАР необходимо задать значение допустимого по условиям устойчивой работы угла $\delta_{3\text{доп}}$:

$$\left. \begin{aligned} \delta_3 > \delta_{3\text{доп}}; \quad \delta_3 = \delta_{12} + \alpha; \\ \alpha = \arctg \left[\frac{K_{j12} - 1}{K_{j12} + 1} \operatorname{tg}(\alpha'_{12}) \right]; \\ \alpha'_{12} = \alpha_{12} - \psi_{012}; \quad K_{j12} = T_{j1}/T_{j2}; \\ T_{j1} = \sum_{i=1}^n T_{ji}; \quad T_{j2} = \sum_{i=1}^m T_{ji}; \quad T_{ji} = \frac{T_{j\text{ном}} P_{\text{ти ном}}}{P_6}, \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

где α_{12} — угол, характеризующий сопротивление связи; T_{j1} , T_{j2} — постоянные инерции эквивалентных частей энергосистемы, приведенные

к базисной мощности; $P_{\text{ти ном}}$ — номинальная мощность турбины i -го генератора; n , m — число генераторов в эквивалентных частях энергосистемы.

Граничный по условиям устойчивости процесс в двухмашинной схеме при критическом скольжении $s_{\text{кр}}=0$ характеризуется углом

$$\delta_{3\text{кр}} = 180^\circ. \quad (14)$$

При размещении устройства выявления АР в узле n отбора мощности (рис. 1 при $E_{33}=0$) сопротивление связи

$$Z_{12} = Z_{12} e^{j\varphi_{12}} = Z_{13} + Z_{23} + Z_{13} Z_{23} / Z_{33}; \quad (15)$$

$$\alpha_{12} = 90^\circ - \varphi_{12}.$$

Динамически устойчивый режим при асинхронном движении двух частей ЭЭС можно выявить и на основе фазовых траекторий «угол—скольжение», сопоставив текущее значение δ_3 и взаимного скольжения после перехода на послеаварийный режим с граничной фазовой траекторией, соответствующей этому режиму. Условие срабатывания устройства по критерию устойчивости (равенство площадок ускорения и торможения эквивалентного генератора) записывается в виде

$$s(\delta_3) > s_{\text{доп}}, \quad (16)$$

где $s(\delta_3)$ — текущее скольжение; $s_{\text{доп}}$ — допустимое скольжение на границе устойчивости, соответствующее текущему углу δ_3 .

Значение допустимого скольжения оценивается как предельное с точки зрения устойчивости эквивалентного генератора с параметрами, эквивалентирующими рассматриваемую ЭЭС и ее режим:

$$s_{\text{доп}}^2 = 2\omega_0 \frac{N}{T_{j3}} (1 + \cos \delta_3); \quad T_{j3} = T_{j1} T_{j2} / (T_{j1} + T_{j2});$$

$$N = P_{12\text{м}} \cos \alpha'_{12} / P_6 \cos \alpha; \quad P_{12\text{м}} = E_1^3 E_2^3 / Z_{12}, \quad (17)$$

где N — приведенное к базисной мощности значение амплитуды мощности эквивалентного генератора; T_{j3} — приведенная постоянная инерции ротора генератора.

Соотношение (17) соответствует режиму максимального скольжения, что позволяет отстроиться от процессов синхронных качений и влияния специальных мероприятий, производимых в асинхронном режиме для расширения области, охваченной граничной характеристикой.

В процессе работы микропроцессорного устройства на каждом шаге измерения вычисляются допустимое скольжение $s_{\text{доп}}(\delta_3)$ и текущее скольжение

$$s(\delta_3) = \Delta\delta_3/\Delta t, \quad (18)$$

где $\Delta\delta_3$ — изменение эквивалентного угла за интервал измерения Δt .

Использование в качестве определяющего параметра угла $\delta_{\text{экp}} = 180^\circ$ рассматривается как простое прогнозирование развития АР. Выполнение соотношений (16)–(18) соответствует сложному прогнозированию АР в диапазоне изменения угла $\delta_3 < \delta_{\text{экp max}}$. Оба условия базируются на реализации критериев устойчивости [6] при представлении ЭЭС двухмашинной эквивалентной схемой.

При многомашинном асинхронном режиме в ЭЭС критерии устойчивости, подобные (14) и (16), могут быть реализованы в определенных случаях в виде уравнений, характеризующих некоторую поверхность. Для трехмашинной консервативной модели ЭЭС известны способы оценки границы устойчивости на основе определения взаимных углов и взаимных мощностей трех эквивалентных генераторов [10]. Однако использование чрезмерно сложных критериев в устройствах АЛАР с учетом его иерархии в системе мероприятий ПА вряд ли целесообразно. Поскольку ресинхронизация при многомашинном АР маловероятна [1], то его ликвидация, как правило, осуществляется принудительным делением ЭЭС с выделением ряда двухмашинных схем. В связи с невозможностью типовыми устройствами АЛАР выделить в многомашинной схеме ЭЭС определенную часть системы, перешедшую в АР, для неселективного деления на предполагаемые приблизительно сбалансированные части используются параметры исходного доаварийного режима. Естественно, что такая неопределенность приводит в ряде случаев не к прекращению, а к развитию аварии.

Использование микропроцессорного устройства, позволяющего в реальном масштабе времени аварийного процесса вычислять взаимные углы между асинхронно движущимися частями ЭЭС, дает возможность зафиксировать выпадение из синхронизма одной из частей многомашинной схемы ($\delta_{ij} > 180^\circ$) и селективно отделить ее от других частей ЭЭС. При этом, например, для схемы рис. 1 выбор отделяемой части можно осуществить либо по значению минимального угла δ между остающимися в работе частями

$$\delta_{ij} = 180^\circ; \delta = \min \{ |\delta_{kn}| \}, \quad n = j, i, \quad (19)$$

либо по значению максимального угла одного из двух находящихся в противофазе генераторов

$$\delta = \max \{ |\delta_n| \}, \quad n = j, k. \quad (20)$$

Наличие информации фазочастотного анализа измеренных в узле токов и напряжения не требует определения эквивалентных параметров ЭЭС

при вычислении взаимных углов между роторами эквивалентных генераторов [4]. Прекращение двухмашинного АР в разделившихся частях осуществляется на основе условий (14) или (16).

В энергосистемах сложной структуры существует несколько сечений АХ, причем каждое сечение может охватывать несколько ветвей, связывающих асинхронно двигающиеся части ЭЭС. В общем случае эти ветви с соответствующими узлами примыкания могут рассматриваться как зоны, контролируемые АЛАР. При этом устройства, установленные в данном сечении, не должны реагировать на признаки АР в другом сечении, если в нем установлены свои устройства аналогично назначения. Одновременное деление ЭЭС по разным сечениям может привести к тяжелым последствиям вследствие выделения несбалансированной по активной мощности части ЭЭС.

Согласно [1, 2], одним из характерных признаков АР в контролируемом сечении является попадание в него точки ЭЦК. В соответствии с этим работа устройств селективной автоматики выявления и прекращения АР на основе измерения углов характеризуется определенной закономерностью: переходом режимного параметра — взаимного угла δ_{ij} через критическое значение и фиксацией расположения ЭЦК в контролируемой зоне при $\delta_{ij} = \delta_{ij \text{ кp}}$. Переход δ_{ij} через критическое значение фиксируется выявительным органом устройства, а нахождение ЭЦК в контролируемой зоне — пусковым органом.

Равенство $\delta_{12} = 180^\circ$ (рис. 1) говорит о наличии асинхронного режима в цепи $l-n-2$ с возможным расположением сечения АХ в одной из точек этой цепи. Для фиксации попадания сечения АХ в зону $m-l-k$, контролируемую устройством АЛАР, расположенным в узле n , используются дополнительные соотношения, учитывающие нахождение ЭЦК в этой области. В частности при $\delta_{12} = 180^\circ$ выполнение условий

$$\arg(\underline{U}_n) - \arg(\underline{U}_m) = |\pi| \quad (21)$$

или

$$\arg(\underline{U}_n) - \arg(\underline{U}_k) = |\pi| \quad (22)$$

означает попадание точки ЭЦК в контролируемую зону $m-n-k$. При $\delta_{23} = 180^\circ$ аналогичные условия должны выполняться для контролируемой зоны $k-n-l$, а при $\delta_{31} = 180^\circ$ — для зоны $l-n-m$.

Для фиксации попадания ЭЦК в граничные узлы m, n, k контролируемых зон используются соотношения:

$$\left| \frac{\underline{U}_n}{\underline{U}_n - \underline{U}_m} \right| = \{1; 0\}; \quad \left| \frac{\underline{U}_n}{\underline{U}_n - \underline{U}_k} \right| = \{1; 0\}. \quad (23)$$

При выходе точки ЭЦК за пределы конт-

ролируемой зоны критерии (21)–(23) не выполняются и выявление АР осуществляют смежные устройства аналогичного типа.

В случае двухмашинного АР в качестве определяющего параметра рассматривается угол $\delta_3 = \delta_{\text{экр}}$. Согласно [4] угол δ_{mn} между векторами напряжений в узлах примыкания двух асинхронно движущихся частей ЭЭС при $\delta_{12}^c = 180^\circ$ равен

$$\delta_{mn}(\delta_{12}^c = 180^\circ) = 180^\circ - \Phi_m + \Phi_n, \quad (23)$$

где Φ_m , Φ_n — углы, характеризующие неоднородность электропередачи, функционально зависящие от значений эквивалентных сопротивлений до узлов примыкания и отношения модулей эквивалентных ЭДС. В соответствии с (23) угол δ_{mn} при $\delta_{12}^c = 180^\circ$ отличается от δ_{12}^c и может совпадать с ним только при равенстве $\Phi_m = \Phi_n$. Такая как сечение АХ в большинстве случаев делит ЭЭС на две несимметричные части, то линия электропередачи между эквивалентными генераторами практически всегда неоднородна. Следствием этого является смещение нелинейной характеристики $\delta_{mn} = f(\delta_{12}^c)$ относительно центра координат. Это смещение становится еще более заметным, если в качестве определяющего параметра используется эквивалентный угол δ_3 и характеристика $\delta_{mn} = f(\delta_3)$.

В типовых устройствах АЛАР пусковые органы используют дистанционный принцип определения места ЭЦК при изменении знака активной мощности. Критерии (21) и (22) реализуют аналогичные функции, но на основе измерения углов. В связи с этим при формировании эксплуатационных характеристик микропроцессорного устройства могут быть использованы некоторые технологические операции типовой аппаратуры (выдержки времени запуска выходных реле, оценка периода асинхронного режима, блокировка работы смежных устройств и т. п.).

Для проверки работоспособности программного комплекса расчетов настройки полномасштабного образца микропроцессорного устройства АЛАР [4] был выполнен ряд вычислений,

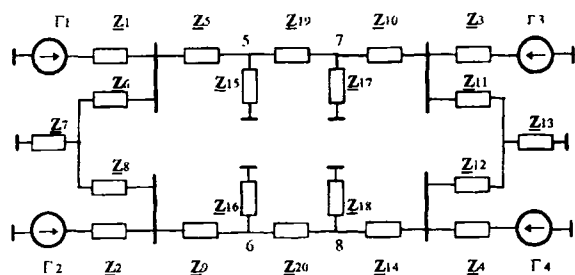


Рис. 2. Расчетная схема ЭЭС для анализа двухмашинного асинхронного режима

характеризующих его работу в двухмашинном и трехмашинном АР энергосистемы. Расчетная схема ЭЭС для двухмашинного режима приведена на рис. 2. Параметры элементов схемы: мощность генераторов $G1, G3$ — 40 МВт; $G2, G4$ — 60 МВт; постоянные инерции номинальные $T_{j1} = 12$ с; $T_{j2} = 8$ с; $T_{j3} = 10$ с; $T_{j4} = 7$ с; генераторные сопротивления $Z_1 = Z_2 = Z_3 = Z_4 = j297,3$ Ом; сопротивления нагрузки $Z_7 = Z_{15} = Z_{16} = Z_{17} = Z_{18} = Z_{13} = 1465 + j230,25$ Ом; сопротивления линий $Z_5 = Z_6 = Z_8 = Z_9 = Z_{10} = Z_{11} = Z_{12} = Z_{14} = Z_{19} = Z_{20} = 12 + j43$ Ом. Все параметры приведены к напряжению 220 кВ.

Рассмотрено два режима: с одной ветвью примыкания между узлами 5 и 7 и с двумя ветвями примыкания между узлами 5–7 и 6–8. Эквивалентные группы образуют генераторы с ЭДС E_1, E_2 и E_3, E_4 . Значения углов ЭДС генераторов в доаварийном режиме: $\delta_1 = 60^\circ$, $\delta_2 = 70^\circ$, $\delta_3 = \delta_4 = 0$. Для обоих режимов используется эквивалентная схема согласно рис. 1 при $E_3 = 0$, имеющая разные параметры относительно рассматриваемых узлов примыкания (устройства расположены в узлах 5 и 8).

На рис. 3 приведены кривые зависимостей абсолютных значений и аргументов векторов напряжений в узлах 5 и 7 для рассматриваемой ЭЭС с одной ветвью примыкания в функции от отношения модулей эквивалентных ЭДС при $\delta_3 = 185^\circ$. Аналогичная зависимость разности аргументов векторов напряжений в указанных узлах приведена на рис. 4, а. При угле $\delta_3 = 180^\circ$ точка ЭЦК находится вне контролируемой зоны и должна фиксироваться смежными устройствами АЛАР. В данном случае отличие угла δ_3 от его критического значения следует связать с неодинаковой величиной модулей эквивалентных

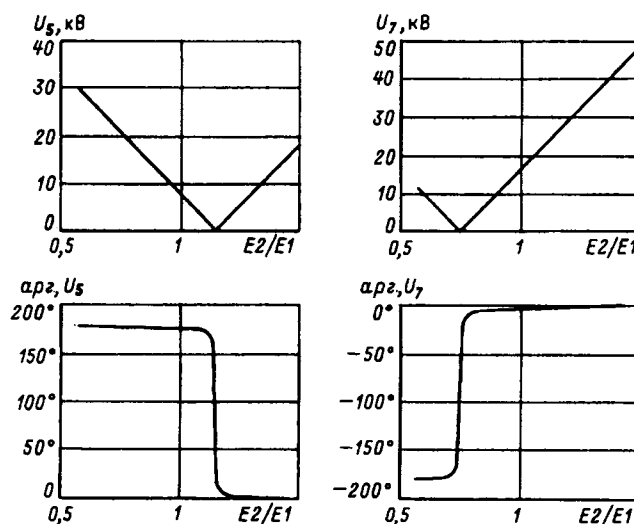


Рис. 3. Изменение абсолютных значений и аргументов векторов напряжений в узлах двух асинхронно движущихся частей ЭЭС (одна ветвь примыкания)

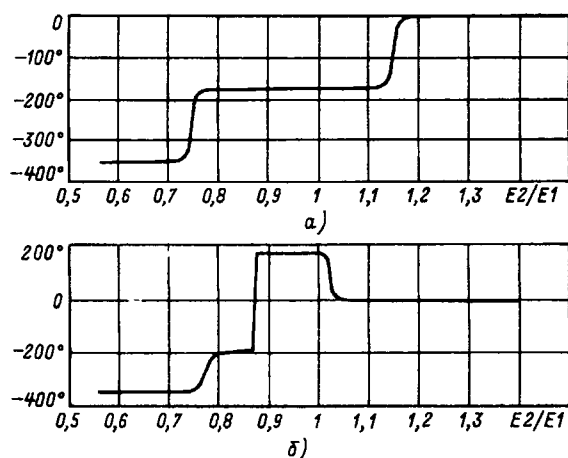


Рис. 4. Разность аргументов векторов напряжений в узлах замыкания двух частей ЭЭС: а — одна ветвь замыкания; б — две ветви замыкания

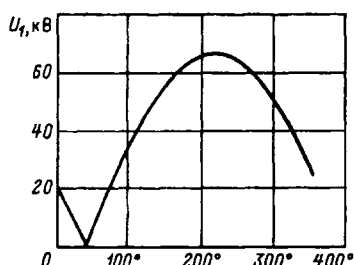


Рис. 5. Изменение абсолютного значения вектора напряжения в узле замыкания трехмашинной схемы ЭЭС

ЭДС. На рис. 4,б приведена зависимость разности аргументов напряжений в узлах 5 и 7 в схеме ЭЭС с двумя ветвями замыкания при $\delta_3 = 187^\circ$. В данном случае отличие угла δ_3 от его критического значения и сужение области существования ЭЦК объясняется не только отличием модулей эквивалентных ЭДС, но и существенной неоднородностью электропередачи.

На рис. 5 зафиксировано попадание точки ЭЦК в контролируемый узел m трехмашинной схемы ЭЭС согласно рис. 1. Параметры схемы: $E_1^1 = E_2^2 = E_3^3 = 127$ кВ; $\delta_2 = 0$; $\delta_1 = 180^\circ$; $Z_{12} = Z_{23} = Z_{31} = 360 e^{j50}$ Ом; $Z_{mn} = Z_{nk} = Z_{ln} = 94 e^{j80}$. Попадание точки ЭЦК в узел m соответствует $\delta_3 = 40^\circ$, при котором выполняется критерий (23). Движение ЭЦК внутри контролируемой зоны $m-k-l$ фиксируется выполнением критериев (21)–(22).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Гуревич Ю.Е., Либова Л.Е., Окин А.А. Расчеты устойчивости и противоаварийной автоматики в энергосистемах. — М.: Энергоатомиздат, 1990.
2. Гоник Я.Е., Иглицкий Е.С. Автоматика ликвидации асинхронного режима. — М.: Энергоатомиздат, 1988.
3. Бринкис К.А., Бочкарева Г.И., Саухатас А.-С.С. Микропроцессорное устройство предотвращения асинхронного хода. — Электротехника, 1990, № 2.
4. Якимец И.В., Глускин И.З., Наровлянский В.Г. Выявление асинхронного режима энергосистемы на основе измерения угла между ЭДС эквивалентных генераторов. — Электричество, 1996, № 9.
5. Веников В.А., Жуков Л.А., Поспелов Г.Е. Режимы работы электрических систем и сетей. — М.: Наука, 1972.
6. Горев А.А. Избранные труды по вопросам устойчивости электрических систем. — М.; Л.: ГЭИ, 1960.
7. Реализация программных защит на микропроцессорной элементной базе / В.П.Б Морозкин, А.М. Федосеев, Ю.А. Барабанов, В.И. Новелла — Электроэнергетика, 1985, № 8.
8. Берлянд Э.Г. Анализ изменения токов и активных мощностей при многочастотных асинхронных режимах. — Электричество, 1972, № 7.
9. Иофьев Б.И. Принципы построения устройств автоматического прекращения асинхронного режима в энергосистемах. — Электричество, 1976, № 9.
10. А.с. 1790021 (СССР). Способ фиксации статической перегрузки межсистемной связи в трехмашинной схеме сети / И.З. Глускин, Ю.В. Ковалева, М.А. Хвоцинская. — Оpubл. в БИ, 1993, № 3.

[27.05.97]

Авторы: Якимец Игорь Владимирович окончил факультет электрификации Московского института инженеров сельскохозяйственного производства в 1961 г. В 1992 г. защитил докторскую диссертацию по специальности «Электрические машины» в Московском энергетическом институте (МЭИ). Заведующий лабораторией института «Энергосетьпроект».

Глускин Игорь Захарович окончил электро-энергетический факультет МЭИ в 1967 г. Заместитель директора института «Энергосетьпроект».

Наровлянский Владимир Григорьевич окончил электрофизический факультет Ленинградского электротехнического института. В 1981 г. защитил кандидатскую диссертацию по специальности «Теоретическая электротехника» в Энергетическом институте им. Г.М. Кржижж-новского. Заведующий сектором института «Энергосетьпроект».

Некоторые особенности режимов дальних линий электропередачи

СОКОЛОВ Н.И., СОКОЛОВА Р.Н.

Рассмотрены некоторые особенности полуволновых и волновых линий электропередачи. Передача энергии возможна по линии любой длины но с недопустимыми потоками реактивной мощности. Высокий КПД достигается при волновой длине несколько большей чем полуволна. Линия должна иметь по концам устройства для поддержания напряжения и исключения влияния сопротивлений системы. Показана возможность работы с высоким КПД при передаче мощности значительно больше натуральной, когда напряжения на конечных подстанциях существенно ниже чем на линии.

Ключевые слова: полуволновая электропередача, мощность, экономическая эффективность

Настроенным и полуволновым линиям были посвящены работы еще в 40—60-х годах [1—3] и др. В самое последнее время появились статьи [4, 5], тоже посвященные этой теме. Однако до сего времени не все еще ясно, имеются и значительные противоречия в этих работах. Несомненно, этот вопрос еще может возникнуть вновь. Не касаясь задач настройки линий, чему, в первую очередь, посвящена работа коллектива СибНИИЭ, остановимся на некоторых задачах полуволновых и полноволновых линий.

К числу таких не до конца выясненных вопросов можно отнести следующие:

можно ли работать без настройки при длинах линий, значительно отличающихся от полуволны; возможно ли работать точно в полуволновом режиме;

работа полуволновых линий в режиме очень больших перегрузок (в 2—4 раза);

как влияют изменения частоты в системе.

Как известно, длинная линия представляется пассивным четырехполюсником, который может быть замещен П-образной схемой (рис. 1). Такая схема удобна тем, что по взаимному сопротивлению Z_{12} протекает вся мощность, зависящая от угла δ_{12} , а в сопротивлениях Z_{10} и Z_{20} (и соответственно проводимостях Y_{10} и Y_{20}) — мощность, которая зависит только от напряжения. В этих сопротивлениях выделяются

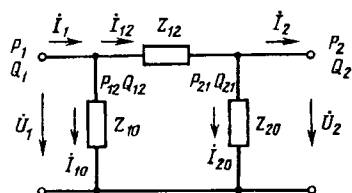


Рис. 1. П-образная схема замещения линии

Some features of half-wave and wave transmission lines are considered. Transmission of power is possible by a line of any length but with inadmissible flows of reactive power. The high transmission line efficiency is achieved when a line is a little longer than a half wave. The line is supposed to have at its ends devices for maintaining voltage and excluding the influence of the power system network impedances. It is shown that transmitting power which is much higher than the natural one with the high efficiency is possible when transmission line end voltage are markedly lower than those at the middle of line.

Key words: half-wave transmission line, power, power transmission efficiency

потери холостого хода линии при $U_1 = U_2$.

В П-образной схеме взаимное сопротивление Z_{12} и проводимости Y_{10} и Y_{20} (рис. 1) соответственно будут:

$$Z_{12} = Z_b \operatorname{sh} \gamma l; \quad Y_{10} = Y_{20} = \frac{\operatorname{th}(\gamma l/2)}{Z_b}, \quad (1)$$

где Z_b — волновое сопротивление; γ — коэффициент распространения; l — длина линии.

Полная мощность в линии является суммой мощностей, поступающих в сопротивление Z_{12} и проводимость Y_{10} , причем мощность, протекающую через взаимное сопротивление, в зависимости от угла удобно вычислять по следующим несколько перегруппированным выражениям [5] с учетом активного сопротивления:

$$P_{12} = \frac{U_1^2}{Z_{12}^2} R_{12} + \frac{U_1 U_2}{Z_{12}^2} (X_{12} \sin \delta_{12} - R_{12} \cos \delta_{12}); \quad (2)$$

$$P_{21} = -\frac{U_2^2}{Z_{12}^2} R_{12} + \frac{U_1 U_2}{Z_{12}^2} (X_{12} \sin \delta_{12} + R_{12} \cos \delta_{12}); \quad (3)$$

$$Q_{12} = \frac{U_1^2}{Z_{12}^2} X_{12} - \frac{U_1 U_2}{Z_{12}^2} (R_{12} \sin \delta_{12} + X_{12} \cos \delta_{12}); \quad (4)$$

$$Q_{21} = -\frac{U_2^2}{Z_{12}^2} X_{12} - \frac{U_1 U_2}{Z_{12}^2} (R_{12} \sin \delta_{12} - X_{12} \cos \delta_{12}), \quad (5)$$

где P_{12} , P_{21} , Q_{12} , Q_{21} — мощности во взаимном продольном сопротивлении.

Полные мощности (активная и реактивная) в начале и конце линии должны быть увеличены на значения мощностей, поступающих в ветви Y_{10} и Y_{20} П-образной схемы. Мощность, поступающая в них, не зависит от нагрузки, т.е. от угла δ , а зависит только от квадрата напряжения:

$$S_{10} = U_1^2 Y_{10}; \quad S_{20} = U_2^2 Y_{20}. \quad (6)$$

Обычно $Y_{10} = Y_{20}$. Следует обратить внимание на то, что сопротивление Z_{12} при небольших дли-

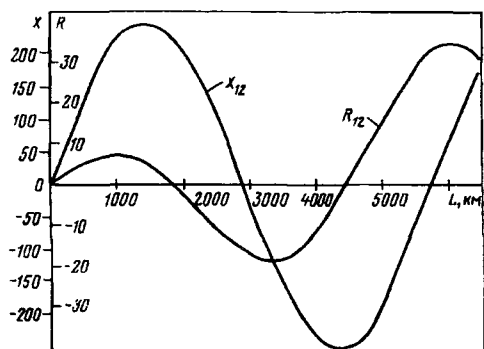


Рис. 2. Зависимость сопротивления линии 1150 кВ от длины

нах (до 1000 км) мало отличается от определенного по удельным параметрам, но сильно меняется при длинах около полуволны за счет компенсации X_{12} . При длине линии, равной полуволне, X_{12} почти становится равным нулю, но при этом остается R_{12} (рис. 2). Переток по линии идет через сопротивление: при длинах от $1/4$ до $1/2$ — через индуктивное и отрицательное активное сопротивление, при полной компенсации через отрицательное активное сопротивление (все потери при $U_1 = U_2$ выделяются в поперечных связях); при длине от $1/2$ до $3/4$ волны — через отрицательное активное и емкостное сопротивление, далее до полной волны через положительное активное и емкостное сопротивление.

При работе через активное сопротивление и $U_1 = U_2$, считая $X_{12} = 0$, $P_{12} = -P_{21}$ являются [по выражениям (2) и (3)] чистыми потерями, которые поступают в линию с обеих сторон и меняются вместе с углом. Одновременно поперечные активные и реактивные проводимости делаются весьма большими. Все это приводит к невозможности работать очень близко к полуволновой длине, что хорошо видно из рис. 3.

При отрицательном индуктивном сопротивлении (емкостном) меняется знак у X_{12} , мощность не изменяет своего направления, так как одновременно изменится на 180° фаза напряжения на одном из концов линии. Если к началу линии подсоединен генератор, то должна стать обратной и фаза ЭДС последнего. То же самое будет наблюдаться и в обычной линии при включении в нее достаточно большого емкостного сопротивления (продольная компенсация более 100%).

Практически проворачивание ротора генератора на 180° возможно при изменениях частоты в системе при работе вблизи полуволновой длины (см. далее).

В табл. 1 приведены значения продольных сопротивлений и поперечных проводимостей схемы замещения линии, изображенной на рис. 1. Удельные параметры линии 1150 кВ: $R_0 = 0,0109$ Ом/км; $X_0 = 0,268$ Ом/км; $g = 0$; $b_0 =$

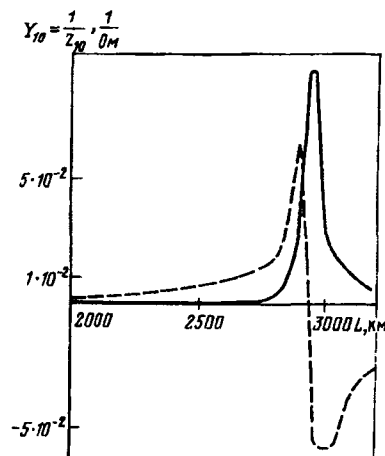


Рис. 3. Зависимость поперечной проводимости от длины линии: — активная проводимость; ---- реактивная

$4,33 \cdot 10^{-6}$ 1/(Ом·км). Из табл. 1 хорошо видно изменение параметров схемы замещения от длины линии. Поперечная проводимость зависит от длины линии, и ее активная составляющая всегда положительна, реактивная же — меняет знак, несколько не доходя до 3000 км длины. У продольного же сопротивления активная часть становится отрицательной после 1500 км, а реактивная — делается отрицательной (емкостной) примерно с 3000 км. Изменение знаков точно при волновой длине, полуволне, четверти волны происходит только у линий без потерь. Полуволновая длина для данной линии составляет 2857 км.

Для выяснения влияния длины линии на реактивные мощности в начале и конце линии снова обратимся к П-образной схеме замещения. Потребление реактивной мощности в поперечной проводимости Y_{10} и Y_{20} не зависит от нагрузки и, как известно, может быть представлено так:

$$\frac{1}{Z_{10}} = Y_{10} = \frac{\operatorname{th}\left(\frac{\gamma l}{2}\right)}{Z_B}. \quad (7)$$

При γl , близком к π , т.е. к 2857 км, сильно увеличивается проводимость Y_{10} (рис. 3).

Реактивная же мощность, равная сумме мощностей в продольном сопротивлении и поперечной проводимости в начале линии при $U_1 = U_2$, примерно до четверти волны положительна, на участке от $1/2$ до полной волны она оказывается обратного знака.

При длине линии, большей полуволны, реактивная мощность определяется разностью двух составляющих и относительно мала. Это хорошо видно из табл. 2, в которой приведены параметры режима передач линий 1150 кВ в том числе и реактивные мощности в начале и конце линии при протекании по ним мощности, близкой к натуральной. Достаточно высокий КПД при ма-

Таблица 1

Длина линии, км	Значение сопротивления и проводимости линии 1150 кВ	
	Z_{12} , Ом	Y_{10} , 1/Ом
1000	$7,04 + j 219,2$	$1,09 \cdot 10^{-5} + j 2,40 \cdot 10^{-3}$
1500	$4,68 + j 248,7$	$5,28 \cdot 10^{-5} + j 4,20 \cdot 10^{-3}$
2000	$-1,79 + j 207,9$	$2,40 \cdot 10^{-4} + j 7,46 \cdot 10^{-3}$
2500	$-10,09 + j 108,2$	$1,84 \cdot 10^{-3} + j 0,017$
2850	$-15,14 + j 18,0$	$0,055 + j 0,065$
3000	$-16,76 - j 22,3$	$0,043 - j 0,057$
3150	$-17,90 - j 61,9$	$8,74 \cdot 10^{-3} - j 0,030$
3300	$-18,52 - j 100$	$3,71 \cdot 10^{-3} - j 0,02$

лых длинах (до $1/4$ волны) при приближении к полуволне падает до нуля при точной настройке. Справа от провала он быстро возрастает и с увеличением длины медленно падает (рис. 4). При длине, равной точно полуволне, X_{12} становится равным нулю, а через одно активное сопротивление при одинаковых напряжениях по концам, как уже указывалось, передать мощность нельзя.

Работать при длинах линий меньших полуволны, возможно, но с углами менее 90° с очень пониженным коэффициентом полезного действия, с большими реактивными токами в линии, значительно повышенным напряжением по середине линии, и соответственно, мощными источниками реактивной мощности.

В табл. 2 приведены параметры режима для линий 1150 кВ, добротность которых очень высока ($X/R > 25$). Для линий более низких напряжений, у которых добротность хуже, влияние сопротивления будет больше. Там же в табл. 2 приведены параметры режима для тех же линий, но при активном сопротивлении линии, равном нулю ($R_0 = 0$). Как видим, влияние активного сопротивления очень значительно.

Подобное влияние можно ожидать при отборе мощности через последовательные силовые трансформаторы, что ранее предлагалось. Это эквивалентно увеличению активного сопротивления линии и вызовет те же последствия.

На линиях длиной до $1/4$ и более $1/2$ волны без учета активного сопротивления реактивная мощность очень мала при передаче натуральной мощности, тогда как при учете активного со-

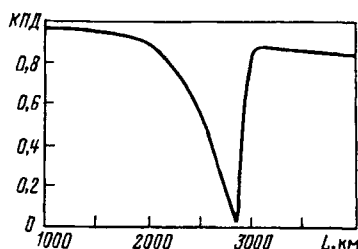


Рис. 4. Зависимость КПД от длины при передаче натуральной мощности по линии 1150 кВ

Таблица 2

Длина линии, км	Режимные параметры линий 1150 кВ						
	Активная мощность, МВт		Реактивная мощность, МВ·А		КПД, %	Угол δ , град.	Линия U_{\max} , кВ
	P_1	P_2	Q_1	Q_2			
Передача мощности близкой к натуральной (5350 МВт), при $R_0=0,0109$ Ом/км							
1000	5551	5307	+521	-492	95,5	62,4	—
2000	5884	5306	-6496	+6500	90,0	61,6	—
2850	80671	5347	-8086	80544	6,6	88,1	17715
2950	8083	5315	-11715	-12830	65,7	197,3	3200
3000	6379	5353	-4206	-4624	83,9	188,9	1774
3050	6184	5308	-2809	-2930	85,8	191,0	1527
3200	6153	5312	-1198	-1584	86,3	200,1	1364
3400	6215	5325	-544	-1187	85,7	213,6	1326
5000	7328	5302	-6073	6991	72,3	249,9	2155
5500	18410	5324	-16231	23330	28,9	239,6	5335
6000	7683	5307	-4173	-5475	69,1	379,9	1854
6150	7223	5308	-1891	-3098	73,5	407,4	1533
Передача по линии 10000 МВт (примерно $2P_H$)							
3050	12510	10052	-3640	-7250	80,3	202,5	
Передача при разных напряжениях по концам линии: 1200 и 1100 кВ							
3000	6074	5314	903	835	87,5	184,85	1291
Передача мощности, близкой к натуральной (5300 МВт), при $R_0=0$							
1000	5310	5310	-11,2	11,2		61,6	1150,7
2000	5306	5306	-7036	7036		54,4	2034
2850	не устойчива						
2950	5629	5629	11,1	-12		182,2	1217
3000	5358	5358	3,1	-3,6		185,2	1151
3050	5348	5348	4,5	-4,5		188,3	1158
3200	5314	5314	-0,7	0,6		197,5	1154
3400	5307	5307	-4,0	4,0		209,8	1209
5000	5324	5324	-8480	8480		291,5	2330
6000	5302	5302	-2,7	2,6		370,3	1150
6150	5320	5320	1,25	-1,5		379,6	1150

противления она возрастает. Увеличивается и подъем напряжения по середине линии. На линиях длиной от $1/4$ волны до $1/2$ волны как реактивная мощность, так и повышение напряжения чрезмерны, что делает работу в этой зоне бесперспективной.

Как известно, выражение для угловой характеристики при $R_0 = 0$ будет

$$P_1 = P_2 = \frac{U_1 U_2 \sin \delta}{Z_B \sin \gamma l} \quad (8)$$

Для разных длин линии будут свои угловые характеристики, представляющие при неучете активного сопротивления отрезки синусоид, построенных по уравнению (8). После полуволновой длины угловая характеристика меняет знак и оказывается в положительной области после 180° . Максимальная мощность зависит от длины линии, т.е. от значения $Z_B \sin \gamma l$.

При наличии активного сопротивления характер кривой сохранится, хотя это уже будет не синусоида (рис. 5). Здесь устойчивость передачи обеспечивается при $dP_{12}/d\delta > 0$ — см. (2).

При пользовании этим выражением знаки для

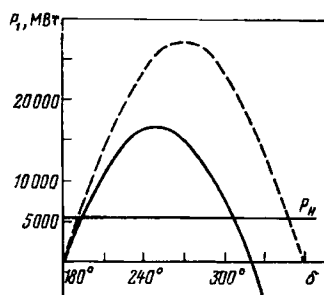


Рис. 5. Угловые характеристики мощности линии 1150 кВ: — — — — $R_0=0$; — — — — $R_0=0.0109$ Ом/км; $l=3100$ км

R и X будем брать из табл. 1. Отсюда видим, что для линий от 0 до 1500 км и углов от нуля и почти до 90° режим устойчив, так как значение $X_{12} \cos \delta_{12}$ положительно, а $R \sin \delta_{12}$ тоже положительно и очень мало. В области от 1500 до 3000 км для углов от 0 до 90° активная составляющая становится отрицательной, а реактивная — с удлинением линии уменьшается и даже становится меньше активной по абсолютному значению. В этой области режим формально устойчив, но реактивные мощности и токи намного превышают допустимые, т. е. работать в этом случае практически нельзя.

При длинах линии 3000 км и более отрицательными оказываются и активное и реактивное сопротивления, последнее становится емкостным, и чтобы мощность не изменила своего направления, фаза напряжения в конце линии должна повернуться на 180° . Устойчивость здесь сохраняется, что легко можно показать аналогичным образом.

Существует мнение, что при точной настройке на полуволну возможна передача энергии через линию за счет перепада напряжений. Так, в одной из работ [5] прямо говорится, что «в полуволновой линии векторы напряжений по концам линии находятся в противофазе» и далее «величина передаваемой мощности может изменяться только за счет перепада напряжений». Это не совсем так: в противофазе они будут находиться при холостой линии, а при нагрузке угол между векторами будет $180^\circ + \delta'$, где δ' — приращение угла, по передаче, зависящее от нагрузки. В части же перепада напряжений еще в [3, стр. 113] утверждалось, что «работа... в режиме равных напряжений исключает возможность передачи энергии. Мощности в режиме равных напряжений направлены в линию». Нам представляется, что это правильно и в этом случае передача через точно полуволновую линию практически бесперспективна. Передача мощности за счет углового сдвига векторов напряжений по концам линии, как следует из выражений (2) и (3), при $X_{12}=0$ (полная компенсация) невозможна. В то же время, осуществимость передачи за счет перепада напряжений

не отрицалась. Дальнейшего развития это положение, видимо, не получило.

В [2] отмечалось, что при передаче мощности большей натуральной, напряжение в средней части линии повышается. Подробно там этот вопрос не разбирался. Далее в [7] приводится расчет настроенной передачи с напряжениями по концам 525 кВ и напряжением в средней части линии 800–950 кВ. Такая возможность работы при пониженных напряжениях по концам линии и более высоких в середине представляется очень интересной.

Был выполнен расчет для линии длиной 3050 км напряжением 500 кВ при мощности 2000 МВт ($P_H=880$ МВт). При этом полные мощности в начале и конце линии: $P_1=2509$ МВт; $P_2=2014$ МВт; $Q_1=-580$ МВ·А; $Q_2=-1325$ МВ·А и КПД=80,3%. Наибольшее повышение напряжения в центре линии — 1242 кВ, ток в середине линии почти в 3 раза меньше, чем по концам, что и определяет относительно высокий КПД такой передачи. Линия по длине должна выполняться на разные напряжения.

Иногда предлагалось использовать имеющиеся сопротивления, такие, например, как трансформаторы для дополнительной подстройки линии. Этим можно воспользоваться, если сопротивление невелико, например трансформатор, который при напряжении 1150 кВ эквивалентен примерно 50 км линии. При этом предполагается, что напряжение за ним поддерживается источником реактивной мощности (ИРМ). Однако, если необходимы большие сопротивления то, видимо, следует пойти на настройку линии (в статье этот вопрос не рассматривается; подробно в [2]).

Нами рассматривалась линия с зафиксированными по концам напряжениями, например с помощью ИРМ. Этим самым отсекаются все сопротивления за пределами линии. Это важно, так как иначе все изменения во внешней схеме системы будут влиять на настройку, что опасно при работе вблизи полуволны.

В некоторых случаях в системе возможны аварийные изменения частоты, при которых меняется волновое сопротивление (мало), коэффициент распространения и вообще все индуктивные и емкостные сопротивления. Оценим, как это влияет на полуволновую линию.

Передача энергии в систему происходит через сопротивление Z_{12} [см. (1)]. В простейшем случае (без активных сопротивлений) волновое сопротивление от частоты не зависит, коэффициент же распространения прямо пропорционален частоте. Таким образом, снижение частоты на 5% эквивалентно увеличению волновой длины тоже на 5%. Если до снижения частоты линия работала в условиях несколько более полуволны через эк-

вивалентное емкостное сопротивление с углом δ более 180° , то после снижения частоты линия будет уже в условиях короче полуволны и связь станет индуктивной. Теперь угол δ должен быть менее 90° . Изменение угла примерно на 180° может привести к выпаданию генераторов из синхронизма, что зависит от скорости изменения частоты, постоянных инерции машин и других факторов.

Это ограничивает возможность выбора допустимых длин линий для использования полуволнового режима. Так, например, для линии $l=3050$ км и исходном режиме: $P_1=6713$ МВт, $P_2=4832$ МВт, $Q_1=2455$ МВ·А, $Q_2=-2594$ МВ·А, $\delta=190^\circ$, снижение частоты на 5% вызвало изменение направления и значение потока мощности до $P_1=-2720$ МВт, что и привело к торможению генераторов и последующему нарушению устойчивости передачи.

Выводы. 1. При длинах линии от $1/2$ до $3/4$ длины волны передача устойчива при углах по передаче от 180° и выше. Максимальная мощность при этом может быть очень большой. Возможна устойчивая передача и от $1/4$ до $1/2$ волны с малыми углами δ менее 90° ; однако на большей части длины линии — с недопустимыми потоками реактивной мощности. Вблизи $1/2$ волны при равенстве напряжений по концам линии передаваемая мощность падает до нуля, так как линия представляется чисто активным сопротивлением. При дальнейшем увеличении длины линии сопротивление быстро возрастает, но становится преимущественно емкостным. Угол по передаче меняется на 180° . При дальнейшем увеличении длины линии вновь возможна передача активной мощности. Однако примерно после 4000 км предельная мощность падает, токи растут, КПД также сильно падает. Далее, для длины до 6000 км из-за сниженной предельной мощности и чрезмерных реактивных мощностей передача не может использоваться. При длине 6000—7000 км линия обладает высокой перегрузочной способностью и относительно высоким КПД.

2. Область до и после провала резко различаются: если слева она характерна очень большими реактивными мощностями, то после провала реактивная мощность меняет знак и становится относительно малой.

3. Линия по концам должна иметь регулируемые источники реактивной мощности, которые, поддерживая напряжение постоянным, как бы отсекают остальные части системы.

4. Полуволновые и несколько более длинные линии без потерь ($R=0$) не требуют никаких источников реактивной мощности, однако реальные линии даже высокой добротности

($X/R > 20$) утрачивают это важное свойство полуволновых линий. Аналогично влияет последовательный отбор мощности.

5. Свойства линий, а именно повышение напряжения в центре и стоки реактивной мощности по концам линии сильно зависят от значения активного сопротивления. Это влияние можно уменьшить, но не устранить, при правильном выборе перепада напряжений по линии.

6. Полуволновая линия очень критична к изменениям частоты. Снижение частоты на 2—5% в системе при длине линий, мало отличающейся от длины полуволны, приводит к нарушению устойчивости передачи.

7. При длине линий большей $1/2$ волны приблизительно на 50—400 км, передача обладает большой (двух-четырёхкратной) перегрузочной способностью при пропорциональном повышении напряжения в середине линии. При этом возможно на концах линии иметь пониженное напряжение, а на большей части линии — более высокое. Здесь достигается высокий КПД при широком диапазоне изменений передаваемой мощности. Изоляция линии по длине должна быть различной.

8. Концевые сопротивления, если за ними поддерживается напряжение, могут учитываться при определении волновой длины.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Вульф А.А., Щербачев О.В. О нормальном режиме работы компенсированных линий с полуволновой характеристикой. — Электричество, 1946, № 4.
2. Щербачев В.К. и др. Настроенные электропередачи. — Новосибирск, 1963.
3. Веников В.А., Снуда И.П. Расчеты режимов дальних электропередач переменного тока. — М.: Высшая школа, 1966.
4. Александров Г.Н. Передача электрической энергии на сверхдальние расстояния. — Изв. АН Энергетика, 1995, № 5.
5. Бушуев В.В., Путилова А.Т., Самородов Г.И. Сверхдальние электропередачи полуволнового типа. — Изв. АН Энергетика, 1995, № 6.
6. Применение аналоговых вычислительных машин в энергетических системах / Под ред. Н.И. Соколова. — М.: Энергия, 1970.
7. Лысков Ю.И., Соколов Н.Н. Характеристики мощных настроенных электропередач переменного тока. — Электрические станции, 1963, № 5.

[12.05.97]

Авторы: Соколов Николай Иванович окончил Всесоюзный заочный индустриальный институт в 1937 г. В 1963 г. в Московском энергетическом институте (МЭИ) защитил докторскую диссертацию на тему «Математическое моделирование переходных процессов и вопросы устойчивости энергетических систем». Ведет научную работу в Научно-исследовательском институте электроэнергетики (АО ВНИИЭ).

Соколова Рита Николаевна окончила электроэнергетический факультет МЭИ в 1955 г. В 1974 г. в МЭИ защитила кандидатскую диссертацию на тему «Исследование переходных процессов в измерительных трансформаторах 500—750 кВ и оценка их влияния на работу быстродействующей релейной защиты». Ведет научную работу в АО ВНИИЭ.

Способы отключения поврежденной выпрямительной установки для плавки гололеда

ЛЕВЧЕНКО И.И., АЛЛИЛУЕВ А.А., ЗАСЫПКИН А.С.

Проанализированы варианты отключения поврежденной выпрямительной установки плавки гололеда на воздушных линиях электропередачи, альтернативные созданию искусственного трехфазного КЗ, и получены расчетные выражения для выбора выключателя при различных вариантах отключения (трехфазное или пофазное отключение на сторонах низшего или высшего напряжения трансформатора).

Ключевые слова: линии электропередачи, установка плавки гололеда, повреждения, отключение

Для плавки гололеда на воздушных линиях электропередачи (ВЛ) высокого напряжения постоянным током применяются выпрямительные агрегаты типа ВУКН и ВТПЕД. Последние выполняются в виде одной фазы из двух плеч; три фазы образуют выпрямительный мост, как ВУКН. В установку плавки гололеда (УПГ) входят, кроме выпрямительных агрегатов токоограничивающие реакторы, коммутационная аппаратура, измерительные трансформаторы, устройства контроля, управления и защиты (РЗ). Питание УПГ осуществляется от обмоток низшего напряжения (НН) 10 кВ трансформаторов или автотрансформаторов районных подстанций.

Выпрямительные мосты могут соединяться в группу параллельно по два и три для увеличения выпрямительного тока плавки, а две группы могут соединяться последовательно (с питанием от разных источников) для увеличения в 2 раза выпрямленного напряжения. Соединенные соответствующим образом выпрямительные агрегаты образуют выпрямительную установку (ВУ).

Основными аварийными режимами УПГ являются [1]:

$K1$ — короткое замыкание (КЗ) на стороне выпрямленного напряжения ВУ; этот режим возникает при замыкании провода ВЛ на землю в схемах с заземленным полюсом ВУ; при КЗ между анодным и катодным выводами ВУ режим $K1$ эквивалентен для питающей сети режиму $K^{(3)}$ на вводах ВУ;

$K2$ — однофазное замыкание на землю (ОЗЗ) в сети переменного напряжения 10 кВ при заземленном полюсе ВУ; если заземлить полюс ВУ на отдельный заземлитель с сопротивлением не менее 1 Ом, то токи в режиме $K2$ не превышают токов в режиме $K1$ [1];

$K3$ — пробой плеча ВУ.

Режимы $K1$ и $K2$ являются внешними КЗ для ВУ, а $K3$ внутренним. Он является наиболее

тяжелым для неповрежденных плеч ВУ и выключателя УПГ.

На рис. 1 приведены временные диаграммы токов (отн. ед.) при пробое плеча в фазе А [2]. За базисное значение тока здесь и далее принято амплитудное значение тока трехфазного КЗ на вводах ВУ:

$$I_{km} = E_{фм} / X_k,$$

где $E_{фм}$, X_k — эквивалентные фазная ЭДС и реактивное сопротивление на вводах ВУ.

Токи на стороне переменного напряжения ВУ однополярны. Ток поврежденной фазы i_A имеет апериодическую составляющую, превышающую амплитуду периодической при $R_k/X_k < 0,21$, где R_k — эквивалентное активное сопротивление на вводах ВУ. При $R_k/X_k = 0$ апериодическая составляющая $i_{Aa} = 2I_{km} = 2\sqrt{2}I_k$; действующее значение

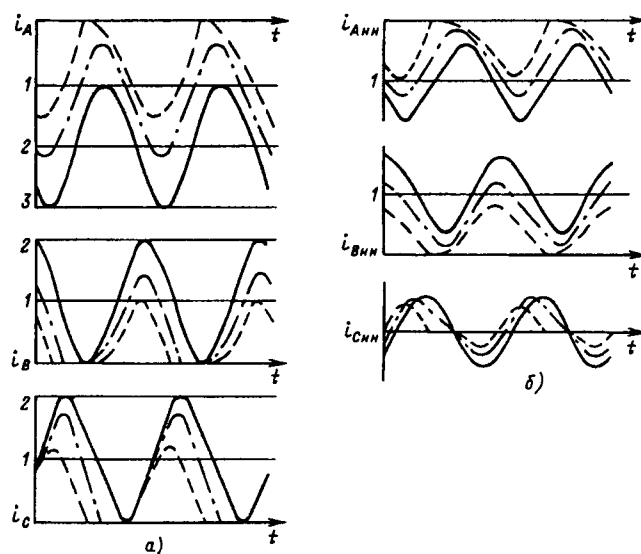


Рис. 1. Временные диаграммы токов при пробое в фазе А: а — на стороне переменного напряжения ВУ; б — в обмотках НН, соединенных в треугольник: — — — — — $R_k/X_k = 0$; - - - - - 0,1; - · - · - 0,3

$I_A = \sqrt{(I_K)^2 + (2I_{KM})^2} = 3I_K$, т.е. в 3 раза больше, чем при трехфазном КЗ. Токи неповрежденных фаз i_B и i_C имеют бестоковую паузу один раз в период при $R_K/X_K > 0$. При $R_K/X_K = 0$ $I_{Ba} = I_{Ca} = I_{Km} = \sqrt{2} I_K$; $I_B = I_C = \sqrt{3} I_K$; $i_{B \max} = i_{C \max} = 2\sqrt{2} I_K$.

Токи в обмотках НН питающего трансформатора (автотрансформатора), соединенных в треугольник, в двух фазах $i_{АНН}$, $i_{ВНН}$ (рис. 1,б) содержат аperiodическую составляющую, равную соответственно I_{Ba} и I_{Ca} . В третьей фазе аperiodическая составляющая практически отсутствует.

Токи на стороне высшего напряжения (ВН) трансформатора до начала его насыщения пропорциональны токам обмоток НН:

$$i_{\nu \text{ВН}} = i_{\nu \text{НН}} \frac{\sqrt{3} U_{\text{НН}}}{U_{\text{ВН}}}, \quad \nu = A, B, C,$$

т.е. содержат аperiodическую составляющую в двух фазах (А и В при пробое плеча в фазе А), в третьей фазе она практически отсутствует.

Согласно [3] и типовому проекту Южного отделения института «Энергосетьпроект» для защиты ВУ предусмотрен дуговой короткозамыкатель с комплектом нестандартного оборудования и аппаратуры, назначение которого — создание искусственного трехфазного КЗ на вводах поврежденной ВУ, отключаемого выключателем УПГ на стороне 10 кВ. Однако дуговой короткозамыкатель не обеспечивает эффективное шунтирование вентилей ВУ, и в дальнейшем он был дополнен выключателем — короткозамыкателем, создающим при срабатывании металлическое КЗ. Принятое техническое решение, когда любой режим с перегрузкой по току автоматически переводится в режим трехфазного КЗ на стороне НН АТ-330-500 кВ, неоправданно увеличивает число КЗ на стороне НН автотрансформатора.

Искусственный трехфазный КЗ может применяться только при пробое плеч УПГ и только в том случае, когда отсутствует приемлемый альтернативный вариант отключения поврежденной УПГ. Практический опыт применения УПГ на подстанциях объединенной энергосистемы (ОЭС) Северного Кавказа не выявил случая, когда потребовалось бы использование короткозамыкателя.

Селективное выявление режима пробоя плеча ВУ необходимо при недостаточной отключающей способности выключателя УПГ и полезно во всех случаях для ускорения определения места повреждения УПГ.

Далее рассмотрены альтернативные варианты отключения поврежденной УПГ, представленные на упрощенной схеме рис. 2 и в таблице.

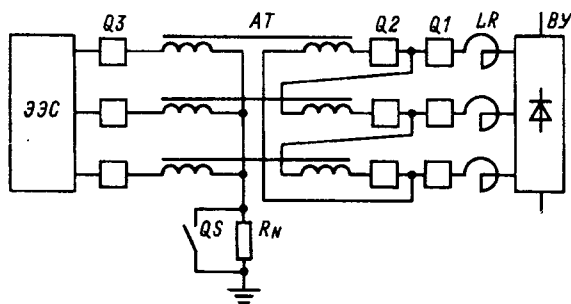


Рис. 2. Упрощенная схема питания УПГ

Таблица 1

Номер варианта	Отключающий выключатель	Расчетное условие выбора Q1 (Q2) $I_{\text{откл.ном}} >$
1	Q1	$3I_K$
2	Q1 с пофазным управлением	$2I_K/(1+\beta_{\text{ном}})$
3	Q2	$2I_K/(1+\beta_{\text{ном}})$
4	Q3 и Q1 вместе	I_K при $t_{\text{в.откл. Q3}} < t_{\text{с.в.откл. Q1}}$
5	Q3, затем Q1	I_K
6	Q3 — одна фаза, затем Q1 при $R_N=0$, $R_K=0$; при $R_N/X_K=0,1$, $R_K=0$	$(3+2,3)I_K$ при $\alpha=0+1$ $(1,25+0,95)I_K$ при $\alpha=0+1$

Отключение УПГ выключателем Q1. Выключатель на стороне 10 кВ Q1 может отключить аварийный ток при пробое плеча ВУ при любых параметрах схемы, если его отключающая способность

$$I_{\text{откл.ном}} > 3I_K,$$

где $3I_K$ — действующее значение аварийного тока в поврежденной фазе при пробое плеча ВУ в наихудшем случае, когда $R_K/X_K \rightarrow 0$; I_K — действующее значение тока трехфазного КЗ на вводах ВУ.

Ток поврежденной фазы не проходит через нуль, поэтому не может быть отключен выключателем Q1 в этой фазе, однако он отключается двумя другими фазами выключателя, токи в которых имеют бестоковую паузу (рис. 1,а). Выполнение расчетного условия обеспечивает термическую стойкость дугогасительной камеры выключателя в поврежденной фазе ВУ за время отключения тока.

Отключение УПГ выключателем Q1 с пофазным управлением. При выполнении Q1 с пофазным управлением и отключении от РЗ вначале неповрежденных фаз отключающая способность Q1 может быть снижена, так как при этом

$$I_{\text{откл.ном}} > 2I_K / (1 + \beta_{\text{ном}}),$$

где $\beta_{\text{ном}}$ — номинальное относительное содержание аperiodической составляющей в момент размыкания дугогасительных контактов.

Приведенное равенство получено для наихудшего случая, когда $R_K/X_K \rightarrow 0$ и аperiodическая составляющая в неповрежденных фазах $I_a = I_{\text{кт}}$.

Время размыкания дугогасительных контактов выпускаемых промышленностью выключателей с учетом минимального времени срабатывания РЗ 0,01 с равно $0,065 \pm 0,1$ с. Таким образом, отключающая способность выключателя

$$I_{\text{откл.ном}} > (1,6-1,8) I_K.$$

Отключение УПГ трехфазным выключателем Q2, устанавливаемым в фазах НН группы однофазных автотрансформаторов. Отключающая способность выключателя Q2 должна быть такая же, как и у Q1 с пофазным управлением, так как после отключения переменного тока одной из фаз выключателя токи в двух других не превышают значений токов в неповрежденных фазах ВУ.

Отключение УПГ путем одновременного действия РЗ при пробое плеча на выключатели Q3 и Q1. При одновременном отключении от РЗ воздушного выключателя Q3 и масляного Q1 отключающая способность Q1 может быть снижена из-за меньшего времени отключения Q3. Обычно полное время отключения воздушного выключателя $t_{\text{в.откл}} Q3$ меньше собственного времени отключения масляного выключателя $t_{\text{с.в.откл}} Q1$: $t_{\text{в.откл}} Q3 < t_{\text{с.в.откл}} Q1$. При этом отключающая способность Q1 выбирается по режиму отключения трехфазного КЗ на вводах ВУ согласно ГОСТ. Если приведенное условие не выполняется, обеспечить его можно введением задержки на отключение Q1 только при пробое плеча.

Отключение УПГ выключателем Q3, затем отключение в бестоковую паузу Q1 с последующим АПВ (или без АПВ) выключателя Q3. При этом возможно ускорение действия АПВ. Отключающая способность выключателя Q1 при этом выбирается только по режиму отключения трехфазного КЗ согласно ГОСТ. Этот способ совместно с поперечной дифференциальной РЗ нулевой последовательности УПГ, действующей только при пробое плеча ВУ [1], применяется, начиная с 70-х годов, на нескольких подстанциях ОЭС. При этом каких-либо режимных ограничений не возникало.

Отключение вначале одной фазы на стороне ВН выключателем Q3, затем трех фаз выключателем Q1 с последующим докличе-

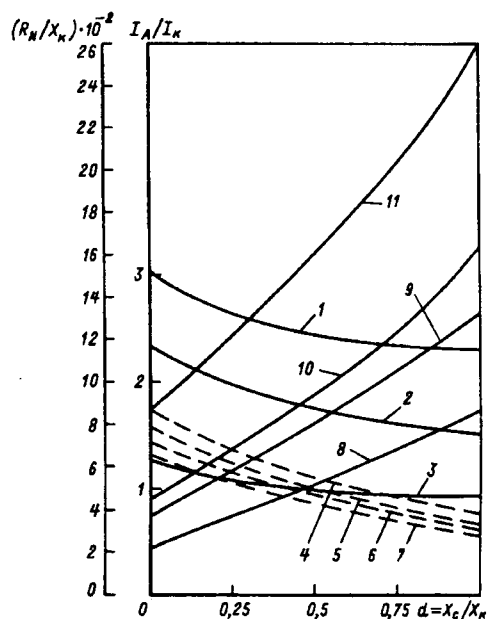


Рис. 3. Зависимости действующего значения тока поврежденной фазы I_A/I_K (кривые 1—7) и сопротивления резистора в нейтрали R_N/X_K (кривые 8—10) от соотношения сопротивлений $\alpha = X_c/X_K$: 1 — $R_K/X_K = 0$; $R_N/X_K = 0$; 2 — $R_K/X_K = 0,05$; $R_N/X_K = 0$; 3 — $R_K/X_K = 0$; $R_N/X_K = 0,1$; 4, 6, 9, 11 — $R_K/X_K = 0$; 5, 7, 8, 10 — $R_K/X_K = 0,1$

нием отключенной фазы Q3. Этот способ в отличие от предыдущего позволяет сохранить транзит мощности на сторонах высшего и среднего напряжений автотрансформаторов подстанции и может быть использован, если возникнут режимные ограничения для отключения трех фаз.

Авторами были проведены расчеты процессов для предлагаемого способа отключения УПГ при пробое плеча ВУ. Их результаты обобщены и приводятся далее.

Влияние параметров схемы на аварийный ток поврежденной фазы I_A/I_K и, следовательно, на расчетное условие выбора выключателя Q1 иллюстрируют кривые 1—3 на рис. 3. При отсутствии резистора R_N в нейтрали отключение только одной поврежденной фазы выключателем Q3 дает незначительный эффект по требованиям к Q1, зависящий от коэффициента $\alpha = X_c/X_K$, где X_c — эквивалентное реактивное сопротивление системы на стороне НН трансформатора. Однако, если в нейтраль трансформатора включить резистор $R_N = 0,1 X_K$, то требования к Q1 резко снижаются и его отключающая способность определяется уже по условию

$$I_{\text{откл.ном}} > (1,25 \pm 0,95) I_K \text{ при } \alpha = 0 \div 1.$$

Расчеты напряжения в нейтрали трансформатора при отключении поврежденной фазы со стороны ВН показали, что его значение в наихудшем случае при $R_K/X_K = 0$ не превышает 10—

15% номинального при включении в нейтраль резистора сопротивлением $R_N \leq 0,1 X_K$.

Выбор отключаемой фазы на стороне ВН при пробое плеча ВУ иллюстрируют кривые 4, 5, 8, 9 на рис. 3, соответствующие отключению на стороне ВН поврежденной фазы А, и 6, 7, 10, 11 — соответствующие отключению на стороне ВН фазы В, следующей за поврежденной. Для каждого α при $R_K/X_K=0$ или 0,1 значения R_N/X_K (кривые 8, 9, 10, 11) обеспечивают «прерывистый» режим, когда даже в токе поврежденной фазы ВУ появляются бестоковые паузы. Как видно из сравнения кривых 8, 9 и 10, 11, сопротивление резистора R_N , вводимого на время плавки для обеспечения «прерывистого» режима, должно быть приблизительно в 2 раза меньше, если на стороны ВН отключается поврежденная фаза, а не следующая за ней. Ток поврежденной фазы ВУ I_A/I_K в этих случаях отличается незначительно (кривые 4, 5 и 6, 7). Отключение на стороне ВН фазы С с переменным током мало влияет на аварийные токи ВУ.

Таким образом, для эффективного снижения аварийных токов ВУ (токов выключателя Q1) необходимо на время плавки включать резистор R_N в нейтраль трансформатора, питающего ВУ, а при пробое плеча ВУ отключать кратковременно со стороны ВН именно поврежденную фазу.

Приложение. Приведем в качестве примера результаты выбора способа отключения УПГ для одной из подстанций ОЭС. Питание УПГ осуществляется от обмоток НН 10,5 кВ группы однофазных автотрансформаторов. Действующее значение периодической составляющей тока трехфазного КЗ на шинах 10,5—38,6 кА, индуктивное сопротивление реактора в цепи УПГ $X_p=0,35$ Ом. Максимальный фазный ток плавки 2900 А.

Эквивалентное сопротивление системы и автотрансформатора, приведенное к стороне НН,

$$X_c = \frac{10,5}{\sqrt{3} \cdot 38,6} = 0,16 \text{ Ом.}$$

Ток трехфазного КЗ на вводах УПГ (за реактором):

$$I_K = \frac{10,5}{\sqrt{3} (X_c + X_p)} = \frac{10,5}{\sqrt{3} (0,16 + 0,35)} = 11,9 \text{ кА;}$$

$$I_{km} = \sqrt{2} I_K = 16,8 \text{ кА.}$$

Токи при пробое плеча УПГ в установившемся режиме при $R_K/X_K \rightarrow 0$:

поврежденная фаза А: $I_A=35,7$ кА; $I_{Aa}=33,6$ кА; $i_{A \max}=50,4$ кА;

неповрежденные фазы В и С: $I_B=I_C=20,6$ кА; $I_{Ba}=I_{Ca}=16,8$ кА; $i_{B \max}=i_{C \max}=33,6$ кА.

Результаты выбора выключателя и, следовательно, способа отключения УПГ следующие:

Тип и номинальные параметры выключателя Q1 (Q2)	Возможный номер варианта отключения УПГ по таблице
С-35-3200-50	1
ВМПЭ-10-3200-31,5	2, 3
ВМПЭ-10-3200-20	4, 5, 6

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Релейная защита выпрямительной установки плавки гололеда / А.С. Засыпкин, А.Ф. Дьяков, И.И. Левченко, Б.Д. Тарамалы. — Электрические станции, 1975, № 11.
2. Аллилуев А.А., Засыпкин А.С., Хлебников В.К. Характеристики токов аварийных режимов трехфазных преобразователей. — Изв. вузов. Электромеханика, 1983, № 9.
3. Методические указания по плавке гололеда переменным и постоянным током. — М.: Союзтехэнерго, 1983.

[24.04.97]

А в т о р ы: Левченко Иван Иванович окончил энергетический факультет (ЭФ) Новочеркасского политехнического института (НПИ) в 1961 г. В 1977 г. защитил кандидатскую диссертацию по теме «Основные направления повышения эффективности работы энергетических систем Северного Кавказа» в Московском энергетическом институте (МЭИ). Генеральный директор РП «Южэнерготехнадзор».

Аллилуев Алексей Анатольевич окончил ЭФ НПИ в 1972 г. В 1977 г. защитил кандидатскую диссертацию по теме «Исследование переходных процессов и разработка релейной защиты мощных выпрямителей» в НПИ. Доцент кафедры «Автоматизированные электроэнергетические системы» Новочеркасского государственного технического университета (НГТУ).

Засыпкин Александр Сергеевич окончил ЭФ НПИ в 1959 г. В 1985 г. защитил докторскую диссертацию по теме «Повышение технического совершенства релейной защиты мощных трансформаторов энергосистем» в МЭИ. Заведующий кафедрой «Автоматизированные электроэнергетические системы» в НГТУ.

Оценка тяжений в проводниках гибких шинных линий и линий электропередачи при коротких замыканиях

КУДРЯВЦЕВ Е.П., НЕКЛЕПАЕВ Б.Н.

Изложена методика оценки тяжений в гибких проводниках при коротких замыканиях. Расчет построен на использовании энергетических соотношений. Получены формулы для вычисления предельных (максимального и минимального) тяжений.

Ключевые слова: линии электропередачи, короткие замыкания, тяжение провода, расчет

Расчет тяжений (продольных усилий) в гибких проводниках при коротких замыканиях (КЗ) затруднен из-за большой неопределенности параметров колебательного движения проводников в процессе и после отключения тока КЗ. На движение проводников после отключения тока КЗ влияют атмосферные условия, аэродинамическое сопротивление колебательному движению, конструктивные особенности креплений отводов от проводников, случайная ветровая нагрузка. Более или менее достоверные значения тяжений с учетом большинства действующих на проводники факторов можно получить сегодня лишь численными методами. Пределы же возможных изменений тяжений можно уверенно оценивать и аналитически при использовании энергетических соотношений.

Отправным пунктом при оценке пределов возможных изменений тяжений служит энергия, накопленная проводником в пролете за время с момента возникновения КЗ до момента отключения тока КЗ, равная работе электродинамических сил. Для оценки работы электродинамических сил и тяжений в проводниках предлагается пользоваться общепринятой моделью проводника в пролете в виде маятника (рис. 1).

Предположив, что вся энергия, накопленная проводником в пролете во время КЗ, трансформируется в потенциальную энергию деформации растяжения проводника, получаем оценку верхнего предела возможных значений тяжения [1]:

$$N_{\max} = \sqrt{2E_c S \frac{\Delta W_k}{l} + N_0^2}, \text{ Н}, \quad (1)$$

где ΔW_k — энергия, накопленная проводником во время КЗ, Дж; l — длина пролета, м; S — площадь поперечного сечения проводника, м²; N_0 — тяжение под действием только сил тяжести (тяжение до КЗ), Н; E_c — секущий (расчетный)

A method is proposed for evaluating tensile forces in slack conductors under short circuits. The method is based on using energetic correlations. Formulae are obtained for calculating limit (maximum and minimum) tension.

Key words: transmission lines, short circuit, tensile forces, calculation

модуль упругости материала проводника, Н/м² (модуль E_c определяется экспериментально (рис. 1), при ориентировочных оценках может быть принят на 30—50% меньше, чем модуль упругости материала отдельных нитей).

Тяжение, близкое к N_{\max} , может реализоваться при КЗ, когда проводник под действием большого тока КЗ резко подбрасывается вверх, а затем без круговых движений почти вертикально падает вниз. В момент рывка при падении и будет иметь место тяжение, близкое к N_{\max} . Движения проводника, описанные выше, имели место в опытах [2]. Тяжения в момент рывка были близкими к вычисленным по формуле (1) и превышали тяжения до КЗ в 9 раз. При выполнении условия

$$t_{\text{к.з}} \leq t_{\text{пред}} = \sqrt{\frac{0,9}{\omega^2} \left[\frac{Mg}{F_{\text{расч}}^{(2)}} \right]}, \text{ с}, \quad (2)$$

т.е. при коротких замыканиях, когда ток КЗ

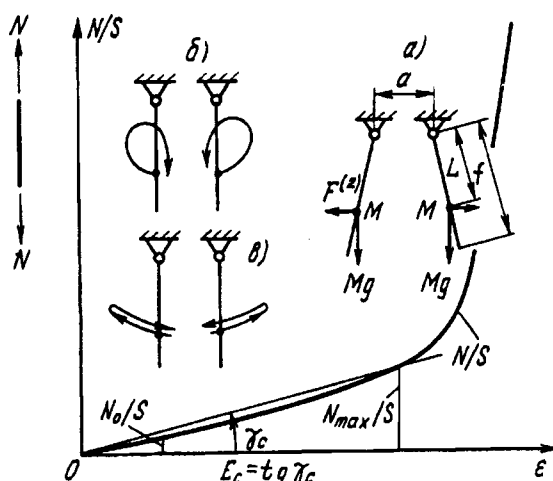


Рис. 1. К экспериментальному определению жесткости проводника при растяжении (схема опыта изображена левее оси ординат): а — расчетная схема; б — траектории движения центров масс проводников во время КЗ и после него при максимальном тяжении; в — то же при минимальном тяжении

отключается при отклонениях проводника в пролете на угол, не больший $\pi/4$ (а это имеет место в большинстве практически важных случаев), приближенная оценка работы электродинамических сил ΔW_k делается по формуле [1]:

$$\Delta W_k = \frac{(F_{\text{расч}}^{(2)} t_{\text{к.з}})^2}{2M}, \text{ Дж.} \quad (3)$$

В формуле (2) и (3) $F_{\text{расч}}^{(2)}$ — приведенная (расчетная) электродинамическая сила, при расчетах двухфазного КЗ (H):

$$F_{\text{расч}}^{(2)} = F_0^{(2)} \lambda, \quad (4)$$

$F_0^{(2)}$ — начальное значение электродинамической силы в одном пролете, вызванной действием периодической составляющей тока КЗ (H):

$$F_0^{(2)} = \frac{\mu_0 I (I_{\text{пот}}^{(2)})^2}{4\pi a}; \quad (5)$$

$t_{\text{к.з}}$ — продолжительность КЗ; μ_0 — магнитная постоянная вакуума ($\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м); μ — магнитная проницаемость воздушной среды (для воздуха $\mu = 1$); l — длина пролета проводника, м; $I_{\text{пот}}^{(2)}$ — начальное значение амплитуды периодической составляющей тока двухфазного КЗ, А; a — первоначальное расстояние между короткозамкнутыми фазами, м; ω_0 — частота малых собственных колебаний расчетного маятника:

$$\omega_0 \approx \sqrt{\frac{3g}{2f}}; \quad (6)$$

f — провес провода посередине пролета, м; M — масса проводника в пролете, кг; g — ускорение силы тяжести, м/с²; λ — коэффициент, учитывающий влияние аperiodической составляющей тока двухфазного КЗ (λ определяется по графику рис. 2 при $t_{\text{к.з.}}/Ta > 4$, λ мало отличается от 1).

При построении графика рис. 2 значения λ вычислялись по соотношению

$$\int_0^{t_{\text{к.з}}} F(t) dt = F_{\text{пр}} t_{\text{к.з}} = \lambda F_0^{(2)} t_{\text{к.з}}.$$

Здесь $F(t)$ — значение электродинамической силы в течение КЗ.

Процедура вычислений работы электродинамических сил ΔW_k во время КЗ при $t_{\text{к.з.}} > t_{\text{пред}}$, т.е. в случаях, когда условие (2) не

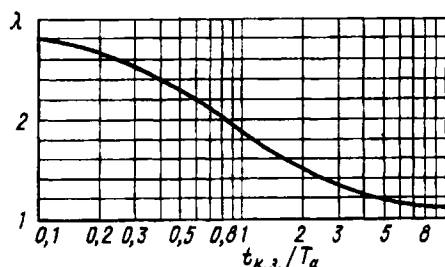


Рис. 2. График изменения коэффициента приведения электродинамической нагрузки λ

выполняется, описана в [1].

При относительно малых токах КЗ и, соответственно, сравнительно небольших смещениях проводников, проводники после отключения токов КЗ плавно возвращаются в исходное положение, затем совершают затухающие из-за аэродинамического сопротивления атмосферы колебания. Траектория движения центра масс проводника в пролете при этом близка к круговой. Тяжение в проводниках в данном случае [меньшее, чем тяжение (1)] определяется суммой F_{Σ} проекций нагрузок F_B , F_{Σ} и $F_{\text{цб}}$ на плоскость (рис. 3), в которой лежит отклоненный от исходного положения проводник. Электродинамическая сила F_{Σ} максимальна в начале КЗ, когда короткозамкнутые проводники только начинают удаляться друг от друга. С увеличением расстояния между проводниками и затуханием экспоненциальной составляющей тока КЗ электродинамическая сила уменьшается. Центробежная сила $F_{\text{цб}}$ пропорциональна квадрату скорости движения центра масс проводника в пролете в окружном направлении. Она мала в начале КЗ и при близких к максимальным отклонениях проводника, максимальна — при первом после отключения тока КЗ возвращении проводника в начальное положение при колебаниях, когда накопленная проводником при КЗ энергия еще не рассеялась в окружающем проводник пространстве. Сила тяжести F_B постоянна; $F_{\text{ин.окр}}$ — инерционная сила, действующая по окружности; V_{max} — скорость центра массы проводника в пролете в момент первого прохождения в процессе колебаний исходного положения (положения до КЗ).

Наибольшее тяжение при малых смещениях N_{min} можно ожидать либо перед моментом отключения тока КЗ, когда велика векторная сумма сил F_{Σ} и F_B , либо при первом прохождении проводником равновесного положения после отключения тока КЗ, когда максимальна центробежная сила.

Наибольшее тяжение перед отключением тока КЗ можно оценить как [3]:

$$N_{\text{min}1} = \frac{Q_{\text{расч}1} l}{8f}, \quad (7)$$

где $Q_{\text{расч}1}$ — расчетное значение поперечной на-

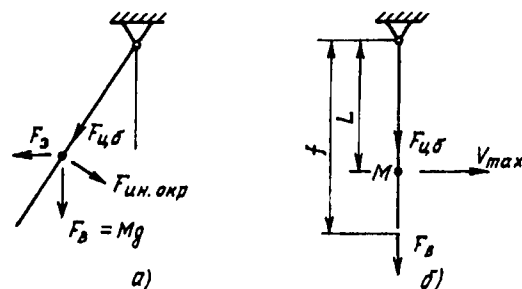


Рис. 3. Нагрузки, действующие на проводник при КЗ (а) и после него в момент возврата в исходное положение (б)

грузки на проводник в его плоскости:

$$Q_{расч1} = \sqrt{(F_{расч}^{(2)})^2 + (F_B)^2}, \quad (8)$$

$F_B = Mg$ — сила тяжести, Н; $Q_{расч1}$ — не меньше суммы электродинамической силы и силы тяжести.

По-видимому, $Q_{расч1}$ всегда не меньше и суммы всех поперечных сил, действующих в плоскости проводника, поскольку центробежная сила при отклонениях проводника, близких к максимальным, невелика. Оценка (7) явно не учитывает центробежную силу, косвенный учет реализуется заменой нагрузки F_{Σ} расчетной нагрузкой $Q_{расч1}$.

Наибольшее тяжение после отключения тока КЗ оценим, предположив, что вся энергия, накопленная проводником во время КЗ, преобразуется в кинетическую энергию колебательного движения маятника:

$$\Delta W_K = \frac{MV_{\max}^2}{2}; \quad V_{\max} = \sqrt{\frac{2\Delta W_K}{M}}.$$

Максимальная скорость движения маятника в окружном направлении будет иметь место, когда проводник будет находиться в вертикальной плоскости и направления действия силы тяжести и центробежной силы совпадут.

Поперечная нагрузка на проводник будет равна

$$Q_{расч2} = F_B + F_{цб} = Mg + \frac{2\Delta W_K}{L} = Mg \left(1 + \frac{\Delta W_K}{MgL} \right),$$

где $L = 2f/3$.

Тяжение определяется как [3]:

$$N_{\min 2} = \frac{Q_{расч2} l}{8f}.$$

С достаточной для практики точностью нижний предел возможных изменений тяжения N_{\min} можно теперь найти как большее тяжение из тяжений $N_{\min 1}$ и $N_{\min 2}$:

$$N_{\min} = \max \{ N_{\min 1}; N_{\min 2} \}. \quad (9)$$

Формула (9) может быть приведена к виду

$$N_{\min} = k_v N_0,$$

где

$$k_v = \max \left\{ \sqrt{1 + \left(\frac{F_{расч}^{(2)}}{Mg} \right)^2}; 1 + 2 \frac{\Delta W_K}{MgL} \right\}; \quad (10)$$

N_0 — начальное тяжение (тяжение до КЗ):

$$N_0 = \frac{Mgl}{8f}. \quad (11)$$

Часто разность между N_{\min} и N_{\max} невелика. Здесь знание значения тяжения, отвечающего условиям КЗ и конструкции гибкой шины, находящегося между N_{\min} и N_{\max} с практической точки зрения интереса не представляет. Оценок

N_{\min} и N_{\max} достаточно для принятия решений.

Для тяжелых проводников с большим провесом при больших токах КЗ разности N_{\min} и N_{\max} могут быть значительными. В этих случаях знания N_{\min} и N_{\max} для принятия инженерных решений недостаточно. Уточнение ситуации может быть сделано с помощью численного моделирования.

Пример расчета тяжений в проводниках ЛЭП напряжением 110 кВ. Исходные данные: опоры проводников лежат в одной горизонтальной плоскости, ток КЗ (эффективное значение) $I_{по}^{(2)} = 6$ кА; длина пролета $l = 120$ м; провес посередине пролета $f = 3,5$ м; расстояние между фазами $a = 3,1$ м; провод АС 150/24; вес провода $q = 5,48$ Н/м; постоянная времени затухания апериодической составляющей тока КЗ $T_a = 0,05$ с; продолжительность КЗ $t_{к.з} = 0,2$ с.

Вычислим необходимые для оценки тяжений параметры:

вес провода в пролете

$$Mg = ql = 5,48 \cdot 120 = 730 \text{ Н};$$

частота малых собственных колебаний провода

$$\omega_0 \approx \sqrt{\frac{g}{l}} = \sqrt{\frac{9,81}{2,33}} = 2,06 \text{ 1/с}, \quad L = \frac{2f}{3};$$

расчетная электродинамическая сила (принимая $\lambda \approx 1$)

$$F_{расч}^{(2)} = \frac{\mu_0 I_{по}^{(2)} (I_{по}^{(2)})^2}{4\pi a} = \frac{4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 120 (6\sqrt{2})^2 \cdot 10^6}{2\pi \cdot 3,1} = 280 \text{ Н};$$

$$t_{пред} = \sqrt{\frac{0,9}{\omega_0^2} \left[\frac{Mg}{F_{расч}^{(2)}} \right]} = \sqrt{\frac{0,9}{2,06^2} \left[\frac{730}{280} \right]} = 0,75 \text{ с}.$$

Поскольку $t_{к.з} < t_{пред}$ работу электродинамических сил во время КЗ ΔW_K вычисляем по формуле (3):

$$\Delta W_K = \frac{(F_{расч}^{(2)} t_{к.з})^2}{2M} = \frac{(280 \cdot 0,2)^2}{2 \cdot (730/9,81)} = 21 \text{ Дж}.$$

Переходим к вычислению границ возможных изменений значений тяжений N . Примем секущий модуль упругости равным $E_c = 0,35 \times 10^{11}$ Н/м². При площади поперечного сечения всех жил проводника $S = 174$ мм² расчетная жесткость поперечного сечения при растяжении проводника будет равна

$$E_c S = 0,35 \cdot 10^{11} \cdot 0,174 \cdot 10^{-3} = 6 \cdot 10^6 \text{ Н}.$$

Эта принятая расчетная жесткость вдвое меньше жесткости, получающейся как произведение приводимого в справочных материалах модуля упругости сталеалюминиевого проводника $E = 0,77 \cdot 10^{11}$ Н/м² на суммарную площадь сечения всех жил проводника $S = 174$ мм². Жесткость зависит от нагрузок. При растягивающих нагрузках, соизмеримых с разрушающими, же-

сткость отвечает модуль упругости, содержащемуся в справочниках. При нагрузках, составляющих десятые и сотые доли разрушающих нагрузок, что часто имеет место при КЗ жесткость проводников при растяжении снижается. Имеющиеся сегодня справочные материалы сведений о жесткости проводников при растяжении их относительно малыми нагрузками, к сожалению, не содержат.

Тяжение до КЗ равно [см. (11)]

$$N_0 = \frac{Mgl}{8f} = \frac{730 \cdot 120}{8 \cdot 3,5} = 3130 \text{ Н.}$$

По формуле (1) вычисляем верхний предел возможных изменений тяжения:

$$N_{\max} = \sqrt{2E_c S \frac{\Delta W_k}{l} + N_0^2} = \sqrt{2 \cdot 6 \cdot 10^6 \frac{21}{120} + 3130^2} = 3450 \text{ Н.}$$

По формуле (10) определяем нижний предел возможных изменений тяжения:

$$N_{\min} = N_0 \max \left\{ \sqrt{1 + \left(\frac{F_{\text{расч}}^{(2)}}{Mg} \right)^2}; 1 + 2 \frac{\Delta W_k}{MgL} \right\} = 3130 \max \left\{ \sqrt{1 + \left(\frac{280}{730} \right)^2}; 1 + 2 \frac{21}{730 \cdot 2,33} \right\} = 3350 \text{ Н.}$$

Из-за КЗ тяжение возрастает на 7–13%.

Результаты расчетов тяжений в проводниках гибкой шинной линии, на которой производились экспериментальные исследования [2].

Исходные данные: опоры проводников лежат в одной горизонтальной плоскости, проводники сталеалюминиевые с поперечным сечением $S=537/53 \text{ мм}^2$; расстояние между опорами $l=15 \text{ м}$; расстояние между фазами $a=4 \text{ м}$; масса проводника в пролете $M=27,5 \text{ кг}$; провес посередине пролета $f=0,53 \text{ м}$; тяжение в проводнике до КЗ (при провесе $f=0,53 \text{ м}$) $N_0=1 \text{ кН}$; ток двухфазного КЗ (эффективное значение $I_{\text{по}}^{(2)}=22 \text{ кА}$).

Модуль упругости E_c проводников, применяемых в электроустановках за рубежом, рекомендуется оценивать в несколько десятых долей модуля упругости проводников при больших растягивающих усилиях [4]. С учетом этой рекомендации жесткость проводников в расчетах принята равной $E_c S=8 \cdot 10^6 \text{ Н}$. Результаты расчетов по предлагаемой методике и измеренные в опытах [2] тяжения приведены в таблице.

Длительность КЗ $t_{\text{к.з}}$	Значение $\Delta W_k, \text{ Нм}$	Значение тяжения, кН		
		N_{\min}	N_{\max}	измеренное
0,1	23	1,7	5,5	—
0,15	50	2,0	7,4	—
0,3	100	3,1	10,8	9,0

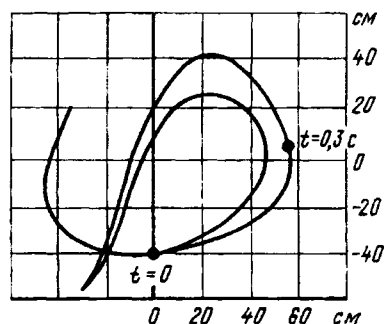


Рис. 4. Траектория движения сечения проводника в середине пролета шинной линии во время КЗ и после него

Из данных таблицы видно, что в рассмотренной относительно короткой ($l=15 \text{ м}$) гибкой шинной линии тяжение при КЗ ощутимо увеличивается. Минимальное и максимальное тяжения сильно отличаются друг от друга, с увеличением продолжительности КЗ различия возрастают. При $t_{\text{к.з}}=0,3 \text{ с}$ вычисленное максимальное возможное тяжение N_{\max} в 3,5 раз превосходит расчетное минимальное тяжение N_{\min} и в 10,8 раз превосходит тяжение до КЗ.

В опытах [2] проводник, поднявшийся в результате воздействия электродинамических сил над положением его до КЗ, почти вертикально падал после отключения тока КЗ, тяжение при этом было 9 кН, что близко к вычисленному максимально возможному тяжению. Измеренное тяжение попадает в вилку между расчетными N_{\min} и N_{\max} . Траектория движения сечения проводника в середине пролета показана на рис. 4.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кудрявцев Е.П., Неклепаев Б.Н. Расчет смещений гибких проводников при коротких замыканиях. — Электричество, 1993, № 5.
2. Stein K., Herrmann B. Kurzschlussseilzuge in Schaltanlagen. — Elektrizitätswirtschaft, Jg (1979), 78.
3. Прочность, устойчивость, колебания. Справочник. Т. 1. — М.: Машиностроение, 1968.
4. The Mechanical Effects of Short — Circuit Currents in Open Air Substation (Rigid and Flexible Bus—Bars). — Cigre Study Committee 23 (Substations), Working Group 23—11, Esc Task Force, 1996.

[10.03.97]

Авторы: Кудрявцев Евгений Петрович окончил гидроэнергетический факультет Московского энергетического института (МЭИ) в 1953 г. В 1986 г. защитил в МЭИ докторскую диссертацию на тему «Научные основы и методики расчетов электродинамической стойкости элементов распределительных устройств электрических станций и подстанций». Профессор кафедры основ конструирования машин МЭИ.

Неклепаев Борис Николаевич окончил электроэнергетический факультет МЭИ в 1954 г. В 1982 г. защитил в МЭИ докторскую диссертацию на тему «Координация уровней токов короткого замыкания на электростанциях и в сетях энергосистем». Профессор кафедры электрических станций МЭИ.

Расчет взаимной индукции длинных линий электропередачи

БЕЛЯКОВ Ю.С.

Приведен метод расчета узловых параметров (проводимостей) двух параллельных длинных линий электропередачи, связанных между собой взаимной индукцией. Использование распределенных параметров позволило получить точное решение. Приведен пример расчета таких параметров.

Ключевые слова: длинные линии электропередачи, взаимная индукция, узловые параметры, распределенные параметры

Длинные линии электропередачи (ДВЛ), к которым относятся ВЛ длиной более 300 км, в расчетах электрических режимов могут замещаться по-разному. Один путь позволяет представить их непосредственно в распределенных параметрах [1] с использованием гиперболических функций:

$$\begin{aligned} A_{11} &= \operatorname{ch} L \sqrt{zy}; & A_{12} &= \sqrt{\frac{z}{y}} \operatorname{sh} L \sqrt{zy}; \\ A_{21} &= \sqrt{\frac{y}{z}} \operatorname{sh} L \sqrt{zy}; & A_{22} &= \operatorname{ch} L \sqrt{zy}; \\ Y_{11} &= \sqrt{\frac{y}{z}} \operatorname{cth} L \sqrt{zy}; & Y_{12} &= -\sqrt{\frac{y}{z}} \operatorname{csch} L \sqrt{zy}; \\ Y_{21} &= -\sqrt{\frac{y}{z}} \operatorname{csch} L \sqrt{zy}; & Y_{22} &= \sqrt{\frac{y}{z}} \operatorname{cth} L \sqrt{zy}, \end{aligned}$$

где A_{ik} — так называемые A -параметры; Y_{ik} — параметры узловых проводимостей, соответствующих представлению ДВЛ трехполюсником; z и y — удельные параметры продольного сопротивления и поперечной проводимости ДВЛ; L — длина ДВЛ.

Другой путь — использование цепочечных схем [3]. Каждый путь имеет свои преимущества и недостатки. Так, использование цепочечных схем существенно усложняет схемы замещения электрических систем.

В [2] приведено соображение о том, что нет смысла каждый раз для конкретной ВЛ или ДВЛ тратить время на выбор варианта схемы замещения линий, а следует принять один вариант — представлять ВЛ любой длины и любого класса напряжения в распределенных параметрах. Поскольку исходные данные для расчета параметров схемы замещения ВЛ единые для всех вариантов представления, а вычислительная работа проводится на ЭВМ, то реализация такой идеи не представляет больших трудностей при наличии соответствующих алгоритмов.

Для составляющих прямой и нулевой последовательностей одиночных ДВЛ расчет рас-

A method for calculating nodal parameters (conductances) two long parallel transmission lines interconnected by mutual inductance is presented. The use of distributed parameters has made it possible to obtain a solution. An example of calculating such parameters is given.

Key words: long transmission lines, mutual inductance, nodal parameters, distributed constants

пределенных параметров известен [1], [3]. Что касается расчета распределенных параметров с учетом взаимной индукции ВЛ, то известны только приближенные решения, практически сводящиеся к расчету П-образных схем. Поэтому большой интерес представляет решение этой задачи в общем виде.

Вначале коротко рассмотрим решение известной задачи для одиночной ДВЛ, тем самым наметим путь решения для двух ДВЛ, связанных взаимной индукцией. Поскольку основой расчета почти всех электрических режимов является метод узловых напряжений с построением матрицы узловых проводимостей, то и нашу задачу рассмотрим как получение Y -параметров ДВЛ. Переход к другим параметрам (A , Z) не представляет труда.

Рассмотрим одиночную ДВЛ (рис. 1). Ее состояние на расстоянии x описывается системой дифференциальных уравнений [3], называемых уравнениями Гельмгольца:

$$\begin{aligned} \frac{d^2 \dot{U}(x)}{dx^2} - \gamma^2 \dot{U}(x) &= 0; \\ \frac{d^2 \dot{I}(x)}{dx^2} - \gamma^2 \dot{I}(x) &= 0, \end{aligned} \quad (1)$$

в которых $\dot{U}(x)$ и $\dot{I}(x)$ — напряжения и токи ДВЛ на расстоянии x ; $\gamma = \sqrt{zy}$ — коэффициент распространения, определяемый по удельным параметрам ДВЛ; z — удельное комплексное продольное сопротивление (Ом/км), y — удельная емкостная проводимость (См/км).

Отметим, что начало координат находится в узле 1, следовательно, целесообразно напряжение

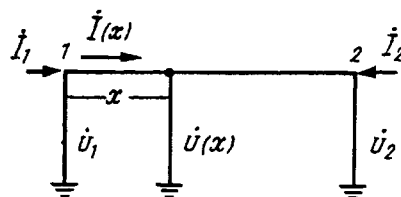


Рис. 1. Одиночная длинная линия электропередачи

\dot{U}_1 также принять за начало отсчета всех комплексных величин токов и напряжений, т.е. \dot{U}_1 совместить с действительной осью комплексной плоскости. В этом случае ток I_1 , входящий в узел 1 (таково его условное положительное направление), и ток $I(x)$, исходящий из узла, будут противоположных знаков. В то же время ток $I(x)$, входящий в узел 2, и ток I_2 , также входящий в узел (таково его условное положительное направление) будут иметь одинаковые знаки.

Известны решения:

$$\begin{aligned}\dot{U} &= Ae^{\gamma x} + Be^{-\gamma x}; \\ \dot{I} &= \sqrt{\frac{Y}{Z}} (Ae^{\gamma x} - Be^{-\gamma x}).\end{aligned}\quad (2)$$

Из граничных условий (рис. 1) следует:

$$\begin{aligned}x=0 \quad \dot{U}_1 &= A + B; \quad \dot{I}_1 = -\sqrt{\frac{Y}{Z}}(A-B) = -\frac{1}{z_c}(A-B); \\ x=L \quad \dot{U}_2 &= Ae^{\gamma L} + Be^{-\gamma L}; \quad \dot{I}_2 = \frac{1}{z_c}(Ae^{\gamma L} - Be^{-\gamma L}),\end{aligned}$$

где L — длина ДВЛ; z_c — волновое сопротивление.

Эти уравнения перепишем в виде:

$$\begin{pmatrix} \dot{U}_1 \\ \dot{U}_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & 1 \\ e^{\gamma L} & e^{-\gamma L} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} A \\ B \end{pmatrix}, \quad \begin{pmatrix} \dot{I}_1 \\ \dot{I}_2 \end{pmatrix} = \frac{1}{z_c} \begin{pmatrix} -1 & 1 \\ e^{\gamma L} & -e^{-\gamma L} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} A \\ B \end{pmatrix}. \quad (3)$$

Исключая $\begin{pmatrix} A \\ B \end{pmatrix}$, получаем

$$z_c \begin{pmatrix} -1 & 1 \\ e^{\gamma L} & -e^{-\gamma L} \end{pmatrix}^{-1} \begin{pmatrix} \dot{I}_1 \\ \dot{I}_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & 1 \\ e^{\gamma L} & e^{-\gamma L} \end{pmatrix}^{-1} \begin{pmatrix} \dot{U}_1 \\ \dot{U}_2 \end{pmatrix}. \quad (4)$$

Наконец, находится искомый коэффициент пропорциональности между I и U :

$$\begin{aligned}Y_{1,2} &= \frac{1}{z_c} \begin{pmatrix} 1 & 1 \\ e^{\gamma L} & -e^{-\gamma L} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} 1 & 1 \\ e^{\gamma L} & -e^{-\gamma L} \end{pmatrix}^{-1} = \\ &= \frac{1}{z_c} \begin{pmatrix} \text{cth } \gamma L & -\text{csch } \gamma L \\ -\text{csch } \gamma L & \text{cth } \gamma L \end{pmatrix}.\end{aligned}\quad (4a)$$

Эту же методику будем использовать для решения более сложной задачи, которой посвящена эта статья.

Рассмотрим две параллельные ДВЛ (рис. 2), у которых будем считать известными удельные параметры z_{1-2} , z_{3-4} , y_{1-2} , y_{3-4} и их удельное сопротивление взаимоиндукции $m_{1-2,3-4} \times (r_m + j\omega x_m)$. Конечным итогом решения задачи будем считать Y -параметры относительно узлов 1—4. Исходя из определения понятия сопротивления взаимоиндукции [4], можно составить

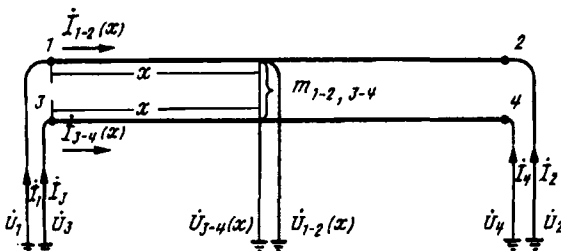


Рис. 2. Две длинные линии электропередачи, связанные взаимоиндукцией

исходные уравнения для двух параллельных ДВЛ:

$$\left. \begin{aligned} \frac{d\dot{U}_{1-2}(x)}{dx} &= z_{1-2} \dot{I}_{1-2}(x) + m_{1-2,3-4} \dot{I}_{3-4}(x); \\ \frac{d\dot{U}_{3-4}(x)}{dx} &= z_{3-4} \dot{I}_{3-4}(x) + m_{1-2,3-4} \dot{I}_{1-2}(x); \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

$$\left. \begin{aligned} \frac{d\dot{I}_{1-2}(x)}{dx} &= y_{1-2} \dot{U}_{1-2}(x); \\ \frac{d\dot{I}_{3-4}(x)}{dx} &= y_{3-4} \dot{U}_{3-4}(x). \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Дифференцируя уравнение (5) по x , заменяя производные тока из (6) и формируя эту систему в матричном виде, получаем

$$\frac{d^2}{dx^2} \begin{pmatrix} \dot{U}_{1-2}(x) \\ \dot{U}_{3-4}(x) \end{pmatrix} - \begin{pmatrix} z_{1-2} & m_{1-2,3-4} \\ m_{1-2,3-4} & z_{3-4} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} y_{1-2} & 0 \\ 0 & y_{3-4} \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} \dot{U}_{1-2}(x) \\ \dot{U}_{3-4}(x) \end{pmatrix} = 0 \quad (7)$$

и далее имеем

$$\begin{pmatrix} z_{1-2} & m_{1-2,3-4} \\ m_{1-2,3-4} & z_{3-4} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} y_{1-2} & 0 \\ 0 & y_{3-4} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \gamma_{1-2,1-2} & \gamma_{1-2,3-4} \\ \gamma_{3-4,1-2} & \gamma_{3-4,3-4} \end{pmatrix}.$$

Отсюда следует характеристическое уравнение:

$$\begin{vmatrix} r^2 - \gamma_{1-2,1-2} & -\gamma_{1-2,3-4} \\ -\gamma_{3-4,1-2} & r^2 - \gamma_{3-4,3-4} \end{vmatrix} = 0,$$

его корни:

$$\begin{aligned} r_{1,2,3,4} &= \pm \sqrt{\frac{\gamma_{1-2,1-2} + \gamma_{3-4,3-4} \pm \sqrt{(\gamma_{1-2,1-2} + \gamma_{3-4,3-4})^2 - 4(\gamma_{1-2,1-2}\gamma_{3-4,3-4} - \gamma_{1-2,3-4}\gamma_{3-4,1-2})}}{2}} = \\ &= \pm \sqrt{\frac{\gamma_{1-2,1-2} + \gamma_{3-4,3-4} \pm \sqrt{(\gamma_{1-2,1-2} - \gamma_{3-4,3-4})^2 + 4\gamma_{1-2,1-2}\gamma_{3-4,3-4}}}{2}} \end{aligned}$$

и решение уравнения (7):

$$\begin{aligned} \dot{U}_{1-2}(x) &= A_1 e^{r_1 x} + A_2 e^{r_2 x} + A_3 e^{r_3 x} + A_4 e^{r_4 x} \\ \dot{U}_{3-4}(x) &= B_1 e^{r_1 x} + B_2 e^{r_2 x} + B_3 e^{r_3 x} + B_4 e^{r_4 x}. \end{aligned} \quad (8)$$

Дифференцируя (8) и подставляя результаты в (5), находим решение для тока:

$$\begin{aligned} \begin{pmatrix} \dot{I}_{1-2}(x) \\ \dot{I}_{3-4}(x) \end{pmatrix} &= \begin{pmatrix} z_{1-2} & m_{1-2,3-4} \\ m_{3-4,1-2} & z_{3-4} \end{pmatrix}^{-1} \frac{d}{dx} \begin{pmatrix} \dot{U}_{1-2}(x) \\ \dot{U}_{3-4}(x) \end{pmatrix} = \\ &= Y_c \begin{pmatrix} r_1 A_1 e^{r_1 x} + r_2 A_2 e^{r_2 x} + r_3 A_3 e^{r_3 x} + r_4 A_4 e^{r_4 x} \\ r_1 B_1 e^{r_1 x} + r_2 B_2 e^{r_2 x} + r_3 B_3 e^{r_3 x} + r_4 B_4 e^{r_4 x} \end{pmatrix}. \end{aligned} \quad (9)$$

Из физических соображений формулируем граничные условия:

$$\left. \begin{aligned} x=0 \quad & \begin{cases} \dot{U}_1 = A_1 + A_2 + A_3 + A_4; \\ \dot{U}_3 = B_1 + B_2 + B_3 + B_4; \end{cases} \\ x=L \quad & \begin{cases} \dot{U}_2 = A_1 e^{r_1 L} + A_2 e^{r_2 L} + A_3 e^{r_3 L} + A_4 e^{r_4 L}; \\ \dot{U}_4 = B_1 e^{r_1 L} + B_2 e^{r_2 L} + B_3 e^{r_3 L} + B_4 e^{r_4 L}; \end{cases} \\ x=0 \quad & \begin{pmatrix} \dot{I}_1 \\ \dot{I}_3 \end{pmatrix} = -Y_{c1,3} \begin{pmatrix} r_1 A_1 + r_2 A_2 + r_3 A_3 + r_4 A_4 \\ r_1 B_1 + r_2 B_2 + r_3 B_3 + r_4 B_4 \end{pmatrix}; \\ x=L \quad & \begin{pmatrix} \dot{I}_2 \\ \dot{I}_4 \end{pmatrix} = Y_{c2,4} \begin{pmatrix} A_1 e^{r_1 L} + A_2 e^{r_2 L} + A_3 e^{r_3 L} + A_4 e^{r_4 L} \\ B_1 e^{r_1 L} + B_2 e^{r_2 L} + B_3 e^{r_3 L} + B_4 e^{r_4 L} \end{pmatrix}. \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

Теперь можно подвести некоторые итоги. Для того чтобы воспользоваться тем же способом нахождения коэффициентов пропорциональности между U и I путем исключения A и B , необходимо выразить их через другие величины и затем исключить. Имеем восемь постоянных ($A_{1,2,3,4}$; $B_{1,2,3,4}$), а уравнений — четыре для тока и четыре для напряжения. Для устранения этого противоречия необходимо найти дополнительные зависимости между постоянными. Продифференцируем дважды (8), подставим результат в (7) и, используя только первую часть этого уравнения ($\dot{U}_{1-2}(x)$), найдем следующую зависимость:

$$\begin{aligned} & r_1^2 A_1 e^{r_1 x} + r_2^2 A_2 e^{r_2 x} + r_3^2 A_3 e^{r_3 x} + r_4^2 A_4 e^{r_4 x} - \\ & - \gamma_{1-2,1-2} A_1 e^{r_1 x} - \gamma_{1-2,1-2} A_2 e^{r_2 x} - \\ & - \gamma_{1-2,1-2} A_3 e^{r_3 x} - \gamma_{1-2,1-2} A_4 e^{r_4 x} - \\ & - \gamma_{1-2,3-4} B_1 e^{r_1 x} - \gamma_{1-2,3-4} B_2 e^{r_2 x} - \\ & - \gamma_{1-2,3-4} B_3 e^{r_3 x} - \gamma_{1-2,3-4} B_4 e^{r_4 x} = 0. \end{aligned}$$

В силу линейной независимости функций $e^{r_i x}$, где $i=1, 2, 3, 4$, находятся соотношения:

$$\left. \begin{aligned} & (r_1^2 A_1 - \gamma_{1-2,1-2} A_1 - \gamma_{1-2,3-4} B_1) e^{r_1 x} = 0; \\ & B_1 = \frac{r_1^2 - \gamma_{1-2,1-2}}{\gamma_{1-2,3-4}} A_1 = \alpha_1 A_1; \\ & (r_2^2 A_2 - \gamma_{1-2,1-2} A_2 - \gamma_{1-2,3-4} B_2) e^{r_2 x} = 0; \\ & B_2 = \frac{r_2^2 - \gamma_{1-2,1-2}}{\gamma_{1-2,3-4}} A_2 = \alpha_2 A_2; \\ & (r_3^2 A_3 - \gamma_{1-2,1-2} A_3 - \gamma_{1-2,3-4} B_3) e^{r_3 x} = 0; \\ & B_3 = \frac{r_3^2 - \gamma_{1-2,1-2}}{\gamma_{1-2,3-4}} A_3 = \alpha_3 A_3; \\ & (r_4^2 A_4 - \gamma_{1-2,1-2} A_4 - \gamma_{1-2,3-4} B_4) e^{r_4 x} = 0; \\ & B_4 = \frac{r_4^2 - \gamma_{1-2,1-2}}{\gamma_{1-2,3-4}} A_4 = \alpha_4 A_4. \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

Теперь граничные условия (10), касающиеся напряжений, представим в виде

$$\begin{pmatrix} \dot{U}_1 \\ \dot{U}_2 \\ \dot{U}_3 \\ \dot{U}_4 \end{pmatrix} = \underbrace{\begin{pmatrix} 1 & 1 & 1 & 1 \\ \alpha_1 & \alpha_2 & \alpha_3 & \alpha_4 \\ e^{r_1 L} & e^{r_2 L} & e^{r_3 L} & e^{r_4 L} \\ \alpha_1 e^{r_1 L} & \alpha_2 e^{r_2 L} & \alpha_3 e^{r_3 L} & \alpha_4 e^{r_4 L} \end{pmatrix}}_C \begin{pmatrix} A_1 \\ A_2 \\ A_3 \\ A_4 \end{pmatrix} = C \begin{pmatrix} A_1 \\ A_2 \\ A_3 \\ A_4 \end{pmatrix}. \quad (12)$$

В аналогичной форме представим вторую часть уравнений (10), касающуюся тока:

$$\begin{pmatrix} \dot{I}_1 \\ \dot{I}_3 \\ \dot{I}_2 \\ \dot{I}_4 \end{pmatrix} = \underbrace{\begin{pmatrix} Y_c & & & \\ -Y_{c1,3} & 0 & & \\ 0 & Y_{c2,4} & & \end{pmatrix}}_D \underbrace{\begin{pmatrix} r_1 & r_2 & r_3 & r_4 \\ r_1 \alpha_1 & r_2 \alpha_2 & r_3 \alpha_3 & r_4 \alpha_4 \\ r_1 e^{r_1 L} & r_2 e^{r_2 L} & r_3 e^{r_3 L} & r_4 e^{r_4 L} \\ r_1 \alpha_1 e^{r_1 L} & r_2 \alpha_2 e^{r_2 L} & r_3 \alpha_3 e^{r_3 L} & r_4 \alpha_4 e^{r_4 L} \end{pmatrix}}_E \begin{pmatrix} A_1 \\ A_2 \\ A_3 \\ A_4 \end{pmatrix} =$$

$$= Y_c E \begin{pmatrix} A_1 \\ A_2 \\ A_3 \\ A_4 \end{pmatrix} = D \begin{pmatrix} A_1 \\ A_2 \\ A_3 \\ A_4 \end{pmatrix}. \quad (13)$$

где C , Y_c , E и $D=Y_c E$ — сокращенные обозначения соответствующих матриц.

Теперь из (12) и (13) находятся постоянные A и исключаются:

$$C^{-1} \begin{pmatrix} \dot{U}_1 \\ \dot{U}_2 \\ \dot{U}_3 \\ \dot{U}_4 \end{pmatrix} = D^{-1} \begin{pmatrix} \dot{I}_1 \\ \dot{I}_3 \\ \dot{I}_2 \\ \dot{I}_4 \end{pmatrix} \quad (14)$$

и, наконец, находится матрица узловых проводимостей:

$$Y = D C^{-1}. \quad (15)$$

Пример расчета узловых параметров двух параллельных ДВЛ (рис. 2) длиной 1000 км напряжением 750 кВ с удельными параметрами нулевой последовательности: $z_{1-2} = z_{3-4} = 0 + j0,542$ Ом/км, $y = 0 + j3,06 \cdot 10^{-6}$ См/км, $m = 0 + j0,4$ Ом/км.

Для наглядности пренебрегаем активными сопротивлениями ДВЛ.

Находим значения γ :

$$\begin{aligned} \gamma &= \begin{pmatrix} j0,542 & j0,45 \\ j0,45 & j0,542 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} j3,06 & 0 \\ 0 & j3,06 \end{pmatrix} 10^{-6} = \\ &= \begin{pmatrix} -1,667 & -1,377 \\ -1,377 & -1,658 \end{pmatrix} 10^{-6}. \end{aligned}$$

Находим корни характеристического уравнения:

$$r = \pm \sqrt{\frac{-3,3354 \pm \sqrt{4 \cdot (-1,377)^2}}{2}} \cdot 10^{-6},$$

$$r_1 = j0,5391 \cdot 10^{-3}, \quad r_1 L = j0,5391;$$

$$r_2 = j1,7449 \cdot 10^{-3}, \quad r_2 L = j1,7449;$$

$$r_3 = -j0,5391 \cdot 10^{-3}, \quad r_3 L = -j0,5391;$$

$$r_4 = -j1,7449 \cdot 10^{-3}, \quad r_4 L = j1,7449.$$

Вычисляем коэффициенты связи постоянных:

$$\alpha_1 = \frac{(j0,5391)^2 - 1,6677}{-1,377} = -1;$$

$$\alpha_2 = \frac{(j1,7449)^2 - 1,6677}{-1,377} = +1;$$

$$\alpha_3 = \frac{(-j0,5391)^2 - 1,6677}{-1,377} = -1;$$

$$\alpha_4 = \frac{(j1,7449)^2 - 1,6677}{-1,377} = +1.$$

В данном случае эти коэффициенты можно было бы сразу написать равными единице ввиду однотипности параллельных ДВЛ; для неоднотипных ДВЛ они, естественно, не равны ± 1 .

Теперь формируем матрицу C с учетом, что

$$e^{j0,539166} = 0,858 + j0,513,$$

$$e^{j1,7449} = -0,178 + j0,984,$$

$$e^{-j0,539166} = 0,858 - j0,513,$$

$$e^{-j1,7449} = -0,178 - j0,984:$$

$$C = \begin{array}{|c|c|c|c|} \hline 1 & 1 & 1 & 1 \\ \hline -1 & 1 & -1 & 1 \\ \hline 0,858+j0,513 & -0,178+j0,984 & 0,858-j0,513 & -0,178-j0,984 \\ \hline 0,858-j0,513 & -0,178-j0,984 & -0,858+j0,513 & -0,178+j0,984 \\ \hline \end{array}.$$

Находим обратную величину:

$$C^{-1} = \begin{array}{|c|c|c|c|} \hline 0,25+j0,418 & -0,25-j0,418 & 0-j0,487 & 0+j0,487 \\ \hline 0,25-j0,418 & -0,25+j0,418 & 0-j0,254 & 0-j0,254 \\ \hline 0,25-j0,418 & -0,25+j0,418 & 0+j0,487 & 0+j0,487 \\ \hline 0,25+j0,418 & -0,25-j0,418 & 0+j0,254 & 0+j0,254 \\ \hline \end{array}.$$

Формируем матрицы формулы (13):

$$Y_c = \begin{array}{|c|c|c|c|} \hline 0+j5,765 & 0-j4,760 & 0 & 0 \\ \hline 0-j4,760 & 0+j5,765 & 0 & 0 \\ \hline 0 & 0 & 0-j5,765 & 0+j4,760 \\ \hline 0 & 0 & 0+j4,760 & 0-j5,765 \\ \hline \end{array}.$$

С учетом того, что $Y_{c2,4} = -Y_{c1,3}$, поскольку

токи по концам ДВЛ разных направлений, находим матрицу E :

$$E = \begin{array}{|c|c|c|c|} \hline 0+j0,539116 & 0+j1,7449 & 0-j0,539166 & 0-j1,7449 \\ \hline 0-j0,539116 & 0+j1,7449 & 0+j0,539116 & 0-j1,7449 \\ \hline -0,27659 & -1,71698 & -0,27659 & -1,71698 \\ \hline +j0,462604 & -j0,31059 & -j0,462604 & +j0,31059 \\ \hline +0,27659 & -1,71698 & +0,27659 & -1,71698 \\ \hline -j0,462604 & -j0,31059 & +j0,462604 & +j0,31059 \\ \hline \end{array} \cdot 10^{-3}.$$

Находим произведение матриц:

$$D = Y_c E = \begin{array}{|c|c|c|c|} \hline -5,675+j0 & -1,753+j0 & 5,675+j0 & 1,753+j0 \\ \hline 5,675+j0 & -1,753+j0 & -5,675+j0 & 1,753+j0 \\ \hline +4,869+j2,911 & - & -4,869+j2,911 & +0,3121+j1,72 \\ \hline & 0,3121+j1,725 & & 5 \\ \hline -4,869-j2,911 & - & +4,869-j2,911 & +0,3121+j1,72 \\ \hline & 0,3121+j1,725 & & 5 \\ \hline \end{array} \cdot 10^{-3}.$$

В итоге определением искомую матрицу узловых проводимостей:

$$Y = \begin{array}{|c|c|c|c|} \hline & 1 & 3 & 2 & 4 \\ \hline 1 & 0-j4,587 & 0+j4,904 & 0+j6,422 & 0-j4,640 \\ \hline 3 & 0+j4,904 & 0-j4,587 & 0-j4,640 & 0+j6,422 \\ \hline 2 & 0+j6,4189 & 0-j4,636 & 0-j4,587 & 0+j4,904 \\ \hline 4 & 0-j4,636 & 0+j6,418 & 0+j4,904 & 0-j4,587 \\ \hline \end{array} \cdot 10^{-3}.$$

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Брацлавский С.Х., Гершенгорн А.И., Лосев С.Б. Специальные расчеты электропередач сверхвысокого напряжения. — М.: Энергоатомиздат, 1985.
2. Беляков Ю.С. Методика расчета параметров электрической сети, представленной многополюсниками. — Электричество, 1994, № 12.
3. Качанов З.Г. Электрические цепи с распределенными параметрами и цепные схемы. — М.: Энергоатомиздат, 1990.
4. Ульянов С.А. Электромагнитные переходные процессы в электрических системах. — М.: Энергия, 1970.

[14.11.96]

Автор: Беляков Юрий Сергеевич окончил электромеханический факультет Ленинградского политехнического института в 1958 г. Технологический директор АО «Карелэнерго».

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.

Характеристики двухскоростных асинхронных двигателей с отношением чисел пар полюсов 1:2 и 1:4

ПОПОВ Д.А., ПОПОВ С.Д.

Рассматриваются характеристики трехфазных двухскоростных асинхронных двигателей с полюсопереключаемыми обмотками на 1 и 2, а также на 1:4 пары полюсов. Показано, что двухскоростные двигатели на 1 и 2 пары полюсов с обмотками Даландера, а также двухскоростные двигатели на 1 и 4 пары полюсов с известными полюсопереключаемыми обмотками имеют низкие энергетические характеристики в приводах с постоянным моментом нагрузки и с вентиляторной нагрузкой. Разработаны новые полюсопереключаемые обмотки, которые обеспечивают улучшение энергетических характеристик двухскоростных асинхронных двигателей.

Ключевые слова: двухскоростные асинхронные двигатели, полюсопереключаемые обмотки, энергетические характеристики, коэффициент использования

Постановка вопроса. Наряду с асинхронным приводом с частотным управлением все более широкое применение получают асинхронные приводы со ступенчатым регулированием угловой скорости асинхронного двигателя (АД) изменением числа пар полюсов статорной обмотки. Для этой цели на статоре многоскоростного АД укладывают две независимые обмотки (или одну полюсопереключаемую ППО) на требуемое число пар полюсов.

Двухскоростные АД обычно выполняются с одной статорной полюсопереключаемой обмоткой вместо двух независимых обмоток, что обеспечивает значительную экономию обмоточной меди (до 40%), изоляционного материала, электротехнической стали (на 30—40%) и снижение трудоемкости изготовления двухскоростного АД примерно на 15% [1]. Исключение составляют лишь двухскоростные лифтовые и крановые АД, которые не допускают перерыва питания на время переключения числа полюсов и снабжаются двумя независимыми статорными обмотками [2].

Первая полюсопереключаемая статорная обмотка для двухскоростных АД на 1 и 2 пары полюсов была предложена Даландером в 1897 г. [3].

Эта обмотка двухслойная целая, т.е. имеет целое число катушек на фазную зону при обоих значениях числа пар полюсов. Схема соединения фаз «двойная звезда — треугольник» (Y^2/Δ), структура активного слоя $6 \times 60^\circ / 3 \times 120^\circ$, т.е. при $p_1=1$ обмотка имеет шесть фазных зон шириной 60° , а при $p_1=2$ — три фазные зоны шириной

The paper considers characteristics of three-phase double-speed induction motors with pole changing windings for 1 and 2 as well as for 1 and 4 pole pairs. It is shown that double-speed motors for 1 and 2 pole pairs with Dahlander windings as well as double-speed motors for 1 and 4 pairs pole with known pole changing windings have low energetic characteristics in drives with a load constant torque and with a fan load. New pole changing windings have been developed, which ensure the improvement in energetic characteristics of doublespeed induction motors.

Key words: double-speed induction motors, pole-changing winding, energetic characteristics, frame utilization factor

120° на пару полюсов (рис. 1). Управление числом пар полюсов обмотки [3] осуществляется изменением направления тока в половине катушек каждой фазы (реверсом полуфаз) с помощью одного трехполюсного переключателя и одного двухполюсного выключателя. Как показано ниже, обмотка Даландера имеет сравнительно невысокие энергетические показатели, однако благодаря простоте схемы управления находит широкое применение до настоящего времени в приводах постоянной мощности [4, 5].

Предпринимались многочисленные попытки усовершенствовать обмотку Даландера с целью улучшить характеристики двухскоростных АД в приводах с постоянным моментом нагрузки и с вентиляторной нагрузкой, а также упростить схему управления числом пар полюсов.

Так, в [6], кроме схемы Y^2/Δ , рассматриваются еще четыре обмотки, отличающиеся от

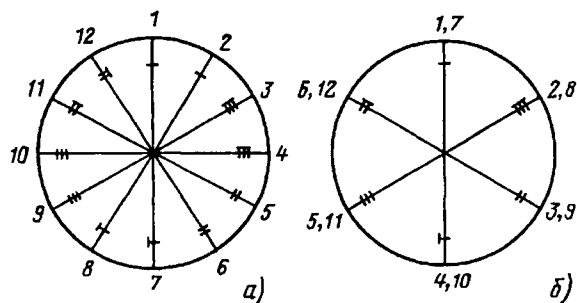


Рис. 1. Векторные диаграммы катушечных ЭДС обмоток Даландера с $p_1=1$: $z_1=12$: а — $p_1=1$, $N_{л1}=12$, $n_{ф3}=6$, $\gamma_{ф}=60^\circ$, $q_1=2$; б — $p_2=2$, $N_{л2}=6$, $n_{ф3}=3$, $\gamma_{ф}=120^\circ$, $q_2=2$

обмотки Даландера [3] схемами соединения фаз. Все эти обмотки в дальнейшем будем называть обмотками Даландера.

Для устранения четных гармоник из кривой распределения МДС $F(x)$ при $p=2$ обмотки Даландера должны выполняться с шагом $y=\tau_2$, что на практике не всегда выполняется [4] в ущерб характеристикам АД. В [7] сделана попытка предельно упростить схему управления числом пар полюсов полюсопереключаемой обмотки с $p_i=1,2$ (один переключатель при шести выводах от обмотки), однако, как показано ниже, обмотка [7] имеет очень низкие энергетические характеристики, что значительно ограничивает области ее применения.

В этой статье показано, что улучшение энергетических характеристик ППО с $p_i=1,2$ может быть достигнуто заменой распределения Даландера со структурой активного слоя $6 \times 60^\circ / 3 \times 120^\circ$ на так называемое «максимальное» распределение со структурой $6 \times 60^\circ / 6 \times 60^\circ$ и применением комбинированного способа управления числом пар полюсов с использованием реверса полуфаз и фазового смещения (переключения части катушек из одной фазы в другие).

Требования к полюсопереключаемым обмоткам. Полюсопереключаемые статорные обмотки трехфазных асинхронных двигателей с короткозамкнутым ротором помимо общих требований предъявляемых к обмоткам трехфазных электрических машин, должны удовлетворять и ряду специфических требований [1, 8]:

иметь высокие энергетические характеристики, т.е. обеспечивать высокий коэффициент (степень) использования АД с данной ППО при заданном характере нагрузки;

иметь высокие фильтрующие свойства, чтобы уменьшить содержание паразитных гармоник в спектре МДС при всех заданных значениях чисел пар полюсов;

управление числом пар полюсов должно быть простым при возможно малом числе выводов и коммутационных аппаратов (выключателей и переключателей).

Коэффициент использования многоскоростного АД, имеющего в общем случае n ступеней угловой скорости, зависит не только от электромагнитных свойств ППО, но и от характера нагрузки, т.е. от механической характеристики приводимого устройства. Определим это понятие отдельно для нагрузок различного типа.

Для приводов с постоянной мощностью нагрузки ($P_{\text{н}} = \text{const}$) под коэффициентом использования многоскоростного АД будем понимать отношение минимального из n значений ($i=1, 2, \dots, n$) электромагнитной мощности ($P_{\text{эм min}}$) многоскоростного АД к базисному значению электромагнитной мощности (P_6) односкоростного АД при наименьшей угловой скорости

($p_i=p_n$) и заданных ограничениях электромагнитных нагрузок ($B_{\text{дт}} < B_{\text{доп}}$, $J_1 \leq J_{\text{доп}}$), т.е.

$$K_{\text{исп1}} = P_{\text{эм min}}^* = P_{\text{эм min}}^* / P_6, \quad (1)$$

где

$$P_{\text{эм min}} = (\Omega_{fi} M_i)_{\text{min}}; \quad P_6 = \Omega_6 M_6; \quad (2)$$

$\Omega_{fi} = \omega_1 / p_i$; $\Omega_6 = \omega_1 / p_n$ — синхронные угловые скорости при $p=p_i$ и $p=p_n$ соответственно; M_i , M_6 — электромагнитные моменты многоскоростного АД при $p=p_i$ и базисное значение электромагнитного момента (значение моментов M_i и M_6 приводятся ниже).

Подставив значения $P_{\text{эм}}$ и P_6 из (2) в (1), найдем:

$$K_{\text{исп1}} = P_{\text{эм min}}^* = P_n (M_i^* / p_i)_{\text{min}}, \quad (3)$$

где $M_i^* = M_i / M_6$ — относительное значение электромагнитного момента при $p=p_i$.

В приводах с постоянным моментом нагрузки коэффициент использования многоскоростного АД с ППО можно оценить минимальным относительным значением электромагнитного момента при всех n заданных ступенях угловой скорости АД, т.е.

$$K_{\text{исп2}} = M_{\text{min}}^* = M_{\text{min}} / M_6. \quad (4)$$

В приводах с вентиляторной нагрузкой момент пропорционален квадрату угловой скорости, т.е. $M_{\text{н}} = C \Omega^2$. Через каждую допустимую по условиям нагрева точку (M^* , Ω_i) можно провести свою нагрузочную характеристику $M_i^* = C_i \Omega_i^2$, где $\Omega_{fi} = \omega_1 / p_i$, и найти значения $C_i = M_i / \Omega_{fi}^2$.

Кривая с минимальным значением C_{min} является допустимой нагрузочной характеристикой для многоскоростного АД.

Под коэффициентом использования многоскоростного АД в этом случае будем понимать значение электромагнитного момента, определенное по допустимой нагрузочной характеристике с C_{min} при наибольшей угловой скорости, т.е.

$$K_{\text{исп3}} = C_{\text{min}} \Omega_{fi}^2 = (M_i^* p_i^2 / p_1^2)_{\text{min}}. \quad (5)$$

Для двухскоростных АД обычно

$$K_{\text{исп3}} = M_1^*.$$

Из (3–5) видно, что оценка коэффициента использования многоскоростного АД с ППО в приводах различного назначения сводится к расчету относительных значений электромагнитного момента АД на всех n ступенях угловой скорости (M_i^*).

Для расчета электромагнитного момента многоскоростного АД воспользуемся формулой [9]:

$$M_i^* = M_i/M_6 = B_{\delta i}^* K_{об1i} K_{доб i}, \quad (6)$$

где $K_{доб i} = K_{доб1(i)} K_{доб2(i)}$; $K_{доб1(i)}$ — коэффициент, учитывающий добавочные электрические потери в обмотке статора, обусловленные неидентичностью параллельных ветвей; $K_{доб2(i)}$ — коэффициент, учитывающий добавочные электрические потоки в стержнях ротора из-за наличия паразитных гармоник поля в воздушном зазоре; $B_{\delta i} = B_{\delta mi}/B_{\delta доп}$ — относительное значение амплитуды индукции в зазоре: $B_{\delta доп}$ — допустимое по условиям насыщения магнитной системы двигателя значение индукции в зазоре; $K_{об1i}$ — обмоточный коэффициент ППО при $p=p_i$; M_6 — базисное значение электромагнитного момента [9]:

$$M_6 = \frac{1}{\sqrt{2}} (B_{\delta доп} J_{1 доп}) (D_a l_\delta) (Z_1 Q_{п1} k_{зп1}) \cos \psi_1, \quad (7)$$

где $\cos \psi_1 = \sin(\vec{B}_\delta \vec{F}_1) = \cos(-\vec{E}_1 \vec{I}_1)$; $k_{зп1}$ — коэффициент заполнения паза статора медью.

При отсутствии регулирования напряжения на зажимах статорной обмотки многоскоростного АД трудно с помощью схемы обеспечить равенство $B_{\delta mi} = B_{\delta доп}$ при всех значениях чисел пар полюсов p_i , поэтому в (6) появляется множитель $B_{\delta i}^* \leq 1$, что приводит к уменьшению коэффициента использования многоскоростного АД по сравнению с односкоростным. Второй причиной уменьшения $K_{исп}$ является то, что при различных значениях числа пар полюсов p_i обычно не удастся обеспечить одинаково большие значения $k_{об1i}$, такие же, как для базового односкоростного двигателя ($k_{обБ} \approx 1$).

Значения $B_{\delta i}^*$ находятся на основании закона электромагнитной индукции с учетом схемы соединения фаз обмотки при каждом включении.

Фильтрующие свойства ППО обычно оценивают по коэффициенту дифференциального рассеяния k_d , однако отсутствие прямой связи между значением k_d и добавочными потерями в короткозамкнутой обмотке ротора, обусловленными паразитными гармониками поля в воздушном зазоре машины, делает такую оценку неадекватной ущербу от паразитных гармоник. Поэтому вредное влияние паразитных гармоник индукции в воздушном зазоре асинхронных двигателей, как многоскоростных, так и односкоростных, целесообразно оценивать по коэффициенту добавочных потерь в роторе ($k_{доб2} < 1$), вводя его множителем в правую часть формулы (6).

Исследования показывают, что наличие четных высших гармоник в кривой распределения МДС трехзонных обмоток с $K_{yn} \neq 0$ для $v=2n$, а также низших ($v < 1$) и дробных высших ($v > 1$) гармоник у дробных обмоток приводит к значительному снижению (на 15–20%) допустимого по условиям нагрева электромагнитного момента АД [9]. Поэтому применение таких обмоток в

многоскоростных двигателях следует считать нецелесообразным.

Что касается вопроса о схемах управления числом пар полюсов ППО, то требование простоты этих схем и высоких энергетических характеристик многоскоростных АД взаимно противоречивы; это противоречие должно решаться на основе компромисса. При этом не следует упустить из виду, что применение двухскоростной ППО вместо двух независимых односкоростных обмоток обеспечивает существенную экономию меди и стали, поэтому ограничение числа отводов не всегда экономически обосновано.

Двухскоростные полюсопереключаемые обмотки с отношением чисел пар полюсов 1:2. Используя приведенную в [9] методику оценим энергетические характеристики некоторых известных полюсопереключаемых обмоток с отношением чисел пар полюсов $p_1:p_2=1:2$, имеющих различные структуры активных зон и схемы соединения фаз.

Как было отмечено ранее, в [6] рассмотрены пять вариантов обмоток Даландера, отличающихся схемой соединения фаз (Y^2/D^2 , Y^2/Y , D^2/Y , D/Y , Y/Y). Все обмотки целые, шестизонные при $p_i=p_1$ и трехзонные при $p_2=2p_1$. Выше было показано, что при использовании трехзонных обмоток для ликвидации четных высших гармоник в кривых МДС обмотки Даландера необходимо выполнять с шагом, равным полюсному делению при большем числе пар полюсов ($y=\tau_2$). Минимальное число катушек целой ППО в случае взаимно простых p_i , как известно, можно определить по формуле

$$k_{\min} = Z_1 n_{\text{сл}}/2 = m \text{НОК}(g_i p_i), \quad (8)$$

где НОК($g_i p_i$) — наименьшее общее кратное чисел ($g_i p_i$): $n_{\text{сл}}$ — число слоев обмотки; $g_i = n_{\text{фз}}/m_i = 1$ (для трехзонных обмоток) и 2 (для шестизонных обмоток); $n_{\text{фз}}$ — число зон обмотки на фазу и пару полюсов.

Для $p_1 > 1$ и $p_2 = 2p_1$ при $g_1 = 2$ и $g_2 = 1$ имеем $Z_{1\min} = 3 \cdot 2 = 6$, $\tau_2 = Z_1/2\tau_2 = 6/4 = 1,5$.

Для выполнимости обмотки и ликвидации четных гармоник необходимо взять $Z_1 = 12$, $y = 3 = \text{ц.ч.}$ В общем случае число катушек и число пазов статора для обмотки Даландера при $p_1 > 1$ и $S > 1$ равно:

$$Z_1 = 12p_1 S, \quad (9)$$

где $p_1 \geq 1$ и $S \geq 1$, $S = 1, 2, 3 \dots$ — натуральное число.

Для сравнительных расчетов характеристик обмоток Даландера примем $p_1 = 1$, $S = 1$, $Z_1 = 12$, $y = \tau_2 = 3$. Векторные диаграммы катушечных ЭДС при $p_1 = 1$ и $p_2 = 2$ одинаковы для всех пяти вариантов обмотки Даландера и показаны на рис. 1. Расчетные характеристики приведены в табл. 1.

Таблица 1

Сравниваемые показатели	Номер варианта				
	1	2	3	4	5
Схема соединения фаз	Y^2/Δ	Y^2/Y	Δ^2/Y	Δ/Y	Y/Y
Электромагнитный момент:					
M_1	0,5	0,683	0,683	0,433	0,683
M_2	0,866	0,683	0,396	0,866	0,789
Электромагнитная мощность:					
$P_{эм1}$	1,0	1,366	1,366	0,866	1,366
$P_{эм2}$	0,866	0,683	0,396	0,866	0,789
Схема управления:					
число выводов	6	6	12	9	12
состав аппаратуры	1П + 1Вк	1П + 1Вк	2П + 1Вк	3П	4П
Назначение	$P_{нг} = \text{const}$	$M_{нг} = \text{const}$ Вентил. нагрузка	Вентиляторная нагрузка	$P_{нг} = \text{const}$	$M_{нг} = \text{const}$
Коэффициент использования $k_{исп}$	0,866	0,683	0,683	0,866	0,683

Примечание: П — трехполюсный переключатель; Вк — трехполюсный выключатель

Следует отметить, что при $p_1 > 1$ и $S=1$ векторные диаграммы и расчетные характеристики остаются теми же. При $S > 1$ число лучей звезды катушечных ЭДС увеличивается в S раз ($N_{ли} = Z_1/p_i = 12S/p_i$), что вызывает некоторое изменение обмоточных коэффициентов (k_{p1}) и зависящих от $k_{об1}$ величин $B_{\delta i}^*$, M_i^* , $P_{эмi}^*$.

Из табл. 1 видно, что из пяти вариантов обмотки Даландера наилучшими представляются два: вариант 1 [3] для приводов с постоянной мощностью нагрузки и вариант 2 [6] для приводов с постоянным моментом нагрузки и с вентиляторной нагрузкой.

Оба варианта нашли широкое применение на практике, в том числе в двигателях серий 4А, АИ, 5А. Другие варианты отличаются худшими энергетическими характеристиками или более сложной схемой управления и применения не нашли. Более подробные данные обмоток Даландера по вариантам 1 и 2 приведены в таблице 2.

Из табл. 2 видно, что обмотка Даландера со схемой соединения фаз Y^2/Δ имеет удовлетворительные энергетические характеристики в приводах постоянной мощности и простую схему управления с шестью выводами. К недостаткам обмоток Даландера следует отнести:

неполное использование мощности двухскоростных двигателей в приводах постоянной мощности $k_{исп1} = P_{эм \min} = (0,683 \div 0,866) < 1$;

низкое использование АД в приводах с постоянным моментом нагрузки ($M_{нг} = \text{const}$) и с вентиляторной нагрузкой ($k_{исп2} = k_{исп3} = 0,5 \div 0,683$);

низкое значение $k_{об1(1)} = 0,683$ при включении на одну пару полюсов, что ведет к снижению коэффициента мощности АД.

Эти недостатки обусловлены использованием

трехзонной структуры активного слоя ($n_{фз1} = 3$, $\gamma_{ф1} = 120^\circ$) при включении АД на низшую скорость ($p_i = 2$).

В [7] описана обмотка, имеющая наиболее простую схему управления числом пар полюсов с одним трехполюсным переключателем (см. табл. 2). Анализ электромагнитных свойств обмотки [7] показал, что при обоих числах пар полюсов параллельные ветви в фазах являются несимметричными, что вызывает протекание уравнивающих токов и увеличение электрических потерь в статорной обмотке. Кроме того, кривые МДС обмотки содержат четные высшие гармоники МДС при обоих включениях, а при $p=2$ обмотка является дробной. Наличие низших и высших целых и дробных гармоник магнитной индукции в воздушном зазоре АД вызывает увеличение добавочных потерь в короткозамкнутой обмотке ротора двигателя. Двухскоростная обмотка [7] имеет значительно худшие энергетические характеристики по сравнению с обмотками Даландера, поэтому предложенное в [7] упрощение схемы управления (изъят один двухпозиционный выключатель) с энергетической точки зрения неоправдано.

Для улучшения энергетических характеристик двухскоростных АД на 1 и 2 пары полюсов ниже предлагаются несколько вариантов ППО, в которых при $p=2$ использовано шестизонное распределение с фазными зонами шириной 60° вместо трехзонного распределения с $\gamma_{ф} = 120^\circ$.

Число пазов статора двухскоростного АД с шестизонными целыми обмотками при обоих числах пар полюсов и $p_1:p_2 = 1:2$ равно: $z_1 = m \text{НОК}(g_i p_i) S = m 2 p_1 \text{НОК}(1,2) = 4 m p_1 S = 12 S p_1$, где $S=1, 2 \dots$ Для сравнительных расчетов характеристик АД с шестизонными обмотками при $p_1:p_2 = 1:2$ было принято: $p_1=1$, $S=1$, $Z_1=12$.

Таблица 2

Наименование параметра	Варианты обмотки Даландера		Обмотка [7]	Обмотка [10]	Варианты новых шестизонных целых обмоток		
	1	2			1	2	3
Схема соединения фаз	Y^2/D	Y^2/Y	Y^3/Y^3	Y^2/Y	D^2/D^2	D^2/Y^2	D^2/D
Число пазов z_1	12	12	36	12	12	12	12
Шаг обмотки y	$\tau_2=3$	$\tau_2=3$	$\tau_2=9$	4	$\tau_2=3$	4	4
Структура активных зон:							
при p_1	$6 \times 60^\circ$	$6 \times 60^\circ$	$6 \times 120^\circ$	$6 \times 60^\circ$	$6 \times 60^\circ$	$6 \times 60^\circ$	$6 \times 60^\circ$
при p_2	$3 \times 120^\circ$	$3 \times 120^\circ$	$6 \times 60^\circ$	$6 \times 60^\circ$	$6 \times 60^\circ$	$6 \times 60^\circ$	$6 \times 60^\circ$
Коэффициенты обмотки:							
k_{y1} : $\frac{p=1}{p=2}$	$\frac{0,707}{1,0}$	$\frac{0,707}{1,0}$	$\frac{0,707}{1,0}$	$\frac{0,866}{0,866}$	$\frac{0,707}{1,0}$	$\frac{0,866}{0,866}$	$\frac{0,866}{0,866}$
k_{p1} : $\frac{p=1}{p=2}$	$\frac{0,966}{0,866}$	$\frac{0,966}{0,866}$	$\frac{0,871}{0,945}$	$\frac{0,966}{1,0}$	$\frac{0,966}{1,0}$	$\frac{0,966}{1,0}$	$\frac{0,966}{1,0}$
$k_{об1}$: $\frac{p=1}{p=2}$	$\frac{0,683}{0,866}$	$\frac{0,683}{0,866}$	$\frac{0,616}{0,945}$	$\frac{0,837}{0,866}$	$\frac{0,683}{1,0}$	$\frac{0,837}{0,866}$	$\frac{0,837}{0,866}$
Коэффициент добавочных потерь							
$k_{доб1}$	1,0	1,0	0,76	1,0	1,0	1,0	1,0
$k_{доб2}$	1,0	1,0	0,816	1,0	1,0	1,0	1,0
Индукция в зазоре: $B_{\delta 1}^*$	0,733	1,0	0,542	1,0	0,73	0,897	1,0
$B_{\delta 2}^*$	1,0	0,789	1,0	0,966	1,0	1,0	0,563
Электромагнитный момент: M_1^*	0,5	0,683	0,192	0,837	0,5	0,75	0,837
M_2^*	0,866	0,683	0,63	0,837	1,0	0,866	0,837
Электромагнитная мощность: $P_{эм1}^*$	1,0	1,366	0,384	1,674	1,0	1,5	1,674
$P_{эм2}^*$	0,866	0,683	0,63	0,837	1,0	0,866	0,837
Фильтрующие свойства:							
четные высшие гармоники	—	—	+ при p_1, p_2	—	—	—	—
нижние гармоники	—	—	+ при p_2	—	—	—	—
Схема управления:							
число выводов	6	6	6	16	12	11	12
состав аппаратов управления	1П+1Вк	1П+1Вк	1П	2П+2Вк	2П+1Вк	2П+1Вк	2П+2Вк
число пар контактов	8	8	6	16	13	12	16
Назначение	$P_{нг} = \text{const}$	$M_{нг} = \text{const}$ Вентилят. нагрузка	—	$M_{нг} = \text{const}$ Вентилят. нагрузка	$P_{нг} = \text{const}$	$M_{нг} = \text{const}$ Вентилят. нагрузка	$M_{нг} = \text{const}$ Вентилят. нагрузка
Коэффициент использования $k_{исп}$	0,866	0,683	0,384	0,837	1,0	0,75	0,831

Векторные диаграммы катушечных ЭДС 6-зонных шестизонных обмоток приведены на рис. 2, а результаты исследований энергетических характеристик — в табл. 2 (обмотка [10] и новые об-

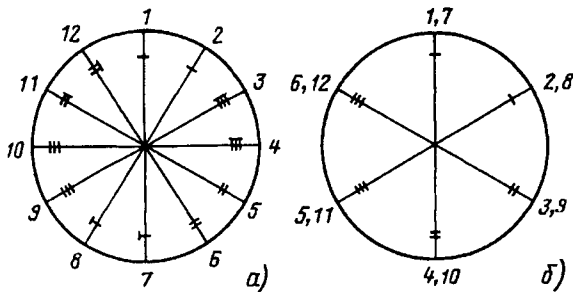


Рис. 2. Векторные диаграммы катушечных ЭДС 6-зонных ППО с $p_1:p_2=1:2$ при $p_1=1$, $Z_1=12$: а — $p_1=1$, $N_{л1}=12$, $n_{ф3}=6$, $\gamma_{ф1}=60^\circ$, $q_1=2$; б — $p_2=2$, $N_{л2}=6$, $n_{ф3}=6$, $\gamma_{ф2}=60^\circ$, $q_2=1$

мотки — варианты 1, 2 и 3).

В отличие от обмоток Даландера и обмотки [7] в шестизонных обмотках управление числом пар полюсов осуществляется комбинированным способом, сочетающим реверс полуфаз с фазовым смещением, т.е. с переключением части катушек из одних фаз в другие. Схема соединения фаз, число параллельных ветвей и шаг обмоток подобраны так, чтобы обеспечить возможно большее значение коэффициента использования двухскоростных АД в приводах различного назначения. Из табл. 2 видно, что:

в приводах постоянной мощности ($P_{нг} = \text{const}$) наилучшие энергетические характеристики двухскоростных АД обеспечивает новая шестизонная обмотка по варианту 1 с соединением фаз по схеме D^2/D^2 ; коэффициент использования АД

с такой обмоткой равен единице, что на 14% больше, чем у АД с обмоткой Даландера [3];

в приводах с постоянным моментом нагрузки и с вентиляторной нагрузкой наилучшие энергетические характеристики двухскоростных АД обеспечивают шестизонная обмотка [10] и новая шестизонная обмотка по варианту 3 с соединением фаз по схеме D^2/D . Поскольку обмотка по варианту 3 имеет преимущества перед обмоткой [10] по числу выводов (15 вместо 18), то предпочтение следует отдать ей. Коэффициент использования двухскоростного АД с такой обмоткой на 22% выше, чем у двигателя, имеющего обмотку Даландера с соединением фаз Y^2/Y . Новая обмотка, кроме того, обеспечивает увеличение коэффициента мощности двухскоростного АД при $p_i=p_1$, так как имеет более высокий обмоточный коэффициент по сравнению с обмоткой Даландера (0,837 вместо 0,683).

Улучшение энергетических характеристик двухскоростных АД с шестизонными обмотками сопровождается усложнением схем управления, т.е. увеличением выводов и коммутационных аппаратов, что видно из рис. 3. Более простую схему по сравнению с обмоткой по варианту 3 имеет шестизонная обмотка по варианту 2 со схемой D^2/Y^2 . Коэффициент использования двухскоростного АД с такой обмоткой в приводах с $M_{н\Gamma}=\text{const}$ составляет 0,75, что на 11% больше, чем у АД с обмоткой Даландера, а состав аппаратуры больше на один двухполюсный переключатель.

На рис. 3 показана зависимость коэффициента использования двухскоростных АД с $p_1:p_2=1:2$ от числа коммутационных аппаратов. Из рис. 3 видно, что наиболее просто увеличение коэффициента использования многоскоростных АД достигается в приводах постоянной мощности ($P_{н\Gamma}=\text{const}$) и наиболее сложно — в приводах с вентиляторной нагрузкой.

Электрические схемы новых шестизонных обмоток по вариантам 1, 2 и 3 имеют много общего. На рис. 4 для примера показана полная электрическая схема шестизонной обмотки с соединением фаз по схеме D^2/D^2 (вариант 1), из которой видно, что обмотка состоит из трех одинаковых частей А, В, С, отличающихся по-

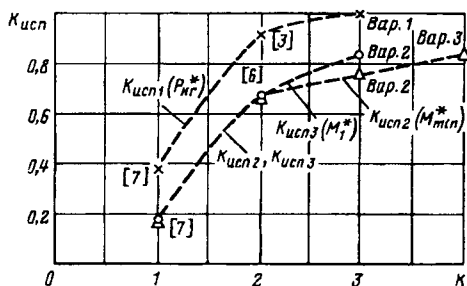


Рис. 3. Связь между $K_{исп}$ и числом коммутационных аппаратов K (по данным табл. 2)

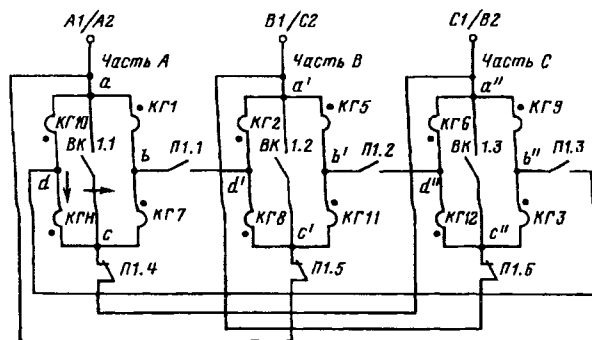


Рис. 4. Электрическая схема новой 6-зонной ППО на 1 и 2 пары полюсов (вар. 1, схема D^2/D^2)

мерами катушечных групп. Каждая часть образована четырьмя катушечными группами, состоящими в общем случае из S последовательно включенных катушек. Катушечные группы каждой части соединены последовательно согласно и образуют замкнутый контур с четырьмя отводами (от точек a, b, c, d) на схему управления. К зажимам a трех частей подается питание от трехфазной сети, причем сохранение направления вращения АД при переключении обеспечивается двухполюсным переключателем (на рис. 4 не показан).

Управление числом пар полюсов осуществляется с помощью трехполюсных переключателя $П1(1)$ и выключателя $Вк1(1)$, которые срабатывают при включении обмотки на $p_i=p_1$. При исходном состоянии схемы рис. 4 переключатели $П1$ и $П2$ и выключатель $Вк1$ выключены и обмотка соединена в треугольник с двумя параллельными ветвями в каждом плече, как показано на рис. 5,а. При этом состав плеч соответствует векторной диаграмме рис. 2,б.

При переключении обмотки на одну пару полюсов срабатывают все контакторы ($П1, П2$ и $Вк1$), контакты $Вк1$ «разрезают» каждую часть пополам, а контакты переключателя $П1$ соединяют обмотку в двойной треугольник, как показано на рис. 5,б. При этом состав плеч соответствует векторной диаграмме рис. 2,а. В рассматриваемой схеме рис. 4 используется ком-

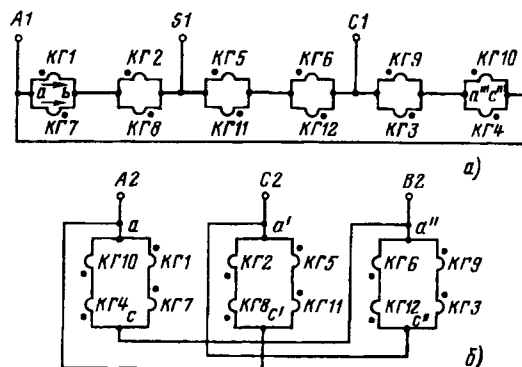


Рис. 5. Схемы новой 6-зонной ППО: а — $p_1=1$ соединение фаз D^2 ; б — $p=2$, соединение фаз D^2

бинированный способ переключения числа пар полюсов путем переброса питания с выводов *ас* на выводы *bd*, при этом осуществляется переключение половины катушек из одного плеча в другое с одновременным изменением направления тока в половине катушек, как это показано на рис. 5,а. При таком способе управления уменьшается число выводов по сравнению с обмоткой [11], в которой операции реверса и фазового смещения выполняются раздельно.

Трехфазные двухскоростные полюсопереключаемые целые обмотки с отношением $p_1:p_2=1:4$. Учитывая недостатки дробных обмоток, в настоящем разделе рассматриваются только целые полюсопереключаемые обмотки с отношением чисел пар полюсов 1:4, которые не создают четных высших гармоник МДС при обоих значениях чисел пар полюсов. Известны две такие обмотки: шестизонная при обоих значениях чисел пар полюсов обмотка [11] и шестизонно-трехзонная обмотка [12]. Для расчета и сравнения технических показателей этих обмоток приняты следующие исходные данные: $p_1=1$, $p_2=4$, $Z_1=24$, $y=3\tau_2=9=\text{ц.ч.}$. Выбор шага $y=3\tau_2$ для обмотки [12] обусловлен прежде всего необходимостью устранить четные высшие гармоники в кривой МДС. Вместе с тем такой шаг является оптимальным для обеих обмоток по энергетическим соображениям.

Векторные диаграммы катушечных ЭДС обеих обмоток при $p_1=1$ и $p_2=4$ показаны на рис. 6. При $p_1=1$ обе обмотки имеют шесть фазных зон на пару полюсов шириной $\gamma_\phi=180^\circ$ (рис. 6,а), что обуславливает низкое значение коэффициента распределения. При $p_1=p_2$ обмотка [11] имеет шестизонную структуру активного слоя с $\gamma_\phi=60^\circ$, а обмотка [12] — трехзонную структуру с $\gamma_\phi=120^\circ$ (рис. 6,б).

Энергетические характеристики, полученные по изложенной методике, и другие технические данные обмоток [11, 12] приведены в табл. 3.

Из табл. 3 видно, что в приводах с постоянной мощностью нагрузки наилучшие характеристики имеют АД с обмоткой [11] (соединение фаз по схеме Y^2/Y — вариант 1), при этом коэффициент использования равен единице, что на 15% боль-

ше, чем у АД с обмоткой [12].

В приводах с постоянным моментом и с вентиляционной нагрузкой АД с ППО обоих типов имеют плохие характеристики. При соединении фаз по схеме D^2/Y у АД с обмоткой [11] коэффициент использования составляет 0,604, а у АД с обмоткой [12] — 0,648.

Что касается управления числом пар полюсов, то оно осуществляется реверсом полупаз, благодаря чему схемы обмоток [11, 12] получают простыми, имеют 6—9 выводов и два коммутационных аппарата с девятью парами контактов.

Для улучшения энергетических характеристик двухскоростных АД на 1 и 4 пары полюсов, предназначенных для работы в приводах с постоянным моментом или с вентиляционной нагрузкой, предлагается ППО с комбинированным управлением, которая при $p_i=p_1$ имеет шестизонное распределение с фазными зонами шириной 60° . Векторные диаграммы катушечных ЭДС этой обмотки показаны на рис. 7, а характеристики — в таблице 3.

Из табл. 3 видно, что предлагаемая обмотка обеспечивает увеличение коэффициента использования двухскоростных АД с $p_1:p_2=1:4$ на 16% по сравнению с АД с обмоткой [12] со схемой D^2/Y . Одновременно увеличивается коэффициент мощности АД на высшей скорости благодаря увеличению обмоточного коэффициента. Вместе с тем следует отметить, что указанное улучшение энергетических характеристик сопровождается некоторым усложнением схемы управления: число выводов от обмотки увеличивается с 9 до 15 и состав аппаратуры управления увеличивается на один трехполюсный выключатель.

Электрическая схема ППО с отношением $p_1:p_2=1:4$, представленная на рис. 8, при $p=1$ аналогична схеме первого варианта схемы ППО с $p_1:p_2=1:2$ (см. рис. 4), а при $p_2=4$ обеспечивает соединение фаз в звезду (Y) с распределением катушек по фазам согласно рис. 7,б.

Вывод. 1. Исследования энергетических характеристик известных трехфазных двухскоростных полюсопереключаемых обмоток с отношением чисел пар полюсов $p_1:p_2=1:2$ и $1:4$ показали, что они не обеспечивают высокого ис-

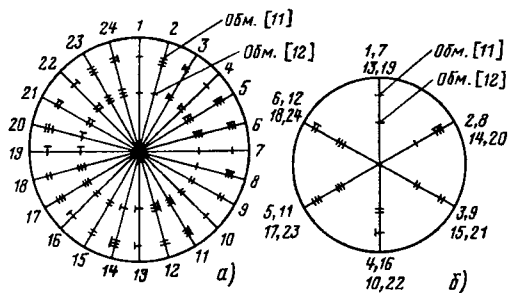


Рис. 6. Векторные диаграммы катушечных ЭДС обмоток [11, 12]: а — $p_1=1$, $N_{л1}=24$, $n_{фз1}=6$, $\gamma_{ф1}=180^\circ$, $q_1=4$; б — $p_2=4$, $N_{л2}=6$, $n_{фз2}=6$ [11] либо 3 [12], $\gamma_{ф2}=60^\circ$ [11] либо 120° [12]

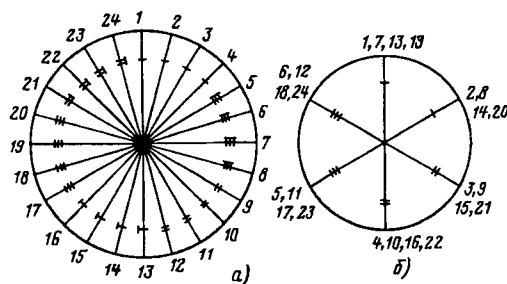


Рис. 7. Векторные диаграммы катушечных ЭДС новой 6-зонной обмотки: а — $p_1=1$, $N_{л1}=24$, $n_{фз1}=6$, $\gamma_{ф1}=60^\circ$, $q_1=4$; б — $p_2=4$, $N_{л2}=6$, $n_{фз2}=3$, $\gamma_{ф2}=120^\circ$, $q_2=2$

Таблица 3

Сравнительные показатели	Обмотка [11]		Обмотка [12]		Обмотка с комбинированным управлением	
	$p_1 = 1$	$p_2 = 4$	$p_1 = 1$	$p_2 = 4$	$p_1 = 1$	$p_2 = 4$
Число пазов, Z_1	24		24		24	
Структура активных зон	$6 \times 180^\circ$		$6 \times 180^\circ$		$6 \times 60^\circ$	
Число катушек на фазную зону q	4		4		4	
Шаг обмотки y	9		9		9	
Схема соединения фаз:						
вариант 1 (исходный)	Y^2		Y^2		D^2	
вариант 2 (дополнительный)	D^2		D^2		—	
Коэффициенты обмотки:						
K_{p1}	0,653		0,701		0,958	
K_{y1}	0,924		0,924		0,924	
$K_{об1}$	0,604		0,648		0,885	
B_δ^* : вариант 1	0,83		0,67		0,848	
вариант 2	1,0		1,0		—	
M^* : вариант 1	0,5		0,433		0,75	
вариант 2	0,604		0,648		—	
$P_{эм}^*$: вариант 1	2,0		1,73		3,00	
вариант 2	2,41		2,6		—	
Число выводов:						
вариант 1	6		6		15	
вариант 2	9		9		—	
Состав аппаратуры	1П+1Вк		1П+1Вк		1П+2Вк	
Число пар контактов	9		9		11	
Назначение	$P_{нг} = \text{const}$		$M_{нг} = \text{const}$ вентил. нагр.		$M_{нг} = \text{const}$ вентил. нагр.	
Способ управления	Реверс полуфаз		Реверс полуфаз		Комбинированный	

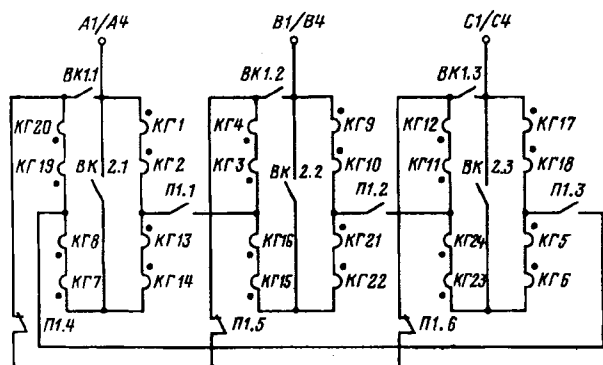


Рис. 8. Электрическая схема новой 6-зонной ППО на 1 и 4 пары полюсов

пользования двухскоростных АД, особенно в приводах с постоянным моментом нагрузки и с вентиляторной нагрузкой. Улучшение структуры активных зон двухскоростных ППО с $p_1:p_2=1:2$ и $1:4$, а также схем соединения фаз позволяет увеличить коэффициент использования двухскоростных АД в таких приводах на 16—23,5%. Однако это требует увеличения числа операций при переключении числа пар полюсов и сопровождается усложнением электрических схем ППО.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Харитонов А.М. Многоскоростные электродвигатели. — М.: Госэнергоиздат, 1971.
- Попов В.И., Петров Ю.Н., Макаров Л.А., Ахунов Г.А. Вопросы проектирования трехфазных двухскоростных лифтовых и крановых асинхронных двигателей. — Электричество, 1996, № 11.
- Dahlander R. Drehstrom motoren mit variable pohlzahl. — ETZ, 1997, 18.

- Кравчик Э.А. и др. Асинхронные электродвигатели серии 4А. Справочник. — М.: Энергия, 1982.
- Унифицированная серия асинхронных двигателей / Под ред. В.И. Радина. — М.: Энергоатомиздат, 1990.
- Костенко М.П., Пиотровский Л.М. Электрические машины. Ч. 2. — М.: Энергия, 1973.
- А.с. 1577000 (СССР). Трехфазная полюсопереключаемая обмотка с отношением чисел пар полюсов 1:2 / А.И. Антоненко и др. — Опул. в БИ, 1990, № 25.
- Дартау А.А. Оценка качества двухскоростных обмоток электродвигателей. — Электричество, 1979, № 8.
- Попов Д.А., Попов С.Д. Критерии оценки полюсопереключаемых статорных обмоток трехфазных многоскоростных асинхронных двигателей. — М.: Электричество, 1997, № 9.
- Патент RU 202981. Трехфазная полюсопереключаемая обмотка с отношением чисел пар полюсов 1:2 / Д.А. Попов, С.Д. Попов — Опул. в БИ, 1994, № 9.
- А.с. 198441 (СССР). Трехфазные шестизонные двухскоростные полюсопереключаемые обмотки / А.А. Дартау — Опул. в БИ, 1967, № 18.
- Каримов Х.Г., Бободжанов М.К. Новые полюсопереключаемые обмотки. — Электричество, 1996, № 1.

[13.01.97]

Авторы: Попов Дмитрий Артемьевич окончил инженерный электроэнергетический факультет Военной электротехнической академии связи им. С.М. Буденного в 1941 г. Докторскую диссертацию по вопросам автономных систем электроснабжения защитил в ученом совете Военной академии им. Ф.Э. Дзержинского в 1972 г. Профессор кафедры электротехники Государственного Российского открытого технического университета путей сообщения.

Попов Сергей Дмитриевич окончил факультет систем управления летательных аппаратов Московского авиационного института в 1980 г. по специальности электрооборудование летательных аппаратов. Ведущий конструктор Государственного конструкторского бюро «Вымпел».

Топологический генератор с магниторезистивным коммутатором из висмута

ДАНИЛЕВИЧ Я.Б., АНТОНОВ Ю.Ф.

Первое экспериментальное подтверждение генерирования постоянной ЭДС бесконтактной электрической машиной, работающей при обычной («комнатной») температуре.

Ключевые слова: топологический генератор, сверхпроводник, коммутатор, экспериментальные исследования

В основе работы электрической машины лежит закон электромагнитной индукции, поэтому любая электрическая машина постоянного тока по существу является машиной переменного тока, снабженной для выпрямления тока коммутатором — механическим (коллекторные машины), вентильным (машины с управляемыми вентилями) или резистивно-сверхпроводящим (топологические генераторы). Не является исключением и униполярная машина, в которой имеется механический коммутатор, а переменную коммутацию тока обеспечивает постоянно изменяющийся во времени контур.

Здесь будут рассмотрены топологические генераторы на базе низкотемпературных и высокотемпературных сверхпроводников [1]. В сверхпроводниковых бесконтактных электрических машинах постоянного тока, работающих только в криогенной среде (гелиевой или азотной), выпрямление тока осуществляется за счет циклического фазового перехода сверхпроводника из сверхпроводящего состояния в резистивное и обратно.

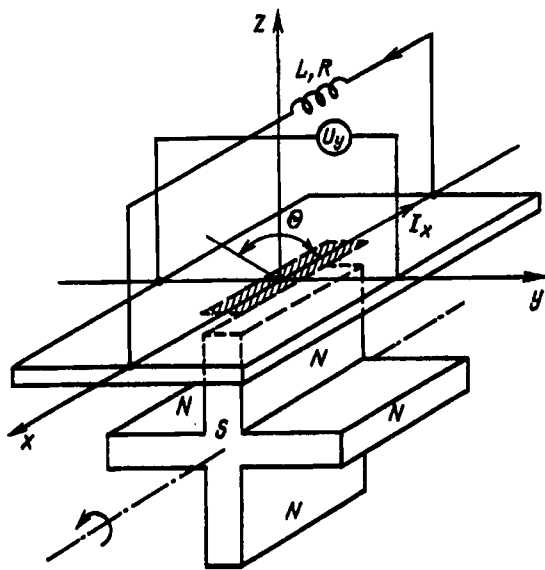


Рис. 1. Схематическое изображение топологического генератора с коммутатором из сверхпроводникового и магниторезистивного материала

The paper deals with the first experimental verification of generating EMF by a contactless electrical machine operating at the room temperature.

Key words: topological generator, superconductor, commutator, investigation

На рис. 1 схематически изображен топологический генератор, в котором коммутатором служит пластина, лежащая в плоскости x — y . Пластина выполнена из сверхпроводника — низкотемпературного или высокотемпературного. Сверхпроводниковая индуктивная (L) или активная (R) нагрузка присоединена к краям пластины.

Зубчатый ферромагнитный сердечник индуктора, намагниченный так, как показано на рисунке, при вращении вокруг своей оси создает в резистивно-сверхпроводящем коммутаторе движущуюся зону смешанного состояния (заштрихована). Вследствие того, что через эту зону проходит магнитный поток, она обладает резистивностью. Перемещаясь от одного края пластины к другому, зона смешанного состояния, во-первых, переносит в цепь нагрузки магнитный поток, во-вторых, осуществляет коммутацию текущих по сверхпроводящим направлениям токов. При выходе полюса-зубца за пределы нагрузочной цепи в последней наводится ЭДС и появляется дополнительный ток. В результате ранее протекавший в цепи нагрузки ток, уменьшившийся в процессе коммутации, заметно возрастает.

Таким образом, топологический генератор, работающий в так называемом режиме «насоса магнитного потока», обеспечивает в цепи сверхпроводящей нагрузки постоянное (циклическое) приращение тока. В том случае, когда нагрузкой служит активное сопротивление, топологический генератор работает как обычный генератор постоянного тока. Возникновение на зажимах топологического генератора постоянной разности потенциалов вследствие качественного изменения свойств сверхпроводника приводит к топологическим превращениям резистивно-сверхпроводящего коммутатора и коммутируемых электрических цепей.

Фазовые превращения сверхпроводника в магнитном отношении связывают с эффектом Мейснера — полным или частичным магнитным экранированием объема сверхпроводника при проникновении в него поля. В результате ло-

кального фазового превращения сверхпроводника изменяется его топология (или связность сверхпроводящих контуров). В электрическом отношении циклические фазовые переходы ответственны за изменение проводимости сверхпроводника, которая и обеспечивает коммутацию тока в цепях. Такая коммутация называется коммутацией «сопротивлением». В реальных условиях имеет место смешанная коммутация — «сопротивлением» и «индуктивная» [2].

В топологических генераторах фазовые переходы инициируются изменяющимся в рабочем зазоре магнитным потоком основного намагничивания (рис. 1). Гораздо реже для этой цепи применяются тепловое или лучевое воздействия. Однако вне зависимости от типа воздействия резистивно-сверхпроводящий коммутатор является прежде всего фазовым, а потом уже «магниторезистивным» или «теплорезистивным». Тем не менее без изменения резистивного состояния невозможна коммутация «сопротивлением». В связи с этим возникает принципиальный вопрос: возможно ли генерирование постоянной ЭДС в случае, если вместо фазового используется коммутатор, действие которого основано лишь на одном магниторезистивном эффекте? Иначе говоря, можно ли создать бесконтактную электрическую машину постоянного тока на базе магниторезисторов, которая работала бы не только в криогенной среде, но и при обычной «комнатной» температуре?

Топология магниторезистивных материалов. К магниторезисторам относятся материалы, удельное электрическое сопротивление которых сильно изменяется в магнитном поле. Магнитосопротивление (эффект Гаусса) находится в прямой зависимости от подвижности электронов проводимости. В частности, для плоского магниторезистора (на рис. 1 — в виде пластины), помещенного в поперечное магнитное поле, справедлива следующая система уравнений:

$$U_x = R_x I_x + \frac{R_H}{\rho} \frac{1}{bc} I_x B_z^2;$$

$$U_y = -\frac{R_H}{c} I_x B_z;$$

$$U_z = 0,$$

где b и c — ширина и толщина пластины; R_H — коэффициент Холла; ρ — удельное электрическое сопротивление; I_x — транспортный (измерительный) ток; R_x — электрическое сопротивление зоны с повышенной резистивностью; B — магнитная индукция. Напряжение по оси x U_x есть сумма падения напряжения и продольной ЭДС Холла. Вектор напряженности электрического поля, связанного с поперечной ЭДС Холла, направлен по оси y . Вдоль оси z действует планарная

ЭДС Холла.

Продольный эффект Холла, как правило, незначителен по сравнению с падением напряжения от протекания транспортного (в магниторезистивных датчиках — измерительного) тока, и на практике им можно пренебречь. Возникновение планарной ЭДС возможно лишь в том случае, когда приложенное магнитное поле не перпендикулярно плоскости магниторезистора.

Магнитосопротивление возникает вследствие того, что электроны проводимости согласно статистике Ферми—Дирака имеют неодинаковые скорости. Поперечная ЭДС Холла частично компенсирует силу Лоренца, действующую на электроны проводимости, движущиеся с усредненной скоростью. Вместе с тем она не оказывает заметного влияния на электроны проводимости с иными скоростями. И, наоборот, сила Лоренца, действуя на электроны проводимости с отличными от усредненной скоростями движения, заставляет их отклоняться от основного направления. В результате удельное электрическое сопротивление магниторезистора повышается.

Приращение электросопротивления магниторезистора приближенно описывается формулой Хардинга:

$$\frac{\Delta\rho}{\rho_0} = \frac{AB}{1 + \mu^2 B^2},$$

где $A = \text{const}$; B — магнитная индукция приложенного поля; μ — подвижность электронов проводимости.

Как видно из этой формулы, зависимость электросопротивления магниторезисторов от магнитного поля никак не связана с их фазовыми превращениями. Поэтому магниторезистивный коммутатор, выполненный, например, из узкой по сравнению с шириной магнитного полюса ленты, работать не будет. Заметим, что аналогичный случай имеет место, когда в резистивно-сверхпроводящем коммутаторе, выполненном из узкой сверхпроводящей ленты, последняя переходит в нормальное (но не смешанное!) состояние по всей ширине [2]. Однако, если в магниторезистивном коммутаторе в процессе его работы удастся обеспечить постоянно замкнутую зону с повышенной резистивностью, то топологический эффект может наблюдаться даже в отсутствие циклических фазовых переходов.

Формальное обоснование данного подхода состоит в следующем. Резистивно-сверхпроводящий коммутатор, в простейшем случае представляющий собой плоскую тонкую пластину, с математической точки зрения может рассматриваться как топологическое пространство (точнее, подпространство). По определению, «топологическое пространство» — это множество X , на котором задана топологическая структура. В на-

шем случае под «топологической структурой» понимается сверхпроводящая фаза, т.е. весь «сверхпроводящий объем» пластины. Множество X является одновременно открытым и замкнутым, равно как и пустое множество \emptyset . Если в X (т.е. объеме сверхпроводника) нет других множеств, одновременно открытых и замкнутых, то топологическое пространство X называется связным, т.е. состоящим из одного «куска». В частном случае со сверхпроводящей пластиной (если обеспечивается полный эффект Мейсснера) мы имеем односвязное топологическое пространство. Любое локальное нарушение сверхпроводимости, например, в связи с проникновением в пластину магнитного поля (даже в виде отдельных квантов магнитного потока), изменяет топологию пространства, т.е. связность.

Целенаправленно изменяя топологию (связность) резистивно-сверхпроводящего коммутатора топологического генератора, мы обеспечиваем требуемый режим коммутации токов в нем. В результате имеем эффект генерирования постоянной ЭДС.

Обратимся к плоской модели топологического генератора (рис. 2), предполагая, что цепь нагрузки располагается в одной плоскости с коммутатором. Выберем лежащий в плоскости рисунка некоторый кусочно-гладкий замкнутый путь (контур) γ с носителем $\gamma(\Theta) \equiv ODABCO$, где $\Theta \in [a, b] \subset \mathbb{R}$ — множество вещественных чисел. Точка a , совпадающая с центром проекции полюса магнита на плоскость рисунка, при движении магнита совершает путь γ_1 , носитель которого $\gamma_1(t)$ также лежит в плоскости рисунка и совпадает с окружностью радиуса r . Здесь время $t \in [0, +\infty]$.

Определим индекс точки a относительно контура γ , когда она занимает множество положений $\{\gamma(kT)\}_{k=0,1,2,\dots}$, где T — период одного цикла

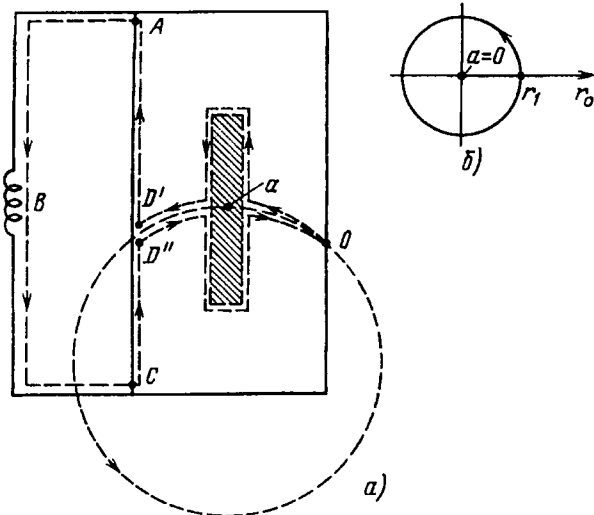


Рис. 2. Плоская модель для иллюстрации топологических превращений

вращения полюса магнита:

$$j(a, \gamma) = \frac{1}{2\pi i} \int_{\gamma} \frac{d\xi}{\xi - a} = 2\pi i n; \quad \xi \in \gamma(\Theta), \quad n=1, 2, \dots$$

Так как при $t \in [0, T]$ контур γ гомотопен постоянному контуру (может быть стянут в одну точку), то, применяя теорему Коши, имеем

$$\int_{\gamma} \frac{d\xi}{\xi - a} = 0,$$

следовательно, $j(a, \gamma) = 0$.

При $t \in [T, 2T]$ контур γ может быть деформирован в контур ε_n , носитель которого есть окружность единичного радиуса $1 > r/r_1$ (рис. 2, б), причем

$$\varepsilon_1(\Theta) = 1 \cdot e^{i\Theta}; \quad \Theta_1 \in [0, 2\pi].$$

Тогда индекс точки a относительно контура γ

$$\begin{aligned} j(a, \gamma) &= j(a, \varepsilon_1) \equiv j(0, \varepsilon_1) = \frac{1}{2\pi i} \int_0^{2\pi} \frac{d\xi}{\xi - 0} = \\ &= \frac{1}{2\pi i} \int_0^{2\pi} \frac{ie^{i\Theta_1}}{e^{i\Theta_1}} d\Theta = 1. \end{aligned}$$

При $t \in [nT, (n+1)T]$

$$j(a, \gamma) = \frac{1}{2\pi i} \int_0^{2\pi} \frac{ine^{in\Theta_1}}{e^{in\Theta_1}} d\Theta = n.$$

Пусть Φ_0 — магнитный поток в зоне проникновения, тогда, применив интегральную формулу Коши, получим

$$j(a, \gamma)(-\Phi(a)) = \frac{1}{2\pi i} \int_{\gamma} \frac{\Phi(\xi)}{\xi - a} d\xi = -\Phi_0.$$

Таким образом, после первого цикла потосцепление с контуром, заключающим нагрузку, составляет $|\psi| = |-\Phi_0|$. При $t=2T$ $|\psi| = |-2\Phi_0|$ и т.д. Из этого следует, что средняя ЭДС, наводимая в электрической цепи с нагрузкой, равна $e = -f\Phi_0$, где f — частота циклов. Направление индуцированного тока противоположно направлению обхода носителя пути γ .

С другой стороны, пусть на носителе кусочно-гладкого пути рассматриваемого контура γ задана непрерывная вектор-функция $\vec{E}(\xi)$ — напряженность электрического поля. Тогда для любой точки z , принадлежащей области проникновения магнитного поля, в частности нормальной зоне, используя интегральную формулу Коши, можно записать следующее соотношение:

$$j(a, \gamma) \vec{E}(z) = \frac{1}{2\pi i} \int_{\gamma} \frac{\vec{E}(\xi)}{\xi - z} d\xi.$$

Так как интересующая нас точка a при

$t \in [nT, (n+1)T]$ всегда лежит во внутренней компоненте связности, то

$$\begin{aligned} j(a, \gamma) \vec{E}(a) &= \frac{1}{2\pi i} \int_{\gamma} \frac{\vec{E}(\xi)}{\xi - a} d\xi = \frac{1}{2\pi i} \int_{\gamma} \frac{\vec{E}(\xi)}{\xi - 0} d\xi = \\ &= \frac{1}{2\pi i} \int_0^{2\pi} \frac{\vec{E}(\Theta_1) i n e^{in\Theta_1}}{e^{in\Theta_1}} d\Theta = \frac{n}{2\pi} \int_0^{2\pi} \vec{E}(\Theta_1) d\Theta_1. \end{aligned}$$

Учитывая (см. выше) $j(a, \gamma) = n$, $\vec{E}(\Theta_1) = \text{const}$, имеем $E(a) = E(\Theta_1) = E$.

Таким образом, зная значение вектора напряженности $E(\Theta_1)$ электрического поля на носителе контура γ , можно определить его значение в любой точке, лежащей в области проникновения магнитного поля $E(z)$, и наоборот. В этом проявляется связь двух формул для определения ЭДС индукции. А именно,

$$\begin{aligned} e &= \int_{\gamma} \vec{E}(\xi) d\vec{\xi} = \int_{\xi_1} \vec{E}(\xi) d\vec{\xi} = \int_S \text{rot } \vec{E}(\xi) d\vec{s} = \\ &= - \int_S \frac{\partial \vec{B}}{\partial t} d\vec{s} = - \frac{d}{dt} \int_S \vec{B} d\vec{s} = - \frac{d\Phi}{dt}. \end{aligned}$$

Итак, применительно к описанию принципа действия топологического генератора топологическое представление дает ответ на вопрос, почему в случае висмутового (магниторезистивного) и сверхпроводникового (резистивно-сверхпроводящего) коммутаторов постоянная ЭДС наводится. В случае же изготовления коммутатора из обыкновенного, например медного, проводника топология (связность) такого коммутатора не меняется, и он не выполняет своих функций.

Особенности конструкции топологического генератора с магниторезистивным коммутатором. На рис. 3 представлено фото экспериментальной модели топологического генератора с магниторезистивным коммутатором. Особенностью конструкции генератора является то, что материалом для изготовления его коммутатора выбран висмут Bi. По сравнению с другими широко применяемыми в измерительной технике магниторезисторами (антимонид индия InSb, арсенид индия InAs) висмут обладает слабо выраженным эффектом Холла, а главное, имеет большую магнитную чувствительность в диапазоне слабых магнитных полей, которая, как и у других магниторезисторов, характеризуется нелинейной зависимостью.

Висмут — один из первых магниторезистивных материалов, который стал применяться для измерения магнитного поля (Ледюк, 1887 г.). В настоящее время магниторезистивные висмутные датчики, наряду с преобразователями Холла, используются для измерения магнитной индукции, особенно в диапазоне малых ее значений.

К сожалению, висмут — нетехнологичный металл. Особенно трудно изготовить механическим

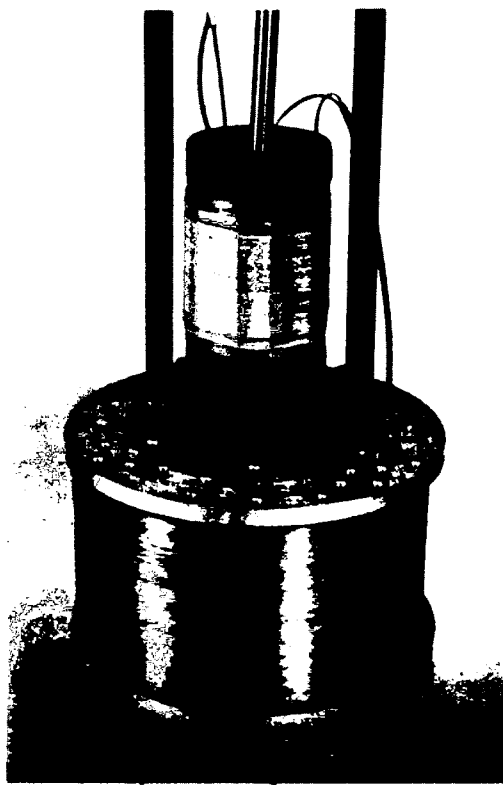


Рис. 3. Топологический генератор перед испытаниями

способом длинную и достаточно широкую висмутовую ленту, необходимую для получения в магниторезистивном коммутаторе замкнутой зоны повышенной резистивности. В описываемой экспериментальной модели применена висмутовая лента шириной 8–10 мм и толщиной до 1 мм.

Магниторезистивный висмутный коммутатор гальванически не связан с корпусом генератора — они отделены друг от друга тремя слоями обыкновенной писчей бумаги. Внутренний изоляционный цилиндр из тонкого (100 мкм) картона обеспечивает механическое крепление магниторезистивного коммутатора.

Главной задачей экспериментальных исследований было измерение генерируемой ЭДС. Ее значение по данным расчета параметров экспериментальной модели оценивалось на уровне десятков микровольт. Поэтому особых требований к контактным соединениям между висмутовой лентой и измерительными концами не предъявлялось. Они выполнялись механическим способом (прижатием) либо пайкой с использованием низкотемпературных припоев, например индия.

Для проведения сравнительных экспериментальных исследований топологического эффекта в конструкции генератора наряду с магниторезистивным коммутатором предусмотрена возможность установки резистивно-сверхпроводящих коммутаторов. Один представляет собой плоскую

ВТСП-пленку из SrTiO с размерами активной зоны 40×15 мм, другой выполнен из ниобиево-оловянной ленты с медным покрытием шириной 10 мм и толщиной 50 мкм. Кроме того, для более полного изучения характеристик топологического генератора с различными типами коммутаторов изготовлено две модификации вращающегося зубчатого ферромагнитного сердечника индуктора — с прямыми и скошенными зубцами-полюсами. Осесимметричные катушки возбуждения намотаны по шаблону на немагнитный каркас круглым медным (первый вариант) и ниобий-титановым (второй вариант) проводами в лаковой изоляции диаметром 0,5 мм и прикреплены к подшипниковым щитам зеркально. Их последовательное соединение обеспечивает создание в рабочем зазоре однополярного магнитного поля. Корпус топологического генератора служит ферромагнитным сердечником якоря. Он и подшипниковые щиты выполнены массивными из стального проката. Шариковые подшипники — серийные; при испытаниях в жидком азоте и жидком гелии смазка из подшипников удалялась.

Экспериментальная установка и результаты исследований. Испытания топологического генератора с висмутовым магниторезистивным коммутатором проводились в режиме холостого хода и в косвенном нагрузочном режиме, при котором транспортный («нагрузочный») ток подавался от внешнего источника питания. Привод топологического генератора осуществлялся от двигателя постоянного тока типа СЛ-361 через безредукторную трубчато-карданную передачу. Частота вращения топологического генератора измерялась с помощью тахогенератора ТГП-3. Регулирование частоты вращения велось вручную с помощью реостата. Напряжение на зажимах топологического генератора контролировалось универсальным вольтметром В7-16А и записывалось в функции частоты вращения на графопостроителе Н-307.

Для измерения магнитного поля в рабочем зазоре применялся преобразователь Холла типа ПХЭ 606817 Б с магнитной чувствительностью 129,8 мкВ/мТл. Размеры преобразователя Холла $2 \times 1,5 \times 0,8$ мм, его рабочей зоны — $0,5 \times 0,15$. Допустимая мощность рассеивания с теплоотводом 0,15 Вт. Интервал температур 1,5—373 К. Диапазон магнитной индукции — до 10 Тл. Стабилизированный источник питания Б5-43.

На рис. 4 представлено семейство характеристик холостого хода топологического генератора с висмутовым коммутатором и ферромагнитным сердечником индуктора с прямыми пазами. Эксперименты в различных рабочих средах (на воздухе, в жидком азоте и жидком гелии) показали, что температура окружающей среды не влияет на ход характеристик. Нелинейная зависимость напряжения холостого хода от частоты вращения зависит от влияния вихревых токов.

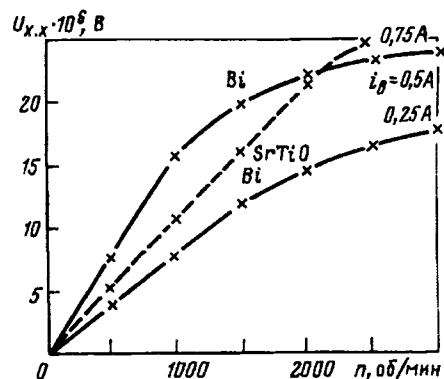


Рис. 4. Характеристики холостого хода топологического генератора с ферромагнитным сердечником индуктора без скоса зубцов-полюсов при работе в различных средах — на воздухе (300 К), в жидком азоте (78 К) и жидком гелии (4,2 К)

Несмотря на наличие установленной в эксперименте нелинейной зависимости электросопротивления висмутовой ленты от магнитной индукции в диапазоне малых (порядка единиц мТл) полей, ожидаемая нелинейная зависимость напряжения холостого хода от тока возбуждения в соответствующем диапазоне не наблюдалась.

Данные сравнительного эксперимента в жидком азоте и жидком гелии представлены на рис. 5 (для ниобий-оловянного коммутатора — только в жидком гелии). Напряжение холостого хода на зажимах магниторезистивного коммутатора с учетом разницы в длине активных зон мало отличается от полученного с помощью резистивно-сверхпроводящего коммутатора из ВТСП-пленки вплоть до тока возбуждения 0,5 А, при котором наблюдается отклонение от линейной зависимости, а затем резкий спад напряжения холостого хода для случая магниторезистивного коммутатора. Это объясняется, как и в случае резистивно-сверхпроводящего коммутатора, тем, что с ростом магнитной индукции в рабочем зазоре (тока возбуждения) ширина зоны с повышенной резистивностью увеличивается, вследствие чего ухудшается коммутация. Характерно наличие напряжения холостого хода на зажимах резистивно-сверхпро-

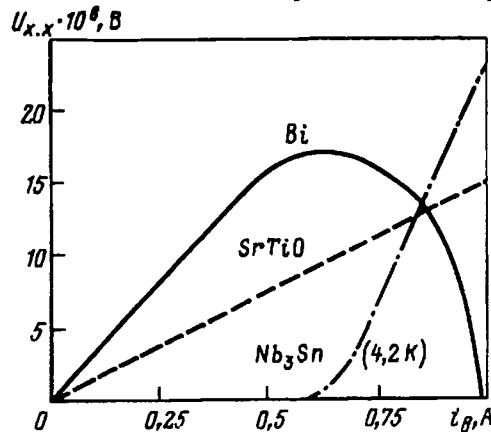


Рис. 5. Напряжение холостого хода на зажимах трех коммутаторов — висмутового, из высоко- и низкотемпературного сверхпроводников (измерено только при 4,2 К)

водящих коммутаторов обоих видов с ферромагнитным сердечником, имеющем скошенные зубцы-полюса. В случае же висмутового коммутатора напряжение отсутствует.

В косвенном «псевдонагрузочном» режиме транспортный («нагрузочный») ток пропусклся отдельно через каждый коммутатор. Во всех случаях зафиксировано снижение напряжения на зажимах коммутаторов. Однако для резистивно-сверхпроводящего коммутатора из ВТСП-пленки отмечен более резкий спад напряжения, чем для магниторезистивного коммутатора, так же как и для резистивно-сверхпроводящего коммутатора из ниобиево-оловянной ленты. Он обусловлен существенным влиянием транспортного («нагрузочного») тока на сверхпроводящее состояние ВТСП-материала.

Заключение. Экспериментальные исследования топологического генератора с тремя типами коммутаторов показали общность электромагнитных процессов во всех трех якорях при наличии лишь количественного несовпадения в параметрах, усиливающегося с ростом тока возбуждения. Принципиальное различие магниторезистивного коммутатора от резистивно-сверхпроводящих наглядно продемонстрировано при использовании ферромагнитного сердечника индуктора со скошенными пазами. В случае магниторезистивного коммутатора напряжение холостого хода отсут-

ствует. В топологическом генераторе с резистивно-сверхпроводящим коммутатором, выполненным из низкотемпературного жесткого сверхпроводника 2-го рода или высокотемпературного сверхпроводника, независимо от скоса зубцов-полюсов генерируется постоянная ЭДС. Это является еще одним убедительным экспериментальным подтверждением существования смешанного состояния ВТСП-пленки, используемой в топологическом генераторе в качестве резистивно-сверхпроводящего коммутатора.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Данилевич Я.Б., Антонов Ю.Ф. Источник тока на основе высокотемпературных сверхпроводников. — Изв. РАН. Энергетика, 1995, № 5.

2. Глебов И.А., Шахтарин В.Н., Антонов Ю.Ф. Проблема ввода тока в сверхпроводниковые устройства. — М.: Наука, 1985.

[04.10.96]

Авторы: Данилевич Януш Брониславович окончил Ленинградский политехнический институт в 1955 г. В 1974 г. защитил докторскую диссертацию. Директор Отдела (Института) электроэнергетических проблем Российской Академии наук (ОЭЭП РАН), академик РАН.

Антонов Юрий Федорович окончил Высшее военно-морское инженерное училище в 1960 г., Ленинградский государственный университет в 1976 г. В 1973 г. защитил кандидатскую диссертацию. Старший научный сотрудник ОЭЭП РАН.

Аэродинамика цилиндрического ротора орбитального вентилятора

ЛИТВИНЕНКО А.М.

Рассмотрены основные аэродинамические характеристики орбитальных роторных вентиляторов (ОРВ), укрепленных на роторе охлаждаемого электродвигателя. В частности, рассмотрены различные случаи обтекания цилиндра циркуляционным потоком, распределение скоростей и давлений при этом, комплексный потенциал вихря, приложение аналогии Рейнольдса между теплопередачей и поверхностным трением. Приведены результаты экспериментального исследования роторов с ОРВ при двух значениях орбит — 48 и 70 мм. При этом исследовано измерение расхода в зависимости от числа ОРВ и частот вращения основного ротора, а также размерного параметра — отношения числа роторов к произведению шага роторов и диаметра расточки.

Ключевые слова: орбитальные роторные вентиляторы, аэродинамическая модель, автотомельность

Examine base aerodynamic characteristics orbital rotor fans (ORF), fixed on rotor cooling motor. Examine differens cases circular streams, distribution of speeds and pressures, complex screw potential, application Reinolds analogy between warm and friction. Quoted results of experiments research ORF with 49 and 70 mm diameter of orbit. Measure expense in depend of digital ORF, speeds, and size — relation digital of rotor and step of rotor.

Key words: orbital rotor fans, aerodynamic model, imvestigation

Орбитальные роторные вентиляторы (ОРВ) предназначены для улучшения теплового режима

асинхронных электродвигателей, работающих в режимах частых пусков и набросов нагрузки.

Преимущественная область использования — приводы станочного, строительного, подъемно-транспортного, бытового и сельскохозяйственного оборудования.

ОРВ представляет собой простую и надежную конструкцию типа ось с ротором-вентилятором, которая устанавливается на роторе основного электродвигателя в зоне токозамыкающих колец.

При уменьшении угловой скорости основного ротора и набросе нагрузки роторные вентиляторы, вращаясь под действием поля статора, интенсифицируют теплоотдачу поверхностей лобовых частей обмотки статора, особенно обращенных к ротору. В результате температура двигателя снижается, несмотря на то, что роторные лопадки и основной вентилятор при этом практически не работают. Уровень снижения температуры определяется числом установленных орбитальных роторных вентиляторов и их типоразмером. Установка вентиляторов почти не оказывает негативного влияния на работу двигателя, поскольку основные электромеханические показатели остаются без изменений.

Рассмотрим цилиндрический ротор ОРВ, укрепленный на основном роторе вентилируемого двигателя в зоне лобовых частей обмотки статора. Полученные результаты можно в дальнейшем распространить и на конический ротор. Обычно на цилиндрическом роторе ОРВ укреплен «крыльчатка», однако первоначальные результаты получим для случая «чистого» цилиндра ОРВ. Случай обтекания цилиндрического тела равномерным потоком достаточно изучен. Исходная расчетная схема приведена на рис. 1. Ротор ОРВ обтекается неравномерным потоком — см. рис. 2. В этом случае верхняя часть цилиндра будет обтекаться более скоростным потоком, чем нижняя. Кроме изначальной неравномерности потока, обтекание ротора ОРВ характеризуется несвободным потоком, т.е. близостью стенки — внутренних поверхностей лобовых частей, а также влиянием не только профильного, но и индуктивного сопротивления, обусловленного разностью давлений на набегающем и сбегавшем краях цилиндра (рис. 3). На рис. 3 обозначено: 1 — ротор основного двигателя; 2 — лобовые части обмотки статора; 3 — ротор ОРВ; 4 — вентиляторное колесо ОРВ; 5 — линии тока воздуха, обусловленные действием ОРВ, что имеет место даже при неподвижном роторе 1.

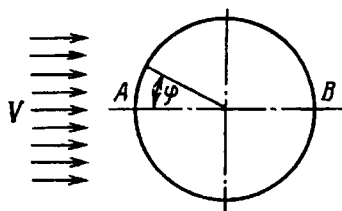


Рис. 1

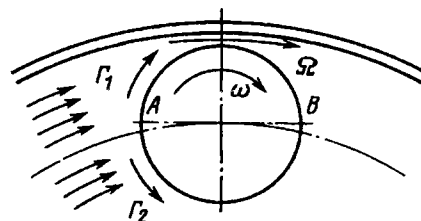


Рис. 2

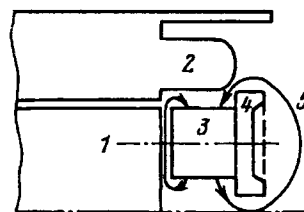


Рис. 3

Изучение технической литературы [1—8] позволяет утверждать, что в целом обтекание цилиндрических роторов данного вида не исследовано в той степени, которая требуется для ОРВ. В частности, необходимо: установить основные зависимости, характеризующие несимметричное обтекание цилиндра, совершающего два движения — собственно вращательное и орбитальное; оценить возникающие при этом процессы теплопередачи, в частности, влияние числа роторов ОРВ на коэффициент расхода; полученные при этом результаты нужно сравнить с известными результатами по измерению расхода в зависимости от числа лопаток [3].

Должны быть определены также распределение скоростей по образующей цилиндра, картина течения с линиями тока и потенциалами скоростей. В результате исследования необходимо получить экспериментальные кривые, характеризующие изменение расхода в зависимости от числа роторов ОРВ, шага роторов, диаметра расточки статора, характерных частот вращения основного ротора. Желательно достичь основных условий автомодельности.

Тем не менее, распределение давлений по поверхности круглого цилиндра в свободном потоке известно [9]:

$$\bar{P} = \frac{P - P_1}{\rho V_1^2 / 2}, \quad (1)$$

где P — давление; \bar{P} — безразмерная величина; P_1 — давление в невозмущенном потоке, вдалеке от исследуемого тела; $\rho V_1^2 / 2$ — скоростной напор невозмущенного потока; ρ — плотность воздуха.

Чтобы оценить влияние стенки на картину давлений, обычно рассматривают задачу об обтекании двух одинаковых цилиндров потоком, направленным перпендикулярно к прямой, соединяющей их центры.

Из теории профиля крыла для двумерного

течения известно [10], что если центр обтекаемой окружности находится не на центральной оси потока или если поток набегаёт под углом атаки, то вокруг окружности имеется циркуляционное движение. Оно создается помещенным в начало координат точечным вихрем, причем одна из его линий тока будет совпадать с границей обтекаемой окружности. Комплексный потенциал $F = \varphi + i\psi$ такого вихря есть

$$\varphi + i\psi = i \frac{\Gamma}{2\pi} \ln z, \quad (3)$$

где z — значения аргумента $\left(z + \frac{1}{z}\right)$ некоторой функции, отображающей прямолинейный однородный поток на течение около окружности единичного радиуса; Γ — циркуляция вихря, равная интегралу от скорости по окружности, при этом подъемная сила L пропорциональна циркуляции:

$$L = \Gamma \rho V.$$

На рис. 4 показано [12] распределение давлений при обтекании цилиндра ОРВ невязкой жидкостью при неподвижном цилиндре, на рис. 5 — при вращении цилиндра, на рис. 6 — приведена периодическая кривая распределения давления для случая, показанного на рис. 5, но по развернутой поверхности цилиндра [9].

Из рассмотрения рис. 4–6 видно, что при орбитальном движении верхняя и нижняя поверхности цилиндра, даже при его собственном неподвижном состоянии, испытывают воздействие воздушных масс, движущихся с различными скоростями. Картина распределения скоростей и давлений усложняется из-за вращения цилиндра

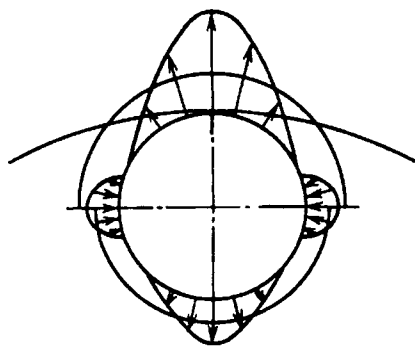


Рис. 4

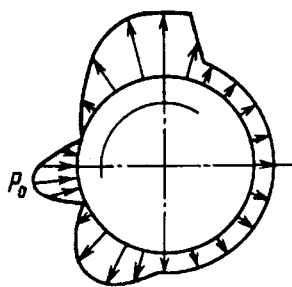


Рис. 5

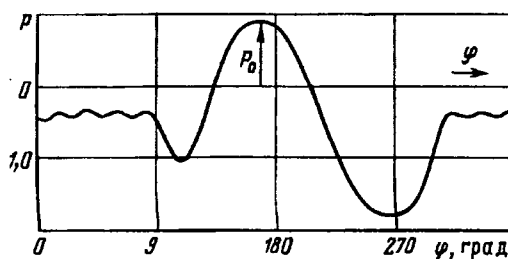


Рис. 6

и влияния стенки. Но даже без учета этих влияний, условно заменив синусоидальное распределение скоростей постоянным, т.е. заменив интеграл по окружности постоянной величиной, циркуляцию вихря можно представить в виде алгебраической суммы (рис. 2):

$$\Gamma = \Gamma_1 - \Gamma_2. \quad (4)$$

Обозначая радиус расточки статора через R , радиус ротора ОРВ через r , предполагая пропорциональность скорости на поверхности цилиндра расстоянию до центра статора, пренебрегая влиянием стенки и индуктивного сопротивления, имеем:

$$\Gamma_1 = \Omega \pi r \left(R - \frac{r}{2}\right); \quad \Gamma_2 = \Omega \pi r (R - 3/4 r), \quad (5)$$

откуда

$$\Gamma = \Omega \frac{\pi r^2}{2}, \quad (6)$$

где Ω — угловая скорость основного ротора.

Если же ввести в рассмотрение угловую скорость ω ОРВ, то может возникнуть случай совпадения направлений Ω и ω — режим пуска:

$$\Gamma_1 = (\Omega + \omega) \pi r \left(R - \frac{r}{2}\right); \quad \Gamma_2 = (\Omega - \omega) \pi r \left(R - \frac{3r}{4}\right); \quad (7)$$

$$\Gamma = \pi r \left(2\omega R + \Omega \frac{r}{4} - \omega \frac{5r}{4}\right), \quad (8)$$

а также случай несовпадения направлений вращения Ω и ω — возможная работа ОРВ в обратном вентиляторном (турбинном) режиме, для которого

$$\Gamma_1 = (\Omega - \omega) \pi r \left(R - \frac{r}{2}\right); \quad \Gamma_2 = (\Omega + \omega) \pi r \left(R - \frac{3r}{4}\right); \quad (9)$$

$$\Gamma = \pi r \left(\Omega \frac{r}{4} - 2\omega R + \omega \frac{5r}{4}\right). \quad (10)$$

Полученные соотношения позволяют для известной (усредненной) скорости потока

$$V = \Omega (R - r) \quad (11)$$

оценить изменение давления при всех режимах работы ОРВ. Более точное усреднение целесообразно проводить отдельно по верхней и нижней поверхностям цилиндра. В этом случае скорости

будут соответственно равны:

$$V_1 = \Omega (R - r/2); \quad V_2 = \Omega \left(R - \frac{3}{4}r \right). \quad (12)$$

Известно [11], что при обтекании бесконечного (в направлении оси OZ) круглого цилиндра радиусом r возможен непосредственный подбор соответствующего комплексного потенциала течения:

$$w(z) = \varphi(x, y) + i\psi(x, y), \quad (13)$$

где $z = x + iy$; $\varphi(x, y)$ — потенциал поля скоростей; $\psi(x, y)$ — функция тока поля скоростей.

Комплексный потенциал находим в виде функции Жуковского:

$$w = V_\infty \left(z + \frac{r^2}{z} \right) \quad (14)$$

или

$$w = V_\infty \left(x + r^2 \frac{x}{x^2 + y^2} \right) + iV_\infty \left(y - r^2 \frac{y}{x^2 + y^2} \right),$$

где $V_\infty = k$ — модуль скорости на бесконечном расстоянии от цилиндра.

Картина течения определяется линиями тока

$$k \left(y - r^2 \frac{y}{x^2 + y^2} \right) = c, \quad (15)$$

где c — произвольная постоянная.

Если положить $c = 0$, то

$$y(x^2 + y^2 - r^2) = 0,$$

т.е. $y = 0$;

$$x^2 + y^2 = r^2. \quad (16)$$

Производная комплексного потенциала, т.е. комплексное значение скорости

$$\frac{dw}{dz} = k \left(1 - \frac{r^2}{z^2} \right) = V e^{-i\alpha}, \quad (17)$$

а если положить $z = \infty$, то

$$V_\infty e^{-i\alpha_\infty} = k,$$

т.е.

$$V_\infty = k; \quad \alpha_\infty = 0,$$

где α_∞ — направление скорости на бесконечном удалении.

Для скорости $V_u = \left| \frac{dw}{dz} \right|_u$ на поверхности цилиндра, очевидно, в случае

$$z = r e^{i\alpha}; \quad k = V_\infty$$

получаем

$$\frac{dw}{dz} = V_\infty (1 - e^{i2\alpha}) = V_\infty (1 - \cos 2\alpha + i \sin 2\alpha),$$

откуда

$$V_u = \left| \frac{dw}{dz} \right|_u = V_\infty \sqrt{(1 - \cos 2\alpha)^2 + \sin^2 2\alpha} = 2V_\infty |\sin \alpha|. \quad (18)$$

В точках $\alpha = 0$ и $\alpha = \pi$ (критические точки) скорость течения равна нулю, а в точках $\alpha = \pi/2$; $\alpha = 3\pi/2$ она максимальна и равна удвоенному значению скорости на бесконечном удалении.

Для нашего случая обтекания ротора ОРВ характерным является наличие циркуляционного течения вокруг цилиндра, вызванного двумя причинами: центробежными силами и собственным вращением цилиндра. В этом случае линиями тока являются концентрические окружности, а радиальные прямые характеризуют изменение потенциала скорости [13]. Пользуясь обратимостью функций φ и ψ , получаем

$$\varphi = c \operatorname{arctg} \frac{y}{x}. \quad (19)$$

Проекция скорости на оси координат

$$u = \frac{\partial \varphi}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} \left(c \operatorname{arctg} \frac{y}{x} \right) = -c \frac{y}{R_0^2};$$

$$v = \frac{\partial \varphi}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial y} \left(c \operatorname{arctg} \frac{y}{x} \right) = c \frac{x}{R_0^2},$$

где $R_0^2 = x^2 + y^2$.

При этом значение полной скорости

$$V = \sqrt{u^2 + v^2} = \sqrt{\left(-c \frac{y}{R_0^2} \right)^2 + \left(c \frac{x}{R_0^2} \right)^2} = \frac{c}{R_0}, \quad (20)$$

откуда следует, что скорость в зависимости от расстояния меняется по гиперболическому закону (вращение по закону площадей).

Если рассмотреть только области максимальных скоростей и пренебречь вертикальной составляющей скорости, обусловленной влиянием стенки, получим совместное решение задачи обтекания цилиндра с наложенным циркуляционным течением. При этом для одной точки будем иметь сложение скоростей, а для другой — их вычитание.

Для определения теплопередачи можно воспользоваться так называемой аналогией Рейнольдса между теплопередачей и поверхностным трением. В общем случае она заключается в равенстве [12]:

$$-\frac{q}{\bar{\rho} c_p (v - v_c) (\theta - \theta_c)} = \frac{\tau}{\bar{\rho} (v - v_c)^2}, \quad (21)$$

где q — скорость турбулентной теплопередачи в направлении заданной оси через единичную площадку, перпендикулярную этой оси; τ — скорость переноса количества движения или турбулентное касательное напряжение; $\bar{\rho}$ — средняя

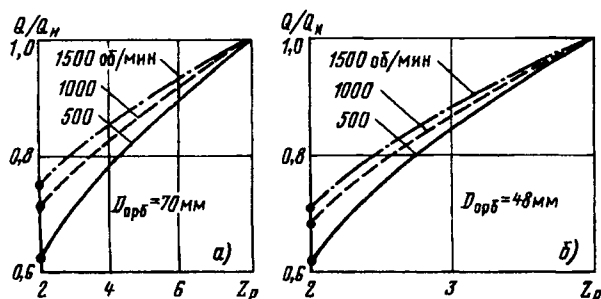


Рис. 7

плотность газа; c_p — удельная теплоемкость при постоянном давлении; v , θ — текущие значения скорости и температуры; v_e , θ_e — скорость и температура на некоторой контрольной поверхности, которая в данном случае совпадает с верхней границей пограничного слоя.

Для процессов у стенки аналогия записывается в виде:

$$St = \frac{c_f}{2}; \quad St = \frac{q_w}{\rho_w c_p v_e (\theta_w - \theta_e)}; \quad \frac{c_f}{2} = \frac{\tau_w}{\rho_w v_e^2}, \quad (22)$$

St — коэффициент теплопередачи — число Стантона; c_f — коэффициент поверхности трения; индекс w относится к значениям у стенки.

Практическая трудность учета скоростей турбулентной теплопередачи и турбулентного касательного напряжения, а также текущей скорости и температуры и скорости и температуры на контрольной поверхности приводят к необходимости модельных экспериментов. Особенно это касается такого практически значимого фактора, каким является число роторов орбитальных вентиляторов. Для изучения влияния числа роторов на коэффициент расхода были проведены серии экспериментов [14, 15]. Роторы ОРВ устанавливались на вращающихся обоях с диаметром орбиты 70 и 48 мм. В первом случае устанавливалось восемь, во втором — четыре короткозамкнутых роторов (двигателя РД-09) диаметром 22 и длиной 17 мм. Расход измерялся крыльчатим расходомером, обойма приводилась в движение посторонним электродвигателем. В качестве характерных частот вращения были выбраны 1500, 1000 и 500 об/мин.

Результаты измерения, показанные на рис. 7, а и б, для сравнения с известными данными [3] пересчитывались для параметра, представляющего собой отношение числа роторов z_p к произведению шага роторов t_{cp} на диаметр расточки D_k статора. Воздушный зазор между роторами и расточкой составлял в обоих случаях 1,5 мм. Полученные зависимости приведены на рис. 8.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кондратьев Г.М. Тепловые измерения. — М.: Машгиз, 1957.

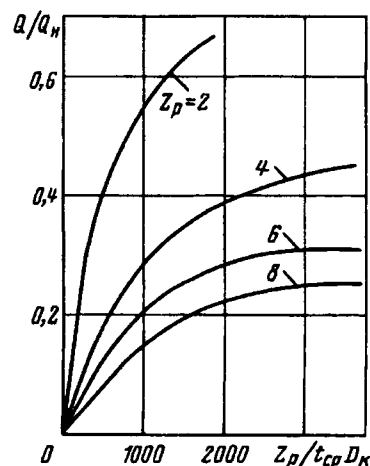


Рис. 8

2. Мурин Г.А. Теплотехнические измерения. — М.: Энергия, 1968.

3. Филиппов И.Ф. Основы теплообмена в электрических машинах. — Л.: Энергия, 1974.

4. Гуревич Э.И. Тепловые испытания и исследования электрических машин. — Л.: Энергия, 1977.

5. Турбулентные течения и теплопередача. Под ред. Лань Цзя-Цзяо. — М.: Изд-во иностранной литературы, 1963.

6. Идельчик И.Е. Аэрогидродинамика технологических аппаратов. Подвод, отвод и распределение потока по сечению аппаратов. — М.: Машиностроение, 1983.

7. Шерстюк А.Н. Турбулентный пограничный слой. Полуэмпирическая теория. — М.: Энергия, 1974.

8. Аэродинамика закрученной струи / Под ред. Р.Б. Ахмедова. — М.: Энергия, 1977.

9. Повх И.Л. Аэродинамический эксперимент в машиностроении. — М.: Машиностроение, 1965.

10. Джонс Р. Теория крыла. Пер. с англ. — М.: Мир, 1995.

11. Котляр Я.М. Методы математической физики и задачи гидроаэродинамики. Учебн. пособие для втузов. — М.: Высшая школа, 1991.

12. Альтшуль А.Д., Киселев П.Г. Гидравлика и аэродинамика. — М.: Стройиздат, 1965.

13. Краснов Н.Ф. Аэродинамика тел вращения. — М.: Машиностроение, 1964.

14. Литвиненко А.М. Тепловая модель электродвигателя. — В сб.: Современные проблемы информатизации. Тезисы докладов Республиканской электронной научной конференции. — Воронеж: Изд. ВГТУ, 1996.

15. Литвиненко А.М. Вентиляторы роторные орбитальные в составе систем управления. — В сб.: Современные проблемы информатизации. Тезисы докладов Республиканской электронной научной конференции. — Воронеж: Изд. ВГТУ, 1996.

[05.07.96]

Автор: Литвиненко Александр Михайлович окончил электротехнический факультет Воронежского политехнического института в 1973 г. В 1981 г. защитил кандидатскую диссертацию на тему «Разработка и исследование электроприводов с термокомпенсирующими устройствами» в Горьковском политехническом институте. Доцент кафедры автоматики и телемеханики Воронежского государственного технического университета.

Разреживание матриц и графов, отображающих уравнения линейных цепей в операторной форме

ШАТАЛОВ А.С.

Уравнения линейной динамической системы в пространстве состояний переводятся в преобразованную по Лапласу форму и отображаются направленными операторными графами. Предложено разделение переменных состояний на ведущие и ведомые переменные на основе разреживания матриц уравнений состояния и эквивалентного преобразования графов.

Ключевые слова: направленный граф, пространство состояний, разреживание матриц

В коммутируемых цепях накопители энергии являются хранителями конечных значений показателей энергии на очередном интервале и переносят их в следующий интервал коммутации в форме начальных значений $s(0_-) \rightarrow s(0_+)$. При расчете процессов в цепи состыковка интервалов, относительно простая при численном интегрировании, имеет свои особенности при отображении уравнений цепи в пространствах состояний, при переходе к изображениям по Лапласу и при интерпретации уравнений графами. Рассматривается возможность использования методики Гаусса—Жордана для сокращения числа уравнений в операторной форме, что приводит к разреживанию соответствующих матриц и изменению топологии графов, разделяя последние на ведущие и ведомые компоненты.

Общая форма уравнений цепи в пространстве состояния накопителей энергии — НПС [1, 6]. Для координатного базиса в виде токов в индуктивностях и напряжений конденсаторов, обозначаемых единым символом $s_i(t) \leftrightarrow S_i(p)$, общее матричное уравнение в операторной форме будет

$$\underset{(n)}{R(p)} \underset{(n)}{S(p)} = \underset{(m)}{A} \underset{(m)}{V(p)} + \underset{(n)}{N} s(0_-), \quad (1)$$

где n, m — числа накопителей энергии и источников питания; $V_i(p) \leftrightarrow v_i(t)$ — уровни генераторов тока и напряжения, обозначаемые единым символом; $R(p) = \|r_{ij}\|$ — матрица сопротивлений, про-
($n \times n$)
водимостей, проходных характеристик и их композиций; $A = \|A_{ij}\|$ — матрица ввода источников
($n \times m$)
питания в схему; $N = \|v_j\|$ — матрица ввода на-
($n \times n$)
чальных условий.

Решение системы уравнений (1) может быть упрощено, если матрицу $R(p)$ привести к разреженной форме [2, 5, 4]. Но здесь будет обсуждаться только один вариант исключения от-

дельных переменных состояния из состава координатного базиса и перевод их в разряд ведомых переменных на основе метода подстановки. Этот метод, распространенный в оптимальном планировании как симплекс-метод [5], достаточно просто алгоритмизируется, но только для численных значений коэффициентов матрицы R .

Key words: direct graf, state space, thinning out matrices

Используем процедуру метода и для операторных форм. После перевода l -й координаты состояния (s_l) в разряд ведомых матрица R переходит к разреженной по l -му столбцу формы R' , а все уравнение (1) приводится к виду

$$\begin{vmatrix} \begin{bmatrix} r_{ij} \\ (l-1)(l-1) \end{bmatrix} & \begin{bmatrix} 0 \\ (l-1) \end{bmatrix} & \begin{bmatrix} r'_{l+j} \\ (l-1)(n-l) \end{bmatrix} \\ r_{l1}/r_{ll} \dots r_{l,l-1}/r_{ll} & 1 & r_{l,l+1}/r_{ll} \dots r_{ln}/r_{ll} \end{vmatrix} \cdot \begin{bmatrix} S_j(p) \\ (l-1) \\ S_l(p) \\ S_{l+i}(p) \\ (n-l) \end{bmatrix} =$$

$$= \begin{vmatrix} \begin{bmatrix} A_{ij} \\ (l-1) \times m \\ A'_{l+j} \\ (1 \times m) \\ A'_{l+i+j} \\ (n-l) \times m \end{bmatrix} & V(p) + \underset{(m)}{N} \\ \begin{bmatrix} v_{ij} \\ (l-1) \times n \\ v'_{l+j} \\ (1 \times n) \\ v'_{l+i+j} \\ (n-l) \times n \end{bmatrix} & s(0_-) \cdot \underset{(n)}{N} \end{vmatrix} \quad (2)$$

В квадратных скобках ведущие $(n-1)$ уравнения содержат коэффициенты:

$$\left. \begin{aligned} r'_{ij} &= r_{ij} - r_{ll} r_{lj}/r_{ll}; \\ A'_{ij} &= A_{ij} - r_{ll} A_{lj}/r_{ll}; \\ v'_{ij} &= v_{ij} - r_{ll} v_{lj}/r_{ll}. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

Ведомое уравнение извлекается из (2) как произведение l -й строки на соответствующие столбцы:

$$S_l(p) = \sum_{j=1}^m \frac{A_{lj}}{r_{ll}} V_j(p) + \sum_{j=1}^n \frac{v_{lj}}{r_{ll}} S_j(0_-) - \sum_{j \neq l} \frac{r_{lj}}{r_{ll}} S_j(p). \quad (4)$$

Дальнейшее разреживание матрицы R' ведется

по тем же формулам (3), (4) с увеличением числа штрихов: $r' \rightarrow r''$, $A' \rightarrow A''$, $v' \rightarrow v''$ и т.д.

Последний переход заканчивается единичной матрицей 1, а система (1) получает решение в области изображений вида

$$1S(p) = H(p)V(p) + G(p)s(0_-), \quad (5)$$

$(n \times m) \quad (m) \quad (n \times n) \quad (n)$

где $H(p) = \|W_{ij}(p)\|$ — матрица передаточных функций (ПФ) от j -го источника к i -му накопителю энергии; $G(p) = \|G_{ij}(p)\|$ — функции

влияния (ФВ) начальных условий на состояние накопителей;

Очевидно, ПФ и ФВ удовлетворяют условиям

$$H(p) = R^{-1}(p)A; \quad G(p) = R^{-1}(p)N, \quad (6)$$

где

$$R^{-1}(p) = \|\text{adj}_j R^T(p)\| / \det R(p). \quad (7)$$

Частные уравнения фильтра нижних частот в НПС. По схеме ФНЧ на рис. 1,а составляем систему уравнений для координатного базиса I , U_1 , U_2 в форме изображений, помещая в каждое уравнение только одну из производных координат $p = S_i(p)$, $i = 1, 2, 3$:

$$pI(p) - i(0_-), \quad pU_1(p) - u_1(0_-), \quad pU_2(p) - u_2(0_-),$$

что дает

$$\begin{vmatrix} Lp + R_0 & 1 & 0 \\ R_1 & -(1 + R_1 C_1 p) & 1 \\ 0 & -1 & 1 + R_1/R_2 + R_1 C_2 p \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} I(p) \\ U_1(p) \\ U_2(p) \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \end{vmatrix} U_0(p) +$$

$$+ \begin{vmatrix} L & 0 & 0 \\ 0 & -R_1 C_1 & 0 \\ 0 & 0 & R_1 C_2 \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} i(0_-) \\ u_1(0_-) \\ u_2(0_-) \end{vmatrix}, \quad (8)$$

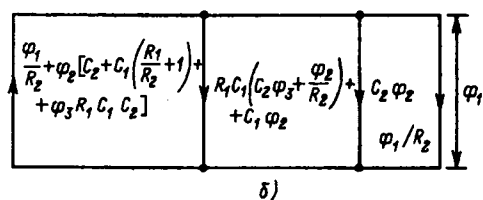
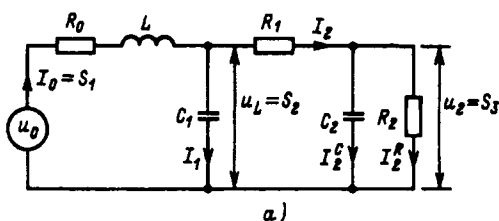


Рис. 1

где первая строка отражает баланс напряжений во входном контуре ФНЧ R_0 , L , C_1 , а последующие строки отражают баланс напряжений в контуре C_1 , R_1 , $R_2 \parallel C_2$, но при использовании зависимости тока в верхнем плече от различных базовых координат.

Перераспределяя члены уравнения (8) для упрощения левой части и усложняя матрицы в правой части, получаем преобразованную по Лапласу форму Коши:

$$pS(p) = B_n S(p) + A_n V(p) + 1s(0_-), \quad (9a)$$

(3×3)

что согласуется с формой (1) при

$$R(p) = 1p - B_n, \quad (96)$$

(3×3)

$$N = 1. \quad (9в)$$

(3×3)

Обратим внимание на определитель матрицы $R(p)$. Получаем его формы:

$$\det R(p) = \det [1p - B_n] = p^3 - b_{33}^p p^2 - b_{32}^p p - b_{31}^p =$$

$$= (p - \lambda_1)(p - \lambda_2)(p - \lambda_3). \quad (10)$$

Средняя часть (10) содержит обозначения коэффициентов матрицы B^p в фазовом пространстве ФПС, а правая часть (10) содержит корни характеристического полинома, необходимые при переходе к модальному пространству состояний МПС, которое будет введено далее согласно [1, 6].

Разреживание матрицы (9б) идет по общим правилам (3), (4).

Уравнения электрической цепи в ФПС. В ФПС [1] базовыми координатами, обозначаемыми $\varphi_i(t) \leftarrow \Psi_i(p)$, служат выходное напряжение (рис. 1,а) и его две производные по времени:

$$\left. \begin{aligned} \varphi_1 &= u_2 = u_{\text{вых}}; \\ \dot{\varphi}_1 &= \varphi_2; \\ \dot{\varphi}_2 &= \varphi_3, \end{aligned} \right\} \quad (11a)$$

где

$$\dot{\varphi}_3 = \sum_{j=1}^3 b_{3j}^p \varphi_j + A_3 u_0. \quad (11б)$$

Для составления системы уравнений в базисе (11а) будем последовательно, начиная с выхода схемы, вводить фазовые координаты в контурные, узловые и фрагментарные уравнения в виде:

$$u_1 = \varphi_1 + R_1(C_2 \varphi_2 + \varphi_1/R_2) = \left(1 + \frac{R_1}{R_2}\right) \varphi_1 + R_1 C_2 \varphi_2;$$

$$I = I_1 = C_1 \left(\varphi_2 + R_1 C_2 \varphi_3 + \frac{R_1}{R_2} \varphi_2 \right) =$$

$$= C_1 \left(1 + \frac{R_1}{R_2} \right) \varphi_2 + R_1 C_1 C_2 \varphi_3;$$

$$\begin{aligned}
 I &= \varphi_1/R_2 + C_2 \varphi_2 + C_1 \left(1 + \frac{R_1}{R_2}\right) \varphi_2 + R_1 C_1 C_2 \varphi_3 = \\
 &= \varphi_1/R_2 + \left[C_2 + C_1 \left(1 + \frac{R_1}{R_2}\right)\right] \varphi_2 + R_1 C_1 C_2 \varphi_3; \\
 \dot{L}I + R_0 I &= u_0 - u_1.
 \end{aligned}$$

Часть из этих соотношений (токи) поясняется на скелетной схеме (двунаправленный граф) рис. 1,б. Из последней формулы следует

$$\begin{aligned}
 LR_1 C_1 C_2 \dot{\varphi}_3 &= u_0 - \left\{ \varphi_1 (R_0 + R_1 + R_2)/R_2 + \varphi_2 [L/R_2 + \right. \\
 &\quad \left. + C_1 (R_1 + R_2) R_0/R_2 + C_2 (R_0 + R_1)] + \varphi_3 [LC_2 + \right. \\
 &\quad \left. + LC_1 (R_1 + R_2)/R_2 + R_0 R_1 C_1 C_2] \right\} \quad (11в)
 \end{aligned}$$

или

$$\dot{\varphi}_3 = \frac{u_0 - \{\dots\}}{LR_1 C_1 C_2}. \quad (11г)$$

В матричной форме (11б) и (11в) образуют систему уравнений

$$\dot{\varphi} = \begin{pmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ b_{31}^{\varphi} & b_{32}^{\varphi} & b_{33}^{\varphi} \end{pmatrix} \varphi + \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ A_3 \end{pmatrix} u_0 = \mathbf{B}^{\varphi} \varphi(t) + \mathbf{A}^{\varphi} u(t), \quad (12)$$

где $A_3 = 1/LR_1 C_1 C_2$, а после преобразования (12) по Лапласу имеем:

$$[1p - \mathbf{B}^{\varphi}] \Psi(p) = \mathbf{A} U_0(p) + \mathbf{1} \varphi(0_-). \quad (13)$$

В сложных схемах, идентифицированных в НПС, для перехода к ФПС можно использовать формулы пересчета уравнений [1, 6]. Если первая фазовая координата представлена произвольной линейной формой от всех состояний накопителей энергии

$$\varphi_1 = \mathbf{d} \quad \mathbf{s} = \|d_1 d_2 \dots d_n\| \mathbf{s}, \quad (14а)$$

то для всего фазового пространства

$$\varphi = \begin{pmatrix} \mathbf{d} \\ \mathbf{dB}_H \\ \mathbf{dB}_H^2 \\ \dots \\ \mathbf{dB}_H^{n-1} \end{pmatrix} \mathbf{s} = \mathbf{D} \mathbf{S}. \quad (14б)$$

В рассматриваемом частном примере ФНЧ (рис. 1,а)

$$\mathbf{D} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 1 \\ b_{31} & b_{32} & b_{33} \\ b_{31} b_{32} & (b_{32} b_{33} + b_{31}) & b_{32} + b_{33}^2 \end{pmatrix}. \quad (14в)$$

Если начало расчета переходного процесса опирается на физическое состояние накопителей энергии $\mathbf{s}(0_-)$, то оно пересчитывается в ФПС по (14б) как

$$\varphi(0_-) = \mathbf{D} \quad \mathbf{s}(0_-). \quad (14г)$$

Далее, при «состыковке» участков переходного процесса $\Delta t_1 \div \Delta t_2$ (вызванной условиями коммутации или порядком расчета) конечные значения фазовых координат $\varphi(\Delta t_1)$ используются как начальные условия для следующего интервала Δt_2 в (13).

К уравнениям в ФПС быстрее можно перейти от передаточной функции $H(p)$. Для рассматриваемого ФНЧ непосредственно по рис. 1,а можно записать символику лестничной схемы в виде

$$H(p) = \frac{U_2(p)}{U_0(p)} = \frac{\frac{1}{C_1(p)}}{\left\{ Lp + R_0 + \left\{ \dots \right\} \right\} \left[\dots \right]},$$

где $Z_1 \| Z_2 = \frac{Z_1 Z_2}{Z_1 + Z_2} = \frac{1}{Y_1 + Y_2}$, а содержимое скобок в числителе и знаменателе раскрывается так:

$$\begin{aligned}
 (\dots) &= \frac{1}{C_2 p + 1/R_2}; \quad [\dots] = R_1 + \frac{R_2}{R_2 C_2 p + 1} = \\
 &= \frac{R_1 + R_2 + R_1 R_2 C_2 p}{R_2 C_2 p + 1}; \quad (\dots) = C_2 p + \frac{R_2 C_2 p + 1}{R_1 + R_2 + R_1 R_2 C_2 p}.
 \end{aligned}$$

Если путем преобразований знаменатель дроби привести к форме полинома $p^3 + b_{31}p^2 + b_{32}p + b_{33}$, то можно его коэффициенты использовать для составления матриц в левой части (12) и (13). По коэффициентам полинома в числителе находится [4] матрица \mathbf{A} правой части (13).

В МПС базовые координаты ξ_i суть расщепление первой фазовой координаты на модальные функции

$$\varphi_1 = \sum_{i=1}^n \xi_i(t) = \sum \xi_i \exp \lambda_i t. \quad (15)$$

Поэтому из (11б) следует система уравнений в МПС [1]

$$\dot{\xi} = \mathbf{B}^M \xi + \mathbf{A}^M \mathbf{V} = \text{diag} \|\lambda_i\| \xi + \mathbb{M}^{-1} \mathbf{A}^H \mathbf{V}, \quad (16а)$$

где

$$\mathbb{M} = \begin{pmatrix} 1 & 1 & \dots & 1 \\ \lambda_1 & \lambda_2 & \dots & \lambda_n \\ \lambda_1^2 & \lambda_2^2 & \dots & \lambda_n^2 \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ \lambda_1^{n-1} & \lambda_2^{n-1} & \dots & \lambda_n^{n-1} \end{pmatrix} \quad (\mathbb{M} - \text{матрица Вандермонда}).$$

Преобразуем (16а) по Лапласу, тогда

$$\text{diag} \parallel p - \lambda_i \parallel \xi(p) = A^M V(p) + \zeta(0_-). \quad (166)$$

(n) (n)

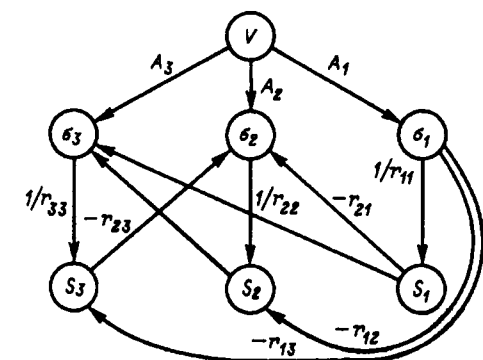
Расчет переходного процесса по (166) допускает «состыковку» участков с переходом конечных значений $\xi(\Delta t_i)$ в начальные условия следующего интервала. От физических начальных условий на накопителях первый переход подчинен связи:

$$\zeta(0_-) = \mathfrak{M}^{-1} \varphi(0_-). \quad (16в)$$

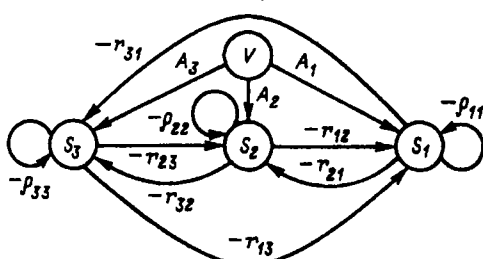
(n) (n \times n) (n)

Построение операторных (алгебраических) графов. Если за основу взять систему уравнений (1), то для ее отображения на графе надо максимально упростить левую часть уравнений, с тем чтобы оставшиеся в ней переменные формировались как суммы в усложненной правой части.

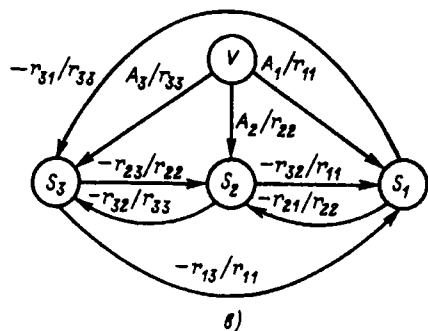
На рис. 2,а построен граф, имеющий наряду с координатными вершинами $S_i(p)$ избыточные вершины σ_i ; их формируют диагональные члены матрицы R , т.е.



а)



б)



в)

Рис. 2

$$\sigma = \text{diag} \parallel r_{ii} S_i(p) \parallel. \quad (17а)$$

(3 \times 3) (3)

Остальные члены левой части (1) при матрице, обозначенной

$$B = [R - \text{diag} \parallel r_{ii} \parallel], \quad (17б)$$

перенесены в правую часть (1), что дало

$$\sigma = -B s + A V. \quad (17в)$$

(3) (3)

Суммы в каждом уравнении (17в) образованы от вершин S_i ребрами с весами $r_{ij} (j \neq i)$ и A_i , показанными на ребрах графа. Вершины S_i и σ_i связывают только одно ребро с весом $1/r_{ii}$ согласно (17а).

На рис. 2,б построен граф с избыточными контурами, соответствующий уравнению

$$1 S(p) = -[R - 1] S(p) + A V(p). \quad (18а)$$

Оно получено из (1) путем:

расщепления диагональных коэффициентов в матрице R на два слагаемых —

$$r_{ii} = 1 + \rho_{ii}, \quad (18б)$$

формирования матрицы

$$[R - 1] = \parallel \rho_{ij} \parallel \quad (18в)$$

и переноса ее в правую часть (18а).

При этом так как слагаемые $\rho_{ii} \neq 0$ (все или часть), то одноименные координаты S_i присутствуют в левой и правой частях (18а), что на графе вызывает появление локальных контуров с весами ρ_{ii} .

На рис. 2,в показан нормированный граф с исключенными по сравнению с рис. 2,а избыточными вершинами, соответствующий уравнению

$$S(p) = -\parallel B_{ij}/r_{ii} \parallel S(p) + \parallel A_{ij}/r_{ii} \parallel V(p). \quad (19)$$

Упрощение структуры графа — устранение избыточных вершин и локальных контуров — достигается ценой наращивания весов ребер, которые все делятся по строкам матриц B , A на соответствующие диагональные коэффициенты r_{ii} матрицы R .

Начальные условия вводятся в вершины S_i с весом, который (см. рис. 3) может изменяться при разреживании графа.

Разреживание нормированного графа. Для иллюстрации процедуры разреживания (3) на графе рассмотрим систему уравнений третьего порядка в следующей форме Коши:

$$\dot{\rho}(t) = \begin{vmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ -6 & -11 & -6 \end{vmatrix} \rho(t) + \begin{vmatrix} 4 \\ -19 \\ 80 \end{vmatrix} V(t) \quad (20)$$

(3) (3)

при

$$\varphi(0_-) = \|\varphi_1(0_-), \varphi_2(0_-), \varphi_3(0_-)\|^T. \quad (3)$$

Переходим из временной области к изображениям по Лапласу:

$$\begin{vmatrix} p & -1 & 0 \\ 0 & p & -1 \\ 6 & 11 & p+6 \end{vmatrix} \Psi(p) = \begin{vmatrix} 4 \\ -19 \\ 80 \end{vmatrix} V(p) + 1 \varphi(0_-). \quad (21)$$

Переводим (21) в нормированную форму:

$$\begin{vmatrix} 1 & -\frac{1}{p} & 0 \\ 0 & 1 & -\frac{1}{p} \\ \frac{6}{p+6} & \frac{11}{p+6} & 1 \end{vmatrix} \Psi(p) = \begin{vmatrix} \frac{4}{p} \\ -\frac{19}{p} \\ \frac{80}{p+6} \end{vmatrix} V(p) + \begin{vmatrix} 1/p & 0 & 0 \\ 0 & 1/p & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{p+6} \end{vmatrix} \varphi(0_-). \quad (22)$$

Если в составе левой части уравнения (22) поменять знаки у всех элементов матрицы, кроме диагональных, то получим [4] структурную матрицу

$$R_{стр} = 1 - \|B_1/r_{11}, B_2/r_{22}; \dots; B_n/r_{nn}\|^T, \quad (23)$$

где B из (176) распределена по строкам, т.е.

$$B_i = \|B_{i1}, B_{i2}, \dots, B_{in}\|.$$

По (22) на рис. 3,а построен граф с весами ребер, указанными в правой и левой половинах формулы (последние с обратными знаками).

Начнем разреживание графа с исключения третьей координаты Ψ_3 из состава ведущих уравнений. Поскольку $r_{33}=1$ и A — столбец, то пересчет коэффициента по сравнению с (3) несколько упрощается, а именно:

$$\left. \begin{aligned} r'_{ij} &= r_{ij} - r_{i3}r_{3j}; \\ A'_i &= A_i - r_{i3}A_{3j}; \\ v'_{ij} &= v_{ij} - r_{i3}v_{3j}. \end{aligned} \right\} \quad (24)$$

В первой строке координаты Ψ_3 не участвует и поэтому строка не меняется:

$$r'_{11} = 1, \quad r'_{12} = -1/p; \quad r'_{13} = 0; \quad A'_1 = 4/p;$$

$$v'_{11} = 1/p; \quad v'_{12} = v'_{13} = 0.$$

Для второй строки $r_{21}=r_{23}=-1/p$, поэтому

$$r'_{21} = 0 + \frac{1}{p} \frac{6}{p+6}; \quad r'_{22} = 1 + \frac{1}{p} \frac{11}{p+6} = \frac{p^2+6p+11}{p^2+6p};$$

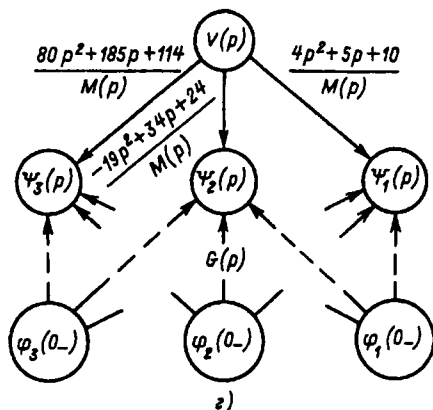
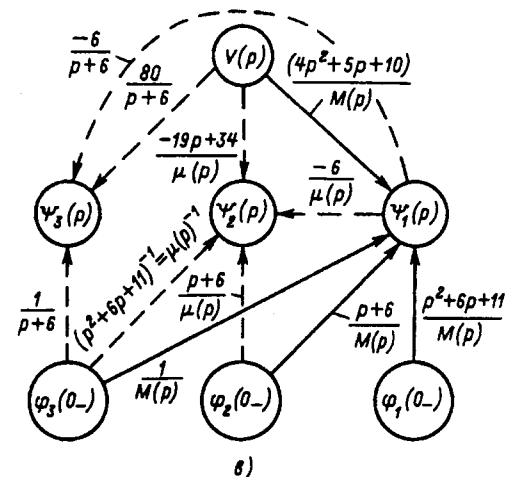
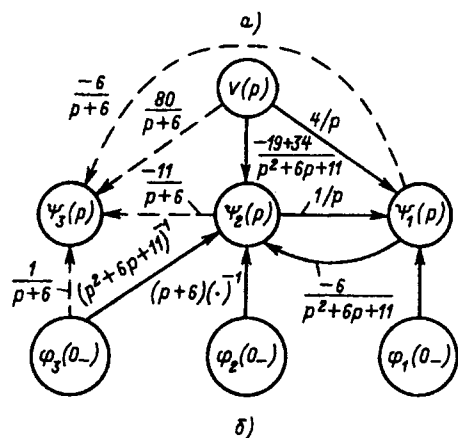
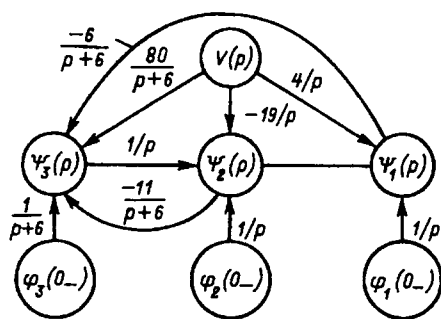


Рис. 3

$$A'_2 = 19/p + \frac{1}{p} \frac{80}{p+6} = -\frac{19p+34}{p^2+6p};$$

$$v'_{21} = 0; \quad v'_{22} = 1/p; \quad v'_{23} = \frac{1}{p^2+6p}.$$

Эти данные используем для составления нормированной матрицы, заменяющей (22), т.е.

$$\begin{vmatrix} 1 & -1/p & 0 \\ \frac{6}{p^2+6p+11} & 1 & 0 \\ \frac{6}{p+6} & \frac{11}{p+6} & 1 \end{vmatrix} \Psi(p) = \begin{vmatrix} \frac{4p}{p^2+6p+11} \\ \frac{80}{p+6} \end{vmatrix} V(p) +$$

$$+ \begin{vmatrix} 1/p & 0 & 0 \\ 0 & \frac{p+6}{p^2+6p+11} & \frac{1}{p^2+6p+11} \\ 0 & 0 & \frac{1}{p+6} \end{vmatrix} \varphi(0_-). \quad (25)$$

Это уравнение отображено на рис. 3,б.

Теперь устраняем из ведущих фазовую координату Ψ_2 , которая согласно второй строке:

$$\Psi_2 = -\frac{6}{p^2+6p+11} \Psi_1 - \frac{19p+34}{p^2+6p+11} V(p) +$$

$$+ \frac{p+6}{p^2+6p+11} + \frac{1}{p^2+6p+11} \varphi_3(0_-).$$

Подставляя Ψ_2 в первую строку (25), т.е. используя пересчет по (24), получаем

$$r_{11}'' = 1 + \frac{6}{p(p^2+6p+11)} = \frac{p^3+6p^2+11p+6}{p(p^2+6p+11)} = \frac{M(p)}{p(p^2+6p+11)};$$

$$A_1'' = \frac{4}{p} - \frac{1}{p} \frac{19p+34}{p^2+6p+11} = \frac{4p^2+5p+10}{p(p^2+6p+11)};$$

$$v_{11}'' = 1/p; \quad v_{12}'' = \frac{p+6}{p(p^2+6p+11)}; \quad v_{13}'' = \frac{1}{p(p^2+6p+11)}.$$

Эти данные используем для составления нормированной матрицы во втором последнем при $n=3$ шаге, ввод в первую строку нормированные (путем деления на r_{11}'') коэффициенты, т.е.

$$\begin{vmatrix} 1 & 0 & 0 \\ \frac{6}{p^2+6p+11} & 1 & 0 \\ \frac{6}{p+6} & 0 & 1 \end{vmatrix} \Psi(p) = \begin{vmatrix} \frac{4p^2+5p+10}{M(p)} \\ -\frac{19p+34}{p^2+6p+11} \\ \frac{80}{p+6} \end{vmatrix} V(p) +$$

$$+ \begin{vmatrix} \frac{p^2+6p+11}{M(p)} & \frac{p+6}{M(p)} & \frac{1}{M(p)} \\ 0 & \frac{p+6}{p^2+6p+11} & \frac{1}{p^2+6p+11} \\ 0 & 0 & \frac{1}{p+6} \end{vmatrix} \Phi(0_-), \quad (26)$$

где $M(p) = p^3+6p^2+11p+6$.

По (26) после перемены знаков у недиагональных коэффициентов в левой части строки на рис. 3,в нормированный граф, где $\mu(p) = p^2+6p+11$.

Для перехода к передаточным функциям и функциям влияния по (5) разреживаем первый столбец (26), используя подстановку во вторую

и третью строки (26) элементов первой строки, что дает

$$1 \Psi(p) = \begin{vmatrix} \frac{4p^2+5p+10}{M(p)} \\ -\frac{19p^2+34p+24}{M(p)} \\ \frac{80p^2+185p+114}{M(p)} \end{vmatrix} V(p) +$$

$$+ \begin{vmatrix} \frac{p^2+6p+11}{M(p)} & \frac{p+6}{M(p)} & \frac{1}{M(p)} \\ -\frac{6}{M(p)} & \frac{p^2+6p}{M(p)} & \frac{p}{M(p)} \\ \frac{-6p}{M(p)} & \frac{-11p+6}{M(p)} & \frac{p^2}{M(p)} \end{vmatrix} \varphi(0_-). \quad (27)$$

На рис. 3,г по (27) построен завершающий граф.

Выводы. 1. Разреживание матриц в уравнениях типа (1) приводит на эквивалентном операторном графе к разрыву соответствующих обратных связей при усложнении весов оставшихся связей. Граф разделяется на ведущий компонент, отображающий связанные переменные, подлежащие определению в процессе решения сокращенного числа уравнений, и на ведомый компонент, использующий эти решения по прямым каналам.

2. При алгоритмизации процедуры разреживания матриц после каждого шага следует предусмотреть операцию снижения порядков полиномов числителя и знаменателя дробно-рациональных функций за счет сокращения общих множителей.

3. Переход к фазовому и модальному пространствам состояний расширяет сведения о составе сигнала на выходе фильтра, которые могут потребоваться в сопрягаемых с фильтром последующих каскадах.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Шаталов А.С. Преобразования графов, эквивалентные обращению матриц для уравнений следящего электропривода. — Электричество, 1991, № 12.
2. Тьюарсун. Разреженные матрицы. — М.: Мир, 1977.
3. Шаталов А.С. Топологический метод деревьев... — Электричество, 1972, № 8.
4. Шаталов А.С. Отображение процессов управления в пространствах состояний. — М.: Энергоатомиздат, 1986.
5. Вентцель Е.С. Исследование операций. — М.: Советское радио, 1978.
6. Шаталов А.С. Динамические системы и сигналы. — М.: Энергоатомиздат, 1996.

[31.03.94]

Автор: Шаталов Александр Степанович окончил энергетический факультет Новочеркасского политехнического института в 1938 г. и Военную артиллерийскую академию (ВАА) им.Ф.Э. Дзержинского в 1943 г. В 1950 г. защитил докторскую диссертацию по электрическим счетнорешающим приборам управления в ВАА им. Ф.Э. Дзержинского. Работает в НПО «Антей».

Оценка точности численного моделирования вынужденных процессов в электрических цепях

БОРОДУЛИН М.Ю.

Предлагается при численном моделировании электрических цепей с гармоническими возмущающими силами оценивать точность воспроизведения вынужденного процесса по значениям искажений его амплитуды и фазы. Получены формулы искажений для одношаговых (Рунге—Кутты) и линейных многошаговых методов. Для случая, когда при моделировании цепи исходная неоднородная система дифференциальных уравнений заменяется эквивалентной однородной системой, точность воспроизведения вынужденного процесса цепи предложено оценивать по значениям искажений затухания и частоты составляющих свободного процесса эквивалентной системы.

Ключевые слова: электрическая цепь, численное моделирование, гармоническая возмущающая сила, вынужденный процесс

It is proposed under the digital simulation of electrical circuits with harmonic disturbing forces to characterize accuracy of reproduction of the particular solution by quantities of distortions of its amplitude and phase. Formulae of the distortions for singlestep and linear multi-step methods are obtained. For the case when under the simulation the original nonhomogeneous system of differential equations is replaced with an equivalent homogeneous system, it is proposed to characterize the accuracy for the particular solution of the circuit's original system using quantities of damping and frequency distortions of general solution modes for equivalent system.

Key words: electrical circuit, digital simulation, harmonic disturbing force, particular solution

Численное моделирование динамики электрических цепей основано на интегрировании описывающих их дифференциальных уравнений [1, 2]. Важнейшим аспектом моделирования являются оценки точности полученного численного решения и связанный с этим круг вопросов выбора метода и шага интегрирования, разработки стратегии изменения метода и/или шага в ходе расчета, интерпретации и оценки приемлемости результатов.

Традиционно точность методов численного интегрирования характеризуется величинами локальной (на шаге) и глобальной (на интервале расчета) погрешностей [3—6]. Однако практика моделирования сложных цепей показывает, что этот подход зачастую не дает достаточного представления о подлинных свойствах численного решения и не позволяет правильно интерпретировать наблюдаемые вычислительные эффекты. Так, даже такой важный аспект, как вычислительная устойчивость процесса численного интегрирования, не может быть проанализирована исходя из оценок локальной и глобальной погрешностей методов.

Более продуктивным представляются подходы основанные на сопоставлении отдельных составляющих точного и численного решений. В [7] было предложено оценивать точность метода по искажениям затухания и частоты составляющих свободного процесса цепи. На основе такого подхода получены характеристики точности различных одно- и многошаговых явных и неявных методов, выявлены и/или объяснены такие вычислительные эффекты, как искажение частоты для слабозатухающих высокочастотных составляющих [7, 8], иска-

жение частоты для быстро затухающих низкочастотных и апериодических составляющих [9], исследованы фильтрующие свойства методов [8, 9]. Однако эти результаты позволяют судить о качестве воспроизведения только свободного процесса цепи, тогда как численное интегрирование неизбежно искажает и вынужденный процесс.

В [10] для случая гармонической возмущающей силы, приложенной к цепи, было предложено оценивать погрешность, отвечающую вынужденному процессу, путем сопоставления комплексных амплитуд интегрируемых переменных для точного и численного решений и были получены некоторые оценки погрешности для явного (ЯЭ) и неявного (НЭ) методов Эйлера и для метода Шичмена. Подход [10] представляется рациональным и удобным, однако в этой работе не были четко разделены два фактора, характеризующие воспроизведение вынужденного процесса — его амплитуда и фаза, а формулы для погрешности не были обобщены на другие методы, важные для инженерной практики.

Цель данной статьи, развивающей идеи работ [10, 7], — создание подхода к оценке точности воспроизведения вынужденного процесса, раздельно учитывающего отображение амплитуды и фазы, и получение формул характеризующих точность, для важнейших классов методов. Ограничимся сначала случаем линейной цепи, к которой приложена возмущающая сила, заданная гармонической функцией времени. Поясним, что случай гармонических возмущающих сил наиболее важен для электротехнических задач и поэтому тщательно изучается в рамках пробле-

матики не только численного [10–13], но и аналитического [14] решений уравнений, описывающих электрические цепи.

Для оценки точности и устойчивости методов применительно к линейным задачам обычно рассматривают интегрирование тестового (модельного) уравнения с комплексным параметром λ и аналитической правой частью [1, 3–7, 10], которое для нашего случая запишем в виде

$$\frac{dx}{dt} = f(t, x) = \lambda x + be^{j\omega t}, \quad (1)$$

где x — интегрируемая переменная; b — постоянный коэффициент; ω — круговая частота возмущающей силы; t — время.

Пусть $x_B(t)$ — вынужденное решение уравнения (1), полученное по точной формуле; $\tilde{x}_B(t_n) = \tilde{x}_B(nh)$ — вынужденное решение, полученное тем или иным численным методом при постоянном шаге h (n — номер шага). Следуя [10], запишем точное $x_B(t)$ и численное (приближенное) $\tilde{x}_B(t_n)$ решения в виде:

$$x_B(t) = ae^{j\omega t}; \quad (2)$$

$$\tilde{x}_B(t_n) = \tilde{x}_B(nh) = \tilde{a}e^{j\omega t_n} = \tilde{a}e^{jn\omega h}, \quad (3)$$

где a, \tilde{a} — соответственно, их комплексные амплитуды, причем

$$a = (j\omega - \lambda)^{-1} b. \quad (4)$$

Обозначим $z = \lambda h$, $s = \omega h$ и запишем (4) в форме, более удобной для дальнейших выкладок:

$$a = (js - z)^{-1} hb. \quad (5)$$

Покажем, как можно получить выражение для комплексной амплитуды \tilde{a} , сначала на примере одношагового метода, задаваемого разностным уравнением

$$\tilde{x}_{n+1} = \tilde{x}_n + h[k_0 f(t_n, \tilde{x}_n) + k_1 f(t_{n+1}, \tilde{x}_{n+1})] \quad (6)$$

[где f — линейная функция, определенная в формуле (1)], к которому сводится группа распространенных методов первого порядка.

Так, при $k_0 = 1, k_1 = 0$ получаем метод ЯЭ, при $k_0 = 0, k_1 = 1$ — метод НЭ, при $k_0 = k_1 = 1/2$ — метод трапеций (Т). При других значениях коэффициентов k_0, k_1 можно получить различные модификации метода Т [15], в том числе метод Линигера—Уиллаби [2, 11]. Подставив выражение (3) для численного решения $\tilde{x}_B(t_n)$ в разностное уравнение (6), получим выражение для комплексной амплитуды:

$$\tilde{a} = \frac{k_0 + k_1 e^{js}}{e^{js} - 1 - z(k_0 + k_1 e^{js})} hb. \quad (7)$$

В частности, для методов ЯЭ

$$\tilde{a} = (e^{js} - 1 - z)^{-1} hb, \quad (8)$$

для метода НЭ

$$\tilde{a} = (e^{js} - 1 - ze^{js})^{-1} e^{js} hb \quad (9)$$

(формулы (8), (9) равносильны приведенным в [10]), для метода Т

$$\tilde{a} = \left(2 \frac{e^{js} - 1}{e^{js} + 1 - z} \right)^{-1} hb. \quad (10)$$

В [7] при оценке воспроизведения составляющих свободного процесса отдельно анализировались искажения затухания (определяется величиной $\text{Re } \lambda$) и частоты ($\text{Im } \lambda$) — именно это обстоятельство сделало возможным получение наиболее важных результатов работ [7–9, 15]. Используя аналогичную идею, при сравнении комплексных величин a и \tilde{a} будем отдельно рассматривать воспроизведение их амплитуд и фаз, а точность методов при воспроизведении вынужденного процесса будем характеризовать искажениями амплитуды и фазы. Определим искажения амплитуды A и фазы ψ как относительные погрешности их воспроизведения:

$$\delta_A = \frac{\tilde{A}}{A} - 1 = \left| \frac{\tilde{a}}{a} \right| - 1; \quad (11)$$

$$\delta_\psi = \frac{\tilde{\psi}}{\psi} - 1 = \frac{\arg \tilde{a}}{\arg a} - 1, \quad (12)$$

где A, \tilde{A} — амплитуды; $\psi, \tilde{\psi}$ — фазы комплексных величин a, \tilde{a} соответственно.

Подставив выражения (5), (7) для величин a, \tilde{a} в формулы (11), (12), получаем для метода (6) окончательные формулы для искажений:

$$\delta_A = \left| \frac{(k_0 + k_1 e^{js})(js - z)}{e^{js} - 1 - z(k_0 + k_1 e^{js})} \right| - 1; \quad (13)$$

$$\delta_\psi = \frac{\arg \{ [e^{js} - 1 - z(k_0 + k_1 e^{js})]^{-1} (k_0 + k_1 e^{js}) \}}{\arg (js - z)^{-1}} - 1. \quad (14)$$

Примеры искажений, вычисленных по формулам (13), (14) для методов ЯЭ, НЭ, Т, приведены в таблице. Видно, что для указанных значений s даже при больших (и неприемлемых, как $z = j0,5$ для метода ЯЭ) по условиям воспроизведения свободного процесса [7] значения z искажения и амплитуды δ_A , фазы δ_ψ очень малы. В литературе неоднократно отмечалась «симметрия» различных характеристик точности методов ЯЭ и НЭ при $\text{Re } z = 0$ (колебательный контур без активных потерь) [7, 8, 11]. В данном случае при $\text{Re } z = 0$ оба метода имеют одинаковые искажения амплитуды и равные по модулю, но противоположные по знаку искажения фазы. Обращает на себя внимание также и то, что при $\text{Re } z = 0$ для метода Т $\delta_\psi = 0$ это вытекает из сравнения аргументов величин a и \tilde{a} , найденных по формулам (5), (10). Очевидно, что искажение комплексной величины a в разной степени относится к ее амплитуде и фазе. В результате функция времени $\tilde{x}(t_n)$, отображающая подлинный вынужденный процесс $x_B(t)$, оказывается по отношению к нему «сжатой» или «растянутой»

z	s	δ_A			δ_ψ		
		ЯЭ	НЭ	Т	ЯЭ	НЭ	Т
-0,5	0,02	$4,0 \cdot 10^{-4}$	$-4,0 \cdot 10^{-4}$	$1,2 \cdot 10^{-7}$	$3,3 \cdot 10^{-4}$	$-4,7 \cdot 10^{-4}$	$3,4 \cdot 10^{-5}$
-0,5	0,10	$9,8 \cdot 10^{-3}$	$-9,5 \cdot 10^{-3}$	$-3,2 \cdot 10^{-5}$	$8,2 \cdot 10^{-3}$	$-1,1 \cdot 10^{-2}$	$8,1 \cdot 10^{-4}$
j 0,5	0,02	$-2,9 \cdot 10^{-6}$	$-2,9 \cdot 10^{-6}$	$1,3 \cdot 10^{-6}$	$2,7 \cdot 10^{-4}$	$-2,7 \cdot 10^{-4}$	0
j 0,5	0,10	$-4,9 \cdot 10^{-4}$	$-4,9 \cdot 10^{-4}$	$2,1 \cdot 10^{-4}$	$7,9 \cdot 10^{-3}$	$-7,9 \cdot 10^{-3}$	0

вдоль оси ординат и/или смещенной влево или вправо вдоль оси абсцисс t , причем в разной степени в зависимости от метода и шага расчета.

Перейдем теперь от метода (6) (одношагового, одноэтапного) к двум важнейшим классам численных методов — одношаговым многоэтапным (Рунге—Кутта) и к линейным многошаговым. Как известно [3, 4, 6], одношаговый r -этапный метод Рунге—Кутта задается формулами вида

$$\tilde{x}_{n+1} = \tilde{x}_n + h \sum_{i=1}^r g_i y_i; \quad (15)$$

$$y_i = f \left(t_n + hc_i, \tilde{x}_n + h \sum_{j=1}^r d_{ij} y_j \right), \quad (16)$$

где g_i, c_i, d_{ij} — постоянные коэффициенты, причем если $d_{ij}=0$ при $j \geq i$, то метод явный.

Пусть C, D, G^T — элементы так называемой таблицы Бутчера [3, 4, 6]: C — вектор из коэффициентов c_i (размером r); G — вектор из коэффициентов g_i (размером r); τ — знак транспонирования; D — матрица из коэффициентов d_{ij} (размером $r \times r$). Пусть $F(z)$ — функция устойчивости метода [6]:

$$F(z) = 1 + G^T z (E - zD)^{-1} L,$$

где E — единичная матрица (размером $r \times r$); L — вектор-столбец из r единиц.

При соответствующих значениях коэффициентов g_i, c_i, d_{ij} формулы (15), (16) задают, в частности, методы ЯЭ, НЭ и Т (при $r=1$), стандартный метод Рунге—Кутта 4-го порядка (при $r=4$), метод Рунге—Кутта—Мерсона (при $r=5$), методы Паде- (k, m) , для которых функция устойчивости $F(z)$ следует из аппроксимации Паде- (k, m) для экспоненциальной функции $\exp z$.

Численное интегрирование уравнения (1) при использовании метода (15), (16) описывается разностным уравнением

$$\tilde{x}_{n+1} = F(z) \tilde{x}_n + h \sum_{i=1}^r \beta_i(z) f(t_n + c_i h), \quad (17)$$

где $\beta_i(z)$ — элементы вектора $B(z)$, вычисляемого по формуле

$$B^T(z) = G^T (E - zD)^{-1}.$$

Подставив выражение (3) для численного решения $\tilde{x}_b(t_n)$ в разностное уравнение (17), получаем для комплексной амплитуды

$$\tilde{a} = \frac{\sum_{i=1}^r \beta_i(z) e^{j c_i s}}{e^{js} - F(z)} h b. \quad (18)$$

Линейный r -шаговый метод описывается разностным уравнением

$$\tilde{x}_{n+1} = \sum_{i=0}^{r-1} p_i \tilde{x}_{n-i} + h \sum_{i=-1}^{r-1} q_i f(t_{n-i}, \tilde{x}_{n-i}), \quad (19)$$

где p_i, q_i — коэффициенты [1, 3, 4].

При соответствующих значениях коэффициентов формула (19) задает, в частности, семейства явных методов Адамса—Башфорта, неявных методов Адамса—Маултона и Гира. Подставив выражение (3) в уравнение (19), получим для комплексной амплитуды

$$\tilde{a} = \frac{\sum_{i=-1}^{r-1} q_i e^{-j i s}}{e^{js} - \sum_{i=0}^{r-1} p_i e^{-j i s} - z \sum_{i=-1}^{r-1} q_i e^{-j i s}} h b. \quad (20)$$

Скалярным формулам (7), (18), (20), полученным для тестового уравнения (1), можно поставить в соответствие их матричные аналоги, относящиеся к линейной системе дифференциальных уравнений вида (1), и любому методу из рассматриваемых здесь классов дать электротехническую интерпретацию (в смысле искажения им вынужденного процесса), как это было сделано в [10] для методов ЯЭ, НЭ.

Однако о качественных свойствах методов (условия, при которых искажения имеют предельные значения, или отсутствуют, или постоянны по знаку и т.п.) удобнее судить, непосредственно используя формулы (11), (12) после подстановки в них соответствующих выражений (18), (20). Например, при $\lambda = j\omega$ (частота возмущающей силы совпадает с собственной частотой колебательного контура) как для одношаговых (15), (16), так и для многошаговых (19) методов $\delta_A = -1$. Это — предельное значение искажения амплитуды, обусловленное резонансными условиями. Отметим, что при использовании одношаговых методов воспроизведение свободного процесса имеет особенности, если величины λh близки к нулям z_h или полюсам z_h функции устойчивости $F(z)$ [7, 9]: например, при $\lambda h = -1$ для метода ЯЭ и $\lambda h = 1$ для метода НЭ искажение затухания составляющей λ соответственно бесконечно велико или равно минус единице. При воспроизведении же вынужденного процесса подобные особенности отсутствуют: при $\lambda h = -1$ для метода ЯЭ и $\lambda h = 1$ для метода НЭ искажения

амплитуды одинаковы, конечны и относительно малы:

$$\delta_A = \sqrt{1 + s^2} - 1.$$

При решении многих электротехнических и электроэнергетических задач частоты возмущающих сил, приложенных к цепи, существенно меньше наибольших ее собственных частот и/или существенно больше наименьших ее постоянных времени:

$$\omega \ll \max_l |\operatorname{Im} \lambda_l| \quad \text{и/или} \quad \omega \gg \min_l |\operatorname{Re} \lambda_l|^{-1} \quad (21)$$

(здесь λ_l — собственные значения матрицы коэффициентов для линейной цепи или матрицы Якоби — для нелинейной). Как известно [7–9], рациональный выбор шага h приводит к тому, что основные составляющие свободного процесса, представляющие практический интерес (например, с наименьшими значениями $|\operatorname{Im} \lambda_l|$ и наибольшими значениями $|\operatorname{Re} \lambda_l|^{-1}$, воспроизводятся с некоторой приемлемой точностью, а остальные составляющие не создают вычислительных проблем (типа неустойчивости, высокочастотных осцилляций при наличии быстропротекающих процессов и т.п.). Шаг h , выбранный по этим условиям, при выполнении соотношений (21) обычно обуславливает значения $s = \omega h$, значительно меньшие единицы. Так, при моделировании электромагнитных процессов электропередач и вставок постоянного тока, преобразовательных установок альтернативных источников энергии [16] шаг h часто выбирается равным 50–200 мкс, и при действующих в цепях возмущающих силах — ЭДС промышленной частоты — значения параметра s составляют порядка 0,015–0,06.

Расчеты, проведенные для различных одно- и многошаговых методов по формулам (11), (12) с учетом выражений (18), (20), показали, что при небольших значениях s (и применительно к тестовому уравнению при условии $s < |\operatorname{Im} z|$) искажения δ_A , δ_ψ пренебрежимо малы (например, порядка десятых долей процента и менее). Вследствие этого для величин δ_A , δ_ψ не возникает практической необходимости в подробном изучении их конфигурации в плоскости $z = \lambda h$, потребовавшейся ранее [7–9] для искажений свободного процесса. Малость искажений δ_A , δ_ψ приводит к тому, что удовлетворительное воспроизведение свободного процесса, как правило, автоматически приводит к высокой точности воспроизведения вынужденного процесса. Это относится к интегрированию как при постоянном $h = \text{const}$, так и при переменном $h = \text{var}$ шаге практически вне зависимости от стратегии его изменения.

Сделанный вывод можно распространить на случай представления возмущающей силы в виде суммы нескольких гармонических функций времени, если наивысшая их частота обуславливает малые значения s , и, качественно, на случай периодической возмущающей силы произвольного вида, если амплитуды гармоник, отвечающих ее разложению в ряд Фурье, достаточно быстро убывают с увеличением их номера. Если же для моделируемой цепи не выполняются условия (21) (например, при наличии гармоник высоких порядков, когда значение s велико) или возможно возникновение резонансных явлений, обусловленных близостью частоты ω и одной из величин $|\operatorname{Im} \lambda_l|$ (для цепей с высокой добротностью), то уточнение условий воспроизведения вынужденного процесса требует определения искажений δ_A , δ_ψ .

Для нелинейных цепей при $h = \text{const}$, и тем более при $h = \text{var}$, необходим специальный анализ погрешностей численного интегрирования, как это сделано, например, в [10, 11] для автоколебательных систем, в том числе описываемых уравнением Ван-дер-Поля, которые интегрировались методами ЯЭ и Рунге–Кутты 2-го порядка [10] и методом Линигера–Уиллаби [11]. Однако практика расчетов показывает, что вывод об определяющей (в смысле выбора шага h) роли свободного процесса справедлив для многих видов нелинейных цепей, во всяком случае — со слабо выраженными нелинейными эффектами, а также для некоторых существенно нелинейных цепей (например схем с мостовыми тиристорными преобразователями или со статическими компенсаторами реактивной мощности).

При численном моделировании сложных цепей, наряду с непосредственным интегрированием их дифференциальных уравнений, используется вычислительный прием, который позволяет свести исходную неоднородную систему [в матричной форме аналогичную (1)] к эквивалентной ей однородной системе большей размерности. Как известно [17, 12, 13], для учета гармонической возмущающей силы исходная система дополняется двумя дифференциальными уравнениями:

$$\frac{d}{dt} u = -\omega v, \quad \frac{d}{dt} v = -\omega u, \quad (22)$$

решение которых — $u = \cos \omega t$, $v = \sin \omega t$.

Этот прием можно обобщить на случаи, важные при решении электротехнических задач. Так, для симметричных трехфазных цепей уравнения (22) позволяют задать возмущающую силу с амплитудой U_m , относящуюся к одной из фаз, например A , а для фаз B и C возмущающие силы находятся из простых алгебраических со-

отношений, так что

$$\begin{aligned} u_A &= U_m u; \\ u_B &= U_m \left(-\frac{1}{2}u + \frac{\sqrt{3}}{2}v \right); \\ u_C &= U_m \left(-\frac{1}{2}u - \frac{\sqrt{3}}{2}v \right). \end{aligned}$$

Если же возмущающая сила представляет собой набор из нескольких гармонических компонент, наряду с дополнением исходной системы парами уравнений вида (22), отвечающими каждой из них, можно использовать только два уравнения (22), а остальные компоненты находить из алгебраических соотношений, связывающих величины $\cos v\omega t$ и $\cos \omega t$ (v — номер гармоники). При этом в эквивалентной однородной системе появляются дополнительные нелинейности, однако вычислительных проблем это не создает. Наконец, замена исходной системы на эквивалентную однородную возможна, если возмущающие силы заданы в виде линейной, экспоненциальной, полиномиальной, пилообразной [17] функций или их комбинаций.

Во всех перечисленных случаях воспроизведение вынужденного процесса моделируемой цепи искусственно сводится к расчету свободного процесса некоторой однородной системы. Поэтому точность воспроизведения вынужденного процесса можно оценить по искажениям затухания и частоты дополнительных составляющих типа величин u , v — в соответствии с тем, как это предложено делать в [7]. Так, исходя из результатов [7, 8], при интегрировании эквивалентной системы с уравнениями (22) по методу Т величины u , v будут воспроизведены без искажений амплитуды (при любом шаге h) и, при рациональном выборе шага h , с высокой точностью отображения частоты ω ; то же относится к любому методу Паде- (r, r) .

Выводы. 1. При численном моделировании динамики электрических цепей с гармоническими возмущающими силами оценивать точность воспроизведения вынужденного процесса целесообразно по величинам искажений его амплитуды и фазы.

2. Полученные формулы позволяют для любого одношагового (Рунге—Кутта) и линейного многошагового метода численного интегрирования определить искажения амплитуды и фазы (для заданного шага).

3. Как правило, при обычных для электротехнических задач соотношениях частот возмущающих сил и собственных частот и постоянных времени моделируемой цепи выбор шага интегрирования определяется условиями воспроизведения свободного процесса, а точность вос-

произведения вынужденного процесса автоматически оказывается высокой.

4. При замене исходной неоднородной системы дифференциальных уравнений, описывающей цепь, на эквивалентную ей однородную вопрос о точности воспроизведения вынужденного процесса цепи сводится к оценке искажений затухания и частоты составляющих свободного процесса эквивалентной однородной системы.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Чуа Л.О., Лин Пен-Мин. Машинный анализ электронных схем. — М.: Энергия, 1980.
2. Демирчян К.С., Бутырин П.А. Моделирование и машинный расчет электрических цепей. — М.: Высшая школа, 1988.
3. Хайер Э., Нерсетт С., Ваннер Г. Решение обыкновенных дифференциальных уравнений. Нежесткие задачи. — М.: Мир, 1990.
4. Арушанян О.Б., Залеткин С.Ф. Численное решение обыкновенных дифференциальных уравнений на фортране. — М.: Изд-во МГУ, 1990.
5. Ракитский Ю.В., Устинов С.М., Черноуцкий И.Г. Численные методы решения жестких систем. — М.: Наука, 1979.
6. Деккер К., Вервер Я. Устойчивость методов Рунге—Кутты для жестких нелинейных дифференциальных уравнений. — М.: Мир, 1968.
7. Бородулин М.Ю., Дижур Д.П., Кадомский Д.Е. Точность численного интегрирования дифференциальных уравнений, описывающих переходные процессы в электрических цепях. — Электричество, 1988, № 6.
8. Бородулин М.Ю. Фильтрация колебательных составляющих свободного процесса при численном интегрировании дифференциальных уравнений линейных электрических цепей. — Электричество, 1990, № 11.
9. Бородулин М.Ю. Искажения апериодических составляющих свободного процесса при численном моделировании линейных электрических цепей. — Электричество, 1991, № 7.
10. Мочульский Ю.С., Синицкий Л.А. О погрешности численных методов при расчете электрических цепей. — Электричество, 1974, № 10.
11. Заяц В.М. Погрешность определения амплитуды и частоты автоколебаний систем при использовании метода Линнигера—Уиллаби. — Теоретическая электротехника (Львов), 1984, вып. 37.
12. Конев Ф.Б. Численно-аналитический расчет электромагнитных процессов в силовых схемах вентильных преобразователей. — ЭП. Преобразоват. техника, 1981, вып. I (129).
13. Перхач В.С., Гоголюк П.Ф., Дудурч И.М. Цифровая модель электроэнергетической системы с вентильными устройствами в методе формул дифференцирования назад. — Электрические сети и системы, 1987, вып. 23.
14. Бутырин П.А. Точные рекуррентные соотношения для расчета реакции линейной цепи на синусоидальное воздействие. — Изв. АН. Энергетика, 1993, № 3.
15. Бородулин М.Ю. О численном моделировании динамики электронных цепей на основе метода трапеций и его модификаций. — Электронное моделирование, 1992, т. 14, № 4.
16. Бородулин М.Ю., Кадомский Д.Е. Цифровое моделирование энергетических объектов с вентильными преобразователями. — Электрические станции, 1995, № 12.
17. Ту Ю. Современная теория управления. — М.: Машиностроение, 1971.

[25.11.96]

Автор: Бородулин Михаил Юрьевич в 1978 г. окончил электромеханический факультет Ленинградского политехнического института. В 1966 г. защитил в Ленинградском институте точной механики и оптики кандидатскую диссертацию на тему «Электромагнитные процессы и быстродействующее регулирование преобразователей инверторной подстанции мощного МГД-энергоблока». Ведущий научный сотрудник Санкт-Петербургского НИИ по передаче электроэнергии постоянным током высокого напряжения.

Численно-аналитические преобразования нелинейных резистивных активных двухполюсников лестничной структуры

ЗИНЧЕНКО Л.А.

Обоснованы различные приемы преобразований нелинейных резистивных активных схем замещения электрических цепей лестничной структуры. Рассмотрены вопросы автоматизации преобразований схем. Описанные методы позволяют получить решение в аналитическом и численно-аналитическом виде. Приводятся примеры.

Ключевые слова: электрические цепи; нелинейные резистивные схемы замещения; преобразования; численно-аналитические модели

Для разработчиков электротехнической и электронной аппаратуры одной из важнейших задач является установление связи между параметрами схемы и эксплуатационными характеристиками. Решение поставленной задачи для нелинейных схем получено только для отдельных случаев, в частности в [1] рассмотрено применение итераций Пикара для решения поставленной задачи в слабонелинейных схемах. Однако с практической точки зрения наиболее важным является сильнонелинейный режим работы. Использование различных разновидностей метода итераций Пикара в сильнонелинейном режиме работы требует значительного числа итераций. Поэтому в рассматриваемом режиме оптимальным является метод Ньютона—Рафсона, обладающий по сравнению с методом итераций скоростью сходимости [3].

В [2] рассмотрены аналитические приемы преобразования схем, содержащих нелинейные сопротивления. Данная работа является обобщением полученных результатов на случай нелинейных резистивных активных двухполюсников (НРАД).

Известно [1], что при аналитическом преобразовании схем замещения лестничной структуры (рис. 1) необходимо переходить от вольт-амперной характеристики к ампер-вольтной или от последней к вольт-амперной. В [2] показано, что применение метода Ньютона—Рафсона по-

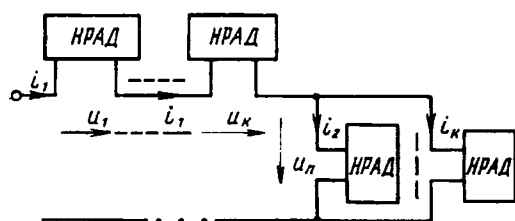


Рис. 1

The various methods of transformations of nonlinear resistive active scheme of equivalent electrical circuits with stairs structure are substantiated. Questions of computer-aided circuit transformation are considered. Methods, described in the paper, make it possible to obtain the analytical and digital-analytical solutions. Examples are given.

Key words: electrical circuits, nonlinear resistive scheme of replacing. transformations, digital-analytical modelling

зволяет обеспечить сходимость аналитических итераций в случае перехода от вольт-амперной характеристики к обратной при сильнонелинейном режиме работы схемы, содержащей нелинейные сопротивления.

Пусть известна вольт-амперная характеристика нелинейного активного резистивного двухполюсника:

$$u = \sum_{k=0}^N a_k i^k.$$

Требуется определить зависимость в аналитическом виде $i(u)$. Для рассматриваемого случая итерационное выражение с использованием метода Ньютона—Рафсона имеет вид

$$i_{(n+1)} = \frac{u - a_0 + \sum_{k=2}^N a_k^{(k-1)} i_{(n)}^k}{\sum_{k=1}^N a_k i_{(n)}^{k-1}}. \quad (1)$$

При линейном начальном приближении

$$i_{(0)} = Gu + j \quad (2)$$

итерационное выражение (1) преобразуется к виду

$$i_{(1)} = \frac{u - a_0 + \sum_{k=2}^N a_k (k-1) (Gu + j)^k}{\sum_{k=1}^N a_k k (Gu + j)^{k-1}}. \quad (3)$$

Полученное аналитическое выражение является первой итерацией метода Ньютона—Рафсона. При достижении требуемой точности можно считать его аналитическим выражением искомой зависимости. В противном случае необходимо воспользоваться соотношением (1) для опреде-

ления $i_{(2)}$, $i_{(3)}$ и т.д.:

$$i_{(2)} = \frac{\left\{ \sum_{k=2}^N a_k (k-1) \left(\sum_{k=2}^N a_k (k-1) (Gu+J)^k + u - a_0 \right)^k \right\} + \rightarrow}{\left[\sum_{k=1}^N a_k k (Gu+J)^{k-1} \right] \times \rightarrow} \rightarrow + (u - a_0) \left(\sum_{k=1}^N a_k k (Gu+J)^{k-1} \right) \rightarrow \times \left(\sum_{k=1}^N a_k k \left\{ \sum_{k=2}^N a_k (k-1) (Gu+J)^k + u - a_0 \right\}^{k-1} \right) \quad (4)$$

Соотношение (3) для различных частных случаев имеет вид:

при $N=2$

$$i_{(1)} = \frac{a_2 G^2 u^2 + u(1 + 2a_2 GuJ) + a_2 J^2}{a_1 + 2a_2 (Gu+J)};$$

при $N=3$

$$i_{(1)} = \frac{a_2 G^2 u^2 + u(1 + 2a_2 GuJ) + 2a_3 (Gu+J)^3 + a_2 J^2}{a_1 + 2a_2 (Gu+J) + 3a_3 (Gu+J)^2}.$$

В связи с трудоемкостью вычислений соотношений (3) и (4) вручную разработаны программы в среде MAPLE V RELEASE 3 for WINDOWS, позволяющие определить искомые зависимости в аналитическом и численном виде.

Соотношения при переходе от ампер-вольтной характеристики к вольт-амперной могут быть получены на основе принципа дуальности при замене $i \rightarrow u$, $u \rightarrow i$.

Анализ полученных соотношений показывает, что при выполнении численно-аналитических преобразований выполняется переход к описанию характеристик нелинейных элементов на основе аппроксимации Паде [1]. Заметим, что преобразования последовательного и параллельного соединений нелинейных резистивных активных двухполюсников с характеристиками, описываемыми дробно-рациональными функциями, рассмотрены в [2].

Известно [3], что скорость сходимости итераций в существенной мере зависит от выбора начального приближения. Поэтому при необходимости уменьшить количество итераций можно выбором оптимального начального приближения. Это позволит, с одной стороны, получить менее громоздкое выражение для искомой характеристики, а с другой стороны, уменьшить трудоемкость выполнения преобразований.

Для исследуемого случая возможен выбор различного начального приближения.

1. Аналогично рассмотренному в [1] начальное приближение выбирается из условия

$$i_{(0)} = \frac{u}{a_1} - \frac{a_0}{a_1}. \quad (5)$$

Однако выбор такого начального приближения может привести к необходимости для достижения высокой точности преобразований большого количества итераций. Так как такое начальное приближение обуславливает малую величину нелинейных слагаемых, то в дальнейшем будем называть его слабонелинейным начальным приближением.

2. Поэтому в сильнонелинейном режиме оказывается лучше выбирать начальное приближение с учетом нелинейных слагаемых. Сформулированная задача может быть решена на основе регрессионного анализа, в частности на основе метода наименьших квадратов [4]. Заметим, что выбор начального приближения в виде (2) на основе метода наименьших квадратов может привести к неадекватности исходной и преобразованной схемы замещения. Исходя из этого, сильнонелинейное начальное приближение выбирается в виде

$$i_{(0)} = G(u - a_0). \quad (6)$$

В этом случае по методу наименьших квадратов определяется только параметр G . Параметр J определяется из условия

$$J = -a_0 G.$$

Поясним вышеизложенное на примере. Пусть известна ВАХ НРАД

$$u = 1 + i + i^2.$$

График указанной характеристики представлен на рис. 2 (кривая 1). Требуется определить аналитическую зависимость $i(u)$ в диапазоне изменения тока от 0 до 2 А с шагом в контрольных точках 0,25 А. Напряжение изменяется соответственно в диапазоне 1–7 В. Допустимая по-

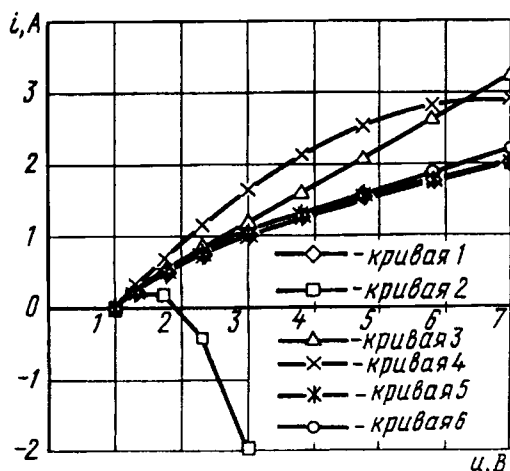


Рис. 2

погрешность не должна превышать 10%. Были исследованы пять методов получения искомой зависимости.

1. Использование метода наименьших квадратов приводит к нарушению адекватности исходной и преобразованной схем замещения. Получено, что при $i=0$ $u=1$, однако в преобразованной схеме при $u=1$ $i \neq 0$.

Поэтому этот метод оказывается неприменимым.

2. Метод итераций Пикара при слабонелинейном приближении $i_{(0)} = u - 1$ позволяет получить зависимость в виде

$$i = i_{(1)} = -u^2 + 3u - 2.$$

Погрешность при $u < 1,3$ В в контрольных точках составляет 60%. В остальном диапазоне итерации расходятся (рис. 2, кривая 2).

3. Использование метода Ньютона—Рафсона при указанном выше слабонелинейном приближении приводит к следующим результатам:

$$i = i_{(1)} = \frac{u^2 - u}{2u - 1}.$$

Во всем указанном диапазоне изменения токов и напряжений погрешность достигает 60% (рис. 2, кривая 3). Для минимизации погрешности выполним вторую итерацию. При использовании разработанной программы в среде MAPLE получено

$$i = i_{(2)} = \frac{u^4 + 2u^3 - 7u^2 + 5u - 1}{4u^3 - 2u^2 - 2u + 1}.$$

В рассматриваемом диапазоне изменения токов и напряжений погрешность не превышает 10% (рис. 2, кривая 6).

4. Для получения сильнонелинейного начального приближения был использован метод наименьших квадратов. В результате численных расчетов определено, что

$$i_{(0)} = 0,293(u - 1).$$

Метод итераций Пикара при сильнонелинейном приближении позволяет получить зависимость в виде

$$i = i_{(1)} = u - 1 - [0,293(u - 1)]^2.$$

Итерации не расходятся. Погрешность в контрольных точках достигает 70% (рис. 2, кривая 4).

5. Использование метода Ньютона—Рафсона при указанном выше сильнонелинейном приближении приводит к следующим результатам:

$$i = i_{(1)} = \frac{0,08585u^2 + 0,8283024u - 0,914151}{0,586u + 0,414}.$$

Во всем указанном диапазоне изменения токов и напряжений погрешность не превышает 10% (рис. 2, кривая 5). Первый из рассмотренных методов является численным, второй и третий —

аналитическими. Последние два относятся к группе численно-аналитических.

Проиллюстрируем применение описанного выше аппарата преобразований на примере.

Пример. Определить зависимость от времени входного напряжения $u(t)$ в диапазоне от 0 до 1 мс для схемы замещения (рис. 3,а). Здесь: $L_1=1$ мГн, $C_1=1$ нФ, $R_1=1$ Ом, $R_2=4$ Ом, $R_3=1$ Ом, $J_1=1$ А, $J_2=0,7$ А, $E_1=0,5$ В. Характеристики нелинейных элементов описываются следующими соотношениями:

$$i_{n1} = u_{n1}^2, \quad i_{n2} = 0,5u_{n2} + 0,2u_{n2}^2;$$

$$i_{n3} = 0,05u_{n3} + 0,8u_{n3}^2.$$

Напряжение на емкости при $t=0$ $u_c(0) = -0,1$ В.

Для решения поставленной задачи использована программа схемотехнического моделирования PSPICE. Результаты расчетов представлены на рис. 3,б (кривая 1).

Используя рассмотренный выше аппарат преобразований схем замещения лестничной структуры и известные в литературе преобразования многополюсников [5], исходную схему замещения преобразуем в эквивалентную (рис. 3,б). Здесь $L_1=1$ мГн, $C_1=1$ нФ, $R_1=1$ Ом. Преобразованная схема замещения содержит один нелинейный элемент с вольт-амперной характеристикой:

$$u = \frac{0,1717i^2 + 1,656604i - 1,828902}{0,586i + 0,414}.$$

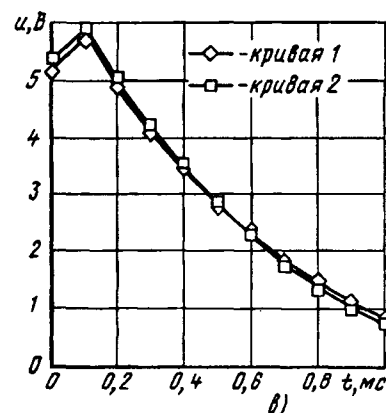
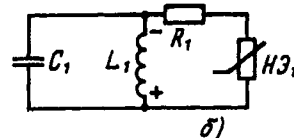
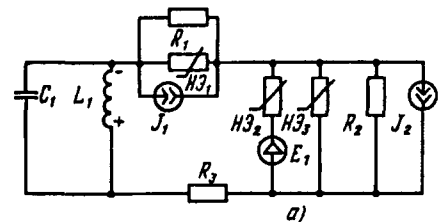


Рис. 3

Результаты расчетов входного напряжения $u(t)$, выполненных с использованием программы PSPICE, приведены на рис. 3,в (кривая 2). Сравнивая представленные графики, можно убедиться, что погрешность расчета характеристик преобразованной схемы по сравнению с соответствующими характеристиками исходной схемы не превышает 3%.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Данилов Л.В. Ряды Вольтерра—Пикара в теории нелинейных электрических цепей.— М.: Радио и связь, 1987.
2. Зинченко Л.А. Аналитические приемы преобразований нелинейных резистивных схем замещения электрических цепей лестничной структуры. — Изв. вузов. Электромеханика, 1994. № 3.
3. Бахвалов Н.С., Жидков Н.П., Кобельков Г.М. Численные методы. — М.: Наука, 1987.
4. Корн Г., Корн Т. Справочник по математике для научных работников и инженеров.— М.: Наука, 1984.

5. Зинченко Л.А. Применение эквивалентных преобразований многополюсников в задачах синтеза схем замещения. — Электричество. 1993, № 2.

[04.10.96]

Автор: Зинченко Людмила Анатольевна в 1987 г. окончила факультет микроэлектроники и электронной техники Таганрогского государственного радиотехнического университета. В 1993 г. защитила кандидатскую диссертацию по теме «Преобразования резистивных схем замещения электрических цепей с нелинейными элементами» в Новочеркасском государственном техническом университете. Доцент кафедры теоретических основ электротехники Таганрогского государственного радиотехнического университета.

Операторные схемы замещения двухполюсника при ненулевых начальных условиях

ВИТКОВ М.Г.

В двух случаях ненулевых начальных условий, когда отличаются от нуля начальное значение тока индуктивности и начальное значение напряжения на емкости, при расчетах с помощью преобразования Лапласа, как известно, применяют операторные схемы замещения, которые содержат источники напряжения или тока. Этот метод распространен на любые линейные двухполюсники с ненулевыми начальными значениями входных тока, напряжения и их производных некоторых порядков по времени.

Ключевые слова: двухполюсник, нулевое начальное состояние, операторная схема замещения

При составлении операторных схем замещения электрических цепей, содержащих индуктивные и емкостные компоненты, обычно применяют известные операторные схемы замещения индуктивности и емкости, которые содержат независимые источники напряжения, позволяющие учитывать ненулевые начальные значения $i_{L_k}(0)$ — токов индуктивностей, и $u_{C_k}(0)$ — напряжений емкостей различных номеров k в начальный момент $t=0$ («до коммутации»). В настоящей статье возможность учета ненулевых начальных значений напряжений, токов и их производных по времени распространена на любые линейные неавтономные двухполюсники, имеющие операторные сопротивления произвольных

When calculating with the help of the Laplace's transformation for the two cases of non-zero initial states when the initial values of a conductance current and capacitor voltage differ from zero, as it is known operator equivalent circuits containing current or voltage sources are used. The paper considers an extension of this method on any linear two terminal networks with the non-zero values of input current and voltage and their derivatives.

Key words: two terminal network, non-zero initial state, Laplace's transformation model

конечных порядков m числителя и n знаменателя:

$$Z(p) = \frac{a_0 + a_1 p + a_2 p^2 + \dots + a_m p^m}{b_0 + b_1 p + b_2 p^2 + \dots + b_n p^n} = \frac{\sum_{k=0}^m a_k p^k}{\sum_{k=0}^n b_k p^k}. \quad (1)$$

Начнем знакомиться с этой проблемой на простом примере двухполюсника, образованного параллельным соединением индуктивного и емкостного компонентов (рис. 1,а). При ненулевых начальных условиях этой схеме, очевидно, соответствует операторная схема замещения с двумя независимыми операторными источниками напряжения (рис. 1,б):

$$Li_1(0) \text{ и } u_C(0)/p = u(0)/p.$$

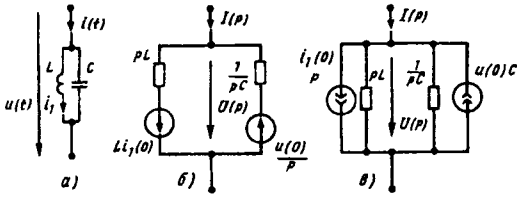


Рис. 1

С помощью обычного преобразования ветвей с операторными сопротивлением и источником напряжения к эквивалентным параллельным соединениям с источником тока можно перейти к эквивалентной параллельной схеме рассмотренного двухполюсника с операторными источниками тока (рис. 1,б):

$$i_1(0)/p \text{ и } u(0)C.$$

Ток индуктивности может быть выражен через общий ток схемы и ток емкости:

$$i_1(0) = i(0) - i_C(0),$$

что, в свою очередь, позволяет выразить ток индуктивности через общий ток двухполюсника и производную его общего напряжения:

$$i_1(0) = i(0) - C \frac{du(t)}{dt} \Big|_{t=0}.$$

Таким образом, от последней рассмотренной схемы с двумя операторными источниками тока $i_1(0)/p$ и $u(0)C$, первый из которых определяется начальным значением тока одной из внутренних ветвей двухполюсника, можно перейти к его эквивалентной операторной схеме с результирующей операторной проводимостью

$$Y(p) = \frac{1}{pL} + pC = \frac{(1/LC) + p^2}{p(1/C)}$$

и с тремя параллельными операторными источниками тока (рис. 2), зависящими от начальных значений только общего тока, общего напряжения двухполюсника и его производной по времени:

$$J_1^i(p) = \frac{i(0)}{p}; J_1^u(p) = u(0)C; J_2^u(p) = \frac{du(t)}{dt} \Big|_{t=0} \frac{C}{p}.$$

Наконец, с помощью уже рассмотренного известного эквивалентного преобразования можно прийти к эквивалентной дуальной операторной схеме замещения рассмотренного примера двухполюсника (рис. 3) с операторным сопротивлением

$$Z(p) = \frac{p(1/C)}{(1/LC) + p^2} \quad (2)$$

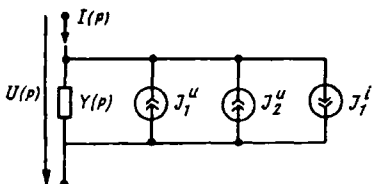


Рис. 2

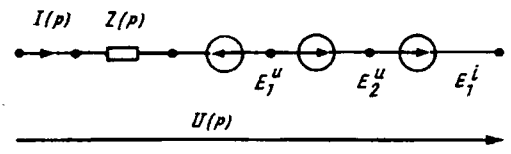


Рис. 3

и с тремя последовательными операторными источниками напряжения —

$$\left. \begin{aligned} E_1^i(p) &= \frac{i(0)(1/C)}{(1/LC) + p^2}; E_1^u(p) = \frac{u(0)p}{(1/LC) + p^2}; \\ E_2^u(p) &= \frac{du(t)}{dt} \Big|_{t=0} \frac{1}{(1/LC) + p^2}, \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

позволяющими учесть существенные ненулевые начальные значения.

Показанный на рассмотренном примере вывод операторных схем замещения является достаточно громоздким и недостаточно общим. Трудности могли возникнуть при наличии в схеме двухполюсника индуктивно связанных компонентов. Наконец, схема двухполюсника $Z(p)$ могла быть просто и не задана. Поэтому ниже будет предложен другой, более общий, подход к рассматриваемой проблеме.

При нулевых начальных значениях напряжений и токов и их производных по времени имеем для изображений $U(p)$ и $I(p)$ напряжения $u(t)$ и тока $i(t)$ любого неавтономного линейного двухполюсника (1) обычное выражение закона Ома в операторной форме:

$$U(p) = Z(p)I(p). \quad (4)$$

Выражение (4) с учетом (1) эквивалентно следующим операторному и дифференциальному уравнениям:

$$\begin{aligned} \sum_{k=0}^n b_k p^k U(p) &= \sum_{k=0}^m a_k p^k I(p); \\ \sum_{k=0}^n b_k \frac{d^k u(t)}{dt^k} &= \sum_{k=0}^m a_k \frac{d^k i(t)}{dt^k}. \end{aligned} \quad (5)$$

Здесь и в дальнейшем приняты обозначения:

$$\frac{d^0 u(t)}{dt^0} = u(t) \text{ и } \frac{d^0 i(t)}{dt^0} = i(t).$$

При ненулевых начальных условиях переход от дифференциальных соотношений к операторным выражениям может быть выполнен по известной теореме дифференцирования. Например, для производных по времени напряжения переход к оригиналам осуществляется с помощью известного соотношения этой теоремы:

$$\frac{d^k u(t)}{dt^k} \div p^k U(p) - \sum_{j=0}^{k-1} p^{k-1-j} \frac{d^j u(t)}{dt^j} \Big|_{t=0} \quad (6)$$

Для производных по времени тока аналогично имеем:

$$\frac{d^k i(t)}{dt^k} \div p^k I(p) - \sum_{j=0}^{k-1} p^{k-1-j} \frac{d^j i(t)}{dt^j} \Big|_{t=0} \quad (7)$$

Вернемся теперь к дифференциальному уравнению рассматриваемого двухполюсника общего вида (5). Применим преобразование Лапласа к его слагаемым, учитывая формулы изображений производных (6) и (7). Перегруппировка слагаемых и элементарные алгебраические преобразования очевидным образом приводят к следующей операторной формуле закона Ома неавтономного линейного двухполюсника (1) при ненулевых начальных условиях:

$$U(p) = Z(p)I(p) + \sum_{k=1}^n E_k^u(p) - \sum_{k=1}^m E_k^i(p). \quad (8)$$

Здесь n слагаемых ($1 \leq k \leq n$)

$$E_k^u(p) = \frac{d^{k-1}u(t)}{dt^{k-1}} \Big|_{t=0} \sum_{j=0}^{n-k} (b_{k+j}p^j) : \sum_{j=0}^n (b_jp^j) \quad (9)$$

учитывают ненулевые начальные значения $u(0)$ и $d^k u(t)/dt^k$. А m отрицательных слагаемых в (8) ($1 \leq k \leq m$) определяют m операторных источников напряжения:

$$E_k^i(p) = \frac{d^{k-1}i(t)}{dt^{k-1}} \Big|_{t=0} \sum_{j=0}^{m-k} (a_{k+j}p^j) : \sum_{j=0}^n (b_jp^j), \quad (10)$$

учитывающих ненулевые начальные значения $i(0)$ и $di^k(t)/dt^k$.

Уравнению (8) соответствует операторная схема замещения, которая помимо сопротивления $Z(p)$ содержит независимые источники напряжения видов (9) и (10), учитывающие существенные ненулевые начальные значения (рис. 4).

Покажем применение полученных соотношений для рассмотренного выше примера цепи (см. рис. 1).

Операторное сопротивление (2) этого примера имеет порядки числителя и знаменателя: $m=1$ и $n=2$. Выпишем в обозначениях (1) коэффициенты полиномов операторного сопротивления (2) рассматриваемого примера: $a_0=0$, $a_1=(1/C)$, $b_0=(1/LC)$, $b_1=0$, $b_2=1$.

По выведенной формуле (9) для значений k от единицы до $n=2$ имеем:

$$\begin{aligned} k=1) E_1^u &= u(0) [b_1 + pb_2] / [b_0 + pb_1 + p^2 b_2] = \\ &= u(0) p / [(1/LC) + p^2]; \\ k=2) E_2^u &= \frac{du}{dt} \Big|_{t=0} [b_2] / [b_0 + pb_1 + p^2 b_2] = \\ &= \frac{du}{dt} \Big|_{t=0} 1 / [(1/LC) + p^2]. \end{aligned}$$

По формуле (10) для $k=1=m$ имеем

$$E_1^i = i(0) [a_1] / [b_0 + pb_1 + p^2 b_2] = i(0) (1/C) / [(1/LC) + p^2].$$

Полученные по формулам (9) и (10) последние выражения для параметров оперативной схемы замещения рассмотренного примера двухполюсника (см. рис. 3) совпадают с полученными

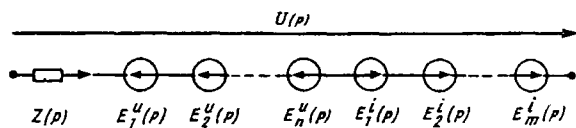


Рис. 4

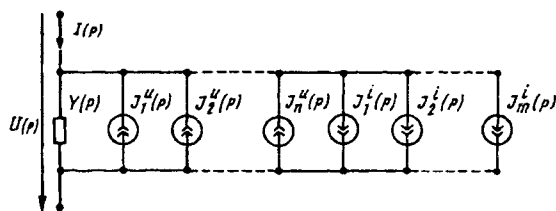


Рис. 5

выше методом преобразования.

Перейдем теперь к дуальной операторной схеме замещения линейного неавтономного двухполюсника (1) при ненулевых начальных значениях (рис. 5). Вывод полностью аналогичен предыдущему, если за основу взять дуальное (4) выражение закона Ома:

$$I(p) = [1/Z(p)] U(p) = Y(p) U(p).$$

Поэтому можно ограничиться результирующими соотношениями. Во-первых, последней операторной схеме замещения соответствует уравнение

$$I(p) = Y(p) U(p) - \sum_{k=1}^n I_k^u(p) + \sum_{k=1}^m I_k^i(p). \quad (11)$$

Здесь n отрицательных слагаемых ($1 \leq k \leq n$) соответствуют в операторной схеме n источникам тока

$$J_k^u(p) = \frac{d^{k-1}u(t)}{dt^{k-1}} \Big|_{t=0} \sum_{j=0}^{n-k} (b_{k+j}p^j) : \sum_{j=0}^m (a_jp^j), \quad (12)$$

которые направлены противоположно общему току и учитывают ненулевые начальные значения $u(0)$ и $d^k u(t)/dt^k$. Здесь же m положительных слагаемых ($1 \leq k \leq m$) соответствуют m источникам тока

$$J_k^i(p) = \frac{d^{k-1}i(t)}{dt^{k-1}} \Big|_{t=0} \sum_{j=0}^{m-k} (a_{k+j}p^j) : \sum_{j=0}^m (a_jp^j), \quad (13)$$

которые учитывают ненулевые начальные значения тока $i(0)$ и его первый $m-1$ производных $di^k(t)/dt^k$.

А в т о р : Витков Матвей Григорьевич окончил Московский энергетический институт в 1955 г. В 1993 г. защитил докторскую диссертацию по теме «Анализ и синтез передаточных функций электрических цепей (новые эффективные численные методы схемного проектирования)» в Институте радиотехники и электроники РАН. Профессор кафедры «Теория электрических цепей» Московского технического университета связи и информатики.

Влияние электрического поля на увлажнение полимерной электрической изоляции

БЕЛОУСОВ Ф.А., ВЕРДИНА Я.В., ГАПЧЕНКО Е.Л., КАНИСКИН В.А., САЖИН Б.И.

Экспериментально исследовано влияние постоянного и переменного электрических полей на отрезки коаксиальных кабелей с изоляцией из полиэтилена высокого давления (ПЭВД) косвенным способом (по изменению значений $\operatorname{tg} \delta$) и переменного поля на образцы пленок поливинилбутирала прямым способом (по изменению массы образцов). Установлено, что переменное неоднородное электрическое поле приводит к резкому ускорению процесса увлажнения ПЭВД и поливинилбутирала.

Ключевые слова: полимерная изоляция, постоянное электрическое поле, переменное электрическое поле, процесс увлажнения, исследование

В кабельной технике в качестве электрической изоляции широко применяются полиэтилен (ПЭ), сшитый полиэтилен (СПЭ), поливинилхлорид (ПВХ), фторопласты. Полимерная изоляция имеет ряд существенных достоинств по электрофизическим параметрам, технологии изготовления, упрощает монтаж и эксплуатацию кабелей, поэтому она постепенно вытесняет бумажно-масляную изоляцию.

В процессе эксплуатации полимерная изоляция увлажняется, в ней зарождаются и развиваются водные триинги (ВТ), приводящие к пробое изоляции. При этом срок службы кабелей уменьшается в 2–3 раза, что создает серьезные проблемы в кабельных сетях. Полимерная изоляция работает в электрическом поле, которое может оказывать влияние на процесс увлажнения изоляции [1]. Однако это влияние изучено пока недостаточно. Исследования показали, что электрическое поле ускоряет процессы зарождения и развития ВТ [2–3], однако первый этап ВТ — увлажнение полимерной изоляции в электрическом поле — изучен мало.

В данной статье приведены результаты экспериментального исследования влияния электрического поля на увлажнение полимерной изоляции.

Методика проведения испытаний. Увлажнение полимерной изоляции оценивали двумя способами: косвенным (по изменению тангенса угла диэлектрических потерь $\operatorname{tg} \delta$) и прямым (по увеличению массы образцов). Для косвенного способа в качестве образцов были выбраны отрезки радиочастотного коаксиального кабеля типа РК 75-7-11 с монолитной изоляцией из ПЭВД длиной около одного метра; внутренний проводник — медный однопроволочный, внешний — медный в виде оплетки.

Перед экспериментами образцы подвергали сушке в термостате при температуре 70°C и кон-

The paper deals with experimental investigation of the influence of DC and AC electric fields on pieces for coaxial cables with high pressure polyethylen (HPP) insulation by the indirect method (by evaluating values $\operatorname{tg} \delta$). The influence of AC electric field on samples of polyvinilbutiral film pieces is investigated by the direct method. It is established that AC nongomogeneous electric field results in sharp accelerating the processe of moistening HPP and polyvinilbutiral insulation.

Key words: polymer electric insulation, DC and AC electric fields, moistening polymers, investigation

диционированию в эксикаторе с силикагелем. В процессе исследований образцы погружали в кювету с дистиллированной водой; высокое напряжение подавали на внутренний проводник, внешний — заземляли. Контрольные образцы находились в этой кювете в идентичных условиях, но без подачи на них напряжения. При переменном напряжении на образцы подавали 8 кВ ($E_{\max} \approx 7,4$ кВ/мм). Измерения величин $\operatorname{tg} \delta$ производили на 10 образцах с помощью цифрового моста типа Р 589, разброс значений составлял до $\pm 20\%$.

Для прямого способа использовали поливинилбутиральную (ПВБ) пленку, пластифицированную дибутилсебацатом (18%), толщиной 1 мм и массой $m \approx 3$ г. Измерение массы трех образцов пленок проводили на аналитических весах типа АДВ-200, разброс значений $\Delta m/m$ составлял не более 10%. Образцы пленок взвешивали в исходном состоянии и после выдержки в переменном неоднородном поле при напряжении 6 кВ. Увлажнение пленки происходило с одной стороны через металлическую сетку размером (60×60) мм с ячейкой (0,5×0,5) мм; неоднородность поля была создана тем, что в сетке были сделаны 25 отверстий диаметром 2 мм.

При постоянном напряжении эксперименты проводили на отрезках того же кабеля при напряжении 10 кВ.

Экспериментальные данные и их обсуждение. На рис. 1 представлена зависимость изменения $\operatorname{tg} \delta$ образцов кабелей при воздействии переменного электрического поля и без него. Из рис. 1 видно, что приращение $\operatorname{tg} \delta$ в процессе увлажнения значительно ускоряется электрическим полем, например, $\Delta \operatorname{tg} \delta / \operatorname{tg} \delta = 0,035$ достигается без электрического поля за 10^6 с, а при воздействии электрического поля — за 10^4 с, т. е. переменное электрическое поле существенно увеличивает эффективный коэффициент диффузии влаги в полимер-

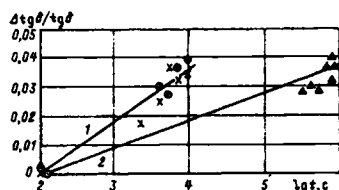


Рис. 1. Зависимость приращения $\text{tg } \delta$ отрезков кабелей от времени пребывания в дистиллированной воде при 20°C: 1 — при приложении переменного напряжения 8 кВ; 2 — без напряжения

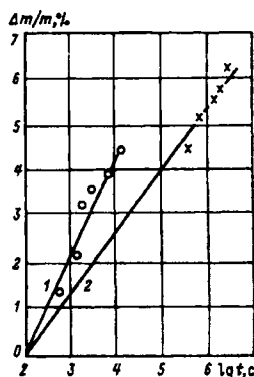


Рис. 2. Зависимость приращения массы образцов ПВБ пленок от времени пребывания в дистиллированной воде при 20°C: 1 — при приложении переменного напряжения 8 кВ; 2 — без напряжения

ную изоляцию. Это может быть следствием того, что молекулы воды под действием неоднородного электрического поля увлекаются в область большей напряженности поля, т.е. с поверхности изоляции в направлении токопроводящей жилы [1].

Метод взвешивания также показал существенное ускорение увлажнения полимеров под действием переменного электрического поля (рис. 2). Так прирост массы образцов на 4% без поля происходит за 10^5 с, а при воздействии поля — за $7,2 \times 10^3$ с, т.е. увлажнение ПВБ резко ускоряется при воздействии переменного неоднородного электрического поля.

На рис. 3 представлены зависимости $\text{tg } \delta$ отрезков кабелей от времени выдержки в воде без напряжения (рис. 3,а) и под постоянным напряжением 10 кВ (рис. 3,б). При подаче напряжения наблюдается спад $\text{tg } \delta$ (рис. 3,б, зависимость 1). После снятия напряжения с образцов $\text{tg } \delta$ возрастает (рис. 3,а). При повторном приложении напряжения к образцам $\text{tg } \delta$ вновь снижается (рис. 3,б, зависимость 2); при этом значения $\text{tg } \delta$ выше — по сравнению с первым включением (рис. 3,б, зависимость 1), и спад величины $\text{tg } \delta$ больше. После снятия напряжения $\text{tg } \delta$ существенно возрастает (рис. 3,а). При последующей подаче напряжения на образцы $\text{tg } \delta$ значительно снижается (рис. 3,б, зависимость 3), а при отключении напряжения $\text{tg } \delta$ вновь возрастает (рис. 3,а).

Из рис. 3,б видно, что приложение постоянного электрического поля приводит к уменьшению $\text{tg } \delta$. Это нельзя связать с десорбцией воды, так

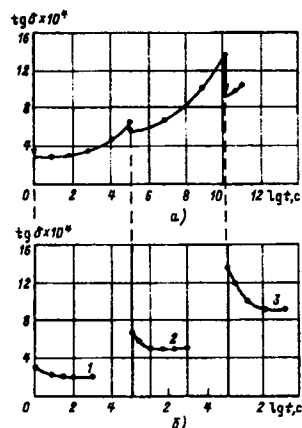


Рис. 3. Зависимость $\text{tg } \delta$ отрезков кабелей от времени выдержки в дистиллированной воде при 20°C без напряжения (а) и при постоянном напряжении 10 кВ (б)

как образцы при испытаниях находятся в воде. Возможно, что постоянное электрическое поле сравнительно высокой напряженности ($E_{\text{max}} = 9,6$ кВ/мм) «забрасывает» полярные молекулы воды в ловушки, в которых их мобильность в сравнительно слабом переменном электрическом поле, при котором производятся измерения (80 В, 1 кГц), уменьшается.

Таким образом установлено, что переменное неоднородное электрическое поле приводит к резкому ускорению процесса увлажнения ПЭ и ПВБ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Канискин В.А. Влияние электрического поля на процесс увлажнения электрической изоляции. — Электричество, 1991, № 10.
2. Канискин В.А., Серда Г.Г. Оценка стойкости кабельной полиэтиленовой изоляции к водным триингам. — Изв. вузов. — Энергетика, 1989, № 12.
3. Влияние частоты электрического поля и концентрации электролитов на скорость роста водных триингов в полимерных композициях / В.А. Канискин, Д.И. Кузнецов, Б.И. Сажин, Г.Г. Серда. — В сб.: Электрофизические свойства диэлектриков при воздействии электромагнитных и акустических полей (Сб. тез. докл. расширенного заседания Научного совета АН СССР), 4–6 декабря 1991, г. Иваново.

[30.07.96]

Авторы: Белоусов Федор Анатольевич окончил в 1996 г. электромеханический факультет С-Петербургского государственного технического университета (СПбГТУ). Аспирант СПбГТУ.

Вердина Яна Валерьевна окончила в 1996 г. электромеханический факультет СПбГТУ.

Гапченко Елена Леонидовна окончила в 1994 г. электромеханический факультет СПбГТУ. Аспирант СПбГТУ. Инженер технического отдела.

Канискин Владимир Александрович окончил в 1961 г. электромеханический факультет Ленинградского политехнического института (ЛПИ). В 1968 г. защитил кандидатскую диссертацию по методам напыления порошкообразных полимеров, их опыления и исследованию электрических свойств. Доцент СПбГТУ.

Сажин Борис Иванович окончил в 1953 г. радиофизический факультет ЛПИ. В 1971 г. защитил докторскую диссертацию по электропроводности полимеров в Институте высокомолекулярных соединений АН СССР. Профессор СПбГТУ.

Выбор и синтез дифференциальных корректоров мультипликативно-аддитивной фильтрации

АБДАЛОВ Ш.И.

Описан один из способов выбора и синтеза медианных и квантильных фильтров дифференциальной коррекции. Сформулированы и доказаны теоремы прямой и обратной коррекции на основе дифференциальных корректоров. Приведены результаты экспериментов с использованием некоррелированных гауссовских шумов. Полученные результаты позволяют использовать итерационный метод при обратном восстановлении сигнала.

Ключевые слова: компьютерная система обработки сигналов, мультипликативно-аддитивная фильтрация, дифференциальные корректоры, медианные и квантильные фильтры, синтез

Автоматизация выбора и построения оптимальных процедур обработки сигналов является актуальной задачей. Предлагается использовать представление преобразований в виде композиции стандартного преобразования и корректора, адаптируемой к частному классу задач.

В статье использованы следующие обозначения:

R — множество действительных чисел; ε — тождественное отображение на обусловленном множестве функций; \odot , \oplus — положительное умножение и сложение значений; $e(t)=t(t \in R)$; $*$ — знак свертки последовательностей; sgt — оператор возведения в квадрат.

В компьютерных системах обработки сигналов часто возникает необходимость снабжения пользователя средствами оптимизации используемых им преобразований. Решая задачу фильтрации сигналов на фоне помех, приходится выбирать оптимальные или близкие к ним фильтры с учетом некоторых параметров шума. Поэтому достижение оптимальности в свою очередь чревато значительным увеличением библиотеки процедур обработки сигналов и усложнением реализации самих средств оптимального выбора выполняемых процедур. При этом, если стремиться к универсальности охвата средств обработки сигналов, круг решаемых задач сокращается, если же выбирать каноническую реализацию методов решения, то необходимо расширять круг решаемых задач.

В данной работе излагается подход к построению систем обработки сигналов, который способствует достижению значительной гибкости, с точки зрения оптимизации без ущерба компактности системы.

One of the methods for a choice and a synthesis of median and quantil filters with differential correction is described. Theorems of direct and back correction are proposed and proved on the basis of differential correctors. The experimental results obtained with the use of uncorrelated Gauss noises are given. Results obtained make possible to use the iteration method at recovery of the signal.

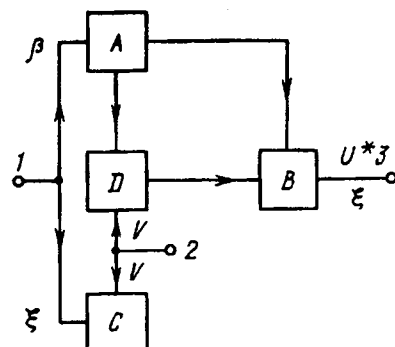
Key words: computer system of signal processing, multiplicative-additive filtration, differential correctors, median and quantil filtration, synthesis

Допустим, решается задача фильтрации сигнала U , искаженного помехой ξ , с законом взаимодействия \oplus . В основном имеются взаимодействия следующих видов: $U+\xi$, $U\xi$, $U(1+\xi)$ (аддитивное, мультипликативное, аддитивно-мультипликативное).

Предположим, что имеются некоторые предварительные статистические сведения о характере помех или же возможность в течение некоторого времени наблюдать чистый шум. Тогда предлагаемый способ обработки сигналов может быть выполнен следующим образом (см. рисунок).

Вначале на вход 1 подается наблюдаемый чистый шум, а на вход 2 эталонный сигнал U . В блоке A происходит фильтрация (медианная, квантильная) по заранее выбранному алгоритму сигнала, который содержит широкий класс помех и в данном случае далек от оптимального, что делает необходимым корректирование. Блок D приближенно переводит сигнал f в U . Для построения этого оператора необходимо вычислить векторы коэффициентов a . Этим завершается построение корректора.

Далее происходит сама фильтрация. Смесь



полезного сигнала и шума, т.е. так называемый зашумленный сигнал подается на вход 1. Результат фильтрации f далее поступает на вход корректора B . В корректоре на сигнал f воздействует исправляющий корректор и в результате получается сигнал U^* , принимаемый за статистическую оценку истинного сигнала (выход 3).

Проблема состоит в выборе корректирующих операторов и построении алгоритмов настройки. При этом возникает задача идентификации операторов¹.

Широкий класс корректирующих операторов может быть описан следующим образом.

Пусть H — нормированное функциональное пространство, M_j — операторы из H в H ($j=1, \dots, n$).

В качестве семейства корректоров сигнала рассматривается прямая коррекция:

$$Q = \left\{ \sum_{j=0}^{n-1} a_j M_j \mid a_j \in R \right\}. \quad (1)$$

Если $L \in Q$ и $U = Lf$, то

$$U = \sum_{j=0}^{n-1} a_j M_j f = \sum_{j=0}^{n-1} a_j f_j, \quad (2)$$

где $f_j = M_j f$.

Для отыскания оператора U_0 необходимо разложить в системе $\{f_j\}$.

Если $M_j = \frac{d^j}{dt^j}$, то корректирующее преобразование будет:

$$U_0 = a_0 + a_1 \frac{d}{dt} f + \dots + a_{n-1} \frac{d^{n-1}}{dt^{n-1}} f,$$

т.е. является дифференциальным оператором с постоянными коэффициентами.

Если $n=3$, $M_0 = \varepsilon$, $M_1 = \text{sq}r$, $M_2 = \frac{d}{dt}$, то

$$U = a_0 f + a_1 f^2 + a_2 \frac{d}{dt} f$$

и корректор является линейным дифференциальным оператором.

При $n=4$, $M_0 = \varepsilon \odot \frac{d}{dt}$, $M_1 = \frac{d}{dt} \odot \varepsilon$, $M_2 = \frac{d}{dt}$, $M_3 = \frac{d^2}{dt^2}$,

$$U = a_0 f f' + (a_1 t + a_2) f' + a_3 f''$$

и т.д.

Коррекция в опасном случае проводится быстро. Для этого необходимо знать f . Поэтому

¹ Химмельблау Д. Анализ процессов статистическими методами. — М.: Мир. 1973.

настройка не может быть произведена заранее.

Метод, основанный на использовании класса (1), назовем прямой коррекцией. Наряду с этим рассмотрим обратную коррекцию, основанную на разложении:

$$f = \sum_{j=1}^n b_j U_j, \quad U_j = M_j U \quad (3)$$

и решений уравнения (3) относительно неизвестной функции U . Очевидно, такой подход приведет к увеличению сложности коррекции и в то же время к упрощению (ускорению) настройки, так как система U_j известна заранее и все предварительные вычисления, зависящие только от нее (например, обращение матрицы метода наименьших квадратов и т.п.), также могут быть проделаны предварительно.

Следующими теоремами определяются связи прямого и обратного способов коррекции.

Теорема 1. Если M_j — линейные операторы, то необходимым условием совместного существования представлений (2) и (3) является условие, что U — неподвижная точка оператора:

$$\sum_{j,k=0}^{n-1} C_{j,k} M_j M_k,$$

где $C_{j,k} \in R$.

Доказательство: если $f = \sum_j b_j M_j U$ и $U = \sum_k a_k M_k f$, то в силу линейности M_j

$$U = \sum_k a_k M_k \left(\sum_j b_j M_j U_0 \right) = \left(\sum_{k,j} b_j a_k M_j M_k \right) U.$$

Достаточно принять $C_{j,k} = b_j a_k$.

Теорема 2. Если S — линейный оператор и $M_j = S^j$, то необходимым условием совместного существования представлений (2) и (3) является: U — неподвижная точка оператора $\sum_{r=0}^{2n-2} P_r S^r$.

Если это условие выполняется, то достаточным условием восстановления a по b является разрешимость линейной системы $a * b = p$ относительно a_j .

Доказательство. Утверждение очевидным образом вытекает из теоремы 1.п.

З а м е ч а н и е. Из теоремы 2 вытекает простой алгоритм проверки «обратимости». Если U принадлежит классу решений уравнений

$$\left(\sum_{r=0}^{2n-2} P_r S^r - \varepsilon \right) U = 0 \quad (4)$$

и известны коэффициенты b_j в разложении (3), то первый шаг состоит в вычислении a_0, \dots, a_{n-1} по правилам

$$a_0 = 1/b_0, \quad a_{m+1} = \frac{1}{b_0} \left(P_{m+1} - \sum_{j=0}^m a_j b_{m+1-j} \right).$$

Второй шаг заключается в подстановке полученных значений в $n-2$ соотношения:

$$\sum_{j=s}^{n-1} a_j b_{n+s-1-j} = P_{n+s-1} \quad (s=1, \dots, n-2).$$

Если (4) выполняются, то a являются искомыми решениями.

На основе изложенного выше подхода, были проведены эксперименты по коррекции мультипликативных фильтров (с целью сравнения различных корректоров).

Исходный «идеальный» сигнал представляет собой кривую Лоренца:

$$S(t) = (R^2 + v^2 t^2)^{-1/2}; \quad R = 25 \text{ м}, v = 13 \text{ м/с};$$

$$t \in [0, 80] \text{ с.}$$

Использовался гауссовский некоррелированный шум, мультипликативно взаимодействовавший с «идеальным» сигналом, имевшим стандартное отклонение 0,2. Зашумленный сигнал подвергался предварительному пятикратному сглаживанию среднеквадратическим фильтром с прямоугольным окном, равным пяти. Результатом являлся сглаженный сигнал F .

Рассматривались два вида корректировки фильтров: прямое восстановление (разложение идеального сигнала по определенному базису)

и обратное восстановление.

Результаты экспериментов приведены ниже.

Прямое восстановление (линейное разложение):		Среднеквадратическая ошибка
1-го порядка	$S = a_1 F + a_2 F'$	0,0422
2-го порядка	$S = a_1 F + a_2 F' + a_3 F''$	0,0422
нелинейное	$S = a_1 F + a_2 F^2 + a_3 F'$	0,0300
Обратное восстановление:		
Рекуррентный метод		
1-го порядка	$F = a_1 S + a_2 S'$	0,0433
Итерационный метод		
1-го порядка	$F = a_1 S + a_2 S'$	2 итерации 0,0431
2-го порядка	$F = a_1 S + a_2 S' + a_3 S''$	2 итерации 0,0482,

где F', F'', S', S'' — первая и вторая производные от F и S соответственно.

Сравнительный анализ приведенных ошибок восстановления показал, что при обратном восстановлении сигнала предпочтительнее итерационный метод.

Данный подход реализован на языке Паскаль в системе Turbo-Pascal на персональном компьютере. Общий объем исходного текста составлял 46192 байта.

[03.01.96]

Автор: Абдалов Шамиль Имамгулу оглы окончил энергетический факультет Азербайджанского института нефти и химии в 1961 г. В 1993 г. в Институте электродинамики АН Украины защитил докторскую диссертацию по теме «Исследование сложнорезонансных цепей с ключевыми нелинейными элементами методом аналогового моделирования». Профессор кафедры «Теоретические основы электротехники» Азербайджанского технического университета.

ИШКИН В.Х., СЕМЕНОВ В.А.

В последние годы существенно преобразуется структура телекоммуникационных сетей в электроэнергетике зарубежных стран. В рамках реализации программ по созданию интегрально-цифровых сетей связи в электроэнергетике на смену когда-то основным видам связи — высокочастотным каналам по линиям электропередачи (ЛЭП) и проводным линиям связи — приходят цифровые радиорелейные линии и волоконно-оптические линии связи (ВОЛС) с подвеской волоконно-оптических кабелей (ВОК) на ЛЭП. На рис. 1 приведены графики изменения структуры телекоммуникационных сетей в электроэнергетике ряда стран (даны усредненные значения для 20 стран Западной Европы, США, Японии и др.) за период 1980—1996 гг.

В 1975 г. сначала в Японии, а затем в США были введены в эксплуатацию первые ВОЛС с подвеской ВОК на ЛЭП. В настоящее время сотни тысяч километров указанных линий функционируют в электроэнергетике многих стран мира.

Особенно интенсивно внедряются ВОЛС с подвеской ВОК на ЛЭП, наряду с Японией и США, в Англии, Франции, Финляндии, Швеции и в ряде других стран. В России внедрение ВОЛС с подвеской ВОК на ЛЭП было начато в конце 80-х годов и на 1.01.97 г. введены в эксплуатацию ВОЛС общей протяженностью около 1500 км.

Исходя из опыта строительства ВОЛС в зарубежных странах и в России, можно выделить шесть способов подвески ВОК на опорах ЛЭП [1].

1. *Opticfl Ground Wire (OPGW)* — ВОК, встроенный в грозозащитные тросы (используется при

организации магистральных ВОЛС по ЛЭП 220 кВ и выше, как правило, при сооружении новых ЛЭП или при их реконструкции).

2. *Optical Phase Conductor (OPPC)* — ВОК, встроенный в фазные провода (используется также для организации магистральных ВОЛС по ЛЭП 220 кВ и выше, но в значительно меньших объемах, чем по способу в п. 1).

3. *All Dielectric Self-Supporting (ADSS)* — самонесущие неметаллические ВОК (используются для организации внутрисистемных ВОЛС по ЛЭП 35—220 кВ), как правило, на существующих ЛЭП или на линиях электропередачи, на которых отсутствуют грозозащитные тросы.

4. *Metal Armoured Self-Supporting (MASS)* — самонесущие армированные металлом ВОК (используются для организации как магистральных, так и внутрисистемных ВОЛС).

5. *Wrapped All Dielectric Cables (WRAP)* — ВОК, навиваемые на фазные провода или грозозащитные тросы (используются для организации внутрисистемных ВОЛС по ЛЭП 35—220 кВ).

6. *Prefort Attached* — неметаллические ВОК, применяемые к грозозащитным тросам (используются для организации внутрисистемных ВОЛС на ЛЭП 110—220 кВ).

Из указанных методов подвески ВОК на ЛЭП наиболее широкое распространение получили четыре (по пп. 1, 3, 5 и 6). Все эти методы подвески освоены также предприятиями и организациями РАО «ЕЭС России».

Из приведенных методов подвески ВОК на ЛЭП наиболее высокой надежностью обладают ВОК, встроенные в грозозащитные тросы. Грозозащитные тросы такой конструкции выполняют две функции: с одной стороны, благодаря обеспечению требуемых электрических и механических параметров они защищают ЛЭП от грозовых разрядов и выдерживают значительные токи короткого замыкания, в том числе и на концах ЛЭП; и с другой стороны, обеспечивают стабильность параметров оптических волокон в течение длительного времени их эксплуатации (не менее 35—40 лет).

В связи с этим данный метод широко используется в электроэнергетике многих стран мира и протяженность ВОК, встроенных в грозозащитные тросы ЛЭП, составляет многие де-

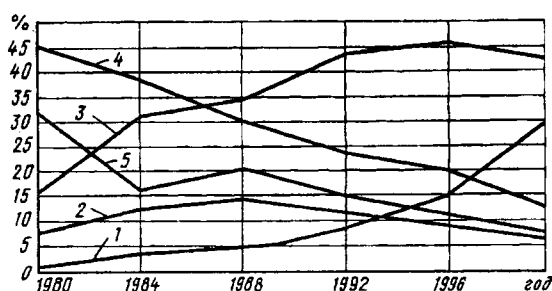


Рис. 1. Тенденция изменения структуры телекоммуникационных сетей в электроэнергетике зарубежных стран: 1 — ВОЛС; 2 — арендованные каналы; 3 — каналы по радиосистемам; 4 — по проводным линиям; 5 — высокочастотные каналы по линиям

сятки тысяч километров.

За последние годы многие ведущие зарубежные фирмы освоили производство ВОК, встроенных в грозозащитные тросы, в том числе Alcatel (Франция), Alcoa Fujikura (США), Fujikura (Япония), Nokia (Финляндия), Siemens (Германия) и др.

Механические и электрические параметры этих кабелей, а также оптические характеристики волокон, конструкция ВОК и объем тестирования определяются стандартом «IEEE Standard 1138 Construction of Composite Fibre Optic Ground Wire».

Емкость выпускаемых указанными фирмами ВОК достигает 96 волокон.

Опыт монтажа ВОК, встроенных в грозозащитные тросы, показывает, что одна бригада в течение одного дня обеспечивает монтаж ВОК протяженностью 3 км. При этом на соединение двух 24-волоконных кабелей в среднем затрачивается около 6 ч.

Самонесущие неметаллические ВОК, как правило, подвешиваются на существующие ЛЭП. Зарубежные фирмы Alcoa Fujikura (США), АТТ (США), Pirelli (Италия), Siemens (Германия) и др. в основном выпускают неметаллические ВОК, силовыми элементами которых являются армидные нити, а ряд фирм выпускают ВОК, в которых наряду с армидными нитями в качестве силовых элементов используется стеклопластик. Максимальная емкость неметаллических ВОК 48 волокон.

Весьма дешевым методом организации ВОЛС по ЛЭП является применение ВОК, навиваемых на грозозащитные тросы или фазные провода. Не допускается навивка ВОК на фазные провода ЛЭП напряжением до 150 кВ. Технологией навивки ВОК на грозозащитные тросы или фазные провода до настоящего времени занимались Furukawa Electric Co Limited (Япония) и Focas Limited (США), так как только эти фирмы выпускают специальные механизмы для их монтажа.

Достаточно широко в электроэнергетике используются также ВОК, прикрепляемые к грозозащитным тросам с помощью специальной ленты. Данный метод подвески ВОК весьма широко используется в электроэнергетике Испании, где с 1992 г. введено в эксплуатацию более 1800 км ВОК, прикрепляемых к грозозащитным тросам. Указанные кабели содержат, как правило, 6–12 одномодовых волокон. Эти ВОК содержат также специальные слои для защиты от стрельбы охотников и от ультрафиолетовых лучей.

Представляет интерес увеличение гололедных и ветровых нагрузок на провода ЛЭП при подвеске на них ВОК. Так, например, если на проводах ЛЭП диаметром 20 мм методом навивки

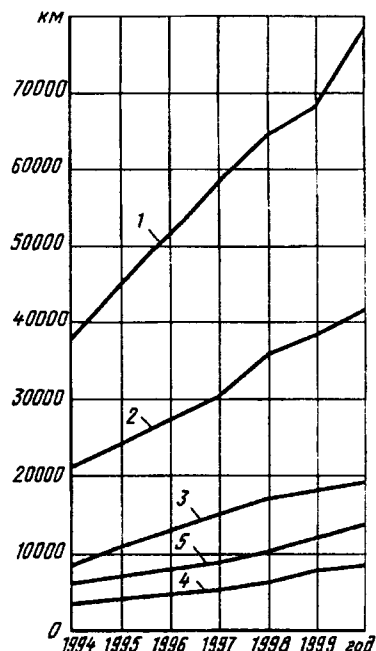


Рис. 2. Протяженность ВОЛС при различных схемах подвески ВОК на ЛЭП: 1 — OPGW; 2 — ADSS; 3 — подземный кабель; 4 — WRAP; 5 — прочие

расположен ВОК диаметром 7 мм, то гололедные нагрузки на провода увеличиваются на 6%, а ветровые — на 11%.

На рис. 2 приведены данные по протяженности ВОЛС при различных схемах подвески ВОК на ЛЭП в энергосистемах зарубежных стран [2].

Из приведенных методов подвески ВОК на линиях электропередачи наиболее высокой надежностью обладают ВОК, встроенные в грозозащитные тросы. В табл. 1 приведены данные о надежности работы ВОК на основании опыта эксплуатации их в нескольких десятках энергокомпаний ряда стран.

Таблица 1

Методы подвески ВОК	Вид проблем в процессе эксплуатации (%)				
	Нет проблем	Небольшие проблемы с кабелем	Небольшие проблемы с арматурой	Серьезные проблемы с кабелем	Серьезные проблемы с арматурой
ВОК, встроенные в грозозащитные тросы	36	6	4	2	2
Самонесущие неметаллические ВОК	14	2	1	5	2
ВОК, прикрепляемые к грозозащитным тросам	13	4	6	2	1

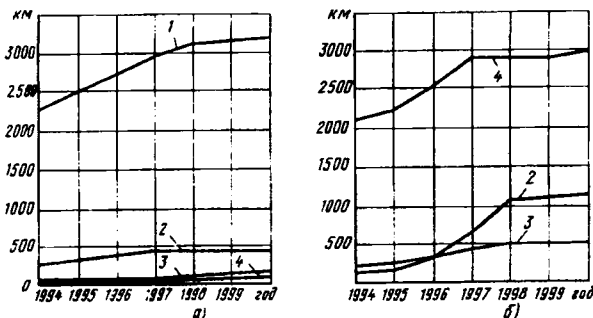


Рис. 3. Внедрение ВОК: а — неметаллических самонесущих; б — навиваемых на провода ЛЭП; 1 — 66 кВ; 2 — 66–132 кВ; 3 — 132–220 кВ; 4 — 220 кВ

Выбор метода подвески ВОК в значительной степени зависит от класса напряжения ЛЭП, на которую предусматривается его подвеска. Так, например, неметаллические самонесущие ВОК в основном подвешиваются на ЛЭП ниже 66 кВ (рис. 3,а); ВОК, навиваемые на провода ЛЭП, главным образом применяются на грозозащитных тросах ЛЭП выше 220 кВ (рис. 3,б); ВОК, встроенные в грозозащитные тросы, получили наибольшее распространение на ЛЭП 220 кВ и выше.

В табл. 2 приведены обобщенные сведения об использовании различных методов подвески ВОК на ЛЭП различного класса напряжения.

Таблица 2

Методы подвески	Доля использования различных подвесок ВОК на ЛЭП, %				
	при напряжении, кВ				
	< 69	70–149	150–274	275–420	> 420
ВОК, встроенные в грозозащитные тросы	7	22	17	11	4
Самонесущие неметаллические ВОК	8	7	1	2	1
ВОК, прикрепляемые к проводам ЛЭП	9	6	2	3	—

Для уплотнения ВОК применяются цифровые системы передачи плезиохронной (Plesiochronous Digital Hierarchy — PDH) и синхронной (Synchronous Digital Hierarchy — SDH) иерархии. Исторически развитие PDH в различных регионах мира (Японии, США и Европа) осуществляется на различных частотах (см. рис. 4,а).

Развитие SDH также происходит по двум направлениям, одним из которых является SONET (Synchronous Optical Network), начало которому было положено в США в 1986 г. (см. рис. 4,б).

В настоящее время ряд ведущих фирм (NEC — Япония, Pirelli — Италия) освоили производство оптических усилителей, которые обеспечивают увеличение регенерационных участков в 2–4 раза.

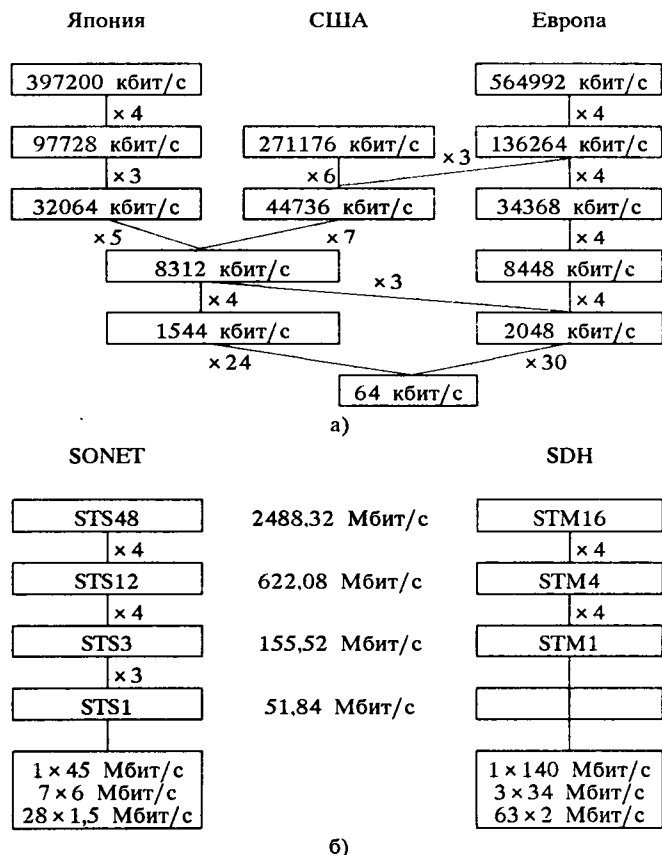


Рис. 4. Плезиохронная (а) и синхронная (б) цифровые иерархии

Как указывалось выше, в электроэнергетических компаниях многих стран весьма широко используются ВОЛС, главным образом с подвеской ВОК на ЛЭП. Так, например, в Великобритании Национальная сетевая энергокомпания (National Grid Company — NGC), которая управляет энергообъединением и обслуживает электрические сети 400 и 275 кВ в Англии и Уэльсе, ввела первую ВОЛС в эксплуатацию в 1981 г. В 1988 г. NGC рассмотрела возможность создания передачи информации на базе ВОЛС для одной телевизионной вещательной компании.

В 1992 г. была создана компания «ENERGIS», которая получила в 1993 г. лицензию на операторскую деятельность в телекоммуникационной сети общего пользования в Англии и Уэльсе наряду с телекоммуникационными компаниями British Telecom (BT) и Mercury Communication Limited (MCL).

В настоящее время в эксплуатации компании «ENERGIS» находятся 24 магистральных ВОК, общей протяженностью более 3300 км (см. рис. 5). При этом на магистральных ВОЛС используются ВОК, встроенные в грозозащитные тросы и ВОК, навиваемые на грозозащитные тросы. В распределительных сетях наряду с указанными методами подвески ВОК используются самонесущие неметаллические ВОК.

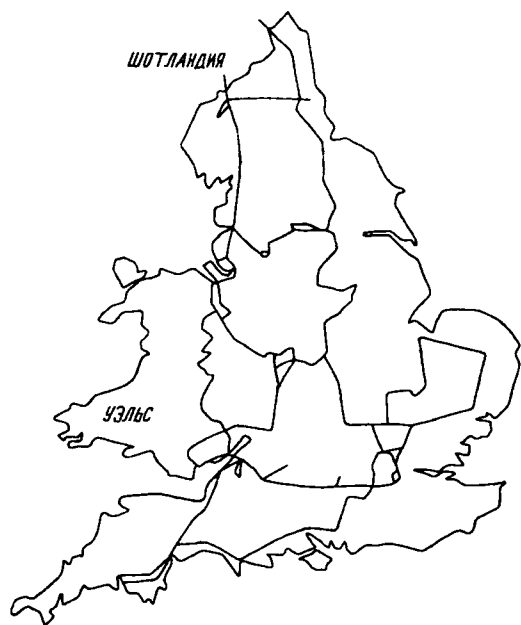


Рис. 5. Сеть «ENERGIS»

В качестве систем передачи в магистральных сетях используется аппаратура SDH на 2,5 Гбит/с, а в распределительных сетях — 155 Мбит/с. Для управления указанной сетью созданы основной и резервный центры управления и контроля.

После начала либерализации в телекоммуникационной области в Финляндии в 1991—1993 гг. было построено около 1500 км ВОЛС с подвеской ВОК на ЛЭП, включая ВОЛС протяженностью около 200 км на участке Финляндия — С.Петербург. Строительство этой ВОЛС осуществляла крупнейшая; энергокомпания Финляндии «Jmatran Voima Oy» (JVO). В 1992 г. в составе JVO была создана телекоммуникационная компания «Telivo LTD» со 100%-ным капиталом, принадлежащим JVO.

В настоящее время по сети «Telivo LTD» обеспечивается передача междугородных и международных телефонных переговоров. Данная компания имеет соглашение об организации $N \times 2$ Мбит/с групп с Швецией, Россией, Эстонией, Данией, Великобританией и США.

Управление телекоммуникационной сетью «Telivo LTD» осуществляется с цифрового коммутационного узла, расположенного в Хельсинки. Соединение 12 коммуникационных узлов, расположенных в различных районах Финляндии, осуществляется волоконно-оптическими кабелями общей протяженностью более 2000 км (см. рис. 6). На магистральной сети в основном используются ВОК, встроенные в грозозащитные тросы. В отдельных случаях используются ВОК, навиваемые на грозозащитные тросы и самонесущие ВОК.

В качестве систем передачи на магистральных



Рис. 6. Сеть ВОЛС фирмы «Telivo LTD»: — — — действующие линии; - - - - - планируемые

сетях используется аппаратура SDH STM-16 (2,5 Гбит/с) и STM-4 (662 Мбит/с).

В настоящее время компания «Telivo LTD» имеет следующие результаты работы:

1042 междугородных вызовов в час (около 5% телекоммуникационного рынка страны);

994 международных вызовов в час (около 5% телекоммуникационного рынка страны);

прибыль в 1994 г. составила около 20 млн финских марок, в 1995 г. — около 100 млн.

В 1985 г. правительство Японии ограничило деятельность монополистов в телекоммуникационном бизнесе. В связи с этим на телекоммуникационном рынке появилось большое число новых телекоммуникационных компаний. Наиболее эффективно из них функционируют телекоммуникационные компании, созданные региональными энергетическими компаниями. Таких компаний создано 9 — по числу энергетических компаний.

Так первая региональная телекоммуникационная компания (Tokyo Telecommunication Network Co — TTNNet) была создана в марте 1986 г. Токийской энергетической компанией (Tokyo Electric Power Company — TEPCO). О масштабах деятельности TTNNet говорит тот факт, что в течение 7 лет данная компания построила и ввела в эксплуатацию более 25 тыс. км ВОК, подвешиваемых на ЛЭП, и 11 крупных коммутационных узлов (см. рис. 7). В 1991 г. TTNNet обеспечила выход своих абонентов в общую сеть NTT (Nippon Telegraph and Telephone).

Шведская энергокомпания (Svenska Kraftnat — SVK), которая управляет объединенной энергосистемой, состоящей из 10000 км ЛЭП 400 кВ и 5000 км ЛЭП 220 кВ, ввела в эксплуатацию первую ВОЛС небольшой протяженностью в 1988 г. На этом этапе был применен ВОК с многомодными волокнами. К концу 1993 г. в эксплуатации находится около 25 км ВОК, под-

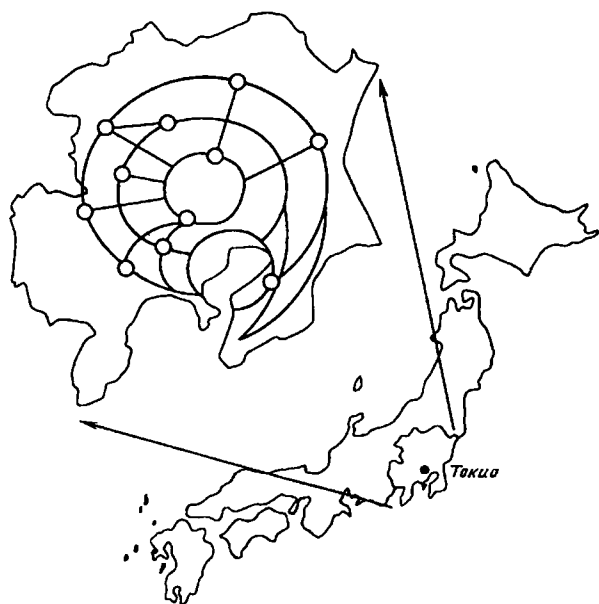


Рис. 7. Сеть ВОЛС региона Токио: • — центры переключений

вешенных на опорах ЛЭП.

В связи с либерализацией в области телекоммуникаций в Швеции была создана новая телекоммуникационная компания «Telt 2», собственниками которой является «Kinnevik» (60%) и фирма «Cable and Wireless» (40%).

В 1992 г. «SVK» и «Tele 2» подписали соглашение о строительстве магистральной ВОЛС на напряжении Стокгольм—Мальме—Готенбург общей протяженностью около 1750 км и сроком ввода в эксплуатацию в 1988 г. (см. рис. 8).

В связи с внедрением в электроэнергетике России новейших телекоммуникационных технологий весьма интенсивно внедряются ВОЛС с подвеской ВОК на ЛЭП напряжением 110, 220 и 330 кВ. Первая ВОЛС с подвеской отечественного самонесущего кабеля была введена в эксплуатацию в 1988 г. в Ленэнерго, к началу 1997 г. введены в эксплуатацию ВОЛС общей протяженностью около 1500 км в ряде энергосистем (Ленэнерго, Колэнерго, Ивэнерго, Тюменьэнерго, Кузбассэнерго и др.).

В 1993 г. введена в эксплуатацию первая международная ВОЛС С.-Петербург—Выборг—Финляндия (г. Лапперанта) протяженностью более 190 км. На данной линии использован ВОК, встроенный в грозозащитные тросы ЛЭП 110, 220 и 330 кВ на участке С.-Петербург—Выборг и 400 кВ на участке Выборг—Лапперанта.

В 1995 г. совместно с АО «Ростелеком» была построена ВОЛС С.-Петербург—Кингисепп протяженностью более 190 км, из которых 170 км выполнено кабелем, встроенным в грозозащитный трос, подвешенный на ЛЭП 110, 220 и 330 кВ.

За последние годы был выполнен большой

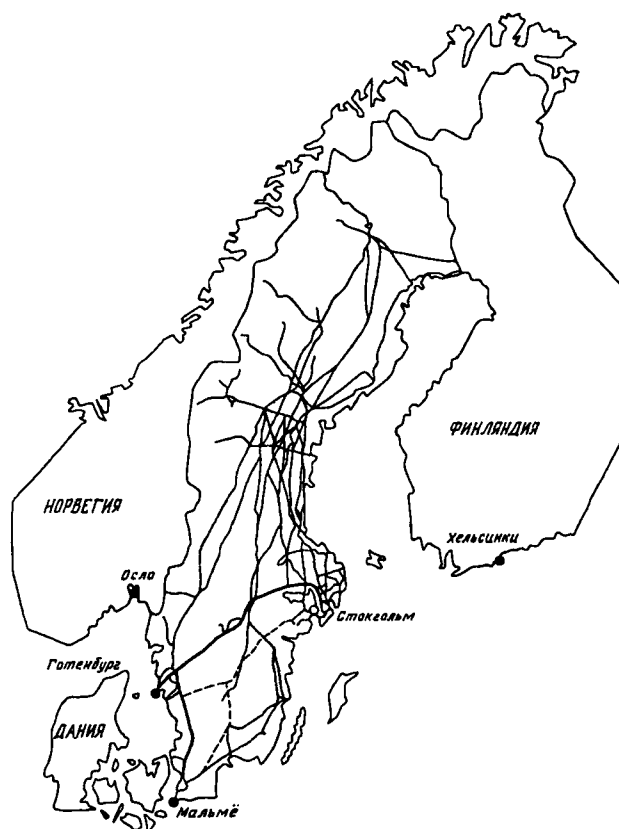


Рис. 8. Сеть ВОЛС электроэнергетики Швеции: ———— — линии электропередачи 400/220 кВ; ————— — ВОЛС 1996 г.; - - - - - — планируемые ВОЛС

объем работ по сооружению ВОЛС в Колэнерго. Так в течение 1993—1996 гг. была осуществлена подвеска отечественного самонесущего ВОК на опорах ЛЭП 110—220 кВ общей протяженностью более 400 км.

В 1996 г. закончено строительство первой ВОЛС с применением неметаллического ВОК, прикрепляемого к грозозащитным тросам ЛЭП 110 кВ протяженностью около 60 км в Ивэнерго.

В течение двух последних лет ведутся работы по подвеске ВОК, встроенного в грозозащитные тросы ЛЭП 110 и 220 кВ общей протяженностью около 600 км в Кузбассэнерго. Большой интерес представляет разрабатываемый совместно с АО «Ростелеком» проект подвески ВОК на транзите Бирюсинск—Белогорск общей протяженностью около 4000 км. Это будет самая протяженная в мире ВОЛС с подвеской ВОК на ЛЭП и она станет составной частью Транссибирской линии связи, ввод которой в эксплуатацию в полном объеме планируется в 1999 г.

Дальнейшее развитие магистральной ВОЛС определено «Концепцией развития Единой сети электросвязи и телемеханики электроэнергетики России на период до 2005 г.»

В результате строительства и эксплуатации ВОЛС в электроэнергетике ряд российских компаний нашей отрасли («ОПТЭН Лтд», «ОРГРЭС»,

«Оптикоэнергострой» и др.) частично или полностью освоили весь цикл проектно-изыскательских и строительно-монтажных работ по сооружению ВОЛС. При этом следует отметить следующие результаты проведенной работы:

отработана технология строительства ВОЛС с применением технологии монтажа кабеля под тяжением и освоено производство указанных устройств;

разработано и начато серийное производство устройств виброгашения ВОК и арматуры для его подвески;

разработана методика применения высокоинтеллектуальных конверсионных технологий для обследования протяженных и труднодоступных участков дистанционными методами зондирования трассы с помощью самолета-лаборатории, оснащенного радиолокационным оборудованием;

разработана нормативно-техническая документация по проектированию, строительству и эксплуатации ВОЛС с подвеской ВОК на опорах ЛЭП;

разработано и освоено серийное производство неметаллического самонесущего ВОК.

Опыт строительства и эксплуатации ВОЛС в энергосистемах нашей страны, теоретические и экспериментальные исследования научно-ис-

следовательских организаций, а также зарубежный опыт обеспечивают интенсивное внедрение волоконно-оптической технологии в электроэнергетике России.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. New opportunities for optical fibre technology in Electricity Utilities. — SC-35 CIGRE, 1996.

2. New applications for optical fibres in Electricity Utilities. — WG 35-04 CIGRE, 1996.

[29.05.97]

Авторы: Ишкин Вячеслав Хусаинович в 1966 г. окончил радиотехнический факультет Московского электротехнического института связи (МЭИС). В 1981 г. в МЭИС защитил кандидатскую диссертацию по высокочастотной связи по линиям электропередачи. Начальник отдела связи и телемеханики ЦДУ ЕЭС России.

Семенов Владимир Александрович окончил электроэнергетический факультет Московского энергетического института (МЭИ) в 1950 г. В 1991 г. в МЭИ защитил докторскую диссертацию по повышению надежности энергообъединений на базе АСДУ. Советник генерального директора ЦДУ ЕЭС России.

Вниманию руководителей предприятий, объединений, НИИ и КБ, вузов

Редакция журнала «Электричество» предлагает услуги по подготовке и выпуску на договорных условиях специальных (тематических) номеров журнала

Справки по телефону 928-8869

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).

Игорь Николаевич Орлов

Скончался Игорь Николаевич Орлов, крупный ученый в области электромеханики, доктор технических наук, профессор кафедры «Электротехнические комплексы автономных объектов» Московского энергетического института, действительный член Академии электротехнических наук РФ, заслуженный деятель науки и техники РФ.

И.Н. Орлов родился в 1930 г. в г. Родники Ивановской области. В 1953 г. окончил МЭИ, в 1955—1958 гг. обучался в аспирантуре МЭИ, в 1960 г. защитил кандидатскую диссертацию, а в 1976 г. — докторскую, посвященную проблемам теории и проектирования гироскопических электродвигателей. Вся жизнь И.Н. Орлова была неразрывно связана с МЭИ. С 1979 г. он возглавлял кафедру «Энергоснабжение и электрооборудование летательных аппаратов», в 1974—1983 гг. был научным руководителем научно-исследовательской части института, в 1983—1985 гг. — проректором по научной работе и в 1985—1990 гг. — ректором МЭИ. Возглавляя ведущий энергетический вуз страны, И.Н. Орлов внес большой вклад в повышение качества подготовки инженерных, научных и педагогических кадров для народного хозяйства страны.

И.Н. Орловым создано новое научное направление по системному анализу и проектированию электромеханических устройств гироскопов. Под его ру-



ководством выполнены комплексные работы по автоматизации проектирования и исследований приборных электромеханических систем, гироскопическому гистерезисному электроприводу, многодвигательному электроприводу технологических линий.

И.Н. Орловым опубликовано более 275 научных работ, из которых 20 монографий и учебных пособий, 13 авторских свидетельств на изобретения. Под его руководством подготовлено 15 кандидатов и 3 доктора технических наук. В течение многих лет он был главным редактором электротехнического справочника.

В 1978—1988 гг. И.Н. Орлов — член экспертного совета при ВАК, с 1989 по 1994 гг. — член пленума ВАК. В период с 1988 по 1993 гг. он был членом правления Союза научных и инженерных обществ СССР,

а затем РФ, входил в состав Московского международного энергетического клуба.

И.Н. Орлов активно работал в составе президиума и экспертного совета Академии электротехнических наук, являясь академиком-секретарем отделения электромеханики и силовой электроники. Большая работа проводилась им как научным руководителем направления «Топливо-энергетический комплекс» межвузовской научно-технической программы «Конверсия и высокие технологии».

За большие заслуги в развитии отечественной науки И.Н. Орлову в 1991 г. было присвоено почетное звание «Заслуженный деятель науки и техники РСФСР», в 1993 г. он стал действительным членом Академии электротехнических наук. За большую и плодотворную производственную и общественную деятельность И.Н. Орлов был награжден двумя орденами Трудового Красного Знамени, медалями.

И.Н. Орлова всегда отличали высокая ответственность за порученное дело, требовательность, умение организовать работу коллектива. Он был добροжелательным, чутким, жизненнолюбивым человеком. Эти качества Игоря Николаевича всегда высоко ценились и находили отклик у всех, кому довелось работать и общаться с ним.

Клементий Георгиевич Митюшкин

Скончался крупнейший специалист в области телемеханики, доктор технических наук, профессор, действительный член Международной академии информатизации, заведующий лабораторией телемеханики и информатики ВНИИЭ, многолетний член редколлегии журнала «Электричество» Клементий Георгий Митюшкин.

К.Г. Митюшкин родился в 1925 г. в Москве. В 1947 г. окончил Московский энергетический институт, а за полгода до этого был принят в Центральную научно-исследовательскую электротехническую лабораторию (ЦНИЭЛ), преобразованную позже во Всесоюзный научно-исследовательский институт электроэнергетики (ВНИИЭ). Здесь он активно включился в разработку и внедрение устройств телемеханики.

К.Г. Митюшкин принял участие в разработке и промышленном внедрении устройств телеуправления ВРТ, а также в работе над проектом устройств телеуправления для Куйбышевской ГЭС и линий электропередачи 400 кВ.

В начале 50-х годов К.Г. Митюшкиным были проведены оригинальные исследования в области изучения свойств магнитных гистерезисных элементов, положившие начало разработке нового поколения устройств телемеханики с использованием бесконтактных функциональных узлов.

В 1954 г. К.Г. Митюшкин окончил аспирантуру при ЦНИЭЛ и защитил кандидатскую диссертацию по теме «Разработка и исследование бесконтактных магнитных элементов для устройств телеуправления». С этого времени он — автор и активный участник разработок устройств телемеханики с применением бесконтактных элементов, предшествовавших промышленному выпуску бесконтактной телемеханической аппаратуры на заводе «Электропульт».



Бесконтактные устройства телеуправления и телесигнализации ТМЭ-1, ВРТФ, освоенные промышленностью, были успешно внедрены в ряде энергосистем.

В 60-х годах К.Г. Митюшкин возглавил работы по созданию многоканальных кодоимпульсных систем телемеханики МКТ на базе транзисторных и интегральных элементов. Изготовленные затем на заводе «Электропульт», они получили широкое распространение в отечественных и зарубежных энергосистемах.

В 1966 г. К.Г. Митюшкин стал заведующим лабораторией телемеханики ВНИИЭ.

В начале 70-х годов с участием К.Г. Митюшкина началась разработка диспетчерских телеинформационных систем АСДУ энергосистем и энергообъединений, а в начале 80-х годов под его руководством было разработано программное и техническое обеспечение централизованных приемопередающих систем на базе микроЭВМ RPT производства завода «Видеотон», которые были внедрены в ЦДУ ЕЭС СССР, во всех ОДУ и большинстве энергосистем.

Одновременно под руководством К.Г. Митюшкина были созданы и внедрены в энергосистемах система телемеханики типа

«АИСТ» и комплексы телемеханических устройств типа «КУСТ».

В 1981 г. К.Г. Митюшкин защитил докторскую диссертацию по теме «Принципы построения и основы теории функционирования многоуровневых телеинформационных систем для оперативного управления в электроэнергетике».

За участие в создании АСДУ в энергетике коллективу с участием Клементия Георгиевича была присуждена Государственная премия.

В 1993 г. К.Г. Митюшкин избран действительным членом Международной академии информатизации.

Клементий Георгиевич — автор многочисленных монографий, научных статей и изобретений. С 1953 г. он совмещал работу во ВНИИЭ с преподаванием в Московском институте электронного машиностроения.

Интенсивную научную и педагогическую деятельность Клементий Георгиевич успешно сочетал с подготовкой аспирантов, плодотворными контактами с зарубежными коллегами, работой в Международной электротехнической комиссии по разработке международных стандартов.

К.Г. Митюшкин принимал активное участие в жизни научной общественности: много лет был председателем секции Научно-технического совета ВНИИЭ, членом диссертационных советов по присуждению ученых степеней. Его заслуги перед отечественной энергетикой отмечены медалью «За доблестный труд», другими знаками отличия.

Клементий Георгиевич был обаятельным и отзывчивым человеком. Эти его качества способствовали созданию в коллективе, которым он руководил, доброжелательной, творческой атмосферы.

Светлый образ Клементия Георгиевича Митюшкина надолго сохранится в памяти его коллег, близких и друзей.