

Министерство высшего и среднего специального образования БССР
Белорусский ордена Трудового Красного Знамени
политехнический институт

НАУЧНЫЕ И ПРИКЛАДНЫЕ ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ

РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК

Выпуск 12

Главный редактор

А.В. Кочетков, кандидат технических наук, доцент

Редакционный совет:

А.Д. Качан, В.И. Тимошпольский, В.М. Бладыко, В.С. Ермаков,
Л.Н. Кольхан, А.М. Леонков, Ю.А. Малевич, Е.Г. Мигуцкий,
Л.В. Ничипорович, В.И. Новаш, Г.Е. Поспелов

Содержит работы, посвященные вопросам теории и практики, приложениям различных электротехнических, электронных и радиотехнических устройств и систем. Освещаются вопросы проектирования и рационального использования электроприводов постоянного и переменного тока. Публикуются работы по наиболее актуальным вопросам производства, распределения, потребления электрической и тепловой энергии.

Расчитан на инженерно-технических и научных работников промышленных предприятий, научно-исследовательских и проектных организаций, высших и средних специальных учебных заведений, а также аспирантов и студентов старших курсов соответствующих специальностей.

Н $\frac{2301000000 - 165}{М304 (05) - 85}$ 146-85

Ю.А.ЦЕРЕРИН, Ю.А.МАЛЕВИЧ, канд.техн.наук,
В.А.КОВАЛЕВ, канд.техн.наук (БПИ)

КАТЕГОРИРОВАНИЕ ЭНЕРГОХОЗЯЙСТВ НА ОСНОВЕ ОБОБЩЕННОГО ПОКАЗАТЕЛЯ

Основным направлением эффективного использования топлива и обеспечения экономии топливно-энергетических ресурсов (ТЭР) на современном этапе является широкое применение достижений научно-технического прогресса. В перспективе свыше 60 % всей экономии ТЭР может быть получено за счет внедрения более совершенного генерирующего и энергоиспользующего оборудования, улучшения технологических процессов, применения установок, обеспечивающих высокий технический уровень производства при минимальных затратах ресурсов.

В СССР намечен ряд организационных мер, позволяющих ускорить внедрение достижений научно-технического прогресса. Министерства и ведомства ежегодно разрабатывают мероприятия, способствующие повышению эффективности использования топлива и энергии, увеличению степени утилизации вторичных энергетических ресурсов в соответствии с установленным заданием. При этом предусматриваются два направления.

К первому направлению относятся такие мероприятия, как устранение непроизводительных затрат, прямых потерь топлива и энергии, улучшение обслуживания оборудования, оптимизации энерготехнологических процессов, совершенствование организации учета и контроля за расходованием ТЭР.

Второе направление представляет собой разработку и внедрение новых энергосберегающих технологических процессов и оборудования в соответствии с целевой комплексной программой по отрасли, модернизацию и замену устаревшего, неэкономичного, оборудования, использование вторичных горючих и тепловых энергоресурсов и другие мероприятия, требующие капитальных затрат на их внедрение.

Одним из крупнейших потребителей энергоресурсов в СССР является химическая промышленность, которая потребляет 4,7 % электроэнергии и 6 % тепловой энергии в балансе всей страны. При этом она характеризуется следующими особенностями: высоким процентом энергетической составляющей в себестоимости продукции; большим разнообразием энергоиспользующего и энергогенерирующего оборудования.

В химической промышленности разработаны следующие комплексы мероприятий по проведению энергосберегающей политики:

нормализация энергобаланса предприятий, т.е. доведение расхода энергии до расчетной научно обоснованной нормы путем полной или частичной ликвидации эксплуатационных и режимных (неоправданных) потерь;

рационализация энергобаланса, т.е. уменьшение расчетного уровня потерь передачи и трансформации энергии, а также условно-полезного расхода в энер-

гоиспользующих установках путем небольших реконструктивно-наладочных работ, не затрагивающих сущность технологического процесса;

оптимизация энергобаланса, которая направлена на максимально возможное, технологически и экономически оправданное снижение всех энергозатрат путем коренной реконструкции технологического процесса с применением наиболее прогрессивных способов производства.

Относительно полно разработаны вопросы определения основных направлений экономии энергоресурсов, созданы методики составления и оптимизации энергетических балансов промпредприятий и комплексов, достаточно глубоко изучены вопросы нормирования расхода энергоресурсов в производственных процессах, технико-экономического обоснования организационно-технических мероприятий по экономии топлива, тепловой и электрической энергии.

Тем не менее в СССР еще не достигли оптимального уровня расходования энергоресурсов.

Совершенствование системы работ по экономии энергоресурсов является одной из важнейших государственных задач. Однако не все предприятия и отрасли народного хозяйства выполняют плановые задания по эффективному привлечению средств для технического перевооружения производства, сокращения потерь энергоресурсов.

Следовательно, необходим поиск более эффективных путей проведения государственной энергопотребляющей политики в промышленности как на этапах выбора и внедрения направлений рационального использования ТЭР, так и на этапах материально-технического обеспечения этой политики и повышения уровня эксплуатации энергопотребляющих систем.

В настоящее время энергосберегающая политика не учитывает специфики отрасли, не дифференцирует объем требований к конкретному энергохозяйству, а эти функции передаются непосредственно предприятиям и их отраслевым институтам. В силу ряда обстоятельств (уровень квалификации персонала энергослужб, укомплектованность кадрами, наличие материальной базы, энергетическая идеология на предприятии, степень помощи со стороны отраслевых институтов и т.п.) реализация основных методических положений по энергобалансам, нормированию, учету и контролю за расходами топливно-энергетических ресурсов осуществляется не в должной мере.

На наш взгляд, оптимальный результат можно получить дальнейшим совершенствованием системы работ по экономии энергоресурсов, четким определением места и роли в этой системе самого энергохозяйства, комплексной оценкой "внедряемости" прогрессивных технических решений по экономии, включаемых в ежегодные планы организационно-технических мероприятий.

Структура энергохозяйства определяется отраслевой принадлежностью предприятия, характером потребляемых энергоресурсов, соотношением количества энергии, вырабатываемой на предприятии и получаемой со стороны, источниками энергоресурсов и другими факторами.

В настоящее время показателем энергохозяйств промпредприятий является объем потребления энергоресурсов.

Кроме этого выработаны и действуют такие показатели как коэффициент полезного действия энергетической установки, коэффициент полезного использования энергоносителя, удельный (фактический) расход энергетиче-

ского ресурса или энергоносителя, норма расхода топлива, тепловой и электрической энергии, коэффициент электрификации, электротопливный коэффициент, теплоэлектрический коэффициент, а также энергоемкость, электроемкость и теплоемкость продукции [1] .

К показателям энергохозяйств относятся также стоимость основных производственных фондов, энергетические характеристики технологических процессов и установок, технико-экономические характеристики энергоносителей, доля энергетической составляющей в себестоимости продукции и др.

Вместе с тем еще не разработаны комплексные показатели, отличающие одно энергохозяйство от другого, как по внешним характеристикам (уровень потребления энергоресурсов, источники его обеспечения, значение энергетической составляющей в себестоимости основной продукции и др.), так и по внутренним (структура управления, состав энергоиспользующего оборудования, показатели энергоиспользования, система организации эксплуатации и ремонта и др.).

Энергосберегающая политика должна ориентировать на получение высокогo народнохозяйственного эффекта. Следовательно, в комплексе системы работ по экономии энергоресурсов необходимо учитывать и такие показатели, как значение продукции конкретного предприятия для других предприятий, для отрасли и всего народного хозяйства страны, а также перспективность развития данного предприятия. Иначе говоря, определяющая роль в системе работ по экономии ТЭР должна принадлежать масштабу или уровню того или иного энергохозяйства промпредприятия.

Главным показателем масштаба энергохозяйства должен быть обобщенный комплексный показатель, который включает множество факторов. Он позволит определить и экономически обосновать систему работ по совершенствованию энергопотребления:

сосредоточить усилия специализированных организаций и отраслевых институтов, КБ на решении вопросов текущей и перспективной рационализации энергоиспользования;

обосновать капиталовложения на реконструкцию, оборудование, автоматизацию энергохозяйств;

выбрать структуру управления энергохозяйством;

установить формы ремонтного обслуживания энергохозяйств;

выбрать оптимальную схему учета расхода энергоресурсов;

получить максимальный эффект от внедрения технических решений по повышению эффективности энергоиспользования и др.

Предлагаемый нами обобщенный указатель уровня энергохозяйства должен стать основным условием ранжирования категорирования предприятий, благодаря чему можно будет проводить определенную систему работ по экономии ТЭР. Наличие такого показателя позволит обеспечить системную целенаправленную работу по экономии энергоресурсов всех уровней управления (от министерства до энергослужбы предприятий).

Категорирование энергохозяйств сводится к задаче математического программирования, которая может быть использована в линейном виде:

$$Z = \sum_i^n C_i X_i, \quad i = 1 \dots n,$$

где Z — объем того или иного вида ресурса, которым наделяются объекты (энергохозяйства), минимум которого надо определить; C_i — относительный "вес" каждого i -го объекта, обобщенный показатель энергохозяйства; X_i — размер ресурса, выделяемого i -му объекту. При этом на X_i накладываются ограничения, определяющие нормальный режим работы (например, минимальные и максимальные нагрузки печей, котлов и т.п.).

Категорирование (ранжирование) объектов является задачей упорядочения объектов посредством нахождения критерия расстановки [2]. Задача является корректной только в том случае, когда объекты однотипны, т.е. относятся к одному и тому же классу.

Построение классификационной модели состоит из двух этапов: выбора информативных признаков, определяющих объект, и распределения объектов по классам.

Для выявления информативных показателей можно использовать факторный анализ: метод главных компонент, дисперсионный анализ или метод экспертных оценок [3, 4].

Методом экспертных оценок определяется "положение" каждого показателя энергохозяйства по десятибалльной системе, так называемые "баллы значения".

На основании опроса экспертов (специалистов-энергетиков) произведена оценка основных показателей энергохозяйств предприятий химической промышленности.

Методы автоматической классификации широко используются в задачах разбиения множества объектов на однотипные [2]. Одним из развитых методов автоматической классификации является метод кластерного анализа [5].

Внутри выделенных классов каждый объект ранжируется по принципу приближенности к эталонному. За эталонный принимается объект, у которого все значения показателей имеют наилучшие данные совокупности объектов. Эталонный объект строится на основании исходной матрицы как $(n + 1)$ -й вектор-столбец, элементы которого определяются по формуле

$$a_{i,n+1} = \frac{\text{opt}}{j} (a_{ij}), \quad \begin{matrix} i = 1, 2 \dots N; \\ j = 1, 2 \dots M. \end{matrix}$$

Тогда расстояние (согласно декартову разбиению) от точки, обозначающей объект, до точки, принятой за эталон, будет характеризовать место объекта в данной совокупности и может приниматься за обобщенный показатель:

$$C_j = \sqrt{(n_{j1} - n_3)^2 + (n_{j2} - n_3)^2 + \dots + (n_{jN} - n_3)^2},$$

где ε — индекс эталонного объекта.

Переходя к графическому расположению объектов с обозначением отрезков a или безразмерного показателя a^ψ

$$a_{ij}^\psi = \frac{a_{ij}}{a_{i,n+1}},$$

имеем

$$C_j = \sqrt{\sum_i (1 - a_{ij}^\psi)^2}.$$

Таблица 1

Экспертная оценка		Наименование показателя	Единица измерения	Оптимальный показатель	Показатели энергохозяйств						
					Предприятия						
число	средний балл			первое	второе	эталонный объект	третье	четвертое	пятое	эталонный объект	
91	8	Производственные фонды	млн.руб.	макс	81	65	81	41	47	52	52
112	6	Стоимость электротехнического оборудования	"	"	8,0	2,1	8	1,6	1,8	0,8	1,8
112	7	Стоимость теплотехнического оборудования	"	"	15,9	2,5	15,9	2,6	3,0	1,5	3,0
112	6	Стоимость электротехнических коммуникаций	"	"	4,3	0,3	4,3	1,1	1,5	1,0	1,5
112	6	Стоимость тепловых коммуникаций	"	"	7,7	3,8	7,7	2,4	2,6	1,4	2,6
103	7	Себестоимость товарной продукции	"	мин	70	102	70	50	118	100	50
98	7	Затраты на топливо	тыс.руб.	"	1422	93	93	1148	45	55	45
93	6	Затраты на тепловую энергию	"	"	5169	2772	2772	2580	891	1710	891
104	6	Затраты на электроэнергию	"	"	2374	947	947	868	1129	884	868
87	6	Амортизационные отчисления на капитальный ремонт	"	"	773	850	773	177	203	403	177
86	7	Амортизация энергооборудования	"	"	673	550	550	96	109	285	96
78	5	Амортизация сетей	"	"	100	300	100	81	94	118	81
112	10	Общее количество энергопотребляющего оборудования на предприятии	шт.	"	6900	5442	5442	6939	4381	3627	3627
112	9	Число источников энергии	"	макс	3	2	3	2	3	12	12
112	9	Потребление энергоресурсов	тыс.ту.т год	мин	132	66	66	104	72	95	72

Окончание табл. 1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	
112	9	Расход топлива	<u>тыс. т. у. т.</u> год	мин	59	7	7	56	39	49	39	
112	9	Расход электроэнергии	<u>млн. кВт-ч</u> год	"	154	80	80	41	23	49	23	
112	9	Расход тепловой энергии	<u>тыс. Гкал</u> год	"	377	350	350	303	216	279	216	
107	9	Расходы теплоэнергии на технологические нужды	"	"	367	220	220	156	204	170	156	
107	9	Расходы теплоэнергии на отопление и вентиляцию	"	"	10	130	10	140	12	63	12	
107	10	Численность производственно-технического персонала	чел.	"	364	327	327	235	278	170	170	
8	78	8	Значение данного предприятия для всесоюзного производственного объединения	число предприятий, потребляющих продукцию данного предприятия	макс	3	3	3	2	4	4	4
	78	19	Значение данного предприятия для Минхимпрома	"	"	13	18	18	13	12	19	19
	78	26	Значение данного предприятия для других министерств	"	"	66	45	66	106	114	100	114
			Класс			1	1		2	2	2	
			Обобщенный показатель	C_j		0,53	0,57	0,21	0,22	0,20		

В качестве примера приведем данные энергохозяйств пяти промпредприятий Минхимпрома, категорирование которых по указанной методике позволило сгруппировать их в два класса с обобщенным показателем от 0,20 до 0,57 (табл. 1). В таблице также для класса выделен эталонный объект, определяемый по оптимуму показателя.

Из таблицы видно, что среди пяти промпредприятий высший обобщенный показатель имеют предприятия №1 и №2. Следовательно, здесь необходимо в первую очередь совершенствовать систему работ по экономии энергоресурсов.

По аналогии с классификацией энергохозяйств промпредприятий должны классифицироваться также и технические решения по их рационализации. За основной фактор классификации технических решений принимается экономическая эффективность их внедрения при умеренных капитальных затратах. Это позволит для конкретного энергохозяйства промпредприятия составить перспективный план оргтехмероприятий по реализации возможных резервов экономии энергоресурсов с оценкой экономического эффекта и капитальных затрат на их внедрение.

В результате проведенных исследований был осуществлен ряд мероприятий. Обоснована необходимость определения места и роли энергохозяйства в системе работ по экономии энергоресурсов с выбором состава показателей.

Введено понятие обобщенного показателя и предложен метод расчета обобщенного показателя энергохозяйства.

Обобщенный показатель использован для категорирования энергохозяйств на основе кластерного анализа и метода экспертных оценок.

ЛИТЕРАТУРА

1. Общие требования по разработке и анализу топливно-энергетических балансов промпредприятий/Утвержден ГКНТ СССР, Госпланом СССР, Госснабом СССР, ЦСУ СССР и Минэнерго СССР, 1981. — 240 с. 2. Л е м е ш к о Б.Ю. Математическое обеспечение задач статистического анализа на основе группированных данных: Автореф. дис. ... канд. физ.-мат.наук. — Новосибирск, 1979. — 28 с. 3. Ж у р а в с к а я В.Н. Факторный анализ в социально-экономическом исследовании. — М., 1976. — 90 с. 4. И г о л к и н В.Н. Статистическая классификация на выборочных распределениях. — Л., 1978. — 65 с. 5. С у с л о в И.П., Т у р а в а М.И. Методическая статистика сравнений. — М., 1980. — 115 с.

УДК 62—83.001.1.52

П.В.ПОЛЗИК, И.Ф.КУЗЬМИЦКИЙ (БТИ)

СИНТЕЗ КВАЗИОПТИМАЛЬНЫХ СИСТЕМ АВТОМАТИЧЕСКОГО УПРАВЛЕНИЯ СТАЦИОНАРНЫМИ ОБЪЕКТАМИ ЭЛЕКТРОМЕХАНИКИ

Совершенствование производства неразрывно связано с развитием системы оптимального управления рабочими машинами. При физическом преобразовании продукта, когда механические перемещения являются основной формой электромеханического процесса, особое значение имеет оптимизация динамики электроприводов электромеханических систем.

В качестве объекта управления рассмотрим стационарную электромеханическую систему, описываемую уравнениями вида

$$\dot{X} = AX + U, \quad (1)$$

где X – n -мерный вектор фазовых координат; $A = \|a_{ij}\|_{n \times n}$ – квадратная матрица постоянных коэффициентов; U – S -мерный вектор управления.

При аналитическом конструировании астатической системы управления, минимизирующей на основе методов [1–3] квадратичный функционал вида

$$I = \int_0^{\infty} [X^T B X + (R X)^T C (R X) + U^T C^{-1} U] dt, \quad (2)$$

структура системы управления будет

$$U = -C R X. \quad (3)$$

Аналитическое конструирование астатической системы управления основано на использовании принципов синтеза статической системы управления для процесса

$$\dot{Z} = D Z + \dot{U}, \quad (4)$$

уравнение которого получено в результате дифференцирования выражения (1) [1, 2]. Вектор управления астатической системы является линейно-интегральной функцией координат процесса (1)

$$U = -C (R_1 X + \int_0^{\infty} R_2 X dt), \quad (5)$$

где R_1, R_2 – матрицы оптимальных коэффициентов, образованные из элементов матрицы R вектора управления U процесса (4).

Данные методы аналитического конструирования систем управления вызывают существенные затруднения при выборе численных значений весовых коэффициентов β_{ij} [1].

Такие системы управления не обеспечивают прямых показателей качества Φ и ограничений, которые накладываются на фазовые координаты и управляющие воздействия.

При синтезе статических систем управления алгоритм определения коэффициентов матрицы R с заданными значениями коэффициентов β_{ij} достаточно прост:

$$\hat{A} \cdot \hat{R} = \hat{B}, \quad (6)$$

где $\hat{A}, \hat{R}, \hat{B}$ – преобразованные по правилам [4] соответственно матрицы A, R, B . Для астатических же систем существуют определенные трудности при реализации (6), как в силу более высокой размерности процесса (4), (5), так и потому, что данный алгоритм не дает однозначного решения из-за наличия нулевых строк в матрице \hat{B} , полученной на основе элементов матрицы D по традиционным правилам.

Для исключения затруднений при выборе коэффициентов β_{ij}, C_{ij} , учета ограничений на прямые показатели качества Φ , фазовые координаты X и управляющие воздействия U используем метод, который заключается в получении функциональных зависимостей

$$\Phi = f_1(B, C), X_{\max} (X_{\min}) = f_2(B, C), U_{\max} = f_3(B, C) \quad (7)$$

в виде уравнений регрессии. Коэффициенты уравнений регрессии рассчитываются исходя из экспериментальных значений $\Phi, X_{\max} (X_{\min}), U_{\max}$, полу-

ченных при моделировании уравнения (1), замкнутого вектором управления (3) для ряда значений параметров β_{ij}, C_{ii} в сочетаниях, которые определяют методами планирования эксперимента. Начальные значения варьируемых коэффициентов β_{ii} определяем на основе ориентировочного метода равных вкладов. Шаг варьирования этих коэффициентов выбираем равным 20–50 % от начальных значений. В зависимости от принятого плана проведения эксперимента и числа варьируемых коэффициентов β_{ij}, C_{ii} используются стандартные программы расчета коэффициентов уравнений регрессии на ЭЦВМ. Решая уравнения (7) при заданных ограничениях на $\Phi, X_{\max} (X_{\min}), U_{\max}$, определяем коэффициенты матриц B и C .

Исходя из того что переходные процессы в системах, синтезируемых методами аналитического конструирования регуляторов, имеют апериодический характер [1] (к таким показателям можно отнести требуемое время регулирования t_p и точность стабилизации фазовых координат процесса ϵ) эти показатели могут оцениваться степенью устойчивости

$$\alpha = 1/t_p \ln \epsilon. \quad (8)$$

Подставив уравнение (6) в выражение (3), получим

$$U = -C\hat{X}\hat{A}^{-1}B, \quad (9)$$

где $\hat{X} = [\hat{X}_I, \hat{X}_{II}]$

$$\hat{X}_I = \begin{vmatrix} X_1, X_2, X_3 \dots X_n \\ 0 & X_1 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & X_1 & \dots & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & 0 & 0 & \dots & X_1 \end{vmatrix} \quad X_{II} = \begin{vmatrix} 000 & \dots & 00 & \dots & 00 \\ X_2 X_3 X_4 & \dots & X_n 0 & \dots & 00 \\ 0 X_2 X_3 & \dots & X_{n-1} X_n & \dots & 00 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 000 & \dots & 00 & \dots & X_{n-1} X_n \end{vmatrix}$$

\hat{X}_I – квадратная матрица размера $n \times n$; X_{II} – прямоугольная матрица размера $n \times 0,5_n(n-1)$.

После замыкания уравнения (1) уравнением (9) и соответствующих преобразований получим уравнение

$$\dot{X} = QX, \quad (10)$$

где Q – матрица коэффициентов, элементы которой включают неизвестные коэффициенты матриц C и B .

Для обеспечения системой управления степени устойчивости не ниже заданной (8) построим критериальную матрицу (7) в виде

$$H = E + 2[Q - (1 - \alpha)E]^{-1},$$

где E – единичная матрица.

Требуемая степень устойчивости (что эквивалентно заданным значениям t_p и ϵ) достигается при выполнении одного из неравенств

$$\|H\|_I = \max_i \sum_{j=1}^n \|h_{ij}\| < 1; \quad (11)$$

$$\|H\|_{II} = \max_i \sum_{j=1}^n \|h_{ij}\| < 1$$

или

$$(\|H^m\|_I, \|H^m\|_{II}) < 1, m = 1, 2, \dots, \infty,$$

где $\|H\|_I, \|H\|_{II}$ — нормы квадратной матрицы H . Элементы h_{ij} состоят из элементов q_{ij} матрицы Q и соответственно включают искомые коэффициенты матриц B и C .

Решая неравенства (11) совместно с уравнением (6), найдем значения оптимальных коэффициентов управления r_{ij} и коэффициентов усиления каналов управления C_{ij} при которых обеспечиваются минимизация функционала (2) и заданные прямые показатели качества t_p и ϵ .

Для однозначного определения матриц R_1 и R_2 вектора управления астатической системы можно предложить алгоритм, базирующийся на следующих условиях.

Размерность вектора \hat{U} уравнения (4) равна размерности вектора U и значительно меньше размерности вектора Z . Поэтому матрица R , составленная для объекта (4), содержит избыточное число элементов относительно искомым матриц R_1 и R_2 .

При анализе уравнения (6) применительно к астатической системе установлено, что число нулевых строк матрицы D соответствует числу избыточных элементов матрицы R . Предлагается рассматривать избыточные элементы R как дополнительные составляющие весовых коэффициентов, числовые значения которых определяются по предложенным методам.

В результате исключения избыточных элементов и преобразования матриц уравнения (6) получены следующие соотношения для определения R_2 и R_1 .

Элементы матрицы R_2 находим при решении n независимых уравнений вида

$$A^T \hat{R}_2 = B_2,$$

где \hat{R}_2 — матрица-столбец из элементов k — нечетной строки и l — четных столбцов матрицы R , составленной для вектора управления \hat{U} .

$B_2 = [\beta k l - r_k (l - 1)]$ — матрица-столбец, образованная из элементов матрицы B и избыточных элементов матрицы R .

Элементы матрицы R_1 находим из уравнения

$$\hat{A} \hat{R}_1 = \hat{B}_1,$$

где $\hat{R}_1 = [r (k + 1) l]$ — матрица-столбец коэффициентов из элементов матрицы R_1 ; $\hat{B}_1 = [\beta (k + 1) l - r_{kl} - r (k + 1) (l - 1)]$ — матрица-столбец из элементов матриц B, R_2 и избыточных элементов матрицы R .

Результаты, полученные в работе, использовались при построении многосвязных оптимальных систем управления электроприводами экструзионной линии по производству пластмассовых труб и деревообрабатывающих станков.

Таким образом, в статье предложены методы выбора весовых коэффициентов функционала и коэффициентов усиления каналов управления, при которых синтезируемая система управления обеспечивает наряду с минимизацией функционала (2) заданные прямые показатели качества и удовлетворяет ограничениям на фазовые координаты и управляющие воздействия.

Получен алгоритм определения R_1 и R_2 , не требующий перехода при син-

гезе астатических систем управления к уравнению (4) и позволяющий эффективнее использовать ЭЦВМ при численных расчетах параметров системы управления.

Полученные результаты позволяют формализовать расчет оптимальных систем управления, рассмотренных в работе, и автоматизировать их проектирование.

ЛИТЕРАТУРА

1. Л е т о в А.М. Динамика полета и управления. — М., 1969. — 230 с. 2. К р а с о в с к и й А.А. Аналитическое конструирование контуров управления летательными аппаратами. — М., 1969. — 130 с.

УДК 621.313.333

О.А.ГОЛОВАЧ, П.П.ПРИМШИЦ, О.П.ИЛЬИН,
канд-ты техн.наук (БПИ)

СИНТЕЗ ЗАМКНУТОЙ САУ АСИНХРОННЫМ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕМ

Известно два вида автоматического управления координатой механизма: дискретное позиционирование по сигналам от датчиков положения и непрерывное автоматическое управление по отклонению. Система асинхронного фазоуправляемого электропривода может реализовать лишь первый способ позиционирования, что позволяет применять ее при незначительных требованиях к динамике и точности остановки механизма. Для более точного позиционирования при втором способе необходимо повысить управляемость системы регулятор напряжения (РН) — асинхронный двигатель (АД).

Высокочастотное реверсирование фаз не позволяет выделить среднее значение частоты и получить своего рода частотное управление. Скорость вращения ω_s вектора напряжения питающей сети лишь тогда мгновенно изменит свой знак, когда мгновенные значения напряжения реверсируемых фаз равны. В противном случае вектор напряжения в момент реверса мгновенно поворачивается на некоторый угол, а затем уже начинает вращаться в противоположную сторону.

Основные трудности синтеза системы автоматического управления (САУ) асинхронным электроприводом объясняются особенностями АД как объекта регулирования. В общем случае поведение АД описывается системой из пяти нелинейных дифференциальных уравнений. Однако структура АД существенно упрощается, если в качестве входного воздействия рассматривать не напряжение, а ток. Целесообразно также в данном случае использовать вращающуюся систему координат X, Y и ось Y связать с вектором тока статора \vec{i}_s . Тогда при отсутствии на валу момента сопротивления поведение АД можно описать следующей системой дифференциальных уравнений:

$$D\omega = \frac{1,5L}{L_2 I} 12 i_s \Psi_{2x} ;$$

$$\left. \begin{aligned} D\Psi_{2x} &= -\frac{1}{T_2} \Psi_{2x} + \omega_i \Psi_{2y} - \omega \Psi_{2y}; \\ D\Psi_{2y} &= \frac{L_{12}}{T_2} i_s - \omega_i \Psi_{2x} + \omega \Psi_{2x} - \frac{1}{T_2} \Psi_{2y}, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где D – символ дифференцирования; ω – угловая электрическая скорость ротора; Ψ_{2x}, Ψ_{2y} – проекции вектора потока сцепления ротора; I – приведенный момент инерции; ω_i – угловая скорость вектора тока статора; L_{12} – взаимная индуктивность между статором и ротором; L_2 – полная индуктивность обмотки ротора; T_2 – электромагнитная постоянная времени ротора.

Линеаризовав уравнения системы (1) и предполагая $\omega_i = \text{const}$, получим:

$$\begin{aligned} D\omega &= \frac{1,5L_{12}}{JL_2} i_{s0} \Psi_{2x} + \frac{1,5L_{12}}{JL_2} \Psi_{2x0} i_s; \\ D\Psi_{2x} &= -\frac{1}{T_2} \Psi_{2x} + \omega_i \Psi_{2y} - \omega_0 \Psi_{2y} - \omega \Psi_{2y0}; \\ D\Psi_{2y} &= \frac{L_{12}}{T_2} i_s - \omega_i \Psi_{2x} + \omega_0 \Psi_{2x} + \Psi_{2x0} \omega - \frac{1}{T_2} \Psi_{2y}. \end{aligned}$$

Введем далее следующие обозначения для переменных состояния АД: $\omega = X_1$; $\Psi_{2x} = X_2$; $\Psi_{2y} = X_3$. Тогда последняя система уравнений в матричной форме будет иметь вид

$$\dot{X} = AX + Bi_s,$$

где

$$X^T = [X_1 X_2 X_3]; \quad B^T = \left[\frac{1,5L_{12}}{JL_2} \Psi_{2x0} \quad 0 \quad \frac{L_{12}}{T_2} \right];$$

$$A = \begin{bmatrix} 0 & \frac{1,5L_{12}}{JL_2} i_{s0} & 0 \\ -\Psi_{2y0} & -\frac{1}{T_2} & \omega_i - \omega_0 \\ \Psi_{2x0} & -\omega_i + \omega_0 & -\frac{1}{T_2} \end{bmatrix}$$

При наличии только обратной связи по скорости САУ можно представить следующим в соответствии с рис. 1. Сигнал рассогласования между заданной и действительной скоростью АД $U_3 - \gamma\omega$ выпрямляется, поступает на вход усилителя с коэффициентом усиления β и, учитывая коэффициент передачи датчика тока K_T , сравнивается с действительным значением модуля вектора тока статора. Если разность скоростей отрицательна, обмотки статора АД закорочены, если положительна – подключены к питающей сети. Кроме того, сигнал рассогласования по скорости определяет направление вращения поля АД.

Моделирование на ЦВМ показало, что ее поведение не отвечает требованиям, которые предъявляются к контуру регулирования скорости в позиционных системах высокой точности. В зоне небольших скоростей (особенно при малых моментах инерции) возможно возникновение автоколебаний. Для устранения этого недостатка необходимо использовать обратные связи по переменным X_2 , X_3 . Непосредственное их измерение представляет известную трудность, хотя и применяется в некоторых системах частотного управления.

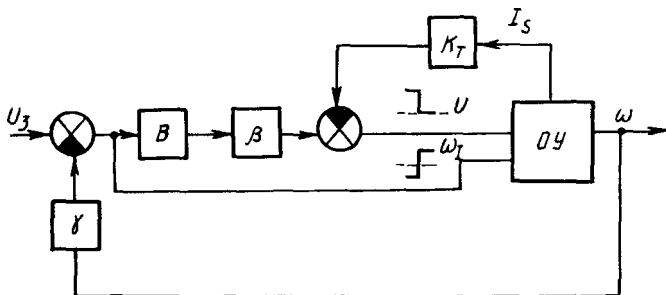


Рис. 1. Структурная схема САУ с обратной связью по скорости.

Более верным решением, на наш взгляд, будет применение наблюдающего устройства (НУ) идентификации [1]. Для его построения необходимо получить информацию о неизмеряемых координатах объекта на основе измеряемых координат, т.е. чтобы объект был наблюдаем. В нашем случае измеряемый выходной сигнал объекта Y запишется следующим образом:

$$Y = CX,$$

где $C = [\gamma \ 0 \ 0]$; γ — коэффициент передачи датчика скорости.

Обозначим оценочное значение переменных состояния \hat{X} , тогда ошибку измеряемой координаты можно определить как $Y - C\hat{X}$. Ошибка через матрицу коэффициентов $L^T = [L_1 \ L_2 \ L_3]$ подается на входы НУ совместно с известным управлением i_s (рис. 2). Определение матрицы L и есть задача синтеза НУ. На основании изложенного можно записать следующее матричное уравнение, определяющее работу НУ:

$$\hat{\dot{X}} = A\hat{X} + L(Y - C\hat{X}) + Bi_s,$$

или

$$\hat{\dot{X}} = (A - LC)\hat{X} + LY + Bi_s.$$

Из последнего выражения можно записать характеристическое уравнение НУ:

$$\det[pI - (A - LC)] = 0,$$

где I — единичная матрица.

$$|pI - (A - LC)| = \begin{vmatrix} p + L_1\gamma - \frac{1,5L_1L_2}{IL_2}i_{s0} & 0 \\ \Psi_{2y0} + L_2 & p + \frac{1}{T_2} & -(\omega_i - \omega_0) \\ L_3 - \Psi_{2x0} & \omega_i - \omega_0 & p + \frac{1}{T_2} \end{vmatrix} \quad (2)$$

На основании (2) выберем коэффициенты матрицы L таким образом, чтобы обеспечивалась устойчивость НУ во всем диапазоне изменения $i_{s0}, \omega_0, \Psi_{2x0}, \Psi_{2y0}$, а быстродействие было примерно на порядок выше.

Предполагалось, что угловая скорость вектора тока статора ω_i постоянна. Однако это справедливо лишь в установившемся режиме работы АД, когда $\omega_i = \pm 2\pi f_c$, где f_c — частота питающей сети.

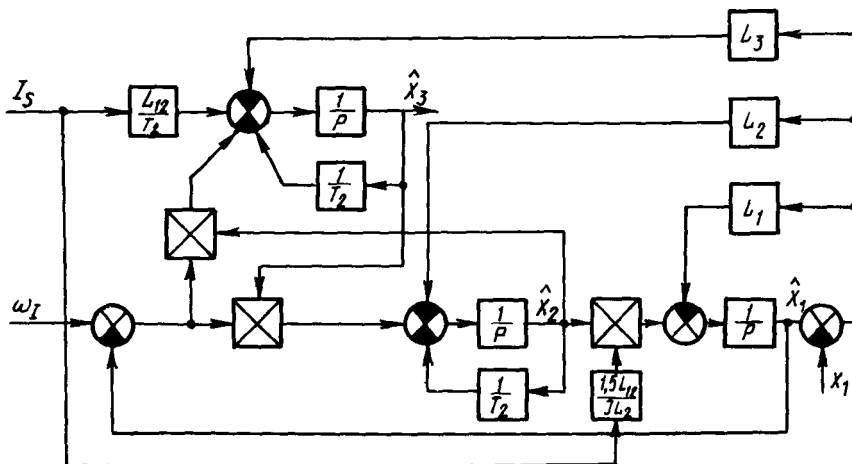


Рис. 2. Структурная схема наблюдателя.

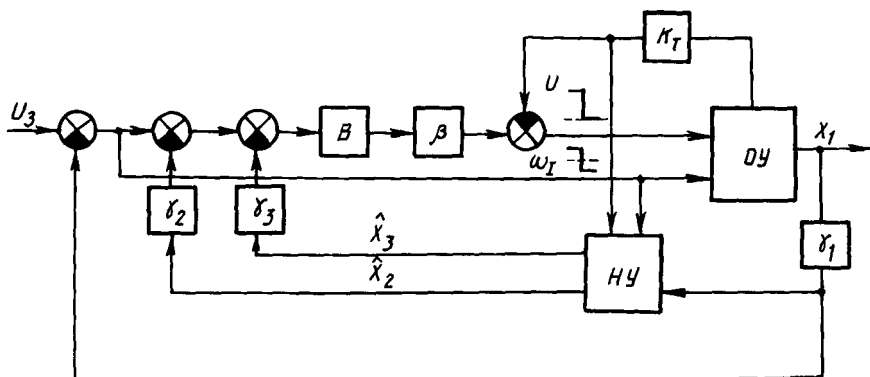


Рис. 3. Структурная схема САУ с наблюдающим устройством.

Запишем окончательное выражение для определения точного значения ω_i :

$$\omega_i = \frac{2}{\sqrt{3}} (i_a D i_b - i_b D i_a) / i_s^2,$$

где i_a, i_b — мгновенные значения соответствующих фазных токов статора.

Таким образом, практическая реализация НУ предполагает два решения: либо подавать на вход установившееся значение ω_i для данного порядка чередования фаз, полагаясь на действие обратных связей НУ, либо подавать предварительно вычисленное точное значение ω_i .

Получив в результате полную информацию о векторе состояния X , можно затем исследовать несколько вариантов построения САУ. Например, рассматривать каналы управления током и направлением вращения поля раздельно и использовать обратные связи по переменным состояния в обоих каналах. На рис. 3 изображено использование обратных связей по переменным X_2, X_3 применительно к токовому входу.

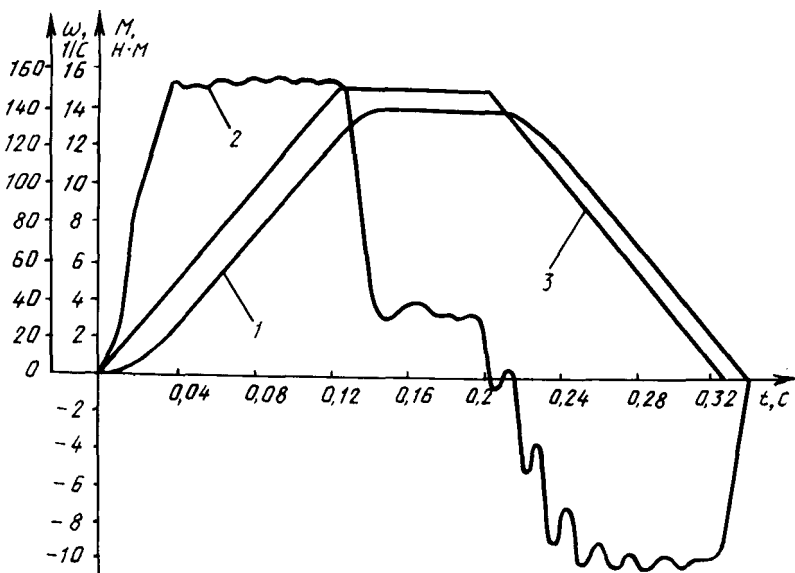


Рис. 4. Кривые скорости (1) и момента (2) электропривода, обрабатывающего сигнал задания скорости (3).

Предварительные расчеты на ЦВМ свидетельствуют о достаточно высоком качестве работы системы в установившемся и переходных режимах; предстоит экспериментальное исследование. Изложенные принципы построения САУ АД могут быть полезны при проектировании частотного электропривода. В этом случае канал управления частотой вращения поля будет аналоговым, что позволит использовать такие системы при длительной работе на пониженных скоростях за счет снижения потерь в электродвигателе. На рис.4 приведены кривые скорости и момента электропривода, синтезированной на основе изложенных принципов, при обработке сигнала задания по скорости. Расчет проводился на ЦВМ для электропривода со следующими параметрами: номинальная мощность электродвигателя $P_n = 3$ кВт; статический момент нагрузки $M_c = 3$ н·м; суммарный момент инерции $I = 0,01$ кг·м².

Полученные переходные процессы показывают, что описанная структура электропривода обеспечивает высокое быстродействие и точность позиционирования.

ЛИТЕРАТУРА

1. Кузиков Н.Т. Модальное управление и наблюдающие устройства. — М., 1976. — 184 с.

УДК 62-83:681.513.5

Ю.В.ЛОПАТИН, В.Л.АНХИМЮК, д-р техн.наук,
В.И.ПАНАСЮК, д-р техн.наук, В.С.ЮДЕНКОВ (БПИ)

ОПТИМАЛЬНОЕ ПО ПОЛНЫМ ПОТЕРЯМ УПРАВЛЕНИЕ ПОЗИЦИОННЫМ ЭЛЕКТРОПРИВОДОМ

Динамика электропривода постоянного тока описывается дифференциальным уравнением в нормированной форме [1]

$$\frac{dv}{dt} = i\varphi - \mu, \quad \mu = \text{const},$$

где v — скорость вращения выходного вала двигателя; μ — момент статического сопротивления; i — ток якоря; φ — магнитный поток. На основе магистрального подхода [2] при ограничениях

$$v \leq v_{\max}, \quad |i| \leq i_m,$$

$$0 \leq \varphi \leq \varphi_m; \quad |\varphi \cdot v + i\rho| \leq u_m,$$

где u_m, i_m — максимальные напряжение и ток цепи якоря; ρ — активное сопротивление якоря, аналитически определен оптимальный по быстродействию

$$T = \int_0^T dt \rightarrow \min.$$

При заданных уровнях полных потерь

$$Q = \int_0^T (i^2\rho + \gamma_1\varphi^2 + \Delta P'_m) dt = \int_0^T \Delta P dt \leq Q_{\text{доп}},$$

$$\gamma_1 = \gamma\rho, \quad \Delta P'_m = \Delta P_m\rho, \quad \gamma = k + s(v),$$

где k — согласующий коэффициент; $s(v)$ — коэффициент, отражающий потери в стали; ΔP_m — слагаемое, отражающее механические потери, и производительности

$\theta = \int_0^T v dt = \theta_{\text{зад}}$ — позиционный процесс. Комплексный критерий качества выразим в виде

$$I = \int_0^T (\lambda_1 \Delta P + \lambda_2 - \lambda_3 v) dt =$$

$$= \int_0^T (\lambda_1' \Delta P' + \lambda_2 - \lambda_3 \nu) dt \rightarrow \min, \quad (1)$$

$$\Delta P' = i^2 + \gamma \varphi^2 + \Delta P_M, \quad \lambda_1' = \lambda_1 \rho,$$

где $\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3$ — неотрицательные весовые коэффициенты.

Решение находим из выражения

$$\{i_+^*, \varphi_+^*\} = \underset{i, \varphi}{\operatorname{argmin}} F^* \quad (2)$$

при $i\varphi - \mu > 0$ — для разгона, имеющего место при достижении ν значения ν_{II} , которое определяется условием

$$2\beta + \alpha \geq 0 \quad (3)$$

и по выражению

$$\{i_-^*, \varphi_-^*\} = \underset{i, \varphi}{\operatorname{argmin}} (-F^*) = \underset{i, \varphi}{\operatorname{argmax}} F^* \quad (4)$$

при $i\varphi < \mu$ — для торможения, где

$$F^* = \frac{i^2 + \varphi_1^2 + \alpha}{i\varphi_1 - \beta_1} \lambda_1' \sqrt{\gamma}, \quad \varphi_1 = \varphi \sqrt{\gamma}, \quad \beta = \mu \sqrt{\gamma},$$

$$\gamma = k + s(\nu) > 0; \quad \alpha = \Delta P_M + \frac{\lambda_2 - \lambda_3 \nu}{\lambda_1'}$$

При разгоне из (1) имеем

$$\varphi_+^* = \varphi_m,$$

$$i_+^* = \min \left\{ i_m, \frac{\mu}{\varphi_+^*} + \sqrt{\left(\frac{\mu}{\varphi_+^*}\right)^2 + (\varphi_+^*)^2 \gamma + \alpha} \right\}, \quad (5)$$

если $i_m \geq \varphi_m \sqrt{\gamma}$.

Если же $i_m < \varphi_m \sqrt{\gamma}$, то

$$i_+^* = i_m, \quad \varphi_+^* = \min \left\{ \varphi_m, \frac{\mu}{i_+^*} + \sqrt{\left(\frac{\mu}{i_+^*}\right)^2 + \frac{(i_+^*)^2}{\gamma} + \frac{\alpha}{\gamma}} \right\}. \quad (6)$$

Когда $u > u_m$, то из условия $\frac{\partial F^*}{\partial i} = 0$ получаем

$$i_+^* = p + \sqrt{p^2 - q}, \quad \varphi_+^* = \frac{u_m - \rho i_+^*}{\nu}, \quad (7)$$

где

$$p = \frac{\mu \nu (\lambda_1' \nu^2 + b \rho^2) - \rho (c \nu^2 + b u_m^2)}{u_m (\lambda_1' \nu^2 - b \rho^2)},$$

$$q = \frac{2\mu b \rho \nu - c \nu^2 - b u_m^2}{\lambda_1' \nu^2 - b \rho^2}, \quad b = \gamma \lambda_1'; \quad c = \alpha \lambda_1'.$$

Режим торможения начинается с пассивной зоны $i_-^* = 0, \varphi_-^* = 0$, которая длится при снижении ν от $\nu = \nu_{\text{п}}$ до $\nu = \nu_{\text{к}}$, удовлетворяющего неравенству $\alpha \geq 2\beta$, и заканчивается активной зоной, где

$$\varphi_-^* = \varphi_m \quad i_-^* = \max \left\{ -i_m, \frac{\mu}{\varphi_-^*} - \sqrt{\left(\frac{\mu}{\varphi_-^*}\right)^2 + (\varphi_-^*)^2 \gamma + \alpha} \right\}, \quad (8)$$

а при невыполнении $i_m \geq \varphi_m \sqrt{\gamma}$

$$i_-^* = -i_m, \quad \varphi_-^* = \min \left\{ \varphi_m, \frac{\mu}{i_-^*} + \sqrt{\left(\frac{\mu}{i_-^*}\right)^2 + \frac{(i_-^*)^2}{\gamma} + \frac{\alpha}{\gamma}} \right\} \quad (9)$$

при $|u| < u_m$. Если же $u \geq u_m$, то

$$i_-^* = p - \sqrt{p^2 - q}, \quad \varphi_-^* = \frac{u_m - i_-^* \rho}{\nu},$$

а в случае, если $u = -u_m$, то

$$i_-^* = \bar{p} - \sqrt{\bar{p}^2 - q}, \quad \varphi_-^* = \frac{-u_m - \rho i_-^*}{\nu}, \quad (10)$$

где $\bar{p} = -p$.

На основе полученных аналитических выражений φ и i при оптимальном управлении электроприводом предлагается следующий алгоритм, пригодный для микропроцессорной реализации.

Считаем, что первоначально определен признак участка разгона магистрали $k = 1$.

1-й шаг. Ввод $\theta_{\text{зад}}$ — обрабатываемый электроприводом угол, T_{T} — время обработки угла и определение $\lambda_2, \lambda_3, \Delta\theta_{\text{нт}}$ по заранее построенным таблицам, где $\Delta\theta_{\text{нт}}$ — угол начала торможения.

2-й шаг. Вычисление $\nu_{\text{п}}$, исходя из условия (3), и переход к следующему шагу.

3-й шаг. Если $\nu_{\text{п}} > \nu_{\text{max}}$, то корректировка λ_3 из условия, что $\nu_{\text{п}} = \nu_{\text{max}}$, вычисление $\nu_{\text{к}}$ из условия $-2\beta + \alpha \geq 0$. Переход к следующему шагу.

4-й шаг. Если $k > 0$, то переход к следующему шагу, иначе переход к шагу 13.

5-й шаг. Если $\nu_{\text{п}} < \nu_{\text{max}}$, то переход к следующему шагу, иначе переход к шагу 21.

6-й шаг. Если $\nu < \nu_{\text{п}}$, то переход к следующему шагу, иначе переход к шагу 12.

7-й шаг. Если $\rho i_+^* + \varphi_+^* \nu \leq u_m$, то переход к следующему шагу, иначе переход к шагу 11.

8-й шаг. Если $i_m \leq \varphi_m \sqrt{\gamma}$, то переход к следующему шагу, иначе переход к шагу 10.

9-й шаг. Вычисление i_+^*, φ_+^* по формулам (6), переход к шагу 18.

10-й шаг. Вычисление i_+^{**}, φ_+^{**} по формулам (5), переход к шагу 18.

11-й шаг. Вычисление i_+^*, φ_+^* по формулам (7), переход к шагу 18.

12-й шаг. $k = -1$ и переход к следующему шагу.

13-й шаг. Если $\nu = \nu_{\text{к}}$, то переход к следующему шагу, иначе — к шагу 15.

14-й шаг. $i_-^* = 0, \varphi_-^{**} = 0$ и к шагу 18.

15-й шаг. Если $i_-^* \leq 0$, то переход к следующему шагу, иначе – к шагу 7.

16-й шаг. Если $|\rho i_-^* + \nu \varphi_-^*| \leq u_m$, то к следующему шагу, иначе – к шагу 19.

17-й шаг. Вычисление i_-^* , φ_-^* по (10) и к шагу 18.

18-й шаг. Если $\nu < 0$, то $K = 1$ и к шагу 23, иначе – к шагу 4.

19-й шаг. Если $i_m \geq \varphi_m \sqrt{\gamma}$, то вычисление по формулам (8) и переход к шагу 18, иначе переход к следующему шагу.

20-й шаг. Вычисление i_-^* , φ_-^* по формулам (9) и переход к шагу 18.

21-й шаг. Если $\theta_{зад} - \theta - \Delta\theta_{нт} \leq 0$, то $K = -1$ и переход к шагу 13, иначе переход к следующему шагу.

22-й шаг. Вычисление φ^* из $\frac{\partial F}{\partial \varphi} = 0$, $i^2 = (\frac{\mu}{\varphi})^2$, где $F = \lambda'_1 \Delta P' + \lambda_2 - \lambda_3 \nu$ и $i^* = \frac{\mu}{\varphi^*}$. Откуда получаем

$$i^* = \frac{\mu}{\varphi^*}, \quad \varphi^* = \sqrt[4]{\frac{\mu^2}{\gamma}}$$

и переход к шагу 4.

23-й шаг. Останов.

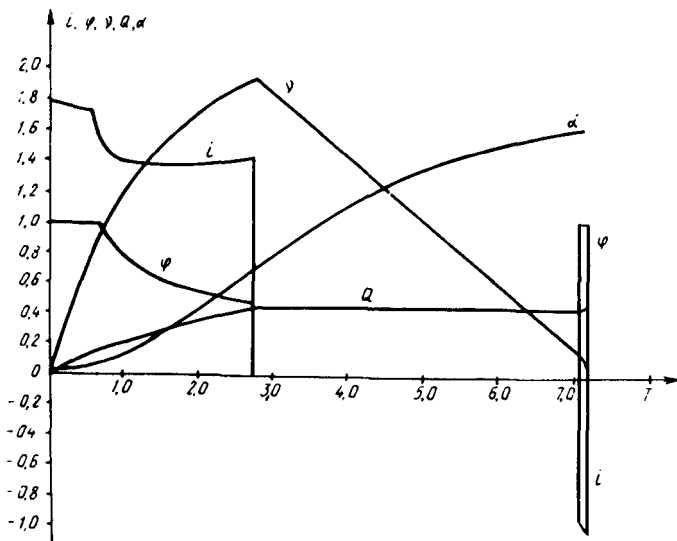


Рис. 1. График процесса позиционирования, оптимального по полным потерям.

Алгоритм справедлив при относительно малых моментах сопротивления, удонстворяющих условиям

$$\mu \leq \sqrt{\gamma} \varphi_m^2, \quad \mu \leq \frac{i_m^2}{\sqrt{\gamma}}.$$

По приведенному алгоритму составлена программа и проведено моделирование оптимального процесса на ЭВМ ЕС-1022. На рис. 1 представлен график из-

менения тока якоря, потока возбуждения, угловой скорости, угла поворота вала двигателя и полных потерь при оптимальном управлении в процессе позиционирования, полученный при $i_m = 3$; $\varphi_m = 1$; $u_m = 1,24$; $v_m = 2$; $\mu = 0,4$; $\Delta x = 0,001$; $\rho = 0,23$; $\Delta P_M = k_1 v$, где $k_1 = 0,05$; $\gamma = k + k_2 v^2$, где $k = 0,29$; $k_2 = 0,1$; $\rho_B = 1,158$; $\lambda'_1 = 1,4925$; $\lambda_2 = 0,8$; $\lambda_3 = 1,0$. Для этого процесса имеем $v_{II} = 1,9$; $v_K = 0,16$; $T_1 = 7,197$; $\theta_1 = 7,951$; $Q_1 = 2,28$.

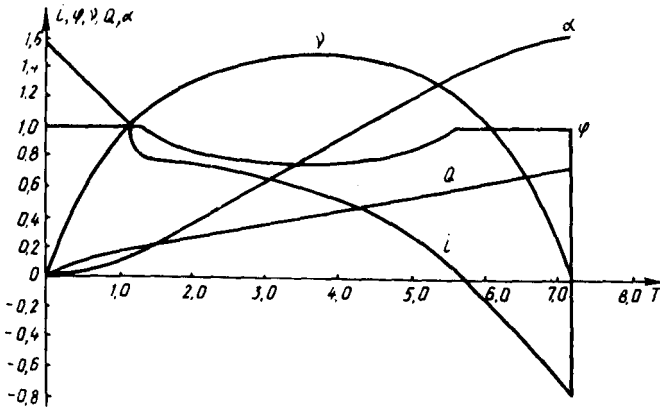


Рис. 2. График процесса позиционирования, учитывающего потери только в обмотке якоря.

Сравним процесс $i_2, \varphi_2, \theta_2, Q_2, v_2$, изображенный на рис. 2, оптимальный только по потерям в цепи якоря [1-3], который получен по тому же алгоритму, но при $\gamma = 0, \lambda_1 = 1,0; \lambda_2 = 1,2; \lambda_3 = 1,0$. Для этого процесса имеем $v_{II} = 1,48$; $T_2 = 7,197$; $\theta_2 = 7,946$; $Q_2 = 3,636$.

Видно, что этот процесс не имеет зоны свободного выбега, и при всех остальных параметрах, одинаковых с параметрами процесса на рис. 1 (T, θ), проигрывает ему по полным энергопотерям:

$$\Delta Q = \frac{Q_2 - Q_1}{Q_2} 100\% = 37\%.$$

Кроме (1), динамика двигателя постоянного тока (ДПТ) описывается еще одним уравнением

$$u_B = i_B \rho_B + h \frac{d\varphi}{dt}, \tag{11}$$

где u_B, i_B, ρ_B, h — напряжение, ток, сопротивление и постоянная времени цепи возбуждения.

Считаем, что существует линейная зависимость

$$i_B = \beta_1 \varphi.$$

Тогда, вычисляя φ из (11), появляется возможность полного аналитического

решения задачи. Выражение для φ на участках согласования магистралей между собой имеет следующий вид:

$$\varphi = e^{-\int \frac{\beta_1 \rho_B}{h} dt} \left[c + \int \frac{u_B}{h} e^{\int \frac{\beta_1 \rho_B}{h} dt} dt \right].$$

Учет потерь энергии в цепи возбуждения на участках согласования магистралей увеличил на 0,5 % полные потери по отношению к энергопотерям всего процесса. Инерционностью цепи якоря пренебрегаем, так как влияние этого показателя на оптимальный процесс еще более незначительно.

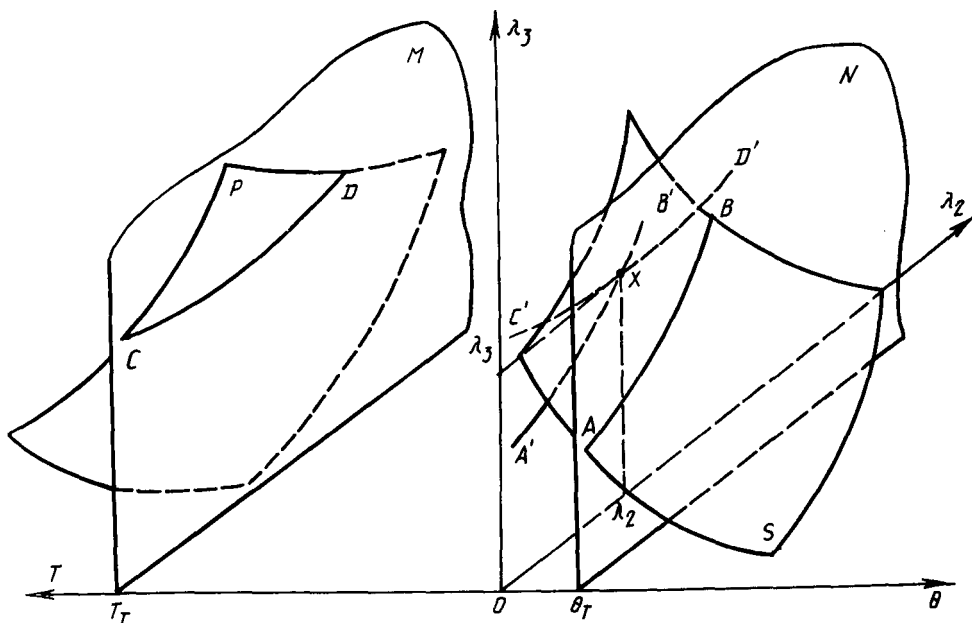


Рис. 3. Выбор весовых множителей.

При выборе неотрицательных весовых множителей один из них пронормируем, т.е. примем равным единице. Например, $\lambda'_1 = 1$. Тогда выбор значений λ_2 и λ_3 можно производить следующим образом. Путем моделирования с оптимальным регулятором строятся поверхности значений θ и T в функции от λ_2 и λ_3 (рис. 3). Затем по заданному углу θ_T и времени его отработки T_T полученные поверхности пересекаются плоскостями, параллельными плоскости, которая образуется осями λ_2, λ_3 . Далее находится точка пересечения проекций сечений этих поверхностей на плоскость параметров λ_2, λ_3 , определяющая значения λ_2, λ_3 . Эти значения соответствуют оптимальному позиционному процессу с θ_T и T_T при минимальных потерях Q .

В результате можно сделать ряд выводов.

Разработан алгоритм оптимального (по полным потерям энергии) управления электроприводом постоянного тока. Сравнение полученного оптимального процесса позиционирования с известным процессом показало значительное снижение энергопотерь (на 37 %). Это говорит о необходимости учета при оптимизации, кроме потерь в якоре, потерь в цепи возбуждения, в стали, а также механических.

Учет инерционности цепи возбуждения на эту оценку влияет незначительно (для рассматриваемого электропривода увеличение энергопотерь в пределах 0,5 %).

Приведем процедуру выбора весовых коэффициентов в критерии качества.

ЛИТЕРАТУРА

1. Петров Ю.П. Оптимальное управление электроприводом с учетом ограничений по нагреву. — Л., 1977. — 143 с. 2. Панасюк В.И. Управление потоком электропривода, оптимальное по полным потерям. — Изв. вузов СССР, 1982, № 7, с. 34–38. 3. Хамитов Ш.Ш. К вопросу определения оптимальных диаграмм тока двигателя постоянного тока. — Докл. АН СССР, 1959, т. 124, № 2, с. 34–38.

УДК 62–83:621.047–83

Г.П.КОМЛИК, канд.техн.наук,
КАИН ХУСЕЙН (БПИ)

ШАГОВЫЙ ЭЛЕКТРОПРИВОД ВЫТЯГИВАНИЯ СЛИТКА ПРИ ГОРИЗОНТАЛЬНОМ НЕПРЕРЫВНОМ ЛИТЬЕ

Разработка электропривода для механизма вытягивания слитка машины горизонтального непрерывного литья (МГНЛ) вызвана необходимостью совершенствовать существующие системы электроприводов с учетом особенностей технологического процесса.

Системы автоматизированного электропривода механизма вытягивания горизонтального слитка должны отличаться плавным изменением скорости слитка в широком диапазоне с определенным темпом разгона и торможения; поддержанием заданной скорости литья с точностью 0,5–1,0 % во всем диапазоне скоростей и нагрузок; обеспечением необходимых режимов работы МГНЛ (режимы "введение затравки", "вытягивание слитка" и ручной режим).

Особенностями работы электропривода в режиме "введение затравки" являются движение затравки с постоянной скоростью и необходимость реверсирования приводного двигателя. При "вытягивании слитка" происходит вытягивание затравки со слитком, отделение затравки и ее удаление и рабочий режим периодического вытягивания слитка, который может продолжаться длительное время. В ручном режиме производится опробование работы механизма вытягивания с электроприводом на холостом ходу.

В практике непрерывного литья все более широко используется режим вытягивания с повышенной частотой извлечения слитка и малым шагом. Такой режим способствует образованию мелкозернистой кристаллической

структуры слитка, повышению его механических свойств и улучшению качества поверхности, а также стабилизации процесса литья. Это связано с увеличением количества центров кристаллизации в зоне затвердевания расплава под действием повышенной частоты и уменьшением трения между образующейся корочкой металла и кристаллизатором [1].

Для механизма вытягивания, работающего в периодическом (старт-стопном) режиме и обеспечивающего дискретное перемещение слитка на малое расстояние с повышенной частотой, перспективным является силовой шаговый электропривод [2]. При этом управление двигателем осуществляется от преобразователя. Двигатель работает в циклическом режиме: пуск — торможение — пауза.

Современные быстродействующие шаговые двигатели (ШД) являются разновидностью синхронных электродвигателей с частотным регулированием скорости. Их обмотки возбуждаются прямоугольными импульсами напряжения с изменяющимися в широких пределах скважностью и частотой. В отличие от обычных синхронных двигателей ШД входят в синхронизм из состояния покоя без скольжения и тормозятся без выбега ротора. Этим обеспечиваются в рабочем диапазоне частот внезапный пуск, остановка и реверс без пропуска шагов (без потери информации).

Анализ [3, 4] основных характеристик и свойств ШД различных типов позволяет сделать вывод о целесообразности применения ШД индукторного типа в природе вытягивания МГНЛ. Такой выбор объясняется следующими особенностями индукторных ШД: большей по сравнению с другими типами ШД частотой приемистости; бесконтактностью; отсутствием вращающихся токообъемных устройств; простотой технологической конструкции двигателя; лучшими динамическими показателями при обработке управляющих сигналов и меньшими динамическими ошибками; малой чувствительностью к вибрациям.

При горизонтальном непрерывном литье широкие возможности открывает применение приводов вытягивания слитка с силовыми пятифазными ШД типа ЕСД. Максимальная частота управления этих двигателей равна 16 кГц, единичный шаг (угол поворота вала) — $0,36^\circ$.

Функциональная схема этого электропривода приведена на рис. 1. Блок питания (БП) состоит из стабилизированного источника питания цепей блоков возбуждения, индикации и управления, а также источника питания для возбуждения шагового двигателя (ШД). Ламповая индикация возбуждения фаз блока индикации (БИ) показывает возбуждение фаз шагового двигателя и включается-выключается по сигналам от блока возбуждения (БВ). По сигналам от формирователя периодического режима работы (ФПРР) включается индикация времени вытягивания τ_B и времени остановки τ_0 . Блок возбуждения (БВ) состоит из пяти промежуточных усилителей (ПУ) и усилителей мощности (УМ). Блок управления (БУ) состоит из формирователя периодического режима работы (ФПРР), устройства управления режимами (УУР), формирователя коэффициентов деления (ФКД), выходного делителя частоты (ВДЧ) и распределителя импульсов (РИ).

Основной функцией ФПРР является отсчет интервалов τ_B и τ_0 . ФПРР представляет собой инициальный дискретный автомат с одной или несколькими обратными связями, в которые включены управляемые устройства задержки.

УУР способствует созданию необходимых технологических режимов работы электропривода и координирует работу БУ в соответствии с сигналами, поступающими от ФПРР и ФКД. Формирователь коэффициентов обеспечивает последовательность коэффициентов, соответствующих требуемому типу и наклону характеристики разгона и торможения ШД и заданным начальной $f_{y,нач}$ и максимальной $f_{y,маx}$ частотам управления. Текущее значение частоты поступает с регулируемого ВДЧ на вход РИ. Значения $\tau_B, \tau_O, f_{y,нач}, f_{y,маx}$, типа и наклона характеристики разгона и торможения задаются соответствующими программными переключателями.

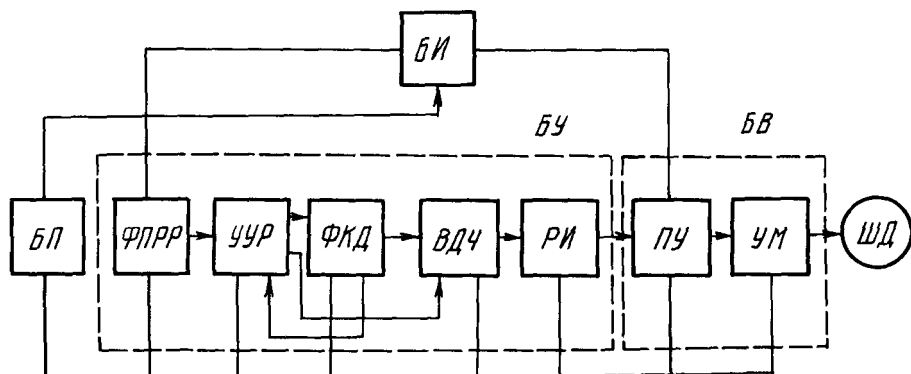


Рис. 1. Функциональная схема шагового электропривода.

Для стабильности процесса литья на МГНЛ и ограничения динамических нагрузок, разрушающих начальную корку отливки, целесообразно задавать симметричный график изменения скорости вытягивания отливки. Этим будет обеспечиваться как плавное нарастание, так и убывание скорости. Кроме того, специфика работы ШД в режимах пуска и торможения также требует регулирования управляющей частоты. Поэтому разработанная система управления позволяет корректировать закон изменения частоты управления f_y ШД, а следовательно, и закон изменения скорости вытягивания в зависимости от требуемых режимов вытягивания и других технологических условий.

Рассмотренная система реализует закон изменения частоты управления ШД, который аппроксимируется следующими функциями:

при разгоне

$$f_{y,ip} = f_{y,нач} [(i_p + B_p) / (1 + B_p)]^{C_p}$$

и при торможении

$$f_{y,it} = f_{y,маx} [(B_T - i_T) / (B_T - 1)]^{C_T}$$

где $f_{y,ip}, f_{y,it}$ — частота управления, соответствующая i -му импульсу при разгоне или торможении; i_p, i_T — номер импульса управляющей частоты при разгоне или торможении; B_p, B_T — коэффициенты, определяющие наклон характеристик разгона и торможения; C_p, C_T — коэффициенты, определяющие тип характеристик разгона и торможения.

Изменяя коэффициенты C_p, C_T , можно изменять степень и направление выпуклости функции $f_y[i]$ (рис. 2), а наклон характеристики при заданных C_p, C_T можно регулировать изменением коэффициентов B_p, B_T . Это позволяет управлять динамическими режимами электропривода по оптимальным траекториям, зависящим от нагрузки и момента инерции на валу ШД, шага и скорости вытягивания слитка, энергосиловых и теплофизических процессов в кристаллизаторе.

Применение шагового электропривода с описанной системой управления способствовало получению высокой точности параметров вытягивания,

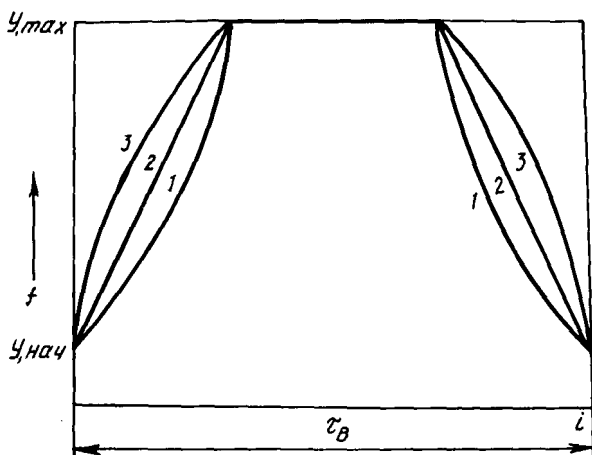


Рис. 2. График $f_y[i]$:
 1 $-C_p, C_T > 1$; 2 $-C_p, C_T = 1$; 3 $-C_p, C_T < 1$.

обеспечению равномерной мелкозернистой структуры заготовки и высокой стабильности процесса. Разработанный привод значительно расширяет диапазон параметров вытягивания (шаг вытягивания $S \geq 0,18$ мм; $\tau_B = \tau_0 = 0,01 - 99,99$ с; $f_y \leq 16$ кГц). Он обладает высокими технико-экономическими показателями и по своим эксплуатационным характеристикам не уступает лучшим мировым аналогам. Этот электропривод позволяет повысить производительность МГНЛ, улучшить качество и расширить сортамент отливаемых заготовок. Высокая точность и значительный диапазон изменения параметров вытягивания (особенно частоты вытягивания слитка) дали возможность рекомендовать его для широкого внедрения на МГНЛ цветных металлов, а также чугуна и стали. Наиболее рациональным является применение шагового электропривода при изготовлении отливок сложного профиля и тонкостенных, так как его динамические свойства и система управления обеспечивают малые дискретные перемещения слитка при высокой частоте вытягивания.

Электропривод внедрен и успешно работает на МГНЛ алюминиевых полуфабрикатов управления "Грузвторцветмет" и установке непрерывного литья композиционных материалов ПО "Киевтрактородеталь". Экономический эффект от его внедрения на одной машине составляет 15–20 тыс.руб. в год.

ЛИТЕРАТУРА

1. Кац А.М., Соловьева Н.С., Крапивина Т.Г. Совершенствование непрерывного литья слитков в кристаллизаторы скольжения. – Цветные металлы, 1975, № 10, с. 61–63.
2. Комлик Г.П., Туттов В.И. Привод механизмов вытягивания слитка на установках горизонтального непрерывного литья. – Цветная металлургия, 1978, № 11, с. 51–53.
3. Дискретный электропривод с шаговыми двигателями/Под общ. ред. М.Г.Чиликина. – М., 1971. – 624 с.
4. Луценко В.Е., Рубцов В.П. Электропривод и автоматизация промышленных установок. – М., 1976, т. 6. – 124 с.

УДК 62.83:621.9

Г.И.ГУЛЬКОВ, М.Ф.ЗУХЕЙРИ, Г.М.РЫЧКОВ,
Ю.Н.ПЕТРЕНКО, канд.техн.наук (БПИ)

ЧАСТОТНЫЙ ЭЛЕКТРОПРИВОД ГЛАВНОГО ДВИЖЕНИЯ ТОКАРНОГО СТАНКА

Механическая обработка деталей на токарных станках занимает значительное место в машиностроении. Одним из путей повышения эффективности металлообработки является оптимизация режимов резания. При токарной обработке торцевых поверхностей деталей режим точения с постоянной скоростью резания является оптимальным с точки зрения повышения производительности труда. Для стабилизации скорости резания необходимо по мере уменьшения диаметра детали увеличивать угловую скорость шпинделя. Выбор регулируемого частотного электропривода рассмотрим применительно к вертикальному токарному полуавтомату модели СМ780, который предназначен для обработки деталей типа "фланец".

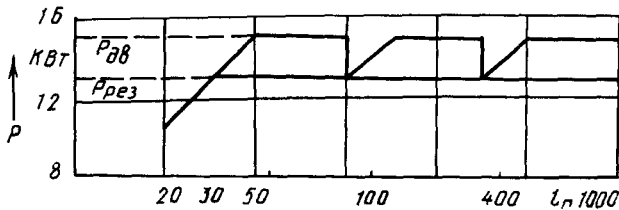


Рис. 1. Диаграмма регулирования привода.

В настоящее время регулирование скорости на станке осуществляется ступенчато в диапазоне $D = 32$. Причем переключение ступеней коробки скоростей в небольшом диапазоне ($D_1 = 5,56$) осуществляется автоматически. Привод главного движения токарных станков в верхней части диапазона требует регулирования скорости с постоянной мощностью резания ($D_p = 25,7$). В нижней части диапазона регулирование скорости осуществляется при постоянном моменте нагрузки ($D_m = 1,23$). Необходимая диаграмма регулирования привода шпинделя изображена на рис. 1.

Относительное сокращение машинного времени T_M^* за счет ступенчатого регулирования скорости при торцевой обработке можно определить по формуле

$$T_M^* = \frac{T_{Mn} - T_{Mv}}{T_{Mn}} = 1 - \frac{\varphi(D+1)}{D(\varphi+1)}, \quad (1)$$

где T_{Mn} – машинное время при обработке с постоянной частотой вращения; T_{Mv} – машинное время при обработке с постоянной скоростью резания; φ – плавность регулирования скорости.

Для станка модели СМ780 имеем $T_{M(1)}^* = 0,31$.

Относительное сокращение машинного времени при точении с постоянной скоростью (бесступенчатое регулирование, $\varphi = 1$) можно выразить формулой

$$T_{M(2)}^* = \frac{1}{2} \left(\frac{D-1}{D} \right) = 0,484.$$

Таким образом, возможное сокращение относительного машинного времени при торцевой обработке с постоянной скоростью резания для станка модели СМ780 составит (1)

$$(T_{M(2)}^* - T_{M(1)}^*) \cdot 100\% = (0,484 - 0,31) \cdot 100 = 17,4\%.$$

При питании асинхронного двигателя (АД) от преобразователя частоты (ПЧ) регулирование частоты вращения можно осуществить двумя путями: пропорциональным изменением напряжения питания (или ЭДС) и частоты тока статора в диапазоне до номинальной, при этом момент двигателя $M_c = \text{const}$; изменением частоты при постоянстве напряжения (или ЭДС) в диапазоне выше номинальной, при мощности двигателя $P_c = \text{const}$. При таком управлении диапазон регулирования скорости с $M_c = \text{const}$: $D'_p = 5-10$; диапазон регулирования при $P_c = \text{const}$: $D'_p \approx 2$. Так как $D_p > D'_p$, то очевидно, что чисто электрический способ регулирования нуждается в значительном повышении мощности АД. Поэтому целесообразно применить сочетание бесступенчатого электрического и механического ступенчатого регулирования. Число ступеней коробки скоростей, как правило, не должно превышать 4–5, так как при $Z > 5$ мощность двигателя снижается незначительно, а коробка скоростей существенно усложняется.

По условиям механической прочности ротора принимаем диапазон регулирования АД $D'_p = 2$. Технологическая мощность резания на станке $P_{\text{рез}} = 13$ кВт.

Номинальная мощность двигателя с коробкой скоростей третьей ступени определяется из соотношения

$$P_z \geq P_{\text{рез}} \frac{D_p^{1/3}}{D_p^1}; \quad P_z = 19,2 \text{ кВт}. \quad (2)$$

Исходя из P_z , выбираем АД типа 4А180S4У3; $P_n = 22$ кВт.

Для выбранного АД определим возможный диапазон регулирования скорости, для чего воспользуемся методикой, изложенной в [1].

Допустимое значение a , ограниченное перегрузочной способностью $K_{\text{Мд}}$ двигателя, определяется как

$$\alpha_1 = \sqrt{\frac{\delta}{\gamma}}; \quad \delta = \lambda^2 - c^2 d^2 - b^2 l^2; \quad \lambda = \frac{m_1 U_{1н}^2}{2P_{\text{мех}} K_{\text{Мд}}} - r_1;$$

$$\gamma = c^2 l^2; \quad b = r_1 \left(1 + \frac{x'_2}{x_0}\right); \quad c = x_0 \left(\frac{x_1}{x_0} + \frac{x'_2}{x_0} + \frac{x_1 x'_2}{x_0^2}\right);$$

$$d = \frac{r_1}{x_1}; \quad l = 1 + \frac{x_1}{x_0}, \quad (3)$$

где r_1, x_1, x'_2, x_0 — параметры схемы замещения двигателя.

Решив (3) для выбранного двигателя, получим $\alpha_1 = 3,9$. Соответствующее ему значение β можно получить из выражения механической мощности [1]:

$$P_{\text{мех}} = \frac{m_1 U_1^2 r_1^2 \beta (\alpha - \beta)}{(b^2 + c^2 \alpha^2) \beta^2 + 2r_1 r'_2 \alpha \beta + (d^2 + l^2 \alpha^2) r_2'^2}. \quad (4)$$

Отсюда запишем

$$\beta^2 (P_{\text{мех}} b^2 + P_{\text{мех}} c^2 \alpha^2 + m_1 U_1^2 r_2') + \beta \alpha (2P_{\text{мех}} r_1 r'_2 - m_1 U_1^2 r_2') + P_{\text{мех}} (d^2 + e^2 \alpha^2) r_2' = 0. \quad (5)$$

Решение уравнения (5) дает значение β .

Ограничением является также температура обмотки статора двигателя. При независимой вентиляции двигателя температура не будет превышена в случае (2)

$$\Delta P \leq \Delta P_{\text{н}}. \quad (6)$$

Пренебрегая потерями в стали ротора и учитывая, что механические и добавочные потери покрываются за счет механической мощности, можно записать

$$\Delta P = \Delta P_{\text{эл}1} + \Delta P_{\text{эл}2} + \Delta P_{\text{с}}, \quad (7)$$

где $\Delta P_{\text{эл}1}, \Delta P_{\text{эл}2}$ — электрические потери в обмотках статора и ротора соответственно; $\Delta P_{\text{с}}$ — потери в стали статора.

Рассмотрев составляющие потерь, запишем выражение (7) в виде [1]

$$\Delta P = P_{\text{мех}} \frac{\beta}{\alpha - \beta} \left(K_1 + \frac{K_2}{\beta^2}\right) + \frac{\Delta P_{\text{Гн}}}{\alpha} + \Delta P_{\text{вн}} \leq \Delta P_{\text{н}}; \quad (8)$$

где $K_1 = 1 + \frac{r_1}{r_2} \left(1 + \frac{x'_2}{x_0}\right)^2$; $K_2 = \frac{r_1 r'_2}{x_0^2}$; $\Delta P_{\text{Гн}}, \Delta P_{\text{вн}}$ — номиналь-

ные потери на гистерезис и вихревые токи соответственно.

Совместное решение уравнений (4) и (8) дает допустимое значение α в соответствии с условием (6).

Расчет показывает, что потери мощности в АД превысят номинальные при абсолютном скольжении β , большем критического. Следовательно, ограничение по перегрузочной способности является более "сильным".

Определим максимальное значение скорости:

$$\omega_{1 \max} = \omega_{1н} (\alpha_1 - \beta_1) = 592,35 \text{ рад/с.}$$

Тогда допустимый диапазон регулирования АД с $P_{\text{мех}} = \text{const}$ равен

$$D_{\text{д}} = \frac{\omega_{1 \max}}{\omega_{1н}} = 3,84.$$

Если допустимый диапазон регулирования $D_{\text{д}}$ с ограничениями по перегрузочной способности и допустимым потерям значительно превышает первоначально принятое значение $D'_{\text{д}} = 2$, то выбранный двигатель 4А180 S4УЗ в процессе работы будет недогружен. Поэтому имеет смысл проверить двигатель, стоящий в ряду мощностей на ступень ниже.

Результаты расчета для двигателей $P_{\text{н}} = 22$ кВт (4А180 S4УЗ), $P_{\text{н}} = 15$ кВт (4А160 S4УЗ) и $P_{\text{н}} = 18,5$ кВт (4А160М4УЗ) при $Z = 3$ показывают, что для токарного станка модели СМ780 целесообразным является применение АД мощностью $P = 15$ кВт с диапазоном регулирования вверх от основной скорости $\alpha_1 = 2,5$. Диаграмма регулирования, соответствующая выбранному двигателю, приведена на рис. 1.

Таким образом, алгоритм выбора двигателя для приводов главного движения представляет собой следующее

– предварительный выбор приемлемого значения числа ступеней коробки скоростей;

– предварительный выбор диапазона регулирования АД с $P = \text{const}$;

– определение требуемой мощности P_z по формуле (2) и выбор типа АД по каталогу из условия $P_{\text{н}} \geq P_z$;

– уточнение диапазона регулирования при $P = \text{const}$ с ограничениями по потерям и перегрузочной способности на основании параметров схемы замещения выбранного АД;

– если двигатель допускает регулирование в диапазоне, большем выбранного первоначально, производим проверку двигателя меньшей мощности.

Применение частотного электропривода главного движения позволяет расширить технологические возможности станка и повысить производительность металлообработки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Петренко Ю.Н., Гульков Г.И. Регулирование частоты вращения асинхронного двигателя при постоянной мощности. – Электротехника, № 7, 1984, с. 18–19. 2. Чиликин М.Г., Ключев В.И., Сандлер А.С. Теория автоматизированного электропривода. – М., 1979. – 616 с.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ДЛИТЕЛЬНОСТИ ПРОВОДИМОСТИ ТИРИСТОРА

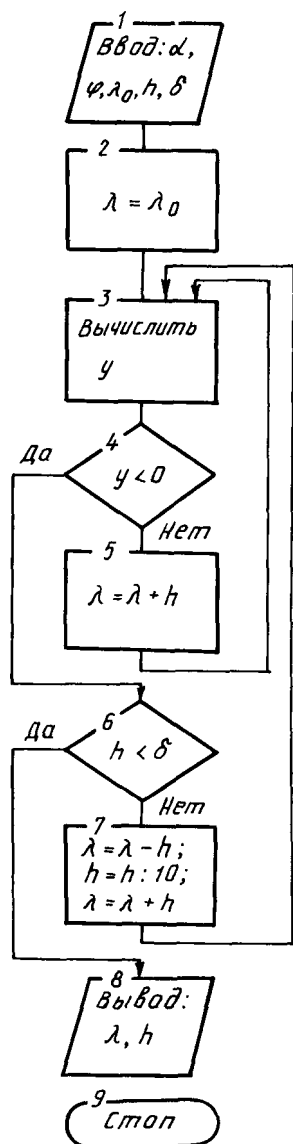


Рис. 1. Алгоритм решения уравнения (1).

При анализе электромагнитных процессов в системах с тиристорными преобразователями в режиме прерывистого тока длительность λ проводимости тиристоров определяется решением известного трансцендентного уравнения:

$$\sin(\lambda + \alpha - \varphi) - \sin(\alpha - \varphi)e^{-\lambda \operatorname{ctg} \varphi} = 0, \quad (1)$$

где α – угол отпирания тиристора ($0 \leq \alpha \leq \pi$); $\varphi = \operatorname{arctg} \frac{\omega L}{R}$; $\omega = 2\pi f$; f – частота питающей сети, Гц; L, R – эквивалентные индуктивность и активное сопротивление в цепи тока, протекающего через тиристор.

Для заданных значений α, f, L, R (или α, φ) уравнение (1) можно решить графически [1] путем построения графика функции

$$y = F(\lambda) = \sin(\lambda + \alpha - \varphi) - \sin(\alpha - \varphi)e^{-\lambda \operatorname{ctg} \varphi}$$

в выбранных границах изменения аргумента λ . При этом для уменьшения затрат времени шаг h изменения аргумента λ можно выбрать вначале большим, а затем (для уточнения формы графика в окрестности корня $F(\lambda)$) вычислять значения функции с дробным шагом h/k ($k > 1$).

При вычислении длительностей λ множества значений α и φ с большой точностью δ целесообразно проводить решение уравнения (1) для каждого значения α и φ с помощью ЦВМ, например по алгоритму рис. 1. Вводимые данные (блок 1): начальное значение длительности $\lambda_0 = \pi - \alpha$, начальный шаг $h = 10$ эл. град. Значение точности δ принимается на порядок меньше требуемой точности определения длительности λ .

С помощью алгоритма, изображенного на рис. 1, определялись зависимости $\lambda = F(\alpha, \varphi)$, которые графически представлены на рис. 2. Анализ расчетных данных показывает, что существует определенная область значений α и φ , в которой λ можно определить с достаточной точностью по формуле

$$\lambda = \pi - \alpha + \varphi. \quad (2)$$

Например, для $\alpha = 20$ эл. град., значения λ , вычисленные по формуле (2), отличаются от значений, вычисленных на ЦВМ, при изменении φ от 0 до 70 эл. град. с погрешностью не более 4%. На рис. 2 область значений α и φ , в которой можно определять значения λ по формуле (2) с погрешностью не более 4%, расположена слева от штриховой линии (на штриховой линии погрешность определения λ составляет 4%).

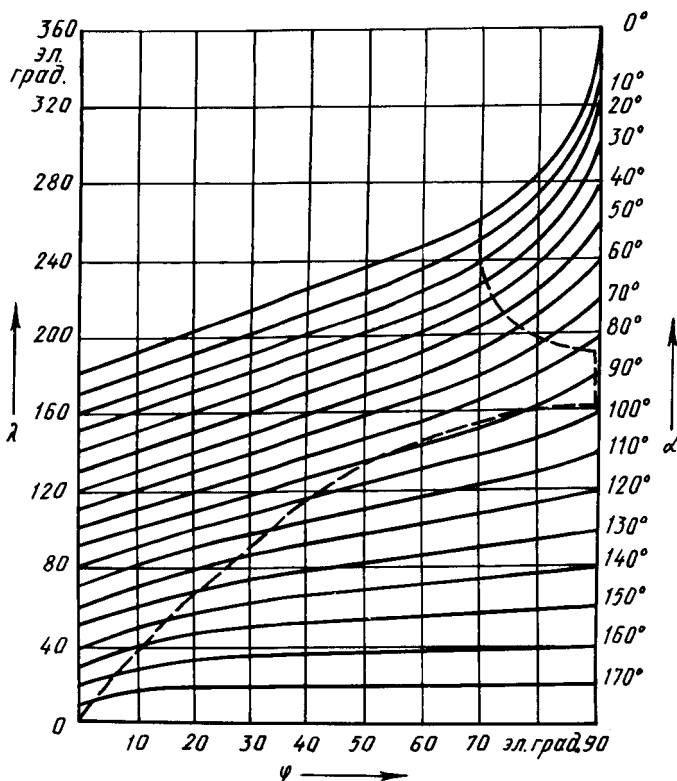


Рис. 2. Зависимости изменения длительности λ от φ для различных значений угла α .

Таким образом, для практических расчетов, не требующих большой точности, значения $\lambda = F(\alpha, \varphi)$ удобно определять по номограммам рис. 2 или по формуле (2) для точек с координатами α и φ , лежащих левее штриховой линии рис. 2 (если допустима погрешность до 4%). Для расчетов с большой точностью целесообразно определять значения λ с помощью ЦВМ (используя, например, алгоритм рис. 1).

ЛИТЕРАТУРА

1. Вычислительная техника в инженерных и экономических расчетах/Под ред. проф. В. В. Анисимова. — М., 1975, с. 302.

ИССЛЕДОВАНИЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ПРОЦЕССОВ ЧАСТОТНОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА НА МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПЕРЕМЕННОЙ СТРУКТУРЫ

Анализ методов моделирования частотно-управляемых электроприводов [1, 2] приводит к выводу, что повышение точности расчета и более полное совпадение результатов моделирования и экспериментальных данных может быть обеспечено моделью привода с переменной структурой.

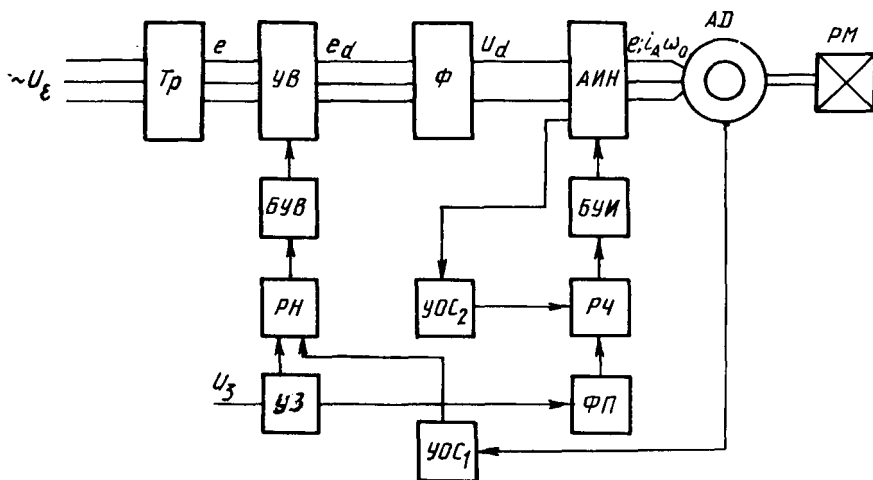


Рис. 1. Структурная схема модели статического образователя частоты.

Модель статического преобразователя частоты представлена на рис. 1 структурной схемой, содержащей следующие звенья: управляемый выпрямитель (УВ), силовой фильтр (СФ), автономный инвертор напряжения (АИН), асинхронный двигатель (АД), рабочий механизм (РМ), устройство заданий (УЗ), регулятор напряжения (РН), блок управления выпрямителем (БУВ), функциональный преобразователь (ФП), регулятор частоты (РЧ), блок управления инвертором (БУИ), устройства обратных связей (УОС1, УОС2). Моделирование системы управления не представляет принципиальных трудностей [1, 2]. При моделировании силовой части в большинстве случаев используются коммутационные функции, что не позволяет учитывать дискретность инвертора и наличие проводимостей в цепях прямого и возвратного токов.

Известно, что в автономном инверторе напряжения, работающем с углом проводимости $\gamma = 180^\circ$, существует 6 сочетаний включения тиристорov. Кроме того, в течение каждого интервала проводимости из-за наличия диодов воз-

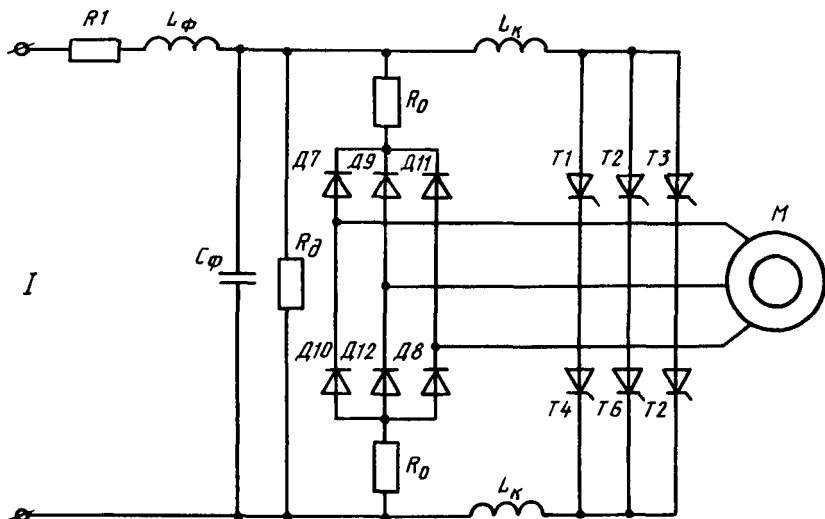


Рис. 2. Схема главных цепей АИН с АД.

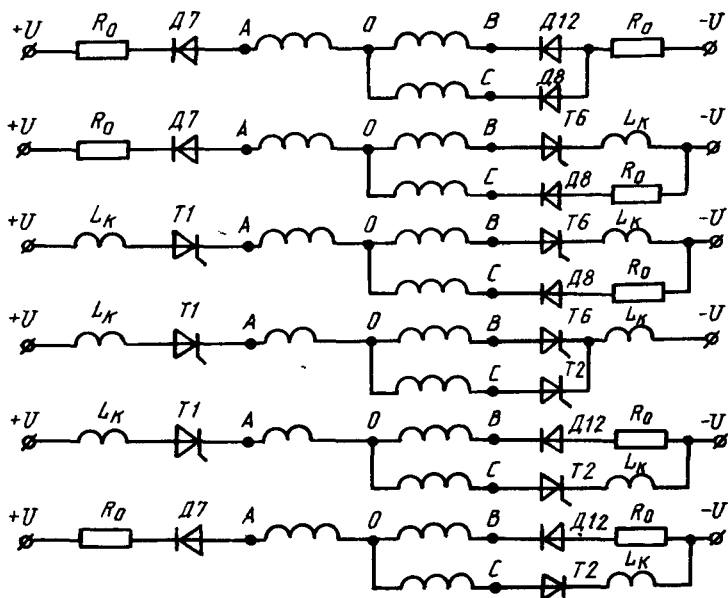


Рис. 3. Схемы переключения АД.

вратного моста возможно 6 вариантов подключений фаз двигателя на напряжение силового фильтра U_{ϕ} . Схема главных цепей АИН с АД приведена на рис. 2.

Схемы подключения двигателя имеют один и тот же вид из-за симметрии цепей фаз для каждого интервала дискретности. Схемы переключения АД при открытых тиристорах 1, 2, 6 в зависимости от мгновенных значений фазовых токов приведены на рис. 3.

Для других интервалов дискретности в приведенных схемах изменится лишь порядок фаз АД. При записи уравнений АД согласно [3] в случае модели без учета дискретности АИН коэффициенты A_{ij} , B_{ij} , C_k будут представлять собой функции параметров схемы замещения АД, а в случае учета дискретности АИН к ним добавляются функции параметров цепей инвертора.

Проведен анализ указанных математических моделей структуры, изображенной на рис. 1, намечены области их применимости для исследования электромагнитных и электромеханических процессов, происходящих в статических преобразователях частоты (СПЧ).

На рис. 4 приведены временные диаграммы скорости, момента и напряжения на фильтре для процессов частотного торможения. На рисунке ω_s означает частоту статора; ω_r , M_3 , U_{ϕ} — соответственно угловую частоту ротора, электромагнитный момент и напряжение на фильтре для модели без учета дискретности АД; ω'_r , M'_3 , U'_{ϕ} — для модели с учетом дискретности.

Из рассмотрения временных диаграмм видно, что в первом случае наблюдаются значительные колебания U_{ϕ} и электромагнитного момента, что не согласуется с экспериментом. В то же время модель дает удовлетворительную сходимость результатов при расчетах установившихся процессов в электроприводе.

Модель с переменной структурой является предпочтительной с точки зрения точности, особенно при исследовании переходных процессов пуска и торможения. В частности имеется возможность определить загрузку по току тиристоров и диодов возвратного моста, определить потери мощности в сопротивлении R_0 , коммутационные перенапряжения в индуктивностях и т.д.

Рассмотрим анализ влияния сопротивления в цепи возвратного моста (R_0) на характер пуска и торможения (табл. 1).

Таблица 1

Параметры процессов пуска и торможения

Статический момент M_c	Относительное сопротивление $R_0/R_{\text{он}}$	Пуск			Торможение		
		Время пуска t_p, c	Напряжение $U_{\phi \text{max}}, B$	Относительный момент M_3/M_n	Время торможения t_T, c	Напряжение $U_{\phi \text{max}}, B$	Относительный момент M_3/M_n
M_n	0	0,547	640	3,3	0,06	580	10
M_n	1/2	0,381	543	2,6	0,06	540	8,1
M_n	1	0,357	480	2,2	0,06	530	7,4
0	0	0,420	670	3,1	0,077	780	8,9
0	2	0,322	480	2,1	0,6	510	6,7

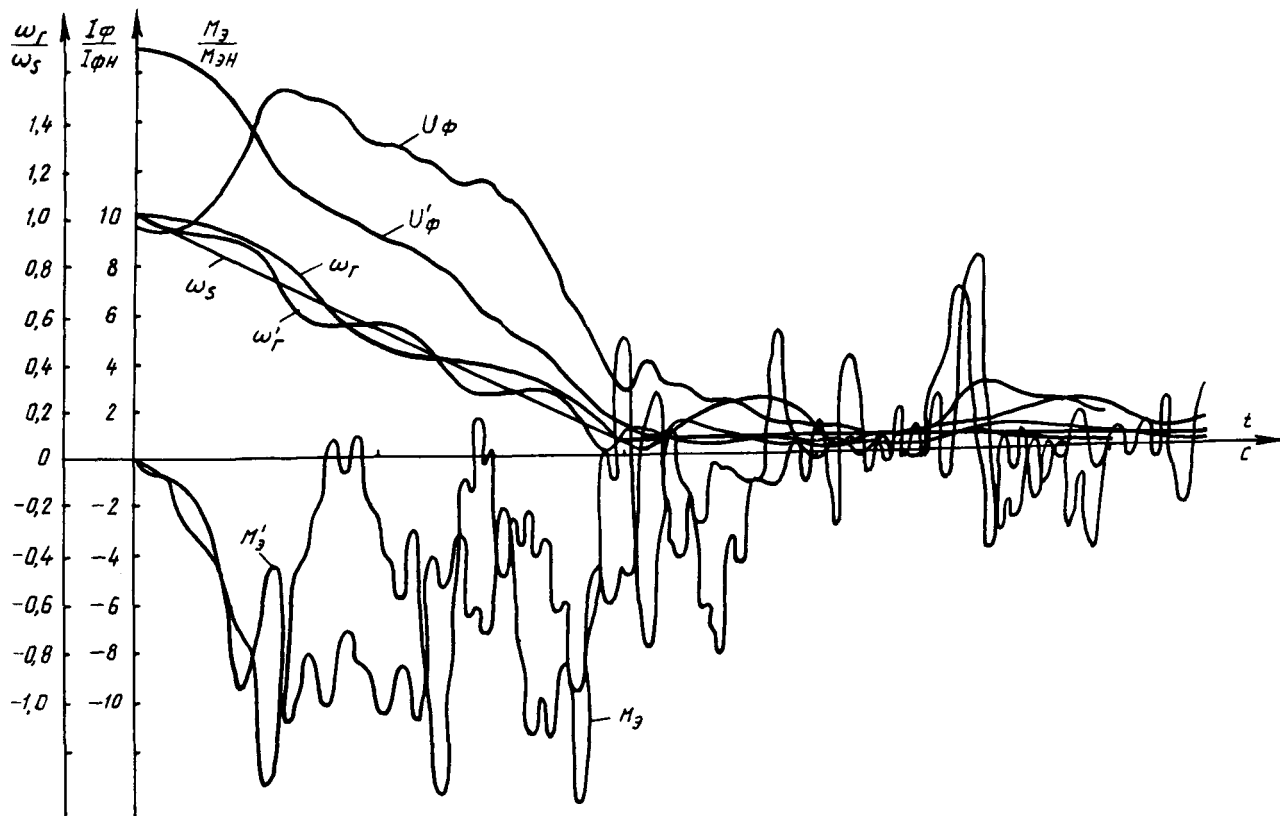


Рис. 4. Временные диаграммы процессов частотного торможения.

Из табл. 1 видно, что с увеличением R_0 в пределах $0 \leq R_0 \leq R_{0н}$ (для исследуемого типа преобразователя $R_{0н} = 0,75 \text{ Ом}$) уменьшается колебательность процессов, снижаются броски пусковых и тормозных моментов. В то же время за счет более плавного характера изменения $M_э$ (увеличение его среднего значения) сокращается время пуска и торможения электропривода.

В расчетах использованы каталожные данные Т-образной схемы замещения АД 4А180М4У3: $R_s = 0,132 \text{ Ом}$; $R_r = 0,0690 \text{ Ом}$; $L_s = 0,045 \text{ Гн}$; $L_r = 0,04563 \text{ Гн}$; $L_m = 0,04423 \text{ Гн}$; суммарный момент инерции привода составляет 1,5 момента инерции двигателя. Для расчетов были также использованы данные серийно выпускаемого преобразователя ЭКТ.

Применение математической модели инвертора переменной структуры позволяет учитывать характер электромагнитных процессов в элементах инвертора, что особенно важно в переходных режимах.

ЛИТЕРАТУРА

1. Структуры систем управления автоматизированными электроприводами/О.П.Ильин, В.И.Панасюк, Ю.Н.Петренко, В.П.Беляев. – Минск, 1978. – 367 с. 2. Ильин О.П., Петренко Ю.Н., Панфилов В.Н. Построение цифровой модели частотного электропривода. – В кн.: Электротехническая промышленность. Электропривод. М., 1981, № 5, с. 1–4. 3. Василевский А.М., Петренко Ю.Н. Исследование на ЦВМ пуско-тормозных режимов частотного электропривода. – В кн.: Научные и прикладные проблемы энергетики. Минск, вып. 11, 1984, с. 96–99.

УДК 62.83.621.9

Л.С.ПИСАРИК, канд.техн.наук,
М.Б.СИЯЗОВ, БРИКИ СМАИН (БПИ)

СХЕМЫ ВЗАИМНОЙ НАГРУЗКИ МАШИН ПОСТОЯННОГО ТОКА

При испытаниях электродвигателя по методу взаимной нагрузки он механически соединяется с нагружающей машиной, составляя с ней двухмашинный агрегат. Якорные цепи машин подключаются к источнику питания, причем схемы подключения могут быть различными.

Произведем сравнительный анализ этих схем. Для общности будем оперировать относительными единицами, приняв за базовые номинальные значения параметров двигателя U_n , I_n , Φ_n , ω_0 (для двигателей независимого и смешанного возбуждения), ω_n значение, граничное для двигателей последовательного возбуждения. Параметры агрегата во всех рассматриваемых далее схемах постоянны: сопротивление якорной цепи каждой машины $\rho = 0,051$, момент собственных потерь агрегата $\mu_0 = 2 \cdot 0,085 = 0,17$. Эти значения являются усредненными для машин независимого возбуждения серии П четырехполюсного исполнения в диапазоне мощностей 11–100 кВт. В агрегате с машинами последовательного возбуждения сопротивление якоря равно половине сопротивления якорной цепи.

При параллельном подключении агрегата к источнику (рис.1) статика схемы описывается следующими уравнениями (записаны для агрегата из двух

одинаковых двигателей независимого возбуждения при сопротивлении источника $R_{и} = 0$):

$$u = \varphi_1 \nu + \rho i_1 ;$$

$$u = \varphi_2 \nu + \rho i_2 ;$$

$$i_1 \varphi_1 + i_2 \varphi_2 - \mu_0 = 0. \quad (1)$$

Положительными направлениями токов и моментов будем считать направления, соответствующие двигательному режиму электрических машин в схеме. Из (1) получены выражения

$$i_1 = \frac{\mu_0 \rho \varphi_1 + u_{и} \varphi_2 (\varphi_2 - \varphi_1)}{\rho (\varphi_1^2 + \varphi_2^2)} ;$$

$$i_2 = \frac{\mu_0 \rho \varphi_2 - u_{и} \varphi_1 (\varphi_2 - \varphi_1)}{\rho (\varphi_1^2 + \varphi_2^2)} ;$$

$$i_{и} = \frac{\mu_0 \rho (\varphi_1 + \varphi_2) + u_{и} (\varphi_2 - \varphi_1)^2}{\rho (\varphi_1^2 + \varphi_2^2)} ;$$

$$\nu = \frac{u_{и} (\varphi_1 + \varphi_2)}{\varphi_1^2 + \varphi_2^2} - \frac{\mu_0 \rho}{\varphi_1^2 - \varphi_2^2} .$$

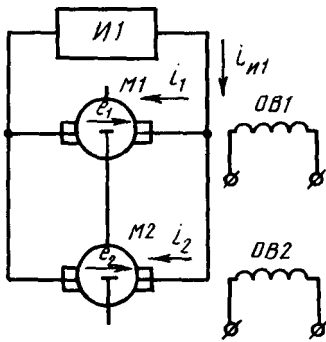


Рис. 1. Схема взаимного нагружения с двигателями независимого возбуждения и параллельным источником.

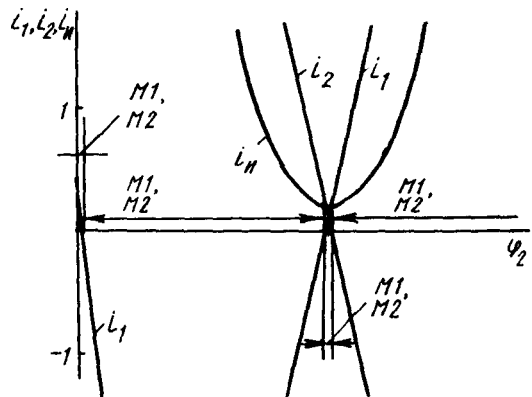


Рис. 2. Характеристики схемы рис. 1.

На рис. 2 представлены зависимости токов машин и источника, а также скорости агрегата для схемы рис. 1 от магнитного потока φ_2 нагружающей машины M2 при испытании двигателя M1 ($\varphi_1 = 1$).

Из рис. 2 видно, что разным значениям φ_2 соответствуют различные режимы работы машин агрегата. Поскольку напряжение на зажимах двигателя М1 неизменно и $\varphi_1 = 1$, то скорость двигателя (агрегата) определяется якорным током i_1 по электромеханической характеристике двигателя. Режим взаимного нагружения, когда двигатель М1 нагружен номинальным током $i_1 = 1$, имеет место при $\varphi_2 = 1,094$. В этом режиме $i_2 = 0,754$, $i_{н1} = 0,246$ и мощность $P_{н1}$, потребляемая агрегатом от источника, составляет 0,246 от номинальной первичной мощности двигателя М1. Для создания потока $\varphi_2 = 1,094$ ток возбуждения машины М2 должен составить 1,5 его номинала, т.е. обмотка возбуждения должна быть перегружена. Перегрузка обмотки возбуждения нагружающей машины на рис. 1, неизбежная при обеспечении номинальной нагрузки испытуемого двигателя, ограничивает применение этой схемы с агрегатом из одинаковых машин.

Схема взаимного нагружения с двумя источниками (рис. 3) позволяет избежать перегрузки обмотки возбуждения нагружающей машины. Этой схеме соответствуют уравнения (при $R_{н1} = R_{н2} = 0$):

$$\begin{aligned} u_{н1} &= \varphi_1 \nu + i_1 \rho; \\ u_{н1} &= \varphi_2 \nu + i_2 \rho + u_{н2}; \\ i_1 \varphi_1 + i_2 \varphi_2 - \mu_0 &= 0, \end{aligned}$$

из которых получены выражения:

$$\begin{aligned} i_1 &= \frac{u_{н1}(\varphi_1^2 + \varphi_2^2) - u_{н1}\varphi_1(\varphi_1 + \varphi_2) + u_{н2}\varphi_1\varphi_2 + \varphi_1\rho\mu_0}{\rho(\varphi_1^2 + \varphi_2^2)}; \\ i_2 &= \frac{u_{н1}(\varphi_1^2 + \varphi_2^2) - u_{н1}\varphi_2(\varphi_1 + \varphi_2) + u_{н2}\varphi_2^2 + \varphi_2\rho\mu_0 - u_{н2}(\varphi_1^2 + \varphi_2^2)}{\rho(\varphi_1^2 + \varphi_2^2)}; \\ i_{н1} &= \frac{2u_{н1}}{\rho} - \frac{u_{н1}(\varphi_1 + \varphi_2)^2}{\rho(\varphi_1^2 + \varphi_2^2)} + \frac{u_{н2}(\varphi_1\varphi_2 + \varphi_2^2)}{\rho(\varphi_1^2 + \varphi_2^2)} + \frac{\mu_0(\varphi_1 + \varphi_2)}{\varphi_1^2 + \varphi_2^2} - \frac{u_{н2}}{\rho}; \\ \nu &= \frac{u_{н1}(\varphi_1 + \varphi_2) - u_{н2}\varphi_2 - \rho\mu_0}{\varphi_1^2 + \varphi_2^2}. \end{aligned}$$

При испытании двигателя по схеме, изображенной на рис. 3, его ток нагрузки изменяют, изменяя напряжение $u_{н2}$ последовательного источника И2. Зависимости i_1 , i_2 , $u_{н1}$, ν от $u_{н2}$ при $\varphi_1 = \varphi_2 = 1$ приведены на рис. 4. Как видно, изменение $u_{н2}$ по значению и знаку также изменяет режимы работы машин агрегата. При $u_{н2} = 0,0933$ двигатель М1 нагружается номинальным током и от параллельного источника И1 потребляется ток $i_{н1} = 0,17$. Суммарная мощность, потребляемая агрегатом от источников, равна 0,246, т.е. она равна мощности для схемы 1.

При $u_{н2}$ более 0,0933 ток $i_{н1}$ уменьшается, обращаясь в ноль при $u_{н2} = 2u_{н1} + \rho\mu_0$. При таком режиме энергия подводится к агрегату только от последовательного источника. Когда $u_{н2} > 2u_{н1} + \rho\mu_0$, схема работает по принципу схемы с одним последовательным источником, описываемой ниже.

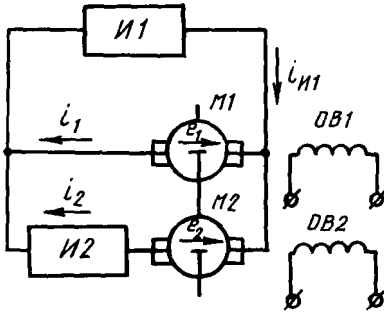


Рис. 3. Схема взаимного нагружения с двигателями независимого возбуждения с двумя источниками.

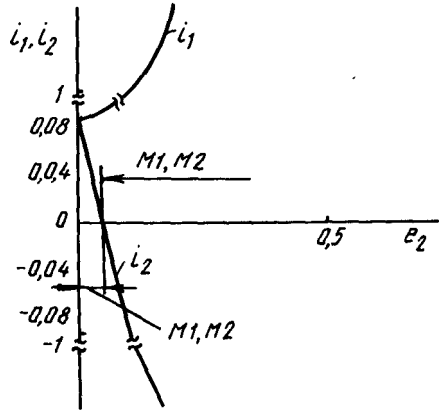


Рис. 4. Характеристики схемы рис. 3.

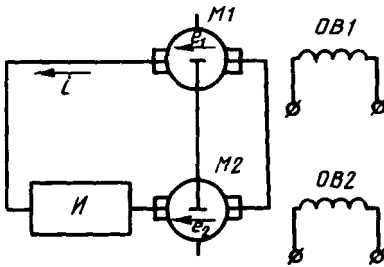


Рис. 5. Схема взаимного нагружения с двигателями независимого возбуждения с последовательным источником.

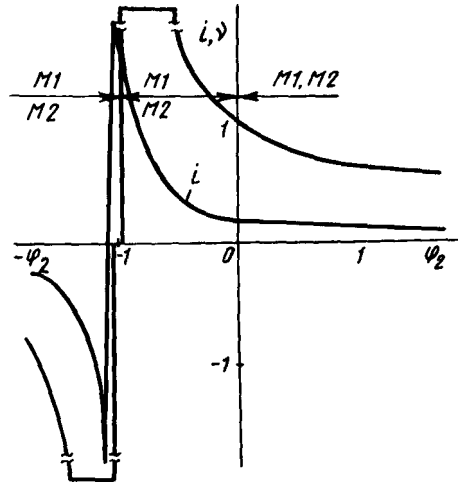


Рис. 6. Характеристики схемы рис. 5.

Схема с одним источником, к которому подключены последовательно соединенные якорные цепи машин агрегата (рис. 5), описывается уравнениями:

$$u = \varphi_1 v + \varphi_2 v + i 2\rho ;$$

$$i\varphi_1 + i\varphi_2 - \mu_0 = 0 ,$$

откуда

$$i = \frac{\mu_0}{\varphi_1 + \varphi_2} ;$$

$$v = \frac{u}{\varphi_1 + \varphi_2} - \mu_0 \frac{2\rho}{(\varphi_1 + \varphi_2)^2}.$$

Зависимости i и v от φ_2 при $\varphi_1 = 1$ представлены на рис. 6. При одинаковых направлениях потоков φ_1 и φ_2 агрегат работает в режиме двухдвигательного привода без внешнего момента сопротивления. При встречном направлении потока φ_2 имеет место взаимное токонагружение машин, причем при $\varphi_2 \leq 0,983$ в режиме двигателя находится М1, а при $\varphi_2 \geq 1,017$ — М2. Когда модуль потока φ_2 находится в интервале между 0,983 и 1,017, агрегат неподвижен, и по цепи якорей течет ток, ограничиваемый лишь сопротивлением цепи. Увеличение φ_2 сверх 1,017 реверсирует агрегат.

Поскольку напряжение на двигателе в данной схеме при различных значениях φ_2 разное, то скорость двигателя (агрегата) в зависимости от φ_2 изменяется по сложной кривой в широких пределах. Для обеспечения номинального режима двигателя в схеме нужно установить функционально связанные значения напряжения источника u и потока φ_2 : для рассматриваемого агрегата это $u = 0,263$, $\varphi_2 = 0,83$. Мощность, потребляемая агрегатом от источника, равна в этом режиме 0,263, что несколько выше, чем в предыдущих схемах (0,246), так как здесь и по якорю М2 протекает ток $i = 1$.

Сопоставление трех приведенных схем показывает, что номинальный режим двигателя независимого возбуждения может быть обеспечен продолжительно нагружением в схеме с двумя источниками и в схеме с одним последовательным источником. Во втором случае агрегат потребляет мощность, на 6,9 % большую, чем в первом.

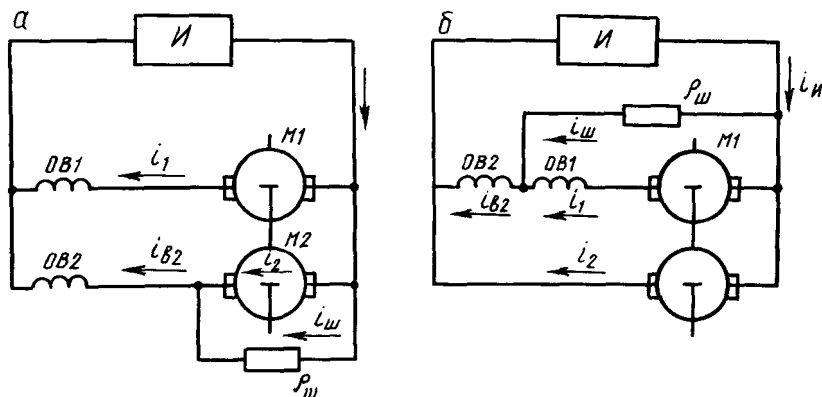


Рис.7. Схемы взаимного нагружения с двигателями последовательного возбуждения и параллельным источником при шунтировании якоря генератора (а) и шунтировании двигателя (б).

Схемы взаимного нагружения с двигателями последовательного возбуждения рассмотрим приближенно, считая линейными зависимости потоков от токов возбуждения машин.

Чтобы ввести нагружающую машину последовательного возбуждения в генераторный режим, нужно выполнить любое из двух условий.

1. Сформировать у нее механическую характеристику с допустимой скоростью ω_0 идеального холостого хода и обеспечить работу агрегата со скоростью более высокой, чем ω_0 .

2. Приложить к валу внешний момент, направленный против двигательного электромагнитного момента машины, и обеспечить превышение внешнего момента над ним.

Первое условие реализуется в двух схемах: с параллельным источником и с двумя источниками, второе — в схемах с последовательным источником.

В схемах с параллельным подключением машин к источнику (рис. 7) двигатель М1 нагружается генератором М2 при усилении поля генератора путем шунтирования якоря М2 (рис. 7, а) или двигателя М1 (рис. 7, б). Схемы описываются следующими системами уравнения:

для схемы рис. 7, а:

$$\begin{aligned} u &= i_1 v + i_1 \rho ; \\ u &= i_{B2} v + i_2 \cdot 0,5 \rho + i_{B2} \cdot 0,5 \rho ; \\ i_{B2} v + i_2 \cdot 0,5 \rho &= i_{ш} \rho_{ш} ; \\ i_{ш} + i_2 &= i_{B2} ; \\ i_1^2 + i_2 \cdot i_{B2} - \mu_0 &= 0 ; \end{aligned}$$

для схемы рис. 7, б:

$$\begin{aligned} u &= i_{B2} v + i_2 \cdot 0,5 \rho ; \\ u &= i_1 v + i_1 \rho + i_{B2} \cdot 0,5 \rho ; \\ i_1 v + i_1 \rho &= i_{ш} \rho_{ш} ; \\ i_1 v + i_1 \rho &= i_{ш} \rho_{ш} ; \\ i_{ш} + i_1 &= i_{B2} ; \\ i_1^2 + i_2 \cdot i_{B2} - \mu_0 &= 0 . \end{aligned}$$

Решив эти системы уравнений, можно найти значения $\rho_{ш}$, при которых обеспечивается нагружение испытуемого двигателя током $i_1 = 1$. Однако получить необходимое усиление потока генератора нельзя из-за явления насыщения магнитопровода машины. Поэтому практическое применение данных схем ограничено.

При двух источниках схемы приведены на рис. 8 и 9. Здесь, как и в схеме на рис. 3, ток двигателя М1 изменяется с изменением напряжения последовательного источника И2.

Из уравнений схемы на рис. 8 запишем:

$$\begin{aligned} u_1 &= v i_1 + i_1 \rho ; \\ u_1 &= v i_2 + i_2 \rho + u_2 ; \\ i_1^2 + i_2^2 - \mu_0 &= 0 . \end{aligned}$$

При $R_{и1} = R_{и2} = 0$ получаем выражение для тока двигателя М1:

$$i_1 = u_1 \sqrt{\frac{\mu_0}{2u_1^2 - 2u_1u_2 + u_2^2}}$$

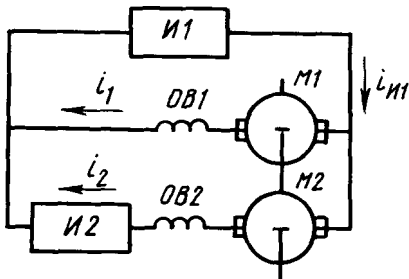


Рис. 8. Схема взаимного нагружения с двигателями последовательного возбуждения с двумя источниками.

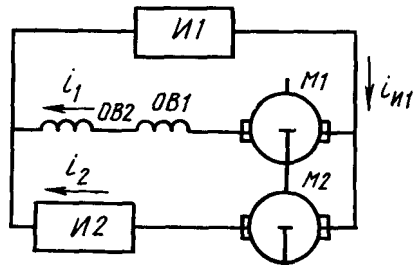


Рис. 9. Схема взаимного нагружения с двигателями последовательного возбуждения с двумя источниками и обмотками возбуждения машин в цепи двигателя.

Из него следует, что для обеспечения номинального режима М1 ($u_1 = 1, i_1 = 1$) напряжение u_2 должно быть

$$u_2 = 1 \pm \sqrt{\mu_0 - 1}.$$

Как видно, указанный режим получить невозможно, так как $\mu_0 < 1$.

На рис. 9, который описывают уравнения

$$\begin{aligned} u_1 &= v i_1 + i_1 \cdot 1,5\rho; \\ u_1 &= v i_1 + u_2 + i_2 \cdot 0,5\rho; \\ i_1^2 + i_1 \cdot i_2 - \mu_0 &= 0, \end{aligned}$$

ток двигателя М1

$$i_1 = \frac{u_2}{4\rho} \pm \sqrt{\frac{u_2^2 + 4\mu_0\rho^2}{16\rho^2}}$$

и условие получения номинального режима М1 ($u_{М1} = 1, i_1 = 1$) составят

$$\begin{aligned} u_1 &= 1 + 0,5\rho; \\ u_2 &= \rho \sqrt{0,25\mu_0^2 - 2\mu_0 + 4}. \end{aligned}$$

Как видно, рис. 8 и 9 принципиально различны: в первом режим взаимной нагрузки невозможен, второй его обеспечивает. Причина различия в том, что изменение направления тока i_2 , достигаемое увеличением u_2 , не изменяет знака μ_2 в первой схеме, т.е. М2 – всегда двигатель, а во второй М2 переходит в генераторный режим.

Схемы с последовательным включением источника приведены на рис.10 и 11. Они позволяют нагрузить двигатель М1 за счет введения М2 в режим противовключения.

Переход двухмашинного агрегата из двигательного в режим взаимной нагрузки происходит при таких воздействиях на машины, которые вызывают расхождение точек идеального холостого хода их механических характеристик или вводят нагружающую машину в режим противовключения.

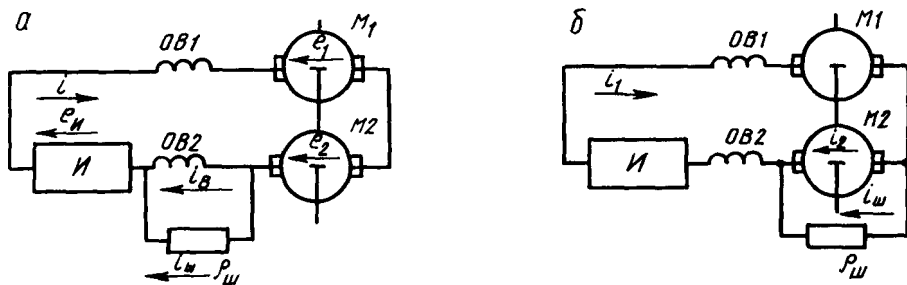


Рис. 10. Схема взаимного нагружения с двигателями последовательного возбуждения с последовательным источником и шунтированием обмотки возбуждения генератора (а) ; якоря генератора (б).

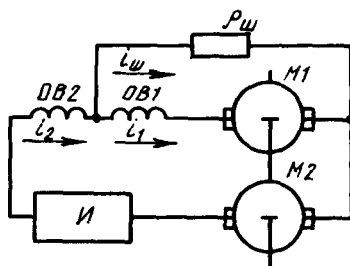


Рис. 11. Схема взаимного нагружения с двигателями последовательного возбуждения и последовательным источником при шунтировании двигателя.

При параллельном включении источника нагружающая машина работает в режиме генераторной рекуперации, который характеризуется увеличением магнитного потока сверх номинального, в схемах с последовательным включением источника она работает в режиме противовключения с потоком, меньшим номинального. В схемах с двумя источниками поток нагружающей машины может быть номинальным, и изменение нагрузки двигателя осуществляется изменением эдс последовательного источника.

Выбор конкретной схемы нагружения испытываемой машины определяется требованиями к режимам испытаний.

АНАЛИЗ ПОГРЕШНОСТЕЙ ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКОГО СРАВНЕНИЯ ВАРИАНТОВ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ

Проектные расчеты имеют стохастический характер, так как исходные параметры задачи подвергаются воздействию различных факторов, которые не учитываются основными уравнениями экономико-математической модели. Неучтенные погрешности первичной информации, а затем и результат в задачах технико-экономического анализа создают видимость детерминированной оценки. Это не соответствует природе исследуемого процесса, и полученное решение может оказаться неверным.

В настоящей работе оценка погрешности результата осуществляется на основании теории погрешности, изложенной в [1], но применительно к сравнительному технико-экономическому анализу двух вариантов системы электроснабжения промышленного предприятия. Принятие наилучшего варианта электроснабжения производится на основании такого обобщенного технико-экономического показателя, как приведенные затраты. Этот сложный показатель Z , характеризующий состояние описываемой системы, может быть определен набором переменных x_i . Параметры системы x_i представляют собой первичные исходные данные и находятся в связи с обобщенным показателем Z , т.е. образуют функциональную зависимость

$$Z = f(x_i), \quad (1)$$

где x_i ($i = 1, \dots, n$) – удельные показатели стоимости сооружения линии $K_{Л}$ и подстанции $K_{П.СТ}$, включающие затраты на переменные Z_{Σ}^{\prime} и постоянные $Z_{\Sigma}^{\prime\prime}$ потери энергии, протяженность линии L , активная электрическая нагрузка электропередачи P , напряжение передачи U , коэффициент мощности $\cos \varphi$, активное сопротивление линии R , постоянные $\Delta P_{X.X}$ и нагрузочные $\Delta P_{К.З}$ потери активной мощности в трансформаторах, время потерь τ , годовое время работы трансформатора T_p .

Перечисленные показатели принимают конкретные значения с определенной погрешностью для сравниваемых вариантов электроснабжения. По условию задачи требуется рассчитать активную нагрузку $P = 2960$ кВт при $\cos \varphi = 0,8$ передать на расстояние $L = 5$ км по кабельной линии (КЛ) напряжением в первом варианте 6 кВ и КЛ напряжением 10 кВ во втором варианте. На приемном конце КЛ расположена понизительная подстанция 6/0,4 кВ в первом варианте и 10/0,4 кВ – во втором. Предприятие работает в три смены, время использования максимума нагрузки $T = 6000$ ч/год, питающая энергосистема – Белорусская. Производительность объектов сопоставляемых вариантов электроснабжения одинакова, т.е. рассматриваются схемы с равными надежностью и качеством электроэнергии.

При одновременных капитальных вложениях (срок строительства не более одного года) и постоянных эксплуатационных расходах приведенные затраты Z составляют [2]

$$З = p_n K + \Gamma_3, \quad (2)$$

где p_n — нормативный коэффициент эффективности, равный 0,12; K — единовременные капитальные вложения в электрическую сеть; Γ_3 — годовые эксплуатационные расходы.

Для проведения детального анализа общее выражение (2) запишем в виде суммы

$$З = З_{Л} + З_{Л.\Delta Э} + З_{П.СТ} + З_{ТР.\Delta Э}^{X.X} + З_{ТР.\Delta Э}^{K.З}, \quad (3)$$

где $З_{Л}$ — приведенные затраты (ПЗ) на сооружение линии; $З_{Л.\Delta Э}$ — ПЗ на возмещение потерь в линии; $З_{П.СТ}$ — ПЗ на сооружение подстанции; $З_{ТР.\Delta Э}^{X.X}$ — ПЗ на возмещение постоянных потерь в трансформаторах; $З_{ТР.\Delta Э}^{K.З}$ — ПЗ на возмещение переменных потерь в трансформаторах.

Слагаемые выражения (3) просто подсчитываются по формулам, приведенным в [2, 3]. Результаты вычисления приводятся в табл. 1.

Объективно существующая неточность исходных параметров системы x_i приводит к тому, что рассчитываемые на их основе обобщенные показатели Z также имеют погрешность. Вариация различных исходных данных неодинаково влияет на точность результата. Представив первичную информацию в виде функции (1), можно количественно оценить влияние изменения исходных данных на результат расчета. С этой целью введено понятие чувствительности показателя к изменению исходных данных. Наиболее обобщенным показателем чувствительности [4] является коэффициент эластичности

$$\delta_i = \frac{\partial Z}{\partial x_i} \cdot \frac{x_i}{Z}, \quad (4)$$

который показывает относительное изменение функции Z при единичном относительном изменении исходных данных x_i . Для сопоставляемых вариантов электроснабжения были получены выражения, определяющие δ_i , и подсчитаны числовые значения эластичностей. Результаты представлены в табл. 2.

Показатель эластичности δ_i дает возможность сопоставить влияние различных исходных данных на результирующий показатель. Если в I варианте уменьшение или увеличение активной мощности на 1 % влечет за собой сокращение или возрастание затрат на 0,442 %, то аналогичное приращение постоянной составляющей потерь приведет к изменению затрат лишь на 0,019 %. Это означает, что одинаковое относительное изменение разных данных неодинаково влияет на результат. При этом влияние одного и того же показателя в сопо-

Т а б л и ц а 1

Составляющие приведенных затрат по вариантам

Составляющие ПЗ	Z	$Z_{Л}$	$Z_{Л.\Delta Э}$	$Z_{П.СТ}$	$Z_{ТР.\Delta Э}^{X.X}$	$Z_{ТР.\Delta Э}^{K.З}$
Вариант I	42,8	9,9	16,7	13,2	0,8	2,2
Вариант II	35,2	7,3	11,7	13,2	0,8	2,2

Формулы и численные значения эластичностей

Исходный показатель	Формула эластичности	Значение эластичности	
		вариант I	вариант II
$K_{Л}$	$3_{Л}/3$	0,231	0,207
L	$(3_{Л} + 3_{Л.ΔЭ})/3$	0,621	0,540
$K_{П.СТ}$	$3_{П.СТ}/3$	0,308	0,375
R	$3_{Л.ΔЭ}/3$	0,390	0,332
$ΔP_{X.X}, T_P, 3''_{Э}$	$3_{TR.ΔЭ}^{X.X}/3$	0,019	0,023
$ΔP_{K.3}, τ$	$3_{TR.ΔЭ}^{K.3}/3$	0,051	0,063
$P, \cos \varphi, U, 3'_Э$	$(3_{Л.ΔЭ} + 3_{TR.ΔЭ}^{K.3})/3$	0,442	0,395

ставляемых вариантах на результат расчета также неодинаково. Влияние x_i на изменение итогового показателя Z увеличивается с ростом составляющей затрат, в которую непосредственно входит первичный параметр.

Если коэффициент эластичности δ_i характеризует реакцию результата на изменение того или иного параметра x_i , то ширина зоны неопределенности результата зависит от суммарного воздействия данных x_i и влияния неучтенных факторов, т.е. так называемого "шума". В теории ошибок неопределенность итогового показателя, или точность результата, характеризуется относительной ошибкой ϵ . Для n независимых параметров x_i с учетом выражения (4) на основании [1, 5] можно записать

$$\epsilon = \frac{\Delta Z}{Z} = \pm \sqrt{\sum_{i=1}^n \delta_i^2 \epsilon_i^2}, \quad (5)$$

где ΔZ — абсолютная погрешность результата; $\epsilon_i = \Delta x_i/x_i$ — относительная погрешность исходных данных.

Если показатели первичной информации заданы с относительной погрешностью 5,0 %, то погрешности суммарных приведенных затрат, вычисленные по I и II вариантам с помощью табл. 2 и уравнения (5), имеют значения $\epsilon_I = 4,7\%$ и $\epsilon_{II} = 4,3\%$.

Отметим, что относительная погрешность результата не превосходит погрешности исходных данных. Анализ вычислений по формуле (5) свидетельствует о том, что влияние точности параметров x_i на обобщенный показатель Z неодинаково. С большей точностью должны быть заданы те исходные данные, которым соответствуют большие значения коэффициентов эластичности.

Ошибка обобщенного показателя тесно связана с понятием устойчивости результата. При технико-экономических расчетах оценкой устойчивости показателей является их значение, при котором решение о выборе варианта меняется на прямо противоположное. Если абсолютная ошибка результата равняется

ΔZ , то условие устойчивости решения при сравнении I и II вариантов соответствует самому неблагоприятному вероятному исходу и определяется неравенством

$$Z_I - \Delta Z_I > Z_{II} + \Delta Z_{II} \quad (6)$$

После подстановки численных значений в условие (6) получаем

$$42,8 - 2,0 > 35,2 + 1,5$$

и убеждаемся в сохранении знака неравенства. Так как нижний возможный предел затрат Z_I превышает верхний возможный предел Z_{II} , то выбираем вариант электроснабжения напряжением 10 кВ.

ЛИТЕРАТУРА

1. Румшинский Л. З. Математическая обработка результатов эксперимента. — М., 1971. — 192 с.
2. Керного В. В., Поспелов Г. Е., Федин В. Т. Местные электрические сети. — Минск, 1972. — 376 с.
3. Электротехнический справочник: В 3-х т. Т. 3. Кн. 2. Использование электрической энергии/Под ред. В. Г. Герасимова. 6-е изд. — М., 1982. — 560 с.
4. Синяк Ю. В. Оценка погрешности оптимального решения в задачах линейного программирования. — Экономика и математические методы, 1973, т. 9, № 1, с. 131–138.
5. Пиковский А. А., Таратин В. А. Техничко-экономические расчеты в энергетике в условиях неопределенности. — Л., 1981. — 196 с.

УДК 621.3.017:66 023/025

Н. Н. БОБКО, С. Н. ИВАНОВА, К. Г. СКАЧКО,
канд. техн. наук

РАСЧЕТ НА ЭВМ ИНДУКТОРОВ ДЛЯ РЕАКТОРОВ

Задача расчета параметров индуктора сводится к расчету объемного электромагнитного поля в линейных и нелинейных кусочно-неоднородных средах, которую можно сформулировать, например, в виде системы интегральных уравнений. Решение такой системы представляет значительные трудности в вычислениях. Поэтому необходимо разрабатывать методы расчета с различными формами упрощения. В настоящей статье описана методика расчета параметров индуктора с учетом кривизны поверхности котла.

Воспользуемся системой уравнений Максвелла в общем виде:

$$\begin{cases} \operatorname{rot} \vec{H} = \frac{1}{\rho} \vec{E}; \\ \operatorname{rot} \vec{H} = -\mu \frac{dH}{dt}. \end{cases} \quad (1)$$

Представим напряженности \vec{E} и \vec{H} в символической форме и решим уравнения (1) относительно напряженности H для цилиндрической системы координат. Получим так называемое уравнение Бесселя нулевого порядка:

$$\frac{d^2 H}{dx^2} + \frac{1}{x} \cdot \frac{dH}{dx} - j \frac{1}{c^2} H = 0, \quad (2)$$

где x — расстояние от оси корпуса котла; $\Delta = 50,3 \sqrt{\frac{\rho}{\mu f}}$ — глубина проникновения поля в сталь; ρ — удельное электрическое сопротивление материала стенки котла; μ — относительная магнитная проницаемость материала стенки котла; f — частота напряжения сети.

Решая уравнение (2) относительно H , получим

$$H_x = H_0 (F - jG), \quad (3)$$

где H_0 — напряженность на поверхности стенки котла; F, G — функции, зависящие от размеров котла и материала, из которого изготовлены его стенки.

Для реакторов обычно $D/\Delta > 10$, где D — внешний диаметр.

Выражение (3) позволяет получить изменение напряженности магнитного поля H по мере проникновения электромагнитной волны вглубь стенки котла.

Магнитный поток, создаваемый обмоткой индуктора, представим в виде двух составляющих:

$$\Phi_0 = \Phi_q + \Phi_w.$$

Магнитный поток в воздушном зазоре $\Phi_q = A_q H_0$, где A_q — площадь поперечного сечения зазора. При наличии магнитных шунтов принимаем $A_q = 0$.

Поток Φ_w в стенке котла получим, подставив выражение (3) в следующие соотношения:

$$\begin{cases} d\Phi_w = BdQ; \\ dQ = 2\pi x dx; \\ B = \mu H_x. \end{cases}$$

где dQ — элемент поперечного сечения стенки котла, через который проходит элементарный поток $d\Phi$. В результате

$$\Phi_w = \mu A_w H_0 (F - jG),$$

где A_w — эффективное поперечное сечение котла.

Полный поток, создаваемый индуктором,

$$\Phi_0 = H_0 [(A_q + \mu A_w F) - j\mu A_w G]. \quad (4)$$

Напряжение сети переменного тока, подведенное к зажимам индуктора, должно создать в обмотке индуктора ток, который обеспечил бы поток Φ_0 :

$$U = j\sqrt{2} \pi f w \Phi_0 \cdot 10^{-8}. \quad (5)$$

Будем считать индуктор коротким соленоидом, намагничивающая сила которого расходуется на проведение магнитного потока только в стенке котла. При наличии внешних ошхтованных магнитопроводов, охватывающих обмотку с наружной стороны, падением магнитного потенциала по внешним путям соленоида можно пренебречь. Таким образом,

$$H_0 h^* = 0,4 \cdot \pi w I, \quad (6)$$

где w – число витков индуктора; I – ток индуктора; h^* – активная высота зоны обогрева, находящаяся под индуктором и примерно соответствующая высоте самого индуктора.

Подставим (4) и (5), а также выразим ток из (6) и найдем выражение для мощности:

$$S = UI = 2,5 \cdot 10^{-8} f h^* H_0^2 [\mu A_w G + j(A_q + \mu A_w F)]. \quad (7)$$

Действительная часть этого выражения представляет собой активную мощность потерь в стенке котла, которая выделяется в виде тепла

$$P_w = 2,5 \cdot 10^{-8} f h^* H_0 \mu A_w G. \quad (8)$$

Мнимая часть выражения (7) соответствует реактивной мощности, потребляемой индуктором из сети и расходуемой на проведение магнитного потока по стальной стенке котла и воздушному зазору.

Чтобы рассчитать мощность по формуле (8), необходимо воспользоваться итерационным процессом, так как в правую часть этой формулы входят переменные H_0 и μ , являющиеся зависимыми одна от другой. Мощность тепловыделения известна из теплового расчета, и формула (8) используется для итерационного уточнения режима работы стали на кривой намагничивания. В результате определяются значения H и μ . Напряженность H для первой итерации необходимо задать. В проведенных расчетах начальное приближение H для большинства вариантов принималось равным 40000 А/м.

Исходными данными, кроме начального приближения, являются: мощность P , выделяющаяся в стенке котла, размеры котла и индуктора, плотность тока в индукторе, удельная электропроводность стали и меди при заданных температурах стенки котла и обмотки, частота и напряжение сети.

Алгоритм расчета приведен на рис. 1.

В первой, итерационной, части алгоритма производятся следующие вычисления. По заданному или уточненному в результате итерации значению H рассчитываются индукция B и абсолютное значение магнитной проницаемости μ , глубина проникновения поля в сталь Δ , переменные F и A_w и мощность индуктора P .

В блоке 2 сравнивается отклонение ϵ от заданного значения $\epsilon_{\text{зад}}$. Если полученное отклонение больше заданного, то осуществляется уточнение напряженности H (блок 3). Уточнение осуществляется путем умножения предыдущего значения H на отношение заданной мощности к рассчитанной. После этого управление передается в начало блока 1, где индукция вновь определяется по уточненному значению напряженности. Вычисления в блоке повторяются до тех пор, пока не будет удовлетворена заданная погрешность в определении P .

Когда рабочая точка на кривой намагничивания определена, то управление передается блоку 4, в котором последовательно вычисляются показатели: площадь поперечного сечения зазора A_q ; поток Φ_0 ; число витков w ; ток I ; сечение провода q ; сопротивление обмотки $R_{\text{обм}}$; мощность, расходуемая в обмотке ΔP ; суммарная мощность, потребляемая из сети P_{Σ} ; коэффициент мощности $\cos \varphi$ и КПД η .

Для расчета кривая намагничивания разбивается на несколько участков. Текущие значения индукции на каждом участке находятся путем линейной интерполяции между соседними узловыми точками разбиения по формуле

$$B = B_{i-1} + \frac{B_i - B_{i-1}}{H_i - H_{i-1}} (H_i - H_{i-1}),$$

где текущее значение H лежит между i -м и $i-1$ -м узлами разбиения, а B_i , H_i , B_{i-1} , H_{i-1} — значения индукции и напряженности соответственно в i -м и $i-1$ -м узлах разбиения. Узлы разбиения надо выбирать так, чтобы участки между ними незначительно отличались от прямой линии. Максимальное число узлов разбиения 16.

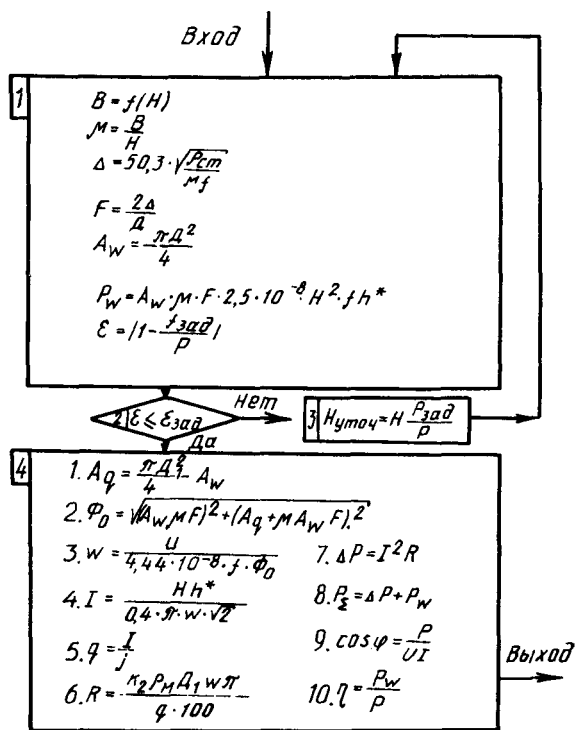


Рис. 1. Блок-схема алгоритма расчета.

Зависимость мощности от температуры продукта аппроксимировалась в интервале температур $+20 - 300^\circ\text{C}$ по линейному закону

$$P_{(t)} = P_{300} (1,5 - 0,00168t).$$

Зависимость удельной электрической проводимости конструкционной стали Ст. 3 от температуры взята из [1]. Там же приведена зависимость

$\rho_M = f(t)$ для меди. Значения $\rho_{ст}$ и ρ_M задаются по исходным данным в соответствии с температурами стенки котла и обмотки индуктора.

Приведенный выше алгоритм был реализован при помощи языка ФОРТРАН на ЭВМ "Минск-32".

Расчет применим для индукционных катушек любой конфигурации.

Результаты расчета индукторов не отличаются от экспериментальных данных более, чем на 10 %. Это вполне допустимо для цепей со сталью.

ЛИТЕРАТУРА

1. Физические свойства сталей и сплавов, применяемых в энергетике: Справочник/ Под ред. Б.Е.Неймарка. М.—Л., 1967. — 320 с.

УДК 621.315.1.072

Г.И.СЕЛИВЕРСТОВ (БПИ)

ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ КОМПАКТНЫХ УПРАВЛЯЕМЫХ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧ 330—500 кВ

Пропускная способность традиционных электропередач 330—500 кВ удовлетворяет современному уровню развития электроэнергетических систем. Конструктивно новые одноцепные линии электропередачи компактного (кабельного) типа, предложенные в [1], при увеличении в фазе числа составляющих повышают пропускную способность за счет максимально возможного сближения проводов разноименных фаз и эффективного использования поверхности и сечения проводов. Другой путь увеличения пропускной способности заключается в выполнении двухцепных самокомпенсирующихся линий электропередачи с попарно сближенными фазами разных цепей и обеспечении между ними фазового сдвига до 180° [2].

Увеличение пропускной способности за счет максимального использования поверхности проводов достигается также в двухцепных линиях электропередачи, сочетающих положительные свойства компактных и самокомпенсирующихся ЛЭП [3]. В таких линиях провода попарно сближенных расщепленных фаз разных цепей равномерно и поочередно расположены на отдельном замкнутом контуре (рис. 1). Однако использование этих линий с напряжением 330 кВ и выше имеет ограничение по сечению применяемых проводов. Например, для ЛЭП 330 кВ радиус составляющего расщепленной фазы (рис. 1, б), удовлетворяющий ограничению коронного разряда, должен быть не менее 2 см, для ЛЭП 500 кВ — не менее 3 см. Поэтому в электропередаче данного типа необходимо применять расщепление каждого составляющего фазы на два и более проводов (рис. 1, в—е).

В данной статье мы попытались оценить возможности линии электропередачи с двойным расщеплением фаз, обуславливающей повышение пропускной способности (натуральной мощности) и оказывающей незначительное влияние на окружающую среду.

Наибольшая пропускная способность такой электропередачи достигается

при подведении к проводам попарно сближенных фаз разных цепей напряжений, находящихся в противофазе [3].

Рассмотрим электрические параметры линий электропередачи с двойным расщеплением фаз, провода которых расположены на трех отдельных контурах, имеющих форму окружности. Оценка параметров выполнялась по мето-

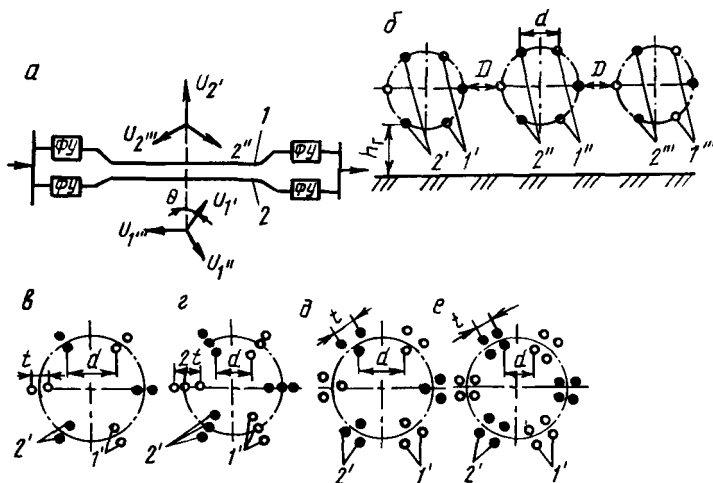


Рис. 1. Принципиальная схема (а), взаимное расположение (б) и конструкции (в-е) фаз компактной управляемой двухцепной линии электропередачи:

$1^{\prime}, 1^{\prime\prime}, 1^{\prime\prime\prime}$ и $2^{\prime}, 2^{\prime\prime}, 2^{\prime\prime\prime}$ – провода расщепленной фазы цепи 1 и цепи 2 линии; t, d, D – расстояние между соседними проводами соответственно расщепленной фазы, фаз разных цепей в контуре и соседних контуров; h_r – габариты проводов до земли; сдвиг фаз на угол θ между двумя трехфазными системами векторов напряжений $\dot{U}_{1,1}, \dot{U}_{1,1^{\prime}}, \dot{U}_{1,1^{\prime\prime}}$ и $\dot{U}_{2,1}, \dot{U}_{2,1^{\prime}}, \dot{U}_{2,1^{\prime\prime}}$, приложенных к проводам расщепленных фаз 1-й и 2-й цепей, создается с помощью фазосдвигающих устройств ФУ, через которые линия электропередачи связывает передающую и приемную системы.

дике [2] с использованием ФОРТРАН-программы на ЕС ЭВМ. Определялась действительная часть выражения полной натуральной мощности 1-й и 2-й цепей

$$P_{\text{нат},1} = \text{Re}(U^2 / \dot{Z}_{3,1}); \quad P_{\text{нат},2} = \text{Re}(U^2 / \dot{Z}_{3,2}).$$

Здесь U – напряжение линии, равное напряжению цепей ($U = U_1 = U_2$); $\dot{Z}_{3,1}$ и $\dot{Z}_{3,2}$ – эквивалентное волновое сопротивление фазы соответственно 1-й и 2-й цепей, определенное (без учета активного сопротивления проводов и поперечной активной проводимости) по выражению

$$\dot{Z}_{3,1} = (\dot{L}_{3,1} / \dot{C}_{3,1})^{1/2}; \quad \dot{Z}_{3,2} = (\dot{L}_{3,2} / \dot{C}_{3,2})^{1/2},$$

где $\dot{L}_{3,1}$ и $\dot{C}_{3,1}$, $\dot{L}_{3,2}$ и $\dot{C}_{3,2}$ – соответственно эквивалентная индуктивность и емкость фазы 1-й и 2-й цепей.

Исследования проводились при следующих исходных условиях: число проводов в контурах ($n_1 = n_2 = n_3$) и сближенных фазах ($n = n'_1 = n'_2$) одинаково; трехфазные системы напряжений, приложенных к проводам каждой цепи, симметричны; транспозиция проводов в контурах и отдельных контурах, расположенных горизонтально, выполнена по полному циклу; напряженность электрического поля E_i на поверхности проводов не должна превышать значение, допустимое по условию ограничения коронного разряда. В данных условиях индуктивность и емкость фазы обеих цепей при угле Θ , равном 180° и 0° , есть параметры вещественные, причем $\dot{L}_{\text{э},1} = \dot{L}_{\text{э},2} = L_{\text{э}}$, а $\dot{C}_{\text{э},1} = \dot{C}_{\text{э},2} = C_{\text{э}}$. При других углах параметры $\dot{L}_{\text{э},1}$ и $\dot{L}_{\text{э},2}$, $\dot{C}_{\text{э},1}$ и $\dot{C}_{\text{э},2}$ являются комплексными с вещественными частями, равными по значению и знаку, и мнимыми частями, равными по значению, но противоположными по знаку.

Результаты расчета электрических параметров исследуемых линий с фазовым сдвигом Θ , равным 180° , и традиционных одноцепных линий (ТВЛ) с общими параметрами U, D, h_r сведены в табл. 1. Фаза традиционной линии 330 кВ расщеплена на два провода; линии 500 кВ — на три провода.

Расщепление составляющего расщепленной фазы линии 330 кВ на два провода при $t = 20$ см (см. табл. 1) вызывает увеличение натуральной мощности на 22,5%; расщепление на три провода способствует увеличению натуральной мощности на 48,5%. В то же время конструкция фазы (рис. 1, г) наряду с высокой натуральной мощностью обладает двумя недостатками: большим сечением составляющего (ЗАС 400/22) и неравномерностью распределения зарядов по проводам составляющего. Из рассмотренных конструкций наиболее оптимальной является конструкция фазы (рис. 1, д), позволяющая по сравнению с конструкцией (рис. 1, в) повысить значение $P_{\text{нат}}$ линии на 15% и уменьшить сечение составляющего на 11%.

Т а б л и ц а 1

Параметры линий электропередачи 330–500 кВ

Напряжение и габариты линии	Конструкция фазы	Радиус провода r_i , см	Расстояние между проводами составляющего фазы t , см	Электрические параметры				
				фазы	цепи	провода	линии	
				$Z_{\text{э}}$, Ом	$P_{\text{нат}}$, МВт	P_i , МВт	E_i , кВ/см	$E_{\text{э}}$, кВ/м
$U = 330$ кВ	рис. 1, б	2,15	—	87,5	1244	138,2	21,0	0,6
$d = 2,3$ м	" 1, в	1,36	20	71,4	1525	84,7	21,6	1,3
$D = 8$ м	" 1, в	1,36	10	76,6	1421	78,9	21,1	1,0
	" 1, г	1,36	20	58,9	1848	68,4	19,9	1,4
$h_r = 7,5$ м	" 1, д	1,08	20	62,1	1753	64,9	21,3	1,3
	ТВЛ	1,08	40	301,0	361	60,2	18,2	8,1
$U = 500$ кВ	рис. 1, д	1,51	15	72,6	3443	127,5	21,0	3,2
$d = 3,7$ м	" 1, е	1,51	20	62,8	3980	110,5	17,6	3,5
$D = 8$ м	" 1, е	1,17	20	64,0	3906	108,5	21,5	3,5
$h_r = 8$ м	ТВЛ	1,17	40	263,2	950	105,6	20,8	12,1

Для линии 500 кВ расщепление составляющего на три провода марки АС 500/64 увеличивает параметр P_i , определяющий натуральную мощность единичного провода линии, на 20 % по сравнению с аналогичным показателем традиционной ВЛ. Расщепление на четыре провода повышает $P_{\text{нат}}$ на 33 % и снижает общее сечение проводов составляющего на 44 %.

Высокая натуральная мощность исследуемых линий достигается за счет большой взаимоиндуктивной и взаимно емкостной связи между составляющими попарно сближенных фаз разных цепей. Во-первых, это проявляется в уменьшении в два раза параметра t (для увеличения взаимного влияния проводов одной фазы) по сравнению со значением t традиционных ВЛ; во-вторых, в увеличении числа проводов в составляющем (для оптимального использования поверхности и сечения проводов).

Расщепление составляющего фазы линии напряжением 330 кВ на три провода и 500 кВ на четыре по параметру p_i не дает технических преимуществ по сравнению с типовыми решениями. Исследуемые линии эффективнее по использованию единицы площади поперечного сечения их трассы. Это преимущество достигается за счет передачи по таким линиям больших потоков электрической энергии.

Исследования выявили незначительную зависимость $P_{\text{нат}}$ от радиусов проводов r_i составляющего расщепленной фазы. Например, для конструкции фазы (рис. 1, д) линии 330 кВ увеличение параметра r_i в 1,4 раза приводит к увеличению натуральной мощности на 3,8 %. Это объясняется тем, что показатель r_i определяет собственные параметры провода (фазы) и входит под логарифм.

Выведенные закономерности характерны также для линий с любым числом составляющих в фазе. Причем, при прочих равных условиях для всех исследуемых конструкций фаз значение $P_{\text{нат}}$ линий изменяется прямо пропорционально числу составляющих в расщепленной фазе. Это объясняется электромагнитным полем, находящимся между соседними составляющими попарно сближенных фаз, что подтверждается низкой напряженностью электрического поля E_3 под проводами линии на уровне 1,8 м от земли (табл. 1). С ростом числа составляющих в фазе линий значение E_3 еще больше уменьшается, снижая тем самым влияние линий на окружающую среду. Причем, значение параметра E_3 при изменении угла Θ в пределах $180-120^\circ$ не превышает аналогичный показатель традиционных ВЛ.

Следует отметить такую важную особенность исследуемых линий, как широкий предел изменения зарядной мощности Q_c (емкости) линий при регулировании угла Θ в диапазоне $180-0^\circ$. Для конструкции фазы (рис.1, д) линии 330 кВ и (рис. 1, е) линии 500 кВ Q_c уменьшается в 3,6 и 2,9 раза; при двух составляющих в фазе и тех же конструкциях (без одного составляющего в фазе) — соответственно в 2,7 и 2,3 раза. Это позволит значительно снизить мощность компенсирующих устройств, устанавливаемых на линии по условиям работы электропередачи в режиме минимальных нагрузок ($\Theta = 0^\circ$).

ЛИТЕРАТУРА

1. Александров Г.Н. Воздушные линии электропередачи повышенной пропускной способности. — Электричество, 1981, № 7, с. 1–6. 2. Основные принципы создания и

технические характеристики управляемых самокомпенсирующихся линий электропередачи/Ю.Н.Астахов, В.А.Веников, В.М.Постолатий, Г.В.Чальый. — Электричество, 1977, № 12, с. 37–44. З. А.с. 945933 (СССР). Электропередача переменного тока/Г.Е.Поспелов, В.Т.Федин, М.С.Чернецкий. — Оpubл. в Б.И., 1982, № 27.

УДК 621.311.4

В.С.ЛИВШИЦ, А.И.ЛАПИДУС, канд-ты
техн.наук, В.Ф.МЕХЕДКО (БПИ)

ОПЫТ ИЗМЕРЕНИЯ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ НАГРУЗОК БЕЗ ПЕРЕРЫВА ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ ПОТРЕБИТЕЛЕЙ

На действующих предприятиях в ряде случаев возникает необходимость выполнения расчетов, основанных на знании электрических нагрузок элементов сети, например, при расчетах уровней и отклонений напряжения, компенсации реактивной мощности и т.д. Данные об электрических нагрузках, содержащиеся в проектных материалах, со временем устаревают, поэтому их необходимо периодически уточнять. Если фидер оснащен необходимыми измерительными приборами (ваттметрами, счетчиками), то измерение его нагрузок не представляет принципиальных трудностей. Если же необходимых стационарных приборов на фидере нет, то применяют переносный комплект.

Рассмотрим способ подключения комплекта приборов к фидеру напряжением 380 В в условиях круглосуточной работы, когда перерыв электроснабжения потребителей недопустим. Считаем, что фидер имеет хотя бы один амперметр, подключенный к измерительному трансформатору тока, нагрузка фаз симметричная. Условие симметрии на фидерах, питающих силовую нагрузку, обычно выполняется, позволяет проводить измерения только на одной фазе и использовать комплект с однофазными счетчиками 220 В [1].

Токовые катушки всех приборов (рис. 1) соединены последовательно и должны быть подключены к трансформатору тока. Предположим, что трансформатор установлен на фазе А, тогда катушка напряжения счетчика активной энергии должна быть подключена между фазой А и нейтральным проводом *N*, а катушка напряжения счетчика реактивной энергии (через понижающий трансформатор 380/220 В) — между фазами В и С. Токовая цепь приборов включается во вторичную обмотку трансформатора тока (ТТ) следующим образом. Зажимы Т3 и Т4 комплекта приборов подключаются к установленному на фидере амперметру А1, причем Т3 — с помощью накладного зажима (НЗ), который образует контакт с проводником, присоединенным к амперметру. Затем, включая и выключая шунтирующий выключатель (ВК), убеждаемся в надежности присоединения НЗ к А1 (по колебаниям показания А1), после этого от амперметра А1 отсоединяется провод, на который наложен НЗ. Такая последовательность операций предупреждает разрыв цепи во вторичной обмотке ТТ.

Возможны случаи, когда доступ к измерительным трансформаторам тока затруднен и неизвестна ни маркировка выводов используемого трансформато-

ра тока, ни фаза, на которой он установлен. Эта информация может быть получена с помощью фазометра, если известен приближенно угол φ , или по его диапазону. Рассмотрим в качестве примера случай, когда нагрузка имеет активно-индуктивный характер и $0^\circ < \varphi < 60^\circ$ ($\cos \varphi > 0,5$). Таким диапазоном угла φ характеризуется большинство промышленных электроприемников [2].

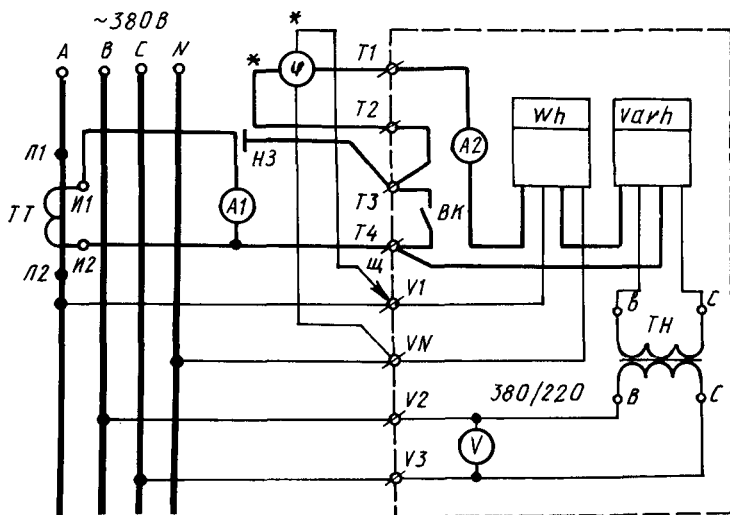


Рис. 1. Схема включения приборов.

Токовая катушка фазометра включается в общую токовую цепь (рис. 1), конец катушки напряжения присоединяется к нейтральному проводу сети, а ее начало ("генераторный" зажим U^*) с помощью щупа — поочередно к зажимам V_1, V_2, V_3 , на которые подается напряжение от фаз A, B, C . Из векторной диаграммы (рис. 2) для согласованного включения вторичной обмотки ТТ и токовой цепи приборов видно, что только один из углов сдвига фаз между измеряемым током и фазными напряжениями может находиться в пределах $0^\circ < \varphi < 60^\circ$. В рассматриваемом случае это угол φ_A . Угол φ_B имеет емкостный характер ($\varphi_B < -60^\circ$), а $\varphi_C > 120^\circ$. Следовательно, при измерении углов фазометром (переключатель в положении "приемник") фазы B и C будут исключены, как не удовлетворяющие по характеру нагрузки исходным условиям. Из этого мы делаем вывод, что ТТ установлен на фазе A . Одновременно положение переключателя фазометра "приемник" свидетельствует о том, что к зажиму ТЗ ("генераторный" зажим токовой цепи комплекта приборов) подключено начало вторичной обмотки ТТ (зажим I_1). Если при контакте щупа с зажимами V_1, V_2, V_3 измеряемый угол не попадает в требуемый диапазон ($0^\circ < \varphi < 60^\circ$), значит, к зажиму ТЗ подключено не начало вторичной обмотки ТТ, а ее конец (зажим I_2). В этом случае нужно перевести переключатель фазометра в положение "генератор" и повторить поочередное

подключение щупа к зажимам $V1, V2, V3$, что укажет фазу, на которой установлен ТТ. Таким образом, щуп позволяет определить фазу сети с трансформатором тока, а положение переключателя фазометра "приемник-генератор" — маркировку выводов вторичной обмотки ТТ.

Катушка напряжения счетчика активной энергии Wh (при условии, что ТТ установлен на фазе А) включается на напряжение U_{AN} , если подан прямой ток, или на напряжение U_{NA} , если ток подан в противофазе. Фазирувка катушки напряжения счетчика реактивной энергии $varh$, сводится к такому подключению ее концов к "чужим" фазам В и С, чтобы диск вращался в прямом направлении.

Если имеются сомнения в маркировке фаз сети (А, В, С), то зажимы $V1, V2, V3$ комплекта приборов подключаются к фазам произвольно. Затем определяем фазу, на которой установлен трансформатор тока ТТ. Эту фазу считаем первой (фаза А) и к ней подключаем зажим $V1$. Зажимы $V2$ и $V3$ соединяем с двумя другими фазами, а катушку напряжения счетчика $varh$ фазируем по направлению вращения диска.

При подключении комплекта измерительных приборов должны выполняться требования техники безопасности [3].

Вычисление нагрузок P_θ и Q_θ , осредненных на интервале времени θ (обычно θ принимают равным 0,5 ч), в рассматриваемом случае выполняется по формулам:

$$P_\theta = 3 \frac{W_{a\theta}}{\theta} K_T;$$

$$Q_\theta = \sqrt{3} \frac{W_{p\theta}}{\theta} K_T K_H,$$

где $W_{a\theta}$, $W_{p\theta}$ — активная и реактивная энергия, измеренная за интервал времени θ ; K_T , K_H — коэффициенты трансформации трансформатора тока и промежуточного трансформатора напряжения (ТН).

Описанная методика подключения переносного комплекта приборов без перерыва питания потребителей успешно использована на Белорусском автозаводе при измерении электрических нагрузок ряда цехов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Методические указания по обследованию электрических нагрузок промышленных предприятий. — Л., 1962. — 65 с. 2. Карпов Ф.Ф., Козлов В.Н. Справочник по расчету проводов и кабелей. — М., 1969. — 264 с. 3. Правила технической эксплуатации электроустановок потребителей и правила техники безопасности при эксплуатации электроустановок потребителей. — М., 1970. — 352 с.

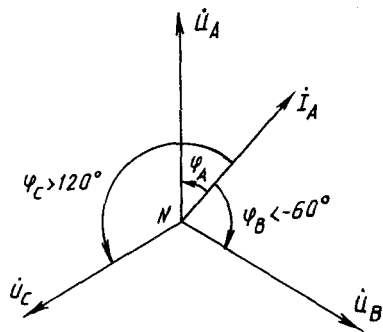


Рис. 2. Векторная диаграмма.

ИССЛЕДОВАНИЕ УСЛОВИЙ САМОЗАПУСКА ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ
НЕФТЕПЕРЕКАЧИВАЮЩИХ СТАНЦИЙ

Нефтеперекачивающие станции (НПС) магистральных нефтепроводов оснащены трехфазными синхронными (СД) и асинхронными (АД) электродвигателями напряжением 6 или 10 кВ единичной мощностью от 1 до 12,5 МВт и относятся к потребителям первой категории. Прекращение электроснабжения даже на короткое время (1,5–3,5 с) приводит к остановке насосных агрегатов и нарушению режима перекачки нефти. При этом снижается давление в трубопроводе и технологическими защитами отключаются агрегаты смежных НПС. Кратковременное нарушение работы одной из НПС может привести к расстройству технологического процесса всего участка нефтепровода. Для восстановления режима перекачки требуется 40–60 мин. В это время производительность нефтепровода падает, что приводит к недоотпуску нефти. Кроме того, дополнительные отключения и пуски двигателей увеличивают расход электроэнергии и износ оборудования.

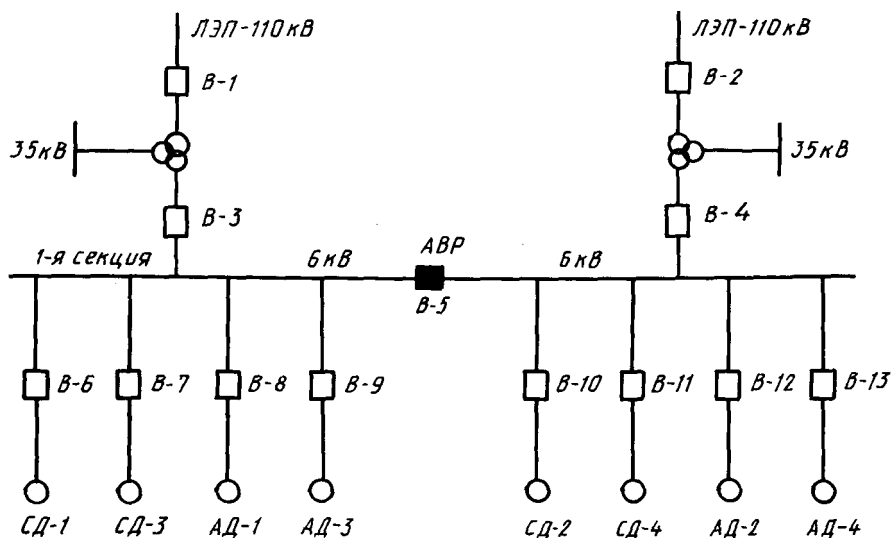


Рис. 1. Схема электроснабжения линейной НПС.

Учитывая требования к надежности электроснабжения, НПС питаются от двухтрансформаторных подстанций с двумя-четырьмя секциями шин напряжением 6 или 10 кВ. Типовая схема электроснабжения линейной НПС представлена на рис. 1. Промежуточные НПС работают по следующей схеме: 4 СД и

4 АД питаются от секционированной системы шин 6 кВ подстанции. Непрерывно действуют два СД и два АД, остальные находятся в резерве. Комбинации работающих и резервных агрегатов задаются технологическим диспетчером и могут быть различными. Подстанция НПС питается от двух или более линий электропередачи напряжением 110 кВ, а секционные выключатели на стороне 6 кВ оснащены устройством автоматического ввода резерва (АВР).

Практика показывает, что большинство НПС имеет остановки агрегатов вследствие кратковременных исчезновений или глубоких понижений напряжения. В летний период число остановок резко увеличивается из-за грозových отключений питающих линий электропередачи. Так, например, при отключении выключателем В-2 ЛЭП-110 кВ обесточивается секция 2 подстанции и через 2,0–3,0 с устройством АВР включается секционный выключатель В5. При этом во избежание несинхронного включения вращающихся двигателей их отключают от сети защитой минимального напряжения до момента подачи возобновления питания секции шин устройством АВР.

Таким образом, при двух независимых источниках питания любые кратковременные исчезновения напряжения приводят к полной остановке оборудования НПС.

Одной из мер повышения надежности работы НПС является самозапуск электродвигателей, под которым понимают процесс автоматического восстановления их работы после кратковременного исчезновения напряжения.

После исчезновения напряжения на секции шин 6 кВ и последующих действий АПВ или АВР на секцию повторно подается питание. В этом случае, если защиту минимального напряжения выполнить с выдержкой 5–10 с, двигатели секции запустятся повторно. Однако расчеты, проведенные для НПС нефтепровода "Дружба", показали, что одновременный групповой самозапуск двигателей НПС осуществить невозможно по ряду причин:

- из-за большого значения суммарного пускового тока запускаемых двигателей происходит недопустимо большое снижение напряжения на шинах подстанции, вследствие чего не обеспечиваются достаточные для запуска под нагрузкой вращающиеся моменты;

- при групповом выбеге синхронных и асинхронных машин за время прерыва питания может не произойти гашения поля до необходимого значения, что при несинхронном включении приведет к опасным динамическим воздействиям на двигатель;

- технология нефтетранспортировки не допускает повторного включения в работу насосных агрегатов по истечении 10 с с момента исчезновения напряжения, так как в противном случае возникает "волна" на трассе нефтепровода.

После внезапного отключения питающей линии или трансформатора теряется питание соответствующая секция шин. Двигатели этой секции начинают затормаживаться под действием моментов сопротивления механизмов и переходят в режим генератора. На секции имеется напряжение, которое постепенно снижается по мере уменьшения эдс двигателей вследствие их торможения. Темп торможения и уменьшения напряжений зависит от параметров двигателей, соотношения мощностей двигателей и остальной (безынерционной) нагрузки на шинах (рис. 2). Цифрами обозначены здесь характеристики изменения напряжения.

Данные опытов показывают, что в первый момент после отключения от се-

ти напряжение на зажимах АД снижается до $0,90-0,95 U_{\text{ном}}$. Дальнейшее затухание эдс происходит с постоянной времени, зависящей от параметров ротора и сопротивления цепи намагничивания двигателя. Эдс АД затухает сравнительно быстро. Так, при групповом выбеге двух АД типа АРП-2500 и одном СТД-5000 в течение 0,85 с и дальнейшем выбеге только асинхронных машин

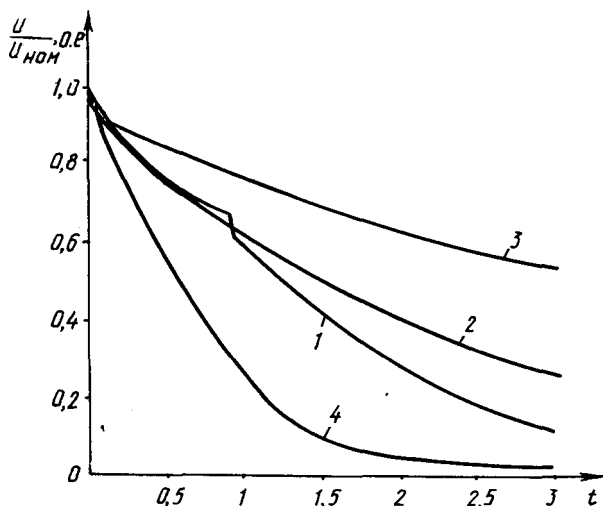


Рис. 2. Изменение остаточного напряжения при выбеге электродвигателей:

1 — совместный выбег на отключенную секцию шин двух АД типа АРП-2500 и одного СД СТД-5000. Через 0,85 с момента начала перерыва питания произошло отключение СД от секции шин защитой минимального напряжения; 2 — свободный выбег одного СТД-5000, оснащенного возбуждением устройством серии БВУ при отключении собственным выключателем; 3 — выбег на секцию шин одного АД типа ДКФе-1429 мощностью 3000 кВт при параллельно подключенной батарее статических конденсаторов, $Q = 900$ квар; 4 — выбег одного СД типа ДС-188 мощностью 800 кВт с возбуждением агрегатом ГЕ8 при отключении секции выключателем ввода.

$U_{\text{ост}}$ через 2 с с момента начала перерыва питания составило $0,27 U_{\text{ном}}$. При одиночном выбеге эдс АД затухает еще быстрее в течение 1,0–1,5 с. Зависимость 3 на рис. 2 свидетельствует о том, что наличие конденсаторных батарей замедляет процесс снижения напряжения.

Исследовались синхронные двигатели СТД-2000, СТД-2500, СТД-5000, ДС-118, оснащенные бесщеточными или тиристорными системами возбуждения с устройствами гашения поля ротора двигателей. Гашение поля с помощью бесщеточных возбужденных устройств серии БВУ достигается замыканием обмотки возбуждения на резистор, эдс двигателя СТД-5000 до значения $0,3U_{\text{ном}}$ снижается за 2,2 с. Гашение поля в схемах тиристорного возбуждения осуществляется переводом выпрямителя (возбужденные агрегаты

ТЕ8) в инверторный режим с форсированным напряжением. Согласно [1] расчетное время гашения поля до $U_{ост} = 0,6 U_{ном}$ составляет 0,16–0,2 с, т.е. тиристорное возбуждение по сравнению с БВУ обеспечивает более высокое быстродействие при гашении поля. Сигнал на гашение подается при отключении выключателя двигателя. Однако при самозапуске, который осуществляется путем подачи напряжения секционным выключателем без отключения двигателя от сети, инвертирование отсутствует. При этом обмотка возбуждения оказывается замкнутой (без гасительного резистора) на тиристоры выпрямительно-го моста, что приводит к замедленному гашению поля (рис. 2).

Следует отметить, что вопрос снижения остаточного напряжения на секции шин имеет важное значение для обеспечения самозапуска двигателя. Расчеты допустимости несинхронного включения, выполненные по методике, изложенной в [2], показали, что несинхронное включение (НВ) синхронных двигателей недопустимо без гашения поля. Причем допустимость НВ определяется как индивидуальными параметрами каждого отдельного двигателя и его мощностью, так и характеристиками питающей энергосистемы. Показатель эдс, до которого следует гасить поле синхронных машин по расчетам для отдельных электродвигателей разных НПС составляет 0,18–0,40 $U_{ном}$. С учетом этого на основании результатов расчетов и экспериментальных исследований предложена и практически реализована схема трехступенчатого самозапуска двигателей НПС. В этой схеме на первой ступени самозапускаются асинхронные двигатели, на второй и третьей ступенях – мощные синхронные двигатели. При успешном действии АПВ ЛЭП 110 кВ, либо после АВР секционного выключателя к секции 6 кВ остаются подключенными один или два асинхронных двигателя, которые при подаче напряжения запускаются. Один или два отключенных синхронных двигателя поочередно включаются по команде устройства автоматизации самозапуска после выхода асинхронных двигателей на нормальный режим.

В ходе экспериментов на НПС проводились опыты пуска и ступенчатого самозапуска электродвигателей с первоочередным пуском АД. Данные обработки осциллограмм приведены в табл. 1.

Данные табл. 1 показывают допустимость ступенчатого управления самозапуском электродвигателей и позволяют анализировать режимы работы электродвигателей и подстанций в процессе пуска и самозапуска. Параметры переходных процессов являются удовлетворительными с точки зрения требования к технологии нефтетранспортировки и работе электрооборудования.

Так, максимальное снижение напряжения при групповом самозапуске двух мощных АД составляет 0,74 $U_{ном}$. При этом обеспечиваются достаточные для успешного разворота двигателей значения вращающихся моментов.

При практическом внедрении самозапуска на НПС возникли трудности согласования предложенных схем самозапуска со схемой релейной защиты подстанции [3]. В качестве пускового органа защиты минимального напряжения (ЗМН) и АВР секционного выключателя применяются реле напряжения. При этом ЗМН выполняется с двумя ступенями. По первой ступени с выдержкой 0,5 с отключаются синхронные электродвигатели, а по второй через 3,5–4 с – асинхронные электродвигатели. Учитывая выбег электродвигателей, были проведены измерения времени срабатывания ЗМН и АВР на подстанции, питающей четыре СД типа СТД-5000 и четыре АД типа АРП-2500. Эксперименты по-

Параметры режимов самозапуска (пуска)
электродвигателей

Двигатель	U_{\min} о.е.	$I_{\Sigma \text{ном}}$ А	$U_{\text{ост}}$ о.е.	$t_{\text{п}}$ с	$I_{\text{п}}^{\text{ост}}$ А	$t_{\text{р}}$ с	$I_{\text{с}}$ А	I_{∞} А	Ступень самоза- пуска
2хАПП-2500	0,742	556	0,22	2,85	1300	3,25	2400	450	1
1хСТД-500	0,74	1109	—	7,2	2500	6,5	2800	770	2
2хАПП-2500*									
DKFe-1429	0,75	332	—	—	1700	2,5	1700	240	+ пуск
СТД-2000	0,83	221	0,02	6,4	1040	3,9	1040	120	1
ДС-118	0,92	80,5	0,02	4,0	365	4,4	365	75	1

Примечание: U_{\min} — максимальное снижение напряжения в режиме самозапуска (пуска); $I_{\Sigma \text{ном}}$ — номинальный ток двигателей, участвующих в переходном процессе; $U_{\text{ост}}$ — остаточное напряжение на староре двигателя в момент повторного включения; $I_{\text{п}}^{\text{ост}}$ — ток пуска (самозапуска) одного двигателя; $I_{\text{с}}$ — ток секции шин; I_{∞} — установившийся ток; $t_{\text{п}}$ — время перерыва питания; $t_{\text{р}}$ — время разворота до номинальной (подсинхронной) скорости.

казали, что в наихудшем режиме для двух СТД-5000 время срабатывания первой ступени ЗМН возрастает с 0,5 с до 2,5–3 с. Аналогично увеличивается и время АВР. При этом отключение синхронных электродвигателей происходит либо одновременно с подачей напряжения по АПВ линии 110 кВ, либо несколько позже. Это приводит к несогласованному действию АПВ, АВР и второй ступени ЗМН. Кроме этого, возможны ситуации неотключения от сети синхронных двигателей. Самозапуск электродвигателей в таких условиях оказывался невозможным.

Для устранения отмеченных недостатков типовой схемы релейной защиты в схему ЗМН и АВР в качестве ускоряющего элемента было дополнительно введено реле частоты. Скорость изменения частоты и напряжения электродвигателя в режиме выбега примерно одинаковы. Но поскольку реле частоты обладает большей избирательностью, то с его помощью через каждые 0,2–0,3 с можно определять момент исчезновения напряжения.

В результате изложенного можно сделать следующие выводы.

Групповой самозапуск всех двигателей НПС невозможен из-за больших снижений напряжения на шинах подстанции.

Для электродвигателей и подстанций линейных НПС предлагается трехступенчатая схема самозапуска. На первой ступени включаются асинхронные, на 2-й и 3-й ступенях — синхронные двигатели.

Обеспечение успешного самозапуска осуществляется ускорением действия защиты минимального напряжения и АВР подстанции.

ЛИТЕРАТУРА

1. Щ и г е л ь П.М. Ресинхронизация синхронных двигателей с тиристорным возбуждением. — Промышленная энергетика, 1976, № 11, с. 21–22. 2. С л о д а р ж М.И. Режимы

работы, релейная защита и автоматика синхронных электродвигателей. — М., 1977, с. 216.
3. Ускорение действия защиты максимального напряжения и АВР на нефтеперекачивающих станциях/В.М.Кочан, В.В.Курганов, В.В.Прокопчик, А.Е.Хоптинец. — В кн.: Транспорт и хранение нефти и нефтепродуктов. М., 1983, № 11, с. 13—14.

УДК 621.311

Н.А.ИВАНИЦКАЯ (БО "Энергосетьпроект")

МЕТОДЫ УЧЕТА ПОТЕРЬ МОЩНОСТИ И ЭНЕРГИИ НА КОРОНУ ПРИ ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКОМ АНАЛИЗЕ И РАСЧЕТАХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЕЙ

Рост протяженности электрических сетей в энергосистемах напряжением 220 кВ и выше делает актуальной задачу правильного учета потерь мощности и энергии на коронирование проводов линий электропередач при их технико-экономическом анализе и расчетах. Так, например, по данным Энергосетьпроекта среднегодовые потери энергии на корону в линиях электропередачи составляют 18—24 тыс. кВт·ч/км при напряжении линии 220 кВ, а при напряжении 500 кВ — 70—140 тыс. кВт·ч/км.

В ряде технико-экономических задач желательно иметь аналитические выражения для потерь мощности и энергии на корону. Учет потерь на корону несколько затруднен из-за несовершенства ее современной теории. При проектировании наиболее надежно пользоваться экспериментальными данными, полученными в различных метеорологических условиях на действующих линиях.

Среднегодовые потери мощности на корону можно представить выражением [1]

$$\Delta P_K = A/S, \quad (1)$$

где коэффициент A зависит от метеорологических условий, типа проводов и напряжения линии; S — суммарное значение сечения провода в фазе.

Выражение (1) получено на основе аппроксимации экспериментальных кривых, выражающих зависимости среднегодовых потерь мощности на 1 км линии различных напряжений и типов проводов от сечений проводов.

Выражение дает возможность записать приведенные затраты линии электропередачи с учетом потерь энергии на коронирование проводов в виде

$$Z = (p + E_n)K + \Delta P_n \tau c + \Delta P_K t c, \quad (2)$$

где p — отчисления на амортизацию, текущий ремонт и обслуживание линии; E_n — нормативный коэффициент эффективности капитальных вложений; ΔP_n — потери мощности на нагрев проводов; τ — время потерь; t — время работы линии; c — стоимость 1 кВт·ч потерянной энергии.

Зависимость вида (2) позволяет определять экономическое сечение проводов по минимуму приведенных затрат.

При нахождении сечения провода по методу экономических интервалов можно использовать непосредственные экспериментальные данные о потерях на проводах [2]. Расчеты, проведенные на ЭВМ [3], показали, что учет по-

терь на корону приводит к увеличению экономического сечения S по сравнению с сечением, выбранным без учета потерь на корону:

$$S = S_1 + \Delta S = S_1 \left(1 + \frac{\Delta S}{S_1} \right) = m S_1 .$$

Если на линиях 110 кВ учет коронирования практически не приводит к увеличению экономического сечения, выбранного без учета потерь на корону $m = 1$, то на линиях напряжением 150 кВ коэффициент $m > 1$, и поэтому в качестве наиболее выгодного сечения выбирают одно из двух, следующих по стандартной шкале за S_1 .

Важен также учет потерь мощности и энергии на коронирование проводов при выборе наиболее выгодного напряжения линии, который соответствует минимуму приведенных затрат:

$$\partial Z / \partial U = 0. \quad (3)$$

На основании условия (3) и формул [1] стоимости оборудования электропередачи [1] могут быть получены выражения или построены экономические зоны, определяющие наиболее выгодное напряжение линии передачи с учетом потерь на корону. При этом потери мощности на коронирование проводов линий 330–750 согласно [4] в зависимости от напряжения можно аппроксимировать линейными уравнениями. Такие уравнения уже использовались в задаче планирования режимов работы электрических сетей 110–750 кВ [5]. При нахождении наиболее выгодного напряжения в пределах намеченного класса напряжений потери на корону можно не учитывать, поскольку полученные выражения будут приблизительно одного порядка.

ЛИТЕРАТУРА

1. П о с п е л о в Г.Е. Элементы технико-экономических расчетов систем электропередач. – Минск, 1967. – 311 с.
2. Руководящие указания по учету потерь на корону и помех от короны при выборе проводов воздушных линий электропередачи переменного тока 330–750 кВ и постоянного тока 800–1500 кВ. – М., 1975. – 82 с.
3. П о с п е л о в Г.Е., Г о н ч а р и к Е.П. О влиянии короны на экономическое сечение проводов. – В кн.: Механизация и электрификация сельского хозяйства. Минск, 1971, вып. 7, с. 113–124.
4. М е л ь н и к о в Н.А., Р о к о т я н С.С., Ш е р е н ц и с А.Н. Проектирование электрической части воздушных линий электропередачи 330–500 кВ. – М., 1974. – 381 с.
5. Р о к о п е н к о В.Г. Учет потерь на корону при планировании режимов работы электрических сетей 110–750 кВ по напряжению и реактивной мощности. – В кн.: Научные и прикладные проблемы энергетики. Минск, 1978, вып. 5, с. 49–52.

ОРГАНИЗАЦИОННО-ТЕХНИЧЕСКИЕ И ЭКОНОМИЧЕСКИЕ ВОПРОСЫ ОБСЛУЖИВАНИЯ И РЕМОНТА ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ МАШИНОСТРОИТЕЛЬНЫХ ПРЕДПРИЯТИЙ

В последнее время становится очевидной зависимость результатов деятельности промышленных предприятий от уровня организации их ремонтного производства. Так, например, трудовые затраты на ремонт станочного парка в 5–6 раз выше затрат труда на изготовление новых станков: численность рабочих, занятых обслуживанием и ремонтом металлорежущих станков, в 3,5–4 раза превышает численность рабочих, изготавливающих это оборудование, а производительность труда вспомогательного персонала намного ниже производительности труда основных производственных рабочих. При строгом соблюдении оптимального срока службы станочного парка как количественного выражения его долговечности, народнохозяйственные потери, связанные с несовершенством организации ремонтов, могут быть определены по выражению

$$E = \left\{ \int_{\tau_H}^{\tau'} C(\tau) d\tau - \int_{\tau_H}^{\tau'} C'(\tau) d\tau \right\} + \left\{ \int_{\tau_H}^{\tau'} C_c'(\tau) d\tau - \int_{\tau_H}^{\tau'} C_c(\tau) d\tau \right\} + \left\{ \int_{\tau'}^{\tau} C(\tau) d\tau - \int_{\tau'}^{\tau} C_c'(\tau) d\tau \right\},$$

где τ_H , τ' , τ — начало эксплуатации, оптимальный срок службы, заданный срок службы, годы; C , C' — стоимость продукции, созданной с помощью данной машины за соответствующий период эксплуатации; C_c , C_c' — затраты на изготовление и приобретение машины, тыс. руб.

Здесь первое слагаемое — разность между стоимостью продукции, произведенной машиной за оптимальный срок службы при двух различных системах организации обслуживания и ремонтов оборудования; второе слагаемое — разность затрат на изготовление и потребление машины при указанных формах обслуживания и ремонтов; третье слагаемое — потери продукции, связанные с ее недовыпуском при эксплуатации машины до оптимального срока.

Совершенствование существующей формы ремонтов и обслуживания металлорежущего оборудования Минского автомобильного завода (МАЗа) привело к необходимости совершенствовать систему ремонтов и обслуживания его электрической части. Действующая в настоящее время на МАЗе система планово-предупредительных ремонтов (ППР) электрооборудования основана на устаревших рекомендациях ЕС ППР в машиностроении [1]. В соответствии с [1] структура ремонтного цикла включает следующие виды работ: малый, средний, капитальный ремонты, а также межремонтное обслуживание.

При планировании периодичности ремонтов электрооборудования металлорежущих станков учитываются следующие факторы: конструктивные особенности электродвигателей, условия их работы, коэффициент сменности,

вид обрабатываемой заготовки (металл, чугун). В зависимости от сочетания влияющих факторов ремонтный цикл содержит различное количество малых и средних ремонтов. Из анализа графиков ППР электрооборудования металлорежущих станков МАЗа видно, что число малых и средних ремонтов, производимых в течение года, существенно отличается: от одного малого и одного среднего, до десяти малых и двух средних.

Хотя периодичность ремонтов и их виды выбираются по рекомендациям [1], трудоемкости ремонтных работ намного снижены. Действующие нормативы на все виды работ следующие: 0,4 нормо-ч/рем.ед.год — на малый ремонт; 2,0 — на средний ремонт; 4,4 — на капитальный ремонт; 0,16 нормо-ч — на одну ремонтную единицу оборудования в месяц на межремонтное и техническое обслуживание электротехнического оборудования.

Необходимо отметить, что действующие на МАЗе нормативы трудоемкости ремонтных работ намного ниже, чем на других предприятиях [2, 3].

В рекомендуемую структуру ремонтного цикла электрооборудования станка включены следующие работы: осмотры первого (O1) и осмотры второго (O2) видов, регламентированные ремонты (PP) и капитальный ремонт (KP).

Перераспределение трудоемкости работ существующей системы ППР, содержащей межремонтное обслуживание (MO), малые (M), средние (C) и капитальный (K) ремонты, выполнено таким образом, чтобы суммарная трудоемкость за цикл осталась неизменной, т.е.

$$\Sigma T_{MO} + \Sigma T_M + \Sigma T_C + T_K = \Sigma T_{O1} + \Sigma T_{O2} + \Sigma T_{PP} + T_K,$$

где ΣT_{MO} , ΣT_M , ΣT_C , T_K — трудоемкость межремонтного обслуживания, малых, средних и капитального ремонтов за ремонтный цикл, нормо-ч/рем.ед.; ΣT_{O1} , ΣT_{O2} , ΣT_{PP} — то же осмотров O1, O2 и ремонта PP.

Капитальные ремонты по новой системе рекомендуется проводить с той же периодичностью, что и в действующей системе. Это позволяет исключить T_K из рассмотрения и рассчитать периодичность и трудоемкость работ новой системы РТО на один год следующим образом:

$$T_{MO} + T_M + T_C = T_{O1} + T_{O2} + T_{PP},$$

где T_{MO} , T_M , T_C — трудоемкость межремонтного обслуживания малых и средних ремонтов за год; T_{O1} , T_{O2} , T_{PP} — трудоемкость осмотров O1, O2 и ремонтов PP за год.

Регламентированный ремонт проводится без полной разборки оборудования, в объеме, необходимом для ремонта. Это позволяет снизить его трудоемкость.

На первом этапе проектирования новой системы примем трудоемкость PP равной: $T_{PP} = 1,5$ нормо-ч/рем. ед. в год.

Трудоемкость осмотра O1 ориентировочно составляет 8–10% от трудоемкости регламентированного ремонта, т.е. $T_{O1} = 0,1$, $T_{PP} = 0,15$ нормо-ч/рем. ед. в год. Так как объем работ осмотра O2 включает комплекс работ O1 и дополнительные работы, по трудоемкости приблизительно равные осмотру O1, то

$$T_{O2} = 2T_{O1} = 0,3 \text{ нормо-ч/рем.ед. в год.}$$

**Существующие и рекомендуемые структуры ремонтных циклов
электрооборудования металлорежущих станков**

Существующие структуры	Рекомендуемые структуры	Периодичность проведения O1, O2 и PP, недели
Коэффициент сменности $K_{см} = 1,40$		
MO + 1OM + 2C	13 (O1) + 9 (O2) + 4 (PP)	2, 4, 12
MO + 5M + 2C	20 (O1) + 3 (O2) + 3 (PP)	2, 10, 20
MO + 6M + 1C	20 (O1) + 4 (O2) + 2 (PP)	2, 8, 24
MO + 5M + 1C		
MO + 2M + 1C	12 (O1) + 4 (O2) + 2 (PP)	3, 9, 27
MO + 1M + 1C	8 (O1) + 3 (O2) + 2 (PP)	4, 12, 24
Коэффициент сменности $K_{см} = 1,78$		
MO + 6M + 2C	17 (O1) + 6 (O2) + 3 (PP)	2, 6, 18
MO + 4M + 2C	20 (O1) + 3 (O2) + 3 (PP)	2, 10, 20
MO + 4M + 1C	12 (O1) + 4 (O2) + 2 (PP)	3, 9, 27
MO + 2M + 1C	8 (O1) + 3 (O2) + 2 (PP)	4, 12, 24
MO + 1M + 1C		

Установив трудоемкости отдельных видов работ, можно рассчитать число осмотров O1, O2 и регламентированных ремонтов в течение года. Расчет представлен в табл. 1.

Проведение осмотров O1 и O2 позволяет исключать проведение внеплановых ремонтов.

Типовые объемы работ, выполняющиеся при проведении осмотров O1 и O2 и регламентированного ремонта, зависят от состава электрооборудования станка. Они разработаны в картах циклов рекомендуемой системы на каждую физическую единицу оборудования.

Расчет потребного количества рабочих по существующей системе осуществляется следующим образом.

Для межремонтного обслуживания необходимо

$$P_{обс} = \frac{R_{р.е} K_{см} T_{мо} \cdot 12}{\Phi},$$

где $R_{р.е}$ — число условных единиц ремонтной сложности электрооборудования цеха; $K_{см}$ — коэффициент сменности работы; $T_{мо}$ — норматив межремонтного обслуживания в месяц; Φ — действительный годовой фонд времени одного рабочего.

На выполнение плановых ремонтов (малый, средний, капитальный) требуется

$$P_p = \frac{R_{р.е}^M T_M + R_{р.е}^C T_C + R_{р.е}^K T_K}{\Phi K_{вн}},$$

где $R_{p.e}^M, R_{p.e}^C, R_{p.e}^K$ — количество ремонтных единиц, подвергающихся малому, среднему, капитальному ремонтам соответственно; T_M, T_C, T_K — нормативы трудоемкости ремонтов на ремонтную единицу; $K_{вн}$ — коэффициент выполнения норм.

По новой системе расчет потребного количества рабочих производится следующим образом.

На регламентированное техническое обслуживание:

$$R_{обс}^{РТО} = \frac{R_{p.e}^{O1} N_{O1} T_{O1} + R_{p.e}^{O2} N_{O2} T_{O2}}{\Phi},$$

где $R_{p.e}^{O1}, R_{p.e}^{O2}$ — количество ремонтных единиц, подвергающихся в течение года осмотрам O1 и O2 соответственно; N_{O1}, N_{O2} — частота осмотров O1 и O2 за год; T_{O1}, T_{O2} — нормативы трудоемкости для проведения осмотров O1 и O2.

На регламентированный ремонт:

$$R_{pp} = \frac{R_{p.e}^{PP} N_{pp} T_{pp}}{\Phi K_{вн}},$$

где $R_{p.e}^{PP}$ — количество ремонтируемых ремонтных единиц; N_{pp} — частота PP за год; T_{pp} — норматив трудоемкости на ремонтную единицу для проведения PP.

В процессе ремонта выполняются не все операции, указанные в типовом объеме работ (O1, O2, PP), а те из них, которые вызываются фактическим состоянием ремонтируемого оборудования, за исключением работ, производством которых является обязательным.

Результатом исследования явилась разработка структуры новой системы, т.е. отказ от существующей ЕС ППР. Определена трудоемкость обслуживания и ремонта единицы ремонтной сложности электрооборудования и их периодичность. Разработаны карты циклонов работ электрической части металлорежущих станков.

Эксплуатация системы РТО в год в результате снижения количества отказов электрооборудования станков позволила получить экономический эффект в размере 90 тыс. руб.

ЛИТЕРАТУРА

1. Единая система плано-предупредительного ремонта и рациональной эксплуатации технологического оборудования машиностроительных предприятий. — М., 1967. — 592 с.
2. Синягин Н.Н., Афанасьев Н.А., Новиков С.А. Система плано-предупредительного ремонта оборудования и сетей промышленной энергетики. — М., 1978. — 407 с.
3. Руководящие материалы системы ППР энергетического оборудования на предприятиях отрасли. — М., 1976. — 400 с.

РАСЧЕТ СУБКОЛЕБАНИЙ ПРОВОДОВ ЛЭП СВН С УЧЕТОМ УПРУГОВЯЗКИХ СВОЙСТВ РАСПОРОК

Проблема колебаний проводов расщеплений фазы воздушной линии (ВЛ) под действием ветра на участках между распорками (субколебаний) стала актуальной в связи с массовым строительством линии электропередач сверхвысокого напряжения (ЛЭП СВН). При таких колебаниях провода расщепленной фазы двигаются, как правило, в противофазе, сближаясь и удаляясь один от другого. В результате на распорки действуют силы, равные геометрической сумме сил, приложенных от проводов двух смежных подпролетов. Эти силы могут быть большими и вызывать усталостное повреждение лучей распорок. Такого рода повреждения неоднократно фиксировались в энергосистемах нашей страны и за рубежом.

Согласно зарубежным данным, одним из действенных способов ограничения субколебаний является применение специальных упругих и вязких элементов в конструкции распорок. В связи с этим ВПО "Союзэлектросеть-изоляция" разрабатывает новые типы распорок, включающих указанные элементы. Для проверки эффективности действия таких распорок и оптимизации их характеристик по предложению ВПО "Электросетьизоляция" в Белорусском политехническом институте разработана комплексная математическая модель и программа расчета на ЭВМ субколебаний проводов ЛЭП СВН и динамических нагрузок на распорки.

В данной статье излагается алгоритм учета влияния упругих и вязких свойств распорок на субколебания проводов ЛЭП СВН. В соответствии с этим алгоритмом сложное движение распорки проводов ЛЭП может рассматриваться как совокупность трех движений: поступательного перемещения центра масс, вращательного движения около центра масс как неподвижной точки и упруговязкого изменения размеров распорки. Поэтому краевые условия для уравнений движения участков проводов между распорками рассчитываются по выражению

$$\bar{R}_{ji} = \bar{R}_{ci} + \bar{r}_{ji} + \Delta \bar{L}_{ji}, \quad j = 1, \dots, n, \quad i = 1, \dots, m,$$

где \bar{R}_{ci} – радиус-вектор, описывающий положение центра масс распорки относительно неподвижной системы отсчета $Oxyz$ (рис. 1); \bar{r}_{ji} – радиус-векторы, описывающие положение вершины распорки относительно системы отсчета $Ox'y'z'$, поступательно перемещающейся вместе с центром масс; $\Delta \bar{L}_{ji}$ – вектор перемещения точек крепления проводов и распорок, обусловленных упруговязкими деформациями распорки (рис. 1); n – число проводов в фазе; m – число распорок, установленных в пролете.

Алгоритмы расчета движения проводов и распорки как твердого тела излагаются в [1]. Для упрощения расчета упруговязких деформаций криволинейные элементы распорки заменяются прямолинейными пружинами, соеди-

няющими ее вершины. Благодаря такому подходу упруговязкая пространственная реакция тела распорки заменяется деформациями растяжения—сжатия системы прямолинейных пружин, упруговязкие свойства которых определяются опытным путем.

В общем виде вектор упруговязкого изменения размеров распорки равен

$$\Delta \bar{L}_{j+1,i} = \Delta \bar{L}_{ji} - \Delta \bar{L}_{j+1,i}, \quad j = 1, \dots, p,$$

где p — число прямолинейных элементов расчетной модели распорки; $\Delta \bar{L}_{ji}$ — вектор упруговязкого удлинения j -го элемента модели распорки ($\Delta \bar{L}_{p+1,i} = \Delta \bar{L}_{1i}$, $\Delta \bar{L}_{p+1,i} = \Delta \bar{L}_{1i}$).

В свою очередь вектор $\Delta \bar{L}_{ji}$ равен

$$\Delta \bar{L}_{ji} = \frac{1}{2} \Delta l_{ji} \bar{k}_{ji}, \quad (1)$$

где Δl_{ji} — модуль удлинения j -го элемента распорки; \bar{k}_{ji} — единичный вектор направления j -го элемента распорки относительно неподвижной системы координат.

Расчет Δl_{ji} выполняется с помощью опытных диаграмм растяжения—сжатия распорки, полученных в результате лабораторных испытаний в ВПО "Союзэлектросетизоляция". Нагрузочная и разгрузочная ветви этих диаграмм имеют вид, близкий к параболе, поэтому для обработки опытных данных используется интерполяционная формула Лагранжа [2]. С помощью этой формулы определяются удлинения элементов модели распорки для промежуточных значений усилий в ней.

Формулы для расчета сил, действующих на распорку в процессе субколебаний, приведены в [1]. Для упрощения уравнений динамики распорки эти силы выражены относительно подвижной системы отсчета $O'x'y'z'$ (рис. 1),

неизменно связанной с распоркой. Для определения составляющих сил, вызывающих деформации растяжения и сжатия распорки, спроектируем силы, действующие от проводов на распорку, на направление векторов \bar{k}_{ji}'' , описывающих положение элементов распорки относительно системы отсчета $O'x'y'z''$:

$$\|F_{ji}\| = \|M_j\| \|T_{ji}''\|, \quad (2)$$

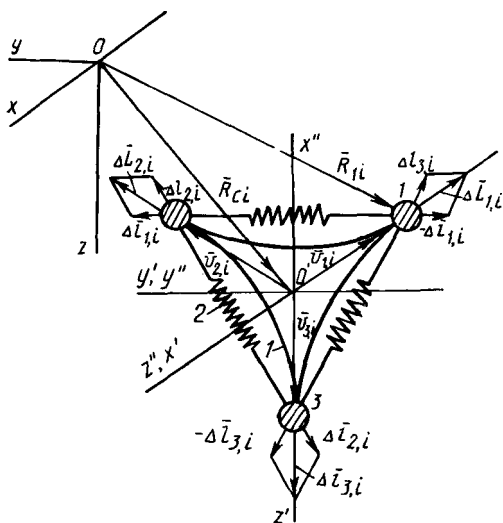


Рис. 1. Расчетная модель упруговязких свойств распорок ($n = 3$):

1 — криволинейный элемент распорки;
2 — его расчетная модель в виде прямолинейной пружины.

где $T_{ji}'' = \parallel \begin{matrix} T_{xji}'' \\ T_{yji}'' \end{matrix} \parallel$ — матрица сил, действующих от проводов на распорку.

Входящая в (2) матрица M_j является матрицей направляющих косинусов векторов k_{ji} относительно подвижной системы координат.

Если учесть, что провода расщепленной фазы располагаются в вершинах правильного многоугольника, эта матрица имеет вид

$$M_j = \parallel \cos \alpha_{1j} \cos \alpha_{2j} \parallel, \quad j = 1, \dots, p,$$

где $\alpha_{2j} = \cos [(180^\circ - \beta_M)(j-1)]$; $\alpha_{1j} = 90^\circ + \alpha_{2j}$; $\beta_M = \frac{180^\circ(n-2)}{n}$ — угол правильного многоугольника, образованного вершинами распорки.

Вид деформации распорки зависит от направления сил \bar{F}_{ji} , приложенных по концам элемента распорки. При совпадении направлений действия этих сил распорка совершает движение только как твердое тело. Когда эти силы имеют встречное или противоположное направление, кроме перемещения распорки как твердого тела, наблюдаются деформации растяжения и сжатия. Разность сил, действующих по концам распорки, вызывает ее перемещение как твердого тела. Одинаковая часть этих сил F_{ji}^D — деформацию растяжения или сжатия. Для удобства вычислений силы, вызывающие деформацию растяжения, обозначим плюсом, а силы сжатия — минусом. Определение вида деформации и присвоение соответствующего знака сила F_{ji}^D производится путем сопоставления принятого направления j -го элемента распорки (вектора \bar{k}_{ji}'') с направлением силы, действующей в $(j+1)$ -й вершине распорки, которая спроектирована на оси подвижной системы координат:

$$F_{ji}^D = |F_{ji}^D| \operatorname{sign}(a_1 \cos \alpha_{2j}) \operatorname{sign}(a_2 F_{j+1,i}''),$$

где $F_{j+1,i}'' = F_{j+1,i} \cos \alpha_{2j}$; $a_1 = a_2 = 1$ — числовые константы, которым присваиваются соответствующие знаки аргументов функций sign .

Если $\cos \alpha_{2j} = 0$, то справедливо следующее выражение:

$$F_{ji}^D = |F_{ji}^D| \operatorname{sign}(a_1 \cos \alpha_{1j}) \operatorname{sign}(a_2 F_{j+1,i}''),$$

где $F_{j+1,i}'' = F_{j+1,i} \cos \alpha_{1j}$.

Полученные таким образом значения F_{ji}^D используются для расчета упруговязких удлинений распорки по формуле Лагранжа для нагруженной и разгруженной ветвей диаграммы.

Для расчета краевых условий, обусловленных упруговязкими изменениями размеров распорки, необходимо определить также проекции векторов \bar{k}_{ji}'' , входящих в (1):

$$\bar{k}_{ji}'' = A_t \bar{k}_{ji}''$$

где A_t — транспонированная матрица направляющих косинусов между системами отсчета $Ox''y''z''$ и $Ox'y'z'$ (рис. 1).

Формулы для расчета элементов матрицы приведены в [1].

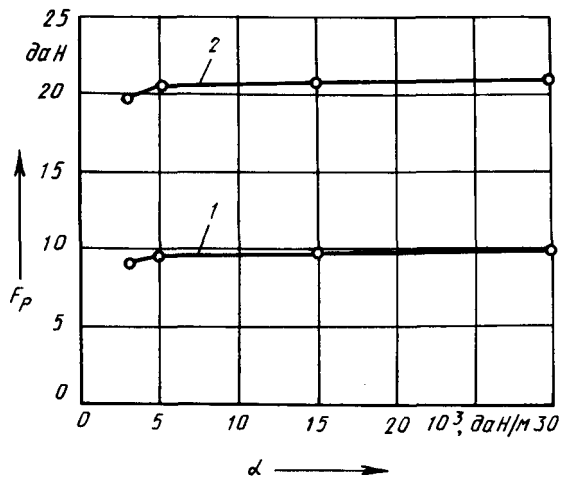


Рис. 2. Зависимости максимальных изгибающих усилий, действующих на луч распорки, от жесткости распорок (расщепленная фаза 5×АС-540/19, длина пролета – 180 м, расстояние между распорками – 60 м, шаг расщепления – 0,4 м, тяжение – 180 кН, скорость ветра – 17 м/с, угол атаки – 0,09 рад). 1 – при удалении проводов; 2 – при сближении проводов.

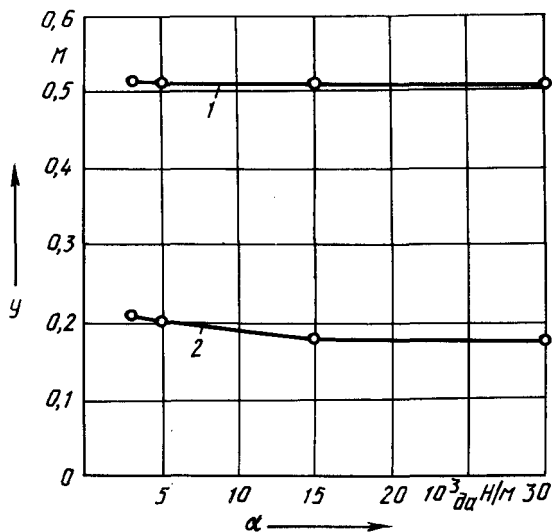


Рис. 3. Зависимости максимальных и минимальных горизонтальных расстояний между средними точками верхней пары проводов в пролете от жесткости распорки: 1 – максимальные горизонтальные расстояния; 2 – минимальные горизонтальные расстояния.

По разработанному алгоритму составлена программа расчета на ЭВМ субколебаний проводов расщеплений фазы с учетом упругих и вязких свойств распорок.

Составленная программа используется для исследования влияния жесткости распорок на интенсивность процесса субколебаний проводов ЛЭП СВН. На первом этапе исследований жесткость распорки принималась независимой от приложенной силы и варьировалась в диапазоне 3000—30 000 даН/м.

Результаты расчетов для фазы с пятью проводами приведены на рис. 2, 3. Анализ полученных результатов показывает, что при изменении жесткости распорки в указанных пределах параметры, характеризующие субколебания проводов, изменяются незначительно. Более существенное влияние жесткости распорки на параметры субколебаний следует ожидать в области ее значений, меньших 1500 даН/м.

ЛИТЕРАТУРА

1. Стрелюк М.И., Сергей И.И. — Влияние расщепленной фазы гибкой ошиновки ОРУ на динамику ее параметров при коротких замыканиях. — Изв. вузов СССР. Энергетика, 1981, № 4, с. 6—12.
2. Березин И.С., Жидков Н.П. — Методы вычислений. — М., 1966. Т.1 — 632 с

УДК 621.316.35.001.24

М.И.СТРЕЛЮК, И.И.СЕРГЕЙ, канд-ты техн.наук,
Ю.В.БЛАДЫКО (БПИ)

РАСЧЕТ НА ЭВМ СТАТИКИ ГИБКОЙ ОШИНОВКИ РУ

В настоящее время проектные организации Минэнерго оснащены ЭВМ единой серии, на базе которых разрабатываются и внедряются системы автоматизированного проектирования работ (САПР) энергетических объектов. Одной из задач проектирования, подлежащих включению в САПР, является механический расчет гибкой ошиновки распределительных устройств (РУ) электрических станций и подстанций.

Существующие методы механического расчета гибкой ошиновки РУ основаны на ручном счете и поэтому предполагают ряд упрощений и допущений [1]. Использование таких методов сводит вычисление напряжений в проводах РУ к решению известного уравнения состояния, выведенного для проводов ЛЭП и дополненного поправочным коэффициентом, который учитывает наличие натяжных гирлянд изоляторов и спусков к электрическим аппаратам. При составлении формул для расчета поправочного коэффициента и стрел провеса предполагают, что провода и гирлянды изоляторов имеют очертание параболы, нагрузки действуют нормально к горизонтальному пролету, кривая провисания проводов и гирлянд является плоской линией, а длина гирлянд равна их горизонтальной проекции. Указанные допущения ограничивают использование упрощенных методов частными случаями расположения шин и спусков. Поэтому они не могут быть использованы для САПР, так как данная система включает программы, пригодные для решения задач в общем виде.

По предложению Института Атомтеплоэлектропроект (АТЭП), являющегося одной из головных организаций Минэнерго по разработке и внедрению САПР для ТЭС и АЭС, в Белорусском политехническом институте был разра-

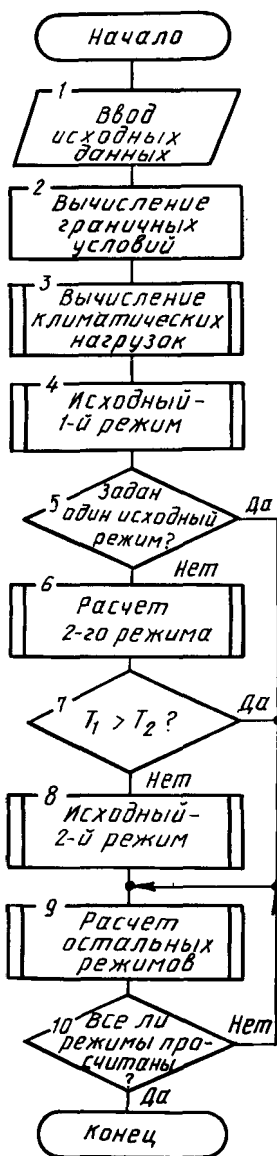


Рис. 1. Алгоритм механического расчета гибкой ошиновки в различных климатических режимах.

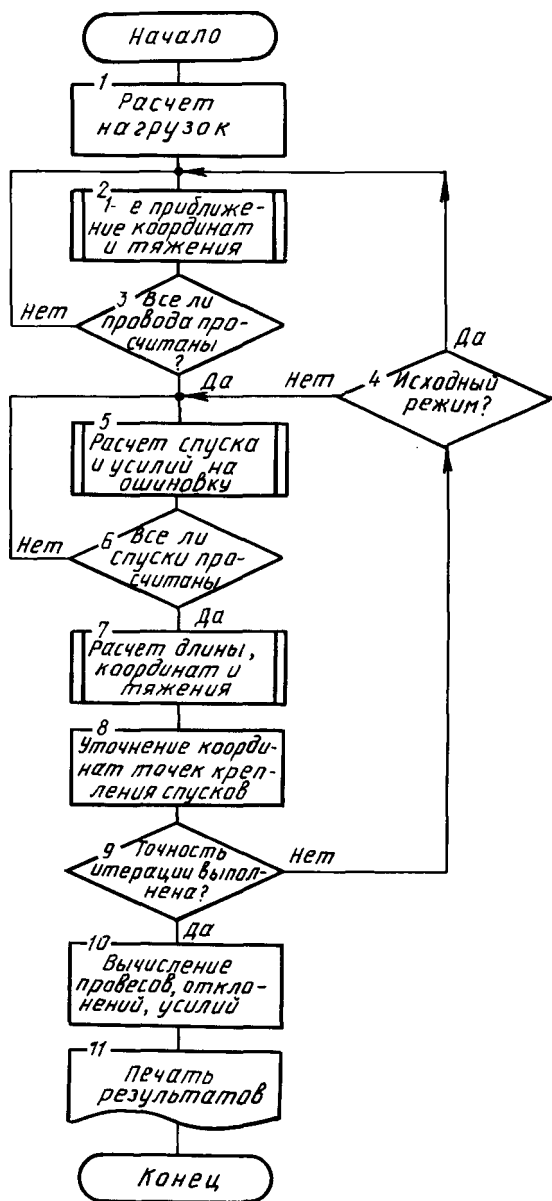


Рис. 2. Алгоритм расчета гибкой ошиновки в одном климатическом режиме.

ботан векторный метод расчета статики гибкой ошиновки РУ, в основу которого положено представление проводов и гирлянд изоляторов гибкой упругой нитью [2]. Векторно-параметрическая форма записи уравнений гибкой упругой нити [2] делает их пригодными для расчета положения и тяжения гибких проводов при различном расположении ошиновки в РУ с учетом упругого и температурного удлинения. Такой подход позволяет учесть разность высот подвеса, а также натяжные гирлянды изоляторов, шлейфы, распорки, зажимы и отпайки с учетом их реального расположения в РУ. На основе этих уравнений разработана комплексная математическая модель механического расчета гибкой ошиновки [2]. Программная реализация модели рассматривается в данной статье.

На рис. 1 приводится блок-схема реализованного алгоритма расчета статики гибкой ошиновки в различных климатических режимах. В качестве исходных данных (блок 1) принимаются известные из проектных материалов геометрические размеры и физико-механические свойства гибкой ошиновки РУ, а также установленные ПУЭ и нормами проектирования сочетания климатических факторов (толщина стенки гололеда, скорость ветра, температура воздуха). В блоке 2 определяются граничные условия и другие константы. В подпрограмме расчета климатических нагрузок (блок 3) по заданным скоростям ветра и толщине стенки гололеда вычисляются распределенные ветровые и гололедные нагрузки для каждого их сочетания (климатического режима). При определении гололедных нагрузок учитываются масса распорок и гололед на распорках.

Блоки 4, 6, 8, 9 на рис. 1 одинаковы по структуре и представляют собой отдельную подпрограмму, предназначенную для расчета гибкой ошиновки в одном климатическом режиме. Блок 4 используется при расчете режима, исходного для проектирования. По заданному тяжению T_1 определяется длина гибкой системы провод-гирлянды изоляторов до растяжения и без нагрева l_0 . Длина является основным параметром для определения тяжения и положения гибкой ошиновки в других режимах (блоки 9, 10). Для гибкой ошиновки РУ не установлено нормированное сочетание климатических факторов, при котором наступают максимальные механические напряжения в проводах. Поэтому из двух предполагаемых режимов выбирается исходный для проектирования (блоки 5–8). По заданному в одном из режимов тяжению T_1 определяется тяжение T_2 во втором режиме (блок 6). Если $T_2 > T_1$ (блок 7), то второй режим принимается за исходный для расчета (блок 8). Программа позволяет выполнить расчет ошиновки в двенадцати климатических режимах и может быть использована для построения монтажных кривых.

Блок-схема алгоритма расчета гибкой ошиновки в одном климатическом режиме приводится на рис. 2. Вычисление по этому алгоритму осуществляется в следующем порядке. Вначале находят распределенные нагрузки на провод с учетом ветра и гололеда, а также первые приближения сосредоточенных нагрузок от спусков и шлейфов (блок 1). Затем рассчитываются в качестве первого приближения по уравнениям нерастяжимой нити [3] координаты и тяжение проводов (блоки 2–4) и спусков (блоки 5, 6), после чего уточняются усилия от спусков на ошиновку. Вычисление координат и тяжений проводов по уравнениям упругой нити, определение длины провода с гирляндами изоля-

Сравнение результатов расчета по программе и по приближенной методике

Количество спусков	Режим максимальной нагрузки ($v = 12,5$ м/с, $c = 15$ мм, $\theta = -5^\circ$ С)						Режим максимальной температуры ($v = 15$ м/с; $c = 0$; $\theta = 70^\circ$ С)					
	Стрела провеса, м		Расхождение Δf_z , %	Горизонтальное отклонение, м		Расхождение Δf_y , %	Длина провода с гирляндами, м		Расхождение ΔL , %	Тяжение, даН		Расхождение ΔT , %
	по программе	по методике [1]*		по программе	по методике [1]*		по программе	по методике [1]		по программе	по методике [1]	
1	2,314	2,505	8,25	0,713	0,644	-9,7	48,36	48,43	0,14	1079	1102	2,13
		2,338	1,04		0,719	0,84						
2	2,836	3,176	12,0	0,979	0,790	-19,3	48,52	48,63	0,23	1095	1131	3,29
		2,893	2,00		0,989	1,03						
3	3,157	3,624	14,8	1,126	0,890	-20,9	48,67	48,84	0,34	1086	1143	5,25
		3,249	2,90		1,170	3,91						

* В числителе спуск учитывается как вертикальная нагрузка; в знаменателе при рас

чете использованы значения усилий от спусков, вычисленные по программе.

торов производится в отдельной подпрограмме (блок 7). После этого уточняются координаты точек крепления спусков к ошиновке (блок 8), и если они близки к координатам, вычисленным на предыдущем шаге итераций (блок 9), то вычисляются стрелы провеса, горизонтальные отклонения, тяжения, провесы в заданных точках и усилия на электрические аппараты от спусков (блок 10). Результаты расчета выводятся в виде таблиц на широкую печать (блок 11).

Программа позволяет рассчитать одновременно один, два или три фазных провода. Принятое в программе максимальное количество отпаяк к электрическим аппаратам на каждой фазе не превышает трех. Программа реализована на алгоритмическом языке ФОРТРАН-IV в операционной системе ДООС ЕС и занимает 135 Кбайт оперативной памяти ЭВМ. Время счета на ЭВМ ЕС-1022 для одной фазы в одном климатическом режиме в среднем составляет 1 мин. Характерной особенностью программы является использование чисел удвоенной длины для учета упругих свойств проводов и гирлянд.

Результаты расчета по программе сравнивались с данными, полученными по приведенной в [1] приближенной методике (табл. 1). Неизменными параметрами в процессе расчета являлись: длина пролета (48 м), марка провода (2хАС-600/72), масса 1 м гирлянды (48 кг), длина гирлянды (5 м). Сравнение результатов показывает, что погрешность от неучета реального расположения спусков и гирлянд зависит от количества спусков и составляет в определении стрел провеса 8–15%, горизонтальных отклонений – 9–20, тяжений – 2–5%. Дальнейшие расчеты показали, что это расхождение объясняется в основном разным учетом сил, действующих от спусков на шины РУ. Влия-

ние учета реального расположения спуска в РУ на точность расчета видно из табл. 1. Например, при использовании значений усилий от спусков, вычисленных по программе, погрешность приближенной методики [1] в определении стрел провеса уменьшается до 1–3%, для горизонтальных отклонений – до 1–4% и для длин проводов с гирляндами изоляторов – до 0,1–0,35%. Это подтверждает достоверность полученных по программе результатов.

Разработанная программа механического расчета гибкой ошиновки проходит опытную эксплуатацию в АТЭП и Белорусском отделении ВНИПИэнергопрома, по ней производятся расчеты гибкой ошиновки РУ электрических станций и подстанций.

ЛИТЕРАТУРА

1. Бошнякович А.Д. Расчет проводов подстанций и больших переходов ЛЭП. – Л., 1975. – 248 с. 2. Стрелюк М.И., Сергей И.И., Владыко Ю.В. Численный метод расчета статики гибкой ошиновки ОРУ в различных режимах климатических воздействий. – Изв. вузов СССР. Энергетика, 1983. № 8, с. 8–14. 3. Сергей И.И. Аналитическое решение уравнений статики гибких шин ОРУ с учетом гирлянд изоляторов. – В кн.: Научные и прикладные проблемы энергетики. Минск, 1979, вып. 6, с. 75–81.

АНАЛИЗ ЭФФЕКТИВНОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ РЕМОНТНОГО ПЕРСОНАЛА НА ПРЕДПРИЯТИЯХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЕЙ

Как известно, около 45 % персонала энергосистем работает на предприятиях электрических сетей. Основная его часть (до 60 %) выполняет капитальные ремонты электросетевого оборудования. Поэтому вопросам повышения эффективности использования ремонтного персонала в электрических сетях и производительности его труда должно уделяться постоянное внимание.

Объем выполняемых ремонтных работ измеряется в денежном выражении при использовании ежегодно составляемых смет на капитальный ремонт. Для этого используются единые расценки строительно-монтажных работ [1, 2] .

Определение объемов ремонтных работ по единым расценкам позволяет сравнивать между собой удельную выработку персонала разных предприятий, занятого ремонтом электросетевого оборудования, а также нормировать ее на основе наилучших показателей, достигнутых благодаря передовой организации труда. Удельную выработку можно определять за каждый месяц в отдельности и в среднем за год.

Сравнивая фактическую среднемесячную выработку с нормативной, можно судить об эффективности использования ремонтного персонала в электрических сетях.

Такой подход к оценке эффективности использования ремонтного персонала, во-первых, не учитывает несовершенство расценок, которые во многих случаях не отражают реальную трудоемкость работ. Во-вторых, не принимается во внимание то, что на разных предприятиях может быть существенно разный вес "выгодных" (материалоемких) работ.

Более важными и полезными для практики, на наш взгляд, являются показатели, характеризующие ритмичность загрузки ремонтного персонала.

Нами проанализированы графики выполнения годовых объемов ремонтных работ (рис. 1–5) в пяти предприятиях электрических сетей (ПЭС) одной энергосистемы. Характеристики сравниваемых предприятий приведены в табл. 1.

На рисунках построены графики запланированных и фактически выполненных объемов ремонтных работ. Общей особенностью этих графиков является значительная степень неравномерности, отражающая неритмичность загрузки ремонтного персонала в течение года. Так, объемы работ, выполняемые в отдельные месяцы, колеблются от 5 до 40 % от общего годового объема ремонтных работ. При этом основные объемы приходятся на осенне-зимний период, когда условия их выполнения наименее благоприятны.

Если оценивать производственный потенциал ремонтного персонала по его максимальной выработке, которая на отдельных ПЭС достигает 40 % годового объема ремонтных работ, то становится очевидно, что производственные возможности указанного персонала используются далеко не полностью. Разумеется, при ремонте электрических сетей возникает ряд объективных причин, препятствующих равномерной загрузке ремонтного персонала. К ним можно

отнести существующий запрет на выполнение ремонтных работ в распределительных сетях во время посевной и уборочной кампании, неплановые инструктажи, шефскую помощь и др.



Рис. 1. График выполнения годовых объемов ремонтных работ ПЭС-1:

сплошная линия – фактически выполняемый объем ремонтных работ; пунктирная – запланированный объем ремонтных работ. (На рис. 2–5 обозначения те же.)

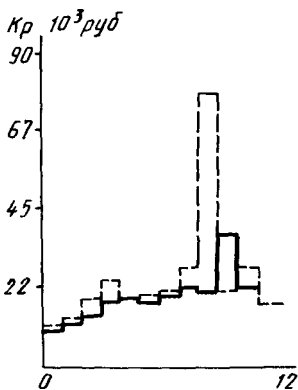


Рис. 2. График выполнения годовых объемов ремонтных работ ПЭС-2.

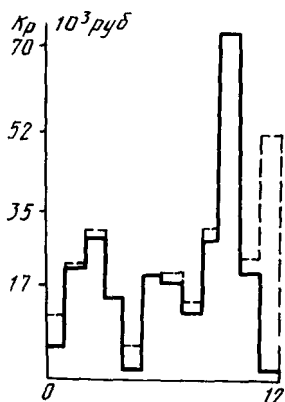


Рис. 3. График выполнения годовых объемов ремонтных работ ПЭС-3.

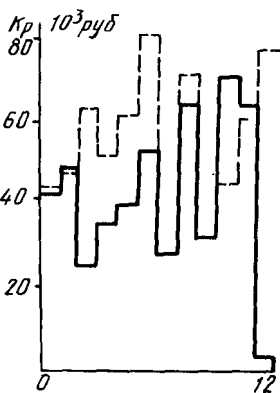


Рис. 4. График выполнения годовых объемов ремонтных работ ПЭС-4.

Тем не менее нельзя признать нормальным такое положение, когда среднегодовая выработка составляет не более 40–50 % от максимальной месячной.

Из сказанного можно сделать вывод о целесообразности разработки и введения в практику планирования работы ремонтного персонала показателей,

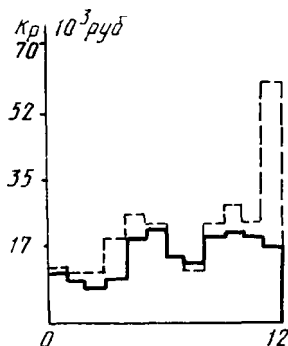
характеризующих ритмичность его загрузки. Из рисунков видно, что графики выполнения ремонтных работ подобны графикам электрических нагрузок. Основываясь на этой аналогии, для количественного анализа этих графиков можно использовать методы, с помощью которых анализируются графики

электрических нагрузок [3]. Основными показателями равномерности графиков электрических нагрузок являются коэффициент заполнения k_3 и коэффициент вариации k_v .

Указанные коэффициенты рассчитываются по следующим формулам:

$$k_3 = \frac{K_{\text{ср}}}{K_{\text{макс}}}; \quad k_v = \sqrt{k_{\Phi}^2 - 1},$$

Рис. 5. График выполнения годовых объемов ремонтных работ ПЭС-5.



где $K_{\text{ср}}$ — среднемесячный объем ремонтных работ за год, тыс.руб.; $K_{\text{макс}}$ — максимальный месячный объем ремонтных работ, тыс.руб.; k_{Φ} — отношение среднеквадратичного объема ремонтных работ к среднему.

Таблица 1

Характеристики сравниваемых предприятий электрических цепей

Наименование ПЭС	Площадь обслуживаемой территории, тыс.км ²	Число условных единиц, тыс.у.е.	Протяженность, км				Число трансформаторных пунктов		Число подстанций	
			0,4 кВ	35 кВ	110 кВ	10 кВ	ТП-10 кВ	КТП-10 кВ	35 кВ	110 кВ
ПЭС-1	4,5	21,978	2001	335	703	2209	327	897	16	15
ПЭС-2	7,7	31,151	3839	408	357	3581	343	2021	26	15
ПЭС-3	12,4	35,095	4377	684	504	4921	253	2437	38	15
ПЭС-4	9,1	29,896	3665	411	666	4033	425	1900	19	18
ПЭС-5	6,3	22,125	3091	247	185	2886	247	1696	12	9

Таблица 2

Плановые и фактические значения коэффициентов загрузки (k_3) и коэффициента вариации (k_v), рассчитанные для графиков выполнения ремонтных работ

Наименование ПЭС	$k_{3ф}$	$k_{3пл}$	$k_{vф}$	$k_{vпл}$
ПЭС-1	0,574	0,72	0,08	0,07
ПЭС-2	0,642	0,67	0,08	0,09
ПЭС-3	0,726	0,922	0,11	0,16
ПЭС-4	0,55	0,613	0,072	0,084
ПЭС-5	0,55	0,426	0,14	0,12

В табл. 2 приведены значения k_z и k_v , рассчитанные для графиков ремонтных работ. Как видно из таблицы, коэффициенты для разных ПЭС значительно колеблются. Для большинства ПЭС фактические значения $k_{эф}$ оказались значительно ниже плановых, вместе с тем для одного ПЭС-5 $k_{эф}$ оказалось выше $k_{з.пл}$. Все это свидетельствует о наличии больших резервов повышения производительности труда ремонтного персонала.

Практическое осуществление предложенных методов количественного анализа эффективного использования ремонтного персонала будет способствовать скорейшему выявлению этих резервов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Сборник № 35. Единые районные единичные расценки на строительные работы. ЛЭП 35–500 кВ. Открытые распределительные устройства электрических подстанций. — М., 1971, вып. 1, с. 25.
2. Сборник № 35. Единые районные единичные расценки на строительные работы. ЛЭП 0,4–35 кВ. Открытые распределительные устройства электрических подстанций. — М., вып. 2, 1976, с. 18.
3. Волобринский С.Д., Каялов Г.М., Клейн П.М. Электрические нагрузки промышленных предприятий. — Л., 1971, с. 312.

УДК 621.37/39

Е.М.САЦУКЕВИЧ, А.А.ПОЛИЩУК (БПИ)

ВЛИЯНИЕ МОДУЛЯЦИОННЫХ ПОТЕРЬ НА ЭЛЕКТРОННЫЙ КОЭФФИЦИЕНТ ПОЛЕЗНОГО ДЕЙСТВИЯ МАЛОМОЩНОГО ЭЛЕКТРОННОГО ПРИБОРА СВЧ

Электронный КПД характеризует эффективность преобразования энергии постоянного источника питания в энергию сверхвысокой частоты при взаимодействии сгруппированного обратного электронного потока с высокочастотным полем в зазоре резонатора.

Из работы [1] видно, как велико расхождение между экспериментальными данными и значениями, рассчитанными по теории, которая не учитывает потери на модуляцию электронного потока. Поэтому представляет интерес рассмотреть влияние угла пролета через Вч-зазор на потери энергии.

Учет модуляционных потерь [1] выражается через определенную эквивалентную активную проводимость, включенную дополнительно к проводимости резонатора.

Используем выражение для активной мощности взаимодействия [2]:

$$P_e = -U_0 I_0 \frac{\sin \nu_0}{\nu_e} 2x F_1(x), \quad (1)$$

где ν_0 — суммарный угол пролета электронов; ν_e — эффективный угол группирования электронов; x — параметр группировки электронов; U_0 — напряжение резонатора; I_0 — ток резонатора.

На основании определения (1) активная составляющая электронной проводимости отражательного клистрона равна

$$g_e = \frac{2I_0 M F_1(x)}{U_1} \sin \nu_0 . \quad (2)$$

Так как в стационарном режиме выполняется равенство

$$g_e = g_r + g_H , \quad (3)$$

то амплитудное условие отражательного клистрона с учетом выражений (2) и (3) запишется в следующем виде:

$$\frac{F_1(x)}{x} = \frac{g_r + g_H}{g_0 M^2 \nu_e \sin \nu_0} . \quad (4)$$

Максимально возможная электронная мощность для заданной зоны колебаний согласно выражению (1) наблюдается при оптимальном значении параметра группировки. С увеличением же угла пролета электронов через зазор резонатора модуляционные потери и собственная проводимость резонатора возрастают. Поэтому согласно выражению (4) значение параметра группировки уменьшается и эффективность группирования электронного потока, возвращающегося в зазор резонатора, падает. В данном случае с увеличением угла пролета значение электронной мощности уменьшается, а положение максимумов электронных кпд смещается в сторону меньших значений параметров группировки по сравнению с кпд, вычисленным без учета модуляционных потерь. Это говорит о том, что для компенсации мощности, расходуемой на модуляцию электронного потока, необходимо повышать амплитуду высокочастотного напряжения, т.е. дополнительно расходовать энергию источника питания.

Для количественного анализа влияния угла пролета электронов на электронный кпд отражательного клистрона разделим выражение для колебательной мощности (1) на выражение для мощности, подведенной к клистрону от источника постоянного напряжения.

Предварительно введем обозначения:

$$x = \frac{M \nu_0 \xi}{2} ; \quad M = \frac{\sin \psi_0 / 2}{\psi_0 / 2} ; \quad \beta = \psi_0 + 1 - \frac{\cos \psi_0 / 2}{M} . \quad (5)$$

На основании выражения (5) и после соответствующих преобразований получим следующее соотношение для электронного кпд:

$$\eta_e = \frac{2x F_1(x)}{\nu_0} \sin \nu_0 - \frac{2x^2}{\nu_0^2} \beta (1 - \cos \nu_0) . \quad (6)$$

Для центров зон генерации выражение (6) примет вид

$$\eta_e = \frac{2x F_1(x)}{\nu_0} - \frac{2x^2}{\nu_0^2} \beta . \quad (7)$$

Второй член в выражении (7) характеризует собой уменьшение электронного кпд отражательного клистрона за счет модуляционных потерь. Для удобства дальнейших числовых расчетов с использованием основных соотношений элементарной теории целесообразно использовать понятие эффективного угла группировки, который в нашем случае равен $\nu_e = \nu_0 - 2\psi_0$.

Как и для фазового угла $\nu_0 = \Phi + \psi_0$, в выражении (6) под функцией синуса сохраняем все значения, пропорциональные углу $\mu\nu_e$, и после соответствующих вычислений и преобразований получим выражение для электронного КПД, аналогичное выражению (7):

$$\eta'_e = \frac{2x_e F_1(x_e)}{\nu_e} - \frac{2x_e^2}{\nu_e^2} \beta', \quad (8)$$

где

$$x_e = \frac{\xi M \nu_e}{2}; \quad \beta' = 1 - \frac{\psi_0}{2} \operatorname{ctg} \frac{\psi_0}{2}.$$

Из соотношения (8) видно, что для реальных углов пролета через зазор резонатора и допустимых значений параметра β' снижение электронного КПД за счет модуляционных потерь может быть значительным.

В отражательных клистродах имеются две проволочные сетки. Благодаря этому электронный ток, выходящий из катода, уменьшается в k раз при прохождении каждой сетки в отдельности. Роль модуляционных потерь при учете коэффициентов прозрачности сеток резко возрастает. Это объясняется тем, что модуляционные потери при прямом пролете электронов относятся к току $I_1 = k_1 I_0$, в то время как при обратном пролете — к току $I_3 = k_1^3 I_0$.

С учетом вышесказанного, выражение (8) для электронного КПД запишется в следующем виде:

$$\eta'_e = k_1^3 \left[\frac{2x_e F_1(x_e)}{\nu_e} - \frac{1 + k_1^2}{2k_1^2} \cdot \frac{2x_e^2}{\nu_e^2} \beta' \right]. \quad (9)$$

Как показывает формула (9), при коэффициенте прозрачности $k_1 = 0,5$ относительная роль модуляционных потерь возрастает в 2,5 раза, что влечет за собой дальнейшее снижение электронного КПД в отражательном клистроне.

Расчеты показывают, что при угле пролета $\psi_0 = \pi$ для 1-й зоны колебаний электронный КПД снижается почти в 15 раз, а для 2-й зоны колебаний — почти в 3,5 раза по сравнению с коэффициентами полезного действия отражательно-

го клистрона, в котором $\psi_0 = \frac{1}{4}\pi$. В то же время при $\psi_0 = \pi$ отражательный клистрон не может возбудиться для 1-й зоны колебаний, в которой параметр группировки $x > 1,3$ и для 2-й зоны колебаний при $x > 2,25$. С увеличением угла пролета электронов положение максимума электронного КПД смещается в сторону меньших значений параметра группировки. Как показывают данные расчетов, с возрастанием номеров n зон колебаний относительная разница между электронными КПД реального и идеального клистрона уменьшается, в то время как абсолютное значение КПД уменьшается обратно пропорционально номеру зоны колебаний.

Для упрощения выводов при определении максимального значения электронного КПД отражательного клистрона воспользуемся аппроксимацией беселевой функции простейшим полиномом:

$$F_1(x) = \frac{x}{2} \left(1 - \frac{x}{4} \right). \quad (10)$$

Такая аппроксимация вполне допустима и не дает особой погрешности, так как она эквивалентна аппроксимации колебательной области характеристики отражательного клистрона кубической параболой.

С учетом выражения (10) уравнение (7) запишется в следующем виде:

$$\eta_e = \frac{x^2}{\nu_n} \left(1 - \frac{x}{4}\right) - \frac{2x^2}{\nu_n} \alpha. \quad (11)$$

Для нахождения максимального значения электронного КПД необходимо выражение (11) продифференцировать по параметру группировки X , и полученный результат приравнять к нулю. После соответствующих преобразований с использованием рекуррентных формул получим следующее соотношение:

$$\eta_{e \max} = \frac{64}{27\vartheta_0} (1 - 2\alpha)^3 \quad (12)$$

при

$$x_{\max} = \frac{8}{3} (1 - 2\alpha). \quad (13)$$

Формулы (12) и (13) показывают, что значение x_{\max} и $\eta_{e \max}$ в большой степени зависит от угла пролета ψ_0 (особенно для начальных зон колебаний).

Физически это объясняется следующим образом. Из соотношений (10) и (11) видно, что максимум электронной мощности имеет место при $x = x_{\text{opt}}$ для оптимальной проводимости цепи. Но поскольку с увеличением угла пролета электронов общая проводимость резонатора возрастает за счет модуляционных потерь, то, как было отмечено в работе [1], максимальное значение параметра группировки уменьшается, что приводит к уменьшению амплитуды сверхвысокочастотных колебаний. На основании этого максимум полной колебательной мощности уменьшается и, следовательно, максимальный электронный КПД падает.

В результате можно заключить, что основная причина большого расхождения между реальными значениями электронного КПД и теоретически рассчитанными на основании "элементарной" теорий отражательных клистронов заключается в пренебрежении углом пролета электронов через СВЧ-зазор резонатора.

ЛИТЕРАТУРА

1. П о л и щ у к А.А. Энергетические соотношения в клистронном генераторе. — В кн.: Научные и прикладные проблемы энергетики. Минск, 1976, вып. 3, с. 248–259.
2. П о л и щ у к А.А. Влияние объемного заряда на пусковой ток и напряжение отражателя в ОК. — Изв. вузов. Радиоэлектроника, 1969, XII, № 3, с. 295–299.
3. П о л и щ у к А.А. О группировке электронов в электрическом поле. — В кн.: Научные и прикладные проблемы энергетики. Минск, 1983, вып. 10, с. 39–43.

ОБ ОПТИМИЗАЦИИ ПРЕОБРАЗОВАНИЯ ЭНЕРГИИ ПОСТОЯННОГО ТОКА В ЭНЕРГИЮ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ КОЛЕБАНИЙ

Для преобразования энергии постоянного тока в энергию электромагнитных колебаний служат СВЧ-устройства с тормозящими полями, которые широко используются в качестве гетеродинов радиолокационных станций, передатчиков телевизионных систем, задающих генераторов в измерительной технике и т.д.

В настоящее время весьма перспективными являются высокоперевые СВЧ-устройства с тормозящими полями [1]. В связи с этим большой теоретический и практический интерес представляют предельные режимы таких приборов, поскольку здесь наблюдаются явления, учет которых даже в квазилинейном приближении трудоемок. В то же время оптимальные режимы электронных вакуумных приборов (ЭВП) СВЧ близки к предельным [2], т.е. к таким, в которых критичность зависимостей оптимизированных параметров от реальных факторов, имеющих место в устройствах с тормозящими полями, неизбежно возрастает. Следовательно, одним из возможных путей оптимизации маломощных ЭВП СВЧ могут служить неоднородности статических полей [3], которые обусловлены реальной конструкцией.

В нашей работе рассмотрим такие существенные факторы основных параметров ЭВП СВЧ малой мощности, как СВЧ-зазор резонатора и плотность объемного заряда в области отражателя. При взаимодействии электронного потока с электромагнитным полем в зависимости от изменения угла пролета электронов КПД в динамическом режиме можно выразить уравнением

$$\eta_n = \frac{2x^2}{\vartheta_e} \cdot \frac{g_n}{M^2 \vartheta_e g_0}, \quad (1)$$

где M — коэффициент взаимодействия ВЧ поля с электронным потоком; ϑ_e — суммарный оптимальный угол пролета электронов в пространстве группировки; g_n/g_0 — относительная электронная проводимость нагруженного генератора.

Параметр группировки можно определить исходя из закона сохранения энергии:

$$\frac{2x}{\vartheta_e} f_1(x) - \frac{2x^2}{\vartheta_e} (\alpha + \xi_n + \xi_r) = 0, \quad (2)$$

где

$$\alpha = \frac{\beta}{\vartheta_0}; \quad \xi_n = \frac{g_n}{M^2 \vartheta_e g_0}; \quad \xi_r = \frac{g_r}{M^2 \vartheta_e g_0}. \quad (3)$$

На основании уравнений (1)–(3) запишем следующее соотношение:

$$1 - \frac{x}{4} = 2(\alpha + \xi_r + \xi_n) \quad (4)$$

из (4) выражение для параметра группировки x представим как

$$x = 4[1 - 2(\alpha + \xi_r + \xi_n)]. \quad (5)$$

Подставляя значения для параметра группировки из (5) в выражение (1), получим

$$\eta_n = \frac{32}{\vartheta_e} \xi_n [1 - 2(\alpha + \xi_n + \xi_r)]^2. \quad (6)$$

Если все параметры прибора остаются постоянными, а изменяется только проводимость нагрузки, тогда оптимальное значение КПД имеет место при таком условии:

$$\xi_n = \frac{1}{6} [1 - 2(\alpha + \xi_r)]. \quad (7)$$

Максимальное значение КПД нагруженного клистрона запишется на основании (6) и (7) в виде

$$\eta_{n\max} = \frac{64}{27\vartheta_e} [1 - 2(\alpha + \xi_r)]^3. \quad (8)$$

Как следует из формулы (8), максимум коэффициента полезного действия возрастает с уменьшением потерь в резонаторе и при $\xi_r = 0$ $\eta_{n\max}$ достигает максимального значения.

Обычно в рабочих устройствах с тормозящими полями угол пролета электронов находится в интервале $\psi_0 = \pi/2 - \pi$, что соответствует

$$\beta \sim \frac{5}{4} \psi_0; \quad \alpha = \frac{5}{4} \frac{\psi_0}{\vartheta_0}. \quad (9)$$

Тогда с увеличением потерь в резонаторе коэффициент полезного действия можно записать обычной формулой, подставляя вместо α его значение из (9):

$$\alpha' = \alpha \left(1 + \frac{5}{4} \frac{g_r}{g_0 M^2 \psi_0}\right). \quad (10)$$

Оценим поправку, вносимую сопротивлением для реальных параметров клистронов, входящих в (10). Например, $V_0 = 200$ в; $I_0 = 20$ мА; $n = 4$. Как показывают расчеты, поправка α' , вносимая нагрузкой, не является большой, даже повышение добротности резонаторов с $g_r = 10^{-4} S$ до $g_r = 10^{-5} S$ не приводит к существенному изменению оптимального КПД нагруженного отражательного клистрона (ОК).

Из формулы (8) видно, что максимальный коэффициент полезного действия $\eta_{n\max}$ нагруженного прибора в зависимости от добротности резонаторов g_r для различных углов ψ_0 изменяется в широких пределах. Это значит, что основную роль в определении оптимального КПД играет угол пролета электронов и только при значительных потерях в контурах возрастает роль тепловых потерь.

Таким образом, модулированные потери в большинстве случаев превышают тепловые в резонаторе, и, следовательно, их влияние на параметры мало-мощных ЭВП СВЧ велико.

Одним из важных параметров генераторов СВЧ является пусковой ток, т.е. минимальное значение конвекционного электронного тока, при котором начинается генерация в приборе.

Для определения значения пусковых токов можно воспользоваться формулой (5). Приравняем в ней выражения для параметра группировки x к нулю:

$$I_{\text{пуск}} = \frac{(g_n + g_r) V_0}{M^2 \vartheta_0^2} \cdot \frac{1}{1 - 2\alpha}. \quad (11)$$

Как видно из формулы (11), при неизменных параметрах резонатора пусковой ток резко возрастает с увеличением угла пролета электронов через зазор, особенно для зоны колебаний низкого порядка.

В общем случае при наличии пространственного заряда основные соотношения для клистронного генератора малой мощности, выведенные на основании элементарной теории, будут иметь значительные отклонения вследствие изменения ряда характеристик тормозящего поля отражателя. Поэтому исследуем влияние постоянной составляющей пространственного заряда при плоской системе электродов на основные параметры этого генератора.

Как показано в работах [4, 5], для дальних зон колебаний, т.е. для $n \geq 2$

$$a\Phi_{\text{оп}} \simeq 2\pi n = \frac{4l\omega}{\vartheta_0} \cdot \frac{a}{1 + \varphi'_{\text{оп}}} = \frac{4l\omega}{\vartheta_0} \cdot \frac{1}{1 + \varphi_{\text{оп}}}. \quad (12)$$

Из соотношения (12) запишем

$$\varphi'_{\text{оп}} = a\varphi_{\text{оп}} + a - 1. \quad (13)$$

Следовательно, для выбранной зоны колебаний увеличение плотности объемного заряда приводит к снижению абсолютного значения потенциала отражателя. Уравнение для угла пролета электронов в нелинейном поле отражателя имеет вид

$$\Phi'_{\text{оп}} = a\Phi_{\text{оп}} = 2\pi \left(n + \frac{3}{4} \right) - \psi_0. \quad (14)$$

На основании соотношений (12)–(14) для центра зоны колебаний получим следующее:

$$a \frac{4l\omega}{\vartheta_0 (1 + \varphi_{\text{оп}})} = 2\pi \left(n + \frac{3}{4} \right). \quad (15)$$

Выражение (15) можно записать в таком виде:

$$1 + \frac{U_{\text{отр}}^1}{V_0} = ac, \quad (16)$$

где

$$c = \frac{4l\omega}{\vartheta 2\pi \left(n + \frac{3}{4} \right)}.$$

В формуле (16) приведенное время пролета электронов "а" является функцией от аргумента первеанса η_d .

При изменении первеанса тока от 1 до 3 падение напряжения отражателя может составлять до 40–50% от своего первоначального значения.

Пусковой ток является одним из важнейших параметров при исследовании клистронного генератора в момент возникновения электронных колеба-

ний. Поэтому изучение влияния объемного заряда на пусковой ток при различных значениях активной проводимости резонатора позволит наиболее оптимально выбирать колебательную систему клистрона для рабочих условий.

Уравнение, характеризующее электронные кпд малоомощного ЭВП СВЧ, имеет вид

$$\eta_e = M\xi S_1 \left(\frac{M\xi}{2} \vartheta \right) - \frac{M^2 \xi^2}{2} \left(1 - \frac{\psi_0}{2} \operatorname{ctg} \frac{\psi_0}{2} + \frac{g_r}{g_0 M^2} + \frac{g_n}{g_0 M^2} \right). \quad (17)$$

Не учитывая потери на модуляцию электронов и для режима генерации, когда амплитуда высокочастотного напряжения очень мала (т.е. $S_1(x) = x/2$), из соотношения (17) получим следующее выражение:

$$\frac{M\xi x'}{2} = \frac{M^2 \xi^2}{2} \left(\frac{g_r + g_n}{g_0 M^2} \right). \quad (18)$$

Подставим значение параметра группировки x' при нелинейном поле отражателя в формулу (18) и после несложных преобразований получим

$$I_{\text{пуск}} = \frac{V_0 (g_r + g_n)}{M^2 \pi \left[\left(n + \frac{3}{4} \right) \kappa - (1 + \kappa) \frac{\psi_0}{2\pi} \right]}. \quad (19)$$

Из формулы (19) видно, что с увеличением объемного заряда пусковой ток падает. В то же время увеличение номера зоны колебаний обуславливает более сильное влияние пространственного заряда на пусковой ток.

Для анализа влияния плотности объемного заряда на электронный коэффициент полезного действия с учетом монотронных потерь запишем следующее выражение:

$$\eta_e = \frac{M U_1}{V_0} \int_1 \left(\frac{M U_1 \vartheta_e}{2 V_0} \right) - \frac{M^2 U_1^2}{2 V_0^2} \left(1 - \frac{\psi_0}{2} \operatorname{ctg} \frac{\psi_0}{2} \right). \quad (20)$$

После несложных преобразований формула (20) переписывается таким образом:

$$\eta_e = M\xi \int_1 \left[\frac{2\pi\kappa \left(n + \frac{3}{4} \right) - (1 + \kappa) \psi_0}{2} \right] - \frac{M^2 \xi^2}{2} \left(1 - \frac{\psi_0}{2} \operatorname{ctg} \frac{\psi_0}{2} \right). \quad (21)$$

На основании выражения (21) значения электронного кпд 1-й, 2-й и 3-й зон колебаний для нескольких реально встречающихся углов пролета электронов через зазор резонатора могут быть представлены в следующем виде:

$$\psi_0 = \frac{\pi}{2}; \quad \eta_e = 0,9\xi \int_1 [4,23\xi (\kappa - 0,167)] - 0,086\xi^2; \quad (22)$$

$$\eta_e = 0,9\xi \int_1 [7,05\xi (\kappa - 0,1)] - 0,086\xi^2; \quad (23)$$

$$\eta_e = 0,9\xi \int_1 [9,85\xi (\kappa - 0,07)] - 0,086\xi^2; \quad (24)$$

$$\psi_0 = \frac{2\pi}{3}; \quad \eta_e = 0,825\xi \int_1 [3,66\xi (\kappa - 0,237)] - 0,135\xi^2; \quad (25)$$

$$\eta_e = 0,825\xi \int_1 [6,3\xi (\kappa - 0,138)] - 0,135\xi^2; \quad (26)$$

$$\eta_e = 0,825\xi \int_1 [8,9\xi (\kappa - 0,1)] - 0,135\xi^2; \quad (27)$$

$$\psi_0 = \pi; \quad \eta_e = 0,64\xi \int_1 [2,5\xi (\kappa - 0,4)] - 0,2\xi^2; \quad (28)$$

$$\eta_e = 0,64\xi \int_1 [4,5\xi (\kappa - 0,222)] - 0,2\xi^2; \quad (29)$$

$$\eta_e = 0,64\xi \int_1 [6,5\xi (\kappa - 0,154)] - 0,2\xi^2. \quad (30)$$

Как следует из выражений (22–30), электронный КПД для дальнейших зон колебаний (т.е. $n \geq 2$) с увеличением плотности объемного заряда значительно уменьшается и для коэффициента использования напряжения $\xi = 0,3$ во 2-й зоне колебаний при $\kappa = 2,1$ приближается к нулю, а для 3-й зоны даже при $\kappa = 1,75$ становится равным нулю.

В то же время с увеличением угла пролета электронов ψ_0 электронный КПД падает, что объясняется монотонными потерями. Для удобства анализа нулевой зоны колебаний в выражение (21) введем новую переменную $\varphi = M\xi$. Получим следующее соотношение:

$$\eta_e = \varphi \int_1 \left(\frac{\varphi \vartheta_e}{2} \right) - \frac{\varphi^2}{2} \left(1 - \frac{\psi_0}{2} \operatorname{ctg} \frac{\psi_0}{2} \right). \quad (31)$$

При анализе выражения (31) для электронного КПД необходимо иметь в виду возможность возникновения колебаний СВЧ с коэффициентами ξ , превышающими 1.

Предельные значения $\xi_{\text{пр}}$ определяются формулами:

$$\xi_{\text{пр}} \approx \frac{4}{5} \psi_0 \quad \text{при} \quad \psi_0 > \frac{\pi}{4}; \quad (32)$$

$$\xi_{\text{пр}} \approx \frac{1}{2} \left(1 + \frac{4}{9} \psi_0^2 \right) \quad \text{при} \quad \psi_0 < \frac{\pi}{4}. \quad (33)$$

Таким образом, в реальных клистронах эффективный коэффициент модуляции с учетом (32) и (33) может изменяться в пределах

$$0 < \varphi < \frac{1}{6} \sin \frac{\psi_0}{2}.$$

При увеличении κ η_e имеет максимум в точке

$$\varphi_{\text{max}} = \frac{0,58}{1 - \frac{\psi_0}{2} \operatorname{ctg} \frac{\psi_0}{2}} < 1,6 \sin \frac{\psi_0}{2}. \quad (34)$$

Максимальное значение КПД в этих точках согласно (34) определяется формулой

$$\eta_e = \frac{0,169}{1 - \frac{\psi_0}{2} \operatorname{ctg} \frac{\psi_0}{2}} .$$

Кпд нагруженного клистрона в нулевой зоне определяется формулой

$$\eta_H = \varphi f_1 \left(\frac{\varphi \vartheta_e}{2} \right) - \frac{\varphi^2}{2} \left(1 + \frac{g_r}{g_0 M^2} - \frac{\psi_0}{2} \operatorname{ctg} \frac{\psi_0}{2} \right) .$$

Если ψ_0 или g_r достаточно велики, оптимальное значение кпд нагруженного клистрона равно

$$\eta_H = \frac{0,169}{1 - \frac{\psi_0}{2} \operatorname{ctg} \frac{\psi_0}{2} + \frac{g_r}{g_0 M^2}} . \quad (35)$$

Наоборот, максимальное значение кпд нагруженного клистрона имеет место при $g_r \rightarrow 0$, т.е. минимальных потерях в резонаторе, и только при больших g_r , удовлетворяющих условию

$$g_r \geq M^2 g_0 \left(1 - \frac{\psi_0}{2} \operatorname{ctg} \frac{\psi_0}{2} \right) ,$$

формула (35) переходит в известную формулу

$$\eta_{\text{ном}} = 0,169 \frac{M^2 g_0}{g_r} .$$

На основании проведенного анализа видно, что оптимальные кпд по пусковому т.е. и другим режимам достигаются в маломощных ЭВП СВЧ при существенно больших углах пролета электронов через ВЧ-зазор и повышенных токах электронного пучка. Таким образом, путем использования той или иной неоднородности поля можно в значительной степени оптимизировать ЭВП СВЧ по заданным параметрам.

ЛИТЕРАТУРА

1. Б о б р о в с к и й Ю.Л., С о л н ц е в В.А. О применимости макроскопического описания процессов в высокоперевансных электронных потоках. — Радиотехника и электроника, 1982, т. 27, № 7, с. 1388–1396.
2. К у р а е в А.А. Теория и оптимизация электронных приборов СВЧ. — Минск, 1979, с. 216.
3. А ф а н а с о в С.Г. Влияние неоднородности статического поля на характеристики генераторов с тормозящим полем. — Изв. вузов. Радиофизика, 1975, т. 18, № 4, с. 597–610.
4. П о л и щ у к А.А. О группировке электронов в электростатическом поле. — В кн.: Научные и прикладные проблемы энергетики. Минск, 1983, вып. 10, с. 39–43.
5. П о л и щ у к А.А. Влияние объемного заряда на пусковой ток и напряжения отражателя в ОК. — Изв. вузов. — Радиоэлектроника, 1969, XII, № 3, с. 295–298.

О КОНТРОЛЕ ДОСТОВЕРНОСТИ ВХОДНОЙ ИНФОРМАЦИИ ПРИ АВТОМАТИЗИРОВАННОМ РАСЧЕТЕ ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ КОНДЕНСАЦИОННЫХ ЭНЕРГООБЛОКОВ

Степень погрешности автоматизированного расчета технико-экономических показателей (ТЭП) обусловлена степенью надежности системы сбора информации. При появлении неисправности в каком-либо канале измерения погрешность может превысить допустимые значения. Исследования показали, что из-за частой неисправности каналов измерений средняя продолжительность достоверных ТЭП составляет не более 100 ч [1]. Эффективным средством повышения надежности функционирования системы является контроль достоверности входной информации с коррекцией недостоверных параметров, алгоритм которого предусмотрен в [2].

Для обнаружения неисправностей каналов измерения и замены искаженной информации в этом алгоритме используются методы продольной и поперечной диаграммы [1], которые основываются на сравнении взаимосвязанных технологических параметров. Наличие же только двух компонентов контроля не позволяет осуществлять автоматическую коррекцию недостоверных параметров. В этом случае необходимо определить расчетное значение параметра и сравнить его с двумя контролируруемыми показателями. За достоверное принимается значение того контролируемого параметра, которое ближе к расчетному, и им заменяется недостоверное значение второго параметра.

В расчете ТЭП активная мощность генератора является одним из важнейших параметров, достоверность которого не может быть определена [2] наличием только двух каналов измерений: основного $N_{\text{ген}}^{\text{O}}$ и дублирующего $N_{\text{ген}}^{\text{Д}}$. А так как в информационно-измерительной системе энергоблока имеются фазные $U_{\text{ген}j}$ и $I_{\text{ген}j}$ замеры по контролю за работой генератора, то можно получить расчетную мощность генератора $N_{\text{ген}j}^{\text{P}}$:

$$N_{\text{ген}j}^{\text{P}} = \sqrt{3U_{\text{ген}j}^2 I_{\text{ген}j}^2 - (N_{\text{ген}j}^{\text{R}})^2},$$

где $N_{\text{ген}}^{\text{P}}$ — реактивная мощность генератора. При достижении расхождения $0,02 \cdot N_{\text{ген}}^{\text{НОМ}} < |N_{\text{ген}}^{\text{O}} - N_{\text{ген}}^{\text{Д}}| < 0,05 \cdot N_{\text{ген}}^{\text{НОМ}}$ значение $N_{\text{ген}j}^{\text{P}}$ позволит выявить вероятный неисправный канал измерения, а в случае $|N_{\text{ген}}^{\text{O}} - N_{\text{ген}}^{\text{Д}}| > 0,05 \times N_{\text{ген}}^{\text{НОМ}}$ искаженный параметр заменяется на достоверный. Введение параметра $N_{\text{ген}j}^{\text{P}}$ позволит оценить достоверность сигналов $N_{\text{ген}}^{\text{O}}$ и $N_{\text{ген}}^{\text{Д}}$, а также автоматически производить коррекцию искаженной информации. Все это возможно при условии, если погрешности каналов измерений $U_{\text{ген}j}$ и $I_{\text{ген}j}$ не будут превышать 0,5%.

При контроле достоверности температуры холодного воздуха $t_{\text{хв}j}$ в цепь сопоставляемых параметров целесообразно ввести сигналы о температуре воздуха перед калорифером $t_{\text{кф}j}^t$ с учетом поправки δ_i на разность температур

воздуха до поступления в вентилятор и на выходе из него. Поправка δ_i вводится автоматически и оценивается как [3]

$$\delta_i = 10^{-2} \cdot \Delta H_i ,$$

где ΔH_i — напор, создаваемый i -м вентилятором, кгс/м². Погрешности каналов измерения $t_{хвj}$ и $t'_{кфj}$ равноценны, а погрешность расчета поправки δ_i пренебрежимо мала и составляет (с учетом погрешности замера ΔH_i (1%)) не более 5% [3]. Особенно необходимо введение $t_{кфj}$ при замере $t_{хвj}$ двумя датчиками, тогда минимальное число параметров, участвующих в контроле достоверности, возрастает до 4.

Замер абсолютного давления пара P_2 в конденсаторе турбины одним или двумя датчиками делает контроль достоверности этого важного параметра затруднительным. В этом случае как дополнительную информацию необходимо использовать расчетное значение P_{2j}^p по температуре пара выхлопа из ЦНД $t''_{\text{ЦНД}j}$, учитывая зависимость давления от температуры насыщения [2]. Следовательно, предварительно организовав контроль достоверности $t''_{\text{ЦНД}j}$, рассчитываются $P_{2j}^p = f(t''_{\text{ЦНД}j})$. Погрешность расчета P_{2j}^p при погрешности замера $t''_{\text{ЦНД}j}$ 0,5°С не превышает погрешности основного канала измерения P_2 , которая составляет 0,6%.

Недостаточное число измерений содержания кислорода за котлом $O_{2кi}$ и в уходящих газах $O_{2ухj}$ (по одному в каждом потоке) требует дополнительного сравнения с расчетным значением $O_{2к}^p$ и $O_{2ух}^p$:

$$O_{2к}^p = 20,96 - \frac{20,96}{\alpha_{\Gamma}^{(H)} + \kappa_{a_1} / \sqrt{G_{п.в}}};$$

$$O_{2ух}^p = 20,96 - \frac{20,96}{\alpha_{\Gamma}^{(H)} + \kappa_{a_2} / \sqrt{G_{п.в}}},$$

где $G_{п.в}$ — расход питательной воды, т/ч; $\alpha_{\Gamma}^{(H)}$ — нормативное значение коэффициента избытка воздуха в топке, $\alpha_{\Gamma}^{(H)} = f(G_{п.в})$; κ_{a_1} и κ_{a_2} — расчетные пара-

метры, $\kappa_{a_1} = \Delta a_1 \sqrt{G_{п.в}^p}$ и $\kappa_{a_2} = \Delta a_2 \sqrt{G_{п.в}^p}$; Δa_1 и Δa_2 — присосы воздуха в газовом тракте котла соответственно до РВП и до дымососов при расчетном значении $G_{п.в}^p$.

Погрешность определения расчетных параметров $O_{2к}^p$ и $O_{2ух}^p$ соизмерима с погрешностью замеров по каналам $O_{2к}$ и $O_{2ух}$ при условии, если погрешности параметров, по которым рассчитываются $O_{2к}^p$ и $O_{2ух}^p$, будут составлять не более: $G_{п.в} - 1\%$; $\alpha_{\Gamma}^{(H)} = f(G_{п.в}) - 0,5\%$; κ_{a_1} и $\kappa_{a_2} - 2-2,5\%$, т. е. не будут превышать погрешности каналов измерения $O_{2к}$ и $O_{2ух}$, равной 4%. Это справедливо, если периодически осуществлять измерения с помощью ручного газоанализатора присосов воздуха Δa_1 и Δa_2 , погрешность замера которых составляет 0,2%. Причем периодичность этих замеров, в зависимости от

конкретных условий, может колебаться в пределах от одних до нескольких суток.

Для контроля достоверности сопоставимых параметров в [2] и [4] и был предложен метод, основанный на корректировке значений тех параметров, которые не укладываются в допустимую разность значений Δ . Критические замечания по этому методу были высказаны в [5], основным из которых является то, что могут корректироваться и достоверные значения параметров.

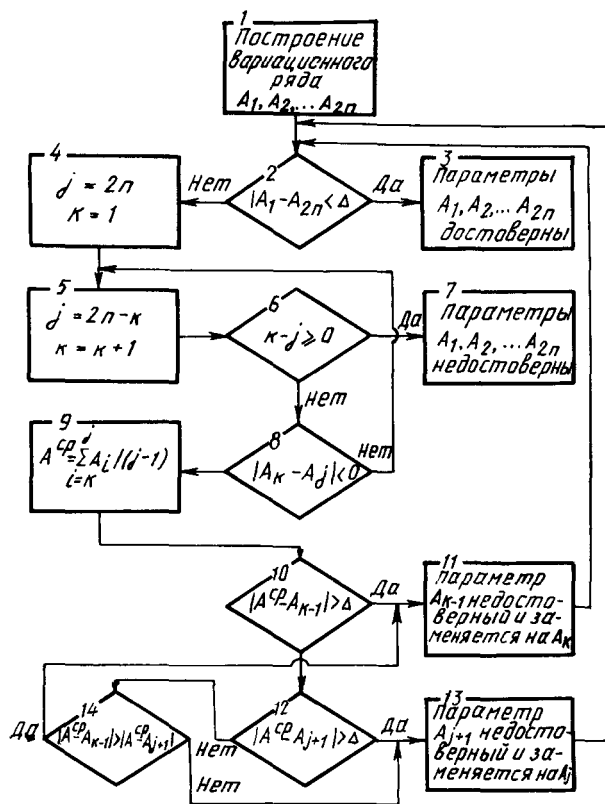


Рис. 1. Блок-схема алгоритма контроля достоверности и коррекции $2n$ сопоставимых параметров.

Кроме того, исправные каналы измерений должны будут подвергаться проверке со стороны обслуживающего персонала. В то же время метод, предложенный в [5], является более громоздким по сравнению с [2]. В связи с этим предложен оптимальный комбинированный метод контроля достоверности и коррекции измеряемых параметров. Алгоритм этого метода представлен на рис. 1. Как и в [2], в предлагаемом методе $2n$ сопоставимых параметра вы-

страиваются в вариационный ряд с проверкой крайних членов по допустимой разности Δ (1–8).

При несоответствии абсолютной разности крайних членов допустимой осуществляется локализованный контроль параметров 9–14, с целью выявления среди них вероятно-достоверного.

Приведенные рекомендации по контролю достоверности и корректировке недостоверных параметров позволят повысить эффективность Типового алгоритма с учетом уже имеющейся информации.

ЛИТЕРАТУРА

1. Дуэль М.А. Автоматизированные системы управления энергоблоками с использованием средств вычислительной техники. — М., 1983. — 208 с. 2. Типовой алгоритм расчета технико-экономических показателей конденсационных энергоблоков мощностью 300, 500, 800 и 1200 МВт. — М., 1977. — 263 с. 3. Тепловой расчет котельных агрегатов (нормативный метод). — М., 1973. — 295 с. 4. Рушинский В.М., Френкель А.Я., Фридман Л.И. Автоматическая проверка достоверности измерений в системе контроля технологического процесса. — В кн.: Вопросы промышленной кибернетики, 1971, вып. 28, с. 15–19. 5. Демьянчук И.В. Контроль достоверности информации в АСУ ТП сравнением сопоставимых параметров. — В кн.: Автоматизированные системы управления в энергетике. Киев, 1983, с. 53–57.

УДК 537.624

Р.Р.МОРОЗ (БПИ)

О РАЗМАГНИЧИВАНИИ ФЕРРОМАГНИТНЫХ ТЕЛ

Все тела в природе обладают теми или иными магнитными свойствами. Магнитные свойства металлов имеют специфические особенности благодаря наличию в них системы коллективизированных электронов. К металлам с резко выраженными магнитными свойствами относятся железо, кобальт, никель [1].

Отличительной особенностью ферромагнитных тел является то, что при воздействии внешнего магнитного поля они намагничиваются, т.е. становятся магнитами с двумя и более полюсами. После снятия внешнего магнитного поля ферромагнитные тела сохраняют свои магнитные свойства. Во многих случаях это оказывается вредным явлением, и тело стараются размагнитить. Проблема размагничивания ферромагнитных тел рассматривается во многих литературных источниках, однако полностью она еще не решена.

В настоящее время для размагничивания ферромагнитных тел применяются два способа: нагревание тела до точки Кюри с последующим охлаждением; размагничивание с помощью переменного затухающего электромагнитного поля.

Размагничивание нагреванием тела до точки Кюри с последующим охлаждением применяется крайне редко, так как резкое изменение температуры тела вызывает изменение его механических свойств.

Размагничивание переменным затухающим электромагнитным полем применяется чаще. Однако в литературе нет сведений о зависимости степени размагничивания тела от частоты и скорости спадающего размагничивающего поля. Имеются только данные о зависимости остаточной намагниченности от начального значения размагничивающего поля [2].

Перед нами стояла задача определить зависимость степени размагничивания ферромагнитных тел от частоты и скорости спадающего размагничивающего электромагнитного поля. Для этого на кольцах подшипников из стали ШХ-15 был проведен ряд исследований. В процессе исследований применялись соленоид и тиристорный преобразователь, частота на выходе которого изменялась в пределах от 1 до 50 Гц.

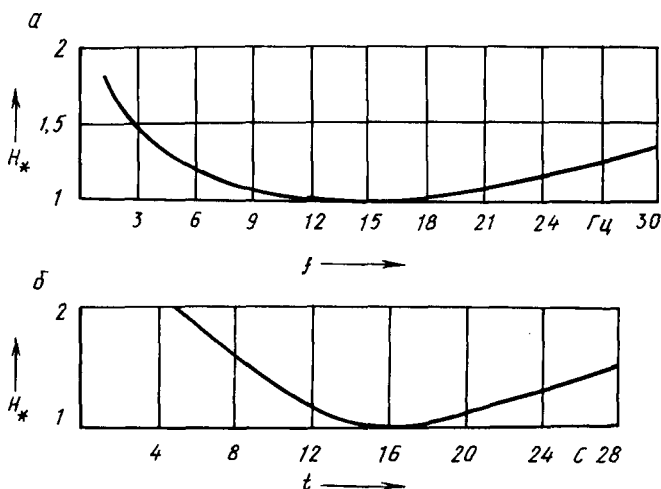


Рис. 1. График зависимости значений остаточной намагниченности тела от частоты при заданной скорости спадающего размагничивающего поля (а) и от времени размагничивания (б).

Вначале была определена частота, при которой достигается наилучшее размагничивание колец подшипников с заданной скоростью спадающего размагничивающего электромагнитного поля. По результатам построен график зависимости конечного значения намагниченности от частоты (рис. 1, а). Из рис. 1 видно, что при постоянном времени процесса ($t = 10$ с) лучше размагничиваются те подшипники, которые подвергались воздействию электромагнитного поля частотой 12,5 Гц. Остаточные значения намагниченности на рис. 1 даны в относительных единицах.

Далее была определена зависимость остаточной намагниченности от времени размагничивания. По результатам испытаний построен график (рис. 1, б).

Из рис. 1, б видно, что наименьшее значение остаточной намагниченности у подшипников будет в том случае, если определенной частоте размагничивающего поля соответствует определенное время размагничивания.

В результате можно сделать вывод, что для полного размагничивания существуют оптимальные частота и скорость спадания размагничивающего поля, которые определяются геометрическими размерами и внутренними свойствами ферромагнитного тела.

Далее проводились исследования по определению изменения остаточной намагниченности в зависимости от времени.

Согласно современным представлениям при отсутствии внешнего магнитного поля ферромагнитное тело разбивается на отдельные области самопроизвольной намагниченности — домены. Доменная структура, характеризующаяся значением, конфигурацией и взаимным расположением областей самопроизвольной намагниченности, определяется в значительной мере все процессы, происходящие в ферромагнитных телах. Размеры доменов одного и того же тела и их ориентация могут быть различными [3].

В работе [4] сообщаются сведения о лабиринтных (замыкающих) доменах. Сделано заключение, что лабиринтные домены служат для замыкания магнитного потока основных (лежащих ниже) доменов.

То, что основные домены являются определяющими для ферромагнитного тела подтверждается экспериментально. После размагничивания деталей подшипников через 10—20 дней у них менялись значения намагниченности. Это указывает на то, что домены внутри образца, находясь в неустойчивом состоянии, самопроизвольно меняют ориентацию для возвращения в равновесное состояние. Магнитные силовые линии, которые замыкаются на поверхности, перестраивают замыкающие домены таким образом, что на плоскости тела появляются полюсы. Размагниченное тело самопроизвольно намагничивается. Для полного размагничивания ферромагнитного тела нужно размагнитить не только поверхностный слой тела, но и его внутренние слои.

ЛИТЕРАТУРА

1. Каганов М.И., Цукерник В.М. Природа магнетизма. — М., 1982. — 192 с.
2. Гораздовский Т.Я. Демагнизация деталей подшипников. — В кн.: Труды института ВНИИПП. М., 1960, № 2 (22), с. 157. 3. Френкель Я.Н. Введение в теорию металлов. — Л., 1972. — 424 с. 4. Бейтс Л.Ф. Некоторые новые эксперименты с фигурами Биттера. — Изв. АН СССР. Сер. физическая, 1957, № 8, с. 1149—1162.

УДК 66.095.5

А.П.НЕСЕНЧУК, А.М.ГАБРИЭЛЬ, А.А.ШКЛЯР,
Л.В.ШАТОН, Д.И.ШКЛОВЧИК

ХАРАКТЕРИСТИКИ ПРОЦЕССОВ ТЕПЛО- И МАССОПЕРЕНОСА В СИСТЕМАХ С ТЕРМОПСЕВДООЖИЖЕННЫМ СЛОЕМ ДИСПЕРСНОГО МАТЕРИАЛА

Известно [1, 2], что при интенсивном нагреве цеолитов, насыщенных газообразным сорбатом до степени адсорбции более 5 мас. %, наблюдается термопсевдооживление, т.е. процесс, когда агентом, псевдооживающим слой, является выделившийся адсорбат.

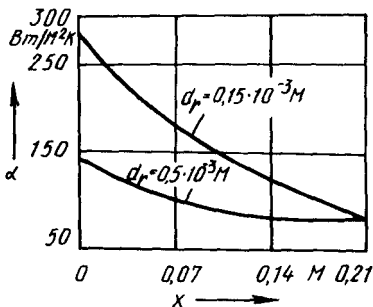


Рис. 1. Анализ эффективного значения коэффициента теплоотдачи.

При оценке теплообменных характеристик системы с термосевдоожженным слоем могут быть использованы методы как экспериментальный, так и математического моделирования процессов тепло- и массопереноса. Метод математического моделирования указанных процессов в настоящее время является

практически единственным, который позволяет определить глубину распространения процессов регенерации и удаленность распространения ее влияния.

Анализ эффективного значения коэффициента теплоотдачи α представлен на рис. 1. Рассмотрено влияние диаметра частиц цеолита на α по глубине термического десорбера. Графики построены по данным решения математической модели для области $0 \leq X \leq X_0$ — по вертикали и $0 \leq Y \leq Y_0$ — по горизонтали:

$$\begin{aligned}
 -\rho_r \frac{\partial w_r}{\partial x} &= \frac{\partial}{\partial y} \rho_r D_\epsilon \frac{\partial \epsilon}{\partial y} - G \frac{\partial a}{\partial x} ; \\
 G \frac{\partial a}{\partial x} &= \frac{\partial}{\partial y} \rho_T (1 - \epsilon) D_a \frac{\partial a}{\partial y} - I (1 - \epsilon) \rho_T [a - a_0(T)] ; \\
 G(c_T + ac_r) \frac{\partial T}{\partial x} &= \frac{\partial}{\partial y} (c_T + ac_r) \rho_T D_T (1 - \epsilon) \frac{\partial T}{\partial y} + GH(T) \frac{\partial a}{\partial x} .
 \end{aligned}$$

Коэффициенты, входящие в систему уравнений, вычисляются по следующим формулам:

$$\begin{aligned}
 w_r &= \frac{v_r}{d} - \frac{Ar \epsilon^{4,75}}{18 + 0,6 \sqrt{Ar} \epsilon^{4,75}} ; \\
 \rho_r &= \frac{44P}{8314T}, \text{ где } P = 10^5 \text{ Па} ; \\
 w_0 &= \frac{v_r}{d} \frac{Ar}{1400 + 5,22 \sqrt{Ar}} ; \quad a_0 = a \rho_c e^{-\left(\frac{RT \ln \frac{P_s}{P}}{F}\right)^2} ; \\
 H(T) &= Q_{исп} + RT \ln \frac{P_s}{P} ;
 \end{aligned}$$

$$0,94 \frac{1+0,807 \cdot 10^{-2} (T-273)}{c_T + ac_T (1-\epsilon)} \lg \frac{0,74-0,31(1-\epsilon_0)}{0,74-(1-\epsilon_0)} \text{ при } \epsilon \geq 0,5 ;$$

$$D_T = D_\epsilon = D_a = 0,013 (w-w_0) x_0 \left(\sqrt{\frac{4x_0 y_0 / \pi}{x}} \right) \left[\frac{(w-w_0)^2}{gx} \right]^{-0,15} \text{ при } \epsilon < 0,5,$$

где T — температура; a — адсорбция (десорбция), кг/кг; ϵ — порозность; ρ — плотность; D — коэффициент перемешивания; H — дифференциальная теплота адсорбции (десорбции); w — скорость псевдоожижения; ν — вязкость; P — давление; Ag — число Архимеда; Q — тепловой поток; g — газовая фаза, t — твердая фаза; o — предельное значение, a — перенос сорбированной фазы; ϵ — перенос десорбированной, T — перенос энтальпии.

Начальные условия для системы

$$T|_{x=0} = T_0; \quad a|_{x=0} = a_0(T_0); \quad \epsilon|_{x=x_0} = 0,4.$$

Граничными условиями служат нулевые градиенты температуры, степени адсорбции и порозности на левой и правой границах ($Y = 0, Y = Y_0$). Единственным исключением является поток тепла от нагретой стенки:

$$-(c_T + ac_T) \rho_T D_T (1 - \epsilon) \frac{\partial T}{\partial y} |_{y=0} = Q.$$

Решение системы выполнено методом прогонки каждого дифференциального уравнения с итеративным пересчетом коэффициентов.

Исходными данными для расчета десорбера служили: диаметр частиц цеолита $d = 0,15-0,5 \cdot 10^{-3}$ м; начальная степень адсорбции $a_0 = 0,13$ кг/кг; начальная температура дисперсного потока (вверху) $T_0 = 293$ К; порозность в нижней части аппарата $\epsilon_0 = 0,4$; расход цеолита $G = 2,2$ кг/м² · с; поток тепла от греющей поверхности $Q = 30$ кВт/м²; размер области расчета: по горизонтали — $y_0 = 0,0175$ м, по вертикали — $x_0 = 0,21$ м.

ЛИТЕРАТУРА

1. Романюк В.Н., Несенчук А.П. Интенсификация непрерывного процесса десорбции. — Рукопись деп. в ВИНТИ. М., 1979, № 6. — 77 с. 2. Романюк В.Н. Расчет внешнего теплообмена при тепловой регенерации цеолитов в проточном слое. — Рукопись деп. в ВИНТИ. — М., 1979, № 8 — 97 с.

К ВОПРОСУ ОБ АППРОКСИМАЦИИ ВРЕМЕННОЙ ХАРАКТЕРИСТИКИ ОБЪЕКТА С ЗАПАЗДЫВАНИЕМ ДЛЯ РАСЧЕТА НАСТРОЙКИ ПИД-РЕГУЛЯТОРА

Для расчетов параметров оптимальных настроек регуляторов в практике автоматизации теплоэнергетических объектов широко используются экспериментальные кривые разгона.

Наиболее сложным в настройке среди типовых регуляторов непрерывного действия является ПИД-регулятор. Применять его целесообразно на многоемкостных объектах регулирования, которые обладают значительными емкостными запаздываниями и описываются дифференциальными уравнениями выше второго порядка. При расчете настройки ПИД-регуляторов аппроксимация передаточных функций объекта динамическими звеньями первого порядка с запаздыванием в большинстве случаев не дает удовлетворительных результатов [1].

Переходные характеристики подавляющего большинства встречающихся на практике объектов регулирования, имеющих неколебательный вид, аппроксимируются инерционной системой второго порядка с запаздыванием [1] :

$$W_{об}(p) = \frac{k_{об} e^{-\tau p}}{(T_1 p + 1)(T_2 p + 1)} = \frac{k_{об} e^{-\tau p}}{1 + b_1 p + b_2 p^2}, \quad (1)$$

где $W_{об}(p)$ — передаточная функция объекта по каналу регулирующего воздействия; $k_{об}$ — коэффициент усиления; τ — время запаздывания; T_1, T_2 — постоянные времени аperiodических звеньев; $b_1 = T_1 + T_2$; $b_2 = T_1 T_2$. Обычно определение численных значений T_1 и T_2 производится с использованием относительной координаты точки перегиба кривой разгона $x(t_{п}/k_{об})$ и времени разгона $ВД = T_g$, как показано на рис. 1. Однако аппроксимация экспериментальной кривой разгона инерционным звеном второго порядка с запаздыванием возможна лишь при условии, если значение $x(t_{п}/k_{об})$ не превышает 0,265 (в этом случае $T_1 = T_2$). Положение точки перегиба нельзя определить с высокой точностью. Кроме того, для объектов, порядок которых выше второго, не существует однозначной зависимости между положением точки перегиба графика кривой разгона и постоянными времени ее передаточной функции, если не накладываются дополнительные ограничения.

Рассмотрим метод аппроксимации временной характеристики объекта для расчета настройки ПИД-регулятора. При этом методе не обязательно определять местоположение точки перегиба графика переходной функции. Из графика кривой разгона вначале выделяется время чистого запаздывания $\tau_{ч} = OA$. Затем делается предположение о том, что оставшаяся часть состоит из n аperiodических звеньев, соединенных последовательно и обладающих одинаковыми динамическими свойствами, т.е. имеющих одинаковые постоянные времени разгона T . Для определения численных значений n и T к кривой разгона

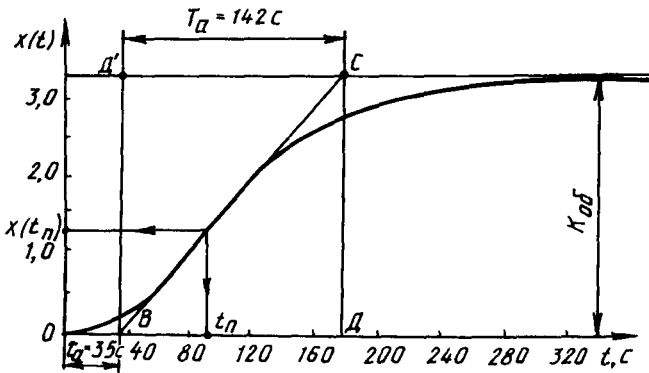


Рис. 1. Кривая разгона объекта с запаздыванием на скачкообразное воздействие.

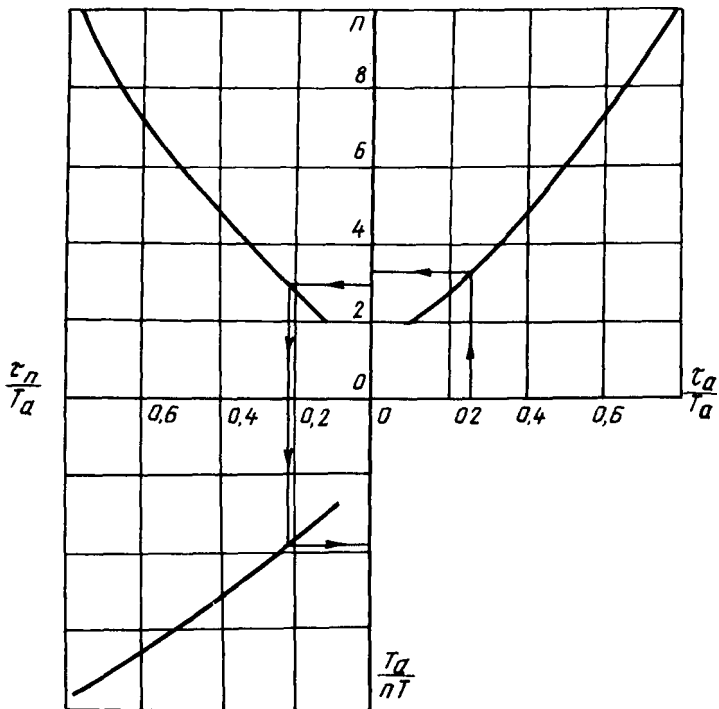


Рис. 2. Номограмма для определения численных значений промежуточной передаточной функции объекта ($\tau_{эк}$, n и T).

переходной функции проводится прямая ВС таким образом, чтобы как можно больше точек прямой ВС и временной характеристики объекта совпало. В качестве искомым выбирают интервалы времени, условно называемые "время запаздывания" $\tau_a = OB$ и "время разгона" T_a (рис. 1). Далее определяется отношение τ_a/T_a , на основании которого с помощью номограммы (рис. 2) находят порядок модели n и постоянную времени T . Причем, если найденное отношение τ_a/T_a лежит между двумя целыми числами, то необходимо взять меньшее значение n . Вследствие этого для уменьшения погрешности аппроксимации необходимо ввести эквивалентное время запаздывания: $\tau_{эк} = \tau_a - \tau_n$, где τ_n — запаздывание, соответствующее модели n -порядка. Номограмма (рис. 2) построена на основании данных таблицы, приведенной в [2].

Для иллюстрации рассмотрим пример аппроксимации кривой разгона, приведенной на рис. 1. Так как $\tau_a/T_a = 35/142 = 0,25$, то, полагая, что объект третьего порядка ($n = 3$), из номограммы находим отношение $\tau_n/T_a = 0,21$, которое при $T_a = 142$ с дает $\tau_n = 29,8$ с. Следовательно, численное значение эквивалентного запаздывания будет равно $\tau_{эк} = \tau_a - \tau_n = 35 - 29,8 = 5,2$ с. Далее из номограммы следует, что при $n = 3$ постоянная времени объекта соответствует $T = 39,4$ с. Таким образом, передаточная функция модели (1) примет следующий вид:

$$W_{об}(p) = \frac{k_{об} e^{-\tau_{эк} p}}{(Tp + 1)^n} = \frac{3,32e^{-5,2p}}{(39,4p + 1)^3} \quad (2)$$

Если объект имеет чистое запаздывание $\tau_ч$, то модель будет иметь суммарное запаздывание $\tau_{эк} + \tau_ч$.

Для расчета параметров динамической настройки ПИД-регулятора упрощенными методами передаточную функцию (2) преобразуем к виду (1) с использованием приближенного метода анализа, который приведен в [3], подстановкой необходимого дополнительного запаздывания t_{32} :

$$W_{об}(p) = \frac{k_{об} e^{-\tau_y p}}{1 + b_1 p + b_2 p^2} \quad (3)$$

где $\tau_y = \tau_ч + \tau_{эк} + t_{32}$ — время условного запаздывания; b_1 и b_2 — коэффициенты, определяемые численными значениями n и T .

Нормированные (относительно T) выражения дополнительного запаздывания t_{32} и коэффициентов b_1 и b_2 передаточной функции (3) имеют вид [3] при $n \geq 4$:

$$\left. \begin{aligned} \frac{t_{32}}{T} &= \frac{n-1}{3} - \frac{4n(n-2)}{3(n-1)} - n; \\ \frac{b_1}{T} &= 2n - \frac{n-1}{3} - \frac{4n(n-2)}{3(n-1)}; \\ \frac{b_2}{T^2} &= \frac{n(n-1)}{2} - n \frac{t_{32}}{T} - 0,5 \left(\frac{t_{32}}{T} \right)^2, \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

при $n = 3$:

$$\frac{t_{32}}{T} = 0,42; \quad \frac{b_1}{T} = 2,58; \quad \frac{b_2}{T^2} = 1,83; \quad (5)$$

при $n = 2$:

$$t_{32} = 0; \quad \frac{b_1}{T} = 2; \quad \frac{b_2}{T^2} = 1. \quad (6)$$

На основании уравнений (4)–(6) построена номограмма, приведенная на рис. 3. Она позволяет по найденному значению порядка модели n и постоянной времени T определять недостающие численные значения t_{32} , b_1 и b_2 передаточной функции (3).

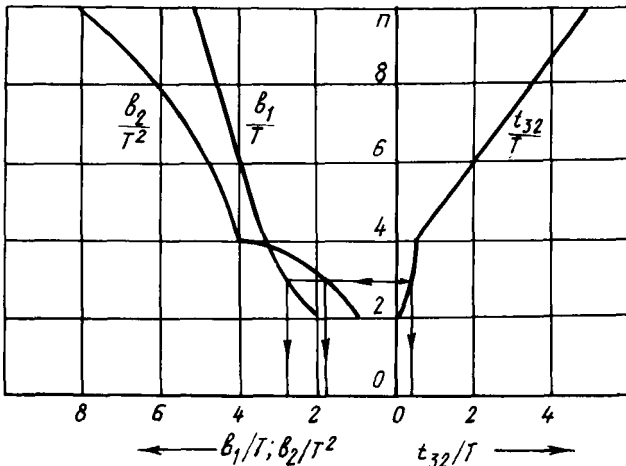


Рис. 3. Номограмма для определения численных значений расчетной передаточной функции объекта (t_{32} , b_1 , b_2).

Параметры динамической настройки ПИД-регулятора с передаточной функцией вида

$$W_p(p) = k_p \left(1 + \frac{1}{T_{\text{и}} p} + T_{\text{д}} p \right), \quad (7)$$

где k_p — коэффициент передачи; $T_{\text{и}}$ — постоянная интегрирования; $T_{\text{д}}$ — постоянная дифференцирования регулятора, в соответствии с передаточной функцией объекта (3), могут быть рассчитаны по формулам:

$$k_p = \frac{\gamma b_1}{k_{\text{об}} \tau_y}; \quad T_{\text{и}} = b_1; \quad T_{\text{д}} = \frac{b_2}{b_1}. \quad (8)$$

Здесь $\gamma = \frac{0,5}{1 - \frac{\sqrt{M^2 - 1}}{M}}$ – коэффициент, определяемый принятым критери-

ем качества и зависящий от принятого показателя колебательности M . Так, например, при $\gamma = 1$ формулы (8) приобретают вид, приведенный в [1].

В том случае, когда минимизируется не просто среднее значение квадрата ошибки регулирования, а ее более сложная функция, например взвешенная сумма квадратов и производной, то, применив методiku, приведенную в [4], применительно к передаточной функции (3), получим численное значение коэффициента $\gamma = 0,5$.

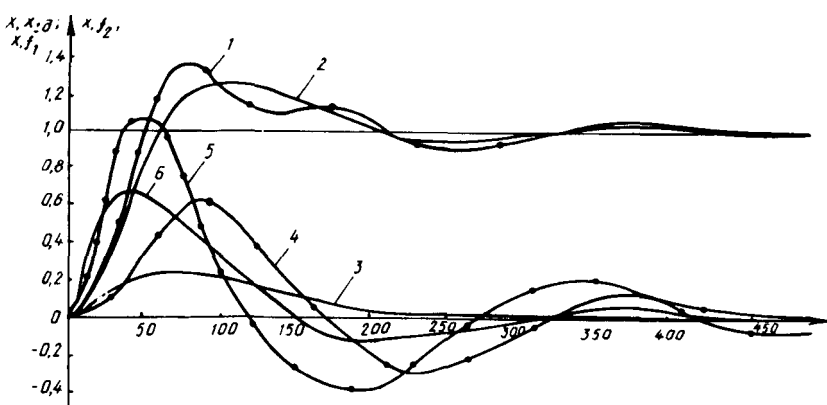


Рис. 4. Переходные процессы в системе регулирования с ПИД-регулятором и объектом с передаточной функцией (9) при отработке задания (кривые 5 и 6), крайнего внешнего возмущения (кривые 3 и 4) и внутреннего возмущения (кривые 1, 2) при настройках системы графоаналитическим методом [1] (кривые 6, 5, 4) и по формулам (8) (кривые 5, 6, 3).

В [5] приведены результаты сравнительного анализа различных методов расчета оптимальной динамической настройки ПИД-регуляторов для объектов с запаздыванием, имеющих передаточные функции (3). Рекомендуется при $\gamma = 2/3$ определять настройки ПИД-регулятора (7) по формулам (8).

В качестве иллюстрации предложенного метода аппроксимации для расчета настроек ПИД-регулятора на рис. 4 приведены графики переходных процессов при основных возмущениях в системе регулирования для объекта с передаточной функцией

$$W_{об}(p) = \frac{3,32}{(55p + 1)(22p + 1)^3}, \quad ^\circ\text{C} / \text{т/г} \quad (9)$$

и параметрах динамической настройки ПИД-регулятора (7), рассчитанных по формулам (8). При $M = 1,62$ расчетная передаточная функция модели объекта

$$W_{об}^p(p) = \frac{3,32e^{-21,8p}}{1 + 101p + 1910p^2} \text{ } ^\circ\text{C}/\text{т/ч} . \quad (10)$$

Расчетная модель (10) получена предложенным методом из соответствующей кривой разгона, приведенной в [1] с использованием номограммы рис. 2 и 3. Отметим, что расчетная передаточная функция (10) может быть получена с применением методики [3] непосредственно из передаточной функции (9).

Анализ графиков переходных процессов, представленных на рис. 4, показывает, что предложенный метод аппроксимации позволяет определить параметры настройки ПИД-регулятора, обеспечивающие оптимальное качество регулирования при основных возмущениях, не хуже, чем традиционные методы расчета.

В результате проведенных исследований предложен новый метод аппроксимации кривых разгона теплоэнергетических объектов.

Предложенный метод имеет более широкую область применения, так как не требует определения координаты точки перегиба кривой разгона объекта.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ротач В.Я. Расчет настройки промышленных систем регулирования. – М., 1961. – 344 с.
2. Стефани Е.П. Основы расчета настройки регуляторов теплоэнергетических процессов. Изд. 2-е, перераб. – М., 1972, с. 298.
3. Ицхоки Я.С. Приближенный метод анализа переходных процессов в сложных линейных цепях. – М., 1969. – 171 с.
4. Кулаков Г.Т., Кулаков А.Т. Определение оптимальных настроек регуляторов теплоэнергетических объектов при отработке задающего воздействия. – Изв. вузов СССР. Энергетика, 1980, № 4, с. 119–124.
5. P e m b e r t o n T.G. She logical Control Algorithm. Part II. Control Engineering. – Iyly, 1972, p. 61–63.

УДК 621.181

Г.И.ЖИХАР, канд.техн.наук,
И.Г.БОГДАНОВИЧ (БПИ), Д.М.МАЗЕНКОВ (ВТЭЦ)

ИССЛЕДОВАНИЕ ДВУХСТУПЕНЧАТОГО СЖИГАНИЯ МАЗУТА НА ВОДОГРЕЙНОМ КОТЛЕ ПТВМ-100

Потребление сернистых мазутов на тепловых электростанциях вызывает необходимость предотвращения загрязнения воздушного бассейна вредными выбросами, снижение низкотемпературной коррозии. Одним из путей защиты воздушного бассейна является метод внутрициклового газификации сернистых мазутов с низкотемпературной [1, 2] или высокотемпературной [3] очисткой получаемого при этом газа.

Вместе с тем значительный интерес представляет процесс газификации мазутов непосредственно в топочно-горелочных устройствах.

Преимуществами способа сжигания мазута с предварительной термopодготовкой являются сглаживание пиков тепловыделения в топке, а также существенное снижение выбросов в атмосферу окислов азота с дымовыми газами. При сжигании мазута с недостатком воздуха, содержащийся в радикалах

азот топлива выделяется в молекулярном виде, тогда как при сжигании мазута с избытком воздуха азот выделяется в виде окислов.

Предлагаемая конструкция газомазутной горелки изображена на рис. 1.

Топливо подают в газомазутную горелку либо через мазутную форсунку 13, либо через газоподводящий узел 2. Часть воздуха, недостаточная для полного сжигания топлива, направляется в воздухоподводящую трубу 1 и, закручиваясь завихрителем 12, подается в полость горелочной амбразуры 5. Благодаря турбулизирующей шайбе 10 в кольцевом зазоре 11 образуются обратные токи, эжектирующие к корню факела продукты сгорания, что снижает температуру факела и препятствует образованию окислов азота. На выходе из горелочной амбразуры в поток подается дополнительное количество воздуха из канала 9, необходимое для полного сжигания топлива. Газы

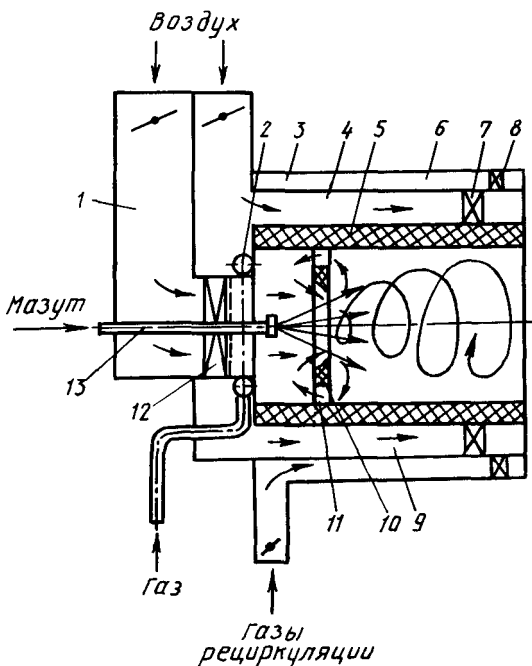


Рис. 1. Газомазутная горелка газификационного типа:
 1 — воздухоподводящая труба; 2 — газоподводящий узел; 3 — кольцевой канал газов рециркуляции; 4 — обечайка вторичного воздуха; 5 — камера горения; 6 — короб газов рециркуляции; 7, 8, 12 — завихрители; 9 — канал вторичного воздуха; 10 — турбулизирующая шайба; 11 — кольцевой зазор; 13 — мазутная форсунка.

рециркуляции, поступающие из кольцевого канала 3, также снижают температурный уровень в топочном пространстве, препятствуя образованию окислов азота.

Сжигание мазута в водогрейных котлах связано с некоторыми трудностями: обеспечение полноты сгорания мазута в пределах ограниченного объема рабочего пространства котла требует высокого качества его диспергирования при подаче в котел и повышенных коэффициентов избытка воздуха.

В связи с этим ставилась задача разработать горелочное устройство для водогрейного котла с предварительной термоподготовкой мазута, которое позволяет газифицировать мазут за пределами топочного пространства котла.

Рабочие чертежи горелочного устройства разработаны в соответствии с [4].

Учитывая низкий напор дутьевого воздуха, горелки выполнены с аксиальным лопаточным аппаратом, имеющим небольшое сопротивление и занимающим меньше места на фронте котла. Требовалось также организовать режим

двухступенчатого сжигания при минимальной реконструкции действующего оборудования. Аксиальный лопаточный завихритель изготовлен с регулируемым углом установки лопаток, что дает возможность изменять закрутку первичного воздуха. Кроме того, аксиальный аппарат предотвратил переделки существующего тракта дутьевого воздуха и вписался в габаритные размеры заводских горелок.

Камера газификации выполнена цельной из огнеупорного материала и имеет цилиндрическую форму.

Подвод вторичного воздуха осуществляется тангенциально. Закрутка периферийного потока воздуха способствует лучшему перемешиванию его с осевым потоком, что обеспечивает выгорание топлива на двух стадиях. Направления крутки первичного и вторичного воздуха совпадают. Вращение газовых потоков горелочных устройств осуществлено таким образом, что происходит затягивание продуктов сгорания из верхней части топки вниз, и тем самым улучшается выгорание топлива на второй стадии горения.

При организации факельного процесса газификации мазута использовались методы подготовки к сжиганию жидкого топлива, обычные для условий водогрейного котла. Распыливание подогретого до $100-120^{\circ}\text{C}$ мазута в турбулентном потоке воздуха, который подается в газификационную камеру через аксиальный регистр, осуществлялось механической форсункой. Применение такой схемы раздельной подачи газифицируемого топлива и воздуха обеспечивает высокую интенсивность их последующего смешения, которая реализуется в реакционном объеме вихревой газификационной камеры описанной конструкции.

Для промышленного опробования горелочных устройств газификационного типа в период капитального ремонта водогрейного котла ПТВМ-100 Витебской ТЭЦ четыре заводские горелки были заменены новыми горелочными устройствами.

Во время испытаний котла сжигался мазут марки М-100 со следующими характеристиками: $w^P = 0,8\%$; $S^P = 2,1\%$; $Q_H^P = 40517$ кДж/кг.

Было установлено, что водогрейный котел ПТВМ-100 (Ст.1) устойчиво работает (на четырех газификационных горелках) при отсутствии химнедожога в диапазоне нагрузок $15-35$ МВт.

Регулирование нагрузки производилось качественно, путем изменения давления мазута перед горелками. При изменении нагрузки в диапазоне $23-35$ МВт расход мазута возрастал от $0,61$ до $0,91$ кг/с.

Коэффициент избытка воздуха в горелочных устройствах изменялся в пределах $1,02-1,04$. Доля первичного воздуха составляла $\alpha_r^I = 0,85-0,92$.

С увеличением нагрузки с 23 до 35 МВт потери тепла с уходящими газами изменялись от $4,98$ до $5,58\%$, потери от химического и механического недожога равны нулю. Коэффициент полезного действия котла "брутто" изменялся с $92,42$ до $92,82\%$, что примерно на $0,4\%$ больше, чем у котла с заводскими горелками.

На рис. 2 показана зависимость концентрации окислов азота в уходящих газах от нагрузки котла. Как видно из рисунка, с увеличением нагрузки выбросы окислов азота возрастают с 105 мг/м³ при нагрузке 23 МВт до 162 мг/м³ при нагрузке 35 МВт.

При установке газификационных горелок концентрация окислов азота снизилась в среднем в 2,1 раза.

Установка новых горелочных устройств привела к выравниванию падающих тепловых потоков по высоте топки. На уровне оси горелочных устройств максимальные падающие тепловые потоки снизились с 153 до 104 кВт/м², или в 1,46 раза, на выходе из топки увеличились с 71 до 95 кВт/м², или в 1,34 раза. Это связано с изменением светимости факела и, как следствие, соотношения между радиационной и конвективной составляющей тепловосприятости поверхностей нагрева (рис. 3).

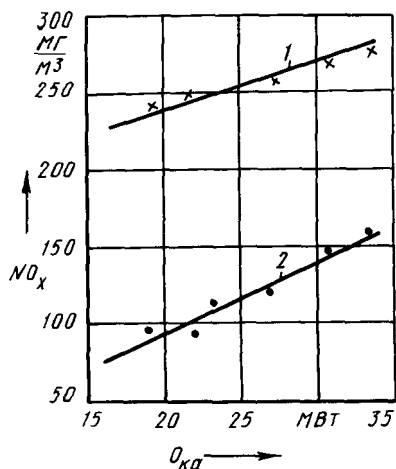


Рис. 2. Зависимость концентрации окислов азота в уходящих газах от нагрузки котла:
1 — с заводскими горелками; 2 — с газификационными горелками.

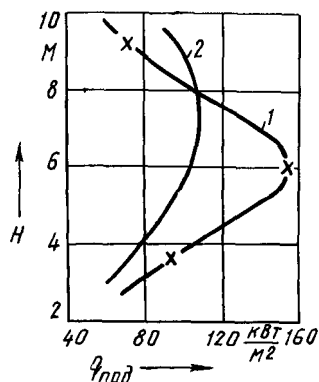


Рис. 3. Распределение падающих тепловых потоков по высоте топки котла:
1 — с заводскими горелками; 2 — с газификационными горелками.

Коррозионная агрессивность продуктов сгорания (КАПС) при работе котла на заводских горелках составила в среднем 9,6 мг/(м²·с), что в 1,57 раза выше по сравнению с новыми горелками, где указанное значение равно 6,1 мг/(м²·с).

На основании проведенных испытаний водогрейного котла с новыми горелочными устройствами получен ряд результатов.

Экономичность водогрейного котла увеличилась на 0,4 %.

Содержание окислов азота в уходящих газах снизилось в среднем в 2,1 раза.

Повысилась надежность работы поверхностей нагрева за счет более равномерного распределения падающих тепловых потоков. Значение максимальных падающих тепловых потоков на уровне оси горелочных устройств снизилось в 1,46 раза.

Коррозионная агрессивность продуктов сгорания снизилась в 1,57 раза.

Тепловая производительность котла при работе четырех новых горелок составила 35 МВт против 25 МВт (при работе на четырех заводских горелках).

ЛИТЕРАТУРА

1. Христианович С.А., Масленников В.М., Выскубенко Ю.А. Защита атмосферы от вредных выбросов тепловых электростанций методом внутрициклового газификации высокосернистых мазутов. — Теплоэнергетика, 1974, № 11, с. 52–55. 2. New process gasifiel highsulfur resid. — Electrical World, 1973, N 3, p. 30–32. 3. Андрющенко А.И., Альтшулер В.С., Попов А.И. Эффективность использования высокосернистых мазутов путем их предварительной газификации и высокотемпературной очистки на ТЭЦ. — Изв. вузов. Энергетика, 1971, № 3, с. 46–51. 4. А.с. 964350 (СССР). Газомазутная горелка/Г.И.Жихар, В.П.Крупнов, Н.Б.Карницкий. — Оpubл. в Б.И., 1982, № 377.

УДК 66.047

В.П.МИХАЛЕВ (БПИ)

ИССЛЕДОВАНИЕ ОСОБЕННОСТЕЙ КИНЕТИКИ СУШКИ ФАРФОРА В ФОРМАХ ИЗ МЕТАЛЛИЧЕСКОГО ПОРОШКА

Использование пористой металлической формы (пористость 30 %) из сферического бронзового порошка позволило перейти на высокотемпературные режимы сушки фарфоровых изделий. Качество сушки (равномерная усадка материала, устойчивость к трещинообразованию и короблению) находится в прямой зависимости от распределения по сечению температуры и влагосодержания высушиваемых изделий. Следовательно, кинетика полей температуры и влагосодержания, определяемая механизмом переноса влаги и тепла, является решающим фактором для характеристики оптимальных режимов сушки и прогнозирования качества готовых изделий. Сушка фарфоровых изделий в порошковых металлических формах может осуществляться различными способами. Тепловой поток со стороны формы подводится к изделию кондуктивно. Со стороны свободной поверхности изделия он может подводиться излучением, конвекцией либо комбинированно.

В результате экспериментальных исследований, проведенных автором, были получены кривые кинетики сушки фарфоровых изделий в формах из металлического порошка БрОФ-10-1 при различных способах энергоподвода.

На рис. 1 представлены характерные кривые кинетики инфракрасной сушки фарфорового полуфабриката на пористой металлической форме в среде с температурой 200 °С. Толщина слоя фарфора 3,5 мм, толщина формы 3 мм. Кривая сушки имеет ярко выраженный период прогрева, который составляет до 20 % продолжительности первой сушки (подвялки) изделий при данных условиях.

Влагосодержание фарфора $\bar{U}_{отд}$, при котором усадка достигает значения, необходимого для свободного отделения изделия от формы, находится в пределах 0,205–0,210 кг/кг. Первая критическая влажность $\bar{U}_{кр.1}$, соответствующая окончанию усадки изделия, составляет 0,180–0,185 кг/кг. На этом же рисунке представлены температурные кривые, отражающие изменение темпера-

туры различных сечений системы форма—изделие в процессе сушки. Кривая 1 соответствует сечению формы, отстоящему на 0,3 мм от наружной поверхности; кривая 2 — на 0,3 мм от рабочей поверхности формы. Кривые 3–5 описывают изменения температуры сечений изделий, отстоящих на 1, 2 и 3 мм от поверхности контакта с формой. Температура в различных сечениях изделия неодинакова. Температурный градиент формы в период прогрева незначителен. Это объясняется высоким коэффициентом теплопроводности формы (20 Вт/м·К). Градиент температуры в форме возникает с началом испарения на поверхности контакта и сохраняется до отделения изделия от формы.

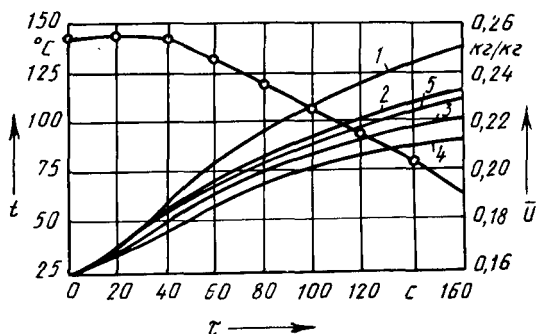


Рис. 1. Кривые кинетики инфракрасной сушки ($t_{\text{суш}} = 200^\circ\text{C}$) фарфора в пористой металлической форме.

В начале процесса сушки максимальную температуру имеет слой открытой поверхности материала. В дальнейшем градиент температуры внутри материала несколько уменьшается за счет интенсивного нагрева формы и выноса влаги к обеим поверхностям высушиваемого изделия. Можно предположить, что в начале процесса происходит диффузия влаги в форму и зона испарения находится у поверхности формы. При достижении формой температур, близких к 100°C , испарение идет уже с рабочей поверхности изделия, и пар диффундирует через капиллярный скелет формы. В целом градиенты температуры и влагосодержания по сечению изделия невелики.

На рис. 2 представлены кривые кинетики сушки фарфоровых изделий в камерной сушилке при температуре среды 500°C . Кривая сушки здесь имеет несколько иной вид. Во-первых, отсутствует период прогрева. Удаление влаги идет с высокой скоростью, близкой к постоянной. Затем скорость удаления влаги возрастает, и на кривой сушки появляется перегиб. Это может быть объяснено тем, что усадка достигает значения, с которого начинается отделение изделия от формы и образование зазора в зонах с минимальной адгезией материала изделия к пористой форме, либо (в идеальном случае) по всей поверхности контакта. Сопротивление потоку пара со стороны формы значительно уменьшается, и, следовательно, интенсивность испарения увеличивается. Характер температурных кривых подтверждает такое предположение. Температура сечения материала, наиболее близкого к поверхности контакта (кри-

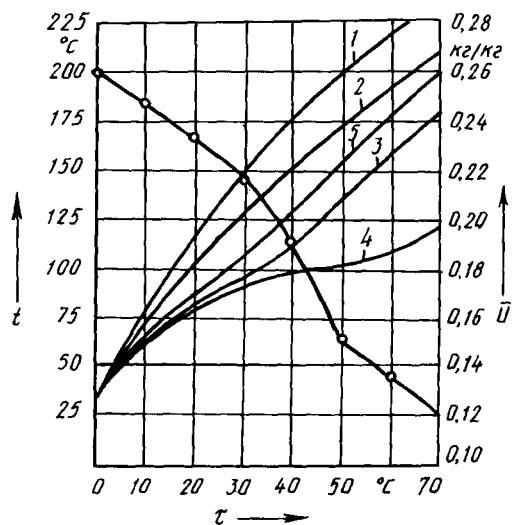


Рис. 2. Кривые кинетики инфракрасной сушки ($t_{\text{суш}} = 500^\circ\text{C}$) фарфора в пористой металлической форме.

вая 3), в процессе сушки незначительно отличается от температуры центрального слоя (кривая 4).

В момент образования воздушного зазора между изделием и формой начинается резкий подъем температуры контактного слоя изделия, связанный с углублением зоны испарения. Температура центрального слоя остается постоянной. В материале возникают значительные градиенты температуры и влагосодержания. Если условия подвода

тепла не изменяются, начинается процесс трещинообразования материала. Проведение подвялки возможно и при такой высокой температуре с использованием пористой металлической формы, однако либо перед достижением материалом влагосодержания $U_{\text{отд}}$ целесообразно снизить температуру, либо начать охлаждение, в зависимости от технологических требований.

Эксперименты показали, что такой режим инфракрасной сушки близок к предельному, так как дальнейшее повышение температуры среды в сушилке приводит к образованию срединных и краевых трещин до отделения фарфорового изделия от формы. Заметим, что при повышении температуры сушки четко проявляется известный эффект [1, 2] увеличения значения первого критического влагосодержания. При температуре 500°C $\bar{U}_{\text{кр1}} = 0,195-0,200$ кг/кг. Влагосодержание, соответствующее началу отделения изделия от формы, также увеличивается до $\bar{U}_{\text{отд}} = 0,215-0,220$ кг/кг. Длительность подвялки изделий сокращается в 3-3,5 раза по сравнению с первым вариантом инфракрасной сушки и составляет 35-40 с.

Интересным представляется использование комбинированной сушки. На рис. 3 представлены кривые сушки фарфорового полуфабриката в порошковой металлической форме при следующем температурном режиме: со стороны формы — радиационный нагрев с температурой 300°C , со стороны изделия —

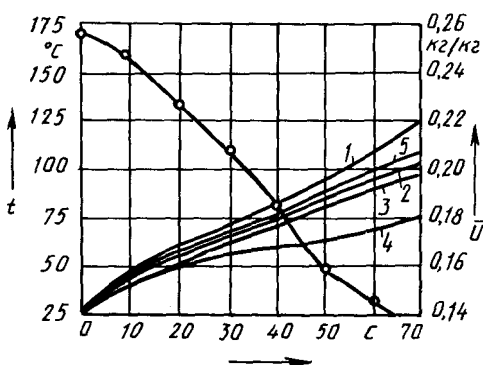


Рис. 3. Кривые кинетики комбинированной (радиационно-конвективной) сушки фарфора в пористой металлической форме.

обдув нагретым до 150°C воздухом со скоростью $1,5$ м/с. Кривая сушки комбинированной имеет вид, схожий с кривой при высокотемпературном радиационном нагреве. $\bar{U}_{\text{отд}} = 0,205-0,210$ кг/кг, а $\bar{U}_{\text{кр.1}} = 0,185-0,190$ кг/кг. Температурные кривые характеризуются небольшими градиентами температуры по сечению материала. Скорость сушки достаточно велика за счет турбулизации пограничного слоя у открытой поверхности изделия, улучшающей условия испарения влаги.

Положительным фактором является общий невысокий уровень температуры изделия. Использование обдува формы не дает существенного эффекта. Исследование кривых кинетики сушки позволяет установить механизм переноса тепла и влаги в системе форма—изделие, проследить за характером изменения показателей, оказывающих решающее воздействие на качество сушки. Сравнивая результаты, полученные для различных методов и режимов, можно определить оптимальные параметры процесса сушки. Для пластических фарфоровых масс, приготовленных на основе Веселовской глины с начальным влагосодержанием $0,26$ кг/кг и толщиной $3,5-4$ мм, можно рекомендовать тепловой режим, характеризующийся радиационным нагревом со стороны формы в среде с температурой до 500°C и конвективным обдувом при температуре $350-400^{\circ}\text{C}$ и скорости теплоносителя $1,5-2$ м/с со стороны открытой поверхности изделия. Для снижения риска трещинообразования следует переходить на низкотемпературный режим либо начинать охлаждение с момента приближения влагосодержания к $\bar{U}_{\text{отд}}$.

ЛИТЕРАТУРА

1. Красников В.В. Кондуктивная сушка. — М., 1973. — 288 с.
2. Чижский А.Ф. Сушка керамических материалов и изделий. — М., 1971. — 175 с.

УДК 621.24.536.02

В.И.ТИМОШПОЛЬСКИЙ, канд.техн.наук,
И.А.ТРУСОВА, Ю.А.МАЛЕВИЧ, канд.техн.наук,
Л.В.ШАТОН, канд.техн.наук (БПИ), В.А.ГАРАНЧУК
(Днепродзержинский индустриальный институт)

МЕТОД РАСЧЕТА НАГРЕВА МАССИВНОГО МЕТАЛЛА В КАМЕРНОЙ ПЕЧИ

Изучение температурных полей и расчеты нагрева металла имеют большое значение при исследовании и внедрении высокоинтенсивных и скоростных нагревательных процессов, а также при выборе наиболее рациональных схем и технологий термообработки и т.д.

В данной работе предлагается аналитическое решение нелинейной задачи теории нагрева, которое можно использовать с достаточной оперативностью и точностью для инженерных моделей при расчетах нагрева металла в пламенных печах.

Математическая постановка задачи для внутреннего теплопоглощения при лучисто-конвективном теплообмене имеет следующий вид:

$$\frac{1}{\xi^m} \frac{\partial}{\partial \xi} [(1 + \epsilon_\lambda \theta) \xi^m \frac{\partial \theta}{\partial \xi}] = (1 + \epsilon_c \theta) \frac{\partial \theta}{\partial Fo}; \quad (1)$$

$$(1 + \epsilon_\lambda \theta) \frac{\partial \theta}{\partial \xi} \Big|_{\xi=1} = \text{Bi}^* [1 - \theta_\Pi (Fo)]; \quad (2)$$

$$\frac{\partial \theta}{\partial \xi} \Big|_{\xi=0} = 0; \quad \theta(\xi; 0), \quad (3)$$

где $\text{Bi}^* = \text{Bi} + \text{Sk}(1 + \theta_\Pi)(1 + \theta_\Pi^2)$, $[1]$; $\theta(\xi; Fo) = \frac{T(x, t) - T_0}{T_c - T_0}$;

$Fo = \frac{a\tau}{R^2}$; $\text{Bi} = \frac{aR}{\lambda}$; $\text{Sk} = \frac{q_{\text{пр}} T_c^3 R}{\lambda}$ — числа Фурье, Био, Старка; $\epsilon_\lambda = \frac{\delta_\lambda}{\lambda_0} (T_c -$

$T_0)$; $\epsilon_c = \frac{\delta_c}{C_0} (T_c - T_0)$ — теплофизические константы; m — коэффициент формы тела ($m = 0$ — для пластины; $m = 1$ — для цилиндра; $m = 2$ — для шара).

В качестве математического аппарата при решении задачи (1)–(3) применен метод эквивалентных источников (МЭИ) [1]. Использование этого метода в сочетании с моделью термического слоя [2] позволило последовательно решить задачу теории нагрева для инерционного и регулярного этапов.

Температура поверхности в конце инерционного этапа определяется следующим выражением:

$$\theta_\Pi (Fo) = \theta_0 + \frac{\text{Sk} + \text{Bi}(1 - \theta_0)}{2(1 + \epsilon_\lambda \theta_0) + \text{Bi}}, \quad (4)$$

где $\theta_\Pi (Fo) = \frac{T_\Pi}{T_c}$; $\theta_0 = \frac{T_0}{T_c}$.

Длительность протекания инерционного периода находится из следующего трансцендентного уравнения:

$$\begin{aligned} & 6(\text{Bi}^*)^2 (1 + m) Fo_0 - 3 \left(1 - \frac{\epsilon_c}{\epsilon_\lambda}\right) \left\{ \epsilon_1 \left[\frac{1}{(1 - \theta_\Pi)^2} - 1 \right] + \right. \\ & + \epsilon_2 \frac{\theta_\Pi}{1 - \theta_\Pi} + \epsilon_3 \theta_\Pi + \epsilon_4 \ln(1 - \theta_\Pi) - \epsilon_5 [(1 - \theta_\Pi)^2] + \\ & + \epsilon_6 [(1 - \theta_\Pi)^3 - 1] \left. \right\} + \frac{\epsilon_c}{\epsilon_\lambda} \left\{ \frac{(1 - w^2)^2}{2\epsilon_\lambda^2} \left[\frac{1}{(1 - \theta_\Pi)^2} - 1 \right] + \right. \\ & + 8w\epsilon_\lambda \theta_\Pi + \frac{3}{2} \epsilon_\lambda^2 [(1 - \theta_\Pi)^2 - 1] + 2(3w^2 - 1) \ln(1 - \theta_\Pi) \left. \right\}. \quad (5) \end{aligned}$$

В выражениях (4), (5) приняты обозначения; $w = 1 + \epsilon_\lambda$; $\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3, \epsilon_4, \epsilon_5, \epsilon_6$ — константы, найденные в процессе решения исходной задачи.

Температурное поле в любой момент времени регулярного этапа описывается функцией:

$$\theta_2(\xi; Fo) = \frac{1}{\epsilon_\lambda} \left\{ \sqrt{U_\Pi^2 + \frac{Bi^*}{w^*} (1+Bi^{**})} \left[1 - \sqrt{1 - \frac{1 - U_\Pi^2 (w^*)^2}{(1+Bi^{**})^2} \xi^2 - 1} \right] \right\}. \quad (6)$$

В работе [3] получена первообразная функция для вычисления температуры средней плоскости нагреваемых тел. В процессе анализа и приведения соответствующих членов выражения (4) установлено, что для теплотехнических расчетов достаточно использовать выражение

$$\theta_\Pi(Fo) = \frac{1}{\epsilon_\lambda} \left\{ \sqrt{U_\Pi^2 + Bi^* \left(\frac{Bi}{2} - \frac{1+Bi^{**}}{w^*} + U_\Pi \right)} - 1 \right\}. \quad (7)$$

Время, соответствующее значениям температур (6), (7), определяется из следующего трансцендентного уравнения:

$$\begin{aligned} 6Bi^*(1+m)(Fo - Fo_0) = & \left(1 - \frac{\epsilon_c}{\epsilon_\lambda}\right) \left\{ \frac{1}{\sqrt{Bi^*}} \left[\frac{(4w - 3U_\Pi)^2 + 3Bi^*z}{z\sqrt{z}} \times \right. \right. \\ & \times \operatorname{atc} \sin \sqrt{\frac{z}{R}} - \frac{((4w - 3U_{\Pi 0})^2 + 3Bi^*z_0)}{z_0\sqrt{-z_0}} \operatorname{arc} \sin \sqrt{\frac{z}{R}} \left. \right] - \\ & - w \left(\frac{1}{z} - \frac{1}{z_0} \right) - b_1 \ln \frac{z}{z_0} + b_2 \ln \frac{R}{R_0} + b_3 (\Phi - \Phi_0) \left. \right\} - \\ & - 2 \frac{\epsilon_c}{\epsilon_\lambda} \left[3(U_\Pi - U_{\Pi 0}) + b_4 \ln \frac{z}{z_0} \right]. \quad (8) \end{aligned}$$

В выражениях (6)–(8) приняты следующие обозначения: $U_\Pi = 1 + \epsilon_\lambda \theta(Fo)$;

$U_\Pi = 1 + \epsilon_\lambda \theta_\Pi(Fo)$; $U_{\Pi 0} = \frac{Bi^*}{2} \left[\sqrt{1 - \frac{4(1+wBi^*)}{(Bi^*)^2}} - 1 \right]$; $z, z_0, R, R_0, b_1, b_2, b_3, b_4, \Phi, \Phi_0$ — теплофизические параметры, найденные при решении задачи.

В качестве примера рассмотрим нагрев сплошного цилиндра в камерной печи, работающей по двухзонному режиму. Исходные данные для расчета температурных полей и времени нагрева цилиндра следующее: $D = 2R = 0,24$ м; марка стали — Ст. 20; начальное распределение температур $t_0 = 20^\circ \text{C}$. Изменение температуры среды по длине печи представлено на рис. 1. Зону нагрева разбиваем на два участка. Переход при расчете от одного участка к другому

определяется временем нагрева, уточненным из практических данных. Результаты расчета приведены на рис. 1.

В результате проведенных исследований сформулирована и решена нелинейная краевая задача теплопроводности в массивных изделиях при нагреве излучением и конвекцией. Использованы прием линеаризации граничного условия в виде $Bi^* = Bi + Sk(1 - \theta_{\Pi}^2)(1 + \theta_{\Pi}^2)$, который способствовал упрощению выполнения математических процедур в ходе решения, метод эквивалентных источников, а также схема теплового пограничного слоя.

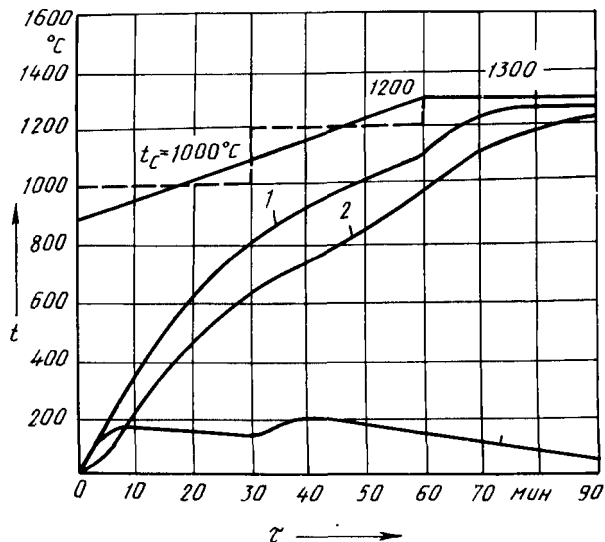


Рис. 1. Изменение температуры цилиндрической заготовки во времени:
1 — изменение температуры поверхности заготовки; 2 — изменение температуры центра заготовки; 3 — время нагрева.

Разработан алгоритм вычислений температур в массивном цилиндре при нагреве его в пламенной печи.

Разработанный метод целесообразно использовать для расчетов массивных изделий при нагреве и термообработке в пламенных печах.

ЛИТЕРАТУРА

1. П о с т о л ь н и к Ю.С. Вопросы нелинейной теории нагрева и охлаждения металла: Автореф. дис. ... д-ра техн. наук. — Днепропетровск, 1980. — 48 с.
2. Л ы к о в А.В. Теория теплопроводности. — М., 1967. — 559 с.
3. Т и м о ш п о л ь с к и й В.И., Т р у с о в а И.А. К расчету нагрева массивного металла в пламенных печах. — Изв. вузов. Энергетика, 1985, № 1, с. 103–106.

В.М.СЫРОПУЩИНСКИЙ, А.А.ГАНЖИН, Б.В.ЯКОВЛЕВ,
канд. техн. наук (Белорусское отделение
ВНИПИэнергопром)

ПРОГРАММА РАСЧЕТА НА ЭВМ ТЕПЛОВЫХ СХЕМ МАНЕВРЕННЫХ ТЕПЛОФИКАЦИОННЫХ ТУРБОУСТАНОВОК С ПРОМЕЖУТОЧНЫМ ПЕРЕГРЕВОМ ПАРА

Решение задач выбора оптимального профиля оборудования, оптимизации параметров и режимов его работы требует многократного выполнения расчетов тепловых схем с высокой точностью и с учетом всего многообразия факторов, влияющих на экономичность работы турбоустановок.

В настоящее время многими проектными и научно-исследовательскими организациями созданы и эксплуатируются программы расчета на ЭВМ тепловых схем турбоустановок [1, 2]. Опыт показал, что наиболее удобным является использование генераторов программ расчета тепловых схем, позволяющих производить расчет всех типов турбоустановок. Подобный генератор программ был создан в Белорусском отделении ВНИПИэнергопром [3] и прошел успешную апробацию при расчете тепловых схем конденсационных турбоустановок АЭС, используемых для теплоснабжения.

В основу разработки генератора были положены идеи структурного программирования, в соответствии с которыми использование блочно-модульного принципа построения программ позволило повысить работоспособность готовой программы и ускорить отладку создаваемой программы за счет использования метода нисходящего тестирования.

В процессе исследования пускоманевренной схемы энергоблока с турбиной Т-180/210-130-1 для Гомельской ТЭЦ-2 необходимым оказалось создание программы расчета тепловой схемы данной турбоустановки при работе ее в маневренном режиме. Это потребовало модернизации части существующих и разработки ряда новых блоков-подпрограмм генератора.

Основной особенностью расчета маневренной турбоустановки являются изменения, происходящие в ее схеме по мере снижения электрической нагрузки; включение дополнительной сетевой установки, соответствующих редуционно-охладительных установок, отключение ЦВД с переводом его в беспаровой режим и переходом регулирования турбины на клапаны ЦСД.

Исходной информацией для расчета на ЭВМ тепловой схемы турбоустановки являются расход и параметры свежего пара перед турбиной, а также расход и температуры прямой и обратной сетевой воды. Кроме того, при помощи отдельной подпрограммы задаются расходы пара через отсеки турбины, КПД отсеков и давления пара в камерах отборов на расчетном режиме, т.е. показатели, которые для данной турбоустановки не меняются в ходе расчетов.

Результатом расчетов является определение мощности турбоустановки, тепловой нагрузки основных сетевых подогревателей, паропроизводительности котлоагрегата, расхода пара на РОУ, тепловой нагрузки дополнительной сетевой установки, параметров пара в камерах отборов, расходов пара на регене-

ративные подогреватели, расходов и параметров конденсата на выходе из подогревателей системы регенерации и др.

Выводимые на печать результаты расчета по желанию пользователя можно представить как в системе СИ, так и в технической системе единиц.

К вновь разработанным относятся следующие блоки-подпрограммы:

– расчета системы соплового парораспределения совместно с регулирующей ступенью, основанная на методике [4] с использованием характеристик системы парораспределения турбины Т-180/210-130-1, которые получены в результате заводских испытаний;

– расчета редуционно-охладительной установки;

– расчета вторичного пароперегревателя совместно с системой парораспределения ЦСД турбины, которая предназначена для определения параметров вторично перегретого пара перед регулирующими клапанами ЦСД и первой ступенью ЦСД, а также для управления работой отдельных элементов тепловой схемы при снижении электрической нагрузки (отключения ЦВД и включения в работу регулирующих клапанов ЦСД и РОУ) ;

– расчета протечек и отсосов пара из уплотнений турбины (в основу положены линейные уравнения, полученные аппроксимацией табличных данных завода-изготовителя).

Из модернизированных блоков-подпрограмм наибольшим изменениям была подвергнута подпрограмма расчета теплофикационной части турбоустановки. В основу модернизированного блока положены три вспомогательные подпрограммы. Первая из них основана на алгоритме расчета теплофикационных установок [5] и предназначена для расчета давлений пара в камерах отопительных отборов по характеристике промежуточного отсека и для определения расходов греющего пара на основные сетевые подогреватели по заданной температуре сетевой воды между подогревателями. Эта подпрограмма позволяет определить расход пара через отсек, предшествующий промежуточному, достаточный для подогрева сетевой воды до заданной температуры. Температурные напоры в основных сетевых подогревателях определяются с помощью уравнений, полученных в результате аппроксимации заводских тепловых характеристик подогревателя ПСГ-5000.

Вторая вспомогательная подпрограмма предназначена для расчета степени подогрева воды в основных сетевых подогревателях и расходов пара на них по расходу пара через отсек, предшествующий промежуточному.

Третья вспомогательная подпрограмма необходима для расчета теплофикационной части турбоустановки при полностью открытой регулирующей диафрагме в режиме свободного распределения пара между основными сетевыми подогревателями и конденсатором турбины.

Подпрограмма расчета теплофикационной установки работает по следующему алгоритму: если задан расход пара на турбину, то производится расчет по первой вспомогательной подпрограмме до тех пор, пока давление в верхнем теплофикационном отборе, определенное по уравнению Стодолы–Флюгеля, не станет равным давлению в этом же отборе, определенному из расчета верхнего сетевого подогревателя. Затем сравнивается значение расхода пара из предыдущего отсека со значением расхода пара, необходимого для получения требуемого подогрева сетевой воды. Если расход пара из отсека, предшествующего промежуточному, недостаточен, то происходит обращение ко второй

вспомогательной подпрограмме, с помощью которой определяется возможная температура подогрева сетевой воды. Если расчет тепловой схемы проводится по заданной величине тепловой нагрузки, то расход пара, определенный из расчета в первой вспомогательной подпрограмме, используется для расчета отсека, предшествующего промежуточному. Если задан режим свободного парораспределения между основными сетевыми подогревателями и конденсатором турбины, либо давление пара за регулирующей диафрагмой оказывается больше, чем давление перед ней, то расчет осуществляется по третьей вспомогательной подпрограмме.

Результаты выполненных расчетов показали, что при снижении электрической нагрузки турбины происходит значительное увеличение температуры пара на выходе ЦНД по сравнению с номинальным режимом (на отдельных режимах разгрузки до 160°C). В связи с этим была разработана специальная подпрограмма, позволяющая по предварительно заданной температуре пара на выходе ЦНД определять необходимый расход его на входе в конденсатор путем изменения расходного коэффициента через регулируемую диафрагму.

Расчет тепловой схемы турбоустановки на каждом из характерных режимов разгрузки турбины по электрической мощности (режимы достижения заданной производительности РОУ, или требуемого давления в линии холодного промперегрева, до и после перевода ЦВД в беспаровой режим) осуществляется при помощи специально разработанной подпрограммы, позволяющей проводить расчеты во всем диапазоне изменения нагрузки турбины, вводя исходную информацию для расчета лишь один раз.

Сопоставление результатов расчета тепловой схемы турбоустановки Т-180/210-130-1, полученных с помощью описанной выше программы, и результатов расчетов характерных режимов, выполненных заводом-изготовителем турбины (ПОТ ЛМЗ), показало практически полное их совпадение. Время расчета тепловой схемы турбоустановки на одном из режимов работы колеблется в пределах от 1,5 до 2,5 мин машинного времени (расчеты проводились на ЭВМ ЕС-1022-02) и зависит от структуры тепловой схемы (состав работающего оборудования).

ЛИТЕРАТУРА

1. Расчет тепловых схем теплофикационных турбоустановок на ЭЦВМ/Ф.А.Вульман, Е.И.Бененсон, Г.Ф.Меклин, Б.С.Сычев. — Теплоэнергетика, 1970, № 1, с. 46–48.
2. В а с и л ь е в М.К. Расчет тепловых схем конденсационных и теплофикационных турбин на ЭЦВМ. — Теплоэнергетика, 1982, № 3, с. 42–44.
3. Генератор программ для расчета тепловых схем паротурбинных установок/А.М.Леонков, Б.В.Яковлев, Л.В.Шатон, В.М.Сыропушинский. — Изв. вузов. Энергетика, 1980, № 9, с. 114–116.
4. Щ е г л я е в А.В. Паровые турбины. — М., 1976, с. 441–445.
5. В у л ь м а н Ф.А., Х о р ь к о в Н.С. Тепловые расчеты на ЭВМ теплоэнергетических установок. — М., 1975, с. 34–36.

СОДЕРЖАНИЕ

Церерин Ю.А., Малевич Ю.А., Ковалев В.А. Категорирование энергохозяйств на основе обобщенного показателя	3
Ползик П.В., Кузьмицкий И.Ф. Синтез квазиоптимальных систем автоматического управления стационарными объектами электромеханики	9
Головач О.А., Примшиц П.П., Ильин О.П. Синтез замкнутой САУ асинхронным электродвигателем	13
Лопатин Ю.В., Анхимюк В.Л., Панасюк В.И., Юденков В.С. Оптимальное по полным потерям управление позиционным электроприводом	18
Комлик Г.П., Каин Хусейн. Шаговый электропривод вытягивания слитка при горизонтальном непрерывном литье	24
Гульков Г.И., Зухейри М.Ф., Рычков Г.М., Петренкс Ю.Н. Частотный электропривод главного движения токарного станка	28
Павлович С.Н. Определение длительности проводимости тиристора	32
Василевский А.М., Петренко Ю.Н. Исследование электромагнитных процессов частотного электропривода на математической модели переменной структуры	34
Писарик Л.С., Сиязов М.Б., Брики Смаин. Схемы взаимной нагрузки машин постоянного тока	38
Жигилей В.В. Анализ погрешностей технико-экономического сравнения вариантов электроснабжения	46
Бобко Н.Н., Иванов С.Н., Скачко К.Г. Расчет на ЭВМ индукторов для реакторов	49
Селиверстов Г.И. Электрические параметры компактных управляемых электропередач 330–500 кВ	53
Лившиц В.С., Лapidус А.И., Мехедко В.Ф. Опыт измерения электрических нагрузок без перерыва электроснабжения потребителей	57
Прокочик В.В., Курганов В.В., Головач Ю.Д. Исследование условий самозапуска электродвигателей нефтеперекачивающих станций	60
Иваницкая Н.А. Методы учета потерь мощности и энергии на корону при технико-экономическом анализе и расчетах электрических сетей	65
Балуева Г.И., Бритько В.С. Организационно-технические и экономические вопросы обслуживания и ремонта технологического оборудования машиностроительных предприятий	67
Стрелюк М.И., Сергей И.И. Расчет субколебаний проводов ЛЭП СВН с учетом упруговязких свойств распорок	71
Стрелюк М.И., Сергей И.И., Бладыко Ю.В. Расчет на ЭВМ статика гибкой ошиновки РУ	75
Сущенко Л.Р. Анализ эффективности использования ремонтного персонала на предприятиях электрических сетей	80
Сацукевич Е.М., Полищук А.А. Влияние модуляционных потерь на электронный коэффициент полезного действия мало-мощного электронного прибора СВЧ	84
Згаевская Г.В., Полищук А.А. Об оптимизации преобразования энергии постоянного тока в энергию электромагнитных колебаний	87

Назаров В.И. О контроле достоверности входной информации при автоматизированном расчете технико-экономических показателей конденсационных энергоблоков	93
Мороз Р.Р. О размагничивании ферромагнитных тел	96
Несенчук А.П., Габриэль А.М., Шкляр А.А., Шатон Л.В., Шкловчик Д.И. Характеристики процессов тепло- и массопереноса в системах с термосевдодожженным слоем дисперсного материала	98
Кулаков Г.Т., Маалуф А.Н., Ренц М. К вопросу об аппроксимации временной характеристики объекта с запаздыванием для расчета настройки ПИД-регулятора	101
Жихар Г.И., Богданович И.Г., Мазенкова Д.М. Исследование двухступенчатого сжигания мазута на водогрейном котле ПТВМ-100	106
Михалев В.П. Исследование особенностей кинетики сушки фарфора в формах из металлического порошка	110
Тимошпольский В.И., Трусова И.А., Малевич Ю.А., Шатон Л.В., Гаранчук В.А. Метод расчета нагрева массивного металла в камерной печи	113
Сыропушинский В.М., Ганжин А.А., Яковлев Б.В. Программа расчета на ЭВМ тепловых схем маневренных теплофикационных турбоустановок с промежуточным перегревом пара	117

НАУЧНЫЕ И ПРИКЛАДНЫЕ ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ

Выпуск 12

Зав. редакцией А.Я. Канторович

Редактор А.М. Апель

Мл. редакторы А.Я. Сыромятникова, Т.И. Досаева

Худож. редактор И.А. Демковский

Техн. редактор Г.А. Лакишич

Корректоры Н.И. Бондаренко, З.Б. Звонарева

Оператор А.И. Маль

ИБ № 1881

Подписано в печать 31.07.85. АТ 18582. Формат 60х90 1/16. Бумага офсет. Офсет. печать. Гарнитура Пресс Роман. Усл.-печ.л. 8. Усл. кр.-отт. 8,5. Уч.-изд. л. 9,38. Тираж 600 экз. Зак. 6618. Цена 1 р. 50 к.

Издательство "Высшая школа" Государственного комитета БССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли. 220048. Минск, проспект Машерова, 11.

Типография "Победа". 222310, Молодечно, ул.Тавлая, 11.

Отпечатано с оригинала-макета, подготовленного в издательстве "Высшая школа".

РЕФЕРАТЫ

УДК 66.01:338

Ц е р е р и н Ю.А., М а л е в и ч Ю.А., К о в а л е в В.А. Категорирование энергохозяйств на основе обобщенного показателя. – Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 3–9.

Обоснована необходимость определения места и роли энергохозяйства в системе работ по экономии энергоресурсов с выбором состава показателей. Введено понятие обобщенного показателя и предложен метод расчета обобщенного показателя энергохозяйства. – Табл. 1. Библиогр. 5.

УДК 62–83.001.1.52

П о л з и к П.В., К у з ь м и ц к и й И.Ф. Синтез квазиоптимальных систем автоматического управления стационарными объектами электромеханики. – Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 9–13.

Рассматривается синтез системы управления при использовании принципов аналитического конструирования для статических и астатических систем автоматического управления стационарными объектами электромеханики.

В статье предлагается метод выбора весовых коэффициентов функционала. – Библиогр. 2.

УДК 621.313.333

Г о л о в а ч О.А., П р и м ш и ц П.П., И л ь и н О.П. Синтез замкнутой САУ асинхронным электродвигателем. – Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 13–18.

В работе изложены принципы построения САУ асинхронным электродвигателем с использованием наблюдающего устройства, которое позволяет получить информацию о составляющих вектора потокоцепления ротора. – Ил. 4. Библиогр. 1.

УДК 62–83:681.513.5

Оптимальное по полным потерям управление позиционным электроприводом/ Ю.В.Лопатин, В.Л.Анхимюк, В.И.Панасюк, В.С.Юденков. – Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 18–24.

Рассматривается задача оптимального процесса позиционирования электропривода постоянного тока, управляемого по цепям якоря и возбуждения. В данной работе учитываются полные потери в двигателе и исследуется более общий случай с учетом ограниченный фазовых координат. Проведено сравнение по полным потерям полученного процесса при ограничении напряжения якоря с процессом, оптимальным только по потерям в цепи якоря, дана процедура выбора весовых множителей в критерии качества. Рассматривается случай действия относительно малых моментов сопротивления. – Ил. 3. Библиогр. 3.

УДК 62–83:621.047–83

К о м л и к Г.П., К а и н Х у с е й н. Шаговый электропривод вытягивания слитка при горизонтальном непрерывном литье. – Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 24–29.

Рассмотрены вопросы совершенствования электропривода для механизма вытягивания слитка машины горизонтального непрерывного литья. Приведена функциональная схема шагового электропривода вытягивания слитка, который позволяет управлять динамическими режимами электропривода по оптимальным траекториям. Привод обладает высокими технико-экономическими показателями и значительно расширяет диапазон параметров вытягивания. — Ил. 2. Библиогр. 4.

УДК 62.83:621.9

Частотный электропривод главного движения токарного станка/Г.И.Гульков, М.Ф.Зухейри, Г.М.Рычков, Ю.Н.Петренко. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 28–31.

Сформулированы требования к электроприводу главного движения токарного станка. Приведен алгоритм выбора частотноуправляемого двигателя. — Ил. 1. Библиогр. 2.

УДК 621.314

П а в л о в и ч С.Н. Определение длительности проводимости тиристора. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 32–33.

Приведены алгоритм решения на ЦВМ трансцендентного уравнения относительно длительности проводимости тиристора и номограммы, позволяющие определять длительность проводимости тиристора при различных значениях фазового угла нагрузки и угла отпирания тиристора. — Ил. 2. Библиогр. 1.

УДК 62.83:621.9

В а с и л е в с к и й А.М., П е т р е н к о Ю.Н. Исследование электромагнитных процессов частотного электропривода на математической модели переменной структуры. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 34–38.

Приведен анализ методов математического программирования частотного электропривода. Даны структурная схема преобразователя, результаты расчетов. Определены области применимости различных моделей. — Ил. 4. Табл. 1. Библиогр. 3.

УДК 62.83:621.9

П и с а р и к Л.С., С и я з о в М.Б., С м а и н Б р и к и. Схемы взаимной нагрузки машин постоянного тока. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 38–45.

Осуществлен сопоставительный анализ схем взаимной нагрузки двигателей постоянного тока с независимым и последовательным возбуждением. Рассмотрены схемы с одним источником питания, включенным параллельно машинам агрегата взаимной нагрузки и последовательно с этими машинами, и схемы с двумя источниками питания. Сформулированы условия обеспечения номинальной нагрузки двигателя в приведенных схемах.

Показано, что режим взаимной нагрузки является одним из возможных режимов работы двухдвигательного привода с механическим соединением валов машин. — Ил.11.

УДК 658.26:621.311.003.13

Ж и г и л е й В.В. Анализ погрешностей технико-экономического сравнения вариантов электроснабжения. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 46–49.

Предлагается методика оценки погрешности результата сравнительного технико-экономического анализа вариантов системы электроснабжения промышленного предприятия.

тия на основании положений теории погрешности. Показано, что выбор наилучшего варианта целесообразно производить с учетом критерия устойчивости решения. Исследован характер влияния точности исходной информации на погрешность итогового показателя. — Табл. 2. Библиогр. 5.

УДК 621.3.017:66 023/025

Б о б к о Н.Н., И в а н о в а С.Н., С к а ч к о К.Г. Расчет на ЭВМ индукторов для реакторов. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 49–53.

В статье приводится методика расчета индукторов для реакторов на ЭВМ "Минск-32". Рассматривается алгоритм расчета параметров на ЭВМ и реализация его при помощи алгоритмического языка "ФОРТРАН". Результаты расчета индукторов не отличаются от экспериментальных данных более чем на 10 %. — Ил. 1. Библиогр. 1.

УДК 621.315.1.072

С е л и в е р с т о в Г.И. Электрические параметры компактных управляемых электропередач 330–500 кВ. Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 53–57.

Рассмотрены конструкции новой двухцепной линии электропередачи с попарным поочередным расположением проводов расщепленных фаз разных цепей на отдельном замкнутом контуре, обладающей свойствами компактных и управляемых ЛЭП. Дан анализ электрических параметров электропередач 330–500 кВ данной конструкции и оценены их возможности. — Ил. 1. Табл. 1. Библиогр. 3.

УДК 621.311.4

Л и в ш и ц В.С., Л а п и д у с А.И., М е х е д к о В.Ф. Опыт измерения электрических нагрузок без перерыва электроснабжения потребителей. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 57–59.

Рассматриваются приемы подключения приборов без перерыва электроснабжения потребителей для измерения промышленных электрических нагрузок, апробированные на Белорусском автозаводе. — Ил. 2. Библиогр. 3.

УДК 621.313.3

П р о к о п ч и к В.В., К у р г а н о в В.В., Г о л о в а ч Ю.Д. Исследование условий самозапуска электродвигателей нефтеперекачивающих станций. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 60–65.

Рассматриваются условия самозапуска электродвигателей магистральных нефтепроводов в зависимости от режимов работы подстанции и электрооборудования. На основе расчетов и экспериментов предлагается трехступенчатая схема управления самозапуском и практические рекомендации по совершенствованию релейной защиты подстанции при внедрении схемы. — Ил. 2. Табл. 1. Библиогр. 3.

УДК 621.311

И в а н и ц к а я Н.А. Методы учета потерь мощности и энергии на корону при технико-экономическом анализе и расчетах электрических сетей. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 65–66.

Рассмотрены методы учета потерь мощности и энергии на корону при выборе экономического сечения проводов и наиболее выгоднейшего напряжения линий электропередач. Показана необходимость учета потерь на корону в линиях напряжением 220 кВ выше при определении технико-экономических параметров линий электропередач. — Библиогр. 5.

УДК 621.316.1.002.5:658.58

Г.И. Балужева, В.С. Бритько. **Организационно-технические и экономические вопросы обслуживания и ремонта технологического оборудования машиностроительных предприятий.** – Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 67–70.

Рассматриваются методические проблемы и практические вопросы совершенствования системы планово-предупредительных ремонтов электрооборудования металлорежущих станков в машиностроении.

Приведена структура ремонтного цикла разработанной системы регламентированного технического обслуживания (РТО) электрооборудования, виды и содержание работ, нормативы трудоемкости.

Эксплуатация системы РТО позволяет получить существенный экономический эффект за счет повышения надежности эксплуатации оборудования, сокращения простоев в ремонте. – Табл. 1. Библиогр. 3.

УДК 621.315.172

Стрелюк М.И., Сергей И.И. **Расчет субколебаний проводов ЛЭП СВН с учетом упруговязких свойств распорок.** – Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 71–75.

Излагается алгоритм учета влияния упругих и вязких свойств распорок на субколебания проводов ЛЭП СВН. Приводятся результаты расчета на ЭВМ субколебаний расцепленной фазы с пятью проводами. На примере этой фазы оценивается влияние жесткости плоскостных распорок. – Ил. 3. Библиогр. 2.

УДК 621.316.35.001.24

Стрелюк М.И., Сергей И.И., Бладыко Ю.В. **Расчет на ЭВМ статики гибкой ошиновки РУ.** – Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 75–79.

Излагается алгоритм расчета на ЭВМ статики гибкой ошиновки РУ в различных режимах климатических воздействий, основанный на представлении проводов и гирлянд упругой нитью. Алгоритм учитывает реальное расположение отпаек к электрическим аппаратам. В разработанной программе производится автоматический выбор исходного климатического режима и выполняется расчет гибкой ошиновки в двенадцати режимах. Приводится сравнение результатов расчета по разработанной программе и приближенной методике. – Ил. 2. Табл. 1. Библиогр. 3.

УДК 621.31.658.3

Сушенок Л.Р. **Анализ эффективности использования ремонтного персонала на предприятиях электрических сетей.** – Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 80–83.

Анализируются графики выполнения годовых объемов ремонтных работ в пяти ПЭС одной энергосистемы. Предлагается ввести в практику планирования работы ремонтного персонала показатели, характеризующие ритмичность его загрузки: коэффициент загрузки и коэффициент вариации. – Ил. 5. Табл. 2. Библиогр. 3.

УДК 621.37/39

Сацукевич Е.М., Полищук А.А. **Влияние модуляционных потерь на электронный коэффициент полезного действия маломощного электронного прибора СВЧ.** – Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 83–86.

Приводится выражение для максимального КПД при оптимальном параметре группировки с учетом модуляционных потерь.

Показано, что учет коэффициента прозрачности сеток резко повышает монотронные потери.

Дана аппроксимация бесселевой функции простейшим полиномом с использованием рекуррентных формул при выводе соотношения для максимального электронного кдд.

Показано, что угол пролета электронов через СВЧ-зазор резонатора уменьшит общий кдд электронного прибора. — Библиогр. 3.

УДК 621.37/39

Згаевская Г.В., Полищук А.А. Об оптимизации преобразования энергии постоянного тока в энергию электромагнитных колебаний. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 87–92.

Показано, что в устройствах с тормозящими полями, служащими для преобразования энергии постоянного тока в энергию электромагнитных колебаний малой мощности, оптимальные режимы приближаются к предельным. В таких режимах критичность зависимостей оптимизированных параметров от реальных факторов, в частности от угла пролета электронов через ВЧ-зазор и плотности объемного заряда, неизбежно возрастает. Показано, что путем использования той или иной неоднородности поля можно в значительной степени оптимизировать ЭВП СВЧ по заданным параметрам. — Библиогр. 5.

УДК 621.311.22:658.012.011.56

Назаров В.И. О контроле достоверности входной информации при автоматизированном расчете технико-экономических показателей конденсационных энергоблоков. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 93–96.

Работа посвящена вопросу контроля достоверности и корректировки параметров в Типовом алгоритме расчета ТЭП конденсационных энергоблоков, а также рекомендации по их устранению. Предложен комбинированный метод определения и корректировки недостоверных значений $2n$ измеряемых сопоставимых параметров. — Ил. 1. Библиогр. 5.

УДК 537.624

Мороз Р.Р. О размагничивании ферромагнитных тел. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 96–98.

Описаны опыты, которые проводились по размагничиванию переменным затухающим электромагнитным полем ферромагнитных тел из стали ШХ-15. В результате опытов установлено, что качественное размагничивание можно получить определенной частотой и скоростью падения поля, которые определяются геометрическими размерами и внутренними свойствами размагничиваемого тела.

Проводились опыты по определению изменений намагниченности с течением времени. Установлено, что при полном размагничивании значение намагниченности не меняется; если же у тела размагничен только поверхностный слой, то с течением времени значение намагниченности тела меняется. — Ил. 1. Библиогр. 4.

УДК 66.095.5

Характеристики процессов тепло- и массопереноса в системах с термосевдоожигенным слоем дисперсного материала/А.П.Несенчук, А.М.Габриэль, А.А.Шкляр и др. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 98–100.

Приведены результаты численного анализа системы с термосевдоожигенным слоем сорбента. На основе такого анализа получены профили значений интенсивности теплообмена в термическом десорбере. — Ил. 1. Библиогр. 2.

УДК 621.078.52

Кулаков Г.Т., Маалуф А.Н., Ренц М. К вопросу об аппроксимации временной характеристики объекта с запаздыванием для расчета настройки ПИД-регулятора. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 101–106.

В работе предложен новый метод аппроксимации кривой разгона объекта с запаздыванием моделью n -го порядка при одинаковых постоянных времени с чистым запаздыванием. Затем производится понижение порядка модели n -го порядка до $n = 2$ путем введения дополнительного запаздывания. Приведены соответствующие номограммы для определения численных значений параметров искомой передаточной функции объекта. — Ил. 4. Библиогр. 5.

УДК 621.181

Жихар Г.И., Богданович И.Г., Мазенков Д.М. Исследование двухступенчатого сжигания мазута на водогрейном котле ПТВМ-100. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 106–110.

Приведены схема и описание горелочного устройства для двухступенчатого сжигания газа и мазута, конструктивных решений, положенных в основу проекта установки новых горелочных устройств на водогрейном котле ПТВМ-100. Показано, что в результате установки горелочных устройств газогенераторного типа были получены следующие результаты: концентрация окислов азота снизилась в среднем в 2,1 раза; максимальные падающие тепловые потоки на оси горелочных устройств снизились в 1,46 раза; коррозионная агрессивность продуктов сгорания снизилась в 1,57 раза; КПД водогрейного котла увеличился на 0,4 %; теплопроизводительность увеличилась на 10 МВт. — Ил. 3. Библиогр. 4.

УДК 66.047

Михалев В.П. Исследование особенностей кинетики сушки фарфора в формах из металлического порошка. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 110–113.

Приводятся результаты экспериментального исследования сушки тонкостенных фарфоровых изделий в формах из спеченного бронзового порошка. Получены кривые сушки и температурные кривые для различных методов и режимов. Исследованы особенности механизма термовлагопереноса при высокотемпературном энергоподводе. Предлагается оптимальный тепловой режим сушки фарфоровых изделий и меры по предотвращению трещинообразования. — Ил. 3. Библиогр. 2.

УДК 621.24:536.02

Метод расчета нагрева массивного металла в камерной печи/В.И.Тимошпольский, И.А.Трусова, Ю.А.Малевиц и др. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 113–116.

В работе изложен алгоритм определения температурных полей в массивном цилиндре при нагреве излучением и конвекцией.

Задача внутреннего теплообмена решена методом эквивалентных источников в сочетании со схемой теплового пограничного слоя.

Приведенные выражения целесообразно использовать при расчетах нагрева металла, а также при проектировании печных агрегатов и выборе рациональных схем тепловой обработки. — Ил. 1. Библиогр. 3.

УДК 621.165.681.3

Сыропушинский В.М., Ганжин А.А., Яковлев Б.В. Программа расчета на ЭВМ тепловых схем маневренных теплофикационных турбоустановок с промежуточным перегревом пара. — Научные и прикладные проблемы энергетики, 1985, вып. 12, с. 117–119.

Приведена структура программы расчета на ЭВМ тепловых схем маневренных теплофикационных турбоустановок, разработанная на основе использования блочно-модульного принципа построения программ. Описаны особенности блоков-подпрограмм расчета тепловой схемы маневренного энергоблока с турбиной Т-180/210-130-1. — Библиогр. 5.