

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

НАУЧНЫЕ И ПРИКЛАДНЫЕ ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ

РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ
СБОРНИК

ВЫПУСК 14

Минск
"Вышэйшая школа"
1987

Главный редактор

А.В. Кочетков, кандидат технических наук, доцент

Редакционный совет:

А.Д. Качан (зам. главного редактора), В.И. Тимошпольский (отв. секретарь),
В.М. Бладыко, В.С. Ермаков, Л.Н. Колыхан, А.М. Леонков, Ю.А. Малевич,
Е.Г. Мигуцкий, Л.В. Ничипорович, В.И. Новаш, Г.Е. Поспелов, В.С. Северянин,
Б.И. Фираго, Г.Н. Харганович, Б.В. Яковлев

Рассматриваются расчет математического и физического моделирования, проектирование и разработки рациональных технологий применительно к условиям тепловых электрических станций, электроприводов, огнетехнических установок, промышленных печей, химических установок.

Рассчитан на инженерно-технических и научных работников промышленных предприятий, научно-исследовательских и проектных организаций, высших и средних учебных заведений, а также студентов вузов соответствующих специальностей.

2301000000 – 074
И М304 (03) – 87 139 – 87

ОБЩИЕ ВОПРОСЫ ЭНЕРГЕТИКИ

УДК 621.791.011

В.А. ГУГЛЯ, И.И. ЖУКОВСКИЙ,
А.С. ЛАЗАРЕВ, канд. техн. наук (БПИ),
А.И. МИХАЛЬКЕВИЧ (БР НПО ПМ)

ИССЛЕДОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЕХНОЛОГИИ ГАЗОПЛАМЕННОГО НАПЫЛЕНИЯ

Технология газопламенного нанесения покрытий имеет ряд преимуществ перед плазменным и детонационным методами напыления. Эффективность указанного метода в значительной степени определяется качеством протекания реакции горючее-кислород. Наличие напыляемой поверхности перед горелкой приводит к неполному сгоранию топлива, и часть его не успевает вступить в реакцию с кислородом. Увеличение расстояния между горелкой и напыляемой поверхностью способствует улучшению качества сгорания, но приводит к уменьшению температуры порошка при подлете к подложке, что ухудшает качество сцепления покрытия с деталью.

Схема газопламенного напыления показана на рис. 1. Горючее поступает по оси цилиндрической камеры, а окислитель (кислород) — по кольцу r_1, r_2 . Горелка снабжена заслонкой, которая закручивает газовый поток.

Система уравнений, по которым описывается движение газовой смеси с реакцией горения, имеет вид [1]:

$$\delta(\rho u)/\delta x + \delta(\rho v)/\delta y + \delta(\rho w)/\delta z = 0, \quad (1)$$

$$\rho u \frac{\delta u}{\delta x} + \rho v \frac{\delta u}{\delta y} + \rho w \frac{\delta u}{\delta z} = \frac{\delta}{\delta y} \left(\mu_{\text{эф}} \frac{\delta u}{\delta y} \right); \quad (2)$$

$$\rho u \frac{\delta h}{\delta x} + \rho v \frac{\delta h}{\delta y} + \rho w \frac{\delta h}{\delta z} = \frac{\delta}{\delta y} \left(\frac{\lambda}{c_p} \frac{\delta h}{\delta y} \right) + \frac{1}{\rho u} \frac{\delta}{\delta y} \left[\lambda (Pr - 1) \frac{\delta (u^2/2)}{\delta y} \right]; \quad (3)$$

$$\rho u \frac{\delta c_{\text{гор}}}{\delta x} + \rho v \frac{\delta c_{\text{гор}}}{\delta y} + \rho w \frac{\delta c_{\text{гор}}}{\delta z} = \frac{\delta}{\delta y} \left(\rho \frac{\delta c_{\text{гор}}}{\delta y} \right) - k p^2 c_{\text{гор}} c_{\text{ок}} e^{\frac{-E}{RT}}; \quad (4)$$

$$\rho u \frac{\delta c_L}{\delta x} + \rho v \frac{\delta c_L}{\delta y} + \rho w \frac{\delta c_L}{\delta z} = \frac{\delta}{\delta y} \left(\rho \frac{\delta c_L}{\delta y} \right); \quad (5)$$

$$\rho u \frac{\delta k}{\delta x} + \rho v \frac{\delta k}{\delta y} + \rho w \frac{\delta k}{\delta z} = \frac{\delta}{\delta y} \left(\frac{\mu_T}{\sigma_k} \frac{\delta k}{\delta y} \right) + \mu_T \left(\frac{\delta u}{\delta y} \right)^2 - \rho \epsilon + c_3 \rho \beta \sqrt{k T_s^2}; \quad (6)$$

$$\rho u \frac{\delta \epsilon}{\delta x} + \rho v \frac{\delta \epsilon}{\delta y} + \rho w \frac{\delta \epsilon}{\delta z} = \frac{\delta}{\delta y} \left(\frac{\mu_T}{\sigma_\epsilon} \frac{\delta \epsilon}{\delta y} \right) + \mu_T c_{\epsilon 1} \frac{\epsilon}{k} \left(\frac{\delta u}{\delta y} \right)^2 - c_{\epsilon 2} \frac{\epsilon}{k} \rho \epsilon + c_4 \frac{\epsilon}{k} \rho \beta \sqrt{k T_s^2}; \quad (7)$$

$$\rho u \frac{\delta T_s^2}{\delta x} + \rho v \frac{\delta T_s^2}{\delta y} + \rho w \frac{\delta T_s^2}{\delta z} = \frac{\delta}{\delta y} \left(\frac{\mu_T}{\sigma_T} \frac{\delta T_s^2}{\delta y} \right) + c_{T1} \frac{\epsilon}{k} \mu_T \left(\frac{\delta T}{\delta y} \right)^2 - c_{T2} \frac{\epsilon}{k} \rho T_s^2; \quad (8)$$

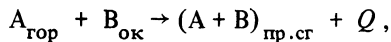
$$p_i = \frac{\rho_i}{m_i R T_i}; \quad (9)$$

$$\mu_{эф} = \mu + c_\mu p \frac{k^2}{\epsilon}, \quad (10)$$

где $h = c_p T + Q c_T$ — энтальпия; Q — тепловой эффект сгорания топлива; $c_{гор}$, $c_{ок}$ — массовая концентрация горючего и окислителя; $c_L = c_{ок} - \sigma c_{гор}$ — переменная Шваба—Зельдовича; σ — коэффициент стехиометрии; k , ϵ — энергия и скорость диссипации турбулентного движения; T_s^2 — средний квадрат пульсационной температуры; β — коэффициент теплового расширения; m_i — молекулярная масса i -го компонента. Обозначения остальных переменных стандартны.

В уравнениях (1)...(10) использована трехпараметрическая модель турбулентности $k - \epsilon - T_s^2$.

Реакция горения имеет вид



где $A_{гор}$ — горючее; $B_{ок}$ — окислитель; $(A + B)_{пр.сг}$ — продукты сгорания; Q — выделяемое количество теплоты.

Константы σ_k , σ_ϵ , c_μ , $c_{\epsilon 1}$, $c_{\epsilon 2}$, c_3 , c_4 , c_{T1} и c_{T2} табличные или вычисляются. В частности, в данной работе большая часть перечисленных коэффициентов рассчитывалась на ЭВМ по программе, приведенной в монографии [2].

Система уравнений (1)...(10) решена численно на ЭВМ введением новых переменных: ω (напряженность вихря) и ψ (функция тока). Для реализации алгоритма на ЭВМ был частично использован известный пакет программ Сполдингга [3]. Эффективная вязкость смеси вычислялась по формуле

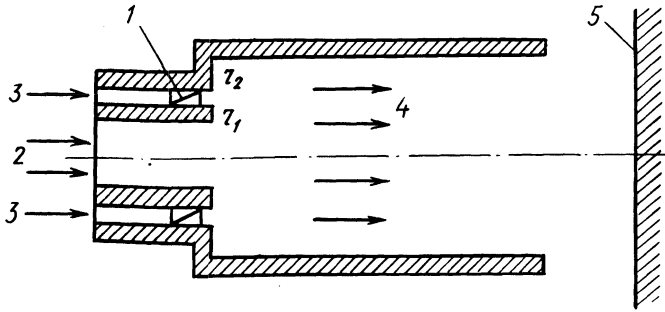


Рис. 1. Камера газопламенного напыления:

1 – закручивающее устройство; 2, 3, 4 – потоки горючего, окислителя и продуктов сгорания; 5 – напыляемая подложка.

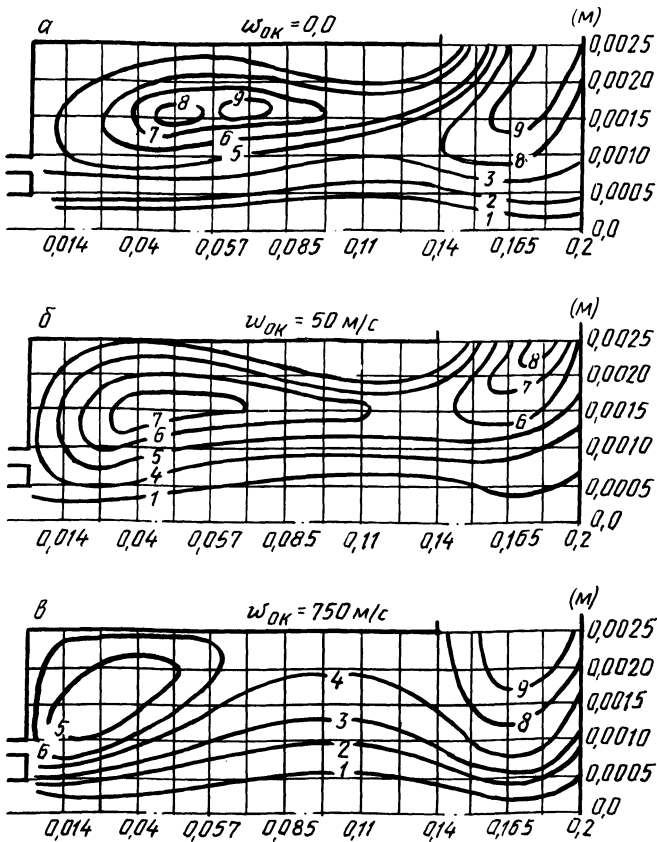


Рис. 2. Линии тока при разных скоростях закручивания потока:

1 – $-0,023$; 2 – $-0,013$; 3 – $-0,011$; 4 – $-0,0054$; 5 – $0,0$; 6 – $0,0063$; 7 – $0,0096$; 8 – $0,025$; 9 – $0,06$.

$$\mu = \alpha R_k^m h_k^n \rho^l \left(\frac{dm_{\text{гор}}}{dt} v_{\text{гор}}^2 + \frac{dm_{\text{ок}}}{dt} v_{\text{ок}}^2 \right)^g, \quad (11)$$

где α , m , n , l , g – постоянные коэффициенты; R_k – радиус камеры; h_k – расстояние от сопла до напыляемой стенки.

На рис. 2, *a–в* приведены линии тока течения газовой смеси для различных значений тангенциальной составляющей скорости w_0 . На данном рисунке иллюстрируется процесс образования вихря в угловой части камеры, размеры которой уменьшаются по мере роста w_0 . Следовательно, при небольших значениях w_0 цилиндрическая насадка на газопламенной горелке играет роль защитного экрана, не позволяющего холодному окружающему воздуху проникать в факел. По мере увеличения w_0 роль насадки уменьшается. На рис. 3, *a–в* анализируется форма факела пламени для различных значений

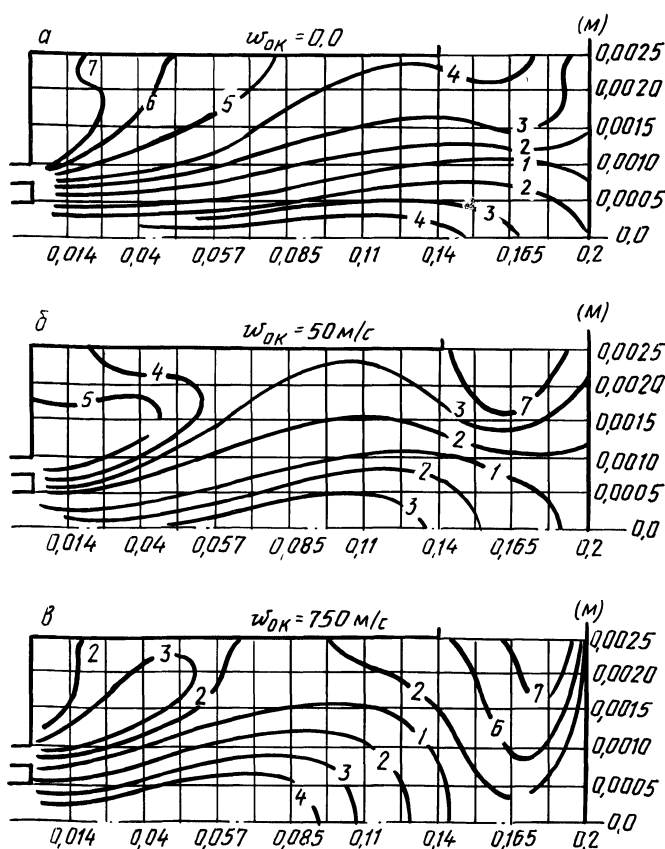


Рис. 3. Температурное поле при разных скоростях закручивания потока:

1 – 2590 °C; 2 – 2200; 3 – 1970; 4 – 1820; 5 – 1670; 6 – 1420; 7 – 1270 °C.
1 – поверхность факела пламени (изотерма максимальной температуры).

w_0 . Изменение скорости закручивания потока значительно влияет на форму факела пламени: при $w_0 = 0,25v_{гор}$ горючее не успевает полностью сгореть, при $w_0 = 5v_{гор}$ факел пламени резко укорачивается. Следовательно, увеличение скорости закручивания при подаче окислителя позволяет создавать укороченный факел пламени. Отметим также, что дальнейшее увеличение w_0 приводит к возникновению возвратных течений в ядре пламени. Данный факт отрицательно сказывается на качестве напыления, поскольку при этом скорость частиц порошка уменьшается.

Проведенное теоретическое исследование на математической модели позволяет сделать вывод об эффективности управления размерами факела пламени в газопламенном напылении изменением степени закручивания потока окислителя.

ЛИТЕРАТУРА

1. А р т ю х Л.Ю., К а ш к а р о в В.П., Л о к т и о н о в Н.В. Численное исследование турбулентного диффузионного горения на вертикальной поверхности // ФГВ. — 1985. — № 3. — С. 8–14.
2. Применение ЭВМ для термодинамических расчетов металлургических процессов / Г.Б. Синирев, Н.А. Ватолин, Б.Г. Трусов, Г.К. Моисеев. — М.: Наука, 1982. — 261 с.
3. S p a l d i n g P.B. GENMIX: A General Computer Program for Two-dimensional Parabolic Phenomena Pergamon Press, 1977.

УДК 658.382.3:621.31

Т.Г. ПОСПЕЛОВА, канд. техн. наук,
С.М. НАЙДОВИЧ (БПИ)

О РАСПОЗНАВАНИИ И ПРЕДУПРЕЖДЕНИИ ЭЛЕКТРООПАСНЫХ СИТУАЦИЙ ПРИ ЭКСПЛУАТАЦИИ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЕЙ

Интенсивное развитие электрических сетей выявило ряд серьезных проблем их эксплуатации. Одна из важнейших среди них — повышение ее безопасности.

Электроэнергетическое производство, включая передачу и распределение электроэнергии, относится к группе производств, абсолютную безопасность которых по одним факторам (опасность поражения электрическими током, дугой) достичь невозможно, а по другим (влияние электромагнитного поля) — нецелесообразно. В современных энергосистемах возрастает значение таких ценностных факторов, как экономичность, надежность, безаварийность. Это обуславливает поиск необходимого и достаточного уровня безопасности электрических сетей.

В известной работе [1] ретроспективный анализ электробезопасности, выполненный на основе обработки большого статистического материала по уже происшедшим фактам поражения электрическим током, результатов инструментальных и теоретических исследований, позволил вскрыть биологическую сущность электротравматизма, определить организационные и технические мероприятия его предупреждения.

Однако в настоящее время объективные причины привели к отставанию

математического, организационного и технического обеспечения безопасности эксплуатации от современных технологических, конструктивных решений в электрических сетях. Рост протяженности, плотности электрических сетей, распространение линий передачи сверх- и ультравысокого напряжения, разработка и внедрение нового оборудования, новых технологий и оснасток проведения работ в условиях усложнения эксплуатации и технического обслуживания, автоматизации управления и ограниченности трудовых ресурсов – все это делает актуальным поиск новых способов обеспечения безопасности эксплуатации.

В "Правилах техники безопасности при эксплуатации электроустановок" в определенной мере учитываются требования к организации эксплуатации и перспективы развития электрических сетей. Однако очевидна возможность их дальнейшего совершенствования. К примеру, в настоящее время имеется достаточно много видов и технологий работ на электропередачах. В действующих Правилах отсутствует четкость классификации работ и требований к их выполнению.

Назрела необходимость решать задачу распознавания и предупреждения электроопасных ситуаций при эксплуатации электрических сетей.

Для оценки электробезопасности электроустановок и сетей, технологий работ в них ныне приняты уровни токов, протекающих через человека, и напряжений прикосновения. Предельно допустимые значения этих показателей установлены ГОСТ 12.1.000–82 ССБТ "Электробезопасность. Предельно допустимые уровни напряжений прикосновения и токов".

Эти критерии электробезопасности не отвечают поставленной выше задаче распознавания и предупреждения электроопасных ситуаций, не поддаются оперативному измерению или расчету.

В качестве показателя уровня электробезопасности человека в различных ситуациях эксплуатации электрических сетей целесообразно принять вероятность предотвращения воздействия электрического тока. Все виды операций при эксплуатации электрических сетей (оперативные переключения, осмотры, работы различных категорий по электробезопасности) можно представить как множество i -х элементарных независимых действий или электроопасных ситуаций. Тогда вероятность предотвращения воздействия электрического тока на человека при выполнении какого-либо вида эксплуатационной операции определится как

$$P = \prod_{i=1}^n P_i ,$$

где P_i – вероятность предотвращения воздействия тока при i -м элементарном действии (ситуации); n – число элементарных действий, составляющих определенную операцию эксплуатации.

Обозначим расчетную вероятность поражения электрическим током в i -й ситуации Q_i и запишем:

$$P_i = 1 - Q_i .$$

Среди общеизвестных причин поражения электрическим током выделим две группы: 1) технические – скрытые ошибки проектирования, дефекты монтажа и устройства; низкий уровень технической эксплуатации и обслужи-

вания электроустановок; 2) психофизиологические – ошибки персонала, нарушения трудовой дисциплины, неудовлетворительное состояние отдельных людей и всего коллектива, выполняющего работу. Как показывает статистика, 70...80 % случаев электротравматизма происходит по причинам второй группы. Учитывая такую структуру причин, вероятность поражения электрическим током представим

$$Q_i = Q_{c_i} Q_{r_i} (1 - P_{з_i}),$$

где Q_{c_i} – вероятность возникновения i -й электроопасной ситуации по первой группе причин; Q_{r_i} – вероятность прикосновения человека к токоведущим или потоковедущим частям под напряжением или приближения к ним на опасное расстояние в i -й ситуации по второй группе причин; $P_{з_i}$ – вероятность эффективности защитных мер и средств от поражения электрическим током в i -й ситуации. Уровень обеспечения электробезопасности людей при эксплуатации электрических сетей отвечает требуемому, если

$$1 - P \leq Q^H,$$

где Q^H – нормативная вероятность воздействия электрического тока на человека при конкретном виде операции эксплуатации.

Т а б л и ц а 1

Структура причин возникновения электроопасных ситуаций
в процессе монтажа линий электропередач

Этап технологического процесса	Техническая причина возникновения электроопасной ситуации
Изготовление фундаментов под опоры	Засыпка котлована: не послойно, без утрамбовки грунта; мерзлым грунтом; грунтом с примесью снега и льда; во время дождя или вскоре после него и т. д.
Сборка опор	Ошибки при строповке элементов, секций и деталей опор; некачественные болтовые соединения; деформация конструкций при сборке и т. д.
Установка опор	Нарушение конструкции опоры при такелажных работах; нарушение технологии крепления опоры к фундаменту; промышленный брак при литье металла и т. д.
Раскатка проводов и тросов	Скрытые (неявные) повреждения проводов и тросов при транспортировке, погрузке, выгрузке, раскатке и т. д.
Соединение проводов	Сильное окисление соединяемых проводов при обжати, опрессовке; отсутствие защитной пасты при соединении и т. д.
Монтаж проводов и изоляторов	Несоответствие натяжных зажимов требованиям; нарушение конструкции изоляторов при их установке на опоры; отсутствие обмотки алюминиевой лентой при укладке провода в промежуточный подвесной или в натяжной зажим; скрытые дефекты при производстве изоляторов и т. д.

Для использования предлагаемых показателей необходима методика определения Q_{c_i} и Q_{r_i} . Вычисление вероятности Q_{c_i} может быть выполнено на основе предварительной структуризации технических причин снижения электробезопасности. Структуризация предполагает тщательный анализ технологических процессов проектирования, монтажа, устройства, технической эксплуатации, экспертной оценки технического состояния электроустановки. Тогда

$$Q_c = 1 - \prod_{k=1}^m (1 - Q_k),$$

где Q_k — вероятность снижения электробезопасности по k -й причине; m — число выявленных при структуризации технических причин (причины снижения безопасности считаем независимыми).

В табл. 1 приводится структуризация причин, выявленных при технологических процессах монтажа линии электропередачи [3].

Вероятность эффективного срабатывания комплекса защитных мер и средств от поражения электрическим током (если считать их действия независимыми событиями) определяется выражением

$$P_3 = 1 - \prod_{j=1}^s (1 - R_j),$$

где R_j — вероятность эффективного срабатывания j -й защитной меры или средства; s — число защитных мер и средств.

Для практического использования предлагаемой методики выявления и оценки электроопасных ситуаций необходимо разработать систему сбора и обработки статистических данных.

Чрезвычайно важным элементом технического решения задачи распознавания и предотвращения электроопасных ситуаций в электрических сетях является приборное обеспечение. Авторами разработаны схемные решения подобных приборов.

ЛИТЕРАТУРА

1. М а н о й л о в В.Е. Основы электробезопасности. — Л.: Энергоатомиздат, 1985. — 384 с.
2. Правила техники безопасности при эксплуатации электроустановок. — М.: Энергия, 1979. — 20 с.
3. К и р е е в М.И., К о в а р с к и й А.И. Монтаж и эксплуатация электрооборудования станций, подстанций и линий электропередач. — М.: Высш. шк., 1974. — 255 с.

УДК 517.977:621.24

В.Б. КОВАЛЕВСКИЙ, В.И. ПАНАСЮК,
д-р техн. наук (БПИ)

АСИМПТОТИЧЕСКОЕ ПОВЕДЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ РЕШЕНИЙ ЗАДАЧИ УПРАВЛЕНИЯ СИСТЕМАМИ С РАСПРЕДЕЛЕННЫМИ ПАРАМЕТРАМИ

При внедрении скоростных режимов нагрева металла большое значение имеет выбор процессов управления, оптимальных по некоторым критериям, например расходу тепловой энергии [1].

Подобные проблемы сводятся к задачам оптимального управления системами с распределенными параметрами, динамика которых описывается уравнениями в частных производных. В данной работе эта задача исследуется на примере управления процессом нагрева стержня. Исследуются асимптотические по мере фазового пространства свойства оптимальных решений задачи управления уравнениями в частных производных. Доказывается сходимость решения к определенной поверхности. Приводится схема синтеза квазиоптимального управления. На основе полученных результатов сформирован алгоритм построения ϵ -оптимального решения задачи управления нагревом стержня.

Предлагаемое решение задачи оптимизации аналогично решению задач оптимального управления обыкновенными дифференциальными уравнениями [2, 3]. Рассматриваемый в работе класс задач проиллюстрируем на примере процесса нагрева стержня единичной длины.

В классической постановке эта задача имеет вид [4]:

$$\frac{\partial \varphi}{\partial t} = \frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2} + u(t, x); \quad \varphi(0, x) = a_0(x); \quad \varphi(t, 0) = \varphi(t, 1) = 0,$$

где t – текущее время: $t \geq 0$; x – координата точки стержня ($0 \leq x \leq 1$); $\varphi(t, x)$ – температура в точке x стержня в момент времени t ; $a_0(x)$ – распределение температуры в стержне в начальный момент времени; $u(t, x)$ – функция плотности внешних источников тепла в точке x стержня в момент времени t . Предполагается, что на концах стержня в любой момент времени поддерживается нулевая температура, материал стержня однороден, $a_0(x)$ – суммируемая с квадратом функция ($a_0(0) = a_0(1) = 0$): $0 < \int_0^1 |a_0(x)|^2 dx < +\infty$.

Решение поставленной задачи может быть обобщенным. Требуется найти такую кусочно-непрерывную функцию плотности внешних источников $u(t, x)$, с помощью которой минимизируется $I = \int_0^{+\infty} \int_0^1 |\varphi(t, x)|^2 dx dt$. Здесь $\varphi(t, x)$ – решение уравнения теплопроводности, а управление подчинено ограничению $\int_0^1 |u(t, x)|^2 dx \leq 1$.

Изучим поведение оптимальных решений. Для этого на основании поставленной задачи нагрева стержня сформулируем общую задачу в терминах теории управления.

Объект управления описывается уравнением в частных производных:

$$F(x_1, x_2, \dots, x_n, \varphi, \partial\varphi/\partial x_1, \partial\varphi/\partial x_2, \dots, \partial\varphi/\partial x_n, u(x_1, x_2, \dots, x_n)) = 0, \quad (1)$$

где $\varphi = \varphi(x_1, x_2, \dots, x_n)$ – неизвестная функция n действительных переменных; $u = \{u_1(x_1, x_2, \dots, x_n), u_2(x_1, x_2, \dots, x_n), \dots, u_r(x_1, x_2, \dots, x_n)\}$ – вектор управления; $u_i(x_1, x_2, \dots, x_n)$ – кусочно-непрерывные функции с конечным числом поверхностей разрывов ($i = \overline{1, r}$).

На значения управления накладываются ограничения $u(x_1, x_2, \dots, x_n) \in U$. Здесь U — компактное множество в евклидовом пространстве R^n . Уравнение (1) рассматривается на некотором компактном множестве G из R^n . На этом множестве функция $F(x, \varphi, p, q)$, где $x = \{x_1, x_2, \dots, x_n\}$, $p = \{p_1, p_2, \dots, p_n\}$, $q = \{q_1, q_2, \dots, q_r\}$, удовлетворяет условию неособенности $\sum_{i=1}^n (\partial F / \partial p_i)^2 \neq 0$ и непрерывна по совокупности переменных.

Если задано $u(x) \in U$, то $\varphi = \varphi(x)$ — непрерывная и кусочно-дифференцируемая в области G функция, которая удовлетворяет (1). Полученную функцию назовем решением уравнения (1).

Если $\varphi = \varphi(x)$ — решение (1), то поверхность $\varphi = \varphi(x)$ в пространстве переменных x , φ называется интегральной поверхностью уравнения (1).

В пространстве R^n заданы непрерывные поверхности S_0 и S_1 ($S_0 \in \Gamma$, $S_1 \in \Gamma$, $S_0 \cap S_1 = \emptyset$, Γ — граница области G), на которых зафиксированы условия:

$$\varphi(x) |_{x \in S_0} = \bar{\varphi}_0(x); \quad (2)$$

$$\varphi(x) |_{x \in S_1} = \bar{\varphi}_1(x), \quad (3)$$

где $\bar{\varphi}_i(x)$ — непрерывные на S_i функции ($i = 0, 1$). Предполагаем, что если при допустимом управлении существует решение граничной задачи (1) ... (3), то оно единственно.

Пусть задан функционал в области G :

$$I = \int_G f(\varphi(x_1, x_2, \dots, x_n)) dx_1 dx_2 \dots dx_n, \quad (4)$$

где $f = f(g)$ — непрерывная функция аргумента $g \in R^1$.

Требуется с помощью допустимых управлений провести такую интегральную поверхность $\varphi = \varphi(x)$, которая на непрерывных поверхностях S_0 и S_1 удовлетворяет граничным условиям (2), (3) и доставляет функционалу качества (4) наименьшее значение.

Эту задачу будем исследовать в случае, когда область G достаточно велика, т. е. $\text{mes} G = \int_G dx_1 dx_2 \dots dx_n$ имеет достаточно большое значение.

Предположим, что функция $f(g)$ имеет строгий минимум. Пусть минимум достигается в точке $g^* = 0$ и

$$f(g) > f(0), \quad g \neq 0. \quad (5)$$

Кроме того, предположим, что существует допустимое управление u_0 , при котором

$$F(x_1, x_2, \dots, x_n, 0, 0, \dots, 0, u_0) \equiv 0 \text{ на } G. \quad (6)$$

Тождество (6) означает, что интегральная поверхность φ_0^0 , равная 0, является решением уравнения (1) при некотором допустимом управлении $u_0 \in U$.

Предположим также, что существуют компактные области $G_S \subset G$ и $G_{S_1} \subset G$, содержащие поверхности S_0 и S_1 , при которых граничные задачи

$$\varphi(x) |_{x \in S_0} = \bar{\varphi}_0(x); \quad \varphi(x) |_{x \in V_0} = 0 \quad (7)$$

и

$$\varphi(x) |_{x \in S_1} = \bar{\varphi}_1(x); \quad \varphi(x) |_{x \in V_1} = 0 \quad (8)$$

разрешимы при допустимом управлении на поверхностях, являющихся решениями уравнения (1) (V_0 и V_1 – поверхности в R^n , принадлежащие границам областей соответственно G_{S_0} и G_{S_1}).

Условия (7) и (8) означают: некоторая интегральная поверхность φ может быть проведена таким образом, что пересекает интегральную поверхность $\varphi_0^0 \equiv 0$ на множестве $V_i (i = 0, 1)$, т. е. достигает поверхности $\varphi_0^0 \equiv 0$. При этом существуют интегралы, ограниченные не зависящим от $\text{mes } G$ числом M :

$$\int_{G_{S_i}} \tilde{f}(\varphi(x)) dx_1 dx_2, \dots, dx_n \leq M (i = 0, 1), \quad (9)$$

где

$$\tilde{f}(\varphi(x)) = f(\varphi(x)) - f(0). \quad (10)$$

Обозначим через $\psi = \psi(x_1, x_2, \dots, x_n, S_0, G)$ оптимальную интегральную поверхность, которая доставляет минимум функционалу (4) и удовлетворяет условиям (1) и (2). Эту интегральную поверхность назовем решением задачи (1), (2), (4) – задача 1. Исследуется поведение интегральной поверхности ψ в случае, если $\text{mes } G$ велика так, что велико значение $\rho(S_0, S_1) = \min_{x \in S_0, y \in S_1} \|x - y\|$, где $\|\cdot\|$ – евклидова норма.

Рассмотрим вспомогательную поверхность. Выберем управление таким образом, чтобы интегральная поверхность $\varphi = \varphi(x, S_0, G_{S_0})$ удовлетворяла условию (7) в области G_{S_0} и равнялась 0 в области $G \setminus G_{S_0}^0$. Обозначим через $\varphi(x)$ полученную интегральную поверхность и сравним ее с оптимальной поверхностью $\psi(x_1, x_2, \dots, x_n, S_0, G)$. Из определения оптимальной интегральной поверхности имеем:

$$\int_G f(\psi(x_1, \dots, x_n, S_0, G)) dx_1 \dots dx_n \leq \int_G f(\varphi(x_1, \dots, x_n)) dx_1 \dots dx_n. \quad (11)$$

Отсюда, используя (5), (10), получим:

$$\begin{aligned} \int_G \tilde{f}(\psi(x_1, \dots, x_n, S_0, G)) dx_1 \dots dx_n &\leq \int_G \tilde{f}(\varphi(x_1, \dots, x_n)) dx_1 \dots dx_n; \\ \int_G \tilde{f}(\psi(x_1, \dots, x_n, S_0, G)) dx_1 \dots dx_n &\leq \int_{G_{S_0}} \tilde{f}(\varphi(x_1, \dots, x_n)) dx_1 \dots dx_n + \\ &+ \int_{G \setminus G_{S_0}} \tilde{f}(0) dx_1 \dots dx_n = \int_{G_{S_0}} \tilde{f}(\varphi(x_1, \dots, x_n)) dx_1 \dots dx_n. \end{aligned} \quad (12)$$

Из того что $\tilde{f}(0) = 0$, $\tilde{f}(g) > 0$, $g \neq 0$ и \tilde{f} – непрерывна, следует, что для любого $\epsilon > 0$ найдется $\delta(\epsilon) > 0$, при которых

$$\tilde{f}(g) > \delta, \quad (13)$$

если $|g| \geq \epsilon$.

Будем увеличивать $\text{mes } G$. Тогда в силу (9) существует такая константа $M > 0$, что

$$\int_{G_{S_0}} f(\varphi(x_1, \dots, x_n)) dx_1 \dots dx_n \leq M, \quad (14)$$

т. е. правая часть неравенства (12) будет ограничена не зависящим от $\text{mes } G$ числом M . Из условий (14) и (12) можно установить поведение оптимальной интегральной поверхности $\psi(x_1, \dots, x_n, S_0, G)$ при возрастании $\text{mes } G$.

Задаемся $\epsilon > 0$ и делим значения аргумента функции ψ на два типа. К первому относим такие значения x из G , при которых $|\psi(x_1, \dots, x_n, S_0, G)| \geq \epsilon$, и обозначим их $\theta(\epsilon, 0)$. Остальные значения x из G относим ко второму типу и обозначаем их через $\eta(\epsilon, 0)$.

$$\text{Имеем: } \theta(\epsilon, 0) \cup \eta(\epsilon, 0) = G \text{ и } \int_{\theta(\epsilon, 0)} dx_1 \dots dx_n + \int_{\eta(\epsilon, 0)} dx_1 \dots dx_n = \int_G dx_1 \dots dx_n.$$

Обозначим приращения функционала в областях $\theta(\epsilon, 0)$ и $\eta(\epsilon, 0)$ соответственно через $\int_{\theta(\epsilon, 0)} \tilde{f}(\psi(x_1, \dots, x_n, S_0, G)) dx_1 \dots dx_n$ и $\int_{\eta(\epsilon, 0)} \tilde{f}(\psi(x_1, \dots, x_n, S_0, G)) dx_1 \dots dx_n$.

Тогда, учитывая (14) и (12), получим:

$$\begin{aligned} & \int_{\theta(\epsilon, 0)} \tilde{f}(\psi(x_1, \dots, x_n, S_0, G)) dx_1 \dots dx_n + \int_{\eta(\epsilon, 0)} \tilde{f}(\psi(x_1, \dots, x_n, S_0, \\ & G)) dx_1 \dots dx_n = \int_G \tilde{f}(\psi(x_1, \dots, x_n, S_0, G)) dx_1 \dots dx_n \leq \\ & \leq \int_{G_{S_0}} \tilde{f}(\varphi(x_1, \dots, x_n)) dx_1 \dots dx_n \leq M. \end{aligned}$$

В точках области $\theta(\epsilon, 0)$ с учетом (13) имеет место $\int_{\eta(\epsilon, 0)} \tilde{f}(\psi(x_1, \dots, x_n, S_0, G)) \times dx_1 \dots dx_n > 0$. Отсюда $\delta \text{mes } \theta(\epsilon, 0) \leq \int_{\theta(\epsilon, 0)} \tilde{f}(\psi(x_1, \dots, x_n, S_0, G)) dx_1 \dots dx_n \leq M$ или $\text{mes } \theta(\epsilon, 0) \leq M/\delta$, где правая часть не зависит от $\text{mes } G$.

Таким образом доказана теорема 1.

Теорема 1. При выполнении условий (5)...(7), (9) для любого $\epsilon > 0$ найдется такая константа $N = N(\epsilon) > 0$, что $\text{mes } \theta(\epsilon, 0) \leq N$, где N не зависит от $\text{mes } G$.

Эта теорема утверждает, что при неограниченном возрастании области G вне ϵ -окрестности интегральной поверхности $\varphi_0^0 \equiv 0$ располагается лишь ограниченная в пространстве переменных x_1, \dots, x_n часть оптимальной интегральной поверхности $\psi(x_1, \dots, x_n, S_0, G)$. Причем эта оптимальная поверхность при увеличении области интегрирования G как угодно близко подходит к по-

верхности, доставляющей минимум подынтегральному выражению функционала качества (4). Результат легко можно перенести и на задачу (1), а (3), (4) – на задачу 2.

Рассмотрим решение исходной задачи. Установленный характер качественного поведения оптимальных интегральных поверхностей удобно использовать для упрощения решения исходной задачи оптимизации (1)...(4) путем декомпозиции ее на ряд более простых задач.

Предположим, что выполнено условие достижимости, т. е. с интегральной поверхности задачи 1 или 2 с помощью допустимых управлений можно перейти на интегральную поверхность, доставляющую минимум функции f , и наоборот.

Пусть $Z_0(x_1, \dots, x_n)$ – соответствующая оптимальная интегральная поверхность для исходной граничной задачи. Рассмотрим, кроме того, задачи 1 и 2. Пусть $\psi(x_1, \dots, x_n, S_0, V'_0)$ и $\psi(x_1, \dots, x_n, S_1, V'_1)$ – их оптимальные решения, которые рассматриваются в областях V'_0 и V'_1 и могут быть выбраны таким образом, что с увеличением $\text{mes}G$ возрастает $\text{mes}V'_i$, а также значения $\text{mes}\{G \cap V'_i\}$. При этом $\text{mes}\{G \setminus \{V'_i\}\} \rightarrow 0$, когда $\text{mes}G \rightarrow +\infty$ ($i = 0, 1$).

В силу теоремы 1 поверхности $\psi(x_1, \dots, x_n, S_0, V'_0)$ и $\psi(x_1, \dots, x_n, S_1, V'_1)$ за исключением своих ограниченных частей стремятся к $\varphi_0^0 \equiv 0$ при $\text{mes}V'_i \rightarrow +\infty$, $i = 0, 1$.

При достаточно больших $\text{mes}V'_0$ и $\text{mes}V'_1$ поверхности $\psi(x_1, \dots, x_n, S_i, V'_i)$, $i = 0, 1$ настолько приближаются к $\varphi_0^0 \equiv 0$, что становится возможным переход с данных интегральных поверхностей на интегральную поверхность $\varphi_0^0 \equiv 0$. Причем приращение функционала в результате этого перехода не будет превышать $\epsilon/2$. Таким образом, получим новую интегральную поверхность $\tilde{Z}(x_1, \dots, x_n)$, которая совпадает в области V'_0 с $\psi(x_1, \dots, x_n, S_0, V'_0)$, затем переходит на интегральную поверхность $\varphi_0^0 \equiv 0$ и находится на ней в определенной области. Затем она переходит на интегральную поверхность $\psi(x_1, \dots, x_n, S_1, V'_1)$, т. е. $\tilde{Z}(x_1, \dots, x_n)$ удовлетворяет граничным условиям. При этом приращение функционала на обоих переходах в силу теоремы 1 не превышает наперед заданного числа $\epsilon > 0$. Там, где интегральная поверхность $\tilde{Z}(x_1, \dots, x_n)$ совпадает с интегральными поверхностями задач 1 и 2, приращение функционала на $\tilde{Z}(x_1, \dots, x_n)$ не более чем на $Z_0(x_1, \dots, x_n)$, поскольку в противном случае интегральные поверхности указанных задач с меньшим, чем в исходной задаче, числом условий не были бы оптимальными. В остальной области изменения переменных приращение функционала на интегральной поверхности $\tilde{Z}(x_1, \dots, x_n)$ в силу условия (5) не более чем на $Z_0(x_1, \dots, x_n)$. Следовательно,

$$I(\tilde{Z}(x_1, \dots, x_n)) \leq I(Z_0(x_1, \dots, x_n)) + \epsilon, \quad (15)$$

где $I(Z_0(x_1, \dots, x_n))$ – значение функционала (4) на интегральной поверхности $Z_0(x_1, \dots, x_n)$.

При возрастании $\text{mes}G$ значение ϵ может быть выбрано как угодно малым: $\epsilon \rightarrow 0$ при $\text{mes}G \rightarrow +\infty$.

Таким образом доказана теорема 2.

Теорема 2. Если выполнены условия теоремы 1 для задач 1 и 2, тогда исходную задачу оптимизации с заданными граничными условиями можно разбить на три. Две из этих задач являются задачами 1 и 2, а третья – задачей отыскания минимума функции $f(g)$ и проверки условия (6). При этом можно синтезировать ϵ – оптимальное по значению функционала управление так, что если $\text{mes } G \rightarrow +\infty$, то $\epsilon \rightarrow 0$. Теоремы справедливы и для систем уравнений высшего порядка.

Сформулируем теперь алгоритм решения задачи нагрева. Для этого изучим поведение оптимального ее решения. Фиксируем некоторое число $T > 0$. Рассмотрим область $G(T) = \{ (t, x) : 0 \leq t \leq T, 0 \leq x \leq 1 \}$ и следующую задачу:

$$\partial\varphi/\partial t = \partial^2\varphi/\partial x^2 + u(t, x); \quad (16)$$

$$\varphi|_{t=0} = a_0(x); \quad (17)$$

$$\varphi \in \Phi = \{ \varphi : \varphi(t, 0) = \varphi(t, 1) = 0 \}; \quad (18)$$

$$I = \int_0^T \int_0^1 |\varphi(t, x)|^2 dx dt \rightarrow \min; \quad (19)$$

$$\int_0^1 |u(t, x)|^2 dx \leq 1, \quad (t, x) \in G(T). \quad (20)$$

При $T \rightarrow +\infty$ оптимальное решение задачи (16)...(20) будет стремиться к оптимальному решению исходной задачи нагрева. Изучим поведение оптимального решения задачи нагрева (16)...(20) при $\text{mes } G(T) \rightarrow +\infty$ (задача 1).

Очевидно, что выполнены условия (5) и (6), т. е. $\varphi_0^0 = 0$ доставляет минимум подынтегральному выражению функционала (19) с ограничениями (18) при допустимом (20) управлении $u_0 = 0$. Покажем, что выполнены условия (7) и (9).

Как известно [1, 4], решение задачи 1 можно искать в виде ряда Фурье:

$$\varphi(t, x) = \sum_{k=1}^{\infty} q_k(t) \sin k\pi x. \quad \text{Здесь } q_k(t) \text{ удовлетворяют системе обыкновенных дифференциальных уравнений:}$$

$$\dot{q}_k(t) = -(k\pi)^2 q_k(t) + u_k(t), \quad q_k(0) = a_{k0}, \quad k = 1, 2, \dots,$$

где $u_k(t)$ и a_{k0} – коэффициенты Фурье функций соответственно $u(t, x)$ и $a_0(x)$.

Решение этой системы имеет вид

$$q_k(t) = e^{-(k\pi)^2 t} (a_{k0} + \int_0^t e^{(k\pi)^2 r} u_k(r) dr), \quad k = 1, 2, \dots$$

Положим $u_k(t) = \begin{cases} -e^{-(k\pi)^2 t} a_{k0}/T_0 & \text{при } 0 \leq t \leq T_0; \\ 0 & \text{при } T_0 \leq t \leq T, \end{cases}$

где $T_0 = \sqrt{\sum_{k=1}^{\infty} |a_{k0}|^2}$ и $0 < T_0 < +\infty$, тогда в силу равенства Парсеваля и

$$(20) \int_0^1 |u(t, x)|^2 dx \leq \sum_{k=1}^{\infty} |u_k(t)|^2 \leq 1, \text{ вследствие чего выбранное управление}$$

является допустимым при $0 \leq t \leq T$. Так как $\varphi(t, x) = \sum_{k=1}^{\infty} e^{-(k\pi)^2 t} a_{k0} (1 - t/T_0) \sin k\pi x$, то $\varphi(t, x)|_{t=T_0} = 0$ и получаем

$$\begin{aligned} \int_G \int_0^T |\varphi(t, x)|^2 dx dt &= \int_0^T \int_0^1 |\varphi(t, x)|^2 dx dt \leq \int_0^T \sum_{k=1}^{\infty} |q_k(t)|^2 dt \leq \\ &\leq \sum_{k=1}^{\infty} (a_{k0})^2 \int_0^T (1 - t/T_0)^2 dt < +\infty, \end{aligned}$$

так как $a_0(x)$ — суммируемая с квадратом функция.

Таким образом, показано, что выполнены условия (7) и (9), т. е. выполнены условия теоремы 2 для задачи 1.

Заметим, что задача 1 эквивалентна задаче

$$I_1(q) = \int_0^T \sum_{k=1}^{\infty} |q_k(t)|^2 dt \rightarrow \min; \quad (21)$$

$$\dot{q}_k(t) = -(k\pi)^2 q_k(t) + u_k(t); \quad (22)$$

$$q_k(0) = a_{k0}; \quad (23)$$

$$\sum_{k=1}^{\infty} |u_k(t)|^2 \leq 2. \quad (24)$$

Предложим приближенный алгоритм решения задачи нагрева стержня.

Шаг 1. Выбираем $1 > \epsilon > 0$, $\Delta T > 0$, $i = 2$, $T_i > 0$.

Шаг 2. Полагаем $T = T_i$ и решаем задачу (21) ... (24). Пусть $q^i(t)$ — ее оптимальное решение и $u^i(t)$ — оптимальное управление.

Шаг 3. Если $\sum_{k=1}^{\infty} (q_k^i(T))^2 > \epsilon$, то $T_{i+1} = T_i + \Delta T$, $i = i + 1$, и перейти к шагу 2; в противном случае — перейти к шагу 4.

Шаг 4. Выбрать управление равным

$$u_k^\epsilon(t) = \begin{cases} -e^{-(k\pi)^2(t-T)} b_{k0}/T_1 & \text{при } T \leq t \leq T + T_1; \\ 0 & \text{при } t > T + T_1, \end{cases}$$

где $b_{k0} = q_k^i(T)$, $k = 1, 2, \dots$, $T_1 = \sqrt{\sum_{k=1}^{\infty} (b_{k0})^2}$.

Шаг 5. Сформировать управление $u_{\mu}(t) = \{u_{\mu_1}(t), u_{\mu_2}(t), \dots\}$,

$$u_{\mu_k}(t) = \begin{cases} u_k^i(t) & \text{при } 0 \leq t \leq T; \\ u_k^e(t) & \text{при } t > T. \end{cases} \quad (k = 1, 2, \dots)$$

Для исходной задачи нагрева квазиоптимальным управлением является

$$u_{kbo}(t, x) = \sum_{k=1}^{\infty} u_{\mu_k}(t) \sin k\pi x.$$

Приближенная оптимальность этого управления следует из теоремы 2, принципа максимума для уравнения теплопроводности [1, 4] и того, что $T_1 < \epsilon$.

Так как задача нагрева стержня является корректно поставленной, то для практического применения описанного алгоритма достаточно использовать конечное число членов разложения в ряд Фурье функции $a_0(x)$, что существенно упростит решение задачи (21)...(24).

ЛИТЕРАТУРА

1. Бутковский А.Г., Малый С.А., Андреев Ю.Н. Оптимальное управление нагревом металла. – М.: Металлургия, 1972. – 440 с. 2. Панасюк А.И., Панасюк В.И. Асимптотическая магистральная оптимизация управляемых систем. – Минск: Наука и техника, 1986. – 296 с. 3. Гусев Д.Е., Якубович В.А. Теорема о магистрали в задаче непрерывной оптимизации // Вестник ЛГУ, сер. матем., мех., астрон. – 1983. – № 1. – Вып. 1. – С. 21–27. 4. Кошляков Н.С., Глинер Э.Б., Смирнов М.М. Основные дифференциальные уравнения математической физики. – М.: Физматгиз, 1962. – 287 с.

УДК 621.18-52

В.И. ЛИТВИНЕЦ, канд. техн. наук (БПИ)

О РЕГУЛИРОВАНИИ ТЕМПЕРАТУРНОГО СОСТОЯНИЯ РАДИАЦИОННОЙ ЧАСТИ ПАРОВОДЯНОГО ТРАКТА ПРЯМОТОЧНОГО КОТЛА

Температурный режим прямоточного котла при изменении нагрузки в основном определяется расходами топлива и питательной воды, соотношение которых обеспечивается работой системы автоматического регулирования питания. Контроль этого соотношения осуществляется по температуре в промежуточной точке пароводяного тракта, т. е. в радиационной части до первого (по ходу среды) автоматизированного впрыска. Одновременно с управлением режимом питания решается задача минимизации потерь на дросселирование питательной воды в клапанах. При работе энергоблоков с прямоточными котлами в регулирующем режиме был выявлен ряд недостатков типовой схемы: низкое быстродействие при управлении нагрузкой агрегата, склонность к колебательности в режимах переменного (скользящего) давления пара, существен-

ные отклонения температуры пара в радиационной части тракта при форсированном изменении нагрузки [1].

В результате анализа переходных процессов по температуре пара при возмущениях расходом топлива, расходом питательной воды и нагрузкой установлено, что соотношение топливо—вода в динамике следует поддерживать более точно, подавляя возмущения разной частоты различными элементами системы. По характеру изменения температуры пара в радиационной части тракта при указанных воздействиях данный объект можно отнести к разряду неминимальнофазовых, следствием чего являются режимы неустойчивой работы системы в зоне перехода с номинального давления пара на скользящее, систематически наблюдаемые в эксплуатационной практике. Выявленное свойство объекта управления приводит к ограничению возможностей регулирования температуры пара радиационной части тракта с использованием только принципа обратной связи.

Исследованные в 70-х годах [2] варианты коррекции расхода питательной воды позволили установить, что перспективными могут быть способы регулирования, основанные на различных сочетаниях производной и пропорциональной составляющих сигнала коррекции. В результате промышленной эксплуатации ряда отечественных схем был сделан вывод [3], что высокочастотные возмущения системы регулирования питания целесообразно подавлять посредством коррекции производительности питательного турбонасоса (ПТН), а низкочастотные (эксплуатационные) — за счет воздействия на клапаны расхода питательной воды (РПК). Этот принцип реализуется схемами [4], в которых суммарная производительность котла по воде обеспечивается ПТН, а распределение расходов или выравнивание температур по потокам производится с помощью РПК (рис. 1). Отдельный регулятор ПИ_1 предназначен только для пусковых операций, одновременно ПИ_3 с интегратором I_2 отслеживается заданная разность значений топливо—вода. Регулятор ПИ_2 находит-

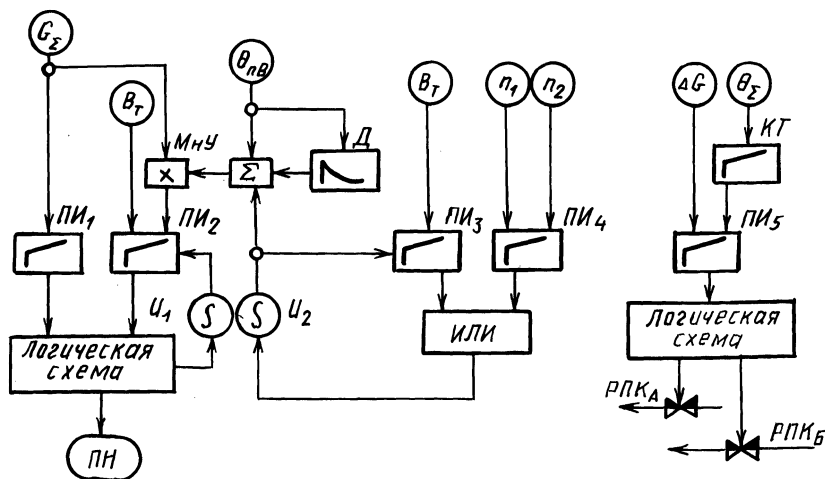


Рис. 1. Всережимная схема регулирования питания двухпоточного котла с поддержанием расходов воды по потокам.

си в состоянии готовности благодаря интегратору I_1 и после пуска обеспечивает необходимое соотношение топливо—вода в переходных режимах с учетом изменения температуры питательной воды и ее производной. Регулятор PI_2 перераспределяет расход питательной воды по ниткам соответственно рассогласованию температур контролируемых сечений.

Наиболее прогрессивные зарубежные технические решения этой проблемы заключаются в использовании регулируемого привода (США, ФРГ) питательных насосов (ПН), а также в управлении ПН для поддержания температуры пара в одном из сечений тракта. Предлагаются также координирующие связи для обеспечения инвариантности регулирования расхода питательной воды от колебаний нагрузки турбины (Япония).

Анализ динамических характеристик объекта регулирования в различных условиях работы энергоблока позволил выявить дополнительные возможности стабилизации температурного состояния радиационной части тракта, связанные с технологическими особенностями прямоточных котлов. Базируясь на схемах, которые реализуют способ минимального дросселирования питательной воды, можно выполнить координацию взаимодействия регулирующих питательных клапанов РПК и ПН с учетом необходимого качества поддержания температурного состояния котла. Новые же средства автоматизации (включая микроЭВМ) позволяют реализовать более совершенные алгоритмы формирования сигнала управления.

На рис. 2 приведен один из вариантов принципиальной схемы автоматизации узла питания, в котором использованы контуры аналитической адаптации регуляторов к изменениям динамики объекта. Регулятор питания обрабатывает изменения задания $N_{зд}$ с обратной связью по расходу питательной воды G , коррекция которого по температуре среды θ осуществляется с неравномерностью, определенной датчиком давления пара P_T перед турбиной. Аперiodическая модель 2-го порядка инерционного участка тракта котла позволяет использовать регулятор питания с повышенным коэффициентом усиления. Модель соответствует инерционному звену объекта регулирования температуры и после сумматора Σ_2 сигнал рассогласования модели и объекта как производная в функции отклонения температуры от заданного значения подается на регулятор питания (РН). Ограничение (Огр) вводится для снижения больших значений производной в колебательных процессах. Связь между регуляторами РП и ПН обеспечивает согласованное действие РПК и питательного насоса, причем опережающее воздействие на РПН вводится по заданной нагрузке или же по рассогласованию заданной и фактической мощностей ($\Delta N = N_{зд} - N_{ф}$) через дифференциатор D_1 .

Оптимизация настройки многосвязной системы (МСС) автоматического регулирования питания производится известными методами компенсации инерционности объекта, а качество работы ее целесообразно анализировать в пространствах выходных переменных "быстрой" (давление и расход питательной воды) и "медленной" (температуры). На примере работы цифровой модели покажем, как согласование контуров управления нагрузкой агрегата и АСР питания в высокочастотной области способствует нормализации температурного состояния котла и прежде всего — его радиационной части.

Структура системы автоматического регулирования питания, устойчивая при достаточно большом коэффициенте усиления, представлена на рис. 2, а.

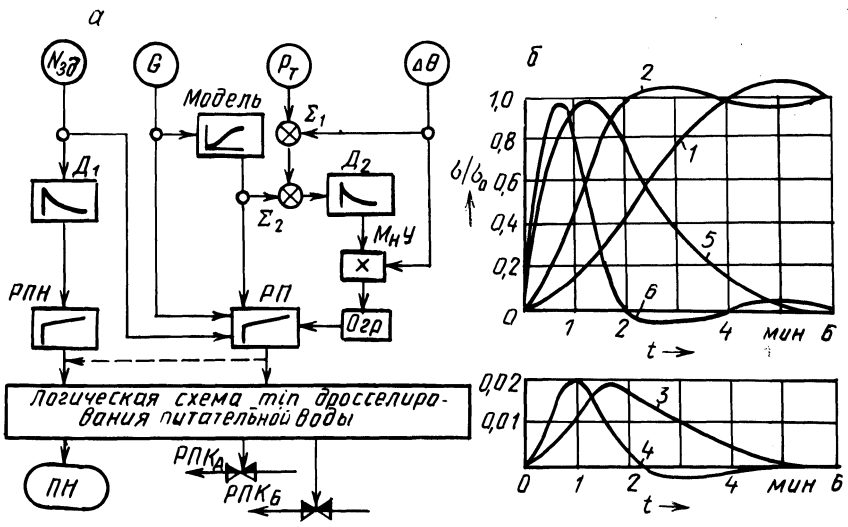


Рис. 2. Регулирование питания прямооточного котла с координацией управления ПН по температуре пара в промежуточной точке тракта:

a – структурная схема; *б* – переходные процессы модели типовой и предлагаемой системы при возмущениях заданием (1 и 2), расходом питательной воды (3, 4) и температурой (5 и 6).

Высокочастотная обработка сигналов производится в данной системе с помощью дифференциаторов как в модели инерционного участка объекта, так и в контуре коррекции рассогласования выходного параметра, т. е. температуры по отношению к заданному значению. Кроме того, пропорционально-интегральные регуляторы, воздействующие на РПК и ПН, осуществляют низкочастотное преобразование контролируемых сигналов в управляющее воздействие. Учитывая возможность появления высоких значений производных, в "быстрых" контурах системы вводится ограничение.

Таким образом, сигналы, контролируемые регуляторами питания $\sigma_{рп}$ котла и регулятора ПН $\sigma_{пн}$, могут быть описаны следующей системой:

$$\begin{cases} \sigma_{рп} = N_{зд} - G(1 + W_{мод}) + [(\theta - P_T) - W_{мод}] W_{д1} \Delta\theta|_{огр}; \\ \sigma_{пн} = \sigma_{рп} + N_{зд} W_{д2}, \end{cases}$$

где $W_{мод}$ и $W_{д1}, W_{д2}$ – передаточные функции соответственно модели и дифференциаторов.

На рис. 2, б изображены переходные процессы модели предлагаемого варианта системы в сравнении с типовым решением. Существенным является сокращение времени регулирования (в 1,5 раза) при улучшении динамических характеристик системы в целом: уменьшении динамической ошибки, времени перерегулирования, колебательности, а также значения интеграла ошибки регулирования.

При опытно-промышленной эксплуатации анализируемой системы были подтверждены отмеченные преимущества. Так, использование модели инерционной части объекта позволило повысить быстродействие схемы, значительно снизить отклонения температуры при эксплуатационных возмущениях расходом пара. Изменение нагрузки энергоблока обеспечивается в первую очередь форсировкой ПТН и пароводяного тракта с последующим подавлением отклонений температуры пара в радиационной части за счет высокочастотного контура коррекции режима. Полученные результаты позволяют рекомендовать эту схему к распространению на энергоблоках с прямоточными котлами, системы управления которыми реализованы на унифицированной аппаратуре ГСП (Каскад, АКЭСР и пр.), а также на микропроцессорной технике (Реми-конт, микроЭВМ).

ЛИТЕРАТУРА

1. Система автоматического управления энергоблоком сверхкритических параметров / В.И. Литвинец, Г.Т. Кулаков, В.В. Молев и др. // Изв. вузов. – Энергетика. – 1980. – № 8. – С. 40–45. 2. B o r s i L. Vergleichende Untersuchung über Regelschaltungen für Blockeinheiten mit Zwangsdurchlaufdampfzeugern. Brennstoff – Wärme – Kraft, 25 (1973). – N 3. – S. 69–75. 3. Л и т в и н е ц В.И., П и с а р ч и к В.С., Р ы м а ш е в с к и й Ю.В. Особенности регулирования нагрузки конденсационных энергоблоков в форсированном и предаварийном режимах. // Изв. вузов. – Энергетика. – 1984. – № 1. – С. 75–89. 4. Всережимное автоматическое регулирование крупных энергоблоков / И.И. Давыдов, Е.Г. Козырева, А.Д. Меламед, Э.Э. Микушевич. // Обзорная информация / Серия: Тепловые электростанции. – М.: Информэнерго, 1978. – 56 с.

УДК 621.311.22

П.В. БАЧИЩЕ, канд. техн. наук,
В.И. НАЗАРОВ, З. ЗАИДИ (БПИ)

К ВОПРОСУ ОПТИМАЛЬНОГО ПРЕДСТАВЛЕНИЯ ИНФОРМАЦИИ В АВТОМАТИЗИРОВАННОЙ СИСТЕМЕ УПРАВЛЕНИЯ ЭНЕРГОБЛОКОМ

В настоящее время развитие современной энергетики характеризуется опережением тепловых и атомных электрических станций с мощными блоками. Для нормальной эксплуатации таких сложных агрегатов необходимо постоянно контролировать до 3000 технологических параметров. Сложность такого контроля в том, что каждая ошибка эксплуатационного персонала может привести к нарушению экономичности работы энергооборудования или даже аварии, т. е. возникает проблема представления оптимальной информации оператору энергоблока.

Определить объем информации о состоянии работающего энергоблока, необходимый оператору, можно путем создания его информационной математической модели. При ее построении приходится решать такие важные вопросы, как выбор критерия эффективности, выбор ограничений и т. д. Разработан ряд методов определения оптимального объема информации. Например, И.А. Руссман предлагает использовать теорию графов [1]. Целевой функцией в этом случае является минимум суммы затрат на получение информации и

потерь от ее недополучения. В.П. Головенкин предлагает использовать информационные критерии для оптимизации состава контролируемых параметров систем [2]. Указанные методы сложны для практического применения, так как показатели, используемые в первом методе, зависят от субъективных оценок. Второй метод характеризуется вычислением условных вероятностей огромного числа параметров, что затруднительно из-за большой размерности задачи и крупного объема статистических данных.

При управлении энергоблоком с точки зрения возможности алгоритмизации можно выделить два контура: 1) нормальный (стандартный) режим; 2) аварийный (нестандартный).

Критерием оптимального управления энергоблоком при нормальном режиме является критерий качества отпускаемой энергии, т. е. обеспечение потребителей необходимым ее количеством при наименьших возможных затратах топлива. Функция оператора при этом ограничивается лишь наблюдением за состоянием системы и оценкой экономичности работы энергоблоков. Это значит, что определяется состав информации, отражающей процесс управления и принятия решения, направленных на повышение экономичности работы энергоблока.

При эксплуатации энергоблока его параметры могут отклоняться в ту или другую сторону от нормативного значения. Отклонение же параметров может вызвать либо перерасход топлива (–), либо его экономию (+). Состояние энергоблока в каждый момент времени характеризуется множеством параметров: $x_1, x_2, x_3, \dots, x_n$. Пусть x_{zi} – i -й параметр системы; C_i – весовой коэффициент i -го параметра.

$$C_i = P_{zi} \alpha_i ,$$

где P_{zi} – вероятность отклонения i -го параметра от нормативного значения; α_i – коэффициент, с помощью которого учитывается степень влияния i -го параметра на экономичность работы энергоблока в относительных единицах. Тогда целевую функцию модели нормального контура управления можно записать

$$Q = \sum_{i=1}^n x_{zi} C_i . \quad (1)$$

Чтобы учесть как положительное (экономию топлива), так и отрицательное (пережог топлива) отклонение параметров, необходимо P_{zi} и α_i представить в виде:

$$\begin{aligned} P_{zi} &= f(P_{zi}^{(+)}, P_{zi}^{(-)}); \\ \alpha_i &= f(\alpha_i^{(+)}, \alpha_i^{(-)}); \\ P_{zi} &= P_{zi}^{(+)} + P_{zi}^{(-)} + P_{zi}^{(0)}, \end{aligned}$$

где $P_{zi}^{(+)}$ – вероятность отклонения i -го параметра в сторону экономии топлива; $P_{zi}^{(-)}$ – вероятность отклонения i -го параметра в сторону пережога топлива; $P_{zi}^{(0)}$ – вероятность того, что i -й параметр не отклонится от нормативного

значения; $\alpha_i^{(+)}$ – коэффициент, по которому учитывается экономия топлива при отклонении i -го параметра; $\alpha_i^{(-)}$ – коэффициент, по которому учитывается пережог топлива при отклонении i -го параметра.

Рассматривая только вероятность отклонения i -го параметра в сторону пережога топлива, можем записать: $C_i = P_{\text{э}i}^{(-)} \alpha_i^{(-)} \gamma_{\text{э}i}$. Здесь $\gamma_{\text{э}i}$ – среднее отклонение i -го параметра от нормативного значения в сторону пережога топлива на расчетном временном интервале: $\gamma_{\text{э}i} = \sum_{j=1}^{k_i} \Delta f_i^j / k_i$. Здесь k_i – число от-

клонений i -го параметра от нормативного значения на расчетном временном интервале в сторону пережога топлива; Δf_i^j – относительное отклонение i -го параметра от нормативного значения в j -й точке контроля, %.

Так как $P_{\text{э}i} = k_i / m_i$, где m_i – общее число точек контроля i -го параметра, то $\gamma_{\text{э}i}$ представим в виде

$$\gamma_{\text{э}i} = \sum_{j=1}^{k_i} \Delta f_i^j / m_i P_{\text{э}i}^{(-)}.$$

Тогда

$$C_i = \frac{P_{\text{э}i}^{(-)} \alpha_i^{(-)} \sum_{j=1}^{k_i} \Delta f_i^j}{m_i P_{\text{э}i}^{(-)}} = \alpha_i^{(-)} \frac{\sum_{j=1}^{k_i} \Delta f_i^j}{m_i}.$$

Или с учетом (1)

$$Q = \frac{\sum_{i=1}^n x_{\text{э}i} \alpha_i^{(-)} \sum_{j=1}^{k_i} \Delta f_i^j}{m_i};$$

$$\sum_{i=1}^n x_{\text{э}i} b_i \leq S \lambda / 100.$$

В данном выражении b_i – число информационных ячеек экрана, занимаемое i -м параметром; S – нагрузка экрана, определяемая пропускной способностью оператора, %: $S = \epsilon 100 \% / \lambda$ (ϵ – число загруженных ячеек экрана, λ – число ячеек экрана).

Особенностью второго контура управления является быстрое развитие событий, в которых оператор должен также быстро разобраться, т. е. распознать признаки возникающей аварии и принять необходимые меры к ее ликвидации. Иными словами, оператор должен проанализировать графы всех возможных путей нарушения режима. Определить в этом случае необходимый оператору объем информации можно также путем построения информационно-математической модели аварийного контура энергоблока. Пусть x_{ai} – параметры системы данного контура (x_{ai} принимает значения 0, 1); a_i – весовой коэффициент i -го параметра:

$$a_i = P_{ai} \beta_{ai}; \quad P_{ai} = n_{ai} / n_{\text{аб}}.$$

В данном случае P_{ai} – вероятность возникновения i -й аварийной ситуации;

n_{ai} — число i -й аварии за определенный временной интервал; $n_{аб}$ — базовый интервал времени; β_{ai} — коэффициент ущерба (0, 1) от недоотпуска электрической энергии.

При возникновении аварийной ситуации оператору необходимо представить на видеотерминалы число параметров n , позволяющих ее оценивать в полной мере. Иначе говоря, необходимо максимизировать функцию Q вида

$$Q = \sum_{i=1}^n x_{ai} a_i \text{ при ограничении } \sum_{i=1}^n x_{ai} b_i \leq S\lambda/100.$$

Использование изложенной методики позволит выявить оптимальные объемы информации, представляемые оператору через средства отображения в АСУ ТП, при управлении нормальными и аварийными режимами работы энергоблока.

ЛИТЕРАТУРА

1. Руссман И.А. О некоторых задачах оптимизации информации. — М.: Энергия, 1968. — 183 с.
2. Головенкин В.Г. О выборе оптимального состава параметров контроля сложных систем перед применением. — М.: Энергия, 1966. — 311 с.

УДК 681.52.136

В.И. НАЗАРОВ (БПИ)

АЛГОРИТМ ПЕРИОДИЧНОСТИ ПОДКЛЮЧЕНИЯ СИСТЕМ РЕГУЛИРОВАНИЯ АСУ ЭНЕРГОБЛОКОМ

В настоящее время в комплекс подсистем автоматизированной системы управления (АСУ) энергоблоком все чаще включается задача адаптации автоматических систем регулирования (АСР) нижнего уровня. Ее эффективность в значительной степени зависит от ухудшения качества регулирования, возникающего в период адаптации АСР [1]. При этом должна решаться задача выбора оптимального периода адаптации, ее длительности, а также минимального ухудшения функционирования системы. Данная задача была рассмотрена в [2], где получен оптимальный период $T_{вкл}^{opt}$ подключения контура адаптации к

АСР при оптимизации целевой функции $V_A = \frac{T_0 \Delta\varphi}{2} [T_0 - (T_{вкл} - T_A)^2 T_{вкл}^{-1}] - T_A T_0 D_A T_{вкл}^{-1}$ по $T_{вкл}$, т. е.

$$T_{вкл}^{opt} = \sqrt{\frac{T_A^2 \Delta\varphi + 2T_A D_A}{\Delta\varphi}}, \quad (1)$$

где T_A и D_A — время адаптации и дисперсия регулируемого параметра в период адаптации; $\Delta\varphi = \varphi - \varphi_0$ — скорость изменения дисперсии регулируемого параметра dD_y/dt относительно минимальной дисперсии D_y^{min} , достигаемой при адаптации данной АСР; T_0 — период работы адаптивной подсистемы.

Как видно из (1), при реализации данного критерия в подсистеме адаптации АСР он характеризуется рядом недостатков: во-первых, трудностью определения параметра $\Delta\varphi$, которая обусловлена несостоятельностью допущения стационарности $\Delta\varphi$ на значительном временном интервале [3], и, во-вторых, трудностью организации его в подсистеме адаптации.

Наиболее целесообразно определение критерия периодичности адаптации по ходу технологического процесса через дисперсию регулируемого параметра D_y и дисперсию эквивалентного возмущения $f(t)$, приведенного к выходу системы регулирования $-D_f$. Так, согласно [2],

$$\Delta\varphi \approx \Delta D_y / (T_{\text{вкл}}^{\text{opt}} - T_A), \quad (2)$$

где $\Delta D_y = D_y - D_y^{\text{min}}$. Тогда, подставив в (2) выражение (1), можем записать:

$$\begin{aligned} \Delta D_y &= \sqrt{T_A^2 \Delta\varphi^2 + 2T_A D_A \Delta\varphi} - \Delta\varphi T_A = \\ &= T_A \Delta\varphi (\sqrt{1 + 2D_A / T_A \Delta\varphi} - 1), \end{aligned}$$

где $2D_A / T_A \Delta\varphi \gg 1$ и $\sqrt{1 + 2D_A / T_A \Delta\varphi} \gg 1$. Следовательно, $\Delta D_y \approx \sqrt{2T_A D_A} \Delta\varphi$. Возведя в квадрат обе части этого выражения и имея при $\Delta t \rightarrow 0$ $\Delta\varphi \approx \Delta D_y / \Delta t$, получаем: $\Delta D_y^2 \approx 2T_A D_A \Delta D_y / \Delta t$ или $\Delta D_y \approx 2T_A D_A / \Delta t = 2T_A D_A / t^{\text{ст}}$. Здесь $t^{\text{ст}}$ – время слежения подсистемой адаптации за качеством функционирования данной АСР с момента предыдущей адаптации (оптимизации).

Запишем: $\Delta D_y = D_y^{\text{вкл}} - D_y^{\text{min}}$ (причем $D_y^{\text{min}} = \chi D_f$) [1]. Отсюда

$$D_y^{\text{вкл}} \approx 2T_A D_A / t^{\text{ст}} + \chi D_f, \quad (3)$$

где χ – коэффициент эффективности функционирования системы регулирования; $D_y^{\text{вкл}}$ – ”пороговая” дисперсия регулируемого параметра, т. е. при $D_y < D_y^{\text{вкл}}$ осуществляется режим слежения подсистемой адаптации, а при $D_y \geq D_y^{\text{вкл}}$ – подключение подсистемы адаптации к АСР (точки A_0, A_1 на рис. 1). Коэффициент χ в выражении (3) определяется спектральной характеристикой $S_f(\omega)$ возмущения $f(t)$, действующего на систему регулирования, и временем запаздывания объекта по регулирующему каналу $\tau_{\text{об}}$ [1] и приближенно равен

$$\chi \approx 1 - e^{-2\alpha_{\text{экр}} \tau_{\text{об}}}, \quad (4)$$

где $\alpha_{\text{экр}}$ – эквивалентная характеристика $S_f(\omega)$. С учетом [4, 5]

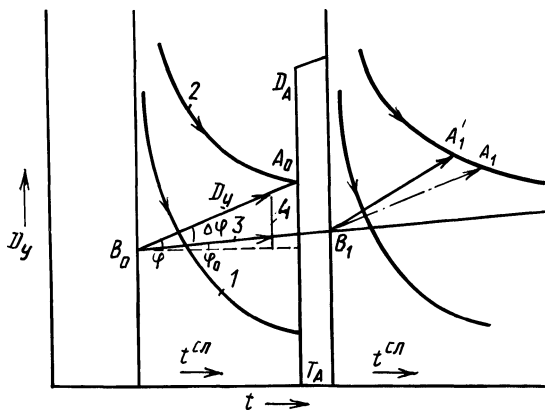
$$\alpha_{\text{экр}} \approx \frac{R_f(0)}{\int_0^{\infty} R_f(\tau) d\tau} \approx \frac{\alpha \sum_{i=1}^k \delta_i}{\sum_{i=1}^k \delta_i i^{-1}}, \quad (5)$$

Рис. 1. Процесс слежения и подключения подсистемы адаптации к АСР:

A_1 — подключение подсистемы адаптации, согласно [2], при $\Delta\varphi = \text{const}$; A_0 и A'_1 — подключение подсистемы согласно предложенному адаптивному критерию периодичности.

1, 2, 3, 4 — соответственно $2T_A D_A / t^{\text{сл}}$; $D_y^{\text{вкл}}$; $D_y^{\text{мин}}$;

ΔD_y .



где δ_i и α — характеристики $S_f(\omega)$ по i -му ортогональному спектру.

При низкочастотном возмущении $0 < \omega \leq \omega_{н.ч}$

$$\chi \approx 2\alpha_{\text{эkv}} \tau_{\text{об}} \approx 2\alpha \tau_{\text{об}} \sum_{i=1}^k \delta_i / (\sum_{i=1}^k \delta_i i^{-1}). \quad (6)$$

Тогда в окончательном виде выражение (3), согласно (4) и (5), будет иметь вид

$$D_y^{\text{вкл}} \approx \frac{2T_A D_A}{t^{\text{сл}}} + (1 - e^{-(2\alpha\tau_{\text{об}} \sum_{i=1}^k \delta_i) / (\sum_{i=1}^k \delta_i i^{-1})}) \sum_{i=1}^k \delta_i.$$

Для (6) же

$$D_y^{\text{вкл}} \approx \frac{2T_A D_A}{t^{\text{сл}}} + 2\alpha\tau_{\text{об}} \left(\sum_{i=1}^k \delta_i \right)^2 / \sum_{i=1}^k \delta_i i^{-1}.$$

Предложенный критерий периодичности подключения подсистемы адаптации к АСР прост в реализации и характеризуется достаточной точностью расчета, универсален, т. е. может быть использован при оптимизации широкого круга системы регулирования теплоэнергетическими объектами, а также отличается возможностью адаптации к изменяющимся условиям функционирования АСР.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ротач В.Я. Теория автоматического управления теплоэнергетическими процессами. — М.: Энергоатомиздат, 1985. — 296 с. 2. Кузищин В.Ф., Костилев В.В. Определение оптимальной периодичности включения контура адаптации с активной идентификацией // Труды МЭИ. — 1982. — Вып. 575. — С. 126—131. 3. Котельные и турбинные установки энергоблоков мощностью 500 и 800 МВт/Под общ. ред. В.Е.Дорошука и В.Б.Рубина. — М.: Энергия, 1979. — 680 с. 4. Романенко А.Ф., Сергеев Г.А. Вопросы прикладного анализа случайных процессов. — М.: Сов. радио, 1968. — 256 с. 5. Бачиш П.В., Назаров В.И. Статистический метод идентификации объектов управления // Изв. вузов. Энергетика. — 1985. — № 12. — С. 73—78.

СИНТЕЗ ОПТИМАЛЬНЫХ АЛГОРИТМОВ РЕГУЛИРОВАНИЯ ОБЪЕКТОВ С ЗАПАЗДЫВАНИЕМ

При построении оптимальных систем автоматического регулирования теплоэнергетических процессов необходимо учитывать как детерминированные, так и вероятностные возмущения, действующие на объекты.

В нашей работе предлагается метод синтеза оптимальных алгоритмов регулирования для объектов с большим запаздыванием, позволяющий определять структуру и параметры динамической настройки для обоих видов возмущающих воздействий.

Для оценки качества регулирования в многомерной системе используется обычно матричная переходная характеристика, каждый элемент которой представляет собой временную характеристику процесса по i -му выходному параметру объекта, вызванному ступенчатым изменением i -го входа системы [1].

Используя теорию автономного регулирования, любую многомерную систему можно привести к одномерной. В качестве показателя оптимальности в этом случае для объектов с запаздыванием можно принять обобщенную интегральную квадратичную оценку:

$$I = \int_{t=\tau}^{\infty} [\epsilon^2(t) + T_{зд}^2 \left(\frac{d\epsilon(t)}{dt} \right)^2] dt, \quad (1)$$

где τ – время запаздывания i -го выхода по каналу регулирующего воздействия; $\epsilon(t)$ – ошибка регулирования; $d\epsilon(t)/dt$ – производная ошибки регулирования; $T_{зд}$ – заданное значение постоянной времени экстремали функционала (1).

При $t \geq \tau$ функционал (1) достигает минимума, если $\epsilon(t)$ является решением уравнения

$$T_{зд} \frac{d\epsilon(t)}{dt} + \epsilon(t) = 0 \quad (t \geq \tau),$$

и начальном условии $\epsilon(t) = \epsilon(0)$, т. е. когда

$$\bar{\epsilon}(t - \tau) = \epsilon(0) \exp[-(t - \tau)/T_{зд}]. \quad (2)$$

Экстремаль функционала (1), представленного в виде (2), соответствует следующей передаточной функции системы по задающему воздействию:

$$H_{зд}(P) = e^{-\tau P} / (T_{зд} P + 1). \quad (3)$$

Примем в качестве исходной для синтеза оптимальных алгоритмов регулирования передаточную функцию объекта с запаздыванием в виде

$$H_{об}(P) = H_0(P) e^{-\tau P}, \quad (4)$$

где $H_0(P)$ – передаточная функция объекта без запаздывания.

Тогда, подставив правые части уравнений (3) и (4) в выражение оптимальной передаточной функции регулятора, приведенное в [2],

$$H_p(P) = \frac{H_{зд}(P)}{H_{об}(P) [1 - H_{зд}(P)]}, \quad (5)$$

получим:

$$H_p(P) = 1/H_0(P) (1 - e^{-\tau P} + T_{зд}P). \quad (6)$$

Полученная таким образом передаточная функция регулятора (6) позволяет определять структуру и параметры оптимальной динамической настройки как для детерминированных, так и для случайных воздействий.

Затем уравнение (6) представим в виде

$$H_p(P) = \frac{1}{H_0(P)} \frac{1}{\left(1 - \frac{e^{-\tau P}}{T_{зд}P+1}\right) (T_{зд}P+1)}. \quad (7)$$

Так как множитель $\left(1 - \frac{e^{-\tau P}}{T_{зд}P+1}\right)$ знаменателя (7) в соответствии с [3] можно привести к виду

$$1 - \frac{e^{-\tau P}}{T_{зд}P+1} \approx \frac{(T_{зд} + \tau)P}{\left(\frac{0,5\tau}{T_{зд}/\tau+1}P+1\right) (T_{зд}P+1)}, \quad (8)$$

то уравнение (7) с учетом (8) будет следующим:

$$H_p(P) = \frac{\frac{0,5\tau}{(T_{зд}/\tau+1)}P+1}{H_0(P) (T_{зд} + \tau)P}. \quad (9)$$

Заменяв в выражении (9) передаточную функцию $H_0(P)$ различными ее аппроксимирующими моделями, получим типовые алгоритмы регулирования промышленных объектов.

Так, если модель объекта аппроксимировать передаточной функцией вида

$$H_{об}(P) = \frac{k_{об}e^{-\tau P}}{T_1P+1}, \quad (10)$$

где $k_{об}$ — коэффициент усиления объекта; T_1 — постоянная времени; τ — время запаздывания, то из формулы (9) с учетом (3) можно получить передаточную функцию оптимального ПИД регулятора:

$$H_p(P) = \frac{k_p(T_iP+1)(T_dP+1)}{T_nP}, \quad (11)$$

где k_p — коэффициент передачи регулятора; T_i — его постоянная времени интегрирования; T_d — его постоянная времени дифференцирования.

При этом параметры оптимальной динамической настройки регулятора (11) с учетом параметров передаточной функции (10) определяются по следующим выражениям:

$$k_p = \frac{T_1}{k_{\text{об}} (T_{\text{зд}} + \tau)}; \quad T_i = T_1; \quad T_d = \frac{0,5\tau}{T_{\text{зд}}/\tau + 1}. \quad (12)$$

Если в качестве модели объекта принять передаточную функцию вида

$$H_{\text{об}}(P) = \frac{k_{\text{об}}}{T_1 P + 1},$$

то из уравнений (11) и (12) при условии, что $\tau = 0$, получим передаточную

функцию ПИ-регулятора: $H_p(P) = \frac{k_p (T_i P + 1)}{T_i P}$. Здесь $k_p = T_1 / k_{\text{об}} T_{\text{зд}}$ — ко-

эффициент передачи регулятора; $T_i = T_1$ — постоянная времени интегрирования.

Если передаточная функция модели объекта имеет вид

$$H_{\text{об}}(P) = \frac{k_{\text{об}}}{(T_1 P + 1)(\sigma P + 1)}, \quad (13)$$

где T_1 — большая постоянная времени, а σ — меньшая постоянная времени передаточной функции объекта, то из формулы (9) получим передаточную функцию ПИД-регулятора в виде (11), параметры оптимальной динамической настройки которого определяются по следующим формулам:

$$k_p = \frac{T_1}{k_{\text{об}} T_{\text{зд}}}; \quad T_i = T_1; \quad T_d = \sigma.$$

Если при этом заданное значение постоянной времени экстремали функционала (1) $T_{\text{зд}}$ принять равным 2σ , то из формулы (9) с учетом (3) и (13) получим ПИД-алгоритм регулирования (11) с параметрами оптимальной динамической настройки, которые рассчитывают по следующим формулам:

$$k_p = \frac{T_1}{2k_{\text{об}}\sigma}; \quad T_i = T_1; \quad T_d = \sigma. \quad (14)$$

Отметим, что параметры динамической настройки регулятора, полученные по формулам (14), совпадают с параметрами динамической настройки, определенными по методу полной компенсации большей постоянной времени передаточной функции объекта (13), который приведен в [3].

В табл. 1 представлены передаточные функции регуляторов, а также соответствующие каждому алгоритму регулирования передаточные функции аппроксимирующей модели объекта и формулы для определения параметров оптимальной динамической настройки.

Покажем, что формула (9) пригодна также для синтеза систем предельной

Регулятор	Передаточная функция		Соотношение между параметрами регулятора и модели объекта
	аппроксимирующей модели объекта $H_{об}(P)$	регулятора $H_p(P)$	
ПИ	$\frac{k_{об}}{T_1^{P+1}}$	$\frac{k_p (T_{и}^{P+1})}{T_{и}^P}$	$k_p = \frac{T_1}{k_{об} T_{зд}}$; $T_{и} = T_1$
ПИД	$\frac{k_{об}}{(T_1^{P+1}) (\sigma^{P+1})}$	$\frac{k_p (T_{и}^{P+1}) (T_{д}^{P+1})}{T_{и}^P}$	$k_p = \frac{T_1}{k_{об} T_{зд}}$; $T_{и} = T_1$; $T_{д} = \sigma$
ПИ	$k_{об} e^{-\tau P}$	$\frac{k_p (T_{и}^{P+1})}{T_{и}^P}$	$k_p = \frac{0,5\tau}{k_{об} (T_{зд} + \tau)(T_{зд} / \tau + 1)}$; $T_{и} = \frac{0,5}{T_{зд} / \tau + 1}$
ПИД	$\frac{k_{об} e^{-\tau P}}{T_1^{P+1}}$	$\frac{k_p (T_{и}^{P+1}) (T_{д}^{P+1})}{T_{и}^P}$	$k_p = \frac{T_1}{k_{об} (T_{зд} + \tau)}$; $T_{и} = T_1$; $T_{д} = \frac{0,5\tau}{T_{зд} / \tau + 1}$
ПИДД	$\frac{k_{об} e^{-\tau P}}{(T_1^{P+1}) (T_2^{P+1})}$	$\frac{k_p (T_{и}^{P+1}) (T_{д1}^{P+1}) (T_{д2}^{P+1})}{T_{и}^P}$	$k_p = \frac{T_1}{k_{об} (T_{зд} + \tau)}$; $T_{и} = T_1$; $T_{д1} = T_2$; $T_{д2} = \frac{0,5\tau}{\frac{T_{зд}}{\tau} + 1}$
ПД	$\frac{k_{об}}{P} e^{-\tau P}$	$k_p (1 + T_{д}^P)$	$k_p = \frac{1}{k_{об} (T_{зд} + \tau)}$; $T_{д} = \frac{0,5\tau}{T_{зд} / \tau + 1}$
ПДД	$\frac{k_{об} e^{-\tau P}}{P(T_1^{P+1})}$	$k_p (1 + T_{д1}^P) (1 + T_{д2}^P)$	$k_p = \frac{1}{k_{об} (T_{зд} + \tau)}$; $T_{д1} = T_1$; $T_{д2} = \frac{0,5\tau}{T_{зд} / \tau + 1}$

динамической точности, обеспечивающих минимальное значение среднеквадратичной ошибки регулирования при случайном возмущении, действующем на объект и представляющем собой белый шум.

Для этого применительно к передаточной функции объекта (10) проведем синтез оптимального алгоритма регулирования по критерию минимума среднеквадратичной ошибки регулирования по методике, приведенной в [4].

Однако в нашем случае функцию $e^{-\tau P}$ представим в виде ряда Пада, ограничившись в разложении приближением первого порядка:

$$e^{-\tau P} \approx \frac{1 - 0,5\tau P}{1 + 0,5\tau P}.$$

В результате синтеза получим передаточную функцию оптимального ПИД-регулятора со следующими параметрами динамической настройки:

$$k_p = \frac{T_1}{k_{об} \tau}; \quad T_i = T_1; \quad T_d = 0,5\tau. \quad (15)$$

Полученные выражения (15) могут быть выведены также из формулы (12).

Таким образом, предложенный метод синтеза оптимальных алгоритмов регулирования для объектов с запаздыванием позволяет определять структуру и параметры оптимальной динамической настройки регуляторов (как при детерминированных, так и при случайных воздействиях), обеспечивающих заданное качество работы при малой априорной информации и свойствах входных воздействий.

ЛИТЕРАТУРА

1. Солодовников В.В. О синтезе многомерных САР и проблеме грубости // Приборостроение. – 1984. – № 9. – С. 5–15.
2. Цыпкин Я.З. Основы теории автоматических систем. – М.: Наука, 1977. – 560 с.
3. Кулаков Г.Т. Инженерные экспресс-методы расчета промышленных систем регулирования. – Минск: Выш. шк., 1984. – 198 с.
4. Ротач В.Я. Теория автоматического управления теплоэнергетическими процессами: Учебник для вузов. – М.: Энергоатомиздат, 1985. – 296 с.

УДК 621.165

А.Д. КАЧАН, канд. техн. наук,
ШТАЙН ЭКХАРД (БПИ)

К ВОПРОСУ ПЛАНИРОВАНИЯ И АНАЛИЗА ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ СИСТЕМ ЭНЕРГОСНАБЖЕНИЯ

С помощью системы планово-отчетных показателей характеризуются и оцениваются результаты работы энергопредприятий, регулируются их связи с энергообъединением и гарантируется соблюдение установленных народнохозяйственных пропорций каждым предприятием. Поэтому планирование технико-экономических показателей (ТЭП) систем энергоснабжения должно стимулировать предприятия к соблюдению надежного и качественного энергоснаб-

жения потребителей и экономии топливно-энергетических ресурсов. До настоящего времени основным плановым, фондообразующим и стимулирующим показателем эффективности работы систем тепло-электроснабжения является удельный расход топлива. Однако в ряде случаев его планирование не способствовало выявлению на предприятии всех ресурсов повышения эффективности его работы.

В частности, для ТЭЦ, работающих по теплофикационному режиму, удельный расход условного топлива на выработку электроэнергии $b_3^{\text{ТЭЦ}}$ определяется как:

$$b_3^{\text{ТЭЦ}} = \frac{0,123}{\eta_{\text{к.а}} \eta_{\text{т.п}} \eta_{\text{м}} \eta_{\text{г}}}, \text{ кг/(кВт}\cdot\text{ч)}, \quad (1)$$

где $\eta_{\text{к.а}}$, $\eta_{\text{т.п}}$, $\eta_{\text{м}}$, $\eta_{\text{г}}$ — коэффициенты соответственно полезного действия котельного агрегата, теплового потока, механический КПД турбоустановки и КПД генератора.

Из (1) видно, что удельный расход топлива на выработку электроэнергии зависит только от экономичности котельных агрегатов и не характеризует эффективности работы турбоустановок, оставаясь неизменным в широком диапазоне их режимов.

Очевидно, для таких ТЭЦ и систем тепло-электроснабжения должна планироваться выработка электроэнергии при заданном тепловом потреблении, т. е. удельная теплофикационная выработка электроэнергии. Все сказанное распространяется и на ТЭП, работающие преимущественно с минимальным пропуском пара в конденсаторы турбин. Вместе с тем для ТЭЦ и систем тепло-электроснабжения, работающих по электрическому графику, т. е. со значительной выработкой электроэнергии на конденсационных потоках пара, планирование удельного расхода топлива не стимулирует предприятие к выполнению заданных графиков нагрузки, что может приводить к неоправданной загрузке низкоэкономичных и работающих на дефицитном виде топлива агрегатов других станций или к дефициту мощностей в системе, снижению частоты и экономичности потребителей энергии.

Поэтому основным показателем эффективности работы систем тепло-электроснабжения должен являться показатель качества выполнения заданных графиков нагрузки. Причем удельный расход топлива, оставаясь фондообразующим и стимулирующим, должен быть не плановым, а расчетным.

Расчет ТЭП системы тепло-электроснабжения необходимо осуществлять с полным учетом влияния режимных и технических факторов на экономичность работы оборудования, расхода теплоты и электроэнергии на собственные нужды и др. Такой учет может осуществляться только на основе использования современных средств вычислительной техники.

Перспективное планирование ТЭП проводится на основе ретроспективного анализа деятельности энергопредприятий. Однако такое планирование обладает тем недостатком, что может базироваться на технически вынужденных, т. е. неоптимальных режимах. Кроме того, плановые показатели искажаются при изменении климатических условий, количества и режимов отпуска теплоты и электроэнергии по сравнению с базовым периодом. В связи с этим требуется корректировка ТЭП по итогам работы ТЭС за месяц, квартал, год, что обуславливает снижение качества планирования и оценки деятельности предприятий.

Таким образом, разработка программ и соответствующих экономико-математических моделей для оперативного и перспективного расчета ТЭП предприятий и энергообъединений с учетом основных влияющих факторов и фактических условий и режимов их работы представляет собой актуальную задачу.

Расчет ТЭП должен основываться на предварительной оптимизации режимов работы энергопредприятий, т. е. оптимальном распределении тепловых и электрических нагрузок на ТЭЦ и во всей системе тепло-электроснабжения. Критерием оптимального режима ТЭЦ является минимум топливных затрат для обеспечения надежного энергоснабжения.

В настоящее время используются различные методы оптимизации внутри-станционных режимов ТЭС. Широкое применение находит метод относительных приростов теплоты (топлива) [1]. Этот метод легко реализуется на ЭВМ и позволяет без каких-либо затруднений строить эквивалентную характеристику станции. Метод относительных приростов основан на применении линейных энергетических характеристик (ЭХ) с постоянными значениями относительных приростов теплоты на конденсационную выработку электроэнергии r_k . Однако реальные ЭХ современных турбоагрегатов имеют сложный нелинейный характер и могут быть как выпуклыми, так и вогнутыми, в то время как из условия равенства приростов теплоты распределение нагрузки применимо только к выпуклым и линейным энергетическим характеристикам [2].

Универсальным методом получения глобального минимума расхода топлива, пригодным для всех видов реальных ЭХ, является метод динамического программирования [3]. Вместе с тем применение этого метода для ТЭЦ с производственной и отопительной нагрузкой, т. е. в задачах трехмерной оптимизации, является сложным в реализации даже с применением современных ЭВМ и потому мало пригодным для оперативного управления режимами ТЭЦ. В то же время исследования, выполненные на кафедре ТЭС БПИ, показали, что при оптимальном распределении заданных тепловых нагрузок последовательность и закономерность распределения электрических нагрузок становится определенной в достаточно широком диапазоне режимов ТЭЦ. Это позволяет для условий конкретных ТЭЦ заранее построить обобщенные режимные карты распределения нагрузок для зимнего, переходного и летнего периодов работы станции [2], а также рассчитать соответствующее им ТЭП. Характерным является то, что порядок распределения нагрузок практически не зависит от эксплуатационного (в пределах 1...2 %) изменения состояния проточной части турбин и их внутреннего относительного КПД. Это объясняется тем, что влияние режимных факторов на изменение КПД отсеков теплофикационных турбин оказывается значительно большим, чем возможное в процессе эксплуатации ухудшение КПД проточной части. Поэтому режимные карты распределения нагрузок между турбоагрегатами ТЭЦ можно строить исходя из нормативного состояния турбоустановок.

В итоге представляется возможным построение экономико-математических моделей (ЭММ) ТЭЦ методом регрессионного анализа результатов расчета ТЭП в соответствии с построенными режимными картами распределения нагрузок.

Для ТЭЦ с поперечными связями и однотипным составом котлов допустимыми являются оптимизация режимов и расчет ТЭП вначале для турбинного,

затем для котельного цеха, а также для пиковых и базовых водогрейных котельных в отдельности [4].

Для турбинного цеха ТЭЦ ЭММ при нормативном состоянии оборудования выражается зависимостью

$$Q_0 = f(Q_{\text{п}}, Q_{\text{т}}, p_{\text{т}}, N_{\text{э}}) \pm \Pi_{\text{в.у}}^{\text{т}} \pm \Pi_{\text{р.о}}^{\text{т}},$$

где $Q_{\text{п}}$ – расход теплоты производственным отбором при заданном давлении отбора $p_{\text{п}}$; Q_0 – расход теплоты турбинным цехом; $Q_{\text{т}}, p_{\text{т}}$ – соответственно расход теплоты теплофикационным отбором и давление в нем; $N_{\text{э}}$ – электрическая мощность теплофикационной турбоустановки; $\Pi_{\text{в.у}}^{\text{т}}, \Pi_{\text{р.о}}^{\text{т}}$ – поправки из-за изменения соответственно внешних условий и режимно-технологических ограничений. Поправка на внешние условия $\Pi_{\text{в.у}}^{\text{т}}$ для турбинного цеха при заданных параметрах свежего пара определяется главным образом температурой охлаждающей воды на входе в конденсатор, так как $p_{\text{п}}$ обычно поддерживается постоянным, а изменение температуры обратной сетевой воды и отопительной нагрузки учитывается давлением $p_{\text{т}}$.

В качестве целевой функции для котельного цеха принимается расход топлива на котельные агрегаты:

$$B_{\text{р}}^{\text{нор}} = f(Q_{\text{с.п}}, t_{\text{вк}}, a_{\text{топл}}) \pm \Pi_{\text{в.у}}^{\text{к}} \pm \Pi_{\text{р.о}}^{\text{к}},$$

где $Q_{\text{с.п}}$ – расход теплоты в свежем паре; $t_{\text{вк}}$ – температура воды на входе в котел; $a_{\text{топл}}$ – доля определенного вида топлива в общем его расходе; $\Pi_{\text{в.у}}^{\text{к}}$ – поправки на изменение внешних условий, влияющих на экономичность работы котельных агрегатов, таких как температура холодного воздуха, параметры свежего пара, доля рециркуляции газов и др.; $\Pi_{\text{р.о}}^{\text{к}}$ – поправки из-за режимно-технологических ограничений. Фактический расчетный расход топлива $B_{\text{р}}^{\text{фак}}$ будет отличаться от нормативного, полученного для оптимальных режимов работы оборудования и заданного отпуска тепловой и электрической энергии. Прежде всего это отличие определяется состоянием оборудования, в частности изменением относительного внутреннего КПД турбины, температурных напоров сетевых и регенеративных подогревателей, состояния конденсатора, отклонением температуры уходящих газов и коэффициента избытка воздуха от расчетных значений. С учетом этого должно соблюдаться условие

$$B_{\text{р}}^{\text{фак}} \leq B_{\text{р}}^{\text{нор}} + \Delta,$$

где Δ – допуск на отрыв фактических ТЭП работы ТЭЦ от нормативных.

По показателю отрыва может производиться стимулирование работы персонала ТЭЦ. Следует отметить, что значение отрыва может обосновываться непосредственно предприятием, но не выходить за пределы допуска Δ . В данном случае предприятие будет заинтересовано в постоянном контроле за состоянием оборудования (котлов, турбин, теплообменных аппаратов) и осуществлении соответствующих профилактических мероприятий, а также в реконструкции и модернизации ТЭЦ и котельных.

Наличие таких ЭММ позволит обоснованно, с нарастающим итогом планировать потребление топлива энергообъединением и постоянно контролировать качество топливоиспользования.

ЛИТЕРАТУРА

1. Методы оптимизации режимов энергосистем / В.М. Горнштейн, Б.П. Мирошниченко, А.В. Пономарев и др.: Под ред. В.М. Горнштейна. — М.: Энергия, 1981. — 336 с. 2. Качан А.Д. Оптимизация режимов и повышение эффективности работы паротурбинных установок ТЭС. — Минск: Выш. шк., 1985. — 176 с. 3. Шахвердян С.В., Бабаян Д.М. Приложение трехмерного динамического программирования к оптимизации режима ТЭС с применением ЭВМ // Теплоэнергетика. — 1969. — № 2. — С. 63–66. 4. Аминов Р.З. Градиентный метод распределения нагрузок ТЭС. — Саратов: СПИ, 1982. — 58 с.

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

УДК 66.095.5

А.П. НЕСЕНЧУК, канд. техн. наук (БПИ)

ИССЛЕДОВАНИЕ КИНЕТИКИ СОРБЦИИ ДИОКСИДА УГЛЕРОДА НА МИКРОСФЕРИЧЕСКИХ СИНТЕТИЧЕСКИХ ЦЕОЛИТАХ СаА и MgА

При разработке адсорбционно-десорбционного блока (АДБ) повышенные требования предъявляются к выбору сорбента и таких его параметров, как степень адсорбции a и кинетика сорбции $a(\tau)$.

Адсорбция диоксида углерода в АДБ обычно осуществляется в псевдооживленном слое. Поэтому кинетика сорбции изучалась в кипящем слое цеолита, где исходной газовой смесью и оживляющим агентом служит смесь аргона и CO_2 в различных соотношениях (100 %, 75, 20, 15, 10 и 5 % CO_2).

Установка для исследования кинетики сорбции включала блок приготовления исходной смеси, который представляет собой смеситель с измерителем расхода Ar и CO_2 и приборы контроля состава смеси. Из блока приготовления смесь подавалась в нижнюю часть реторты, которая разделена пористой перегородкой. В верхней полости реторты помещается навеска десорбированного цеолита СаА или MgА. Измерительный блок установки состоит из элемента питания Б5-7, усилителя ТОПАЗ-3-01 и регистрирующего прибора Н3021-3.

Оценка кинетики сорбции осуществлялась по следующей методике: навеска цеолита массой $(6...17) \cdot 10^{-3}$ кг загружалась в верхнюю полость реторты. До загрузки проба прокаливалась и взвешивалась на весах ВЛА. Нижняя полость реторты соединялась резиновым шлангом с дозатором исходной смеси. Расход смеси устанавливался на уровне 15 мл/с. Для измерения температуры цеолита в верхней части реторты помещалась хромель-копелевая термопара.

Исходными данными опыта служили: температура цеолита до опыта; термостатированная исходная газовая смесь; степень адсорбции CO_2 цеолитом до опыта; содержание CO_2 в смеси; масса навески цеолита до опыта; расход смеси через реторту. Определялись масса навески в момент ее максимального нагрева при адсорбции, масса навески в момент достижения ею температуры окружающей среды и значения температур навески в заданные моменты времени.

Опыт начинался фиксированием расхода смеси через холостую навеску для обеспечения устойчивого псевдооживления. Затем холостая навеска заменялась равнозначной по массе рабочей, замерялась температура рабочей навески до пропуска смеси через реторту. Одновременно открывался кран, обеспечивающий пропуск смеси через реторту, и включался прибор Н3021-3, кото-

Результаты эксперимента по изучению кинетики адсорбции CO_2

Размер частиц, м	Содержание CO_2 в смеси, % (вес.)	Адсорбция в точке перегиба, %	Позиция на графике (рис.1,2)	Масса навески цеолита до опыта, кг	Конечная адсорбция, % (мас.)
СаА					
$0,1 \cdot 10^{-3}$	100,0	15,5	1	$7,793 \cdot 10^{-3}$	15,5
$(0,1...0,16) \cdot 10^{-3}$	100,0	14,3	2	$6,052 \cdot 10^{-3}$	15,5
$(0,2...0,315) \cdot 10^{-3}$	100,0	11,1	3	$6,455 \cdot 10^{-3}$	15,5
$0,1 \cdot 10^{-3}$	75	14,3	10	$8,09 \cdot 10^{-3}$	15,5
$0,1 \cdot 10^{-3}$	15	10,9	11	$14,796 \cdot 10^{-3}$	15,5
$0,1 \cdot 10^{-3}$	10	10,2	4	$14,093 \cdot 10^{-3}$	15,5
$(0,1...0,16) \cdot 10^{-3}$	10	6,4	5	$14,680 \cdot 10^{-3}$	15,5
$(0,2...0,315) \cdot 10^{-3}$	10	5	6	$13,604 \cdot 10^{-3}$	15,5
$0,1 \cdot 10^{-3}$	5	8,7	7	$11,439 \cdot 10^{-3}$	15,5
$(0,1...0,16) \cdot 10^{-3}$	5	6,1	8	$11,710 \cdot 10^{-3}$	15,5
$(0,2...0,315) \cdot 10^{-3}$	5	6,3	9	$13,567 \cdot 10^{-3}$	15,5
MgA					
$0,1 \cdot 10^{-3}$	100,0	13,6	1	$8,807 \cdot 10^{-3}$	13,6
$(0,1...0,16) \cdot 10^{-3}$	100,0	10	2	$6,961 \cdot 10^{-3}$	13,6
$0,1 \cdot 10^{-3}$	75	12,5	7	$9,274 \cdot 10^{-3}$	13,6
$0,1 \cdot 10^{-3}$	15	6,3	8	$16,570 \cdot 10^{-3}$	13,6
$0,1 \cdot 10^{-3}$	10	6,6	3	$13,613 \cdot 10^{-3}$	13,6
$(0,1...0,16) \cdot 10^{-3}$	10	6,2	4	$15,671 \cdot 10^{-3}$	13,6
$0,1 \cdot 10^{-3}$	5	4,4	6	$13,554 \cdot 10^{-3}$	13,6
$(0,1...0,16) \cdot 10^{-3}$	5	3,2	5	$17,461 \cdot 10^{-3}$	13,6

рый позволяет получать информацию об изменении температуры во времени. Результаты измерений приведены в табл. 1 и на рис. 1.

Кинетические кривые, изображенные на рис. 1, представляют собой зависимости $a = f(\tau)$, $a = f_1(\tau)$. Степень адсорбции для частиц сферической формы осредняется согласно

$$\bar{a} = \frac{3}{4\pi R_0^3} \int_0^{R_0} a(r) 4\pi r^2 dr.$$

Переход от экспериментальных данных к зависимости типа $a = f(\tau)$ осуществляется с помощью модели диффузии для сферической частицы радиусом R_0 . Основное рабочее уравнение имеет вид

$$\rho_\tau \frac{\partial a}{\partial \tau} = \rho_\tau \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} r^2 D \frac{\partial a}{\partial r}. \quad (1)$$

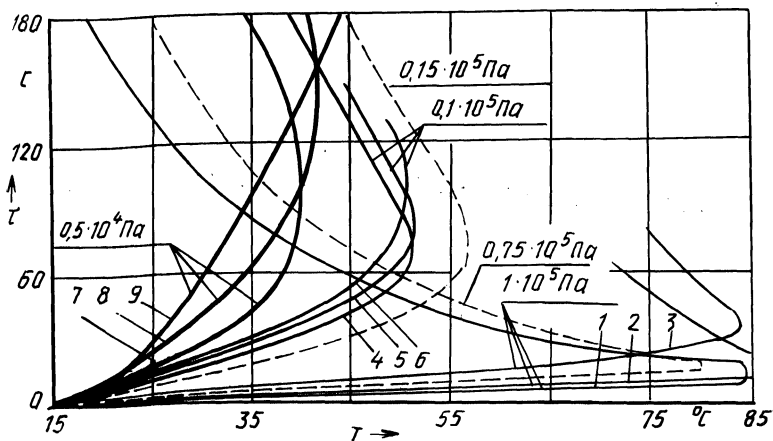


Рис. 1. Результаты опытов с системой CaA-CO₂-Ar.

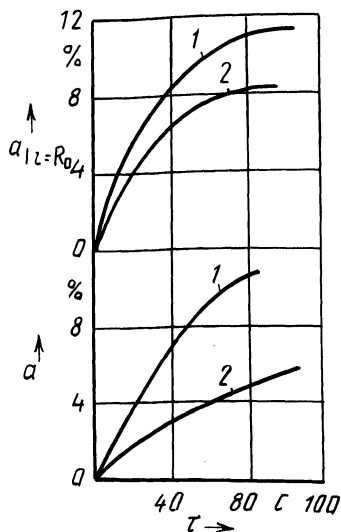


Рис. 2. Обработка опытных данных по кинетике сорбции CO₂ цеолитами CaA и MgA:

1 - $d = 0,05 \cdot 10^{-3}$; 2 - $d = 0,15 \cdot 10^{-3}$ м.

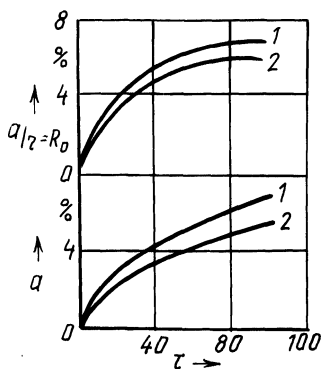


Рис. 3. То же, что и на рис. 2, но для парциального давления CO₂ в смеси 10⁵ Па:

1 - $d = 0,05 \cdot 10^{-3}$; 2 - $d = 0,07 \cdot 10^{-3}$ м.

Начальное условие запишется:

$$a|_{\tau=0} = 0.$$

(2)

Граничное условие выражает суть массообменных процессов, происходящих на наружной границе частицы:

$$-\rho_T D \frac{\partial a}{\partial r} \Big|_{r=R_0} = \beta (p_{\text{пов}} - p_0), \quad (3)$$

где β — коэффициент массообмена; $p_{\text{пов}}$ — давление в поверхностном слое, прилегающем к частице; p_0 — парциальное давление CO_2 в смеси газов.

Для обобщения результатов по кинетике адсорбции использовалась известная формула $D = D_0 e^{-E/RT}$.

Решение системы (1)...(3) выполнялось на ЭВМ ЕС-1033. На основании полученных результатов были построены графики, изображенные на рис. 2 и 3, с помощью которых устанавливались зависимости $a = f(\tau)$ и $a|_{r=R_0} = f_1(\tau)$.

Из графиков видно, что цеолиты СаА имеют более приемлемую кинетику адсорбции CO_2 (на рис. 3 кривые для СаА располагаются круче). Кривые $a|_{r=R_0} = f_1(\tau)$ имеют экстремум, который объясняется стоком концентрации CO_2 с поверхности к центру зерна при достижении на ней максимальной концентрации диоксида углерода. Аналогичное явление наблюдается при химико-термической обработке стальных изделий и, в частности, при их цементации [1]. На графиках также прослеживается влияние размеров зерна на кинетику сорбции [2]. Как видно, снижение содержания CO_2 в исходной смеси $10^5 \dots 0,5 \cdot 10^4$ Па значительно изменяет характер кривых, представленных на рис. 1...3.

Анализ кинетики адсорбции различных цеолитов при расчете АДБ может выполняться по следующим формулам:

$$\text{для СаА } D = 3,415 \cdot 10^{-6} e^{-\frac{29750}{8,314T}};$$

$$\text{для MgA } D = 0,942 \cdot 10^{-6} e^{-\frac{29750}{8,314T}}$$

Приведенное экспериментальное исследование дополняет сведения по кинетике адсорбции CO_2 синтетическими цеолитами.

ЛИТЕРАТУРА

1. Несенчук А.П., Жмакин Н.П., Кальтман И.И. Пламенные печи для нагрева и термообработки металла. — Минск: Выш. шк., 1973. — 351 с.
2. Кельцев Н.В. Основы адсорбционной техники. — 2-е изд., перераб. и доп. — М.: Мир, 1984. — 592 с.

А.П.НЕСЕНЧУК, А.А.ШКЛЯР,
канд-ты техн. наук,
Е.Н.АНТОНИШИНА,
А.П.ВАЛУЕВ (БПИ)

ОЦЕНКА РАБОТОСПОСОБНОСТИ АДСОРБЦИОННО-ДЕСОРБЦИОННОГО БЛОКА НА ТВЕРДЫХ СОРБЕНТАХ ПРИ ТЕРМИЧЕСКОЙ РЕГЕНЕРАЦИИ

Схема движения сорбента и целевого продукта оказывает определяющее влияние на работоспособность адсорбционно-десорбционного блока (АДБ) и эффективность процессов сорбции-десорбции. При этом нужно иметь в виду, что схемы прямотока и противотока отличаются как рядом достоинств, так и недостатков. Следовательно, в каждом конкретном случае организации адсорбционно-десорбционного цикла их нужно тщательно анализировать.

В результате теоретических и экспериментальных исследований, проведенных на кафедре промышленной теплоэнергетики и теплотехники БПИ, разработаны принципиально новые схемы АДБ станции получения целевого продукта. Обе схемы АДБ монтируются из типовых элементов, созданных БПИ.

Реализуемые для практических целей схемы АДБ показаны на рис. 1, 2. На рис. 1 изображено движение твердого сорбента по часовой стрелке. Газодувка подает исходную смесь в нижнюю часть адсорбера. Связь по сорбенту между адсорбером и десорбером осуществляется с помощью перетоков. В адсорбционной части АДБ по ходу сорбента установлены три секции водяного и одна рассольного теплообменника. В десорбере — электрический и паровой нагреватели и две секции водяного холодильника.

АДБ (рис. 1)^{*} с прямоточным движением исходной газовой смеси и сорбента был применен институтом "Гипрохолод" в рабочем проекте станции для получения диоксида углерода в термопсевдооживленном слое твердого сорбента производительностью 0,066 кг/с.

Выбор такой схемы прежде всего позволил совместить процессы адсорбции и транспорта сорбента, что значительно упростило конструкцию АДБ и исключило истирание цеолита. Срок службы микросферического синтетического цеолита в результате проведенного эксперимента составил 5...6 лет. Однако в ходе дальнейших исследований полупромышленной схемы прямоточного АДБ на ПО "Минский тракторный завод имени В.И.Ленина" и в лабораториях БПИ была обнаружена значительная (в отдельных опытах она равнялась 2...5 %) фильтрация исходной газовой смеси в холодильнике десорбера в направлении от точки *A* к точке *C* (рис. 1). При этом расчетные значения равновесной выходной адсорбции не всегда подтверждались опытными данными.

Как показали опыты, избыточное давление газов Δp в точке *B* определяется потерями в циклоне и составляет ~ 1000 Па. Давление же в точке *C* не отличается от давления в точке *B*, поскольку сопротивление верхнего перетока для цеолита ограничено (рис. 1, участок *B...C*). Отсюда перепад давления на участке *B...C* $\Delta p \sim 0$, а на холодильнике десорбера $-\Delta p \sim 14000$ Па. Несмотря на разницу в порозности в адсорбере и холодильнике-десорбере, фильтрация ис-

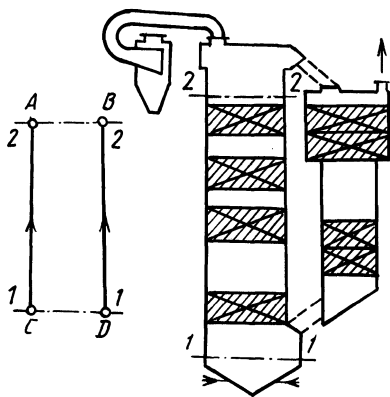


Рис. 1. Схема с прямоточным движением сорбента и исходной газовой смеси:

A соответствует концентрации $C'' = 1\%$;
 $B - a'' = aa''$; $C' = 10\%$; $a' = 1,5\%$;
 $1 - 1$ и $2 - P_2$ - контрольные сечения.

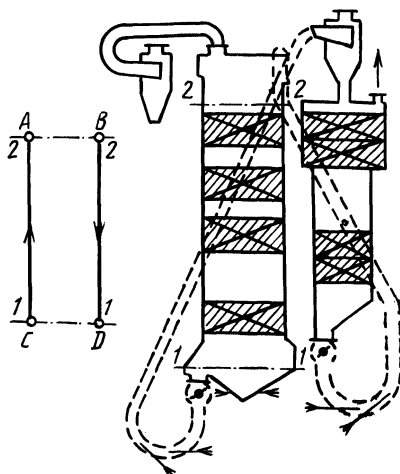


Рис. 2. То же, что и на рис. 1, но для случая противотока:

$A - C'' = 1\%$; $B - a' = 1,5\%$; $C' = 10\%$;
 $D - a'' = aa''$.

ходной газовой смеси в холодильнике оказывается существенной для процесса. В проведенных опытах концентрация CO_2 на выходе из десорбера (рис. 1) составляла 97...95%. Противоточная фильтрация (избыточное давление в точке A по сравнению с давлением в точке C) в отдельных случаях приводила к ухудшению циркуляции сорбента в нижнем перетоке.

Примесь азота удалялась из холодильника компрессионной части станции при ожигении целевого продукта, закачиваемого в накопительную изотермическую емкость.

В противоточном АДБ (рис. 2) перепад давления в адсорбере остается таким же, как и в случае прямотока. Давление в точках A и B соответственно равно 15000 и 1000 Па. В точке C давление может быть повышено до 8000 Па. В точке E оно составляет ~ 15000 Па (после газодувки), а в точке D - 8000 Па. Таким образом, перепада давления в холодильнике-десорбере не будет ($\Delta p \sim 0$), что является основной предпосылкой для работы аппарата без обратной фильтрации исходной газовой смеси.

Расчет адсорбции, позволяющий выполнить количественную оценку работоспособности схемы АДБ, сделан на ЭВМ в соответствии с программой, которая разработана на кафедре ПТЭиТ БПИ. В основу разработки положены следующие уравнения:

$$G_T \partial C / \partial X = G_T \partial a / \partial X; \quad (1)$$

$$G_T \partial C / \partial X + G_T \partial a / \partial X = 0; \quad (2)$$

$$G_T [C(\tau) - C_0] = G_T [a_0 - a(\tau)]; \quad (3)$$

$$G_T [C_{\text{кон}} - C(\tau)] = G_T [a_0 - a(\tau)], \quad (4)$$

где G_T и G_T - расходы соответственно исходной газовой смеси и сорбента;

C_0 и a_0 — начальные содержания адсорбата соответственно в газовой смеси и сорбенте; $C_{\text{кон}}$ — конечная концентрация адсорбата в газовой смеси.

Адсорбция и коэффициент диффузии D для микросферического сорбента рассчитывались в соответствии с выражениями:

$$\begin{aligned} \partial a / \partial \tau &= 1/R^2 \partial / \partial r R^2 D \partial a / \partial r ; \\ D \partial a / \partial X &= \beta (p_{\text{гр}} - p_{\text{ср}}), \end{aligned}$$

где β — коэффициент массообмена; $p_{\text{гр}}$ — парциальное давление адсорбата на границе раздела зерна и газовой среды; $p_{\text{ср}}$ — парциальное давление адсорбата в исходной газовой среде.

Выражения (1) и (3) записаны для схемы, изображенной на рис. 1, а (2) и (4) — для схемы, представленной на рис. 2.

УДК 621.182

Г.И. ЖИХАР, канд. техн. наук,
И.Г. БОГДАНОВИЧ, Н.П. КЕДА,
канд. физ.-мат. наук (БПИ)

РАСЧЕТНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ОБРАЗОВАНИЯ СЕРНОГО АНГИДРИДА ПРИ ДВУХСТУПЕНЧАТОМ СЖИГАНИИ ЖИДКОГО ТОПЛИВА

Горение топлива сопровождается различными химическими и физическими процессами, учет которых в настоящее время осуществить трудно. Тем не менее в топочных устройствах котлов можно выделить некоторые общие черты процесса, которые позволяют разработать достаточно полную методику расчета горения углеводородного топлива и образования оксидов серы [1].

При горении мазута наибольший интерес с точки зрения образования сернистого и серного ангидридов представляет стадия горения паровой фазы. В качестве паровой фазы жидкого топлива было принято газообразное топливо следующего состава [2]: 35 % CH_4 , 29 % C_2H_4 , 32,2 % H_2 , 2,5 % S^{P} , 0,3 % N^{P} , 1 % WP .

Расчеты выполнялись в соответствии с кинетической моделью горения углеводородного топлива [1] на ЭВМ БЭСМ-6.

Влияние коэффициента избытка воздуха на образование серного ангидрида показано на рис. 1. Как видно из рисунка, даже при $\alpha = 1,02$, который при эксплуатации котельного оборудования рассматривается как предельно малый избыток воздуха, концентрация SO_3 составляет $\sim 0,002$ %, при которой наблюдается серноокислотная коррозия. Только при $\alpha \approx 0,95$ содержание $\text{SO}_3 < 0,001$ % является коррозионно-безопасным. Сказанное выше подтверждается экспериментальными данными Р.Баррета, приведенными в [3]. Из рис. 1 следует, что повышение коэффициента избытка воздуха приводит к росту концентрации SO_3 в продуктах сгорания как при одноступенчатом, так и при двухступенчатом сжигании. При этом повышение содержания SO_3 в области малых избытков воздуха значительно больше, чем при $\alpha \geq 1,05$. При двух-

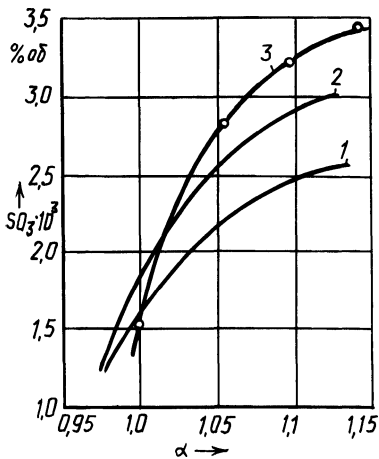


Рис. 1. Влияние избытка воздуха на образование серного ангидрида:

1 – двухступенчатое сжигание ($\alpha_1 = 0,8$); 2 – одноступенчатое сжигание; 3 – опытные данные [3].

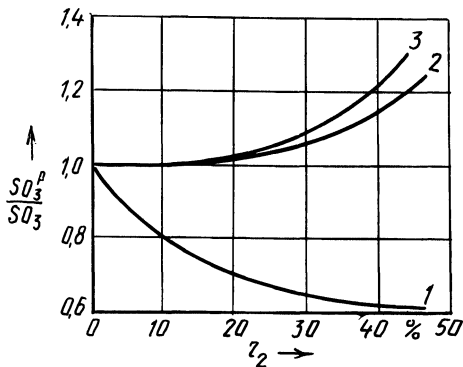


Рис. 2. Влияние искусственной рециркуляции газов на образование серного ангидрида при двухступенчатом сжигании топлива:

1 – ввод газов рециркуляции в первичный воздух ($\alpha_1 = 0,8$; $\alpha_0 = 1,05$); 2 – ввод газов рециркуляции с вторичным воздухом ($\alpha_1 = 0,8$; $\alpha_0 = 1,05$); 3 – экспериментальные данные [4].

ступенчатом сжигании жидкого топлива концентрация SO_3 в продуктах сгорания ниже, чем при одноступенчатом сжигании. Расчетные кривые 1, 2 хорошо согласуются с экспериментальными данными [3].

В расчетах рассматривалось влияние на образование SO_3 как внешней, так и внутренней рециркуляции продуктов сгорания.

С точки зрения экономики более выгодным является снижение концентрации вредных оксидов серы за счет внутренней рециркуляции продуктов сгорания. Это объясняется меньшими капитальными затратами и снижением затрат на тягодутьевые устройства. Из расчетов следует, что при двухступенчатом сжигании жидкого топлива с увеличением степени внутренней рециркуляции продуктов сгорания концентрация SO_3 уменьшается. Степень снижения концентрации SO_3 при одной и той же кратности внутренней рециркуляции продуктов сгорания зависит еще от их температуры. Так, например, при $r_1 = 40\%$ и $T_p = 1500\text{ K}$ концентрация SO_3 снижается на 40%, а при $r_1 = 40\%$ и $T_p = 900\text{ K}$ на 53%.

Внешняя рециркуляция продуктов сгорания может осуществляться по-разному: через сопла в горелках, через специальные щели в топке или воздушные короба. Схема ввода газов рециркуляции в воздушный короб является наиболее оптимальной. Это позволяет эффективно снижать содержание оксидов серы и азота и тепловые потоки в зоне горения, что увеличивает надежность работы экранных поверхностей нагрева котла.

На рис. 2 показано влияние внешней рециркуляции продуктов сгорания на снижение концентрации SO_3 в дымовых газах. Из рисунка следует, что ввод

газов внешней рециркуляции во вторичный воздух приводит к увеличению концентрации SO_3 в продуктах сгорания, что хорошо согласуется с экспериментальной кривой 2, приведенной в [4]. Данное явление объясняется неоднозначной зависимостью образования серного ангидрида от температуры.

При вводе газов рециркуляции в первичный воздух концентрация SO_3 в продуктах сгорания снижается. Так, например, при двухступенчатом сжигании жидкого топлива ввод 40 % газов рециркуляции в первичный воздух приводит к снижению концентрации SO_3 на 38 %.

На основании расчетов можно сделать вывод, что концентрация серного ангидрида в продуктах сгорания зависит от содержания серы в топливе. Например, при двухступенчатом сжигании жидкого топлива с увеличением содержания серы в топливе концентрация SO_3 в продуктах сгорания увеличивается. Причем при $\text{S}^{\text{P}} \geq 3$ % увеличение концентрации SO_3 в продуктах сгорания незначительно.

При одноступенчатом сжигании жидкого топлива с одинаковым содержанием серы в топливе концентрация SO_3 в продуктах сгорания выше, чем при двухступенчатом сжигании, что хорошо согласуется с известными экспериментальными данными [5].

ЛИТЕРАТУРА

1. Жихар Г.И., Богданович И.Г., Кеда Н.П. Расчетное исследование образования оксидов азота и серы при сжигании мазута // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1986. – Вып. 13. – С. 51–55.
2. Изюмов М.А., Росляков П.В. Расчетные исследования образования оксидов азота и серы при сжигании жидких и газообразных топлив // Изв. вузов. Энергетика. – 1981. – № 10. – С. 40–46.
3. Внуков А.К. Теплохимические процессы в газовом тракте паровых котлов. – М.: Энергия, 1981. – 294 с.
4. Образование оксидов азота NO_x и серного ангидрида SO_3 в котлоагрегате ТГМП-314 / С.А. Тагер, В.И. Калмару, В.И. Козаков и др. // Теплоэнергетика. – 1974. – № 9. – С. 42–46.
5. Ахмедов Р.Б., Цирульников Л.М. Технология сжигания горючих газов и жидких топлив. – Л.: Недра, 1984. – 238 с.

УДК 621.181.62.501.22.001.53

В.К. СУДИЛОВСКИЙ, канд. техн. наук,
А.В. ЩЕРБИЧ (БПИ)

РАСЧЕТ ДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ВСТРОЕННЫХ СЕПАРАТОРОВ МОЩНЫХ ЭНЕРГБЛОКОВ

В XII пятилетке и в период до 2000 года прирост энергетических мощностей в европейской части СССР будет происходить главным образом за счет АЭС [1]. В связи с этим увеличится число пусков-остановов энергоблоков ТЭС, которые перейдут на работу в полупиковой и пиковой частях графика электрических нагрузок. В результате возрастет роль автоматизации пуско-остановочных режимов ТЭС.

В настоящее время появилась возможность автоматизировать управление встроенными сепараторами (ВС), которые являются основным элементом типовой пусковой схемы мощных энергоблоков, путем использования сигнала

по паросодержанию отсепарированного пара x_3 на основе дизлькометрического метода [2].

Для синтеза наиболее рациональной системы автоматического управления ВС с использованием сигнала по паросодержанию необходима модель ВС. Она позволит определять изменение паросодержания x_3 по каналу регулирования и при возмущении тепловой нагрузкой, расходом питательной воды и отсепарированного пара. Решение подобной задачи приводилось в [3, 4], в которых, однако, отклонение параметра x_3 непосредственно не рассчитывалось. В данной работе изложен метод получения уравнений, по которым можно аналитически определять изменение паросодержания x_3 при указанных выше отклонениях.

В пусковых схемах прямоточных котлов (рис. 1) обычно применяют центробежные пленочные сепараторы. Эффективность их работы оценивают КПД [3]:

$$\eta_{\text{BC}} = G_2^{\text{B}} / G_1^{\text{B}}, \quad (1)$$

где G_1^{B} и G_2^{B} – расход влаги, поступающей на вход ВС и в линию сброса из него.

Исходя из уравнения материального баланса

$$G_1 = G_2 + G_3 \quad (2)$$

и используя соотношение

$$G_3^{\text{B}} = (1 - x_3)G_3, \quad (3)$$

получили

$$x_3 = 1 - \frac{(1 - \eta_{\text{BC}})(1 - x_1)}{1 - \delta}, \quad (4)$$

где G_1 , G_2 и G_3 – расход среды соответственно на входе в ВС, на линиях сброса среды и отвода пара из ВС; x_1 – паросодержание на входе ВС; δ – относительный расход среды, равный отношению G_2/G_1 . Переходя к приращениям и линеаризуя (4), можно записать:

$$\Delta x_3 = \frac{\partial x_3}{\partial \eta_{\text{BC}}} \Delta \eta_{\text{BC}} + \frac{\partial x_3}{\partial x_1} \Delta x_1 + \frac{\partial x_3}{\partial \delta} \Delta \delta. \quad (5)$$

КПД сепаратора можно представить в виде произведения двух составляющих – конструктивной $\eta_{\text{к}}$ и режимной $\eta_{\text{р}}$:

$$\eta_{\text{BC}} = \eta_{\text{к}} \eta_{\text{р}}. \quad (6)$$

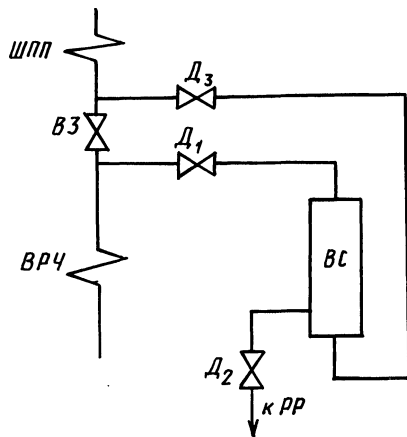
Составляющая $\eta_{\text{к}}$ определяется конструктивными особенностями ВС и для данного сепаратора имеет постоянное значение. Составляющая $\eta_{\text{р}}$ рассматривается для ВС идеальной геометрии в зависимости только от режимных параметров. Зависимость

$$\eta_{\text{р}} = \delta(1 - x_2)/(1 - x_1) \quad (7)$$

вытекает из выражений (1)...(3).

Рис. 1. Пусковая схема прямооточного котла со встроенным сепаратором:

ВС – встроенный сепаратор; РР – расточный расширитель; ВЗ – встроенная задвижка; ШПП – ширмовый пароперегреватель; ВРЧ – верхняя радиационная часть; Д₁, Д₂, Д₃ – клапаны.



Паросодержание на входе в ВС

$$x_1 = (i_{ВЗ} - i')/r \quad (8)$$

зависит от теплосодержания поступающей в ВС среды $i_{ВЗ}$, давления p в сепараторе, по которому определяются энтальпия кипящей воды i' и скрытая теплота парообразования r .

Продифференцируем уравнения (6)...(8), а также вычислим производные $\frac{\partial x_3}{\partial \eta_{ВС}}$, $\frac{\partial x_3}{\partial x_1}$ и $\frac{\partial x_3}{\partial \delta}$. В результате с учетом (5) получим:

$$\Delta x_3 = A_1 \Delta p + A_2 \Delta \delta + A_3 \Delta t_{ВЗ}, \quad (9)$$

где

$$A_1 = -A_3 \left(\frac{\partial i'}{\partial p} + x_{10} \frac{\partial r}{\partial p} \right) / c_p; \quad (10)$$

$$A_2 = \frac{\eta_{к}}{1-\delta_0} \left[1 - x_{20} - \delta_0 \frac{\partial x_2}{\partial \delta} + \frac{1 - x_{30}}{\eta_{к}} \right]; \quad (11)$$

$$A_3 = \frac{c_p}{r_0} \left\{ \eta_{к} \frac{1 - x_{10}}{1 - \delta_0} \left[\frac{\delta_0 (1 - x_{20})}{(1 - x_{10})^2} - \frac{\delta_0}{1 - x_{10}} \frac{\partial x_2}{\partial x_1} \right] + \frac{1 - \eta_{ВС0}}{1 - \delta_0} \right\}. \quad (12)$$

В уравнениях (10)...(12) $t_{ВЗ}$ – температура перед ВЗ, а c_p – изобарная теплоемкость среды перед ВЗ.

Для определения приращения давления Δp воспользуемся уравнением истечения среды через клапаны сепаратора Д₁, Д₂ и Д₃ и уравнением сохранения вещества.

В общем случае уравнение истечения имеет вид [5]

$$p_{д} - p_{п} = \xi_{к} G_{к}^2 v_{д}, \quad (13)$$

где ξ_k – коэффициент сопротивления; v_d – удельный объем среды.

Параметры среды перед клапаном обозначим индексом д, а параметры после него – индексом п, индекс k – номер клапана на рис. 1.

Уравнение сохранения вещества для ВС можно записать в следующем виде:

$$G_1 - (G_2 + G_3) = -(V/v^2) (dv/d\tau), \quad (14)$$

где V – внутренний объем ВС; τ – время; v – удельный объем среды на входе в ВС.

С учетом уравнений (13), (14) и термодинамических соотношений для удельного объема влажного пара в отклонениях параметров получили:

$$\Delta p_d - \Delta p_p = \frac{p_{d0} - p_{п0}}{\xi_{k0}} \Delta \xi_k + \frac{2(p_{d0} - p_{п0})}{G_{k0}} \Delta G_k + \frac{p_{d0} - p_{п0}}{v_{d0}} \Delta v_d; \quad (15)$$

$$\Delta G_1 - \Delta G_2 - \Delta G_3 = \frac{V}{v_0^2} \frac{d\Delta v}{d\tau}; \quad (16)$$

$$\Delta v_{ВЗ} = \frac{\partial v_{ВЗ}}{\partial t_{ВЗ}} \Delta t_{ВЗ}; \quad (17)$$

$$\Delta v = \left[\frac{\partial v'}{\partial p} (1 - x_{10}) + \frac{\partial v''}{\partial p} x_{10} \right] \Delta p + (v_0'' - v_0') \Delta x_1, \quad (18)$$

где $v_{ВЗ}$, v' и v'' – удельные объемы соответственно среды перед ВЗ, кипящей воды, насыщенного пара.

Решая совместно уравнения (15)–(18), получаем дифференциальное уравнение, которое связывает отклонение давления Δp с изменениями параметров $t_{ВЗ}$, ξ_2 и давления за клапанами $\Pi_2 (p_2)$ и $\Pi_3 (p_3)$:

$$k_2 \Delta p - k_1 \frac{V}{v_0^2} \frac{d\Delta p}{d\tau} = \frac{V}{v_0^2} \frac{v_0'' - v_0'}{r_0} c_p \frac{d\Delta t_{ВЗ}}{d\tau} + \left(\frac{G_{10}}{2v_0} \frac{v_0'' - v_0'}{r_0} c_p - G_{10} \frac{\partial v_{ВЗ}}{\partial t_{ВЗ}} \right) \Delta t_{ВЗ} + \frac{G_{20}}{2(p_0 - p_{20})} \Delta p_2 + \frac{G_{20}}{2\xi_{20}} \Delta \xi_2 + \frac{G_{30}}{2(p_0 - p_{30})} \Delta p_3, \quad (19)$$

где

$$k_1 = (1 - x_{10}) \frac{\partial v'}{\partial p} + x_{10} \frac{\partial v''}{\partial p} - \frac{v_0'' - v_0'}{r_0} \left(\frac{\partial i'}{\partial p} + x_{10} \frac{\partial r}{\partial p} \right);$$

$$k_2 = G_{10}/2(p_{ВЗ} - p_0) + G_{20}/2(p_0 - p_{20}) + G_{30}/2(p_0 - p_{30}) - G_{10} k_1 / 2v_0.$$

Определим приращение $\Delta \delta$. С учетом (13) относительный расход δ равен

$$\delta = \sqrt{\frac{p - p_2}{\xi_2 v G_1^2}}.$$

Продифференцировав это выражение и учитывая уравнение (18), найдем приращение $\Delta\delta$:

$$\Delta\delta = \left(\frac{\delta_0}{2(p_0 - p_{20})} - \frac{\delta_0}{2v_0} k_1 \right) \Delta p - \frac{v_0'' - v_0'}{r_0} c_p \Delta t_{\text{ВЗ}} - \frac{\delta_0}{2\xi_{20}} \Delta\xi_2 - \frac{\delta_0}{2(p_0 - p_{20})} \Delta p_2 - \frac{\delta_0}{G_{10}} \Delta G_1. \quad (20)$$

Таким образом, получена система уравнений (9), (19) и (20), которая связывает изменение степени сухости x_3 с изменением температуры $t_{\text{ВЗ}}$, расхода G_1 , давления p_2 и p_3 и коэффициента ξ_2 . Решить ее можно с помощью преобразований Лапласа:

$$\Delta x_3(s) = (k_{t_{\text{ВЗ}}} \frac{s + k_{3,t_{\text{ВЗ}}}}{s - k_4} + k_{5,t_{\text{ВЗ}}}) \Delta t_{\text{ВЗ}} + (\frac{k_{3,p_2}}{s - k_4} + k_{5,p_2}) \Delta p_2 + (\frac{k_{3,\xi_2}}{s - k_4} + k_{5,\xi_2}) \Delta\xi_2 + \frac{k_{3,p_3}}{s - k_4} \Delta p_3 + k_{5,G_1} \Delta G_1.$$

Следовательно, ВС по рассмотренным каналам представляет собой параллельное соединение аperiodического и усилительного звеньев, или только аperiodическое звено, или только усилительное звено.

Чтобы проверить предложенную методику, был произведен расчет переходного процесса для котла ТГМП-314 энергоблока 300 МВт при изменении коэффициента сопротивления ξ_2 клапана D_2 . При этом возмущении коэффициенты передаточной функции рассчитывались по следующим зависимостям:

$$k_{3,\xi_2} = -(k_6/k_1) (v_0/V) (G_{20}/(2\xi_{20}));$$

$$k_4 = (k_2/k_1) (v_0/V);$$

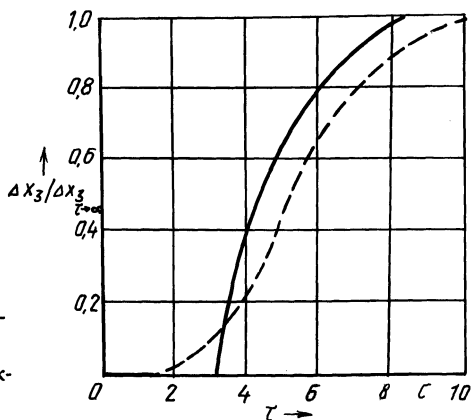


Рис. 2. Сравнение расчетной и экспериментальной кривых разгона по паросодержанию отсепарированного пара при возмущении клапаном D_2 для котла ТГМП = 314. Сплошная линия — расчетная кривая; пунктирная — экспериментальная.

$$k_{5,\xi_2} = -A_2 \delta_0 / (2\xi_2);$$

$$k_6 = A_1 + A_2 \left(\frac{\delta_0}{2(p_0 - p_{20})} - \frac{k_1 \delta_0}{2v_0} \right).$$

Применяя обратное преобразование по Лапласу к полученной-передаточной функции, определим переходную функцию:

$$\Delta x_3(\tau) = ((k_6/k_2)(G_{20}/\xi_{20})(1 - e^{k_4\tau}) - A_2 \delta_0 / (2\xi_2)) \Delta \xi_2. \quad (21)$$

На рис. 2 представлены кривые разгона по паросодержанию x_3 при возмущении клапаном D_2 , рассчитанные по формуле (21) (кривая 1) и полученные экспериментально на Лукомльской ГРЭС (кривая 2), которые удовлетворительно согласуются.

ЛИТЕРАТУРА

1. Материалы XXVII съезда Коммунистической партии Советского Союза. — М.: Политиздат, 1986. — С. 265–335.
2. Системы регулирования узла встроенного сепаратора / В.К. Судиловский, Ю.В. Мулев, А.В. Щербич, В.Г. Билуха. — Научные и прикладные проблемы энергетики. — 1986. — Вып. 13. — С. 20–23.
3. Крашенинников В.В., Доверман Г.И., Миронова В.А. Расчет динамических характеристик перегретельного тракта прямооточного котла при пуске блока // Теплоэнергетика. — № 1. — 1972. — С. 50–53.
4. Крашенинников В.В., Доверман Г.И. Математическое моделирование динамических свойств прямооточного котла при пуске // Теплоэнергетика. — № 4. — 1973. — С. 14–22.
5. Серов Е.П., Корольков Б.П. Динамика парогенераторов. — М.: Энергоиздат, 1981. — 408 с.

УДК 621.182

В.А. КОВАЛЕВ, С.В. СОМОВА,
Н.Н. САПУН, Б.М. РУДЕНКОВ,
канд-ты техн. наук (БПИ),
В.В. МАЙОРОВ (ВПО "Каустик")

ВОЗМОЖНОСТИ СЖИГАНИЯ ХЛОРСОДЕРЖАЩИХ ВТОРИЧНЫХ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ РЕСУРСОВ ПРОИЗВОДСТВА ПОЛИВИНИЛХЛОРИДНЫХ СМОЛ В ТОПКАХ ПРОМЫШЛЕННЫХ КОТЛОВ

Газы, образующиеся в процессе производства поливинилхлоридных смол (ПВХС), сжигаются в факеле. Выделяющаяся при этом теплота в настоящее время не имеет практического применения. Сжигание сбросного (факельного) газа в топках промышленных котлов позволит не только улучшить экологические характеристики процесса, но и использовать его теплоту для выработки пара. При этом сэкономится значительное количество первичного топлива.

Рассматриваемый газ состоит из водорода, оксида углерода, метана, ряда непредельных углеводородов состава $C_m H_n$ ($m = 2 \dots 4$, $n = 2 \dots 6$), бензола и хлоралифатических соединений — дихлорэтана и винилхлорида. Кроме горючих составляющих, в сбросном газе имеется значительное количество водяных

паров, диоксида углерода и азота.

Из-за наличия CO этот газ относится к ядовитым, а присутствие в его составе водорода (44 % по объему) обуславливает высокую взрывоопасность газовой смеси. Кроме того, при сжигании хлорсодержащих продуктов возможно образование и таких токсичных веществ, как фосген, свободный хлор.

Проанализируем процесс горения данной газовой смеси.

Теплота сгорания газовой смеси определяется по формуле [1]

$$Q_H^p = \left[\frac{q_{CO} CO + q_{H_2} H_2 + q_{CH_4} CH_4 + \sum q_{C_m H_n} C_m H_n + \sum q_{C_m H_n Cl_p} C_m H_n Cl_p}{100} \right],$$

где q_{CO} , q_{H_2} , q_{CH_4} , $q_{C_m H_n}$, $q_{C_m H_n Cl_p}$ – теплота реакции сгорания отдельных компонентов смеси [1, 2]; CO, H_2 , CH_4 , $C_m H_n$, $C_m H_n Cl_p$ – содержание горючих компонентов в газовой смеси, % по объему.

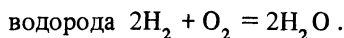
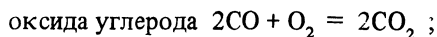
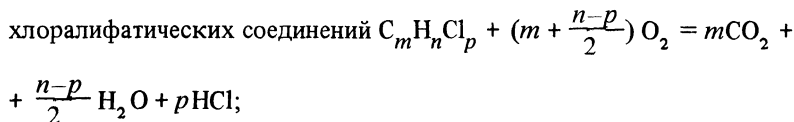
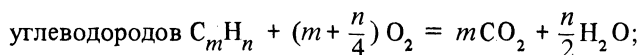
Теплота сгорания любого из перечисленных компонентов сбросного газа вычисляется согласно [2].

Произведя соответствующие расчеты, определим теплоту сгорания газовой смеси: она равна 20150 кДж/нм³.

Особенности горения факельного газа определяются его компонентным составом. Окисление каждого компонента смеси представляет собой реакцию с разветвленными цепями, когда каждая активная молекула быстро порождает ряд новых активных центров, ускоряющих процесс.

Последовательность элементарных реакций горения компонентов газовой смеси можно представить в виде схемы [3]. Из ее анализа следует вывод о том, что в результате неполного окисления продуктов реакции возможно образование различных альдегидов, а также фосгена и свободного хлора [4]. При избытке же кислорода и правильной организации режима горения конечными продуктами реакции окисления будут CO_2 , H_2O , HCl.

В общем виде процесс окисления газовой смеси, полученной при производстве ПВХС, можно представить в виде следующих реакций окисления:



Таким образом, один из продуктов полного сгорания сбросного газа – хлористый водород, который в настоящее время является загрязнителем атмосферы. При сжигании факельного газа в топках промышленных агрегатов

хлористый водород будет вызывать интенсивную низкотемпературную коррозию хвостовых поверхностей котлоагрегатов при температуре дымовых газов, близкой к точке росы (для $\text{HCl} - 105^\circ\text{C}$). При температуре дымовых газов за котлом $150...130^\circ\text{C}$ и организации мокрой очистки дымовых газов после выхода из котла можно избежать вредного воздействия хлористого водорода.

Произведем расчет горения газовой смеси согласно [5]. Имеется следующий состав продуктов сгорания с коэффициентом избытка воздуха α , равным 1: $V_{\text{CO}_2} = 0,68 \text{ нм}^3/\text{нм}^3$; $V_{\text{N}_2\text{O}} = 1,01$; $V_{\text{N}_2} = 3,52$; $V_{\text{HCl}} = 0,002$; $V_{\text{T}} = 5,212 \text{ нм}^3/\text{нм}^3$ ($V^0 = 4,41 \text{ нм}^3/\text{нм}^3$). Жаропроизводительность газовой смеси, подсчитанная по упрощенной формуле Равича, равна 2300°C , расчетная температура ее горения — 2130°C . Пределы взрываемости газозвоздушной смеси (с учетом балласта) — $6...44\%$, скорость распространения пламени — 253 м/с , что объясняется высоким содержанием водорода в газовой смеси. Поэтому при сжигании факельного газа в топках промышленных агрегатов необходимо учитывать данные особенности газа и повышенное внимание обращать на выбор горелочных устройств и автоматику, обеспечивающую безопасность сжигания.

Был произведен тепловой расчет котельного агрегата ДЕ-10/14, использующего в качестве топлива факельный газ. В результате расчетов установлено, что объем топочной камеры и площади поверхностей нагрева соответствуют оптимальным и реконструкции котла не требуется. При использовании факельного газа в котельной, оборудованной двумя рабочими котлами указанного типа, выработка пара составит 20 т/ч . При этом достигается экономия топлива (условного):

$$B_{\text{т.у}} = 0,143 \cdot Q_{\text{H}}^{\text{P}} \cdot V \cdot \tau \cdot \eta_{\text{исп}} = 11500 \text{ т топлива (условного) / год.}$$

Таким образом, при сжигании факельного газа в качестве топлива в промышленных котельных возможна значительная экономия топливных ресурсов. В качестве горелочных устройств предпочтительнее горелки, предназначенные для сжигания водорода. При организации мокрой очистки дымовых газов значительно снизится загрязнение атмосферного воздуха.

ЛИТЕРАТУРА

1. К а з а н ц е в Е.И. Промышленные печи. — М.: Металлургия, 1975. — 268 с. 2. Справочник химика / Под ред. Б.П.Никольского. — М.: Химия, 1971. — Т. 1. — 1072 с. 3. А в р а м е н к о Л.И., К о л е с н и к о в а К.В. Экспериментальное определение последовательности элементарных реакций атомов и радикалов // Цепные реакции окисления углеводорода в газовой фазе. — М.: Изд. АН СССР. — 1955. — С. 187–209. 4. Методы элементорганической химии. Хлоралифатические соединения. — М.: Наука, 1979. — 750 с. 5. Н и г м а т у л л и н И.Н. Тепловые двигатели. — М.: Высш. шк., 1974. — 375 с.

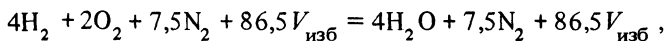
В.А. КОВАЛЕВ, С.В. СОМОВА, Н.Н. САПУН,
канд-ты техн. наук (БПИ),
Ю.А. ЦЕРЕРИН (ПО "Союзхимпромэнерго"),
В.В. МАЙОРОВ (ВПО "Каустик")

ВОЗМОЖНОСТИ УТИЛИЗАЦИИ СБРОСНОГО ВОДОРОДА НА ВОЛГОГРАДСКОМ ПО "КАУСТИК"

При производстве каустической соды в процессе электролиза выделяется свободный водород, значительная часть которого на предприятиях химической промышленности выбрасывается в атмосферу. Для утилизации этого водорода целесообразно использовать его в качестве топлива в котельных и технологических топках.

Водород как топливо значительно отличается от других горючих газов, в частности от метана — основной части горючего газа. Низшая теплотворная способность водорода $Q_H^P = 2580$ ккал/нм³, плотность $\rho_{H_2} = 0,09$ кг/нм³. Водород относится к газам с повышенной взрывоопасностью (интервал взрываемости при 20 °С 18,3...74 %). Он обладает большой диффузионной способностью, текучестью и высоким для газов коэффициентом теплопроводности. Пределы воспламенения водорода в смеси с воздухом составляют 4...74 % (для метана 5...15 %), что в пересчете на коэффициент избытка воздуха α равно 10...0,15.

На нижней границе воспламенения при содержании 4 % H₂ в газовой смеси уравнение горения водорода можно записать:



где $V_{изб}$ — избыточное содержание воздуха в газовой смеси. При этом объем водородно-воздушной смеси превышает объем стехиометрической смеси в 7,4 раза: $100/(100 - 86,5)$. Жаропроизводительность водорода 2235 °С. При его сжигании по рассматриваемому уравнению калориметрическая температура горения должна быть примерно в 7 раз ниже жаропроизводительности, т. е. около 300 °С. Следовательно, воспламенение и горение водорода может происходить при низких температурах.

Важным показателем, который следует учитывать при сжигании водорода в горелочных устройствах, является высокая скорость распространения пламени: 250 м/с при 20 °С (для метана 35 м/с).

Перечисленные особенности горения водорода обуславливают определенные требования к выбору горелочных устройств при использовании водорода в качестве топлива.

Рассмотрим основные производства волгоградского ПО "Каустик", где происходит сброс водорода в атмосферу, и определим расход водорода, который целесообразно утилизировать в качестве топлива для котельных и технологических агрегатов.

Сбросной водород образуется в производствах хлора и каустика (ХИК) ртутным и диафрагменным методами и методом электролиза соляной кислоты. Частично водород используется в технологии для производства соляной

кислоты. При определении возможности использования сбросного водорода в качестве горючих ВЭР необходимо учитывать то количество H_2 , которое в настоящее время сбрасывается в атмосферу.

В цехе производства ХИК ртутным методом выброс водорода в атмосферу составляет $2000 \text{ м}^3/\text{ч}$. При утилизации этого водорода в качестве горючих ВЭР при теплотворной способности водорода $Q_{H_2}^P$, равной $2500 \text{ ккал}/\text{нм}^3$, выработка тепловой энергии $Q_{ВЭР}$ составит $Q_{H_2}^P \cdot V_{H_2}$, или $2000 \cdot 2500 \cdot 10^{-6} = 5,0 \text{ Гкал}/\text{ч}$. Годовая утилизация теплоты $Q_{ВЭР}^{\text{год}}$ за счет использования водорода (при работе водородовыделяющего оборудования $8520 \text{ ч}/\text{год}$) составит $5,0 \cdot 8520 = 42600 \text{ Гкал}/\text{год}$, что эквивалентно сокращению расхода условного топлива B на $0,143 Q_{ВЭР}^{\text{год}} \eta_{\text{исп}}$: $42600 \cdot 0,143 \cdot 0,75 = 4570 \text{ т}/\text{год}$.

В производстве ХИК диафрагменным методом сбросной газ, содержащий водород, имеет следующий состав: 35 % H_2 , 65 % H_2O . Причем постоянный сброс газа равен 1230 и периодический (8 ч в сутки) — $17220 \text{ м}^3/\text{ч}$. Среднечасовой выход ВЭР в виде водорода V_{H_2} в этом случае равен: $(1230 + 17220/24 \cdot 8) \cdot 0,35 = 2440 \text{ м}^3/\text{ч}$. Годовая утилизация тепла $Q_{ВЭР}^{\text{год}}$ составит $2440 \cdot 2500 \cdot 10^{-6} = 6,1 \text{ Гкал}/\text{ч}$. Экономия топлива (условного) при утилизации H_2 — $5580 \text{ т}/\text{год}$.

В производстве хлора электролизом соляной кислоты при среднегодовой (фактической) выработке хлора $8000 \text{ т}/\text{год}$ и выходе свободного водорода $320 \text{ нм}^3/\text{т}$ хлора количество ВЭР в виде водорода V_{H_2} будет равно: $8000 \times 320/8520 = 300 \text{ нм}^3/\text{ч}$, что эквивалентно выработке тепловой энергии $Q_{ВЭР} = 0,75 \text{ Гкал}/\text{ч}$, а экономия топлива (условного) при этом — $685 \text{ т}/\text{год}$.

Таким образом, при использовании сбросного водорода в качестве горючих ВЭР на волгоградском ПО "Каустик" выработка теплоты $Q_{ВЭР}^{\text{год}}$ составит $100990 \text{ Гкал}/\text{год}$. При этом может быть достигнута экономия топлива (условного) $10835 \text{ т}/\text{год}$.

Ряд организаций, в том числе ПО "Союзхимпромэнерго", провели работы по использованию в котельных, оборудованных типовыми котлами, сбросного водорода вместо природного газа.

Рассмотрим возможность использования сбросного водорода на волгоградском ПО "Каустик" для выработки пара в котельной, оборудованной типовыми котлами ДКВР-10/13.

Количество пара, которое может быть выработано в котельной при использовании в качестве топлива сбросного водорода (продувкой при расчете пренебрегаем), определим из выражения $D = Q_{ВЭР}/(i_{п.в} - i_{п.г}) = 49,65 \times 10^6 \cdot 4,19/(2780 - 608) = 22860 \text{ кг}/\text{ч} = 22,86 \text{ т}/\text{ч}$.

Таким образом, теплоты сбросного водорода достаточно для выработки пара в количестве $20 \text{ т}/\text{ч}$, или, другими словами, для утилизации сбросного водорода можно использовать котельную, оборудованную двумя рабочими котлами ДКВР-10/13 и одним резервным.

Исходя из имеющегося опыта ПО "Союзхимпромэнерго", в качестве горелочного устройства для сжигания водорода в условиях ВПО "Каустик" рекомендуется использовать горелку ГМГБ-5,6, которая хорошо работает на смеси водорода с природным газом [1] и прошла стендовые испытания при работе на сбросном водороде. Горелка состоит из лопаточного завихрителя

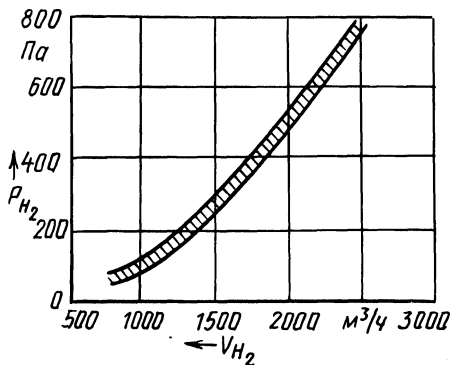


Рис. 1. Расходная характеристика горелки ГМГБ-5,6 по воздуху.

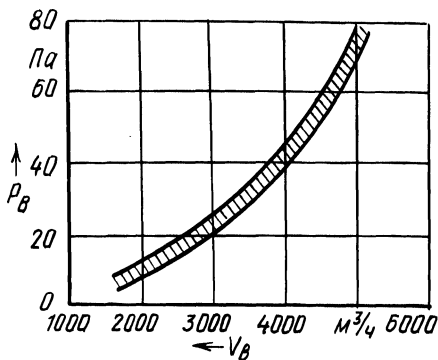


Рис. 2. Расходная характеристика горелки ГМГБ-5,6 по водороду.

тангенциального типа с профильными поворотными лопатками, газораздающей части и воздушного короба. Мазутная часть из горелки удалена.

Произведем ориентировочный расчет параметров горелки при исходных паспортных данных: номинальном расходе природного газа $V_{п.г} = 660 \text{ м}^3/\text{ч}$; номинальном расходе воздуха $V_B = 6600 \text{ м}^3/\text{ч}$; номинальном давлении газа $p_{п.г} = 450 \text{ кг}/\text{м}^2$; номинальном давлении воздуха $p_B = 120 \text{ кг}/\text{м}^2$.

Поскольку низшая теплота сгорания природного газа $Q_{н.п.г}^p$ равна $8500 \text{ ккал}/\text{м}^3$, а водорода $2580 \text{ ккал}/\text{м}^3$, теоретический объем воздуха для сжигания природного газа $V_{п.г}^o$ будет $9,5 \text{ м}^3/\text{м}^3$, водорода $2,38 \text{ м}^3/\text{м}^3$. Плотность природного газа $\rho_{п.г}$ при нормальных условиях $0,73 \text{ кг}/\text{м}^3$, водорода — $0,09 \text{ кг}/\text{м}^3$. Тогда номинальный расход водорода составит: $V_{п.г} Q_{н.п.г}^p / Q_{нH_2}^p = 660 \cdot (8500/2580) = 2175 \text{ м}^3/\text{ч}$; номинальный расход воздуха для сжигания водорода ($\alpha = 1,05$) $V_{H_2} \alpha V_{H_2}^o = 2175 \cdot 1,05 \cdot 2,38 = 5430 \text{ м}^3/\text{ч}$; номинальное давление водорода (при тех же соплах) $p_{п.г} \rho_{H_2} V_{H_2}^2 / \rho_{п.г} V_{п.г} = 450 \cdot 2175^2 \times 0,09/660^2 \cdot 0,73 = 602 \text{ кг}/\text{м}^2$; номинальное давление воздуха $(p_B (V_B^{H_2})^2) / V_B^2 = 120 \cdot 5430^2 / 6600^2 = 81 \text{ кг}/\text{м}^2$.

На основании этого расчета построены расходные характеристики горелки по воздуху (рис. 1) и водороду (рис. 2).

Для сравнительной оценки работы котла ДКВР-10/13 был проведен тепловой расчет котельного агрегата на двух видах топлива: природном газе Саратовского месторождения и водороде. В результате расчета выявлено: при паропроизводительности котла $10 \text{ т}/\text{ч}$ при работе на водороде температуры на выходе из топки и на выходе из конвективной части остаются такими же, как и при сжигании природного газа.

Таким образом, применение сбросного водорода в качестве топлива для котлоагрегата ДКВР-10/13 не требует дополнительной реконструкции котла. Коэффициент полезного действия при этом остается одинаковым.

1. Х а р а з Д.И., П с а х и с Б.И. Пути использования вторичных энергоресурсов в химических производствах. – М.: Химия, 1984. – 224 с.

УДК 621.91

Н.И. ШКОДА, канд. техн. наук (БПИ)

ВОЗМОЖНОСТИ РАСШИРЕНИЯ РЕГУЛИРОВОЧНОГО ДИАПАЗОНА ТЭС ПРИ ЕЕ РЕКОНСТРУКЦИИ

Возрастание числа агрегатов ТЭС (включая энергоблочное оборудование), отработавших свой расчетный ресурс времени, остро ставит проблему их дальнейшего использования. В энергетической программе СССР на длительную перспективу определены необходимые объемы подлежащего замене энергетического оборудования. Однако министерствами энергетики и электрификации СССР и энергетического машиностроения СССР не определены типы энергетического оборудования, которое должно вводиться в период 1990–2000 гг. и обеспечивать эффективную замену демонтируемого [1].

Разработанное и выпускаемое отечественными энергомашиностроительными заводами оборудование для ТЭС не отвечает возросшим требованиям маневренности. Прежде всего не обеспечивается эффективная замена отработавшего установленный срок оборудования ТЭС, которое выполняет функции маневренных электростанций. Очевидно, при реконструкции и модернизации морально устаревших, но пригодных к дальнейшей эксплуатации (после небольшого восстановительного ремонта отдельных деталей) турбин необходимо добиваться значительного расширения регулировочного диапазона работы станции.

Тенденция к продлению эксплуатационной кампании ТЭС, отработавших расчетный ресурс времени, соответствует наметившемуся в мире изменению взгляда на их срок службы (50...60 лет вместо ранее установленного 20...30 лет). Следует также учесть, что значительная доля намеченного к реконструкции и модернизации энергооборудования представляет собой типовые теплофикационные или конденсационные турбоагрегаты, переведенные на теплофикационный режим работы.

Таким образом, в большинстве случаев поставлен вопрос о реконструкции, модернизации или выводе из эксплуатации устаревшего теплофикационного оборудования ТЭС, обеспечивающего выработку электроэнергии по теплофикационному циклу с удельным расходом топлива 0,15...0,16 кг у.т./(кВт·ч), что в 2 раза ниже, чем на конденсационных энергоблоках с закритическими параметрами пара. Причем на опыте видно, что ТЭС, модернизированные в ТЭЦ, расположены в центре потребления тепловых и электрических нагрузок, имеют развитую мощность пиковых водогрейных котлов (ПВК) и еще длительное время (даже после ввода замещающих их мощностей на АЭС) остаются резервом тепловых и электрических мощностей.

Проведенные исследования показывают, что ТЭЦ, совмещенные с крупными водогрейными котельными, можно дополнить электротоплами, кото-

рые используют электроэнергию для отопления в ночные часы при наличии свободной мощности энергосистемы. Такая малозатратная реконструкция позволит в дальнейшем использовать морально устаревшие, но высокоэкономичные ТЭЦ в качестве маневренных электростанций для заполнения провалов в графиках потребления электроэнергии. Следует учесть, что отключение электродкотлов позволяет увеличить аварийный резерв электрической мощности энергосистемы. Так как установленная мощность электродкотлов дублирует тепловую мощность сетевых подогревателей, то они могут также рассматриваться в качестве резервной тепловой мощности системы теплоснабжения.

Удельный расход топлива на отпуск теплоты от электродкотлов

$$b_Q^{\text{ЭК}} = B_3 / (3,6W_3^{\text{ЭК}}) = 3600 / (3,6Q_{\text{Н}}^{\text{П}} \eta_{\text{С}}^{\text{Э}} \eta_{\text{ЭП}} \eta_{\text{ЭК}}) = \\ = 10^3 / (Q_{\text{Н}}^{\text{П}} \eta_{\text{С}}^{\text{Э}} \eta_{\text{ЭП}} \eta_{\text{ЭК}}),$$

где B_3 и $W_3^{\text{ЭК}}$ – расход соответственно топлива на выработку электроэнергии, потребляемой электродкотлами, и электроэнергии на электродкотлы; $\eta_{\text{С}}^{\text{Э}}$, $\eta_{\text{ЭП}}$ и $\eta_{\text{ЭК}}$ – коэффициенты полезного действия соответственно станции по выработке электроэнергии, потребляемой электродкотлами, электропередачи и электродкотлов.

Экономия расчетных затрат в энергосистеме от перевода ТЭЦ в маневренный режим работы с электродкотлами, дублирующими часть мощности пиковых водогрейных котлов (ПВК), определится по выражению

$$\Delta Z = p_{\text{Н}} (\Delta K_{\text{зам}}^{\text{КЭС}} + \Delta K_{\text{ман}} + \Delta K^{\text{ПВК}} + K_{\text{рек}} - K_{\text{ЭК}} - K_{\text{в.рем}}) + \\ + [b_{\text{зам}}^{\text{КЭС}} \text{Э}_{\text{год}} - B_{\text{ЭЭ}}^{\text{ТЭЦ}} - (b_Q^{\text{ЭК}} - b^{\text{ПВК}}) Q_{\text{от}}^{\text{ЭК}}] z_{\text{Т}},$$

где $p_{\text{Н}}$ – коэффициент нормативной эффективности капиталовложений; $\Delta K_{\text{зам}}^{\text{КЭС}}$, $\Delta K_{\text{ман}}$, $\Delta K^{\text{ПВК}}$, $K_{\text{рек}}$, $K_{\text{ЭК}}$ и $K_{\text{в.рем}}$ – капитальные затраты соответственно на ввод мощности замещаемой КЭС при демонтаже турбин устаревшей ТЭЦ, на увеличение регулировочного диапазона замещаемой ТЭС энергосистемы, в резервную тепловую мощность водогрейной котельной, перевод ТЭЦ в котельную, электродкотлы и восстановительный ремонт; $b_{\text{зам}}^{\text{КЭС}}$ – удельный расход топлива на замещаемой КЭС энергосистемы; $\text{Э}_{\text{год}}$ и $B_{\text{ЭЭ}}^{\text{ТЭЦ}}$ – годовые соответственно отпуск электроэнергии и расход топлива на выработку электроэнергии для реконструируемой ТЭЦ; $b_Q^{\text{ЭК}}$ и $b^{\text{ПВК}}$ – удельный расход топлива соответственно на отпуск теплоты от электродкотлов и ПВК; $Q_{\text{от}}^{\text{ЭК}}$ – годовая отпуск теплоты от электродкотлов; $z_{\text{Т}}$ – замыкающие затраты на топливо.

Расчеты, проведенные применительно к Минской ТЭЦ-2 показывают, что установка электродкотлов – эффективное средство повышения маневренности, экономичности, надежности и качества тепло- и электроснабжения. Такое мероприятие обеспечивает годовую экономию около 1,3 млн. р., из них за счет экономии в энергосистеме – 28 тыс.т топлива (условного), или 700 тыс.р. Отметим, что тенденция использования электродкотлов в системах теплоснабжения для регулирования электрических нагрузок в последнее время харак-

терна и для некоторых зарубежных стран: Финляндии, Швеции и др. [2, 3]. Единичная мощность электрокотлов в этих странах составляет 20...40 МВт. Производство электрокотлов единичной мощностью до 10 МВт организовано в СССР на заводе сантехнических и электромонтажных изделий (ЗСТЭМИ) в г. Братске.

ЛИТЕРАТУРА

1. Гапеев В.В. Повышение технического уровня теплоэнергетики в XII пятилетке // Теплоэнергетика. — 1986. — № 1. — С. 5–8. 2. Realized systems of nuclear heat generation / P.Zenker, E. Aalto, P. Almgvist, L. Gross. "Fernwärme Int. Adressb. und Bezugsquellenverzeichnis". Frankfurt, 1985. — S. 120–136. 3. Kainlauri Eino O. Renewable forms of energy utilized in district heating systems in Europe. Energy Dev.: New Forms, Renewables, Conserv. Proc. ENERGEX' 84, Global Energy Forum Regina, 14–19 May, 1984, Toronto e.a., 1984, p. 971–974.

УДК 621.1.016.4-462

Г.В. ВАСИЛЬЕВА, канд. техн. наук,
Э.М. КОСМАЧЕВА (БПИ)

КРИЗИС КИПЕНИЯ В ТЕРМОСИФОНЕ

Экспериментальное исследование процессов тепло- и массопереноса двухфазных термосифонов направлено главным образом на изучение физической природы оптимальных условий работы, которые обеспечивают максимальный перенос тепла из горячей среды в холодную.

Связь между геометрическими характеристиками термосифонов, их теплофизическими свойствами и внешними условиями подвода и отвода тепла определяется рядом зависимостей, позволяющих использовать термосифоны в теплопередающих устройствах для утилизации тепла вторичных энергоресурсов. К таким устройствам относятся воздухоподогреватели паровых и водогрейных котлов [1], системы кондиционирования и отопления промышленных и жилых зданий [2], льдогрунтовые основания различного назначения, используемые в строительстве [3], металлургические агрегаты [4], электрические машины [5] и радиоэлектронные устройства [6].

Целью данной работы явилось исследование кризисных явлений теплопередачи в двухфазных термосифонах. Опыты проводились на экспериментальной установке, которая представляла собой термосифон, выполненный из Ст 3 диаметром 42/40 мм, длиной 4500 мм. Длина испарителя составляла 1200 мм, длина конденсатора — 1250 мм. Испаритель термосифона имеет шесть ребер, высота каждого из них 60 мм, длина 1200 мм и расстояние между ними 15 мм. Термосифон заправляется фреоном (0,5 объема испарителя).

Нагрев испарительной зоны термосифона осуществлялся трубчатыми радиационными нагревателями, расположенными между ребрами. К нагревателям поступал ток от сети напряжением 380 В через систему понижающих трансформаторов, позволяющих регулировать подводимую к термосифону мощность в широком диапазоне нагрузок.

Температуру стенки опытного термосифона измеряли при помощи

хромель-копелевых термопар. Градуировка термопар проводилась на контрольной платино-родиевой термопаре, эдс термопар измерялась при помощи цифрового вольтметра В7-21 класса 0,5. Горячие спаи термопар диаметром 0,5 мм укладывали в гнезда и зачеканивали в стенку на глубину 1,5 мм. Соединительные провода, изолированные лаком и шелковой оплеткой, укладывали в выфрезерованную канавку длиной 15 мм и покрывали эпоксидной смолой.

Конденсатор охлаждался в камере с циркулирующей водой. Тепловой поток, передаваемый вдоль термосифонов, определялся калориметрированием в зоне конденсации.

Температура воды на входе в охлаждающую рубашку $T'_{\text{охл}}$ и выходе $T''_{\text{охл}}$ из нее измерялась установленными в специальные воронки лабораторными термометрами с ценой деления 0,1 °С, ртутные баллоны которых омывались водой.

Расход охлаждающей воды $G_{\text{охл}}$ через теплообменник, установленный в конденсаторной зоне, измеряли объемным методом. Для этого поток охлаждающей воды направляли в мерный бак емкостью 0,01 м³ и заполняли его до отметки на водоуказательном стекле. Время заполнения мерного бака отсчитывали по секундомеру с ценой деления 0,2 с.

Для измерения угла наклона термосифона по отношению к горизонту использовали координатное устройство, позволяющее изменять наклон трубы в пределах 0...90°. Точность установки проверялась прибором НС-4, максимальное отклонение трубы от горизонтали не превышало 0,5 мм.

Известно, что теплопередающая способность термосифона зависит как от теплофизических свойств материала корпуса трубы и теплоносителя, так и от гидродинамики движения двухфазной системы пар—жидкость.

При вязкостно-гравитационном течении пара и жидкости термосифон работает в устойчивом режиме. Изменение теплового потока и угла наклона трубы при росте рабочей температуры нарушает устойчивую работу термосифона, из-за чего возникают критические явления. Причинами их возникновения бывают следующие факторы.

1. Пересыхание участков испарителя при малом объеме рабочей жидкости. Жидкость движется по внутренним стенкам термосифона в виде пленки конденсата, который может испариться; при этом часть испарителя останется сухой. Поскольку конденсат в виде тонкого ручейка движется по нижней образующей термосифона, то испаритель в верхней своей образующей пересыхает. Это происходит при изменении угла наклона термосифона по отношению к горизонту.

2. При большой радиальной плотности теплового потока возникает кризис кипения в испарителе, и между стенкой испарителя и пленкой конденсата образуется прослойка пара.

3. Пересыхание отдельных участков испарителя может происходить при гидродинамическом кризисе, связанном с интенсивным взаимодействием встречных потоков пара и жидкости. В этом случае пленка жидкости увлекается встречным потоком пара и "отрывается" от стенки, на данном участке термосифона происходит пересыхание стенки.

При заполнении термосифона теплоносителем на 0,5 и более объема испа-

рителя наиболее вероятны два последних вида кризисов. Это положение подтверждается результатами проведенных экспериментов.

В качестве теплоносителя использовалась вода, тепловые нагрузки термосифона изменялись в пределах 1...3 кВт, расход охлаждающей жидкости в рубашке конденсатора составлял 0,03...0,1 кг/с, температура охлаждающей жидкости равнялась 22 °С.

На рис. 1 показана зависимость температурного поля вдоль термосифона от угла наклона. Из графика видно, что при тепловом потоке $3 \cdot 10^3$ Вт, передаваемом по термосифону, в зоне испарения наблюдается гидродинамический кризис из-за интенсивного взаимодействия встречных потоков пара и жидкости. Вязкостный режим течения нарушается, в конденсаторной зоне термосифона образуются пробки, которые не позволяют потоку пара проникать в оставшуюся часть конденсатора. За пробкой в конденсаторе жидкость неподвижна и перенос тепла осуществляется только кондукцией.

В зоне испарителя на участке длиной 0,5...1 м наблюдается перегрев стенки, вызванный недостаточным поступлением жидкости из конденсатора. Эта критическая ситуация характерна для углов наклона трубы 10...30°.

При вертикальном расположении термосифона и углах его наклона более 60...70° критическая ситуация не столь очевидна и передаваемый тепловой поток вдоль термосифона возрастает.

На рис. 2, а показана зависимость $Q_{\text{крит}}$ термосифона от угла наклона при переменной интенсивности охлаждения $G_{\text{в}} = \text{var}$ конденсатора. Увеличивая коэффициент теплоотдачи в зоне конденсации, можно добиться увеличения Q_{max} , однако характер зависимости $Q_{\text{max}} = f(\varphi)$ сохраняется неизменным. На этом же рисунке видно, что при угле наклона термосифона 20...45° Q_{max} минимальный, с ростом угла Q_{max} увеличивается и достигает наибольшего значения при $\varphi = 60...90^\circ$.

При снижении тепловой нагрузки с $3 \cdot 10^3$ до $1 \cdot 10^3$ Вт (рис. 2, б) описанный выше кризис в испарителе прекращается, распределение температур вдоль термосифона становится равномерным.

Кризисные условия работы термосифона сопровождаются пульсациями давления и температуры. Амплитуда пульсации зависит от теплового потока, температуры конденсации, количества теплоносителя, угла наклона и геометрических размеров термосифона, теплотехнических свойств теплоносителей.

При использовании подобных термосифонов в теплообменных аппаратах оптимальное количество теплоносителя составляет 20...40 % объема испарителя, что обеспечивает наиболее стабильную практическую эксплуатацию устройства и высокий коэффициент теплопередачи, который определяется из уравнения $Q = kF(T_{\text{и}} - T_{\text{к}})$. Здесь F – площадь поверхности испарителя или конденсатора, м².

При докритических тепловых потоках и оптимальном угле наклона коэффициент теплопередачи k для фреона-113 составляет 10^3 Вт/(м²·К). Максимальное значение k имеет при углах наклона термосифона 90...60° либо 5...10°, что необходимо учитывать при монтаже теплообменников конкретных конструкций.

Пульсации давления при критических режимах работы термосифонов сопровождаются акустическими эффектами, подобными стуку металлического

Рис. 1. Распределение температур по длине тепловой трубы при $G_B = 0,08$ кг/с и $Q = 2$ кВт.

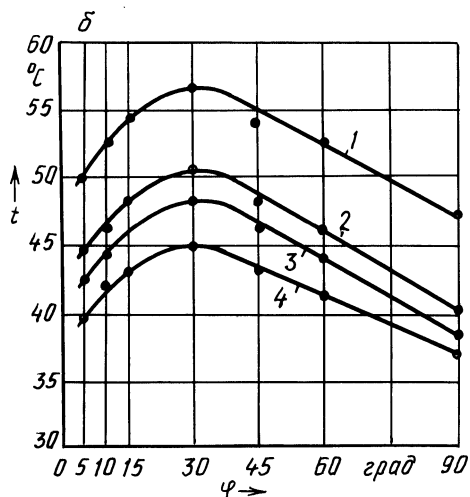
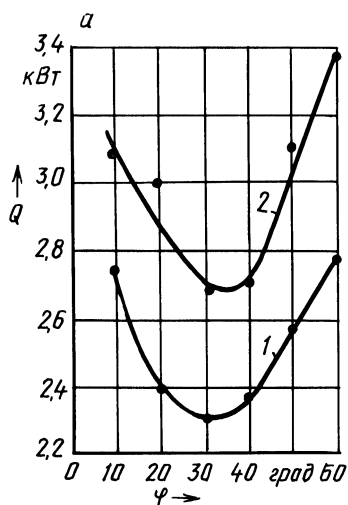
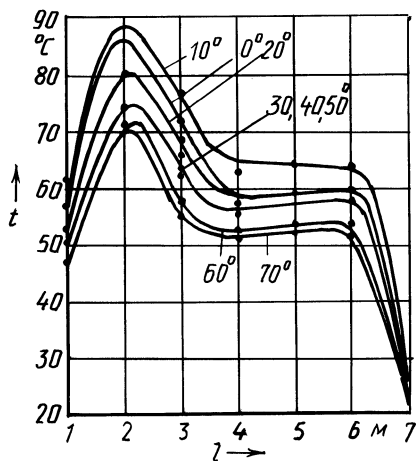


Рис. 2. Зависимость рабочих характеристик тепловой трубы от угла ее наклона:

a — мощности теплового потока: 1 — $G_B = 0,05$ кг/с; 2 — $G_B = 0,08$ кг/с; b — температур по длине трубы (при $G_B = 0,03$ кг/с и $Q = 1$ кВт): 1 — t_2 , 2 — t_3 , 3 — t_4 , t_5 , t_6 , 4 — t_1 .

стержня внутри трубы. Это связано с тем, что при больших количествах жидкости ($V_{ж} \geq 0,4V_{исп}$) и передаче докритических тепловых потоков перемещение рабочего вещества внутри трубы происходит в виде пробки пара и жидкости.

Пробка жидкости, попадая в конденсатор термосифона, сжимает пар, вследствие чего возникают благоприятные условия для спонтанной объемной конденсации (коллапс). В результате давление в конденсаторе резко уменьша-

ется, при этом увеличивается скорость пробки жидкости и происходит ее удар о торец термосифона. Пульсации давления вызывают ответную реакцию в испарительной зоне термосифона – взрывообразное кипение. Эти явления резко ухудшают условия работы термосифона, его теплопередающую способность. Одним из путей устранения кризисных явлений является монтирование во внутренних полостях термосифонов вставок для сепарации пара и жидкости. Такие вставки способствуют улучшению теплотехнических параметров термосифонов и увеличению их ресурса работы, так как устраняют пульсационные эффекты, приводящие к преждевременному разрушению корпуса.

Следовательно, экспериментальные исследования показали, что термосифоны длиной 4,5 м, заполненные фреоном-113, могут передавать тепловые потоки мощностью до $3 \cdot 10^3$ Вт при небольших температурных перепадах (до 10 К) между испарителем и конденсатором. Наиболее эффективно они могут использоваться при создании теплообменников в системах отопления и вентиляции.

Максимальный коэффициент теплопередачи в термосифоне достигается при его расположении под углом $60 \dots 90^\circ$ или $5 \dots 10^\circ$ относительно горизонта.

Неустойчивая работа термосифона, сопровождающаяся кризисными явлениями пульсаций давления, температуры и звуковыми эффектами, наблюдается при неправильной его заправке, когда объем жидкости превышает объем испарителя (или когда жидкость неполностью смачивает внутренние стенки термосифона).

ЛИТЕРАТУРА

1. Кузнецов Н.В., Гаврилов А.Ф. Воздухоподогреватели с промежуточным теплоносителем // Теплоэнергетика. – № 10. – 1964. – С. 30–34.
2. Скляренко О.М., Березовский В.А., Пенёк Е.Г. О применении тепловых труб для теплоснабжения теплиц. Санитарная техника // Республ. межвед. науч.-техн. сб. – 1976. – Вып.16. – С. 47–48.
3. Применение термосвай для создания мерзлотных противofильтрационных завес / Н.А. Бучко, А.А. Кузнецов, В.С. Соколов, К.М. Цокуренок. Гидротехническое строительство. – 1975. – № 5. – С. 28–31.
4. Испытание опытно-промышленного контактного аппарата на Волховском алюминиевом заводе / Е.Н. Дорман, В.С. Турбин, А.П. Горовой, О.И. Иванов // Тр. XXIX науч.-техн. конф. Воронежского инженерно-строительного ин-та. – Воронеж. – 1975. – С. 164–165.
5. Тубис Я.Б., Фанарь М.С. Перспективы применения тепловых труб для интенсификации отвода тепла в электрических машинах. Электротехническая промышленность, сер. Электрические машины. – 1973. – Вып.9 (31). – С. 8–9.
6. Алексеев В.А., Арефьев В.А. Тепловые трубы для охлаждения и термостабилизации радиоэлектронной аппаратуры. – М.: Энергия, 1979. – 128 с.

ТЕПЛОФИЗИКА

УДК 669.017.3

Ю.А.МАЛЕВИЧ, Л.В.ШАТОН, канд-ты техн. наук,
Д.Г.СЕДЯКО, В.Н.КРАМАРЕНКО (БПИ),
В.А.РЫЛОВ, В.М.БРЫКСИН (Всесоюзный НИИ
металлургической теплотехники),
А.Д.ШЕВЧЕНКО, канд. техн. наук (БМЗ)

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ УСЛОВИЙ ФОРМИРОВАНИЯ СЛИТКА ПРИ НЕПРЕРЫВНОЙ РАЗЛИВКЕ СТАЛИ НА МАШИНЕ НЕПРЕРЫВНОГО ЛИТЬЯ ЗАГОТОВОК РАДИАЛЬНОГО ТИПА*

Для успешной эксплуатации машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) необходимо решать задачи, связанные с получением качественного металла, с ее работой на максимально допустимых скоростях, сохранением теплоты, аккумулированной слитком. Перечисленные задачи могут быть решены только после разработки экспериментальной методики исследования формирования непрерывного слитка в МНЛЗ, проведения промышленных экспериментов и анализа условий его затвердевания и охлаждения.

Данная работа проводилась на установке непрерывного литья Белорусского металлургического завода. Она состоит из двух шестиручьевых машин, имеющих минимальное сечение слитка 100×100 мм и максимальное — 140×140 мм. Разливка производится из сталеразливочных ковшей емкостью 100 т жидкой стали при рабочих скоростях 0,8...2,2 м/с.

Непрерывный процесс разлива стали одновременно на шести ручьях возможен благодаря раздельному управлению каждым из них. Причем прекращение разлива на одном из ручьев не влияет на нормальную работу остальных. В машине предусмотрена трехсекционная форсуночная зона вторичного охлаждения слитка.

Экспериментальное измерение температур в стальном непрерывном слитке связано с существенными трудностями, обусловленными его перемещением в процессе разлива, усадкой при затвердевании, высокой агрессивностью расплавленной стали. Известны работы [1, 2], в которых излагается методика определения температурного поля внутри слитка с помощью блока термопар, введенных в кристаллизатор через затравку. Этот способ имеет ряд недостатков, к которым относятся, например, влияние на показания термопар концевых эффектов и необходимость регистрации температур металла при скоро-

*Работа проведена под руководством д-ра техн. наук, проф. Ю.А.Самойловича при участии аспирантки О.А.Смольниковой.

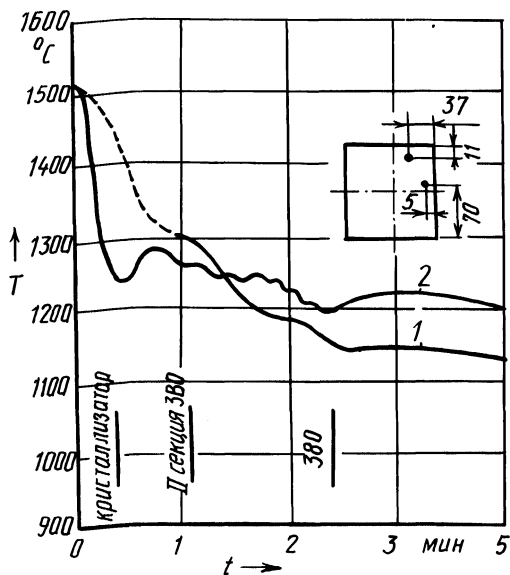
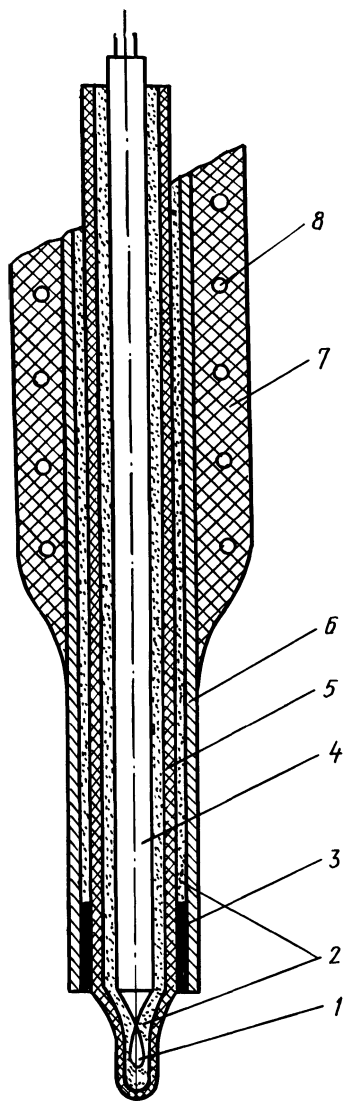


Рис. 2. Температурные кривые охлаждения.

Рис. 1. Конструкция узла измерительного блока:

1 — термоэлектроды; 2 — корундовая засыпка; 3 — каолиновое уплотнение; 4 — двухканальная алундовая соломка; 5 — кварцевый колпачок; 6 — металлический чехол; 7 — огнеупорная обмазка; 8 — арматура.

стях разгона установки до рабочих скоростей разливки. Основой эксперимента, проводимого авторами, явилась разработанная во ВНИИМТ методика определения температурного поля с помощью блока термопар, введенных в кристаллизатор и "вмороженных" в твердую корочку слитка [3].

Измерение температуры слитка проводилось в двух характерных точках его поперечного сечения. Для исследований использовались термопары 1 из вольфрам-рениевой термоэлектродной проволоки группы ВР-5/20 диаметром 0,5 мм, рабочие спаи которых защищались кварцевыми колпачками 5 (рис.1). Для изоляции металлических частей блока от расплава на наружную поверх-

ность корпуса блока 6 наносилась огнеупорная обмазка 7, армированная стальной проволокой 8. Термоэлектродная проволока изолировалась двухканальной алундовой соломкой 4 диаметром 3...4,5 мм. Уплотнение 3 выполнено в виде каолиновой втулки. Внутренние полости измерительного блока засыпались корундом 2. Концы термопар, выходящие из блока, термостатировали и изолятором защищали от доступа влаги. В качестве регистрирующего прибора использовался трехканальный электронный потенциометр SE-460.

Опыт проводился в конце разливки серии плавок в слитки сечением 125×125 мм. Измерительный блок вводился сверху в кристаллизатор и "вмораживался" в затвердевающую корку. Разливка прекращалась после отливки 1,2...1,5 м длины отливки. Слиток с замороженным в него блоком термопар вытягивался вдоль всей технологической длины МНЛЗ со скоростью, задаваемой условиями разливки. После охлаждения заготовки ее разрезали и определяли точное расположение горячих спаев термопар.

Результаты измерения температуры в слитке и условия его охлаждения представлены на рис. 2 в виде температурных кривых охлаждения. Они позволяют судить о процессе его охлаждения вдоль технологической оси МНЛЗ.

Характерно изменение температуры, зафиксированной термопарой 2. Резкое снижение температуры поверхности в зоне кристаллизатора сменяется ее разогревом в зоне вторичного охлаждения (ЗВО) (первая секция и половина второй). На входе в третью секцию ЗВО на кривой охлаждения появляются периодически сменяющиеся максимумы и минимумы. Число максимумов соответствует числу форсунок в секции, ориентированных на грань слитка, у поверхности которой расположен спай термопары 2. При проведении эксперимента каждая вторая форсунка по длине третьей секции находилась в нерабочем состоянии. Разогрев на 20° поверхностных слоев наблюдался после каждой работающей форсунки. Отметим, что знакопеременный характер изменения температуры поверхности может привести к ее растрескиванию.

После прохождения слитком ЗВО при охлаждении на воздухе термопарой 2 фиксируется некоторый разогрев его поверхности, сменяющийся в дальнейшем монотонным снижением температуры. Разогрев поверхности можно объяснить влиянием внутренних, более горячих слоев.

После прохождения третьей секции ЗВО температуры в точке 1 оказываются меньше температур в точке 2. Такой противоречивый характер изменения температур точки 1 (более удаленной от поверхности) объясняется неравномерным охлаждением граней (в частности, наличием пленочного кипения на поверхности малого радиуса). Неравномерность охлаждения поверхности обуславливает возможность образования угловых трещин и, следовательно, прорывов жидкой стали из незатвердевшей сердцевины слитка.

ЛИТЕРАТУРА

1. Рутес В.С., Евтеев Д.П. Непрерывная разливка стали // Тр. первой Всесоюзной конф. по непрерывной разливке стали. — М.: Изд-во АН СССР, 1956. — С. 9. 2. Тепло-техническое исследование формирования стального слитка на установке полунепрерывной разливки с периодической выдачей слитка / Ю.А.Самойлович, Е.А.Коршунов, А.Г.Тарасов и др. // Сталь. — 1978. — № 5. — С. 4—25. 3. Тепловые процессы при непрерывном литье стали / Ю.А.Самойлович, С.А.Крулевецкий, В.А.Горяинов, З.К.Кабаков. — М.: Металлургия, 1982. — 152 с.

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ ПРОМЫШЛЕННЫХ ЭКСПЕРИМЕНТОВ ПРИ МАТЕМАТИЧЕСКОМ МОДЕЛИРОВАНИИ РЕЖИМОВ НАГРЕВА МЕТАЛЛА*

Внедрение более экономичных режимов работы нагревательной печи, изменение марки нагреваемой стали вызывают перестройку работы печи. Сложность процессов теплообмена, происходящих в рабочем пространстве, обуславливает необходимость проведения экспериментальных и теоретических исследований условий нагрева заготовок. Объектом исследований стала нагревательная печь непрерывного мелкосортно-проволочного стана Белорусского металлургического завода.

Печь предназначена для нагрева заготовок из углеродистых низколегированных и конструкционных марок стали сечением 125×125 мм, длиной 12 м и массой до 1,4 т. Печь с шагающими балками и шагающим подом имеет семь зон автоматического регулирования теплового режима (рис. 1). В нагреваемых и томильных зонах на своде печи установлено 96 плоскофакельных горелок. В I и II зонах ниже уровня нагреваемых заготовок установлено шесть боковых длиннофакельных горелок. В качестве топлива применяется природный газ. В печи производится боковая загрузка и выдача заготовок. Температура заготовок на выходе из печи перед прокаткой составляет 1130...1200 °С. Для использования тепла уходящих из печи газов имеется рекуператор. Необходимый теплосъем с охлаждаемых элементов печи обеспечивается комбинированным способом (в балках используется испарительное охлаждение, в остальных элементах – водяное). Максимальная проектная производительность печи составляет 170 т/ч при тепловой мощности 69,62 мВт.

В литературе известен ряд подходов к решению задачи нестационарной теплопроводности в усложненной постановке с учетом нелинейности первого и второго рода в условиях сложного лучисто-конвективного теплообмена. Методы решения данной задачи описаны в [1–4]. Однако в связи с тем что в нагревательной печи БМЗ заготовки располагаются на расстоянии 200...400 мм одна от другой, в данной работе предложена двухмерная математическая модель, которая позволяет учесть зависимость теплофизических свойств сталей от температуры [5] и несимметричность нагрева заготовок в печи:

$$\rho(T)C(T) \frac{\partial T(x; y; \tau)}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left[\lambda(T) \frac{\partial T(x; y; \tau)}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\lambda(T) \frac{\partial T(x; y; \tau)}{\partial y} \right]; \quad (1)$$

$$\lambda(T) \frac{\partial T(R; y; \tau)}{\partial x} = \sigma [T_c^4 - T^4(R; y; \tau)] + \alpha [T_c - T(R; y; \tau)];$$

*В работе приняли участие д-р техн. наук проф. Ю.А. Самойлович, канд-ты техн. наук В.И. Тимошпольский, Ю.А. Малевич.

$$\lambda(T) \frac{\partial T(x; R; \tau)}{\partial y} = \sigma [T_c^4 - T^4(x; R; \tau)] + a [T_c - T(x; R; \tau)]; \quad (3)$$

$$\frac{\partial T(0; y; \tau)}{\partial x} = 0; \quad (4)$$

$$\frac{\partial T(x; 0; \tau)}{\partial y} = 0; \quad (5)$$

$$T(x; y; 0) = T_0 \quad (6)$$

где $-R \leq x \leq R$; $-R \leq y \leq R$; $0 \leq \tau < \infty$; C – теплоемкость; ρ – плотность; λ – теплопроводность; T_c – температура греющей среды; T_0 – начальная температура стали; R – характерный размер заготовки; a – коэффициент передачи тепла конвекцией; σ – приведенный коэффициент излучения системы газ–кладка–металл; x, y – система координат.

Решение задачи (1) ... (6) выполнено по неявной схеме методом конечных элементов.

Надежность и достоверность математического моделирования процесса нагрева металла контролируется на основе сравнения расчетных и экспериментальных данных. На рис. 2 приводится сопоставление расчетных и экспериментальных значений температур в характерных точках (верхняя и нижняя поверхности, центр) поперечного сечения заготовки при нагреве ее в нагревательной печи БМЗ.

Особенность температурных кривых – это характерное замедление скорости нагрева в области температур 720...800 °С, которое объясняется поглощением тепла при перлитном превращении в стали. Эта область характеризовалась максимальным (3 %) расхождением экспериментальных и расчетных данных, появляющимся вследствие разбивки общего времени нагрева на большие интервалы.

Эксперимент был проведен на действующем оборудовании, не оказывая влияния на технологический процесс. Непрерывнолитые заготовки подавались

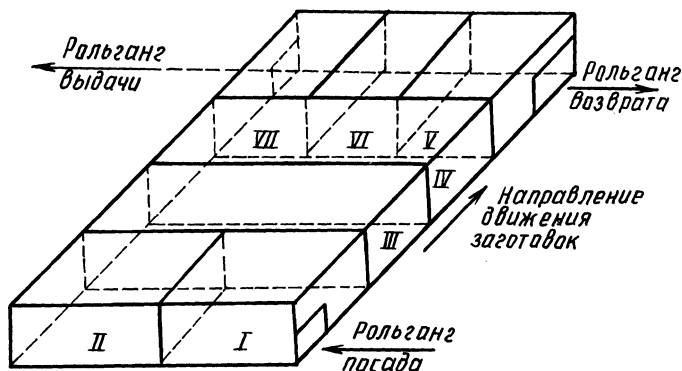


Рис. 1. Схема технологических зон нагревательной печи БМЗ:

I, II – нижние зоны подогрева; III – верхняя зона подогрева; IV – верхняя зона нагрева; V, VI, VII – зоны выравнивания.

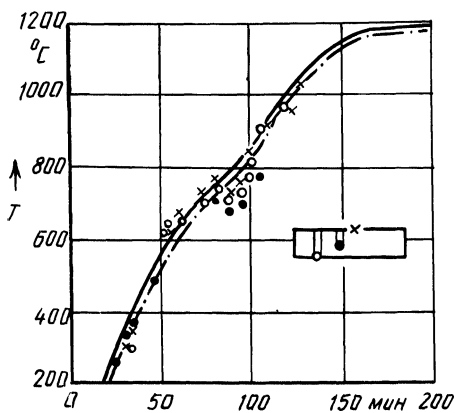


Рис. 2. Сопоставление расчетных значений температур с результатом экспериментальных измерений.

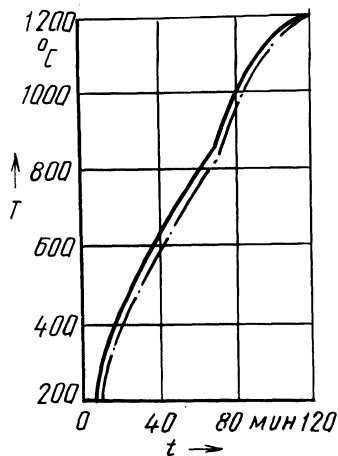


Рис. 3. Расчетный режим нагрева заготовок из стали 20 ГС при производительности печи 96 т/ч:

греющих газов; верхней поверхности заготовки; центра заготовки.

в печь из холодного посада. Равенство температур в зонах I и II, а также IV, V и VI позволило рассматривать эти зоны как единые методическую и томильную (рис. 1). Температуры в сечении заготовки замерялись хромель-алюмелевыми термопарами с диаметром термоэлектродов 1,2 мм. Термопары были защищены керамическими изоляторами. Для защиты от механических повреждений в начальной стадии эксперимента жгут проводов покрывался асбестом, а для защиты от мощных тепловых потоков плоскофакельных горелок — каолиновой ватой. Подготовленные таким образом термоэлектроды выводились через окно в торце печи со стороны посада заготовок и подключались к самопишущему потенциометру ЭПП-09, оттарированному по температурам кристаллизации химически чистых металлов (олово, цинк, медь). По мере продвижения экспериментальной заготовки жгут термоэлектродов подавался в печь по направляющим. В конце эксперимента он отключался от самописца и выдавался из установки по рольгангу возврата (рис. 1).

Разработанная двумерная математическая модель, надежность которой подтверждена результатами экспериментальных измерений, позволила проанализировать существующие и предложить более рациональные режимы нагрева стали.

В частности, на рис. 3 представлен режим нагрева заготовок из стали 20 ГС под прокат арматуры 14 (производительность печи 96 т/ч), разработанный с помощью математического моделирования на ЭЦВМ ЕС-1035. Ступенчатый график нагрева характеризуется постепенным наращиванием температур в зонах подогрева (I...III) и скоростным нагревом в зонах IV...VII. Осуществление нагрева по предложенному режиму, который обеспечивает сокращение времени пребывания заготовки при высоких температурах, ведет к уменьшению пе-

репада температур по сечению заготовки, а также снижению окалинообразования и обезуглероживания стали.

ЛИТЕРАТУРА

1. Саломатов В.В., Торлопов А.А. Лучисто-конвективный нагрев "тонких" тел с учетом переменности теплофизических характеристик // Изв. вузов СССР. Энергетика. – 1967. – № 8. – С. 139–141. 2. Бровкин Л.А., Крылова Л.С. К моделированию температурных полей тел с переменными коэффициентами // Изв. вузов СССР. Черная металлургия. – 1984. – № 1. – С. 149–152. 3. Лыков А.В. Методы решения нелинейных уравнений нестационарной теплопроводности // Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт. – 1970. – № 5. – С. 109–150. 4. Способы расчета лучистого нагрева массивных тел / В.И. Тимошпольский, Ю.А. Малевич, Д.Г. Седяко и др. ВИНТИ № 5988-85. Деп. 5. Физические свойства сталей и сплавов, применяемых в энергетике / Под ред. Б.Е. Неймарк. – М.; Л.: Энергия, 1967. – 239 с.

УДК 669.017.3:681.5.01

И.А. КИЛИМНИК, Ю.А. МАЛЕВИЧ, канд. техн. наук (БПИ),
Ю.А. САМОЙЛОВИЧ, д-р техн. наук (ВНИИМТ)

УРАВНЕНИЯ ДВИЖЕНИЯ РАСПЛАВА В ДВУХФАЗНОЙ ЗОНЕ ЗАТВЕРДЕВАЮЩЕГО СЛИТКА

При затвердевании промышленных стальных слитков образуется масса дендритных (древовидных) кристаллитов, смесь которых с маточным расплавом представляет собой двухфазную зону, полностью отделяющую отвердевшую часть слитка (твердую корку) от его жидкого ядра. Двухфазная зона слитка – это капиллярно-пористая среда с диаметром каналов между дендритными ветвями от десятых долей миллиметра до нескольких миллиметров.

Предполагается, что маточный расплав перемещается среди дендритных ветвей со скоростями, значительно превышающими скорость молекулярной диффузии. Главным признаком достаточно интенсивного движения жидкости в двухфазной зоне является наличие в полностью отвердевшем и остывшем слитке макроскопических зон химической неоднородности, к которым относятся скопления сульфидов железа, избыточное содержание основных компонентов стали, т. е. углерода, хрома, кремния. Несложные подсчеты показывают, что формирование макроскопических зон химической неоднородности путем молекулярной диффузии происходит за время, в десятки тысяч раз превышающее время затвердевания слитков. Поэтому основной причиной возникновения зональной сегрегации в непрерывных слитках следует считать конвективную диффузию примесей и легирующих компонентов сплава, обусловленную в свою очередь перемещением жидких масс в междендритном пространстве. Такое перемещение жидкости основывается на перепадах давления на разных участках двухфазной зоны. Неоднородность поля давления в двухфазной зоне слитка вызывается следующими причинами:

- 1) механическим воздействием на слиток механизмов литейной машины (например, опорных роликов в машине непрерывного литья стали);
- 2) газовой выделением внутри двухфазной зоны, что наиболее характерно для затвердевающих слитков кипящей стали;

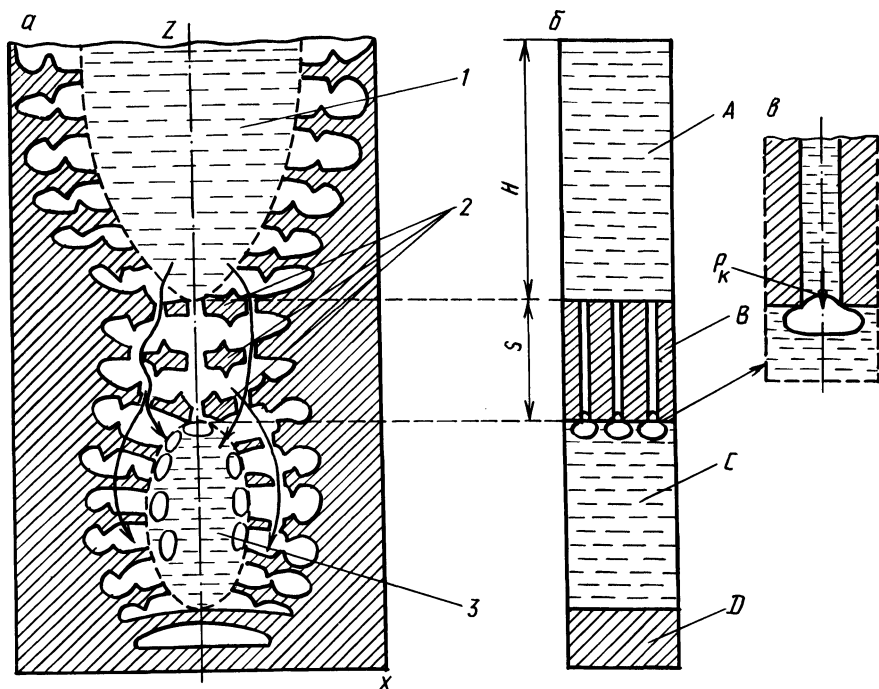


Рис. 1. Схема возникновения усадочной полости при образовании "моста" столбчатых кристаллов:

a – в жидком ядре слитка; *б* – фильтрации расплава через "мост"; *в* – капиллярного эффекта.

3) уменьшением давления на участках двухфазной зоны, вызванным усадкой металла при переходе его из жидкого состояния в твердое (для железа коэффициент объемной усадки составляет 3,2 %);

4) ферростатическим давлением столба жидкой стали, которое отсчитывается от затвердевающей зоны слитка до уровня свободной поверхности жидкой фазы;

5) капиллярным давлением, возникающим на границе раздела фаз газ–расплав–кристаллы в междендритных капиллярах.

Рассмотрим участок двухфазной зоны в центральной части слитка (рис.1), характерный для стальных слитков при непрерывном литье.

На рис. 1, *a* изображено отделение жидкого ядра слитка 1 от замкнутого объема усадочной полости 3 группой столбчатых кристаллов, образующих "мост" 2: по тонким капиллярам жидкость проникает (как показано стрелками) через пористую массу "моста" в усадочную полость. Если гидродинамическое сопротивление "моста" достаточно велико, то в усадочной полости возникает дефицит питания, вследствие чего возможно образование пористости.

Попытаемся дать математическую формулировку задачи о движении расплава через "мост" столбчатых кристаллов под влиянием ферростатического давления, а также с учетом капиллярного эффекта и давления газов в порах

усадочной зоны. Как известно, зависимость между скоростью фильтрации жидкости в пористой среде и пьезометрическим напором $h = z + (p/(\rho g))$ выражается формулой Дарси [1]

$$\vec{v} = -k \text{grad} h ,$$

где k – коэффициент фильтрации, зависящий от вязкости жидкости и структуры пористого фильтра; \vec{v} – удельная расходная скорость, т. е. объем жидкости, протекающей в единицу времени через единицу площади поперечного сечения фильтра.

Уравнение неразрывности сжимаемой жидкости при ее движении в пористой среде имеет вид

$$\frac{\partial \rho^m}{\partial t} + \text{div}(\rho \vec{v}) = 0, \quad (1)$$

где m – пористость, т. е. объемная доля пустот, заполненных жидкостью; $\rho = \rho_L$ – массовая плотность жидкой фазы. Расплавленные металлы можно считать слабо сжимаемыми жидкостями и принять, что

$$\rho = \rho_0 [1 + (p - p_0)/A] ,$$

где A – модуль объемного сжатия; p – локальное давление. По справочным данным [2], модуль A для большинства металлов составляет $10^6 \dots 10^7$ Ат; в частности, для железа $A = 1,715 \cdot 10^6$ Ат = $1,738 \cdot 10^{11}$ Н/м².

Принимая $m = \text{const}$ и

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = (\rho_0/A) \frac{\partial p}{\partial t} ,$$

а также учитывая закон Дарси, приводим уравнение (1) к виду

$$\rho_0 m/A \left(\frac{\partial p}{\partial t} \right) = \text{div}(k \rho \text{grad} h) . \quad (2)$$

Поскольку $p = \rho_0 g (h - z)$ и $\partial p/\partial t = \rho_0 g \partial h/\partial t$, запишем уравнение (2) в виде

$$\rho_0^2 g m/A \left(\frac{\partial h}{\partial t} \right) = \text{div}(k \rho \text{grad} h)$$

или, пренебрегая различием между ρ и ρ_0 в правой части уравнения, получим:

$$\rho_0 g m/A \left(\frac{\partial h}{\partial t} \right) = \text{div}(k \text{grad} h) . \quad (3)$$

Если принять $k = \text{const}$, то уравнение (3) приводится к каноническому виду:

$$\frac{\partial h}{\partial t} = \alpha \text{div}(\text{grad} h) , \quad (4)$$

где

$$\alpha = Ak/(\rho_0 g m) . \quad (5)$$

Коэффициент α принято называть пьезопроводностью пористой среды; его размерность м²/с.

Введем коэффициент проницаемости k_0 и выразим коэффициент фильтрации k через k_0 по формуле [3]:

$$k = k_0 \rho_0 g / \mu , \quad (6)$$

где μ – коэффициент динамической вязкости жидкой фазы.

Эксперименты, проведенные с целью определения коэффициента проницаемости дендритной сетки [4, 5], показали, что $k_0 = \gamma m^2$.

В свою очередь

$$\gamma = (24n \pi C_0^3)^{-1} ,$$

где n – число капилляров на единицу площади сечения фильтра; C_0 – коэффициент извилистости капилляров, равный 4, 5. Соответственно, выражение (6) для коэффициентов фильтрации примет вид

$$k = (\rho_0 g m^2) / (24\mu n \pi C_0^3) . \quad (7)$$

Пьезопроводность материала α с учетом формул (5) и (7) будет равна $\alpha_0 m$. Здесь $\alpha_0 = (A l_1 l_2) / (24\mu \pi C_0^3)$. Принято $n = (l_1 l_2)^{-1}$; l_1 и l_2 – расстояния первого и второго порядков между осями дендритов.

Например, для двухфазной зоны затвердевающего стального слитка μ можно принять равным $5,4 \cdot 10^{-3}$ Па·с; $A = 1,738 \cdot 10^{11}$ Н/м²; $l_1 = 0,6 \cdot 10^{-3}$ м; $l_2 = 10^{-4}$ м, тогда $\alpha_0 = 1,738 \cdot 10^{11} \cdot 0,6 \cdot 10^{-3} \cdot 10^{-4} : (24,5 \cdot 4 \cdot 10^{-3} \pi \cdot 4,5^3) = 281$, т. е. $\alpha_0 = 281$ м²/с и $\alpha = 281 m$ (м²/с). Дополняя уравнение параболического типа в частных производных (4) соответствующими краевыми условиями, можно определить поле давлений (затем и поле скоростей жидкой фазы) в двухфазной зоне слитка.

Рассмотрим задачу о поле давлений в "мосте" столбчатых кристаллов, показанном на рис. 1. Ограничиваясь пространственной координатой z , перепишем уравнение (4) в виде

$$\frac{\partial h}{\partial t} = \alpha \frac{\partial^2 h}{\partial z^2} .$$

Или, учитывая, что $p = \rho_0 g (h - z)$ и $\frac{\partial p}{\partial t} = \rho_0 g \frac{\partial h}{\partial t} - \frac{\partial^2 p}{\partial z^2} = \rho_0 g \frac{\partial^2 h}{\partial z^2}$, получим:

$$\frac{\partial p}{\partial t} = \alpha \frac{\partial^2 p}{\partial z^2} . \quad (8)$$

Дополним уравнение (8) краевыми условиями:

$$p = p_1(t) = p_* - p_k (z = 0); \quad (9)$$

$$p = p_2(t) = \rho_0 g H (z = s); \quad (10)$$

$$p = p_0 (t = 0). \quad (11)$$

Введем новые переменные: $\tau = \int_0^t \alpha dt' / s^2$, $x = z/s$.

Тогда уравнения (8)...(11) примут вид:

$$\frac{\partial p}{\partial \tau} = \frac{\partial^2 p}{\partial x^2}; \quad (12)$$

$$p = p_1 = p_* - p_k \quad (x = 0); \quad (13)$$

$$p = p_2 = \rho_0 gH \quad (x = 1); \quad (14)$$

$$p = p_0 \quad (\tau = 0). \quad (15)$$

Здесь p_* и p_k – давление соответственно газов и капиллярное давление в нижней плоскости "моста"; p_2 – ферростатическое давление на верхней плоскости "моста", равное $\rho_0 gH$ (H – расстояние до свободной поверхности расплава). Решение задачи (12) ... (15) имеет вид [6]

$$p(x, \tau) = \sum_{n=1}^{\infty} 2 \sin(n\pi x) l^{-n^2 \pi^2 \tau} \left\{ \int_0^1 p_0 \sin(n\pi x) dx + n\pi \int_0^{\tau} [p_1(\tau') - (-1)^n p_2] \exp(n^2 \pi^2 \tau') d\tau' \right\}.$$

Примем $p_2 = \rho_0 gH = \text{const}$, $p_* = \text{const}$ и $p_k = 2\sigma_{12}/r$, где r – радиус капилляров, равный $r_0(1 - \eta\tau)$.

После несложных преобразований можно получить:

$$p(x, \tau) = \rho_0 gH + p_*(1 - x) - p_{k0} \left[\frac{1-x}{1-\eta\tau} - \frac{\eta(x^3 - 3x^2 + 2x)}{6(1-\eta\tau)^2} + \frac{2\eta^2}{(1-\eta\tau)^3} \left(\frac{x}{45} - \frac{x^3}{18} + \frac{x^4}{24} - \frac{x^5}{120} \right) - \dots \right].$$

Найдем выражение расхода жидкой фазы через "мост":

$$q = f_0 \omega = \frac{f_0 k_0}{m\mu} \left(\frac{\partial p}{\partial z} \right)_{z=0} = \frac{f_0 k_0}{sm\mu} \left(\frac{\partial p}{\partial x} \right)_{x=0}, \quad (16)$$

где ω – средняя скорость движения (фильтрации) расплава; f_0 – площадь поперечного сечения "моста". Принимая $k_0 = \gamma m^2 = m^2 l_1 l_2 / (24\pi C_0^3)$ и $Q = f_0 l_1 l_2 / (24\mu s \pi C_0^3)$, приводим выражение (16) к виду

$$q(t) = mQ \left(\frac{\partial p}{\partial x} \right)_{x=0}.$$

Или с учетом решения (15)

$$q(\tau) \cong mQ [\rho_0 gH - p_* + (p_{k0}) / (1 - \eta\tau)],$$

где $p_{k0} = 2\sigma_{12}/r_0$; σ_{12} – удельная поверхностная энергия на границе раздела газ–жидкость–кристаллы. Из приведенного выражения следует, что расход фильтрата в усадочную полость тем больше, чем выше ферростатическое и капиллярное давление; выделение же газов в усадочной полости создает противодействие, препятствующее фильтрации расплава через "мост" столбчатых кристаллов.

Подсчитаем скорость фильтрации расплава через сетку дендритов под влиянием ферростатического давления столба жидкой стали высотой 5 м: $\omega = q/f$. При этом примем $m = 0,25$; $l_1 = 0,6 \cdot 10^{-3}$ м; $l_2 = 10^{-4}$ м; $\rho_0 = 7050$ кг/м³; $H = 5$ м; $g = 9,81$ м/с²; $s = 0,05$ м; $\mu = 5,4 \cdot 10^{-3}$ Па·с; $p_* = p_k = 0$, получим:

$$\omega = \frac{ml_1 l_2}{24s\mu\pi C_0^3} \rho_0 g H \cong 0,0028 \text{ м/с.}$$

Отметим, что при $\sigma_{12} = 1100$ МН/м² и $r_0 = 10^{-4}$ м капиллярное давление p_{k0} составит 0,22 ат (σ_{12}/r_0), тогда как ферростатическое давление столба жидкой стали высотой 5 м составляет примерно 3,46 ат.

Давление молекулярного водорода в порах стального слитка зависит от исходного содержания водорода в расплаве. Соответствующие подсчеты показывают [7], что если исходное содержание водорода в стали равно 8 ... 9 см³/100 г, то давление газа в порах достигает 1 ат и может уравновесить ферростатическое давление столба жидкой стали высотой 1,43 м.

ЛИТЕРАТУРА

1. Коллинз Р. Течения жидкостей через пористые материалы. — М.: Мир, 1964. — 350 с.
2. Справочник физических констант горных пород. — М.: Мир, 1969. — 544 с.
3. Полубринова-Кочина П.Я. Теория движения грунтовых вод. — 2-е изд. — М.: Наука, 1974. — 664 с.
4. P i w o n k a T.S., F l e m i n g s M.C. — Trans. of the Met. Soc. of A Y M E, 1966, v. 236. — P. 1157—1165.
5. A p e l i a n D., H e m i n g s M.C., M e h r a b i a n R. — Metal. Trans., 1974, v. 5.—P. 2533—2537.
6. К а р с л о у Г., Е г е р Дж. Теплопроводность твердых тел. — М.: Наука, 1964. — 488 с.
7. С а м о й л о в и ч Ю.А. Формирование слитка. — М.: Металлургия, 1977. — 160 с.

УДК 621.762:669-158.81

А.С. КАЛИНИЧЕНКО, Э.А. ГУРВИЧ,
Н.П. ЖМАКИН, канд-ты техн. наук,
М.А. АНТОНЕВИЧ (БПИ)

ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ЗАКАЛКИ ИЗ РАСПЛАВА НА СКОРОСТЬ ОХЛАЖДЕНИЯ ТОНКОЙ ЗАГОТОВКИ

Одним из перспективных методов получения материалов с высокими эксплуатационными свойствами является процесс закалки из жидкого состояния [1, 2]. Высокие скорости охлаждения (более 10³ К/с) способствуют формированию структуры при неравновесных условиях. Возникающие при этом значительные переохлаждения перед кристаллизацией создают возможности для достижения высоких степеней пересыщения твердых растворов, фиксации метастабильных фаз и в пределе — аморфного состояния. Для создания промышленной технологии необходимо определить условия процесса, при которых обеспечивается оптимальная скорость охлаждения расплава.

Существуют аналитические решения задачи охлаждения расплава в процессе закалки из жидкого состояния [1, 3—5]. Однако необходимость введения

значительных допущений при этом не позволяет оценить влияние на процесс таких параметров, как качество обработки, геометрические размеры и теплофизические свойства теплоотводящей среды, условия охлаждения и изменение толщины заготовки в процессе установления стационарного режима.

В настоящей работе было проведено численное моделирование процесса охлаждения слоя расплава на металлической подложке при закалке из жидкого состояния.

Расчет осуществлялся для одномерного случая, поскольку толщина формирующегося изделия во много раз меньше размеров в других направлениях. Дифференциальное уравнение теплопроводности в этом случае записывается в виде

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \kappa \frac{\partial^2 T}{\partial \bar{x}^2},$$

где $\kappa = \lambda / (\rho C)$ — коэффициент температуропроводности; λ , C , ρ — соответственно коэффициент теплопроводности, удельная теплоемкость материала и его плотность.

При построении разностной схемы в качестве характерного размера была выбрана толщина $a = X_2 + \delta$ (X_2 — толщина формы, δ — толщина слоя расплава), а в качестве характерной температуры — температура окружающей среды вдали от поверхности расплава. В безразмерных координатах дифференциальное уравнение, описывающее температурное поле системы расплав—форма, можно записать:

$$a^2 C_i (U_i) \rho_1 \frac{\partial U_i}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left[\lambda_i (U_i) \frac{\partial U_i}{\partial x} \right],$$

где $i = 1, 2$ — соответственно для отливки и формы, $\bar{x} = x/a$ — безразмерная координата.

Граничные условия имеют вид:

$$\lambda_1 \frac{\partial U_1}{\partial \bar{x}} = -a \alpha_c (U_{1n} - U_{cp}), \quad \bar{x} = 1, t > 0;$$

$$\lambda_1 \frac{\partial U_1}{\partial \bar{x}} = a \alpha_1 (U_{1в} - U_{2в}), \quad \bar{x} = a_1/a, t > 0;$$

$$\lambda_2 \frac{\partial U_2}{\partial \bar{x}} = a \alpha_1 (U_{1в} - U_{2в}), \quad \bar{x} = a_1/a, t > 0;$$

$$\lambda_2 \frac{\partial U_2}{\partial \bar{x}} = a \alpha_2 (U_{2п} - U_{охл}), \quad \bar{x} = 0, t > 0,$$

где $U_{cp} = (T_{cp} - T_0)/T_0$, $U_{охл} = (T_{охл} - T_0)/T_0$, $U_i = (T_i - T_0)/T_0$; $T_{охл}$, T_{cp} — температуры воды и окружающего воздуха соответственно. В качестве допущения принято линейное начальное распределение температуры в слое расплава и в форме. Решение задачи осуществлялось методом сеток с использованием неявной четырехточечной конечно-разностной схемы.

На рис. 1 и 2 показано влияние различных параметров процесса закалки из жидкого состояния алюминиевого сплава типа силумин толщиной от 10 до 100 мкм на скорость охлаждения заготовки.

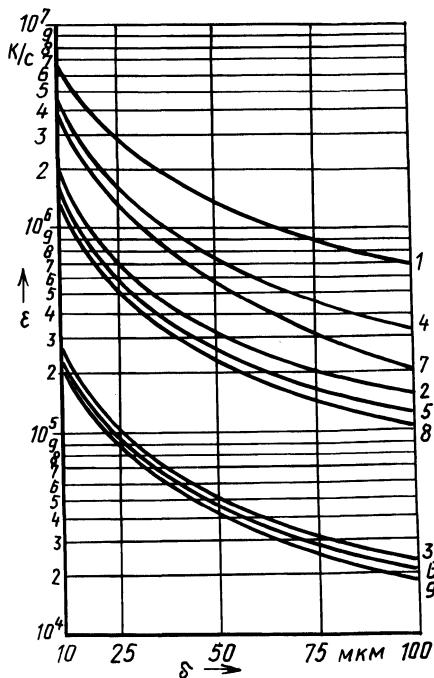


Рис. 1. Влияние материала подложки на скорость охлаждения расплава различной толщины при $T_{1,0} = 1300$ К и $T_{2,0} = 283$ К:

1...3 – на медной подложке; 4...6 – на стальной; 7...9 – на керамической. Коэффициент теплоотдачи от расплава: 1, 4, 7 – 300; 2, 5, 8 – 100; 3, 6, 9 – 10 кВт/(м²·К).

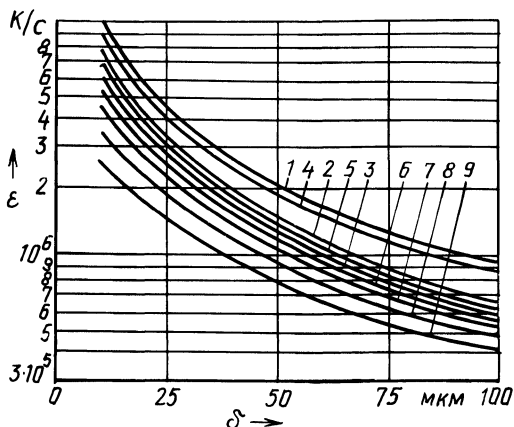


Рис. 2. Влияние температур подложки и расплава на скорость охлаждения слоя расплава различной толщины на медной подложке:

1...3 – $T_{1,0} = 1500$ К; 4...6 – $T_{1,0} = 1300$ К; 7...9 – $T_{1,0} = 1050$ К; 1, 4, 7 – $T_{2,0} = 77$ К; 2, 5, 8 – $T_{2,0} = 283$ К; 3, 6, 9 – $T_{2,0} = 373$ К.

Из рисунков видно, что наиболее существенное влияние на процесс формирования тонкой заготовки оказывает качество обрабатываемой поверхности. Этот параметр выражается через эффективный коэффициент теплоотдачи $\alpha_1 = \lambda_3 / \delta_3$ (λ_3 – эффективный коэффициент теплопроводности материала зазора, образованного за счет шероховатости поверхности [6], δ_3 – средняя высота микронеровностей).

При изменении α_1 в пределах $10 \dots 300$ кВт/(м²·К) скорость охлаждения можно увеличить в 40 раз, в зависимости от толщины заготовки и материала

теплоотводящей поверхности. Чем больше толщина заготовки, тем большее влияние оказывает материал теплоотводящей поверхности при прочих равных условиях (рис. 1).

Температура заливки при перегревах выше 300 °С оказывает незначительное влияние на уровень достижимых скоростей охлаждения (рис. 2). Из рис. 2 также видно, что с увеличением начальной температуры абсолютно сухой подложки скорость охлаждения заготовки падает.

Таким образом, выбирая параметры процесса и управляя в конечном итоге скоростью охлаждения ленты, можно обеспечить требуемые структуры материала.

ЛИТЕРАТУРА

1. Миршниченко И.С. Закалка из жидкого состояния. — М.: Металлургия, 1982. — 168 с.
2. Jones H. Rapid Solidification of Metals and Alloys. The Institution of Metallurgists. — London, 1982. — 86 p.
3. Старовойтенко Е.И., Мусиенко В.Т., Бейзеров С.М. Расчет скорости охлаждения частиц расплава при соударении с медной водоохлаждаемой подложкой // Порошковая металлургия. — 1981. — № 6. — С. 16–21.
4. Об определении скорости охлаждения при закалке из жидкого состояния / Ю.К. Ковнеристый, Н.П. Бологина, А.А. Раваев и др. // Изв. АН СССР. Металлы. — 1983. — № 4. — С. 76–79.
5. Дембовский С.А., Четчин Е.А. Оценка критических скоростей охлаждения для получения аморфных металлических сплавов // Изв. АН СССР. Металлы. — 1983. — № 3. — С. 82–86.
6. Шлыков Ю.П., Ганин Е.А., Царевский С.Н. Контактное термическое сопротивление. — М.: Энергия, 1977. — 328 с.

УДК 621.746.6

Ю.А. ЛОСЮК, канд. техн. наук (БПИ),
Э.Ф. БАРАНОВСКИЙ, канд. техн. наук,
В.Н. ТЮЛЮКИН (Могилевское отделение
ФТИ АН БССР)

ОПТИМИЗАЦИЯ ОХЛАЖДЕНИЯ ВАЛКОВОГО КРИСТАЛЛИЗАТОРА

Процесс беслитковой прокатки осуществляется на стане, два валка-кристаллизатора которого располагаются в горизонтальной плоскости. Между ними заливается расплав. Он намораживается в виде корочек на каждом из валков. Затем в зоне прокатки корочки свариваются, образуя непрерывную ленту.

Основным узлом стана являются валки-кристаллизаторы с внутренним каналом. Качество получаемой ленты и устойчивость процесса ее изготовления во многом определяются их тепловым режимом.

Тепловой режим каждого валка-кристаллизатора обусловлен, с одной стороны, интенсивностью и длительностью нагрева в зоне намораживания и деформации заготовки, с другой, — условиями охлаждения внутренней поверхности водой, а внешней рабочей — воздухом.

Для стабилизации технологического процесса беслитковой прокатки важно определить такие условия охлаждения валка, при которых в нем быстро устанавливается оптимальный тепловой режим.

При бесслитковой прокатке различают три характерные зоны нагрева и охлаждения кристаллизатора. В первой зоне валок нагревается, контактируя с затвердевающей отливкой. Во второй зоне теплообмен осуществляется при охлаждении прокатываемой заготовки. В третьей зоне валок охлаждается при контакте рабочей поверхности с окружающим воздухом. Внутренняя поверхность вала постоянно охлаждается водой.

В рассматриваемых условиях задача отыскания температурного поля одного вала сводится к решению дифференциального уравнения теплопроводности при граничных условиях третьего рода. В этом случае температурное поле будет одномерным, так как перенос теплоты в валке осуществляется в основном в радиальном направлении.

Запишем тепловую задачу совместно с граничными условиями в полярной системе координат:

$$\frac{\partial T}{\partial r} = a_2 \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} \right); \quad (1)$$

$$\frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=r_1} = \frac{\alpha_i(t)}{\lambda_2} [T(r_1, t) - T_{ic}(t)]; \quad (2)$$

$$\frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=r_2} = -\frac{\alpha_4(t)}{\lambda_2} [T(r_2, t) - T_{4c}(t)], \quad (3)$$

где r_1 , r_2 – внешний и внутренний радиусы вала; r – текущая координата; t – время; T – текущая температура; a_2 – коэффициент теплопроводности материала вала; λ_2 – коэффициент теплопроводности материала вала;

$$\alpha_i(t) = \begin{cases} \alpha_1(t) & \text{при } 0 < t \leq t_1^*; \\ \alpha_2(t) & \text{при } t_1^* < t \leq t_1; \\ \alpha_3(t) & \text{при } t_1 < t \leq t_2; \end{cases} \quad T_{ic}(t) = \begin{cases} T_{1c}(t) & \text{при } 0 < t \leq t_1^*; \\ T_{2c}(t) & \text{при } t_1^* < t \leq t_1; \\ T_{3c}(t) & \text{при } t_1 < t \leq t_2, \end{cases}$$

где t_1^* – время намораживания отливки; t_1 – время намораживания и обжатия отливки; t_2 – время оборота вала; $\alpha_i(t)$ – коэффициент теплоотдачи на рабочей поверхности вала ($i = 1, 2, 3$); $\alpha_4(t)$ – коэффициент теплоотдачи на водоохлаждаемой поверхности вала; $T_{ic}(t)$ – температура среды у рабочей поверхности вала; $T_{4c}(t)$ – температура среды у водоохлаждаемой поверхности вала; $T(r_1, t)$ – температура рабочей поверхности вала; $T(r_2, t)$ – температура водоохлаждаемой поверхности вала.

Начальные условия (1)...(3) имеют вид $t = 0$; $T = T_0$.

Решение поставленной задачи проведено на ЭВМ "Минск-32" с применением метода конечных разностей. Некоторые результаты представлены на рис. 1 и 2.

Анализ имеющихся экспериментальных данных при получении из хлористого серебра ленты толщиной 0,37...0,5 мм [1] позволил упростить физическую картину процесса и, следовательно, программу для расчета. Вместо двух зон введена одна, в которой коэффициент теплоотдачи α_1 равен α_{cp} и имеет постоянное значение. Температура среды T_{1c} равна температуре кристаллизации расплава $T_{кр}$, α_4 и T_{4c} приняты постоянными.

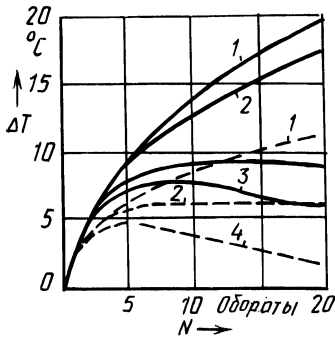


Рис. 1. Влияние интенсивности теплоотдачи на температуру рабочей поверхности:

1 - $a_3 = 3000 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$; 2 - 4000;
3 - 14000; 4 - 6000 $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$.

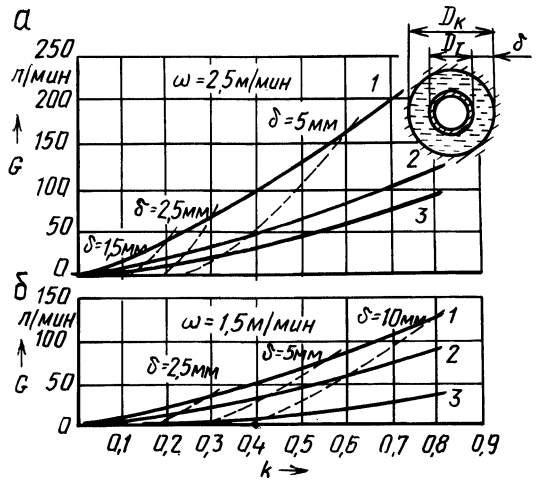


Рис. 2. Зависимость между параметрами системы охлаждения валька-кристаллизатора для: а - $w = 0,4 \text{ м}/\text{с}$; б - $w = 0,25 \text{ м}/\text{с}$; 1 - $D_{\text{к}} = 30 \text{ мм}$; 2 - 40; 3 - 50 мм.

В зоне формирования ленты вальки аккумулируют теплоту перегрева и кристаллизации расплава, а также теплоту, выделившуюся в результате охлаждения ленты при обжати. Этот тепловой поток можно определить из выражения

$$Q_B = Bw \frac{h_2}{2} \rho_1 [L + c'_1 (T_{\text{зал}} - T_{\text{кр}}) + c_1 (T_{\text{кр}} - T_{\text{л}})] , \quad (4)$$

где B - ширина ленты; w - скорость литья; h_2 - толщина ленты; L - удельная теплота кристаллизации; c'_1 - удельная теплоемкость расплава; c_1 - удельная теплоемкость затвердевшего материала ленты; $T_{\text{зал}}$ - температура заливки; $T_{\text{л}}$ - температура ленты на выходе из вальков.

Температура рабочей поверхности валька T_{r1} приближенно принята постоянной. Тогда $T_{r1} = T_0$ и

$$Q_B = \alpha_{\text{ср}} B (T_{\text{кр}} - T_0) l_0 , \quad (5)$$

где $\alpha_{\text{ср}}$ - условный коэффициент теплоотдачи; l_0 - длина активной зоны.

Численные значения $\alpha_{\text{ср}}$ находим из уравнений (4) и (5):

$$\alpha_{\text{ср}} = \frac{wh_2 \rho_1 [L + c'_1 (T_{\text{зал}} - T_{\text{кр}}) + c_1 (T_{\text{кр}} - T_{\text{л}})]}{2l_0 (T_{\text{кр}} - T_0)} . \quad (6)$$

При $T_{\text{л}} = 150 \text{ }^\circ\text{C}$, $h_2 = 0,4 \text{ мм}$, $T_0 = 100 \text{ }^\circ\text{C}$, $T_{\text{зал}} = 500 \text{ }^\circ\text{C}$, $l_0 = 55 \text{ мм}$ и скорости $w = 0,25 \text{ м}/\text{с}$ получим $\alpha_{\text{ср}} = 330 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$; для $w = 0,4 \text{ м}/\text{с}$ $\alpha_{\text{ср}} = 550 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$.

При расчетах теплового режима валка в процессе получения ленты из хлористого серебра приняты: $T_{1c} = 455$; $T_{3c} = 20$; $T_{4c} = 20$ °С. Коэффициент теплоотдачи α_4 изменялся в пределах 1500...28000 Вт/(м² · К) в зависимости от диаметра внутреннего канала и скорости литья и рассчитывался по известным уравнениям подобия. В качестве материала валка выбрана сталь 45.

Из анализа расчетов следует (рис. 1), что стабилизация теплового режима валка достигается при скорости литья $w = 0,25$ м/с и интенсивности водяного охлаждения $\alpha_4 = 4000$ Вт/(м² · К) на 5-м обороте валка. При скорости $w = 0,4$ м/с тепловой режим стабилизируется при $\alpha_4 = 10\,000$ Вт/(м² · К), начиная с 9-го оборота.

Установлено, что температура $T(r_1, t)$ поверхности валка перед входом в зону расплава изменяется по сравнению с T_0 на 6...7 °С при $w = 0,25$ м/с и на 9...10 °С при $w = 0,4$ м/с. Следовательно, перед началом процесса литья валки следует разогревать до температуры T_0 , которая на 5...10 °С ниже температуры рабочей поверхности при установившемся тепловом режиме.

Определив значения коэффициентов теплоотдачи α_4 , при которых устанавливается квазистационарный тепловой режим, можно рассчитать среднюю скорость и расход воды через канал. Эти характеристики зависят от коэффициента заполнения канала водой k .

Результаты, приведенные на рис. 2, позволяют определить необходимый расход воды для охлаждения валков в зависимости от k при установившемся тепловом режиме работы кристаллизатора. На рис. 2 пунктирные линии соединяют точки, соответствующие одинаковым зазорам δ .

Анализ представленных результатов позволяет выбрать оптимальные конструктивные характеристики системы охлаждения для заданных параметров процесса литья.

При изготовлении валков-кристаллизаторов следует правильно задавать размеры зазора δ и диаметра канала D_k . Зазор менее 1,5 мм ведет к значительному возрастанию гидравлического сопротивления; предпочтительным является зазор $\delta = 2,5$ мм.

Установлено, что при бесслитковой прокатке хлористого серебра [1] с помощью валков-кристаллизаторов диаметром 200 мм можно рекомендовать диаметр канала 40...50 мм при зазоре 2,5 мм.

ЛИТЕРАТУРА

1. Непрерывное литье ленты из хлорида серебра. Электротехническая промышленность / Э.Ф. Барановский, А.А. Степаненко, В.Н. Тюлюкин, А.Н. Кожевников. Сер. Химические и физические источники тока. — 1979. — Вып. 6 (69). — С. 12–13.

В.Н. БОБРОВ, В.А. ПУМПУР,
П.В. СЕВАСТЬЯНОВ, канд. техн. наук
(Могилевское отделение ФТИ АН БССР)

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ НЕСИММЕТРИЧНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ ВАЛКОВ-КРИСТАЛЛИЗАТОРОВ

Несимметричные тепловые условия в валках-кристаллизаторах могут реализоваться при использовании пары валков с различными скоростями вращения, различными условиями их охлаждения. Наиболее сложный случай теплообмена реализуется при бесслитковой прокатке биметаллических лент (рис.1). Осевая несимметричность затвердевания металла в зоне А и охлаждения его в зоне деформации Б обуславливается наличием подложки 2 и неодинаковых условий охлаждения валков 3 и 4 с внутренней поверхности. Невозможность во многих случаях прямого измерения таких важных в технологическом отношении параметров, как форма лунки жидкого металла, протяженность зон намораживания, пластической деформации и ряда других, делают особенно актуальными вопросы математического моделирования этого процесса.

Для построения такой модели предположим, что теплообмен между расгущей коркой 1 с подложкой 2 и валком 4 осуществляется в соответствии с граничными условиями третьего рода, которые определяются коэффициентами контактного теплообмена. Граничные условия третьего рода принимаем на поверхности контакта подложки 2 и валка 3, а также на внутренних поверхностях валков. Учитывая незначительность толщины намержшей корки, примем в ней линейное распределение температур [1]. Процессы бесслитковой прокатки обычно протекают с достаточно высокими скоростями, обеспечивающими числа $Re > 10$, что позволяет при построении модели пренебречь теплопроводностью вдоль направления прокатки [2].

Задача решалась как квазистационарная в неподвижной системе координат.

Решение задачи намораживания в зоне А проводилось с введением эффективной теплоты кристаллизации $L_3 = L + c(T_z - T_k)$ [1], где L — истинная скрытая теплота плавления; c — удельная теплоемкость; T_z и T_k — температура заливаемого металла и его кристаллизации.

С учетом принятых допущений процесс затвердевания описывается уравнениями:

$$\lambda_1 \frac{T_k - T_1}{\xi(\varphi)} = \alpha_{2,4} (T_1 - T_{2,4}); \quad (1)$$

$$\lambda_1 \frac{T_k - T_1}{\xi(\varphi)} = \rho \omega L_3 \frac{d\xi}{d\varphi}, \quad (2)$$

где $\xi(\varphi)$ — толщина корки; ω — угловая скорость валков; ρ — плотность; $T_{2,4}$ — температура поверхностей подложки и валка; λ_1 — удельная теплопроводность; $\alpha_{2,4}$ — коэффициенты теплообмена изделия с подложкой и валком.

Система (1), (2) хорошо описывает энергетический баланс в случае непрерывного процесса бесслитковой прокатки, что обеспечивается введением L_3 .

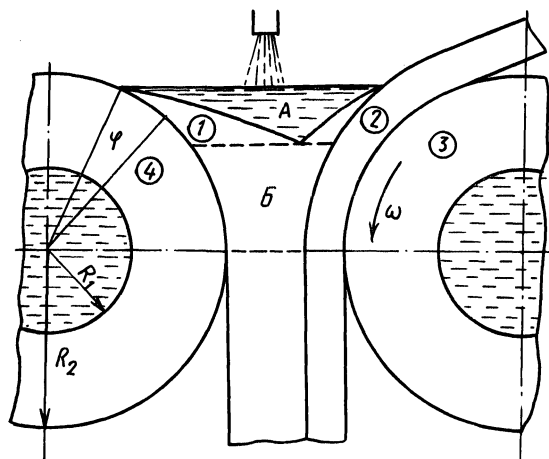


Рис. 1. Схема процесса беслитковой прокатки биметалла.

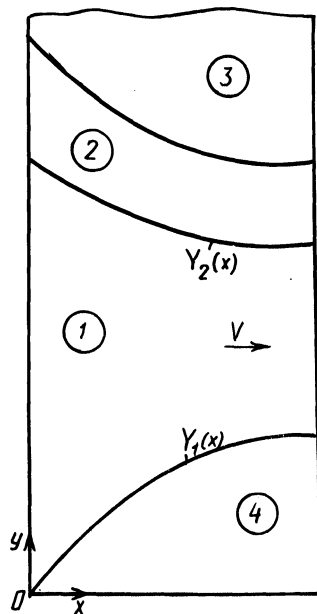


Рис. 2. Геометрия области пластической деформации:

$Y_1(x)$, $Y_2(x)$ – уравнения поверхностей, ограничивающих область пластической деформации.

Уравнения в валках и подложке при рассмотрении теплообмена в зонах А и Б имеют общую форму:

$$\omega/a_i \frac{\partial T_i}{\partial \varphi_i} = 1/r \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T_i}{\partial r} \right) \quad (i = 2, 3, 4), \quad (3)$$

где a_i – температуропроводность.

Система (1) ... (3) замыкается граничными условиями третьего рода на контактных и охлаждаемых поверхностях.

Решение задачи в зоне А осуществляется с помощью неявных разностных схем для уравнений (3) и схемы Эйлера для (2). Решение задачи в зоне А обеспечивает начальные условия для решения задачи в зоне Б.

Решение контактной задачи теплопроводности четырех тел в зоне Б осложняется геометрией очага деформации. Как правило, решение задач такого рода проводят с помощью методов конечных или граничных элементов, эффективность использования которых для уравнений параболического типа ниже, чем для методов конечных разностей [3]. Уравнение теплопроводности в декартовой системе координат для зоны Б (рис. 2) принимает вид

$$V/a_1 \frac{\partial T_1}{\partial x} = \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + W, \quad (4)$$

где W — тепловыделение за счет пластической деформации в зоне Б.

Для устранения сложностей, связанных с геометрией зоны Б, вводились новые координаты:

$$\eta = \frac{Y - Y_1(x)}{Y_2(x) - Y_1(x)}, \quad 0 \leq \eta \leq 1.$$

Их введение позволило отобразить зону Б в область прямоугольной формы.

Уравнение (4) при этом принимает вид

$$\begin{aligned} \frac{V}{a_1} \frac{\partial T_1}{\partial x} = \frac{1}{(Y_2 - Y_1)} \frac{\partial^2 T_1}{\partial \eta^2} + \frac{V}{a_1 (Y_2 - Y_1)} \left(\frac{dY_1}{dx} (1 - \eta) + \right. \\ \left. + \frac{dY_2}{dx} \eta \right) \frac{\partial T_1}{\partial \eta} + W. \end{aligned} \quad (5)$$

Решение сопряженной системы уравнений (3) и (5) с учетом граничных условий на контактных поверхностях проводилось с помощью неявных разностных схем.

Разработанная математическая модель реализована в виде набора прикладных программ для ЕС ЭВМ, обеспечивающих решение тепловых задач в валках, подложке, растущей корке, зоне деформации. Набор программ содержит также подпрограммы, обеспечивающие сопряжение решений типовых задач в контактирующих телах в соответствии с граничными условиями.

Математическая модель теплообмена в валках-кристаллизаторах обладает достаточной общностью и при незначительных модификациях может быть использована в исследовании процессов обычной симметричной и несимметричной прокатки, прокатки биметаллов и материалов с покрытиями.

ЛИТЕРАТУРА

1. Вейник А.И. Теория затвердевания отливки. — М.: Машгиз, 1960. — 436 с.
2. Дилгенский Н.В. Асимптотические расчеты тепловых режимов технологических процессов механической обработки металлов и сварки: Автореф. дис. ... д-ра техн. наук. — Киев, 1973. — 380 с.
3. Митчелл Э., Уэйт Р. Метод конечных элементов для уравнений с частными производными. — М.: Мир, 1981. — 216 с.

УДК 621.746.6

Э.Ф. БАРАНОВСКИЙ, канд. техн. наук,
В.Н. БОБРОВ, В.А. ПУМПУР, П.В. СЕВАСТЬЯНОВ,
канд. техн. наук (Могилевское отделение
ФТИ АН БССР)

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ЗАТВЕРДЕВАНИЯ МЕТАЛЛА, АРМИРОВАННОГО ПРОВОЛОКОЙ

Одной из проблем при построении математической модели затвердевания металлов, армированных проволокой, является учет взаимодействия фронтов затвердевания, появление которых обусловлено намораживанием на состав-

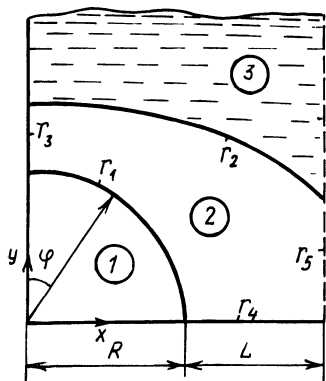


Рис. 1. Схема расчетной области:

1 — проволока; 2 — растущая корка; 3 — жидкий металл; Γ_1 — Γ_5 — поверхности, ограничивающие зону 2.

ских координатах. Решение ее численными методами используется в качестве начальных условий для задачи с взаимодействующими фронтами затвердевания.

С учетом условий симметрии задача может быть формализована в виде:

$$\frac{1}{a_1} \frac{\partial T_1}{\partial \tau} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T_1}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T_1}{\partial r^2}; \quad (1)$$

$$\frac{\partial T_1}{\partial \varphi} \Big|_{\varphi=0} = \frac{\partial T_1}{\partial \varphi} \Big|_{\varphi=\pi/2} = \frac{\partial T_1}{\partial r} \Big|_{r=0} = 0; \quad (2)$$

$$\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial r} \Big|_{r=R} = \alpha_1 (T_2 - T_1) \Big|_{r=R}; \quad (3)$$

$$\frac{1}{a_2} \frac{\partial T_2}{\partial \tau} = \frac{\partial^2 T_2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T_2}{\partial y^2}; \quad (4)$$

$$\lambda_2 \left(\frac{\partial T_2}{\partial x} \sin \varphi + \frac{\partial T_2}{\partial y} \cos \varphi \right) \Big|_{\Gamma_1} = \alpha_1 (T_2 - T_1) \Big|_{\Gamma_1}; \quad (5)$$

$$T_2 \Big|_{\Gamma_2} = T_{\kappa}; \quad \frac{\partial T_2}{\partial x} \Big|_{x=\Gamma_3} = \frac{\partial T_2}{\partial x} \Big|_{x=\Gamma_5} = \frac{\partial T_2}{\partial y} \Big|_{y=\Gamma_4}; \quad (6)$$

$$\rho_2 L_{\kappa} \frac{\partial \xi}{\partial \tau} = \lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial y} \Big|_{y=\xi(\tau,x)} - \alpha_2 (T_3 - T_{\kappa}), \quad (7)$$

где индексы 1, 2 и 3 обозначают зоны 1, 2 и 3 (рис. 1); T , a , λ , ρ , L_{κ} — температура, коэффициенты температуро- и теплопроводности, плотность и удельная теплота кристаллизации; R — радиус проволоки; ξ — толщина корки;

ляющих проволочного каркаса. Особенно большие трудности возникают в случае затвердевания чистых металлов, когда использование распространенных моделей с эффективным интервалом кристаллизации [1] не может обеспечить достаточной точности оценки динамики фронта затвердевания.

Рассмотрим задачу расчета затвердевания металла на армирующем каркасе из одного ряда проволок, расположенных на некотором расстоянии одна от другой. Осевая симметрия задачи позволяет свести область ее решения к виду, представленному на рис. 1.

Расчет затвердевания на армирующей проволоке до момента смыкания границ фазового перехода сводится к одномерной контактной задаче Стефана в цилиндрических координатах.

α_1, α_2 – коэффициенты теплообмена корки с проволокой и перегретым расплавом.

Решение задач типа (1)...(7), обладающих меняющейся во времени сложной геометрией, обычно проводится с использованием громоздких методов конечных или граничных элементов, которые сложны в реализации для расчета нестационарных процессов.

Для системы (1)...(7) весьма эффективным оказался метод растягивающейся сетки, сводящийся в данном случае к введению в зоне 2 безразмерных координат:

$$\eta = \frac{y - f(x)}{\xi(\tau, x) - f(x)}; \quad f(x) = \begin{cases} 0; & x \in [R, R + L] \\ \sqrt{R^2 - x^2}; & x \in [0, R]. \end{cases} \quad (8)$$

Преобразование (8) отображает зону 2 в прямоугольник $[0 \leq x \leq R + L, 0 \leq \eta \leq 1]$.

Использование новой системы координат приводит к некоторому усложнению записи уравнений (4)...(7). Например, уравнение (4) принимает вид

$$\begin{aligned} \frac{1}{a_2} \frac{\partial T_2}{\partial \tau} = & \frac{\partial^2 T_2}{\partial x^2} + 2 \frac{\partial \eta}{\partial x} \frac{\partial^2 T_2}{\partial x \partial \eta} + [(\frac{\partial \eta}{\partial x})^2 + (\frac{\partial \eta}{\partial y})^2] \frac{\partial^2 T_2}{\partial \eta^2} + \\ & + [\frac{\partial^2 \eta}{\partial x^2} - \frac{1}{a_2} \frac{\partial \eta}{\partial \xi} \frac{\partial \xi}{\partial \tau}] \frac{\partial T_2}{\partial \eta}. \end{aligned}$$

Аналогично преобразуются в зоне и остальные выражения; в зоне 1 преобразования координат не производятся.

Решение преобразованной задачи проводилось численно с помощью модифицированных явных разностных схем, предложенных Н.И.Никитенко [2] и позволяющих проводить расчет с временным шагом, в несколько раз превосходящим максимально допустимый по условиям устойчивости для обычных явных схем. В силу этого обстоятельства модифицированные явные схемы [2] во многих случаях оказываются эффективнее неявных.

Произведение $\frac{\partial \eta}{\partial \xi} \cdot \frac{\partial \xi}{\partial \tau}$ рассчитывалось численно с использованием преобразованного уравнения (7). При этом на каждом временном шаге проводился итерационный цикл до сходимости координат фронта затвердевания $\xi(\tau, x)$.

Разработанная математическая модель затвердевания реализована в виде подпрограмм на языке PL/1 ОС ЕС ЭВМ, обеспечивающих расчет процесса в два этапа: 1) до смыкания фронтов кристаллизации; 2) в условиях сомкнувшихся фронтов.

Модель использовалась для анализа процесса формирования армированной свинцовой ленты методом бесслитковой прокатки в валках-кристаллизаторах.

ЛИТЕРАТУРА

1. Самойлович Ю.А. Формирование слитка. – М.: Металлургия, 1977. – 160 с.
2. Никитенко Н.И., Никитенко Ю.Н. Исследование тепломассопереноса при кристаллизации сплавов с учетом двухфазной зоны // Промышленная теплотехника. – 1983. – Т. 5. – № 6. – С. 7–13.

УЧЕТ ОКАЛИНООБРАЗОВАНИЯ ПРИ РАСЧЕТЕ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ В НАГРЕВАЕМЫХ ТЕЛАХ

Известно, что нагрев металла при высоких температурах сопровождается процессом окисления. Реакция окисления стальной и непрерывно растущий слой низкотеплопроводной окалины препятствуют передаче теплоты к металлу. Это нарушает стабильность параметров внешнего теплообмена, приводит к потерям металла, тепловой энергии и ухудшению свойств получаемых изделий. Учет окалинообразования позволяет регулировать режим нагрева тел, оптимизировать материало- и энергозатраты на него, что осуществимо благодаря математической модели.

Математическая модель процесса нагрева способствует точной оценке параметров высокотемпературного окисления металлов без проведения сложных экспериментальных замеров, а также определению температурных полей в нагреваемых телах с учетом влияния окалинообразования.

Для решения поставленной задачи исследовался процесс нагрева заготовок цилиндрической формы диаметром 0,05 м из стали марки 45. Режим нагрева рассчитывался в диапазоне температур 1173...1473 К, т. е. с момента появления окалины на поверхности образца. В связи с этим тело рассматривалось не как сплошное, а как двухслойное. Необходимо было найти приближенное решение линейного параболического уравнения вида [1]

$$c(x, t) \frac{\partial u}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} (K(x, t) \frac{\partial u}{\partial x}) + f(x, t); \quad 0 < x < l; \quad t_0 < t \leq T_0$$

с граничными условиями: $u(0, t) = \varphi(t)$; $-K(l, t) \frac{\partial u(l, t)}{\partial x} = \beta_i(t) u(l, t) + \mu_i(t)$ и начальным условием $u(x, 0) = u_0(x)$.

Предположим, что $c(x, t) = \frac{1}{a(t)}$, $K(x, t) = x$, $f(x, t) = 0$, $\varphi(t) = 300t + 1173$, $\beta(t) = \frac{\alpha(t)}{\lambda(t)}$, $\mu(t) = -\frac{\alpha(t)}{\lambda(t)} 1473$, $u_0(x) = 1173$.

Функции $a(t)$, $\alpha(t)$, $\lambda(t)$ представляют собой соответственно коэффициенты температуропроводности, теплоотдачи и теплопроводности и получены из [2] с помощью линейной аппроксимации табличных значений: $a(t) = 10^{-5}t + 10^{-2}$; $\alpha(t) = \frac{5}{23}t - 2$; $\lambda(t) = 10^{-2}t + 13,1$. Функция u соответствует режиму нагрева печи, l принималось с учетом увеличения толщины слоя окалины [2, 3].

Для нахождения решения поставленной задачи применялся метод сеток со скоростью сходимости приближенного решения к точному, не превышающей

**Зависимость температуры от времени при нагреве
цилиндрической заготовки из стали 45 диаметром 100 мм**

Расстояние от центра заготовки $x, м$	Время нагрева, с					
	0	0,0103	0,0206	0,0309	0,0412	0,0515
0	1173	1173	1173	1173	1173	1173
0,1	1202	1355	1455	1436	1458	1460
0,3	1262	1381	1421	1444	1461	1464
0,4	1292	1394	1428	1448	1463	1465
0,5	1322	1407	1435	1452	1464	1466
0,6	1352	1420	1443	1456	1466	1468
0,7	1382	1433	1450	1460	1468	1470
0,8	1412	1446	1458	1464	1469	1471
0,9	1442	1459	1465	1468	1471	1472
1,0	1472	1472	1472	1472	1472	1473

$O(h^2 + \tau)$ [4]. Рассматривалась консервативная четырехточечная разностная схема с опережением, построенная интегро-интерполяционным методом. Разностная схема строилась на равномерной прямоугольной сетке, а для решения разностных уравнений использовался алгоритм одномерной прогонки. Результаты вычислений представлены в табл. 1.

Предложен метод расчета температурных полей цилиндрических заготовок с учетом того, что при нагреве их поверхность покрывается окалиной. Уточнение температур по диаметру образца позволяет оптимизировать режим его нагрева. Полученные результаты дают возможность построить номограммы, с помощью которых можно определить температуру в любой точке образца, без экспериментальных замеров.

ЛИТЕРАТУРА

1. Лыков А.В. Теория теплопроводности. — М.: Энергетика, 1976. — 510 с. 2. Северденко В.П., Макушок Е.М., Ровин А.Н. Окалина при горячей обработке металлов давлением. — М.: Металлургия, 1977. — 208 с. 3. Темник В.Г., Темник А.В. Зависимость теплофизических свойств углеродистой стали от температуры // Изв. вузов СССР. Энергетика. — 1977. — № 12. — С. 119–121.

УДК 536.021

В.И. ТИМОШПОЛЬСКИЙ, Э.А. ГУРВИЧ,
канд-ты техн. наук, И.А. ТРУСОВА (БПИ)

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОВОГО СОСТОЯНИЯ СЛИТКА В СОВМЕЩЕННОМ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОМ ПРОЦЕССЕ ЗАТВЕРДЕВАНИЕ В ИЗЛОЖНИЦЕ — НАГРЕВ

Важнейшая задача современной металлургии — создание высокоэффективных, энергосберегающих технологий получения проката повышенного качества. Существенная роль в ее решении отводится совершенствованию технологи-

ческих процессов, предшествующих прокатке, — получению слитков и их нагреву.

В отечественной и зарубежной литературе имеется ряд работ, в которых содержатся результаты экспериментальных и аналитических исследований процесса затвердевания и охлаждения слитков в изложнице [1–5]. Анализ физических явлений, сопутствующих этому процессу, позволяет моделировать его и проводить численные эксперименты с целью оптимизации технологических параметров. Несмотря на широкие возможности численного анализа, большинство исследователей при моделировании процессов формирования слитков не учитывают некоторые явления (деформацию изложницы и слитка, образование и рост газового зазора), которые оказывают существенное влияние на их динамику и приводят к погрешностям в расчетах. В частности, учет кинетики роста газового зазора и зависимости теплофизических свойств материалов изложницы и слитка от температуры позволяет точнее оценить энтальпию слитков в момент выбивки из изложниц и при посадке в нагревательный колодец.

Правильная оценка теплового состояния, особенно при нагреве не полностью затвердевшего слитка, является важнейшим фактором при разработке оптимальных параметров нагрева.

В настоящей работе предлагается математическая модель и численная реализация совмещенного технологического процесса затвердевание слитка — нагрев.

Температурное поле слитка и изложницы описывается дифференциальным уравнением нестационарной теплопроводности:

$$C_i(T)\rho_i(T) \frac{\partial T_i(x, \tau)}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left[\lambda_i \frac{\partial T_i(x, \tau)}{\partial x} \right] \quad (i = 1, 2). \quad (1)$$

Индексами 1, 2 обозначены соответственно характеристики слитка и изложницы.

Поставим граничные условия:

на внешней поверхности изложницы

$$\lambda_2(T) \frac{\partial T_2(x, \tau)}{\partial x} = \alpha_k (T_2 - T_{cp}) + \epsilon \sigma (T_2^4 - T_{cp}^4); \quad (2)$$

на поверхности слитка

$$-\lambda_1(T) \frac{\partial T_1}{\partial x} = \begin{cases} -\lambda_2(T) \frac{\partial T_2}{\partial x} & \text{— при идеальном контакте} \\ & \text{с изложницей;} \\ (T_1 - T_{ш}) \frac{\lambda_{ш}}{\delta} + \epsilon^* \sigma (T_1^4 - T_{ш}^4) = & \\ -\lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial x} & \text{— при наличии зазора.} \end{cases} \quad (3)$$

Начальные условия в общем случае имеют вид

$$T(x, 0) = \begin{cases} T_{10} & \text{— для слитка;} \\ T_{20} & \text{— для изложницы.} \end{cases} \quad (4)$$

На границе раздела фаз $x = \xi$ имеет место уравнение

$$\lambda_{1T} \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)_{x=\xi+0} - \lambda_{1ж} \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)_{x=\xi-0} = -r \rho_1 \frac{\partial \xi}{\partial \tau}. \quad (5)$$

Введя по аналогии с [6] δ -функцию Дирака, запишем уравнение (5) в виде

$$\rho_1 [C_1 + r\delta(T_1 - T_\Phi)] \frac{\partial T_1}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} (\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial x}), \quad (6)$$

$$\delta = \begin{cases} 0 & \text{при } T \in (T_\Phi - \Delta, T_\Phi + \Delta); \\ \neq 0 & \text{при } T \in (T_\Phi - \Delta, T_\Phi + \Delta), \end{cases} \quad T_{\Phi+\Delta}$$

где (6) должно удовлетворять условию нормировки $\int_{T_{\Phi-\Delta}}^{T_{\Phi+\Delta}} \delta(T_1 - T_\Phi, \Delta) dT_1 = 1$. Здесь

$$\rho_1 C_1, \lambda_1 = \begin{cases} \rho_{1T}, C_{1T}, \lambda_{1T} & \text{при } T < T_\Phi, \\ \rho_{1ж}, C_{1ж}, \lambda_{1ж} & \text{при } T > T_\Phi; \end{cases}$$

T_Φ — температура фазового перехода.

В выражениях (1)...(6) ρ , λ , C — соответственно плотность, теплопроводность и теплоемкость; r — скрытая теплота кристаллизации; δ — газовый зазор ($\delta = \delta(\tau)$); $T_{ш}$ — температура внутренней загрязненной поверхности изложницы; $\epsilon^* \sigma$ — приведенный коэффициент излучения между слитком и внутренней поверхностью изложницы; $\epsilon \sigma$ — приведенный коэффициент излучения между внешней поверхностью изложницы и окружающей средой; α_k — конвективная составляющая коэффициента теплоотдачи; T_{cp} — температура среды; λ_v — коэффициент теплопроводности воздуха.

Сглаживая в уравнении (6) функции ρ , C , λ в интервале $(T_\Phi - \Delta, T_\Phi + \Delta)$, получаем выражение

$$\tilde{\rho}_1(T_1) \tilde{C}_1(T_1) \frac{\partial T_1}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} [\tilde{\lambda}_1(T_1) \frac{\partial T_1}{\partial x}],$$

по форме совпадающее с исходным уравнением (1).

Теплофизические свойства слитка и изложницы описывались экспериментальными выражениями [6, 7] с учетом конкретной марки стали. Скрытая теплота кристаллизации учитывалась путем введения эффективной теплоемкости в интервале температур $(T_{лик}, T_{сол})$:

$$C_{эф} = \frac{C_{ж} + C_{т}}{2} + \frac{r}{T_{лик} - T_{сол}},$$

где $T_{сол}$, $T_{лик}$ — температура соответственно солидуса и ликвидуса.

Используя результаты работ [1–5], начало образования газового зазора соответствует моменту формирования корки слитка, способной удержать гидростатический напор жидкой фазы, объем которой примерно равен (в зависимости от высоты напора) 10...30 % от объема затвердевающего слитка.

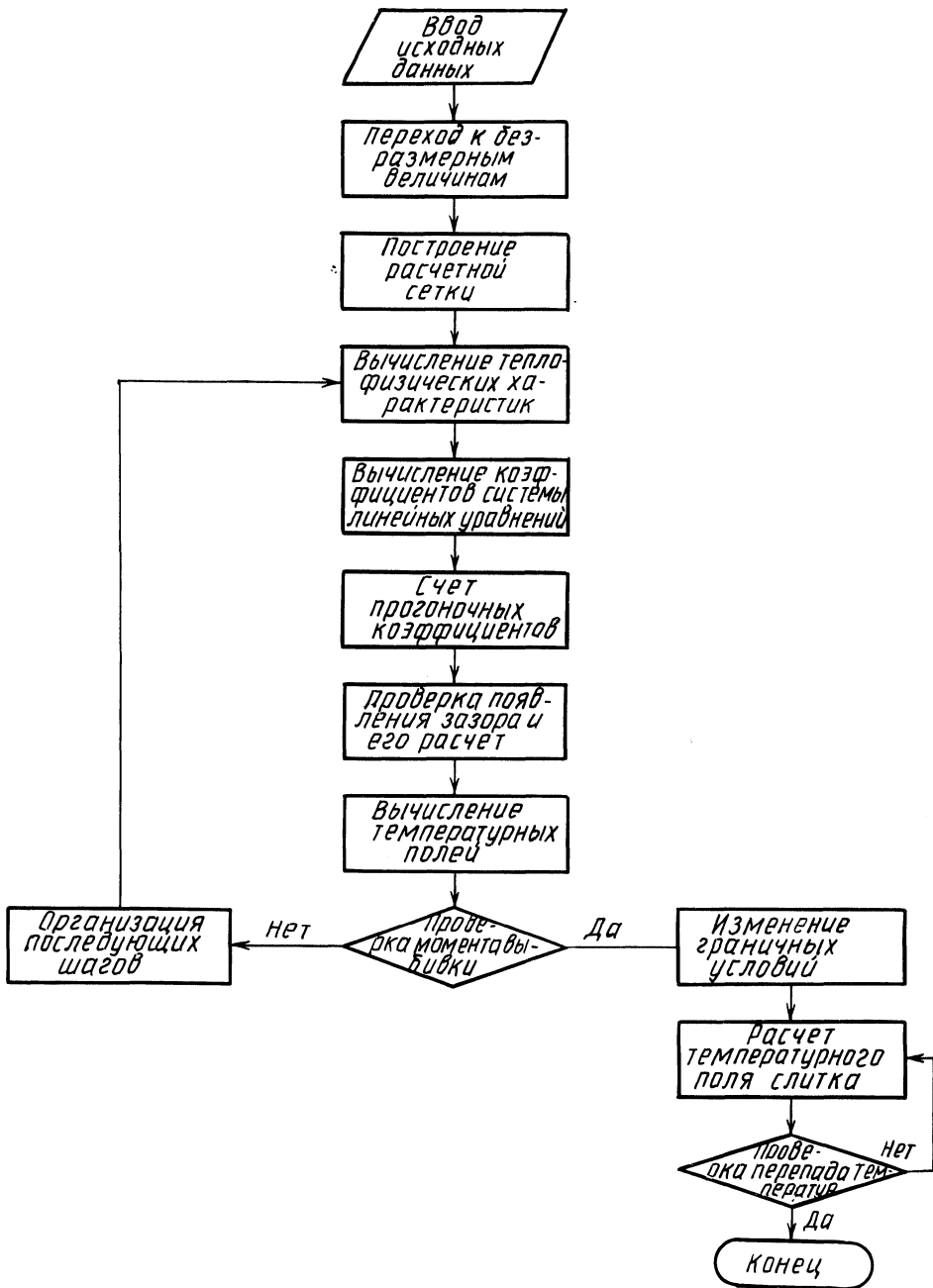


Рис. 1. Блок-схема для расчета процессов затвердевания, охлаждения и нагрева слитка.

Зазор между слитком и изложницей в различные моменты времени определялся как сумма термических расширений – сжатий внутренней поверхности изложницы и корки слитка.

После стрипперования и выбивки слитка из изложницы задача его последующего нагрева также описывается исходным уравнением (1). Условие на границе слиток – среда при конвективно-радиационном теплообмене имеет вид

$$-\lambda_1(T) \frac{\partial T_1(x, \tau)}{\partial x} = \alpha_{\text{к}}^{\text{печ}} (T_{\text{печ}} - T_1) + \sigma_{\text{пр}}^{\text{печ}} (T_{\text{печ}}^4 - T_1^4), \quad (7)$$

где $T_{\text{печ}}$ – температура печи; $\alpha_{\text{к}}^{\text{печ}}$ – коэффициент теплообмена конвекцией; $\sigma_{\text{пр}}^{\text{печ}}$ – приведенный коэффициент теплообмена излучением в печи.

Начальное распределение температур в момент посяда слитка в колодец соответствует конечному в момент его выбивки из изложницы.

В качестве математического аппарата при решении системы уравнений (1)...(5) использовали метод конечных разностей по неявной схеме Кранка–Никольсона. Решение полученных линейных алгебраических уравнений осуществляли методом прогонки.

В соответствии с разработанным алгоритмом выполнен расчет затвердевания и нагрева слитка при следующих исходных данных: $R = 0,35$ м; толщина изложницы – 0,16 м; сталь 20, $T_{\text{лик}} = 1512$ °С; $T_{\text{сол}} = 1487$ °С; $r = 290 \times 10^3$ Дж/кг. В данном расчете принималось, что в момент стрипперования слиток полностью затвердевший.

На рис. 1 приведена блок-схема расчета процесса затвердевания, охлаждения и нагрева слитка.

Расчет осуществлялся на ЭЦВМ СМ-1600.

ЛИТЕРАТУРА

1. Р а д д л Р.У. Затвердевание отливок. – М.: Машгиз, 1960. – 391 с.
2. С а м о й л о в и ч Ю.А. Формирование слитка. – М.: Металлургия, 1977. – 159 с.
3. Ш м р г а Л. Затвердевание и кристаллизация стальных слитков. – М.: Металлургия, 1985. – 248 с.
4. К о з д о б а Л.А. Методы решения нелинейных задач теплопроводности. – М.: Наука, 1975. – 227 с.
5. Г о л ь д ф а р б Э.М. Теплотехника металлургических процессов. – М.: Металлургия, 1967. – 220 с.
6. Е с ь м а н Р.И., Ж м а к и н Н.П., Ш у б Л.И. Расчеты процессов литья. – Минск: Выш. шк., 1977. – 261 с.
7. М а к о в с к и й В.А. Эмпирические формулы для выражения температурной зависимости теплофизических свойств стали // Сталь. – 1972. – № 1. – С. 87–89.

УДК 536.02:621.24:669.046

В.И. ТИМОШПОЛЬСКИЙ, канд. техн. наук,
В.А. ГУГЛЯ, Т.Ю. ГУГЛЯ, Н.Л. МАНДЕЛЬ (БПИ)

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУР, НАПРЯЖЕНИЙ И ДЕФОРМАЦИЙ ПРИ НЕСИММЕТРИЧНОМ НАГРЕВЕ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ СЛИТКОВ И ЗАГОТОВОК

Вопросы математического моделирования тепловых процессов в массивных цилиндрических слитках и заготовках, предназначенных для горячего деформирования на прошивном или прокатном станах, освещены во многих литературных источниках [1–4].

Так, в монографии [1] моделирование температурного поля одного цилиндра рассматривается без учета влияния на процесс теплообмена близлежащих цилиндров. Такое допущение возможно в тех случаях, когда цилиндрические слитки и заготовки обладают значительно меньшим поперечным размером D по отношению к длине l , а также при больших значениях отношения межосевого расстояния близлежащих цилиндров к диаметру D (например, $S/D \geq 4$).

Как на практике данное отношение $S/D \geq 4$ обычно не выполнимо, то расположение коротких цилиндров в печи оказывает некоторое влияние на распределение граничного теплового потока, что отражено в [2–4].

Совершенствование технологии тепловой обработки массивных цилиндрических изделий при их несимметричном нагреве остается весьма актуальной проблемой. Первоочередной задачей является изучение тепловых процессов, несоблюдение которых приводит к смещению теплового центра после прошивки цилиндрического слитка, разнотолщинности труб, осей, а иногда – к их трещинообразованию.

В работе Н.Ю.Тайца [5] отмечено, что правильное прогнозирование распределения температурных полей в цилиндре перед его прошивкой приобретает особо важное значение при освоении специальных сталей и сплавов. В связи с этим, по мнению автора, первостепенным становится выбор метода решения уравнения теплопроводности при корректном описании условий теплообмена на поверхности цилиндра.

На первом этапе решения рассматриваемого уравнения разрабатывается общий математический подход к моделированию полей температур, напряжений и деформаций при несимметричном нагреве цилиндрических слитков и заготовок. При этом возможен ряд допущений:

- 1) материал заготовок (слитков) однородный, изотропный;
- 2) температурное поле слитка не зависит от его напряженно-деформированного состояния и может быть получено путем решения задачи теплопроводности;
- 3) общий тензор деформаций определяется как суперпозиция упругого, вязкого и пластического тензоров деформаций;
- 4) влияние термического сопротивления окалины на процесс внутреннего теплопоглощения не учитывается.

Исходя из этого, представим решение квазистатической задачи термочечности при несимметричном радиационно-конвективном нагреве цилиндрических слитков и заготовок в виде решения двух несвязанных задач:

определение полей температур при решении задачи нестационарной теплопроводности с учетом теплофизических нелинейностей;

определение по известному полю температур термовязко-пластического напряженно-деформированного состояния массивного слитка.

В тепловых расчетах, конечной целью которых является детальный анализ процессов внутреннего теплопоглощения с последующими расчетами температурных напряжений и деформаций, приемлем подход, изложенный в [3, 4], т. е. поверхностный тепловой поток моделируется тригонометрическим полиномом вида

$$q(\varphi; S/D) = q_{\max} \sum_{i=0}^6 a_i \cos i\varphi. \quad (1)$$

Наличие осевой симметрии цилиндрических слитков, а также характер теплообмена, согласно (1), позволяют использовать для математического описания температурных полей плоскую постановку задачи теплопроводности в цилиндрических координатах для системы дифференциальных уравнений:

$$C(T, L) \rho(T, L) \frac{\partial T}{\partial \tau} = \lambda(T, L) \left(\frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \varphi^2} \right); \quad (2)$$

$$\lambda(T, L) \frac{\partial T}{\partial r} = \sigma_{\text{прив}}(\varphi, S/D) \left[\left(\frac{T_c}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_M}{100} \right)^4 \right] + \alpha(\varphi, S/D)(T_c - T_M); \quad (3)$$

$$T_0 = T(r, \varphi, 0); \quad (4)$$

$$T = T(r, \varphi; \tau); \quad 0 < r < R; \quad 0 < \varphi < \pi; \quad \tau > 0, \quad (5)$$

где $C(T, L)$; $\rho(T, L)$; $\lambda(T, L)$ – соответственно теплоемкость, плотность, коэффициент теплопроводности материала цилиндра; $\sigma_{\text{прив}}(\varphi, S/D)$; $\alpha(\varphi, S/D)$ – коэффициенты внешнего теплообмена; L – параметр химического состава заданной марки стали.

Зависимости теплофизических свойств стального цилиндра в соответствии с рекомендациями Г.Велка [6] представлены полиномом

$$\Omega(T, L) = \sum_{i=0}^m \sum_{k=0}^n b_{ik} T^i L^k. \quad (6)$$

Следует заметить, что коэффициенты b_{ik} выбираются с таким условием, чтобы отклонения между всеми результатами измерений и соответствующими расчетными значениями найденных параметров не превышали бы установленного предела. Использование полинома (6) позволяет создать компактную нормативную базу для вычисления теплофизических свойств углеродистых сталей, варьируя их химический состав.

Выражения (2)...(5) образуют замкнутую систему нелинейных дифференциальных уравнений теплопроводности, решение которой может быть осуществлено конечно-разностными методами [3, 4].

В проведенной нами работе был предпринят более рациональный подход к решению так называемых несвязных задач теплопроводности и термopрочности. Он основывался на использовании в качестве математического аппарата метода конечных элементов (МКЭ) [7], который по сравнению с другими численными методами обладает рядом существенных преимуществ, особенно при решении пространственных задач теории термоупругости и термопластичности.

В соответствии с МКЭ решение краевой задачи теории теплопроводности (2) в совокупности с условиями (3)...(5) тождественно нахождению минимума некоторого функционала:

$$I_1 = \int_S \left\{ \frac{1}{2} \lambda(TL) \left[\left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial T}{\partial y} \right)^2 \right] + C(T, L) \rho(TL) \frac{\partial T}{\partial \tau} T \right\} dS + \int_{\Gamma} \left\{ h(\varphi, S/D) \left[\frac{1}{2} T - T_M \right] T \right\} d\Gamma, \quad (7)$$

где $h = \alpha(\varphi, S/D) + \sigma_{\text{прив}}(\varphi, S/D) \left[\left(\frac{T_c}{100} \right) + \left(\frac{T_M}{100} \right) \right] \left[\left(\frac{T_c}{100} \right)^2 + \left(\frac{T_M}{100} \right)^2 \right]$.

Для удобства реализации МКЭ функционал (7) представлен в декартовой системе координат.

Минимизировав функционал (7) и применив для дискретизации его в области кругового сечения цилиндра МКЭ, а во времени — неявную конечно-разностную схему Кранка—Никольсона, получаем систему нелинейных алгебраических уравнений относительно поля температур:

$$\begin{aligned} & \left[\frac{1}{2} [A_1]_{\tau+\Delta\tau} + \frac{1}{\Delta\tau} [A_2]_{\tau+\Delta\tau} \right] \{T\}_{\tau+\Delta\tau} + \left[\frac{1}{2} [A_1]_{\tau} - \right. \\ & \left. - \frac{1}{\Delta\tau} [A_2]_{\tau} \right] \{T\}_{\tau} + \frac{1}{2} [A_3]_{\tau} + \frac{1}{2} [A_3]_{\tau+\Delta\tau} = 0, \end{aligned} \quad (8)$$

где

$$\begin{aligned} [A_1] &= \Sigma [a_1]^b; \quad [A_2] = \Sigma [a_2]^b; \quad [A_3] = \Sigma [a_3]^l; \\ [a_1]^l &= \int_{S^l} [M]^{iT} [\lambda]^l [B]^l dS + \int_{\Gamma^l} [N]^{iT} [h]^l [M]^l d\Gamma; \\ [a_2]^l &= \int_{S^l} [M]^{iT} [C\rho]^l [N]^l dS; \quad [a_3]^l = - \int_{\Gamma^l} h T_M [N]^{iT} d\Gamma; \\ [B]^l &= \left[\frac{\partial}{\partial x_i} N_j^l \right], \quad i = 1, 2; \\ \{T^l\} &= [M]^l \{T\}. \end{aligned}$$

В данных выражениях $[M]^l$ — функции формы конечного элемента; $\{T\}$ — глобальный вектор узловых температур.

Итерационный процесс решения системы уравнений (8) осуществляется следующим образом. На каждом поточно-временном шаге сначала составляются выражения, обозначенные индексом τ . При этом используются значения C , ρ , λ , a , $\sigma_{\text{прив}}$, T_M , соответствующие температурному полю $\{T\}$ и времени τ . Эти выражения остаются неизменными на протяжении всего расчетно-временного интервала. В дальнейшем выполняются следующие математические процедуры.

1. На первом итерационном шаге в выражения, обозначенные $\tau + \Delta\tau$, подставляются соответствующие характеристики при τ и $\tau + \Delta\tau$. Система уравнений (8) решается относительно температурного вектора $\{T\}_{\tau+\Delta\tau}$.

2. На втором шаге в выражения, обозначенные $\tau + \Delta\tau$, подставляются значения C , ρ , λ , a , $\sigma_{\text{прив}}$, T_M при температуре, полученной на первом шаге, т. е. $\{T\}_{\tau+\Delta\tau}$, и времени $\tau + \Delta\tau$. В результате решения уравнения (8) получаем новый вектор $\{T\}_{\tau+\Delta\tau}^2$. Процесс продолжается до тех пор, пока не будет достигнута соответствующая сходимость результатов вычислений. При разра-

ботке математической модели нагрева металла весьма важен учет термических напряжений, вызываемых действием температурного поля. Это объясняется прежде всего тем, что при создании скоростных режимов нагрева, а также возникновении значительных градиентов температур в нагреваемых стальных изделиях возникают растягивающие напряжения, которые могут превышать пределы текучести и прочности для данного материала. Таким образом, в этом случае может нарушаться условие прочности:

$$\sigma_p \leq [\sigma], \quad (9)$$

где σ_p — растягивающие температурные напряжения; $[\sigma]$ — значение допустимого предела температурных напряжений.

Вопросам математического моделирования и расчета температурных напряжений и деформаций металлургических слитков и заготовок круговой цилиндрической формы при их нагреве уделено значительное внимание [8, 9].

Тензор термоупруговязких деформаций, предложенный в работе [8], дополним тензором пластических деформаций:

$$\epsilon = \epsilon_{ij}^E + \epsilon_{ij}^V + \delta_{ij} \epsilon^T + \epsilon_{ij}^P, \quad (10)$$

где ϵ_{ij}^E — тензор упругих деформаций; ϵ_{ij}^V — тензор вязких деформаций; $\delta_{ij} \epsilon^T$ — тензор температурных деформаций; ϵ_{ij}^P — тензор пластических деформаций.

В дальнейшем воспользуемся тензорной формой основных зависимостей теории упругости:

1) уравнения равновесия и граничные условия внешних и внутренних сил на границе Γ :

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{ij,j} &= 0 \quad (a); \\ P_{Gi} &= \sigma_{ij} n_j \quad (b), \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

где n_j — нормаль;

2) физические уравнения

$$\epsilon_{ij} = 1/E [(1 + \nu) \sigma_{ij} - 3\nu \delta_{ij} \bar{\sigma}] + \delta_{ij} \epsilon^T, \quad (12)$$

где $\epsilon^T = \alpha \Delta T$ и $E, \nu \sim f(T)$; δ_{ij} — символ Кронекера;

3) уравнения деформаций

$$\epsilon_{ij} = 1/2 (U_{i,j} + U_{j,i}); \quad (13)$$

4) кинематические граничные условия на части границы:

$$U_i = U_i^\Gamma, \quad (14)$$

Выражения (11)...(13) и граничные условия (11), (14) образуют полную систему дифференциальных уравнений термоупругости, не имеющей решения в замкнутой форме.

Для решения этой системы используем вариационную конечно-элементную формулировку энергетического функционала [10]:

$$I_2 = \int_S \sigma_{ij} \delta \epsilon_{ij} dS - \int_{S_p} P_i \delta U_i dS. \quad (15)$$

При его минимизации получаем системы матричных линейных алгебраических уравнений относительно вектора смещений $\{U\}$:

$$[K] \{U\} = \{P\}. \quad (16)$$

Здесь $[K]$ – глобальная матрица жесткости заготовки, определяемая выражением

$$[K] = \sum_{i=1}^M \int_{S^i} [B]^i{}^T [D]^i [B] dS,$$

а $\{P\}$ – вектор термического нагружения, равный:

$$\{P\} = \sum_{i=1}^M \int_{S_p} [B]^i{}^T [D]^i \{\epsilon^T\}^i dS; \{\epsilon^T\} = \{\alpha T; \alpha T; 0\}.$$

В данных выражениях M – число конечных элементов, которые характеризуют геометрию расчетного сечения слитка; $[B]^i{}^T$ – матрица дифференцирования по функциям формы $[N]^i$ конечного элемента; $[D]^i$ – матрица упругих компонент конечного элемента; $\{\epsilon^T\}$ – вектор температурной деформации. Используя соотношение $\{U\}^i = [N]^i \{U\}$, связывающее вектор $\{U\}^i$ конечного элемента с вектором перемещений его узлов $\{U\}$, полученным из уравнения (16), приходим к матричным преобразованиям, характеризующим напряженно-деформированное состояние цилиндрических заготовок в упругой постановке:

$$\{\epsilon^E\}^i = [B]^i \{U\}; \quad (17)$$

$$\{\sigma^E\}^i = [D]^i (\{\epsilon^E\}^i - \{\epsilon^T\}^i). \quad (18)$$

Когда действующие в слитке напряжения $\{\sigma\}^i$ превышают уровень, зависящий от абсолютной температуры, в заготовках начинают накапливаться деформации пластичности $\{\epsilon^P\}^i$, которые при определенных температурных режимах $\{T\}^i$ на временных интервалах Δt дополняются вязкими деформациями $\{\epsilon^V\}^i$, т. е. деформациями ползучести. Разделение вязких деформаций на деформации пластичности и деформации ползучести весьма условно, однако, как показано в [11], их возникновение обусловлено различными физическими процессами.

Известно, что процесс нагрева цилиндрических слитков и заготовок перед последующей их обработкой давлением носит активный и однонаправленный характер. Это значит, что при постоянном росте температур по их сечению обеспечивается монотонный рост пластических деформаций в слитке или в его отдельных элементах сохраняется постоянный характер термического нагружения. Как показано в [12], в данном случае уместно использование деформационной теории пластичности, положения которой применим к конечно-элементной реализации метода переменных параметров упругости [13].

Согласно методу переменных параметров, представим уравнения термопластичности [13] как уравнения термоупругости (16)...(19), в которых параметры упругости зависят не только от температуры материала, но и от его напряженно-деформированного состояния в расчетном узле. При этом в постановке (11)...(14) изменению подлежат физические уравнения (12), которые приводятся к следующей форме:

$$\epsilon_{ij} = \frac{1}{E^*} [(1 + \nu^*)\sigma_{ij} - 3\nu^*\delta_{ij}\bar{\sigma}] + \delta_{ij}\epsilon^T. \quad (19)$$

Здесь переменный модуль упругости E^* может быть получен при использовании экспериментальных кривых деформирования $\sigma_0 = f(\epsilon_0, T)$ [14] для постоянных температур путем определения некоторого секущего модуля $E^* = E^c$ и заменой коэффициента Пуассона ν на некоторый приведенный параметр:

$$\nu^* = \frac{1}{2} [1 - (1 - 2\nu)E_c/E]. \quad (20)$$

В результате указанных преобразований получаем исходную конечно-элементную формулировку (16)...(18).

Так как матрица упругих констант конечного элемента $[D]^l$ определяется различными комбинациями коэффициентов E и ν , то с вводом переменных значений E^* и ν^* она преобразуется в некоторую матричную функцию кривой деформирования:

$$[D]^l = f(E^*, \nu^*). \quad (21)$$

Тогда матрица жесткости слитка $[K]$ на каждом шаге кривой деформирования будет иметь вид

$$[K] = \sum_{i=1}^M \int_{S^l} [B]^l T [D(E^*, \nu^*)]^l [B]^l dS, \quad (22)$$

а вектор нагружения соответственно

$$\{P\} = \sum_{i=1}^n \int_{S_p} [B]^l T [D(E^*, \nu^*)]^l \{\epsilon^T_0\}^l dS. \quad (23)$$

С учетом преобразований (22) и (23) система линейных алгебраических уравнений перейдет в систему нелинейных алгебраических уравнений относительно вектора $\{U\}$ для некоторого шага n :

$$[K(E^*, \nu^*)]^{n-1} \{U\}^n = \{P\}^{n-1}. \quad (24)$$

Процесс решения (24) происходит следующим образом.

1. При $E^* = E$, $\nu^* = \nu$ и некотором T определяем вектор $\{U\}$. Затем строится вектор $\{U\}^{l(1)}$, из выражений (22), (23) определяются $\{\epsilon\}$ и $\{\sigma\}^{l(1)}$, т. е.

$$\{\epsilon\}^{l(1)} = [B]^l \{U\}^{l(1)}; \quad (25)$$

$$\{\sigma\}^{l(1)} = [D(E, \nu)] (\{\epsilon\}^{l(1)} - \{\epsilon^T\}^{l(1)}). \quad (26)$$

2. Вычисляем интенсивность напряжений по формуле

$$\sigma_i^{*(1)} = \sqrt{\frac{3}{2} S_{ij}^{(1)} S_{ij}^{(1)}}, \quad (27)$$

где $S_{ij}^{(1)} = \sigma_{ij}^{(1)} - \bar{\sigma}^{(1)} \delta_{ij}$ находится через компоненты вектора $\{\sigma\}^{I(1)}$.

3. По кривым деформирования при деформациях $\epsilon_0^{(1)} = \sigma_0^{*(1)}/E$ ($\sigma_0^{*(1)} = \sigma_i^{*(1)}$) и температуре T находим новое значение напряжения $\sigma_0^{(1)} = f(\epsilon_0^{(1)}, T)$ и новый модуль

$$E^* = E_c^{(1)} = \frac{\sigma_0^{(1)}}{\epsilon_0^{(1)}}, \quad (28)$$

а также значение ν^* по формуле (20).

4. Возвращаемся к упругому решению (24), но уже с новыми значениями $E^* = E^{*(1)}$ и $\nu^* = \nu^{*(1)}$ и вновь с той же последовательностью повторяем операции (25)...(28).

Итерационный процесс продолжается до тех пор, пока на всех расчетных точках разность между напряжениями $\sigma_i^{*(n)}$ и $\sigma_i^{(n)}$ не станет меньше заданного малого значения $\Delta\sigma_i$.

Необходимо отметить, что для каждого материала существует область относительно высоких температур и умеренных напряжений, при которых пластическая деформация не проявляется. Однако данное явление не является ограничением для использования метода переменных параметров упругости. Если принять, что в процессе нагрева металла уровень напряжений в нем достаточно высок (что имеет место при действии пластических деформаций), то для моделирования вязких составляющих общего тензора деформаций достаточно эффективна установившаяся теория ползучести [13]. Сопоставление уравнений установившейся ползучести с уравнениями деформационной теории пластичности [12] показывает их большое сходство. Уравнения установившейся ползучести можно получить из уравнений пластичности, если в последних принять

$$\epsilon_{ij}^E + \delta_{ij} \epsilon^T \leq \epsilon_{ij}^P.$$

Используя экспериментально полученные зависимости $\dot{\epsilon}_0^V = \varphi(\sigma_0, T)$ [15], по аналогии с задачей пластичности введем секущий модуль скорости ползучести:

$$E_c = \sigma_0 / \epsilon_0^V = \sigma_0 / (\varphi(\sigma_0, T));$$

$$\dot{\epsilon}_{ij}^V = 3/2 (\sigma_{ij} - \bar{\sigma} \delta_{ij}) E_c,$$

т. е. в форме соотношений упругости для несжимаемого тела с переменным модулем. Дальнейшее решение задачи осуществляется описанным выше методом переменных параметров упругости.

Таким образом, в работе показан общий конечно-элементный подход к решению задачи термпрочности металлургических слитков и заготовок в

условиях произвольного теплового нагружения. Для решения квазистатических задач теории пластичности и ползучести использован конечно-элементный аналог метода переменных параметров упругости [13]. Программная реализация разработанных математических моделей задач термопластичности осуществлена на алгоритмическом языке ФОРТРАН-4 для ЕС ЭВМ.

ЛИТЕРАТУРА

1. Григорьев В.Н. Кольцевые печи для нагрева металла. — М.: Металлургия, 1958. — 292 с.
2. Пекарский М.Я., Тайц Н.Ю. Влияние расположения и кантования цилиндрических слитков в процессе нагрева на производительность печи // Изв. вузов. Черная металлургия. — 1970. — № 8. — С. 143–148.
3. Клейнер М.К., Удовиченко В.П. Применение численных методов к исследованию нагрева цилиндрических слитков в кольцевых печах // Изв. вузов. Черная металлургия. — 1973. — № 1. — С. 173–178.
4. Тимошпольский В.И., Панкратов Н.А. К расчету несимметричного нагрева массивных цилиндрических изделий // Теплофизические процессы в энергетических установках. Сб. науч. тр. ИТМО АН БССР. — Минск. — 1982. — С. 114–118.
5. Тайц Н.Ю. Нагрев металла в грубом производстве // Сталь. — 1966. — № 7. — С. 661–665.
6. Велк Г. Формулы для расчета теплофизических свойств сталей // Черные металлы. — 1975. — № 5. — С. 48–51.
7. Шабров Н.Н. Метод конечных элементов в расчетах деталей тепловых двигателей. — Л.: Машиностроение, 1983. — 212 с.
8. Самойлович Ю.А. Исследование тепловых и термомеханических явлений при затвердевании и нагреве стальных слитков. Дис. ... докт. техн. наук. — Свердловск, 1967. — С. 34.
9. Постольник Ю.С. Вопросы нелинейной теории нагрева и охлаждения металла: Дис. ... докт. техн. наук. — Днепропетровск, 1981. — С. 48.
10. Стренг Г., Фикс Дж. Теория метода конечных элементов. — М.: Мир, 1977. — 349 с.
11. Полухин П.И., Горелик С.С., Воронцов В.К. Физические основы пластической деформации. — М.: Металлургия, 1982. — 583 с.
12. Качанов Л.М. Основы теории пластичности. — М.: Машиностроение, 1969. — 420 с.
13. Термопластичность деталей машин / Под ред. И.А.Биргера и Б.Ф.Шорра. — М.: Машиностроение, 1975. — 455 с.
14. Справочник по строительной механике корабля / Г.В. Бойцов, О.И. Палий, В.А. Постнов, В.С. Чувиковский. — В 3 т. — Т. 2. Пластины. Теория упругости, пластичности и ползучести. Численные методы. — Л.: Судостроение, 1982. — 464 с.
15. Полухин П.И., Гун Г.Я., Галкин А.М. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов. — М.: Металлургия, 1983. — 351 с.

ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА

УДК 621.317.723

П.М. КОРНИЕНКО, А.Н. ОГАНЕЗОВ, канд-ты
техн. наук, Г.В. ЗГАЕВСКАЯ (БПИ)

АНАЛИЗ И РАСЧЕТ ДАТЧИКА-ЗОНДА К ПРИБОРУ ДЛЯ ИЗМЕРЕНИЯ ПАРАМЕТРОВ ЭЛЕКТРОСТАТИЧЕСКИХ ЗАРЯДОВ

Измерения параметров электростатических полей нередко сводятся к определению поверхностной плотности и напряжения зарядов. В качестве приборов для измерений этих параметров можно использовать искровые разрядники, однако они характеризуются низкой чувствительностью. Наиболее удобен для этих целей проводящий индукционный датчик (зонд), электрически связанный с регистрирующим прибором – электрометром: к его входу присоединяют выносной датчик, который устанавливается на поверхности контролируемого объекта.

Принцип действия датчика основан на законе электростатической индукции. При внесении зонда в поле на датчике появляется электрический заряд: если этот зонд относительно невелик и незначительно искажает исследуемое поле, то датчик приобретает потенциал контролируемого объекта, который и регистрируется прибором.

Существует множество измерителей параметров электростатических полей с помощью индукционных датчиков. Наибольшее распространение получили технические средства, основанные на коллекторных методах измерения, сегнетоэлектрических свойствах некоторых материалов, и модуляторные измерители. Применяется также метод измерения напряженности постоянных электрических полей, основанный на отклонении электронного луча под действием зарядов [1].

В результате анализа существующих конструкций индукционных датчиков сделан вывод о том, что наиболее прост по устройству и надежен в работе проводящий индукционный зонд, имеющий форму диска. Причем, если этот зонд достаточно мал по сравнению с объектом измерения, то измерительный прибор, к которому присоединен датчик, регистрирует потенциал, которым обладает контролируемый объект в действительности.

Специалисты считают, что проводящий индукционный датчик наиболее удобен в тех случаях, когда регистрируются поверхностная плотность и напряжение зарядов при изменяющихся параметрах электростатического поля. Например, датчик, неподвижно установленный в непосредственной близости от движущейся наэлектризованной конвейерной ленты, будет непрерывно изменять свой потенциал в зависимости от степени наэлектризованности того

или иного участка транспортера. Такой же результат может быть получен, если перемещать сам датчик вдоль неподвижного контролируемого объекта.

Датчик-зонд представляет собой устройство, состоящее из двух посеребренных медных пластин круглой формы с разной площадью поверхности. Пластина, которая имеет меньшую площадь со стороны, обращенной к контролируемому объекту, открыта, другая же ее сторона заэкранирована пластиной с большей площадью поверхности. Обе пластины (рис. 1) параллельны между собой, расположены на некотором расстоянии одна от другой и зафиксированы держателем из такого высококачественного диэлектрика, как тефлон, благодаря которому утечка измеряемых зарядов становится минимальной.

Переходя к анализу электростатического состояния датчика, отметим: если зонд установить над заряженной поверхностью контролируемого объекта, то по закону электростатической индукции между электродами-пластинами образуется электрическое поле. С помощью коаксиального кабеля датчик-зонд непосредственно подключен к входу измерителя. При этом прибор регистрирует разность потенциалов, которая соответствует контролируемому заряду (рис. 2).

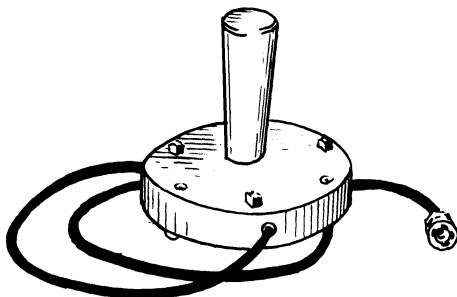


Рис. 1. Внешний вид датчика-зонда.

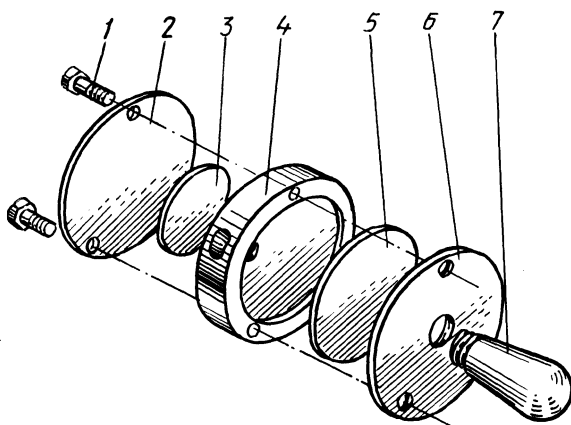


Рис. 2. Устройство датчика-зонда:

1 – винт (из тефлона); 2 – нижняя крышка; 3 – незаземленная пластина; 4 – корпус; 5 – заземленная пластина; 6 – верхняя крышка; 7 – рукоятка.

Изучение электрофизических процессов, происходящих в датчике-зонде, начнем с таких параметров электростатического поля, как напряжение, напряженность и поверхностная плотность зарядов. В электростатическом поле напряжение между заземленной пластиной датчика и заряженной поверхностью контролируемого объекта определяется по линейному закону

$$U = \int_0^x E dx = \sigma / (\epsilon_0 x),$$

где E – напряженность электростатического поля, В/м; x – расстояние между датчиком и контролируемым объектом, м; σ – поверхностная плотность зарядов на объекте, Кл/м²; ϵ_0 – электрическая постоянная ($\epsilon_0 = 8,85 \cdot 10^{-12}$ Ф/м).

Над заряженной плоскостью объекта напряженность поля равна

$$E = \sigma / (2\epsilon_0 \epsilon), \quad (1)$$

где ϵ – электрическая постоянная для воздуха ($\epsilon = 1$).

Между пластинами-электродами датчика напряженность в два раза больше по сравнению с (1).

Поскольку пластины датчика расположены параллельно на расстоянии $d = 10^{-2}$ м одна относительно другой, то разность потенциалов между ними равна

$$U = \sigma d / (\epsilon_0 \epsilon) = E d = E \cdot 10^{-2}.$$

Если обозначить поверхностную плотность наведенных зарядов на незаземленной и заземленной пластинах соответственно через σ_S и σ_3 , то поверхностная плотность заряда на контролируемом объекте будет

$$\sigma = \sigma_S + \sigma_3 = 2\sigma_S,$$

поскольку наведенный заряд всегда равен абсолютному значению заряда, вызывающего индукцию.

В общем виде емкость плоского конденсатора

$$C = q/U = \epsilon_0 \epsilon S/d,$$

где S – площадь поверхности незаземленной пластины, м²; q – значение заряда, Кл.

Тогда

$$\sigma = q/S = CU/S = C\epsilon_0 U/Cx. \quad (2)$$

При известных входной емкости измерительного прибора и емкости контролируемого объекта напряжение, под которым находится контролируемый объект, определяется как

$$U_{об} = U(1 + C_{вх}/C),$$

где U – напряжение, зарегистрированное прибором, В; C – емкость контролируемого объекта, Ф; $C_{вх}$ – входная емкость прибора, Ф.

Если электроду, связанному по индукции с контролируемым объектом, сообщается заряд q одного знака, то на другом электроде индуцируется заряд противоположной полярности. Поскольку на поверхности диэлектрика заряды распределяются неравномерно, то обычно регистрируется не напряжение, а

их поверхностная плотность. При этом следует помнить, что во время измерений зонд нужно перемещать на некотором расстоянии от поверхности контролируемого объекта, так как при трении возникают дополнительные заряды, которые искажают действительные параметры электростатического поля.

Датчик связан с измерителем с помощью экранированного кабеля, поэтому нужно учитывать и емкость этого провода, которая иногда достигает значения 10^{-10} Ф/м. Следует иметь в виду, что чем длиннее провод, тем ниже чувствительность прибора.

Если оценивают степень заряженности проводников, то процесс измерения сводится к определению напряжения. В данном случае при заранее известном напряжении, под которым находится объект, достаточно знать еще и его емкость, поскольку $q = CU$. На изоляционных материалах соотношение между q и U найти труднее. Более того, невозможно точно измерить значение заряда на диэлектрике его непосредственным контактом с датчиком. Такой контакт не обеспечит полного перехода зарядов на датчик-зонд. Значит, более перспективны бесконтактные методы измерений, одним из вариантов которых является индукционный. Проиллюстрируем сказанное поверочным расчетом.

Пусть емкость датчика C задана в фарадах, а расстояние от него до поверхности контролируемого объекта x — в метрах. Тогда поверхностную плотность зарядов можно вычислить по формуле (2):

$$\sigma_S = \frac{1,5 \cdot 10^{-10} \cdot 8,85 \cdot 10^{-12}}{1,5 \cdot 10^{-10} \cdot 5 \cdot 10^{-3}} U = 1,77 \cdot 10^{-9} U \text{ (Кл/м}^2\text{)},$$

где $C = 1,5 \cdot 10^{-10}$ Ф, $x = 5 \cdot 10^{-3}$ м. Следовательно, $\sigma = 2\sigma_S = 3,54 \cdot 10^{-9} U$ (Кл/м²).

Следовательно, при известном напряжении в вольтах контролируемого объекта нетрудно найти поверхностную плотность его заряда.

Разработанная нами конструкция индукционного датчика в течение нескольких лет эксплуатировалась в производственных условиях. Опытно-производственная проверка полностью подтверждает правильность выполненного анализа и приведенного поверочного расчета.

ЛИТЕРАТУРА

1. Илюкович А.М. Техника электрометрии. — М.: Энергия, 1976. — 399 с.

УДК 621.315

Е.В. КАЛЕНТИОНОК, канд. техн. наук,
Т.Н. СТРЕЛОВА (БПИ)

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ПЕРЕХОДНЫХ ПРОЦЕССОВ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ С ЭЛЕКТРОМАГНИТНО-СЕКЦИОНИРОВАННОЙ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЕЙ И ИХ АНАЛИЗ

В работе исследуется влияние электромагнитно-секционированной электростанции (ЭС) при установке на вал турбины асинхронизированного электро-механического преобразователя частоты (АС ЭМПЧ) на переходные электро-механические процессы при больших возмущениях в электрической системе.

Исследуемая электрическая система состоит из двух подсистем (I, II), гибкая связь между которыми осуществляется через АС ЭМПЧ на ЭС. АС ЭМПЧ включает две асинхронизированные синхронные машины (АСМ), роторы которых механически соединены общим валом с турбиной, а статоры посредством трансформаторов подключены к секциям шин станции. Каждая из названных подсистем для простоты исследования представлена шинами бесконечной мощности.

Для расчетов динамической устойчивости (ДУ) электрической системы с АС ЭМПЧ на станции составлена ее математическая модель в виде системы дифференциальных и алгебраических уравнений. При исследовании ДУ ЭС используются общепринятые предпосылки. Переходные процессы в АС ЭМПЧ описываются упрощенными уравнениями Парка—Горева.

Согласно [1], уравнения электромагнитных переходных процессов в роторных цепях i -й АСМ с двумя обмотками возбуждения (по осям g и d) имеют вид:

$$dE'_{gi}/dt = (E_{edi} - E_{gi})T_{d0} - S_i\omega_0 E'_{di} ;$$

$$dE'_{di}/dt = (-E_{egi} - E_{di})T_{d0} + S_i\omega_0 E'_{gi} ,$$

где ω_0 — синхронная скорость вращения вала АС ЭМПЧ; $\pm S_i\omega_0 E'_g(d)_i$ — дополнительное напряжение частоты скольжения за счет эдс, действующей в обмотках возбуждения, которые индуцированы при скорости вращения вала АС ЭМПЧ, отличающейся от синхронной. $\dot{E}_{ei} = E_{egi} + jE_{edi}$; $\dot{E}_i = E_{gi} + jE_{di}$; $\dot{E}'_i = E'_{gi} + jE'_{di}$.

Управление возбуждением на кольцах ротора i -й АСМ в соответствии с [2] представим в виде:

для первой АСМ в подсистеме I

$$\dot{E}_{e1} = (\alpha_{01} + k_{\omega}\Delta\omega) + j(\beta_{01} + k_{u1}\Delta U_1) ;$$

для второй АСМ в подсистеме II

$$\dot{E}_{e2} = (\alpha_{02} + k_p\Delta P) + j(\beta_{02} + k_{u2}\Delta U_2) ,$$

где α_{01} , α_{02} , β_{01} , β_{02} — заданные значения напряжения возбуждения, определяемые из условия осуществления установившегося режима; k_{ω} , k_p , k_{u1} , k_{u2} — настроечные коэффициенты; $\Delta\omega$, ΔP , ΔU_1 , ΔU_2 — отклонения режимных параметров от заданных значений.

АСМ1 регулирует заданную скорость вращения вала АС ЭМПЧ; АСМ2 обеспечивает заданный поток активной мощности; общее действие обеих АСМ заключается в поддержании заданного уровня напряжения на шинах ЭС.

Уравнение движения вала АС ЭМПЧ с турбиной имеет вид

$$T_{y\Sigma} PS_B = P_T - \sum_{i=1}^2 P_{zi} ,$$

где P_{zi} — электромагнитная мощность i -й АСМ.

Определив полные токи, протекающие в обмотках статора i -й АСМ, получим выражение для E_i :

$$\dot{E}_i = \frac{E'_{gi} - U_{ci} Y_{i,uc} \cos \delta_{uc,i} (x-x')}{1 - Y_{ii} (x-x')} + j \frac{E'_{di} + U_{ci} Y_{i,uc} \sin \delta_{uc,i} (x-x')}{1 - Y_{ii} (x-x')}$$

где $Y_{ii}, Y_{i,uc}$ — соответственно собственная и взаимная проводимость ветки i -й АСМ; $\delta_{uc,i}$ — угол между вектором напряжения шин бесконечной мощности соответственно I или II подсистем, совмещенный с осью g_c синхронной системы координат и осью g вращающегося ротора i -й АСМ.

На основе составленной математической модели электрической системы с АС ЭМПЧ на станции осуществлен анализ ДУ генераторов электромагнитно-секционированной ЭС. Расчеты выполнены методом последовательных интервалов. ДУ АСМ определялась по характеру изменения скольжения.

Результаты расчета переходного процесса при двухфазном коротком замыкании (КЗ) на землю на шинах ЭС длительностью 0,2 с представлены на рис. 1, который иллюстрирует режим устойчивой работы электрических машин при выбранных законах регулирования напряжения возбуждения АСМ ЭМПЧ.

При сбросе нагрузки, вызванном КЗ или другим нарушением режима, необходимо как можно быстрее и больше увеличить напряжение возбуждения, а значит — отдаваемую мощность АСМ, дополнительный тормозной момент, что уменьшит небаланс вращающих моментов АСМ 1,2 и турбины на валу АС ЭМПЧ и будет способствовать сохранению ДУ. Поэтому при КЗ на шинах АСМ, резком сбросе нагрузки и быстром увеличении напряжения возбуждения до предельного значения изменялись коэффициенты $k_\omega \cdot \alpha_{01}, \beta_{01}$ в законе управления АСМ 1 в целях исследования эффективности влияния изменения модуля напряжения возбуждения на управление переходными процессами. Результаты расчета переходного процесса представлены на рис. 1, где видно, что наиболее круто изменяется кривая мощности при $k_\omega = 1000, \beta_{01} = 0$. Изменение α_{01} в меньшей мере влияет на мощность АСМ1, чем изменение k_ω , а при $\alpha_{01} = 0$ даже уменьшает ее.

На рис. 2 представлены характеристики переходного процесса при авариях, вызванных увеличением в 3 раза внешнего сопротивления со стороны

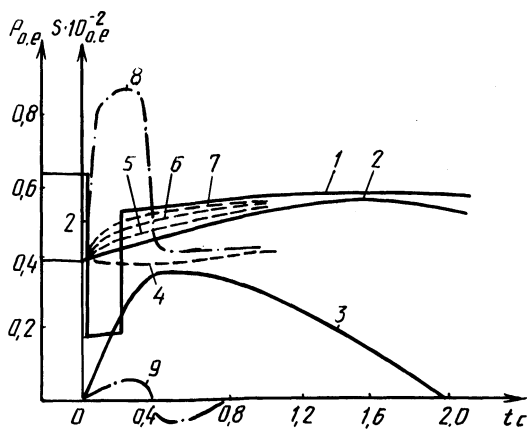


Рис. 1. Характеристики переходного процесса при двухфазном замыкании на землю:

1...3 — соответственно P_2, P_1, S при КЗ на шинах АСМ2; 4 — P_1 при α_{10} ; 5 — P_1 при $K_\omega = 100$; $\alpha_{01} = -2$; 6 — P_1 при $K_\omega = 1000$; 7 — P_1 при $K_\omega = 1000, \beta_{01} = 0$; 8, 9 — соответственно P_1, S при изменении угла \dot{E}_1 .

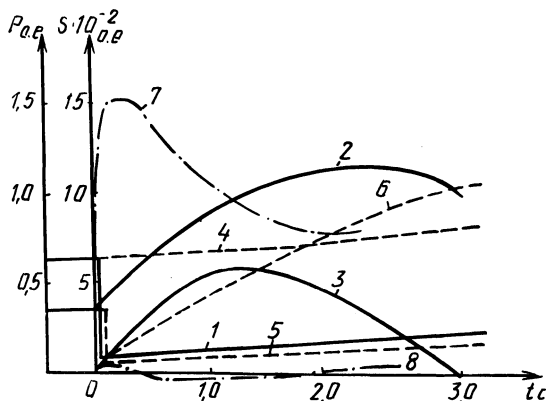


Рис. 2. Характеристики переходного процесса при изменении внешнего сопротивления:

1...3 — соответственно P_2, P_1, S при изменении $X_{ВН}$ со стороны АСМ2; 4...6 — соответственно P_2, P_1, S при изменении $X_{ВН}$ со стороны АСМ1; 7, 8 — соответственно P_2, S при изменении угла E_2 и $X_{ВН}$ со стороны АСМ1.

АСМ2 и в 4 раза — со стороны АСМ1. В результате анализа характеристик переходного процесса установлено, что в первом случае устойчивая работа электрических машин сохраняется, кривые изменения мощностей АСМ приближаются к заданному установившемуся режиму; во втором — кривая изменения скольжения вала АС ЭМПЧ резко возрастает из-за постоянного роста мощностей АСМ1 и 2, в результате чего устойчивая работа генераторов нарушается.

Для повышения устойчивости работы генераторов и управления мощностью в переходных режимах использовано изменение электрического угла сдвига эдс АСМ относительно ротора. Это достигается путем изменения напряжения возбуждения. Поэтому если в момент возникновения аварии резко изменить фазу \dot{E} АСМ2, подавая в течение 0,1 с, например, от тиристорного преобразователя частоты в обмотки машины напряжение возбуждения 1,33 Гц, то мощность АСМ2 резко увеличивается (см. рис. 2), компенсируя сброс мощности АСМ1. Это способствует сохранению ДУ АСМ.

Подобные исследования были выполнены при КЗ на шинах АСМ2 (см. рис. 1), когда в момент аварийного сброса мощности этой машины начинает резко увеличивать выдаваемую мощность АСМ1 за счет изменения угла \dot{E}_1 .

ЛИТЕРАТУРА

1. Шакарян Ю.Г. Асинхронизированные синхронные машины. — М.: Энергоатомиздат, 1984. — 192 с.
2. Электроэнергетические системы в примерах и иллюстрациях: Учеб. пособие для вузов / Ю.Н. Астахов, В.А. Веников, В.В. Ежков и др. Под ред. В.А. Веникова. — М.: Энергоатомиздат, 1983. — 504 с.

РОЛЬ НОВЫХ ПОДСТАНЦИЙ НАПРЯЖЕНИЕМ 110/20 кВ В РАЗУКРУПНЕНИИ РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ СЕТЕЙ СРЕДНЕГО НАПРЯЖЕНИЯ НА ПРИМЕРЕ НАРОДНОЙ РЕСПУБЛИКИ БОЛГАРИИ

Разукрупняющие подстанции – это новые подстанции 35...110 кВ, к которым подключается часть существующих сетей 6...10 кВ. Сооружение таких подстанций, как правило, определяется необходимостью повышения пропускной способности сетей 6...10 кВ в связи с ростом нагрузок. Такие подстанции, кроме того, обеспечивают снижение потерь электроэнергии и повышение надежности работы реконструируемой сети.

Для электрических сетей ЕЭС Народной Республики Болгарии приняты следующие стандартные напряжения: высшее напряжение (ВН) – 110, 220, 400 кВ; среднее напряжение (СН) – 6, 10, 20 кВ; низкое напряжение (НН) – 380/220 и 660/380 В (табл. 1).

Исходя из значительной роли сельского хозяйства в общем валовом национальном продукте Болгарии, этой отрасли народного хозяйства уделяется особое внимание.

Сельские распределительные сети СН включают: распределительные подстанции с трансформацией ВН/СН, электрическую сеть СН и трансформаторные пункты (ТП) с трансформацией СН/НН.

Протяженность воздушных линий (ВЛ) и кабельных линий (КЛ) СН по энергосистеме, согласно данным Министерства энергетики НРБ на 01.01.85, составляет соответственно: 45464,5 км и 9550,4 км. Общая протяженность существующей электрической сети напряжением 20 кВ в районах сельскохозяйственного назначения превышает 50 тыс. км.

Районная электрическая сеть 20 кВ построена по радиально-магистральной схеме и позволяет осуществлять связь между подстанциями. Магистральные линии выполнены из проводников марок АС-70 и АС-95, а ответвления – из проводников марок АС-50. Большая часть сетей представлена воздушными линиями, 14 % составляют кабельные линии.

Основные источники питания сельских потребителей – это ТП напряжением 20/0,38/0,22 кВ и мощностью 63 кВА, 100, 250, 400 кВА. Средняя мощность ТП в настоящее время составляет 160 кВА, а в перспективе возрастет до 240 кВА. Динамика изменения удельных показателей на единицу территории и из расчета на одного человека приведена в табл. 2.

К основным параметрам районных распределительных сетей относятся: среднее напряжение в сети, радиус электроснабжения подстанции ВН/СН и ее мощность. На основании проведенных болгарскими электроэнергетиками исследований в Болгарии принято стандартное напряжение 20 кВ. Оно является целесообразным как на современном этапе, так и в перспективе до 2000 года, когда с увеличением средней плотности нагрузки в 2 раза оно станет еще более выгодным в технико-экономическом отношении [1].

Плотность распределительных подстанций 110/20 кВ, которые питают распределительную сеть 20 кВ и сельские районы, зависит от поверхностной плот-

Таблица 1

Развитие электропотребления в селах Народной Республики Болгарии

Удельное электропотребление, кВт. ч/чел.год	1980	1985	1990	2000
Общее	1270	1846	2550	4200
В том числе:				
коммунально-бытовые нужды	365	470	603	1000
сельское хозяйство	390	593	857	1000
промышленность	515	783	1090	1600

Таблица 2

Удельные показатели сельской электрификации Народной Республики Болгарии

Показатель	1980	1985	1990	2000
Удельная длина ВЛ 20 кВ, км/км ²	0,371	0,385	0,398	0,473
в том числе на одного человека, м	11,9	13,3	15,2	18,9
Плотность ТП 20/0,4 кВ, шт/км ²	0,191	0,22	0,252	0,305
Плотность нагрузки, кВА/км ²	30,5	40,4	50,3	73,3

Таблица 3

Оптимальные параметры распределительных подстанций 110/20 кВ для электроснабжения сельских сетей

Показатели	Единица измерения	1980	1985	1990	2000
Средняя плотность максимальной нагрузки ТП 20/0,4 кВ $\sigma_{ТП}$	кВт/км ²	16,7	21,4	26,4	35,5
Оптимальный радиус электроснабжения одной подстанции $R_{оп}$	км	28	26,5	25	23
Оптимальная нагрузка одной подстанции $P_{оп}$	МВт	34,3	37,8	41,5	44
Оптимальная средняя установленная мощность подстанции $N_{оп}$	МВА	61	67	74	83

ности нагрузки. Как капитальные вложения, так и годовые эксплуатационные расходы в ЛЭП 110 кВ, подстанции 110/20 кВ и в сети 20 кВ можно выразить в функции средней плотности нагрузки, равномерно распределенной по территории сел. Получены в результате исследований оптимальные параметры распределительных подстанций 110/20 кВ для электроснабжения сельских сетей, приведенные в табл. 3.

С увеличением плотности электрической нагрузки уменьшается оптимальный радиус действия $R_{оп}$, а число подстанций и их мощность увеличиваются.

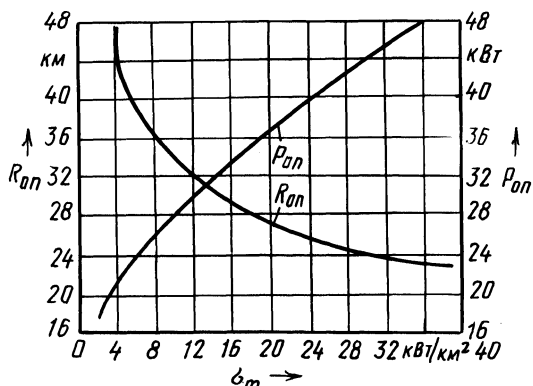


Рис. 1. Оптимальные радиус электроснабжения $R_{оп}$ и мощность $P_{оп}$ подстанций 110/20 кВ.

Указанные зависимости описываются выражениями [1]:

$$R_{оп} = \frac{72}{\sqrt[3]{\sigma}}; \quad P_{оп} = \pi R_{оп}^2 \sigma k_0, \quad (1)$$

где $R_{оп}$ — оптимальный радиус электроснабжения одной подстанции, км; $P_{оп}$ — оптимальная нагрузка одной подстанции, МВт; σ — средняя плотность максимальной нагрузки одной подстанции, равная $\sigma_{ТП} k_0$, кВт/км²; k_0 — отношение нагрузки подстанции к суммарной нагрузке ТП: $k_0 = 0,7...0,8$.

На рис. 1 приведены кривые, по которым можно определить оптимальные мощность подстанций и радиус их действия в зависимости от плотности нагрузки ТП.

Реальный радиус действия новой подстанции часто оказывается меньше теоретического, так как сооружаются и дополнительные подстанции, предназначенные для концентрированных нагрузок. Дополнительные подстанции бывают мелиоративными, промышленных предприятий и шахт, которые также могут использоваться для электроснабжения сельских сетей. Следовательно, к сельской электрификации относятся почти все подстанции 110/20 кВ за исключением подстанций, питающих нагрузку крупных городов, больших заводов и комбинатов.

Следует отметить, что метод [1] некорректен в том смысле, что при определении целесообразности сооружения новых подстанций не учитывает повышение надежности работы сетей 20 кВ, достигаемое за счет их разукрупнения. С учетом этого эффекта значения $R_{оп}$ и $P_{оп}$, определяемые по формуле (1), окажутся завышенными по сравнению с действительными оптимальными. К недостаткам метода, предложенного в [1], следует отнести отсутствие учета динамики роста нагрузок и развития сети.

ЛИТЕРАТУРА

1. С п и р о в М., Б о ц о в Н. Электрически распределителии мрежи. — София: Държавно издателство "Техника", 1974. — 450 с. 2. S p i r o v M. Main trends in the development of the rural electrification in Bulgaria. — Sofia, 1985. — 67 с.

ПЛАНИРОВАНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТА ПО ОПРЕДЕЛЕНИЮ РАСЧЕТНОЙ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ НАГРУЗКИ

Возможность измерить режим электропотребления в условиях действующего предприятия позволяет получить наиболее объективную исходную информацию о расчетных нагрузках характерных групп электропотребителей. Перед проведением измерений важно не только выбрать и подключить необходимую аппаратуру к электроустановке, но и установить необходимое число измерений, которое требуется для получения нагрузки с заданной точностью.

Режим электропотребления зависит от множества факторов, не поддающихся детерминированному учету, и потому его целесообразно рассматривать как случайный процесс. Для стационарного случайного процесса, подчиняющегося нормальному закону распределения, такие вероятностные характеристики, как математическое ожидание и среднее квадратическое отклонение, — значения постоянные. При установившемся ритме производства процесс изменения активной мощности является стационарным [1]. Анализ большого числа режимов электропотребления и соответствующих корреляционных функций [2] позволяет рассматривать график нагрузки не только как стационарный, но и как эргодический случайный процесс, для которого характеристики ансамбля реализаций и отдельной из них совпадают.

В работе [3] на основании теоремы Ляпунова показано, что нормальный закон распределения электрической нагрузки можно считать справедливым для магистралей, питающих 6...8 и более электроприемников, приблизительно одинаковой мощности при установившемся технологическом процессе. Тогда расчетная нагрузка группы электропотребителей может быть найдена по выражению

$$P_p = P_c + \beta \sigma,$$

где β — принятая кратность меры рассеяния.

Согласно [4], допустимая относительная погрешность определения расчетной нагрузки P_p составляет 10%. Однако из теории ошибок известно, что относительная погрешность суммы чисел заключается между наибольшей и наименьшей относительными погрешностями слагаемых [5]. Тогда если относительные погрешности $\delta(P_c)$ и $\delta(\beta\sigma)$ равны между собой и каждая составляет 10%, то относительная погрешность суммы $\delta(P_p)$ также будет равна 10%.

Из теории ошибок следует, что если σ измеряется с абсолютной погрешностью $\Delta(\sigma)$ и используется для вычисления произведения $\beta\sigma$, в котором β не имеет погрешности, то абсолютная погрешность произведения $\beta\sigma$ равняется: $\Delta(\beta\sigma) = \beta\Delta(\sigma)$, где $\beta > 0$. Переходя от абсолютных к относительным погрешностям, получим:

$$\Delta((\beta\sigma)/\beta\sigma) = \beta\Delta(\sigma)/\beta\sigma \quad \text{или} \quad \delta(\beta\sigma) = \delta(\sigma),$$

где $\delta(\sigma) = \Delta(\sigma)/\sigma$.

Из вышеизложенного следует, что для определения расчетной нагрузки P_p с относительной погрешностью $\delta(P_p) = 10\%$ необходимо определить значения P_c и σ с такими же относительными погрешностями.

Обычно [4] в качестве расчетной нагрузки принимается 30-минутный максимум средней нагрузки, который можно получить при помощи счетчика электрической энергии, снимая показания через каждые полчаса, т. е. приняв интервал усреднения 30 мин. Однако стоимость проведения этого эксперимента и обработки данных возрастает с увеличением числа измерений, следовательно, число замеров должно быть конечно. Для его определения построим симметричную область, имеющую центром истинное среднее значение мощности P_c . Вероятность того, что интервал между $\hat{P} - t_\alpha \hat{\sigma}/\sqrt{n}$ и $\hat{P} + t_\alpha \hat{\sigma}/\sqrt{n}$ содержит генеральное среднее P_c , равна

$$\text{Pr}(\hat{P} - t_\alpha \hat{\sigma}/\sqrt{n} < P_c < \hat{P} + t_\alpha \hat{\sigma}/\sqrt{n}) = \alpha,$$

где \hat{P} — значение выборочной мощности; $\hat{\sigma}$ — оценка среднего квадратического отклонения исследуемой нормальной совокупности; n — объем выборки или число измерений; t_α — квантиль распределения Стьюдента; α — доверительная вероятность измерения P_c .

В силу симметрии распределения Стьюдента, прибавив к центру интервала, т. е. к P_c , справа и вычитая слева по значению

$$\Delta(P_c) = t_\alpha \hat{\sigma}/\sqrt{n}, \quad (1)$$

мы сможем с вероятностью α утверждать, что истинное значение измеряемого значения средней электрической мощности находится в пределах указанного интервала со случайными концами.

Теперь из соотношения (1) получим необходимое число измерений n для определения P_c с заданной абсолютной случайной погрешностью $\Delta(P_c)$ и доверительной вероятностью α :

$$n = [t_\alpha \hat{\sigma}/(\Delta(P_c))]^2. \quad (2)$$

Преобразуем выражение (2) при помощи соотношений:

$$\hat{\nu} = \hat{\sigma} \cdot 100\% / \hat{P}_c; \quad \delta(P_c) = \Delta(P_c) \cdot 100\% / \hat{P}_c$$

и получим расчетную формулу в относительных единицах

$$n = [t_\alpha \hat{\nu} / \delta(P_c)]^2, \quad (3)$$

где $\hat{\nu}$ — выборочный коэффициент вариации; $\delta(P_c)$ — относительная случайная погрешность измерения P_c .

Значение $\hat{\nu}$ определяется из короткого предварительного эксперимента или на основании априорной информации об обследуемой группе электроприемников. На рис. 1 кривая 1 построена по формуле (3) при доверительной вероятности α , равной 0,95, и одностороннем уровне значимости ϵ , а кривая 2 — при той же доверительной вероятности и двустороннем уровне значимости. Число степеней свободы для t_α зависит от требуемого объема выборки n , и поэтому решение (3) осуществляется итерационным способом.

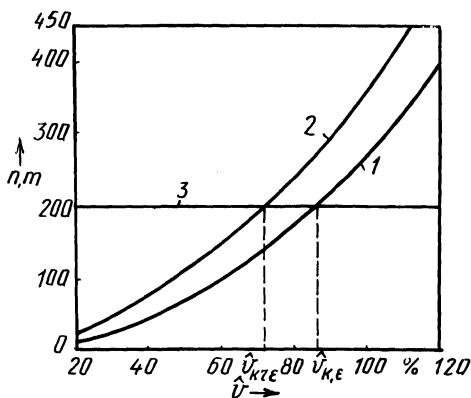


Рис. 1. Динамика изменения необходимого числа измерений для определения расчетной нагрузки.

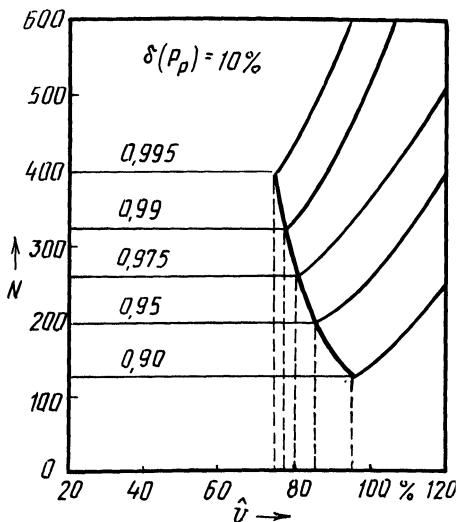


Рис. 2. Номограмма планирования числа измерений при нахождении расчетной нагрузки.

Теперь определим число измерений m , которое необходимо произвести, чтобы получить σ с такой же относительной погрешностью $\delta(\sigma) = 10\%$ и доверительной вероятностью $\alpha = 0,95$. Для этого воспользуемся χ^2 -распределением Пирсона и построим доверительный интервал, в который значение σ попадает с вероятностью α :

$$\text{Pr}(\gamma_1 \hat{\sigma} < \sigma < \gamma_2 \hat{\sigma}) = \alpha \quad (\gamma_{1,2} = \sqrt{\nu} / \chi_{2,1}), \quad (4)$$

где $\nu = m - 1$ — число степеней свободы; χ_1 и χ_2 — квадратные корни из квантилей распределения Пирсона, соответствующие границам искомого интервала.

Из выражения (4) получим значения $\hat{\sigma}_1 = \gamma_1 \hat{\sigma}$ и $\hat{\sigma}_2 = \gamma_2 \hat{\sigma}$, которые ограничивают искомый доверительный интервал, и найдем относительную случайную погрешность среднего квадратического отклонения $\delta(\sigma)$ как

$$\delta(\sigma) = \frac{\hat{\sigma}_2 - \hat{\sigma}_1}{\hat{\sigma}} 100\%. \quad (5)$$

Используя формулы (4) и (5), итерационным путем, как и в предыдущем случае с точностью до целых, получаем искомое число измерений m . Следовательно, именно такое число измерений следует произвести, чтобы получить значение σ с заданной относительной случайной погрешностью $\delta(\sigma) = 10\%$ и доверительной вероятностью $\alpha=0,95$ при двустороннем уровне значимости 2ϵ (рис. 1, кр. 3).

Таким образом, для получения значений P_c и σ с одинаковыми относительной погрешностью и доверительной вероятностью в общем случае необходимо произвести различное число измерений. Равенство $m = n$ наблюдается

только для точек пересечения кривых, которые соответствуют критическим значениям выборочного коэффициента вариации \hat{v}_k . На рис. 2 показана динамика изменения числа измерений в зависимости от значения \hat{v} при различной доверительной вероятности α и постоянной относительной случайной погрешности $\delta(P_p)$, равной 10 %. Кривые для n построены при одностороннем уровне значимости, а для m — при двустороннем (расположены горизонтально). Если $\hat{v} < \hat{v}_k$, то $m > n$, и планирование числа измерений N целесообразно производить с использованием χ^2 — распределения Пирсона, если же $\hat{v} > \hat{v}_k$, то $n > m$, и наоборот, планирование эксперимента следует производить, применяя t -распределение Стьюдента. С помощью такого подхода мы получаем необходимое число измерений для определения расчетной нагрузки P_p с заданными α и $\delta(P_p)$. Кривые на рис. 2 построены в относительных единицах, в результате чего при определении P_p можно определить необходимое число измерений N для различных групп электроприемников.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ш и д л о в с к и й А.К., К у р е н н ы й Э.Г. Введение в статистическую динамику систем электроснабжения. — Киев: Наук. думка, 1984. — 273 с.
2. Ф о к и н Ю.А. Вероятностно-статистические методы в расчетах систем электроснабжения. — М.: Энергоатомиздат, 1985. — 240 с.
3. Г н е д е н к о Б.В. Об одной задаче массового обслуживания // Докл. АН УССР. — 1958. — № 5. — С. 477—479.
4. Указания по определению электрических нагрузок в промышленных установках. — Инструктивные указания по проектированию электротехнических промышленных установок. — ГПИ ТПЭП. — 1968. — № 6. — С. 3—17.
5. К р ы л о в А.Н. Лекции о приближенных вычислениях. — М.: Госгортехиздат, 1954. — 400 с.

УДК 624.023.943

Д.Ю. СОБОЛЕВСКИЙ, канд. техн. наук,
С.Н. ЛЕОНОВИЧ, А.М. ВАСИЛЕВСКИЙ (БПИ)

СОВРЕМЕННЫЕ КОНСТРУКЦИИ АНКЕРНЫХ ФУНДАМЕНТОВ ОТТЯЖЕК ЦЕНТРИФУГИРОВАННЫХ БЕТОННЫХ ОПОР ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧ

Развивающееся в стране строительство высоковольтных линий электропередач (ЛЭП) обуславливает необходимость использования прогрессивных конструкций опор и способов их закрепления. В качестве опор широкое применение находят центрифугированные железобетонные стойки кольцевого сечения высотой до 26 м.

Опоры ЛЭП с оттяжками испытывают значительные опрокидывающие ветровые нагрузки. Для их восприятия оттяжки из проволочных канатов закрепляются в грунте с помощью специальной конструкции — анкерных фундаментов. Несущая способность таких фундаментов должна рассчитываться исходя из максимального растягивающего усилия в оттяжке, которое может достигать 300...400 кН.

Традиционным видом фундамента, "работающего на вырывание", являются

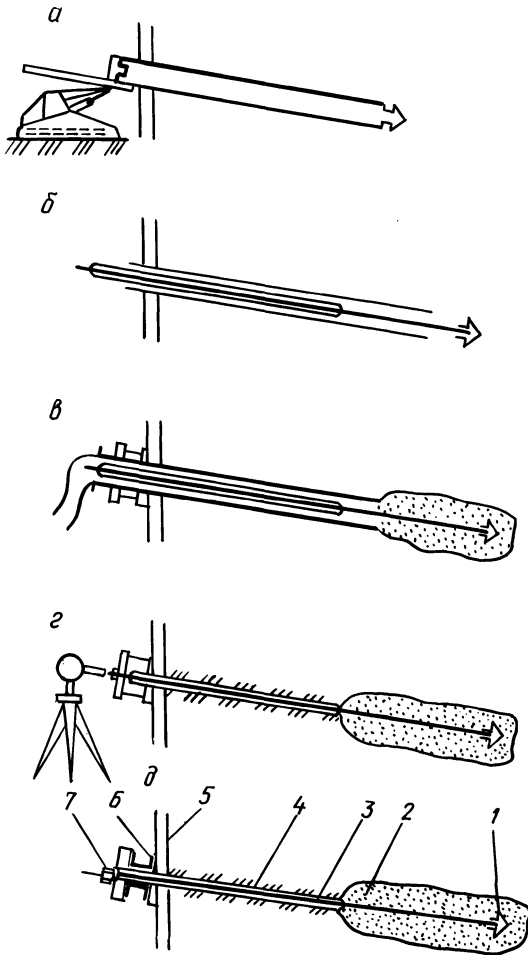


Рис. 1. Технология устройства анкера:

a – бурение скважины; *б* – погружение тяги; *в* – инъекция цементного раствора; *г* – преднапряжение анкера; *д* – анкер, готовый к работе. 1 – теряемый буровой наконечник; 2 – корень; 3 – тяга; 4 – скважина; 5 – заанкериваемая конструкция; 6 – упорная конструкция; 7 – стопорная гайка или клин.

тый предприятиями Минтрансстроя СССР выпуск специальной буровой и инъекционной техники позволяют без особых затрат внедрить эти фундаменты и в энергетическом строительстве, что даст значительный экономический эффект.

Инъекционным анкером называется конструкция, состоящая из корня, тяги и оголовка, которая обеспечивает передачу растягивающего усилия в ви-

ся анкерные плиты, которые закапываются на определенную глубину для вовлечения в работу объема грунта, масса которого превышает вырывающее усилие с учетом определенного коэффициента запаса. Устройство такого фундамента трудоемко и связано со значительным расходом бетона. Кроме того, использование анкерных плит в слабых грунтах, особенно водонасыщенных, характерных для районов Западной Сибири и Крайнего Севера, не всегда исключает подвижки грунта, которые способны вызвать провисание оттяжки и раскату опоры.

Одной из наиболее перспективных конструкций анкерных фундаментов являются преднапрягаемые инъекционные анкеры, которые в мировой строительной практике признаны наименее материалоемкими конструкциями данного вида. Использование инъекционных анкеров в течение последних 20...25 лет для закрепления вантовых конструкций большепролетных мостов и покрытий, гидротехнических сооружений, подпорных стен, опор ЛЭП подтверждает их исключительную надежность.

В Советском Союзе инъекционные анкеры используются для закрепления ограждающих конструкций станций метрополитенов мелкого заложения, в частности в г. Минске. Опыт производства работ, экспериментальные исследования, а также нача-

де касательных или сжимающих напряжений на глубокие слои грунта. Корень служит для передачи усилия от тяги на грунт, оголовок же является стопорным элементом, фиксирующим преднапряжение и закрепляющим анкер на конструкции сооружения, а также передающим ему прижимное усилие. Различают длину корня L_k , диаметр корня D , свободную длину тяги $l_{св}$, длину заделки тяги в корне l_3 (рис. 1). Механизм разрушения анкера определяется глубиной, на которой находится корень в грунте. Установлено, что при относительной глубине заделки корня $l_{св}/D$, большей 10...15, разрушение грунта локализуется вокруг корня в некоторой цилиндрической области. В этом и заключается принципиальное отличие инъекционного анкера от анкерной плиты.

Технология изготовления инъекционного анкера представлена на рис. 1. Эта технология внедрена в СССР и включает в себя следующие операции. В грунте по направлению действия вырывающего усилия пробуривается скважина диаметром 80...150 мм, в которую погружается тяга, изготавливаемая из одного или нескольких арматурных стержней класса АIII, АIV, АtIV, АtVI, высокопрочных канатов К-7 или проволоки. Тяга заключается в антифрикционную полихлорвиниловую трубу, заполненную противокоррозионной смазкой. Для заделки тяги в грунте в скважину по длине корня подается раствор с водоцементным отношением в диапазоне 0,40...0,55. Инъекция раствора может осуществляться через внутреннее пространство бурильных труб при последовательном их поднятии или посредством специальных инъекционных труб с перфорацией по длине корня. В последнем случае перед инъекцией скважина должна тампонироваться цементным раствором.

Инъекционная технология заделки корня применима для широкого диапазона грунтов: от песчаных до глинистых разной консистенции. В некоторых случаях в зоне корня могут разбуриваться специальные уширения, которые способствуют увеличению сопротивления грунта при вырывающих усилиях.

Различают анкеры с растянутым и сжатым корнем. В первом случае усилие от тяги передается на корень за счет сцепления тяги с цементным камнем, во втором – посредством опорной шайбы или компрессионной трубы. Принято считать, что конструкция с растянутым корнем не обеспечивает надежной противокоррозионной защиты тяги в зоне заделки вследствие трещинообразования в цементном камне. Анкеры этого вида обычно рекомендуется применять как временные. Однако на основании проведенных нами испытаний анкеров несущей способностью 250...450 кН при строительстве Минского метрополитена можно сделать вывод о том, что в данном диапазоне усилий трещинообразования не наблюдается. Однако анкеры с растянутыми корнями не следует использовать при наличии грунтовых вод, агрессивных к стали.

Преднапряжение анкера производится на 7-е...14-е сутки после инъекции раствора в корневую зону. С помощью домкратов к тяге прикладывается усилие, превышающее рабочее в 1,2...1,5 раза. Этим достигается обжатие грунта в зоне заделки корня и проверяется надежность крепления, что невозможно при устройстве анкерных плит.

В зависимости от конструкции анкеров и технологии инъекции раствора их несущая способность может составлять 500...2000 кН. Указанная здесь предельная несущая способность обычно рассчитывается с коэффициентом надежности 1,6...2,0. Стоимость производства одного инъекционного анкера, по данным Минскметростроя, составляет 250...350 р.

1. Никитенко М.И., Соболевский Д.Ю. Перспективы применения грунтовых анкеров в Белоруссии с учетом мирового опыта анкерования конструкций // Строительство и архитектура Белоруссии. – 1980. – № 4. – С. 32–34.

УДК 621.314.26

В.М. БЛАДЫКО, канд. техн. наук,
Л.И. СОНЧИК, Л.И. ДЕМИДЕНКО (БПИ)

РАСЧЕТ ПЕРИОДИЧЕСКИХ КОЛЕБАНИЙ В УТРОИТЕЛЕ ЧАСТОТЫ

При сравнении различных типов вторичных источников питания, к которым относятся и утроители частоты, установлено, что преобразователи на ферромагнитных элементах обладают высоким коэффициентом полезного действия, устойчивостью к коротким замыканиям нагрузки и другими достоинствами [1].

Известно, что при решении задач физического характера, основная трудность заключается, как правило, в составлении дифференциальных уравнений [2].

Физические процессы в утроителе частоты характеризуются магнитными и электрическими значениями. Связь между ними устанавливается посредством законов электромагнитной индукции и полного тока.

При расчете периодических колебаний в первом приближении можно пренебречь потерями в стали магнитопровода, в сопротивлениях обмоток, рассеянием магнитного потока. Схема замещения такого идеализированного утроителя частоты для третьей гармоники представлена на рис. 1.

Для вторичной цепи схемы замещения утроителя частоты можно записать уравнения по законам Кирхгофа:

$$i_3 = i_c + i_n; \quad (1)$$

$$w_3 S_3 \frac{d}{dt} \sum_{k=1}^3 b_k + i_n R_n = 0; \quad (2)$$

$$\frac{1}{C} \int i_c dt - i_n R_n = 0, \quad (3)$$

где w_3 — число витков вторичной обмотки; S_3 — сечение магнитопровода; R_n — сопротивление нагрузки утроителя частоты; b_k — мгновенное значение индукции в элементах магнитопровода.

Кроме этого, можно записать уравнение для намагничивающих сил сердечников:

$$3i_3 w_3 = l \sum_{k=1}^3 F(b_k). \quad (4)$$

Полученную систему уравнений (1)...(4) разрешим относительно индукции в сердечниках. В результате получим нелинейное дифференциальное уравнение второй степени:

$$\frac{d^2}{dt^2} \sum_{k=1}^3 b_k + \frac{1}{CR_H} \frac{d}{dt} \sum_{k=1}^3 b_k + \frac{p}{C} \sum_{k=1}^3 F(b_k) = 0, \quad (5)$$

где p – коэффициент, зависящий от параметров устройства.

Решение уравнения (5) можно выполнить графически с помощью метода, аналогичного приведенным в [3, 4].

Аппроксимируем кривую намагничивания сердечника утроителя частоты выражением гиперболического синуса:

$$h = F(b) = \text{sh} b.$$

Выполнив преобразования, разложив выражения гиперболических функций периодического аргумента в ряд Фурье и пренебрегая воздействием высших гармоник на низшие, получим соотношение для составляющей уравнения (5):

$$\sum_{k=1}^3 F(b_k) = 3 [I_{01} I_{13} \cos(3t + \psi_3) - I_{31} I_{03} \cos 3t], \quad (6)$$

где I_{n1}, I_{n3} – модифицированные функции Бесселя n -го порядка от амплитудного значения индукции соответственно первой и третьей гармоник.

Подставляя выражение (6) в уравнение (5) и приравнявая коэффициенты при $\sin 3t$ и $\cos 3t$ в обеих частях полученного уравнения, запишем в виде:

$$K_3 \cos \psi_3 + 9B_{3m} \sin \psi_3 = K_4; \quad (7)$$

$$9B_{3m} \cos \psi_3 - K_3 \sin \psi_3 = 0,$$

где $K_3 = 3R_H (9CB_{3m} - pI_{01} I_{13})$; $K_4 = -3pR_H I_{31} I_{03}$.

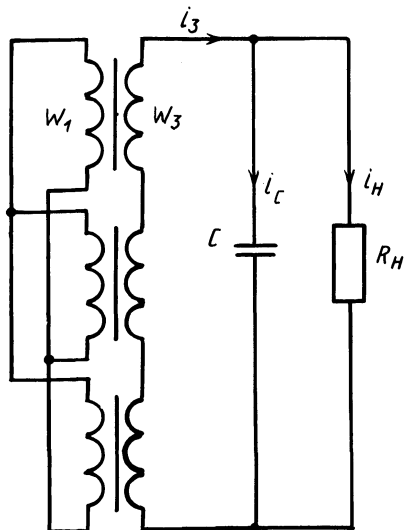


Рис. 1. Схема замещения утроителя частоты для третьей гармоники.

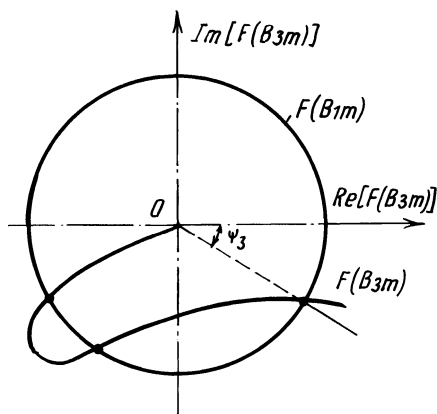


Рис. 2. Графическое определение амплитуды и фазы индукции третьей гармоники утроителя частоты.

После преобразований с учетом формулы Эйлера полученная система уравнений (7) может быть приведена к виду

$$\frac{1}{I_{03}} (I_{01} I_{13} - \frac{gC}{p} B_{3m}) - j \frac{3}{p R_{H} I_{03}} B_{3m} = I_{31} e^{j\psi_3} \quad (8)$$

Правая часть выражения (8) представляет собой окружность радиуса I_{31} на комплексной плоскости.

Построив график функции от амплитудного значения индукции третьей гармоники согласно левой части выражения (8), на комплексной плоскости в точках пересечения его с окружностью радиуса I_{31} (рис. 2) определяются значения амплитуды индукции B_{3m} и начальной фазы ψ_3 , которые и являются решениями уравнения (5).

ЛИТЕРАТУРА

1. B e s s h o К. Characteristics of a ferroresonance circuit and a parametric circuit and its application. – Kanasawa University, Kanasawa, Japan, 1976. – P.37–54. 2. Б е р м а н т А.Ф., А р а м а н о в и ч И.Г. Краткий курс математического анализа. – М.: Наука, 1971. – 555 с. 3. П о п о в Е.П., П а л ь т о в И.Е. Приближенные методы исследования нелинейных автоматических систем. – М.: Физматгиз, 1960. – 792 с. 4. В о р о н о в А.А. Основы теории автоматического управления. – М.; Л.: Энергия, 1966. – Ч. 2. – 372 с.

УДК 621.315.21:537.312.62

И.А.СТУПАК, канд. техн. наук (БПИ)

ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ И СРАВНЕНИЕ МОДЕЛИ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ ЭЛЕКТРОЕМКИХ ПРОИЗВОДСТВ С РАЗЛИЧНЫМИ НЕТРАДИЦИОННЫМИ ТОКОПРОВОДАМИ

Существуют различные подходы к расчету и оценке технико-экономических показателей (ТЭП) нетрадиционных токопроводов в схемах электроснабжения электроемких производств. Это определение оптимальных областей применения различных конструкций криогенных кабелей в зависимости от передаваемой мощности и длины, выявление зон экономичных номинальных напряжений, а также конкретное проектирование, в процессе которого дополнительно решается ряд других задач. Однако для выяснения возможной области применения конкретной схемы электроснабжения необходим анализ ее различных ТЭП в зависимости от передаваемой мощности, длины и напряжения. Не всегда можно получить указанную математическую зависимость из-за многосвязности между собой параметров криогенных кабелей. Поэтому ТЭП можно производить путем расчленения задачи исследования и выяснения влияния каждого фактора на результирующие технико-экономические показатели. В процессе данного исследования в целевую функцию вводится одно переменное значение, по которому оцениваются другие параметры и результирующее значение функции.

В данном случае для технико-экономического анализа принята модель электроснабжения, состоящая из обычного генератора постоянного тока и не-

традиционных токопроводов – сверхпроводящего кабеля (СПК) биполярной и коаксиальной конструкций, показатели которых рассмотрены в сопоставимом сравнении. Сравнительный технико-экономический анализ выполнен с использованием параметров удельных приведенных затрат, приходящихся на 1 МВт и 1 МВт·км мощности, передаваемой электроемкому производству.

Рассмотрим ТЭП модели с СПК биполярной конструкции. На рис. 1, а показана зависимость удельных приведенных затрат $Z_{уд}$ от передаваемой мощности для различных напряжений постоянного тока при длине электропередачи, равной 1 км. Из этого рисунка видно, что имеется некоторая область целесообразных значений передаваемых мощностей на каждом напряжении. Минимум $Z_{уд}$ с увеличением напряжения смещается в область больших передаваемых мощностей. Четко выраженный минимум имеет кривая изменения удельных приведенных затрат при $U = 0,048$ кВ и передаваемой мощности 50 МВт, а при $U = 0,85$ кВ $Z_{уд}$ уменьшается до минимального значения при передаваемой мощности 500 МВт. Причем на данном напряжении с увеличением передаваемой мощности в пределах 5...50 МВт $Z_{уд}$ уменьшается на 80...90 %, а при увеличении передаваемой мощности еще в 10 раз (по сравнению с прежним увеличением, т. е. до 500 МВт) $Z_{уд}$ уменьшается только на 20...30 %.

Закономерности изменения зависимостей $Z_{уд}$ от расчетной мощности электроемкого производства P при напряжениях до 1 кВ и длинах криогенного кабеля до 15 км имеют вид, аналогичный рассмотренному. Исследования показали, что минимум удельных приведенных затрат при напряжениях до 1 кВ не зависит от длины электропередачи.

Зависимости $Z_{уд}(U)$, представленные на рис. 1, б, для различных мощностей электроемких производств при длине электропередачи, равной 1 км, позволяют определить оптимальную мощность, соответствующую различным значениям напряжения. На рис. 1, б иллюстрируется изменение удельных приведенных затрат в модель электроснабжения при передаче определенной мощности электроемкому производству в зависимости от напряжения СПК. Почти для всех мощностей наблюдается резкое уменьшение $Z_{уд}$ при увеличении напряжения в диапазоне 0,048...0,22 кВ. При дальнейшем увеличении напряжения до 0,6 кВ $Z_{уд}$ почти не изменяется, а для больших мощностей (400 и 500 МВт) $Z_{уд}$ уменьшается на 20...30 %.

На рис. 2, а, б представлены зависимости изменения удельных приведенных затрат $Z_{уд}$, приходящихся на 1 МВт·км, от передаваемой мощности для различных длин электропередачи при минимальном (0,048 кВ) и максимальном (0,85 кВ) исследуемом напряжении. Из рис. 2, а следует, что при напряжении 0,048 кВ имеется область целесообразных значений передаваемой мощности (50 МВт), которая не зависит от длины кабеля. В результате исследований установлено, что с ростом мощностей $Z_{уд}$ снижается с увеличением длины СПК. Это наблюдается также и при $U = 0,85$ кВ (см. рис. 2, б). С увеличением напряжения минимум $Z_{уд}$ сдвигается в область больших передаваемых мощностей, что видно на рис. 2, б.

Технико-экономические показатели модели с коаксиальным кабелем постоянного тока рассмотрены в сравнении с биполярным. Анализ зависимостей $Z_{уд}$ от передаваемой мощности для различных напряжений при определенной длине коаксиального СПК показал, что минимум удельных приведенных за-

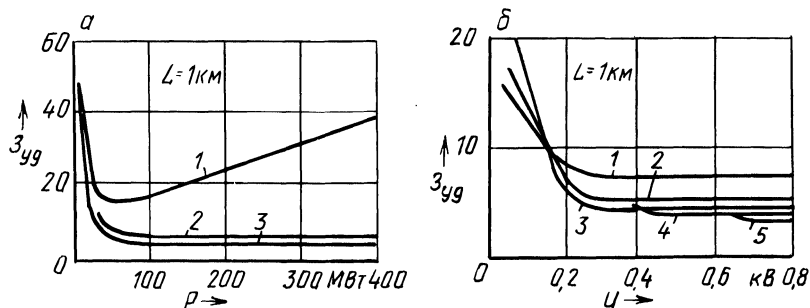


Рис. 1. Закономерности изменения удельных приведенных затрат, приходящихся на 1 МВт, в модель электроснабжения с СПК биполярной конструкции:

а – от передаваемой мощности: 1 – при напряжении 0,048 кВ; 2 – при 0,22; 3 – при 0,85 кВ; б – напряжения: 1 – при мощности 50 МВт; 2 – при 100; 3 – при 200; 4 – при 400; 5 – при 500 МВт.

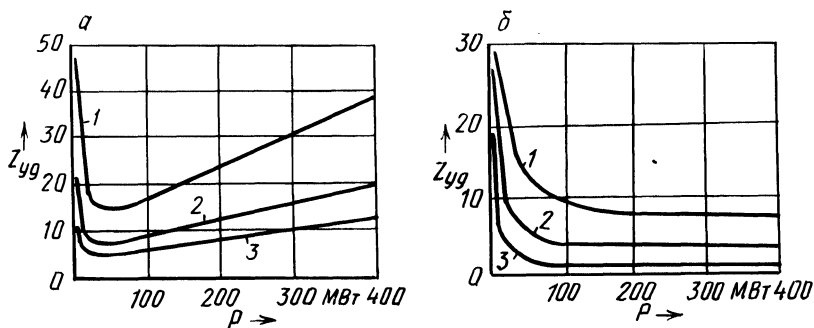


Рис. 2. Зависимости изменения удельных приведенных затрат, приходящихся на 1 МВт · км, от передаваемой мощности при различных длинах СПК:

1 – 1 км; 2 – 3; 3 – 15 км и напряжениях: а – 0,048; б – 0,85 кВ.

трат сдвинулся в сторону больших передаваемых мощностей. Но это, однако, наблюдается только для небольших длин 1...3 км. В отличие от модели с биполярным СПК, для которой минимум удельных приведенных затрат при определенном напряжении не зависел от длины, в схеме с коаксиальным кабелем при увеличении его длины наблюдается смещение минимума в сторону меньших мощностей. При небольшой длине (1...5 км) на низком напряжении (0,048 кВ и менее) принятая нами модель с коаксиальным СПК оказывается экономичнее биполярной, особенно для больших мощностей. С увеличением длины электропередачи ТЭП модели с СПК биполярной конструкции по сравнению с коаксиальной улучшаются, что наиболее заметно для интервала мощностей 25...200 МВт. Мощности 300...500 МВт при напряжении 0,048 кВ выгоднее на все длины передавать коаксиальным кабелем. И только с увеличением напряжения до 0,22 кВ и выше ТЭП биполярного кабеля в схемах электроснабжения электроемких производств эффективнее, чем у коаксиального для всех передаваемых мощностей на исследуемые длины.

Таким образом, с помощью проведенного технико-экономического анализа и сопоставления ТЭП модели с различными нетрадиционными токопроводами можно предварительно оценить целесообразность применения той или иной конструкции СПК. Можно также выявить область оптимальных передаваемых мощностей и численных значений соответствующих им напряжений для конкретного СПК и оценить удельные приведенные затраты для различных номинальных напряжений и длин электропередачи в схемах электроснабжения электроемких производств.

УДК 621.315

Н.А. ИВАНИЦКАЯ (БПИ)

УЧЕТ ВЛИЯНИЯ КОРОНИРОВАНИЯ ПРОВОДОВ НА ОКРУЖАЮЩУЮ СРЕДУ

При коронировании проводов линий электропередач сверхвысокого напряжения в токе короны возникают непрерывные импульсы, которые генерируют электромагнитные волны широкого спектра (0,15...100 мГц). Поле высокой частоты, образующееся вокруг коронирующей линии, является источником радиопомех и помех в высокочастотных каналах связи.

Уровень радиопомех зависит от параметров линии электропередачи, погодных условий, состояния поверхности провода. В [1] исследуется влияние данных факторов на уровень радиопомех. Зависимость интенсивности радиопомех от напряженности электрического поля, радиуса провода, высоты подвески проводов на опорах определяется рядом эмпирических формул.

Увеличение интенсивности радиопомех при неизменных параметрах линии прямо пропорционально повышению напряженности электрического поля с коэффициентом пропорциональности 0,018. Увеличение радиуса провода при постоянной напряженности E также приводит к усилению радиопомех пропорционально отношению $(r_2/r_1)^2$ [1]. Это объясняется возрастанием мощности импульсов коронного разряда и увеличением их числа.

По данным США, Канады, СССР, установлено, что при хорошей погоде число составляющих расщепленного провода не влияет на интенсивность радиопомех. Поэтому указанный фактор в проектных расчетах не учитывается. Однако расщепление проводов обеспечивает возможность применения на линиях сверхвысокого напряжения (СВН) конструкции фазы, состоящей из нескольких проводов относительно небольшого диаметра, которые при одинаковой напряженности электрического поля слабее генерируют радиопомехи, чем линии с толстыми проводами. Следовательно, расщепление проводов — эффективное средство снижения уровня радиопомех.

Увеличение высоты подвески проводов на опорах также приводит к уменьшению уровня радиопомех около линии электропередачи.

Следуя [1], расчетная формула для определения интенсивности радиопомех будет иметь вид

$$Y = Y_1 + k_e (E - E_1) + 40 \lg \frac{r}{r_1} + 20 \lg \frac{l_1^k}{l^k} \frac{H^{k-1}}{H_1^{k-1}},$$

где Y_1 — среднее значение радиопомех на базисной линии, полученное путем непосредственных длительных измерений; E_1, r_1, l_1, H_1 — параметры базисной линии; k_e — коэффициент возрастания интенсивности радиопомех при увеличении напряженности поля в хорошую погоду; $k_e = 0,018$; k — коэффициент затухания радиопомех при увеличении расстояния рассматриваемой точки от линии электропередачи ($k = 1,7 \dots 1,8$).

Состояние поверхности проводов также влияет на уровень радиопомех. На новых линиях их значение больше, чем на линиях, введенных ранее в эксплуатацию. Через 4...5 лет, когда процесс старения заканчивается, уровень радиопомех снижается примерно на 10 дБ [1].

Уровень радиопомех также зависит и от погодных условий. На линиях переменного тока помехи возрастают в плохую погоду. Повышение радиопомех также наблюдается в районах с большим загрязнением атмосферы и пониженной плотностью воздуха.

Радиопомехи на линии считаются допустимыми, если $Y_{хп} \leq Y_{доп}$. По условию ограничения потерь мощности на корону наибольшая напряженность поля на поверхности любого из проводников не должна превышать 0,9 от начальной напряженности короны, т. е. $E_m \leq 0,9E_0$. При соблюдении данного условия усредненный уровень радиопомех в хорошую погоду не превышает допустимого. Следовательно, выбор проводов по условию ограничения короны обеспечивает выполнение условия ограничения радиопомех.

Еще одним отрицательным проявлением короны является акустический шум. Если ранее этот фактор не учитывался, то в последние 10 лет при проектировании линий 750 и 1150 кВ его принимают во внимание.

В [2, 3] имеются эмпирические формулы для определения уровня шума в зависимости от максимальной напряженности проводов, радиуса провода, числа составляющих расщепленного провода, расстояния от крайней фазы.

По таким формулам проверяют, не превосходит ли уровень шума допустимую норму, которая в нашей стране для линий 1150 кВ принята 35...70 дБ на расстоянии 100 м от крайней фазы в плохую погоду. Авторами [2] указано, что для ВЛ 750 и 1150 кВ уровень шума меньше допустимого. Поэтому при выборе проводов акустический шум не является основным фактором. В будущем, если будет сокращена полоса отчуждения, предельная громкость звука, вероятно, нормируется.

ЛИТЕРАТУРА

1. Мельников Н.А., Рокотян С.С., Шеренцис А.Н. Проектирование электрической части воздушных линий электропередачи 330–500 кВ. — М.: Энергия, 1974. — 466 с.
2. Проектирование линий электропередачи сверхвысокого напряжения / Под ред. Г.Н. Александрова, Л.Л. Петерсона. — Л.: Энергоатомиздат, 1983. — 366 с.
3. Тиходеев Н.Н. Передача электрической энергии. — Л.: Энергоатомиздат, 1984. — 247 с.

СОДЕРЖАНИЕ

Вопросы общей энергетики

В.А. Г у г л я, И.И. Ж у к о в с к и й, А.С. Л а з а р е в, А.И. М и х а л ь к е - в и ч. Исследование эффективности технологии газопламенного напыления	3
Т.Г. П о с п е л о в а, С.М. Н а й д о в и ч. О распознавании и предупреждении электроопасных ситуаций при эксплуатации электрических сетей	7
В.Б. К о в а л е в с к и й, В.И. П а н а с ю к. Асимптотическое поведение оптимальных решений задачи управления системами с распределенными параметрами	10
В.И. Л и т в и н е ц. О регулировании температурного состояния радиационной части пароводяного тракта прямоточного котла	18
П.В. Б а ч и щ е, В.И. Н а з а р о в, З. З а и д и. К вопросу оптимального представления информации в автоматизированной системе управления энергоблоком	22
В.И. Н а з а р о в. Алгоритм периодичности подключения систем регулирования АСУ энергоблоком	25
Г.Т. К у л а к о в. Синтез оптимальных алгоритмов регулирования объектов с запаздыванием.	28
А.Д. К а ч а н, Ш т а й н Э к х а р д. К вопросу планирования и анализа технико-экономических показателей систем энергоснабжения.	32

Теплоэнергетика

А.П. Н е с е н ч у к. Исследование кинетики сорбции диоксида углерода на микросферических синтетических цеолитах СаА и MgA	37
А.П. Н е с е н ч у к, А.А. Ш к л я р, Е.Н. А н т о н и ш и н а, А.П. В а л у е в. Оценка работоспособности адсорбционно-десорбционного блока на твердых сорбентах при термической регенерации	41
Г.И. Ж и х а р, И.Г. Б о г д а н о в и ч, Н.П. К е д а. Расчетное исследование образования серного ангидрида при двухступенчатом сжигании жидкого топлива.	43
В.К. С у д и л о в с к и й, А.В. Щ е р б и ч. Расчет динамических характеристик встроенных сепараторов мощных энергоблоков	45
В.А. К о в а л е в, С.В. С о м о в а, Н.Н. С а п у н, Б.М. Р у д е н к о в, В.В. М а й о р о в. Возможности сжигания хлорсодержащих вторичных энергетических ресурсов производства поливинилхлоридных смол в топках промышленных котлов	50
В.А. К о в а л е в, С.В. С о м о в а, Н.Н. С а п у н, Ю.А. Ц е р е р и н, В.В. М а й о р о в. Возможности утилизации сброшеного водорода на волгоградском ПО "Каустик"	53
Н.И. Ш к о д а. Возможности расширения регулировочного диапазона ТЭС при ее реконструкции	56
Г.В. В а с и л ь е в а, Э.М. К о с м а ч е в а. Кризис кипения в термосифоне	58

Теплофизика

Ю.А. М а л е в и ч, Л.В. Ш а т о н, Д.Г. С е д я к о, В.Н. К р а м а р е н к о, В.А. Р ы л о в, В.М. Б р ы к с и н, А.Д. Ш е в ч е н к о. Экспериментальное исследование условий формирования слитка при непрерывной разливке стали на машине непрерывного литья заготовок радиального типа	63
Л.В. Ш а т о н, Д.Г. С е д я к о, А.В. К о ч е т к о в. Использование результатов промышленных экспериментов при математическом моделировании режимов нагрева металла	66
И.А. К и л и м н и к, Ю.А. М а л е в и ч, Ю.А. С а м о й л о в и ч. Уравнения движения расплава в двухфазной зоне затвердевающего слитка	69
А.С. К а л и н и ч е н к о, Э.А. Г у р в и ч, Н.П. Ж м а к и н, М.А. А н т о н е в и ч. Оценка влияния параметров процесса закалки из расплава на скорость охлаждения тонкой заготовки	74
Ю.А. Л о с ю к, Э.Ф. Б а р а н о в с к и й, В.Н. Т ю л ю к и н. Оптимизация охлаждения валкового кристаллизатора	77
В.Н. Б о б р о в, В.А. П у м п у р, П.В. С е в а с т ь я н о в. Математическая модель несимметричного охлаждения валков-кристаллизаторов	81
Э.Ф. Б а р а н о в с к и й, В.Н. Б о б р о в, В.А. П у м п у р, П.В. С е в а с т ь я н о в. Математическое моделирование затвердевания металла, армированного проволочкой	83

Н.П. Воронова, С.А. Дрозд, А.И. Козлов. Учет окалинообразования при расчете температурных полей в нагреваемых телах	86
В.И. Тимошпольский, Э.А. Гурвич, И.А. Трусова. Математическое моделирование теплового состояния слитка в совмещенном технологическом процессе затвердевание в изложнице – нагрев	87
В.И. Тимошпольский, В.А. Гугля, Т.Ю. Гугля, Н.Л. Мандель. Математическое моделирование температур, напряжений и деформаций при несимметричном нагреве цилиндрических слитков и заготовок	91

Электроэнергетика

П.М. Корниенко, А.Н. Оганезов, Г.В. Заевская. Анализ и расчет датчика-зонда к прибору для измерения параметров электростатических зарядов	100
Е.В. Калентинок, Т.Н. Стрелова. Математическая модель электро-механических переходных процессов электрической системы с электромагнитно-секционированной электростанцией и их анализ	103
Л.Г. Драганова. Роль новых подстанций напряжением 110/20 кВ в разукрупнении распределительных сетей среднего напряжения на примере Народной Республики Болгарии	107
В.В. Жиглей. Планирование эксперимента по определению расчетной электрической нагрузки	110
Д.Ю. Соболевский, С.Н. Леонович, А.М. Василевский. Современные конструкции анкерных фундаментов оттяжек центрифугированных бетонных опор линий электропередач	113
В.М. Бладыко, Л.И. Сонович, Л.И. Демиденко. Расчет периодических колебаний в утроителе частоты	116
И.А. Ступак. Техико-экономический анализ и сравнение модели электро-снабжения электроемких производств с различными нетрадиционными токопроводами	118
Н.А. Иванчикова. Учет влияния коронирования проводов на окружающую среду	121

НАУЧНЫЕ И ПРИКЛАДНЫЕ ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ

Выпуск 14

Зав. редакцией А.Я. Канторович

Редактор А.М. Апель

Мл. редактор А.Я. Сыромятникова

Худож. редактор И.А. Демковский

Техн. редактор Л.И. Счисленок

Корректор В.В. Неверко

Оператор А.И. Маль

ИБ № 2437

Подписано в печать 05.02.87 г. АТ 13870. Формат 60х90 1/16. Бумага офсет. Офсет. печать. Гарнитура Пресс-Роман. Усл. печ. л. 8,25. Усл. кр.-отг. 8,625. Уч.-изд. л. 9,62. Тираж 345 экз. Зак. 5586. Цена 1 р. 50 к.

Издательство "Вышэйшая 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 "Вышэйшая школа".

РЕФЕРАТЫ

УДК 621.791.011

Исследование эффективности технологии газопламенного напыления / В.А. Гугля, И.И. Жуковский, А.С. Лазарев, А.И. Михалькевич // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 3–7.

Предложена математическая модель реакции горючее–окислитель в газопламенном напылении. Проведены математические эксперименты, которые показали, что между скоростью закручивания окислителя и размерами факела пламени существует прямая связь. Разработан метод управления процессом напыления, благодаря которому можно варьировать длину факела в широких пределах. – Ил. 3. Библиогр. 3.

УДК 658.382.3:621.31

Поспелова Т.Г., Наидович С.М. О распознавании и предупреждении электроопасных ситуаций при эксплуатации электрических сетей // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 7–10.

Поставлена задача распознавания и предупреждения электроопасных ситуаций при эксплуатации электрических сетей. Предложены вероятностные показатели оценки поражения электрическим током и методика их определения на основе анализа организации эксплуатации и структуры причин поражения в электрических сетях. – Табл. 1. Библиогр. 3.

УДК 517.977:621.24

Ковалевский В.Б., Панасюк В.И. Асимптотическое поведение оптимальных решений задачи управления системами с распределенными параметрами // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С.10–18.

Рассматривается задача управления нагревом металлического стержня. Исследуются асимптотические по мере фазового пространства свойства оптимальных решений при управлении уравнениями в частных производных, которыми описывается динамика задачи нагрева. Доказана сходимости решения к выделенной поверхности. Дана схема синтеза квазиоптимального управления. – Библиогр. 4.

УДК 621.18-52

Литвинец В.И. О регулировании температурного состояния радиационной части пароводяного тракта прямоточного котла // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 18–22.

Изложены предпосылки задачи стабилизации температурного режима прямоточных котлов и методы ее решения, основанные на известных способах адаптации системы регулирования по сигналу рассогласования модели и выходного параметра объекта. Дана оценка результатов моделирования и опытно-промышленной эксплуатации. – Ил. 2. Библиогр. 4.

УДК 621.311.22

Б а ч и щ е П.В., Н а з а р о в В.И., З а и д и З. К вопросу оптимального представления информации в автоматизированной системе управления энергоблоком // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 22–25.

Рассматривается задача оптимального представления информации оператору АСУ ТИ мощным энергоблоком, которая решается путем построения информационных математических моделей нормального и аварийного контуров управления энергоблоком. -- Библиогр. 2.

УДК 681.52.136

Н а з а р о в В.И. Алгоритм периодичности подключения систем регулирования АСУ энергоблоком // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 25–27.

Приводится критерий периодичности подключения подсистемы адаптации к оптимизируемой системе регулирования, основанный на текущей оценке дисперсии регулируемого параметра, характеристики возмущений и времени запаздывания объекта по регулирующему каналу. – Ил. 1. Библиогр. 5.

УДК 681.51.015

К у л а к о в Г.Т. Синтез оптимальных алгоритмов регулирования объектов с запаздыванием // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып.14. – С. 28–32.

В работе изложен новый метод структурно-параметрического синтеза оптимальных алгоритмов регулирования для объектов с большим запаздыванием при случайных и детерминированных воздействиях. В качестве критерия оптимальности используется матричная переходная характеристика системы, каждый элемент которой представляет собой временную характеристику процесса, вызванного ступенчатым изменением входного сигнала.

Приведены передаточные функции оптимальных регуляторов для различных аппроксимирующих моделей объектов регулирования, а также формулы для расчета параметров динамической настройки регуляторов. – Табл. 1. Библиогр. 4.

УДК 621.165

К а ч а н А.Д., Ш т а й н Э к х а р д. К вопросу планирования и анализа технико-экономических показателей систем энергоснабжения // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 32–36.

Приводятся методологические основы и последовательность планирования ТЭП ТЭЦ и систем теплоснабжения в современных условиях. При этом удельный расход топлива на отпуск теплоты и электроэнергии рассматривается как расчетный показатель, определяемый режимами ТЭЦ, что стимулирует их к выполнению заданных графиков нагрузки.

Предлагается использовать для расчета удельного расхода топлива экономико-математических моделей ТЭЦ и котельных, полученных на основе предварительной оптимизации режимов их работы. – Библиогр. 4.

УДК 66.095.5

Н е с е н ч у к А.П. Исследование кинетики сорбции диоксида углерода на микросферических синтетических цеолитах СаА и MgA // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 37–40.

В статье приводятся экспериментальные данные по адсорбции диоксида углерода микросферическими синтетическими цеолитами. Даются рекомендации по выбору сорбента для промышленных установок с адсорбцией в кипящем слое. – Ил. 3. Табл. 1. Библиогр. 2.

УДК 66.095.5

Оценка работоспособности адсорбционно-десорбционного блока на твердых сорбентах при термической регенерации / А.П. Несенчук, А.А. Шкляр, Е.Н. Антонишина, А.П. Валуев // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 41–43.

Дается аналитическая оценка работы адсорбционно-десорбционного блока (АДБ) с термической регенерацией синтетических микросферических сорбентов СаА (MgA). Приводятся рекомендации по выбору схемы АДБ с регенерацией сорбента в термосеudoожженном слое. – Ил. 2.

УДК 621.182

Ж и х а р Г.И., Б о г д а н о в и ч И.Г., К е д а Н.П. Расчетное исследование образования серного ангидрида при двухступенчатом сжигании жидкого топлива // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 43–45.

В результате выполненных расчетов установлено, что при двухступенчатом сжигании жидкого топлива концентрация серного ангидрида в продуктах сгорания ниже, чем при одноступенчатом. Выявлено, что при двухступенчатом сжигании жидкого топлива внутренняя рециркуляция продуктов сгорания является эффективным способом снижения концентрации серного ангидрида в дымовых газах.

При двухступенчатом сжигании жидкого топлива для снижения концентрации серного ангидрида в продуктах сгорания газы внешней рециркуляции необходимо подавать в первичный воздух. – Ил. 2. Библиогр. 5.

УДК 621.181.62.501.22.001.53

С у д и л о в с к и й В.К., Щ е р б и ч А.В. Расчет динамических характеристик встроенных сепараторов мощных энергоблоков // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 45–50.

Приводится расчет динамических характеристик встроенных сепараторов мощных энергоблоков по степени сухости отсепарированного пара в пусковых режимах. Рассмотрены кривые разгона встроенного сепаратора по каналу регулирующего воздействия, полученные аналитически и экспериментально. – Ил. 2. Библиогр. 5.

УДК 621.182

Возможности сжигания хлорсодержащих вторичных энергетических ресурсов производства поливинилхлоридных смол в топках промышленных котлов / В.А. Ковалев, С.В. Сомова, Н.Н. Сапун и др. // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 50–52.

Проведен анализ горения сбросной газовой смеси производства ПВХС. Показано применение этих газов в топках промышленных котлов при определенных условиях сжигания и очистки продуктов сгорания. Сделан вывод о возможности применения в качестве топлива сбросных газов в топках промышленных котлоагрегатов. Отмечены улучшение экологических характеристик процесса обезвреживания сбросного газа и значительная экономия топлива. – Библиогр. 5.

УДК 621.182

Возможности утилизации сбросного водорода на волгоградском ПО "Каустик" / В.А. Ковалев, С.В. Сомова, Н.Н. Сапун и др. // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 53–56.

Проанализирован выход сбросного водорода на ВПО "Каустик" и рассмотрены возможности его применения в качестве топлива в котельной, оборудованной типовыми котлами ДКВР-10/13. Произведен перерасчет горелки ГМГБ-5,6 на сжигание водорода, показано, что применение водорода в качестве топлива не требует реконструкции котла. – Ил. 2. Библиогр. 1.

УДК 621.91

Ш к о д а Н.И. Возможности расширения регулировочного диапазона ТЭС при ее реконструкции // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 56–58.

Рассмотрен вопрос расширения регулировочного диапазона ТЭС при ее модернизации и реконструкции. Исследуется технико-экономическая эффективность установки электрокотлов в системах теплоснабжения, позволяющая расширить диапазон регулирования электрических нагрузок энергосистемы. – Библиогр. 3.

УДК 621.1.016. 4.-462

В а с и л ь е в а Г.В., К о с м а ч е в а Э.М. Кризис кипения в термосифоне // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 58–62.

Приведены результаты экспериментальных исследований рабочих характеристик термосифонов, заправленных фреоном.

Выявлены оптимальные условия работы термосифона с учетом возникновения кризисных явлений. – Ил. 2. Библиогр. 6.

УДК 669.017.3

Экспериментальное исследование условий формирования слитка при непрерывной разливке стали на машине непрерывного литья заготовок радиального типа / Ю.А. Малевич, Л.В. Шатон, Д.Г. Седяко и др. // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 63–65.

На основании результатов экспериментальных исследований процессов затвердевания и охлаждения слитка сделан качественный анализ условий его формирования на МНЛЗ радиального типа. – Ил. 2. Библиогр. 3.

УДК 621.785

Ш а т о н Л.В., С е д я к о Д.Г. К о ч е т к о в А.В. Использование результатов промышленных экспериментов при математическом моделировании режимов нагрева металла // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 66–69.

В работе описана методика проведения экспериментальных исследований процессов теплообмена применительно к условиям нагревательной печи Белорусского металлургического завода. На основании математического моделирования при использовании метода конечных элементов приведен пример разработки экономического режима нагрева заготовок. – Ил. 3. Библиогр. 5.

УДК 669.017.3:681.5.01

К и л и м н и к И.А., М а л е в и ч Ю.А., С а м о й л о в и ч Ю.А. Уравнения движения расплава в двухфазной зоне затвердевающего слитка // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 69–74.

Рассмотрена физическая модель движения маточного расплава в двухфазной зоне слитка как фильтрации ньютоновской жидкости в капиллярно-пористой среде. Выведен закон движения расплава в двухфазной зоне в виде уравнения в частных производных параболического типа. В отличие от известных решений данной задачи, приводящихся к стационарному полю давлений и скоростей жидкости, в статье учитывается сжимаемость расплава, и уравнение движения позволяет анализировать эффекты нестационарной фильтрации расплава (например, при импульсном внешнем воздействии на слиток). Для частного случая одномерной задачи получено аналитическое решение задачи и выполнен расчет скорости фильтрации расплава в дендритной сетке кристаллов под влиянием ферростатического давления в условиях, характерных для непрерывного литья стали. – Ил. 1. Библиогр. 7.

УДК 621.762:669-158.81

Оценка влияния параметров процесса закалки из расплава на скорость охлаждения тонкой заготовки / А.С. Калининченко, Э.А. Гурвич, Н.П. Жмакин, М.А. Антоневич // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 74–77.

Проведено численное моделирование процесса охлаждения слоя расплава на металлической подложке при закалке из жидкого состояния. Установлено влияние различных параметров процесса закалки из жидкого состояния алюминиевого сплава типа силумин толщиной от 10 мкм до 100 мкм на скорость охлаждения. – Ил. 2. Библиогр. 6.

УДК 621.746.6

Л о с ю к Ю.А., Б а р а н о в с к и й Э.Ф., Т ю л ю к и н В.Н. Оптимизация охлаждения валкового кристаллизатора // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 77–80.

Приведены результаты расчета на ЭВМ параметров системы охлаждения валков-кристаллизаторов, предназначенных для бесслитковой прокатки тонкой ленты. – Ил. 2. Библиогр. 1.

УДК 621.774.04

Б о б р о в В.Н., П у м п у р В.А., С е в а с т ь я н о в П.В. Математическая модель несимметричного охлаждения валков-кристаллизаторов // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 81–83.

В статье предложена математическая модель для расчета процессов теплообмена в валках-кристаллизаторах при бесслитковой прокатке биметаллической ленты.

Решены контактные задачи теплообмена в зонах намораживания и пластической деформации.

Решение осуществлялось численно, методом конечных разностей. – Ил. 2. Библиогр. 3.

УДК 621.746.6

Математическое моделирование затвердевания металла, армированного проволокой / Э.Ф. Барановский, В.Н. Бобров, В.А. Пумпур, П.В. Севастьянов // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 83–85.

В статье предложены математическая модель и расчетная методика для анализа процесса затвердевания металла, армированного проволокой. Введение непрерывного преобразования координат позволяет свести геометрию задачи в растущей корке к прямоугольной области, что дает возможность использовать для решения разностные схемы. — Ил. 1. Библиогр. 2.

УДК 621.1.016.4

Воронова Н.П., Дрозд С.А., Козлов А.И. Учет окисления при расчете температурных полей в нагреваемых телах // Научные и прикладные проблемы энергетики. — 1987. — Вып. 14. — С. 86–87.

В процессе нагрева поверхность заготовок покрывается окислами, которая искажает температурные поля. В данной работе предложен расчет температурных полей с учетом образования окислов интегро-интерполяционным методом, когда коэффициенты теплопроводности и температуропроводности металла зависят от температуры. — Табл. 1. Библиогр. 3.

УДК 536.021

Тимошпольский В.И., Гурвич Э.А., Трусова И.А. Математическое моделирование теплового состояния слитка в совмещенном технологическом процессе затвердевание в изложнице — нагрев // Научные и прикладные проблемы энергетики. — 1987. — Вып. 14. — С. 87–91.

Описана математическая модель теплового состояния слитков при затвердевании и охлаждении в изложнице, а также при последующем нагреве.

Разработан численный алгоритм для последующей реализации исходной задачи на ЭЦВМ. — Ил. 1. Библиогр. 3.

УДК 536.02:621.24:669.046

Математическое моделирование температур, напряжений и деформаций при несимметричном нагреве цилиндрических слитков и заготовок / В.И. Тимошпольский, В.А. Гугля, Т.Ю. Гугля, Н.Л. Мандель // Научные и прикладные проблемы энергетики. — 1987. — Вып. 14. — С. 91–99.

Изложен общий подход к математическому моделированию задач несвязанной термоупругости и термопластичности. На конкретном примере нагрева массивных слитков и заготовок круглой цилиндрической формы перед последующей прокаткой и прошивкой выявлены закономерности, позволяющие с достаточной для практических целей точностью осуществлять расчет температурных полей, упруговязкопластических напряжений и деформаций. Прием в математической реализации — метод конечных элементов. — Библиогр. 15.

УДК 621.317.723

Корниенко П.М., Оганезов А.Н., Згаевская Г.В. Анализ и расчет датчика-зонда к прибору для измерения параметров электростатических зарядов // Научные и прикладные проблемы энергетики. — 1987. — Вып. 14. — С. 100–103.

Осуществлен анализ электрофизического состояния датчика-зонда к прибору для измерения параметров электростатического поля. Дано описание устройства датчика. Приведен численный поверочный расчет поверхностной плотности зарядов контролируемого датчиком объекта. — Ил. 2. Библиогр. 1.

УДК 621.315

Калентинок Е.В., Стрелова Т.Н. Математическая модель электромеханических переходных процессов электрической системы с электромагнитно-секционированной электростанцией и их анализ // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 103–106.

Рассматривается электрическая система с электромагнитно-секционированной электростанцией при установке на вал турбины асинхронизированного синхронного электро-механического преобразователя частоты (АС ЭМПЧ).

Составлена математическая модель электрической системы с АС ЭМПЧ на станции. Выполнен анализ динамической устойчивости генераторов электромагнитно-секционированной электростанции, приведены результаты расчетов при некоторых видах возмущения. – Ил. 2. Библиогр. 2.

УДК 621.311

Драганова Л.Г. Роль новых подстанций напряжением 110/20 кВ в разукрупнении распределительных сетей среднего напряжения на примере Народной Республики Болгарии // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 107–109.

Сделан анализ существующей стратегии оптимизации параметров новых распределительных подстанций 110/20 кВ, разукрупняющих распределительные сети в условиях ЕЭС Народной Республики Болгарии. Намечены пути дальнейшей работы по совершенствованию описанного метода с учетом повышения надежности присоединяемой сети при ее разукрупнении, а также динамики роста нагрузок и развития сети. – Ил. 1. Табл. 3. Библиогр. 2.

УДК 621.311.016.4.088

Жиглей В.В. Планирование эксперимента по определению расчетной электрической нагрузки // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 110–113.

Предложена методика определения расчетной нагрузки группы электроприемников с заданной погрешностью и доверительной вероятностью. Построены кривые для планирования эксперимента по измерению расчетной нагрузки с использованием понятия критического значения коэффициента вариации. – Ил. 2. Библиогр. 5.

УДК 624.023.943

Соболевский Д.Ю., Леонович С.Н., Василевский А.М. Современные конструкции анкерных фундаментов оттяжек центрифугированных бетонных опор линий электропередач // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 113–116.

Рассматривается возможность использования инъекционных анкеров для закрепления опор высоковольтных ЛЭП. Показано, что применение этих прогрессивных конструкций фундаментов способно исключить деформативность заделки оттяжек при действии значительных опрокидывающих ветровых нагрузок. – Ил. 1. Библиогр. 1.

УДК 621.314.26

Бладыко В.М., Сончик Л.И., Демиденко Л.И. Расчет периодических колебаний в утроетеле частоты // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 116–118.

Предложена методика расчета периодических колебаний в ферромагнитном утроетеле частоты. Решив графически нелинейное дифференциальное уравнение второго порядка,

определяем амплитуду магнитной индукции третьей гармоники и ее начальную фазу. – Ил. 2. Библиогр. 4.

УДК 621.315.21:537.312.62

С т у п а к И.А. Техничко-экономический анализ и сравнение модели электроснабжения электроемких производств с различными нетрадиционными токопроводами // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 118–121.

На основе использования ЭВМ выполнены расчеты, технико-экономический анализ и сравнение модели электроснабжения электроемких производств, содержащей источник и сверхпроводящие кабели постоянного тока биполярной и коаксиальной конструкции при сопоставлении их удельных приведенных затрат, которые приходится на 1 МВт и 1 МВт·км переданной мощности. – Ил. 2.

УДК 621.315

И в а н и ц а я Н.А. Учет влияния коронирования проводов на окружающую среду // Научные и прикладные проблемы энергетики. – 1987. – Вып. 14. – С. 121–122.

Рассмотрены условия возникновения радиопомех и акустического шума при коронировании линий электропередач СВН. Анализируется влияние параметров линий электропередач, погодных условий и состояния поверхности провода на интенсивность радиопомех и акустического шума. – Библиогр. 3.