

А. Ю. Таларинскому

ISSN 0205-4671

РОССИЙСКИЙ НАУЧНЫЙ ЦЕНТР "КУРЧАТОВСКИЙ ИНСТИТУТ"

ВОПРОСЫ АТОМНОЙ НАУКИ И ТЕХНИКИ

СЕРИЯ:

Физика ядерных реакторов

ВЫПУСК

4

2003

ИЗДАТЕЛЬСТВО «НАУЧТЕХЛИТИЗДАТ» ГОТОВИТ К ВЫПУСКУ В 2004 г.

КАТАЛОГ «ПРИБОРЫ И СРЕДСТВА АВТОМАТИЗАЦИИ» (в восьми томах)

Весь спектр приборов и средств автоматизации собран в группы по измеряемым параметрам и размещены в следующих томах:

1. Приборы для измерения температуры.
2. Приборы для измерения давления, перепада давления и разрежения.
3. Приборы для измерения расхода жидкости, газа, пара и сыпучих сред.
4. Приборы для измерения уровня.
5. Приборы для определения состава и свойств веществ.
6. Приборы отображения информации (вторичные приборы: потенциометры, мосты, электроизмерительные приборы и др.).
7. Регуляторы, регулирующие устройства электрические, пневматические, датчики-реле, сигнализаторы.
8. Программно-логические контроллеры (ПЛК) и программно-технические комплексы (ПТК).

Каталог включает в себя информацию по серийным приборам, выпускаемым предприятиями-изготовителями отечественного и зарубежного производства.

Информация по приборам, представленная в каталоге, рассчитана на специалистов, занятых разработкой, производством и эксплуатацией приборной продукции и средств автоматизации. Каталог составлен на основании номенклатурных перечней по состоянию на 31.12.2003 г. и каталожных описаний заводов-изготовителей и предполагает ежегодное обновление.

В январе 2004 года будут изданы два тома Каталога:

Том 1 – Приборы для измерения температуры.

Том 2 – Приборы для измерения давления, перепада давлений, разрежения.

Тираж 1000 экз., формат издания 60x88 1/8.

Цена одного тома каталога в печатном исполнении (а также в электронном исполнении) в настоящее время уточняется и будет опубликована дополнительно.

Издательство принимает заказы на эти издания.

Издательство приглашает Вас к сотрудничеству.

Просим выслать в адрес редакции номенклатурный каталог (либо в печатном, либо в электронном виде) на общепромышленные изделия, изготавливаемые и(или) реализуемые Вашим предприятием в 2003, 2004 годах и информацию о новых разработках.

Публикация представленных материалов бесплатная.

По Вашему желанию в Каталоге можно разместить рекламу Вашей организации. Стоимость одного рекламного модуля А4 – 7700 р. с НДС.

По вопросам оформления заказа и получения каталога обращайтесь по адресу:

107258, г. Москва, Алымов пер., д. 17, стр. 2

ООО Издательство «Научтехлитиздат»

Тел.: (095) 737-52-19, тел./факс: (095) 231-78-80

e-mail: buh@tgizdat.ru

РОССИЙСКИЙ НАУЧНЫЙ ЦЕНТР "КУРЧАТОВСКИЙ ИНСТИТУТ"

ВОПРОСЫ АТОМНОЙ НАУКИ И ТЕХНИКИ

НАУЧНО - ТЕХНИЧЕСКИЙ СБОРНИК

СЕРИЯ

ФИЗИКА ЯДЕРНЫХ РЕАКТОРОВ

Издается с 1989 г.

ВЫПУСК 4

**ДИНАМИКА И БЕЗОПАСНОСТЬ
ЯДЕРНЫХ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ УСТАНОВОК**

Издается с 1971 г.

МОСКВА – 2003

Выпуски “ Динамика и безопасность ядерных энергетических установок” готовятся
НИИ механики Нижегородского государственного университета
603950, Нижний Новгород, ГСП-1000, проспект Гагарина , 23, к. 6

Редакционная коллегия серии:

А.Ю. Гагаринский (главный редактор),
С.М. Зарицкий (зам. главного редактора), В.Ф. Колесов,
С.Д. Малкин, А.Е. Крошилин, Е.А. Старостина (отв. секретарь)

Редакция выпуска:

В.В. Безлепкин, С.Н. Богдан, А.Д. Ефанов, О.Б. Клочков, А.И. Колесников, А.С. Коршунов,
А.Е. Крошилин, Э.С. Куропатенко, С.Д. Малкин (гл. редактор), В.М. Махин, О.И. Мелихов,
В.В. Пчелин (отв. секретарь выпуска), Е.Ф. Сабаев, Л.В. Смирнов (зам. гл. редактора),
В.П. Соловьев, В.П. Спассков, В.Ф. Стрижов, В.Ф. Токаренко, Н.В. Щукин, К.И. Яковлев

В выпусках “Динамика и безопасность ядерных энергетических установок” публикуются материалы по следующим вопросам:

- математическое моделирование динамических процессов в ЯЭУ и их элементах;
- результаты экспериментов по устойчивости стационарных процессов и обоснованию математических моделей ЯЭУ ;
- расчетные исследования управления, переходных и аварийных процессов;
- расчетные исследования устойчивости стационарных режимов ЯЭУ ;
- диагностика систем и оборудования ЯЭУ ;
- описания и аннотации программ расчетов динамики и экспериментальных исследований;
- расчетно-теоретическое обоснование работоспособности и ресурса оборудования ЯЭУ.

The issues of “Dynamics and Safety of Nuclear Power Plants” contain information on the following subjects:

- mathematical simulation of dynamic processes in NPP and their components;
- experimental results on the stability of stationary processes and substantiation of mathematical models of the NPP dynamics;
- computational analysis of controlling the transient and emergency processes;
- computational analysis of stability of NPP's stationary modes;
- diagnostics of NPP's equipment and systems;
- description and summaries of programs for dynamic analysis and experimental studies;
- computational and theoretical substantiation of serviceability and resource of the NPP equipment.

Импульсные стохастические режимы работы кипящих реакторов¹

Н.С. Постников,

НИИ механики Нижегородского государственного университета, 603950, Н.Новгород, пр. Гагарина, 23, к. 6

Исследуются автоколебательные режимы работы водо-водяных кипящих реакторов с естественной циркуляцией теплоносителя, которые реализуются при существенном углублении параметров реактора в область неустойчивости стационарного режима.

PULSE STOCHASTIC OPERATION REGIMES OF BOILING REACTORS. N. S. POSTNIKOV. Auto-oscillation operation regimes of natural circulation boiling reactors realized under substantial reactor parameters depression into instability region of stationary regime are investigated.

В работах [1 – 3] выявлены новые автоколебательные режимы работы ядерных реакторов – импульсные стохастические режимы. Они состоят в том, что в реакторе через случайные промежутки времени происходят нейтронные вспышки случайной интенсивности, а между ними плотность нейтронов колеблется на низком уровне. Определены условия и механизмы возникновения импульсных стохастических режимов. Указано, что эти режимы могут реализоваться за счет действия отрицательных плотностных обратных связей, присущих различным типам реакторов, в частности, в реакторах с газообразным ядерным топливом [2 – 5] и в широко распространенных корпусных водо-водяных кипящих реакторах [2, 3, 5].

В настоящей работе исследование импульсных стохастических режимов в кипящих реакторах проводится в рамках модели, которая не претендует на детальное количественное описание динамических процессов, но хорошо описывает механизмы, сценарии и качественные особенности импульсного хаоса в кипящих реакторах.

Активную зону реактора высотой H и следующий за ним тяговый участок высотой H_1 представим в виде одного эквивалентного канала. Теплоноситель с заданной энтальпией на входе в канал нагревается, проходя по каналу, посредством теплопередачи от твэлов, расположенных внутри канала. В предположении, что перепад давления на канале мал по сравнению с заданной величиной давления на выходе канала, которую будем считать постоянной, а проскальзывание фаз отсутствует, уравнения сохранения энергии и неразрывности для равновесной пароводяной смеси запишем в виде:

$$\frac{di}{dt} + u \frac{di}{dz} = qv; i(0, t) = i_0; \quad (1)$$

$$\frac{du}{dz} = q \frac{dv}{di}, \quad (2)$$

где i, u, v – энтальпия, скорость и удельный объем пароводяной смеси, соответственно; q – удельный (на единицу объема теплоносителя) тепловой поток в теплоноситель; i_0 – энтальпия теплоносителя на входе в реактор, которую считаем постоянной; z, t – пространственная координата и время, соответственно; $z \in [0, H + H_1]$; точка H соответствует концу активной зоны и началу тягового участка; точка $H + H_1$ – это конец тягового участка, находящийся на уровне переливных окон.

Удельный объем теплоносителя считаем зависящим только от энтальпии:

$$v(i) = \begin{cases} v' & \text{при } i < i'; \\ v' + (v'' - v')(i - i') / (i'' - i') & \text{при } i > i', \end{cases} \quad (3)$$

где i', i'', v', v'' – соответственно энтальпия воды и пара и удельный объем воды и пара на линии насыщения при некотором фиксированном давлении P_0 . Объемное паросодержание φ в активной зоне запишем в виде

$$\varphi = (v''/v)(v - v') / (v'' - v'). \quad (4)$$

Краевым условием по скорости теплоносителя к уравнениям (1), (2) является уравнение количества движения, проинтегрированное по длине канала:

$$\frac{d}{dt} \left[\int_0^{H+H_1} (u/v) dz \right] + u^2/v \Big|_0^{H+H_1} + \int_0^{H+H_1} (g_z/v) dz + \int_0^{H+H_1} \lambda_T u^2 / (2v) dz = P_{вх} - P_{вых}. \quad (5)$$

Здесь g_z – проекция ускорения силы тяжести на направление циркуляции теплоносителя; λ_T – коэффициент гидравлического сопротивления; $P_{вх}, P_{вых}$ – соответственно давления на входе в канал ($z = 0$) и выходе из канала ($z = H + H_1$). Рассматривая замкнутый контур циркуляции теплоносителя, включающий опускной участок от переливных

¹ Работа поддержана грантом РФФИ (проект 03-02-16056)

окон ($z = H + H_1$) до входа в реактор ($z = 0$), определим $P_{вх} - P_{вых}$ как давление, создаваемое столбом воды в опускном участке

$$P_{вх} - P_{вых} = (H + H_1) g_z / v'. \quad (6)$$

Величина $P_{ст} = (H + H_1) g_z / v' - \int_0^{H+H_1} (g_z / v) dz$ определяет напор естественной циркуляции.

Уравнения (1), (2), (5) представляют систему уравнений интегральной модели количества движения, широко используемую при расчетах кипящих реакторов [6, 7].

Тепловой поток в теплоносителе определим из соотношений

$$q = \begin{cases} \alpha(T_r - T_T) & \text{при } z \in [0, H]; \\ 0 & \text{при } z \in [H, H + H_1]; \end{cases} \quad T_r = \begin{cases} (i/i')T' & \text{при } i < i'; \\ T' & \text{при } i > i'; \end{cases} \quad (7)$$

$$\partial T_r / \partial t = \Phi - \gamma(T_r - T_T); \quad \Phi(z, t) = A N(t) \sin(\pi z / H), \quad (8)$$

где T_r – температура теплоносителя; T_T – средняя по сечению твэла температура горючего; T' – температура воды на линии насыщения; $\alpha = \alpha_0 / S_T$; α_0 – коэффициент теплопередачи на единицу длины активной зоны; S_T – проходное сечение теплоносителя; $1 / \gamma$ – постоянная времени прогрева топлива; $\gamma = \alpha_0 H / c_T m_T$; c_T , m_T – теплоемкость и масса топлива, соответственно; $\Phi(z, t)$ – плотность тепловыделения в реакторе; $A = \text{const}$; $N(t)$ – плотность нейтронов, изменение которой будем описывать точечными уравнениями кинетики:

$$l dN / dt = N \delta k + \sum_{i=1}^m \lambda_i C_i - \beta N; \quad dC_i / dt = -\lambda_i C_i + \beta_i N; \quad i = [1, m]; \quad (9)$$

$$\delta k = \left\{ \int_0^H [-a_r (T_r / T_0 - 1) - a_n \Phi] \sin^2(\pi z / H) dz \right\} / \left\{ \int_0^H \sin^2(\pi z / H) dz \right\} + \delta k_0(t). \quad (10)$$

Здесь l – время жизни нейтронов; $C_i(t)$ – концентрация ядер-излучателей запаздывающих нейтронов i -ой группы; m – число групп; $\lambda_i > 0$ – постоянные распада этих ядер; $\beta_i > 0$ – относительный выход запаздывающих нейтронов в результате акта деления; $\beta = \sum_{i=1}^m \beta_i$; δk – реактивность, зависящая от температуры топлива T_r / T_0 ($T_0 = T' i_0 / i'$ – температура теплоносителя на входе) и объемного паросодержания Φ в активной зоне; $a_r > 0$, $a_n > 0$ – температурный и паровой коэффициенты реактивности, соответственно; $\delta k_0(t)$ – внешнее изменение реактивности.

Рассматривалось начальное состояние, при котором реактор критичен при нулевом уровне мощности, активная зона и тяговый участок залиты водой, а теплоноситель не движется из-за отсутствия напора естественной циркуляции. Та-

кому состоянию в модели (1) – (10) соответствуют параметры и начальные условия вида:

$$T_r(z, 0) = T_r(z, 0) = T_0 \quad \text{при } z \in [0, H]; \quad i(z, 0) = i_0$$

$$\text{и } \varphi(z, 0) = u(z, 0) = 0 \quad \text{при } z \in [0, H + H_1]; \quad (11)$$

$$\delta k(0) = \delta k_0(0) = N(0) = C_i(0) = 0. \quad (12)$$

Численно исследовались установившиеся движения в системе (1) – (12) при медленном ступенчатом увеличении δk_0 :

$$\delta k_0(t) = k_0 j \quad \text{при } \tau_0(j-1) < t < \tau_0 j, \quad j = 1, 2, \dots, M. \quad (13)$$

Здесь τ_0 – время, в течение которого δk_0 не меняется; k_0 – достаточно малая величина, на которую скачком меняется δk_0 ; M – число ступеней; $\tau_0 M$ – общее время изменения δk_0 ; $k_0 M$ – суммарное изменение реактивности.

Если $\delta k_0 > 0$, то реактор является критическим при ненулевом уровне мощности $N_0 > 0$. С ростом $\delta k_0(t)$ растет и стационарная плотность нейтронов $N_0(\delta k_0)$. Увеличение мощности реактора обеспечивает рост температуры горючего и паросодержания в активной зоне, необходимый для того, чтобы скомпенсировать вводимую в соответствии с (13) положительную реактивность. Сначала компенсация осуществляется только за счет отрицательного температурного эффекта реактивности, а затем, когда энтальпия на выходе реактора превысит значение i' , компенсация положительной реактивности происходит в основном за счет увеличения паросодержания в активной зоне.

При малых значениях $\delta k_0(t) > 0$ стационарный режим реактора устойчив. Поэтому, рассчитывая переходные процессы в системе (1) – (12) при медленном увеличении δk_0 , можно получить зависимость стационарной мощности реактора N_0 от параметра $\delta k_0 > 0$. Проведенные расчеты подтвердили известный вывод о том, что при достижении кипящим реактором достаточно большого уровня мощности (достаточно большого объемного паросодержания в активной зоне) стационарный режим реактора становится неустойчивым. Фиксируя значение δk_0^* , после которого начинаются колебания плотности нейтронов, определим критическое по условию устойчивости значение мощности реактора N_0^* . Такой метод для определения границы области устойчивости кипящего реактора развит в работах [8, 9].

Проведенные расчеты показали, что в случае, когда параметр δk_0 незначительно превосходит δk_0^* , установившимися движениями в реакторе являются периодические автоколебания. Это согласуется с результатами имеющихся работ по нелинейной динамике кипящих реакторов. Периодические автоколебания, возникающие в кипящих реакторах при пересечении параметрами

границы области устойчивости стационарного режима, исследовались как теоретически, так и экспериментально [8 – 15]. Сделаны выводы о возможности эксплуатации кипящих реакторов в автоколебательных периодических режимах, если параметры реактора лежат вблизи границы области устойчивости [11, 12].

Большой теоретический и практический интерес представляет вопрос, какие режимы реализуются в кипящих реакторах при существенном углублении их параметров в область неустойчивости, т.е. в случаях, когда стационарные мощность реактора и паросодержание в активной зоне существенно превосходят их критические по условию устойчивости значения.

Этот вопрос затронут в работе [12], но дальнейшего развития результаты работы [12] не получили. В статье [12] для описания изменения плотности нейтронов использованы точечные уравнения кинетики (9), записанные для величины $n = (N - N_0)/N_0$ (N_0 – стационарное значение плотности нейтронов N) и учитывающие одну группу запаздывающих нейтронов ($m = 1$) с параметрами λ, β . Обратные связи по температуре горючего и паросодержанию описаны линейной системой уравнений третьего порядка

$$\begin{aligned} \delta T/dt &= -a_2 T + a_1 n; \quad d^2 p/dt^2 + a_3 dp/dt + a_4 p = T; \\ \delta k &= -k\rho + DT. \end{aligned} \quad (14)$$

Постоянные a_i в (14) получены путем аппроксимации с помощью элементарных звеньев переходной функции от мощности к реактивности. Для фиксированных параметров

$$\begin{aligned} a_1 &= 25,04; \quad a_2 = 0,23; \quad a_3 = 2,25; \quad a_4 = 6,82; \\ D &= -2,52 \cdot 10^{-5}; \quad \lambda = 0,08; \\ \beta &= 0,0056; \quad l = 4 \cdot 10^{-5}, \end{aligned} \quad (15)$$

отвечающих конкретному кипящему реактору, исследована динамика системы (9), (14), (15) при увеличении параметра k , пропорционального паровому коэффициенту реактивности. Показано [12], что существует бесконечная последовательность значений $k_0, \theta_1 k_0, \dots, \theta_j k_0, \dots$; $\theta_j k_0 \rightarrow \theta_\infty k_0$ при $j \rightarrow \infty$; $k_0 = 3,7 \cdot 10^{-3}$; $\theta_\infty = 1,6181$, обладающая следующими свойствами. При $k < k_0$ нулевое решение системы (9), (14), (15), отвечающее стационарному режиму реактора, устойчиво. При $k = k_0$ происходит бифуркация рождения предельного цикла, который существует, если $k_0 < k < \theta_1 k_0$. При $k = \theta_1 k_0$ реализуется бесконечная серия бифуркаций удвоения периода, которая приводит к хаотическим колебаниям при $k > k_\infty = \theta_\infty k_0$ (сценарий Фейгенбаума). Выявив этот сценарий, автор работы [12] не определил механизм хаоса. Анализ траекторий системы (9), (14), (15) показывает, что при $k > k_\infty$ реализуется широко известный меха-

низм, связанный с наличием гомоклинической траектории седло-фокусного состояния равновесия [16, 17]. Хаотические движения состоят в том, что траектории системы (9), (14), (15) раскручиваются по спирали от колебательно-неустойчивого нулевого состояния равновесия и после приближения к поверхности $n = -1$ ($N = 0$) монотонно возвращаются в окрестность нулевого состояния равновесия. После этого начинается новый цикл раскручивания спирали, очередные приближения траектории к поверхности $n = -1$ и ее возврат к точке 0. Такие движения продолжаются неограниченно долго. Случайным оказывается число витков последовательно раскручивающихся спиралей.

Иной механизм хаоса в классе точечных моделей реактора с произвольными линейными обратными связями выявлен в работах [1, 2]. Он не связан с возвращением траекторий в окрестность стационарного состояния и реализуется за счет немонотонности импульсной функции обратной связи (отклика реактивности на импульсное изменение плотности нейтронов). Хаос, отвечающий этому механизму, назван импульсным. Проведенные исследования показали, что именно этот механизм хаоса наиболее распространен в моделях ядерных реакторов и, в частности, в моделях кипящего реактора (1) – (13), рассматриваемых в данной работе.

Применительно к кипящим реакторам механизм импульсного хаоса, вскрытый в работах [1, 2], можно пояснить следующим образом. Пусть стационарный режим реактора неустойчив, причем его параметры находятся достаточно далеко от границы области устойчивости стационарного режима. Пусть в некоторый момент времени паросодержание в активной зоне выросло настолько, что реактор стал надкритическим по мгновенным нейтронам и в результате этого началась нейтронная вспышка. В результате вспышки скачком увеличивается температура топлива. Скачок температуры приводит к тому, что возрастает паросодержание в активной зоне, реактивность резко падает, реактор становится глубоко подкритическим и нейтронная вспышка автоматически гасится.

Нейтронный импульс и вызванный им скачок температуры топлива служат причиной возникновения колебаний скорости, энтальпии теплоносителя, паросодержания в активной зоне, протекающих при низкой плотности нейтронов. Теплоноситель, колеблясь, продолжает циркулировать через активную зону, отводя тепло, выделившееся во время импульса. В результате этого температура топлива монотонно падает. По мере охлажде-

ния ядерного топлива паросодержание в активной зоне, колеблясь, растет (увеличиваются последовательные максимальные значения, достигаемые паросодержанием на очередных витках его колебаний). В некоторый момент времени паросодержание в активной зоне вновь достигает такого значения, при котором реактор становится надкритическим по мгновенным нейтронам и происходит очередная нейтронная вспышка. Далее происходит все так же, как описано выше. Таким образом, в реакторе за счет действия обратной связи по паросодержанию генерируется бесконечная последовательность импульсов (реализуется автоколебательный импульсный режим). Стохастичность этого режима (случайность величин импульсов и интервалов времени между ними) является следствием колебательного поведения реактивности (паросодержания) после импульса [2]. При таком колебательном поведении реактивности реализуется ситуация динамического хаоса, когда все движения системы, будучи ограниченными, в то же время являются неустойчивыми. Неустойчивой оказывается любая, в том числе периодическая последовательность импульсов, генерируемая реактором.

Описанный механизм импульсного хаоса широко распространен в моделях (1) – (13). Это подтвердили расчеты установившихся колебаний в этих моделях при увеличении параметра δk_0 и значительном превышении этим параметром критического по условию устойчивости значения δk_0^* . Рассматривался весь интервал $\delta k_0 \in [0, a_{\Pi}]$ ($k_0 M = a_{\Pi}$), на котором за счет увеличения паросодержания еще можно скомпенсировать вводимую положительную реактивность. При $\delta k_0 = a_{\Pi}$ компенсация наступает, если $\varphi = 1$ при $z \in [0, H]$, т.е. если весь канал заполнен паром. При $\delta k_0 > a_{\Pi}$ компенсация положительной реактивности, как и при малых значениях δk_0 , возможна лишь за счет увеличения температуры горючего.

Весьма эффективным методом при исследовании установившихся колебаний в моделях (1) – (13) оказался метод построения бифуркационных диаграмм. По оси абсцисс на диаграмме откладывается значение δk_0 , а по оси ординат – получаемые численным способом все максимумы и минимумы некоторой переменной ξ , которые реализуются в процессе установившихся колебаний за время τ_0 при текущем значении $\delta k_0 = k_0 j$. В качестве ξ может быть взята любая интересующая нас переменная системы (1) – (13), например, плотность нейтронов N , скорость, энтальпия теплоносителя, паросодержание, температура горючего в любой точке z . Анализ таких диаграмм позволяет

определить характер установившегося режима при каждом значении $\delta k_0 = k_0 j, j = 1, 2, \dots, M$. Если множество минимумов и максимумов состоит из одной точки, то это устойчивый стационарный режим. Две точки отвечают периодическому режиму, несколько точек – многопериодическим колебаниям. Импульсным стохастическим режимам отвечают те δk_0 , при которых максимальных и минимальных значений рассматриваемых величин оказывается бесконечно много и они плотно заполняют один или несколько отрезков на диаграмме в ее сечении $\delta k_0 = \text{const}$. Верхняя и нижняя огибающие диаграммы показывают абсолютные максимальные и минимальные значения рассматриваемых переменных. Поэтому с помощью диаграмм можно сделать выводы о допустимости или недопустимости того или иного режима работы реактора.

Численное построение диаграмм показало, что импульсные стохастические режимы реализуются в широком диапазоне параметров системы (1) – (13). Возникая при увеличении параметра δk_0 , они могут сменяться областями (окнами) периодических и многопериодических колебаний. С ростом δk_0 амплитуда колебаний растет, но они остаются ограниченными на всем диапазоне изменения $\delta k_0 \in [0, a_{\Pi}]$.

В качестве примера рассмотрим кипящий реактор с параметрами:

$$\begin{aligned} l &= 2 \cdot 10^4 \text{ с}, \quad m = 6, \quad \lambda_1 = 0,012 \text{ с}^{-1}, \quad \lambda_2 = 0,03 \text{ с}^{-1}, \\ \lambda_3 &= 0,111 \text{ с}^{-1}, \quad \lambda_4 = 0,301 \text{ с}^{-1}, \quad \lambda_5 = 1,14 \text{ с}^{-1}, \quad \lambda_6 = 3,01 \text{ с}^{-1}, \\ \beta &= 0,0065, \quad \beta_1/\beta = 0,033, \quad \beta_2/\beta = 0,219, \quad \beta_3/\beta = 0,196, \\ \beta_4/\beta &= 0,395, \quad \beta_5/\beta = 0,115, \quad \beta_6/\beta = 0,042, \quad a_{\Gamma} = \beta, \\ a_{\Pi} &= 40 \beta, \quad H = 2 \text{ м}, \quad H_1 = 2 \text{ м}, \quad T_0 = 257,2 \text{ }^\circ\text{C}, \\ T' &= 285,8 \text{ }^\circ\text{C}, \quad P_0 = 7 \cdot 10^6 \text{ Па}, \quad i' = 1\,267,7 \text{ кДж/кг}, \\ i'' &= 2\,771,4 \text{ кДж/кг}, \quad v' = 0,00145 \text{ м}^3/\text{кг}, \\ v'' &= 0,0273 \text{ м}^3/\text{кг}, \quad g_z = 9,8 \text{ м/с}^2, \quad \gamma = 0,2 \text{ с}^{-1}, \\ i_0 &= 1\,140,9 \text{ кДж/кг} \quad (i_0/i' = 0,9), \\ \alpha &= 1\,224 \text{ кВт/м}^3 \cdot \text{ }^\circ\text{C}, \quad \lambda_{\Gamma} = 4, \quad A = 25,7. \end{aligned} \quad (16)$$

Увеличение δk_0 проводилось по закону (13) при $k_0 = 0,1 \beta$, $\tau_0 = 50 \text{ с}$, $M = 400$. Общее время ступенчатого увеличения δk_0 составило 20 000 с. Суммарное изменение δk_0 равно $k_0 M = 40 \beta = a_{\Pi}$. На рис. 1 изображены бифуркационные диаграммы, на которых отмечены максимумы плотности нейтронов (рис. 1,а), максимумы и минимумы температуры топлива в точке $z = 0,5$ (рис. 1,б), максимумы и минимумы скорости теплоносителя на выходе (рис. 1,в) и входе реактора (рис. 1,г).

На рис. 1 видно, что импульсный хаос реализуется почти на всем диапазоне изменения δk_0 за исключением начального и конечного участков, а также окна периодичности при $\delta k_0/\beta \in [23, 26]$.

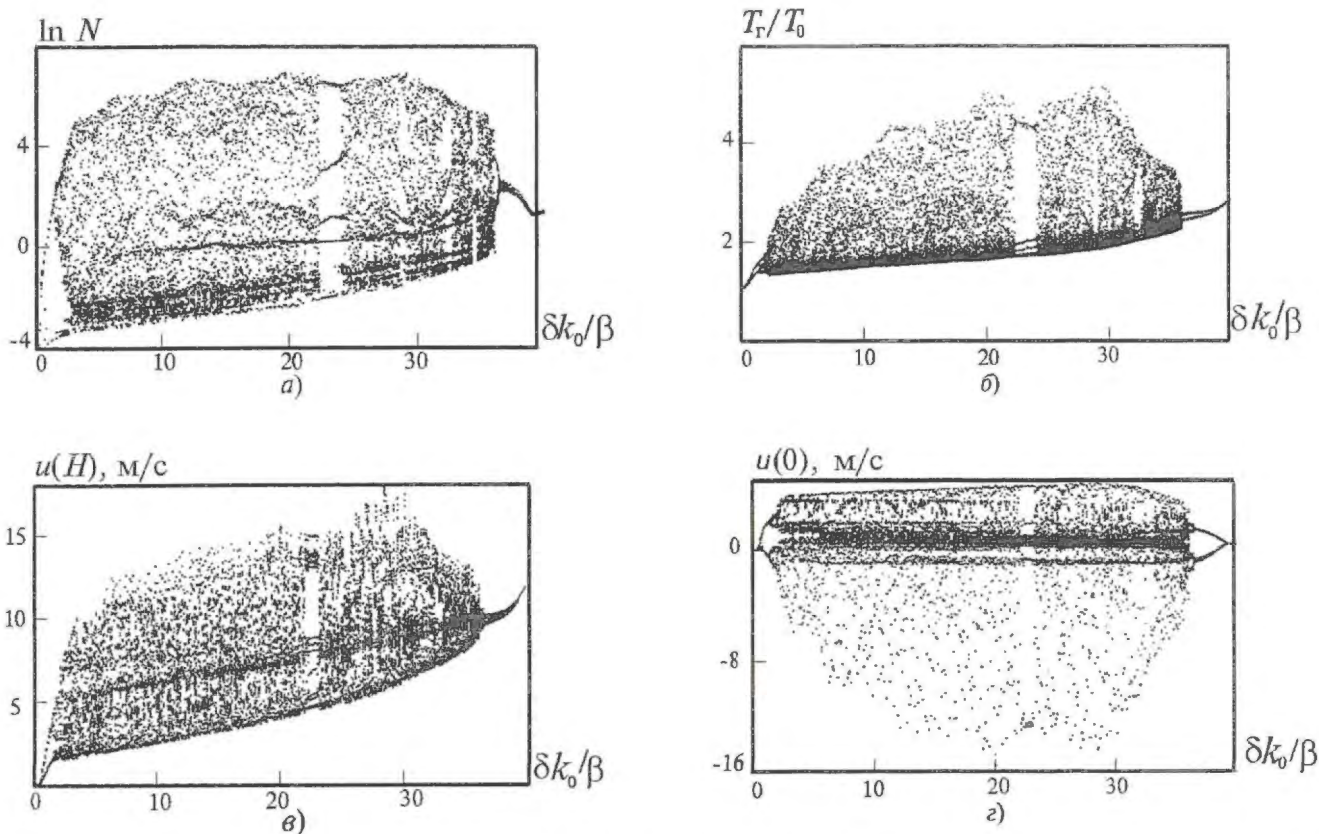


Рис. 1. Бифуркационные диаграммы для величин $\ln N$ (а), $T_r(0,5,t)/T_0$ (б), $u(H,t)$ (в) и $u(0,t)$ (г) в случае параметров (16)

Скорость на выходе канала остается все время положительной (теплоноситель на выходе реактора не меняет направления движения). Скорость на входе реактора меняет знак. В момент нейтронного импульса происходит опрокидывание циркуляции на входе, которое является неотъемлемым свойством рассматриваемых импульсных стохастических режимов.

Следует отметить, что в работах [8, 9] при расчете периодических автоколебаний вблизи границы области устойчивости показано, что при углублении параметров в область неустойчивости стационарного режима происходит опрокидывание циркуляции теплоносителя на входе реактора и начинается быстрый рост амплитуды колебаний. Однако то, к чему приводит этот рост амплитуды, в работах [8, 9] не выяснено. Расчеты, проведенные в данной работе, показали, что смена знака скорости на входе не приводит к неограниченному росту амплитуды колебаний и возникновению неограниченных движений вблизи точки опрокидывания циркуляции. После опрокидывания циркуляции и дальнейшем углублении параметров в область неустойчивости возникающие колебания остаются ограниченными.

Несмотря на чередующиеся смены знака скорости на входе, парожидкостная смесь на выхо-

де реактора движется в одном направлении. Объемный расход пара на выходе реактора колеблется. Его средняя за время τ величина $W = S_T \left[\int_0^\tau \varphi(H+H_1,t) u(H+H_1,t) dt \right] / \tau$ (S_T — проходное сечение теплоносителя) определяет тепловую мощность реактора. Расчеты показали, что величина W в режиме импульсного хаоса может значительно превосходить ту же величину $W_0 = S_T \varphi_0(H+H_1) u_0(H+H_1)$, отвечающую неустойчивому стационарному режиму, около которого развивается импульсный стохастический режим. Для параметров (16) при значении $\delta k_0 = 7 \beta$ получаются значения $W/S_T = 4$ и $W_0/S_T = 2,4$, т.е. $W/W_0 = 1,66$ и тепловая мощность реактора в режиме импульсного хаоса в 1,66 раза превосходит ту мощность, которую бы имел реактор в соответствующем неустойчивом стационарном режиме, если бы его удалось стабилизировать. При значениях $\delta k_0 = 3 \beta; 15 \beta; 22 \beta; 28 \beta$ соответственно получаем $W/W_0 = 2; 1,4; 1,2; 1$. При $\delta k_0 > 28 \beta$ получается $W/W_0 < 1$.

На рис. 2 изображены колебания переменных кипящего реактора в импульсном стохастическом режиме, рассчитанные для параметров (16) при $\delta k_0 = 7 \beta$.

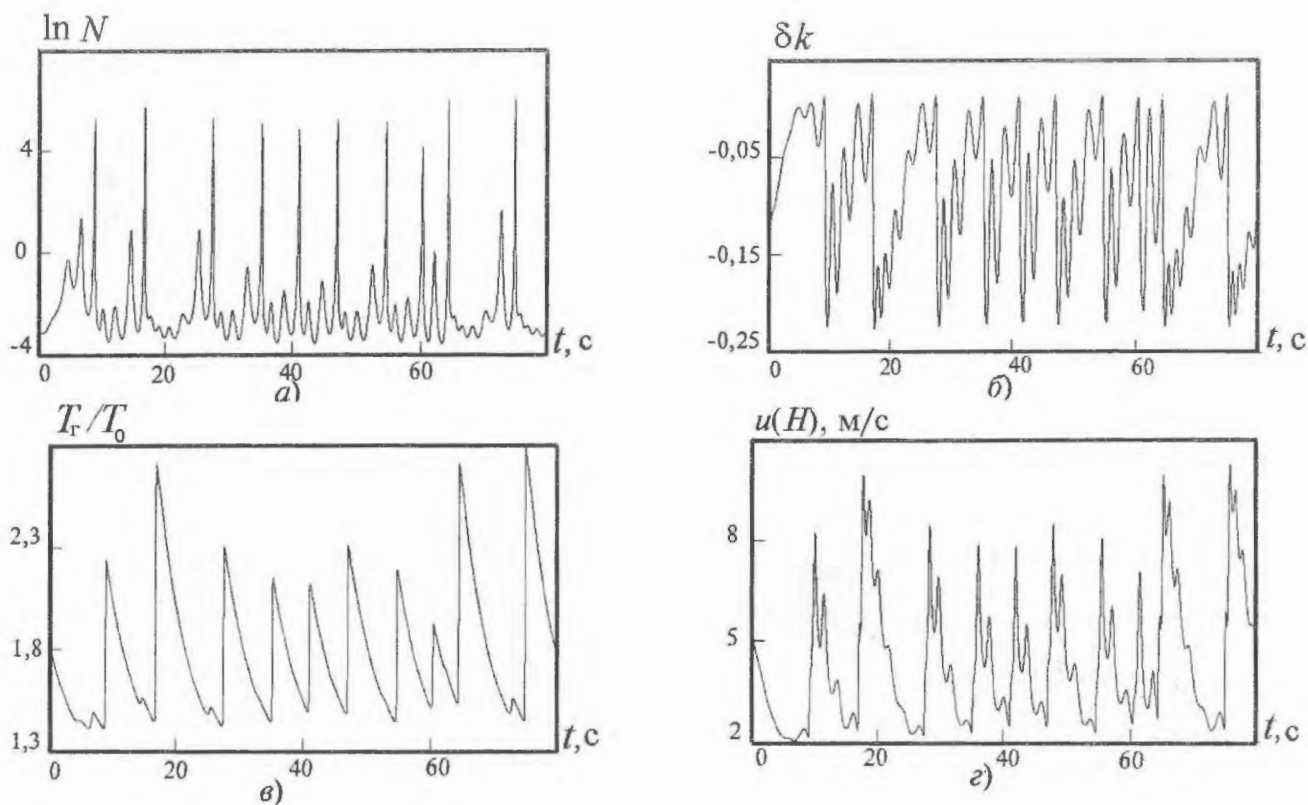


Рис. 2. Колебания плотности нейтронов (а), реактивности (б), температуры горючего в точке $z = 0,5$ (в) и скорости теплоносителя на выходе реактора (г) в режиме импульсного хаоса

Рис. 2 иллюстрирует описанный выше механизм импульсного хаоса и его основные свойства. Видно, что амплитуда колебаний весьма высока. Однако за счет изменения параметров можно получить импульсные стохастические режимы со значительно меньшими амплитудами колебаний. К уменьшению амплитуды колебаний ведет уменьшение недогрева теплоносителя на входе до температуры насыщения (увеличение i_0/i'), увеличение постоянной времени прогрева топлива (увеличение $1/\gamma$), увеличение параметра λ , т.е. общего сопротивления в контуре, перераспределение сопротивления в контуре так, чтобы его

большая часть приходилась бы на участки с водой и меньшая часть на участки с парожидкостной смесью. Последний способ широко применяется для обеспечения устойчивости стационарного режима, но может использоваться и для ограничения амплитуды колебаний. Изменение бифуркационных диаграмм при изменении по сравнению с (16) только одного параметра i_0 ($i_0/i' = 0,95$, $i_0 = 1204$ кДж/кг) показано на рис. 3.

В заключение подчеркнем, что из проведенных расчетов следует, что в предлагаемых импульсных стохастических режимах нейтронно-физические и теплогидравлические параметры кипящего реактора

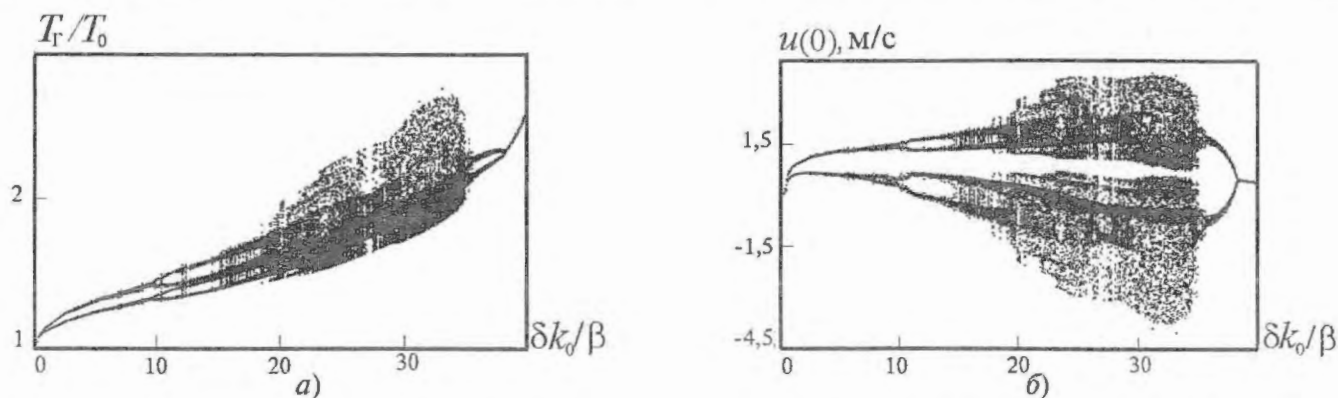


Рис. 3. Бифуркационные диаграммы для величин $T_r(0,5,t)/T_0$ (а) и величины $u(0,t)$ (б) в случае $i_0/i' = 0,95$

колеблются, причем амплитуда колебаний может быть весьма большой. Поэтому требуется обоснование допустимости этих режимов – обоснование того, что амплитуда колебаний не превысит допустимых пределов. Расчеты показывают, что, варьируя те или иные параметры, можно уменьшать амплитуду колебаний. Кроме того, импульсным хаосом можно управлять, используя известные методы управления динамическим хаосом. Возможно, для реализации импульсных стохастических режимов потребуется разработка специальных элементов кипящего реактора, выдерживающих возникающие в процессе колебаний механические и тепловые нагрузки. Однако, как ясно из проведенных расчетов, за счет реализации импульсных стохастических режимов можно извлечь пользу, причем тем большую, чем больше размах колебаний. Целесообразность реализации предлагаемых режимов состоит в возможности повышения мощности кипящих реакторов – снятии ограничений на мощность, связанных с возникновением неустойчивости стационарного режима. Кроме того, расчеты показали, что мощность кипящего реактора в импульсных стохастических режимах может существенно превысить ту мощность, которую бы имел этот реактор в соответствующем стационарном режиме, если бы его удалось стабилизировать (средний объемный расход пара на выходе реактора в импульсном режиме превышает тот же расход в неустойчивом стационарном режиме). Кипящие реакторы, работающие в рассматриваемых режимах, могут

использоваться не только для выработки энергии, но и как исследовательские реакторы, генерирующие разнообразные серии нейтронных импульсов, служащих импульсным источником нейтронов для проведения физических экспериментов. Они могут использоваться для тех же целей, что и широко распространенные импульсные реакторы периодического действия, в которых, однако, генерация импульсов осуществляется не за счет действия внутренних обратных связей, а за счет внешней модуляции реактивности с заданным периодом.

Отметим, что действующие и проектируемые корпусные водо-водяные кипящие реакторы относятся к реакторам достаточно малых размеров, в которых возможна реализация лишь временного импульсного хаоса, при котором нейтронные вспышки охватывают сразу всю активную зону. Однако нетрудно представить реакторы этого типа очень больших размеров, когда в них реализуется режим импульсной турбулентности нейтронного поля [3, 5]. Это режим, при котором нейтронные вспышки случайной интенсивности, происходящие через случайные промежутки времени, охватывают не всю активную зону, а реализуются в локальных областях реактора, размеры, форма и расположение которых в активной зоне нерегулярно меняются со временем. Целесообразность этого режима состоит в возможности еще большего увеличения мощности кипящего реактора за счет увеличения его размеров.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Постников Н.С.* Механизмы и критерии возникновения динамического хаоса в нелинейных моделях ядерного реактора и кусочно-линейных системах. // Атомная энергия, 1998, т. 85, вып. 3. – С. 193 – 201.
2. *Постников Н.С.* Условия существования хаотических колебаний в ядерных реакторах. // Атомная энергия, 2000, т. 88, вып. 6. – С. 432 – 438.
3. *Постников Н.С.* Импульсная турбулентность нейтронного поля в ядерных реакторах. // Атомная энергия, 2001, т. 91, вып. 6. – С. 434 – 438.
4. *Постников Н.С.* Стохастичность акустических автоколебаний в ядерных реакторах с газообразным циркулирующим топливом. // Атомная энергия, 1997, т. 83, вып. 1. – С. 60 – 66.
5. *Постников Н.С.* Режим импульсной турбулентности нейтронного поля и целесообразность его реализации в ядерных реакторах. // Сб. научных трудов “Научной сессии МИФИ-2002”. Т. 8. – С. 142 – 143. – М.: МИФИ, 2002.
6. *Мейер Д.Е., Поуз Р.П.* Применение интегральной модели количества движения для изучения колебания потока в параллельных каналах при кипении. // Теплопередача. Сер. С, 1963, т. 85, № 1. – С. 3 – 14.
7. *Сабаев Е.Ф.* Системы сравнения для нелинейных дифференциальных уравнений и их приложения в динамике реакторов. – М.: Атомиздат, 1980.
8. *Глебов В.В.* Методика численного анализа устойчивости и автоколебаний в кипящих реакторах. // ВАНТ. Сер. Физика и техника ядерных реакторов, 1987, вып. 2. – С. 58 – 66.
9. *Глебов В.В., Пригоровский А.Л., Сабаев Е.Ф.* Устойчивость стационарных режимов кипящих каналов и кипящих ядерных реакторов. // Вестник ННГУ. Сер. Механика. – Н.Новгород, 2001, вып. 3. – С. 65 – 83.
10. *Кебадзе Б.В., Плютинский В.И.* Некоторые особенности автоколебательных режимов кипящего реактора. // Атомная энергия, 1971, т. 31, вып. 2. – С. 89 – 92.
11. *Кебадзе Б.В.* Динамические характеристики кипящего реактора вблизи границы области устойчивости. – Автореф. дисс. ... канд. техн. наук / НИИАР, Димитровград, 1972.
12. *March-Leuba J.* Nonlinear dynamics and chaos in boiling water reactors. – In: Noise and Nonlinear Phenom. Nucl. Syst. Proc. NATO. Adv. Res. Workshop, Valencia, May, 23-27, 1988, New York; London, 1989. – P. 371 – 385.

13. Ikeda H., Ama T., Hashimoto K., Takeda T. Nonlinear behavior under regional neutron flux oscillations in BWR cores. – J. Nucl. Sci. And Technol, 2001, v. 38, № 5. – P. 312 – 323.

14. Van Bragt D.D.B., De Kruijff W.J.M., Manera A., Van Der Hagen T.H.J.J., Van Dam H. Analytical modeling of flashing – induced instabilities in a natural circulation cooled boiling water reactor.//Nucl. Eng. Des, 2002, v. 215. – P. 87 – 98.

15. Van Bragt D.D.B., Rizwan-uddin, Van Der Hagen T.H.J.J. Nonlinear Analysis of a Natural Circulation Boiling Water Reactor. – Nucl. Sci. Eng., 1999, 131. – P. 23 – 44.

16. Шильников Л.П. К вопросу о структуре расширенной окрестности грубого состояния равновесия типа седло-фокуса.//Математический сборник, 1970, т. 81 (123), № 1. – С. 92 – 103.

17. Неймарк Ю.И., Ланда П.С. Стохастические и хаотические колебания. – М.: Наука, 1987.

Статья поступила в редакцию 22 сентября 2003 г.

Вопросы атомной науки и техники.

Сер. Физика ядерных реакторов, 2003, вып. 4, с. 3 – 10.

УДК 621.039

Применение метода гармонической линеаризации для синтеза корректирующих устройств системы управления ядерным реактором АЭС

Ю.И. Топчеев, Московский авиационный институт (государственный технический университет), 125993, Москва, А-80, ГСП-3, Волоколамское шоссе, 4

Предлагается распространить частотные методы расчета и проектирования линейных систем управления ядерными энергетическими реакторами АЭС на нелинейные, применив эквивалентные характеристики нелинейностей и графоаналитический метод шаблонов.

APPLICATION OF THE METHOD OF HARMONIC LINEARIZATION FOR SYNTHESIS OF CORRECTING DEVICES OF A CONTROL SYSTEM OF NPP'S NUCLEAR REACTOR. YU.I. TOPCHEEV. It is offered to distribute frequent methods of account and designing of linear control systems of nuclear energy reactors of nuclear electrical stations on nonlinear, having applied equivalent curves of nonlinearities and semigraphical methods of masks.

Описание ядерного энергетического реактора и системы его управления сложными нелинейными дифференциальными уравнениями усложняет выбор математического метода для расчетов и анализа протекающих динамических процессов, а также автоматизированных процедур моделирования и проектирования. Основная особенность подобного рода систем связана с нарушением принципа суперпозиции, что требует учета значений начальных условий, управляющих и возмущающих воздействий. При их изменениях проис-

ходит чередование областей устойчивых состояний, автоколебаний и неустойчивых состояний. В системах управления АЭС недопустимы ни автоколебательные, ни неустойчивые режимы работы по требованиям безопасности и срокам безаварийности. Поэтому в них необходимо выбирать корректирующие устройства и параметры, исключая возможность возникновения таких режимов даже при значительных диапазонах изменения коэффициентов и постоянных времени, вызванных длительностью эксплуатации.

1. Математическое описание ядерного реактора

Рассмотрим уравнения кинетики реактора в точечном приближении с учетом шести групп запаздывающих нейтронов, испускаемых в процессе распада продуктов деления ядерного топлива, без влияния отрицательной обратной связи по температуре, вызванной отравлением реактора ксеноном и йодом. В этом случае получим два дифференциальных уравнения в форме [1]:

$$\frac{dn}{dt} = \frac{\delta k \times n}{l^*} - \sum_{i=1}^6 \frac{dC_i}{dt}, \quad (1)$$

$$\frac{dC_i}{dt} = \frac{\beta_i}{l^*} n - \lambda_i C_i, \quad (2)$$

где n – плотность нейтронного потока; δk – изменение реактивности при перемещении управляющих стержней; β_i – доля запаздывающих нейтро-

нов i -ой группы; $1/\lambda_i$ – время жизни запаздывающих нейтронов i -ой группы; C_i – концентрация носителей запаздывающих нейтронов i -ой группы; l^* – среднее эффективное время жизни нейтронов (для реактора на тепловых нейтронах $l^* = 10^{-4}$ с).

Приняв $p = 1/dt$, уравнения (1) и (2) перепишем в виде

$$pn(t) + \sum_{i=1}^6 pC_i(t) = \frac{\delta k(t) \times n(t)}{l^*}; \quad (3)$$

$$C_i(t) = \frac{\beta_i n(t) / (\lambda_i l^*)}{p / \lambda_i + 1}. \quad (4)$$

Продифференцируем уравнение (4) и полученную формулу подставим в уравнение (3), тогда

$$pn(t) \left[1 + \sum_{i=1}^6 \frac{\beta_i / (\lambda_i l^*)}{p / \lambda_i + 1} \right] = \frac{\delta k(t) \times n(t)}{l^*}. \quad (5)$$

С целью упрощения дальнейших преобразований и построений выражение (5) представим в виде

$$1 = \frac{1}{pn(t) \left[1 + \sum_{i=1}^6 \frac{\beta_i / (\lambda_i l^*)}{p / \lambda_i + 1} \right]} \frac{\delta k(t) \times n(t)}{l^*}. \quad (6)$$

Правая часть выражения (6) состоит из двух составляющих: первая для линейной части реактора и вторая для нелинейной части. Нелинейная часть представляет собой произведение функций $\delta k(t) \times n(t)$. Положив $\delta k(t) = A_\delta \sin \omega t$, $n(t) = A_n \sin(\omega t - \varphi_n)$, имеем $\delta k(t) \times n(t) =$

$$= A_\delta A_n (\cos \varphi_n \sin^2 \omega t - \sin \varphi_n \sin \omega t \cos \omega t). \quad (7)$$

Из выражения (7) найдем

$$n(t) = \left(\frac{A_n \cos \varphi_n}{A_\delta} + \frac{A_n \sin \varphi_n}{A_\delta \omega} p \right) A_\delta \sin \omega t. \quad (8)$$

В выражениях (7) и (8) входной и выходной сигналы на нелинейном блоке произведения представлены в виде синусоидальных зависимостей, зависящих от круговой частоты ω . Поэтому из (8) можно определить формулы для выражения коэффициентов гармонической линеаризации нелинейной части реактора в виде

$$\left. \begin{aligned} a(\bar{A}, \varphi_n) &= \frac{4A_n \cos \varphi_n}{\pi A_\delta} \int_0^{\pi/2} \sin^3 \psi d\psi - \\ &- \frac{4A_n \sin \varphi_n}{\pi A_\delta} \int_0^{\pi/2} \sin^2 \psi \cos \psi d\psi = \\ &= \frac{4A_n}{3\pi A_\delta} (2 \cos \varphi_n - \sin \varphi_n); \\ b(\bar{A}, \varphi_n) &= \frac{4A_n \cos \varphi_n}{\pi A_\delta} \int_0^{\pi/2} \sin^2 \psi \cos \psi d\psi - \\ &- \frac{4A_n \sin \varphi_n}{\pi A_\delta} \int_0^{\pi/2} \sin \psi \cos^2 \psi d\psi = \\ &= \frac{4A_n}{3\pi A_\delta} (\cos \varphi_n - \sin \varphi_n), \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

где $\bar{A} = A_n / A_\delta$ – относительная амплитуда колебаний мощности реактора.

Для построения структурной схемы ядерного реактора воспользуемся операционным исчислением. Тогда в формуле (6) символ дифференцирования заменяется на оператор $s = j\omega$ при нулевых начальных условиях. В этом случае можно построить структурную схему (рис. 1, а). На ней объект управления выделен штриховыми линиями в прямоугольник. К нему добавлены элементы системы управления, обозначенные следующими передаточными функциями: $W_3(s)$ – задатчик мощ-

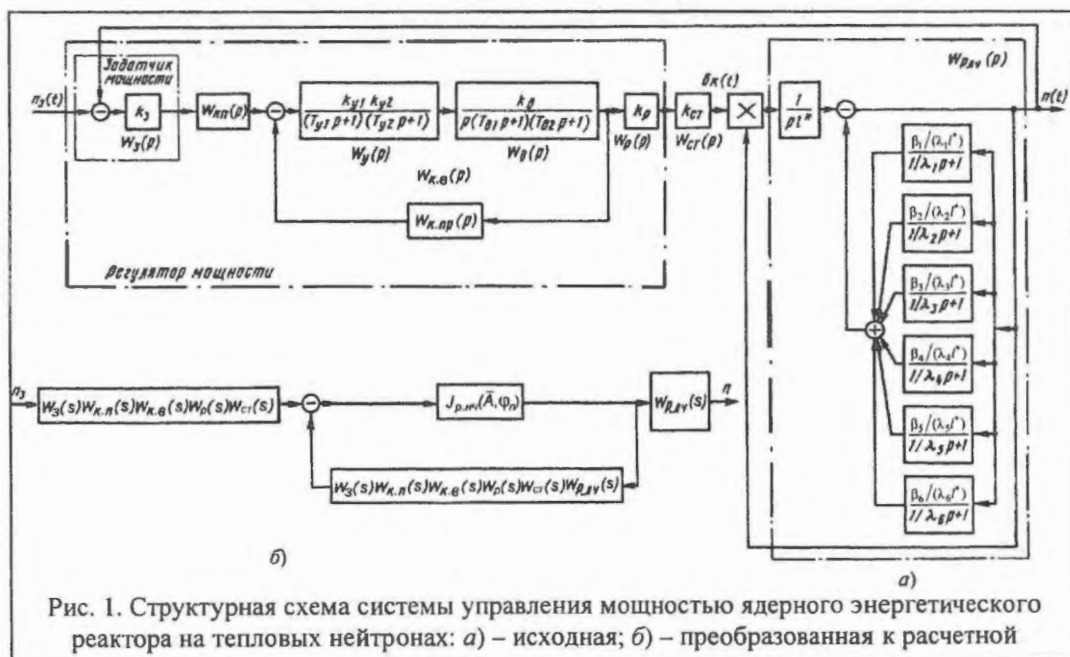


Рис. 1. Структурная схема системы управления мощностью ядерного энергетического реактора на тепловых нейтронах: а) – исходная; б) – преобразованная к расчетной

ности; $W_{к.п}(s)$ – последовательные корректирующие устройства; $W_y(s)$ – усилительные устройства; $W_d(s)$ – электрический двигатель; $W_p(s)$ – механический редуктор; $W_{ст}(s)$ – управляющие стержни; $W_{к.пр}(s)$ – параллельное корректирующее устройство; $W_{р.лч}(s)$ – линейная часть реактора.

Нелинейную часть реактора можно записать через эквивалентную передаточную функцию

$$J_{р.лч}(\bar{A}, \varphi_n) = a_3(\bar{A}, \varphi_n) + j b_3(\bar{A}, \varphi_n) \quad (10)$$

или через семейство амплитудных q_3 и фазовых μ_3 эквивалентных частотных характеристик, определяемых по формулам:

$$q_3(\bar{A}, \varphi_n) = \sqrt{2 + 3\cos^2 \varphi_n - 3\sin^2 \varphi_n}; \quad (11)$$

$$\mu_3(\bar{A}, \varphi_n) = \arctg \frac{\cos \varphi_n - \sin \varphi_n}{2\cos \varphi_n - \sin \varphi_n}. \quad (12)$$

По формулам (11) и (12) вычисляются обратная логарифмическая эквивалентная амплитудная характеристика $20 \lg 1/q_3(\bar{A}, \varphi_n)$ и эквивалентная фазовая характеристика $-180^\circ - \mu_3(\bar{A}, \varphi_n)$ в виде шаблонов для анализа режимов устойчивых состояний, автоколебаний и неустойчивых состояний системы управления реактором при четырех значениях $\varphi = -45^\circ, -50^\circ, -55^\circ, -60^\circ$.

После ряда преобразований передаточную функцию линейной части реактора представим в виде

$$W_{р.лч}(s) = \frac{\rho' n_0 / l^*}{s} \prod_{i=1}^6 \frac{(T_i s + 1)}{(T'_i s + 1)}, \quad \rho' = \prod_{i=1}^6 \frac{T'_i}{T_i}. \quad (13)$$

Типовые значения параметров реактора при $l^* = 10^{-4}$ с, входящие в формулу (13), приведем в табл. 1.

Т а б л и ц а 1. Параметры ядерного энергетического реактора

Номер группы запаздывающих нейтронов	$\beta_i, \text{с}$	$\lambda_i, \text{с}$	$T_i, \text{с}$	$T'_i, \text{с}$
1	$2,5 \cdot 10^{-4}$	14,0	0,071	0,013
2	$8,4 \cdot 10^{-4}$	1,61	0,620	0,075
3	$2,4 \cdot 10^{-3}$	0,456	2,190	0,700
4	$2,1 \cdot 10^{-3}$	0,151	6,620	2,975
5	$1,7 \cdot 10^{-3}$	0,0315	31,750	14,420
6	$2,6 \cdot 10^{-3}$	0,0124	80,640	68,027

Коэффициент задатчика мощности представим в виде отношений заданного напряжения u_3 к полному u_0 . Будем считать, что напряжения пропорциональны плотности нейтронного потока. Пользуясь рис. 1, а и выражением (13) запишем приведенную передаточную функцию разомкнутой системы с нелинейным объектом управления в виде

$$W_{к.пр}(\bar{A}, \varphi_n, s) = \frac{K_b W_b(\bar{A}, \varphi_n, s)}{1 + K_a W_a(s)}, \quad (14)$$

$$K_a W_a(s) = \frac{k_{y1} k_{y2} k_d W_{к.пр}(s)}{s(T_{д1} s + 1)(T_{д2} s + 1)(T_{y1} s + 1)(T_{y2} s + 1)};$$

где

$$K_b W_b(\bar{A}, \varphi_n, s) = \frac{u_3 \rho' J_{р.лч}(\bar{A}, \varphi_n) k_{y1} k_{y2} k_d k_p k_{ст} \prod_{i=1}^6 (T_i s + 1)}{s^2 (T_{y1} s + 1)(T_{y2} s + 1)(T_{д1} s + 1)(T_{д2} s + 1) \prod_{i=1}^6 (T'_i s + 1)}.$$

При расчетах будем пользоваться следующими значениями параметров системы управления: $k_{y1} = 416,7$; $k_{y2} = 0,125$; $k_d = 0,24 \text{ с}^{-1}$; $\rho' = 0,0095$; $k_p = 0,005 \text{ м/с}^{-1}$; $k_{ст} = 0,0145 \text{ (усл.ед.)} \cdot \text{м}^{-1}$; $u_3/u_0 = 12 \text{ усл.ед.}$; $T_{д1} = 0,4 \text{ с}$; $T_{д2} = 0,0025 \text{ с}$; $T_{y1} = 0,1 \text{ с}$; $T_{y2} = 0,00125 \text{ с}$ [2].

Прежде чем перейти к выбору типов и параметров корректирующих устройств необходимо воспользоваться рядом структурных преобразований и привести исходную структурную схему к расчетной. При этом следует учитывать, что исходная схема обладает нелинейностью, обозначенной $J_{р.лч}(\bar{A}, \varphi_n)$.

2. Структурное преобразование нелинейной схемы

Система управления ядерным энергетическим реактором является многоконтурной и для применения математического аппарата метода гармонической линеаризации должна быть приведена к расчетной форме, представляющей собой простую структурную схему с отдельными линейными и нелинейными частями. При преобразованиях следует пользоваться также приемами, при которых место положения нели-

нейности в исходной и преобразованной схемах оставалось бы неизменным. В этом случае на входе нелинейности сохранится одно значение амплитуды входного сигнала. Тогда исходная и преобразованная структуры останутся эквивалентными.

На структурной исходной схеме внутренний замкнутый контур, состоящий только из линейных элементов системы, представлен передаточной функцией

$$W_{к.в}(s) = \left[\frac{1}{1 + W_y(s)W_d(s)W_{к.п}(s)} \right] W_y(s)W_d(s). \quad (15)$$

Выделим в рис. 1,а нелинейную часть $J_p(\bar{A}, \varphi_n)$, "заморозив" ее положение. Для этого первое сравнивающее устройство с линией связи перенесем слева направо за пять элементов с передаточными функциями $W_3(s)$, $W_{к.п}(s)$, $W_{к.в}(s)$, $W_p(s)$, $W_{ст}(s)$ и линии связей справа налево до передаточной функции линейной части реактора $W_{р.лч}(s)$. Тогда найдем преобразованную схему, которую примем за расчетную, в виде рис. 1,б, пользуясь которым запишем передаточную функцию для замкнутого внешнего контура системы в виде

$$\Phi_{с.вн}(\bar{A}, \varphi_n, s) = \frac{J_{р.лч}(\bar{A}, \varphi_n)}{1 + W_3(s)W_{к.п}(s)W_{к.в}(s)W_p(s)W_{ст}(s)W_{р.лч}(s)J_{р.лч}(\bar{A}, \varphi_n)}, \quad (16)$$

где линейная часть всей системы будет

$$W_c^{(л)}(s) = W_3(s)W_{к.п}(s)W_{к.в}(s)W_p(s)W_{ст}(s)W_{р.лч}(s). \quad (17)$$

Из формулы (16) видно, что нелинейная часть входит только вовнутрь замкнутого внешнего контура. Поэтому для построения эквивалентных частотных характеристик замкнутого контура необходимо пользоваться номограммами замыкания Никольса. Обычно частотные характеристики замкнутых систем (контуров) с помощью номограмм Никольса строились для линейных систем. Распространим способы их построения на нелинейные системы с передаточной функцией (16). Сначала запишем передаточную функцию для линейной замкнутой системы в обычном виде

$$\Phi(s) = \frac{W(s)}{1 + W(s)}. \quad (18)$$

Подставив в выражение (18) значения амплитуд и фаз, получим

$$A_c(\omega)e^{j\varphi_c(\omega)} = \frac{H(\omega)e^{j\theta(\omega)}}{1 + H(\omega)e^{j\theta(\omega)}}, \quad (19)$$

где $A_c(\omega)$ и $H(\omega)$ – амплитудные частотные характеристики соответственно замкнутой и разомкнутой системы (контура); $\varphi_c(\omega)$ и $\theta(\omega)$ – соответственно фазовые частотные характеристики. Выделив из выражения (19) отдельно амплитудные и замкнутые частотные характеристики, найдем

$$A_c(\omega) = H(\omega) / \sqrt{H^2(\omega) + 2H(\omega)\theta(\omega)}; \quad (20)$$

$$\varphi_c(\omega) = \arctg \left[\frac{\sin\theta(\omega)}{H(\omega) + \cos\theta(\omega)} \right]. \quad (21)$$

В формулах (20) и (21) числовые значения $A_c(\omega)$ и $H(\omega)$ определяются в децибеллах, $\varphi_c(\omega)$ и $\theta(\omega)$ – в градусах. Откладывая в декартовой системе координат по оси ординат значения $20 \lg H(\omega)$, а по оси абсцисс значения $\theta(\omega)$, получим номограмму Никольса (рис. 2). Числовые значения $20 \lg A_c(\omega)$ на ней указаны в кружках, расположенных на сплошных линиях номограммы, а $\varphi_c(\omega)$ – в кружках на штриховых линиях. Кривая $20 \lg W(j\omega)$ при пересечении со сплошными линиями номограммы даст значения $20 \lg A_c(\omega)$, а со штриховыми – $\varphi_c(\omega)$.

Формулу (16) приведем к виду

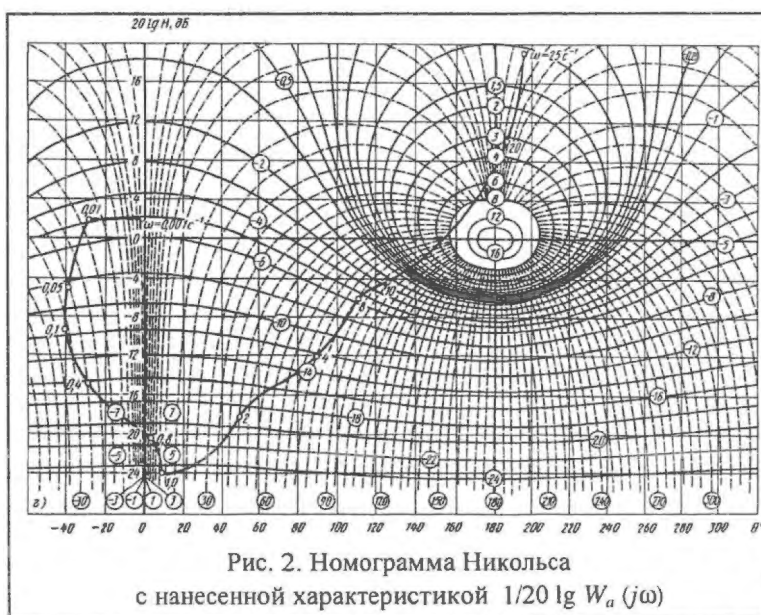


Рис. 2. Номограмма Никольса с нанесенной характеристикой $1/20 \lg W_a(j\omega)$

$$\Phi_c(\bar{A}, \varphi_n, j\omega) = \left[\frac{J_{p,нч}(\bar{A}, \varphi_n) W_c^{(n)}(j\omega)}{1 + J_{p,нч}(\bar{A}, \varphi_n) W_c^{(n)}(j\omega)} \right] \frac{1}{W_c^{(n)}(j\omega)}. \quad (22)$$

К выделенному квадратными скобками множителю в формуле (22) можно применить номограмму Никольса в системе с нелинейностью. Для этого в множитель подставим соотношения для линейной части системы $W_c^{(n)}(j\omega) = H_c^{(n)}(\omega) e^{j\theta_c^{(n)}(\omega)}$ и нелинейности $J_{p,нч}(\bar{A}, \varphi_n) = q_3(\bar{A}, \varphi_n) e^{j\mu_3(\bar{A}, \varphi_n)}$, тогда получим

$$A_c(\bar{A}, \varphi_n, \omega) e^{j\varphi_c(\bar{A}, \varphi_n, \omega)} = \frac{q_3(\bar{A}, \varphi_n) e^{j\mu_3(\bar{A}, \varphi_n)} H_c^{(n)}(\omega) e^{j\theta_c^{(n)}(\omega)}}{1 + q_3(\bar{A}, \varphi_n) e^{j\mu_3(\bar{A}, \varphi_n)} H_c^{(n)}(\omega) e^{j\theta_c^{(n)}(\omega)}}. \quad (23)$$

После ряда преобразований из выражения (23) имеем

$$A_c(\bar{A}, \varphi_n, \omega) = \frac{q_3(\bar{A}, \varphi_n) H_c^{(n)}(\omega)}{\sqrt{1 + q_3(\bar{A}, \varphi_n) H_c^{(n)}(\omega) + 2q_3(\bar{A}, \varphi_n) H_c^{(n)}(\omega) \cos[\mu_3(\bar{A}, \varphi_n) + \theta_c^{(n)}(\omega)] + q_3^2(\bar{A}, \varphi_n) H_c^{(n)2}(\omega)}}; \quad (24)$$

$$\varphi_c(\bar{A}, \varphi_n, \omega) = \arctg \left\{ \frac{\sin[\mu_3(\bar{A}, \varphi_n) + \theta_c^{(n)}(\omega)]}{\cos[\mu_3(\bar{A}, \varphi_n) + \theta_c^{(n)}(\omega)] + q_3(\bar{A}, \varphi_n) H_c^{(n)}(\omega)} \right\}. \quad (25)$$

Из сравнения формул (20) с (24) и (21) с (25) следует, что для исследования замкнутых нелинейных систем нет необходимости пользоваться семейством номограмм Никольса при различных значениях эквивалентных частотных характеристик $q_3(\bar{A}, \varphi_n)$ и $\mu_3(\bar{A}, \varphi_n)$, а можно пользоваться одной номограммой, смещая начало координат номограммы по амплитуде на $20 \lg q_3(\bar{A}, \varphi_n)$ и по фазе на $\mu_3(\bar{A}, \varphi_n)$. Тогда по логарифмической частотной характеристике $20 \lg W_c^{(n)}(\omega)$, нанесенной на номограмму, в точках пересечения ее со сплошными линиями находим семейства частотных характеристик замкнутой системы $20 \lg [A_c(\bar{A}, \varphi_n, \omega)]$ и с штриховыми – фазовых характеристик $\arg [\Phi_c(\bar{A}, \varphi_n, \omega)]$ [3].

3. Выбор параллельного и последовательного корректирующих устройств в системе управления

Выбор структуры и параметров корректирующих устройств определяется по логарифмической амплитудной частотной характеристике разомкнутой системы $20 \lg |W_{ж}(j\omega)|$, которую проектировщик желает получить после завершения ее вычисления. Основными ее составляющими являются передаточные функции неизменяемой части системы, включающей в себя объект управления, исполнительный механизм, измерительные устройства и силовые усилители, а также изменяемой, состоящей из маломощных усилителей и различных средств коррекции.

Обычно желаемая логарифмическая амплитудная частотная характеристика определяется по техническим условиям, т.е. точностью отработки сигнала управления для высокочастотной области и основными показателями качества (максимумом перерегулирования и временем протекания переходного процесса) для среднечастотной области. Параметры неизменяемой части формируют область высоких частот. Значительное внимание должно быть уделено подавлению помех. Полученные корректирующие устройства должны обеспечивать высокую надежность работы системы управления реактором в широком диапазоне изменения параметров, вызванного длительностью эксплуатации АЭС.

Для построения желаемой логарифмической амплитудной частотной характеристики разомкнутой системы воспользуемся структурной схемой, приведенной на рис.1,а, с передаточным коэффициентом $K_b = 10(\text{усл. ед})\text{с}^{-2}$. С целью упрощения задачи синтеза примем, что $\omega_c = 1$ и $J_{p,нч}(\bar{A}, \varphi_n) = 1$. Тогда, воспользовавшись методикой, изложенной в работе [3], и по передаточной функции желаемой системы

$$W_{ж}(j\omega) = \frac{W_3(j\omega)W_y(j\omega)W_d(j\omega)W_p(j\omega)W_{ст}(j\omega)W_{p,нч}(j\omega)}{1 + W_y(j\omega)W_d(j\omega)W_{к,пр}(j\omega)} \quad (26)$$

$$\text{получим } W_{к,пр}(j\omega) = W_{нз}'(j\omega) / W_{ж}(j\omega). \quad (27)$$

Здесь оставшуюся высокочастотную область неизменяемой части системы при $\omega > 1$ обозначим через

$$W_{нз}'(j\omega) = W_2(j\omega)W_p(j\omega)W_{ст}(j\omega)W_{р.лч}(j\omega). \quad (28)$$

Формула (28) справедлива лишь при условии $W_y(j\omega)W_d(j\omega)W_{к.пр}(j\omega) \gg 1$.

Сохранить в системе астатизм 2-го порядка, что следует из выражения для числителя в формуле (14), можно путем следующего построения характеристики $20\lg|W_{ж}(j\omega)|$ в среднечастотной и высокочастотной областях. Для этого следует провести вверх прямую с наклоном -40 дБ/дек через выбранную частоту среза $\omega_c = 1$ до точки, соответствующей частоте $\omega_1'' = 1/T_6 = 0,0347 \text{ с}^{-1}$, а затем прямую с наклоном -60 дБ/дек до выбранной точки $\omega_1' = 0,0124 \text{ с}^{-1}$ (рис. 3,а). Далее от точки ω_1'' проведем прямую с наклоном -40 дБ/дек, а от точки ω_c вниз прямую с наклоном -20 дБ/дек до $\omega_2' = 1/T_3 = 1,4286 \text{ с}^{-1}$ (с одной из частот реактора). После чего от этой точки строится желаемая характеристика с точками излома при средних частотах, соответствующих обратным значениям постоянных времени остальных устройств системы управления реактором, т.е. $20\lg|W_{ж}(j\omega)|$. На этом приближенное построение логарифмической амплитудной характеристики заканчивается.

В соответствии с формулой (27) на рис. 3,а построена логарифмическая амплитудная характеристика $20\lg|W_{к.пр}(j\omega)|$ в выделенном тремя вертикальными линиями диапазоне частот $\omega_1 - \omega_2$. По точкам ее излома определим передаточную функцию корректирующего устройства в виде

$$W_{к.пр}(s) = \frac{k_{тy}k_{тr}k_{к}(T_{к1}s+1)}{(T_{к2}s+1)(T_{к3}s+1)}, \quad (29)$$

где $k_{тy}$ – коэффициент усиления маломощного усилителя; $k_{тr} = 0,25 \text{ В} \cdot \text{с}^{-1}$ – передаточный коэффициент тахогенератора; $T_{к1} = 0,7 \text{ с}$, $T_{к2} = 0,07 \text{ с}$ – постоянные времени RC-фильтра; $T_{к3} = 0,001 \text{ с}$ – постоянная времени цепи якоря тахогенератора.

Реализация корректирующего устройства в виде электрической схемы приведена на рис. 3,б, где фильтр выбран по таблице, указанной в [2]. Из схемы видно, что $K_k = 1/(1+R_4/R_3)$; $K_{к1} = R_4C_1$; $T_{к2} = T_{к1}/(1+R_4/R_3)$. При выбранных параметрах R_3 и R_4 найдем $K_k = 0,1$. По формуле

$$\arg[W_{ж}(j\omega)] = \arg[W_{нз}'(j\omega)] - \arg[W_{к.пр}(j\omega)] \quad (30)$$

вычислим участок значений фазовых углов частотной характеристики желаемой системы, которая показана на рис. 3,а жирной штриховой линией, позволяющей находить запас устойчивости системы по фазе.

Для доказательства справедливости выбранного параллельного корректирующего устройства воспользуемся выражением (14), исключив из него эквивалентную передаточную функцию нелинейности $J_{р.лч}(\bar{A}, \varphi_n)$ при $k_{тy} = 44,8$.

В результате этого на рис. 3,а построены характеристики $20\lg|W_a(j\omega)|$ при $K_a = 1,0$ тонкими штриховой, а при $K_a = 14$ условной штрих-пунктирной линиями. Здесь же на рисунке сплошной линией построена частотная характеристика $20\lg|W_b(j\omega)|$ при $K_b = 10$ (усл.ед.) $\cdot \text{с}^{-2}$, проведенная через точку $\omega_k = \sqrt{10} = 3,16 \text{ с}^{-2}$, расположенную на оси абсцисс. К ней добавлены частотные характеристики всех звеньев, входящих в неизменную часть системы. Из рисунка видно, что полученная кривая имеет много изломов при частотах с обратными значениями постоянных времени ядерного энергетического реактора. Здесь также построены фазовые значения характеристики $\arg[W_b(j\omega)]$. Внизу на рис. 3,а построены частотные характеристики $20\lg|1/W_a(j\omega)|$, $\arg[1/W_a(j\omega)]$ в диапазоне по ω от $0,01 \text{ с}^{-1}$ до 25 с^{-1} , которые перенесены на номограмму Никольса точками (рис. 2). Через них проведена кривая $1/W_a(j\omega)$. По точкам ее

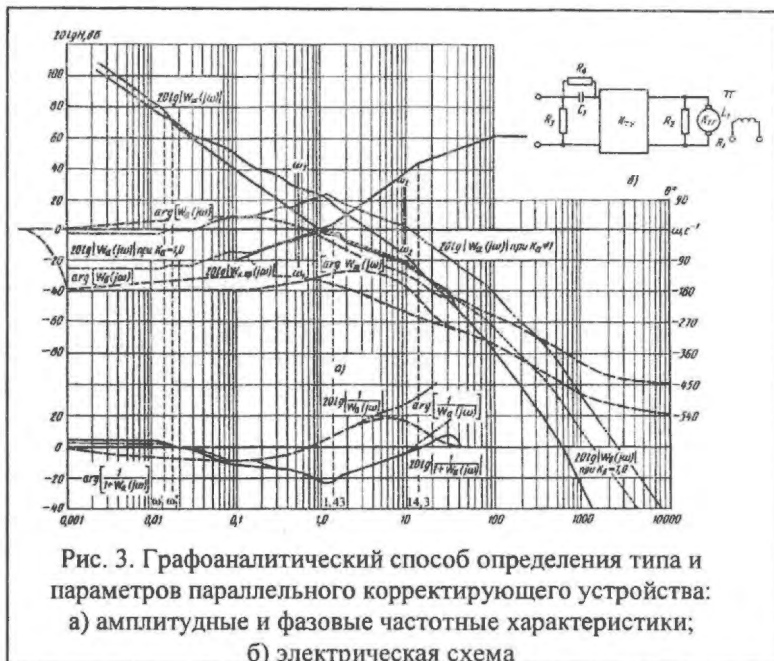


Рис. 3. Графоаналитический способ определения типа и параметров параллельного корректирующего устройства:
а) амплитудные и фазовые частотные характеристики;
б) электрическая схема

пересечения с амплитудными и фазовыми кривыми номограммы находятся частотные характеристики $20 \lg |1/(1+W_a(j\omega))|$, $\arg [1/(1+W_a(j\omega))]$, изображенные на рис. 3,а снизу. Сложив их с характеристиками $20 \lg |W_b(j\omega)|$ и $\arg [W_b(j\omega)]$, получим точные значения желаемых амплитудной $20 \lg |W_{\Sigma}(j\omega)|$ и фазовой $\arg [W_{\Sigma}(j\omega)]$ частотных характеристик. Они даны на рис. 3,а сверху жирными сплошной и штриховой линиями. Как видно, в частоте среза $\omega_c = 3,5 \text{ с}^{-1}$ наблюдается большой запас устойчивости по фазе γ_{ϕ} и модулям $\pm 20 \lg H(\omega)$, что обеспечивает требуемую устойчивость системы управления при принятом коэффициенте усиления системы, равном 10 (усл.ед.)·с⁻².

Аппроксимируем полученную характеристику $20 \lg |W_{\Sigma}(j\omega)|$ в области частот ω от 1 до 2 с⁻¹ тонкой штриховой линией с наклоном - 20 дБ/дек. В результате этого получена более точная желаемая логарифмическая амплитудная частотная характеристика при $K_a = 1 \text{ с}$, $T_k = 0,8 \text{ с}$. Перенесем ее на рис. 4,а и построим при пяти значениях $K_b = 10, 70, 140, 250$ и 400 (усл. ед.)·с⁻² жирными сплошными линиями, обозначив через $20 \lg H_c^{(n)}(\omega)$.

Здесь же на рисунке построена фазовая частотная характеристика $\theta_c^{(n)}(\omega)$ жирной штриховой линией. Из этих кривых видно, что с ростом K_b запасы устойчивости по фазам γ_{ϕ} и модулям $\pm 20 \lg H_c^{(n)}(\omega)$ падают, а при коэффициентах 140, 250 и 400 система становится неустойчивой (рис. 4,б). Поэтому в нее необходимо вводить последовательные корректирующие устройства желательнее с большими значениями углов фазовых опережений при малых амплитудных искажениях. Это позволит уменьшить влияние помех на работу системы, сохранив высокие показатели качества отработки заданных сигналов управления $n_3(t)$.

К таким корректирующим устройствам относят псевдолинейные, которые содержат два канала – амплитудный и фазовый (рис. 5,а), значения которых зависят только от частоты. Для определения значений амплитуд и фаз воспользуемся следующими формулами:

$$H_{к.п}(\omega) = \frac{k_k}{\pi \sqrt{1 + \mu^2 \omega^2 T_k^2}} \left\{ 1 + (\pi + 2\alpha - \theta)^2 + 2(\pi - 2\alpha - \theta) \sin(2\alpha - \theta) - \cos(2\alpha + \theta) \times \right. \\ \left. \times [(2 - \cos \alpha) \cos \theta - \sin \alpha \sin \theta - \sin^2 \alpha \cos(\alpha + \theta)] + \sin(\alpha + \theta) [\cos \alpha (1 + 2 \sin \theta) \sin(\alpha + \theta) + \sin 2\alpha \cos(\alpha + \theta)] \right\}^{1/2}; \quad (31)$$

$$\theta_{к.п}(\omega) = \arctg \frac{(2\theta - 2\alpha - \pi) \sin \theta + \cos \theta + \sin \theta \sin 2\alpha - \cos \theta \cos 2\alpha}{(\pi - 2\alpha - \theta) \cos \theta + \sin \theta + \cos \alpha \sin(\theta + \alpha) + \sin \alpha \cos(\alpha + \theta)}, \quad (32)$$

где $\alpha = \arctg[(1 - \alpha)\omega T_k / (1 + \nu^2 \omega^2 T_k^2)]$; $\theta(\omega) = \arctg \mu \omega T_k$.

При вычислении значений $20 \lg H_{к.п}$ и $\theta_{к.п}$ при различных параметрах ν и μ воспользуемся данными, приведенными в табл. 2, составленными для корректирующих устройств 1, 2, 3-го типов.

Таблица 2. Параметры последовательных псевдолинейных корректирующих устройств

Типы устройств	ν	μ	k_k
1	0,01	0,1	1,0
2	0,01	0,5	1,0
3	0,1	0,5	1,0



Рис. 4. Логарифмические характеристики разомкнутой системы управления ядерного энергетического реактора при $K_b = 10, 80, 140, 250, 400$ (усл.ед.)·с⁻²:

а) пять положений шаблонов для нелинейности; б) запасы устойчивости системы по фазам γ_{ϕ} ; в) шаблоны; г) номограммы последовательных псевдолинейных корректирующих устройств; д) кривые относительных амплитуд автоколебаний в зависимости от K_b

Соответствующие величины даны на рис. 5, б и в для значений относительных частот ωT_K . Из рис. 5, б следует, что амплитудные искажения меньше 4 дБ, а подъемы фазовых углов в большом диапазоне относительных частот превышают 80° и достигают 115° . Значения фазовых характеристик последовательных корректирующих устройств 1, 2 и 3-го типов, перестроенные в масштабе абсолютных значений частот ω , изображены на рис. 4, з (кривые 1 – 3). Здесь же даны амплитудные искажения (кривые 4 и 5). Накладывая на фазовую кривую $\theta_c^{(n)}(\omega)$ характеристики $\theta_{к.п.}(\omega)$ для различных типов корректирующих устройств (по максимумам фазовых опережений) соответственно для каждой из частот среза, получим результирующие фазовые характеристики $\theta_c^{(n)}(\omega)$. В результате определим запасы устойчивости систем с параллельными и последовательными корректирующими устройствами. На рис. 4, б показаны значения фазовых углов устойчивости γ_ϕ систем: кривая 1 – без последовательного корректирующего устройства, кривая 2 – с последовательным устройством 1-го типа, 3 – второго и 4 – 3-го типа. Если положить, что γ_ϕ не должна быть меньше 45° , то, как видно из рисунка, системы с первым и вторым корректирующими устройствами обеспечивают устойчивость соответственно при $K_b^{(1)} = 140$, $K_b^{(2)} = 250$, $K_b^{(3)} = 250$ (усл. ед.) \cdot с $^{-2}$.

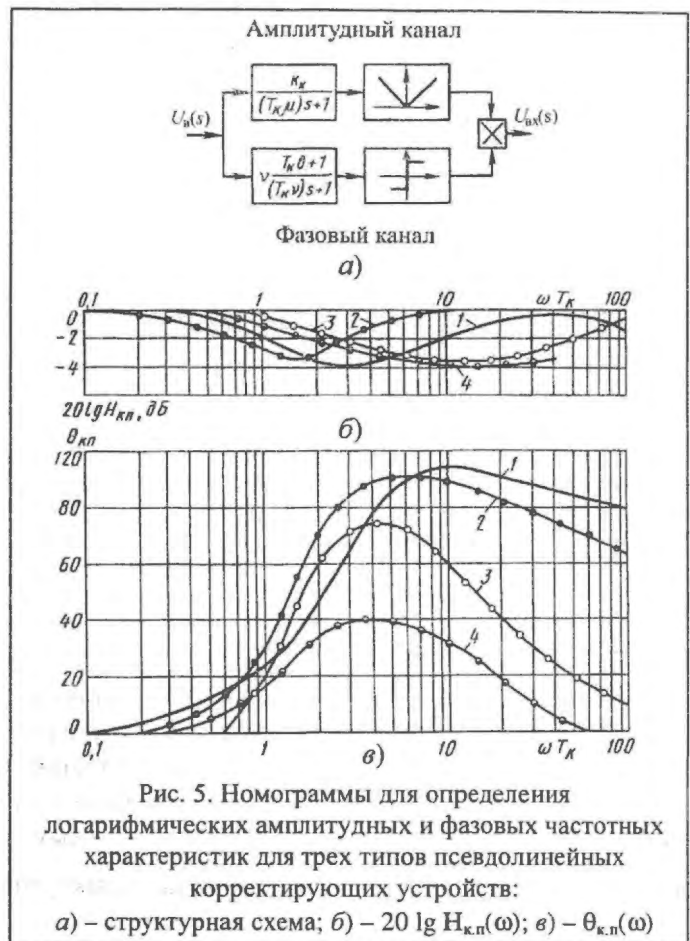


Рис. 5. Номограммы для определения логарифмических амплитудных и фазовых частотных характеристик для трех типов псевдолинейных корректирующих устройств: а) – структурная схема; б) – $20 \lg H_{к.п.}(\omega)$; в) – $\theta_{к.п.}(\omega)$

4. Анализ нелинейной системы управления ядерным реактором

Ядерный энергетический реактор является нелинейным, поэтому его поведение существенно отличается от линейного. Для анализа устойчивости нелинейной системы по параметру K_b применим метод гармонической линеаризации нелинейности, позволяющий определить области устойчивых и неустойчивых состояний системы. Для этого воспользуемся методом шаблонов, имея ввиду, что рассматриваемая линейная система обладает свойством низкочастотного фильтра и не требует учета высших гармоник, кроме первой [2 – 4].

Из формулы (16) запишем условие устойчивости в виде

$$1 + J_{р.нч}(\bar{A}, \varphi_n) W_c^{(n)}(j\omega) = 0, \quad (33)$$

откуда найдем

$$-1/J_{р.нч}(\bar{A}, \varphi_n) = W_c^{(n)}(j\omega) \quad (34)$$

$$\text{или } 20 \lg |1/q_3(\bar{A}, \varphi_n)| = 20 \lg H_c^{(n)}(\omega); \quad -180^\circ - \mu_3(\bar{A}, \varphi_n) = \theta_c^{(n)}(\omega),$$

$$\text{где } A_c(\bar{A}, \varphi_n, \omega) = \frac{H_c^{(n)}(\omega)}{\sqrt{q_2^2(\bar{A}, \varphi_n) + 2 \frac{H_c^{(n)}(\omega)}{q_2(\bar{A}, \varphi_n)} \cos[\mu_3(\bar{A}, \varphi_n) + \theta_c^{(n)}(\omega)] + \frac{H_c^{(n)2}(\omega)}{q_2^2(\bar{A}, \varphi_n)}}};$$

$$\varphi_c(\bar{A}, \varphi_n, \omega) = \arctg \left\{ \frac{\frac{\sin[\mu_3(\bar{A}, \varphi_n) + \theta_c^{(n)}(\omega)]}{q_2(\bar{A}, \varphi_n)}}{\frac{\cos[\mu_3(\bar{A}, \varphi_n) + \theta_c^{(n)}(\omega)]}{q_2(\bar{A}, \varphi_n)} + H_c^{(n)}(\omega)} \right\}.$$

Шаблон, построенный по формулам (34) и приведенный на рис. 4,в, перенесем на рис. 4,в в масштабе частотных характеристик рис. 4,а. Нарисуем его на прозрачной бумаге и совместим оси. Далее шаблон будем перемещать до тех пор, пока точки пересечения характеристик $20 \lg H_c^{(n)}(\omega)$ с $20 \lg 1/q_3(\bar{A}, \varphi_n)$ (точки B_i) и $\theta_c^{(n)}(\omega) \pm 180^\circ - \mu_3(\bar{A}, \varphi_n)$ (точки D_i) не будут находиться на одной вертикальной прямой. Тогда удовлетворятся условия устойчивости (33) и в нелинейной системе возникают периодические решения. При этом требуется установить, какие из них соответствуют устойчивым колебаниям (автоколебания), а какие неустойчивым. Если в точке пересечения D_i фазовых характеристик имеется отрицательный наклон ($d\theta/d\omega < 0$), то в системе наблюдаются автоколебания с частотой ω_a и амплитудой A_c , а если в точке D_i имеем положительный наклон ($d\theta/d\omega > 0$), то в системе возникнут неустойчивые колебания с частотой ω_a [3].

Соответствующие построения выполнены на рис. 4,а тремя положениями шаблонов $\bar{1}-\bar{5}$ или $1-5$ и $\bar{1}-\bar{5}$. Отсюда видно, что при 1-ом типе последовательного корректирующего устройства частота автоколебаний $\omega_a = 9,2 \text{ с}^{-1}$ и неустойчивых колебаний $\omega_{н.к} = 0,43 \text{ с}^{-1}$. Значения относительных амплитуд \bar{A} для неустойчивых колебаний построены кривой 1, для автоколебаний – кривой 2 (рис. 4,д). Здесь на рисунке построены аналогичные кривые 3 и 4 для 2-го типа последовательного корректирующего устройства с $\omega_a = 0,43 \text{ с}^{-1}$ и $\omega_{н.к2} = 17 \text{ с}^{-1}$. Подобные кривые строились и для 3-го типа корректирующего устройства. На рис. 4,д они приведены в зависимости от K_b .

На основании рис. 4,д можно установить, что нелинейная модель ядерного энергетического реактора приводит к сокращению областей устойчивых состояний. Наряду с этим в скорректированной системе происходит уменьшение относительной амплитуды колебаний при действии синусоидального сигнала по реактивности. Поэтому при выборе типа последовательного корректирующего устройства следует обращать внимание не только на область устойчивых состояний, но и на уменьшение относительных амплитуд.

Окончательное решение о выборе наилучшего типа последовательного корректирующего устройства можно найти при учете влияния помех на систему. Для этого следует построить по формуле (23) логарифмические амплитудные характеристики замкнутой нелинейной системы $20 \lg |\Phi_c(\bar{A}, \varphi_n, j\omega)|$. Воспользуемся номограммой Никольса (рис. 6), где показаны три частотные характеристики $20 \lg W_c^{(n)}(j\omega)$ в зави-

симости от положений шаблонов с нелинейностью реактора $20 \lg J_{р.нч}(\bar{A}, \varphi_n)$ при одном значении φ_n . Построив их при $\varphi_n = -(60^\circ, 55^\circ, 50^\circ, 45^\circ)$ и добавив к ним характеристики $20 \lg |W_c^{(n)}(j\omega)|$, получим характеристики $20 \lg |\Phi_c(\bar{A}, \varphi_n, j\omega)|$ для различных значений относительных амплитуд $\bar{A} = 0,111; 0,2; 0,25$ (рис. 7, а – в).

Определение полосы пропускания системой помехи найдем по частоте, соответствующей точке пересечения прямой 0 дБ с характеристикой $20 \lg |\Phi_c|$. Они построены на рис. 7,а для 1-го типа последовательного корректирующего устройства, на рис. 7,б – для 2-го и на рис. 7,в – для 3-го. Как видно из этих рисунков, наиболее узкой полосой пропускания обладает система со 2-ым типом последовательного корректирующего устройства. Самыми широкими областями устойчивости при больших значениях \bar{A} и K_b обладают системы со 2-ым и 3-им типами корректирующих устройств. По точности отработки сигналов управления, областей устойчивой ра-

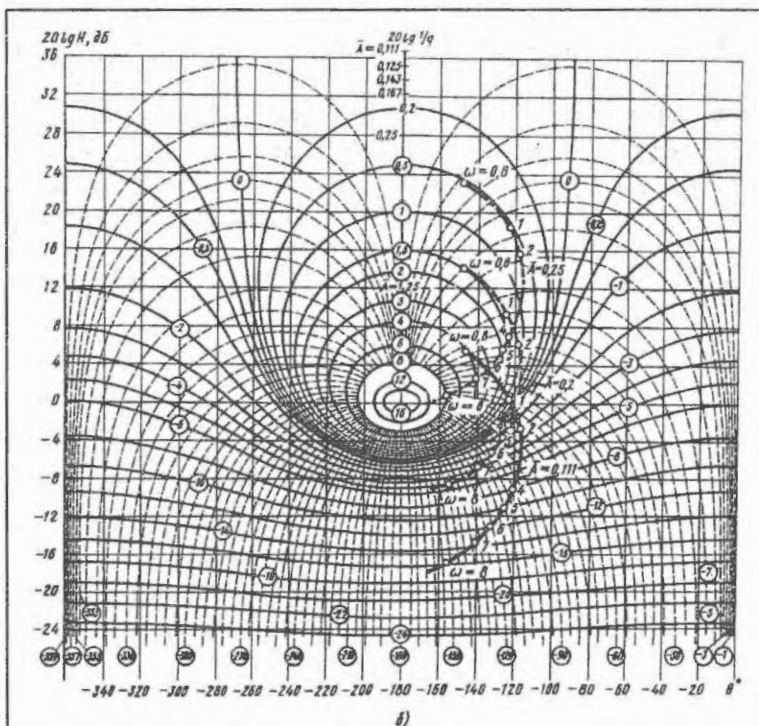


Рис. 6. Номограмма Никольса с нанесенными четырьмя частотными характеристиками $W_c^{(n)}(j\omega)$, зависящими от положений шаблона $20 \lg J_{р.нч}(\bar{A}, \varphi_n)$ в зависимости от $\varphi_n = -(60^\circ, 55^\circ, 50^\circ, 45^\circ)$

боты и подавления шумов (помех) в системах управления с реакторами следует отдавать предпочтение включению в них последовательных корректирующих устройств 2-го типа.

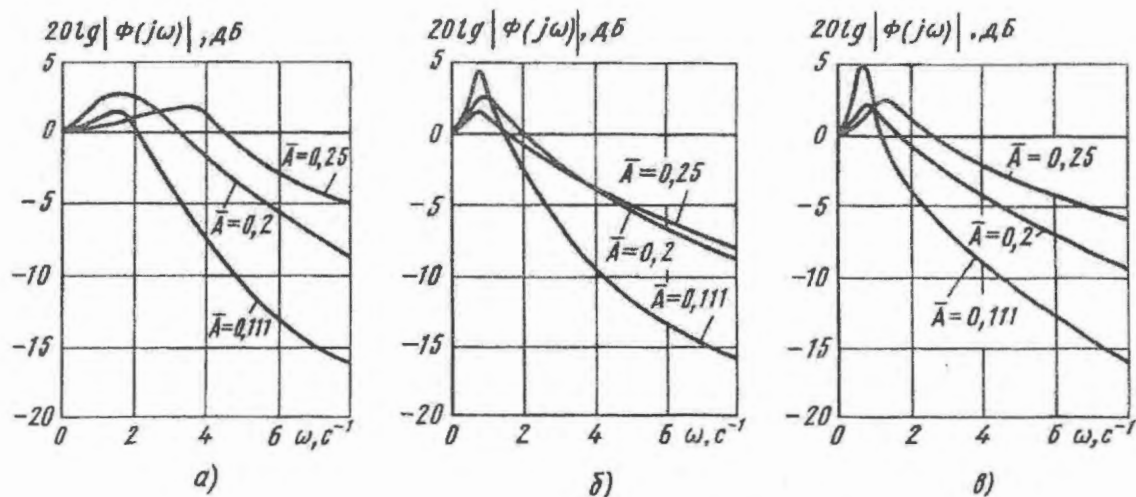


Рис. 7. Логарифмические амплитудные характеристики замкнутой системы с нелинейной частью для реактора с последовательными корректирующими устройствами: а) – первого; б) – второго; в) – третьего типов

Заключение

Ядерные энергетические реакторы в системах управления АЭС являются нелинейными объектами, приводящими к автоколебаниям и неустойчивым режимам работы при высоких значениях коэффициентов усиления. С целью недопустимости влияния помех и их подавления необходимо применять последовательные корректирующие устройства псевдолинейного типа, исключая возможность появления аварийных ситуаций в сложных эксплуатационных условиях работы реакторов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Техническая кибернетика*. /Под ред. В. В. Солодовникова. Кн. 1 и 2. – М.: Машиностроение, 1961.
2. *Методы автоматизированного проектирования нелинейных систем*. /Под ред. Ю.И. Топчиева. – М.: Машиностроение, 1993.
3. *Топчиев Ю.И.* Атлас для проектирования систем автоматического регулирования. – М.: Машиностроение, 1989.
4. *Метод гармонической линеаризации в проектировании нелинейных систем автоматического управления*. /Под ред. Ю.И. Топчиева. – М.: Машиностроение, 1970.

Статья поступила в редакцию 2 декабря 2003 г.
 Вопросы атомной науки и техники.
 Сер. Физика ядерных реакторов, 2003, вып. 4, с. 10 – 19.

ПЕРЕХОДНЫЕ И АВАРИЙНЫЕ РЕЖИМЫ

УДК 621.039

Исследование возможности удержания расплава на днище корпуса реактора на поздней стадии развития тяжелой аварии с помощью кода РАТЕГ/СВЕЧА/ГЕФЕСТ

В.В. Безлепкин, Е.Ю. Кузьмин, В.О. Кухтевич, А.В. Лукин, В.Г. Сидоров,
С.-Петербургский "Атомэнергопроект", 191036, Санкт-Петербург, Суворовский пр., 2а,
А.Е. Киселев, Г.В. Кобелев, В.Ф. Стрижов, А.С. Филиппов,
ИБРАЭ РАН, 113191, Москва, Б.Тулльская, 52

Представлены результаты расчетного анализа удержания расплава корнума в корпусе реактора, охлаждаемом водой. Рассматривается АЭС с реакторной установкой (РУ) мощностью 1000 МВт (эл.). Определено значение пороговой электрической мощности РУ, при которой такое удержание возможно. При проведении расчетного анализа мощность варьировалась в диапазоне 640 – 1000 МВт с сохранением расчетной конфигурации установки.

NUMERICAL INVESTIGATIONS WITH RATEG/SVECHA/HEFEST CODE ON POSSIBILITY FOR LONG-TERM IN-VESSEL CORE MELT RETENTION. V.V. BEZLEPKIN, E.YU. KUZ'MIN, V.O. KUHTEVICH, A.V. LUKIN, V.G. SIDOROV, A.E. KISELEV, G.V. KOBELEV, V.F. STRIZHOV, A.S. FILIPPOV. Results of numerical investigation of corium retention in the reactor vessel cooled by water from outside are given. The study is conducted for NPP with VVER of 1000 MWe power. Calculations of corium retention are done for various values of electric power ranging from 640 up to 1000 MW. As the result of series of calculations, maximum allowable value of electric power is found for possibility of in-vessel corium retention.

К настоящему времени разработано несколько концепций локализации аварий РУ ВВЭР, сопровождающихся значительными разрушениями активной зоны (а.з.). Основными являются следующие две. В первой предполагается возможность удержания расплава а.з. в корпусе реактора при пассивном охлаждении наружной поверхности корпуса с обеспечением докризисного режима кипения охлаждающей воды. Эта концепция применима для АЭС средней мощности, в частности, для АЭС с ВВЭР-440 (Ловииса, Finland), в проектах AP-600 и АЭС с ВВЭР-640. Во второй концепции задача локализации расплава материалов а.з. (кориума) решается путем создания специальных внекорпусных устройств удержания расплава.

Обоснование работоспособности соответствующих технических решений проводится с использованием соответствующих компьютерных кодов. Так, в работе [1] проведено расчетное обоснование удержания расплава в корпусе реактора ВВЭР-440 для АЭС Ловииса. Аналогичное расчетное обоснование проводилось для AP-600 [2]. В обоих случаях для обобщенного сценария тяжелой аварии из консервативных соображений принят состав и получено распределение материалов а.з. на днище корпуса РУ. На первом этапе выполнялись расчеты тепловых потоков на наружной поверхности корпуса для сформированной ванны расплава, которые должны подтвердить не превышение потоками критического значения. На втором этапе проводились расчеты напряженно-деформированного состояния корпуса,

в ходе которых подтверждалось сохранение несущей способности корпуса.

Отметим, что приведенные в этих работах обоснования возможности удержания расплава в корпусе реактора не учитывали динамику формирования ванны расплава на днище корпуса, взаимное влияние излучения с поверхности расплава и элементами а.з. и некоторые другие факторы.

Целью данной работы являлось выполнение самосогласованного анализа, в котором бы расчет удержания расплава производился совместно с расчетом разрушения а.з. с более реалистической моделью поступления материалов из а.з. в нижнюю камеру смешения (НКС), а взаимодействие ванны расплава с вышележащими областями осуществлялось на основе обратной связи между модулями – элементами объединенного кода, описывающими, соответственно, расплав и область над ним.

В качестве программного средства для проведения этих расчетов взят код РАТЕГ/СВЕЧА/ГЕФЕСТ, разработанный коллективом авторов ВНИИЭФ, ИБРАЭ РАН, СПБАЭП и РНЦ "Курчатовский институт" при поддержке Московского АЭП и ОКБ "Гидропресс" [3 – 7].

Тяжелоаварийный код улучшенной оценки РАТЕГ/СВЕЧА/ГЕФЕСТ позволяет на разных фазах развития запроектной аварии самосогласованно описывать динамику разогрева и разрушения а.з. и внутрикорпусных устройств (ВКУ), теплогидравлические процессы в а.з., I и II контурах, работу систем автоматики и обеспечения безопасности, моделировать процессы формиро-

вания ванн расплава, их перемещения в НКС, удержания расплава на днище корпуса с учетом различных механизмов его разрушения. Составные части кода (пакеты):

- РАТЕГ предназначен для моделирования пол-

ноконтурной двухжидкостной теплогидравлики,

- СВЕЧА моделирует процессы разрушения а.з. на внутрикорпусной стадии тяжелой аварии,
- ГЕФЕСТ моделирует процессы поступления и удержания расплава на днище корпуса РУ.

1. Постановка задачи и исходные данные для проведения расчетов

В настоящей работе проводится анализ первой из вышеприведенных концепций: удержание расплава кориума в корпусе реактора, охлаждаемом водой. Рассматривается АЭС с РУ мощностью 1000 МВт (эл.). В качестве критерия разрушения корпуса реактора принимается условие сохранения его размеров, отвечающих геометрии РУ ВВЭР-1000.

Поскольку при консервативных исходных данных для РУ мощностью 1000 МВт возможность удержания расплава в корпусе оказывается проблематичной, авторы ставили перед собой также задачу определения той пороговой электрической мощности РУ, при которой такое удержание возможно. При проведении расчетного анализа мощность варьировалась в диапазоне 640 – 1000 МВт с сохранением расчетной конфигурации установки.

В процессе развития аварии а.з. осушается, разрушается и плавится. Расплав перемещается в нижележащие области и в определенный момент приходит в соприкосновение с корпусом реактора на достаточно протяженной границе, сосредотачиваясь на днище. Основным параметром, задающим темп разрушения корпуса и определяющий возможность удержания расплава внутри корпуса, – мощность остаточного тепловыделения в кориуме на момент контакта расплава со стенкой корпуса реактора. Поскольку остаточное тепловыделение монотонно убывает во времени, максимальный его уровень на момент контакта характерен для аварий с большими течами в I контуре, где осушение а.з. происходит наиболее быстро. Поэтому для анализа выбран сценарий аварии с течью Ду 346, соответствующий разрыву дыхательного трубопровода компенсатора давления (КД). Сценарием в основном определяется ход событий внутри корпуса.

Граничные условия охлаждения на внешней поверхности корпуса задавались, исходя из следующих представлений. Концепция удержания расплава внутри корпуса реактора предполагает

охлаждение корпуса непроточной водой с наружной стороны. При отсутствии кризиса кипения на наружной поверхности, т.е. когда максимальное значение потока тепла из корпуса ниже, чем критическое значение для данного места границы, теплоотвод кипящей водой достаточно интенсивен, и для точек с координатами (r, z) на наружной поверхности корпуса реактора возможно задание граничного условия первого рода: $T(r, z) = T_s$ с граничной температурой T_s , превышающей температуру насыщения на 5÷10 градусов при давлении в теплообменнике. В работе [8] исследована возможность существования кризиса кипения на внешней поверхности корпуса реактора и определены критические значения плотности теплового потока. Распределение потока тепла на наружной поверхности корпуса контролировалось при выполнении расчета.

При задании тепловыделения учитывалось следующее обстоятельство. После прекращения цепной реакции деления в а.з. остаточное энерговыделение определяется распадом радионуклидов, наработанных в штатном режиме. Факторами, определяющими уровень остаточного энерговыделения, являются величина номинальной мощности и время работы на этой мощности, поскольку от этого зависит количество и состав радионуклидов, наработанных за время с начала кампании реактора. Для консервативных оценок время работы до аварии берется равным времени кампании, а вырабатываемая при этом мощность соответствует номинальной. Принимаемая в соответствии с этим кривая временного хода остаточного энерговыделения отвечала реактору ВВЭР-1000. В процессе расчета распределение энерговыделения меняется вследствие перемещения топлива, к которому в расчете привязывается пространственное распределение источников тепла. При переходе на другую номинальную мощность амплитуда кривой остаточного тепловыделения пропорционально снижается.

2. Расчетная схема для установки РУ В-428

Теплогидравлический модуль РАТЕГ базируется на численном методе конечных элементов, применяемом для расчета гидравлических сетей в большинстве ныне используемых программных средств. Модель конструкции состоит из типовых элементов,

моделирующих узлы конструкции, обладающих соответствующими функциональными характеристиками и связанных соответствующим образом.

Все описываемые ниже расчеты проводились в рамках одной модели, отвечающей проекту РУ В-428

с номинальной электрической мощностью 1000 МВт. Как указывалось выше, при исследовании режима удержания расплава в той же геометрии также проведены расчеты для номинальной мощности 640, 820 и 900 МВт. Расчетная схема разбиения конструкций реактора на элементы ("объемы") показана на рис. 1. Расположение и величина объемов модели РУ отвечают расположению и геометрии РУ В-428 [9]. В модели принята трехпетлевая схема. Две неповрежденные петли №№ 2 и 3 моделируются как одна петля с параметром кратности два, первая петля и петля с КД моделируются отдельно.

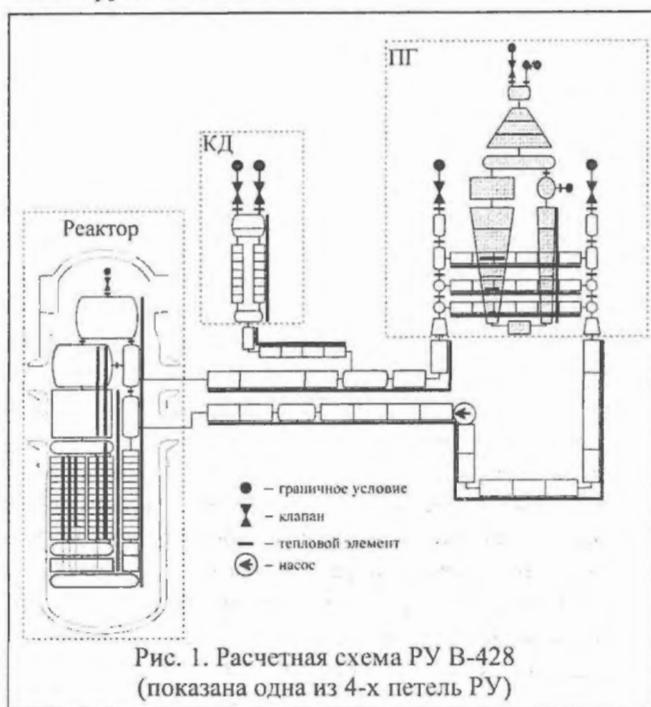


Рис. 1. Расчетная схема РУ В-428 (показана одна из 4-х петель РУ)

Расчетная теплогидравлическая модель РУ включает в себя следующие элементы:

- корпус реактора, состоящий из зоны входных патрубков (1 камера смешения (КС) РАТЕГ), опускного участка (2 теплогидравлических канала (ТК) РАТЕГ), НКС (2 КС, 1 ТК), а.з. (3 ТК, включая байпас), верхней камеры (2 КС, 1 ТК), зоны выходных патрубков (1 КС);
- ГЦТ (без парогенераторов) – моделируется 2-мя КС и 10-ю ТК в каждой петле;
- I контур парогенератора каждой петли – моделируется 8-ю КС (по 4 на каждый коллектор) и 3-мя ТК (трубные пакеты);

3. Особенности процессов на стадии разрушения а.з.

Сценарий аварии с течью Ду 346 относится к разряду "большая течь" и обладает соответствующими чертами. Так, в рассматриваемых расчетах происходят значительный выход теплоносителя в течь и резкое снижение давления в I контуре реактора. Отметим, что темп снижения уровня

- система компенсации давления I контура, подключенная к 4-ой петле, – состоит из дыхательного трубопровода (2 ТК) и корпуса КД (2 КС, 2 ТК);
- пассивная часть САОЗ – 4 ГЕ САОЗ моделируются 2-мя граничными условиями с кратностью 2 с соединительными трубопроводами (2ТК);
- система аварийного газоудаления.

Расчеты процессов в нижней части реактора проводились с помощью модуля ГЕФЕСТ, численная модель которого базируется на приближении сплошной среды. Расчетная конфигурация подбласти модели строится таким образом, чтобы она в максимальной степени соответствовала фактической геометрии подконструкций. Расчетная конфигурация с разбиением на подбласти показана на рис. 2. Основное разбиение отвечает следующим узлам нижней части реактора:

- нижняя часть корпуса реактора;
- подвесная корзина шахты (ПКШ);
- опорные трубы ТВС;
- пустое пространство, первоначально заполненное водой, а после ее испарения заполняемое материалом, перемещающимся из а.з.

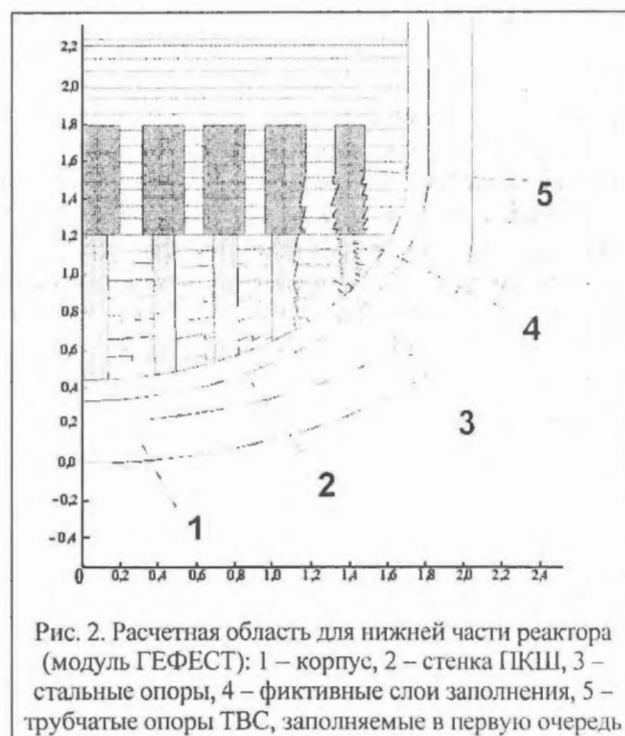


Рис. 2. Расчетная область для нижней части реактора (модуль ГЕФЕСТ): 1 – корпус, 2 – стенка ПКШ, 3 – стальные опоры, 4 – фиктивные слои заполнения, 5 – трубчатые опоры ТВС, заполняемые в первую очередь

теплоносителя в а.з. зависит также от номинальной мощности РУ (рис. 3а).

После снижения уровня теплоносителя и оголения поверхности твэлов циркониевые оболочки разогреваются, и при достижении температурой величины 900 °С начинается генерация водорода

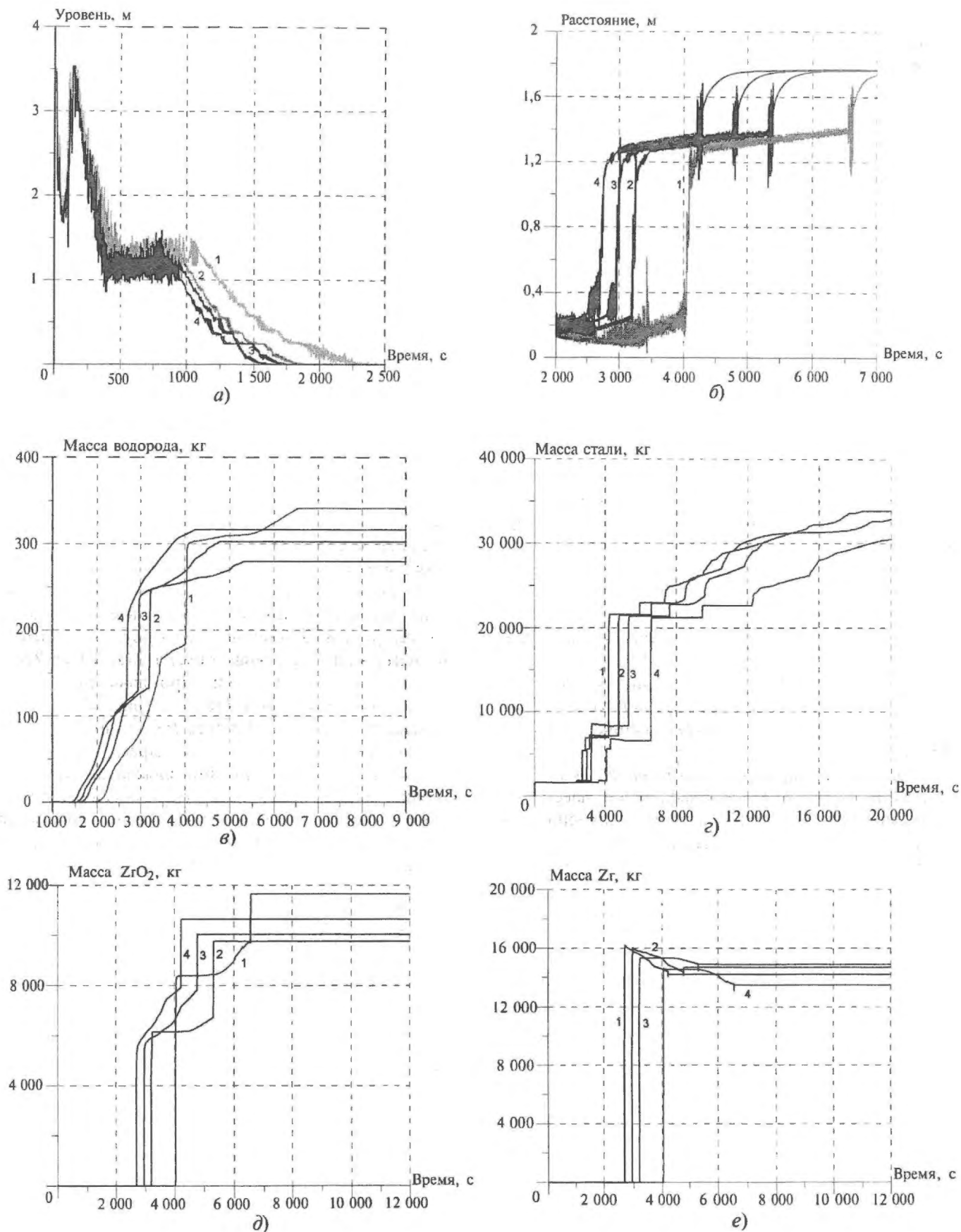


Рис. 3. Изменение режимных параметров (а) – уровень в а.з., б) – расстояние от низа обогреваемой части а.з. до положения уровня в НКС, в) – выход водорода из Zr; поступление в НКС г) – стали, д) – ZrO₂, е) – Zr) для аварий с течью Ду 346 при номинальной мощности: 1 – 640 МВт, 2 – 820 МВт, 3 – 900 МВт, 4 – 1000 МВт

за счет парациркониевой реакции. В этот период основным источником пара для поддержания реакции служит кипение в НКС за счет остаточного тепла металлических конструкций ПКШ.

При повышении температуры хвостовиков ТВС выше точки плавления стали начинается их разрушение. Попадание расплавленного материала в воду, остающуюся в нижней части корпуса, вызывает рост расхода пара через а.з. и интенсификацию парациркониевой реакции. Как видно из рис. 3б, моменту начала поступления материала из а.з. в НКС соответствует резкое снижение уровня воды в НКС за счет выпаривания части воды. Для разных мощностей реактора время начала поступления материала а.з. в НКС составляет от 2 500 до 4 000 с. Динамика поступления рас-

плава в НКС также зависит от остаточного тепловыделения в реакторе, которое пропорционально номинальной мощности (рис. 3г – е).

На рис. 3в показан общий выход водорода за счет парациркониевой реакции. Как видно из графика, выход водорода максимален для аварии при номинальной мощности 640 МВт, однако разброс значений невелик. Степень окисления циркония для рассматриваемых аварий составляет 41, 36, 35, 38 % для мощностей 640, 820, 900, 1000 МВт, соответственно.

Характеризуя динамику поступления материалов в НКС, можно сделать вывод, что времена поступления порций расплава увеличиваются с уменьшением номинальной мощности РУ, общее количество материала изменяется незначительно.

4. Анализ процессов деградации конструкций НКС

В соответствии с принимаемым сценарием центрального разрушения а.з. основные события при поступлении материала а.з. в нижнюю часть реактора и разрушении конструкций НКС и корпуса следующие [7]:

- разрушение хвостовиков ТВС и начало поступления материала из а.з. в НКС. Первые порции попадают внутрь трубчатых опор ТВС при еще неразрушенной опорно-дистанционирующей решетке (ОДР);
- разрушение ОДР и массивованное поступление расплава первоначально внутрь ПКШ;
- разрушение ПКШ, контакт расплава с корпусом реактора;
- плавление корпуса и выход на стационарное состояние, когда все тепловыделение материала, находящегося в НКС, уносится излучением и снимается через корпус охлаждающей водой.

Динамика разрушения конструкций НКС рас-

смотрена здесь на примере расчета для РУ мощностью 1000 МВт. Поступление материалов в НКС начинается через 2 680 с после начала аварии. Примерно через 30 с опоры ТВС полностью заполняются приходящим кориумом (рис. 4а), в основном это Zr с небольшой примесью ZrO_2 и стали хвостовиков ТВС. На момент времени 4 210 с проплавляется опорная плита, и все пространство внутри ПКШ заполняется кориумом. К этому моменту в НКС поступают 69,7 т UO_2 , 10,6 т ZrO_2 , 14,2 т Zr и 18,3 т стали. Проплавление стенки ПКШ происходит на 5 730-ой с (рис. 4б). Спустя примерно 7 часов в корпусе РУ устанавливается квазистационарное состояние. Времена, характеризующие этапы деградации элементов НКС для различных уровней мощности, приведены в таблице, а на рис. 5 представлены поля температур для РУ различной мощности на момент достижения квазистационарного состояния.

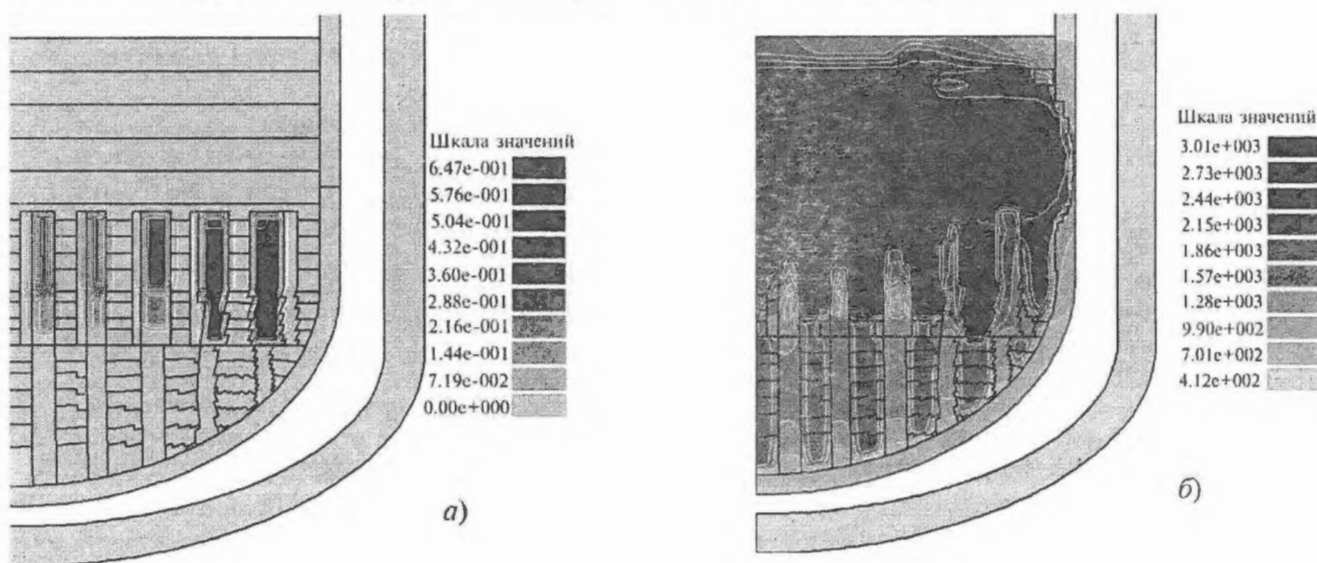


Рис. 4. Этапы деградации НКС:

а) – массовая доля Zr на момент заполнения опор ТВС, б) – поле температур на момент разрушения ПКШ

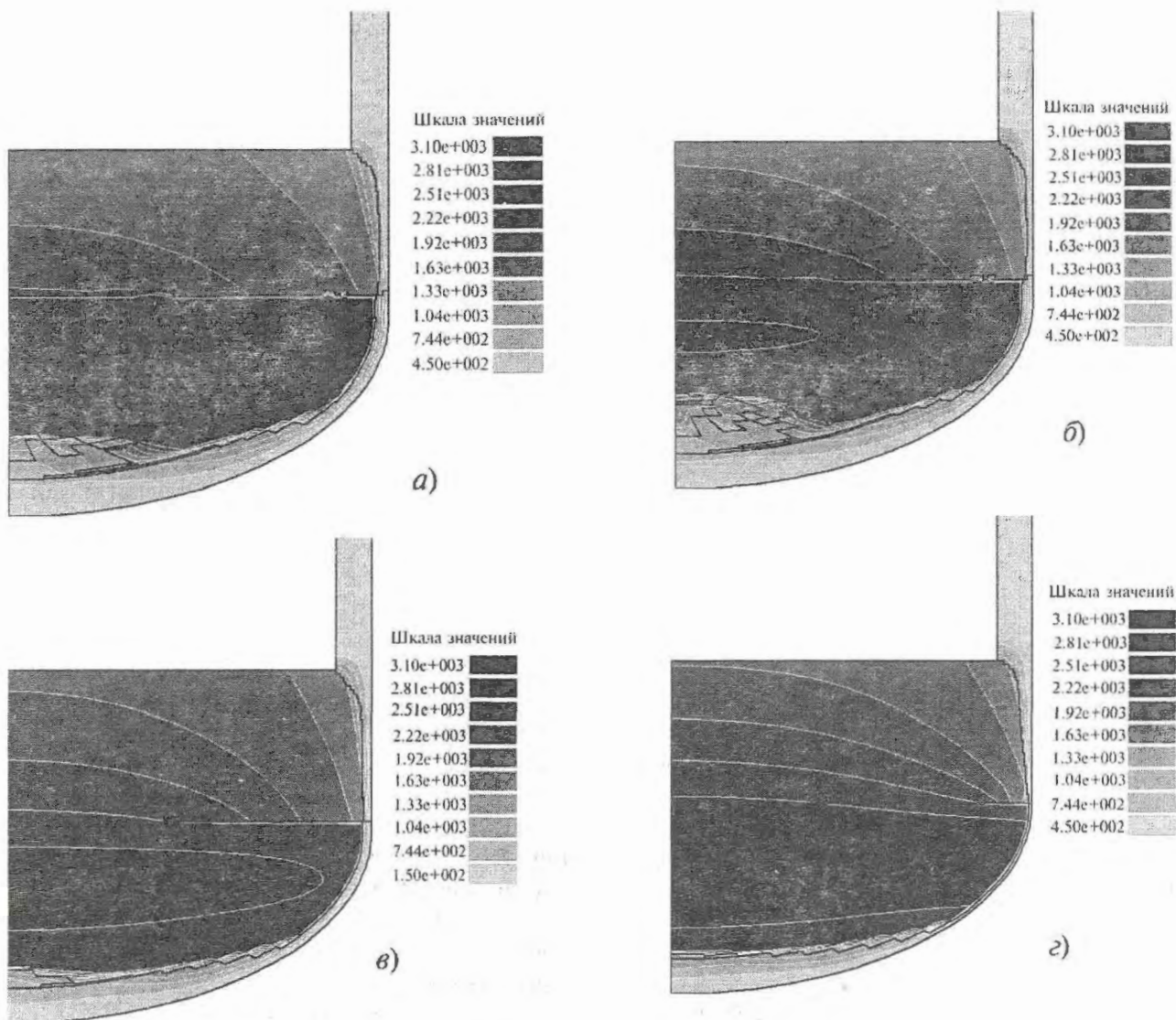


Рис. 5. Поле температур РУ различных мощностей на момент квазистационарного состояния, К:
 а) – 640 МВт, б) – 820 МВт, в) – 900 МВт, г) – 1000 МВт

Т а б л и ц а этапов деградации элементов НКС для различных уровней мощности

Продолжительность этапов аварии	Мощность РУ, МВт			
	640	820	900	1000
Первое поступление материалов в НКС, с	4 015	3 190	2 940	2 680
Заполнение опор ТВС, с	4 050	3 220	2 970	2 710
Проплавление опорной плиты, с	6 550	5 320	4 770	4 210
Проплавление ПКШ, с	9 120	7 390	6 380	5 730
Достижение квазистационарного состояния, с	30 260	28 900	27 700	25 200
Состав коринга на момент квазистационарного состояния:				
UO ₂	79,7	79,7	79,7	79,7
ZrO ₂	11,7	9,8	10,0	10,6
Zr	13,5	14,9	14,8	14,2
Сталь	88,9	87,0	95,9	100,7
Минимальная толщина стенки корпуса РУ, мм	55	37	45	18

Из таблицы видно, что с увеличением мощности РУ деградация конструкций НКС происходит быстрее. Кроме того, при большем энерговыделении в расплаве уменьшается остаточная стационарная толщина стенки корпуса. Влияние номи-

нальной мощности РУ на остаточную толщину стенки корпуса, которая берется в самом тонком месте, характеризует рис. 6, на котором также представлены результаты, полученные при анализе чувствительности, когда изменялись параметры

расчета, влияющие на количество приходящей из а.з. в НКС стали. Результаты расчетов группируются с максимальным разбросом в 15 % и показывают общую тенденцию к уменьшению остаточной толщины стенки при увеличении номинальной мощности реактора.

Минимальный коэффициент запаса до кризиса (отношение локального теплового потока к критическому) во всех расчетах наблюдался на вертикальной стенке в области границы раздела металлической и оксидной частей кориума. Для РУ мощностью 640, 820, 900 и 1000 МВт максимальный тепловой поток со стенки корпуса составляет 0,65, 0,85, 0,95 и 1,3 МВт/м², соответственно. Для РУ мощностью выше 900 МВт не обеспечивается достаточный запас до кризиса кипения, поэтому гарантировать удержание расплава внутри корпуса невозможно.

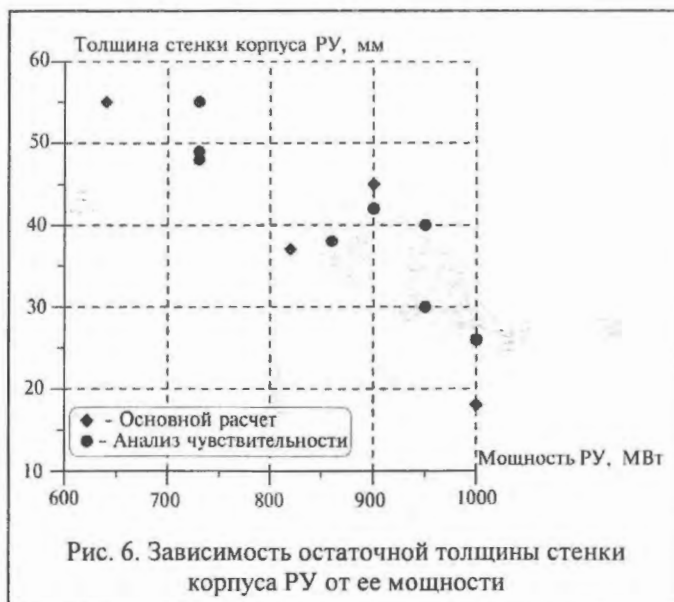


Рис. 6. Зависимость остаточной толщины стенки корпуса РУ от ее мощности

5. Анализ напряженно-деформированного состояния корпуса РУ

После проведения расчета по коду РАТЕГ/СВЕЧА/ГЕФЕСТ для выбранных вариантов мощности РУ выполнен прочностной расчет нижней части корпуса реактора. Для анализа прочности корпуса реакторов различной мощности на стадии удержания расплава проведена серия расчетов с использованием программы ANSYS [10].

Для расчета применялась конечно-элементная модель корпуса реактора, импортированная из исходных данных кода РАТЕГ/СВЕЧА/ГЕФЕСТ. Для учета проплавления модель корпуса реактора была модифицирована путем удаления конечных элементов в области расплавления металла.

На геометрическую модель корпуса реактора, поврежденного плавлением, прикладывалась тепловая нагрузка и механическая, связанная с весом кориума и корпуса реактора.

Расчеты выполнялись в двумерной осесимметричной постановке. Используемые в модели конечные элементы позволяют моделировать большие деформации. Для моделирования пластического течения материала использовалась модель мультилинейного изотропного упрочнения. Механические свойства материала заданы с учетом зависимости от температуры. Для этого использовались экспериментальные значения свойств корпусной стали, полученные в НИТИ при высоких значениях температуры.

В работе [11], посвященной анализу процессов пластичности и ползучести в корпусах реакторов

PWR (Германия, Франция), показано, что ползучесть в корпусе возникает только при одновременном наличии высоких температур (> 600 °С) и высокого избыточного давления (> 1 МПа), поскольку нагрузки от веса и температуры недостаточно для начала процесса ползучести. В нашей задаче присутствует только нагрузка весом и высокой температурой. Избыточное давление отсутствует в соответствии со сценарием тяжелой аварии. Поэтому ползучесть металла корпуса реактора в расчете не учитывалась.

Результаты расчетов напряженно-деформированного состояния, проведенных для РУ мощностью 640, 820, 900 и 1000 МВт, показали следующее. Для РУ мощностью 640, 820 и 900 МВт в области наибольшего проплавления стенки корпуса наблюдаются пластические деформации от 0 до 4,5 % (рис. 7). Наличие зоны нулевых пластических деформаций в наиболее поврежденном сечении стенки подтверждает корректность предположения об отсутствии ползучести, так как процесс ползучего деформирования начинается в металле после начала пластических деформаций во всем сечении [11].

Для РУ мощностью 1000 МВт расчеты показывают, что пластические деформации имеют место во всем сечении наиболее проплавленной области стенки. Это не позволяет говорить об отсутствии ползучего деформирования. Поэтому для РУ мощностью 1000 МВт невозможно гарантировать удержание расплава в корпусе.

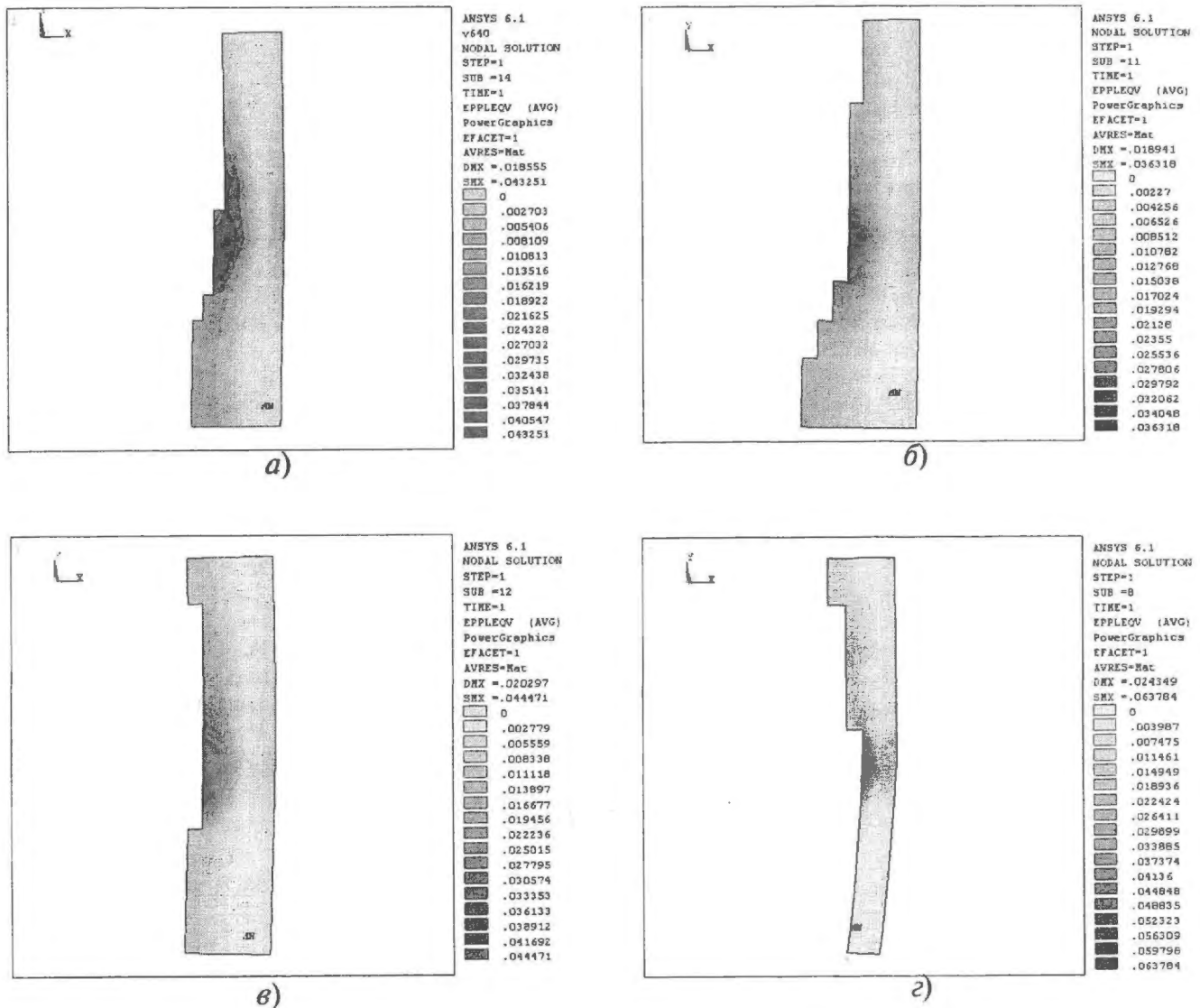


Рис. 7. Распределение пластических деформаций для различных мощностей РУ для квазистационарного состояния: а) – 640 МВт, б) – 820 МВт, в) – 900 МВт, з) – 1000 МВт

Заключение

Несмотря на то, что выполненные прочностные расчеты подтвердили сохранение целостности корпуса для РУ мощностью 900 МВт, удержание в корпусе не может быть гарантировано, поскольку не обеспечивается достаточный запас до кризиса кипения. Для реакторов большой мощности целе-

сообразно использование устройств внекорпусной локализации аварии (“ловушки” кориума). Как показали расчеты, максимальное значение электрической мощности установки, при котором возможно удержание расплава внутри корпуса реактора, составляет величину 820 МВт.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Kymalainen O., Tuomisto H., Theofanous T.G. In-vessel retention of corium at Loviisa plant. Nuclear Engineering and Design. 169. 1997. – P. 109 – 130.
2. Theofanous T.G., Lui C., Additon S., Angelini S., Kymalainen O., Salmassi T. In-vessel coolability and retention of a core melt. Nuclear Engineering and Design. 169. 1997. – P. 1 – 48.

3. Безлепки В.В., Кухтевич В.О., Сидоров В.Г., Васильев А.Д., Киселев А.Е., Кобелев Г.В., Семенов В.Н., Стрижов В.Ф., Воронова О.А., Данилов Ю.Ф., Самигулин М.С., Девкин А.С., Проклов В.Б., Пылев С.С., Томащук Д.Ю. Состояние разработки кода РАТЕГ/СВЕЧАЛГЕФЕСТ для описания процессов деградации активной зоны при тяжелых авариях.// Сб. тру-

дов II Всеросс. научно-практич. конф. "Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР", г. Подольск, 19 – 23 ноября 2001 г.

4. *Онуфриенко С.В., Кухтевич И.В., Безлепкин В.В., Сидоров В.Г., Киселев А.Е., Стрижов В.Ф., Самизулин М.С., Проклов В.Б., Томащук Д.Ю.* Анализ процессов в активной зоне реактора ВВЭР-1000 при тяжелых авариях с применением отечественного интегрального кода РАТЕГ/СВЕЧА/ГЕФЕСТ.// Атомное энергомашиностроение. Труды ЦКТИ, вып. 282, 2002. – С. 89 – 100.

5. *Васильев А.Д., Киселев А.Е., Кобелев Г.В., Стрижов В.Ф., Воронова О.А., Данилов Ю.Ф., Самизулин М.С., Проклов В.Б., Пылев С.С., Томащук Д.Ю.* Объединенный код улучшенной оценки РАТЕГ/СВЕЧА: архитектура, верификация и предварительные результаты моделирования внутрикорпусной стадии запроектных аварий на АЭС с РУ ВВЭР-1000.// Сб. трудов научно-практич. семинара "Вопросы безопасности АЭС с ВВЭР. Том I. Исследования процессов при запроектных авариях с разрушением активной зоны". – СПб.: 2000. – С. 87 – 104.

6. *Игнатъев А.И., Киселев А.Е., Семенов В.Н., Стрижов В.Ф., Филиппов А.С.* ГЕФЕСТ: численное моделирование процессов в нижней части реактора ВВЭР при тяжелой аварии. Препринт ИБРАЭ № ИВРАЭ-2003-13 М., 2003.

7. *Киселев А.Е., Семенов В.Н., Стрижов В.Ф., Филиппов А.С., Фокин А.С.* ГЕФЕСТ: модели теплообмена с паром и перемещения материалов в НКС реактора ВВЭР при тяжелой аварии. Препринт ИБРАЭ № ИВРАЭ-2003-14 М., 2003.

8. *Исследование* кризиса теплообмена на наружной поверхности корпуса ВВЭР-640 и экспериментальные исследования взаимодействия расплава кориума с корпусной сталью. Т97-3.

9. *Установка* реакторная В-428. Перечень исходных данных для теплогидравлических расчетов. Отчет ОКБ "Гидропресс", 1999.

10. *Ansys 6.1* Documentation, Ansys Inc. 2002.

11. *Willschuetz H.G., Altstadt E., Sehgal B.R., Weiss F.H.* Simulation of creep tests with French or German RPV-steel and investigation of a RPV-support against failure. Annals of nuclear energy. 30. 2003. – P. 1033 – 1063.

Статья поступила в редакцию 10 октября 2003 г.
Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2003, вып. 4, с. 20 – 28.

УДК 621.039

Экспериментальное исследование нестационарного температурного поля в теплопередающей стенке парогенерирующего канала при пульсациях расхода рабочего тела

С.М. Дмитриев, А.А. Востриков, Т.С. Дмитриева, И.Г. Скобелева, Д.В. Спиридонов,
Нижегородский государственный технический университет, 603600, Н.Новгород, ул. Минина, 24

Приведены результаты экспериментального исследования температурного состояния теплопередающей поверхности парогенерирующего канала с двусторонним обогревом при пульсациях расхода рабочего тела. Получены расчетные зависимости интенсивности температурных пульсаций в теплопередающей стенке от амплитуды пульсаций расхода и средней массовой скорости рабочего тела.

EXPERIMENTAL RESEARCH OF NON-STATIONARY TEMPERATURE FIELD IN A HEAT TRANSFER SURFACE OF THE STEAM GENERATING CHANNEL AT PULSATION OF THE CHARGE OF A WORKING BODY. S.M. DMITRIEV, A.A. VOSTRICOV, T.S. DMITRIEVA, I.G. SKOBELEVA, D.V. SPIRIDONOV. The results of experimental research of temperature state of heat transfer surface of steam generating element with two-side heat at pulsation of working environs charge were illustrated. The calculational dependences of temperature pulsations intensiveness in heat transfer surface from pulsation charge amplitude and average mass rate of working environs were obtained.

Процессы теплообмена в парогенерирующих элементах (ПГЭ) прямоточных парогенераторов могут проходить в нестационарных режимах работы. Специфические условия нестационарных режимов непосредственно сказываются на процессах парообразования и, следовательно, на температурном состоянии ПГЭ. Основными возмущающими факторами в парогенераторах являются тепловая нагрузка, энтальпия рабочей среды, ее расход, давление. Среди указанных выше возмущений следует особо выделить нестационарные режимы, связанные с пульсациями расхода рабочего тела.

Пульсации расхода в ПГЭ прямоточных парогенераторов имеют место при межканальной неустойчивости (МКН), которая неизбежно возника-

ет при снижении тепловой нагрузки (паропроизводительности) парогенератора. Известные методы устранения МКН (выбор режимных параметров, дросселирование) не могут обеспечить отсутствие МКН во всем диапазоне режимов работы ЯЭУ. Вследствие этого ПГЭ парогенераторов при малой паропроизводительности работают в области МКН с характерными для каждого режима статистическими характеристиками пульсаций расхода питательной воды (амплитудой, частотой, эффективным периодом). Эти колебания приводят к колебаниям температуры парогенерирующей поверхности, что в конечном итоге определяет ее долговечность и ресурс и может вызвать усталостное разрушение парогенерирующего канала из-за переменных термических напряжений.

1. Экспериментальный стенд и методики исследований

Экспериментальные исследования температурного состояния теплопередающей стенки парогенерирующего канала проводились на теплофизическом стенде ФТ-80, предназначенном для исследования тепломассообмена, теплогидравлических и ресурсных характеристик ПГЭ и представляющем собой три гидравлически замкнутых контура. По I контуру стенда циркулирует теплоноситель, по II – рабочее тело, по III – техническая вода.

Объектом испытаний на стенде являются экспериментальные модели прямоточных ПГЭ с двусторонним обогревом [1, 2]. Общая длина модели

составляет 2 940 мм. Длина активной части теплообменной поверхности, изготовленной из титанового сплава, составляет 2 480 мм. Модели состоят из верхнего и нижнего коллекторов, прочного кожуха, наружной трубы, внутренней спирально навитой трубы.

Для исследования температурного состояния теплопередающей поверхности ПГЭ на стенде установлены конструктивно идентичные модели двух типов, отличающиеся количеством и местоположением термоэлектрических преобразователей. Датчики температуры располагаются в раз-

личных комбинациях по сечению канала. В качестве датчиков температуры используются хромель-копелевые микротермопреобразователи, изготовленные из кабеля КТМС в нержавеющей капилляре с индивидуальной градуировочной характеристикой (погрешность градуировки – $\pm 0,2$ °С). Для уменьшения показателя тепловой инерции термопреобразователей хромель-копелевый спай выполнен на поверхности нержавеющей капилляра, а чувствительная часть датчика прокатана до диаметра 0,5 мм. Первая экспериментальная модель была оснащена 52-мя термопреобразователями, измеряющими температуру стенки, а вторая – 58-ью.

Регистрация и оперативная обработка информации, получаемой системой теплотехнического контроля стенда, осуществляются измерительно-вычислительным комплексом на базе ЭВМ, входящей в его состав.

2. Анализ результатов экспериментальных исследований

Известно, что при постоянном расходе рабочего тела в теплопередающей стенке имеют место пульсации температуры, обусловленные кризисными явлениями на участке ухудшенного теплообмена [3, 4].

Результаты экспериментальных исследований показали, что наиболее значительные по величине температурные пульсации в стенке развиваются в конце испарительного участка (на участке ухудшенного теплообмена) и на экономайзерном участке. Спектр температурных пульсаций теплообменной поверхности ПГЭ ограничен частотой 2 Гц. Основная мощность спектра расположена на частотах 0,3 – 0,8 Гц. Причем величина температурных пульсаций в стенке на участке ухудшенного теплообмена и экономайзерном участке ПГЭ даже при одних и тех же режимных параметрах и вели-

Методика исследования температурного состояния теплопередающей поверхности ПГЭ состоит в следующем: с помощью генератора искусственных возмущений расхода (пульсатора) питательной воды на входе в единичный ПГЭ, оснащенный необходимым количеством термопар, создаются вынужденные гармонические колебания расхода с различной частотой и амплитудой. Фиксируя временные реализации температурных полей и расхода питательной воды, находятся их спектральные характеристики.

Экспериментальные исследования температурного состояния проведены в следующем диапазоне параметров рабочего тела: массовая скорость $\rho w = 50 \dots 450$ кг/м²·с, давление питательной воды $P = 2,5 \dots 7$ МПа, амплитуда пульсаций расхода питательной воды $A = 0 \dots 100$ %, частота пульсаций расхода $f = 0 \dots 2$ Гц.

чинах пульсаций расхода различна. Различно также и влияние амплитуды пульсаций расхода питательной воды на величину температурных пульсаций в стенке на этих участках.

На рис. 1,а и 1,б представлены отдельные примеры спектров температурных пульсаций, полученных для участка ухудшенного теплообмена и для экономайзера. Из графиков видно, что пульсации температуры стенки на экономайзере обусловлены пульсациями расхода (рис. 1,б), а на участке ухудшенного теплообмена спектр температурных пульсаций более размыт, и можно выделить две доминирующие гармоники, первая из которых соответствует частоте пульсаций расхода, а вторая обусловлена пульсациями, вызванными кризисом теплоотдачи II рода.

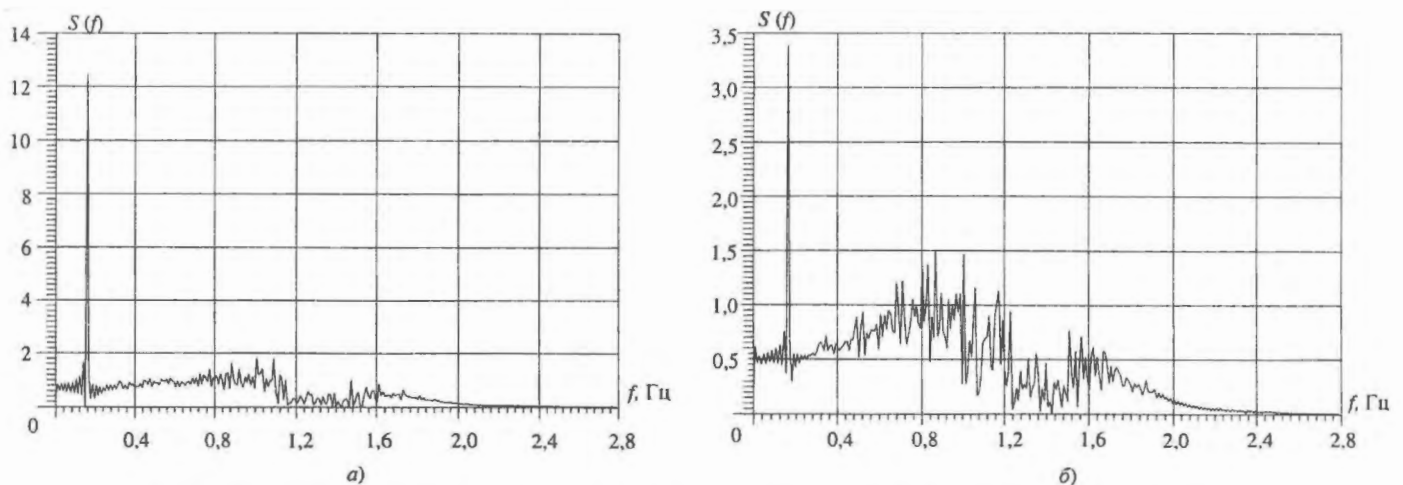


Рис. 1. Функции спектральной плотности при массовой скорости рабочего тела $\rho w = 115$ кг/м²с, частоте $f = 0,2$ Гц и амплитуде пульсаций расхода рабочего тела $A = 0,25$:

- а) – пульсаций температуры теплообменной поверхности на экономайзерном участке;
 б) – пульсаций температуры теплообменной поверхности на участке ухудшенного теплообмена;

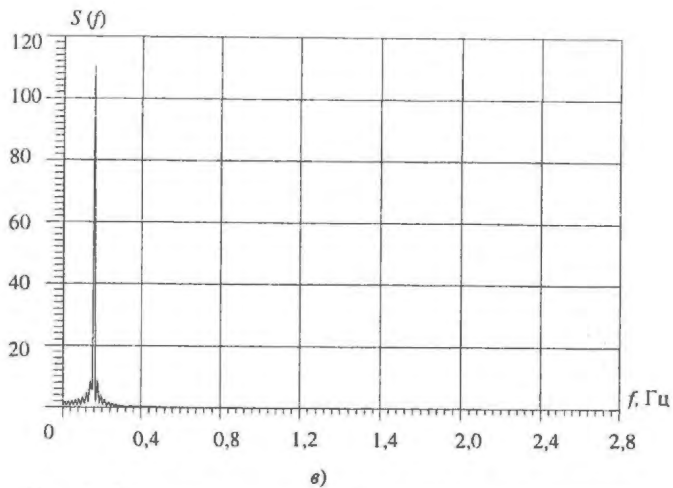


Рис. 1. Функции спектральной плотности при массовой скорости рабочего тела $\rho_w = 115 \text{ кг/м}^2\cdot\text{с}$, частоте $f = 0,2 \text{ Гц}$ и амплитуде пульсаций расхода рабочего тела $A = 0,25$: в) – пульсаций расхода рабочего тела

Рассмотрим статистические характеристики температурных пульсаций в стенке и их зависимость от режимных параметров на каждом из этих характерных участков.

Исследования показали, что не только спектральный состав, но и распределение плотности вероятности пульсаций температуры в стенке на экономайзере целиком определяется пульсациями расхода питательной воды.

Обобщенная зависимость интенсивности температурных пульсаций в стенке, отнесенной к температурному напору на начальном участке экономайзера $\Delta T_{\text{эк}} = T_2 - t_{\text{пв}}$, от амплитуды пульсаций расхода и массовой скорости рабочего тела представлена на рис. 2.

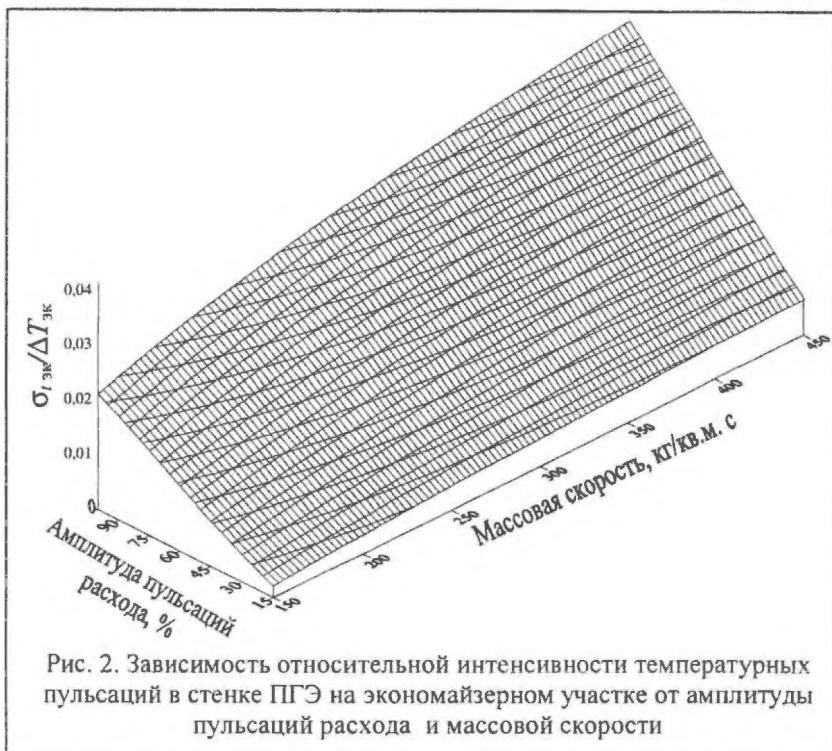


Рис. 2. Зависимость относительной интенсивности температурных пульсаций в стенке ПГЭ на экономайзерном участке от амплитуды пульсаций расхода и массовой скорости

Как видно, интенсивность температурных пульсаций в стенке ПГЭ на экономайзерном участке возрастает с увеличением амплитуды пульсаций расхода, а наклон этой зависимости тем больше, чем выше массовая скорость рабочего тела. При постоянной амплитуде пульсаций расхода интенсивность температурных пульсаций с увеличением среднего расхода возрастает. Причем эта зависимость тем сильнее, чем больше амплитуда пульсаций расхода.

В исследованном диапазоне массовых скоростей рабочего тела ($\rho_w = 50 \dots 450 \text{ кг/м}^2\cdot\text{с}$) и температурных напоров $\Delta T_{\text{эк}} = 200 \dots 250 \text{ }^\circ\text{C}$ опытные данные обобщаются следующей зависимостью:

$$\sigma_{T_{\text{эк}}} / \Delta T_{\text{эк}} = (-0,556 - 2,09 \cdot 10^{-3} A + 1,627 \cdot 10^{-4} A^2 - 8,277 \cdot 10^{-7} A^3 + 5,582 \cdot 10^{-3} \rho_w + 1,149 \cdot 10^{-4} A \rho_w - 8,762 \cdot 10^{-9} A^2 \rho_w - 1,595 \cdot 10^{-5} (\rho_w)^2 - 8,829 \cdot 10^{-8} (\rho_w)^2 A + 1,553 \cdot 10^{-8} (\rho_w)^3) \cdot 10^{-2}. \quad (1)$$

Обобщенная зависимость относительной интенсивности температурных пульсаций на участке ухудшенного теплообмена в стенке $\sigma_{T_{\text{ух}}} / \Delta T_{\text{ух}}$ от амплитуды пульсаций расхода при различных средних массовых скоростях представлена на рис. 3.

Как видно, зависимость интенсивности температурных пульсаций в стенке от амплитуды пульсаций расхода питательной воды имеет ряд свойств, общих для всего исследуемого диапазона параметров. На этой зависимости можно выделить два характерных участка. На первом участке при увеличении амплитуды пульсаций расхода от $A \sim 0$ до $A = A_{\text{гр}}$ происходит сильное увеличение интенсивности температурных пульсаций в стенке. Дальнейшее увеличение амплитуды пульсаций расхода, вплоть до $A = 100 \%$, приводит к относительно слабому увеличению интенсивности температурных пульсаций в стенке.

Переход от первого участка ко второму характерному участку этой зависимости происходит в некотором интервале амплитуды пульсаций расхода, который можно характеризовать величиной $A_{\text{гр}}$. Значение $A_{\text{гр}}$ смещается в сторону больших амплитуд с увеличением температурного напора $\Delta T_{\text{ух}}$ и массовой скорости ρ_w и находится в интервале от $A = 10 \dots 15 \%$ для $\Delta T_{\text{ух}} = 60 \text{ }^\circ\text{C}$, $\rho_w = 50 \text{ кг/м}^2\cdot\text{с}$ до $A \sim 25 \dots 30 \%$ для $\Delta T_{\text{ух}} = 75 \text{ }^\circ\text{C}$ и $\rho_w = 150 \text{ кг/м}^2\cdot\text{с}$.

Интенсивность температурных пульсаций в стенке при постоянной амплитуде пульсаций расхода значительно зависит от температурного напора $\Delta T_{\text{ух}}$ и среднего расхода питательной воды.

При постоянной амплитуде пульсаций расхода и постоянном среднем расходе питательной воды интенсивность температурных пульсаций в стенке возрастает пропорционально увеличению ΔT_{yx} . Во всем диапазоне амплитуд пульсаций расхода с увеличением ρw относительная интенсивность температурных пульсаций в стенке ПГЭ уменьшается.

Экспериментальные данные по относительной интенсивности температурных пульсаций в стенке на участке ухудшенного теплообмена от массовой скорости и амплитуды пульсаций с погрешностью 18 % обобщаются следующей зависимостью:

$$\sigma_{t,yx} / \Delta T_{yx} = (1 + 0,124 \ln A)[0,188 - 1,595 \cdot 10^{-4} A - 1,1 \cdot 10^{-3} \rho w + 6,44 \cdot 10^{-6} A \rho w + 3,23 \cdot 10^{-6} (\rho w)^2 - 1,8 \cdot 10^{-8} A (\rho w)^2] \cdot 10^{-2} \quad (2)$$

Изменение характера зависимости интенсивности температурных пульсаций в стенке от массовой скорости при $A = 50 \dots 100 \%$ и $\rho w > 70 \text{ кг/м}^2 \cdot \text{с}$ можно объяснить следующим образом.

Поскольку интенсивность температурных пульсаций в стенке, при прочих равных условиях, определяется величиной изменения коэффициента теплоотдачи, то интенсивность температурных пульсаций в стенке будет тем больше, чем больше разность между коэффициентом теплоотдачи от стенки к кипящей пленке жидкости ($\alpha_{ж}$) и коэффициентом теплоотдачи от стенки к пару после наступления ухудшения теплоотдачи ($\alpha_{п}$).

При малых значениях массовой скорости и небольших пульсациях расхода ($A \leq 15 \%$) величина коэффициента теплоотдачи от стенки к кипящей пленке жидкости не зависит от массовой скорости потока, в то время как коэффициент теплоотдачи от стенки к пару монотонно возрастает с увеличением массовой скорости. Тем самым с увеличением массовой скорости разность ($\alpha_{ж} - \alpha_{п}$) уменьшается, что приводит к монотонному уменьшению интенсивности температурных пульсаций в стенке с ростом ρw .

При малой массовой скорости потока увеличение амплитуды пульсаций расхода до $A = 50 \dots 100 \%$ не приводит к существенному изменению характера зависимости разности ($\alpha_{ж} - \alpha_{п}$) от ρw и, следовательно, характер зависимости интенсивности температурных пульсаций в стенке от ρw сохраняется. Начиная с величины $\rho w = 70 \text{ кг/м}^2 \cdot \text{с}$, большая амплитуда пульсаций расхода $A = 50 \dots 100 \%$ может вызвать изменение характера теплоотдачи от стенки

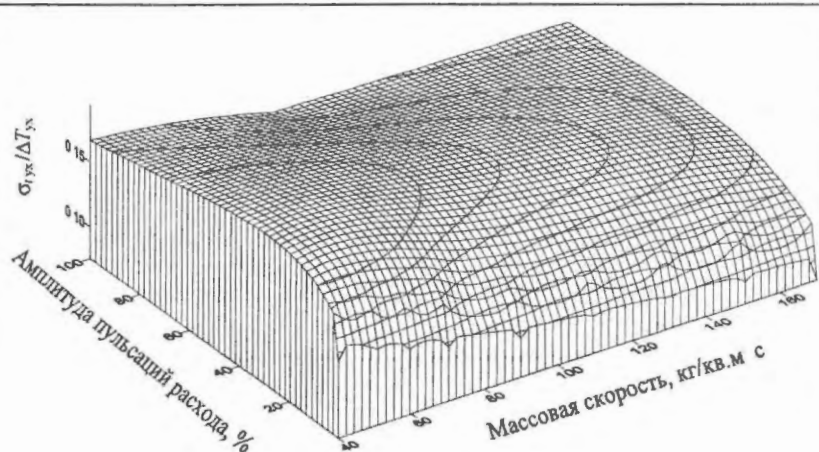


Рис. 3. Зависимость относительной интенсивности температурных пульсаций в стенке ПГЭ на участке ухудшенного теплообмена от амплитуды пульсаций расхода и массовой скорости

к пленке жидкости вплоть до смены режима теплоотдачи при пузырьковом кипении на теплоотдачу при конвективном теплообмене.

В результате коэффициент $\alpha_{ж}$ теплоотдачи от стенки к пленке жидкости так же, как и коэффициент $\alpha_{п}$ теплоотдачи от стенки к пару, с увеличением ρw возрастает, что приводит к ослаблению зависимости разности ($\alpha_{ж} - \alpha_{п}$) от ρw и, следовательно, к ослаблению зависимости интенсивности температурных пульсаций в стенке от массовой скорости.

При средней массовой скорости $\rho w > 70 \text{ кг/м}^2 \cdot \text{с}$ зависимость интенсивности температурных пульсаций в стенке от среднего расхода тем слабее, чем больше амплитуда пульсаций расхода.

Из характера распределений интенсивности температурных пульсаций по длине ПГЭ можно сделать вывод, что наибольшие по величине температурные пульсации в стенке развиваются на двух участках – на начальном участке экономайзера и на участке ухудшенного теплообмена. Причем характер распределения интенсивности температурных пульсаций по длине каждого из этих участков различен.

С увеличением среднего расхода питательной воды участок с температурными пульсациями в стенке ПГЭ в зоне ухудшенного теплообмена перемещается в соответствии с перемещением конца испарительного участка, а его протяженность несколько возрастает. При постоянном среднем расходе увеличение амплитуды пульсаций расхода приводит к некоторому возрастанию максимального значения интенсивности температурных пульсаций в стенке и к расширению области действия температурных пульсаций в стенке примерно до 600 мм.

На экономайзерном участке при отсутствии пульсаций расхода температурные пульсации в стенке практически отсутствуют. С увеличением

амплитуды пульсаций расхода интенсивность температурных пульсаций в стенке возрастает.

Сравнение интенсивности температурных пульсаций на экономайзерном участке в ПГЭ с двусторонним обогревом и в прямотрубном парогенерирующем канале позволяет сделать следующие выводы.

При более низком, относительно прямотрубного парогенерирующего канала, уровне температурных пульсаций теплообменной поверхности интенсивность температурных пульсаций в ПГЭ с двусторонним обогревом практически равномерно распределена по длине участка. При постоянном среднем расходе увеличение амплитуды пульсаций расхода приводит лишь к повышению среднего уровня пульсаций температуры в стенке при сохранении характера распределения по длине.

При прочих равных условиях интенсивность температурных пульсаций в стенке определяется температурным напором теплоносителей. Следовательно, и характер распределения интенсивности температурных пульсаций в стенке будет определяться характером изменения температурного напора по длине экономайзерного участка.

Таким образом, применение внутренней спи-

рачно навитой трубы [1] также является и эффективным средством, направленным на уменьшение величины температурных пульсаций в стенке на экономайзерном участке при пульсациях расхода питательной воды.

Сравнение интенсивности температурных пульсаций в стенке ПГЭ на участке ухудшенного теплообмена и на экономайзерном участке показывает, что зависимость интенсивности температурных пульсаций на этих участках от среднего расхода и амплитуды пульсаций расхода питательной воды различна.

Из проведенных исследований следует, что при заданных средних расходах и амплитуде пульсаций расхода $A < 80$ % интенсивность температурных пульсаций в стенке на экономайзерном участке ПГЭ с двусторонним обогревом меньше интенсивности температурных пульсаций на участке ухудшенного теплообмена. Эта разница тем существенней, чем меньше амплитуда пульсаций расхода.

Для $rw = 100$ кг/м²·с при $A > 90$ % интенсивность температурных пульсаций в стенке на экономайзерном участке становится больше интенсивности температурных пульсаций в стенке на участке ухудшенного теплообмена.

Заключение

Проведенные исследования позволяют заключить, что при малых амплитудах пульсаций расхода питательной воды определяющими являются температурные пульсации в стенке на участке ухудшенного теплообмена. Однако с увеличением среднего расхода питательной воды и амплитуд

его пульсаций интенсивность температурных пульсаций в стенке на экономайзере может превышать интенсивность температурных пульсаций на участке ухудшенного теплообмена. В этом случае определяющими являются температурные пульсации в стенке на экономайзерном участке.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Будов В.М., Дмитриев С.М. Форсированные теплообменники ЯЭУ. – М.: Энергоатомиздат, 1989.
2. Дмитриев С.М., Востриков А.А., Дмитриева Т.С., Скобелева И.Г. Влияние конструктивных особенностей и режимных параметров рабочих сред на гидродинамическую устойчивость парогенерирующих элементов с двусторонним обогревом. // ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов, 2003, вып. 3. – С. 29–33/
3. Воробьев В.А., Кириллов П.Л., Ремизов О.В. Температурный режим парогенерирующей поверхности в зоне ухудшенного теплообмена. // В сб. Теплоперенос, т. 2, ч. 1, 1972.
4. Кириллов П.Л., Турчин Н.М., Грачев Н.С. и др. Пульсации температуры в теплопередающей стенке модели ПГ с обогревом натрия. // Атомная энергия, 1983, т. 54, № 5.

Статья поступила в редакцию 18 сентября 2003 г.
Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2003, вып. 4, с. 29–33.

УДК 621.039

Оценка долговечности теплопередающей поверхности парогенерирующего элемента с двусторонним обогревом в условиях гидродинамической неустойчивости

С.М. Дмитриев, А.А. Востриков, Т.С. Дмитриева, Д.В. Спиридонов,

Нижегородский государственный технический университет, 603600, Н.Новгород, ул. Минина, 24

Предложена методика оценки долговечности теплообменной поверхности парогенерирующего элемента (ПГЭ) с двусторонним обогревом в условиях гидродинамической неустойчивости. Проведен анализ влияния массовой скорости, температурного напора и амплитуды пульсаций расхода рабочего тела на долговечность теплообменной поверхности ПГЭ на экономайзере и участке ухудшенного теплообмена.

ASSESSMENT OF DURABILITY OF A HEAT TRANSFER SURFACE OF AN STEAM GENERATING ELEMENT WITH A BILATERAL HEATING IN CONDITIONS OF HYDRODYNAMIC INSTABILITY. S.M. DMITRIEV, A.A. VOSTRICOV, T.S. DMITRIEVA, D.V. SPIRIDONOV. The assessment method of durability of heat transfer surface of steam generating element with two-sided heat in conditions of hydrodynamic instability was suggested. Influence analysis of mass rate, temperature, pressure and pulsation change amplitude of working environs on the durability of heat transfer surface of steam generating element on the economizer and section with the worst heat transfer was carried out.

Принципиально важным этапом создания ЯЭУ нового поколения является разработка проектов с интегральной компоновкой оборудования I контура. Интегральная компоновка оборудования накладывает жесткие ограничения на весогабаритные характеристики оборудования I контура и парогенератора (ПГ) в частности. Одной из перспективных конструкций высоконапряженного ПГ для ЯЭУ с интегральной компоновкой может рассматриваться теплообменный аппарат, состоящий из ПГЭ с двусторонним обогревом [1]. Данная конструкция позволяет интенсифицировать процессы теплопереноса как со стороны греющей, так и нагреваемой сред, что позволяет существенно уменьшить весогабаритные характеристики теплообменного аппарата [2].

Интегральное исполнение реакторной установки (РУ), привнося дополнительные, качественно новые возможности для повышения безопасности, оправдано только при достаточно высокой надежности и долговечности ПГ и внутриреакторного оборудования в целом.

Опыт показывает, что при оценке надежности и долговечности оборудования в этом случае кро-

ме напряжений, действующих в стационарных условиях, следует учитывать ряд дополнительных факторов. Для ПГ ЯЭУ важным дополнительным фактором оказываются переменные термические напряжения вследствие пульсаций температуры стенок парогенерирующих каналов.

Особенностью прямоточных ПГ с внутритрубным движением среды II контура является возможность возникновения межканальной неустойчивости, сопровождающейся пульсациями расхода. Основным критерием при определении допустимых пульсаций расхода служит обеспечение необходимой долговечности ПГЭ. Решение этого вопроса невозможно без знания зависимости статистических характеристик температурных пульсаций от амплитуды пульсаций расхода рабочего тела.

Таким образом, для оценки ресурсной надежности прямоточных ПГ с двусторонним обогревом становится актуальным проведение экспериментальных исследований зависимости статистических характеристик температурных пульсаций теплообменной поверхности от амплитуды пульсаций расхода среды II контура.

1. Экспериментальный стенд и методики исследований

Для представительных исследований температурного состояния и оценки долговечности ПГЭ при пульсациях расхода рабочего тела необходимо проводить испытания штатных ПГ, имеющих только им присущие пульсационные характеристики, что приводит к большим материальным затратам, учитывая при этом и большой ряд эксплуатируемых и проектируемых ЯЭУ с ПГ данного типа.

Наиболее реалистичным представляется следующий подход к оценке ресурсной надежности теплопередающей поверхности в условиях пульсаций температур. На натурной модели парогенерирующего канала исследуются нестационарные поля температур в теплопередающей стенке. Следующим этапом являются расчет статистических характеристик пульсаций температуры теплопередающей поверхности и пересчет в соответствующие характеристики температурных напряжений. И, наконец, зная характеристики температурных напряжений, производится собственно расчет долговечности теплопередающей поверхности.

Экспериментальные исследования температурного состояния теплопередающей стенки парогенерирующего канала проводились на теплофизическом стенде ФТ-80 [3], предназначенном для исследования тепломассообмена, теплогидравлических и ресурсных характеристик ПГЭ и представляющем собой три гидравлически замкнутых контура. По I контуру стенда циркулирует тепло-

носитель, по II – рабочее тело, по III – техническая вода.

Для создания вынужденных колебаний расхода рабочего тела в состав теплофизического стенда ФТ-80 входит пульсатор расхода с соответствующими электрической силовой и электронной схемами управления. Примененный в составе стенда пульсатор расхода работает по принципу колебателя расхода плунжерного типа.

Конструктивно пульсатор состоит из электродвигателя с электронной системой управления частотой вращения вала, блока регулировки, механизма управления и сменных гидроцилиндров. Преобразование вращательного движения вала двигателя в возвратно-поступательное движение плунжера гидроцилиндра осуществляется посредством системы качающего рычага с кривошипно-шатунным механизмом, в состав которого входят коленчатый вал и шатунно-ползунная группа. Регулирование длины хода плунжера осуществляется при помощи механизма управления.

В целях исключения распространения пульсаций расхода в основной контур циркуляции питательной воды перед пульсатором (по ходу циркуляции) установлен дроссельный элемент.

Для анализа температурного состояния поверхности теплообмена и расчета характеристик температурных напряжений необходимо восстановить экспериментально полученные значения температурных пульсаций в месте заделки термопар на границу теплообменной поверхности. Иначе говоря, для оценки долговечности теплообменной поверхности ПГЭ необходимо знать характеристики термопульсаций на границе теплообменной поверхности, то есть там, где пульсации температуры максимальны.

Для нахождения нестационарного температурного поля на границе теплообменной поверхности решена обратная задача теплопроводности численными методами на ЭВМ. На рис. 1 приводится характерный пример реализаций температуры в месте заделки термопары и на границе теплообменной поверхности. Из графика видно, что колебания температуры на границе теплообменной поверхности не только имеют большую амплитуду, но и несколько опережают колебания температуры на некоторой глубине заделки термопары.

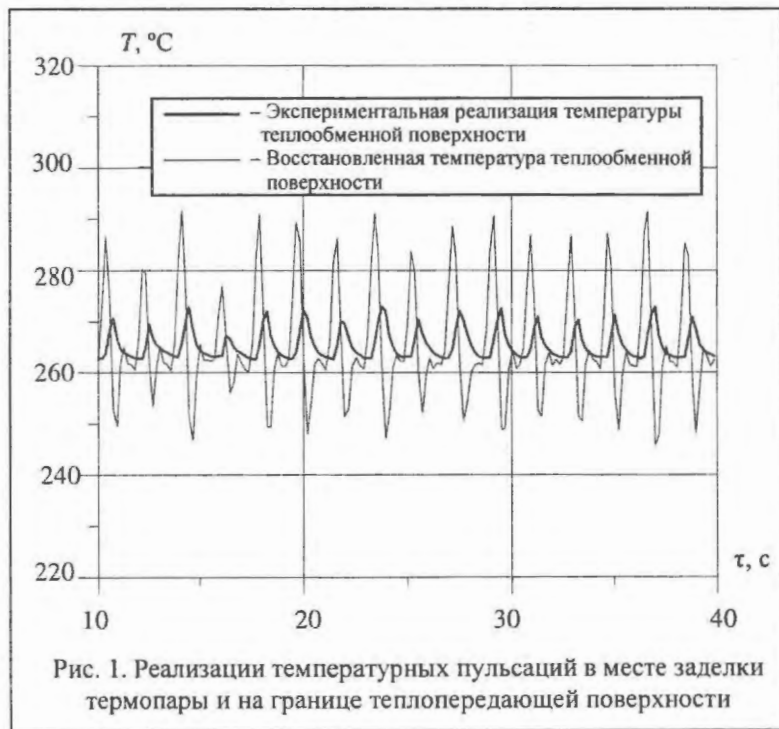


Рис. 1. Реализации температурных пульсаций в месте заделки термопары и на границе теплопередающей поверхности

Пульсации температуры теплообменной поверхности носят случайный характер, поэтому при обработке экспериментальных данных использованы статистические методы. Рассчитывались дифференциальные и интегральные, эмпирические и теоретические функции распределения. Для расчета эмпирических функций распределения вычислялись выборочные оценки статистического временного ряда. Исходные данные для расчетов вводились в виде числовой последовательности T_i , где $i = 1, \dots, N$. Рассчитывались математическое ожидание, дисперсия, среднеквадратическое отклонение, автокорреляционная функция, функция спектральной плотности, эффективный период и интенсив-

ность температурных пульсаций.

Так как пульсации температур, как правило, имеют неупорядоченный, случайный характер, то и вызываемые ими температурные поля и напряжения также случайны и для их анализа следует применять статистические методы. Основными статистическими характеристиками, определяющими долговечность теплообменной поверхности, являются интенсивность и эффективный период напряжений.

По известным характеристикам пульсаций температуры (эффективному периоду и интенсивности) рассчитываются соответствующие характеристики для температурных напряжений, возникающих в теплопередающей стенке.

2. Расчетный анализ результатов экспериментальных исследований

Для описания напряженного состояния и расчета долговечности элемента теплообменной поверхности в настоящей работе выбрана одномерная упругая модель [4]. Предположение о том, что элемент теплообменной поверхности работает в упругой области, является достаточно строгим, поскольку экспериментально зафиксированные изменения температур не настолько велики, чтобы влиять на физические константы или вызывать пластические деформации. Расчет температурных напряжений проводился по методике, изложенной в работе [5] для бесконечной пластины.

Как показали проведенные расчеты, переменные напряжения, возникающие при пульсациях температуры в стенках ПГЭ на участке ухудшенного теплообмена, имеют следующие особенности:

- небольшая интенсивность пульсаций напряжений, величина которой значительно ниже предела текучести материала;

- высокая частота пульсаций напряжений, при которой число циклов за время службы превышает базу испытаний на усталость;

- малая интенсивность пульсаций температуры по сравнению со средним значением температуры стенок, что позволяет считать процесс происходящим в изотермических условиях.

Эти особенности позволяют отнести процесс разрушения к многоциклового усталости и использовать основные расчетные соотношения, полученные в работе [6], для оценки долговечности конструкций, нагруженных случайными механическими воздействиями.

Для оценки долговечности при случайных пульсациях температур с использованием модели усталостного разрушения необходимо располагать усталостными характеристиками материала и данными о пульсациях температурных напряжений, полученными экспериментально. При расчете долговечности по данной методике кривая усталости для сплава, из которого изготовлена теплообменная поверхность, была задана.

Расчетная формула для среднего ресурса имеет вид [5]:

$$t = N_1 t_e \left[1 - \exp\left(-\frac{\delta^2}{2}\right) \right] \chi_0^{m_1+m_2} \chi \times \left\{ \chi_0^{m_1} \sum_{n=0}^{m_2} c_{m_2}^n \chi_1^n \left[2^{\frac{m_2-n+2}{2}} \Gamma\left(\frac{m_2-n+2}{2}\right) (1-A) \right] + \chi_0^{m_2} \sum_{n=0}^{m_1} c_{m_1}^n \chi_1^n \left[2^{\frac{m_1-n}{2}} \Gamma\left(\frac{m_1-n+2}{2}\right) (B-C) \right] \right\}^{-1},$$

где N_1 – точка перегиба кривой усталости; t_e – эффективный период пульсаций температурных напряжений; m_1 и m_2 – коэффициенты, характеризующие наклон кривой усталости; $\chi_0 = \sigma_{-1}/S_\sigma$, $\chi_1 = \psi\sigma_{-1}/S_\sigma$, $\chi = \sigma_2/S_\sigma$, S_σ – интенсивность пульсаций температурных напряжений; $c_{m_{1,2}}^n$ – число сочетаний из $m_{1,2}$ по n ;

$A = P((c_0 - c_1)^2, m_2 - n + 2)$, $B = P((c_0 - c_1)^2, m_1 - n + 2)$, $C = P(s^2, m_1 - n + 2)$ – функции χ^2 -распределения Пирсона; $\Gamma(m_{1,2}; n)$ – гамма-функции.

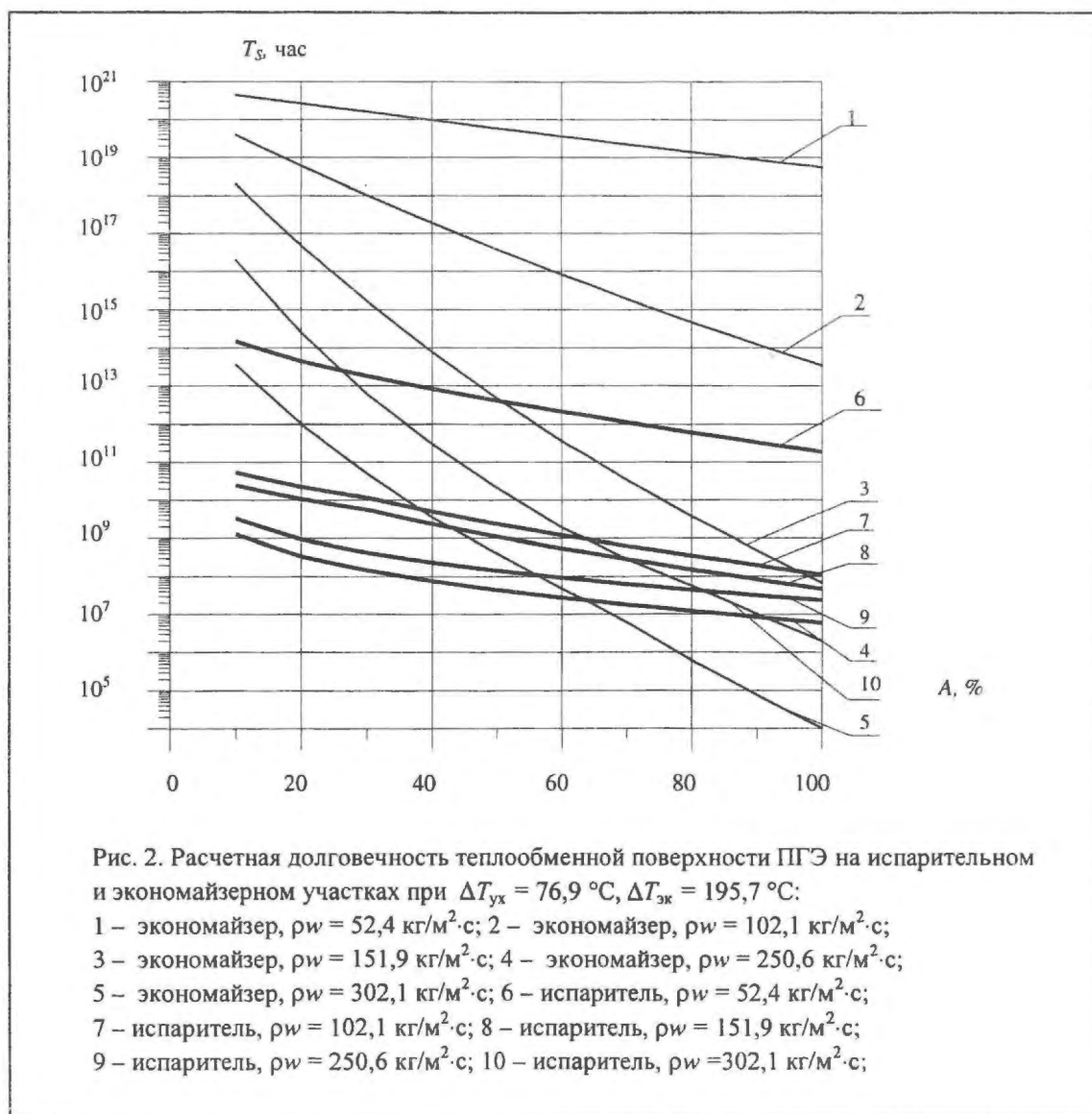
На рис. 2 представлены результаты расчетов долговечности теплопередающей поверхности ПГЭ при пульсациях расхода рабочего тела для различных значений величин температурных напоров на участке ухудшенного теплообмена и экономайзере.

С увеличением амплитуды пульсаций расхода расчетная долговечность теплопередающей поверхности ПГЭ на экономайзерном участке снижается, эта зависимость тем сильнее, чем выше массовая скорость. При фиксированных значениях амплитуды пульсаций расхода и массовой скорости увеличение температурного напора на экономайзере $\Delta T_{\text{эк}}$ от 170 до 250 °С приводит к снижению расчетной долговечности теплопередающей поверхности ПГЭ на экономайзере.

Из графиков видно, что в диапазоне параметров $\rho w = 50 \dots 500 \text{ кг/м}^2 \cdot \text{с}$, $\Delta T_{\text{ух}} = 50 \dots 100 \text{ }^\circ\text{С}$,

$\Delta T_{\text{эк}} = 170 \dots 230 \text{ }^\circ\text{С}$ при амплитудах пульсаций расхода до $A = 70 \dots 80 \%$ долговечность ПГЭ определяется долговечностью теплопередающей поверхности на участке ухудшенного теплообмена, а при амплитудах пульсаций расхода $A > 80 \%$ определяющей является долговечность теплопередающей поверхности на экономайзере.

Как показали проведенные исследования, влияние увеличения амплитуды пульсаций расхода на долговечность связано, с одной стороны, с увеличением интенсивности переменных термических напряжений, а с другой, – со снижением характерной частоты этих пульсаций напряжений. Степень воздействия амплитуды пульсаций расхода на долговечность стенок будет зависеть от усталостных характеристик используемого материала.



Заключение

Анализ полученных результатов с учетом метода определения допустимого уровня пульсаций расхода питательной воды, при котором интенсивность максимальных пульсаций температуры в стенках на экономайзере больше или равна интенсивности максимальных температурных пульсаций в стенках на участке ухудшенного теплообмена $\sigma_{t,ух} \geq \sigma_{t,эк}$, позволяет заключить следующее. При модели эксплуатации ПГ ЯЭУ, когда выполняется условие $\sigma_{t,ух} \geq \sigma_{t,эк}$, расчетная долговечность превышает базу усталостных испытаний материала и существенно превышает требуемый ресурс ПГ в целом в широком диапазоне изменения амплитуды пульсаций расхода питательной воды. Это указывает на то, что температурные пульсации в стенках ПГЭ, возникающие при пульсациях расхода с амплитудой $A < 100\%$, не являются фактором, определяющим ресурс ПГ в целом.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Дмитриев С.М., Никаноров О.Л., Калентьев В.И.* Прямоточный вертикальный парогенератор. Патент РФ № 2072067, кл. F 28 D 7/10, заявл. 12.07.1994, опубл. 20.01.1997.
2. *Будов В.М., Дмитриев С.М.* Форсированные теплообменники ЯЭУ. – М.: Энергоатомиздат, 1989.
3. *Дмитриев С.М., Востриков А.А., Дмитриева Т.С. и др.* Экспериментальное исследование нестационарного температурного поля в теплопередающей стенке парогенерирующего канала при пульсациях расхода рабочего тела.//ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов, 2003, вып. 4 (предыдущая статья в настоящем сборнике).
4. *Москаленко В.М., Харионовский В.В.* Прочность элементов теплообменных устройств в условиях случайных пульсаций температур. – М.: Атомиздат, 1979.
5. *Судаков А.В., Трофимов А.С.* Пульсации температур и долговечность элементов энергооборудования. – Л.: Энергоатомиздат, 1989.
6. *Болотин В.В.* Статистические методы в строительной механике. – М.: Стройиздат, 1965.

Статья поступила в редакцию 18 сентября 2003 г.
Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2003, вып. 4, с. 34 – 38.

Регрессионные модели оценивания показателей эффективности технических систем

В.Н. Прядка, Московский авиационный институт (государственный технический университет),
125993, Москва, А-80, ГСП-3, Волоколамское шоссе, 4

Разработка технического проекта представляет собой трудную итерационную задачу, в процессе решения которой должна быть создана техническая система, удовлетворяющая нескольким критериям эффективности. Основными ее параметрами являются вероятности успешного завершения конструкторских работ над проектом, его внедрение в производство с дальнейшей практической реализацией при серийном выпуске систем с учетом требуемого технического уровня и полной величины дохода от их годовой эксплуатации. Значительное влияние на эффективность оказывают сроки исполнения основных этапов работ, размеры финансирования и получение заданной прибыли в установленные заказчиком сроки. В процессе проектирования некоторые параметры системы являются неопределенными. Поэтому приходится отказываться от детерминированных моделей и пользоваться статистическими, что приводит к значительному увеличению объемов вычислений.

REGRESSIVE MODELS OF AN ESTIMATION OF PARAMETERS OF EFFICIENCY OF TRAINING SIMULATORS OF TECHNICAL SYSTEMS. V.N. PRYADKA. The development of the technical project represents a difficult iterative problem, during which decision the object satisfying to several criteria of efficiency should be created. The basic parameters of criteria are probability of successful completion of design efforts above the project, its introduction in production, practical realization at serial issue of objects in view of a required technological level and magnitude of the income from annual operation of objects. A significant role render on efficiency terms of fulfillment of the basic stages, sizes of financing and magnitude of the profit of the customer in the law days. Some parameters of object are uncertain. Therefore it is necessary to use the statistical patterns, that results in increase of volume calculations.

Математическое описание процессов проектирования сложных технических систем в зависимости от показателей качества, приоритетных параметров, а также составления одного обобщенного критерия эффективности вряд ли осуществимо из-за того, что многие показатели имеют различную физическую природу и их не удастся представлять в виде единой системы уравнений. Поэтому в данной работе для этих целей рекомендовано пользоваться экспертными оценками, высказываемыми компетентными специалистами, работающими в данной области научных исследований, приводимыми в виде таблиц по некоторым частным критериям эффективности, определяющим облик проектируемой технической системы.

Для установления приоритетности различных вариантов проектов следует пользоваться экономическими критериями целевой эффективности [1, 2]. В качестве первого из них примем показатель качества проекта

$$E_k = P_1 P_2 P_3 D(T + B) / C_n, \quad (1)$$

где P_1 – вероятность успешного завершения всех работ над проектом, начиная от составления технических условий и кончая сдачей заказчику системы; P_2 – вероятность успешного внедрения системы в постоянную эксплуатацию; P_3 – вероят-

ность успешного серийного выпуска систем; D – полная приведенная величина дохода от эксплуатации систем; T – параметр, определяющий технический уровень системы; B – степень технологической проработки; C_n – суммарные затраты на проектирование и подготовку проектно-конструкторской документации для производства. В качестве ограничений будем пользоваться $C_n \leq C_{n \text{ зад}}$; $T \leq T_{\text{возм}}$; $B \leq B_{\text{возм}}$; $D \geq D_{\text{зад}}$.

В случае задания на проект параметра целевой эффективности W_j , зависящего от финансовых затрат C_j , необходимо, чтобы он имел максимальное значение:

$$\max W_j(C_j). \quad (2)$$

Второй критерий, характеризующий значимость проекта, связанную с эксплуатацией созданной системы, представим в виде

$$E_{\text{п}} = P_1 P_2 P_3 \Pi S M / C_n, \quad (3)$$

где Π – годовой объем продажи технических систем, S – величина доходности от их реализации, M – долговечность нахождения систем в постоянной эксплуатации, C_n – величина валовой прибыли.

В качестве третьего критерия примем величину возврата капиталов, полученных от продажи и эксплуатации систем,

$$E_{\text{пр}} = P_3 C_n / (U + V + R + S). \quad (4)$$

Здесь U – приведенные прямые затраты на научно-исследовательские и проектно-конструкторские работы; V – приведенные затраты на внедрение; R – затраты основного капитала; S – величина оборотного капитала.

По формулам (1) – (3) эксперты, пользуясь выбранными параметрами, будут оценивать показатели

эффективности для каждого из критериев отдельно по десятибалльной шкале следующими условными значениями: 10-9 – очень высокие, 8-7 – высокие, 6-5 – средние, 4-3 – низкие, 2-1 – очень низкие. Соответствующие данные заносят в табл.1, где случайные векторные величины y, z, v определяются набором своих характеристик x, q, r , указанных в табл. 2.

Т а б л и ц а 1. Оценки эффективности проектов, определение (эксперты 1...20)

Критерии, m Эксперты, i	Первый			Второй			Третий		
	y	\hat{y}	e_y	z	\hat{z}	e_z	v	\hat{v}	e_v
1	y_1	\hat{y}_1	e_{y_1}	z_1	\hat{z}_1	e_{z_1}	v_1	\hat{v}_1	e_{v_1}
...
20	y_{20}	\hat{y}_{20}	$e_{y_{20}}$	z_{20}	\hat{z}_{20}	$e_{z_{20}}$	v_{20}	\hat{v}_{20}	$e_{v_{20}}$
Среднее значение	\bar{y}	–	0	\bar{z}	–	0	\bar{v}	–	0
σ	σ_y	–		σ_z	–		σ_v	–	

В процессе проектирования конструкторы пользуются следующими характеристиками: производительность – X_1 , простота конструкции – X_2 , стоимость – X_3 , масса конструкции – X_4 , время безотказной работы – X_5 , применение дорогостоящих материалов – X_6 , использование новых технологий – X_7 и современного станочного оборудования – X_8 , количество персонала на обслуживание – X_9 , затраты времени на ремонт – X_{10} . Для определения численных значений применялись ранее указанные десятибалльные оценки, соответствующие данные заносились в табл. 2.

Т а б л и ц а 2. Основные характеристики проектируемых объектов

Характеристики, m Конструкторы, n	x_{ij}	...	x_{10}	q_{ij}	...	q_{10}	r_{ij}	...	r_{10}
	1	x_{11}	...	x_{201m}	q_{11}	...	q_{1m}	r_{11}	...
...
20	x_{201}	...	x_{20m}	q_{201}	...	q_{20m}	r_{201}	...	r_{20m}
Среднее значение	\bar{x}_1	...	\bar{x}_{20}	\bar{q}_1	...	\bar{q}_{20}	\bar{r}_1	...	\bar{r}_{20}
σ	σ_{x_1}	...	$\sigma_{x_{20}}$	σ_{q_1}	...	$\sigma_{q_{20}}$	σ_{r_1}	...	$\sigma_{r_{20}}$

Располагая табл. 1 с двадцатью строчками (n) и табл. 2 с десятью столбцами (m) составим три линейных системы уравнений вида:

$$\left. \begin{aligned} y_1 &= a_1 x_{11} + a_2 x_{12} + \dots + a_m x_{1m}; \\ y_2 &= a_1 x_{21} + a_2 x_{22} + \dots + a_m x_{2m}; \\ &\dots \\ y_n &= a_1 x_{n1} + a_2 x_{n2} + \dots + a_m x_{nm}; \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

$$\left. \begin{aligned} z_1 &= b_1 q_{11} + b_2 q_{12} + \dots + b_m q_{1m}; \\ z_2 &= b_1 q_{21} + b_2 q_{22} + \dots + b_m q_{2m}; \\ &\dots \\ z_n &= b_1 q_{n1} + b_2 q_{n2} + \dots + b_m q_{nm}; \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

$$\left. \begin{aligned} v_1 &= c_1 x_{11} + c_2 x_{12} + \dots + c_m x_{1m}; \\ v_2 &= c_1 x_{21} + c_2 x_{22} + \dots + c_m x_{2m}; \\ &\dots \\ v_n &= c_1 x_{n1} + c_2 x_{n2} + \dots + c_m x_{nm}; \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

где $a_1, a_2, \dots, a_m; b_1, b_2, \dots, b_m; c_1, c_2, \dots, c_m$ – коэффициенты, подлежащие определению при $m \leq n$.

С целью сокращения объемов записей и упрощения ряда преобразований уравнения (5) – (7) перепишем в матричной форме:

$$y = Xa; z = Qb; v = Rc. \quad (8)$$

Здесь y, z, v – вектора размерности $(n \times 1)$; X, Q, R – матрицы размерности $(n \times m)$; a, b и c – вектора коэффициентов размерности $(n \times 1)$.

Для оценки значений коэффициентов запишем модели линейной регрессии по уравнениям (8) в виде

$$\hat{y} = X\hat{a}; \quad z = Q\hat{b}; \quad v = R\hat{c}, \quad (9)$$

а функции для ошибок будут

$$\left. \begin{aligned} F(\hat{a}) &= e_{y_1}^2 + e_{y_2}^2 + \dots + e_{y_n}^2; \\ F(\hat{b}) &= e_{z_1}^2 + e_{z_2}^2 + \dots + e_{z_n}^2; \\ F(\hat{c}) &= e_{v_1}^2 + e_{v_2}^2 + \dots + e_{v_n}^2, \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

откуда получим

$$\left. \begin{aligned} F(\hat{a}) &= \sum_{i=1}^n (y_i - a_1 x_{i1} - a_2 x_{i2} - \dots - a_m x_{im})^2; \\ F(\hat{b}) &= \sum_{i=1}^n (z_i - b_1 q_{i1} - b_2 q_{i2} - \dots - b_m q_{im})^2; \\ F(\hat{c}) &= \sum_{i=1}^n (v_i - c_1 r_{i1} - c_2 r_{i2} - \dots - c_m r_{im})^2. \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

Из соотношений (11) найдем

$$\left. \begin{aligned} F(\hat{a}) &= (y - X\hat{a})^T (y - X\hat{a}); \\ F(\hat{b}) &= (z - Q\hat{b})^T (z - Q\hat{b}); \\ F(\hat{c}) &= (v - R\hat{c})^T (v - R\hat{c}). \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

Для определения коэффициентов \mathbf{a} , \mathbf{b} и \mathbf{c} , при которых функции $F(\mathbf{a})$, $F(\mathbf{b})$ и $F(\mathbf{c})$ будут иметь наименьшие значения, воспользуемся обычным приемом их минимизации, т.е.

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial F(\hat{a})}{\partial \hat{a}} &= 2X^T y + 2X^T X \hat{a} = 0; \\ \frac{\partial F(\hat{b})}{\partial \hat{b}} &= 2Q^T z + 2Q^T Q \hat{b} = 0; \\ \frac{\partial F(\hat{c})}{\partial \hat{c}} &= 2R^T v + 2R^T R \hat{c} = 0, \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

и при $X = m$, $Q = m$, $R = m$ получим

$$\left. \begin{aligned} \hat{a} &= (X^T X)^{-1} X^T y; \\ \hat{b} &= (Q^T Q)^{-1} Q^T z; \\ \hat{c} &= (R^T R)^{-1} R^T v. \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

Матрицы $(X^T X)$, $(Q^T Q)$, $(R^T R)$ запишем в следующих формах:

$$X^T X = \begin{bmatrix} \sum_{i=1}^n x_{i1}^2 & \sum_{i=1}^n x_{i1} x_{i2} & \dots & \sum_{i=1}^n x_{i1} x_{im} \\ \sum_{i=1}^n x_{i2} x_{i1} & \sum_{i=1}^n x_{i2}^2 & \dots & \sum_{i=1}^n x_{i2} x_{im} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ \sum_{i=1}^n x_{im} x_{i1} & \sum_{i=1}^n x_{im} x_{i2} & \dots & \sum_{i=1}^n x_{im}^2 \end{bmatrix}; \quad (15)$$

$$Q^T Q = \begin{bmatrix} \sum_{i=1}^n q_{i1}^2 & \sum_{i=1}^n q_{i1} q_{i2} & \dots & \sum_{i=1}^n q_{i1} q_{im} \\ \sum_{i=1}^n q_{i2} q_{i1} & \sum_{i=1}^n q_{i2}^2 & \dots & \sum_{i=1}^n q_{i2} q_{im} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ \sum_{i=1}^n q_{im} q_{i1} & \sum_{i=1}^n q_{im} q_{i2} & \dots & \sum_{i=1}^n q_{im}^2 \end{bmatrix}; \quad (16)$$

$$R^T R = \begin{bmatrix} \sum_{i=1}^n r_{i1}^2 & \sum_{i=1}^n r_{i1} r_{i2} & \dots & \sum_{i=1}^n r_{i1} r_{im} \\ \sum_{i=1}^n r_{i2} r_{i1} & \sum_{i=1}^n r_{i2}^2 & \dots & \sum_{i=1}^n r_{i2} r_{im} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ \sum_{i=1}^n r_{im} r_{i1} & \sum_{i=1}^n r_{im} r_{i2} & \dots & \sum_{i=1}^n r_{im}^2 \end{bmatrix}. \quad (17)$$

Приведенные зависимости (5) – (17) даны для случая, когда в линейной регрессионной модели отсутствует свободный член. Однако в большинстве практических задач это условие может не соблюдаться и $x_{1m} = x_{2m} = \dots = x_{nm} = 1$, $q_{1m} = q_{2m} = \dots = q_{nm} = 1$, $r_{1m} = r_{2m} = \dots = r_{nm} = 1$, тогда последний столбец матрицы может состоять только из единиц, т.е. $\mathbf{1} = [1 \ 1 \ \dots \ 1]$ с размерностью $(n \times 1)$, и матрицы (15) – (17) приводятся к виду

$$X^T X = \begin{bmatrix} \sum_{i=1}^n x_{i1}^2 & \sum_{i=1}^n x_{i1} x_{i2} & \dots & \sum_{i=1}^n x_{i1} \\ \sum_{i=1}^n x_{i2} x_{i1} & \sum_{i=1}^n x_{i2}^2 & \dots & \sum_{i=1}^n x_{i2} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ \sum_{i=1}^n x_{im} x_{i1} & \sum_{i=1}^n x_{im} x_{i2} & \dots & \sum_{i=1}^n n \end{bmatrix}; \quad (18)$$

$$Q^T Q = \begin{bmatrix} \sum_{i=1}^n q_{i1}^2 & \sum_{i=1}^n q_{i1} q_{i2} & \dots & \sum_{i=1}^n q_{i1} \\ \sum_{i=1}^n q_{i2} q_{i1} & \sum_{i=1}^n q_{i2}^2 & \dots & \sum_{i=1}^n q_{i2} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ \sum_{i=1}^n q_{im} q_{i1} & \sum_{i=1}^n q_{im} q_{i2} & \dots & \sum_{i=1}^n n \end{bmatrix}; \quad (19)$$

$$R^T R = \begin{bmatrix} \sum_{i=1}^n r_{i1}^2 & \sum_{i=1}^n r_{i1} r_{i2} & \dots & \sum_{i=1}^n r_{i1} \\ \sum_{i=1}^n r_{i2} r_{i1} & \sum_{i=1}^n r_{i2}^2 & \dots & \sum_{i=1}^n r_{i2} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ \sum_{i=1}^n r_{im} r_{i1} & \sum_{i=1}^n r_{im} r_{i2} & \dots & \sum_{i=1}^n n \end{bmatrix}. \quad (20)$$

Обращая матрицы (18) – (20) и умножая их соответственно на $X^T X$, $Q^T Q$ и $R^T R$, получим коэффициенты \mathbf{a} , \mathbf{b} и \mathbf{c} , по которым составим регрессионные модели \mathbf{a} , \mathbf{b} и \mathbf{c} , обеспечивающие наилучшие значения показателей эффективности от параметров проектируемой технической системы. Погрешности оценивания определяются по средним арифметическим квадратическим величинам $\hat{\mathbf{a}}$, $\hat{\mathbf{b}}$ и $\hat{\mathbf{c}}$:

$$\sigma_a = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n e_{ai}^2}{n-1}}; \quad \sigma_b = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n e_{bi}^2}{n-1}}; \quad \sigma_c = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n e_{ci}^2}{n-1}}.$$

С целью уменьшения вычислений при больших количествах характеристических коэффициентов и экспертов регрессионные модели следует приводить к средним значениям чисел:

$$\left. \begin{aligned} \bar{x}_j &= \frac{\sum_{i=1}^n x_{ij}}{n}, & \bar{y} &= \frac{\sum_{i=1}^n y_i}{n}; \\ \bar{q}_j &= \frac{\sum_{i=1}^n q_{ij}}{n}, & \bar{z} &= \frac{\sum_{i=1}^n z_i}{n}; \\ \bar{r}_j &= \frac{\sum_{i=1}^n r_{ij}}{n}, & \bar{v} &= \frac{\sum_{i=1}^n v_i}{n}, \end{aligned} \right\} \quad (21)$$

а затем находим

$$\left. \begin{aligned} x'_{ij} &= x_{ij} - \bar{x}_i, & y'_i &= y_i - \bar{y}; \\ q'_{ij} &= q_{ij} - \bar{q}_i, & z'_i &= z_i - \bar{z}; \\ r'_{ij} &= r_{ij} - \bar{r}_i, & v'_i &= v_i - \bar{v}. \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

После этого по формуле (14) можно определить вектора $\hat{\mathbf{a}} = [a_1 a_2 \dots a_m]^T$, $\hat{\mathbf{b}} = [b_1 b_2 \dots b_m]^T$, $\hat{\mathbf{c}} = [c_1 c_2 \dots c_m]^T$. В этом случае вместо матриц (18) – (20) будем пользоваться матрицами меньших размерностей $(n-1) \times (m-1)$ и получать свободные члены

$$\left. \begin{aligned} a_m &= \bar{y} - \sum_{j=1}^m a_j \bar{x}_j; \\ b_m &= \bar{z} - \sum_{j=1}^m b_j \bar{q}_j; \\ c_m &= \bar{v} - \sum_{j=1}^m c_j \bar{r}_j; \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

и регрессионные модели вида

$$\left. \begin{aligned} \hat{y} &= a_m + \sum_{j=1}^m a_j x_j; \\ \hat{z} &= b_m + \sum_{j=1}^m b_j q_j; \\ \hat{v} &= c_m + \sum_{j=1}^m c_j r_j. \end{aligned} \right\} \quad (24)$$

На основе линейных регрессионных моделей получена зависимость критериев E_k , E_n , E_{np} от характеристик проектируемых систем, что позволяет руководителю проекта принимать решения, учитывая значимости характеристик. Однако в этих моделях не учитывается взаимозависимость характеристик.

В последнее время для оценивания показателей эффективности технических проектов стали применять нелинейные функции

$$\begin{aligned} F(\mathbf{x}, \mathbf{a}^{(1)}), F(\mathbf{x}, \mathbf{a}^{(2)}), \dots, F(\mathbf{x}, \mathbf{a}^{(3)}); \\ F(\mathbf{q}, \mathbf{b}^{(1)}), F(\mathbf{q}, \mathbf{b}^{(2)}), \dots, F(\mathbf{q}, \mathbf{b}^{(3)}); \\ F(\mathbf{r}, \mathbf{c}^{(1)}), F(\mathbf{r}, \mathbf{c}^{(2)}), \dots, F(\mathbf{r}, \mathbf{c}^{(3)}), \end{aligned}$$

в которых размерности коэффициентов в виде векторов $\mathbf{a}^{(1)}, \mathbf{a}^{(2)}, \dots, \mathbf{a}^{(3)}$; $\mathbf{b}^{(1)}, \mathbf{b}^{(2)}, \dots, \mathbf{b}^{(3)}$; $\mathbf{c}^{(1)}, \mathbf{c}^{(2)}, \dots, \mathbf{c}^{(3)}$ различны. В этом случае приходится находить, какие из перечисленных функций являются искомыми, и определять неизвестные коэффициенты кривых регрессий Y, Z, V .

Рассмотрим случай, когда

$$\left. \begin{aligned} F(\mathbf{x}, \mathbf{a}) &= \sum_{j=0}^k \alpha_j f_j(\mathbf{x}); \\ \tilde{F}(\mathbf{q}, \mathbf{b}) &= \sum_{j=0}^k b_j \tilde{f}_j(\mathbf{q}); \\ \tilde{\tilde{F}}(\mathbf{r}, \mathbf{c}) &= \sum_{j=0}^k c_j \tilde{\tilde{f}}_j(\mathbf{r}). \end{aligned} \right\} \quad (25)$$

Здесь a_j, b_j, c_j – искомые коэффициенты регрессии;

$\mathbf{x}^T = [x_1 x_2 \dots x_3]$, $\mathbf{q}^T = [q_1 q_2 \dots q_3]$, $\mathbf{r}^T = [r_1 r_2 \dots r_3]$ – вектора;
 $f_j(\mathbf{x}), \tilde{f}_j(\mathbf{q})$ и $\tilde{\tilde{f}}_j(\mathbf{r})$ – известные функции.

По полученным экспертами данным имеем

$$\left. \begin{aligned} Y_i &= \sum_{j=0}^k a_j f_j(\mathbf{x}^{(i)}); \\ Z_i &= \sum_{j=0}^k b_j \tilde{f}_j(\mathbf{q}^{(i)}); \\ V_i &= \sum_{j=0}^k c_j \tilde{\tilde{f}}_j(\mathbf{r}^{(i)}). \end{aligned} \right\} \quad (26)$$

Для определения коэффициентов a_j, b_j и c_j воспользуемся методом наименьших квадратов:

$$\begin{aligned} \min \sum_{i=1}^n \left[Y_i - \sum_{j=0}^k \hat{a}_j f_j(\mathbf{x}) \right]^2; & \min \sum_{i=1}^n \left[Z_i - \sum_{j=0}^k \hat{b}_j \tilde{f}_j(\mathbf{q}) \right]^2; \\ \min \sum_{i=1}^n \left[V_i - \sum_{j=0}^k \hat{c}_j \tilde{\tilde{f}}_j(\mathbf{r}) \right]^2 & \text{ при } i=1, n, \quad j=0, k, \quad u \end{aligned}$$

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial}{\partial \hat{a}_j} \left\{ \sum_{i=1}^n \left[Y_i - \sum_{j=0}^k \hat{a}_j f_{ij}(x) \right]^2 \right\} &= 0; \\ \frac{\partial}{\partial \hat{b}_j} \left\{ \sum_{i=1}^n \left[Z_i - \sum_{j=0}^k \hat{b}_j \bar{f}_{ij}(q) \right]^2 \right\} &= 0; \\ \frac{\partial}{\partial \hat{c}_j} \left\{ \sum_{i=1}^n \left[V_i - \sum_{j=0}^k \hat{c}_j \tilde{f}_{ij}(r) \right]^2 \right\} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (27)$$

при $i=\overline{1, n}$, $j=\overline{0, k}$.

Вынесем частные по параметрам и перенесем в правые части члены, не содержащие \hat{a}_j, \hat{b}_j и \hat{c}_j , тогда получим три системы уравнений в виде

$$\left. \begin{aligned} \sum_{i=1}^n f_{i0}^2 a_0^2 + \sum_{i=1}^n f_{i0} f_{i1} \hat{a}_1 + \dots + \sum_{i=1}^n f_{i0} f_{ik} \hat{a}_k &= \sum_{i=1}^n f_{i0} Y_i; \\ \sum_{i=1}^n f_{i1} f_{i0} \hat{a}_0 + \sum_{i=1}^n f_{i1}^2 a_1^2 + \dots + \sum_{i=1}^n f_{i1} f_{ik} \hat{a}_k &= \sum_{i=1}^n f_{i0} Y_i; \\ \dots & \dots \\ \sum_{i=1}^n f_{ik} f_{i0} \hat{a}_0 + \sum_{i=1}^n f_{ik}^2 f_{i1} \hat{a}_1 + \dots + \sum_{i=1}^n f_{ik}^2 \hat{a}_k^2 &= \sum_{i=1}^n f_{ik} Y_i; \end{aligned} \right\} \quad (28)$$

$$\left. \begin{aligned} \sum_{i=1}^n \bar{f}_{i0}^2 \hat{b}_0^2 + \sum_{i=1}^n \bar{f}_{i0} \bar{f}_{i1} \hat{b}_1 + \dots + \sum_{i=1}^n \bar{f}_{i0} \bar{f}_{ik} \hat{b}_k &= \sum_{i=1}^n \bar{f}_{i0} Z_i; \\ \sum_{i=1}^n \bar{f}_{i1} \bar{f}_{i0} \hat{b}_0 + \sum_{i=1}^n \bar{f}_{i1}^2 \hat{b}_1^2 + \dots + \sum_{i=1}^n \bar{f}_{i1} \bar{f}_{ik} \hat{b}_k &= \sum_{i=1}^n \bar{f}_{i1} Z_i; \\ \dots & \dots \\ \sum_{i=1}^n \bar{f}_{ik} \bar{f}_{i0} \hat{b}_0 + \sum_{i=1}^n \bar{f}_{ik} \bar{f}_{i1} \hat{b}_1 + \dots + \sum_{i=1}^n \bar{f}_{ik}^2 \hat{b}_k^2 &= \sum_{i=1}^n \bar{f}_{ik} Z_i; \end{aligned} \right\} \quad (29)$$

$$\left. \begin{aligned} \sum_{i=1}^n \tilde{f}_{i0}^2 \hat{c}_0^2 + \sum_{i=1}^n \tilde{f}_{i0} \tilde{f}_{i1} \hat{c}_1 + \dots + \sum_{i=1}^n \tilde{f}_{i0} \tilde{f}_{ik} \hat{c}_k &= \sum_{i=1}^n \tilde{f}_{i0} V_i; \\ \sum_{i=1}^n \tilde{f}_{i1} \tilde{f}_{i0} \hat{c}_0 + \sum_{i=1}^n \tilde{f}_{i1}^2 \hat{c}_1^2 + \dots + \sum_{i=1}^n \tilde{f}_{i1} \tilde{f}_{ik} \hat{c}_k &= \sum_{i=1}^n \tilde{f}_{i1} V_i; \\ \dots & \dots \\ \sum_{i=1}^n \tilde{f}_{ik} \tilde{f}_{i0} \hat{c}_0 + \sum_{i=1}^n \tilde{f}_{ik} \tilde{f}_{i1} \hat{c}_1 + \dots + \sum_{i=1}^n \tilde{f}_{ik}^2 \hat{c}_k^2 &= \sum_{i=1}^n \tilde{f}_{ik} V_i. \end{aligned} \right\} \quad (30)$$

Перепишем систему уравнений (28) – (30) в векторно-матричной форме и получим

$$\left. \begin{aligned} \Phi^T \Phi \hat{a} &= \Phi^T Y; \\ \tilde{\Phi}^T \tilde{\Phi} \hat{b} &= \tilde{\Phi}^T Z; \\ \tilde{\tilde{\Phi}}^T \tilde{\tilde{\Phi}} \hat{c} &= \tilde{\tilde{\Phi}}^T V, \end{aligned} \right\} \quad (31)$$

где

$$\Phi = \begin{bmatrix} f_{10} & f_{11} & \dots & f_{1k} \\ f_{20} & f_{21} & \dots & f_{2k} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ f_{n0} & f_{n1} & \dots & f_{nk} \end{bmatrix}, \hat{a} = \begin{bmatrix} \hat{a}_0 \\ \hat{a}_1 \\ \dots \\ \hat{a}_k \end{bmatrix}, Y = \begin{bmatrix} Y_1 \\ Y_2 \\ \dots \\ Y_k \end{bmatrix};$$

$$\tilde{\Phi} = \begin{bmatrix} \bar{f}_{10} & \bar{f}_{11} & \dots & \bar{f}_{1k} \\ \bar{f}_{20} & \bar{f}_{21} & \dots & \bar{f}_{2k} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ \bar{f}_{n0} & \bar{f}_{n1} & \dots & \bar{f}_{nk} \end{bmatrix}, \hat{b} = \begin{bmatrix} \hat{b}_0 \\ \hat{b}_1 \\ \dots \\ \hat{b}_k \end{bmatrix}, Z = \begin{bmatrix} Z_1 \\ Z_2 \\ \dots \\ Z_k \end{bmatrix};$$

$$\tilde{\tilde{\Phi}} = \begin{bmatrix} \tilde{\tilde{f}}_{10} & \tilde{\tilde{f}}_{11} & \dots & \tilde{\tilde{f}}_{1k} \\ \tilde{\tilde{f}}_{20} & \tilde{\tilde{f}}_{21} & \dots & \tilde{\tilde{f}}_{2k} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ \tilde{\tilde{f}}_{n0} & \tilde{\tilde{f}}_{n1} & \dots & \tilde{\tilde{f}}_{nk} \end{bmatrix}, \hat{c} = \begin{bmatrix} \hat{c}_0 \\ \hat{c}_1 \\ \dots \\ \hat{c}_k \end{bmatrix}, V = \begin{bmatrix} V_1 \\ V_2 \\ \dots \\ V_k \end{bmatrix}.$$

Матрицы Фишера $\Phi^T \Phi, \tilde{\Phi}^T \tilde{\Phi}, \tilde{\tilde{\Phi}}^T \tilde{\tilde{\Phi}}$ положительно определенные и невыраженные, тогда имеем обратные матрицы $(\Phi^T \Phi)^{-1}, (\tilde{\Phi}^T \tilde{\Phi})^{-1}, (\tilde{\tilde{\Phi}}^T \tilde{\tilde{\Phi}})^{-1}$. Исходя из этого, получим системы уравнений для коэффициентов:

$$\left. \begin{aligned} \hat{a} &= (\Phi^T \Phi \hat{a}) = \Phi^T Y; \\ \hat{b} &= (\tilde{\Phi}^T \tilde{\Phi} \hat{b}) = \tilde{\Phi}^T Z; \\ \hat{c} &= (\tilde{\tilde{\Phi}}^T \tilde{\tilde{\Phi}} \hat{c}) = \tilde{\tilde{\Phi}}^T V. \end{aligned} \right\} \quad (32)$$

Ковариационные матрицы оценки коэффициентов запишем в виде

$$\begin{aligned} \text{cov}[\hat{a}] &= M[(\hat{a} - a)(\hat{a} - a)^T] = \\ &= (\Phi^T \Phi)^{-1} \Phi^T M[(Y - F)(Y - F)^T] \Phi (\Phi^T \Phi)^{-1} = \\ &= \sigma^2 (\Phi^T \Phi)^{-1}; \text{cov}[\hat{b}] = M[(\hat{b} - b)(\hat{b} - b)^T] = \\ &= (\tilde{\Phi}^T \tilde{\Phi})^{-1} \tilde{\Phi}^T M[(Y - \tilde{F})(Y - \tilde{F})^T] \tilde{\Phi} (\tilde{\Phi}^T \tilde{\Phi})^{-1} = \\ &= \sigma^2 (\tilde{\Phi}^T \tilde{\Phi})^{-1}; \text{cov}[\hat{c}] = M[(\hat{c} - c)(\hat{c} - c)^T] = \\ &= (\tilde{\tilde{\Phi}}^T \tilde{\tilde{\Phi}})^{-1} \tilde{\tilde{\Phi}}^T M[(V - \tilde{\tilde{F}})(V - \tilde{\tilde{F}})^T] \tilde{\tilde{\Phi}} (\tilde{\tilde{\Phi}}^T \tilde{\tilde{\Phi}})^{-1} = \\ &= \sigma^2 (\tilde{\tilde{\Phi}}^T \tilde{\tilde{\Phi}})^{-1}. \end{aligned}$$

Из формул для вычисления ковариационных матриц следует, что оценки

$$\hat{a}_\mu \text{ и } \hat{a}_\nu, \hat{b}_\mu \text{ и } \hat{b}_\nu, \hat{c}_\mu \text{ и } \hat{c}_\nu \text{ определяются как}$$

$$\text{cov}[\hat{a}_\mu \hat{a}_\nu] = \sigma^2 [(\Phi^T \Phi)^{-1}]_{\mu\nu}; \text{cov}[\hat{b}_\mu \hat{b}_\nu] =$$

$$= \sigma^2 [(\tilde{\Phi}^T \tilde{\Phi})^{-1}]_{\mu\nu}; \text{cov}[\hat{c}_\mu \hat{c}_\nu] = \sigma^2 [(\tilde{\tilde{\Phi}}^T \tilde{\tilde{\Phi}})^{-1}]_{\mu\nu},$$

где в правых частях выражения в скобках представляют собой соответствующие элементы матриц $(\Phi^T \Phi)^{-1}, (\tilde{\Phi}^T \tilde{\Phi})^{-1}, (\tilde{\tilde{\Phi}}^T \tilde{\tilde{\Phi}})^{-1}$.

В этом случае имеем:

$$\sigma(\mathbf{x}) = \sqrt{\sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^k f_i(\mathbf{x}) f_j(\mathbf{x}) M[(\hat{a}_i - a_i)(\hat{a}_j - a_j)]} = \sigma \sqrt{\mathbf{f}'(\mathbf{x})(\Phi' \Phi)^{-1} \mathbf{f}(\mathbf{x})};$$

$$\sigma(\mathbf{q}) = \sqrt{\sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^k \tilde{f}_i(\mathbf{q}) \tilde{f}_j(\mathbf{q}) M[(\hat{b}_i - b_i)(\hat{b}_j - b_j)]} = \tilde{\sigma} \sqrt{\tilde{\mathbf{f}}'(\mathbf{q})(\tilde{\Phi}' \tilde{\Phi})^{-1} \tilde{\mathbf{f}}(\mathbf{q})};$$

$$\sigma(\mathbf{r}) = \sqrt{\sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^k \tilde{\tilde{f}}_i(\mathbf{r}) \tilde{\tilde{f}}_j(\mathbf{r}) M[(\hat{c}_i - c_i)(\hat{c}_j - c_j)]} = \tilde{\tilde{\sigma}} \sqrt{\tilde{\tilde{\mathbf{f}}}'(\mathbf{r})(\tilde{\tilde{\Phi}}' \tilde{\tilde{\Phi}})^{-1} \tilde{\tilde{\mathbf{f}}}(\mathbf{r})}.$$

Выполненный нелинейный регрессионный анализ для трех критериев оценивания результатов проектирования технических систем является наиболее точным по сравнению с линейными моделями, поскольку учитывает взаимосвязи

между характеристиками через заданные функции $f_i(\mathbf{x})$, $f_j(\mathbf{q})$ и $f_j(\mathbf{r})$. Полученные зависимости критериев технических систем могут использоваться при решении задач оптимизации проектных решений.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Ansoff H.I.* Evaluation of Applied Research in Business Firm. Technical Planning on the Corporate Level J.R. Brigt (Ed.), Harvard University Press, Cambridge, Massachusetts, 1962.
2. *Souder Wm. E. A.* Scoring Methodology for Assessing the Suitability of Management Science Models.// Management Sci. 18, № 10, 1972, pp. 526 – 543.

Статья поступила в редакцию 2 декабря 2003 г.
Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2003, вып. 4, с. 39 – 44.

СОДЕРЖАНИЕ

ДИНАМИКА И УПРАВЛЕНИЕ

- Постников Н.С.* Импульсные стохастические режимы работы кипящих реакторов3
Топчев Ю.И. Применение метода гармонической линеаризации для синтеза корректирующих устройств системы управления ядерным реактором АЭС 10

ПЕРЕХОДНЫЕ И АВАРИЙНЫЕ РЕЖИМЫ

- Безлепкин В.В., Кузьмин Е.Ю., Кухтевич В.О., Лукин А.В., Сидоров В.Г., Киселев А.Е., Кобелев Г.В., Стрижов В.Ф., Филиппов А.С.* Исследование возможности удержания расплава на днище корпуса реактора на поздней стадии развития тяжелой аварии с помощью кода RATEG/СВЕЧА/ГЕФЕСТ20

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ

- Дмитриев С.М., Востриков А.А., Дмитриева Т.С., Скобелева И.Г., Спиридонов Д.В.* Экспериментальное исследование нестационарного температурного поля в теплопередающей стенке парогенерирующего канала при пульсациях расхода рабочего тела29

ДОЛГОВЕЧНОСТЬ И РЕСУРС

- Дмитриев С.М., Востриков А.А., Дмитриева Т.С., Спиридонов Д.В.* Оценка долговечности теплопередающей поверхности парогенерирующего элемента с двусторонним обогревом в условиях гидродинамической неустойчивости34

ЭКОНОМИКА

- Прядка В.Н.* Регрессионные модели оценивания показателей эффективности технических систем38

CONTENTS

DYNAMICS AND CONTROL

- Postnikov N.S.* Pulse stochastic operation regimes of boiling reactors3
Topcheev Yu.I. Application of the method of harmonic linearization for synthesis of correcting devices of a control system of NPP's nuclear reactor... 10

NON-STATIONARY AND EMERGENCY PROCESSES

- Bezlepkin V.V., Kuz'min T.Yu., Kuhtevich V.O., Lukin A.V., Sidorov V.G., Kiselev A.E., Koblelev G.V., Strizhov V.F., Filippov A.S.* Numerical investigations with RATEG/SVECHA/HEFEST code on possibility for long-term in-vessel code melt retention20

EXPERIMENTAL STUDIES

- Dmitriev S.M., Vostricov A.A., Dmitrieva T.S., Skobeleva I.Yu., Spiridonov D.V.* Experimental research of non-stationary temperature field in a heat transfer surface of the steam generating channel at pulsation of the charge of a working body29

DURABILITY AND RESOURCE

- Dmitriev S.M., Vostricov A.A., Dmitrieva T.S., Spiridonov D.V.* Assessment of durability of a heat transfer surface of an steam generation element with a bilateral heating in conditions of hydrodynamic instability34

ECONOMICS

- Pryadka V.N.* Regressive models of an estimation of parameters of efficiency of technical systems38

Уточненные правила оформления статей

При подготовке статьи в сборник автор должен руководствоваться стандартом “Оригиналы авторские и текстовые издательские” (ОСТ 29.115 – 88). К авторским оригиналам, передаваемым для издания, предъявляются следующие требования:

1. Экземпляр статьи должен быть первым, отпечатан на одной стороне листа формата А4 шрифтом № 12 через 2 интервала. Статья должна быть составлена в следующем порядке: индекс УДК; заглавие; инициалы и фамилии авторов; место работы каждого автора с почтовым адресом; аннотация на русском и английском языках (не более 10 строк каждая); текст; список литературы; рисунки; подрисуночные подписи (на отдельном листе).

2. Статья должна также предоставляться **обязательно** в виде электронной версии обычным шрифтом № 11 Times New Roman, междустрочный интервал – одинарный, в редакторе Word 97 или более поздних версий. Текст не форматируется, в качестве имени файла используется ФИО первого автора статьи. Кавычки в тексте ставятся при английской раскладке клавиатуры (“.”).

3. Содержание статьи должно быть кратким и четким. Исключаются общие рассуждения, известные положения. Не допускается дублирование материала в тексте, таблицах, подрисуночных надписях. Необходимо соблюдать единообразие в написании терминов, наименований физических величин и единиц измерения, условных обозначений, сокращений, символов. Наименования и обозначения единиц физических величин необходимо приводить в системе СИ.

Необходимо обращать внимание на написание прописных и строчных букв: русские и греческие буквы (α , β , γ , φ и т.д.) набираются прямо, а латинские (x , y , z , w и т.д.) – курсивом. Те же требования в обозначениях нужно соблюдать при написании индексов и степеней в формулах. Обозначения матриц и векторов набираются полужирным шрифтом прямо. Формулы, включенные в текст, следует набирать без увеличения интервала между строками, например b/d , $\exp(x/e)$.

4. Таблицы нумеруются, каждая таблица должна иметь заголовок. Сокращения в графах таблицы не допускаются. В тексте необходимы ссылки на все таблицы. Таблицы печатаются в общем тексте после первой ссылки.

5. Формулы и буквенные обозначения величин должны быть размечены и сразу расшифрованы. Формулы нумеруются арабскими цифрами, номер ставится с правой стороны листа в круглых скобках. Нумеровать следует только те формулы и уравнения, на которые есть ссылка в последующем изложении. Формулы выполняются в редакторе Equation 3.0 при невозможности набора на клавиатуре ($x_n^2, y_m^n, \sqrt{x}, \int_0^1 x, \frac{1}{y}$ и т.д.). Подстрочные и надстрочные индексы вводятся с клавиатуры ($x_3, \text{км}^2$ и т.д.), греческие буквы вставляются через Меню *Вставка* → *символ*.

6. В тексте статьи рисунок **обязательно** представляется на отдельном листе формата не более А4. На рисунках допускается минимальное число обозначений – краткие цифровые (по порядку номеров слева направо или по часовой стрелке) или буквенные обозначения. Все пояснения выносятся в подрисуночные подписи. На обороте каждого рисунка указываются фамилии авторов, название статьи, номер рисунка, обозначения верха и низа. Внутренние надписи на рисунках набираются шрифтом № 10. Внизу каждого рисунка должны быть приведены его номер и подрисуночная подпись шрифтом № 10. При наличии нескольких различных графиков на одном рисунке каждый из них обозначается русскими буквами а), б), в) и т.д. и расшифровывается.

В компьютерном виде рисунки, выполненные в графических редакторах, представляются в **отдельных файлах** с расширением jpg, tif, bmp и т.д. (в черно-белом цвете).

7. Ссылки на литературу в тексте даются по порядку арабскими цифрами в квадратных скобках. Список литературы составляется в той же последовательности, в которой приводятся ссылки на литературу. Фамилии и инициалы авторов набираются полужирным курсивом.

8. Список литературы следует оформлять в соответствии с Государственным стандартом “Библиографическое описание документа” (ГОСТ 7. 1 – 84), в частности, необходимо указать :

а) для журнальных статей – фамилии и инициалы авторов (не менее трех первых), название статьи, название журнала (без кавычек), год, том, выпуск, номер, страницы;

б) для книг – фамилии и инициалы авторов, полное название книги, место издания, издательство (без кавычек), год издания;

в) для авторефератов диссертаций – фамилию и инициалы автора, название автореферата диссертации, на соискание какой ученой степени написана диссертация, место и год защиты;

г) для препринтов – фамилии и инициалы авторов, название препринта, наименование издающей организации, шифр и номер, место и год издания;

д) для патентов – фамилии и инициалы авторов, название патента, страну, номер и класс патента, дату и год заявления и опубликования патента;

е) для отчетов – фамилии и инициалы авторов, название отчета, инвентарный №, наименование организации, год выпуска;

ж) для электронных источников – полный электронный адрес, позволяющий обратиться к публикации.

9. В конце текста перед списком литературы указываются контактный телефон и, желательно, адрес электронной почты.

ВОПРОСЫ АТОМНОЙ НАУКИ И ТЕХНИКИ

С е р и я: Физика ядерных реакторов

Выпуск 4

Ответственный за выпуск – С.М. Зарицкий

Редакторы: В.Б. Усищева от НИИ механики ННГУ, В.В. Пчелин

Компьютерная верстка – Л.М. Краснова

Печ.л. 6,4. Уч.-изд.л. 7,9

Подписано в печать 08.12.2003г. Формат 210x297.

Тираж 300. Индекс 3646. 6 статей. Заказ 426.

Отпечатано в ООО Издательство "Научтехлитиздат"

107258, г. Москва, Алымов пер., д.17, стр.2.

Тел.: (095) 737-52-19



НОВЫЕ КНИГИ

Юдицкий С.А., Владиславлев П.Н. Предпроектное моделирование функционирования организационных систем. – М.: ООО Издательство «Научтехлитиздат», ISBN 5-93728-029-6. 2004. – 120 с.

Книга посвящена предпроектному моделированию при создании новых и реформировании существующих организационных систем различного назначения. Дается общее системное представление о всех этапах предпроектного моделирования и более детально, с включением собственных разработок авторов, обсуждаются этапы целеполагания и операционного моделирования.

Книга предназначена для системных аналитиков, занятых созданием и реформированием организационных систем, а также для научных работников, преподавателей, аспирантов и студентов, интересующихся проблемами формализованного моделирования и функционирования организационных систем широкого класса.

Цена – 110 руб. (включая налоги и доставку).

Лебедев Г.Н., Нартов Б.К., Чуканов С.Н. Оперативный контроль и управление подвижными объектами. – М.: ООО Издательство «Научтехлитиздат», ISBN 5-93728-028-8. 2003. – 112 с.

Рассмотрены новые методы оперативного контроля и управления подвижными объектами.

Получены условия оптимальности принятия оперативных решений для многоуровневых структур и предложен критерий оптимизации многоуровневой системы принятия решений. Предложены метод формализации широкого класса задач траекторного управления в виде стандартных задач оптимального управления и метод направленной оптимизации начального вектора управления динамической системы. Дан обзор методов нечеткого динамического программирования.

Для специалистов в областях оптимального управления, проектирования и исследования технических систем и теории динамических систем, а также аспирантов и студентов старших курсов.

Цена – 99 руб. (включая налоги и доставку).

Подкин Ю.Г. Теоретические основы диэлькометрического контроля неравновесных дисперсных систем. – М.: ООО Издательство «Научтехлитиздат», ISBN 5-93728-024-5. 2003. – 160 с.

В монографии рассматриваются с точки зрения неравновесной термодинамики особенности формирования измерительной информации при диэлькометрическом контроле многофазных материалов, в которых протекают количественные и (или) качественные изменения состава и свойств. Показано, что такие процессы сопровождаются аномальным изменением диэлектрических характеристик в пространстве и времени. Разработана методология получения и использования измерительной информации, обеспечивающая повышение эффективности систем технологического контроля.

Книга рассчитана на специалистов в области диэлькометрического контроля и может быть полезна студентам приборостроительных специальностей и аспирантам.

Цена – 132 руб. (включая налоги и доставку).

Заказы принимаются по адресу: 107258, г. Москва, Алымов переулок, д.17, стр.2. ООО Издательство «Научтехлитиздат» или по факсу: (095) 231-78-80, e-mail: pribor@tgizdat.ru.

После получения заказа заказчику будет выставлен счет. По факту оплаты счета книга будет отправлена заказной бандеролью.

Тел. бухгалтерии: (095) 168-13-69.

Индекс 3646

ISSN 0205-4671. Вопросы атомной науки и техники.
Сер. Физика ядерных реакторов, 2003, вып. 4, 1-48