池式钠冷快堆主热传输系统瞬态研究

杨红义^{*}, 齐少璞, 杨军, 叶尚尚, 薛秀丽

中国原子能科学研究院, 北京 102413

^{*} E-mail: yanghongyi@139.com

收稿日期: 2021-02-02; 接受日期: 2021-04-25; 网络版发表日期: 2021-08-19

摘要 钠冷快堆是第四代先进核能系统的首选堆型, 它因具有可增殖核燃料、嬗变放射性废物, 以及高热效率发电等优势, 成为先进核能技术发展的重要方向和标志. 目前, 我国正在设计和建造第二座钠冷快堆. 快中子的物理特性、液态金属钠的热工水力学、复杂热交换器传热技术, 以及钠-水蒸汽发生器技术等关键核心技术, 给钠冷快堆技术的工程化带来特殊复杂的科学问题. 文本中以钠冷快堆能量传输过程为对象, 研究并建立用于分析各种能量传输和转换过程中大范围瞬态的数学物理模型, 并采用凤凰堆自然循环和FFTF失流实验国际基准例题对模型进行了验证与确认, 模型计算值与实验数据趋势一致且吻合较好. 针对某典型池式钠冷快堆, 综合采用工程评价和演绎分析法对电厂的四类瞬态事件进行了确定. 其中, 正常运行瞬态9个, 偏离正常的预期瞬态23个, 异常瞬态10个, 紧急瞬态7个. 采用所建立的数学物理模型, 给出了每一类典型瞬态的分析结果, 为系统和设备/部件的设计提供了重要依据, 并为完成钠冷快堆瞬态工况和运行模式设计以及安全评价奠定了科学技术基础.

关键词 钠冷快堆, 热工水力, 瞬态分析, 能量转换, 安全评价

1 引言

快堆是由快中子引起核裂变并维持链式反应的反应堆, 由于具有对核燃料的增殖特性、可对高放射性废物进行嬗变特性, 以及良好的安全特性, 因此它成为世界公认的支持先进闭式燃料循环和核能可持续发展的首选反应堆堆型^[1]. 金属钠因为其良好的中子相容性和优异的热传输性而成为快堆的主要冷却剂类型. 目前全世界建成过22座钠冷快堆, 并且已经具备了三百多堆·年的运行经验.

我国从20世纪60年代开始研究和开发快堆技术, 并一直坚持选择钠冷快堆发展方向. 20世纪90年代初

期, 在国家高技术研究发展计划(863计划)的支持下, 我国首座快堆——中国实验快堆正式立项, 其热功率65 MW, 实验发电功率20 MW, 建设在北京西南郊区的中国原子能科学研究院内. 该堆在2011年7月达到40%额定功率运行24 h的项目目标, 并于2014年12月18日, 在完成一系列重要的全厂性瞬态实验后达到100%额定功率运行72 h的设计目标.

2014年国家立项开始设计和建造六十万千瓦示范快堆电站, 厂址在福建霞浦, 预计于2023年左右建成. 示范快堆的技术路线与中国实验快堆基本一致, 以液态金属钠为冷却剂, 一回路系统采取池式布置.

在自主设计和建造这两个钠冷快堆过程中, 研发

引用格式: 杨红义, 齐少璞, 杨军, 等. 池式钠冷快堆主热传输系统瞬态研究. 中国科学: 技术科学, 2022, 52: 1521–1542

Yang H Y, Qi S P, Yang J, et al. Transient analysis of the main heat-transfer system of the pool-type sodium-cooled fast reactor (in Chinese). Sci Sin Tech, 2022, 52: 1521–1542, doi: 10.1360/SST-2021-0052

人员面临的一个重大的科学问题就是: 如何通过物理模型来构造钠冷快堆中的能量传输和转换过程. 该问题不仅仅涉及到反应堆设计方案和工艺参数的优化确定, 还涉及到对总体设计方案的安全评价问题, 也关系到快堆运行方式和模式等重大技术问题.

核电厂的设计中, 发挥不同功能的物项需满足不同的设计要求. 对于安全重要物项要求其在核电厂全寿期内, 在运行状态和事故工况的设计基准事故下, 能够承受各种稳态和瞬态的载荷, 并保持其压力边界的结构完整性, 以及可运行性和功能能力. 安全级部件及设备的设计中必须开展应力分析, 以确保在各种稳态和瞬态载荷下, 部件及设备的结构完整性得以保证. 设计瞬态分析即是计算分析电厂在各类稳态和瞬态工况下时, 相关安全级部件及设备所承受的温度、流量和压力等热工流体载荷, 为安全级部件和设备提供力学评价所需的设计输入.

本文从池式钠冷快堆的能量传输和转换技术方案、原理模型、瞬态设计分类等方面分析解决科学问题, 并给出了典型的瞬态分析结果, 为支撑钠冷快堆工程设计和安全分析提供科学原理和解决方法的技术支撑.

2 池式钠冷快堆的能量传输方案

池式钠冷快堆的主热传输系统一般采用钠-钠-水的三回路方案^[2~7], 每个回路将设置若干并联的环路, 堆芯区域产生的核裂变能量通过一回路系统钠传递给二回路钠, 经由蒸汽发生器将二回路的饱和水转化为过热蒸汽, 最终推动汽轮发电机组产生电能, 典型池式钠冷快堆的系统原理如图1所示.

堆芯系统由燃料组件、控制棒组件、转换区组件及各类屏蔽组件构成, 核裂变反应即发生在此系统, 是整个核电厂的能量来源, 中国实验快堆平衡态堆芯布置方案如图2所示. 一回路系统为池式钠系统, 主要设备包括一回路主泵、中间热交换器、堆内换料设备、双层反应堆容器及堆内构件等, 一回路冷却剂钠被分隔为冷池和热池两大区域, 所有主设备一体化布置于反应堆容器当中, 亦即采用池式一体化布置方案. 一回路能量传输过程为: 在一回路主泵的驱动下, 冷池的冷钠流经堆芯系统被核裂变能加热后进入热池, 通过中间热交换器壳侧并将热量传递给二回路钠, 之后被冷却的一回路钠回到冷池当中.

图1 (网络版彩图)典型池式钠冷快堆系统原理图

Figure 1 (Color online) Schematic diagram of typical pool-type sodium-cooled fast reactor.

图 2 (网络版彩图)中国实验快堆平衡态堆芯布置图

Figure 2 (Color online) Equilibrium core layout of China experimental fast reactor.

二回路主冷却系统为回路式钠系统, 主要设备包括二回路主泵、蒸汽发生器及钠缓冲罐等。二回路的能量传输过程为: 在二回路主泵的驱动下, 二回路冷端的冷却剂钠进入中间热交换器管侧吸收一回路的能量后温度升高, 通过二回路热端管道进入蒸汽发生器(或可分为蒸发器和过热器两个模块)壳侧并将三回路给水加热为高温高压的过热蒸汽, 之后经冷端管道返回二回路主泵。

蒸汽动力转换系统为水/蒸汽系统, 主要设备包括给水泵、汽轮机、发电机、凝汽器、凝结水泵、除氧器、加热器等。蒸汽动力转换系统的能量传输和转换过程为: 在给水泵的升压驱动下, 三回路水进入蒸汽发生器管侧吸收二回路热量后转化为高温高压的过热蒸汽, 之后推动汽轮机带动发电机组生产电能, 做功后的乏蒸汽被流经凝汽器管侧的循环水冷却后转化为凝结水, 通过凝结水泵、加热器及除氧器进行升温升压, 最终返回给水泵。循环水系统内的循环水在循环水泵的驱动下流过凝汽器管侧将系统乏热带走, 并通过空冷塔将热量排放到海水或大气等最终热阱当中。

钠冷快堆的主要安全系统包括保证安全停堆的停堆保护系统、应对常规岛正常热阱功能丧失情况下反应堆余热排出的事故余热排出系统、应对反应堆容器(包括主容器和保护容器)内压力超标的反应堆容器超压保护系统及应对钠水反应事故的蒸汽发生器事故保护系统等。

3 钠冷快堆热传输系统瞬态分析模型开发与验证

3.1 总体原理

钠冷快堆电厂系统瞬态分析的主要技术工具为系统分析程序, 系统分析程序将电厂主热传输系统中的各个系统或部件抽象为物理数学模型, 通过耦合求解这些数学物理模型得到电厂在各类稳态或者瞬态工况下的主要参数(典型如反应堆功率、堆芯进出口温度、二回路冷热段温度, 以及各回路流量压力等), 从而定量表征电厂的稳态和瞬态特征。

3.2 堆芯模型

3.2.1 堆芯物理模型

堆芯物理技术模型旨在模拟各类瞬态过程中反应堆功率的变化。反应堆的功率包括两部分, 一部分是裂变功率, 即裂变过程产生的功率, 一般计算中近似认为每次裂变将释放出200 MeV的能量; 另一部分是衰变功率, 即裂变产物或者铀系核素衰变产生的功率。裂变功率和衰变热的产生关系如图3所示。

系统程序模型中反应堆裂变功率一般采用点堆模型进行模拟。点堆模型不考虑堆芯空间效用, 是一个集总参数的模型, 被广泛地用在核电厂系统分析程序中。

点堆模型^[8,9]的具体模型如下:

$$\frac{dN(t)}{dt} = \frac{\rho(t) - \beta}{\Lambda} N(t) + \sum_{i=1}^M \lambda_i C_i(t), \quad (1)$$

$$\frac{dC_i(t)}{dt} = \beta_i N(t) - \lambda_i C_i(t), \quad i = 1, \dots, M, \quad (2)$$

其中, $N(t)$ 表示中子数密度, m^{-3} ; $\rho(t)$ 表示反应性, pcm; Λ 表示中子代时间, s; β 表示有效缓发中子份额, 无量纲数; M 表示缓发中子组数; λ_i 表示第*i*组缓发中子先驱核衰变常数, s^{-1} ; $C_i(t)$ 表示第*i*组缓发中子先驱核的数密度, m^{-3} ; β_i 表示第*i*组缓发中子先驱核的有效缓发中子份额, 无量纲数。

衰变热计算模型如下:

$$\frac{dH_j(t)}{dt} = E_j \phi(t) - \lambda_j H_j(t), \quad (3)$$

其中, $\phi(t)$ 为裂变功率密度, W/m^3 , λ_j 为第*j*种裂变产物或者铀系核素的衰变常数, s^{-1} ; E_j 为无量纲常数, 表示各核素对应的功率份额, $\lambda_j H_j(t)$ 即为第*j*种裂变产物或

图3 (网络版彩图)反应堆裂变功率和衰变热产生过程示意图

Figure 3 (Color online) Schematic diagram of reactor fission power and decay heat generation process.

钢系核 t 时刻的衰变功率密度, W/m^3 .

反应堆运行时, 瞬态过程中反应堆功率的变化会使堆内各种材料的温度发生变化, 这些变化将引起反应性的变化, 反过来影响反应堆的功率, 这就是通常所说的反应性反馈. 计算反应堆功率时必须考虑反应性反馈^[10]. 通常在快堆瞬态分析中主要考虑以下几种反应性反馈效应:

- (1) 堆芯轴向和径向膨胀反馈;
- (2) 多普勒反馈;
- (3) 冷却剂温度反馈;
- (4) 组件弯曲反馈.

其中, 堆芯轴向膨胀反馈主要是燃料在瞬态过程中由于温度变化引起体积变化导致的反应性引入. 堆芯径向膨胀主要由栅板联箱的膨胀引起, 而栅板联箱的膨胀主要由堆芯入口钠温决定, 因此, 径向膨胀反馈主要是由堆芯入口钠温的变化导致的反应性引入. 多普勒反馈主要是由燃料原子核共振吸收的多普勒效应所导致的反应性引入. 冷却剂温度反馈是由冷却剂温度变化引起密度变化, 进而影响堆芯中子能谱所导致的反应性引入. 组件弯曲反馈是由组件沿着轴向反生弯曲变形而导致的反应性引入. 各类反应性反馈的计算中近似认为各类反应性反馈相互独立, 且与堆芯材料或堆芯特征温度的变化成正比, 比例系数即为反应性反馈系数. 反应性反馈系数一般通过堆芯核设计软件计算不同堆芯状态下堆芯有效增殖因子的变化求得, 求得反应性反馈系数后, 反应性反馈可采用下式计算:

$$\rho_{\text{fb}}(t) = \alpha_{\text{fa}}(T_f - T_f(0)) + \alpha_{\text{fr}}(T_{\text{in}} - T_{\text{in}}(0)) + \alpha_{\text{fd}} \ln \left(\frac{T_f}{T_f(0)} \right) + \alpha_c(T_c - T_c(0)) + \alpha_b(T_{\text{out}} - T_{\text{in}}), \quad (4)$$

其中, $\rho_{\text{fb}}(t)$ 是外加反应性; T_f 为燃料平均温度, $^{\circ}\text{C}$; $T_f(0)$ 为燃料初始平均温度, $^{\circ}\text{C}$; T_{in} 为平均堆芯入口温度, $^{\circ}\text{C}$; $T_{\text{in}}(0)$ 为平均初始堆芯入口温度, $^{\circ}\text{C}$; α_{fa} 为平均堆芯轴向膨胀反馈系数; α_{fr} 为平均堆芯径向膨胀反馈系数; α_{fd} 为平均燃料Doppler反馈系数; T_c 为平均冷却剂温度, $^{\circ}\text{C}$; $T_c(0)$ 为冷却剂初始平均温度, $^{\circ}\text{C}$; α_c 为平均冷却剂温度反馈系数; T_{out} 为堆芯出口平均温度, $^{\circ}\text{C}$; α_b 为平均燃料弯曲反应性反馈系数.

3.2.2 堆芯热工模型

堆芯热工模块用于获取堆芯区域冷却剂、包壳及燃料的温度分布与瞬态响应特性, 为了兼顾计算精度与计算速度, 系统分析程序的堆芯热工模块一般采用多个互相独立的并联单通道模型, 轴向和径向控制体划分示意图如图4所示.

通道的流体换热控制方程如下^[11,12]:

$$A \frac{\partial(\rho c_p T)}{\partial t} + \frac{\partial(w c_p T)}{\partial z} = A(q_{\text{cd}} + q_z + q_e), \quad (5)$$

其中, A 为流道截面积, m^2 ; ρ 为流体密度, kg/m^3 ; T 为温度, $^{\circ}\text{C}$; w 为流体质量流量, kg/s ; c_p 为流体定压比热容, $\text{J}/(\text{kg K})$; t 为时间, s ; z 为轴向高度, m ; q_{cd} 为流体与包壳换热项, W/m^3 ; q_z 为轴向导热项, W/m^3 ; q_e 为其他换热项, W/m^3 .

每个通道包含一根燃料棒作为热源, 其温度分布通过求解导热方程得出, 芯块中心孔处采用绝热边界条件, 芯块与包壳的间隙传热采用等效传热系数, 包壳外壁采用对流换热边界条件, 燃料棒的温度分布采用如下方程求解^[11,12]:

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(k r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q_v, \quad (6)$$

其中, r 为径向距离, m ; k 为燃料热导率, $\text{W}/(\text{m K})$; q_v 为燃料体积释热率, W/m^3 .

堆芯热工模块沿流动方向求解轴向各层节点温度, 流体部分采用一阶迎风格式, 燃料棒采用追赶法求解本层径向温度分布.

图 4 (网络版彩图)堆芯通道轴向(a)和径向(b)控制体示意图

Figure 4 (Color online) Schematic diagram of axial (a) and radial (b) control volumes of the core channel.

3.3 一回路主热传输系统模型

对于反应堆系统瞬态分析而言,一回路系统一般处理为一维模型,属于典型的流网系统,分析过程中首先求解各流道的流量,为堆芯、钠池、中间热交换器等区域的流动换热模块提供输入,之后分别求解各区域的换热过程.典型池式钠冷快堆一回路控制体划分示意如图5所示.

一回路复杂的流道构成了典型的流网系统,可采用特征线方法^[11~14]进行求解:

$$C^+: \begin{cases} \frac{dx}{dt} = a, \\ \frac{1}{A} \frac{dw}{dt} + \frac{1}{a} \frac{dp}{dt} + \rho g \sin \alpha + \frac{f}{2\rho A^2 D_e} w|w| = 0, \end{cases} \quad (7)$$

$$C^-: \begin{cases} \frac{dx}{dt} = -a, \\ \frac{1}{A} \frac{dw}{dt} - \frac{1}{a} \frac{dp}{dt} + \rho g \sin \alpha + \frac{f}{2\rho A^2 D_e} w|w| = 0, \end{cases} \quad (8)$$

其中, $dx/dt = \pm a$ 为网格和时间步长需满足的关系式; t 为时间, s; x 为流动扰动传播距离, m; a 为压力波波速, m/s; w 为质量流量, kg/s; A 为流道截面积, m^2 ; p 为压力, Pa; ρ 为流体密度, kg/m^3 ; g 为重力加速度, m/s^2 ; f 为摩擦阻力系数; $\sin \alpha$ 为管道水力坡度; D_e 为水力直径, m.

流网系统由管道和设备共同组成,其中方程(7)和(8)用于求解可视作管道的流道,例如堆芯流道,对于不宜处理为流道的设备,一般将其等效为流量和压力

具有特定函数关系的流网节点设备,例如钠池和泵等,不同设备节点可反应自身的特征参数,例如泵可模拟不同转速下扬程和流量的关系.

对于流网管道节点,在方程(7)和(8)两侧同乘 $adt = dx$ 并积分,可得如下差分格式:

图 5 (网络版彩图)典型池式钠冷快堆一回路控制体划分示意图

Figure 5 (Color online) Schematic diagram of primary system control volumes for typical pool type SFR.

$$\begin{cases} C^+ : \frac{a}{A}(w_P - w_A) + (p_P - p_A) + \rho g \Delta x \sin \alpha \\ \quad + \frac{f \Delta x}{2 \rho D_e A^2} w_A |w_A| = 0, \\ C^- : \frac{a}{A}(w_P - w_B) - (p_P - p_B) + \rho g \Delta x \sin \alpha \\ \quad + \frac{f \Delta x}{2 \rho D_e A^2} w_B |w_B| = 0, \end{cases} \quad (9)$$

其中, 下标 P, A, B 分别代表当前、上游及下游节点, 对 w 积分时以 w_A 和 w_B 作为近似中值。

对于钠池设备节点, 因其属于带有气腔的液体容器, 分析当中需要考虑液位变化对气体压力和自由液面高度的影响, 为便于说明原理, 以一进两出的容器为例进行介绍, 如图6所示, 实际的进出口数量由用户在输入卡定义。

根据上下游节点的压力及钠池节点流量平衡原理, 结合气腔压力与体积的关系, 可得如下关系式^[12]:

$$\begin{cases} P_1 - \rho g \Delta h = C_1 - B_1 w_1, \\ P_2 = C_2 + B_2 w_2, \\ P_3 = C_3 + B_3 w_3, \\ P_1 - \rho g \Delta h = P_2 = P_3 = P_g, \\ P_l = P_g + \rho_l g(z_i' + \Delta z_i - z_r), \\ w_1 = w_2 + w_3 + w_p, \\ P_g V_g^\gamma = \text{const}, \end{cases} \quad (10)$$

其中, $C_1 \sim C_3, B_1 \sim B_3$ 均为接口处管道参数, 为已知量; 下标1~3表示进出口位置, l 表示液体, g 表示气体; V_g 为气腔体积, m^3 ; z 为液面标高, m , 下标 i 表示液面, r 表示出口管中心, 上标'表示上一时程, Δz_i 为液面高度增量, m ; Δh 为进出口高度差, m ; w_p 表示钠池净增质量流量, kg/s . 此方程组共有11个未知数: $P_1 \sim P_3, P_g, P_l, w_1 \sim w_3, w_p, V_g, \Delta z_i$, 而方程只有9个, 利用液位与体积之间的相互关系, 可补充如下方程组:

$$\begin{cases} \Delta z_i = \Delta V_l / A_{\text{surf}}, \\ \Delta V_l = \frac{\Delta m_l}{\rho_l} - \frac{\Delta m_l}{\rho_l^2} \Delta \rho_l, \\ \Delta m_l = w_p' \Delta t, \\ \Delta V_g = -\Delta V_l, \\ V_g = V_g' + \Delta V_g, \end{cases} \quad (11)$$

其中, ΔV_l 和 ΔV_g 分别为液体和气体体积增量, m^3 ; A_{surf} 为液面面积, m^2 ; Δm_l 为液体质量增量, kg ; ρ_l 和 $\Delta \rho_l$ 分别为液体密度及增量, kg/m^3 , 通过换热模块提供; w_p' 和

图6 钠池流动求解模型示意图

Figure 6 Schematic diagram of sodium pool flow model.

V_g' 为上一时程变量, 已知. 利用方程(11)可求得 V_g 和 Δz_i , 带入方程(10)即可求得所有变量。

堆芯与中间热交换器的换热分别在堆芯热工模块和二回路系统模块中完成, 一回路钠池换热模块主要用于获取钠池的平均温度, 可采用点模型或分区点模型^[11,12]:

$$M_i c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \sum_{j=1}^{N_i} w_j c_p (T_j - T_i) - \varphi, \quad (12)$$

其中, M_i 为控制体质量, kg ; c_p 为流体定压比热容, $\text{J}/(\text{kg K})$; T 为温度, $^\circ\text{C}$; φ 为控制体热源, W ; i 为第 i 个计算控制体或钠池; j 为第 i 个控制体的第 j 个入口; N_i 为第 i 个控制体的入口控制体总数. 分区点模型在获得钠池平均温度的同时还可模拟钠池不同区域间的热量交换. 基于钠池内各区域的流动换热特征, 给出了如图5所示的钠池控制体划分方式: H1~H9代表热池控制体, 其中H2代表中心测量柱周围流体, H3~H7为热池主体部分, H8为热池上部区域, H9为IHX一次侧入口窗; C1~C10为冷池控制体, 其中C1~C4为冷池主体部分, C5为一回路泵, C6为冷热池换热的中间控制体, C7~C10为一回路压力管。

3.4 二回路主热传输系统模型

(1) 中间热交换器模型

钠冷快堆中的中间热交换器(intermediate heat exchanger, IHX)壳侧流体为一回路高温冷却剂, 二次侧为二回路载热剂, 两侧流体逆向流动换热. IHX的两侧

流体和传热管壁的温度分布计算控制方程^[15]如式(13)~(15), 网格划分示意图如图7所示。

一次侧流体能量方程:

$$\rho_p C_{pp} \frac{\partial T_p}{\partial t} + G_p C_{pp} \frac{\partial T_p}{\partial x} = -\frac{U_p}{A_p} k_p (T_m^{n+1} - T_p^{n+1}), \quad (13)$$

二次侧流体能量方程:

$$\rho_s C_{ps} \frac{\partial T_s}{\partial t} + G_s C_{ps} \frac{\partial T_s}{\partial x} = -\frac{U_s}{A_s} k_{s,i} (T_m - T_s), \quad (14)$$

管壁传热方程:

$$\rho_m C_m \frac{\partial T_{m,i}^{n+1}}{\partial t} = -\frac{U_p}{A_m} k_p (T_m - T_p) - \frac{U_s}{A_m} k_{s,k} (T_m - T_s), \quad (15)$$

其中, 下标 p 表示壳程(一次侧)流体; 下标 s 表示管程(二次侧)流体; 下标 m 表示管壁。

(2) 蒸汽发生器模型

钠冷快堆采用一次通过式直流蒸汽发生器(steam generator, SG)以将给水从过冷态加热至两相, 并最终获取高温高压的过热蒸汽。瞬态过程中, 随着边界条件的变化, 相界面将会发生移动。为了描述瞬态过程中

图7 (网络版彩图)中间热交换器节点划分示意图

Figure 7 (Color online) Schematic diagram of node volumes of the intermediate heat exchanger.

SG的热工特性, 避免固定网格模型容易出现的结果阶跃和计算不稳定的缺点, 采用传热区边界在瞬态过程中可以移动的滑移网格模型^[16~18]。其简化示意图如图8所示。

基于Leibnitz理论将包含时间项的微分方程表示如下^[19]:

$$\int_{Z_i}^{Z_{i+1}} \frac{\partial f}{\partial t} dz = \frac{d}{dt} \int_{Z_i}^{Z_{i+1}} f dz - f_{i+1} \cdot \frac{dZ_{i+1}}{dt} + f_i \cdot \frac{dZ_i}{dt}, \quad (16)$$

其中, f 为 ρ 或 ρH ; $f_i = f(Z_i, t)$; Z_i 为第 i 控制体与给水入口的距离, m。

式(16)的等于号右边第一项可表达成下式:

$$\frac{d}{dt} \int_{Z_i}^{Z_{i+1}} f dz = \frac{d}{dt} [f_i^- \cdot (Z_{i+1} - Z_i)], \quad (17)$$

其中, f_i^- 为第 i 控制体 f_i 的平均值。为避免跷跷板(seesaw)效应, 文中取控制体出口参数作为该控制体的定性参数。

可得

$$\int_{Z_i}^{Z_{i+1}} \frac{\partial f}{\partial t} dz = \frac{df_i}{dt} \Delta Z_i + f_i^- \cdot \left(\frac{dZ_{i+1}}{dt} - \frac{dZ_i}{dt} \right) - f_{i+1} \cdot \frac{dZ_{i+1}}{dt} + f_i \cdot \frac{dZ_i}{dt}. \quad (18)$$

图8 蒸汽发生器滑移网格模型简化示意图

Figure 8 Simplified schematic diagram of steam generator slip grid model.

据此可得到两侧流体及管壁中含时间项方程的积分形式:

$$\int_{Z_i}^{Z_{i+1}} \frac{\partial f}{\partial t} dz = \begin{cases} \frac{df_{i+1}}{dt} \Delta Z_i - \frac{dZ_i}{dt} \Delta f_i, & \text{水/蒸汽侧,} \\ \frac{df_i}{dt} \Delta Z_i - \frac{dZ_{i+1}}{dt} \Delta f_i, & \text{钠侧,} \\ \frac{1}{2} \left(\frac{df_i}{dt} + \frac{df_{i+1}}{dt} \right) \Delta Z_i - \left(\frac{dZ_{i+1}}{dt} + \frac{dZ_i}{dt} \right) \Delta f_i, & \text{管壁,} \end{cases} \quad (19)$$

水/蒸汽两相换热系数以及传热恶化点的计算参考文献[20,21].

(3) 钠分配器模型

大型池式钠冷快堆一般采用多模块SG的布置方案. 多模块SG由同一台钠分配器供钠, SG出口钠汇合于钠缓冲罐, 故多台SG的钠通道为典型的并联设备通道, 可简化成 N 条一维并联通道进行流量求解. 典型的并联通道示意图如图9所示.

由于通道间不存在搅混, 采用一维流动模型求解各通道流量, 其基本方程如下.

质量守恒:

$$\frac{\partial W_i}{\partial t} = \sum_{i=1}^N \frac{\partial W_i}{\partial t}, \quad (20)$$

动量守恒:

图9 典型并联通道示意图

Figure 9 Typical parallel channel diagram.

$$\frac{\partial G_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{G_i^2}{\rho_i} \right) = -\frac{\partial P}{\partial x} - \int_{U_e} \tau_f dU_e - \rho_i g. \quad (21)$$

(4) 钠容器模型

钠缓冲罐和钠管道可采用容器模型进行热工计算. 容器模型中的焓值变化考虑其延迟效应[5].

$$M \frac{dH}{dt} = W(H_{in} - H), \quad (22)$$

其中, M 为流体质量, kg; W 为流体流量, kg/s; H 为管道或缓冲罐中介质的焓值, kJ/kg; H_{in} 为流体进入容器的时的焓值, kJ/kg.

(5) 系统流量计算模型

回路中载热剂的流动是依靠泵提供的强迫循环压头驱动的. 回路的流量求解可根据回路流动特性和泵的四象限曲线进行确定.

根据动量方程[22], 可得:

$$\oint \frac{\partial W}{\partial t} \cdot \frac{dZ}{A} = -\oint \frac{\partial P}{\partial Z} \cdot \frac{dZ}{A} - \oint \frac{\partial}{\partial Z} \left(\frac{W^2}{\rho A} \right) \cdot \frac{dZ}{A} - \oint \frac{fW|W|}{2D\rho A^2} \cdot \frac{dZ}{A} - \oint \rho g dZ - F_{loc} W^2, \quad (23)$$

其中, Z 为回路各节点标高, m; A 为回路各节点流通截面积, m^2 ; F_{loc} 为总的局部阻力损失系数.

由于回路封闭, 并考虑泵压头和回路自然循环压头, 则式(23)可简化为

$$\frac{\partial W}{\partial t} \oint \frac{dZ}{A} = B + \Delta P_{pump} - W|W|(F_{loc} dZ + F_{loc}), \quad (24)$$

其中, B 为自然循环压头, Pa; ΔP_{pump} 为循环驱动压头, Pa.

3.5 蒸汽动力转换系统模型

蒸汽动力转换系统是将主热传输二回路系统产生的高温高压蒸汽引入汽轮机膨胀做功, 将热能转换为机械能, 并最终转换为电能. 该系统包括汽轮机、凝汽器、再热器、汽水分离器、发电机、循环水泵、凝结水泵、低压加热器、除氧器、高压加热器, 以及相关的管路及阀门等设备与部件. 蒸汽动力转换系统动态模型可计算模拟该系统启动与停机、正常运行, 以及各类瞬态工况下的动态过程, 确定系统主要节点的工质流量及其热力特性参数, 获得其功率、热耗率、

汽耗率等指标, 分析其热经济性及安全性。

3.5.1 汽轮机模型

汽轮机模型包括汽轮机暖机模型、冲转模型、发电模型及停机模型, 其核心是汽轮机工质的能量平衡及本体金属的热平衡。

(1) 暖机模型

在暖机过程中, 汽轮机各缸在蒸汽的加热下温度逐渐升高, 有

$$\frac{d(C_m M_{\text{turbine}} T_{\text{turbine}})}{dt} = \alpha A_{\text{turbine}} \times (T_s - T_{\text{turbine}}), \quad (25)$$

其中, C_m 为汽轮机缸体金属比热, $\text{J}/(\text{kg K})$; M_{turbine} 为汽轮机缸体金属质量, kg ; T_{turbine} 为汽轮机缸体平均温度, $^{\circ}\text{C}$; α 为汽轮机缸体表面换热系数, $\text{W}/(\text{m}^2 \text{K})$; A_{turbine} 为汽轮机换热面积, m^2 ; T_s 为蒸汽平均温度, $^{\circ}\text{C}$ 。

(2) 冲转及停机模型

在冲转及停机过程中, 汽轮机不发电, 由此有

$$\frac{d(K_{\text{turbine}} n_{\text{turbine}}^2)}{dt} = W_{\text{turbine}} - W_m, \quad (26)$$

其中, n_{turbine} 为汽轮机转速, r/min ; W_{turbine} 为汽轮机做功, W ; W_m 为汽轮机机械损失, W ; K_{turbine} 是和汽轮发电机转子转动惯量有关的常数, 其计算公式为 $K_{\text{turbine}} =$

$\frac{1}{2} J_{\text{turbine}} \left(\frac{2\pi}{60} \right)^2 = \frac{\pi^2}{1800} M_{\text{turbine}} r^2$, 其中, M_{turbine} 为汽轮机转子总质量, kg ; r 为汽轮机转子当量半径, m 。

(3) 发电模型

在发电状态下, 汽轮机转速不变, 因此有

$$N_d = W_{\text{turbine}} - W_m - W_g, \quad (27)$$

其中, N_d 为发电机输出功率, W ; W_g 为发电机损失, W 。

3.5.2 加热器模型

蒸汽动力转换系统中的加热器类型较多, 主要包括高压回热型加热器、低压回热型加热器等。加热器内物理过程为壳侧蒸汽凝结放热, 管侧给水被加热升温。每种加热器内均含有蒸汽凝结段, 其中高压加热器带有蒸汽冷却段, 高压加热器和低压加热器带有疏水冷却段。对于蒸汽冷却段, 其壳侧为过热蒸汽放热冷却, 蒸汽始终保持过热状态, 但过热度下降, 给水被加热升温; 对于疏水冷却段, 其壳侧和管侧均为单相水

强制对流换热; 而凝结段壳侧为凝结换热, 蒸汽凝结放出潜热并传递给给水, 其温度保持不变并等于加热器压力下的饱和温度。不同加热器的结构形式基本相同, 主要因为其加热蒸汽参数高低不同而从强度方面做了不同的考虑。因此, 在进行数学模型分析时, 是对其进行通用性的分析, 加热器模型可参考 SG 模型, 在仿真研究时根据参数不同而具体处理。加热器的模型示意图如图 10 所示。

3.5.3 除氧器模型

除氧器由除氧头和储水箱组成, 除氧器中的水以维持饱和状态降低氧的溶解度来达到去除氧的目的。除氧器为滑压运行方式, 即内部压力随机组负荷的变化而变化, 在瞬态模型中主要考虑给水流量、温度和蒸汽压力对除氧器出口水温的影响。

除氧头内质量、能量和空间方程分别如下:

$$\frac{d(V_g \rho_s + V_g \rho_q)}{dt} = D_{jq} + D_{js} - D_{gs}, \quad (28)$$

$$\frac{d(V_g \rho_s h_s + V_g \rho_q h_q + M_{\text{turbine}} C_{nfm})}{dt} = D_{jq} h_{jq} + D_{js} h_{js} - D_{gs} h_{gs}, \quad (29)$$

$$V_s + V_q = V_t. \quad (30)$$

除氧器物理模型的示意图如图 11 所示。

3.5.4 汽水分离器模型

在核电机组中, 一般设置汽水分离再热器将蒸汽和水分离, 并将蒸汽进行再热, 以提高汽轮机组安全性和内效率。建立汽水分离器模型时可以考虑分离器内部和疏水两个部分, 如图 12 所示。汽水分离器的模拟采用集总参数法进行。

出口蒸汽干度见式(31):

$$X_0 = \frac{M_{\text{in}} X_{\text{in}}}{M_{\text{in}} X_{\text{in}} + M_{\text{in}} (1 - X_{\text{in}}) (1 - \eta)}. \quad (31)$$

3.5.5 凝汽器模型

凝汽器本质上是管壳式换热器, 壳侧为水和蒸汽, 管侧为冷却水。对两侧分别列出质量、动量和能量守恒方程并联立求解, 即可得到凝汽器的进出口参数。

凝汽器出口水和循环冷却水出口温度分别见式(32)和(33):

图 10 (网络版彩图) 加热器模型示意图

Figure 10 (Color online) Schematic diagram of heat exchanger model.

图 11 除氧器示意图

Figure 11 Schematic diagram of deaerator.

$$\frac{dM_w H_w}{d\tau} = (F_c + F_{ss} - F_f) H_{bhs} - F_f H_w, \quad (32)$$

$$M_{cw} C_w \frac{d\left(\frac{T_1 + T_2}{2}\right)}{d\tau} = Q_c - D_w C_w (T_1 - T_2). \quad (33)$$

3.6 事故余热排出系统模型

对于所有类型的核能反应堆, 紧急停堆后堆芯余热排出都是重要的安全考验. 对于钠冷快堆, 紧急停堆后, 典型快堆堆芯出口温度一般会有三个峰值. 其中前两个峰值由堆的固有安全性设计及一、二回路主

图 12 汽水分离器模型. (a) 波纹板式汽水分离器结构; (b) 汽水分离器的模型简化

Figure 12 Schematic diagram of steam water separator. (a) Corrugated plate steam water separator structure; (b) simplification model of the separator.

泵的惰转时间相互配合进行消峰; 第三个峰值一般则由专门的事故余热排出系统(decay heat removal system, DHRS)进行消峰.

DHRS一般会设计成自然循环回路, 这种非能动的事事故余热排出方式, 是钠冷快堆一个重要特征, 也是重要优点之一. 目前随着技术的发展及对安全的更高要求, DHRS的设计逐步从二回路被移到一回路由主容器内^[3,23~26]. 其典型设计如图13所示, 系统由三个回路组成, 分别利用盒间、盒内流及两个主要过程设备, 以自然循环的方式, 分三步将堆芯热量传到最终热阱——大气. 第一步, 利用盒内、盒间流将堆芯热量传到热池; 第二步, 利用钠-钠热交换器(即独立交换器DHX)将热池热量传到中间回路; 第三步, 利用钠-空气热交换器(即空冷器AHX), 并在拔风烟囱的帮助下, 将中间回路的热量传到大气. 中国实验快堆以及我国目前正在紧张设计的示范快堆均采用了这种设计.

3.6.1 考虑盒间、盒内传热的组件技术模型

将DHX置于热池的余热排出系统的设计, 其重要特点是在余热排出期间, 利用了盒间流的作用. 在强迫循环时, 盒间流作用可以忽略不计. 但在自然循环期间, 盒间流对降低堆芯温度起着重要作用. 主要体现在两个方面, 一为展平了各组件间的温度差, 二为拉低了组件内的最高温度. 因此, 不同于强迫循环时的堆芯计算模型, 此时需考虑盒间流的作用.

考虑了堆芯燃料组件盒内、盒间钠传热之后的相关方程为

图 13 (网络版彩图)典型事故余热排出系统示意图
Figure 13 (Color online) Diagram of typical accident residual heat removal system.

$$\begin{aligned} & \frac{\partial T_{\text{in}}}{\partial t} + w_{\text{in}} \frac{\partial T_{\text{in}}}{\partial z} \\ &= \frac{k_2 \Pi_1}{(c\rho f)_{\text{in}}} (T_{\text{cl}} - T_{\text{in}}) - \frac{k_2 \Pi_2}{(c\rho f)_{\text{in}}} (T_{\text{in}} - T_{\text{ass}}), \end{aligned} \quad (34)$$

$$(c\rho f)_{\text{ass}} \frac{dT_{\text{ass}}}{dt} = k_2 \Pi_2(T_{\text{in}} - T_{\text{ass}}) - k_3 \Pi_2(T_{\text{ass}} - T_{\text{inf}}), \quad (35)$$

$$\frac{\partial T_{\text{inf}}}{\partial t} + w_{\text{inf}} \frac{\partial T_{\text{inf}}}{\partial z} = \frac{k_3 \Pi_2}{(c\rho f)_{\text{inf}}} (T_{\text{ass}} - T_{\text{inf}}), \quad (36)$$

其中, c 为定压比热容, $\text{J}/(\text{kg} \cdot ^\circ\text{C})$; ρ 为密度, kg/m^3 ; T 为温度, $^\circ\text{C}$; t 为时间, s ; z 为轴向坐标, m ; f 为横截面积, m^2 ; Π 为周长, m ; k 为传热系数, $\text{J}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$; w 为冷却剂流速, m/s ; 下标: in, ass, inf 分别表示盒内、组件盒、盒间隙。

3.6.2 换热器技术模型

独立热交换器的结构、功能与主热传输系统中的中间热交换器相似,两者物理过程及模型基本一致,前已有述及,此处不再赘述。

空冷器是余排的关键部件, 其功能是将热量从事

故余热排出系统中间回路传递到大气,一般为逆流热交换器装置。其传热过程是将换热管中由上向下流动钠的热量传递给管外由下向上流动的空气。空冷器的换热情况直接关系到整个余热排出系统的自然循环效果及排热能力。

空冷器一般相对体积较大,这是因为空气密度远小于水,且比热仅是水的四分之一;另外因空气侧的膜传热系数很低,小于空冷器中钠侧换热系数、管壁导热系数的数量级。所以空冷器一般采用翅片管、螺旋管等以扩展表面,因此换热管的种类比较多。

(1) 钠侧计算模型

为使模型简化, 在建模过程中做出如下假设: 简化为一维流动计算的单管模型; 计算钠侧的流动特性时, 钠冷却剂作为不可压缩流体来处理; 将动量、能量方程耦合关系解除, 动量方程通过另外一个管道模型考虑到整个系统中。

能量守恒方程:

$$\rho_i V_i \frac{dh_i}{dt} = Wh_{i+1} - Wh_i + q_i A_i. \quad (37)$$

依据能量守恒方程,管壁的温度方程:

$$mc_p \frac{\partial T_w(\tau)}{\partial t} = h_1 A_1 (T_1 - T_w) - h_2 A_2 (T_w - T_2). \quad (38)$$

(2) 空气侧计算模型

能量守恒方程:

$$\rho_i V_i \frac{dh_i}{dt} = Wh_{i+1} - Wh_i + q_i A_i. \quad (39)$$

动量守恒方程:

$$p_{i+1} = p_i - \left(\frac{W^2}{\rho_{i+1} A_{i+1}} - \frac{W^2}{\rho_i A_i} \right) - \rho_i g \Delta z_i - \frac{f_i W^2 \Delta z_i}{2 \rho_i D_e A^2} - \sum_{j=1}^n \left(\frac{f_j W^2}{2 \rho A^2} \right)_i. \quad (40)$$

空气侧烟囱区域的换热忽略不计, 所有阻力按局部阻力计算, 因此, 空气侧流量计算公式:

$$\sum_{i=1}^N \Delta P_i + \Delta P_{\text{stack}} + \Delta P_O = 0, \quad (41)$$

其中, ΔP_{stack} 为烟囱内压降, Pa; ΔP_o 为空气出口到入口高度所对应的环境内压降, Pa; ΔP_i 为传热区域第 i 个控制体压降, Pa.

$$W^2 = \frac{-\Delta P_O - \rho_i g \Delta z_i - \Delta P_{\text{stack}}}{\left(\frac{1}{\rho_{i+1} A_{i+1}} - \frac{1}{\rho_i A_i} \right) + \frac{f_i \Delta z_i}{2 \rho_i D_e A^2} + \sum_{j=1}^n \left(\frac{f_j}{2 \rho A^2} \right)}.$$

3.6.3 回路系统技术模型

对于回路管道, 采用一维节点热平衡模型, 将管壁以及流体沿着流动方向划分为若干控制体如图14所示, 忽略管道与外界的换热, 假设管道内的流体是不可压缩的流体.

质量方程:

$$W_{i+1} = W_i. \quad (42)$$

动量方程依据不同的边界条件来选择:

$$\Delta P_i = \frac{1}{2} f_i \frac{L_i}{2 D_e} \rho_i v_i |v_i| + \rho_i g L_i \sin \theta + \frac{1}{2} k \rho_i v_i |v_i|. \quad (43)$$

进、出口压力边界条件为时的动量方程:

$$\frac{dW_p}{dt} = \frac{P_{\text{in}} - P_{\text{out}} - \sum_{i=1}^N \Delta P_i}{L_p / A_p}, \quad (44)$$

$$P_i = P_{i+1} + \Delta P_i + \frac{L_{pi}}{A_p} \frac{dW_p}{dt}. \quad (45)$$

边界条件为进口流量进口压力时动量方程:

$$P_i = P_{i-1} - \Delta P_i - \frac{L_{pi}}{A_p} \frac{dW_p}{dt}. \quad (46)$$

进口流量出口压力边界:

$$P_i = P_{i+1} + \Delta P_i + \frac{L_{pi}}{A_p} \frac{dW_p}{dt}. \quad (47)$$

能量方程:

$$Q_i = h_i \frac{4 A_p L_i}{D_e} (T_{wi} - T_{Fi}), \quad (48)$$

$$\frac{dH_i}{dt} = \frac{W_p h_{i-1} - W_p h_i + Q_i}{\rho_i L_{pi} A_p}. \quad (49)$$

壁面导热方程:

$$\frac{dT_{wi}^j}{dt} = \frac{Q_i^{j-1,j} + Q_i^{j+1,j}}{\rho_{wi}^j c_{wi}^j}, \quad (50)$$

$$Q_i^{j-1,j} = \frac{2\pi L_i (r_j - \Delta r_j) (T_{wi}^{j-1} - T_{wi}^j)}{r_j - r_{j-1}} / \left(\frac{x}{\lambda_i^j} + \frac{1-x}{\lambda_i^{j-1}} \right), \quad (51)$$

$$Q_i^{j+1,j} = \frac{2\pi (r_i + \Delta r_i) L_i (T_{wi}^{j+1} - T_{wi}^j)}{r_{i+1} - r_i} / \left(\frac{x}{\lambda_i^j} + \frac{1-x}{\lambda_i^{j+1}} \right). \quad (52)$$

图 14 (网络版彩图)管道控制体的划分

Figure 14 (Color online) Division of pipeline control volumes.

固体边界点温度更新:

$$T_{wi}^1 = \frac{T_{fi}(r_2 - r_1)h_i / 2\lambda_i^2 + T_{wi}^2}{1 + (r_2 - r_1)h_i / 2\lambda_i^2}, \quad (53)$$

其中, i 为轴向控制体编号; j 为管壁径向控制体编号; ΔP_i 为流体控制体 i 的压降, Pa; ρ_i 为流体控制体 i 的密度, kg m^{-3} ; v_i 为流体控制体 i 的矢量速度, m/s; W_p 为管道质量流量, kg s^{-1} ; h_i 为流体控制体 i 的焓值, J kg^{-1} ; Q_i 为单位时间内流体控制体 i 传给管壁的热量, W; $Q_i^{j-1,j}$ 为第 $j-1$ 个控制体向第 j 个控制体的传热量, J; ρ_{wi} 为管壁控制体的密度, kg m^{-3} ; c_{wi} 为管壁控制体的比热, $\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$; T_{wi}^j 为管壁控制体的温度, K.

3.7 模型验证与确认

3.7.1 模型验证与确认方法

验证与确认是确定系统或部件的需求是否完成和正确, 每一开发阶段的产品是否实现在上一阶段规定的需求或条件, 以及最后的系统或部件是否依从规定的需求的过程.

核动力厂设计分析的计算机软件的计算结果直接影响到核电站系统设计及安全分析判断, 分析软件(或称“评价模型”)模拟计算的结果与电厂真实运行数据的一致性就显得尤为重要. 同时, 这类软件的功能相对单一, 需求通常比较明确, 所以在软件需求分析及设计过程中重点关注物理模型的正确与否. 基于以上两点, 国内外对核动力厂用计算机软件验证与确认工作的重点一般放在对程序的确认上, 这使得此类软件的验证与确认工作步骤与一般软件有着很大的不同.

目前国内外核电设计分析用计算程序确认工作主要通过将计算结果与电厂运行数据、实验数据、国际基准题、成熟程序计算结果及解析解等相比较完成. 本文筛选了两个典型的与实际核电厂实验数据进行对比的验证与确认算例对程序的正确性进行说明.

3.7.2 凤凰堆自然循环实验基准例题

法国凤凰堆是一座池式钠冷快堆，为了获取有关钠冷快堆的实验数据，法国原子能署(CEA)在其停运之前开展了一系列实验，包括热工水力、堆芯物理及瞬态燃料行为等方面，自然循环实验因其能够反映整个反应堆的瞬态变化过程，IAEA^[27,28]组织了8家研究机构针对实验结果开展了计算分析，并将相关工作总结为一个基准例题。

凤凰堆采用三回路三环路方案，一回路和二回路均为钠回路，三回路为水/蒸汽回路，每个环路由1台一回路钠泵、2台中间热交换器、1个中间钠回路和1个水/蒸汽回路组成。在2009年自然循环实验开始之前，只有两条环路投入运行，反应堆热功率维持在120 MW水平4 h后开展了瞬态实验。凤凰堆一回路示意如图15所示，包含了主要设备、主要流道和测点位置的示意，表1为实验开始前的反应堆主要参数，表2为实验过程的主要瞬态节点。

实验共分为3个阶段，阶段1: 2台SG蒸干导致反应堆进入失热阱瞬态过程，IHX二次侧入口温度不断升高，IHX两侧温差随之减小，458 s后，当IHX两侧温差小于15℃时，反应堆紧急停堆，8 s后3台一回路钠泵转

速逐渐降低最终停运(约610 s)，2台二回路钠泵转速在1 min内降至110 r/min。阶段2: 一回路由强迫循环转为自然循环，此阶段为无显著热阱的自然循环过程，直至10320 s，SG套筒上下两端的风门打开，SG通过套筒内建立自然循环的空气进行冷却，实验进入第3阶段，此阶段为建立有效热阱的自然循环过程。24000 s时，SG套筒风门关闭，实验结束。阶段1持续约7 min，阶段2持续约3 h，阶段3持续约4 h。

利用基于上述模型开发的系统分析程序针对凤凰堆自然对流实验过程进行了建模与分析，堆芯入口与堆芯出口温度对比分析如图16所示^[11]。

通过图16的曲线可知，如上文所述，实验可分为3个阶段，开始阶段由于二回路热阱丧失，以堆芯入口温度为代表的冷端温度快速上升，当反应堆开始建立自然循环时，堆芯入口温度随着热端温度的降低而逐渐下降。实验初期堆芯入口温度上升造成的栅板联箱膨胀以及多普勒效应等引入的负反馈使得反应堆功率

表 1 自然循环实验前的凤凰堆初始参数^[27]

Table 1 Initial parameters of Phenix reactor before natural circulation test ^[27]

主要参数	数值
堆芯热功率 (MW)	120
堆芯流量 (kg/s)	1284
堆芯入口温度 (°C)	358
堆芯出口温度 (°C)	432
IHX一次侧入/出口温度 (°C)	432/360
IHX一次侧流量 (kg/s)	321
IHX二次侧入/出口温度 (°C)	308/432
IHX二次侧流量 (kg/s)	190
一/二回路泵转速 (r/min)	350/390

表 2 凤凰堆自然循环实验主要动作^[27]

Table 2 Main actions of Phenix reactor natural circulation test ^[27]

时刻 (s)	动作或事件
0	2台蒸汽发生器蒸干; 泵转速不变
458	紧急停堆; 2台二回路钠泵转速在1 min内降至110 r/min
466	3台一回路钠泵停运
10320	SG套筒风门打开, 由空气冷却
24000	关闭SG套筒风门, 实验结束

图 15 (网络版彩图)凤凰堆一回路示意图
Figure 15 (Color online) Schematic diagram of Phenix reactor primary system.

图 16 (网络版彩图)凤凰堆自然循环实验堆芯入口(a)和出口(b)温度变化曲线

Figure 16 (Color online) Core inlet (a) and outlet (b) temperature curve of Phenix reactor natural circulation test.

下降,堆芯出口温度在实验初期出现下降趋势,控制棒落棒之后,堆芯流量下降速度更快,堆芯温升快速上升,堆芯出口温度迅速升高,在反应堆建立自然循环后,堆芯出口温度逐渐降低。当反应堆进入建立有效热阱的自然循环过程后堆芯入口及出口温度的下降速度更快。

对比结果表明,本程序可较好地模拟瞬态过程中主要参数的变化趋势,能够清晰地反映出3个阶段的特点。但计算值与实验值之间存在一定的偏差,主要原因包括:系统分析程序只能模拟各关键区域的平均参数,未能考虑低流量工况下的局部冷却剂“滞流”及热分层等效应的影响;自然循环工况下反应堆测点周围的流型与正常运行时存在较大差别,其测量值不仅反映了大区域的整体变化趋势,同时表现出了某些局部效应。本程序分析结果的偏差与基准例题中各程序计算结果偏差处于同一水平^[11],整体而言,本程序能较为可靠地模拟此实验的瞬态过程。

3.7.3 FFTF失流实验基准例题

FFTF(fast flux test facility)快中子反应堆装置是由西屋电气公司为美国能源部设计的,用于研发和测试快中子增殖堆的先进燃料和材料,FFTF于1980年临界,直至1992年关闭^[29]。FFTF采用氧化物燃料、液态金属钠作为冷却剂,采用钠-钠-空气三环路三回路布置,一回路示意图见图17。

作为非能动安全示范项目的一部分,美国在FFTF上进行了一系列无保护瞬态实验,以确认液态金属反

应堆的安全目标、获得用于程序V&V的实验数据并示范反应堆设计特征中的固有和非能动安全特性^[29]。其中,LOFWOS Test #13实验是典型的无保护失流实验,在该实验中,反应堆初始功率是50%,初始流量是100%,反应堆堆芯和主热传输系统初始状态参数见表3,实验开始后,三台一回路主循环泵停运,二回路主循环泵一直维持额定转速运行。由于FFTF设计上采用了GEM设计,GEM中的钠液位可根据泵出口压头自动变化,因此实验开始前,反应堆保护系统动作被旁通,但是允许实验失败时操作员实施紧急停堆。

利用基于上述模型开发的系统分析程序针对FFTF失流实验过程进行了建模与分析,一回路流量的变化见图18,在泵惰转至转速为零前,流量变化规律与泵转速基本一致,泵停运后,一回路系统维持较低的自然循环流量,程序计算值与实验数据吻合。图19给出了反应堆功率随时间的变化,当一回路泵停运后,由于泵出口压头的降低和堆芯温度的升高,反应堆功率因为GEM中液位降低和温升形成的反应性反馈而降低。

图20给出了PIOTA组件出口钠温的变化,温度在瞬态过程中出现了两个峰值。其中,瞬态初期由于堆芯流量的快速降低,堆芯温度升高,主要由堆芯轴向膨胀、Doppler反馈和冷却剂温度反馈引入负反应性导致功率降低,在~10 s时功率流量比达最大值,此时温度达到第一峰值;随后,由于GEM钠液位降低,中子泄漏增加,引入巨大的负反应性反馈导致功率快速降低,降低速率快于堆芯流量的降低速率,因此,组件出

图 17 (网络版彩图) FFTF 一回路示意图
Figure 17 (Color online) Diagram of FFTF primary circuit.

表 3 失流实验开始前的 FFTF 初始参数

Table 3 Initial parameters of FFTF before experiment

主要参数	数值
堆芯热功率 (MW)	199.2
堆芯流量 (kg/s)	1988.42
堆芯入口温度 (°C)	317.2
一回路泵转速 (rpm)	953.1/951.5/944.4
二回路泵转速 (rpm)	858.2/861.0/851.5
二回路冷端温度 (°C)	297.5/296.6/297.8
GEM (液位/cm)	221.6

口温度下降; 当 GEM 钠液位降至最低时, 功率主要由衰变热功率构成, 此时, 由于泵转速情转至零转速, 一回路维持在较低的自然循环流量, 因此, 组件出口温度开始回升, 在流量和功率的相对值之比为 1 时达到最大; 长期来看, 由于反应堆功率持续降低, 组件出口温度开始下降. 整个过程中, 程序计算值与实验值趋势一致, 峰值接近, 吻合较好.

程序计算值与实验结果对比结果表明, 本程序可较好地模拟瞬态过程中主要参数的变化趋势.

图 18 (网络版彩图) FFTF LOFWOS Test #13 一回路 1 环路流量变化对比

Figure 18 (Color online) FFTF LOFWOS Test #13 primary loop 1 flow change comparison.

图 19 (网络版彩图) FFTF LOFWOS Test #13 反应堆功率变化对比

Figure 19 (Color online) LOFWOS Test #13 reactor power change comparison.

图 20 (网络版彩图) FFTF LOFWOS Test #13 PIOTA 组件出口温度变化对比

Figure 20 (Color online) LOFWOS Test #13 outlet temperature of PIOTA assembly change comparison.

4 典型池式钠冷快堆瞬态分析

4.1 设计瞬态及其含义

为了确保冷却剂系统中设备和部件的结构完整性,需对各设备或部件开展疲劳分析和应力分析.冷却剂系统设计瞬态是指冷却剂系统和部件在反应堆设计寿期内经历的各类瞬态工况,这些瞬态工况的次数以及瞬态过程中的压力、温度和流量等瞬态参数,将为设备和部件的疲劳分析及应力分析提供工况载荷^[30-32].

4.2 典型快堆瞬态确定和分类方法

核电厂设计分析中一般会采用工程评价、参考现有清单、演绎分析和运行经验反馈等方法确定电厂的各种瞬态事件.其中工程评价法通过系统化地分析电厂系统和主要设备,确定其中会直接或者和其他失效结合后会导致放射性释放的瞬态事件.演绎分析法采用类似故障树的方法,以放射性释放为顶事件,逐步分解成不同类别的可能导致放射性释放发生的事件,从最低层的各个事件中可以选出瞬态事件.本文采用工程评价和演绎分析法确定了典型钠冷快堆的瞬态事件,并按照频率由高到低,将设计基准事故范围内的瞬态事件划分为四类,分别为正常运行瞬态(A级使用工况)、偏离正常的预期瞬态(B级使用工况)、异常瞬态(C级使用工况)和紧急瞬态(D级使用工况).不同的瞬态可采取不同的评价准则,以确保不同类别的瞬态工况以确保不同类别的瞬态工况产生的风险基本相当.表4给出了典型池式钠冷快堆的设计瞬态清单,清单中规定了正常运行瞬态9个,偏离正常的预期瞬态23个,异常瞬态10个,紧急瞬态7个.表中瞬态次数的确定是以保守地估计反应堆在各种运行工况下引起的温度和压力变化的大小和频率为依据的.因此,瞬态次数的确定首先以事件频率为基本依据,同时为了给出保守的次数估计,还参考了其他堆型以及中国实验快堆(CEFR)瞬态清单中的次数,此外还结合CEFR的运行经验对部分瞬态的次数进行了调整.

4.3 典型瞬态分析

4.3.1 正常运行瞬态分析

正常运行瞬态中的典型瞬态为反应堆从冷态启动.反应堆从冷态启动时,在反应堆功率达到40%额定

表 4 池式钠冷快堆设计瞬态清单

Table 4 Design transient of pool type sodium cooled fast reactor

序号	事件	次数
1	正常运行瞬态	
	启动	700
1.1	从冷态启动	50
	从热态启动	
1.2	稳态波动	1.5×10^6
1.3	额定功率运行	750
1.4	部分功率运行	100000
1.5	甩负荷到孤岛运行	200
1.6	计划停堆	285
1.7	换料	80
1.8	更换设备和技术检验	60
1.9	蒸汽发生器化学清洗	50
2	偏离正常的预期瞬态	
2.1	控制棒意外跌落到堆内	15
2.2	一台给水泵停运合并备用泵不能投入	10
2.3	一台一回路泵转速意外提升	10
2.4	一台二回路泵转速意外提升	10
2.5	一回路充氦气时阀门未及时关闭	50
2.6	二回路充氦气时阀门未及时关闭	100
2.7	DHRS中间回路充氦气时阀门未及时关闭	200
2.8	主蒸汽快速隔离阀意外关闭	30
2.9	大气释放阀误开启	30
2.10	蒸汽发生器传热管小泄漏	40
2.11	失去全部负荷	30
2.12	一台中间热交换器传热管泄漏	10
2.13	一台独立热交换器传热管泄漏	10
2.14	一台空冷器传热管泄漏	10
2.15	其他	15
2.16	低功率紧急停堆	120
2.17	额定功率紧急停堆	80
2.18	一台一回路主循环泵停运	80(其中5次叠加失去厂外电)
2.19	一台二回路主循环泵停运	80(其中5次叠加失去厂外电)
2.20	失去厂外电(厂用电母线失电)	30
2.21	超功率后的紧急停堆(叠加失去厂外电源)	4
2.22	蒸汽发生器失给水	40
2.23	冷凝器真空破坏	5
3	异常瞬态	
3.1	功率运行时,事故余热排出系统误投入	5
3.2	一回路覆盖气体泄漏	4
3.3	二回路覆盖气体泄漏	5
3.4	DHRS中间回路管道泄漏	5
3.5	DHRS中间回路覆盖气体泄漏	5
3.6	一回路钠辅助管道泄漏	5
3.7	主给水管小泄漏	5
3.8	主蒸汽管道小泄漏	5
3.9	二回路主管道泄漏	10
3.10	挤钠器泄漏	1
4	紧急瞬态	
4.1	蒸汽发生器一根传热管两端断裂	5
4.2	主容器泄漏(钠液面以下)	1
4.3	一回路主管道断裂	1
4.4	一台一回路主循环泵转子卡住	1
4.5	一台二回路主循环泵转子卡住	1
4.6	主蒸汽管道大泄漏	1
4.7	主给水管道大泄漏	1

功率以前, 一回路和二回路流量均稳定在50%额定流量. 反应堆功率从40%提升到100%额定功率过程中, 线性提高一、二回路流量从50%到100%额定流量. 初始给水流量为5%, 给水流量随反应堆功率提升按比例增加, 当反应堆功率约为7.0%额定功率时采用降压汽化方式进行水/汽工况转换, 11.9%时投入过热器, 28%功率时完成给水升压操作, 主蒸汽压力达到额定值14 MPa. 整个冷启动过程约需要30 h, 图21(a)和(b)分别给出了电厂冷启动过程中主要参数随时间的变化曲线.

4.3.2 偏离正常的预期瞬态分析

典型的偏离正常的预期瞬态选取调节棒失控提升开展计算分析. 调节棒失控提升属于超功率瞬态, 调节棒失控提升后, 反应堆功率快速增加, 当反应堆功率增加至保护整定值时将触发保护停堆, 保护系统发出紧急停堆信号, 控制棒下落, 将堆引入并保持在次临界状态. 一、二回路主循环泵分别惰转到25%额定转速和30%额定转速. 反应堆堆芯余热由正常余热排出系统排出. 图22给出了瞬态过程中反应堆相对功率, 堆芯相对流量及功率流量比随时间的变化曲线. 从图中

可以看出反应堆功率流量比的变化可以分为四个阶段: 第一阶段调节棒失控提升, 反应堆功率快速升高, 堆芯流量保持不变, 功率流量比快速升高; 第二阶段, 反应堆保护停堆, 反应堆功率快速下降, 一回路主循环泵惰转, 一回路流量快速下降, 停堆初期功率的下降速率快于流量, 功率流量比快速下降; 第三阶段, 功率下降速率变缓, 堆芯流量仍随着一回路主泵的惰转快速下降, 堆芯功率流量比缓慢升高; 第四阶段, 功率缓慢下降, 堆芯流量稳定在25%, 功率流量比缓慢下降. 燃料温度的变化主要受反应堆功率变化的影响, 图23给出了瞬态过程中燃料最高温度的变化曲线, 燃料峰值温度约为2146°C. 燃料包壳的温度变化主要受堆芯功率流量比的影响, 图24给出了瞬态过程中燃料包壳最高温度的变化曲线, 包壳峰值温度约为648°C. 反应堆一回路只在瞬态初期经历温度升高的瞬态过程, 此后一回路温度逐渐下降. 由于一回路热池有大量的钠和堆内构件, 因此瞬态初期的超功率过程不足以使得热池平均温度升高, 保护停堆后堆芯余热及一回路的显热由主热传输系统排出, 冷热池平均温度逐渐下降, 图25给出了一回路冷热池平均温度在瞬态过程中的变化.

图 21 (网络版彩图)冷启动过程中(a)主要温度参数与时间的关系, (b)主要参数与时间的关系

Figure 21 (Color online) The relationship between (a) main temperature parameters and time and (b) main parameters and time during cold start.

图 22 (网络版彩图)反应堆功率、流量及功率流量比随时间的变化

Figure 22 (Color online) Changes in reactor power, flow rate and power flow ratio over time.

图 23 (网络版彩图)调节棒失控提升瞬态燃料最高温度随时间的变化

Figure 23 (Color online) Change of maximum fuel temperature with time during regulating rod out of control transient.

图 24 (网络版彩图)燃料元件包壳最高温度随时间的变化

Figure 24 (Color online) The change of the maximum temperature of the fuel element cladding with time.

4.3.3 异常瞬态分析

典型的异常瞬态选取功率运行时事故余热排出系

统误投入. 事故余热排出系统投入, 进而导致反应堆主热传输系统温度发生变化, 由于一系列事故余热排出系统的功率只占额定功率的约0.8%, 因此事故余热排出系统误投入后对电厂主热传输系统的影响很小, 最终电厂将重新稳定在新的状态. 但是该瞬态下误投入的事故余热排出系统功率将从备用功率升高至额定冷却功率, 同时系统将经历一定的温度变化瞬态. 图26给出了DHX两侧温度随时间的变化, 风门开启后, DHRS系统从备用工况过渡到额定工况, 空气侧和中间回路流量增大, DHX一次侧出口和二次侧入口温度显著下降, 二次侧出口温度也有所下降. 图27给出了AHX两侧温度随时间的变化, DHRS系统风门打开后, AHX空气侧流量迅速增大, 导致AHX空气侧出口温度快速下降, 钠侧出口温度也有所下降, 后续系统逐渐稳定在新的平衡状态, 空气侧温度有所回升. 空气侧温度变化明显比钠侧剧烈, 这主要是有空气的比热容较小导致的.

图 25 (网络版彩图)调节棒失控提升瞬态冷热池平均温度随时间的变化

Figure 25 (Color online) The change of the average temperature of the reactor's hot and cold pools with time during regulating rod out of control transient.

图 26 (网络版彩图)独立热交换器(DHX)两侧进出口温度随时间的变化

Figure 26 (Color online) Changes in temperature of inlet and outlet on both sides of the independent heat exchanger (DHX) over time.

图28给出了事故余热排出系统功率随时间的变化, 风门开启后, 事故余热排出系统从备用工况转入额定冷却工况, 随着系统内自然循环过程的建立, 系统功率逐渐升高, 最终趋于稳定, 稳定后的排热功率约 11.4 MW.

4.3.4 紧急瞬态分析

典型的紧急瞬态选取一台一回路主循环泵转子卡住, 一台一回路主循环泵转子卡住后, 堆芯流量瞬时减少, 堆芯燃料元件和冷却剂温度迅速升高, 功率流量比迅速升高, 反应堆保护停堆, 若电厂失去厂外电源, 则事故后的余热由事故余热排出系统排出, 若电厂未失去排热能力, 则堆芯余热由正常环路排出. 保守考虑, 本文在分析中, 在停堆时刻叠加了失去厂外电源. 由于发生故障的主循环泵瞬时停止转动, 不仅不能提供惯性流量, 且会导致正常运行环路上的主循环泵打到栅板联箱的钠在停泵环路上发生倒流, 使通过堆芯

的冷却剂流量严重减少, 堆芯冷却剂和燃料包壳温度会出现明显峰值.

图29给出了反应堆相对功率, 堆芯相对流量和一回路两个环路(其中一回路1环路为故障环路)的相对流量随时间的变化曲线, 从图中可以看出, 一台一回路主循环泵卡轴后故障环路流量迅速衰减并出现倒流, 卡轴后一回路阻力特性发生变化, 正常环路流量增大, 由于堆芯丧失了来自正常环路的流量, 因此堆芯流量迅速降低. 后续触发功率流量比保护, 反应堆紧急停堆, 正常环路主循环泵惰转至25%转速, 维持堆芯流量. 瞬态初期堆芯失流后, 冷却剂、包壳等材料的温度迅速升高, 负反馈效应引入负反应性, 堆芯功率略有下降, 后续触发保护停堆后堆芯功率迅速下降.

图30给出了燃料最高温度随时间的变化. 燃料温度主要受到反应堆功率变化的影响, 因此整个瞬态过程中燃料温度不断下降. 图31给出了燃料元件包壳最高温度和组件出口最高钠温随时间的变化, 瞬态初期,

图 27 (网络版彩图)空冷器(AHX)两侧进出口温度随时间的变化

Figure 27 (Color online) Changes in temperature of inlet and outlet on both sides of air cooler (AHX) over time.

图 28 (网络版彩图)事故余热排出系统功率随时间的变化

Figure 28 (Color online) The power of the accident waste heat removal system over time.

图 29 (网络版彩图)反应堆功率、流量随时间的变化

Figure 29 (Color online) Changes in reactor power and flow with time.

图 30 燃料最高温度随时间的变化

Figure 30 The change of the maximum fuel temperature with time.

图 31 (网络版彩图)燃料元件包壳最高温度和组件出口最高钠温随时间的变化

Figure 31 (Color online) The maximum temperature of the fuel element cladding and the maximum sodium temperature of the component outlet over time.

由于堆芯流量迅速衰减, 所以组件出口钠温和包壳温度迅速升高, 包壳峰值温度约为 804°C , 组件出口最高钠温峰值温度约为 761°C . 后续反应堆紧急停堆, 堆芯功率迅速下降, 堆芯流量下降, 包壳最高温度和组件出口最高钠温趋于一致, 逐渐下降.

图32给出了瞬态过程中冷热池平均温度随时间的变化. 故障环路一回路主循环泵停运, 正常环路一回路主循环泵事故后惰转至25%转速运转, 因此, 两个冷池出现明显的不对称工况, 虽然两个冷池的平均温度都在升高, 但是正常环路冷池升温速率明显快于故障环路. 紧急停堆后正常环路泵惰转至25%转速, 冷热池的钠不断搅浑, 最终冷热池平均温度趋于一致, 堆内余热依靠事故余热排出系统排出, 冷热池平均温度缓慢下降.

图 32 (网络版彩图)冷热池平均温度随时间的变化

Figure 32 (Color online) The change of the average temperature of the hot and cold pools with time.

5 结论与讨论

本文以钠冷快堆主热传输系统为对象, 分析了能量传输和转换的科学原理, 建立了池式钠冷快堆热传输系统能量传递和转换的数学物理模型, 并采用国际基准例题, 对模型进行了验证与确认, 初步证明了模型的正确性. 针对典型池式钠冷快堆, 综合采用工程评价法和演绎分析确定了电厂的各类瞬态事件. 瞬态事件分为四类, 其中正常运行瞬态9个, 偏离正常的预期瞬态23个, 异常瞬态10个, 紧急瞬态7个. 采用所建立的数学物理模型, 给出了每一类典型瞬态的分析结果, 为系统和设备/部件的设计提供了重要依据. 本文的研究为完成钠冷快堆瞬态工况和运行模式设计以及反应堆安全评价奠定了科学技术基础.

参考文献

- 1 Aoto K, Dufour P, Hongyi Y, et al. A summary of sodium-cooled fast reactor development. *Prog Nucl Energy*, 2014, 77: 247–265
- 2 Xu M. Fast reactor and sustainable development of nuclear energy in China (in Chinese). *Modern Electric Power*, 2006, 23: 106–110 [徐鍊. 快堆和我国核能的可持续发展. *现代电力*, 2006, 23: 106–110]
- 3 IAEA. Fast Reactor Database 2006 Update. IAEA-TECDOC-1531. 2006
- 4 Waltar A E, Reynolds A B. Fast Breeder Reactors. New York: Pergamon Press, 1981
- 5 CIAE. Final Safety Analysis Report of CEFR (in Chinese). Technical Report, Beijing. 2008 [中国原子能科学研究院. 中国实验快堆最终安全分析报告. 技术报告, 北京. 2008]
- 6 Chetal S C. Safety aspects of intermediate heat transport and decay heat removal systems of sodium-cooled fast reactors. *Nucl Eng Tech*, 2015, 47: 260–266
- 7 Yoo J, Chang J, Joo H K. Overall reactor system description of prototype Gen-IV sodium cooled fast reactor. *Trans Am Nucl Soc*, 2016, 48: 1059–1070

- 8 Xie Z S, Yin B H, Pan G P, et al. Nuclear Reactor Physics Analysis. 3rd ed. (in Chinese). Beijing: Atomic Energy Press, 1994 [谢仲生, 尹邦华, 潘国品, 等. 核反应堆物理分析(第三版). 北京: 原子能出版社, 1994]
- 9 Stacey W M. Nuclear Reactor Physics. Hoboken: Wiley, 2001
- 10 Cahalan J E, Dunn F E, Fanning T H, et al. The SAS4A/SASSYS-1 Safety Analysis Code System Chapter 4: Reactor Point Kinetics, Decay Heat, and Reactivity Feedback. Chicago: Argonne National Laboratory, 2017
- 11 Qi S P, Yang H Y, Yang X Y, et al. Analysis of french phenix end-of-life natural circulation test with FR-Sdaso (in Chinese). Atom Energy Sci Technol, 2020, 54: 273–280 [齐少璞, 杨红义, 杨晓燕, 等. 基于FR-Sdaso的法国凤凰堆寿期末自然循环实验分析. 原子能科学技术, 2020, 54: 273–280]
- 12 Qi S P. Study on thermal hydraulic model of primary system for pool-type sodium-cooled fast reactor system transient and safety analysis (in Chinese). Dissertation for Doctoral Degree. Beijing: China Institute of Atomic Energy, 2019 [齐少璞. 用于池式钠冷快堆系统瞬态和安全分析的一回路热工水力模型研究. 博士学位论文. 北京: 中国原子能科学研究院, 2019]
- 13 Wylie E B, Streeter V L. Fluid Transients. New York: McGraw-Hill Book Co., 1983
- 14 Chaudhry M H. Applied Hydraulic Transients. 3rd ed. New York: Springer, 2014
- 15 Ye S S, Yang H Y, Liu Y Z, et al. Development and application of the transient analysis code SELTAC for secondary loop of sodium-cooled fast reactor (in Chinese). Atom Energy Sci Technol, 2018, 52: 1013–1020 [叶尚尚, 杨红义, 刘一哲, 等. 钠冷快堆二回路系统热工水力瞬态分析程序SELTAC的开发与应用. 原子能科学技术, 2018, 52: 1013–1020]
- 16 Ye S S, Yang H Y, Liu Y Z, et al. Analysis of fixed and movable boundary model for once-through steam generator of sodium-cooled fast reactors (in Chinese). Atom Energy Sci Technol, 2017, 51: 1219–1224 [叶尚尚, 杨红义, 刘一哲, 等. 钠冷快堆直流式蒸汽发生器固定网格与滑移网格模型对比分析. 原子能科学技术, 2017, 51: 1219–1224]
- 17 Berry G. Model of a once-through steam generator with moving boundaries and a variable number of nodes. In: Proceedings of the American Society of Mechanical Engineers Winter Annual Meeting. Boston, 1983
- 18 Paruya S, Bhattacharya P. A moving boundary analysis for start-up performance of a nuclear steam generator. J Fluids Eng, 2008, 130: 1
- 19 Tzanos P. A movable boundary model for once-through steam generator analysis. Fission Reactors, 1988, 82: 5–17
- 20 IAEA. Thermohydraulic Relationships for Advanced Water Cooled Reactors. IAEA-TECDOC-1203. 2001
- 21 Groeneveld D C, Shan J Q, Vasić A Z, et al. The 2006 CHF look-up table. Nucl Eng Des, 2007, 237: 1909–1922
- 22 Su G H, Qiu S Z, Tian W X, et al. Thermal-hydraulic Calculation Method of Nuclear Power System (in Chinese). Beijing: Tsinghua University Press, 2013 [苏光辉, 秋穗正, 田文喜. 核动力系统热工水力计算方法. 北京: 清华大学出版社, 2013]
- 23 Zaryugin D G, Poplavskii V M, Rachkov V I, et al. Computational and experimental validation of the planned emergency heat-removal system for BN-1200. At Energy, 2014, 116: 271–277
- 24 Padmakumar G, Vinod V, Pandey G K, et al. Experimental studies for safety grade decay removal system of prototype fast breeder reactor. Kalpakkam: Indira Gandhi Centre for Atomic Research. 2014
- 25 Vasilyev B A, Shepelev S F, Bylov I A, et al. Requirements and approaches to BN-1200 safety provision. In: Proceedings of the 4th Joint IAEA-GIF Technical Meeting/Workshop on Safety of Sodium-Cooled Fast Reactors. Vienna, 2014
- 26 Padmakumar G. Experimental Studies for SGDHR System of PFBR. Kalpakkam: Indira Gandhi Centre for Atomic Research, 2013
- 27 IAEA. Benchmark Analyses on the Natural Circulation Test Performed During the Phenix End-of-Life Experiments. IAEA-TECDOC-1703. 2013
- 28 Tenchine D, Pialla D, Fanning T H, et al. International benchmark on the natural convection test in Phenix reactor. Nucl Eng Des, 2013, 258: 189–198
- 29 Sumner T, Moiseyev A, Heidet F. Benchmark Specification for FFTF LOFWOS Test #13. Chicago: Argonne National Laboratory, 2017
- 30 China National Nuclear Corporation. Transient regulations for the design of the coolant system of a 300000 kW pressurized water reactor nuclear power plant (in Chinese). Nuclear Industry Standards of the People's Republic of China. 1989 [中国核工业总公司. 三十万千瓦压水堆核电厂反应堆冷却剂系统设计瞬态规定. 中华人民共和国核工业标准. 1989]
- 31 Second Research and Design Institute of Nuclear Industry. French design rule for 900000 kilowatt pressurized water reactor coolant system and components (in Chinese). Beijing: Second Research and Design Institute of Nuclear Industry, 1991 [核工业第二研究设计院. RCC-P, 法国90万千瓦压水堆冷却剂系统和部件的设计规则. 北京: 核工业第二研究设计院, 1991]
- 32 American Society of Mechanical Engineers. ASME Boiler & Pressure Vessel Code III Rules for Construction of Nuclear Facility Components Subsection NCA General Requirements for Division 1 and Division 2. New York: ASME, 2015

Transient analysis of the main heat-transfer system of the pool-type sodium-cooled fast reactor

YANG HongYi, QI ShaoPu, YANG Jun, YE ShangShang & XUE XiuLi

China Institute of Atomic Energy, Beijing 102413, China

Sodium-cooled fast reactors are the first choice of the fourth generation of advanced nuclear energy systems. They have attracted significant attention in the development of advanced nuclear energy technology owing to their advantages of proliferative nuclear fuel, transmutation of radioactive waste, and high thermal efficiency power generation. The design and construction of the secondary sodium-cooled fast reactor are ongoing in China. The physical characteristics of fast neutrons and the special thermal, physical, and chemical properties of liquid sodium metal cause special and complex scientific problems in the design of sodium-cooled fast reactors. In this study, taking the energy transfer process of sodium-cooled fast reactors as the object, we establish mathematical and physical models for analyzing large-scale transients in various energy transfer and conversion processes. The model is verified and validated by the natural circulation test of the Phoenix reactor and the international benchmark of the fast flux test facility loss in flow tests. The trend of the calculated values is consistent with that of the test data, and the results are in good agreement. For a typical pool-type sodium-cooled fast reactor, four types of transient events in the power plant are determined by engineering evaluation and deductive analysis. Among them, there are nine normal operation transients, 23 expected transients, 10 abnormal transients, and 7 emergency transients. Based on the established mathematical and physical models, the analysis results of each type of typical transient are given, which provide an important basis for the design of the system and equipment/components and lay a scientific and technological foundation for completing the design of the transient condition and operation mode of the sodium-cooled fast reactor as well as safety evaluation.

sodium cooled fast reactor, thermal hydraulic, transient analysis, energy conversion, safety evaluation

doi: [10.1360/SST-2021-0052](https://doi.org/10.1360/SST-2021-0052)