

一体化快堆蒸汽发生器热工水力计算方法研究

余奇, 朱丽娜, 朱桓君, 侯斌*

(中国原子能科学研究院核工程设计研究所, 北京 102413)

摘要: 一体化快堆是钠冷快堆未来发展的重要方向, 蒸汽发生器作为反应堆关键设备, 其设计对于一体化快堆的建设至关重要。本文采用功率网格方法和固定网格方法分别开展了大型整体式蒸汽发生器稳态及瞬态热工水力计算程序的开发, 对均相流方程和三大守恒方程进行离散后采用吉尔算法进行热工参数的求解, 并利用俄罗斯在设计中国实验快堆(CEFR)蒸汽发生器过程中不同工况下热工参数的计算值对程序进行了验证。验证结果表明, 该程序的计算精度能够适用于大型蒸汽发生器热工水力的计算。在此基础上, 开展了大型蒸汽发生器稳态和瞬态热工水力特性的计算, 为一体化快堆大型蒸汽发生器的设计奠定了基础。

关键词: 一体化快堆; 蒸汽发生器; 热工水力; 数值计算

中图分类号: TL33

文献标志码: A

文章编号: 1000-6931(2025)S1-0071-09

doi: 10.7538/yzk.2024.youxian.0708

Research on Thermal-hydraulic Calculation Method of Steam Generator for Integrated Fast Reactor

YU Qi, ZHU Lina, ZHU Huanjun, HOU Bin*

(Department of Nuclear Engineering Design, China Institute of Atomic Energy, Beijing 102413, China)

Abstract: Integrated fast reactors emerge as the future direction for sodium cooled fast reactor systems. Steam generator is critical components in reactor systems. Their design directly impacts integrated fast reactor construction quality. Developing specialized thermal-hydraulic analysis codes becomes an urgent priority. To develop the codes, physical and thermal-hydraulic models was firstly selected. Water side was divided into four regions: subcooled region, nucleate boiling region, film boiling region, and superheated vapor region. The Dittus-Boelter correlation was applied for Nu calculation in the subcooled region. Chen's correlation was applied to calculate two-phase heat transfer coefficients in the nucleate boiling region. The Groeneveld's correlation was applied for Nu calculation in the film boiling region. And the Sieder-Tate correlation was applied for Nu calculation in superheated vapor region. Single-phase pressure drop was calculated using the Colebrook-White formula, and two-phase friction pressure drop was calculated using the two-phase friction pressure drop multiplier factor for homogeneous flow. Then the framework was established through meticulous grid generation on the steam generator model, employing moving mesh methodology for steady-state simulations and fixed mesh approach for transient condition analysis. Next the homogeneous flow equation and three

收稿日期: 2024-10-01; 修回日期: 2025-02-17

基金项目: 中核集团集中研发项目

* 通信作者: 侯斌

conservation equations were discretized. Gill's algorithm was used to solve the thermal parameters. The calculation results of the code were verified by using the design values of the steam generator of China Experimental Fast Reactor (CEFR). The developed thermal-hydraulic analysis code demonstrates exceptional performance in SG-33 steam generator design calculations, with results matching design parameters within required accuracy thresholds. The relative error of the tube length is always kept below 15%. Transient flow step-change validation tests reveal the code's dynamic capabilities, requiring 9 120 seconds to simulate 380 second transients, resulting in a 24 : 1 computation-to-physical-time ratio. The system exhibits clear transient behavior, with flow rate step changes triggering immediate temperature responses in both primary and secondary sides. The validation process confirms the code's precision in tracking dynamic temperature fluctuations and its capability for transient simulation. Verification results demonstrate compliance with accuracy requirements, meeting large steam generator thermal-hydraulic analysis demands. On this basis, the steady-state and transient thermal-hydraulic characteristics of large steam generators were calculated, which lays a foundation for the design of integrated fast reactor large steam generators.

Key words: integrated fast reactor; steam generator; thermal hydraulics; numerical calculation

当前核反应堆已经发展到第4代,其中金属快堆是反应堆的重点研发堆型。一体化快堆在实现核燃料循环方面具有巨大优势,可以较大幅度地发挥快堆增殖与嬗变的优势,因此一体化快堆研究是金属快堆的研究重点之一^[1]。蒸汽发生器是金属快堆主热传输系统的关键设备,它将能量从流体金属传到工质水中,工质水通过吸收热量变为过热蒸汽进而驱动汽轮机做功。同时蒸汽发生器的管壁作为反应堆的第2道屏障,面积大且厚度很薄,容易因高温等因素破裂导致放射性泄漏。作为核反应堆安全屏障较为薄弱的部分,对蒸汽发生器进行热工水力分析必不可少。由于进行实验研究往往需要花费高额资金,因此通常采用数值分析的方法获取蒸汽发生器的热工水力情况。

国内外对此提出了大量蒸汽发生器模型并基于这些模型开发或修正了相关计算分析程序。Vaidyanathan等^[2]使用Fortran语言开发了一维计算分析程序DESOPT,它可以对给定热负荷的蒸汽发生器进行热工水力分析并预测不同给定载荷条件下的蒸汽发生器性能。Zhu等^[3]利用移动边界建立了同心圆环管直流蒸汽发生器计算模型,该模型将传热管划分为3个区域:过冷区、核沸腾区、过热区。在模型仿真计算过程中使用了吉尔算法,其稳态结果通过了试验数据的验证,瞬态结果通过以RELAP5为基础的计算分析程序进行了比较验证。王冲^[4]以中国实验快堆(CEFR)的钠-

水蒸汽发生器为研究基础,采用半解析法建立了蒸汽发生器稳态特性数学模型,深入分析了快堆蒸汽发生器的沸腾换热机理,在此基础上编制了钠加热蒸汽发生器热工水力计算分析程序。韦宏洋等^[5]利用固定节点法对直流蒸汽发生器进行数学建模并研究其稳态特性,将该模型与钠冷系统程序耦合后,能够对直流蒸汽发生器在反应性引入事故和失流下的瞬态特性进行分析。Sun等^[6]利用设计规范SG-33和CEFR的设计结果对DESOPT进行了验证,并利用DESOPT初步设计了大功率快堆蒸汽发生器。袁媛^[7]利用C#编写了螺旋管式蒸汽发生器的动态仿真程序TH-OTSG。袁博^[8]基于多孔介质方法应用Fortran语言编制了针对大亚湾核电站蒸汽发生器的热工水力计算分析程序THAC-SG。

此外,为了研究蒸汽发生器热工水力特性,国内外建立了实验台架并进行了一系列相关实验。Ünal等^[9-10]针对钠冷快堆蒸汽发生器传热管开展了单管实验,包括直管和螺旋管,钠在管外流动,水在管内流动,钠通过电加热的方式进行升温,实验通过高速摄像技术测量流体两相区速度场来计算空泡份额,并进行验证和修正,同时测量了沸腾起始点和净蒸汽产生起始点,并给出了相应的无量纲公式,此外还获得了钠加热条件下螺旋管干涸点和两相流动压降的实验数据。美国能源中心^[11]曾对钠水蒸汽发生器进行了停闭实验,实验

中钠流量、给水流量、进口钠温、给水温度和给水压力均有较大变化,实验测得了出口钠温和出口气温随时间的变化关系。西安交通大学^[12]搭建了试验台架用于测试钠冷快堆蒸汽发生器的综合性能,利用该台架开展了一系列稳态实验并开发了一维热工水力计算分析程序。姜凤鸣等^[13]根据试验对直流式蒸汽发生器的壳侧局部阻力特性进行了试验研究,获得了蒸汽发生器的分段压降。

一维热工水力分析包括稳态计算和瞬态计算。稳态计算用于蒸汽发生器的换热管长度、换热管数目等结构参数的设计。瞬态计算用于计算蒸汽发生器内热工参数在事故边界下的时间响应的瞬态计算过程。由于不同钠冷快堆有着不同蒸汽发生器的设计热工参数和结构参数,因此使用一套热工水力计算方法模块化编写一套适用于不同钠冷快堆蒸汽发生器的一维热工水力计算分析程序是有必要的。

本文基于均相流模型,提出一套用于钠冷快堆蒸汽发生器的一维热工水力计算方法,基于该热工水力计算方法编制一维热工水力计算分析程序,并使用SG-33对计算分析程序的计算能力进行校验。通过校验后,使用本文开发的计算分析程序对一体化快堆大型蒸汽发生器进行稳态和瞬态计算。

1 几何模型

SG-33 和中国原子能科学研究院设计的一体化快堆大型蒸汽发生器均为钠冷快堆直管式蒸汽

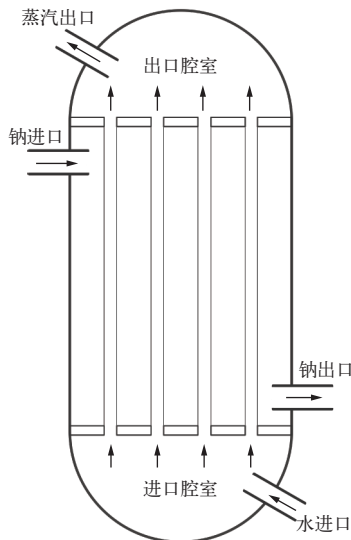


图1 钠冷快堆直管式蒸汽发生器

Fig. 1 Sodium cooled fast reactor straight tube steam generator

发生器,如图1所示,其传热管型式为直管型。该型蒸汽发生器一次侧换热工质为液态钠,二次侧换热工质为水/蒸汽。

为对蒸汽发生器进行一维热工水力计算,建立以下假设以简化模型:1)用单管等效所有传热管;2)工质物性参数采用沿轴向的一维模型;3)忽略传热管的轴向导热;4)钠和水与蒸发器、过热器的壳体的热交换忽略不计;5)两相流取均相流模型;6)蒸发器与过热器的接管的热损失忽略不计;7)钠为不可压缩流体;8)水侧和钠侧流体在蒸汽发生器中均不可逆向流动。

简化后的钠冷快堆直管式蒸汽发生器单管模型如图2所示。

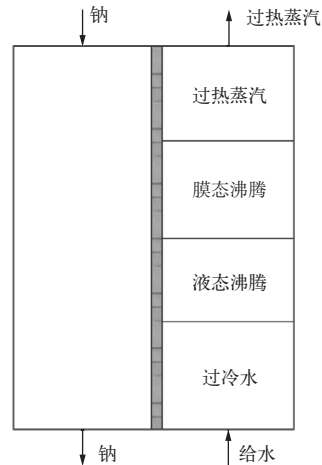


图2 钠冷快堆直管式蒸汽发生器单管模型

Fig. 2 Single tube model of sodium cooled fast reactor straight tube steam generator

单管壁换热管管壁模型如图3所示,能量从一次侧通过管壁传递到二次侧。图3中: T_w 为管壁中心壁温, K; T_{w1} 为换热管与一次侧流体接触面

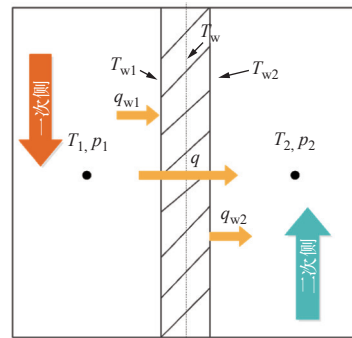


图3 单管壁换热管管壁模型

Fig. 3 Single wall heat exchange tube model

壁温, K; T_{w2} 为换热管与二次侧流体接触面壁温, K; T_1 、 T_2 分别为一次侧控制体与二次侧控制体内流体温度, K; p_1 、 p_2 分别为一次侧控制体与二次侧控制体内流体压力, MPa; q 为通过管壁中心的热流密度, W/m^2 ; q_{w1} 为通过换热管与一次侧流体接触面的热流密度, W/m^2 ; q_{w2} 为通过换热管与二次侧流体接触面的热流密度, W/m^2 。稳态时, 上述 3 项热流密度相等。

2 热工水力模型

钠侧换热模型使用的是 Konstantin 公式^[14], 压降计算采用 Darcy 公式^[15]。水/蒸汽在蒸汽发生器的换热管内发生复杂换热过程, 水从单相水变成单相蒸汽, 中间经历两相状态。根据水的状态和流体换热机制将换热管中流体分为 4 个区域: 过冷区、核态沸腾区、膜态沸腾区、过热的区。各分区判断方法如下: 1) 当 $h < h_f$ 时, 水侧处于过冷区; 2) 当 $h_g > h \geq h_f$, 且 $x \leq x_{cr}$, 水侧处于核态沸腾区; 3) 当 $h_g > h \geq h_f$, 且 $x > x_{cr}$, 水侧处于膜态沸腾区; 4) 当 $h \geq h_g$, 水侧处于过热的区。其中: h 、 h_f 、 h_g 分别为二次侧流体焓、二次侧流体对应饱和水焓、二次侧流体对应饱和蒸汽焓, J/kg; x 、 x_{cr} 分别为二次侧流体含气率、二次侧流体临界含气率。

在过冷区中使用迪图斯-贝尔特关系式^[16] 计算努塞尔数; 在核态沸腾区使用 Chen 公式^[17] 计算两相换热系数; 在膜态沸腾区使用 Groeneveld 公式^[18] 计算努塞尔数; 在过热的区使用西德-塔特关

系式^[16] 计算努塞尔数。单相摩擦压降计算使用 Colebrook-White 公式^[19], 两相摩擦压降计算使用均相流的两相摩擦压降倍增因子。

3 数值求解方法

建立单管模型和进行水侧分区后, 对单管模型进行网格划分。在稳态计算时, 利用热平衡方程即可对网格上各控制节点进行求解。在瞬态计算时, 利用交错网格对守恒方程进行离散后, 利用吉尔算法对各个控制节点的热工参数进行求解。

3.1 网格划分

在蒸汽发生器换热计算中, 由于蒸汽发生器各换热区域的温度变化很大, 因此必须对蒸汽发生器进行网格划分, 通过逐网格计算来模拟蒸汽发生器不同区域的传热。网格划分主要分为功率网格和固定网格划分方法。

3.1.1 功率网格 功率网格先划分换热区域, 再对换热区域细分控制体, 因此控制体长度在计算中是变化的。考虑程序计算的速度和精度, 在一体化快堆大型蒸汽发生器热工水力分析的稳态计算过程中采用功率网格。蒸汽发生器单管模型功率网格如图 4 所示。图 4 中: p 为控制体节点压力, Pa; n 为控制体节点标号。由于过热器与蒸发器管束结构变化, 因此特别用 n_{hc} 表示过热器与蒸发器一维网格模型之间的控制体节点标号, 如下标 $1_{n_{hc}}$ 表示一次侧过热器与蒸发器一维网格模型之间的控制体节点标号。

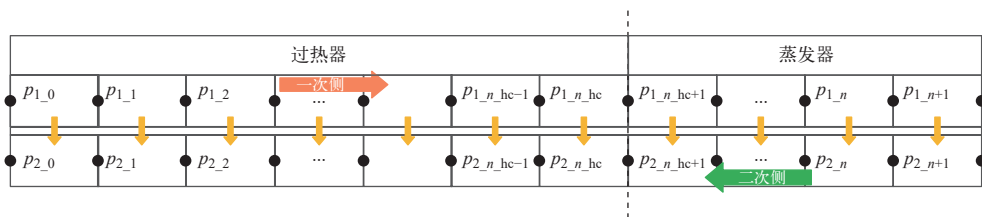


图 4 蒸汽发生器单管模型功率网格

Fig. 4 Steam generator single tube model power grid

3.1.2 固定网格 固定网格是沿着流动方向将蒸汽发生器平均划分为若干个控制体, 控制体长度在计算过程中保持不变, 根据控制体物性判断控制体所处的换热区域。为提升计算速度, 在一体化快堆大型蒸汽发生器热工水力分析的瞬态计算中采用固定网格。蒸汽发生器单管模型固定网格如

图 5 所示。图 5 中, W 为流体质量流量, kg/s。

3.2 算法求解

3.2.1 一维守恒方程 均相流一维守恒方程如下。

质量守恒方程为:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \left(\frac{W}{A} \right)}{\partial z} = 0 \quad (1)$$

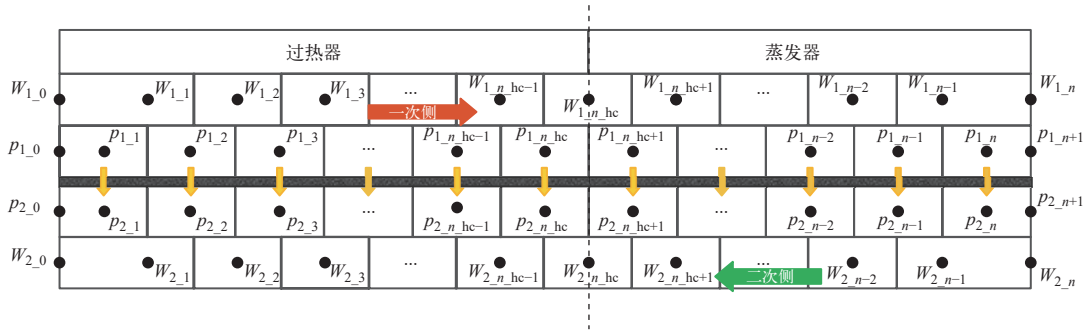


图5 蒸汽发生器单管模型固定网格

Fig. 5 Steam generator single tube model fixed grid

动量守恒方程为:

$$\frac{\partial W}{\partial t} + \frac{\partial \left(\frac{W^2}{\rho A^2} \right)}{\partial z} = \frac{\partial p}{\partial z} - \frac{fW|W|}{2D_e \rho A^2} - \rho g \quad (2)$$

能量守恒方程为:

$$\frac{\partial \rho h}{\partial t} + \frac{\partial \rho V h}{\partial z} = \frac{4q}{D} + \frac{\partial p}{\partial t} \quad (3)$$

式中: ρ 为流体密度, kg/m^3 ; t 为时间, s ; A 为流体在管道内流通面积, m^2 ; z 为轴向长度, m ; p 为流体压力, Pa ; f 为摩擦阻力系数; D_e 为水力等效直径, m ; h 为流体比焓, J/kg ; D 为通道直径, m ; q 为热流密度, W/m^2 ; g 为重力加速度, m/s^2 ; V 为体积, m^3 。

3.2.2 离散方程 由钠冷快堆蒸汽发生器一维守恒方程, 推导出三热工参数对时间的偏导方程组:

$$\begin{cases} \frac{\partial h}{\partial t} = \frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial h} + \frac{\partial \rho}{\partial p} \left(\frac{qU}{\rho A} \cdot \frac{\partial \rho}{\partial p} - \frac{W}{A\rho} \cdot \frac{\partial \rho}{\partial p} \cdot \frac{\partial h}{\partial z} - \frac{1}{\rho A} \cdot \frac{\partial W}{\partial z} \right) \\ \frac{\partial p}{\partial t} = \frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial h} + \frac{\partial \rho}{\partial p} \left(\frac{W}{\rho A} \cdot \frac{\partial p}{\partial h} \cdot \frac{\partial h}{\partial z} - \frac{1}{A} \cdot \frac{\partial W}{\partial z} - \frac{\partial \rho}{\partial h} \cdot \frac{qU}{\rho A} \right) \\ \frac{\partial W}{\partial t} = - \frac{\partial \left(\frac{W^2}{\rho A} \right)}{\partial z} - \frac{\partial p}{\partial z} \cdot A - \frac{fW|W|}{2D_e \rho A} - \rho g A \end{cases} \quad (4)$$

式中, U 为加热周长, m 。由于压力对金属流体密度影响较小, 故可假定一次侧管道内的流体为不可压缩流体, 密度偏导项可以忽略。

对蒸汽发生器钠侧一维守恒方程离散, 令 $\alpha_1 = \frac{1}{A_{1,l}}$ 、 $\beta_1 = \rho_{1,i}$ 、 $\gamma_1 = \frac{A_{1,i}}{l_{1,w}}$, 其中 l 为控制体长度, m 。根据交错网格, 依照 $\frac{\partial \Phi_i}{\partial t} = A \cdot h_i + B \cdot p_i + C \cdot W_i + D$ 形式改写一次侧偏导方程组:

$$\begin{cases} \frac{\partial h_{1,i}}{\partial t} = \frac{\alpha_1}{\beta_1} (-W_{1,m}) h_{1,i} + \frac{\alpha_1}{\beta_1} \cdot (Q_{1,i} + h_{1,i-1} \cdot W_{1,m}) \\ W_{1,i} = W_{in} \\ p_{1,i-1} - p_{1,i} - \Delta p_{1,i-1} = 0 \end{cases} \quad (5)$$

式中: $W_{1,m}$ 为控制体质量流量, kg/s ; Q 为控制体换热量, W ; W_{in} 为一次侧入口质量流量, kg/s ; Δp 为控制体压降, Pa 。

对蒸汽发生器水侧一维守恒方程离散, 令 $\alpha_2 = \frac{1}{A_{2,l}}$ 、 $\beta_2 = \rho_2 + Dh_2/Dp_2$ 、 $\gamma_2 = \frac{A_2}{l_{2,w}}$ 。根据交错网格, 依照 $\frac{\partial \Phi_i}{\partial t} = A \cdot h_i + B \cdot p_i + C \cdot W_i + D$ 形式改写二次侧偏导方程组:

$$\begin{cases} \frac{\partial h_{2,i}}{\partial t} = \frac{\alpha_2}{\beta_2} \cdot (-W_{2,m}) h_{2,i} + 0 \cdot p_{2,i} + \frac{\alpha_2}{\beta_2} \left(\frac{1}{Dp_{2,i}} \right) W_{2,i} + \frac{\alpha_2}{\beta_2} \left(Q_{2,i} - \frac{W_{2,i-1}}{Dp_{2,i}} + W_{2,m} \cdot h_{2,i+1} \right) \\ \frac{\partial p_{2,i}}{\partial t} = \frac{Dh_{2,i}}{Dp_{2,i}} \frac{\alpha_2}{\beta_2} W_{2,m} h_{2,i} + 0 \cdot p_{2,i} + \left(\frac{\alpha_2}{Dp_{2,i}} - \frac{Dh_{2,i}}{Dp_{2,i}} \frac{\alpha_2}{\beta_2} \frac{1}{Dp_{2,i}} \right) W_{2,i} + \frac{-\alpha_2}{Dp_{2,i}} W_{2,i-1} + \frac{-Dh_{2,i}}{Dp_{2,i}} \frac{\alpha_2}{\beta_2} \left(Q_{2,i} - \frac{W_{2,i-1}}{Dp_{2,i}} + W_{2,m} \cdot h_{2,i+1} \right) \\ \frac{\partial W_{2,i}}{\partial t} = 0 \cdot h_{2,i} + (-\gamma_{2,i}) p_{2,i} + 0 \cdot W_{2,i} + \gamma_{2,i} (p_{2,i+1} - \Delta p_{2,i}) \end{cases} \quad (6)$$

3.2.3 算法 吉尔算法^[20] 在计算过程中是自开始、自动变步长且自动变阶, 该方法不仅能积分非刚性方程组, 也能较有效地积分刚性方程组。本文使用吉尔算法积分一阶刚性方程组的初值问题, 过程如下。

设一阶微分方程组以及初值为:

$$\begin{cases} y'_0 = f_0(t, y_0, y_1, \dots, y_{n-1}) & y_0(t_0) = y_{00} \\ y'_1 = f_1(t, y_0, y_1, \dots, y_{n-1}) & y_1(t_0) = y_{10} \\ \vdots \\ y'_{n-1} = f_{n-1}(t, y_0, y_1, \dots, y_{n-1}) & y_{n-1}(t_0) = y_{n-1,0} \end{cases} \quad (7)$$

吉尔算法的计算公式如下。

预报:

$$Z_{i,(0)} = PZ_{i-1} \quad (8)$$

校正:

$$Z_{i,(j+1)} = Z_{i,(j)} - L \left[\left[l_1 I - l_0 \frac{\partial F}{\partial Y} \right]^{-1} G(Z_{i,(j)}) \right]^T \quad (9)$$

终值:

$$Z_i = Z_{i,(M)} \quad (10)$$

由于蒸汽发生器一维热工水力瞬态计算中的一阶微分方程组刚性较大,因此选用吉尔算法。

4 计算结果与分析

4.1 SG-33 热工水力计算

SG-33 是俄罗斯利用钠水蒸汽发生器热工水力计算分析程序设计的钠水直流蒸汽发生器。利用 SG-33 相关参数,对编写的一维热工水力计算分析程序进行校验。

4.1.1 SG-33 稳态计算 将结构参数、一次侧出入口温度、二次侧出入口温度、蒸发器出口过热度、二次侧出口压力、蒸汽发生器换热功率等参数作为已知参数,对 SG-33 进行稳态分析。程序运行 2 s 后,获得计算结果。表 1 列出 SG-33 稳态分析结果对比。

表 1 SG-33 稳态分析结果对比

Table 1 Comparison of SG-33 steady-state analysis result

参数	参数值		相对误差/%
	设计值	计算值	
蒸发器换热管管长, m	12.26	12.22	0.35
过热器换热管管长, m	7.72	6.84	11.41
换热管总管长, m	19.98	19.06	3.51

由表 1 可见:换热管总管长计算值为 19.06 m,与设计值的相对误差为 3.51%。其中,蒸发器换热管管长计算值为 12.22 m,与设计值的相对误差为 0.35%;过热器换热管管长计算值为 6.84 m,与设计值的相对误差为 11.41%。综上,稳态计算相对误差均在 15% 以内,因此计算结果可以接受。

稳态计算轴向上的蒸汽发生器换热管温度分布及水侧分区如图 6 所示。将钠冷快堆直管式蒸汽发生器水侧分为 4 个区:过冷区、核态沸腾区、膜态沸腾区、过热区,图 6 中依次示意为 1 区、2 区、3 区、4 区。图 6 中轴向长度从水侧入口开始计算。二次侧流体依次经过过冷区、核态沸

腾区、膜态沸腾区、过热区。而一次侧流体依次经过过热区、膜态沸腾区、核态沸腾区、过冷区。

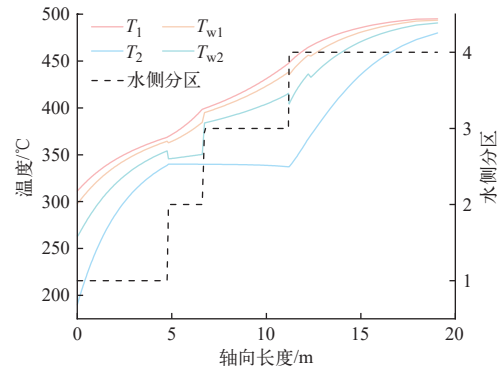


图 6 稳态计算轴向上的蒸汽发生器换热管温度分布及水侧分区

Fig. 6 Temperature distribution of steam generator heat exchange tube and water side partition along steady-state calculation axis

在过冷区中,沿着轴向长度,一、二次侧流体温度和一、二次侧壁温不断上升,由于二次侧流体换热能力提升,二次侧流体与二次侧壁温的温差减小。

在核态沸腾区中,沿着轴向长度,一次侧流体温度、二次侧流体温度不断上升。由于二次侧流体进入两相区,二次侧流体温度保持不变。此时二次侧流体换热能力增强,二次侧流体温度与二次侧壁温的温差近乎不变,一次侧温度提升速率不断增大。

在膜态沸腾区中,沿着轴向长度,一次侧流体温度、二次侧流体温度不断上升。由于二次侧流体进入两相区,二次侧流体温度保持不变。此时二次侧流体发生传热恶化,二次侧壁温急剧上升,此时二次侧壁温与一次侧壁温的温差逐渐变小,一次侧流体温度提升速率放缓。在膜态沸腾区即将过渡至过热区时,由于过热区换热系数剧减且一、二次侧流体温差较大,二次侧壁温急剧上升。

在过热区中,沿着轴向长度,一、二次侧流体温度和一、二次侧壁温不断上升,由于二次侧流体换热能力降低,二次侧壁温与一次侧壁温的温差减小。

利用热工水力计算分析程序的计算值与 SG-33 设计值进行对比,如图 7 所示。结合表 1 与图 7 可见:在蒸发器管段(轴向长度为 0~12.22 m),实验值与计算值基本一致;在过热器管段(轴向长度

为 12.22~19.06 m), 实验值与计算值出现了一定的偏差。经分析, 本文所选择的过冷区、核态沸腾区、膜态沸腾区的对流换热系数计算模型以及

临界含气率计算模型的计算结果与 SG-33 工况较为匹配, 而在过热区通过西德-塔特关系式计算得出的对流换热系数相对 SG-33 工况偏大。

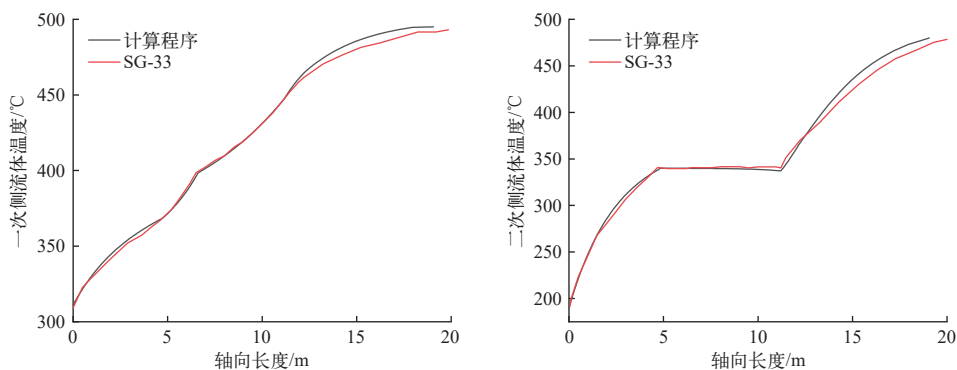


图 7 一、二次侧稳态计算值与设计值对比

Fig. 7 Comparison of steady-state calculated value and design value for primary and secondary sides

4.1.2 SG-33 瞬态计算 为校验热工水力计算分析程序的瞬态计算功能, 程序运行了一次侧流量阶跃过程: 0~100 s, 蒸汽发生器在额定工况下运行; 第 100 s 时, 一次侧流量降低 10%; 100~180 s, 蒸汽发生器入口参数保持不变; 180~380 s, 蒸汽发生器重新在额定工况下运行。程序运行 9 120 s 后获得计算结果。图 8 给出在该阶跃过程中一次侧流量、一次侧出口温度和二次侧出口温度随时间的变化。

在 0~100 s, 一次侧出口温度逐渐稳定。100 s 后, 由于一次侧流量降低, 根据能量守恒, 一次侧

温度急剧下降。180 s 后, 根据能量守恒, 一次侧的温度上升。

在 0~100 s, 二次侧出口温度逐渐稳定。当 100 s 时, 一次侧流量降低, 根据能量守恒, 二次侧获得的能量降低, 从而导致二次侧出口温度降低。此时并未达到一个稳定状态。此后 100~180 s 二次侧出口温度持续降低。180 s 后, 恢复至额定工况运行。根据能量守恒, 二次侧获得的能量升高, 从而导致二次侧出口温度上升。经过 180~360 s 的运行后, 二次侧出口温度逐渐恢复至 0~100 s 的出口温度。

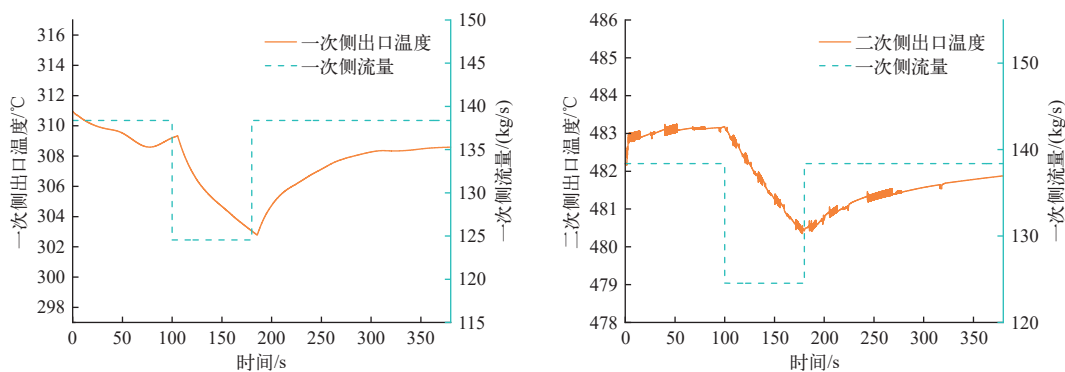


图 8 SG-33 阶跃过程中一、二次侧出口温度的变化

Fig. 8 Exit temperature change of primary and secondary sides of SG-33 step process

4.2 一体化快堆大型蒸汽发生器热工水力计算

4.2.1 稳态计算 将结构参数、一次侧出入口温度、二次侧出入口温度、蒸发器出口过热度、二次侧出口压力、蒸汽发生器换热功率等参数作为已

知参数, 对一体化快堆大型蒸汽发生器进行稳态计算, 结果如图 9 所示。由图 9 可见, 热工水力计算分析程序可较好地一体化快堆大型蒸汽发生器进行稳态计算。

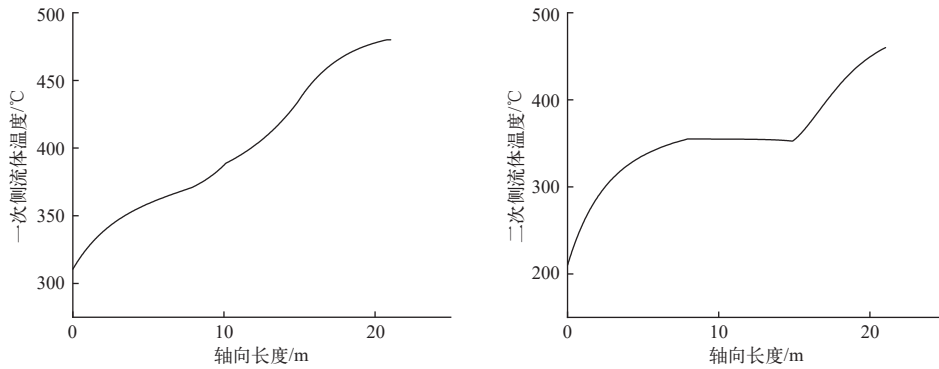


图9 一体化快堆大型蒸汽发生器一、二次侧稳态计算

Fig. 9 Steady-state calculation of primary and secondary sides for integrated fast reactor large steam generator

4.2.2 瞬态计算 为校验金属快堆热工水力计算分析程序的瞬态计算功能,程序运行了1个一次侧流量阶跃过程:0~100 s,蒸汽发生器在额定工况下运行;第100 s,一次侧流量降低5%;100~150 s,蒸汽发生器入口参数保持不变;150~999 s,蒸汽发生器重新在额定工况下运行。

本文给出在该阶跃过程中一次侧流量、一次侧出口温度、二次侧出口温度随时间的变化,结果如图10所示。在一次侧流量阶跃后,一、二次侧出口温度立即逐渐下降,在一次侧流量恢复后,一、二次侧出口温度缓慢升高,较好地展现了瞬态阶跃后的一体化快堆大型蒸汽发生器热工参数的变化。

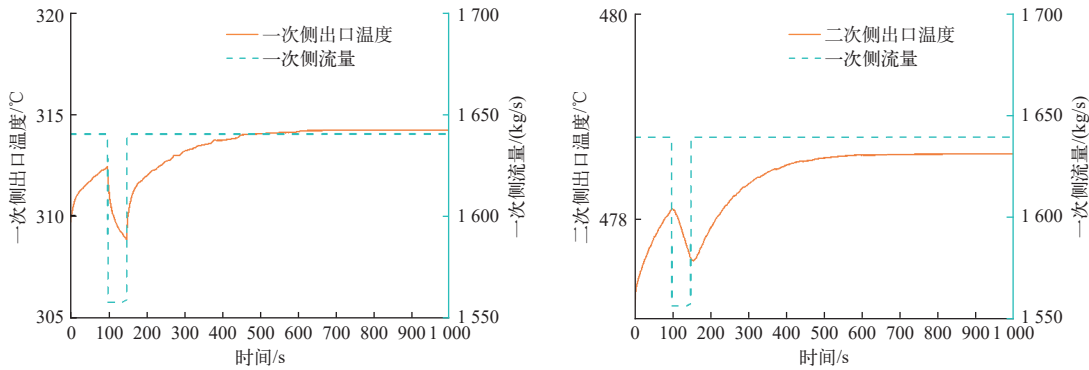


图10 一体化快堆大型蒸汽发生器流量阶跃过程中一、二次侧出口温度的变化

Fig. 10 Outlet temperature change of primary and secondary sides for integrated fast reactor large steam generator flow step process

5 结论

为对一体化快堆大型蒸汽发生器进行热工水力计算,基于均相流模型和一维热工水力分析方法编写了蒸汽发生器热工水力计算分析程序,实现了对钠冷快堆蒸汽发生器进行热工水力计算的功能。该程序对SG-33的稳态和瞬态分析表明,该一维热工水力分析方法能够较好地实现钠冷快堆直管式蒸汽发生器一维热工水力计算。利用该程序,对一体化快堆大型蒸汽发生器进行了稳态和瞬态计算,获得了较好的计算结果。计算结果表明,该热工水力计算分析程序可辅助设计、校核一体化快堆的大型蒸汽发生器。

参考文献:

- [1] 霍兴凯,林如山,刘利生,等. 无尽的能源——一体化快堆[M]. 北京:中国原子能出版社,2020.
- [2] VAIDYANATHAN G, KOTHANDARAMAN A L, KUMAR L S S, et al. Development of one-dimensional computer code DESOPT for thermal hydraulic design of sodium-heated once through steam generators[J]. *International Journal of Nuclear Energy Science and Technology*, 2010, 5(2): 143-161.
- [3] ZHU J, GUO Y, ZHANG Z. Dynamic simulation of once-through steam generator with concentric annuli tube[J]. *Annals of Nuclear Energy*, 2012, 50: 185-198.
- [4] 王冲. 中国实验快堆蒸汽发生器稳态特性分析及热工水力设计[D]. 大连:大连理工大学,2013.

- [5] 韦宏洋, 张大林, 黄思洋, 等. 钠冷行波堆直流式蒸汽发生器瞬态特性研究[J]. 中国科技论文在线精品论文, 2014, 7(22): 2298-2306.
- [6] SUN P, WANG Z, ZHANG J, et al. Thermal-hydraulic design and analysis code development for steam generator of CFR600[J]. *Annals of Nuclear Energy*, 2016, 90: 256-263.
- [7] 袁媛. 螺旋管式直流蒸汽发生器建模与仿真研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2015.
- [8] 袁博. 基于多孔介质方法的蒸汽发生器三维瞬态两相流热工水力分析程序的开发[D]. 北京: 华北电力大学, 2016.
- [9] ÜNAL H C. Some aspects of two-phase flow, heat transfer and dynamic instabilities in medium and high pressure steam generators[M]. Netherlands: Technische Universiteit Delft, 1981.
- [10] ÜNAL H C, van GASSELT M L G, van TVERLAAT P M. Dryout and two-phase flow pressure drop in sodium heated helically coiled steam generator tubes at elevated pressures[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1981, 24(2): 285-298.
- [11] TZANOS C P. A movable boundary model for once-through steam generator analysis[J]. *Nuclear Technology*, 1988, 82(1): 5-17.
- [12] 肖常志, 杨红义, 张大林, 等. 快堆钠-水蒸汽发生器热工水力稳态综合性能研究[J]. 原子能科学技术, 2024, 58(2): 328-336.
XIAO Changzhi, YANG Hongyi, ZHANG Dalin, et al. Study on thermal-hydraulic steady-state comprehensive performance of fast reactor sodium-water steam generator[J]. *Atomic Energy Science and Technology*, 2024, 58(2): 328-336(in Chinese).
- [13] 姜凤鸣, 武志广, 代文花, 等. 直流式蒸汽发生器壳侧局部阻力特性试验研究[J]. 东方电气评论, 2024, 38(4): 26-31.
JIANG Fengming, WU Zhiguang, DAI Wenhua, et al. The experimental study on resistance characteristics of shell side of once-through steam generator[J]. *Dongfang Electric Review*, 2024, 38(4): 26-31(in Chinese).
- [14] MIKITYUK K. Heat transfer to liquid metal: Review of data and correlations for tube bundles[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2009, 239(4): 680-687.
- [15] TONG L S, TANG Y S. Boiling heat transfer and two-phase flow[M]. Second Edition. Britain: Taylor & Francis Publisher, 1997.
- [16] 杨世铭, 陶文铨. 传热学[M]. 3版. 北京: 高等教育出版社, 1998: 159-164.
- [17] 徐济鋈. 沸腾传热和气液两相流[M]. 2版. 北京: 原子能出版社, 2001: 100-105, 278-320.
- [18] GROENEVELD D C, SNOEK C W. A comprehensive examination of heat transfer correlations suitable for reactor safety analysis[M]//*Multiphase Science and Technology*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 1986.
- [19] WHITE C F C M. Experiments with fluid friction in roughened pipes[J]. *Proceedings of the Royal Society of London Series A: Mathematical and Physical Sciences*, 1937, 161(906): 367-381.
- [20] 徐士良. 常用算法程序集: C++描述[M]. 6版. 北京: 清华大学出版社, 2019.