

基于漂移流模型的蒸汽发生器 稳态热工水力分析

张小英¹, 陈焕栋¹, 乔磊¹, 厉井钢^{2,*}

(1. 华南理工大学 电力学院, 广东 广州 510640;

2. 中核华核电技术研究院有限公司, 广东 深圳 518026)

摘要:为研究蒸汽发生器的稳态热工水力特性,建立了四方程漂移流模型,并开发了一维计算程序。对蒸汽发生器U型管管束空间考虑为由一次侧通道、二次侧通道和传热管构成,对一次侧通道和二次侧通道的过冷段采用单相流模型,二次侧通道的沸腾段采用四方程漂移流模型,建立基于交错网格的一阶迎风差分方程,通过热平衡-自然循环压降的交叉迭代计算得到稳态热工水力参数。利用程序计算了秦山300 MW核电厂100%、75%、50%、30%、15%功率稳定运行工况下的热工水力特性,并与RELAP5的计算结果进行比较,两组结果一致性较好。

关键词:蒸汽发生器;热工水力特性;稳态分析;四方程漂移流模型

中图分类号:TL35 **文献标志码:**A **文章编号:**1000-6931(2015)03-0447-08

doi:10.7538/yzk.2015.49.03.0447

Steady Thermal-hydraulic Analysis of Steam Generator Based on Drift Flux Model

ZHANG Xiao-ying¹, CHEN Huan-dong¹, QIAO Lei¹, LI Jing-gang^{2,*}

(1. School of Electric Power, South China University of Technology, Guangzhou 510640, China;

2. China Nuclear Power Technology Research Institute, Shenzhen 518026, China)

Abstract: In order to study the steady thermal-hydraulic characteristics of a steam generator, a 1D simulation code based on the 4-equation drift flux model was developed. The U tube bundle space was considered to consist of the primary channel, the secondary channel and the tube wall. The flowing characteristics in sub-cooling part of the primary and secondary channels were simulated with single phase flow model, while the boiling part in the secondary channel was simulated with 4-equation drift flux model. The first-ordered upwind differencing equations were derived based on the staggered grid. An alternate iteration method of heat balance and driving force of natural circulation was implemented then. By the proposed method, the steady thermal-hydraulic characteristics for steam generator of Qinshan 300 MW NPP, under 100%, 75%, 50%,

收稿日期:2013-12-02;修回日期:2014-07-07

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51176052,51376065)

作者简介:张小英(1973—),女,贵州遵义人,教授,博士,从事核反应堆一维两流体模型理论及数值研究

* 通信作者:厉井钢,E-mail:lijinggang@cgnpc.com.cn

30%, 15% power condition, were analyzed and compared with simulated results of RELAP5. Two sets of results are in good agreement.

Key words: steam generator; thermal-hydraulic characteristic; steady analysis; 4-equation drift flux model

蒸汽发生器是连接核电厂一、二回路的枢纽,是核动力装置中的重要设备。据国际压水堆核电厂运行事故统计,蒸汽发生器相关事故在核电事故中占有很大比重,国际上压水堆核电厂非计划停堆次数中约有 1/4 是因为蒸汽发生器出现问题^[1]。蒸汽发生器一、二次侧的流动和换热与蒸汽发生器的安全稳定运行密切相关,研究其热工水力特性对于蒸汽发生器的设计与安全运行具有重要的指导意义。

蒸汽发生器系统复杂,结构参数众多,属典型的非线性分布参数系统。近年来,对于蒸汽发生器热工水力特性的计算研究得到了巨大发展。国际上开发了专门针对蒸汽发生器热工水力分析的程序^[2],如美国的 THEDA2 程序,采用均匀流的质量、动量和能量三维守恒方程求解;美国的 ATHOS 程序,采用均匀流的三方程或漂移流的四方程模型,可进行一维、二维和三维分析;加拿大的 BOSS 程序,采用求解栅元大矩阵的热工水力方程,可用于 U 型弯管区、管束入口和预热器的热工分析。国内开发了一维分离流模型的 U 型管蒸汽发生器稳态热工水力分析程序 SGTH-2^[3]以及均相流模型的直管式直流蒸汽发生器一维热工水力分析程序 MOFS^[4],还有用于螺旋管蒸汽发生器热工流体力学的均相流二维模型程序^[5]。

目前用于蒸汽发生器热工水力分析的程序主要采用均相流模型,将气液两相流动假设为单一流体考虑,这种方法不能准确描述其二次侧的两相特征。且在蒸汽发生器的一维分析建模中,此前的研究一般均将二次侧流动假设为单个通道的流动,实际上 U 型管管束上升段和下降段管内流体的温差很大,导致上升段和下降段管外二次侧流体的流动和换热特性大为不同。针对蒸汽发生器热工水力特性精确分析的需要,当前仍有必要对蒸汽发生器热工水力过程的模型和算法进行深入研究。

为此,本文将对 U 型管蒸汽发生器建立由一次侧、二次侧、传热管和蒸汽室构成的几何模

型,其中二次侧分为热侧通道和冷侧通道,采用单相流模型和四方程漂移流模型分别模拟一、二回路的流动,并与壁面传热模型耦合构建热工水力分析模型。然后编制蒸汽发生器热工水力特性计算程序,对秦山一期核电厂蒸汽发生器的稳态运行参数进行计算。

1 几何模型

蒸汽发生器的内部结构十分复杂,为了对其热工水力过程进行理论建模并求解,必须进行结构简化。本文以 U 型管蒸汽发生器为研究对象,对 U 型管内空间按等效平均管长简化为一根直管考虑,将二次侧管束空间区分为热段与冷段,由此将蒸汽发生器的几何结构简化为由一次侧通道、二次侧回路、传热管、蒸汽上升段和蒸汽室构成,如图 1 所示。二次侧是一个循环回路,由给水室、下降通道、上升通道(包括过冷段、沸腾段和上升段)构成。

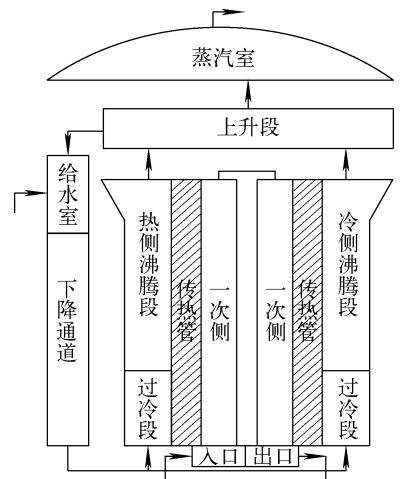


图 1 蒸汽发生器的简化几何结构

Fig. 1 Simplified geometrical frame of steam generator

2 流场方程

蒸汽发生器内部的流动分为单相流动和两相流动,一次侧和二次侧过冷段的流动是单相

流动,二次侧沸腾段流动是两相流动。两相流区域的流动与传热涉及两相之间的传热、传质过程,其现象较单相流复杂得多,因此描述两种流动过程的数学模型存在较大差异。为准确求解蒸汽发生器的流动和传热过程,需对单相流和两相流区域分别列出控制方程组。

2.1 单相流区域的流场方程

蒸汽发生器中流体处于单相流过冷态的区域包括一次侧、二次侧下降通道、二次侧过冷段,这些区域的控制方程都采用单相流模型方程。

质量守恒方程:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u)}{\partial x} = 0 \quad (1)$$

能量守恒方程:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho h) - \frac{\partial p}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x}(\rho u h) = \frac{q_w \chi}{A_h} \quad (2)$$

动量守恒方程:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u) + \frac{\partial}{\partial x}(\rho u^2) = -\frac{\partial p}{\partial x} - \frac{\tau_w \chi}{A_h} - \rho g \quad (3)$$

其中: ρ 为流体密度; t 为流体温度; u 为流体流动速度; x 为轴向位置; h 为流体焓; p 为通道各段压力; q_w 为壁面热流; χ 为流动湿周; A_h 为流通面积; τ_w 为壁面切应力; g 为重力加速度。

2.2 两相流区域的流场方程

蒸汽发生器中两相流动主要在二次侧沸腾段,对这一区域采用四方程漂移流模型,考虑到气液两相间的滑移和流道截面上空泡份额的分布不均匀,本文采用基于面积平均的一维四方程漂移流模型,控制方程^[6]如下。

混合物的质量守恒方程:

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial t} + \frac{\partial G_m}{\partial x} = 0 \quad (4)$$

混合物的能量守恒方程:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t}(\rho_m h_m) - \frac{\partial p}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x}(\rho_m h_m u_m) + \\ & \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\alpha_g \rho_g \alpha_l \rho_l (h_g - h_l) u_r}{\rho_m} \right) = \frac{q_w \chi_w}{A} \end{aligned} \quad (5)$$

混合物的动量守恒方程:

$$\begin{aligned} & \rho_m \frac{\partial u_m}{\partial t} + \rho_m u_m \frac{\partial u_m}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\alpha_g \rho_g \alpha_l \rho_l u_r^2}{\rho_m} \right) = \\ & -\frac{\partial p}{\partial x} - \rho_m g - \frac{\tau_w \chi_w}{A} \end{aligned} \quad (6)$$

气相的质量守恒方程:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t}(\alpha_g \rho_g) + \frac{\partial}{\partial x}(\alpha_g \rho_g u_m) + \\ & \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\alpha_g \rho_g \alpha_l \rho_l u_r}{\rho_m} \right) = \Gamma_g \end{aligned} \quad (7)$$

其中: ρ_m 为气液两相混合密度; h_m 为气液两相混合焓; u_m 为混合流速; u_r 为气液两相相对速度, $u_r = u_g - u_l$, u_g 、 u_l 分别为气相和液相流速; α_g 、 α_l 分别为气相和液相空泡份额; h_g 、 h_l 分别为气相和液相饱和焓; χ_w 为流动湿周; A 为通道横截面积; Γ_g 为单位体积产气率。

2.3 U型管管壁的传热模型

蒸汽发生器中一、二次侧流体间的热量传递是通过管壁导热进行的,环形薄壁材料的导热可采用圆柱坐标下的一维导热方程模拟,壁面与一、二次侧流体的对流换热视为方程中的源项。

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(k r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + q_v \quad (8)$$

其中: c_p 为管壁比定压热容; T 为管壁温度; r 为管壁径向位置; k 为管壁导热系数; q_v 为假想内热源。

2.4 结构关系式

为了求解上述模型方程,还需补充一些结构关系式,包括水和水蒸气的热物性参数、壁面材料的热物性参数及流场结构关系式。对于水和水蒸气的热物性参数根据 IAPWS-IF97 公式^[7]计算,壁面材料的热物性参数采用 Incoloy800合金的参数^[8]。流场结构关系式包括流型判断关系式^[9]、阻力计算关系式、传热系数计算关系式^[10-12]和界面传质计算关系式。

3 数值求解方法

3.1 流场的数值求解方法

在流场求解过程中,本文采用半隐式差分格式。将质量和能量方程中的对流项、动量方程中的压力梯度项和两相质量传递项隐式处理,其他项显示处理。采用交错网格,建立两套控制体 i 和 j ,对于同一流道,将描述压力、空泡份额、密度、焓的控制体 i 与描述速度的控制体 j 交错排列。质量和能量的离散针对控制体 $i-1, i, i+1, \dots$ 进行,而对动量方程的离散则针对控制体 $j-1, j, j+1, \dots$ 进行,每个控制体内的变量数值均视为均匀,如图 2 所示。

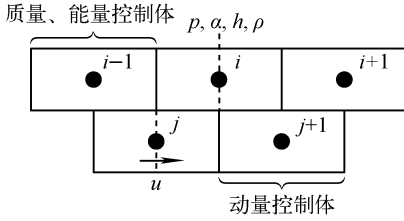


图2 离散场方程的交错网格

Fig. 2 Staggered grids for discretizing flowing conservation equations

单相流区域和两相流区域中流场微分方程的离散过程相同,对于两相流区域的四方程漂移流模型,离散后得到的半隐格式差分方程如下:

$$\frac{\rho_{m,i}^{n+1} - \rho_{m,i}^n}{\Delta t} + \frac{\rho_{m,j+1}^n u_{m,j+1}^{n+1} - \rho_{m,j}^n u_{m,j}^{n+1}}{\Delta x} = 0 \quad (9)$$

$$h_{m,i}^n \frac{\rho_{m,i}^{n+1} - \rho_{m,i}^n}{\Delta t} + \rho_{m,i}^n \frac{h_{m,i}^{n+1} - h_{m,i}^n}{\Delta t} - \frac{p_i^{n+1} - p_i^n}{\Delta t} + \frac{(\rho_m h_m)_{j+1}^n u_{m,j+1}^{n+1} - (\rho_m h_m)_j^n u_{m,j}^{n+1}}{\Delta x} +$$

$$\left(\frac{(\alpha_g \rho_g \alpha_f \rho_l (h_g - h_l) u_r)}{\rho_m} \right)_{j+1}^n -$$

$$\left(\frac{(\alpha_g \rho_g \alpha_f \rho_l (h_g - h_l) u_r)}{\rho_m} \right)_j^n \Big/ \Delta x = \frac{q_w^* \chi_w}{A} \quad (10)$$

$$\rho_{m,j}^n \frac{u_{m,j}^{n+1} - u_{m,j}^n}{\Delta t} + \rho_{m,j}^n u_{m,j}^n \frac{u_{m,i}^n - u_{m,i-1}^n}{\Delta x} +$$

$$\frac{\left(\frac{\alpha_g \rho_g \alpha_f \rho_l u_r^2}{\rho_m} \right)_i^n - \left(\frac{\alpha_g \rho_g \alpha_f \rho_l u_r^2}{\rho_m} \right)_{i-1}^n}{\Delta x} =$$

$$-\frac{p_i^{n+1} - p_{i-1}^{n+1}}{\Delta x} - \rho_{m,j}^n g - \frac{\tau_w \chi_w}{A} \quad (11)$$

$$\alpha_{g,i}^n \frac{\rho_{g,i}^{n+1} - \rho_{g,i}^n}{\Delta t} + \rho_{g,i}^n \frac{\alpha_{g,i}^{n+1} - \alpha_{g,i}^n}{\Delta t} +$$

$$\frac{(\alpha_g \rho_g)_{j+1}^n u_{m,j+1}^{n+1} - (\alpha_g \rho_g)_j^n u_{m,j}^{n+1}}{\Delta x} +$$

$$\frac{\left(\frac{\alpha_g \rho_g \alpha_f \rho_l u_r}{\rho_m} \right)_{j+1}^n - \left(\frac{\alpha_g \rho_g \alpha_f \rho_l u_r}{\rho_m} \right)_j^n}{\Delta x} = \Gamma_{g,i}^{n+1} \quad (12)$$

其中: n 表示上一时刻; Δx 为计算轴向步长; Δt 为计算时间步长。

对于得到的差分方程,采用速度-压力修正算法求解。首先假设压力为前一时刻的数值,求解动量方程,得到新时刻流体速度的暂定值,记为 $\bar{u}_{m,j}^{n+1}$ 。然后将混合物质量守恒方程、气相质量守恒方程、混合物能量守恒方程联合重整为如下的矩阵形式:

$$\begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{13} \\ A_{21} & A_{22} & A_{23} \\ A_{31} & A_{32} & A_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} h_{m,i}^{n+1} - h_{m,i}^n \\ \alpha_i^{n+1} - \alpha_i^n \\ p_i^{n+1} - p_i^n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} B_{11} \\ B_{21} \\ B_{31} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C_{11} \\ C_{21} \\ C_{31} \end{bmatrix} \bar{u}_{m,j}^{n+1} + \begin{bmatrix} D_{11} \\ D_{21} \\ D_{31} \end{bmatrix} \bar{u}_{m,j-1}^{n+1} \quad (13)$$

求解式(13)构成的方程组,得到新时刻流道的压力分布。再用新时刻的压力分布修正计算前面的速度暂定值 $\bar{u}_{m,j}^{n+1}$,得到新时刻流道的速度。

$$u_{m,j}^{n+1} = \bar{u}_{m,j}^{n+1} + \left(\frac{\partial u}{\partial p} \right)_j^n (p_{j+1}^{n+1} - p_i^{n+1}) \quad (14)$$

对于稳态分析,则可在模型差分方程里的时间步长取一很大的数值,如 $\Delta t = 10^6$ s,使得对时间导数的离散项趋于零,亦即忽略时间相关项,此时的守恒方程就可进行稳态计算。

3.2 U型管管壁导热的数值求解算法

对于U型管管壁的导热,因管壁很薄,沿厚度的温度差别小,本文采用集总参数法求解。将式(8)右端的扩散项展开,积分后得到管壁的集总温度。

$$T_m^{n+1} = T_m^n + \frac{\Delta t}{\rho_m c_{p,m} \Delta r} \left(1 + \frac{\Delta r}{r_i + r_o} \right) \cdot h(T_m^n - T_f) - \frac{\Delta t}{\rho_m c_{p,m} \Delta r} \cdot \left(1 - \frac{\Delta r}{r_i + r_o} \right) q + q_v \frac{\Delta t}{\rho_m c_{p,m}} \quad (15)$$

其中, r_i 、 r_o 分别为U型管的内径和外径。

4 稳态计算结果与分析

基于以上理论模型,编制了U型管蒸汽发生器运行的热工水力分析程序。对秦山300 MW核电厂蒸汽发生器在100%、75%、50%、30%、15% 5种功率工况下的稳态运行热工水力参数进行了计算,对100%功率工况,采用RELAP5程序对图1所示蒸汽发生器模型进行了计算,对两组计算结果进行了比较。

计算给定的边界条件参数为:一次侧流量、冷却剂入口温度、一次侧入口压力、二次侧给水流量、二次侧给水温度、蒸气室压力和水位高度。在100%功率水平,一次侧入口的流量为3 333.3 kg/s、温度为315.2℃、压力为15.3 MPa,二次侧给水的流量为259.86 kg/s、温度为215.6℃,蒸气室压力为5.43 MPa,水位高度

为 10.04 m。

图 3 为 100% 功率下,蒸汽发生器一、二次侧的流体及传热管的温度分布。由图 3 可见,一次侧流体温度沿流程不断下降,二次侧入口区存在一温度低于饱和温度的预热段,其后流体温度上升达到饱和温度。本文计算的一次侧流体温度与用 RELAP5 计算的结果一致性很好,但本程序计算的二次侧流体温度比 RELAP5 的结果略低,原因是 RELAP5 中对单相流和过冷沸腾区的传热系数均采用修正的关系式^[13],计算的换热系数较大,从而二次侧流体的温度较高。传热管的温度分布趋势与一次侧流体一致,是因为一次侧热阻较小,而二次侧热阻较大。

图 4 为 100% 功率下,二次侧气相和液相流速沿流程的分布。由图 4 可见:两种方法计算的二次侧气相和液相的流速沿管程均不断增

加,蒸汽室附近由于流通截面积的扩大流速有所下降;沿二次侧管程,气相流速较液相流速大。两种方法计算结果的一致性很好,但由于 RELAP5 中计算的对流换热系数较大,所以 RELAP5 的计算结果有些偏高。

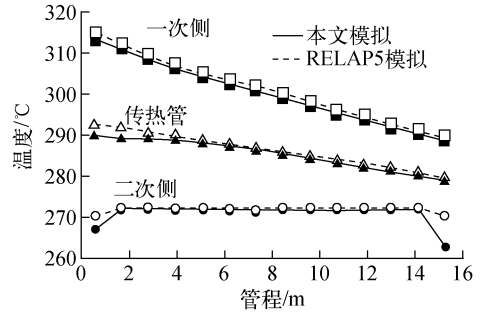


图 3 蒸汽发生器一、二次侧流体及传热管的温度
Fig. 3 Temperatures of fluid for primary and secondary loops and U tube wall in steam generator

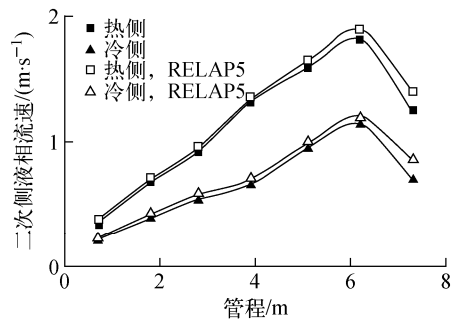
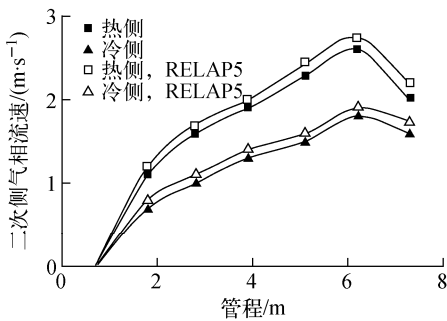


图 4 100% 功率下二次侧气相和液相的流速

Fig. 4 Gas and liquid phase flowing velocities in secondary loop for 100% power

图 5 为 100% 功率下,一次侧、二次侧流体焓沿流程的分布。由图 5 可见:沿一次侧流程从入口到出口,一次侧流体因不断向二次侧流

体传热,其焓逐渐下降;对应于一次侧流体焓的沿程下降,二次侧流体焓沿流程逐渐上升。二次侧沿程热侧流体的焓大于冷侧流体,是因为热侧管内流体温度高,换热强。图 6 为 100%

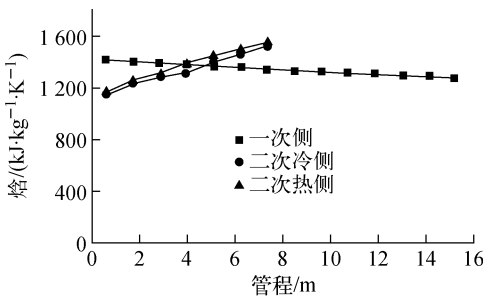


图 5 100% 功率下一、二次侧流体焓的分布

Fig. 5 Enthalpy distributions of fluid in primary and secondary loops for 100% power

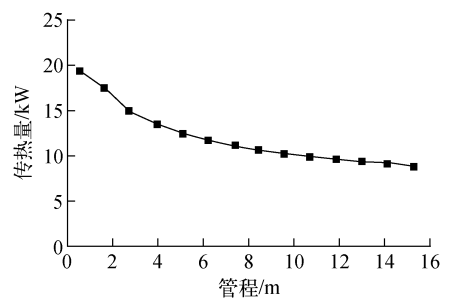


图 6 100% 功率下管壁与流体的传热量

Fig. 6 Heat flux at tube wall for 100% power

功率下,U型管管壁与一次侧流体间传热量的沿程分布。由于本文计算的是稳态工况,壁面处于热平衡,U型管管壁与一、二次侧流体的传热量数值相等,符号相反。沿一次侧流程,壁面与流体的传热量因传热温差的下降而下降。

图7为100%功率下,二次侧流体空泡份额的沿程分布。由图7可见,由于热侧的传热量较高,热侧流体的空泡份额较冷侧流体高,但随着沿程管束间流体的横向搅混,进入蒸汽室的冷、热侧流体空泡份额相等。图8为100%功率下,U型管管壁与一、二次侧流体传热系数的沿程分布。由图8可见:一次侧的传热系数沿流程逐渐下降,但变化幅度不大,是因为一次侧流体在流动过程中均是单相状态,物性变化很小;二次侧传热系数沿流程上升,由于有沸腾换热,二次侧传热系数较一次侧传热系数大得多,热侧的传热系数更大。

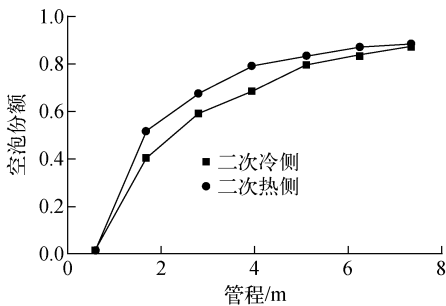


图7 100%功率下二次侧流体的空泡份额
Fig. 7 Void fraction of secondary loop fluid for 100% power

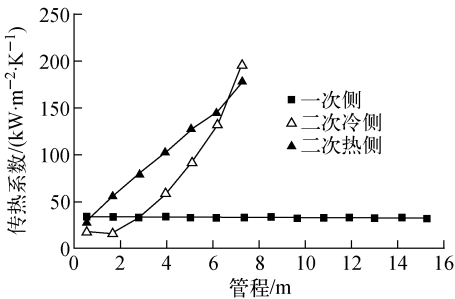


图8 100%功率下传热管内外的传热系数
Fig. 8 Heat transfer coefficient at both sides of tube wall for 100% power

图9为100%功率下,一、二次侧流体压力的沿程分布。由图9可见:一次侧流体压力在

U型管上升段不断下降,在下降段由于重力势能增加压力有所上升;二次侧沿程,热侧和冷侧流体的压力均呈逐渐下降趋势,热侧流体的压降略大于冷侧流体,导致进入蒸汽室的热侧流体压力小于冷侧流体。

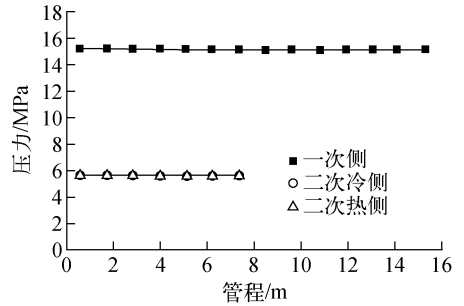


图9 100%功率下一、二次侧的流体压力
Fig. 9 Pressure of fluid in primary and secondary loops for 100% power

图10为100%、75%、50%、30%、15%功率下,一次侧、二次侧流体温度随功率的变化。图10中, T_{sat} 为二次侧流体的饱和温度, T_{po} 为一次侧流体的出口温度, T_{ave} 为一次侧流体的平均温度, T_{pi} 为一次侧流体的入口温度。由图10可见:一次侧流体的入口温度最高;不同功率水平下一次侧温度皆沿流程不断下降,功率高时下降更快,导致不同功率的沿程一次侧流体温度差值逐渐减小,在U型管出口处趋于相同。功率升高时,二次侧流体的饱和温度下降,传热能力增强,预热段的温度变化率增大。

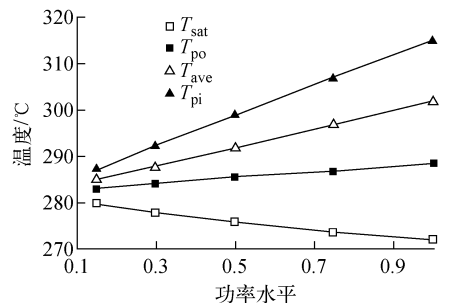


图10 一、二次侧的流体温度随功率的变化
Fig. 10 Temperature of fluid in primary and secondary loops vs. power

图11为蒸汽发生器的循环倍率和循环流量随功率的变化。由图11可见,随着功率的增

加,循环流量呈现先上升后下降的趋势。这是因为一方面随功率增加,沸腾区域增大,二次侧的含气量增加,驱动压头增大使得循环流量增加;另一方面循环阻力随流量的增加而上升,又会使循环流量下降。循环倍率随功率的增加持续下降,是因为二次侧流体流量随功率上升持续大幅增加。图 12 为 75%、50%、30%、15% 功率下,二次侧沿程的冷侧和热侧流体空泡份额的分布。由图 12 可见:随着功率的升高,沿二次侧流程,冷侧和热侧的空泡份额均会增加;由于热侧沸腾段较冷侧长,因此热侧的空泡份额较冷侧的大。

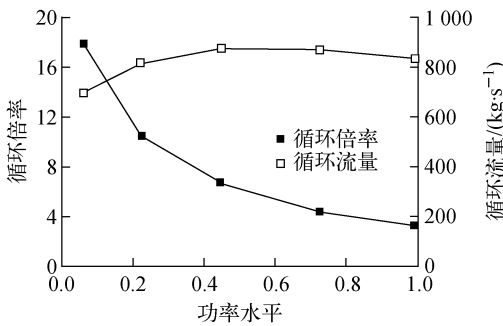


图 11 循环倍率和循环流量随功率的变化
Fig. 11 Variation of circulation ratio and circulating flow vs. power

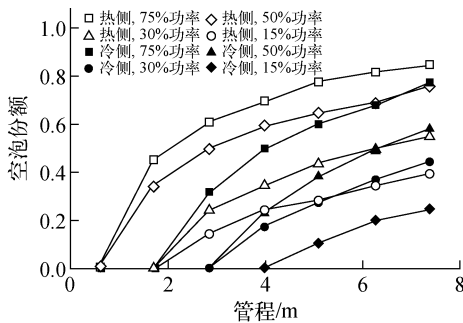


图 12 不同功率下二次侧的空泡份额
Fig. 12 Void fraction in secondary loop for different powers

图 13 为 75%、50%、30%、15% 功率下,一次侧流体焓的沿程分布。由图 13 可见:功率高时流体入口温度更高并沿流动方向不断降低,且下降更快;不同功率的流体出口处焓最小。图 14 为 75%、50%、30%、15% 功率下,二次侧沿程的冷侧和热侧流体焓的分布。由图 14 可

见,热侧和冷侧的流体焓均由于吸收来自一次侧流体的热量而上升,功率高时,一次侧与二次侧间的换热更强,一次侧进出口的焓升更大。

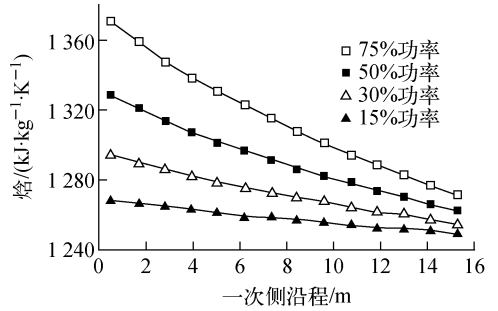


图 13 不同功率下一次侧流体的焓
Fig. 13 Enthalpy of fluid in primary loop for different powers

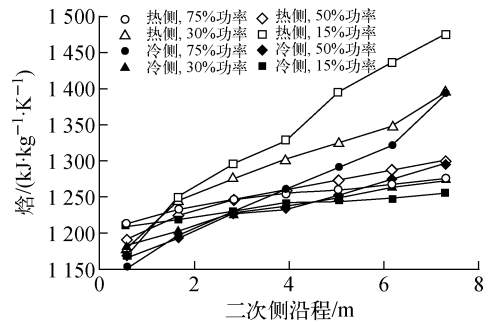


图 14 不同功率下二次侧流体的焓
Fig. 14 Enthalpy of fluid in secondary loop for different powers

5 结论

为分析核电厂 U 型管蒸汽发生器的热工水力特性,基于四方程漂移流模型和一维参数分布方法建立一、二次侧流动与管壁的耦合流动与传热模型,采用交错网格的一阶迎风半隐差分格式和热平衡-自然循环交叉迭代算法求解,编制了蒸汽发生器热工水力分析程序。对秦山 300 MW 核电厂蒸汽发生器稳态工况的热工水力特性进行了计算分析,得到了 100%、75%、50%、30%、15% 功率下,一、二次侧的主要热工流动参数,100% 功率工况下的计算结果与 RELAP5 的计算结果符合得很好。

参考文献:

[1] JAMES C S, JAMES K A. Appling experience

- in an advanced design[J]. Nucl Eng Inter, 1986, 31(393): 83-86.
- [2] KALAR S P. Modelling transients in PWR steam generator units[J]. Nuclear Safety, 1984, 25(1): 17-23.
- [3] 薛汉俊, 严锦泉. 适用于微机的核蒸汽发生器热工水力分析程序——SGTH-2[J]. 核动力工程, 1989, 10(6): 47-50.
XUE Hanjun, YAN Jinqun. SGTH-2: A computer program for thermal-hydraulic analysis of steam generators[J]. Nuclear Power Engineering, 1989, 10(6): 47-50(in Chinese).
- [4] 解衡, 张金玲, 贾斗南, 等. 一体化压水堆蒸汽发生器的热工水力瞬态特性分析[J]. 核动力工程, 1998, 19(5): 413-418.
XIE Heng, ZHANG Jinling, JIA Dounan, et al. Thermal-hydraulic transient behavior calculation of once-through steam generator of intergrated PWR[J]. Nuclear Power Engineering, 1998, 19(5): 413-418(in Chinese).
- [5] 玉宇, 居怀明. 螺旋管蒸汽发生器热工流体力学二维模型[J]. 清华大学学报: 自然科学版, 2004, 44(9): 1 202-1 204.
YU Yu, JU Huaiming. 2-D model for thermal-hydraulic analysis of helical-tube generators[J]. Journal of Tsinghua University: Science and Technology, 2004, 44(9): 1 202-1 204(in Chinese).
- [6] KAZIMI M, MASSOUD M. A condensed review of nuclear reactor thermal-hydraulic computer codes for two-phase flow analysis, MIT-EL 79-018[R]. USA: Department of Nuclear Engineering, MIT, 1980.
- [7] IAPWS. Revised release on the IAPWS industrial formulation 1997 for the thermodynamic properties of water and steam[EB/OL]. [2007-08]. <http://www.iapws.org>.
- [8] 于平安. 核反应堆热工分析[M]. 3版. 上海: 上海交通大学出版社, 2002: 208-215.
- [9] TAITEL Y, BORNEA D, DUKLER A E. Modeling flow pattern transitions for steady upward gas-liquid flow in vertical tubes[J]. AIChE Journal, 1980, 26: 345-354.
- [10] LOCKHART R W, MARTINELLI R C. Proposed correlation of data for isothermal two-phase two-component flow in pipes[J]. Chemical Engineering Progress, 1949, 45(1): 39-48.
- [11] CHEN J C. Correlation for boiling heat transfer to saturated fluids in convective flow[J]. Industrial & Engineering Chemistry Process Design and Development, 1966, 5: 531-535.
- [12] BERGLES A E, ROHSENOW W M. The determination of forced convection surface boiling heat transfer[J]. Journal of Heat Transfer, 1964, 86: 363.
- [13] RELAP5 MOD3.3 code manual, Vol. IV: Models and correlations, NUREG/CR-5535/Rev [R]. US: Nuclear Regulatory Commission, 2006.