

【基础理论与应用研究】

立式 U 型管自然循环蒸汽发生器 1 次侧流体 流经 U 型管段重力压降计算

饶彧先,蔡琦,张杨伟

(海军工程大学 船舶与动力学院,武汉 430033)

摘要:针对现有一些大型电站系统分析程序在计算 1 次侧流体流经 U 型管蒸汽发生器重力压降时存在的不足,建立了 1 次侧流体流经 U 型管段重力压降计算模型。该模型将蒸汽发生器 1 次侧 U 型管内各换热区域按等温度差值进行控制体划分,对 U 型管弯管段按实际的几何关系进行处理。将大亚湾核电厂蒸汽发生器热工参数作为输入值进行了计算和参数敏感性分析。计算结果表明:增加 U 型管束直管段高度、减小 U 型管内径长度能增加流体流经 U 型管段的重力压降,且改变较为明显。计算结果与理论分析相一致。

关键词:立式 U 型管;蒸汽发生器;重力压降

中图分类号: TL3

文献标识码: A

文章编号: 1006-0707(2012)10-0120-04

自然循环因其结构简单、换热能力强、非能动等特点,在核动力领域有着重要的应用前景。尤其对核动力舰船来说,反应堆装置自然循环能力高时,可保证舰船在中、低速下不使用主泵,从而可免去由主泵引起的一系列问题,如主泵断电事故和衰变热导出等,保证堆芯不产生过热而烧毁。在含有立式 U 型管自然循环蒸汽发生器的循环回路中,能否准确计算流体流经 U 型管段的重力压降对确定自然循环工况下回路自然循环能力至关重要。在使用现有一些大型电站系统分析程序(如 RELAP5 等)处理此类问题时,常按固定网格法将 U 型管直管段按等长度进行控制体划分^[1],弯管段等效成直管段^[1]或者等效成与水平方向夹角为 45°的斜管段^[2]进行处理。由于 U 型管管内温度随 U 型管管长分布是非线性的^[3],如果在温度变化较大处控制体长度划分过大,再加上对弯管段的近似处理,这样计算得到的重力压降准确性将降低。为此,文献[4]和文献[5]采用移动边界法将控制体长度按变量处理,但是却将每 1 换热区域只划分为 1 个控制体,没有进一步对换热区域进行控制体划分。

本文借鉴移动边界法,将蒸汽发生器 1 次侧 U 型管内各换热区域按等温度差值进行控制体划分,按实际的几何关系处理 U 型管弯管段,建立蒸汽发生器 1 次侧流体流经 U 型管段的重力压降计算模型,并输入大亚湾核电厂蒸汽发生器热工参数值进行计算分析。此外,还对 U 型管束直管段高度、内径和管间距进行了参数敏感性分析,为合理选择参数以提高回路自然循环驱动压头和自然循环能力提供参考。

1 数学模型

如图 1 所示,每根 U 型管沿轴向从中间分开,分为热侧和次热侧;将蒸汽发生器 2 次侧热力区划分为 3 个区域,即热侧单相换热区、次热侧单相换热区和两相沸腾换热区^[6];U 型管内 1 次侧流体相应也划分为 3 个区域,分别为 I 区、II 区和 III 区。在上述区域划分的基础上,对计算进行了如下简化和假设:① U 型管传热简化为直管段传热,蒸汽发生器内的传热和流动均为稳态,各 U 型管换热面积、管内 1 次侧流体质量流量均相等,单管与流体的传热遵从对数温差传热规律^[7];② 循环水与给水在蒸汽发生器底部均匀混合,热侧单相换热区与次热侧单相换热区内 2 次侧流体质量流量相等,且两区之间无能量交换;③ 热侧单相换热区与次热侧单相换热区只考虑流体横掠管束换热,两相沸腾换热区仅考虑大空间饱和核态沸腾换热,不考虑传热在径向上的分布;④ 2 次侧排污及其他流量损失忽略不计,1 次侧流量损失忽略不计,蒸汽发生器与周围环境之间的热损失忽略不计。

1.1 U 型管内一次侧流体温度分布计算

U 型管内 1 次侧流体温度分布计算是进行蒸汽发生器 1 次侧流体 U 型管段重力压降计算时需首先解决的问题。给定 2 次侧边界条件及 U 型管束换热面积、1 次侧压力和流经蒸汽发生器流体质量流量,将 1 次侧流体 U 型管入口温度赋初值,根据能量守恒定律计算 1 次侧流体 U 型管内 I、II、III 区段进出口温度,如下:

收稿日期:2012-06-27

作者简介:饶彧先(1988—),男,硕士研究生,主要从事反应堆热工水力研究。

$$h_d = \frac{[m_2 \cdot h_g + m_2 \cdot (C_R - 1) \cdot h_s]}{m_2 \cdot C_R} \quad (1)$$

$$h_2 = h_1 - \frac{m_2 \cdot C_R \cdot (h_s - h_d)}{2 \cdot m_1 \cdot \eta} \quad (2)$$

$$h_4 = h_1 - \frac{m_2 \cdot (h_s + \gamma - h_g)}{m_1 \cdot \eta} \quad (3)$$

$$h_3 = h_4 + \frac{m_2 \cdot C_R (h_s - h_d)}{2 \cdot m_1 \cdot \eta} \quad (4)$$

式中: m_1 为1次侧流体质量流量(kg/s); m_2 为2次侧给水质量流量(kg/s); C_R 为循环倍率; η 为传热效率; h_1 为U型管入口比焓和I区入口比焓(kJ/kg); h_2 为I区出口比焓和III区入口比焓(kJ/kg); h_3 为III区出口比焓和II区入口比焓(kJ/kg); h_4 为II区出口比焓和U型管出口比焓(kJ/kg); h_g 为给水比焓(kJ/kg); γ 为2次侧压力下水的汽化潜热(kJ/kg); h_s 为2次侧压力下饱和水的比焓(kJ/kg); h_d 为蒸汽发生器底部给水与循环水混合后2次侧水的比焓(kJ/kg)。将上述方程左边的焓值转化为温度值即可完成各换热区进出口温度计算。

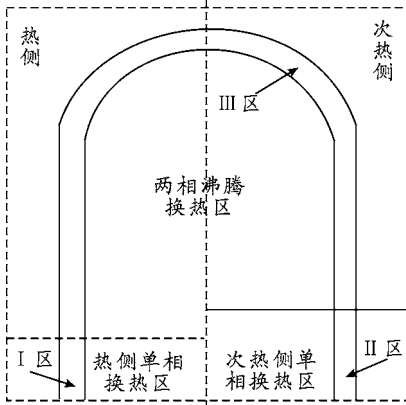


图1 蒸汽发生器热力分区

对U型管内I、II、III区按等温度差值划分控制体,即换热区内各控制体进出口温差相等,但各控制体长度不一定相等;U型管金属,2次侧热力区划分成与1次侧相对应的控制体;根据能量守恒定律和对数温差传热规律计算U型管内各控制体换热面积并求得得出U型管束换热面积,如下:

$$(T'_{I,1} - T''_{I,1}) = n_1 \cdot (T'_{1,1} - T''_{1,1}) \quad (5)$$

$$\frac{m_1 \cdot (h'_{1,1} - h''_{1,1}) \cdot \eta}{n} = \frac{m_2 \cdot C_R \cdot (h''_{r,1} - h'_{r,1})}{2 \cdot n} \quad (6)$$

$$F_{I,i} = \frac{m_1 \cdot (h'_{1,i} - h''_{1,i}) \cdot \eta \cdot \ln\left(\frac{T'_{1,i} - T''_{r,i}}{T''_{1,i} - T''_{r,i}}\right)}{k_{1,i} \cdot n \cdot (T'_{1,i} - T''_{r,i} - T''_{1,i} + T''_{r,i})} \quad (7)$$

$$(T'_{II,1} - T''_{II,1}) = n_2 \cdot (T'_{2,1} - T''_{2,1}) \quad (8)$$

$$\frac{m_1 \cdot (h'_{2,i} - h''_{2,i}) \cdot \eta}{n} = \frac{m_2 \cdot C_R \cdot (h''_{cr,i} - h'_{cr,i})}{2 \cdot n} \quad (9)$$

$$F_{II,i} = \frac{m_1 \cdot (h'_{2,i} - h''_{2,i}) \cdot \eta \cdot \ln\left(\frac{T'_{2,i} - T''_{cr,i}}{T''_{2,i} - T''_{cr,i}}\right)}{k_{2,i} \cdot n \cdot (T'_{2,i} - T''_{cr,i} - T''_{2,i} + T''_{cr,i})} \quad (10)$$

$$(T'_{III,1} - T''_{III,1}) = n_3 \cdot (T'_{3,1} - T''_{3,1}) \quad (11)$$

$$F_{III,i} = \frac{m_1 \cdot (h'_{3,i} - h''_{3,i}) \cdot \eta \cdot \ln\left(\frac{T'_{3,i} - T_S}{T''_{3,i} - T_S}\right)}{k_{3,i} \cdot n \cdot (T'_{3,i} - T''_{3,i})} \quad (12)$$

$$F = n \left(\sum_{i=1}^{n_1} F_{I,i} + \sum_{i=1}^{n_2} F_{II,i} + \sum_{i=1}^{n_3} F_{III,i} \right) \quad (13)$$

式中: $T'_{I,1}$ 、 $T'_{II,1}$ 和 $T'_{III,1}$ 分别为I、II、III区进口温度(K); $T''_{I,1}$ 、 $T''_{II,1}$ 和 $T''_{III,1}$ 分别为I、II、III区出口温度(K); $T'_{1,i}$ 、 $T'_{2,i}$ 和 $T'_{3,i}$ 分别为I、II、III区第*i*个控制体的进口温度(K); $T''_{1,i}$ 、 $T''_{2,i}$ 和 $T''_{3,i}$ 分别为I、II、III区第*i*个控制体的出口温度(K); T_S 为2次侧压力下水的饱和温度(K); $T'_{r,i}$ 和 $T''_{cr,i}$ 分别为2次侧热侧、次热侧换热区第*i*个控制体的进口温度(K); $T''_{r,i}$ 和 $T''_{cr,i}$ 分别为2次侧热侧、次热侧换热区第*i*个控制体的出口温度(K); $h'_{1,i}$ 、 $h'_{2,i}$ 和 $h'_{3,i}$ 分别为I、II、III区第*i*个控制体的进口比焓(kJ/kg); $h''_{1,i}$ 、 $h''_{2,i}$ 和 $h''_{3,i}$ 分别为I、II、III区第*i*个控制体的出口比焓(kJ/kg); $h'_{r,i}$ 和 $h'_{cr,i}$ 分别为2次侧热侧、次热侧换热区第*i*个控制体的进口比焓(kJ/kg); $h''_{r,i}$ 和 $h''_{cr,i}$ 分别为2次侧热侧、次热侧换热区第*i*个控制体的出口比焓(kJ/kg); n 为U型管数目; n_1 、 n_2 和 n_3 分别为I、II、III区段控制体数目,计算中 $n_1 = n_2 = 5$, $n_3 = 30$; $F_{I,i}$ 、 $F_{II,i}$ 和 $F_{III,i}$ 分别为I、II、III区第*i*个控制体对应U型管段换热面积(m^2); F 为U型管束换热面积计算值(m^2); $k_{1,i}$ 、 $k_{2,i}$ 和 $k_{3,i}$ 分别为I、II、III区第*i*个控制体对应传热系数($kW/(m^2 \cdot K)$)。

将U型管束传热面积计算值同实际值相比较,调整U型管入口温度大小,直至U型管束传热面积计算值满足

$$\frac{|F - F'|}{F'} \leq \varepsilon \quad (14)$$

式中: F' 为U型管束换热面积实际值(m^2); ε 为迭代收敛常数,计算中 ε 取为0.1%。

1.2 U型管内I、II、III区段重力压降计算

将I、II、III区段各控制体进出口温度取算术平均值作为该控制体温度,求出该控制体密度,分别计算出U型管内1次侧流体流经I、II、III区段的重力压降。I、II区段均为直管段,I区段在热侧、II区段在次热侧,重力压降计算如下:

$$\Delta p_{1,el} = - \sum_{i=1}^{n_1} [\rho_{1,i} \cdot g \cdot L_{1,i}] \quad (15)$$

$$\Delta p_{2,el} = - \sum_{i=1}^{n_2} [\rho_{2,i} \cdot g \cdot L_{2,i}] \quad (16)$$

式中: $\Delta p_{1,el}$ 和 $\Delta p_{2,el}$ 分别为1次侧流体流经I、II区段的重力压降(Pa); $\rho_{1,i}$ 和 $\rho_{2,i}$ 分别为I、II区第*i*个控制体密度(kg/m^3); $L_{1,i}$ 和 $L_{2,i}$ 分别为I、II区第*i*个控制体长度(m); g 为重力加速度, $g = 9.8 m/s^2$ 。

III区段既包括直管段,又包括弯管段。如图2所示,弯

管段第 i 个控制体竖直方向上高度变化 ΔL_i 可由几何关系给出:

$$\theta_1 = \frac{L}{R_u} \quad (17)$$

$$\theta_2 = \frac{(L + L_i)}{R_u} \quad (18)$$

$$\Delta L_i = R_u \cdot \sin(\theta_1) - R_u \cdot \sin(\theta_2) \quad (19)$$

式中: ΔL_i 为弯管段第 i 个控制体竖直方向上的高度变化, 正值表示控制体入口位置高于出口位置(m); L_i 为第 i 个控制体长度(m); L 为第 i 个控制体入口位置距弯管段起始点弧长(m); R_u 为 U 型管弯曲半径(m); θ_1 和 θ_2 为圆心角(rad)。

分别计算直管段热侧、直管段次热侧和弯管段的重力压降并求和, III 区段重力压降计算如下:

$$\Delta p_{III,el} = \sum [\rho_{III,i}^w \cdot g \cdot \Delta L_i] + \sum [\rho_{III,i}^c \cdot g \cdot L_{III,i}^c] - \sum [\rho_{III,i}^r \cdot g \cdot L_{III,i}^r] \quad (20)$$

式中: $\Delta p_{III,el}$ 为 1 次侧流体流经 III 区段重力压降(Pa); $\rho_{III,i}^w$, $\rho_{III,i}^r$ 和 $\rho_{III,i}^c$ 分别为 III 区中弯管段、直管段热侧和直管段次热侧第 i 个控制体密度(kg/m^3); $L_{III,i}^r$ 和 $L_{III,i}^c$ 分别为 III 区中直管段热侧和直管段次热侧第 i 个控制体长度(m)。

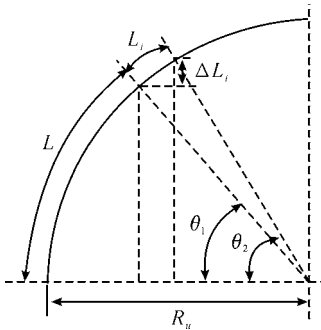


图2 U型管弯管段几何关系

对 I、II、III 区段重力压降求和得出 1 次侧流体流经 U 型管段的重力压降:

$$\Delta p_{U,el} = \Delta p_{I,el} + \Delta p_{II,el} + \Delta p_{III,el} \quad (21)$$

式中: $\Delta p_{U,el}$, $\Delta p_{I,el}$, $\Delta p_{II,el}$ 和 $\Delta p_{III,el}$ 分别为 1 次侧流体流经 U 型管段、I、II、III 区段的重力压降(Pa)。

1.3 换热模型

1 次侧各区段管内强迫对流换热系数计算采用 Gnielinski 公式^[7]。与 Dittus-Boelter 公式相比, Gnielinski 公式本身已考虑温差及长径比的影响。文献^[7]指出, 当需要较高的计算准确度时推荐使用 Gnielinski 公式; 2 次侧热侧、次热侧单相流体横掠管束对流换热系数计算采用 Zhukauskas 公式^[7], 大空间饱和核态沸腾换热系数计算采用 Kutateradze 公式^[8]。

2 计算结果及分析

在上述数学模型基础上, 使用 fortran90 语言编制计算程序, 选取大亚湾核电站蒸汽发生器进行计算。大亚湾核电站

蒸汽发生器基本参数见文献^[3], 将 2 次侧相关参数、U 型管束换热面积、1 次侧压力和流经蒸汽发生器流体质量流量作为输入参数, 计算结果如表 1 和图 3 所示。

表1 U型管段重力压降计算结果

参数	大亚湾核电站 蒸汽发生器
I 区段重力压降/Pa	-2 640.05
II 区段重力压降/Pa	7 327.18
III 区段重力压降/Pa	-1 398.34
U 型管段重力压降/Pa	3 288.79
1 次侧流体 U 型管进口温度计算值/°C	329.02
1 次侧流体 U 型管进口温度实际值/°C	327.6
相对误差/%	0.43
1 次侧流体 U 型管出口温度计算值/°C	294.17
1 次侧流体 U 型管出口温度实际值/°C	292.4
相对误差/%	0.61

表 1 中, 1 次侧流体 U 型管进出口温度计算值与实际值符合良好, 验证了计算的正确性。1 次侧流体 I、III 区段重力压降均为负值, II 区段重力压降为正值; 靠近 U 型管出口处, 1 次侧流体密度较大, 所以 II 区段重力压降在 U 型管段重力压降中所占比重较大。在 I、III 区段, 各控制体与 2 次侧传热温差沿 1 次侧流动方向逐渐减小, 所以如图 3 所示, 控制体长度沿 1 次侧流体流动方向逐渐增大; 在 II 区段, 各控制体与 2 次侧传热温差沿 1 次侧流体流动方向逐渐增大, 如图 3 所示, 控制体长度沿 1 次侧流体流动方向逐渐减小; 计算结果同上述理论分析一致, 表明了计算的合理性。

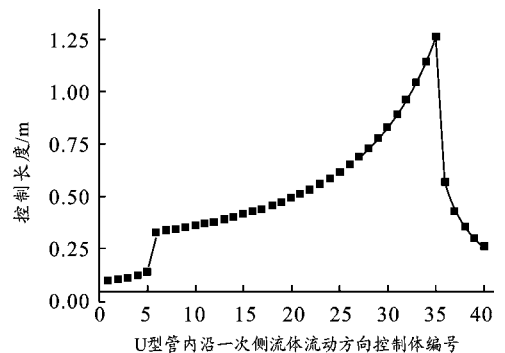


图3 U型管内控制体长度分布

3 参数敏感性分析

在确定的 2 次侧相关参数、U 型管束换热面积、1 次侧压力和流经蒸汽发生器流体质量流量的条件下, 选取 U 型管束直管段高度、U 型管内径和管间距进行参数敏感性分析。

由图 4 可看出, U 型管束换热面积不变, 管束直管段高度增加, 管束总高增加, U 型管段重力压降随之增加。当直

管段高度由5 m增加到8 m时,U型管段重力压降增加约4.5%。

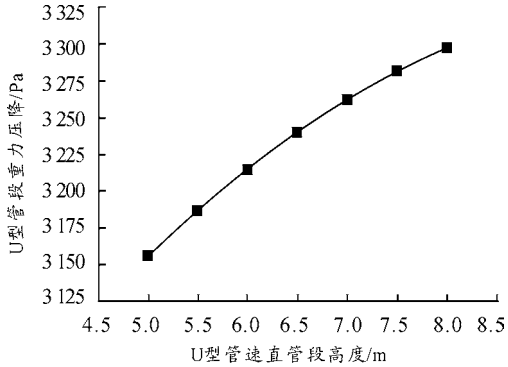


图4 U型管段重力压降随直管段高度的变化规律

U型管内径减小可减小传热系数,增大1、2次侧传热温差;2次侧压力不变的条件下,增加1次侧流体平均温度;如图5所示,U型管段重力压降随U型管内径增加而减小。在图5所示区间内,U型管段重力压降变化幅度为5.3%。

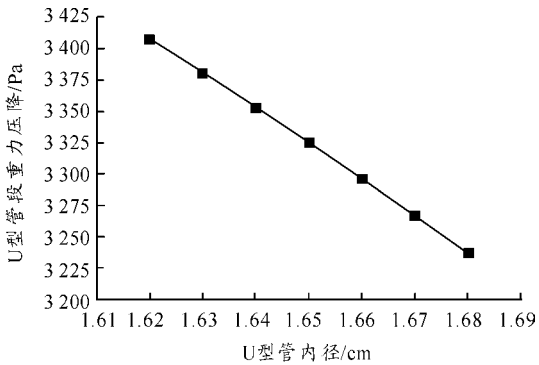


图5 U型管段重力压降随管内径的变化规律

如图6所示,U型管段重力压降随U型管间距增加而增加。但在图示区间内,U型管段重力压降变化幅度太小,基本不变。在含有立式U型管自然循环蒸汽发生器的循环回路中,提高U型管段重力压降可提高回路自然循环驱动压头,增加回路自然循环能力;U型管束直管段高度、内径的改变对U型管段重力压降的改变较为明显,因此,在2次侧相关参数、U型管束换热面积、1次侧压力和流经蒸汽发生器流体质量流量已确定的条件下,合理选择U型管束直管段高度和内径对提高回路自然循环驱动压头,增加回路自然循环能力具有一定意义。

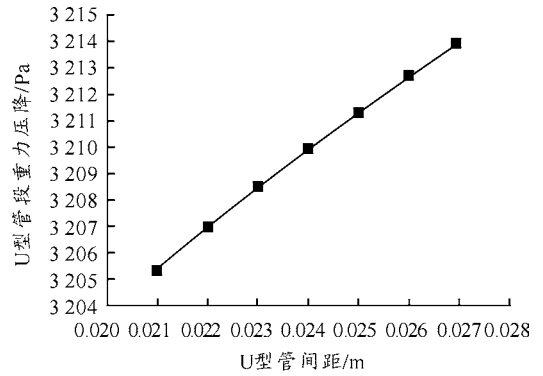


图6 U型管段重力压降随管间距的变化规律

4 结束语

本文建立了准确计算蒸汽发生器1次侧流体流经U型管段重力压降的数学模型,并将大亚湾核电厂蒸汽发生器热工参数作为输入值进行了计算和参数敏感性分析。计算结果与理论分析相一致。敏感性分析结果可为合理选择参数以提高回路自然循环驱动压头和自然循环能力提供参考。

参考文献:

- [1] 陈国伟,唐胜利,吴小飞. 蒸汽发生器的 RELAP5 仿真分析[J]. 机电设备,2009,9(5):23-26.
- [2] 鄢炳火,于雷,张杨伟,等. 简谐海洋条件下自然循环运行特性[J]. 原子能科学技术,2009,43(3):230-236.
- [3] 孙中宁. 核动力设备[M]. 哈尔滨:哈尔滨工程大学出版社,2003:83-104.
- [4] 张贵勤,单建强. 整体式预热器U型管蒸汽发生器数学模型及动态模拟[J]. 核动力工程,1995,16(2):171-176.
- [5] 杨晨,唐胜利,何祖威. U型管蒸汽发生器数学模型的建立及其仿真研究[J]. 系统仿真学报,1999,11(3):167-171.
- [6] 王盟,王建军,孙中宁,等. 蒸汽发生器最优化设计[J]. 核动力工程,2011,32(1):29-33.
- [7] 杨世铭,陶文铨. 传热学[M]. 4版. 北京:高等教育出版社,2006:112-234.
- [8] 《蒸汽发生器》编写组. 蒸汽发生器[M]. 北京:原子能出版社,1982:98-99.