

一体化压水堆蒸汽发生器的热工水力瞬态特性分析

解 衡 张金玲 贾斗南 苏光辉 喻真烷 秋穗正

(西安交通大学, 710049)

摘要 一体化压水堆的设计是将蒸汽发生器及稳压器等一回路所有部件都放入压力容器内,以提高安全性。采用可以精确模拟直流蒸汽发生器二次侧水的饱和点、蒸干点位置等重要参数随时间变化的可移动边界差分法,选用适合各种换热工况的一整套换热关系式,建立了可以模拟一体化压水堆直流蒸汽发生器的稳态及瞬态热工水力特性的物理及数学模型,并编制了计算程序。经对 Babcock 和 Wilcox 公司 19 管直流蒸汽发生器实验装置进行的计算表明:本程序的计算结果与相应的实验数值及其它计算程序的计算结果相比较,符合很好。

关键词 一体化压水堆 直流蒸汽发生器 热工水力 计算程序 瞬态分析

1 引 言

最近的研究表明,直管式直流蒸汽发生器由于结构简单,一次侧冷却剂只需一次下降经过蒸汽发生器,从而减少了流动阻力,增大了自然循环能力,因此被优先考虑作为一体化压水堆采用的蒸汽发生器。

在直管式直流蒸汽发生器的设计中,由于没有汽水分离装置,二次侧出口必须保持一定的过热度,以确保蒸汽的品质。因此,蒸干点的位置必须保持在蒸汽发生器内,并距二次侧流体出口一定距离,这是保障二次侧出口蒸汽品质的关键。所以精确模拟瞬态工况时二次侧水蒸干点位置随时间的变化是十分重要的。同时,由于直流蒸汽发生器二次侧与管壁换热包括过冷水对流、过冷沸腾、泡核沸腾、强迫对流蒸发、缺液区换热和过热蒸汽对流等 6 种工况,各种工况下的工质换热情况相差很大,因此有必要找出各种工况间边界点的位置,并作为计算时所取控制体的边界。这样,同一个控制体内只有一种换热工况,减少了计算误差。在达到同样精度的要求下,可以大大减少控制体数,节省计算量。采用可移动边界差分法,将两个控制体之间的界面位置作为变量,与一二次侧流体的流动及热力学参数一起对时间进行差分,就可以达到这样的目的。本文正是采用这样的可移动边界有限差分法,编制了直流蒸汽发生器稳态及瞬态热工水力程序。采用 Babcock 和 Wilcox 公司直管式直流蒸汽发生器实验装置的结构及流动边界条件进行验证计算,其计算结果与实验数据及文献[1]的计算结果符合较好。

注: 本文工作得到核工业科学基金经费资助。
1996 年 7 月 2 日收到初稿, 1997 年 4 月 2 日收到修改稿。

2 计算模型

2.1 基本控制方程

基本假设为：工质的物性参数采用沿管长方向的一维模型；换热管无轴向导热；忽略蒸汽发生器向周围环境散热；各节点压力的时间导数值一致；当流体处于两相状态时，两相取热平衡模型，并忽略两相间摩擦力做功。

由基本假设得出基本控制方程为

$$\text{质量守恒方程:} \quad \frac{\partial}{\partial t} = 0 \quad (1)$$

$$\text{动量守恒方程:} \quad \frac{\partial G}{\partial t} = - \frac{\partial}{\partial Z} (V^2) + r - \frac{\partial p}{\partial Z} \quad (2)$$

$$\text{能量守恒方程:} \quad \frac{\partial (H_1)}{\partial t} - \frac{\partial p}{\partial t} = - \frac{\partial}{\partial Z} (G H_2) + \frac{qU}{A} \quad (3)$$

$$\text{壁温方程:} \quad A_w w C_w \frac{\partial T}{\partial t} = q U \quad (4)$$

对两相流而言

$$\left. \begin{aligned} G &= g V_g + f(1 -) V_f \\ H &= \frac{g H_g + f(1 -) H_f}{g + f(1 -)} \\ H_2 &= \frac{g H_g V_g + f(1 -) H_f V_f}{g V_g + f(1 -) V_f} \\ V^2 &= g V_g^2 + f(1 -) V_f^2 \end{aligned} \right\}$$

包括重力、摩擦力和局部压降。

2.2 可移动边界差分理论

以上各方程都可以写成如下等式

$$\frac{\partial \bar{f}_i}{\partial t} = - \frac{\partial \bar{f}_i}{\partial Z} + f^{\beta} \quad (5)$$

设控制体 i 的上界面位置为 Z_{j+1} ，下界面位置为 Z_j ；根据莱布尼兹差分格式，可将(5)式化为等式

$$\frac{d(\bar{f}_{i,j} - Z_j)}{dt} = f_{i,j+1} \frac{dZ_{j+1}}{dt} - f_{i,j} \frac{dZ_j}{dt} - f_{i,j+1} + f_{i,j} + f_{i,j}^{\beta} - Z_j \quad (6)$$

其中， \bar{f}_i 指控制体 i 内 f 的平均值， $f_j = f(Z_j, t)$ ， $Z_j = Z_{j+1} - Z_j$ 。

2.3 可移动边界控制方程

将(1)、(2)、(3)、(4)式用(6)式的形式写出，经化简以后，即可得出可移动边界常微分方程组，其详细公式见文献[2]。

将各控制体界面点分别定义为二次侧饱和水点、蒸干点、饱和蒸汽点及二次侧的进、出

口点。为了提高精度，可将一个传热区分为几个控制体，各个控制体之间的界面可取传热区上下界面点的平均值或焓的平均值。

2.4 换热模型

- (1) 单相水：采用 Sieder-Tate 关系式。
- (2) 过冷沸腾：采用陈氏公式的延伸公式。
- (3) 泡核沸腾与强迫对流蒸发换热：采用陈氏公式。
- (4) 临界热流密度：
 - $G > 100 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$ 时，采用 Biasi 公式；
 - $G < 100 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$ 时，采用 Zuber 池式沸腾临界热流密度公式的修正式。
- (5) 缺液区的换热：
 - $G > 100 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$ 时，采用 Gronveld 公式；
 - $G < 100 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$ 时，采用修正 Bromley 公式。
- (6) 单相蒸汽：采用 Sieder-Tate 关系式。
- (7) 空泡份额：采用 Rouhani 修正的漂移流模型。

3 给定结构和边界条件及计算结果分析

3.1 结构条件

采用以上介绍的可移动边界差分法及以上换热关系式及节点划分法编制了直管式直流蒸汽发生器热工水力瞬态特性分析程序 MOFS，后采用 MOFS 程序对文献[3]所介绍的 Babcock 和 Wilcox 公司的 19 管直管式蒸汽发生器实验装置进行了验证计算。该蒸汽发生器管长为 15.9m，传热管材料采用因科镍，一次侧水从管内由上向下流动，二次侧水从管外由下向上流动，传热管采用三角形排列，外径 15.87mm，内径 13.94mm，栅距 22.2mm。

3.2 边界参数

本文选取了文献[1]所载的两种工况进行了计算，其初始状态的一、二次侧流体温度分布如图 1 所示，一次侧流量为 11.417 kg/s ，压力为 15.3 MPa ，二次侧流量为 0.7939 kg/s ，压力为 7.3 MPa 。

4 计算结果分析

4.1 工况

工况 描述了一次侧流动边界条件不变，二次侧蒸汽阀门关小，随之给水阀门也关小的瞬态过程，其给定的二次侧蒸汽及给水流量变化如图 2 所示。

工况 的二次侧压力及一次侧流体出口温度随时间的变化分别见图 3 和图 4。由图 3 和图 4 可见，MOFS 的计算结果与实验数据及文献[1]的计算结果符合得都比较好。图 5 为二次侧饱和水及饱和蒸汽位置随时间的变化曲线。

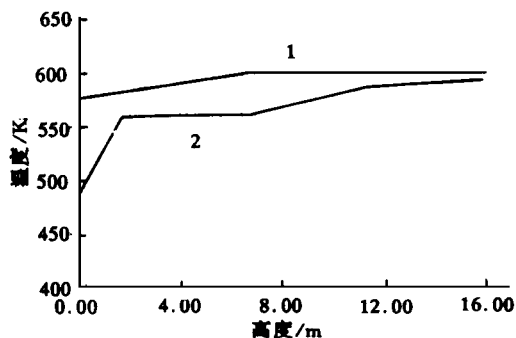


图 1 初始状态温度分布
1——一次侧；2——二次侧。

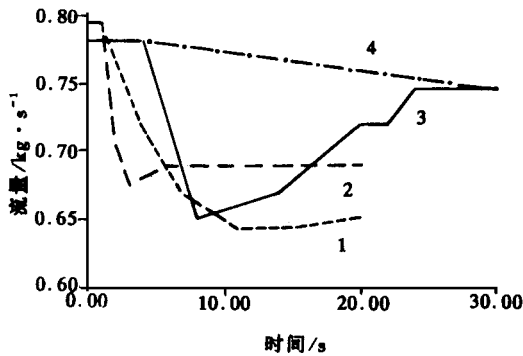


图2 工况、的流量变化

1—工况 给水流量; 2—工况 蒸汽流量;
3—工况 给水流量; 4—工况 蒸汽流量。

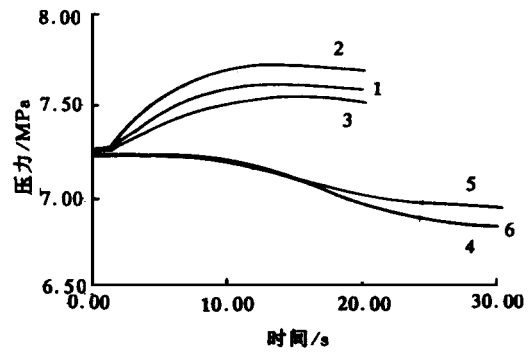


图3 工况、的二次侧压力变化

1—工况 文献[1]计算值; 2—工况 实验值;
3—工况 MOFS 计算值; 4—工况 文献[1]计算值;
5—工况 实验值; 6—工况 MOFS 计算值

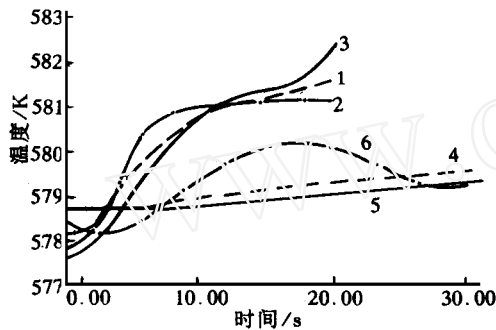


图4 工况、的一次侧出口温度变化

1—工况 文献[1]计算值; 2—工况 实验值;
3—工况 MOFS 计算值; 4—工况 文献[1]计算值;
5—工况 实验值; 6—工况 MOFS 计算值。

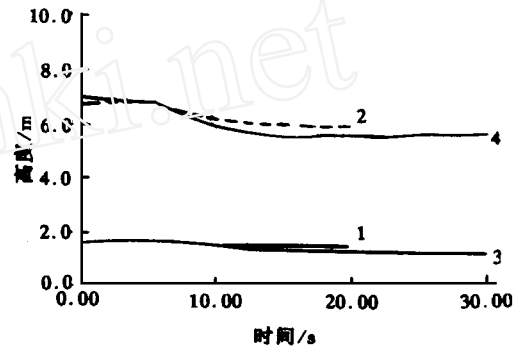


图5 工况、的二次侧饱和水点、饱和蒸汽点位置变化

1—工况 饱和水点; 2—工况 饱和蒸汽点;
3—工况 饱和水点; 4—工况 饱和蒸汽点。

由于工况 开始时其蒸汽发生器二次侧蒸汽流量减少得相对较快, 而给水流量减少得相对较慢, 因此, 开始时压力升高。随着时间的推移, 蒸汽流量保持平稳, 而给水流量继续减少, 压力开始平稳。接着由于给水流量小于蒸汽流量, 压力又有了轻微降低。由于二次侧给水流过上升段的时间延迟作用, 使压力的变化比流量的变化慢 8~10s。

从图4可以看出, 一次侧出口温度经 10s 后升高约 3 K, 这主要是由于二次侧的流量减少, 造成二次侧焓升加快, 温度升高, 减少了一、二次侧的温差, 减少了传热量, 因此使一次侧流体出口温度升高。

从图5可以看到, 随着时间的推移, 饱和水点略微下降; 饱和蒸汽点下降较快, 经 10s 后从约 6.9m 下降 5.9m。饱和水点的变化是由于流量减少, 造成二次侧焓升加快, 同时压力升高, 又造成饱和水焓升高。因此两者基本相抵, 使饱和水点的变化较小。而由于二次侧压力升高造成饱和蒸汽焓下降, 所以与焓升加快的因素相加造成饱和蒸汽点变化较大。

4.2 工况

工况 描述了蒸汽发生器失去给水的工况, 此工况时, 给定的二次侧给水及蒸汽流量的

变化情况见图 2；二次侧的压力及一次侧流体出口温度随时间的变化曲线分别见图 3 和图 4。从上图可以看到，MOFS 的计算结果与实验数据及文献[1]的计算结果符合得也比较好。二次侧的饱和水点及饱和蒸汽点变化曲线见图 5。

由图 3 中可以看到，由于二次侧给水迅速失去，造成二次侧压力迅速下降。随着二次侧给水的逐步回升，压力下降的趋势变缓。

从图 4 中可以看到，一次侧的出口温度几乎不变，这是由于：二次侧流量减少，造成温度升高，减少了一、二次侧间的温差；二次侧压力降低，造成占主要传热份额的两相传热段增大，又增大了传热量，结果是一、二次侧间总传热量几乎不变，因此一次侧出口温度也基本不变。

由图 5 可见，二次侧冷却剂的饱和水点及饱和蒸汽点变化同工况相同，皆为二次侧压力变化及流量变化的共同作用的结果。

以上计算结果的分析可以看出，二次侧的流量变化造成二次侧压力、饱和蒸汽点位置的较大变化，影响了产生蒸汽的品质。由于直流蒸汽发生器产生的蒸汽直接进入汽轮机，因此蒸汽的品质对汽轮机的正常运行非常重要。直流蒸汽发生器的饱和水位变化较小，其作用没有 U 型管自然循环蒸汽发生器水位那么重要，因此不必作为调节系统的目标。而饱和蒸汽点位置虽然重要，但难以测量，所以建议将二次侧出口温度作为二次侧给水、蒸汽流量调节的目标来设计调节系统。

5 结 论

(1) MOFS 程序的计算结果与实验数据符合良好，是可信的。可以用于分析直流蒸汽发生器的热工水力瞬态特性。

(2) 直流蒸汽发生器的二次侧给水及蒸汽流量变化对产生蒸汽的品质影响很大。

(3) 建议将直流蒸汽发生器的二次侧出口温度作为二次侧给水流量和蒸汽流量调节的目标。

符 号 表

| | |
|-------------------------------------|------------------------------------|
| A : 面积, m ² ; | q : 热流密度, J/(m ² ·s); |
| T : 温度, K; | α : 空泡份额; |
| C_p : 定压比热, J/(kg·°C); | ρ : 密度, kg/m ³ 。 |
| U : 湿周, m; | |
| G : 质量流速, kg/(m ² ·s); | 下标: |
| V : 流速, m/s; | g: 饱和汽; |
| P : 压力, Pa; | f: 饱和水; |
| Z : 轴向坐标, m; | w: 壁面。 |

参 考 文 献

- 1 Benett W E, Sursock J P. Once-Through Steam Generator Module for the Modular Modeling System. In: Veziroglu T N, Bergles A E. eds. Multi-phase Flow and Heat Transfer , PART: Application, Application Multi-phase Flow and Heat Transfer Meeting, Amsterdam, Amsterdam: Elsevier Science Publishers. B V, 1984. 47.
- 2 解 衡, 张金玲, 贾斗南. 直管直流蒸汽发生器的热工水力特性分析与计算. 核科学与工程, 1997, 17 (2): 97~102.
- 3 Hassan Y A. Thermal Hydraulic Predictions of a 19-Tube Once-Through Steam Generator Testing Using TRAC-PF1, In: Cho S M, Friedland A J, Steininger D A. eds. Thermal Hydraulics and Effects of Nuclear Steam Generators and Heat Exchangers. The Winter Annual Meeting of the ASME, Miami, 1985. NEW YORK: ASME, 1985: 93.

Thermal Hydraulic Transient Behavior Calculation of Once-through Steam Generator of Intergrated PWR

Xie Heng Zhang Jinlin Jia Dounan
Su Guanghui Yu Zhenwan Qiu Suizheng

(Xi'an Jiaotong University, 710049)

Abstract Once of the design aspects to improve reactor safety is the integration of the steam generators(SG) and all the reactor components including pressurizer into the vessel. Utilizing a movable boundary spatial discretization technique and choosing suitable heat transfer correlation, the physical mathematical model and calculating code to predicate the thermal hydraulic behaviour of once-through SG are established. Through calculation to once-through 19-tube SG experiment of Babcock and Wilcox company, the calculational results shows that this calculational results are in agreement with the experimental data and other computational prediction.

Key words Integrated PWR Once-through steam generator Thermal hydraulic Calculat-
ing code Transient analysis

[作者简介]

解 衡, 男, 1972 年生。1993 年毕业于西安交通大学反应堆工程专业, 现攻读该专业博士学位。

张金玲, 女, 1958 年生, 博士, 副教授。1982 年毕业于西安交通大学热力涡轮机专业, 1987 年获该专业硕士学位, 1995 年获反应堆工程与安全专业博士学位。

贾斗南, 男, 1934 年生, 博士生导师, 教授。1955 年毕业于西安交通大学动力机械系, 现从事核反应堆热工与安全方面的研究工作。