

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

叶尚尚, 杨红义, 刘一哲, 杨晓燕, 王晓坤, 齐少璞, 王利霞

(中国原子能科学研究院 反应堆工程技术研究部, 北京 102413)

摘要: 根据钠冷快堆核电厂直流式蒸汽发生器(OTSG)的热工水力特性, 基于固定网格模型和滑移网格模型编制了 OTSG 瞬态分析程序 OTAC。对美国能源技术工程中心(ETEC)的 OTSG 停闭实验进行了模拟, 并将计算值与实验值作了对比分析。结果发现, 两种模型的计算值与实验值吻合较好, 其中固定网格模型只有在网格数目足够多时才能避免计算结果的突跳, 而滑移网格模型可在较少网格数目下取得很好的计算效果, 提高了数值稳定性, 避免了计算结果的不连续。

关键词: 直流式蒸汽发生器; 固定网格模型; 滑移网格模型

中图分类号: TL331

文献标志码: A

文章编号: 1000-6931(2017)07-1219-06

doi: 10. 7538/yzk. 2017. 51. 07. 1219

Analysis of Fixed and Movable Boundary Models for Once-through Steam Generator of Sodium-cooled Fast Reactor

YE Shang-shang, YANG Hong-yi, LIU Yi-zhe, YANG Xiao-yan,

WANG Xiao-kun, QI Shao-pu, WANG Li-xia

(China Institute of Atomic Energy, P. O. Box 275-34, Beijing 102413, China)

Abstract: According to the thermal-hydraulic characteristics of once-through steam generator (OTSG) of sodium-cooled fast reactors, the OTSG transient analysis code OTAC was established based on the fixed and movable boundary models. The United States Energy Technology Engineering Center OTSG shutdown experiment was simulated by OTAC, and the calculated and experimental results were compared and analyzed. The calculated values of the two models are in good agreement with the experimental values. The step results can be avoided only in enough grids for the fixed boundary model. However, the numerical stability and the continuous calculation results can be improved based on less number of the grid for the movable boundary model.

Key words: once-through steam generator; fixed boundary model; movable boundary model

钠冷快堆由于冷却剂载热性能好、热惰性大、温度水平高, 因此一般采用直流式蒸汽发生

器(OTSG)来产生高品质蒸汽, 进而提高电厂的发电效率。OTSG 的动态特性模拟, 对电厂

设计、系统仿真及事故分析等均有重要意义。

钠冷快堆 OTSG 液态钠在管外流动,水/蒸汽在管内流动。按照相态不同,管内依次经历单相液体区、两相沸腾区及单相汽体区,在瞬态过程中,各分区交界面位置坐标随时间而变化,且各传热区的换热性能差异较大。

传统的固定网格模型由于网格位置及大小在瞬态过程中维持不变,同一网格内可能存在两种不同的传热区,无法精确确定各传热分区的边界,因此造成计算结果的不连续^[1]。通常采用增加控制体数目和减小时间步长的方法来提高计算的稳定性和减弱结果的不连续性,但由此会使计算效率大为降低^[2]。

滑移网格模型中,网格的位置及大小可连续变化,以此保证各分区界面位置坐标是瞬时精确确定的,避免了计算结果的突跳^[3]。该模型可采用较少的网格数目取得较高的计算精度,极大地提高了计算效率。本文利用两种模型分别对美国能源技术工程中心(ETEC)的 OTSG 停闭实验进行模拟计算,将计算结果与实验值进行对比,并分析两种模型的优劣。

1 数学物理模型

1.1 数学模型

1) 基本守恒方程

描述流体流动的质量、动量以及能量守恒方程^[4]分别为:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial G}{\partial z} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial G}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{G^2}{\rho} \right) = - \frac{\partial p}{\partial z} - \xi \frac{G^2}{2\rho} \frac{U_c}{A} - \rho g \quad (2)$$

$$\frac{\partial (\rho H)}{\partial t} + \frac{\partial (GH)}{\partial z} = - \frac{q U_h}{A} + \frac{\partial p}{\partial t} \quad (3)$$

其中: ρ 为流体密度, kg/s; G 为流体质量流速, kg/(m² · s); t 为时间, s; z 为坐标, m; p 为流体压力, Pa; ξ 为摩擦阻力系数; U_c 为湿周, m; A 为流通截面积, m²; g 为重力加速度, m/s²; H 为流体比焓, J/kg; U_h 为加热周长, m; q 为热流密度, W/m²。

建模时所采用的简化假设条件为:(1) 各传热管内的流体状态相同,采用一维单管模型;(2) 水/蒸汽两相处于热力学平衡态;(3) 忽略液态金属钠的流速及压力变化;(4) 忽略传热

管壁及流体的轴向导热。

根据 OTSG 的流动换热特性,将管内水/蒸汽沿管长方向划分为 4 个传热区域:过冷区, $x=0$ 或 $H \leq H_f$;核态沸腾区, $0 < x \leq x_{CHF}$ 或 $H_f < H \leq H_{CHF}$;膜态沸腾区, $x_{CHF} < x < 1$;过热区, $x=1$ 或 $H \geq H_g$ 。其中, x 为当地水/蒸汽含汽率; H 为当地水/蒸汽比焓, J/kg; H_f 、 H_g 分别为饱和水及饱和汽的比焓, J/kg; x_{CHF} 、 H_{CHF} 分别为传热恶化点的界限含汽率及焓值,界限含汽率采用列维坦公式^[5]计算。

2) 固定网格模型

固定网格模型是指沿流体流动方向划分若干数量的控制体,在瞬态计算过程中保持网格大小及位置固定不变,根据控制体特征值的热力学状态判断该控制体所在的传热区域,利用微分方程的差分格式来描述两侧流体的热工水力学行为。

基本守恒方程的一阶向后迎风差分格式分别为:

$$\dot{\rho}_i \Delta z + \Delta G_i^{n+1} = 0 \quad (4)$$

$$\dot{G}_i \Delta z + \Delta \left[(G_i^{n+1})^2 / \rho_i^{n+1} \right] = - \Delta p_i^{n+1} - \xi \frac{(G_i^{n+1})^2}{2\rho_i^{n+1}} \frac{U_c}{A} \Delta z - \rho_i^{n+1} g \Delta z \quad (5)$$

$$(\rho \dot{H})_i \Delta z + \Delta (GH)_i^{n+1} = \frac{q_i U_h}{A} \Delta z + \dot{p}_i \Delta z \quad (6)$$

其中: $\dot{f} = (f^{n+1} - f^n) / \Delta t$; $\Delta f_i = f_i - f_{i-1}$; f 可为 ρ 、 G 、 p 、 ρH 。

根据差分格式可得到守恒方程的迭代形式,用于编程计算。

3) 滑移网格模型

滑移网格模型中,各分区界面是时间的连续函数,瞬态求解时,网格大小及位置是随时间而变化的,以此提高计算的数值稳定性,避免计算结果的突跳。

滑移网格模型简化示意图如图 1 所示,为保证计算精度,在每个传热区域内再等分一定数量的控制体,图中 i 为控制体编号。

基于 Leibnitz 理论将包含时间项的微分方程^[6]表示为:

$$\int_{Z_i}^{Z_{i+1}} \frac{\partial f}{\partial t} dz = \frac{d}{dt} \int_{Z_i}^{Z_{i+1}} f dz - f_{i+1} \frac{dZ_{i+1}}{dt} + f_i \frac{dZ_i}{dt} \quad (7)$$

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

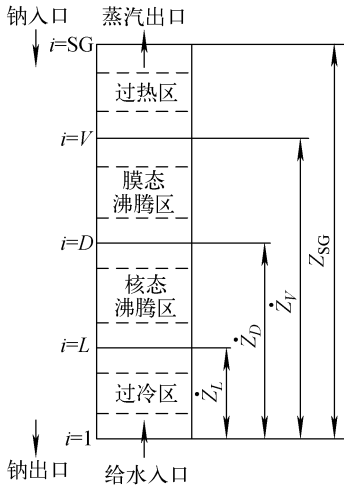


图1 OTSG滑移网格模型简化示意图

Fig. 1 Simplified schematic of movable boundary model for OTSG

式(7)等号右侧第1项可表示为:

$$\frac{d}{dt} \int_{Z_i}^{Z_{i+1}} f dz = \frac{d}{dt} [\bar{f}_i (Z_{i+1} - Z_i)] \quad (8)$$

其中, $\bar{f}_i$ 为第 i 控制体 f_i 的平均值。为简化计算,文中取控制体出口参数近似作为平均值。

由式(7)、(8)可得:

$$\int_{Z_i}^{Z_{i+1}} \frac{\partial f}{\partial t} dz = \frac{d\bar{f}_i}{dt} \Delta Z_i + \bar{f}_i \left(\frac{dZ_{i+1}}{dt} - \frac{dZ_i}{dt} \right) - f_{i+1} \frac{dZ_{i+1}}{dt} + f_i \frac{dZ_i}{dt} \quad (9)$$

据此可得到两侧流体及管壁中含时间项方程的积分形式:

$$\int_{Z_i}^{Z_{i+1}} \frac{\partial f}{\partial t} dz = \begin{cases} \frac{d\bar{f}_{i+1}}{dt} \Delta Z_i - \frac{dZ_i}{dt} \Delta f_i & \text{水/蒸汽侧} \\ \frac{d\bar{f}_i}{dt} \Delta Z_i - \frac{dZ_{i+1}}{dt} \Delta f_i & \text{液态钠侧} \\ \frac{1}{2} \left[\left(\frac{d\bar{f}_i}{dt} + \frac{d\bar{f}_{i+1}}{dt} \right) \Delta Z_i - \left(\frac{dZ_{i+1}}{dt} + \frac{dZ_i}{dt} \right) \Delta f_i \right] & \text{金属管壁} \end{cases} \quad (10)$$

结合不含时间项的其他导数项,可将式(1)~(3)表达成如下的差分形式。

水/蒸汽侧:

$$\begin{aligned} \dot{\rho}_{s,i+1} \Delta Z_i^{n+1} - \dot{Z}_i \Delta \rho_{s,i}^{n+1} + \Delta G_{s,i}^{n+1} &= 0 \quad (11) \\ \dot{G}_{s,i} \Delta Z_i^{n+1} + \Delta [(G_{s,i}^{n+1})^2 / \rho_{s,i}^{n+1}] &= \end{aligned}$$

$$-\Delta p_{s,i}^{n+1} - \xi U_s \Delta Z_i^{n+1} - \rho_{s,i}^{n+1} g \Delta Z_i^{n+1} \quad (12)$$

$$\begin{aligned} \Delta Z_i (\rho \dot{H})_{s,i+1} - \dot{Z}_i \Delta (\rho H)_{s,i} + \Delta (GH)_{s,i} &= \\ \frac{q_{s,i}}{A_s} + \dot{p}_i \Delta Z_i & \quad (13) \end{aligned}$$

液态钠侧:

$$\rho_{p,i} c_{p,i} \dot{T}_{p,i} Z_i^{n+1} - (\dot{Z}_{i+1} \rho_{p,i} + G_p) c_{p,i} T_{p,i} = -\frac{q_{p,i}}{A_p} \quad (14)$$

金属管壁:

$$\begin{aligned} \pi (r_o^2 - r_i^2) \rho_{m,i} C_{m,i} (T_{m,i} \Delta Z_i - Z_i \Delta T_{m,i}) &= \\ q_{p,i} - q_{s,i} & \quad (15) \end{aligned}$$

根据分区准则,可得到各分区 j 边界位置坐标的瞬态方程:

$$\begin{aligned} \dot{Z}_j &= \left(H_j \Delta Z_{j-1}^{n+1} \rho_j + \Delta (GH)_{s,j-1} - \frac{q_{s,j-1}}{A_s} - \right. \\ &\quad \left. (\dot{p}_j - \dot{\rho}_j H_j) \Delta Z_{j-1}^{n+1} \right) / \zeta_j \Delta (\rho H)_{s,j-1} \quad (16) \end{aligned}$$

其中: $j=L$ 时,为饱和水参数, $H_L = H_t$ 、 $\rho_L = \rho_t$ 、 $\zeta_L = (L-2)/(L-1)$; $j=D$ 时,为传热恶化点参数, $H_D = H_{CHF}$ 、 $\rho_D = \rho_{CHF}$ 、 $\zeta_D = (D-L-1)/(D-L)$; $j=V$ 时,为饱和汽参数, $H_V = H_g$ 、 $\rho_V = \rho_g$ 、 $\zeta_V = (V-D-1)/(V-D)$ 。

1.2 物理模型

1) 对流换热计算

(1) 液态钠侧

管间液态钠的换热系数采用 Subbotin 拟合的换热关系式^[7]:

$$Nu = 0.58 \left[\frac{2\sqrt{3}}{\pi} \left(\frac{P}{d_o} \right)^2 - 1 \right]^{0.55} Pe^{0.45} \quad (17)$$

其中: Nu 为努赛尔数; P 为传热管节距,m; d_o 为传热管外径,m; Pe 为贝克来数。

(2) 水/蒸汽侧

水/蒸汽侧不同换热区域所采用的对流换热关系式列于表1。同时,考虑到大流量区和小流量区之间的换热特性差别,文中单相区和两相区分别根据雷诺数(2 300)及质量流速(274.15 kg/(m²·s))作为区分,针对不同流量选用不同的换热关系式。大小流量区之间通过设置过渡区,并在过渡区采用差值处理的方法保证各区域间的连续性^[4]。

2) 压降计算

压降主要包括重位压降、加速压降、局部压降和摩擦压降,其中重位压降和加速压降已在守恒方程中体现,管内由于截面积保持不变,因

此忽略局部阻力,这里主要给出摩擦压降系数的计算关系式(表2)。

表 1 管内水/蒸汽对流换热关系式^[4]
Table 1 Correlation for water/steam
heat transfer coefficient^[4]

换热区域	对流换热关系式	
	大流量区	小流量区
过冷区	Dittus-Boelter	Gnielinski
核态沸腾区	Thom	Chen
膜态沸腾区	Miropoisky	Bishop
过热区	Mikheev	Max(Mikheev, Sider-Tate)

表 2 摩擦压降系数计算关系式^[8-9]
Table 2 Correlation for water/steam
friction coefficient^[8-9]

流体相态	摩擦压降系数关系式
单相	$\xi=64Re^{-1} \quad Re<2\,300$
	$\xi=0.316\,4Re^{-0.25} \quad 2\,300<Re<10^5$
	$\xi=0.003\,2+0.221Re^{-0.237} \quad Re>10^5$
两相	Chisholm 关系式

2 数值解法

求解对流换热问题的关键是确定流场,因此需对式(1)~(3)联立求解^[10]。而文献[6]认为管程压降占系统压力的份额较小,对于一般的瞬态,将动量守恒方程从能量守恒方程中解耦不会引起很大误差;文献[11]认为工质压力呈线性变化,采用集总参数建立动态数学模型。这种假设对于非剧烈的瞬态过程是合适的,但对于流速和压力存在大的阶跃工况则会引起较大的计算误差。

为拓展模型适用范围,综合考虑三大守恒方程,采用分离式求解算法^[12]。对于入口参数已知的工况,其计算流程简述如下:1) 根据假设温度场/焓场查得的密度场 ρ_i^{n+1} 求解质量守恒方程得到流速场 v_i^{n+1} ;2) 将流速场代入动量守恒方程求得压力场 p_i^{n+1} ;3) 更新通过源项、流体物性等影响流场的其他物理量,即求解能量守恒方程;4) 返回步骤 1,重复上述过程,直至流场参数收敛。

存在热交换的水/蒸汽两相系统在瞬态过程中会发生剧烈的质能交换,进而引起密度的巨大变化,在瞬态求解的迭代过程中可能会出现“假回流”现象,导致计算失败。因此,对上述

求解过程采用欠松弛技术以抑制计算发散^[10]。本文引入速度欠松弛因子 α ,则式(1)变换为:
 $G_i^{n+1} = G_i^{n+1,0} + \alpha(G_{i-1}^{n+1} - \dot{\rho}_i \Delta x - G_i^{n+1,0})$ (18)
其中: $G_i^{n+1,0}$ 为 $n+1$ 时刻的上一次迭代值; $\alpha=0.0\sim1.0$ 。

式(18)还可写成:

$G_i^{n+1} = (1-\alpha)G_i^{n+1,0} + \alpha(G_{i-1}^{n+1} - \dot{\rho}_i \Delta x)$ (19)

α 的取值不仅与网格疏密及时间步长有关,还与具体的瞬态工况相关。 α 的大小会影响收敛速度,剧烈瞬态初期为防止计算发散应采用较小值,而后期为增加计算速度可适当调大。对于一般瞬态, α 取 0.5 将会获得较满意的结果。

计算时,滑移网格模型每个传热区取 5 个网格,共 20 个(算例简称为 MB);固定网格模型中,为便于对比计算结果,分别计算了 20、100 和 2 000 个网格(算例简称为 FB20、FB100 和 FB2000)。

3 结果分析

ETEC 曾对其钠加热水/蒸汽的 OTSG 进行了停闭实验^[6]。本文采用该实验数据对两种模型的计算结果进行对比分析。

3.1 ETEC OTSG 停闭实验

参与该实验的 OTSG 的设计参数列于表 3,液态钠在管间自上而下流动,水/蒸汽在管内由下而上流动,出口为过热蒸汽。

表 3 ETEC OTSG 的设计参数
Table 3 Design parameter of ETEC OTSG

结构参数	设计值
传热管长,m	14.021
管外径,m	0.015 875
管内径,m	0.010 338
管数目	757
排布方式	Δ
钠侧当量直径,m	0.051 816
管材料	2.25Cr1Mo

在停闭实验过程中,给水和钠侧的入口参数如图 2 所示。值得注意的是,该实验在约 1.3 h 时,发生了一次计划外的失给水事件,随

后便恢复正常。

3.2 计算结果分析

OTSG 出口钠温和蒸汽温度在停闭实验中的变化如图 3 所示。在约 1.3 h 时发生的失给水事件导致出口钠温出现峰值,但由于实验数据采集间隔的原因,该值并未被记录,因此计算峰值较高。可看到,两种模型的计算值与实验值吻合较好。滑移网格模型计算结果是光滑的曲线,与实验值更接近,而固定网格模型只有在网格数取得足够多时才会避免计算结果的突跳。

图 4 为过冷区、核态沸腾区及膜态沸腾区边界坐标随时间的变化曲线。固定网格模型中,当网格数目较少时,由于同一网格内可能出现两种不同的换热区域,无法精确确定分区边界,因此在瞬态过程中,当分区边界发生变化时,只能以网格尺寸为最小变化量,造成边界坐标的阶跃。只有在网格数目取得足够多、网格尺寸足够小时,才能减弱不连续性。而滑移网格模型由于可瞬时精确确定分区边界位置,因此,可在网格数较少的情况下获得稳定且连续的解。

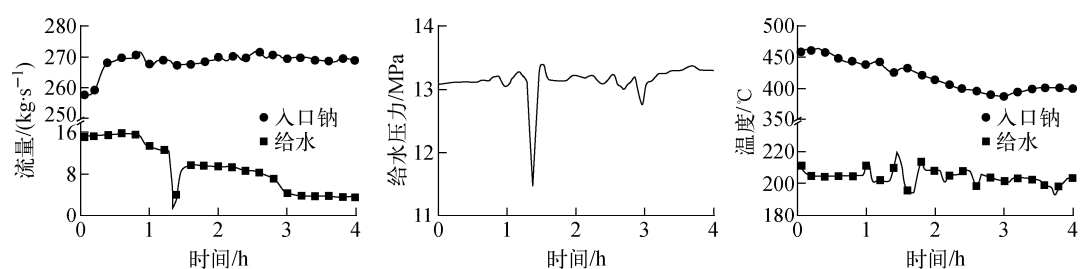


图 2 停闭实验瞬态过程中给水和钠侧输入参数
Fig. 2 Feedwater and sodium inlet parameters during shutdown transient

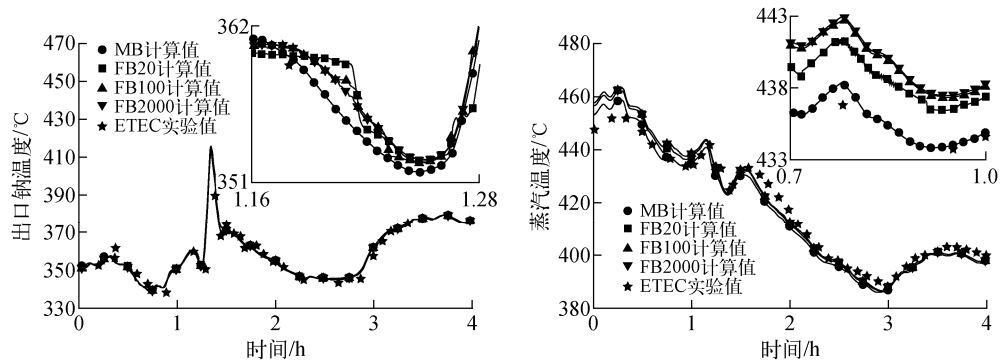


图 3 停闭实验瞬态过程中 OTSG 出口钠温和蒸汽温度变化
Fig. 3 Sodium and steam outlet temperatures during shutdown transient

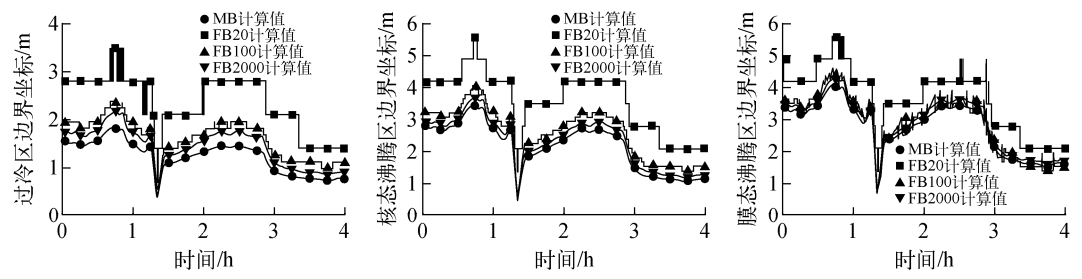


图 4 停闭实验瞬态过程中过冷区、核态沸腾区及膜态沸腾区边界坐标变化
Fig. 4 Coordinate changes of subcooled, nucleate boiling and film boiling boundaries during shutdown transient

将 OTAC 程序在相同的环境中运行,其计算时间对比列于表 4。固定网格模型在取较少的网格数时,需适当调小时间步长以保证计算的稳定性,其计算时间与网格数之间的关系示于图 5。

表 4 两种模型计算时间对比

Table 4 Computing time of two models

模型	网格数	计算时间/h
滑移网格模型	20	0.08
固定网格模型	20	0.1
	100	0.3
	2 000	9.1

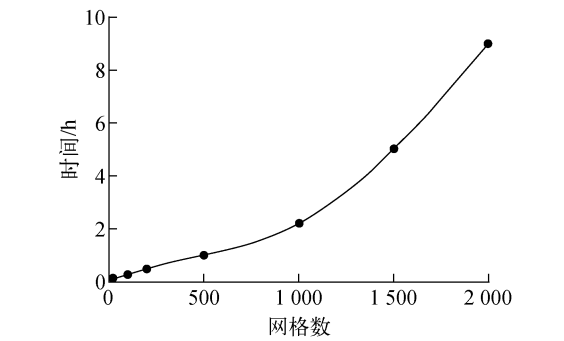


图 5 固定网格模型计算时间与网格数的关系

Fig. 5 Computing time vs grid number
for fixed boundary model

4 结论

基于固定网格模型和滑移网格模型开发了 OTSG 瞬态分析程序 OTAC,对 ETEC OTSG 停闭实验进行了模拟,两种模型的计算值与实验值吻合较好。对比发现,固定网格模型只有在网格数目足够多时才能避免计算结果的突跳,而滑移网格模型可在较少网格数目条件下提高数值稳定性和保证计算结果的连续性,在计算效率上亦优于固定网格模型。

参考文献:

[1] 袁媛,彭敏俊,夏庚磊,等. 螺旋管式直流蒸汽发生器热工水力分析模型[J]. 原子能科学技术, 2014,48(增刊):251-256.
YUAN Yuan, PENG Minjun, XIA Genglei, et

al. Thermal-hydraulic model for helical-coil once-through steam generator[J]. Atomic Energy Science and Technology, 2014, 48(Suppl.): 251-256(in Chinese).

[2] 解衡,张金玲,贾斗南,等. 直管式直流蒸汽发生器的热工水力特性分析与计算[J]. 核科学与工程,1997,17(2):97-102.
XIE Heng, ZHANG Jinling, JIA Dounan, et al. Thermal hydraulic predictions of once-through steam generator[J]. Chinese Journal of Nuclear Science and Engineering, 1997, 17(2): 97-102 (in Chinese).

[3] 张建民,李京光,桑维良. 钠冷快堆蒸汽发生器的模块化模型及瞬态仿真研究[J]. 核动力工程, 1999,20(1):79-82.
ZHANG Jianmin, LI Jingguang, SANG Weiliang. Modular modeling and transient simulation research of once-through steam generator for sodium-cooled fast reactor[J]. Nuclear Power Engineering, 1999, 20(1): 79-82(in Chinese).

[4] 苏光辉,秋穗正,田文喜,等. 核动力系统热工水力计算方法[M]. 北京:清华大学出版社,2013.

[5] 蒸汽发生器编写组. 蒸汽发生器[M]. 北京:原子能出版社,1982.

[6] TZANOS C P. A movable boundary model for once-through steam generator analysis[J]. Nuclear Technology, 1988, 82(1): 5-20.

[7] 苏著亭,叶长源,阎凤文,等. 钠冷快增殖堆[M]. 北京:原子能出版社,1991.

[8] 孔珑. 工程流体力学[M]. 北京:中国电力出版社,2007.

[9] 阎昌琪. 汽液两相流[M]. 哈尔滨:哈尔滨工程大学出版社,2010.

[10] PATANKAR S V. Numerical heat transfer and fluid flow[M]. New York: Hemisphere Publishing Corp., 1980.

[11] 孙锋,夏国清,孙佳丽. 新型直流蒸汽发生器的动态特性仿真研究[J]. 应用科技,2005,32(8): 49-52.
SUN Feng, XIA Guoqing, SUN Jiali. Simulation research on dynamic characteristic of new once-through steam generator[J]. Applied Science and Technology, 2005, 32(8): 49-52(in Chinese).

[12] GEAR W C. 常微分方程初值问题的数值解法[M]. 费景高,译. 北京:科学出版社,1987.