

DOI: 10.11949/j.issn.0438-1157.20170213

直管式直流蒸汽发生器不同运行参数下两相流压降预测

吴宛泽, 孙宝芝, 史建新, 于祥, 张琳琳, 丁宏达

(哈尔滨工程大学动力与能源工程学院, 黑龙江 哈尔滨 150001)

摘要: 将 B&W 公司的直流蒸汽发生器进行简化, 采用常热流边界条件进行不同运行参数下直流蒸汽发生器二次侧流动与换热过程数值模拟, 并与经典摩擦压降经验关联式进行对比。结果表明: Martinelli-Nelson 关联式更适用于预测蒸干发生时两相流的摩擦压降; 摩擦压降随质量含汽率增加整体呈现上升趋势, 蒸干发生时摩擦压降的变化率明显增大; 管内气液两相流摩擦压降随质量流量和热通量增加而增大, 随运行压力增大而减小。其中质量流量、运行压力对摩擦压降的影响较明显, 热通量对其影响较小。

关键词: 蒸汽发生器; 压降; 两相流; 蒸干; 传热; 相变

中图分类号: TL 33

文献标志码: A

文章编号: 0438—1157 (2017) S1—0117—08

Prediction of two-phase pressure drop under different operating parameters for once-through steam generator

WU Wanze, SUN Baozhi, SHI Jianxin, YU Xiang, ZHANG Linlin, DING Hongda

(College of Power and Energy Engineering, Harbin Engineering University,
Harbin 150001, Heilongjiang, China)

Abstract: The once-through steam generator which was designed by B & W company was simplified. The flow and heat transfer process in the secondary side under different conditions for the once-through steam generator was numerically simulated based on constant heat flux, and the numerical results were compared with the classic correlations of frictional pressure drop. The results show that Martinelli-Nelson correlation can be used to predict the two-phase frictional pressure drop along with the occurrence of dryout. The frictional pressure drop increases with the increasing steam quality, and the frictional pressure drop gradient obviously increases when the dryout happens. The two-phase frictional pressure drop within the tube increases with the increasing mass flow rate and heat flux, while decreases with the rising operating pressure. The effect of mass flow rate and operating pressure on friction pressure drop is obvious, while the heat flux has little effect on the friction pressure drop.

Key words: steam generator; pressure drop; two-phase flow; dryout; heat transfer; phase change

2017-03-06 收到初稿, 2017-04-19 收到修改稿。

联系人: 孙宝芝。第一作者: 吴宛泽 (1994—), 女, 硕士研究生。

基金项目: 国家自然科学基金项目 (51479040, 51579048); 黑龙江省自然科学基金项目 (E201422); 黑龙江省博士后科研启动基金项目 (LBH-Q14036)。

Received date: 2017-03-06.

Corresponding author: Prof. SUN Baozhi, sunbaozhi@163.com

Foundation item: supported by the National Natural Science Foundation of China (51479040, 51579048), the Natural Science Foundation of Heilongjiang Province (E201422) and the Postdoctoral Research Startup Foundation of Heilongjiang Province (LBH-Q14036).

引言

与传统的自然循环蒸汽发生器相比，直流蒸汽发生器出口产生过热蒸汽，效率相对较高，近年来得到了领域内国内外学者的广泛关注^[1-2]。在直流蒸汽发生器二次侧两相流流动换热过程中，由于流体与管间摩擦力、汽液相间摩擦力存在的碰撞，出现了能量损失，直接表现为压力降低，而蒸干处的流场变化、壁温飞升等会导致局部压降发生非线性变化。因此准确预测直流蒸汽发生器内两相流压降对蒸汽发生器的设计与运行至关重要。

Cioncolini 等^[3]基于均相流模型对小型模块化核反应堆的螺旋管蒸汽发生器在低中压力、低质量流量和低热流量条件下的压降进行了预测，平均绝对误差为 73% 左右，但未研究较大范围运行参数对两相流压降的影响。Liu 等^[4]采用圆管在高温高压条件下进行实验，研究了钠冷快堆（FBR）中蒸汽发生器水侧流动的压降变化，结果表明 Chisholm 经验关联式和均相流模型更适用于高压环境。Zhao 等^[5]对小型卧式螺旋管直流蒸汽发生器汽水两相流的压降和传热特性进行了实验研究，发现热流量和质量流量影响两相流压降，并得出了新的两相摩擦压降关联式。Hong 等^[6]运用动态数据采集方法测量管束压差的变化信号，研究了管束间气液两相流的流型和压降，发现泡状流压降最大、雾状流压降最小，并分析了含汽率对压降的影响。

综上所述，国内外学者主要采用实验方法研究直流蒸汽发生器两相流压降。由于实验研究测点布置的限制以及特定区域捕捉的困难，传感器一般布置在进、出口处，很难捕捉和测量特定位置的局部压降，尤其是在蒸干位置及蒸干后区域。基于此，本研究建立 B&W 公司直流蒸汽发生器的简化模型“单元管”，进行不同运行参数下直流蒸汽发生器二回路的流动与换热数值模拟，揭示运行参数对两相流压降的影响规律，以期为直管式直流蒸汽发生器的设计与运行提供一定的参考。

1 模型发展

1.1 两流体三流场模型

直流蒸汽发生器经历冷、核态沸腾、蒸干和过热等复杂的汽液两相流动与传热过程^[7-10]。预热段为单相液体流动；核态沸腾区域存在连续液相和

离散汽相两个流场，其间的动量、质量和能量传递采用传统的较为成熟的两流体模型进行描述^[11]，在此不过多赘述。

蒸干后区域的换热机制与核态沸腾区域有一定区别。进入蒸干后区域，核态沸腾区域中的连续相由液相转变为蒸汽相，区域中的液体变为离散液滴，被蒸汽夹带。壁面上没有液膜的润湿，导致换热能力较之前区段急剧降低。这种现象即为蒸干现象^[12-14]。针对此现象，引用两流体三流场模型^[5,15-19]来描述直流蒸汽发生器两相流的蒸干后区域。该模型包括 3 个流场之间的动量、质量、能量传递以及各流场与壁面间的能量传递等^[20]。

1.2 两相流阻力模型

两相流的压降包含 4 部分，即重力压降、加速压降、摩擦压降和局部阻力压降。重力压降由重力作用引起，加速压降由流体速度变化引起，摩擦压降由摩擦阻力引起，局部阻力压降由流动方向或管截面的变化引起^[21-22]。本工作研究直管式直流蒸汽发生器，因此不存在局部阻力压降。

截面含汽率定义式

$$\alpha = \frac{1}{1 + \frac{(1-x)\rho_v u_v}{x\rho_l u_l}} \quad (1)$$

重力压降^[23]

$$-\frac{dp_g}{dz} = [\rho_v \alpha + (1-\alpha)\rho_l] g \sin\beta \quad (2)$$

本工作研究竖直管， β 取 90°。

加速压降^[23]

$$-\frac{dp_a}{dz} = G^2 \left\{ \left[\frac{1-x_2}{\rho_{l2}(1-\alpha_2)} + \frac{x_2}{\rho_{v2}\alpha_2} \right] - \left[\frac{1-x_1}{\rho_{l1}(1-\alpha_1)} + \frac{x_1}{\rho_{v1}\alpha_1} \right] \right\} \quad (3)$$

Lockhart-Martinelli (L-M) 经验关联式^[24]的提出是基于认为两相不存在相间作用这一条件，适用于低压的空气-水（油）两相流。

$$-\frac{dp_f}{dz} = 0.314 \left(\frac{u_v \rho_v D_v}{\mu_v} \right)^{-0.25} \frac{G^2 x^2}{2 D_v \rho_l \alpha^2} \quad (4)$$

Martinelli-Nelson (M-N) 经验关联式^[25]将 L-M 法进行了推广，适用于从大气压到临界压力下的汽水混合物，并且考虑了两相间相互作用。

$$-\frac{dp_f}{dz} = 0.3164 \left(\frac{u_l \rho_l D_l}{\mu_l} \right)^{-0.25} \frac{G^2}{2 D_l \rho_l} \times \left\{ 1 + 1.3x \left[\left(\frac{\rho_l}{\rho_v} \right)^{0.85} - 1 \right] \right\} \quad (5)$$

Chisholm 经验关联式^[26]在对流体不同质量流

速选取不同计算系数的方面有所改进，但该算法是在 L-M 经验关联式基础上提出的，并未考虑相间作用。

$$-\frac{dp_f}{dz} = \left\{ 1 + 20 \left[\left(\frac{1-x}{x} \right)^2 \frac{\rho_v}{\rho_l} \right]^{0.5} + \left(\frac{1-x}{x} \right)^2 \frac{\rho_v}{\rho_l} \right\} \times \left[0.3164 \left(\frac{u_v \rho_v D}{\rho_l} \right)^{-0.25} \frac{x^2 G^2}{2 \rho_v D} \right] \quad (6)$$

林宗虎-林宗振经验关联式^[27]基于能源理论和混合长度理论导出，适用于高压或超高压情况。

$$-\frac{dp_f}{dz} = 0.4019 \alpha^2 \left(\frac{u_l D_l \rho_l}{\mu_l} \right)^{-0.25} \frac{\rho_l x^2 \alpha^2}{2D} \left(1 - \frac{\rho_v}{\rho_l} \right)^2 \quad (7)$$

我国电站锅炉水动力经验关联式^[28]是基于均相流模型提出的，宜用于运行压力大于 1 MPa 的锅炉，并且压力降低时误差增大。

$$-\frac{dp_f}{dz} = 0.314 \left(\frac{u_v \rho_v D}{\rho_l} \right)^{-0.25} \left[1 + x \left(\frac{\rho_l}{\rho_v} - 1 \right) \right] \times \left(\frac{G^2}{2D \rho_l} \right) \left[1 + \frac{x(1-x) \left(\frac{1000}{G} - 1 \right) \frac{\rho_l}{\rho_v}}{1 + x \left(\frac{\rho_l}{\rho_v} - 1 \right)} \right] \quad (8)$$

1.3 物理模型

应用相似原理和近似模化法对直流蒸汽发生器二次侧进行合理简化，如图 1 所示。二次侧流域的“单元管”模型为正六边形，其中包含 1 根中心传热管和与其相邻的 6 根传热管。蒸汽发生器二次侧的结构参数见表 1。本研究重点针对直流蒸汽发生器的核态沸腾区域和蒸干后区域进行模拟，不考虑过热段。

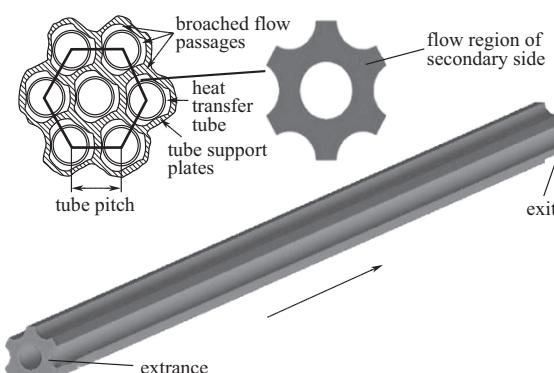


图 1 三维“单元管”物理模型

Fig. 1 Three-dimensional unit tube physical model

表 1 二次侧结构参数

Table 1 Structural parameters of secondary loop

Parameter	Value
height/m	9.3
external diameter/mm	15.875
tube pitch/mm	22.225

表 2 为数值模拟采用的二次侧边界条件。质量含汽率是两相流沸腾换热的重要参数，也作为判断蒸干发生的标准。根据文献 [29] 中的经验关联式，认为质量含汽率为 0.8 时发生蒸干。分析直管式直流蒸汽发生器二次侧流动阻力的影响因素时采用控制变量法，当改变质量流量和压力时需要相应改变热通量以确保出口质量含汽率不变。

表 2 二次侧边界条件

Table 2 Boundary conditions of secondary loop

Case	Outlet pressure/MPa	Inlet mass flow/kg·s ⁻¹	Heat flux /kW·m ⁻²	Inlet subcooling/K
1	6.38	0.13—2.0	163—2550	42
2	5.6—8	0.13	155—168	42
3	6.38	0.13	120—175	42

2 结果和讨论

2.1 网格无关性求解验证

网格的数量和质量对计算结果的准确性有重要影响。应选择数量恰当的网格来均衡计算精度和计算时间。表 3 为网格无关解的验证。可以看出，当网格数达到 680000 个时，二回路汽相与液相流速变化不再明显，故采用 692000 个网格进行数值模拟。

表 3 网格无关解的验证

Table 3 Grid-independent verification

No.	Grid number	Vapor phase velocity rate/m·s ⁻¹	Liquid phase flow rate/m·s ⁻¹
1	215000	2.677	2.272
2	419500	3.787	2.916
3	594000	4.882	3.773
4	680000	5.786	4.476
5	692000	5.886	4.501

2.2 总压降分析

图 2 为采用表 2 中的 Case1 作为边界条件时总压降数值模拟结果与不同经验关联式预测值的对比，图中误差棒范围为 $\pm 20\%$ 。其中，数值模拟得出的是总压降，而各关联式算法中采用不同的经验关联式计算摩擦压降，重力压降、加速压降均采用式 (2) 和式 (3) 计算。从图中可以看出 5 条曲线的趋势基本一致。其中 Chisholm 经验关联式、我国电站锅炉关联式、林宗虎-林宗振关联式总压降与数值模拟总压降相差较大，最大误差分别为 51.7%、55.4%、86.3%。而 L-M 关联式和 M-N 关联式总压降与数值模拟总压降相差较小，最大误

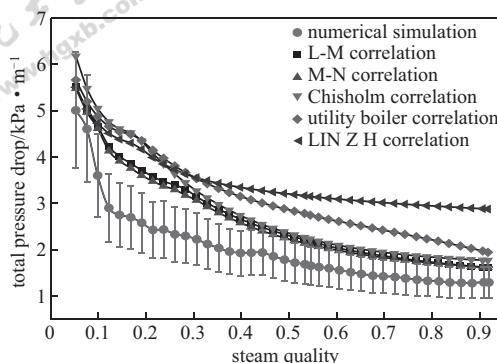


图 2 总压降数值模拟结果与不同经验关联式预测值的对比

Fig. 2 Total pressure drop comparison of numerical result and empirical correlations

差分别为 31.1% 和 30.5%。

质量含汽率影响两相流的混合密度，因此重力压降的大小与质量含汽率有密切关系。质量含汽率越小，重力压降越大。重力压降在气液两相流的总压降中占较大比重，使得总压降随质量含汽率上升而下降。进入核态沸腾区域后，摩擦压降占总压降的比例迅速上升，这是由于两相流的流型从泡状流变为环状流，传热管壁被液膜覆盖，增强了液相的润湿性，使摩擦压降增大幅度大于加速压降。

实际上，经验关联式的加和存在累积误差。因此，以下内容将不考虑重力压降的影响重新进行数值模拟。目前，国内外学者对加速压降的研究主要采用向流体中注射空气的方法，流体的含汽率不发生变化，而在实际两相流换热过程中含汽率随换热进行不断变化，从而引起加速压降的变化。不考虑加速压降是十分困难的。因此以下提到的摩擦压降数值模拟结果均为在不考虑重力的基础上得出的总压降数值模拟结果与采用式(3)计算的加速压降之差。

图 3 为摩擦压降数值模拟结果与不同经验关联式预测值的对比。从图中可以看出摩擦压降随质量含汽率增加而增大。M-N 关联式摩擦压降预测值与数值模拟结果较为相符，最大误差为 14.1%；L-M 关联式、Chisholm 经验关联式、我国电站锅炉关联式和林宗虎-林宗振关联式摩擦压降与数值模拟结果误差较大。原因是 M-N 关联式适用于从大气压到临界压力下的汽水混合物，而 L-M 关联式适用于低压的空气-水（油）两相流并认为两相间不存在相间作用，Chisholm 经验关联式是基于 L-M 关联式提出的，我国电站锅炉关联式是基于

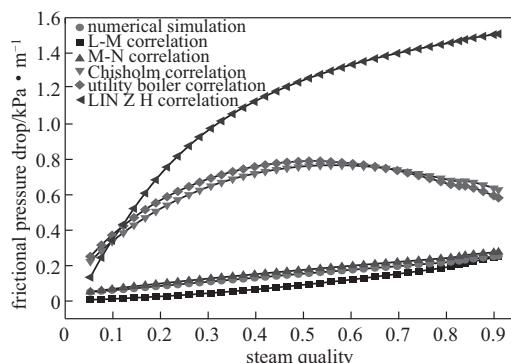


图 3 摩擦压降数值模拟结果与不同经验关联式预测值的对比

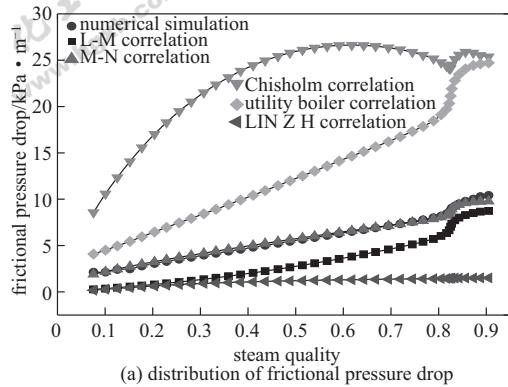
Fig. 3 Frictional pressure drop comparison of numerical result and empirical correlations

均相流模型提出的，林宗虎-林宗振关联式适用于高压或超高压情况，因此这 4 个关联并不适用于本研究的情况。

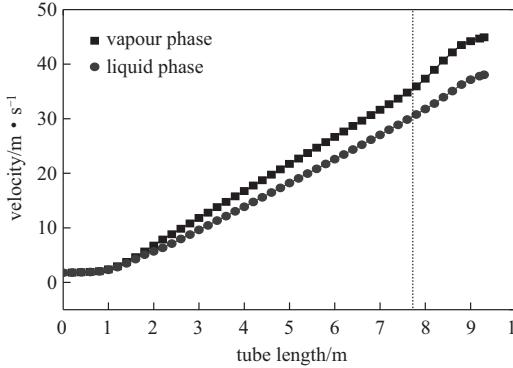
2.3 入口质量流量对摩擦压降的影响分析

图 4(a) 为采用表 2 中的 Case1 作为边界条件且质量流量为 $1.0 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1}$ 时摩擦压降分布，图 4(b) 为其轴向流体流速变化，图 4(c) 为其沿管长质量含汽率和滑速比的变化。进入核态沸腾区域，随着两相流流速逐渐增加，摩擦压降逐渐上升；蒸干处摩擦压降发生了非线性变化，变化率增大；进入蒸干后区域，随着流速继续增大，摩擦压降持续上升。从图 4(b) 中可以看出两流体的流速逐渐增大，使得摩擦压降变化整体呈逐渐上升的趋势。在蒸干处流速的变化率增大，并且由于流体中出现了被蒸汽夹带的液滴，两流场变为三流场，增加了场间作用，使得能量损失即摩擦压降增大，因此蒸干处摩擦压降的变化率增大。以下出现此现象的原因皆相同，不再赘述。从图 4(c) 中可以看出，质量流量为 $1.0 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1}$ 时，蒸干位置约为 7.6 m，蒸干处质量含汽率约为 0.81。在预热段滑速比随气体增多逐渐上升，进入核态沸腾区域由于气体的扰动逐渐下降，进入蒸干后区域逐渐趋于平稳。同时，从图 4(a) 中可以看出 M-N 关联式摩擦压降预测值与数值模拟结果最相符。

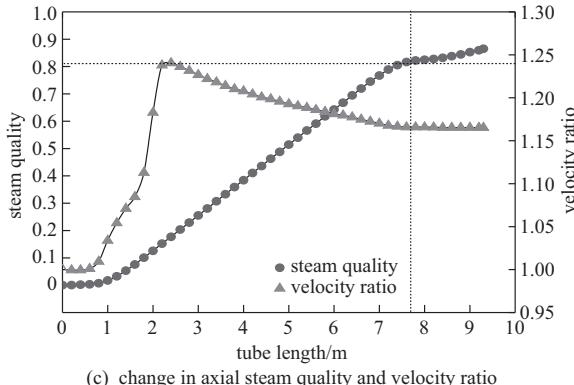
图 5 为质量流量对摩擦压降的影响，同时给出了质量流量为 $0.13 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1}$ 和 $0.3 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1}$ 时蒸干后区域的摩擦压降局部放大图。从图中可以看出不同质量流量下摩擦压降均随质量含汽率增加而逐渐上升。同时气液两相的流速随质量流量增加均增大，导致流体与壁面间的撞击频率增加，摩擦压降随质



(a) distribution of frictional pressure drop



(b) change in axial fluid velocity



(c) change in axial steam quality and velocity ratio

图 4 质量流量为 $1.0 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1}$ 时摩擦压降分布、流体流速变化以及质量含汽率和滑速比随管长的变化

Fig. 4 Distribution of frictional pressure drop, change in axial fluid velocity, change in axial steam quality and velocity ratio at mass flow rate of $1.0 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1}$

量流量增加而增大，并且质量流量越大蒸干处摩擦压降变化幅度越显著。

2.4 运行压力对摩擦压降的影响分析

图 6 为采用表 2 中的 Case2 作为边界条件且运行压力为 5.6 MPa 时摩擦压降数值模拟结果与各经验关联式预测值的对比，为了清晰显示蒸干处的摩擦压降，图中给出了其局部放大图。从图中可以看出 L-M 关联式和 M-N 关联式预测值与数值模拟结果较为相符。

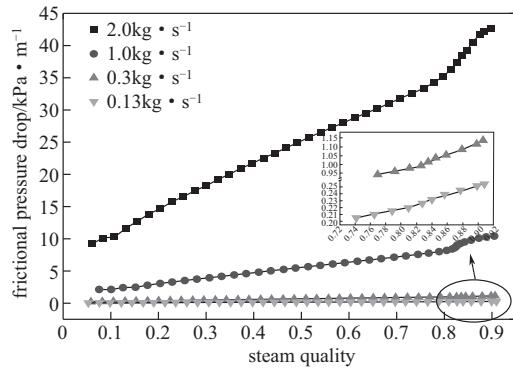


图 5 质量流量对摩擦压降的影响

Fig. 5 Distributions of frictional pressure drop at different mass flow rates

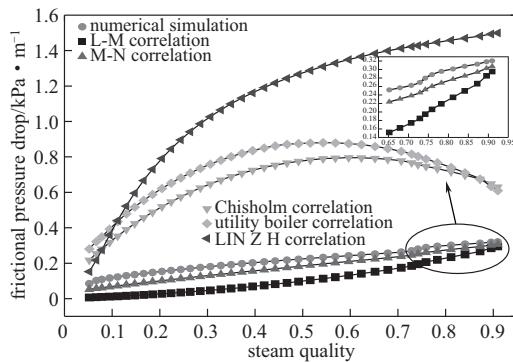


图 6 压力为 5.6 MPa 时摩擦压降分布

Fig. 6 Distribution of frictional pressure drop at pressure of 5.6 MPa

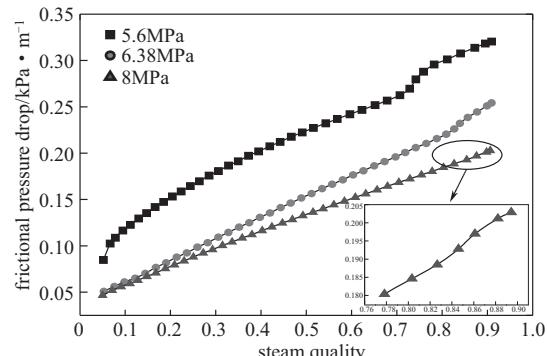


图 7 运行压力对摩擦压降的影响

Fig. 7 Distributions of frictional pressure drop at different pressures

图 7 为运行压力对摩擦压降的影响。从图中可以看出不同运行压力下摩擦压降均随质量含汽率增加而逐渐增大。随着运行压力的增加，摩擦压降整体变化幅度减小，并且在蒸干处变化率减小。这是由于运行压力不同时流体物性参数的变化导致摩擦

压降的不同。随着运行压力的增加，气体密度明显增加的同时液体密度几乎不变，从而截面含汽率下降，因此降低了摩擦压降；同时随着运行压力的增加，流体黏度下降，摩擦压降也随之降低。

2.5 热通量对摩擦压降的影响分析

在 1.1 节中已经得出最适用于本研究的摩擦压降经验关联式，因此此处只给出两个与数值模拟结果误差相对较小的关联式曲线。图 8 (a) 为采用表 2 中的 Case3 作为边界条件且热通量为 $163 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ 时 L-M 关联式、M-N 关联式摩擦压降预测值与数值模拟结果的对比，图 8 (b) 为热通量为 $163 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ 时沿管长流体与壁面温度变化。从图中可以明显看出，壁温飞升幅度约为 270 K，蒸干位置约为 8.2 m。蒸干处的扰动会对局部压降产生一定影响。

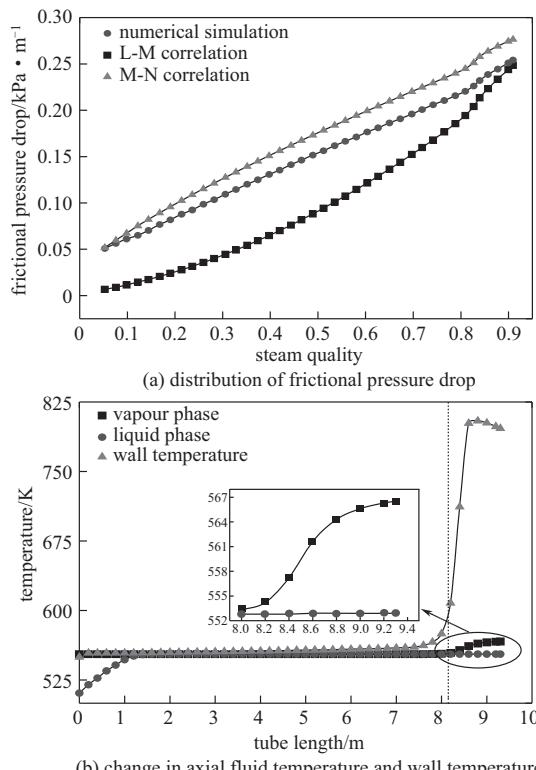


图 8 热通量为 $163 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ 时摩擦压降分布和沿管长流体与壁面温度变化

Fig. 8 Distribution of frictional pressure drop, change in axial fluid temperature and wall temperature at heat flux of $163 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$

图 9 为热通量对摩擦压降的影响，同时为清晰显示蒸干时局部压降的变化规律，图中还给出了热通量为 $150 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ 时蒸干处摩擦压降的局部放

大图。由图可见，由于蒸干现象的发生，热通量为 $175 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ 和 $163 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ 时，在蒸干位置处有上升波动，并且上升幅度随热通量增加而变大；热通量为 $150 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ 时，在传热管末端并未完全蒸干，摩擦压降的变化率稍有上升趋势；热通量为 $120 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ 时，两相流并未发生蒸干，摩擦压降的变化率也未上升。

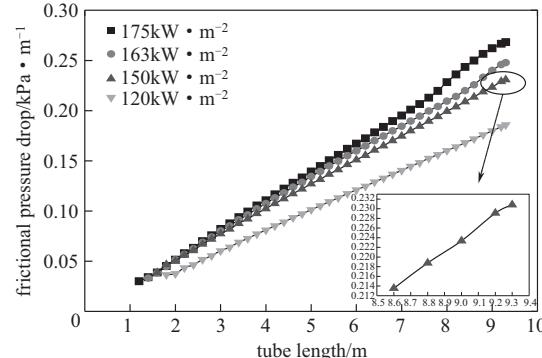


图 9 热通量对摩擦压降的影响

Fig. 9 Distributions of frictional pressure drop at different heat flux

热通量越大，传热管的被加热量越大，则在质量流量不变的前提下质量含汽率和流体流速均增大，因此摩擦压降随热通量增加而增大。热通量对摩擦压降的影响较小。

3 结 论

(1) 经验证，本研究所使用的模型和方法可以较好地预测直管式直流蒸汽发生器二次侧两相流的摩擦压降。

(2) 随着质量含汽率的增加，摩擦压降逐渐增大。发生蒸干时，两流场变为三流场，增加了场间作用，使得摩擦压降的变化率增大。

(3) 分析了质量流量、运行压力以及热通量对摩擦压降的影响。管内气液两相流摩擦压降随质量流量增加而增大，随运行压力增大而减小，随热流密度增大而增大。其中质量流量和运行压力对摩擦压降的影响较大，而热通量对其影响不明显。

符 号 说 明

D ——当量直径，m

G ——质量流速， $\text{kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$

g ——重力加速度， $\text{m} \cdot \text{s}^{-2}$

p ——压力，MPa

www.hgxb.com.cn

- p_a —加速压降, MPa
- p_f —摩擦压降, MPa
- p_g —重力压降, MPa
- $\frac{dp_a}{dz}$ —加速压降梯度, $N \cdot m^{-2} \cdot m^{-1}$
- $\frac{dp_f}{dz}$ —摩擦压降梯度, $N \cdot m^{-2} \cdot m^{-1}$
- $\frac{dp_g}{dz}$ —重力压降梯度, $N \cdot m^{-2} \cdot m^{-1}$
- u —流体流速, $m \cdot s^{-1}$
- x —质量含汽率
- α —截面含汽率
- β —传热管与水平面夹角
- ρ —密度, $kg \cdot m^{-3}$
- μ —动力黏度, $N \cdot s \cdot m^{-2}$

下角标

- l —液相
- v —汽相

References

- [1] 刘涛. 直流蒸汽发生器控制系统实验台架设计[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2004.
- [2] LIU T. Design of experimental platform for DC steam generator control system [D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2004.
- [3] 《蒸汽发生器》编写组. 蒸汽发生器[M]. 北京: 原子能出版社, 1982: 55-60.
- [4] "Steam Generators" GROUP. Steam Generators [M]. Beijing: Atomic Energy Press, 1982: 55-60.
- [5] CIONCOLINI A, SANTINI L. Two-phase pressure drop prediction in helically coiled steam generators for nuclear power applications [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2016, **100**: 825-834.
- [6] LIU W, TAMAI H, TAKASE K. Pressure drop and void fraction in steam-water two-phase flow at high pressure[J]. Journal of Heat Transfer-Transactions of ASME, 2013, **135**: 8.
- [7] ZHAO L, GUO L J, BAI B F, et al. Convective boiling heat transfer and two-phase flow characteristics inside a small horizontal helically coiled tubing once-through steam generator [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2003, **46** (25): 4779-4788.
- [8] HONG W, YAN L, REN J. Investigation on gas-liquid two-phase flow patterns and pressure drop across an in-line tube bundles [J]. Proceedings of the Chinese Society of Electrical Engineering, 2011, **31** (5): 84-89.
- [9] 俞冀阳, 贾宝山. 反应堆热工水力学[M]. 北京: 清华大学出版社, 2003.
- [10] YU J Y, JIA B S. Reactor Thermal Hydraulics [M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2003.
- [11] 徐济鳌. 沸腾传热和汽液两相流[M]. 北京: 原子能出版社, 2001.
- [12] XUN J Y. Boiling Heat Transfer and Vapor-Liquid Two-phase Flow [M]. Beijing: Atomic Energy Press, 2001.
- [13] 林瑞泰. 沸腾换热[M]. 北京: 科学出版社, 1988.
- [14] LIN R T. Boiling Heat Transfer [M]. Beijing: Science Press, 1988.
- [15] 阎昌琪. 气液两相流[M]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学出版社, 2010.
- [16] YAN C Q. Gas-Liquid Two-phase Flow [M]. Harbin: Harbin Engineering University Press, 2010.
- [17] SUN B Z, YANG Y L. Numerically investigating the influence of tube support plates on thermal-hydraulic characteristics in a steam generator[J]. Applied Thermal Engineering, 2013, **51**: 611-622.
- [18] WANG K, BAI B, MA W. An improved liquid film model to predict the CHF based on the influence of churn flow[J]. Applied Thermal Engineering, 2014, **64** (1): 422-429.
- [19] VINOD V, SIVAKUMAR L S, KUMAR V A, et al. Experimental evaluation of the heat transfer performance of sodium heated once through steam generator[J]. Nuclear Engineering and Design, 2014, **273**: 412-420.
- [20] WEI H M, SU G H, TIAN W X, et al. Study on dryout point by wavelet and GNN [J]. Applied Thermal Engineering, 2010, **30** (6): 664-672.
- [21] JAYANTI S, VALETTE M. Prediction of dryout and post-dryout heat transfer at high pressures using a one-dimensional three-fluid model[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2004, **47** (22): 4895-4910.
- [22] LI H, VASQUEZ S A, PUNEKAR H, et al. Prediction of boiling and critical heat flux using an eulerian multiphase boiling model[C]. Colorado: American Society of Mechanical Engineers, 2011.
- [23] AZZOPARDI B J. Prediction of dryout and post-burnout heat transfer with axially non-uniform heat input by means of an annular flow model[J]. Nuclear Engineering and Design, 1996, **163** (1): 51-57.
- [24] THURGOOD M J, KELLY J M, GUIDOTTI T E, et al. COBRA/TRAC—a Thermal-hydraulics Code for Transient Analysis of Nuclear Reactor Vessels and Primary Coolant Systems [M]. America: The U.S. Nuclear Regulatory Commission, 1983: 21-38.
- [25] WEISMAN J, PEI B S. Prediction of critical heat flux in flow boiling at low qualities[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 1983, **26** (10): 1463-1477.
- [26] SHI J, SUN B, HAN W, ZHANG G. Numerical simulation of dryout and post-dryout heat transfer in a straight-pipe once-through steam generator [J]. Applied Thermal Engineering, 2016, **105** (1): 132-141.
- [27] JALLOUK P A. Two-phase flow pressure drop and heat transfer characteristics of refrigerants in vertical tubes[J]. Nasa Sti/recon Technical Report N, 1976: 76.
- [28] 庞树声, 胡修慈. 垂直上升绝热管内汽、液两相流的压降 [J]. 化学工程, 1990, (6): 19-24.
- [29] PANG S S, HU X C. Pressure drop of vapor-liquid two-phase flow in vertical adiabatic pipe[J]. Chemical Engineering (China), 1990, (6): 19-24.
- [30] 翟建华. 垂直管流中两相流压降计算[J]. 力学与实践, 1985, **7**: 32-37.
- [31] ZHAI J H. Pressure drop calculation of two-phase flow in

- vertical pipe flow[J]. Mechanics and Practice, 1985, **7**: 32-37.
- [24] LOCKHART R W, MARTINELLI R C. Proposed correlation of date for isothermal two-phase, two-component flow in pipes[J]. Chem. Eng. Prog., 1949, **45**: 39-48.
- [25] MARTINELLI R C, NELSON D B. Prediction of Pressure drop during forced circulation boiling of water[J]. Trans. ASME, 1948, **70**: 695-702.
- [26] CHISHOLM D. Pressure gradients due to friction during the flow of evaporating two-phase mixtures in smooth tubes and channels [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 1973, **16** (2): 347-358.
- [27] 林宗虎, 等. 气液两相流和沸腾传热[M]. 西安: 西安交通大学出版社, 2003: 65-106.
- LIN Z H, et al. Gas-Liquid Two-phase Flow and Boiling Heat Transfer [M]. Xi'an: Xi'an Jiaotong University Press, 2003: 65-106.
- [28] 电站锅炉水动力计算方法[M]. 上海: 上海发电设备成套设计研究所, 1983.
- Hydrodynamic Calculation Method for Power Plant Boiler [M]. Shanghai: Shanghai Power Equipment Research Institute, 1983.
- [29] KONIKOV A S, MODNIKOVA A. Experimental study of the conditions under which heat exchange deteriorates when a steam-water mixture flows in heated tubes[J]. Teploenergetika, 1966, **10** (5): 49-52.