二次侧水位对自然循环蒸汽发生器倒U型管内单相倒流影响的无量纲分析

沈梦思[1,2]　赵鹏程[1,2]　刘紫静[1,2]　李 卫[3]

1（南华大学 核科学技术学院　衡阳 421001）

2（南华大学 先进核能技术设计与安全教育部重点实验室　衡阳 421001）

3（南华大学 资源环境与安全工程学院　衡阳 421001）

摘要　核动力装置在自然循环条件下蒸汽发生器内会发生单相倒流，单相倒流对自然循环流动阻力和蒸汽发生器传热能力都产生了很大影响。为了从普适性的角度研究蒸汽发生器二次侧水位对单相倒流的影响，本研究建立了无量纲守恒方程。基于无量纲守恒方程，采用微扰理论获得了考虑二次侧水位的单相倒流临界点理论模型，在分析了二次侧水位对倒U型管压降的基础上，进一步分析了不同管长、无量纲阻力数、无量纲传热数条件下二次侧水位对临界点的影响，并以AP1000核电厂蒸汽发生器为研究对象，采用系统分析程序验证了理论分析正确性。研究结果表明：二次侧水位降低导致倒流发生临界点逐渐接近原点；不同管长条件下二次侧水位影响规律相同；随着水位的降低，无量纲阻力数、无量纲传热数条件下对临界点的影响逐渐减小。本研究结论从理论上证明了二次侧水位对单相倒流的影响，即利于倒流的发生，从机理层面解释了原因，可以辅助相关核动力装置的事故分析。

关键词　自然循环，蒸汽发生器，单相倒流，二次侧水位，无量纲分析

中图分类号　TL99

DOI: 10.3724/j.0253-3219.2025.hjs.48.240228

CSTR: 32193.14.hjs.CN31-1342/TL.2025.48.240228

Dimensionless analysis of the influence of secondary water level on the single-phase reverse flow in the inverted U-tube of steam generators with natural circulation

SHEN Mengsi[1,2]　ZHAO Pengcheng[1,2]　LIU Zijing[1,2]　LI Wei[3]

1(*School of Nuclear Science and Technology*, *University of South China*, *Hengyang 421001*, *China*)

2(*Key Laboratory of Advanced Nuclear Energy Design and Safety*, *Ministry of Education*, *University of South China*, *Hengyang 421001*, *China*)

3(*School of Resources Environment and Safety Engineering*, *University of South China*, *Hengyang 421001*, *China*)

Abstract　**[Background]** The single-phase reversed flow in inverted U-tubes of the steam generator (SG) in nuclear power plants (NPPs) leads to increasing flow resistance and decreasing heat transfer area, so it is meaningful to study this phenomenon. **[Purpose]** This study aims to clarify the influence mechanism of the secondary side water level in SG on the single-phase reversed flow from a more general viewpoint. **[Methods]** First of all, the dimensionless conservation equations were derived based on the mass, momentum, and energy equations. Based on the dimensionless conservation equations and the parameter of the AP1000 NPP's inverted U-tubes, the curves of dimensionless total and gravitational pressure drop with respect to flow velocity were obtained using the MATLAB code. Then the curves of different water levels were compared, and the extreme point was obtained with the partial

第一作者：沈梦思，男，1990年出生，2023年毕业于上海交通大学，研究领域为反应堆热工水力，E-mail：shenmengsi1234@163.com

收稿日期：2024-06-20，修回日期：2025-01-14

First author: SHEN Mengsi, male, born in 1990, graduated from Shanghai Jiao Tong University in 2023, focusing on thermal-hydraulics in the nuclear reactor, E-mail: shenmengsi1234@163.com

Received date: 2024-06-20, revised date: 2025-01-14

derivative being zero concerning flow velocity. Thereafter the effect of the water level on the secondary side under the conditions of different lengths, dimensionless resistance number, and dimensionless heat transfer number was analyzed by using the model of extreme point. Finally, the above theoretical results were validated by the simulation results of the system analysis code for single-phase reverse flow in the SG of AP1000. **[Results]** The decrease in the water level leads to the critical point of the single-phase reversed flow gradually approaching the origin, and the negative slope zone of the curves gradually decreases. Meanwhile, the gravitational pressure drop decreases, and its negative slope zone reduces. The above results mean that the reversed flow is becoming more and more easy to emerge. With the increase in pipe length, the dimensionless characteristic pressure drop increases, and the dimensionless characteristic velocity decreases, which means the reverse flow occurs more easily in the longer pipe. When the dimensionless resistance number increases, the dimensionless characteristic velocity decreases, and the dimensionless characteristic pressure drop increases, which means the reverse flow occurs more difficult. As the water level decreases, the effect of the dimensionless resistance number becomes weaker. The dimensionless characteristic velocity is not affected by the value of the dimensionless heat transfer number, but the dimensionless characteristic pressure drop increases with its increase, which means the reverse flow occurs more easily. Moreover, the effect of the dimensionless resistance number becomes weaker with the decreases of the water level. Hence, the influence law of the water level is the same under different pipe length conditions. As the water level decreases, the influence of the dimensionless resistance number and dimensionless heat transfer number on the critical point gradually reduces. **[Conclusions]** This study theoretically proves that the effect of secondary water level on single-phase reversed flow is conducive to the occurrence of backflow, and explains the reasons from a mechanistic perspective, which can assist in accident analysis of related nuclear power plants.

Key words Natural circulation, Steam generator, Single-phase reversed flow, Water level of the secondary side, Dimensionless analysis

自然循环由于其非能动特性，现已广泛应用于大型和小型核动力装置的安全设计中[1−5]。核动力装置中的蒸汽发生器是一回路和二回路之间热量传递的枢纽，因此，受到了学术界和工业界的广泛关注[6−8]。如图1所示的自然循环蒸汽发生器倒U型管内单相倒流现象，一方面增大了核动力装置一回路自然循环流动阻力，另一方面减弱了蒸汽发生器换热能力，对核动力装置的安全产生危害。该现象从1982年Loomis等[9]首次发现后，各国学者对其开展了许多理论、数值模拟和实验研究。

虽然理论研究方法对蒸汽发生器倒U型管内的热工水力行为进行了一定的简化，但是能从机理层面解释倒流发生原因及其影响因素，因此现有单相倒流机理研究通常以理论研究为基础。已有的理论研究从有量纲和无量纲守恒方程分析了单相倒流发生机理及其影响因素。Sanders[10]和Watanabe等[11]均在回路和倒U型管守恒方程耦合基础上通过速度、温度和压力的小扰动分析法从系统稳定性角度分析了单相倒流发生原因。章德等[12]基于小扰动分析法和倒U型管内守恒方程分析了管长对单相倒流的影响。郝建立等[13−15]通过一系列研究建立无量纲守恒方程获得了倒U型管内单相倒流无量纲准则数组，在一般意义上分析了临界无量纲数的变化规律及影响因素。Shen等[16]建立了考虑二次侧水位的倒U型管内单相流动守恒方程，并建立了相应的倒

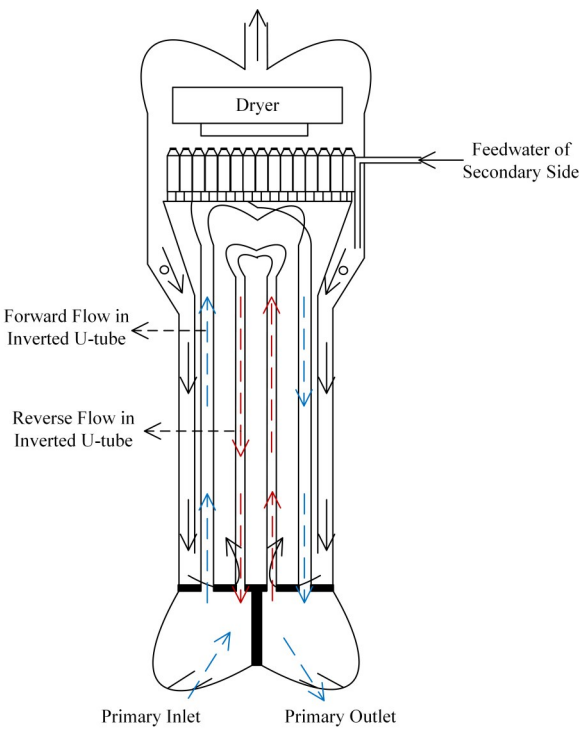


图1 自然循环蒸汽发生器倒U型管内单相倒流示意图
Fig.1 The schematic of steam generators with single-phase reversed flow in inverted U-tubes

流临界点理论模型。Li等[17]通过倒U型管内守恒方程分析了蒸汽发生器二次侧预热段对单相倒流的影响。王一泞等[18]基于倒U型管内守恒方程分析了管长与临界压降的关系，得到的结论与章德等[12]一致。上述绝大部分研究是在蒸汽发生器二次侧水位正常条件下开展，仅有的二次侧水位影响研究也是本文作者基于有量纲守恒方程进行的分析，无法从一般意义上解释二次侧水位影响，因此本研究拟基于无量纲守恒方程分析二次侧水位对自然循环蒸汽发生器倒U型管内单相倒流的影响。

1 理论模型

1.1 无量纲守恒方程

图2为蒸汽发生器二次侧正常水位和异常水位示意图，为便于理论分析，认为倒U型管内单相流动是一维流动，管二次侧为饱和沸腾状态，且管外壁温等于二次侧饱和温度，管内流体流动中物性变化采用Bousinessq假设，认为仅有密度受温度影响，则倒U型管内单相流动质量、动量和能量守恒方程为：

$$\rho u = \rho_{\mathrm{r}} u_{\mathrm{r}} \tag{1}$$

$$\rho_{\mathrm{r}} l \frac{\partial u_{\mathrm{r}}}{\partial t} = \Delta p + \Delta\rho g H - \frac{\rho_{\mathrm{r}} u_{\mathrm{r}}^2}{2}\left(\frac{fl}{d_i} + k\right) \tag{2}$$

$$u_{\mathrm{r}} \frac{\partial T}{\partial z} = -\frac{\xi h_{\mathrm{sp}}}{\rho_{\mathrm{r}} c_{\mathrm{p}} a}\left(T - T_{\mathrm{w}}\right) \tag{3}$$

式中：ρ为管内流体密度，kg·m^{-3}；u为流速，m·s^{-1}；下标r表示进口；l为倒U型管管长，m；t为时间，s；p为压力，Pa；Δp为倒U型管进出口压差，Pa；$\Delta\rho$为倒U型管上升段和下降段流体平均密度差，kg·m^{-3}；g为重力加速度，m·s^{-2}；H为倒U型管高度，m；f为摩擦系数，$f = 0.316\,4Re^{-0.25}$；d_i为倒U型管内径，m；k为形状阻力系数；T为流体温度，K；z为流动方向坐标，m；ξ为倒U型管管外周周长，m；h_{sp}为一、二次总侧传热系数，W·(m^2·K)$^{-1}$；c_{p}为定压比热容，J·(kg·K)$^{-1}$；a为倒U型管流通面积，m^2；T_{w}为二次侧壁温，K。

Bousinessq假设认为密度和温度之间存在如下的线性关系：

$$\rho = \rho_0\left(1 - \beta\left(T - T_{\mathrm{w}}\right)\right) \tag{4}$$

式中：ρ_0表示流体在一次侧系统压力下温度为T_{w}时的密度，kg·m^{-3}；β为热膨胀系数，K^{-1}。将式(4)代入式(3)可得：

$$u_{\mathrm{r}} \frac{\partial \rho}{\partial z} = \frac{\xi h_{\mathrm{sp}}}{\rho_{\mathrm{r}} c_{\mathrm{p}} a}\left(\rho_0 - \rho\right) \tag{5}$$

设二次侧水位为x，定义如下无量纲参数：

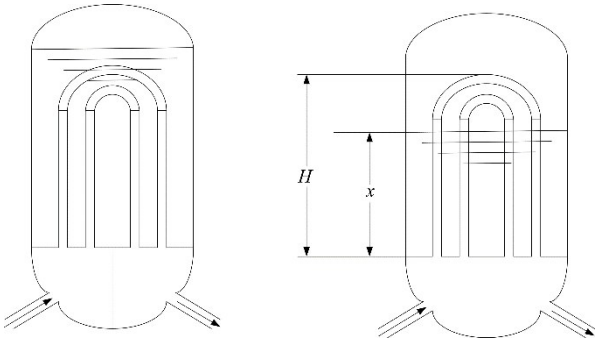


图2 蒸汽发生器二次侧正常水位和异常水位示意图
Fig.2 The schematic of steam generators with different secondary side water level

$$U = \frac{u}{u_0}, U_{\mathrm{r}} = \frac{u}{u_0}, \rho_{\mathrm{r}}^{+} = \frac{\rho_{\mathrm{r}}}{\rho_0}, \rho^{+} = \frac{\rho}{\rho_0}, \Delta\rho^{+} = \frac{\Delta\rho}{\Delta\rho_0}, \tau = \frac{tu_0}{H},$$

$$L = \frac{l}{H}, Z = \frac{z}{H}, \theta = \frac{T - T_{\mathrm{w}}}{T_0 - T_{\mathrm{w}}}, \Delta p^{+} = \frac{\Delta p}{\Delta p_0}$$

$$X_1 = \frac{x}{H}, X_2 = \frac{l - x}{H} = L - X_1$$

式中：u_0、T_0为蒸汽发生器初始入口参数，m·s^{-3}和K；$\Delta\rho_0$为倒U型管上升段和下降段初始的平均密度差，kg·m^{-3}；Δp_0为倒U型管初始的进出口压降，Pa。将上述表达式代入式(1~3)和式(5)可得相应无量纲方程：

$$\rho^{+} U = \rho_{\mathrm{r}}^{+} U_{\mathrm{r}} \tag{6}$$

$$L \frac{\partial U_{\mathrm{r}}}{\partial \tau} = \Delta p^{+} \frac{\Delta p_0}{\rho_{\mathrm{r}} u_0^2} + \frac{\Delta\rho^{+} g H \Delta\rho_0}{\rho_{\mathrm{r}} u_0^2} - \frac{U_{\mathrm{r}}^2}{2}\left(\frac{fl}{d_i} + k\right) \tag{7}$$

$$U_{\mathrm{r}} \frac{\partial \theta}{\partial Z} = -\frac{\xi h_{\mathrm{sp}} H}{\rho_{\mathrm{r}} c_{\mathrm{p}} a u_0}\theta \tag{8}$$

$$U_{\mathrm{r}} \frac{\partial \rho^{+}}{\partial Z} = \frac{\xi h_{\mathrm{sp}} H}{\rho_{\mathrm{r}} c_{\mathrm{p}} a u_0}\left(1 - \rho^{+}\right) \tag{9}$$

定义如下无量纲参数：

$$E_u = \frac{\Delta p_0}{\rho_{\mathrm{r}} u_0^2} \tag{10}$$

$$\Pi_{\mathrm{R}} = \frac{gH\Delta\rho_0}{\rho_{\mathrm{r}} u_0^2} \tag{11}$$

$$\Pi_{\mathrm{f}} = \frac{fl}{d_i} + k \tag{12}$$

$$\Pi_{\mathrm{h}} = \frac{\xi h_{\mathrm{sp}} H}{\rho_{\mathrm{r}} c_{\mathrm{p}} a u_0} \tag{13}$$

上述这些无量纲参数选取的依据是影响倒U型管内单相倒流的主要因素，主要包括进出口压降、管内阻力、管壁传热和导热以及浮升力。其中，进出口压降被包括在无量纲欧拉数E_{u}中，倒U型管内摩擦和局部阻力被包含在无量纲阻力数Π_{f}中，管壁传热和导热被包含在无量纲传热数Π_{h}，浮升力被包含在无量纲Richardson数Π_{R}中。将上述表达式代入式(7~9)，可得：

$$L\frac{\partial U_{\mathrm{r}}}{\partial \tau}=E_u\Delta p^{+}+\Pi_{\mathrm{R}}\Delta\rho^{+}-\Pi_{\mathrm{f}}\frac{U_{\mathrm{r}}^2}{2} \tag{14}$$

$$U_{\mathrm{r}}\frac{\partial\theta}{\partial Z}=-\Pi_{\mathrm{h}}\theta \tag{15}$$

$$U_{\mathrm{r}}\frac{\partial\rho^{+}}{\partial Z}=\Pi_{\mathrm{h}}\left(1-\rho^{+}\right) \tag{16}$$

由式(14)可得稳态时无量纲压降表达式为：

$$\Delta p^{+}=\frac{\dfrac{\Pi_{\mathrm{f}}U_{\mathrm{r}}^2}{2}-\Pi_{\mathrm{R}}\Delta\rho^{+}}{E_u} \tag{17}$$

由式(16)可得倒U型管上升段无量纲平均密度：

$$\rho_u^{+}=\frac{2}{L}\int_0^{L/2}\rho^{+}\mathrm{d}Z=\frac{2}{L}\left(\int_0^{X_1}\rho^{+}\mathrm{d}Z+\int_{X_1}^{L/2}\rho^{+}\mathrm{d}Z\right)=\frac{2}{L}\left[X_1+\frac{U_{\mathrm{r}}}{\Pi_{\mathrm{h}}}\left(1-\rho_{\mathrm{r}}^{+}\right)\left(\mathrm{e}^{-\Pi_{\mathrm{h}}X_1/U_{\mathrm{r}}}-1\right)+\rho^{+}\left(X_1\right)\left(\frac{L}{2}-X_1\right)\right] \tag{18}$$

对于下降段$X_2\leqslant Z\leqslant L$，则其密度分布为：

$$\rho^{+}=1-\left(1-\rho_{\mathrm{r}}^{+}\right)\mathrm{e}^{\frac{\Pi_{\mathrm{h}}}{U_{\mathrm{r}}}\left(X_2-X_1-Z\right)} \tag{19}$$

则倒U型管下降段无量纲平均密度为：

$$\begin{aligned}\rho_d^{+}&=\frac{2}{L}\int_{L/2}^{L}\rho^{+}\mathrm{d}Z=\frac{2}{L}\left(\int_{L/2}^{L-X_1}\rho_1^{+}\left(X_1\right)\mathrm{d}Z+\int_{L-X_1}^{L}\rho^{+}\mathrm{d}Z\right)\\&=\frac{2}{L}\left[\rho_1^{+}\left(X_1\right)\left(\frac{L}{2}-X_1\right)+X_1-\left(1-\rho_{\mathrm{r}}^{+}\right)\left(\mathrm{e}^{\frac{\Pi_{\mathrm{h}}\left(X_2-L\right)}{U_{\mathrm{r}}}}-\mathrm{e}^{\frac{\Pi_{\mathrm{h}}\left(X_2-X_1-L\right)}{U_{\mathrm{r}}}}\right)\right]\end{aligned} \tag{20}$$

由式(19)和式(20)可得：

$$\Delta\rho^{+}=\rho_d^{+}-\rho_u^{+}=\frac{2}{L}\left(1-\rho_{\mathrm{r}}^{+}\right)\frac{U_{\mathrm{r}}}{\Pi_{\mathrm{h}}}\left(1-\mathrm{e}^{-\Pi_{\mathrm{h}}X_1/U_{\mathrm{r}}}\right)^2 \tag{21}$$

将式(21)代入式(17)可得：

$$\Delta p^{+}=\frac{\Pi_{\mathrm{f}}U_{\mathrm{r}}^2}{2E_u}-\frac{2\Pi_{\mathrm{R}}\left(1-\rho_{\mathrm{r}}^{+}\right)U_{\mathrm{r}}\left(1-\mathrm{e}^{-\Pi_{\mathrm{h}}X_1/U_{\mathrm{r}}}\right)^2}{E_u\Pi_{\mathrm{h}}L} \tag{22}$$

1.2　流动不稳定性分析

由文献[16]可知，压降和流量曲线为N字型，认为是一种静态流动不稳定性。基于表1和表2所示的AP1000倒U型管和蒸汽发生器参数，计算得到倒U型管内单相流动无量纲压降Δp^{+}与流速U_{r}之间的关系曲线如图3所示。由Ledinegg静态不稳定性理论可知，当倒U型管内单相流动位于负斜率区(图3中AO段)时，蒸汽发生器进出口腔室压降-流速曲线斜率大于倒U型管内单相流动压降-流速曲线，此时倒U型管内单相流体流速与管外压降不匹配，就会发生倒U型管内单相倒流现象。从数学观点来看，倒流的发生是由于蒸汽发生器进出口腔室压降-流速曲线与倒U型管内单相流动压降-流速曲线存在多个重合点，也即存在多个流量解，因此导致倒流发生。图3中单相流动倒流跃迁线AB最容易发生，因此在图中进行了示意。

倒U型管内单相倒流发生点即为图3曲线的极值点A，对式(22)求$\dfrac{\partial\Delta p^{+}}{\partial U_{\mathrm{r}}}=0$可得临界流速$U_{\mathrm{r,c}}$：

表1　AP1000倒U型管参数
Table 1　The parameter of AP1000 inverted U-tube

项目Name	值Value
总传热面积 Total heat transfer area / m^2	11 477
传热管数量 Number of the heat transfer tube	10 025
传热管外径 Outer diameter of the heat transfer tube / mm	17.48
传热管壁厚 Wall thickness of the heat transfer tube / mm	1.04
管间距Pitch / mm	24.89
平均管长Average tube length / m	22.44

表2　AP1000蒸汽发生器参数
Table 2　The parameter of AP1000 steam generator

项目Name	值Value
蒸汽发生器一次侧压力 Primary side pressure of the steam generator / MPa	15.5
蒸汽发生器一次侧进口温度 Primary inlet temperature of the steam generator / K	590
蒸汽发生器二次侧压力Secondary side pressure of the steam generator / MPa	8.0
蒸汽发生器二次侧温度Secondary side temperature of the steam generator / K	568.16

$$U_{\mathrm{r,c}}=\frac{2\Pi_{\mathrm{R}}\left(1-\rho_{\mathrm{r}}^{+}\right)\left(1-\mathrm{e}^{-\Pi_{\mathrm{h}}X_1/U_{\mathrm{r}}}\right)^2}{\Pi_{\mathrm{f}}\Pi_{\mathrm{h}}L}-\frac{4\Pi_{\mathrm{R}}\left(1-\rho_{\mathrm{r}}^{+}\right)\left(1-\mathrm{e}^{-\Pi_{\mathrm{h}}X_1/U_{\mathrm{r}}}\right)\left(\mathrm{e}^{-\Pi_{\mathrm{h}}X_1/U_{\mathrm{r}}}\right)}{\Pi_{\mathrm{f}}U_{\mathrm{r}}} \tag{23}$$

将式(23)代入式(22)可得临界压降$\Delta p_{\mathrm{c}}^{+}$。

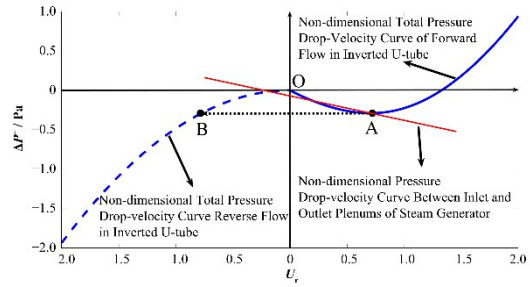


图3 $\Delta p^+ - U_r$关系曲线
Fig.3 $\Delta p^+ - U_r$ relation curve

2 结果和讨论

2.1 水位对压降的影响分析

基于表1和表2所示的AP1000蒸汽发生器和倒U型管参数[16]，依据式(22)可得蒸汽发生器二次侧水位对倒U型管内单相流动总压降和重位压降的影响如图4和图5所示，图中水位大小关系为正常水位>水位1>水位2>水位3。

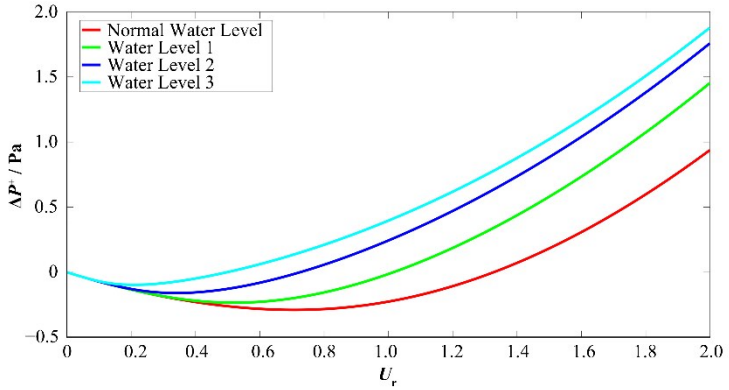


图4 不同水位下$\Delta p^+ - U_r$关系曲线(彩图见网络版)
Fig.4 The $\Delta p^+ - U_r$ relation curve under different water level conditions (color online)

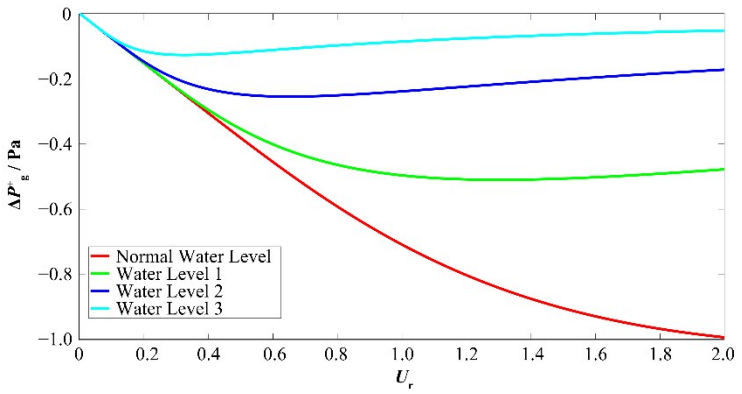


图5 不同水位下重位压降 $- U_r$关系曲线(彩图见网络版)
Fig.5 Gravitational pressure drop $-U_r$ relation curve under different water level conditions (color online)

结合图4和图5可知，随着倒U型管二次侧水位的不断降低，重位压降不断减少，$\Delta p^+ - U_r$关系曲线不断上移，负斜率区范围不断减少，极值点不断接近于原点。这表明随着水位的降低，倒流临界流速逐渐减少，临界压降逐渐增大(绝对值减小)。上述现象的主要原因是二次侧水位降低造成倒U型管内上升段和下降段温度差异减少，进而使得上升段和下降段密度差异减少，因此重位压降的负斜率区减少。同时，总压降的负斜率区是由重位压降的负斜率区决定的，因此其负斜率区范围也不断减少。

2.2 水位对不同倒U型管长内倒流极值点的影响

不同水位条件下不同管长倒U型管的无量纲临界压降Δp_c^+和临界流速$U_{r,c}$的影响如图6所示，图中水位关系为正常水位>水位1>水位2>水位3。由图6(a)所示，随着无量纲管长L的增加，无量纲临界流速$U_{r,c}$逐渐减小，无量纲临界压降Δp_c^+逐渐增加，这表明在AP1000核电厂蒸汽发生器中较长倒U型管内更易发生倒流。随着水位的不断降低，不同管长的临界流速$U_{r,c}$逐渐减少。由图6(b)所知，无量纲

临界压降Δp_c^+随着管长的增加不断增加，且也随着水位的不断降低而增加。图中变化趋势与上述水位对压降的影响分析相一致，原因不再赘述。

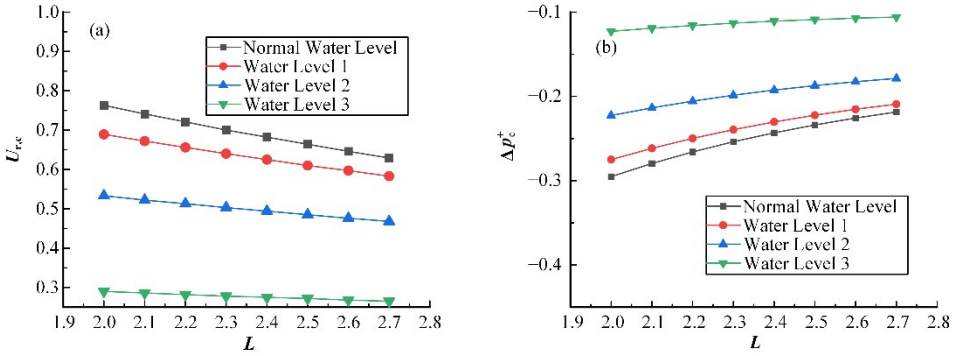


图6 水位对不同管长临界流速的影响(a)和临界压降的影响(b)
Fig.6 Effect of water level on critical flow velocity (a) and critical pressure drop (b) for different length *L*

2.3 不同Π_f条件下水位对极值点的影响

图7为Π_f对不同水位下对极值点处Δp_c^+和$U_{r,c}$的影响。由图7所示，$U_{r,c}$随着Π_f的增加而减少，Δp_c^+随着Π_f的增加而增大，这表明需要更小的临界流速以达到临界压降。但是，Δp_c^+增大表明倒U型管单相倒流随着Π_f的增加越易发生。对比不同水位下的Δp_c^+和$U_{r,c}$的变化可知，随着蒸汽发生器二次侧水位的不断降低，Π_f的变化对两者的影响逐渐减少，即二次侧异常水位下，摩擦阻力对于倒流临界点的影响相对减小。

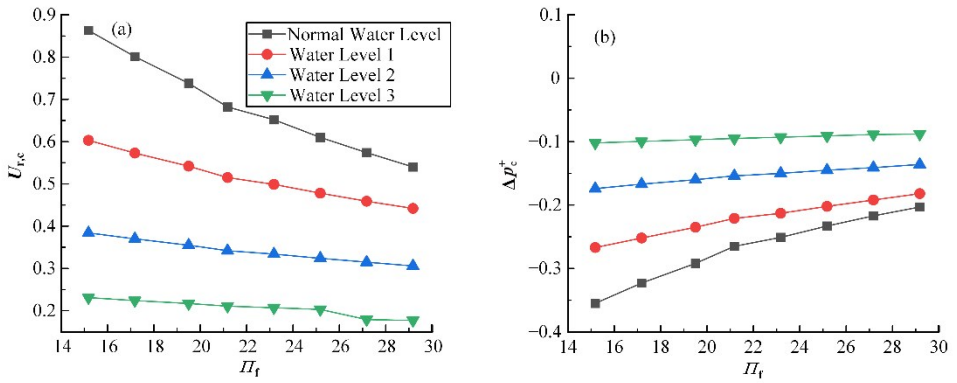


图7 不同水位下Π_f对临界流速的影响(a)和对临界压降的影响(b)
Fig.7 Effect of Π_f on critical flow velocity (a) and critical pressure drop (b) for different water levels

2.4 不同Π_h条件下水位对极值点的影响

不同水位下Π_h对极值点的影响如图8所示。对比图7和图8可知，Π_h相对于Π_f对于极值点的影响较小。从图8(a)可知，不同水位下Π_h对$U_{r,c}$的影响很小，但是正常水位下和异常二次侧水位下Π_h和$U_{r,c}$的关系不同。在正常水位条件下，$U_{r,c}$随着Π_h增加略微减小，而在异常水位条件下，$U_{r,c}$随着Π_h增加略微增加。同时，异常水位条件下Δp_c^+随着Π_h增加而增加，这表明异常水位下Π_h增加会导致倒流现象更易发生。进一步对比图中不同二次侧水位条件下极值点的变化发现，二次侧水位的降低导致Π_h的变化对极值点的影响越来越小。

3 数值验证

为了进一步验证§2.2~§2.4部分理论分析结果的正确性，基于表1和表2中AP1000蒸汽发生器及倒U型管参数，将倒U型管依据管长分为25类，25类倒U型管的管长分布如表3所示，第1类倒U型管具有最短弯管半径，第25类倒U型管具有最长弯管半径。采用RELAP5对AP1000蒸汽发生器一次侧进行建模，其中蒸汽发生器二次侧采用定壁温条件进行简化模拟，25类不同管长的倒U型管采用不同长度的PIPE部件进行模拟，AP1000蒸汽发生器一次侧的RELAP5模型节点图如图所示。在数值模拟中，通过减少蒸汽发生器一次侧进口流量模拟倒流发生，对比首根倒流管发生时的流量验证§2.2~§2.4

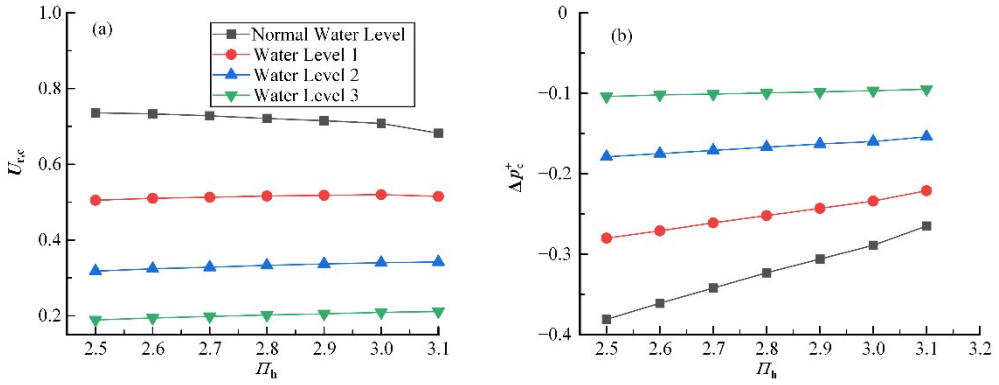


图8 不同水位下Π_h对临界流速的影响(a)和对临界压降的影响(b)

Fig.8 Effect of Π_h on critical flow velocity (a) and critical pressure drop (b) for different water levels

部分理论分析结果。

表3 AP1000倒U型管分组

Table 3 The subgroup of AP1000 inverted U-tubes

编号 Number	弯管半径 Bend radius / mm	直管管长 Vertical length / mm	根数 Quantity
1	R_0	H	401
2	$1.25R_0$	H	401
3	$1.49R_0$	H	401
4	$1.75R_0$	H	401
5	$1.99R_0$	H	401
6	$2.25R_0$	H	401
7	$2.50R_0$	H	401
8	$2.75R_0$	H	401
9	$3.01R_0$	H	401
10	$3.28R_0$	H	401
11	$3.53R_0$	H	401
12	$3.80R_0$	H	401
13	$4.08R_0$	H	401
14	$4.36R_0$	H	401
15	$4.64R_0$	H	401
16	$4.93R_0$	H	401
17	$5.23R_0$	H	401
18	$5.56R_0$	H	401
19	$5.89R_0$	H	401
20	$6.23R_0$	H	401
21	$6.32R_0$	H	401
22	$6.99R_0$	H	401
23	$7.42R_0$	H	401
24	$7.92R_0$	H	401
25	$8.57R_0$	H	401

3.1 水位对不同倒U型管长内倒流极值点的影响分析验证

采用RELAP5模拟了正常水位、水位1和水位2下AP1000蒸汽发生器一次侧倒流，其中正常水位>水位1>水位2。模拟结果均表明，倒流首先发生在第25类倒U型管，即最长倒U型管，这与§2.2理论部分相符，表明水位降低不会影响倒U型管内倒流发生的空间分布。不同水位下最长倒U型管的流量瞬态如图9所示。从图9可知，随着水位的降低，由于可以在更宽的低质量流量范围内，摩擦压降占据主导地位，所以质量流量下降越快，更易达到其更高的临界压降。因此，在最低水位2时，其质量流量曲线在更早的时间的更低质量流量处出现了倒流转折点。这表明水位越低，倒流越容易发生。上述数值模拟结果验证了§2.2理论分析的正确性。

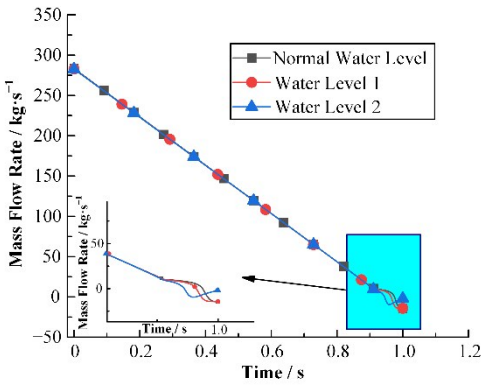


图9 不同水位下AP1000蒸汽发生器最长倒U型管流量瞬态（彩图见网络版）

Fig.9 The flow rate transient of the longest inverted U-tube in steam generator of AP1000 (color online)

3.2 不同Π_f条件下水位对极值点的影响分析验证

基于RELAP5计算了三种正常水位、水位1和水位2和三种不同Π_f条件（Π_f、Π_{fin1}、Π_{fin2}）下AP1000蒸汽发生器一次侧倒流，其中正常水位>水位1>水位2，且$\Pi_{fin2}>\Pi_{fin1}>\Pi_f$。数值模拟结果均表明在流量瞬态中，AP1000蒸汽发生器中最长倒U型管首先发生倒流，表明Π_f值不会改变AP1000蒸汽发生器的倒流管空间分布。图10为不同水位和Π_f条件下

AP1000蒸汽发生器最长倒U型管流量瞬态。由图10可知，在三种不同水位条件下，随着无量纲数Π_f的增大，曲线的倒流转折点出现在更高的质量流量处。上述结果表明无量纲数Π_f的增大使得倒流更易发生，与§2.3理论分析结论一致。

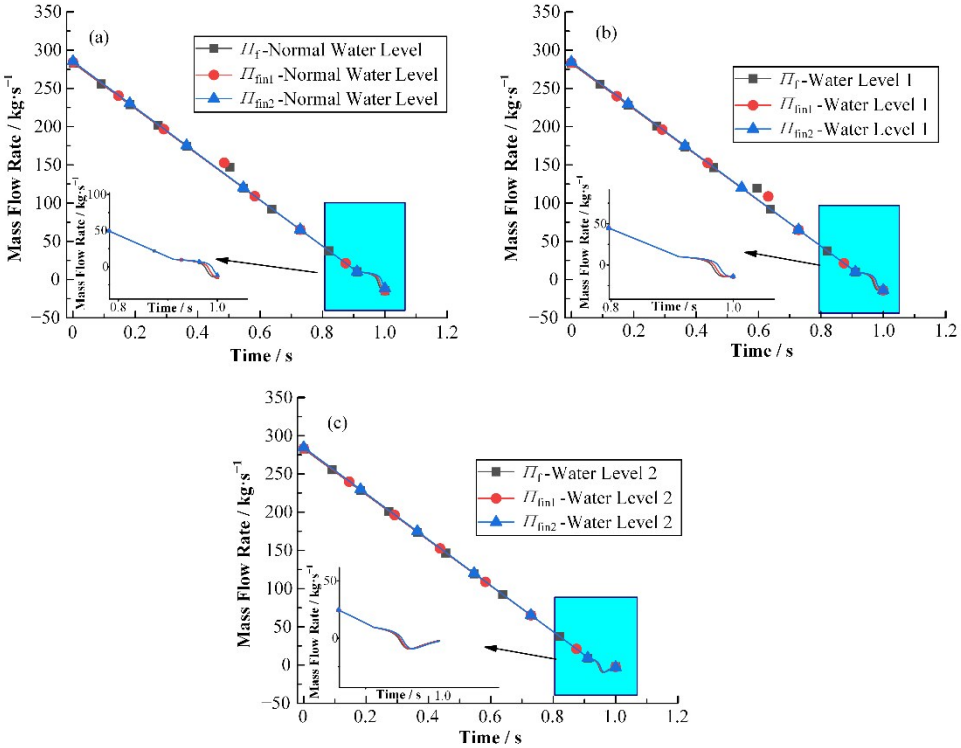


图10 不同水位和Π_f条件下AP1000蒸汽发生器最长倒U型管流量瞬态（彩图见网络版） (a) 正常水位，(b) 水位1，(c) 水位2
Fig.10 The flow rate transient of the longest inverted U-tube in steam generator of AP1000 under the condition of different water level and Π_f (color online) (a) Normal water level, (b) Water level 1, (c) Water level 2

3.3 不同Π_h条件下水位对极值点的影响分析验证

与§3.2类似，采用类似的方法分析了三种不同水位和Π_h条件（Π_h、Π_{hin1}、Π_{hin2}）下AP1000蒸汽发生器一次侧倒流过程，且$\Pi_{hin2}>\Pi_{hin1}>\Pi_h$。与不同$\Pi_f$的研究类似，数值模拟结果均表明在流量瞬态中，AP1000蒸汽发生器中最长倒U型管首先发生倒流，表明Π_h值不会改变AP1000蒸汽发生器的倒流管空间分布。图11为不同水位和Π_h条件下AP1000蒸汽发生器最长倒U型管流量瞬态。由图11可知，在三种不同水位条件下，随着无量纲数Π_h的增大，倒流转折点出现在更高的质量流量处。上述结果表明无量纲数Π_h的增大使得倒流更易发生，与§2.4理论分析结论一致。

4 结语

本文基于无量纲守恒方程采用微扰理论对蒸汽发生器二次侧不同水位条件下倒U型管内单相倒流行为进行了无量纲分析，分析并验证了管长、无量纲阻力数Π_f、无量纲传热数Π_h对倒流发生处无量纲压降和流速曲线极值点（临界压降Δp_c^+和临界流速$U_{r,c}$）的影响，得到了如下结果和结论。

1）随着二次侧水位的降低，重位压降逐渐减少，导致压降-流速曲线负斜率区范围逐渐缩小，倒流发生时的无量纲极值点逐渐接近于0，表明倒流越易发生。

2）在本文分析的管长范围内（$2.0 \leqslant L \leqslant 2.2$），管长对$\Delta p_c^+$和$U_{r,c}$的影响较小。随着管长的增大，$\Delta p_c^+$逐渐减小，$U_{r,c}$逐渐增大，表明较长倒U型管更易发生倒流。随着二次侧水位的减小，管长的影响逐渐减小。

3）在本文分析的Π_f范围内（$15.0 \leqslant \Pi_f \leqslant 30.0$），随着$\Pi_f$的增加，$\Delta p_c^+$逐渐增大，$U_{r,c}$逐渐减小，表明倒流更易发生，且随着二次侧水位的减小，Π_f的影响逐渐减小。

4）在本文分析的Π_h范围内（$2.5 < \Pi_f < 3.1$），随着Π_h的增加，在水位正常条件下，Δp_c^+逐渐增大，$U_{r,c}$逐渐减小，表明倒流更易发生，而在低水位条件下，Δp_c^+和$U_{r,c}$逐渐增大，表明倒流更易发生。

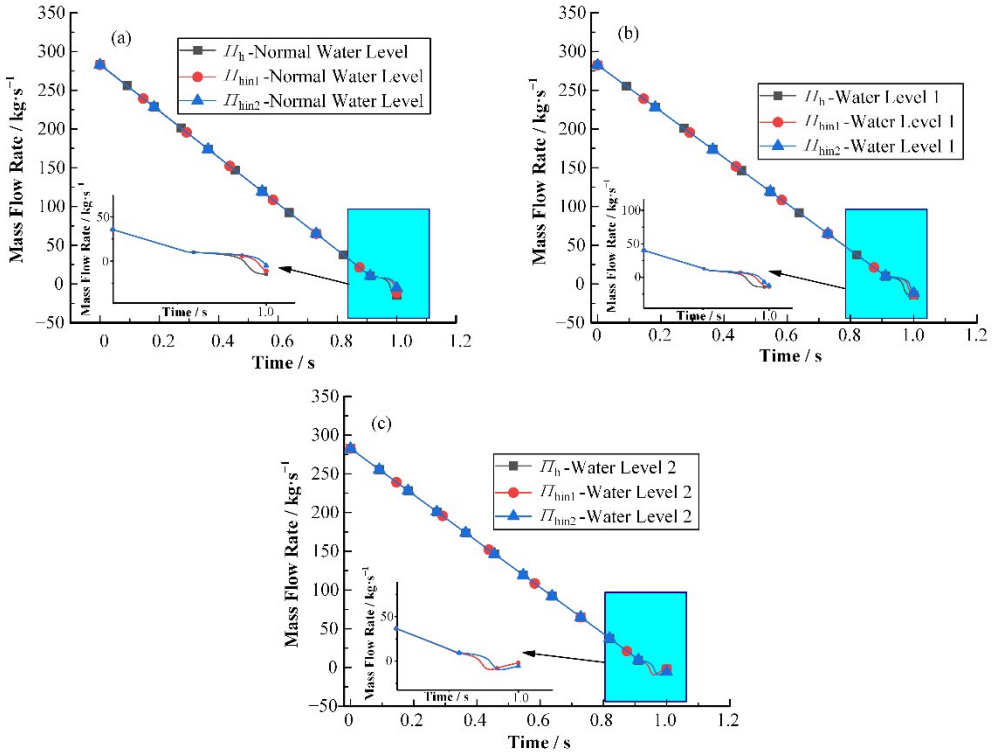


图11 不同水位和Π_h条件下AP1000蒸汽发生器最长倒U型管流量瞬态（彩图见网络版） (a) 正常水位，(b) 水位1，(c) 水位2

Fig.11 The flow rate transient of the longest inverted U-tube in steam generator of AP1000 under the condition of different water level and Π_h (color online) (a) Normal water level, (b) Water level 1, (c) Water level 2

作者贡献声明 沈梦思负责主要研究工作及论文撰写；赵鹏程负责论文的修订；刘紫静负责指导研究工作方法、完善研究方案；李卫负责对论文内容提供知识指导。

参考文献

1 袁乐齐, 吴和鑫, 苟军利, 等. 新型兆瓦级紧凑核动力装置的非能动余热排出系统设计分析[J]. 核技术, 2024, **47**(1): 010602. DOI: 10.11889/j. 0253-3219.2024. hjs. 47. 010602.
YUAN Leqi, WU Hexin, GOU Junli, *et al*. Design and analysis of passive residual heat removal system for a new megawatt and compact nuclear power plant[J]. Nuclear Techniques, 2024, **47**(1): 010602. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2024.hjs.47.010602.

2 刘宇生, 许超, 攸国顺, 等. 非能动核电厂全厂断电事故自然循环现象研究[J]. 核技术, 2018, **41**(11): 110603. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2018.hjs.41.110603.
LIU Yusheng, XU Chao, YOU Guoshun, *et al*. Study on natural circulation phenomena of passive nuclear power plant under station blackout accident[J]. Nuclear Techniques, 2018, **41**(11): 110603. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2018.hjs.41.110603.

3 刘宇生, 谭思超, 靖剑平, 等. ACME台架PRHR管线破口试验自然循环现象研究[J]. 核技术, 2023, **46**(6): 060601. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2023.hjs.46.060601.
LIU Yusheng, TAN Sichao, JING Jianping, *et al*. Investigation on natural circulation phenomena of LOCA with PRHR pipeline break in ACME facility[J]. Nuclear Techniques, 2023, **46**(6): 060601. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2023.hjs.46.060601.

4 张世琦, 彭敏俊, 夏庚磊, 等. 海洋条件下非能动系统高效全局敏感性分析方法研究[J]. 核技术, 2024, **47**(6): 060605. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2024.hjs.47.060605.
ZHANG Shiqi, PENG Minjun, XIA Genglei, *et al*. Efficient global sensitivity analysis method for passive systems under ocean conditions[J]. Nuclear Techniques, 2024, **47**(6): 060605. DOI: 10.11889/j. 0253-3219.2024. hjs.47.060605.

5 董博通, 肖瑶, 李俊龙, 等. 小型堆二次侧非能动余热排出系统特性计算分析[J]. 核技术, 2024, **47**(3): 030602. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2024.hjs.47.030602.
DONG Botong, XIAO Yao, LI Junlong, *et al*. Development and analysis of passive residual heat-removal system on secondary side of small reactor[J]. Nuclear Techniques, 2024, **47**(3): 030602. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2024.hjs.47.030602.

6 肖发亮, 钟婷婷, 付威伶, 等. 蒸汽发生器二次侧pH分

布的模型研究[J]. 核技术, 2022, **45**(11): 110602. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2022.hjs.45.110602.
XIAO Faliang, ZHONG Tingting, FU Weiling, *et al*. Distribution of pH values in a model simulating the secondary side of a steam generator[J]. Nuclear Techniques, 2022, **45**(11): 110602. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2022.hjs.45.110602.

7 邓欣洁, 曹学武. 钠冷快堆蒸汽发生器小泄漏事故中氢迁移行为研究[J]. 核技术, 2019, **42**(1): 010603. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2019.hjs.42.010603.
DENG Xinjie, CAO Xuewu. Study on hydrogen migration behavior in small leakage accident of steam generator of sodium-cooled fast reactor[J]. Nuclear Techniques, 2019, **42**(1): 010603. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2019.hjs.42.010603.

8 白希, 孙培伟, 罗罡, 等. 钠冷快堆多模块蒸汽发生器大泄漏钠水反应事故保护系统关键参数敏感性分析[J]. 核技术, 2023, **46**(12): 120603. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2023.hjs.46.120603.
BAI Xi, SUN Peiwei, LUO Gang, *et al*. Sensitivity analysis of large leakage sodium-water reaction protection system critical parameters with paralleling steam generators in a sodium-cooled fast reactor[J]. Nuclear Techniques, 2023, **46**(12): 120603. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2023.hjs.46.120603.

9 Loomis G, Soda K. Results of the semiscale mod-2A natural-circulation experiments[R]. NRC, NUREG/CR-2335EGG-2200, 2014.

10 Sanders J. Stability of single-phase natural circulation with inverted U-tube steam generators[J]. Journal of Heat Transfer, 1988, **110**(3): 735 – 742. DOI: 10.1115/1.3250553.

11 Watanabe T, Anoda Y, Takano M. Stability of single-phase natural-circulation flows in steam generator U tubes [J]. Annals of Nuclear Energy, 2013, **60**: 344 – 349. DOI: 10.1016/j.anucene.2013.05.026.

12 章德, 陈文振, 王少明. 管长对立式倒U型管蒸汽发生器流动不稳定性的影响分析[J]. 原子能科学技术, 2011, **45**(6): 667 – 671.
ZHANG De, CHEN Wenzhen, WANG Shaoming. Influence of U-tube length on flow instability of vertically inverted U-tube steam generator[J]. Atomic Energy Science and Technology, 2011, **45**(6): 667 – 671.

13 郝建立, 陈文振, 王少明. 自然循环蒸汽发生器倒U型管内倒流特性的无量纲分析[J]. 原子能科学技术, 2012, **46**(S1): 246 – 249.
HAO Jianli, CHEN Wenzhen, WANG Shaoming. Dimensionless analysis of reverse flow characteristics in inverted U-shaped tube of natural circulation steam generator[J]. Atomic Energy Science and Technology, 2012, **46**(S1): 246 – 249.

14 郝建立, 陈文振, 杨磊, 等. 自然循环蒸汽发生器倒U型管内流动不稳定性判别准则[J]. 计算物理, 2013, **30**(4): 515 – 519. DOI: 10.3969/j.issn.1001-246X.2013.04.006.
HAO Jianli, CHEN Wenzhen, YANG Lei, *et al*. Criteria of flow instabilities in steam generator U-tubes with natural circulation[J]. Chinese Journal of Computational Physics, 2013, **30**(4): 515 – 519. DOI: 10.3969/j. issn. 1001-246X.2013.04.006.

15 Hao J L, Chen W Z, Zhang D, *et al*. Scaling modeling analysis of flow instability in U-tubes of steam generator under natural circulation[J]. Annals of Nuclear Energy, 2014, **64**: 169 – 175. DOI: 10.1016/j. anucene. 2013. 10.001.

16 Shen M S, Yu L, Lin M, *et al*. Investigation on reverse flow phenomenon in UTSGs with abnormal secondary side water level under single-phase natural circulation[J]. Progress in Nuclear Energy, 2020, **119**: 103180. DOI: 10.1016/j.pnucene.2019.103180.

17 Li M R, Chen W Z, Hao J, *et al*. Investigation on reverse flow characteristics in UTSGs with coupled heat transfer between primary and secondary sides[J]. Annals of Nuclear Energy, 2020, **137**: 107064. DOI: 10.1016/j.anucene.2019.107064.

18 王一浒, 卢川, 丛腾龙, 等. 自然循环U型管蒸汽发生器管内倒流受管长影响的理论研究[J]. 核动力工程, 2021, **42**(1): 23 – 27. DOI: 10.13832/j.jnpe.2021.01.0023.
WANG Yihu, LU Chuan, CONG Tenglong, *et al*. Theory study on effect of U-tube length on reverse flow in UTSG [J]. Nuclear Power Engineering, 2021, **42**(1): 23 – 27. DOI: 10.13832/j.jnpe.2021.01.0023.