氢气迁移对蒸汽冷凝传热影响的数值分析

刘 丰[1], 白旭娟[2], 孙中宁[1], 丁 铭[1], 边浩志[1,*]
（1. 哈尔滨工程大学 核科学与技术学院, 黑龙江 哈尔滨 150001; 2. 中国核电工程有限公司, 北京 100840）

摘要: 含不凝性气体蒸气冷凝传热对于严重事故下的安全壳完整性分析至关重要。已有研究多关注含空气的蒸气冷凝传热特性, 而对含氢气-空气条件关注较少, 氢气迁移对冷凝传热的影响机制尚未明确。本研究采用数值模拟方法, 考察多组分扩散方程在含冷凝相变条件下的适用性, 在此基础上, 研究传热管近壁区含氢混合气体的迁移特性, 及其对冷凝传热的影响。研究表明, 管外近壁区存在3种典型气体流态, 分别为重力流、分离流和浮力流, 气体流态改变会显著影响近壁区气体的对流传质速率, 这对于冷凝传热的影响要强于扩散传质, 最终导致冷凝传热系数随氢气相对浓度的增加呈现先减小后增大的变化规律。本研究结果对安全壳严重事故下氢气释放后的蒸汽冷凝传热特性评估具有重要意义。

关键词: 氢气迁移; 冷凝; 多组分气体; 严重事故; 数值模拟; 安全壳
中图分类号: TL333 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-6931(2024)S1-0044-11
doi: 10.7538/yzk.2024.youxian.0138

Numerical Analysis of Effect of Hydrogen Migration on Steam Condensation Heat Transfer

LIU Feng[1], BAI Xujuan[2], SUN Zhongning[1], DING Ming[1], BIAN Haozhi[1,*]
(1. *School of Nuclear Science and Technology*, *Harbin Engineering University*, *Harbin* 150001, *China*;
2. *China Nuclear Power Engineering Co.*, *Ltd.*, *Beijing* 100840, *China*)

Abstract: The condensation heat transfer of steam containing non-condensable gases is crucial for safety analysis in the event of severe accidents in the containment vessel. Previous studies have focused more on the heat transfer characteristics of condensation containing air, while less attention has been paid to the hydrogen-air conditions. The mechanism by which hydrogen migration affects condensation heat transfer is not yet clear. Numerical simulation methods were used to investigate the applicability of the multi-component diffusion coefficient equation under condensation phase change conditions in the paper. Based on experimental data, an effective steam diffusion correction model suitable for hydrogen-air conditions was proposed. Through the validation of experimental data from different scholars, 97% of predicted values have a relative deviation from experimental values maintained within ± 20%. Based on this, the hydrogen migration characteristics near the wall of the heat transfer tube and its effect on the condensation heat transfer coefficient were studied. The results indicate that there are three flow patterns of gas near the condensation surface, namely gravity flow, separation flow, and buoyancy flow.

收稿日期: 2024-03-13; **修回日期:** 2024-05-23
基金项目: 中核集团“青年英才”项目; 国家自然科学基金(52106236)
* **通信作者:** 边浩志

As the relative concentration of hydrogen increases, the gas flow pattern gradually changes from gravity flow to separation flow and buoyancy flow. The change in gas flow pattern will significantly affect the convective mass transfer rate of gas near the condensation surface, which has a stronger impact on condensation heat transfer than diffusion mass transfer. Ultimately, the condensation heat transfer coefficient shows a pattern of first decreasing and then increasing with the increase of relative hydrogen concentration. When the flow pattern of gravity flow is formed near the condensation surface, and an increase in the relative concentration of hydrogen gas will reduce the convective mass transfer rate of the gas near the condensation surface, while also increasing the diffusion mass transfer rate of steam in the mixed gas. The change in convective mass transfer rate plays a dominant role. Therefore, the condensation heat transfer coefficient will exhibit a negative correlation with the relative concentration of hydrogen gas. The condensation heat transfer coefficient is the lowest under the separated flow pattern. When a buoyancy flow is formed near the condensation surface, the convective and diffusive mass transfer rates of gas will increase with the relative concentration of hydrogen, and the heat transfer coefficient shows a positive correlation with the relative concentration of hydrogen. The study results are of great significance for evaluating the heat transfer characteristics of steam condensation after hydrogen release in serious accidents.

Key words: hydrogen migration; condensation; multi-component gas; serious accident; numerical simulation; containment

在核电站严重事故下，燃料包壳（锆）与水蒸气会在高温下发生氧化反应，并产生大量氢气[1-2]。氢气产生后会与蒸气一起通过管道破口或稳压器安全阀释放到安全壳中[3-5]。当蒸气在传热表面凝结后，会形成较强的热汇效应，进而影响氢气的迁移特性；另一方面，氢气迁移也会影响蒸气的冷凝传热特性，这关系到系统能否高效排出壳内的大量衰变热，保证核电站的最后一道实体屏障不被超压破坏[6-7]。因此，含氢气-空气冷凝传热特性研究对于换热器性能评估和严重事故安全分析至关重要。

在含氢气-空气冷凝传热特性研究中，冷凝面附近含氢混合气体扩散与对流传质过程会对冷凝传热产生影响。相关研究较少，而且主要采用实验方法获取冷凝传热系数与各影响因素的依变关系。为保证安全性，实验中普遍采用氦气替代氢气开展实验。Bian[8] 开展了单管外含氦气-空气冷凝实验，发现氦气会导致冷凝面附近气体密度降低，进而抑制冷凝传热，在低氦气浓度（X_{he}/X_{nc}=30%）下，冷凝传热系数相比含空气冷凝下降约 10%。Park 等[9-10] 同样通过单管冷凝实验发现。当氦气浓度（X_{he}/X_{nc}）由 10% 增加至 40% 时，冷凝面附近的气体密度差减小，冷凝传热系数会相对降低约 25%。而 Hwang[11] 通过实验发现，由于蒸气在含氦气条件下的扩散率会增大，在低氦气浓度下（X_{he}/X_{nc}=10%），含氦气-空气冷凝传热系数会高于含空气蒸气条件。随着氦气相对浓度的增加，冷凝传热系数又会逐渐低于含空气蒸气条件。

Dehbi[12-13] 基于实验数据和理论推导，提出了含氦气-空气冷凝传热系数半经验关联式，发现氦气浓度增加会导致冷凝传热系数增大，这与 Hwang 得到的结论相似，但与 Park 和 Bian 的结论相反。可以看出，由于实验中很难获取冷凝面附近气体组分和流场分布，氢气迁移对冷凝传热的影响规律和机制尚未明确。

本文采用数值模拟方法对蒸气冷凝与氢气迁移耦合特性开展研究。首先基于三维 CFD 程序建立氢气迁移与蒸气冷凝数值分析模型，结合实验对数值分析模型进行评估与完善，在此基础上，揭示冷凝面附近氢气迁移特性及其对冷凝传热的影响规律。

1　数值计算模型

1.1　基本控制方程

在三维数值分析程序中，多组分气体的对流、

扩散与传热过程的模拟需要基于质量、动量、能量的守恒方程，以及多组分气体组分输运方程[14-15]，具体形式如下。

质量方程：

$$\frac{\partial \rho_{\mathrm{m}}}{\partial t}+\nabla\cdot(\rho_{\mathrm{m}}\boldsymbol{u}_{\mathrm{m}})=S_{\mathrm{m}} \tag{1}$$

动量方程：

$$\frac{\partial(\rho_{\mathrm{m}}\boldsymbol{u}_{\mathrm{m}})}{\partial t}+\nabla\cdot(\rho_{\mathrm{m}}\boldsymbol{u}_{\mathrm{m}}\boldsymbol{u}_{\mathrm{m}})=\nabla\cdot p_{\mathrm{m}}+\nabla\cdot\boldsymbol{\tau}_{\mathrm{m}}+\rho_{\mathrm{m}}\boldsymbol{f}_{\mathrm{m}}+S_{\mathrm{m},\rho\mathrm{w}} \tag{2}$$

能量方程：

$$\frac{\partial(\rho_{\mathrm{m}}E_{\mathrm{m}})}{\partial t}+\nabla\cdot(\rho_{\mathrm{m}}\boldsymbol{u}_{\mathrm{m}}E)=\nabla\cdot(k_{\mathrm{eff}}\nabla T)_{\mathrm{m}}+\rho_{\mathrm{m}}\boldsymbol{f}_{\mathrm{m}}\cdot\boldsymbol{u}_{\mathrm{m}}+\nabla\cdot(p_{\mathrm{m}}\cdot\boldsymbol{u}_{\mathrm{m}})+\nabla\cdot(\boldsymbol{\tau}_{\mathrm{m}}\cdot\boldsymbol{u}_{\mathrm{m}})+S_{\mathrm{m,h}} \tag{3}$$

组分输运方程：

$$\frac{\partial(\rho_{\mathrm{m}}\omega_{i,\mathrm{m}})}{\partial t}+\nabla\cdot(\rho_{\mathrm{m}}\boldsymbol{u}_{\mathrm{m}}\omega_{i,\mathrm{m}})=\nabla\cdot\left(\rho_{\mathrm{m}}D_{i,\mathrm{m}}\nabla\omega_{i,\mathrm{m}}+\frac{\mu_{\mathrm{t}}}{Sc_{\mathrm{t}}}\nabla\omega_{i,\mathrm{m}}\right)+S_{\mathrm{m}} \tag{4}$$

式中：ρ 为密度，kg/m^3；t 为时间，s；$\boldsymbol{u}$ 为速度，m/s；S_{m} 为质量源项，kg/(m^3·s)；p 为表面力，N/m^2；$\boldsymbol{f}$ 为体积力，N/m^3；$S_{\rho\mathrm{w}}$ 为动量源项，N/m^3；E 为能量，J；ω 为质量份额；k_{eff} 为等效导热系数，W/(m·K)；S_{h} 为能量源项，J/(m^3·s)；D_{s} 为气体扩散系数，m^2/s；下标 i 表示气体组分，下标 m 表示混合气体；μ_{t} 为湍流动力黏度，Pa·s；Sc_{t} 为湍流施密特数。

将氢气-空气-蒸气组成的多组分气体定义为理想气体，气体密度根据理想气体状态方程计算，具体表达式为：

$$\rho_{\mathrm{m}}=pM_{\mathrm{m}}/RT \tag{5}$$

$$M_{\mathrm{m}}=M_{\mathrm{s}}X_{\mathrm{s}}+M_{\mathrm{h}}X_{\mathrm{h}}+M_{\mathrm{a}}X_{\mathrm{a}}=M_{\mathrm{s}}X_{\mathrm{s}}+M_{\mathrm{h}}(1-X_{\mathrm{s}})X_{\mathrm{h2}}/X_{\mathrm{nc}}+M_{\mathrm{a}}(1-X_{\mathrm{s}})(1-X_{\mathrm{h2}}/X_{\mathrm{nc}}) \tag{6}$$

式中：R 为摩尔气体常数，J/(mol·K)；T 为气体温度，K；M 为混合气体摩尔质量，g/mol；$X_{\mathrm{h2}}/X_{\mathrm{nc}}$ 为氢气在不凝性气体中的体积分数。

对于多组分气体的扩散过程，混合气体中各组分气体的二元扩散系数根据 Fuller 提出的扩散模型计算[16-17]：

$$D_{i,j}=\frac{0.001\,43T^{1.75}\sqrt{1/M_i+1/M_j}}{p\left(v_i^{1/3}+v_j^{1/3}\right)^2} \tag{7}$$

式中，M_i 和 v_i 分别为气体分子的摩尔质量和扩散体积，根据表 1 中的数据确定。气体在混合气体中的有效扩散率普遍采用 Wilke 公式[18] 计算，表示为气体体积分数和二元扩散系数的函数，具体公式如下：

$$D_{i,\mathrm{m}}=(1-X_i)\Big/\sum_{j,j\neq i}\left(X_j/D_{i,j}\right) \tag{8}$$

式中：X_i 为每一组分气体的体积分数；$D_{i,j}$ 为二元扩散系数，可根据式(7)计算。

表 1 气体分子扩散体积与摩尔质量[19]

Table 1 Gas molecule diffusion volume and molar mass[19]

参数	数值			
	空气	蒸气	氢气	氦气
扩散体积, m	20.1	12.7	7.07	2.67
摩尔质量, kg/kmol	28.9	18	2.02	4.00

1.2 湍流模型和近壁面函数

本研究采用可实现的 k-ε 湍流模型求解多组分气体组分输运方程中的湍流扩散项，该模型对于预测蒸气冷凝和多组分气体输运过程都有更好的预测效果[17]，其计算表达式见式(9)～(11)。

$$\frac{\partial(\rho_{\mathrm{m}}k_{\mathrm{m}})}{\partial t}+\frac{\partial(\rho_{\mathrm{m}}u_{\mathrm{m},i}k_{\mathrm{m}})}{\partial x_i}=\frac{\partial}{\partial x_i}\left[\left(\mu_{\mathrm{m}}+\frac{\mu_{\mathrm{m,t}}}{Pr_{\mathrm{m}}}\right)\frac{\partial k_{\mathrm{m}}}{\partial x_i}\right]+P_{\mathrm{m},k}+G_{\mathrm{m,b}}-\rho_{\mathrm{m}}\varepsilon_{\mathrm{m}}-Y_{\mathrm{m}} \tag{9}$$

$$\mu_{\mathrm{m,t}}=\rho_m C_\mu\frac{k^2}{\varepsilon} \tag{10}$$

式中：k 为湍流动能，m^2/s^2；x_i 为坐标轴分量，m；Pr_{m} 为普朗特数；$P_{\mathrm{m},k}$ 为由平均速度梯度产生的湍流动能，m^2/s^2；G_{b} 为由平均浮力产生的湍流动能，m^2/s^2；ε 为湍流耗散率，m^2/s^2；Y 为可压缩湍流波动产生的湍流耗散率，m^2/s^3。

$$\frac{\partial(\rho_{\mathrm{m}}\varepsilon_{\mathrm{m}})}{\partial t}+\frac{\partial(\rho_{\mathrm{m}}u_{\mathrm{m},i}\varepsilon_{\mathrm{m}})}{\partial x_i}=\frac{\partial}{\partial x_i}\left[\left(\mu_{\mathrm{m}}+\frac{\mu_{\mathrm{m,t}}}{Pr_{\mathrm{m}}}\right)\frac{\partial\varepsilon_{\mathrm{m}}}{\partial x_i}\right]+\rho_{\mathrm{m}}C_1\bar{S}_{\mathrm{m}}\varepsilon_{\mathrm{m}}-C_2\rho_{\mathrm{m}}\frac{\varepsilon_{\mathrm{m}}^{\ 2}}{k_{\mathrm{m}}+\sqrt{\nu_{\mathrm{m}}\varepsilon_{\mathrm{m}}}}+C_{\varepsilon1}\frac{\varepsilon_{\mathrm{m}}}{k_{\mathrm{g}}}C_{\varepsilon3}G_{\mathrm{m,b}} \tag{11}$$

式中：C_1、C_2、$C_{\varepsilon1}$、$C_{\varepsilon3}$ 为常数；$\bar{S}$ 为平均应变率张量；μ 为运动黏度，m^2/s。

近壁区由近及远可分别定义为黏性影响区和完全湍流区，在完全湍流区域，采用可实现的 k-ε 湍流输运方程求解。在靠近壁面的黏性影响区内，该区域内的湍流与动量等输运方程维持不变，湍流耗散率、湍流黏度均被指定为壁面距离的函数，即湍流近壁函数，表达式见式(12)～(18)。

$$\varepsilon = k^{3/2} / l_\varepsilon \tag{12}$$

$$\mu_t = \rho C_\mu \sqrt{k} l_\mu \tag{13}$$

式中：C_μ 为常数，约为 0.09；l_ε 和 l_μ 一般表示近壁区流场信息的关联式，目前较常用 Xu 提出的关联式模型[20]，表达式为：

$$l_\varepsilon = \frac{8.8y}{1+10/y_v^* + 5.15\times10^{-2} y_v^*} \frac{1}{\sqrt{\overline{v^2}/k}} \tag{14}$$

$$l_\mu = \frac{0.544 y_v^*}{1+5.025\times10^{-4} y_v^{*1.65}} \tag{15}$$

$$y_v^* = Re_y \sqrt{\overline{v^2}/k} \tag{16}$$

$$c_l = 0.42 C_\mu^{-3/4} \tag{17}$$

$$Re_y = \sqrt{k} y / \mu \tag{18}$$

式中，Re_y 为基于壁面距离 y 的湍流雷诺数，用于区分黏度影响区域和完全湍流区。

1.3　含不凝性气体蒸气冷凝模型

根据扩散边界层冷凝模型原理[14]，蒸气冷凝率可表示为蒸气向冷凝交界面的质量通量。对于含不凝性气体的冷凝过程，近壁区混合气体层内的传质包括对流传质和扩散传质。蒸气和不凝性气体的质量通量分别为：

$$m_s'' = \rho_m X_s u - \rho_m D_{s,m} \frac{\partial X_s}{\partial n} \tag{19}$$

$$m_{nc}'' = \rho_m X_{nc} u - \rho_m D_{nc,m} \frac{\partial X_{nc}}{\partial n} \tag{20}$$

式中：m'' 为质量通量，kg/(m^2·s)；u 为气体流速，m/s；D 为有效扩散系数，m^2/s，计算式见式(8)；下标 s 和 nc 分别为蒸气和不凝性气体；n 为壁面的法向方向。

式(8)中的蒸气有效扩散率模型仅适用于静止且气体无相变的流场条件，为此，Hwang 等[11]基于实验数据，提出了蒸气有效扩散率修正模型，具体关联式如下：

$$D_{s,m} = \frac{1-X_s}{\sum_{j\neq s}(X_s/D_{s,j})}\left(1+\left(0.33\frac{X_{he,b}}{X_{nc,b}} - 0.33\left(\frac{X_{he,b}}{X_{nc,b}}\right)^2\right)\cdot\left(1+6.37X_{s,b}\right)\right) \tag{21}$$

式中，下标 b 代表主流区。

在数值模拟中忽略传热管表面的液膜，将传热管外表面视为冷凝交界面。由于在冷凝交界面处各组分气体质量分数相加为 1，混合气体在交界面处的质量通量表示为：

$$m_{tol,w}'' = m_{s,w}'' + m_{nc,w}'' = m_{s,w}'' = (\rho_m u)_w \tag{22}$$

在冷凝交界面处的不凝性气体扩散率为 0，因此，蒸气在交界面处的传质率，即蒸气冷凝率为：

$$S_{s,m} = m_{s,w}'' = -\frac{\rho_m D_{s,m}(\partial X_{s,w}/\partial n)}{1-X_{s,w}} \tag{23}$$

式中，下标 w 表示冷凝交界面。

动量源项：

$$\boldsymbol{S}_{m,\rho u} = S_{s,m}\boldsymbol{u}_m \tag{24}$$

能量源项：

$$S_{m,h} = S_{s,m} h_s \tag{25}$$

式中，h_s 为蒸气比焓，kJ/kg。

当气-液交界面处气体温度高于第 1 层网格内蒸气所在分压下饱和温度时，蒸气发生冷凝。蒸气饱和压力下的饱和温度可根据如下的安托因方程计算：

$$\ln\frac{p_{s,sat}}{p_0} = 11.949 - \frac{3\,978.205}{T_{s,sat}-39.801} \tag{26}$$

式中，下标 sat 表示蒸气的饱和状态。

2　网格无关性验证

2.1　验证对象

本文实验装置的几何结构和三维网格模型示于图 1，总体积约 4.5 m^3，直径 1.5 m，总高 2.55 m。蒸气仅在传热管表面形成冷凝，传热管直径为 19 mm，总长 1 m。气空间底部为蒸气质量流量入口，质量流量等于蒸气冷凝率，以此来保证壳内压力和蒸气浓度恒定。用于网格无关性验证的实验条件为：p=0.364 MPa，X_{he}/X_{nc}=41.6%，X_s=60.5%，ΔT=50.8 ℃。

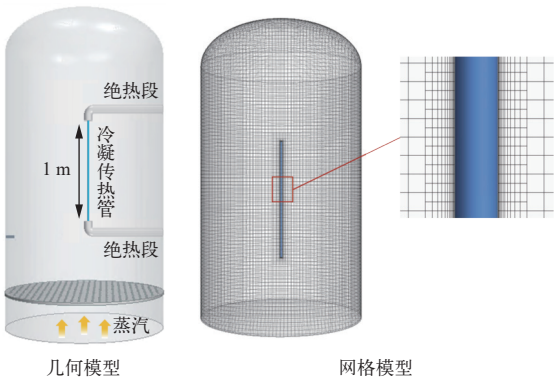


图 1　本文实验装置的几何模型与网格划分

Fig. 1　Geometric model and mesh division of experimental facility in this paper

2.2 网格无关性验证结果

在无关性分析中采用无量纲边界层厚度[21]，即 Y^+值，来评估网格尺寸。通过图 2 中的氦气浓度分布可看出，壁面附近高 Y^+值网格条件会导致冷凝面附近的氦气浓度偏低，而随着 Y^+值降至 2.2 以下，模型预测结果满足无关性要求，氦气浓度峰值的相对变化不足 2%。图 3 为网格尺寸对冷凝传热系数的影响。从图 3 还可看出，当 Y^+值降至 2.2 以下时，冷凝传热系数不再受 Y^+值的影响，满足无关性的要求。因此，最终采用 Y^+值为 2.2 时的网格尺寸开展后续计算分析，冷凝交界面附近区域划分为 12 层边界层网格，网格量为 32 万。

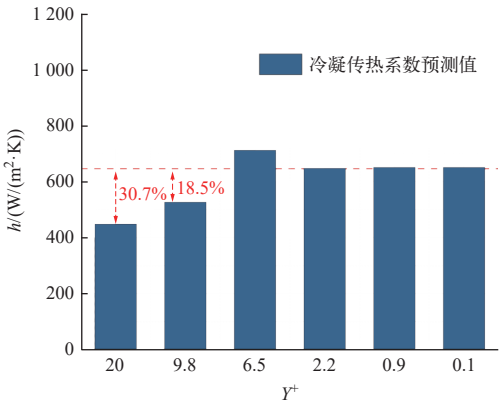


图 3 网格尺寸对冷凝传热系数的影响

Fig. 3 Effect of mesh size on condensation heat transfer coefficient

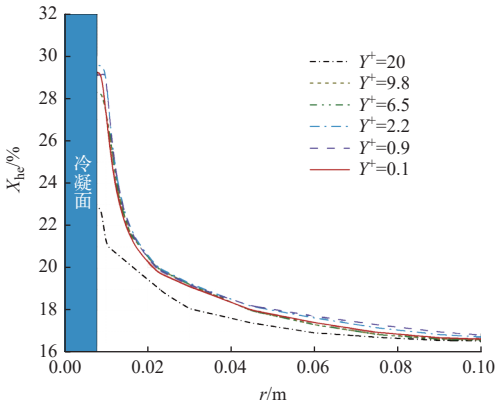


图 2 网格尺寸对氦气浓度分布的影响

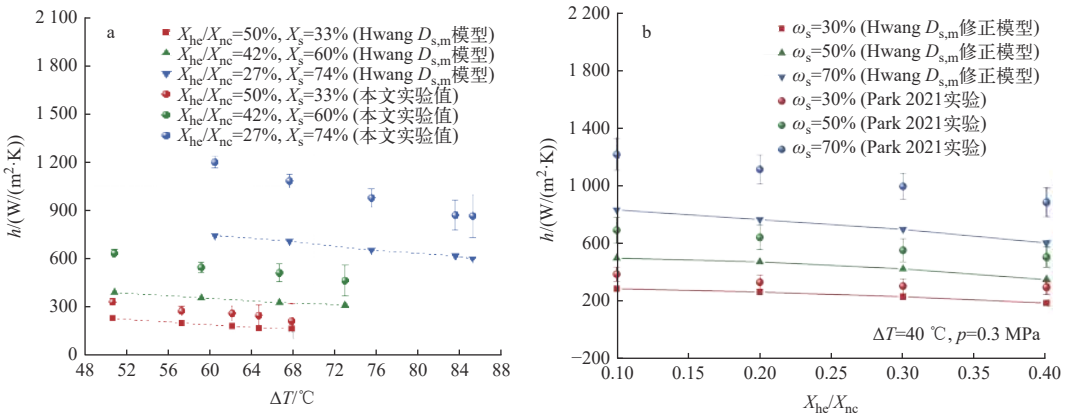
Fig. 2 Effect of mesh size on helium concentration distribution

3 模型预测冷凝传热系数的实验验证

3.1 模型验证结果

根据本文和 Park[9] 开展的单管管外冷凝实验，考察数值分析模型的适用性。实验中采用代替氦气替代氢气，以保证安全性。现有研究表明，氢气和氦气在扩散传质[22-23] 和含不凝性气体冷凝传热[12] 方面均具有较好的相似性。

数值模拟结果与本文实验数据的对比示于图 4a，可看出，数值模拟可预测出实验中冷凝传热系数随组分浓度和壁面过冷度的变化趋势，但预测值明显低于实验值，在 33% 的低蒸气浓度（X_s）下，预测值与实验值的平均相对偏差约为 27%，随着蒸气浓度的增加，预测值开始显著低于实验值，相对偏差增大至 30% 以上。在 74% 的蒸气浓度（X_s）下，预测值与实验值的平均相对偏差约为 36.5%。而在不同壁面过冷度下，模型预测值与实验值的相对偏差在 5% 以内。模型预测值与 Park 实验数据对比示于图 4b，在 ω_s=30% 的低蒸气浓度下，预测值与实验值的平均相对偏差为 24%，随着蒸气浓度 ω_s=70%，模型预测值与实验



a——本文单管管外蒸气冷凝实验；b——Park 单管管外蒸气冷凝实验

图 4 数值分析模型对实验中冷凝传热系数的预测结果

Fig. 4 Prediction results of condensation heat transfer coefficient in experiments using numerical analysis models

值的平均相对偏差增大至 33%。而且在不同氦气浓度下均呈现出这一变化规律，氦气浓度对预测误差的影响小于 3.9%。

根据扩散边界层冷凝模型原理可知，蒸气有效扩散率 $D_{s,m}$ 对于冷凝率和冷凝传热系数至关重要。目前普遍采用式(8)计算蒸气有效扩散率，但此公式适用于静止的单相气体条件[18]。而对于含蒸气冷凝相变的近壁区，气体会在密度差的作用下形成自然对流，这会导致式(8)的适用性受限。尽管 Hwang 基于实验数据提出过蒸气有效扩散率的修正模型，表达式可见式(21)，但该修正模型用于传热传质比拟模型中[11]。通过本文和 Park 实验数据的评估，当 Hwang 提出的修正模型应用于扩散边界层冷凝模型时，会低估实验值，而且预测值的相对偏差随蒸气浓度的增加而增大。因此，本研究有必要基于数值分析模型和实验数据，对蒸气有效扩散率模型进行修正，提高其应用于含氢气-空气蒸气冷凝条件的适用性。

3.2　蒸气有效扩散率修正模型

蒸气有效扩散率的修正系数和关联式结构根据表 2 所列的实验数据确定。通过开展实验工况下的数值模拟，得到不同工况下的修正系数及其随蒸气浓度的变化。进一步总结修正系数随蒸汽浓度的变化规律，提出新的蒸气有效扩散率方程，表达式为：

$$D_{s,m} = \frac{\theta_d (1 - X_s)}{\sum_{j \neq s} \left(X_s / D_{s,j} \right)} \tag{27}$$

$$\theta_d = 0.419 X_{s,b}{}^2 + 2.28 X_{s,b} + 1 \tag{28}$$

式中：θ_d 为修正系数；下标 b 表示主流区，下标 s 表示蒸汽。

表 2　用于模型修正的实验条件

Table 2　Experimental condition for model correction

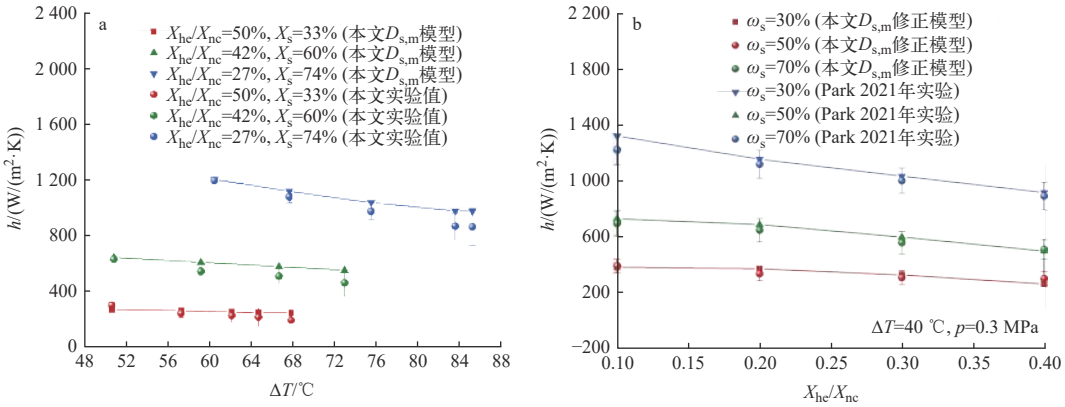
序号	X_{he}/X_{nc}/ %	X_s /%	p/MPa	ΔT /℃
本文实验	27	41～73	0.25～0.63	35～84
	41	42～80	0.385～0.56	43～115
	50	30～41.1	0.33～0.47	36～84
Park 实验[9]	10	39.6～92.9	0.3	40
	20	36.3～92.2	0.3	40
	30	33.8～91.5	0.3	40
	40	31.1～71.0	0.3	40
	50	28.1～37.9	0.3	40

修正后数值分析模型对本文和 Park 实验中冷凝传热系数预测值如图 5 所示，预测值与实验值的相对偏差在±15% 以内。模型对不同学者实验[9-10,24-25] 中传热系数的预测值汇总于图 6，结果表明，修正后数值分析模型可预测出不同传热管直径、不同热工参数条件下的冷凝传热系数，在所验证的 65 个实验工况条件下，有 97% 的预测值与实验值相对偏差维持在±20% 以内。

4　计算结果分析

4.1　冷凝面附近气体迁移特性

图 7 示出了不同氢气浓度下冷凝面附近气体流速和无量纲密度分布，其中的 u_z 为轴向速度，无量纲密度表示为局部混合气体密度与主流区密度的比值。可看出，在 X_{h2}/X_{nc} =0%～45% 的浓度下，冷凝面附近混合气体沿冷凝面向下流动。这是因



a——模型对本文实验的预测结果；b——模型对 Park 实验的预测结果

图 5　修正后的数值分析模型对本文和 Park 实验数据的预测结果

Fig. 5　Prediction result of improved numerical analysis model for data in this paper and Park experiments

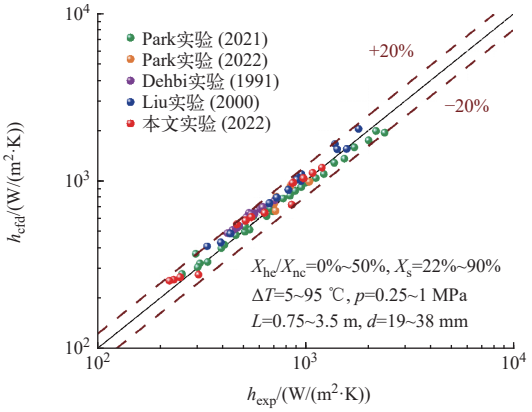


图 6 修正后的数值分析模型对不同学者实验数据的预测结果

Fig. 6 Prediction result of improved numerical analysis model on experimental data from different scholars

为当蒸气冷凝后，混合气体密度会随之升高，导致冷凝面附近气体密度高于主流区。当氢气相对浓度由 0% 增至 45%，冷凝面附近气体与主流区气体的密度差进一步减小，抑制气体沿重力方向的迁移，导致冷凝面附近气体轴向流速逐渐降低。在 X_{h2}/X_{nc}=45% 的浓度下，由于冷凝面附近气体密度更接近主流区，气体沿重力方向的迁移能力弱于其他组分条件，流速峰值相对于 30% 的氢气相对浓度条件降低约 63%。而且，在此组分条件下，冷凝面附近局部径向距离内的气体密度低于主流区，进而形成沿冷凝面向上的气体迁移。当氢气相对浓度达到 60% 以上，混合气体中低密度氢气的占比较大，蒸汽冷凝会导致冷凝面附近区域的气体密度降低。与此同时，冷凝面处的温度较低，又会导致密度增大。因此，由远及近，气体密度先减小后增大。在冷凝面附近气体浮力的作用下，冷凝面附近气体向上迁移。在此浓度下，冷凝面附近的气体流速峰值相对 X_{h2}/X_{nc}=45% 的浓度条件增大约 1.4 倍。

通过对比图 7、8 中冷凝面附近气体流速分布，可看出，在 30% 的低蒸气浓度下，冷凝面附近

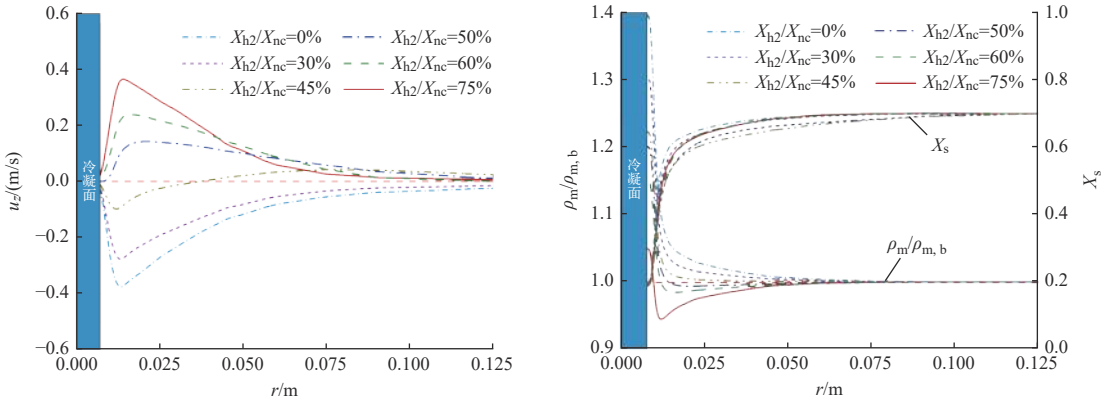


图 7 氢气相对浓度对冷凝面附近气体流态的影响(X_s=70%)

Fig. 7 Effect of relative hydrogen concentration on gas flow pattern near condensation surface (X_s=70%)

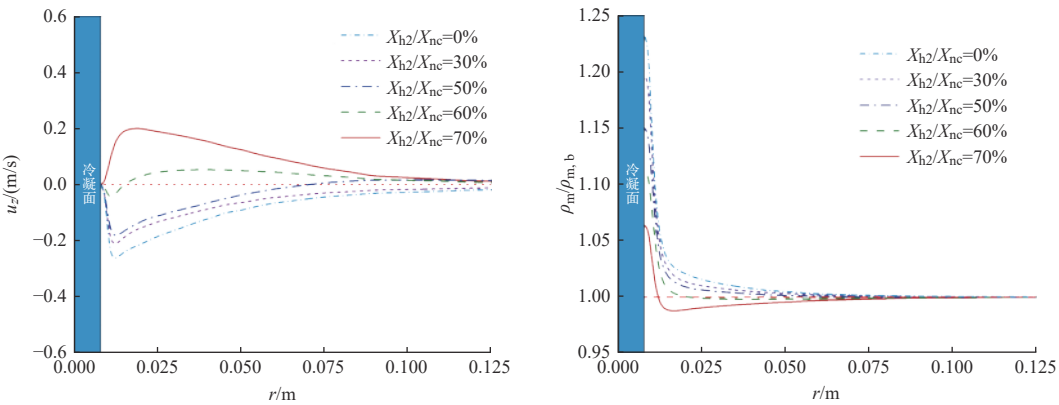
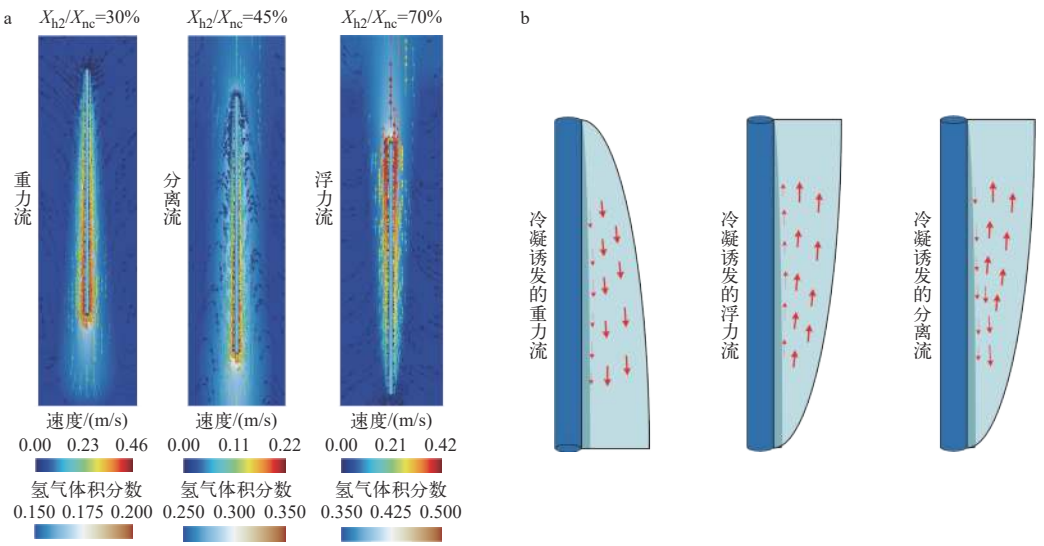


图 8 氢气相对浓度对冷凝面附近气体流态的影响(X_s=30%)

Fig. 8 Effect of relative hydrogen concentration on gas flow pattern near condensation surface (X_s=30%)

气体更容易在温差驱使下沿重力方向迁移，当氢气相对浓度达到 60% 时，冷凝面附近气体才开始沿着冷凝面向上迁移。而在 70% 蒸气浓度下，当氢气相对浓度超过 45%，冷凝面附近气体就开始向上迁移。这说明蒸气浓度增加会使冷凝面附近气体更容易沿冷凝面向上方迁移。

由此可见，在蒸气冷凝作用下，氢气相对浓度变化会导致冷凝面附近形成 3 种气体流态（如图 9 所示），分别为重力流、分离流和浮力流。在重力流条件下，冷凝面附近气体沿重力方向迁移。当形成浮力流的流态时，冷凝面附近的低密度气体向上迁移。分离流流态则为前两种流态之间的过渡流态，此时氢气会沿相反方向迁移，但气体流速会显著低于其他两种流态。这导致冷凝面附近气体轴向流速随着氢气相对浓度增加而出现先减小后增大的变化规律。



a——近壁区气体流速和氢气浓度云图；b——气体流态示意图

图 9　冷凝面附近气体流态

Fig. 9　Gas flow pattern near condensation surface

根据图 10 中的数值模拟结果可知，由于轴向对流传质增强会增大冷凝面附近与主流区气体的压差，在冷凝面附近区域，气体在径向上的传质速率会随着轴向对流传质速率的增大而增强。而当忽略冷凝面附近气体的轴向对流传质时，冷凝面附近气体的径向流速 u_r 有较大程度的下降，冷凝面附近最大流速相对降低了约 80%。此时，气体的径向传质主要由扩散主导，因此，气体径向流速随着氢气相对浓度（X_{h2}/X_{nc}）增加而增大。这说明随着氢气相对浓度的增加，在冷凝面附近区域，气体在径向上的传质速率是随着轴向对流传质速率的增大而增强。在 X_{h2}/X_{nc} =45% 的浓度下，冷凝面附近的径向流速相对于 X_{h2}/X_{nc} =30% 的浓度条件降低了约 19%。而当氢气相对浓度由 45% 增至 70%，气体轴向对流传质速率的增强又导致径向流速相对增加约 1 倍。

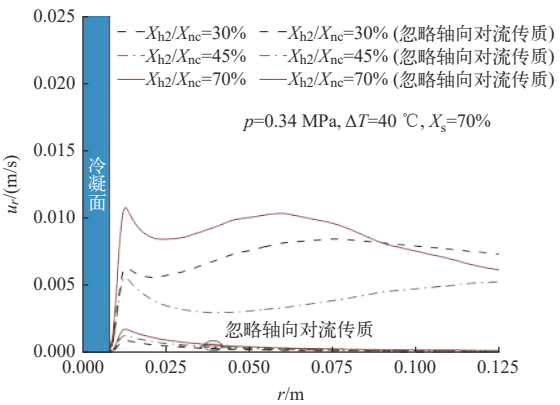


图 10　径向流速对比（速度方向为径向向内）

Fig. 10　Radial flow velocity comparison (velocity direction is radial inward)

4.2　氢气迁移对冷凝传热的影响

根据扩散边界层冷凝模型原理，氢气相对浓度增加会影响蒸气在混合气体中的扩散传质速率，进而影响冷凝传热。不仅如此，通过 4.1 节的

分析可知，氢气相对浓度增加还会改变冷凝面附近气体的轴向对流传质速率，进而影响冷凝传热。为了分析氢气浓度变化对冷凝传热的影响机制，采用式(29)表征氢气浓度变化导致扩散传质速率的变化，采用式(30)表征冷凝面附近的对流传质速率变化。

$$m_{\mathrm{d}}=\rho_{\mathrm{m}}D_{\mathrm{s,m}}\partial X_{\mathrm{s}}/\partial n=\rho_{\mathrm{m}}D_{\mathrm{s,m}}\left(X_{\mathrm{s,b}}-X_{\mathrm{s,w}}\right)/\delta_{\mathrm{c}} \quad (29)$$

$$m_{\mathrm{u}}=\rho_{\mathrm{m}}u \quad (30)$$

式中：m_{d} 和 m_{u} 分别为近壁区气体的对流传质速率和扩散传质速率，kg/(m^2·s)；ρ_{m} 和 $D_{\mathrm{s,m}}$ 的表达式分别见式(5)和式(8)，其中的定性温度和组分浓度均取冷凝交界面与主流区的算术平均值；u 取冷凝面附近的流速峰值，根据图 7 中的对比结果，流速峰值可反映近壁区气体对流传质的强弱程度；δ_{c} 为气体层厚度，根据数值模拟结果，δ_{c} 约为 0.053 m。

当其他参数维持恒定时，冷凝传热系数与对流、扩散传质速率的依变关系如图 11 所示。可看出，随着氢气相对浓度的增加，近壁区气体的扩散传质速率呈现单调增加的变化规律。而由于氢气相对浓度增加会导致近壁区气体流速先减小后增大(图 7)，近壁区气体在轴向和径向上的对流传质速率会随着氢气相对浓度的增加而呈现先减小后增大的变化规律。

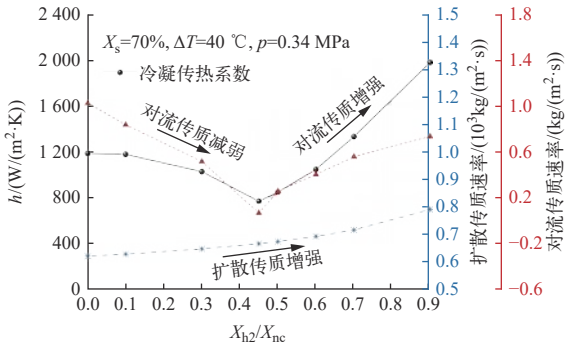


图 11 氢气相对浓度对冷凝传热系数和对流、扩散传质的影响规律

Fig. 11 Effect of relative hydrogen concentration on condensation heat transfer coefficient and convective and diffusive mass transfer

当氢气相对浓度由 0% 增至 45%，近壁区气体轴向流速相对降低了 73%，对流传质受到明显抑制，而对流传质速率改变对冷凝传热的影响要强于扩散传质，因此，冷凝传热系数会随着氢气相对浓度增加而减小。而当氢气相对浓度超过 45% 时，冷凝面附近气体密度低于主流区，氢气相对浓度增加会进一步增大气体的径向密度差，进而增大冷凝面附近气体的轴向和径向流速。在对流传质和扩散传质速率共同增强的作用下，冷凝传热系数逐渐增大。由图 11 可看出，当氢气相对浓度由 45% 增至 70% 时，蒸气冷凝传热系数相对升高约 68%，相比含空气蒸气冷凝时也升高了约 25%。由此可见，在蒸气浓度维持不变的前提下，冷凝传热系数随着氢气相对浓度的增加，会呈现先减小后增大的变化规律。

根据 4.1 节的分析，在近壁区形成的分离流流态条件下，气体对流传质速率最低。这会导致冷凝传热能力明显减弱，因此，在分离流流态对应的组分条件下，冷凝传热系数会出现如图 12 所示的拐点。而通过图 7、8 还可看出，随着蒸气浓度的增加，重力流转变为分离流流态时对应的氢气相对浓度阈值会降低。这也使冷凝传热系数最小值对应的氢气相对浓度降低，冷凝传热系数更易出现拐点，从图 12 可看出，在 30% 的蒸气浓度下，冷凝传热系数最小值出现在 $X_{\mathrm{h2}}/X_{\mathrm{nc}}$ =60%，而在 70% 的蒸气浓度下，冷凝传热系数最小值出现在 $X_{\mathrm{h2}}/X_{\mathrm{nc}}$ =45%。

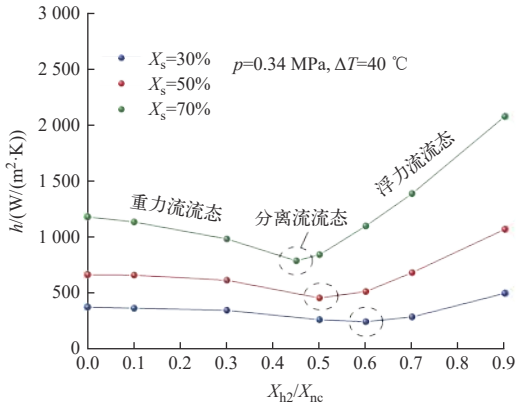


图 12 氢气相对浓度对冷凝传热系数的影响规律

Fig. 12 Effect of relative hydrogen concentration on condensation heat transfer coefficient

5 结论

本文采用数值模拟方法研究了冷凝传热管近壁区氢气浓度改变导致的流态变化，揭示了氢气迁移对冷凝传热的影响机制，得到的主要结论如下。

1）在含蒸气冷凝相变的近壁区域，应用现有蒸气有效扩散率模型会导致冷凝传热系数被明显低估。基于实验数据，提出了适用于含氢气-空气条件的蒸气有效扩散率修正模型。通过不同学者实验数据的验证，有 97% 的预测值与实验值相对偏差维持在±20% 以内。

2）冷凝面附近存在 3 种典型气体流态，分别为重力流、分离流和浮力流。随着氢气相对浓度的增加，气体流态逐渐由重力流转变为分离流和浮力流流态，在此过程中，冷凝面附近气体的轴向和径向传质速率会呈现先减小后增加的变化规律。

3）在冷凝面附近气体形成重力流的流态，氢气相对浓度的增加会降低冷凝面附近气体的对流传质速率，同时也会增大蒸气在混合气体中的扩散传质速率。对流传质速率变化占据主导作用。因此，冷凝传热系数会与氢气相对浓度呈现负相关的变化规律。分离流流态下的冷凝传热系数最低。而当冷凝面附近形成浮力流的流态，气体对流传质和扩散传质速率均会随氢气相对浓度增加而增大，传热系数与氢气相对浓度呈现正相关的变化规律。

参考文献:

[1] PUNETHA M, YADAV M K, KHANDEKAR S, et al. Intrinsic transport and combustion issues of steam-air-hydrogen mixtures in nuclear containments[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2020, 45(4): 3340-3371.

[2] 毕金生, 靖剑平, 乔雪冬, 等. 严重事故下安全壳内氢气行为与风险分析[J]. 核安全, 2017, 16(4): 46-52.
BI Jinsheng, JING Jianping, QIAO Xuedong, et al. Analysis of hydrogen behavior and risk during LB-LOCA severe accidents[J]. Nuclear Safety, 2017, 16(4): 46-52(in Chinese).

[3] KIM J, HONG S W, KIM S B, et al. Three-dimensional behaviors of the hydrogen and steam in the APR1400 containment during a hypothetical loss of feed water accident[J]. Annals of Nuclear Energy, 2007, 34(12): 992-1001.

[4] HUANG X. Hydrogen safety analysis of Ling'ao II NPP under LOFW+ATWS accident[J]. Nuclear Power Engineering, 2011, 32: 34-38,52.

[5] LI J J, WANG H, SHI X Y. Pressurizer room hydrogen risk analysis of M310 nuclear power plant under severe accidents[J]. Nuclear Science and Engineering, 2017, 37(1): 87-93.

[6] 姜舒婷, 邹文重. 华龙一号非能动安全壳冷却系统对严重事故后果影响研究[J]. 原子能科学技术, 2022, 56(2): 374-378.
JIANG Shuting, ZOU Wenzhong. Study on effect of passive containment cooling system for HPR1000 on severe accident consequence[J]. Atomic Energy Science and Technology, 2022, 56(2): 374-378(in Chinese).

[7] 邢继, 孙中宁, 于勇, 等. "华龙一号"非能动安全壳热量导出系统研究[J]. 哈尔滨工程大学学报, 2023, 44(7): 1089-1095,1086.
XING Ji, SUN Zhongning, YU Yong, et al. HPR1000 passive containment heat removal system[J]. Journal of Harbin Engineering University, 2023, 44(7): 1089-1095,1086(in Chinese).

[8] 边浩志. 竖直圆管/管束外含不凝性气体蒸气冷凝特性研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2019.

[9] PARK I W, YANG S H, LEE Y G. Effect of light gas on condensation heat transfer of steam-air mixture and gas stratification[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2021, 179: 121716.

[10] PARK I W, YANG S H, LEE Y G. Degradation of condensation heat transfer on a vertical cylinder by a light noncondensable gas mixed with air-steam mixtures[J]. International Communications in Heat and Mass Transfer, 2022, 130: 105779.

[11] HWANG J H, JERNG D W. A condensation heat transfer model with light gas effects in non-condensable gas mixtures[J]. International Communications in Heat and Mass Transfer, 2022, 130: 105765.

[12] DEHBI A. A unified correlation for steam condensation rates in the presence of air-helium mixtures under naturally driven flows[J]. Nuclear Engineering and Design, 2016, 300: 601-609.

[13] DEHBI A. Development of a general correlation for free convection vapor condensation over a horizontal tube in the presence of a noncondensable gas[J]. International Communications in Heat and Mass Transfer, 2021, 123: 105210.

[14] 王福军. 计算流体动力学分析: CFD 软件原理与应用[J]. 北京: 清华大学出版社, 2004.

[15] 何川. CFD 基础及应用[M]. 重庆: 重庆大学出版社, 2015: 186.

[16] WILKE C R, LEE C Y. Estimation of diffusion coefficients for gases and vapors[J]. Industrial & Engineering Chemistry, 1955, 47(6): 1253-1257.

[17] VISSER D C, SICCAMA N B, JAYARAJU S T, et al.

Application of a CFD based containment model to different large-scale hydrogen distribution experiments[J]. Nuclear Engineering and Design, 2014, 278: 491-502.

[18] KRISHNA R, WESSELINGH J A. The Maxwell-Stefan approach to mass transfer[J]. Chemical Engineering Science, 1997, 52(6): 861-911.

[19] FULLER E N, SCHETTLER P D, GIDDINGS J C. New method for prediction of binary gas-phase diffusion coefficients[J]. Industrial & Engineering Chemistry, 2002, 58(5): 18-27.

[20] XU W, CHEN Q, NIEUWSTADT F T M. A new turbulence model for near-wall natural convection[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 1998, 41(21): 3161-3176.

[21] BIAN H, SUN Z, ZHANG N, et al. A preliminary assessment on a two-phase steam condensation model in nuclear containment applications[J]. Annals of Nuclear Energy, 2018, 121: 615-625.

[22] HE J, KOKGIL E, WANG L L, et al. Assessment of similarity relations using helium for prediction of hydrogen dispersion and safety in an enclosure[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2016, 41(34): 15388-15398.

[23] BARLEY C D, GAWLIK K. Buoyancy-driven ventilation of hydrogen from buildings: Laboratory test and model validation[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2009, 34(13): 5592-5603.

[24] DEHBI A A, GOLAY M W, KAZIMI M S. Condensation experiments in steam-air and steam-air-helium mixtures under turbulent natural convection[C]//National Heat Transfer Conference. [S. l.]: [s. n.], 1991.

[25] LIU H, TODREAS N E, DRISCOLL M J. An experimental investigation of a passive cooling unit for nuclear plant containment[J]. Nuclear Engineering and Design, 2000, 199(3): 243-255.