

摇摆条件下旋叶式分离器流场 及效率的数值模拟研究

李亚民¹, 应秉斌², 刘 莉^{1,*}, 顾汉洋¹

(1. 上海交通大学核科学与工程学院, 上海 200240; 2. 上海核工程研究设计院股份有限公司, 上海 200233)

摘要: 海洋核动力堆的紧凑式结构设计导致主设备蒸汽发生器的空间尺寸大幅缩减, 作为蒸汽发生器中核心部件的汽水分离装置首当其冲。旋叶式分离器是汽水分离装置中的初级分离器, 承担着 80% 以上的汽水分离任务, 其性能优劣直接影响到海洋核动力系统的安全性和经济性。本文以旋叶式分离器为研究对象, 结合欧拉-欧拉两相流模型和 RNG k - ε 湍流模型, 利用用户自定义函数(UDF)将海洋摇摆产生的附加惯性力以源项的方式添加到动量方程中, 同时考虑重力分量的变化, 建立了分离器内汽水两相流动与分离的三维数值计算模型, 并系统研究了摇摆幅值和摇摆周期对分离器内流场特性和工作性能的影响。结果表明: 周期性的摇摆运动会增强分离器内汽水两相流体的湍流交混, 进而导致压力场、速度场和液相体积份额分布混乱, 特别地, 当摇摆幅值为 40°、摇摆周期为 2 s 时达到临界工况, 此时分离器内部多个区域出现流体回流现象, 严重影响汽水两相分离效果; 由摇摆运动产生的附加惯性力会使分离器内压力和速度分布的周期性波动滞后于分离器自身运动 1/4 周期; 在分离筒近壁面区域, 液相体积份额的峰值出现在分离器运动到最大倾角时刻; 分离效率的周期性波动近似于正弦函数, 在未达到临界工况之前, 分离效率的波动与分离器的摇摆运动同步。总体上, 摆摆幅值越大、摇摆周期越短, 对分离器分离性能影响越大。本文结果可为开发先进的海洋核动力堆汽液分离技术提供理论依据和分析模型。

关键词: 旋叶式分离器; 摆摆运动; 流场; 分离性能; 附加惯性力; 数值模拟

中图分类号: TL331 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-6931(2024)10-2124-15

doi: [10.7538/yzk.2023.youxian.0848](https://doi.org/10.7538/yzk.2023.youxian.0848)

Numerical Simulation Study on Swirl Vane Separator under Rolling Motion Condition

LI Yamin¹, YING Bingbin², LIU Li^{1,*}, GU Hanyang¹

(1. School of Nuclear Science and Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China;
2. Shanghai Nuclear Engineering Research & Design Institute Co., Ltd., Shanghai 200233, China)

Abstract: The compact design of the marine nuclear power reactor results in a significant reduction in the size of the main equipment, particularly the steam generator. The primary steam-water separator is the core component in this regard. The swirl vane separator is the primary separator in the steam-water separator, responsible for more than 80% of the steam-water separation task. The performance of the marine nuclear power system directly affects its safety and economy. The primary focus of this study

收稿日期: 2023-12-06; 修回日期: 2024-03-12

基金项目: 国家自然科学基金(51906147, 52376145); 上海市自然科学基金(21ZR1430900)

* 通信作者: 刘 莉

centered on the swirl vane separator, employing the Euler-Euler two-phase flow model in conjunction with the RNG $k-\varepsilon$ turbulent flow model. Furthermore, an additional inertia force resulting from the rolling motion was integrated into the momentum equation as a source term using user-defined functions (UDF). The impact of varying gravity components was considered, leading to the development of a three-dimensional numerical computational model to analyze the flow and separation of steam and water within the separator. The impact of varying rolling angle and rolling period on the flow properties and operational efficiency of the separator was methodically investigated. The results indicate that the turbulent mixing of the steam-water two-phase fluid within the separator is enhanced by the rolling motion, leading to a chaotic pressure field, velocity field, and distribution of liquid volume fraction. The critical state is observed when the rolling angle reaches 40° and the rolling period is 2 s. This critical state causes fluid backflow in different parts of the separator, greatly affecting the effectiveness of separating the two-phase flow. The additional inertia force from the rolling motion results in periodic pressure and velocity fluctuations within the separator, with a phase delay of one-quarter period compared to the separator's motion. In the near-wall region of the separation cylinder, the liquid volume fraction reaches its peak when the separator is at its maximum inclination angle. The periodic changes in separation efficiency follow a sinusoidal pattern. Before reaching the critical condition, the variation in separation efficiency corresponds with the rolling motion of the separator. The influence on the separation performance becomes more pronounced with higher rolling magnitude and shorter rolling period.

Key words: swirl vane separator; rolling motion; flow field; separation performance; additional inertia force; numerical simulation

核动力堆具有能量密度高、可持续供能、清洁环保、机动性强等优点,因此将核电装载于输送船或移动平台上为海域资源的开发提供电力和海水淡化的热能,具有重要的应用价值和发展前景。然而,海洋核动力堆长期受到风、海浪、洋流、海冰等海洋环境的影响后会产生诸如倾斜、起伏、摇摆等一系列运动^[1-2]。一旦产生海洋运动,海洋核动力堆的主设备蒸汽发生器的工作性能会大大改变,作为蒸汽发生器中核心部件的汽水分离装置首当其冲^[3]。汽水分离装置由旋叶式分离器、重力分离区和波形板干燥器组成,其功能是将蒸汽发生器管束区产生的汽水混合物进行分离,进而产生品质合格的蒸汽。对于工作在海上的旋叶式分离器而言,摇摆等海洋运动会给分离器内汽水两相流体施加以附加惯性力作用,从而改变同等情况下汽液两相压降以及流型分布特征^[4-5]。因此,海洋核动力堆中旋叶式分离器的研发必须考虑船舶运行过程中摇摆等海洋环境对汽水分离性能的影响,进而开发结构紧凑、性能高效的旋叶式分离器。

目前,国内外针对旋叶式分离器的研究多集中于静止工况,已获得了丰富的研究结果。在实验方面,主要以分离效率和流动阻力作为旋叶式分离器工作性能评价指标,在不同运行参数下开展了大量的冷态选型和热态考核实验研究。其中, Kim 等^[6]通过 PEMS 空气-水实验平台研究了入口液相质量流量和操作压力对旋叶式分离器工作性能的影响,发现空气中水分携带量随入口液相质量流量的增加而增加,随操作压力的增加而减少。王泽隆等^[7]基于可视化旋叶式分离器冷态试验回路,研究了直径为 140 mm、旋叶倾角为 30° 的旋叶式分离器在旋叶前区域、下降通道及切向口区域对分离水的贡献,发现低汽相表观速度时入口回流和下降通道承担主要的分离水比例,中等汽相表观速度($7\sim9$ m/s)时下降通道承担主要分离水比例,高汽相表观速度时切向口起重要的分离水作用。赵二雷等^[8]、李勇等^[9]利用中国核动力研究设计院的蒸汽发生器综合实验装置研究了新型旋叶式分离器的汽液分离性能和压降变化规律,发现随着循环倍率增加,汽水分离效率逐渐降

低, 并且指出在蒸汽发生器液位波动范围内, 水位对分离性能的影响很小。Liu 等^[10-12]采用冷热态性能模化实验装置研究了旋叶式分离器的分离效率随流动工况的变化规律, 发现液滴尺寸分布对分离性能影响很大, 临界液滴粒径尺寸在很大程度上取决于分离器的设计和操作条件, 同时指出分离效率和压降损失都存在临界值。

在实验研究的基础上, 一些学者利用计算流体动力学软件 Fluent 等对旋叶式分离器内流场分布特性及分离器工作性能进行了同步模拟研究。其中, Liu 等^[13]使用三维欧拉网格近似方法模拟了旋叶式分离器和重力分离空间内多液滴的运动过程, 结果表明可分离的临界液滴粒径半径为 $40 \mu\text{m}$, 且液滴从蒸汽流中脱落的位置主要集中在旋叶片、中央轮毂外壁和分离筒内壁面处。Zhang 等^[14]采用欧拉-拉格朗日方法和欧拉-欧拉方法分别模拟了 AP1000 旋叶式分离器内液滴生成、液滴碰撞等流动行为, 结果表明旋叶式分离器分离效率最高, 且 AP1000 旋叶式分离器出口相对湿度小于 0.1%。Tian 等^[15]利用 Fluent 模拟了旋叶式分离器内空气-水两流体的流场细节, 结果表明分离效率随两级分离器之间的距离及旋叶片角度的增大而增大, 二级分离器效率随入口液相流量的增大而增大, 一级分离器效率随入口液相流量的增大而减小。Fang 等^[16]使用 Fluent 对蒸汽发生器内 19 台全尺寸旋叶式分离器内汽液两相流动分离展开数值模拟计算, 结果表明单位面积质量流量最大值出现在系统最中间的旋叶式分离器入口处, 且最大入口速度为 2.136 m/s 。Fang 等^[17]基于中国先进压水堆 GEN-III 全尺寸倒 U 型管蒸汽发生器汽水分离系统, 同时结合欧拉-拉格朗日方法和 DPM 模型追踪蒸汽中夹带的液滴轨迹, 重点研究了蒸汽速度和液滴尺寸对整个系统分离性能的影响规律, 结果表明热侧分离器性能优于冷侧分离器, 且蒸汽速度和液滴粒径对分离性能都会产生明显影响。田文喜等^[18]基于团队自主开发的蒸汽发生器三维热工分析程序 STAF, 同时引入不同方向的附加力模型以实现海洋工况的模拟, 研究了在摇摆周期一定、摇摆幅值不同的工况下管束区局部位置横向流速的变化规律, 结果表明摇摆幅值的增加会引起横向流速增大, 且由于倾斜方向的周期性变化, 会导致传热管发生流致振

动的概率增加。

综上所述, 目前针对旋叶式分离器的实验研究和数值模拟研究主要基于静止工况, 重点关注旋叶式分离器的结构设计以及各种流动工况对分离性能的影响, 尚未开展对动态摇摆等海洋条件下旋叶式分离器内流场分布特性和分离器工作性能的相关研究。因此, 本文使用计算流体动力学软件 Fluent, 结合欧拉-欧拉两相流模型和 RNG $k-\varepsilon$ 湍流模型, 同时利用用户自定义函数(UDF)将摇摆海洋运动产生的附加惯性力以源项的方式添加到动量方程中, 建立摇摆条件下旋叶式分离器内汽液两相流动分离的三维数值计算模型, 研究摇摆参数(角度幅值、周期)对旋叶式分离器内速度场、压力场、液相体积份额以及分离器工作性能的影响。

1 模型与方法

1.1 几何结构

如图 1 所示, 本文以华龙一号 ZH-65 型蒸汽发生器旋叶式分离器为分析对象, 其主要由分离筒、中央轮毂、旋叶片、出水口和排汽口组成。本次模拟选择旋叶式分离器的进口至 3 个出口, 即第一级环形疏水口(出口 3)、第二级环形疏水口(出口 2)和顶端出汽筒(出口 1)为计算单元。分离筒直径 D_1 和高度 H_1 分别为 501 mm 和 2850 mm 。中央轮毂直径 d_1 为 174 mm , 轮毂上固定 4 个螺旋

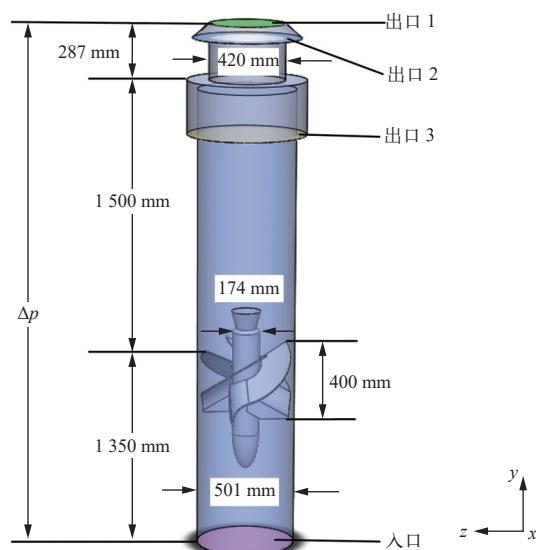


图 1 旋叶式分离器全尺寸几何模型

Fig. 1 Full-scale geometric model of swirl vane separator

叶片, 叶片高度 h_1 为 400 mm, 叶片角度固定为 30°。顶部出口直径 d_2 和高度 h_2 分别为 420 mm 和 287 mm。考虑到计算机性能和求解时间的需要以及该模型将应用于海洋小型反应堆, 故计算时采取的模型缩放方法是将原尺寸模型的旋叶升角、叶片组件、分离筒径向尺寸和轴向长度均以 200 : 501(0.4 倍)比例缩小。

蒸汽发生器中来自 U 型传热管束的汽水混合物进入旋叶式分离器, 沿分离筒流经固定的螺旋叶片, 轴向运动变为三维螺旋运动。在离心力的作用下, 混合物中的游离水被分离至筒壁, 在叶片出口至分离筒顶端出口的分离空间内形成高速旋转向上的中心汽流和环壁液膜。最终, 大部分液相从出口 3 流出, 少部分液相进一步分离后从出口 2 流出, 剩余未被分离的液相随蒸汽相从顶端出口 1 排出。

旋叶式分离器的工作性能通过汽水分离效率 η 和进出口压降 Δp 表征, 分离效率 η 通过下式计算:

$$\eta = \frac{M_3 + M_2}{M_1} \times 100\% \quad (1)$$

式中: M_1 为分离器入口的饱和水流量; M_3 为出口 3 分离的液相流量; M_2 为出口 2 分离的液相流量。

1.2 边界条件

根据原型蒸汽发生器旋叶式分离器在热工设计流量、额定负荷下的两相物性参数(表 1), 确定如下边界条件: 1) 速度入口, 汽液两相混合物表观速度 j_{mix} 为 5.27 m/s, 同时为连续汽相指定湍流边界条件; 2) 压力出口, 3 个出口均设置为压力出口边界; 3) 液滴粒径, 设置入口液滴粒径均一分布且液滴粒径为 100 μm ; 4) 壁面边界条件, 所有壁面均为无滑移边界。

表 1 汽水混合物流量及体积分数

Table 1 Flow rate and volume fraction of mixture

负荷/%	压力/MPa	蒸汽流量/(kg/s)	液相流量/(kg/s)	液相体积分数
100	7.13	35	73.5	0.096

衡量船舶承受海洋工况限度的安全指标在各国造船规范中均有明确要求。对于核动力装置而言, 不同设备的要求也各不相同, 为使工况尽可能贴近舰艇在海洋航行时实际摇摆运动情形, 参考《舰船用自动气象站规范》(CB 20691—2020)^[19]

后本文选取的摇摆工况参数设置列于表 2。

表 2 摆摆模拟工况

Table 2 Simulation calculation condition

工况	摇摆振幅 $\theta_m/(^\circ)$	摇摆周期 T/s
Case1~3	40	8, 4, 2
Case4~6	30	8, 4, 2
Case7~9	20	8, 4, 2
Case10~12	10	8, 4, 2
Case13	静止	静止

1.3 计算模型

1) 欧拉-欧拉两相流模型

旋叶式分离器内主要是将以液滴为主的雾状流转化为以中心汽核区和筒壁液膜区为主的环状流, 即流场内既有液滴也有液膜, 因而选用欧拉-欧拉两相流模型描述汽液两相的流动特征。该模型将汽液两相都看成连续介质, 对两相单独求解, 两相之间的相互作用通过在连续方程和动量方程中引入质量和动量源项实现, 同时引入参数相体积率 α 来描述汽液各相的分布规律。基本控制方程组如下。

连续性方程:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_i \rho_i) + \nabla \cdot (\alpha_i \rho_i \mathbf{u}_i) = 0 \quad (2)$$

动量方程:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_i \rho_i \mathbf{u}_i) + \nabla \cdot (\alpha_i \rho_i \mathbf{u}_i \mathbf{u}_i) = -\alpha_i \nabla p + \nabla \cdot (\alpha_i \rho_i \mathbf{g}) + \mathbf{F}_i \quad (3)$$

式中: ∇ 为哈密顿算子; α_i 为各相体积份额, $i=1$ 、 2 表示分相; \mathbf{u}_i 为各相速度矢量; ρ_i 为各相密度; p 为两相共享压力; \mathbf{g} 为重力加速度; $\bar{\tau}_i$ 为各相压力应变张量; \mathbf{F}_i 为相间作用力; t 为时间。

相间动量传递方程:

$$\mathbf{F}_i = \mathbf{F}_D + \mathbf{F}_L + \mathbf{F}_{VM} \quad (4)$$

式中: \mathbf{F}_D 为相间拖曳力; \mathbf{F}_L 为升力; \mathbf{F}_{VM} 为虚拟质量力。

\mathbf{F}_D 可表示为:

$$\mathbf{F}_D = c_{12,d}(\mathbf{u}_1 - \mathbf{u}_2) \quad (5)$$

$$c_{12,d} = \frac{3}{4} \frac{C_D}{d_p} \alpha_1 \rho_1 |\mathbf{u}_2 - \mathbf{u}_1| \quad (6)$$

式中: $c_{12,d}$ 为相间曳力系数; d_p 为离散相液滴直径; C_D 为曳力系数, 由于本文采用 Schiller-Nau mann 曳力模型, 因此 C_D 表示为:

$$C_D = \max \left[\frac{24}{Re_d} (1 + 0.15 Re_d^{0.687}), 0.44 \right] \quad (7)$$

$$Re_d = \frac{\rho_2 |\mathbf{u}_1 - \mathbf{u}_2| d_p}{\mu_2} \quad (8)$$

式中: Re_d 为相对雷诺数; μ_2 为液相动力黏度。

\mathbf{F}_L 可表示为:

$$\mathbf{F}_L = \alpha_2 C_L (\mathbf{u}_2 - \mathbf{u}_1) \times (\nabla \times \mathbf{u}_1) \quad (9)$$

式中, $C_L=0.5$ 为升力系数。

\mathbf{F}_{VM} 可表示为:

$$\mathbf{F}_{VM} = \alpha_2 \rho_1 C_{VM} \left(\frac{d\mathbf{u}_1}{dt} - \frac{d\mathbf{u}_2}{dt} \right) \quad (10)$$

式中, $C_{VM}=0.5$ 为虚拟质量力系数。

2) 湍流模型

旋叶式分离器来流游离水体积份额不足 10%、同时汽液两相密度差异较大、分离器内部为强烈的螺旋流动, 因此采用 RNG $k-\varepsilon$ 分散紊流模型描述汽液两相湍流流动。RNG $k-\varepsilon$ 模型的湍动能 k 和湍动耗散率 ε 分别对应的输运方程如下。

k 的输运方程:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho k) + \nabla \cdot (\rho k \bar{u}) = \nabla \cdot \left[\left(\frac{\mu + \mu_t}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M + S_k \quad (11)$$

ε 的输运方程:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \varepsilon) + \nabla \cdot (\rho \varepsilon \bar{u}) = \nabla \cdot \left[\left(\frac{\mu + \mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right] + C_{1,\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k + C_{3,\varepsilon} G_b) - C_{2,\varepsilon} \frac{\varepsilon^2}{k} - R_\varepsilon + S_\varepsilon \quad (12)$$

式中: \bar{u} 为时均速度; μ 为动力黏度; μ_t 为湍流涡黏度; G_k 为平均速度梯度引起的湍动能; G_b 为浮力引起的湍动能; Y_M 为可压缩湍流中的波动膨胀对总耗散速率的贡献; S_k 和 S_ε 为自定义源项; σ_k 和 σ_ε 分别为 k 方程和 ε 方程的 Pr ; $C_{1,\varepsilon}$ 、 $C_{2,\varepsilon}$ 和 $C_{3,\varepsilon}$ 均为模型常量, $C_{1,\varepsilon}=1.42$, $C_{2,\varepsilon}=1.68$, $C_{3,\varepsilon}=1.0$; R_ε 为对于不同 Re 情况下的修正项。

3) 摆摆模型

图 2 示出船体在实际海况中运行时存在的空间运动。海洋核动力堆受到海洋中风浪影响后, 其船体可以围绕平衡基准做揆摆、倾斜、起伏等 6 个自由度的运动, 相应地也会受到惯性力、离心力和科氏力等各种附加力作用^[20-22], 其中揆摆运动的影响最为常见, 也最为复杂。

本文选取揆摆运动作为典型海洋条件, 同时使用 UDF 工具将揆摆附加力以源项的方式加入

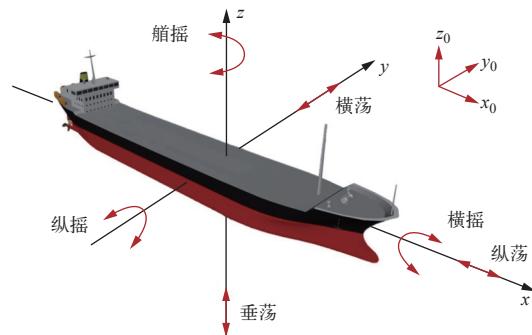


图 2 海洋条件下船体运动示意图

Fig. 2 Scheme of ship motion under ocean condition

到动量方程中, 主要通过控制揆摆角速度的大小来实现周期性的揆摆运动。揆摆运动不仅带来附加外力场的作用, 还会改变流道的空间位置。通常认为揆摆运动规律服从三角函数曲线, 假设揆摆角度服从正弦规律, 则揆摆角速度、角加速度可分别表示为:

$$\theta = \theta_m \sin(2\pi t/T) \quad (13)$$

$$\omega = \theta_m (2\pi/T) \cos(2\pi t/T) \quad (14)$$

$$\beta = -\theta_m (2\pi/T)^2 \sin(2\pi t/T) \quad (15)$$

式中: θ_m 为揆摆振幅; T 为揆摆周期; θ 为角位移; ω 为角速度; β 为角加速度。

揆摆运动会对流体产生 3 种附加惯性加速度, 分别为向心加速度、切向加速度和科氏加速度, 由惯性加速度引起的附加惯性力可以表示为:

$$\mathbf{F}_{add} = \rho \mathbf{a} = \rho [\omega \times (\omega \times \mathbf{r}) + \beta \times \mathbf{r} + 2\omega \times \mathbf{u}] \quad (16)$$

式中: \mathbf{F}_{add} 为附加惯性力; \mathbf{a} 为非惯性系的平移加速度; ρ 为流体密度; \mathbf{r} 为位移矢量; \mathbf{u} 为速度矢量; $\omega \times (\omega \times \mathbf{r})$ 为向心加速度; $\beta \times \mathbf{r}$ 为切向加速度; $2\omega \times \mathbf{u}$ 为科氏加速度。

2 模型验证

2.1 网格无关性验证

针对旋叶式分离器模型建立非结构化网格结构, 对流动结构较为复杂的分离筒、旋叶、进出口等区域进行局部加密处理。图 3 示出网格无关性验证结果, 可以发现, 当网格数量大于 1 200 000 后, 汽水分离效率变化在 1% 以内, 综合考虑计算机资源和时间成本, 最终选择网格数量为 1 200 000 的模型进行计算。

2.2 摆摆模型验证

Zhang 等^[23] 在常温、常压条件下, 利用水平放

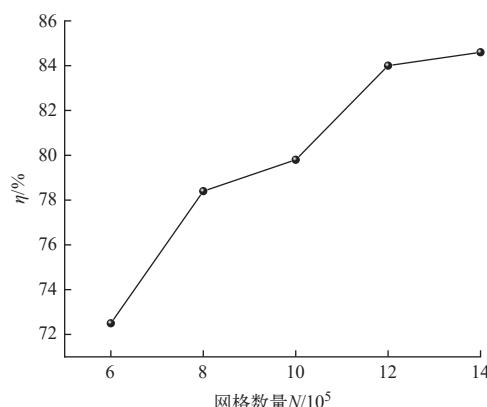


图 3 网格无关性验证
Fig. 3 Validation of grid independence

置在机械传动摇摆台架上的单相流实验装置研究了有机玻璃管内单相水在不同摇摆状态下的摩擦压降特性。文献中实验所用的玻璃管长度和直径分别为 $L=4.5\text{ m}$, $D=0.00345\text{ m}$, 入口流体速度为 2.4 m/s 。为了验证数值计算模型, 本文对长度为 2 m 的压差试验段进出口截面上两监控点间驱动压降进行模拟计算。在摇摆振幅 $\theta_m=10^\circ$ 、摇摆周期 $T=15\text{ s}$ 的摇摆条件下(与文献中保持一致), 图 4 示出试验段进出口驱动压降的变化, 可以看出数值计算结果与实验结果吻合良好, 故模拟中所采用的摇摆模型准确性良好。

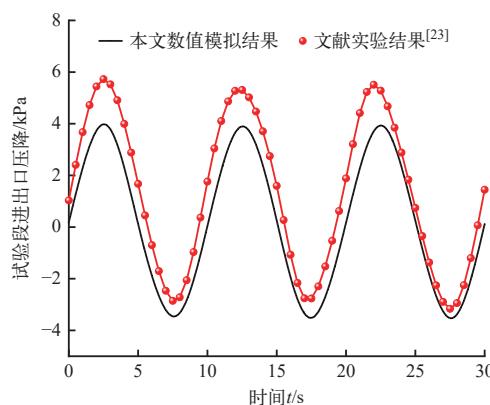


图 4 摆摆模型准确性验证
Fig. 4 Validation of rolling motion model

2.3 湍流模型验证

Liu 等^[24]对 GEN-III 先进压水堆全尺寸蒸汽发生器旋叶式分离器的汽水分离效率、水分携带量和流动压降开展实验研究。本文通过对旋叶式分离器进出口流动压降的数值模拟值和实验值, 来验证采用 RNG $k-\varepsilon$ 湍流模型模拟汽水两相旋流具有合理性, 计算中, 汽相入口表观速度(j_g)

为 $1.47\sim5.91\text{ m/s}$, 液相入口表观速度(j_l)为 0.18 m/s 和 0.79 m/s 。湍流模型准确性验证如图 5 所示。由图 5 可知, 数值模拟结果与实验结果符合较好, 相对误差在 10% 左右, 因此采用该湍流模型可以完成摇摆条件下旋叶式分离器内流动特性的相关分析。

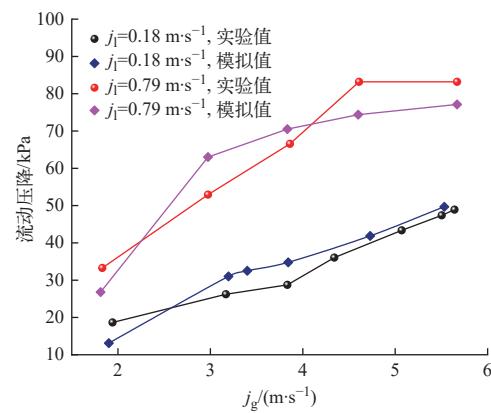


图 5 湍流模型准确性验证
Fig. 5 Validation of turbulence model

2.4 全尺寸缩比几何模型模化分析验证

针对路基蒸汽发生器旋叶式分离器按照 $200:501$ (0.4 倍)全尺寸缩比后小型化结构设计, 开展了相同条件下热工水力现象的模化分析, 计算中, 汽液入口速度均为混合物表观速度($j_{\text{mix}}=5.27\text{ m/s}$), 液滴入口粒径设置为均一分布。几何模型缩放合理性验证如图 6 所示。图 6a 对比了液滴入口粒径 d_m 分别为 $1, 20, 70, 100, 150, 180$ 和 $200\text{ }\mu\text{m}$ 工况下全尺寸和缩比模型的汽水分离效率, 可以发现, 当入口粒径为 $100\text{ }\mu\text{m}$ 时, 缩比模型与全尺寸模型的分离效率曲线一致性良好(相对误差仅为 11.5%), 因此该液滴尺寸可应用于后续摇摆模拟, 且当入口粒径 $\geq 150\text{ }\mu\text{m}$ 后, 二者分离效率较为相近。图 6b 为圆心截面液相体积分数分布云图, 可以发现, 二者汽液相界面分布并没有明显差别。因此认为在同样负荷下, 入口液滴粒径达到一定尺寸后, 通过结构优化, 小粒径的旋叶式分离器同样可以实现较好的分离性能, 满足蒸汽发生器的使用要求。

3 结果与讨论

3.1 压力场

1) 摆摆周期内混合物压力变化规律

为了后续可以准确表述分离器的摇摆运动对

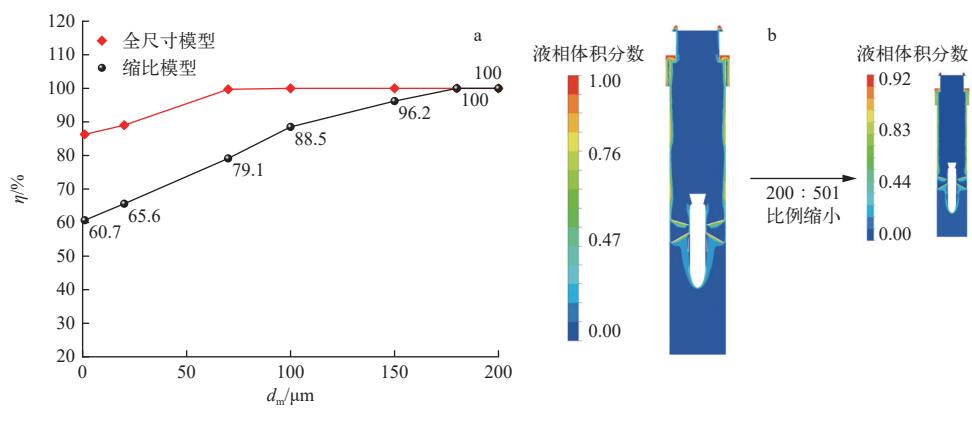


图 6 几何模型缩放合理性验证
Fig. 6 Validation of rationality of scaling geometric model

流场及分离性能的影响, 图 7 给出每个摇摆周期内分离器的自身运动情况: 在周期初(末)、 $0.5T$ 时刻时, 分离器均位于竖直位置; $0\sim 0.25T$, 分离器向左倾斜(记作左摇), 且在 $0.25T$ 时刻时倾斜到

最大角度; $0.25T\sim 0.5T$, 分离器进行复位运动; $0.5T\sim 0.75T$, 分离器向右倾斜(记作右摇), 且在 $0.75T$ 时刻时倾斜到最大角度; $0.75T\sim T$, 分离器再次复位。

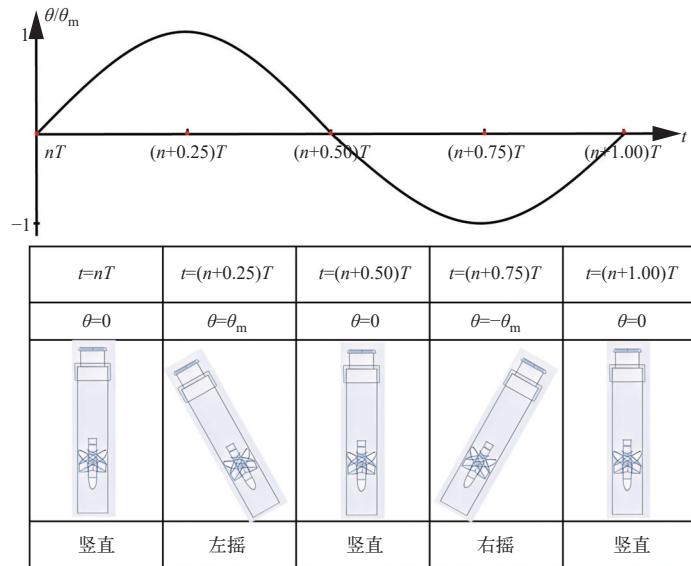


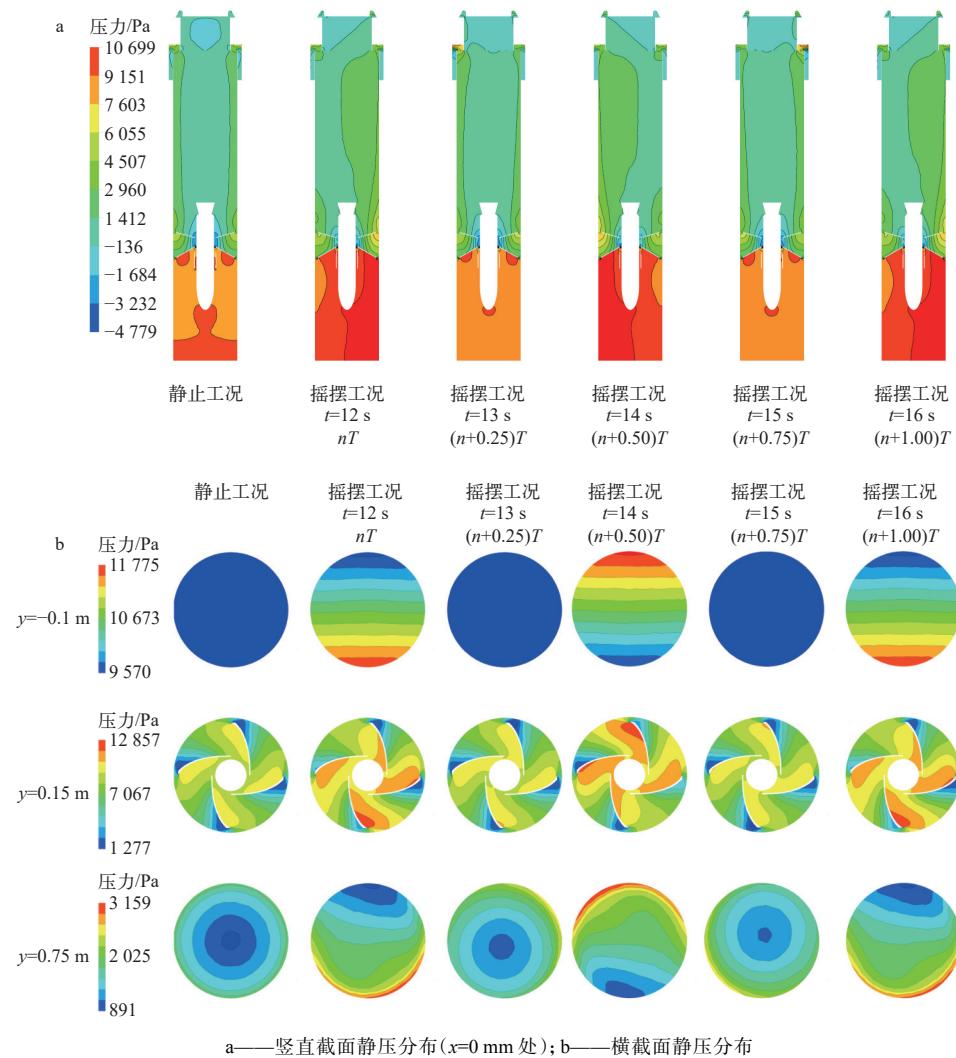
图 7 分离器周期性摇摆运动示意图
Fig. 7 Rolling motion diagram of separator in a period

图 8 示出工况 Case2 ($j_{\text{mix}}=5.27 \text{ m/s}$, $\theta_m=40^\circ$, $T=4 \text{ s}$) 中混合物静压在 1 个摇摆周期内的变化。考虑到前两个摇摆周期的计算结果可能不稳定, 因此采用第 3 个周期 12~16 s 的结果。图 8a 中, 分离筒内竖直截面静压呈非轴对称分布, 同时, 静压分布随时间推移呈现出周期性波动的变化规律。分析可知, 在附加惯性力和摇摆驱动力的作用下, 静压变化相对于分离器本身的运动滞后

1/4 周期。具体表现为: 在周期初, 内部压力梯度可看作静止工况的压力梯度以分离器中轴线为轴整体向右倾斜, 且右侧压力整体高于左侧, 此时压力梯度向右倾斜的角度几乎可以达到该工况下的摇摆幅值; 在 1/4 周期时, 压力分布倾斜现象并不明显; 在 1/2 周期时, 压力梯度可看作是静止工况的压力梯度以分离器中轴线为轴整体向左倾斜, 左侧压力整体高于右侧, 且压力梯度向左倾斜的

角度约等于摇摆幅值;在3/4周期时,压力分布略向左倾斜;在周期末时,压力分布再次向右倾斜到最大角度处。图8b中,分离筒内横截面静压分布同样呈现出周期性波动的变化规律,且同一径向位置处的压力并不相同。分析可知,由 $y=-0.1\text{ m}$ 截面所代表的中央轮毂上游位置只受到横向摇摆力的影响,因此表现出压力梯度随摇摆角度的变化而发生倾斜的现象。旋叶式分离器中流体的压力损失主要集中在旋叶片处,并且产生的压降损

失主要转化为流体动能,但在旋流作用和摇摆驱动力的双重作用下,4个叶片附近压力并不相同。在 $y=0.75\text{ m}$ 处所代表的分离筒下游段,旋流作用已经有所减弱,但是在摇摆惯性力的作用下,强制涡流区不再位于分离筒中心,这也使得低压区不再位于中心处,同样对于出现高压力的外围自由涡流区,也不是均匀地分布在分离器外围,低压区和高压区均随着摇摆角度的变化产生周期性偏移。



a——竖直截面静压分布($x=0\text{ mm}$ 处);b——横截面静压分布

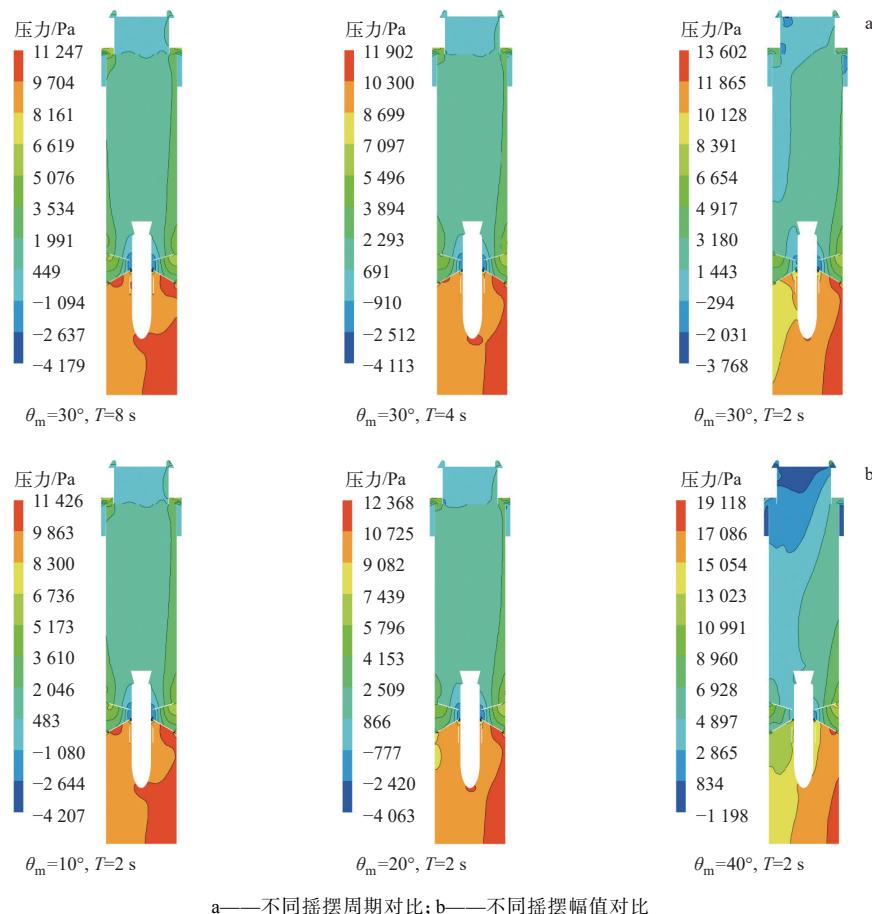
图8 摆摆周期内静压分布云图

Fig. 8 Pressure distribution cloud in a rolling motion period

2) 不同摇摆工况对静压分布的影响

图9示出在不同摇摆周期和摇摆幅值条件下分离器内汽水混合物静压分布规律,(均为 nT 时刻处, $n>0$)。如图9所示,入口处静压最大,流体流经螺旋叶片后压力迅速降低,在靠近旋叶出口

处压力分布表现出明显的旋流特征,同时在旋叶片下游中心流道处形成一段中空低压区。摇摆运动对静压分布的影响一方面表现在,中空低压区及压力梯度分布均发生倾斜,且随着摇摆幅值的增大和摇摆周期的减小,倾斜效果就越明显。另



a——不同摇摆周期对比; b——不同摇摆幅值对比

图 9 不同摇摆工况下静压分布对比

Fig. 9 Comparison of pressure distribution under different rolling conditions

一方面, $\theta_m=40^\circ$ 、 $T=2$ s 工况与 $\theta_m=30^\circ$ 、 $T=8$ s 工况相比可发现, 压力最大值升高了 7 871 Pa。这是由于内部流体在摇摆条件下来回碰撞, 导致一部分消耗掉的流体动能转化为流体静压能, 因此摇摆运动越剧烈分离器内部静压越高。

3.2 速度场

1) 摆摆周期内汽相总速度变化规律

图 10 示出工况 Case2($j_{\text{mix}}=5.27$ m/s, $\theta_m=40^\circ$, $T=4$ s) 中汽相总速度在 1 个摇摆周期内的变化。由于螺旋叶片出口流道面积突扩, 因此汽相在中心柱后迅速膨胀, 并在筒壁的作用下汇合, 最终在分离筒内形成中空狭长型漩涡状低速尾流区, 低速尾流区可持续较长距离, 对旋流场的稳定具有重要作用。图 10a 中, 摆摆条件下汽相总速度梯度及中空低速尾流区为非轴对称分布, 同时分离器内汽相总速度呈现出周期性波动的变化规律。在摇摆周期初(末), 中空低速尾流区向右倾斜, 左侧壁面附近总速度整体高于右侧壁面, 速度梯度

向右倾斜到最大角度; 1/4 周期时刻时, 速度分布倾斜现象并不明显; 1/2 周期时刻, 中空低速尾流区及速度梯度均向左倾斜到最大角度处, 右侧壁面附近速度整体高于左侧; 3/4 周期时刻时, 速度梯度分布略向左倾斜。图 10b 为横截面汽相总速度分布, 分离筒内横截面同一径向位置的速度值并不相同。在左摇过程中, 越靠近分离筒左壁面汽相速度越大。在右摇过程中, 越靠近分离筒右壁面汽相速度越大。与静压分布相同的是, 分离器内汽相速度分布的周期性波动仍滞后分离器自身运动的 1/4 周期, 产生滞后现象的原因是, 较短的摇摆周期使得分离器倾斜速度较快, 而在惯性力作用下使得汽相流体实际运动速度小于分离器自身摇摆速度。具体表现为, 当分离器运动到最大倾角时刻, 中空低速汽相区域还未发生倾斜。

2) 不同摇摆工况对汽相总速度分布的影响

图 11 示出不同摇摆周期和摇摆幅值条件下分离器内部汽相总速度分布规律(均为 nT 时刻

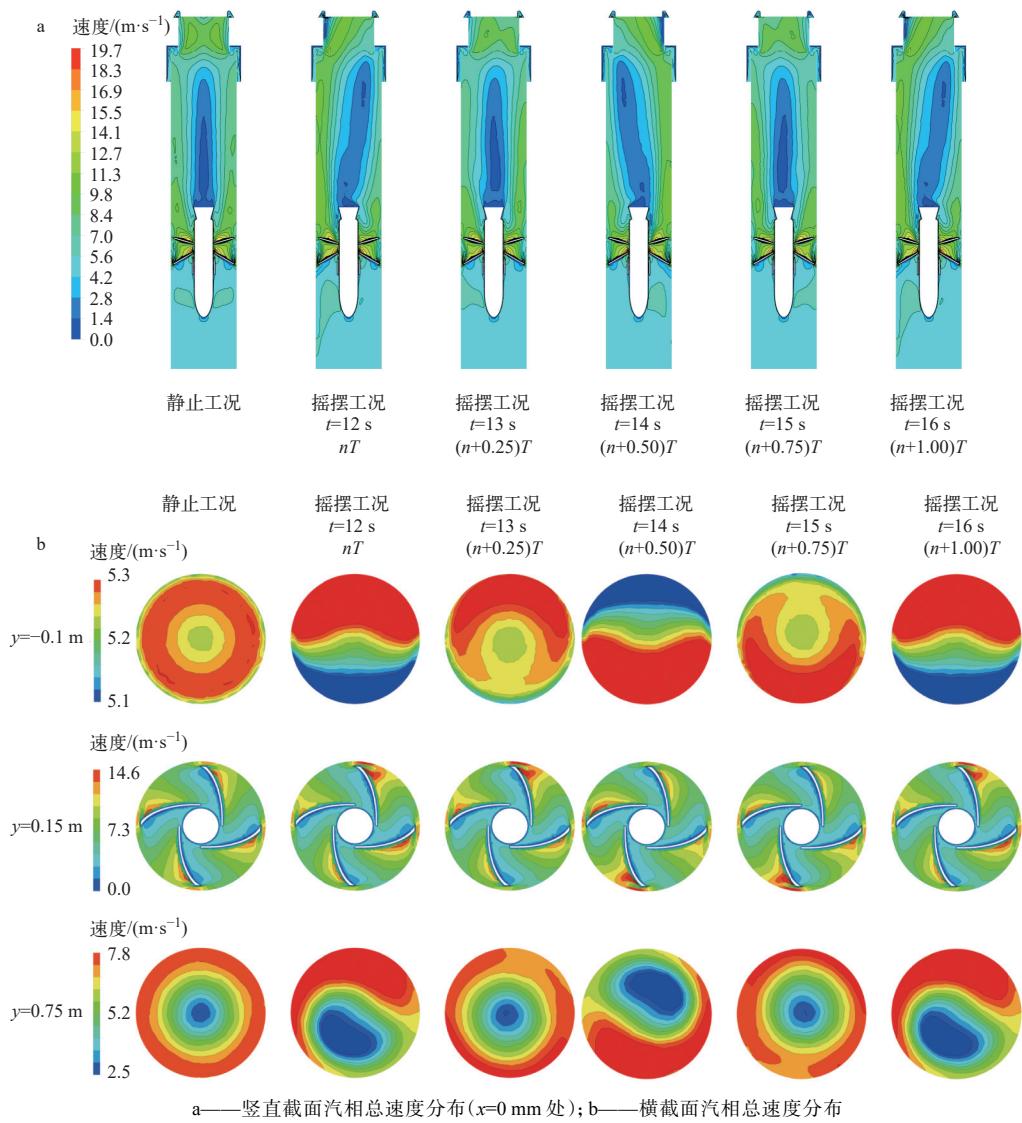


图 10 摆摆周期内汽相总速度分布云图

Fig. 10 Vapor velocity magnitude distribution cloud in a rolling motion period

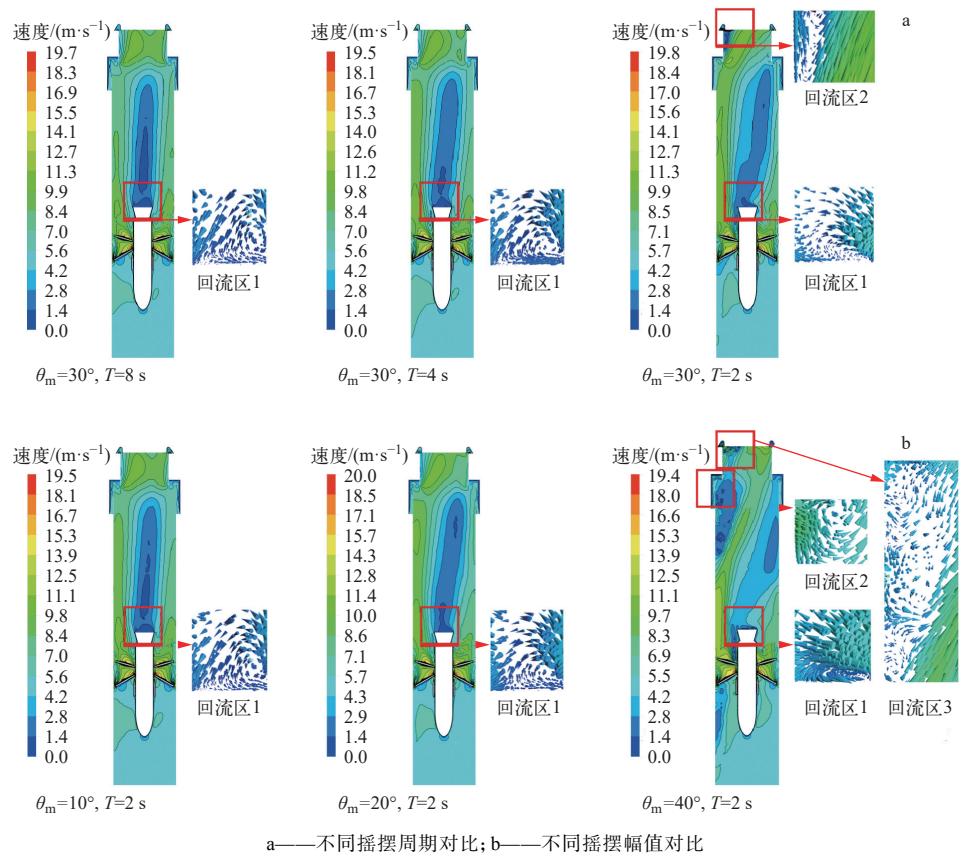
处, $n>0$)。如图 11 所示, 中间低速汽相在中心柱后的流道内会产生明显的横向流动, 且流动方向与分离器倾斜方向相反, 即产生了离心现象。叶片后的高速区主要集中在分离筒左侧壁面处, 且随着轴向距离的增大有向分离筒中心聚集的趋势。中空汽柱对流场扰动作用的加剧是通过增大摇摆幅值、缩短摇摆周期实现的。摇摆幅值越大、摇摆周期越小, 速度分布向摇摆方向倾斜的效果就越明显, 根据图 11b 中局部放大流线图可知, 当摇摆条件达到 $\theta_m=40^\circ$ 、 $T=2$ s 时, 汽水两相流体搅浑加剧、流场严重紊乱, 出现 3 处典型回流区, 该工况被认为是分离器内部流场失稳的临界条件(本文以分离器进出口流动压降出现大幅周

期性波动、分离效率突然恶化同时内部出现较多处回流而导致流场失稳为标准确定了摇摆运动下的临界工况)。

3.3 液相体积份额

1) 摆摆周期内液相体积份额变化规律

图 12 示出工况 Case2($j_{\text{mix}}=5.27$ m/s, $\theta_m=40^\circ$, $T=4$ s)中液相体积份额在 1 个摇摆周期内的变化情况。分析图 12a 可知, 在周期初($t=12$ s), 由于流体受到附加惯性力及初始摇摆角度的影响, 使得在此时刻分离筒右侧壁面附近汽液分层较左侧明显, 右侧液相体积份额高于左侧; 随着分离器向左摇摆, 汽液相界面也开始向左倾斜, 在分离器运动到最左端时刻($t=13$ s), 分离筒左侧液相体积份



a——不同摇摆周期对比; b——不同摇摆幅值对比

图 11 不同摇摆工况下汽相总速度分布对比

Fig. 11 Comparison of vapor velocity magnitude distribution under different rolling conditions

额达到最大值且左右两侧汽水分布差异也达到最大,这说明在此摇摆条件下液相体积份额的变化与摇摆运动同步,在分离器运动到最大倾斜角处时液相体积份额出现最大值。这是因为尽管分离器中的液相具有惯性,但在此条件下摇摆运动速度不会太大,使得液相的实际速度几乎可以与摇摆运动速度匹配,因此当分离器运动到最大倾斜角时,局部区域出现最大液相聚集现象。在竖直位置($t=14$ s)时,在附加惯性力作用下此时汽液相界面仍然向左倾斜,左侧液相体积份额仍高于右侧。此时刻之后,开始向右倾斜。在最右端位置($t=15$ s)时,左右两侧汽液相界面差异再次最大,右侧液相体积份额达到最大值,即在分离器运动到最大倾斜角处时液相体积份额出现最大值。之后,再次回到竖直位置($t=16$ s)开始下一个周期的摇摆运动。分析图 12b 可知,与静止工况相比,分离器在入口处($y=-0.1$ m)出现汽水混合不均匀现象,且相界面随摇摆角度发生周期性倾斜。经过旋叶片区域($y=0.15$ m)后流体由一维轴向运动转变为三维高速强旋流,在离心力作用下液相被分

离至筒壁形成液膜,但摇摆运动使分离器左右两侧液膜厚度产生差异,但这种差异并不明显,这是因为该处的旋叶离心力作用效果较横向摇摆力的作用效果更加显著。在旋叶片下游处($y=0.75$ m)旋流作用已经有所减弱,在摇摆作用下,相界面随摇摆角度发生倾斜,液相体积份额随时间推移产生周期性变化。

2) 不同摇摆工况对液相体积份额分布的影响

图 13 示出不同摇摆周期和摇摆振幅对分离器液相体积份额的影响(均为 nT 时刻处, $n>0$)。分析可知,随着摇摆周期减小,摇摆振幅加大(未达到临界工况前),液相体积份额逐渐降低,分离器左右两侧液膜厚度差异越大。这是因为摇摆运动越剧烈,分离器运动速度越快,但由于流体具有惯性,这使得分离器速度与液相流体速度差异加大,导致流体在分离器内分布更加不均匀、流体流动稳定性降低,同时短时间内来回运动还会使得已分离的汽水两相重新混合,加大汽液两相分离难度。但是当分离器处于临界工况($\theta_m=40^\circ$, $T=2$ s)时流场失稳严重,尽管在这种条件下局部

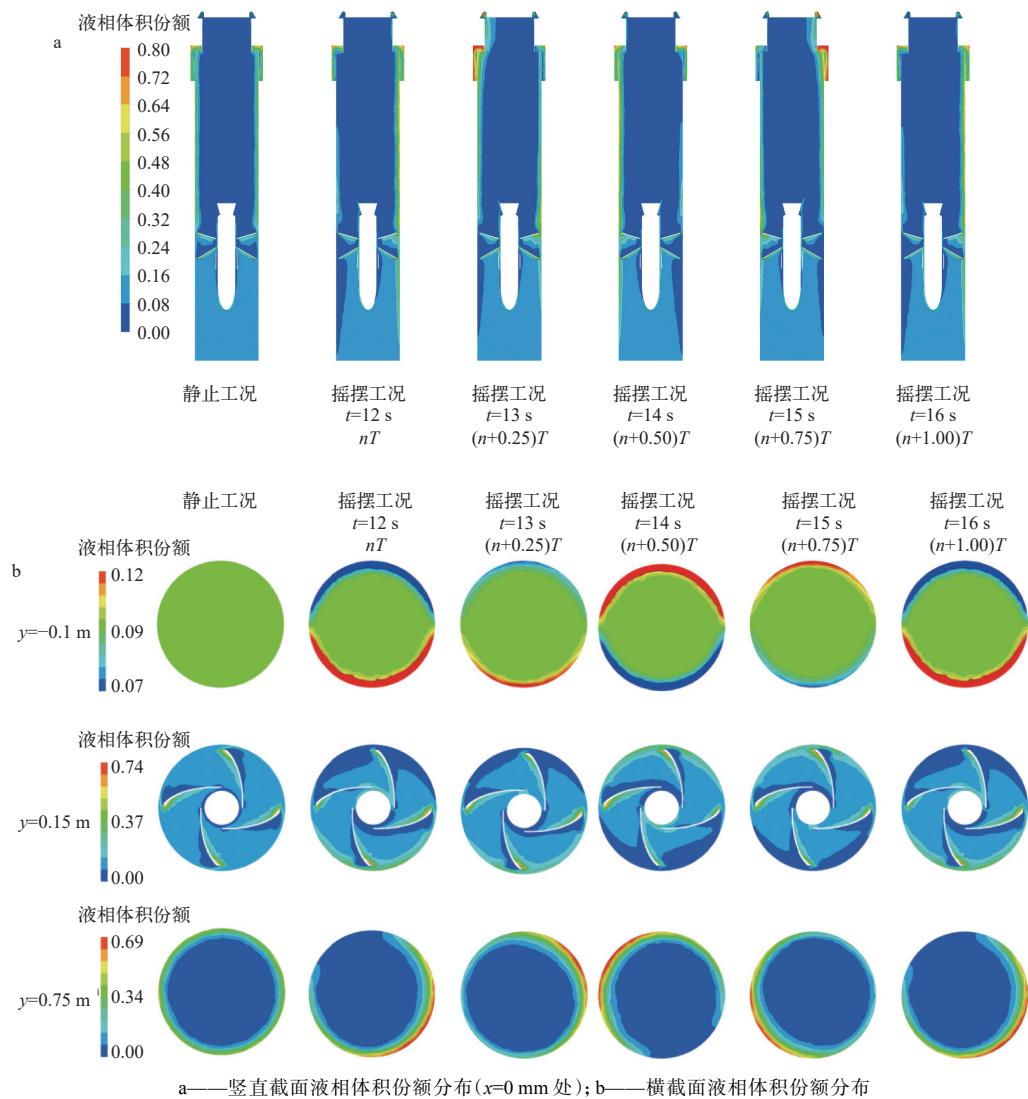


图 12 摆摆周期内液相体积份额分布云图

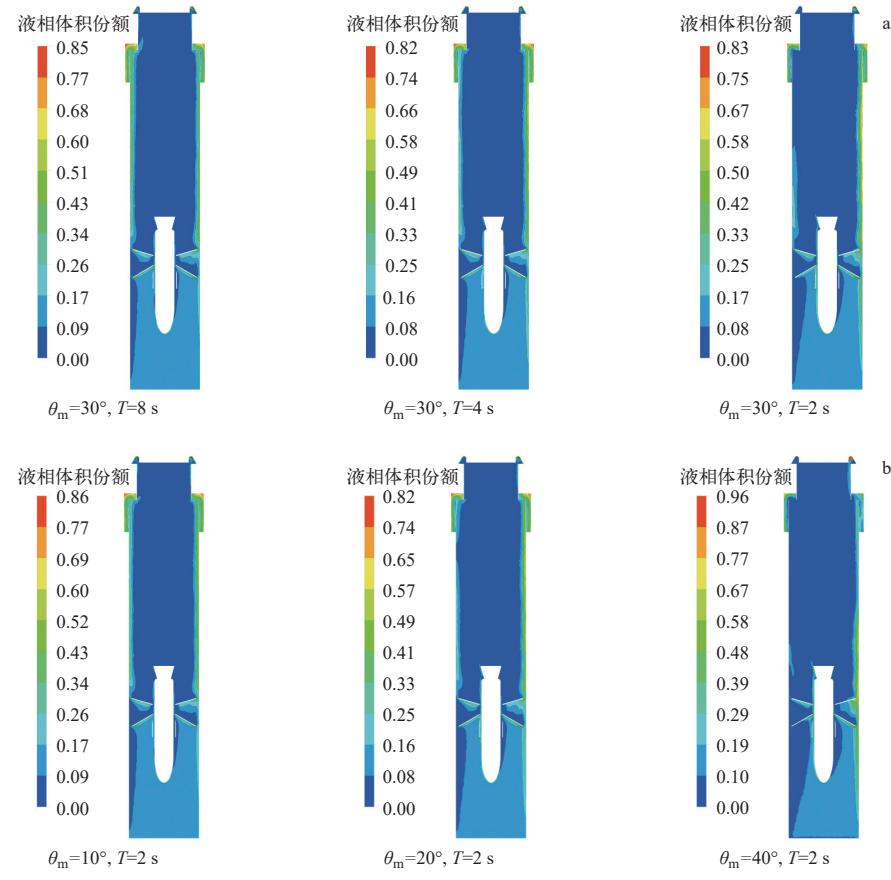
Fig. 12 Liquid volume fraction distribution cloud in a rolling motion period

区域液相体积份额突增到 96%, 但这种突增只发生在极小区域内, 剩下大部分区域的两相分离效果较差, 并且这种剧烈摇摆运动势必会加大两流体的能量消耗, 还会加剧不必要的流体波动, 使得已经分离的汽液两相流体在旋叶片下游的出口 3 区域重新混合, 导致较多液相随蒸汽进入出口 2, 这使得汽水分离效率大大降低。

3.4 分离性能

图 14 示出不同摇摆条件下汽水分离效率和压降的变化。由图 14a 可知: 当摇摆条件为 θ_m 在 $10^\circ \sim 40^\circ$ 之间、 T 在 $4 \sim 8$ s 之间时, 分离效率随时间波动规律近似正弦函数, 且分离效率的周期性波动与分离器本身的摇摆运动同步, 即分离器运动到最大倾角时刻分离效率达到最大值; 当 θ_m 大

于 30° 同时 T 缩短到 2 s 时, 分离效率随时间波动近似呈“W”形, 分离效率的周期性波动与摇摆运动相比滞后 $1/4T$, 分离效率的最小值出现在分离器运动到最大倾角时刻。此外, 随着摇摆角度增大、摇摆周期缩短, 汽水分离效率呈现下降趋势, 在 $\theta_m=10^\circ$ 、 $T=4$ s, $\theta_m=20^\circ$ 、 $T=4$ s 和 $\theta_m=30^\circ$ 、 $T=8$ s 这 3 个摇摆条件下, 分离效率维持在 79% 左右, 当 θ_m 增大达到 30° 的同时 T 缩短到 4 s 时, 分离效率下降到了 74% 以下, 当 $\theta_m=40^\circ$ 、 $T=4$ s 时, 分离效率降到了 65% 左右, 当 $\theta_m=30^\circ$ 、 $T=2$ s 时, 分离效率降到了 60% 左右。特别地, 在临界工况 ($\theta_m=40^\circ$ 、 $T=2$ s) 下, 较强的摇摆力使蒸汽对液滴的携带作用增强且倾斜角度的迅速变化加大了内部流体和分离器摇摆速度的差异, 该工况下的汽



a——不同摇摆周期对比; b——不同摇摆幅值对比

图 13 不同摇摆工况下液相体积份额分布对比

Fig. 13 Comparison of liquid volume fraction distribution under different rolling conditions

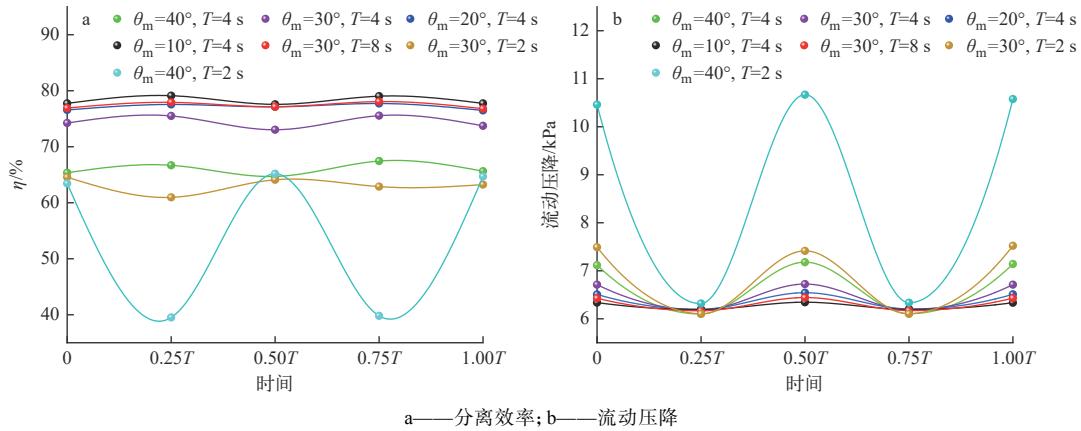


图 14 旋叶式分离器工作性能与摇摆条件的关系

Fig. 14 Performance of swirl vane separator versus different rolling motions

水分离效率最小值仅为 38% (被认为是本文模拟摇摆条件下分离效率的最小值)。

由图 14b 可知, 流动压降的周期性波动规律近似“W”形, 当分离器运动到最大倾角时压降达到最小值, 并且摇摆条件越剧烈压降越大。流

动压降主要是流体与筒壁间的摩擦造成的, 在较强摇摆力作用下, 蒸汽对液滴的携带作用增强, 同时这种携带作用会破坏壁面形成的液膜造成二次夹带, 二次夹带现象使得流体与筒壁间摩擦加剧, 严重影响汽水分离效果。在 $\theta_m = 10^\circ$ 、 $T = 4$ s,

$\theta_m=20^\circ$ 、 $T=4$ s、 $\theta_m=30^\circ$ 、 $T=4$ s 和 $\theta_m=30^\circ$ 、 $T=8$ s 这 4 个摆摆条件下, 压降保持在 6 500 Pa 左右小范围浮动, 当在 $\theta_m=40^\circ$ 、 $T=4$ s 和 $\theta_m=30^\circ$ 、 $T=2$ s 摆摆条件下, 压降最高达到了 7 500 Pa 且波动较剧烈。特别地, 在临界工况($\theta_m=40^\circ$ 、 $T=2$ s)下, 压降最高上升到了 10 750 Pa, 且周期性波动幅度很大, 因此该条件下的压降被认为是本文模拟的摆摆条件下流动压降的最大值。

4 结论

本文建立了摆摆条件下旋叶式分离器内汽液两相流动分离的三维数值计算模型, 重点分析了摆摆周期和摆摆振幅对分离器内流场分布特性和汽水分离性能的影响规律, 主要结论如下。

1) 分离器内混合物静压分布随时间推移表现出周期性波动的变化规律, 且周期性波动滞后于分离器自身运动 1/4 周期。总体上, 摆摆幅值越大、摆摆周期越小, 中空低压区及压力梯度的倾斜效果就越明显。

2) 分离器内汽相总速度分布随时间推移表现出周期性波动的变化, 且周期性波动滞后于分离器自身运动 1/4 周期。总体上, 摆摆幅值越大、摆摆周期越小, 汽水两相流体湍流越交混, 分离器内流场越紊乱。特别地, 当摆摆幅值为 40° 、摆摆周期为 2 s 时认为达到临界工况, 分离器内部多处区域出现流体回流现象, 严重影响汽水分离效果。

3) 液相体积份额分布的周期性波动与分离器同步, 即分离筒近壁面区域液相体积份额峰值出现在分离器运动到最大倾角时刻。总体上, 摆摆幅值越大、摆摆周期越小, 汽液两相分离难度越大, 分离筒两侧液膜厚度的不均匀现象越明显。

4) 分离效率的周期性波动规律近似正弦函数, 且在未达到临界工况前, 分离效率波动与分离器自身运动同步; 达到临界工况后, 分离效率波动滞后于分离器自身运动。压降的周期性波动规律近似“W”形, 在分离器运动到最大倾角时刻压降达到最小值。总体上, 摆摆条件越剧烈, 汽水混合层的空间分布范围越广, 汽水分离效率越低, 压降越大。

参考文献:

- [1] MURATA H, IYORI I, KOBAYASHI M. Natural circulation characteristics of a marine reactor in rolling motion[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 1990, 118(2): 141-154.
- [2] ISHIDA T, YORITSUNE T. Effects of ship motions on natural circulation of deep sea research reactor DRX[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2002, 215(1/2): 51-67.
- [3] 《蒸汽发生器》编写组. 蒸汽发生器[M]. 北京: 原子能出版社, 1982.
- [4] PENDYALA R, JAYANTI S, BALAKRISHNAN A R. Flow and pressure drop fluctuations in a vertical tube subject to low frequency oscillations[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2008, 238(1): 178-187.
- [5] 贾辉, 曹夏昕, 阎昌琪, 等. 摆摆状态下气液两相流流型转变的实验研究[J]. 核科学与工程, 2006, 26(3): 209-214, 198.
- [6] JIA Hui, CAO Xiaxin, YAN Changqi, et al. Experimental study on two-phase flow pattern transition in rolling tubes[J]. *Chinese Journal of Nuclear Science and Engineering*, 2006, 26(3): 209-214, 198(in Chinese).
- [7] KIM K, KIM W S, LEE J B. An experimental performance evaluation for a swirl-vane separator using an air-water test facility[J]. *Energies*, 2021, 14(21): 7072.
- [8] 王泽隆, 李亚洲, 熊珍琴, 等. 旋叶分离器分区域疏水性能研究[J]. 原子能科学技术, 2022, 56(7): 1293-1299.
- [9] WANG Zelong, LI Yazhou, XIONG Zhenqin, et al. Investigation on water drainage performance from different regions of swirl-vane separator[J]. *Atomic Energy Science and Technology*, 2022, 56(7): 1293-1299(in Chinese).
- [10] 赵二雷, 李朋洲, 彭兴建, 等. 新型蒸汽发生器综合性能实验研究[J]. 原子能科学技术, 2018, 52(5): 868-874.
- [11] ZHAO Erlei, LI Pengzhou, PENG Xingjian, et al. Integrated experiment research of new steam generator[J]. *Atomic Energy Science and Technology*, 2018, 52(5): 868-874(in Chinese).
- [12] 李勇, 黄振, 李林坤, 等. “华龙一号”蒸汽发生器汽水分离器性能研究[C]//中国核科学技术进展报告(第五卷)——中国核学会 2017 年学术年会论文集第 3 册(核能动力分册). 威海: [出版者不详], 2017: 430-434.
- [13] LIU L, BAI B. Experimental study and similarity analysis of separation efficiency of swirl-vane separator[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2020, 359: 110442.
- [14] LIU L, BAI B. Scaling laws for gas-liquid flow in swirl vane separators[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2016, 298: 229-239.
- [15] LIU L, BAI B. Numerical study on swirling flow and separation performance of swirl vane separator[J]. *Interfacial Phenomena and Heat Transfer*, 2017, 5(1): 9-21.

[13] LIU Z, BO H. Three-dimensional Euler grid approximation method for multi-droplet motions in the steam-water separator[J]. *Case Studies in Thermal Engineering*, 2023, 51: 103545.

[14] ZHANG H, LIU Q. Numerical investigation on performance of moisture separator: Experimental validation, applications and new findings[J]. *Annals of Nuclear Energy*, 2020, 142: 107362.

[15] TIAN Z, YANG L. Numerical investigation on a new type of two-stage steam separator in pressurized water reactors[J]. *Energy Procedia*, 2017, 142: 3962-3967.

[16] FANG D, WANG M, DUAN Y, et al. Full-scale numerical study on the flow characteristics and mal-distribution phenomena in SG steam-water separation system of an advanced PWR[J]. *Progress in Nuclear Energy*, 2020, 118: 103075.

[17] FANG D, LI L, LI J, et al. Full-scale numerical study on the thermal-hydraulic characteristics of steam-water separation system in an advanced PWR UTSG, Part two: Droplets separation process[J]. *Progress in Nuclear Energy*, 2020, 118: 103139.

[18] 田文喜, 王明军, 曾春杰, 等. 核动力蒸汽发生器三维热工水力分析程序 STAF 的发展与应用[J]. 原子能科学技术, 2022, 56(11): 2239-2252.

TIAN Wenxi, WANG Mingjun, ZENG Chunjie, et al. Development and application of three-dimensional nuclear steam generator thermal-hydraulic analysis code STAF[J]. *Atomic Energy Science and Technology*, 2022, 56(11): 2239-2252(in Chinese).

[19] 王琮, 孙耀刚, 王祥猛, 等. CB 20691—2020《舰船用自动气象站规范》解析[J]. 船舶标准化与质量, 2022(2): 44-47, 40.

WANG Cong, SUN Yaogang, WANG Xiangmeng, et al. Introduction of CB 20691—2020[J]. *Shipbuilding Standardization & Quality*, 2022(2): 44-47, 40(in Chinese).

[20] PENG J, CHEN D, XU J, et al. CFD simulation focusing on void distribution of subcooled flow boiling in circular tube under rolling condition[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2020, 156: 119790.

[21] 程坤, 谭思超. 海洋条件下反应堆热工水力特性研究进展[J]. 哈尔滨工程大学学报, 2019, 40(4): 655-662.

CHENG Kun, TAN Sichao. Research progress of nuclear reactor thermal-hydraulic characteristics under ocean conditions[J]. *Journal of Harbin Engineering University*, 2019, 40(4): 655-662(in Chinese).

[22] YAN B H, GU H Y. The flow and heat transfer of turbulent pulsating flow in rod bundles in rolling motion[J]. *Progress in Nuclear Energy*, 2012, 54(1): 49-55.

[23] ZHANG J H, YAN C Q, GAO P Z. Characteristics of pressure drop and correlation of friction factors for single-phase flow in rolling horizontal pipe[J]. *Journal of Hydrodynamics*, 2009, 21(5): 614-621.

[24] LIU L, YING B, GU H, et al. Effect of velocity and pressure on performance of a full-scale SG steam separator package[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2020, 361: 110551.