



核科学与工程

严重事故下堆舱空间氢气分布特性数值模拟^{*}

许志勇, 刘家磊, 陈玉清, 王海峰

(海军工程大学核科学技术学院, 武汉 430033)

摘要: 利用计算流体力学软件 CFX 分析了零方程模型和 $k-\epsilon$ 模型对氢气分布的影响, 并对船用堆在典型失水诱发的严重事故下堆舱空间内的氢气分布特性进行了数值模拟。结果表明: 在氢气释放阶段内, 用 $k-\epsilon$ 模型模拟堆舱空间内的氢气分布更为合理; 严重事故下的气体喷放期间, 堆舱空间内各点处的压力变化基本一致, 空间内的温度不会持续升高, 氢气在堆舱空间内建立了比较明显的浓度梯度, 堆舱顶部区域和破口附近区域氢气浓度都较高; 氢气喷放结束后, 堆舱空间内的平均水蒸气浓度不足以维持蒸汽惰性环境, 堆舱空间内存在氢气燃烧的可能。研究结果为开展船用堆的氢气风险研究提供了基础。

关键词: 严重事故; 氢气分布; 船用堆堆舱; 数值模拟

中图分类号: TL364

文献标志码: A

doi: 10.11884/HPLPB202335.230093

Numerical simulation of hydrogen distribution characteristics in reactor space under severe accident

Xu Zhiyong, Liu Jialei, Chen Yuqing, Wang Haifeng

(College of Nuclear Science and Technology, Naval University of Engineering, Wuhan 430033, China)

Abstract: The effects of zero equation model and $k-\epsilon$ model on hydrogen distribution have been analyzed by computational fluid dynamics program CFX, and the hydrogen distribution characteristics in the reactor space of marine reactor under typical water loss induced severe accident could be numerically simulated. The results show that it is more reasonable to use the $k-\epsilon$ model to simulate the hydrogen distribution in the reactor space during the concentrated release stage of hydrogen. During the period of severe accidents, the pressure changes at each point in the reactor space could be regarded as basically the same, and the temperature in the space will not continue to rise. Hydrogen forms a relatively obvious concentration gradient in the reactor space. At the top area of the reactor space and the area near the break the hydrogen concentration is obviously rising. After the hydrogen injection, the average vapor concentration in the reactor space is not high enough to maintain the inert environment, and there is a possibility of hydrogen combustion in the reactor cabin space. This study provide a basis for the research of hydrogen risk of marine reactor.

Key words: severe accident, hydrogen distribution, marine reactor space, numerical simulation

轻水堆发生冷却剂大量丧失事故时, 如果不能及时隔离破口或向堆芯注射足够量的冷却剂, 可能导致堆芯裸露, 堆芯余热将使燃料元件温度急剧升高, 在锆水反应的作用下产生大量氢气。氢气通过破口泄漏到安全壳或密闭厂房中, 当氢气、空气、水蒸气三种气体混合达到一定比例时, 可能诱发氢气燃烧, 甚至爆炸, 给安全壳或密闭厂房的完整性带来严重威胁^[1-2]。2011 年的福岛核事故正是由于氢气聚集爆炸, 破坏了反应堆厂房结构的完整性, 造成大量放射性物质释放到环境中, 给事故应急救援带来了一系列难题^[3-4]。

目前, 国内外学者通过理论分析、实验研究和数值模拟的方式, 对严重的反应堆事故中氢气的分布特征、分层和混合过程开展研究, 取得了一系列研究成果。例如法国核安全与辐射防护研究院 (IRSN)^[5-6] 利用小型单室实验设施 TOSQAN, 研究了注入条件、冷凝和喷淋对氢气分层和混合过程的影响, 并研究了容器顶部氢气分层的建立和氢气的输运行为, 结果表明氢气层厚度和界面输运主要由气体注入速率和扩散过程决定。印度理工学院^[7] 利用

* 收稿日期: 2023-04-19; 修订日期: 2023-08-15

联系方式: 许志勇, xuzhiyong2020@163.com。

通信作者: 陈玉清, chenyuqing301@163.com。

小型实验设施 AIHMS, 研究了由壁面温度驱动的自然循环对氢气混合行为的影响, 结果表明: 在壁面温度较高的区域设置冷凝可以减缓气体分层, 显著缩短混合时间。Malet 等^[8] 基于 TOSQAN 实验验证了集总参数(LP)法和计算流体力学(CFD)方法, 结果表明 CFD 方法能够准确预测全局变量的瞬态变化, 而大多数的 LP 法只能得到最终的稳态分布。Fernández-Cosials 等^[9] 利用在 PANDA 实验设施上的 IBE-3 实验验证了基于气体混合过程的 GOTHIC 程序, 结果表明混合过程中各个位置氢气的浓度变化与实验结果吻合较好, 平均误差约为 7.4%, 湍流模型对计算结果的影响大于传热模型、时间步长等因素。Kelm 等^[10] 基于 THAI 和 MISTRA 设施的实验数据使用 CFX 软件预测了气体的混合过程, 发现源项的设置、壁面初始温度、壁面热惯性和局部热损失都对模拟结果有明显的影响。刘汉臣等^[11] 利用数值模拟与理论分析结合的方法对小尺度空间内氢气的流动分布特性进行了研究, 结果表明, 典型工况下氢气在小尺度空间内形成了比较明显的浓度梯度。许幼幼等^[12] 利用三维计算流体力学分析程序 GASFLOW 对严重事故下小型安全壳内的氢气风险进行了分析, 结果表明, 水蒸气和氢气的释放规律对安全壳内的氢气风险影响比较大, 水蒸气形成的惰化环境会抑制氢气的燃爆风险。上海交通大学的王迪^[13]、侯立强^[14]、彭程^[15] 等使用 CFD 软件对 THAI、LSGMF 实验进行了数值模拟, 并分别使用代数模型和 $k-\varepsilon$ 模型模拟了实验装置内氢气分层的形成过程。

相比于陆上压水堆核电站安全壳, 船用堆堆舱空间自由体积小, 设备布置紧凑, 氢气在堆舱空间内流动过程中可能在某些位置局部聚集, 从而引发氢气燃爆风险。为此, 本文利用计算流体力学软件 CFX, 针对船用堆失水叠加安注失效诱发的严重事故, 开展堆舱空间内的氢气分布特性数值模拟研究。

1 物理模型

1.1 控制方程

控制方程主要用于求解严重事故过程中船用堆堆舱空间内的多组分气体流动和传热过程, 包括质量方程、动量方程、能量方程和组分输运方程。

质量方程为

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v}) = S_m \quad (1)$$

动量方程为

$$\frac{\partial (\rho \mathbf{v})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \mathbf{v}) = \nabla \cdot \Gamma + \nabla \cdot \tau + \rho f + S_{u,v} \quad (2)$$

能量方程为

$$\frac{\partial (\rho E)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} E) = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + \rho f \cdot \mathbf{v} + \nabla \cdot (\Gamma \cdot \mathbf{v}) + \nabla \cdot (\tau \cdot \mathbf{v}) + S_{E,H} \quad (3)$$

组分输运方程为

$$\frac{\partial (\rho \omega_i)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{v} \omega_i) = \nabla \cdot (\rho D_i \nabla \omega_i) + S_{m,i} \quad (4)$$

式中: t 为时间; ρ 为密度; \mathbf{v} 为速度矢量; E 为能量; T 为温度; Γ 为表面力; f 为体积力; τ 为应力张量; λ 为导热系数; S_m 为质量源项; $S_{u,v}$ 为动量源项; $S_{E,H}$ 为能量源项; D 为扩散系数; ω 为质量分数; 下标 v 表示水蒸气; H 表示氢气; i 表示混合气体中的某一气体; m 表示混合气体。

1.2 壁面冷凝模型

CFX 软件针对核电厂安全壳开发了专门的壁面凝结模型, 该模型主要用于模拟可变组分混合物(如水蒸气和空气)中可凝结组分的冷凝。在该模型中, 可变组分混合物中水蒸气的凝结由水蒸气在壁面附近的浓度梯度驱动, 利用内部边界质量源模拟从系统中移出的凝水量, 忽略冷凝液膜的厚度和通过冷凝液膜的传热, 并通过假设蒸汽与气液界面处液膜处于热平衡状态, 利用干蒸气的摩尔分数来确定气液界面处水蒸气的质量通量。

对于湍流流动, 壁面冷凝模型使用湍流壁面函数对浓度边界层进行建模。在湍流边界层中, 通过平行于壁面并距离壁面边界某一距离处平面的二元气体混合物的不可凝结组分 A 和可凝结组分 B 的摩尔通量分别为 J_A 和 J_B , 由质量守恒可得

$$J_{Aw} = J_m X_{Aw} - T_m (X_{Ap} - X_{Aw}) = 0 \quad (\text{不可凝结组分}) \quad (5)$$

$$J_{Bw} = J_m X_{Bw} - T_m (X_{AP} - X_{Aw}) \quad (\text{可凝结组分}) \quad (6)$$

式中: 下标 w 表示壁面; 下标 P 表示近壁网格点; T_m 表示由湍流壁面函数决定的壁面乘数; X_A 和 X_B 分别为不可凝结组分 A 和可凝结组分 B 的摩尔分数。

由于组分 A 不可凝结, 所以有 $J_{Bw} = J_m$, 将式(5)和式(6)相加, 并结合本构关系式 $X_A + X_B = 1$, 得到可凝结组分 B 的凝结摩尔通量

$$J_{Bm} = -T_m \frac{X_{BP} - X_{Bw}}{1 - X_{Bw}} \quad (7)$$

由于多组分流动模型中要求使用质量分数, 因此将式(7)转化为质量分数形式

$$M_{Bm} = -T_m \frac{Y_{BP} - Y_{Bw}}{1 - Y_{Bw}} \quad (8)$$

式中: Y 表示质量分数; Y_{BP} 的值由可凝结组分 B 的输运方程得到; Y_{Bw} 的值由可凝结组分 B 的摩尔分数计算而来。

1.3 湍流模型

船用压水堆发生主冷却剂系统失水诱发的严重事故过程中, 产生的氢气将从破口喷出, 氢气在惯性力和浮力的驱动下在堆舱空间内流动。在此过程中湍流对气体的流动分布起着决定性作用。因此, 选取适当的湍流模型, 是正确模拟氢气在堆舱空间内分布特性的基础。

选取零方程模型和 $k-\varepsilon$ 模型分别对堆舱空间内的氢气分布进行数值模拟。这两种模型都是基于 Boussinesq 涡黏性假设来计算雷诺应力, 从而使雷诺时均方程可封闭求解, 并将求解湍流的问题转化为如何确定湍流黏性系数^[16]。

零方程模型又称为代数模型, 它是指不使用微分方程, 而使用代数关系式把湍流黏性系数 μ_t 与时均值联系起来的模型。在零方程模型中, 湍流黏性系数表达式为

$$\mu_t = \rho C_\mu k^{1/2} l \quad (9)$$

式中: ρ 为密度; C_μ 为修正系数, 一般取 0.05, μ 为黏性系数; k 为湍动能; l 为涡尺寸的特征长度, 对于反应堆安全壳的模拟, l 一般取 0.25~0.5 m。

$k-\varepsilon$ 模型是指在湍动能 k 的方程基础上, 引入一个关于湍流动能耗散率 ε 的方程, 形成的 $k-\varepsilon$ 两方程模型, 称为标准 $k-\varepsilon$ 模型。在 $k-\varepsilon$ 模型中, 湍流黏性系数表达式为

$$\mu_t = \rho C_\mu k^2 / \varepsilon \quad (10)$$

式中: ε 为湍动能耗散率; k 和 ε 用两个微分方程计算。

2 数值模型

2.1 几何模型与网格划分

由于堆舱空间内部结构复杂程度较高, 本文建立的堆舱三维几何模型在不影响计算结果的前提下做了适当简化处理, 假设在连接蒸汽发生器管道的冷端不可隔离段发生破口。在破口中心所在平面上设置 8 个假想监测点, 用于测量不同高度、同一高度不同水平位置处氢气浓度随时间的变化情况, P_1 、 P_2 、 P_3 和 P_4 测点位于破口上方, 其中 P_1 和 P_2 测点位于破口正上方, P_5 、 P_6 、 P_7 和 P_8 测点位于破口下方, 如图 1 所示。

考虑到堆舱结构的复杂性, 本文应用 Workbench Mesh 对堆舱三维几何模型生成非结构化网格, 首先利用程序的自适应单元尺寸生成网格, 然后通过减小单元尺寸的大小进行网格划分, 最终得到了五种不同单元数的网格划分方案, 如表 1 所示。

利用上述五套网格划分方案进行网格敏感性分析, 得到破口正上方氢气体积分数随轴向高度的变化趋势, 如图 2 所示。通过对比这五种不同网格划分方案的计算结果可知, 网格单元数为 1688 713、2 137 368、4 397 920 和 6 658 472 计算得到的堆舱空间内氢气体积分数轴向分布趋势基本一致, 最大偏差约为 1.03%, 继续增加网格数量对提高计算精度不明显, 满足网格独立性的要求。因此, 综合考虑计算精度及计算资源和效率, 本文选择单元数为 2 137 368 的网格划分方案进行后续的计算。

2.2 初始条件和边界条件

使用系统分析程序对船用堆发生 38 mm 尺寸破口失水事故始发的严重事故进行了分析, 结果表明事故过程中水蒸气主要集中在 0~2100 s 时间段内喷放, 氢气主要集中在 2100~3600 s 这段时间内喷放, 如图 3 中的归一化气

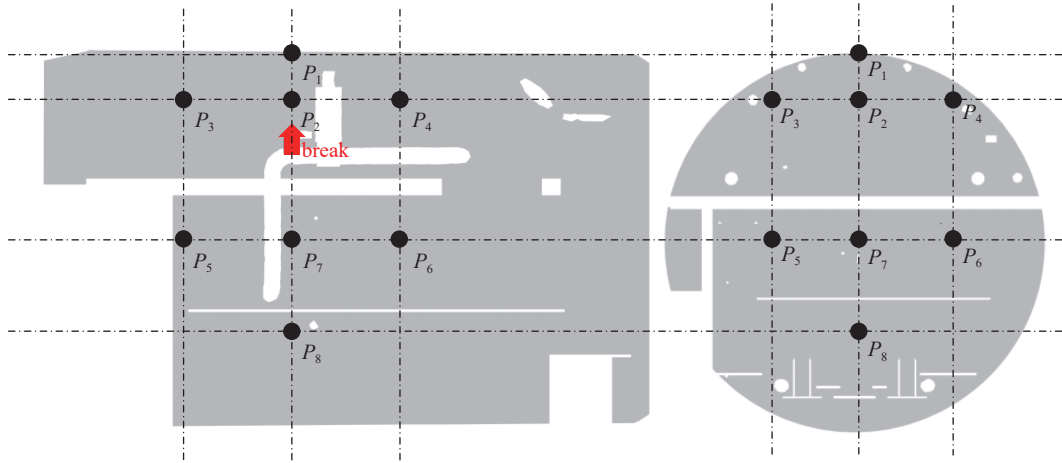


Fig. 1 Schematic view of gas concentration measuring points

图 1 气体浓度测点示意图

表 1 五种网格划分方案参数

Table 1 Parameters of five different mesh schemes

cells	nodes	maximum skewness	average skewness	standard deviation
1240059	2497908	0.8588	0.2445	0.1686
1688713	3367411	0.8954	0.2386	0.1684
2137368	4236914	0.8888	0.2333	0.1705
4397920	8544655	0.8577	0.2262	0.1695
6658472	12852396	0.8820	0.2170	0.1662

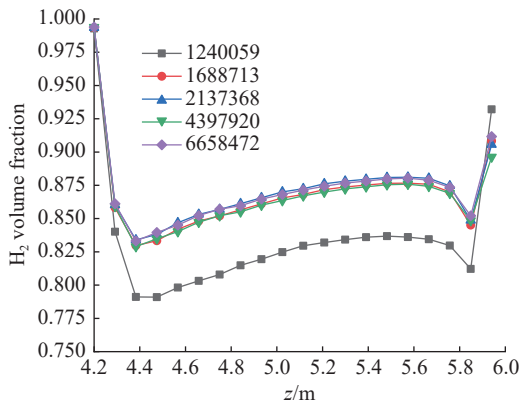


Fig. 2 Computational results of five mesh schemes

图 2 五种网格方案计算结果

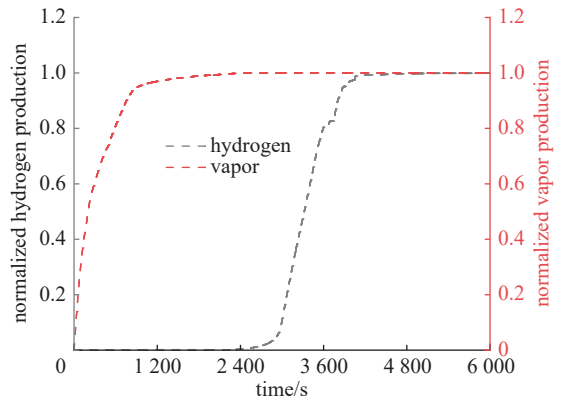


Fig. 3 Normalized gas production at a break size of 38 mm

图 3 38 mm 破口尺寸的归一化气体产生量

体产量所示。

为了能够准确掌握严重事故下堆舱空间内的氢气行为特性和分布规律, 本文从破口发生时刻开始进行瞬态数值模拟, 并考虑水蒸气的壁面冷凝, 具体参数见表 2。为了使用壁面凝结模型, 需要定义多组分流体, 并且激活传热模型, 选择热能传热模型, 不考虑辐射传热, 在计算域的流动模式中选择浓度边界层模型, 并把空气份额作为连续方程的约束条件, 氢气和水蒸气选择运输方程。为了模拟浮力在氢气流动过程中的作用, 在计算域中开启浮力模型, 设置重力加速度参数。由于船用堆舱大部分都浸泡在 25 °C 的常温海水中, 具有良好的外部冷却条件, 为了模拟分析方便, 堆舱壁面边界采用无滑移边界条件, 并假设堆舱内外壁面之间温差为 25 °C, 因此堆舱壁面设为定温边界 50 °C, 近似模拟严重事故过程中堆舱壁面与外界海水之间的对流换热。本文不考虑水蒸气的空间冷凝。

3 湍流模型适用性分析

选取 $k-\epsilon$ 模型和零方程模型分别计算了从 2100 s 氢气开始喷放至 2700 s 期间堆舱空间内的氢气分布, 计算结果如图 4 所示。由图可见, 用零方程模型计算氢气在堆舱空间内的分布时, 氢气在喷放过程中主要集中在破口附

表 2 初始条件与边界条件参数

Table 2 Parameters for initial conditions and boundary conditions

parameter	value
steam injection mass flow rate/(kg·s ⁻¹)	1.56932
steam injection time/s	0~2100
steam injection temperature/K	480
hydrogen injection mass flow rate/(kg·s ⁻¹)	0.01407
hydrogen injection time/s	2100~3600
hydrogen injection temperature/K	420
initial gas composition in reactor space	air
initial gas temperature in reactor compartment/K	323
initial pressure in reactor space/atm	1
injection diameter/mm	38
injection position	cold end non-isolated section
direction	vertically upward

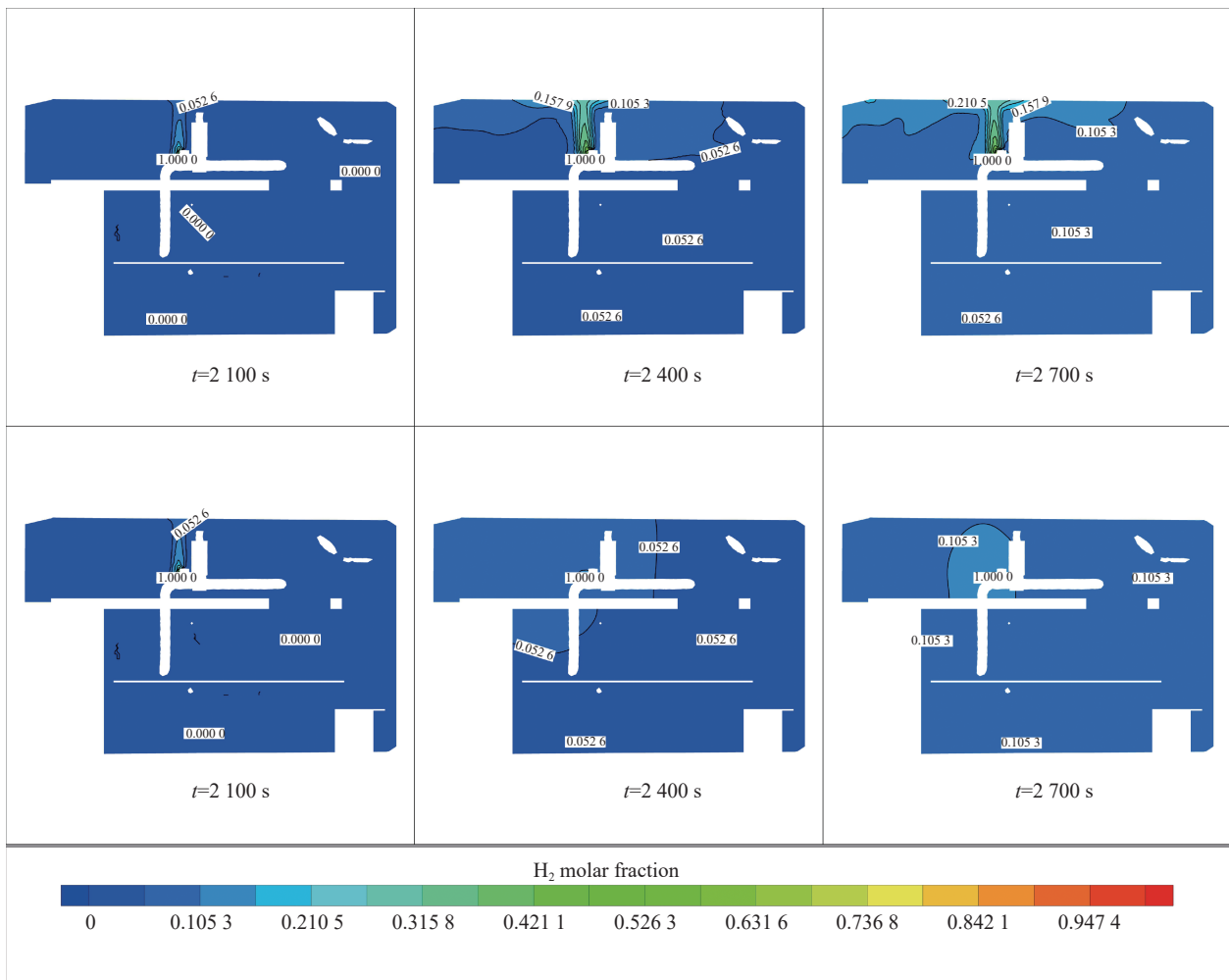


Fig. 4 Simulation results of different turbulence models (top: $k-\epsilon$ model; bottom: zero equation model)

图 4 不同湍流模型计算结果(上: $k-\epsilon$ 模型;下: 零方程模型)

近, 湍流扩散对氢气流动分布的作用不明显; 而用 $k-\epsilon$ 模型计算时, 氢气在喷放过程中在堆舱空间的竖直方向上建立了比较明显的浓度梯度, 湍流扩散对氢气在堆舱空间内的流动分布作用比较明显。因此, 在氢气喷放阶段内, 用 $k-\epsilon$ 模型来模拟堆舱空间内的湍流扩散作用相对较合理。

4 氢气分布模拟结果分析

图5是堆舱空间内压力随时间的变化趋势图。从图中可以看出,在整个事故过程中堆舱空间内平均压力的变化趋势与上述设置的8个测点的变化情况完全一致,这表明密闭连通有限容积的堆舱空间内的压力响应十分迅速,使得堆舱空间内各点处的压力很快达到了平衡状态。从事务进程来看,当高温水蒸气从破口处喷放开始,堆舱空间内的压力会迅速上升,于600 s左右达到峰值,并在600~1800 s时间段内维持一个比较稳定的值,而在这期间内,持续不断有水蒸气从破口处匀速喷放,这表明堆舱空间内的水蒸气浓度并非持续增加,其主要原因在于水蒸气从破口喷放进入堆舱空间,当水蒸气运动到堆舱壁面后,会遇冷发生凝结,水蒸气浓度减少,直至水蒸气从破口处喷放增加量与壁面冷凝减少量大体相当后,堆舱空间内的压力变化范围不大。由此也可说明,散热可以有效抑制严重事故下堆舱空间内的压力上升。2100 s水蒸气喷放结束,氢气开始从破口处喷放,由于壁面冷凝作用,堆舱空间内的压力出现下降。随着氢气的持续喷放,以及氢气作为一种不可凝结气体,会在一定程度上抑制水蒸气的壁面凝结,使得堆舱空间内出现小幅度的增压,直至3000 s后维持在比较稳定的状态。

图6是堆舱空间内温度随时间的变化图。从图中可知,测点 P_1 由于位于堆舱壁面附近,在整个事故过程中,其温度变化范围较小,且低于堆舱空间内平均温度,这表明水蒸气的壁面冷凝作用可有效降低严重事故下堆舱空间内的温度;测点 P_2 位于破口正上方,在水蒸气集中释放时间段内,其温度明显较高。其余6个测点的温度变化趋势与堆舱空间平均温度变化趋势基本相同。从事务进程来看,当高温水蒸气从破口喷放进入堆舱,堆舱空间内的温度快速上升,在600 s左右达到峰值,并在600~1800 s时间段内保持稳定状态,该时间段内喷放的高温水蒸气并没有给堆舱空间带来持续性的升温,主要原因在于该时间段内水蒸气的喷放升温与水蒸气的壁面凝结降温达到了相对平衡状态。2100 s之后,随着水蒸气喷放的结束,由于水蒸气在堆舱壁面附近的持续冷凝,堆舱空间内温度逐渐降低,直至氢气喷放结束。

图7是堆舱空间内氢气摩尔分数随时间的变化图。由图可见,堆舱空间平均氢气摩尔分数和8个测点处的氢气摩尔分数基本都随时间呈上升趋势,位于破口上方的 P_1 至 P_4 这4个测点处的氢气摩尔分数相较于位于破口下方其余4点处的要高,特别是位于破口正上方的 P_1 和 P_2 测点处的氢气摩尔分数要远高于堆舱空间平均值和其余6个测点,并且靠近破口的 P_2 测点处的氢气摩尔分数最高。即在氢气喷放阶段,由于氢气从破口处不断地持续喷入堆舱内,以及水蒸气在壁面附近的冷凝,使得堆舱内氢气浓度呈不断上升的趋势,氢气浓度最高的位置在喷入氢气的破口附近,并且由于氢气在破口正上方的分布主要受氢气喷入的影响,氢气浓度在破口正上方的分布具有一定的方向性:随着高度的增加,氢气浓度逐渐降低。图8、图9更能直观地展示氢气在堆舱空间内的分布现象。

图8和图9分别为氢气喷放阶段内,堆舱中不同时刻的氢气分布云图和堆舱内气体流动的流线图。由计算结

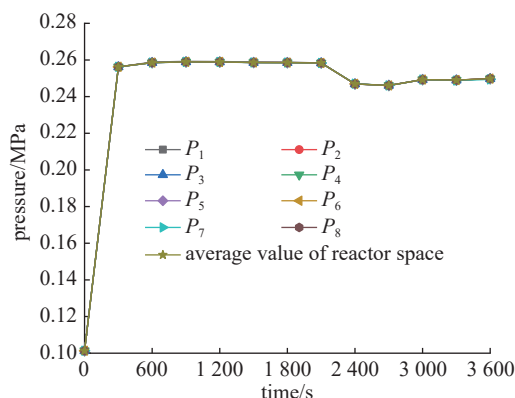


Fig. 5 Pressure change at different points in reactor space
图5 堆舱空间内压力变化

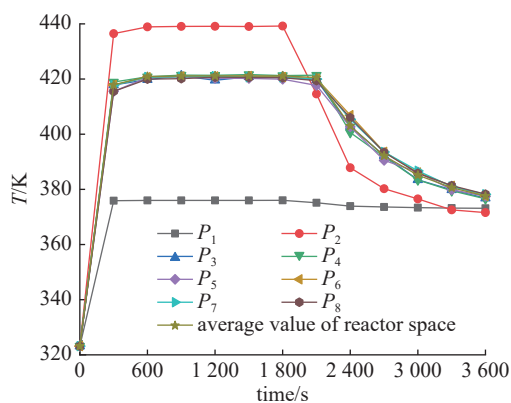


Fig. 6 Temperature change at different points in reactor space
图6 堆舱空间内温度变化

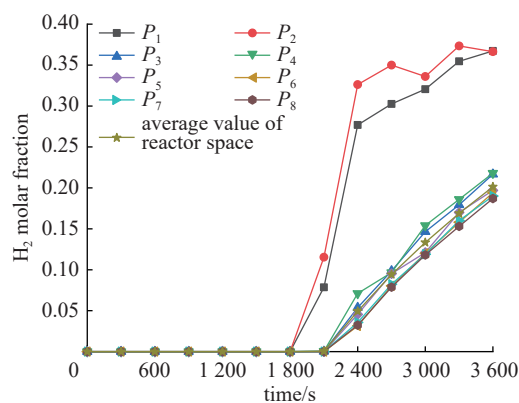


Fig. 7 Variation of hydrogen concentration at different points in reactor space
图7 堆舱空间内氢气浓度变化

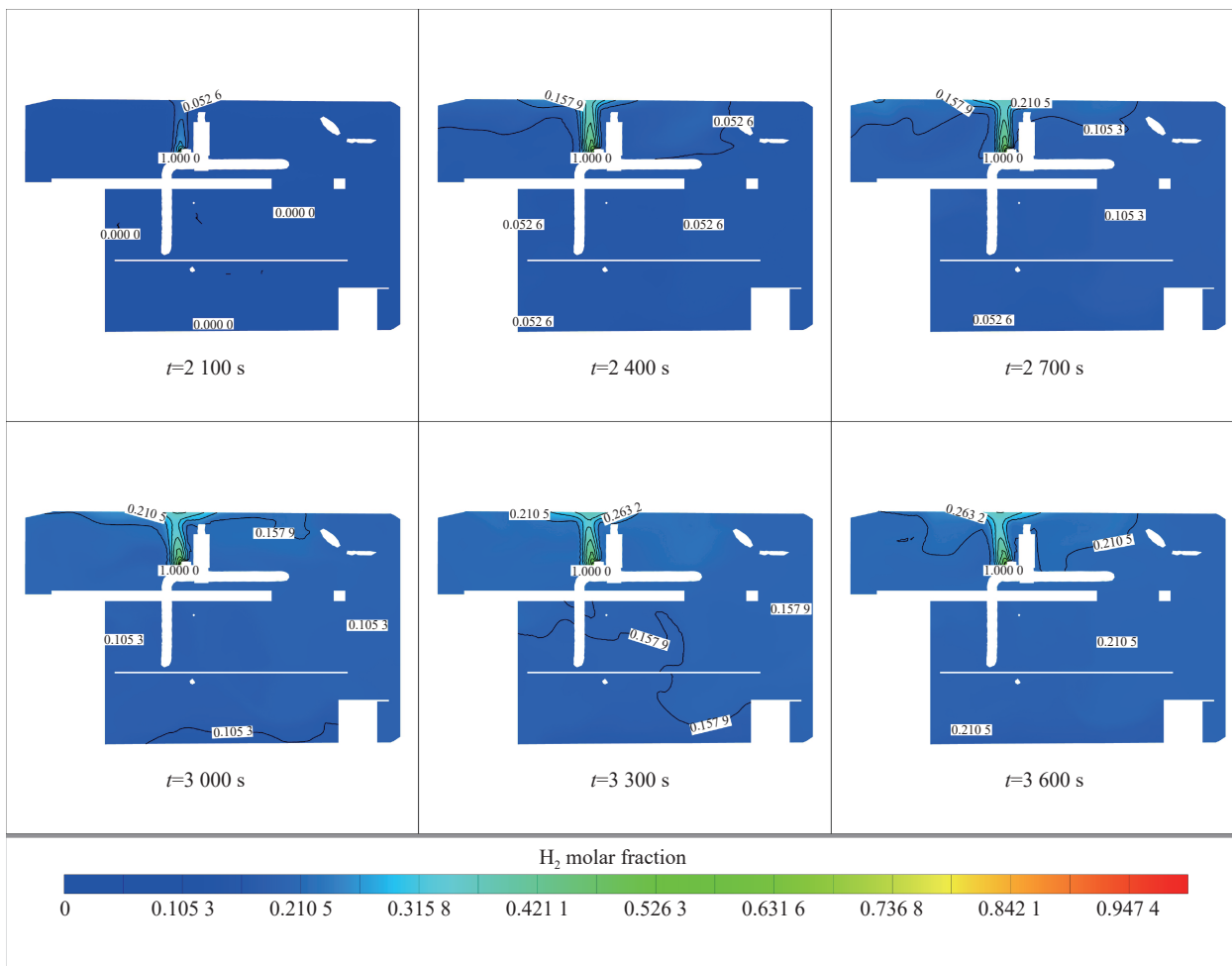


Fig. 8 Hydrogen distribution nephogram at different time

图 8 不同时刻氢气分布云图

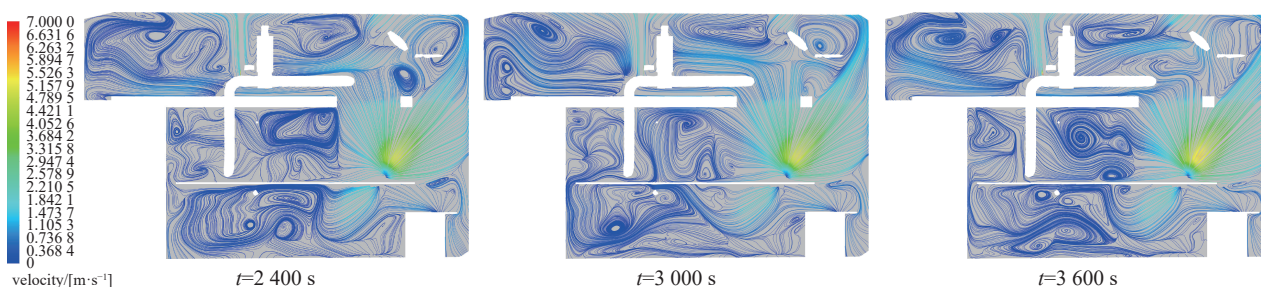


Fig. 9 Gas streamline distribution at different time

图 9 不同时刻气体的流线分布图

果可知, 氢气从破口竖直向上喷入堆舱后, 在动量和浮升力的共同驱动下向上流动, 当氢气到达堆舱顶部壁面附近时会受到壁面的阻挡作用, 氢气具有的动量被逐渐抵消, 浮升力会占据主要优势。而由于氢气密度比较小, 受浮升力的作用比较大, 氢气将沿着堆舱顶部壁面流动, 使得氢气逐渐充满整个堆舱的顶部区域, 并在堆舱顶部形成氢气高浓度区。之后, 在浓度梯度的驱动下, 氢气逐渐向堆舱下部区域扩散。在此过程中, 由于水蒸气在堆舱壁面附近的冷凝, 在壁面附近形成气体的自然对流, 使得气体受到的扰动加大, 增强氢气与堆舱内空气和水蒸气混合的同时, 带动氢气和空气、水蒸气向堆舱下部区域流动, 在堆舱的中下部区域形成氢气浓度过渡区, 在堆舱的底部区域形成氢气浓度稀疏区。因此, 氢气从破口喷入堆舱喷放完成后, 在动量、浮升力、扩散作用和水蒸气冷凝引起的气体自然对流作用下, 在堆舱空间内形成了比较明显的浓度梯度现象。最终当氢气喷放结束后, 堆舱空间内的氢气浓度平均值约为 20.14%, 水蒸气由于持续性的壁面冷凝, 平均浓度约为 40.59%, 低于维持蒸汽惰性环境的水蒸气浓度下限 55%。该计算得到的氢气在堆舱空间内的分布结果, 与 OECD/NEA 项目中的 TOSQAN 实验得到的氢气

在考虑冷凝作用时在容器内的分布趋势现象基本一致^[5]。

5 结 论

本文建立了船用堆堆舱和内部结构的三维分析模型,利用计算流体力学软件 CFX,分别用零方程模型和 $k-\varepsilon$ 模型两种湍流模型模拟了堆舱空间内的氢气分布,并对船用堆发生典型破口失水事故叠加安注失效导致的严重事故下堆舱空间内的氢气分布特性进行了瞬态模拟。计算结果表明:

(1)对于船用堆严重事故下喷放瞬变期间堆舱空间内的氢气模拟,用 $k-\varepsilon$ 模型的模拟结果比用零方程模型的模拟结果更为合理;

(2)有限容积密闭连通的堆舱空间,失水诱发的严重事故过程中气体喷放期间空间内各点处的压力变化基本一致,并且由于水蒸气的壁面冷凝,空间内的温度不会持续升高;

(3)严重事故进程中气体喷放期间,由于壁面冷凝作用,堆舱空间内的水蒸气浓度不会持续升高,水蒸气在壁面附近冷凝引起的气体自然对流,使得堆舱空间内气体受到的扰动加大,增强了空间内气体的混合和流动,缩短了氢气建立分层的时间,对氢气在堆舱空间内的流动分布起着重要作用;

(4)船用堆堆舱空间内设备布置紧凑,自由空间较小,严重事故产生的氢气在喷放过程中在堆舱空间内形成了比较明显的浓度梯度,氢气喷放结束后堆舱空间内的氢气、水蒸气和空气的平均浓度分别约为 20.14%、40.59%、39.27%,平均水蒸气浓度低于维持蒸汽惰性环境的下限值(55%),堆舱空间内存在氢气燃烧风险,后续将进一步探讨严重事故过程中堆舱空间内的氢气燃烧现象。

参 考 文 献:

- [1] Bentaib A, Meynet N, Bleyer A. Overview on hydrogen risk research and development activities: methodology and open issues[J]. *Nuclear Engineering and Technology*, 2015, 47(1): 26-32.
- [2] Tong Lili, Zou Jie, Cao Xuewu. Analysis on hydrogen risk mitigation in severe accidents for pressurized heavy water reactor[J]. *Progress in Nuclear Energy*, 2015, 80: 128-135.
- [3] Yanez J, Kuznetsov M, Souto-Iglesias A. An analysis of the hydrogen explosion in the Fukushima-Daiichi accident[J]. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2015, 40(25): 8261-8280.
- [4] 彭程, 邓坚. 安全壳大空间内氢气分层行为的模型研究[J]. *核动力工程*, 2021, 42(3): 155-159. (Peng Cheng, Deng Jian. Model study on hydrogen stratification behavior within a containment[J]. *Nuclear Power Engineering*, 2021, 42(3): 155-159)
- [5] Malet J, Porcheron E, Vendel J. OECD international standard problem ISP-47 on containment thermal-hydraulics-conclusions of the TOSQAN part[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2010, 240(10): 3209-3220.
- [6] Filippov A S, Grigoryev S Y, Tarasov O V. On the possible role of thermal radiation in containment thermal-hydraulics experiments by the example of CFD analysis of TOSQAN T114 air-He test[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2016, 310: 175-186.
- [7] Prabhakar A, Agrawal N, Raghavan V, et al. Experimental investigations on the evolution of stratified layer of helium in the unventilated vertical cylindrical enclosure of AIHMS facility under wall temperature induced natural convection[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2017, 323: 367-375.
- [8] Malet J, Laissac R. CFD calculations of stratification build-up tests of light gas in a closed vessel under controlled boundary conditions[J]. *Computers & Fluids*, 2015, 107: 224-241.
- [9] Fernández-Cosials M K, Jimenez G, Lopez-Alonso E. Analysis of a gas stratification break-up by a vertical jet using the GOTHIC code[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2016, 297: 123-135.
- [10] Kelm S, Lehmkuhl J, Jahn W, et al. A comparative assessment of different experiments on buoyancy driven mixing processes by means of CFD[J]. *Annals of Nuclear Energy*, 2016, 93: 50-57.
- [11] 刘汉臣, 武心壮, 向文娟, 等. 小尺度空间内氢气流动分布特性数值研究[J]. *核动力工程*, 2022, 43(2): 204-211. (Liu Hanchen, Wu Xinzhuang, Xiang Wenjuan, et al. Numerical study on hydrogen flow distribution characteristics in small-scale space[J]. *Nuclear Power Engineering*, 2022, 43(2): 204-211)
- [12] 许幼幼, 彭欢欢, 张明, 等. 严重事故下小型安全壳内氢气风险分析[J]. *核动力工程*, 2020, 41(s2): 64-68. (Xu Youyou, Peng Huanhuan, Zhang Ming, et al. Analysis of hydrogen risk in containment under severe accident[J]. *Nuclear Power Engineering*, 2020, 41(s2): 64-68)
- [13] 王迪, 曹学武. 不同湍流模型对氢气分布影响的数值研究[J]. *原子能科学技术*, 2016, 50(9): 1622-1628. (Wang Di, Cao Xuewu. Numerical study on effect of different turbulence models on hydrogen distribution[J]. *Atomic Energy Science and Technology*, 2016, 50(9): 1622-1628)
- [14] 侯丽强, 佟立丽, 曹学武, 等. 实验装置氢气混合的数值研究[J]. *核动力工程*, 2015, 36(s2): 146-150. (Hou Liqiang, Tong Lili, Cao Xuewu, et al. Numerical research on hydrogen mixing in an experimental device[J]. *Nuclear Power Engineering*, 2015, 36(s2): 146-150)
- [15] Peng Cheng, Tong Lili, Cao Xuewu. Numerical analysis on hydrogen stratification and post-inerting of hydrogen risk[J]. *Annals of Nuclear Energy*, 2016, 94: 451-460.
- [16] Wilcox D C. Turbulence modeling for CFD[M]. 2nd ed. La Canada: DCW Industries, 1998.