

# 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

袁乐齐 吴和鑫 苟军利 单建强  
(西安交通大学 核科学与技术学院 西安 710049)

**摘要** 热管堆具有结构简单、布局紧凑、固有安全性高的特点,是无人潜航器的理想堆型之一。针对采用热管堆的新型兆瓦级高效紧凑核动力装置,设计了一种利用自然循环冷却热管绝热段的非能动余热排出系统。使用计算流体力学方法对不同几何参数的余排系统的排热能力进行模拟分析,使其保守满足最大余排功率的需求。结果表明:热管管束周围设计围板导流有利于降低流体最高温度,围板进出口宽度几乎不影响换热能力,而延长围板下部不利于自然循环;3.5兆瓦热管堆的应急冷却舱轴向长度为160 mm时可以保守满足最大余排功率,并在5~25 °C的环境温度下均可正常工作。

**关键词** 热管堆, 无人潜航器, 非能动余热排出系统, 高温热管, 数值模拟

**中图分类号** TL33

**DOI:** 10.11889/j.0253-3219.2024.hjs.47.010602

## Design and analysis of passive residual heat removal system for a new megawatt and compact nuclear power plant

YUAN Leqi WU Hexin GOU Junli SHAN Jianqiang

(School of Nuclear Science and Technology, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

**Abstract** [Background] A heat pipe reactor is ideal for underwater unmanned vehicles (UUV) because it is simple, is compact, and has high inherent safety. [Purpose] A passive residual heat removal system that uses natural circulation to cool the adiabatic section of heat pipes was designed based on the characteristics of a new type of megawatt compact nuclear power plant with a heat pipe reactor. [Methods] Firstly, based on the characteristics of 3.5 megawatt compact nuclear power plant for UUV, natural circulation of water was utilized to cool the adiabatic section of heat pipes. Then, the computational fluid dynamics software STAR-CCM+ was used to simulate and analyze the heat removal capacity of the passive residual heat removal system with different geometric parameters, made it conservatively meeting the demand of maximum residual heat removal power. [Results & Conclusions] The results show that a baffle around the adiabatic section of heat pipe bundle is beneficial to reduce the maximum temperature of the fluid. The widths of the inlet and outlet of the baffle have almost no effect on the heat removal capacity, while extending the lower part of the baffle is unfavorable to natural circulation. When the axial length of the emergency cooling chamber is 160 mm, it can conservatively meet the maximum residual heat power of 0.14 MW. The maximum fluid temperature is 288 °C, which is lower than the boiling point under working pressure, and normal

国家重点研发计划课题(No.2019YFB1901204)资助

第一作者: 袁乐齐, 男, 2000年出生, 2022年毕业于哈尔滨工程大学, 现为硕士研究生, 研究领域为反应堆热工水力

通信作者: 苟军利, E-mail: junligou@xjtu.edu.cn

收稿日期: 2023-06-29, 修回日期: 2023-09-19

Supported by the National Key Research and Development Plan (No.2019YFB1901204)

First author: YUAN Leqi, male, born in 2000, graduated from Harbin Engineering University in 2022, master student, focusing on reactor thermal hydraulics

Corresponding author: GOU Junli, E-mail: junligou@xjtu.edu.cn

Received date: 2023-06-29, revised date: 2023-09-19

operation is possible in ambient temperatures ranging from 5 °C to 25 °C.

**Key words** Heat pipe reactor, Unmanned underwater vehicle, Passive residual heat removal system, High temperature heat pipe, Numerical simulation

深海中隐藏着各种战略性资源,对于人类社会未来的可持续发展具有重大意义,被誉为21世纪的新领域。无人水下潜航器(Unmanned Underwater Vehicle, UUV)被认为是执行深海科研探测、资源勘探以及开发利用等任务的高效手段,在未来深海应用领域的地位愈发重要<sup>[1]</sup>。特别是大型和超大型UUV,由于具备大载荷、多功能和深潜能力等优势,已经成为世界各国竞相研发的关注焦点<sup>[2-3]</sup>。

热管堆具有结构紧凑、简单稳定、固有安全性高等优点,并且热管是一种完全非能动的传热元件,具有自驱动的特性,很好地满足了非能动安全的需求<sup>[4-7]</sup>,被认为是深空和深海核电源的主要堆型之一。为此,一种用于UUV的热管堆耦合超临界二氧化碳(S-CO<sub>2</sub>)布雷顿循环的新型兆瓦级核动力系统被提出<sup>[8-9]</sup>。对于该系统,当发生热阱丧失事故时,需及时导出堆芯余热以确保安全。

目前,热管反应堆的余热排出系统设计及设计大多用于太空、地面等场景,而对于深海场景的研究较少。Huang等<sup>[10]</sup>使用Fluent对热管反应堆热发电机进行稳态、事故分析,但没有专门设置余热排出系统。热阱丧失事故发生时使用空气自然对流排除余热。结果表明,事故将使热管温度急剧上升至1 600 K,导致反应堆造成损坏。Guo等<sup>[11]</sup>以典型热管反应堆KRUSTY(Kilowatt Reactor Using Stirling Technology)的实验为依据,使用OpenFOAM对反应堆堆芯建模,在热阱丧失时通过反射层与环境的自然对流出衰变热。结果表明,由于堆芯总功率较小(5 kWt),堆芯温度上升至1 112 K后自然对流散热将与衰变热平衡。上述研究均只考虑了在地面使用空气自然对流的方式导出衰变热,无法用于在深海运行的UUV。此外,传统的用于陆地或海面核反应堆的非能动余热排出系统设计<sup>[12-17]</sup>都较为复杂

(两个或三个回路)或占用大量空间(需要水箱或冷却塔),也不适用于结构紧凑的UUV。本文结合新型兆瓦级核动力系统的特点,提出了一种利用水的自然循环冷却热管绝热段的非能动余热排出系统概念,并基于计算流体力学(Computational Fluid Dynamics, CFD)分析开展了其排热能力的模拟研究,为该新型核动力系统的余热排出系统方案设计提供参考。

## 1 非能动余热排出系统初步设计

### 1.1 非能动余热排出系统工作原理

兆瓦级高效紧凑新型海洋和动力装置的主要设计参数如表1所示。图1(a)给出了该新型核动力系统的工作原理。正常运行时,堆芯产生的热量先通过热管传递至热管冷凝段,再由热管冷凝段将热量通过对流换热传给布雷顿循环回路的工质S-CO<sub>2</sub>,从而保证堆芯的冷却。发生热阱丧失事故时,S-CO<sub>2</sub>回路将停止运行,无法通过其导出堆芯余热。结合该UUV系统的特殊结构和应用场景,设计了一种利用水的自然循环实现余热排出的非能动余热排出系统,如图1(b)所示。该系统将封闭的热管绝热段舱室设置为应急冷却舱,舱内为高压水。正常运行和事故条件下热管绝热段都会持续加热冷却舱内的水,使其在舱内形成自然循环,并通过舱室壁的导热将热量传至舱外海水,从而以非能动的方式导出堆芯余热。该方式的优点在于热管不会与海水直接接触,避免了低温海水灌入应急冷却舱对高温热管的热冲击,同时降低了流道堵塞和放射性物质通过热管泄露的风险。

深海探测的大型UUV,其潜深可达1 km,对应压力约为10 MPa<sup>[8,18]</sup>。因此,本文设计的非能动余

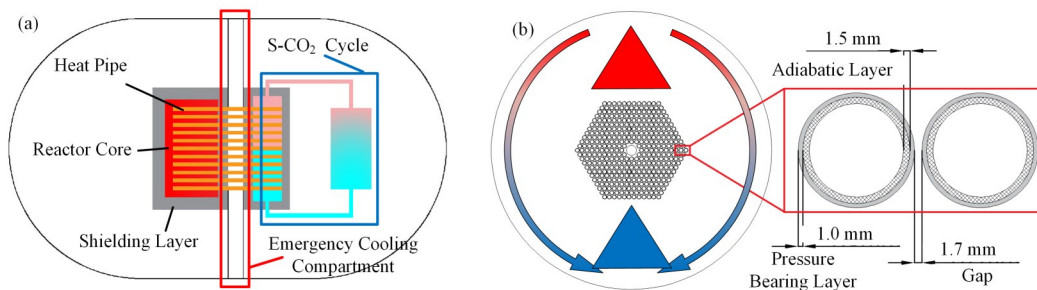


图1 非能动余热排出系统示意图 (a) 核动力装置整体示意图, (b) 应急冷却舱剖面图  
Fig.1 Schematic of passive residual heat removal system  
(a) Overall diagram of the nuclear power plant, (b) Emergency cooling compartment profile

表1 兆瓦级高效紧凑新型海洋和动力装置主要参数  
Table 1 Main parameters of megawatt high efficiency and compact new marine nuclear power plant

参数名称 Parameter	参数值 Value
反应堆功率 Reactor power / MW	3.5
燃料类型 Fuel	UN
堆内热管根数 Number of heat pipes	390
热管结构材料 Heat pipe structural materials	ODS-MA754
热管工质类型 Heat pipe working fluid type	钾 Potassium
热管吸液芯类型 Type of heat pipe wick	丝网 Wire-mesh screen
热管外径 Outer diameter of heat pipe / mm	21.5
热管壁厚度 Heat pipe wall thickness / mm	1.0
热管间中心距离 Center distance between heat pipes / mm	28.2
热管稳态运行温度 Steady state operating temperature of heat pipe / °C	773.45

热排出系统的工作压力为10 MPa,为了避免应急冷却舱内的水沸腾,且减少正常运行工况下通过绝热段的散热,在热管绝热段外表面设置厚度1.5 mm,热导率为 $0.1 \text{ W} \cdot (\text{m} \cdot \text{K})^{-1}$ 的气凝胶作为绝热层。根据GB150和GB/T 20801—2006标准规范,为满足10 MPa下的许用应力要求,在绝热层外设置厚度为1.0 mm承压层,其材料与热管材料相同。设置保温层和绝热层后,相邻热管最窄间隙为1.7 mm,如图1(b)所示。

## 1.2 非能动余热排出系统排热能力分析

完成非能动余排系统的初步设计后,需要结合UUV的余热排出需求确定其最大排热能力。假如热阱丧失的第一时间停堆,堆芯衰变功率可表示为<sup>[18]</sup>:

$$P(t) = 3.5 \times 0.1 \times \left\{ \begin{aligned} & \left[ (t+10)^{-0.2} - (t+\tau+10)^{-0.2} \right] \\ & - 0.87 \left[ (t+2 \times 10^7)^{-0.2} - (t+\tau+2 \times 10^7)^{-0.2} \right] \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

式中: $t$ 为停堆后燃料绝热升温时间; $\tau$ 为堆芯在3.5 MWt下运行的时间。由图2可知,停堆后的时间 $t$ 越长,堆芯衰变功率越小;而堆芯运行时间 $\tau$ 越长,堆芯衰变功率越大,但当运行时间 $\tau$ 增加到一定程度后(如图2中的540 d后)堆芯衰变功率与运行时间几乎无关。因此,出于保守考虑, $\tau$ 取燃料最大寿期540 d来进行计算。

停堆后堆芯衰变功率可表示为:

$$P(t) = 3.5 \times 0.15 \times e^{-0.1t} \quad (2)$$

热阱完全丧失后,堆芯温度随时间变化可由下式计算:

$$\sum M_i \cdot C_i(T) \cdot dT = P(t) dt \quad (3)$$

式中: $M_i$ 、 $C_i$ 分别为堆芯燃料和包壳的总质量和比

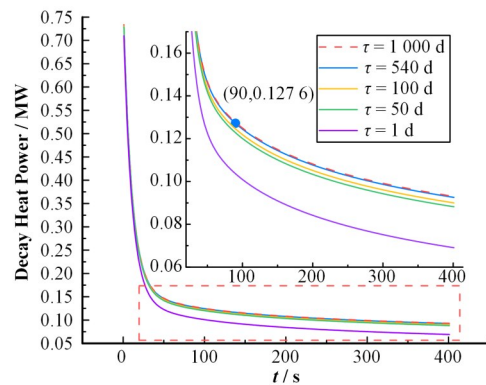


图2 衰变热功率随反应堆运行时间变化曲线 (彩图见网页版)

Fig.2 Curves of decay heat power versus reactor operating time (color online)

热容。

余热排出系统投入后,须确保燃料和包壳的温度不能超过它们的失效温度。稳态运行时,堆芯燃料的初始温度为 $800 \text{ }^\circ\text{C}$ ,丧失热阱后燃料近似绝热升温。为满足安全要求,事故后燃料最高温度不能超过 $1000 \text{ }^\circ\text{C}$ 。基于式(1)~(3),可求得当热阱丧失事故发生后,燃料绝热升温至 $1000 \text{ }^\circ\text{C}$ 时对应的时间约为 $t=90 \text{ s}$ ,其对应的堆芯功率为 $0.1276 \text{ MW}$ 。出于保守考虑,要求非能动余热排出系统的最大排热能力需达到 $0.14 \text{ MW}$ ,即4%的额定功率。

## 2 基于CFD的余热排出系统特性分析

本节基于Star-CCM+软件,研究应急冷却舱内热管围板的几何形状对非能动余排的影响,并分析获得满足排热能力的应急冷却舱所需的轴向长度。

### 2.1 网格无关性分析及湍流模型选取

由于计算区域具有对称性,为减少计算量取模拟几何的1/2进行计算,计算区域包含热管绝热层、热管承压层、应急冷却舱壁等固体区域以及舱内高



压水的流体区域。由于需保证燃料最高温度不能超过  $1\ 000\ ^\circ\text{C}$ , 此时绝热段内壁面温度应限制在  $800\ ^\circ\text{C}$  以下, 因此绝热层内壁面为定壁温  $800\ ^\circ\text{C}$  的边界条件, 应急冷却舱轴向长度固定为  $90\ \text{mm}$ , 外壁面使用对流边界条件, 环境温度为  $5\ ^\circ\text{C}$ , 整个应急冷却舱前后端面为绝热边界条件。

由于 Star-CCM+ 涉及多区域耦合时难以使用六面体网格划分得到边界共形的网格, 而采用多面体网格划分得到边界共形的网格会明显降低网格质量和运算速度。并且在计算过程中发现二者在得到独立于网格的解后并结果无明显差异, 因此本文选用六面体网格, 如图 3 所示。网格划分具体设置如下: 设置流体计算区域基础尺寸为  $4\ \text{mm}$ , 并对热管间狭窄缝隙处进行网格加密, 尺寸为  $1\ \text{mm}$ 。固体区域采用薄体网格, 层数为 2 层; 流体区域与热管承压层的界面处布置 8 层棱柱层, 增长率为 1.5, 总厚度为  $0.3\ \text{mm}$ ; 其余流体区域边界则设置 6 层棱柱层, 总厚度为  $4\ \text{mm}$  的棱柱层。网格无关性验证如图 4 所示, 监测 M1、M2 截面处的总循环流量, 最终在网格数达到  $7.4 \times 10^6$  时得到独立于网格的解。对于不同轴向长度的工况按比例增加网格数量, 保证单位长度内网格数量相同。

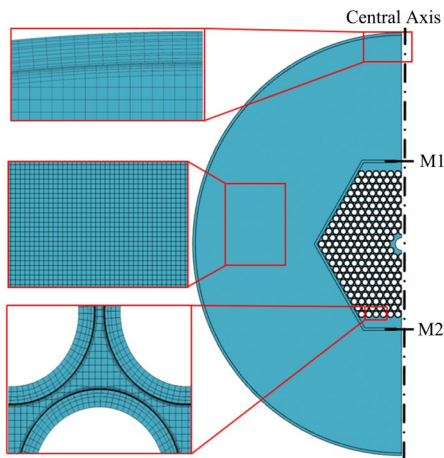


图3 流、固区域网格示意图

Fig.3 Schematic grid of flow and solid areas

由于热管管束间隙的空间非常狭小, 近壁面边界层行为会对流动换热产生很大影响, 需使用低雷诺数湍流模型进行模拟。因此, 分别对下述不同的低雷诺数湍流模型进行了比较: 可实现的  $k-e$  两层模型、标准  $k-e$  低雷诺数模型、V2F  $k-e$  模型以及 SST

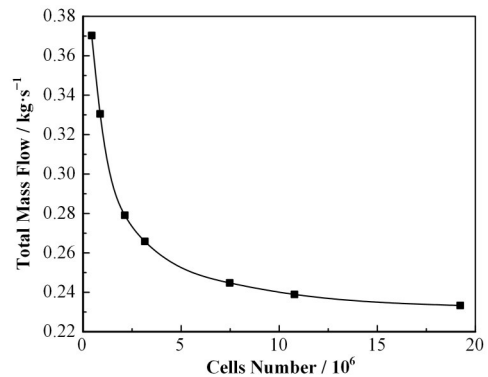


图4 网格无关性曲线

Fig.4 Grid independence curve

(Menter)  $k-\omega$  模型。结果如表 3 所示, 可知选取的 4 种湍流模型最终结果相差均很小, 通过模拟发现 SST(Menter) K-Omega 模型的收敛速度更快、计算更稳定, 因此最终选用该模型。

## 2.2 结果分析

### 2.2.1 有无围板影响分析

为实现更合理的流量分配、降低最高温度, 本文设计了环绕热管管束区域的导流围板。因此分别对有围板和无围板工况进行了模拟, 其中有围板工况围板的进出口宽度为  $40\ \text{mm}$ 。

温度、速度分布云图如图 5 所示, 可知腔内流体在经热管管束加热后向上流动, 与顶部外壁接触后被逐渐冷却, 冷却后的流体在密度差的作用下沿着内壁向下流动, 通过对流换热将应急冷却舱内水的热量传递给外部海水, 然后再重新回流至热管管束区域形成循环。图 6 为二者中心轴线(如图 3 中 Central axis 位置)的对称面上的温度、速度场云图, 体现了冷却舱轴向流场分布。由图可知整个流体区域在轴向上总体分布均匀, 仅在舱室最上部靠近壁面的局部位置上形成漩涡, 并不影响其余区域流场分布, 因此后文将不再分析流场的轴向分布。

在无围板情况下, 腔内流体大部分从热管管束侧面流经管间缝隙进行换热, 对舱室下部的流体扰动微弱, 因此下部流体温度显著低于有围板工况。有围板情况下, 流体完全从下部围板开口处流经热管管束实现对热管的冷却, 因此对下部流体扰动更加明显, 下部流体温度较高。此外有围板工况下流体完全从管束底部自下而上流经热管间隙, 流量分

表2 湍流模型结果对比

Table 2 Comparison of different turbulence models

湍流模型 Turbulence model	Realizable $k-e$ 2 layer	Standard low- $Re$ $k-e$	V2F $k-e$	SST $k-\omega$
质量流量 Mass flow / $\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$	0.424	0.421	0.422	0.424
流体温度 Fluid temperature / $^\circ\text{C}$	113.9	110.7	110.9	111.4

配更合理,因此冷却性能更好、流体最高温度较低。后续计算将采用布置围板的方案,并进一步探讨围板几何形状的影响。

### 2.2.2 围板下部长度影响分析

从图5(a)流场云图可知,大部分参与自然循环的流体沿着应急冷却舱外壳内壁下降至围板下部开口等高处,然后水平流向开口进入管束区域。因此,延长围板下部有助于驱使舱室下部流体参与自然循环、降低流体温度。为实现上述目标分别对不延长围板下部长度、延长200 mm、延长400 mm的工况进

行模拟,均保持进出口宽度为40 mm,结果如表4、图7所示。

由表4可知,随着围板下部延长长度的增加,管束区域进口流体温度逐渐降低,但与此同时管束区域进出口温差和流体温度峰值却随之升高。其原因在于,随着围板下部逐渐延长,循环流量从 $0.2388 \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$ 分别降至 $0.2001 \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$ 、 $0.1444 \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$ ,导致了温差和最高温度的升高。这主要是因为自然循环驱动力较弱,延长挡板使得流动阻力增加,因此循环流量减少冷却能力减弱,导致流体最高温度

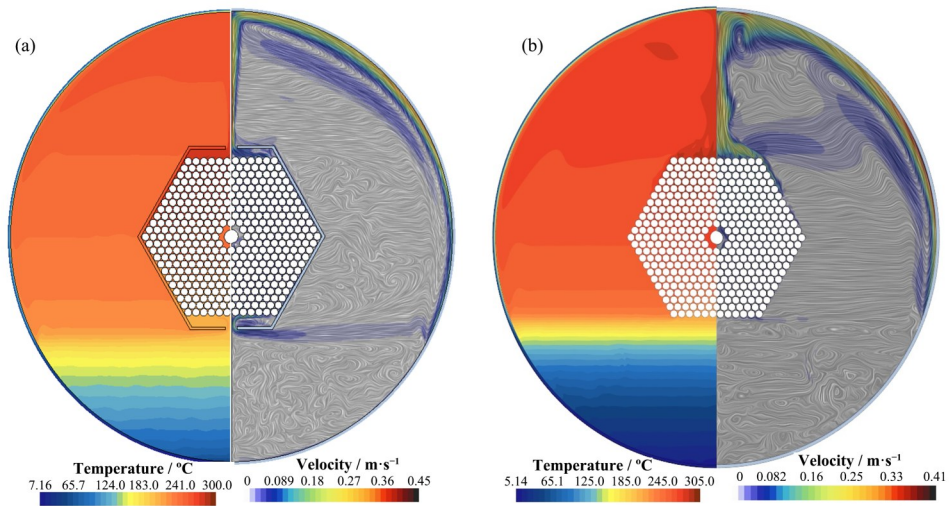


图5 有无围板的温度、速度分布云图对比 (a)有围板,(b)无围板  
Fig.5 Nephogram comparison of temperature and velocity distribution with (a) and without (b) baffle

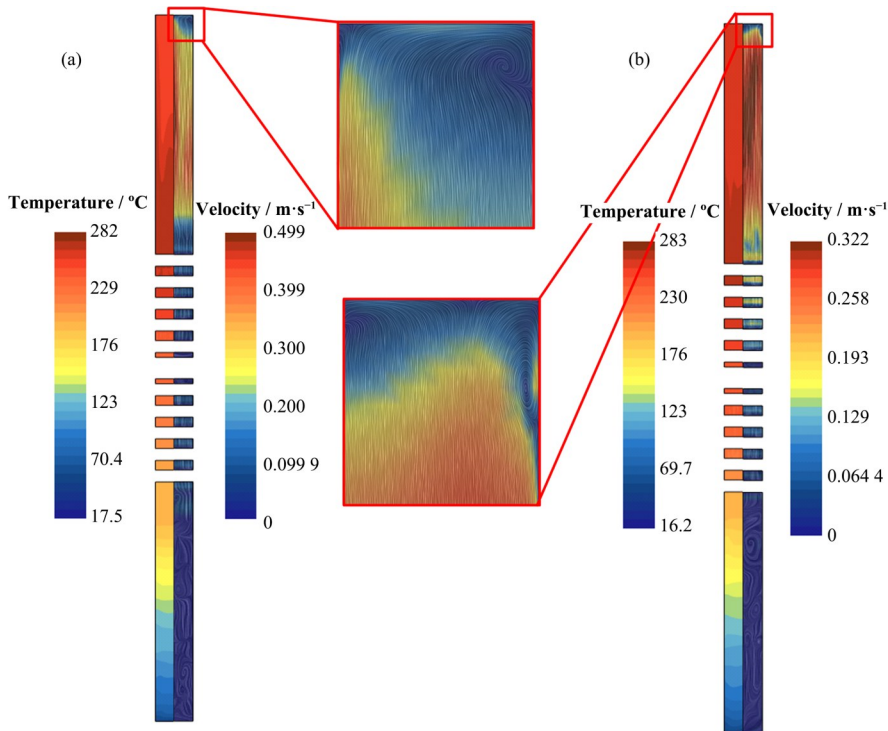


图6 轴向温度和速度对比 (a)有围板,(b)无围板  
Fig.6 Comparison of axial temperature and velocity distribution with (a) and without (b) baffle

不降反升。

由此可见,延长围板反而不利于降低最高温度,后续模拟将使用不延长围板的布置。

### 2.2.3 围板进出口宽度影响分析

为分析进出口宽度对冷却能力和流动阻力的影响,分别对围板进出口宽度为 40 mm、80 mm、160 mm 的工况进行模拟,结果如表 5、图 8 所示。速度场云图可以看出,在 160 mm 开口下,围板下部开口的中心区域几乎没有流动,主流总是贴近围板下部开口的两侧向管束流去;而表 5 也说明了增加围板进出口宽度对循环流量和流体温度最大值的影响极其有限,可以说明随着围板下部开口宽度的增大,进口速度场并没有明显变化。开口宽度影响不明显的主要原因是自然循环中压差驱动的进口流速、流量均很小,进口流速最大处仅有  $0.108 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ,因此围板进出口宽度所造成的阻力很微弱,几乎不会影响流场。故后续的模拟将采用进出口宽度为 40 mm 的条件。

### 2.2.4 围板对于温度分布影响总结

为分析冷却舱内温度沿高度方向的分布情况,监测各工况竖直中心轴线上(如图 3 中 Central axis 位置)的温度值,其温度曲线如图 9 所示。其中有围

板工况开口宽度为 40 mm,且围板未做延长处理。低于 0.48 m 的区域为低于围板进口的下部流体区域,此处受到自然循环扰动较弱且未受到热管的直接加热,因此温度最低。在 0.48~1.07 m 段为热管管束区域,流体温度沿高度快速上升,并在管束区域出口 1.07 m 处达到最高温度;其中 0.73~0.87 m 段为中心导向管区域,周围流体不被加热因此温度较低。

与其余工况相比,无围板工况最下部的流体温度最低,而在管束的加热区域的流体温度几乎都高于其余工况,这主要是由于流量分配的不合理导致的。对于有延长围板的工况,由于围板导致循环流量下降,因此尽管在加热区域前半部分温度随着延长长度的增加而降低,但在后半部分却呈现出截然相反的趋势。不同开口宽度的工况的流体温度在 1.1 m 前的分布几乎一致,而 1.1 m 后由于流场的分布差异导致温度略有区别,但总体没有明显差异。

综上所述,可知有围板、开口 40 mm 并且不延长围板下部长度的工况流体峰值温度最低,因此后文对于最佳轴向长度的分析将使用这种几何布局方式。

### 2.2.5 应急冷却舱轴向长度影响分析

前文已在定壁温边界条件、轴向长度为 90 mm

表 3 不同围板下部长度的结果  
Table 3 Results of different lengths

	围板下部长度的结果 Lower length of baffle / mm		
	0	200	400
质量流量 Mass flow / $\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$	0.238 8	0.200 1	0.144 4
流体温度最大值 Maximum fluid temperature / $^{\circ}\text{C}$	300	304	309
围板进口温度 Baffle inlet temperature / $^{\circ}\text{C}$	206.1	178.5	159.8
围板进出口平均温差 Average temperature difference between the inlet and outlet of the baffle / $^{\circ}\text{C}$	66.91	87.95	121.90

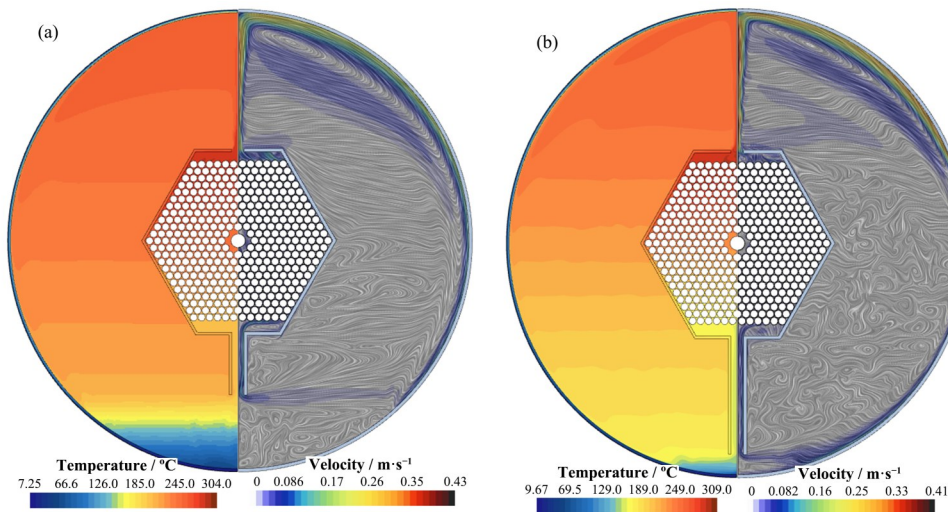


图 7 围板延长长度的温度、速度分布云图对比 (a) 200 mm, (b) 400 mm

Fig.7 Nephogram comparison of temperature and velocity distribution with baffle extension lengths of (a) 200 mm, (b) 400 mm



表4 不同进出口宽度的结果  
Table 4 Results of different widths

	进出口宽度 Inlet and outlet width / mm		
	40	80	160
质量流量 Mass flow / kg·s <sup>-1</sup>	0.238 8	0.238 7	0.241 9
流体温度最大值 Maximum fluid temperature / °C	300	300	299

的工况下选出最佳的围板结构,但尚不能满足使余热排出方案能达到4%的额定功率的要求。因此选用前文所确定的几何结构,在恒定热流密度条件下调节轴向长度,以得到满足设计需求的最短的轴向长度。

如表6所示,模拟了不同轴向长度的工况。结果表明,轴向长度为150 mm及以上时,绝热层最高温度为804 °C,已接近低于800 °C的需求。然而此

时流体已经接近沸腾,为避免沸腾导致传热恶化需预留更高的过冷度。由图10可知,随着轴向长度的增加流体最高温度也随之减小,当轴向长度为160 mm时流体最高温度为288 °C,过冷度为22 °C,此时绝热层材料最高温度为765 °C,均满足设计需求。因此,160 mm为应急冷却舱在保守满足最大非能动余排功率要求下的最短长度。

需要注意的是,绝热层内壁面平均温度与最高温度存在较大差异,如图11所示。绝热层材料内壁面温度自下而上从658 °C逐渐上升至753 °C,最大温度位于最上方热管。与定壁温边界条件下的壁温均匀分布不同,恒定热流密度边界条件下的壁温不均匀性使得必须加大轴向长度来减小最高温度,因此选用恒定热流密度边界条件的方案是更为保守的方案。

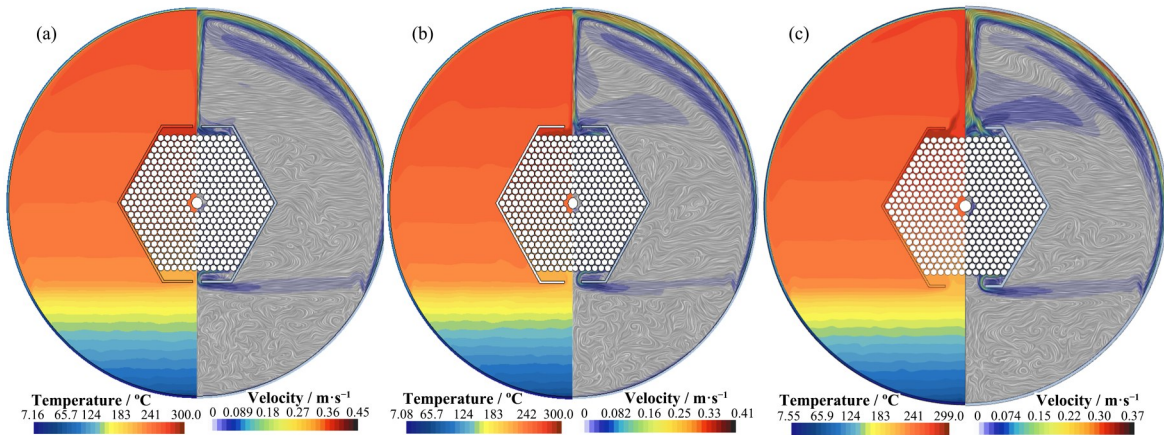


图8 围板开口宽度的温度、速度分布云图对比 (a) 40 mm, (b) 80 mm, (c) 160 mm  
Fig.8 Nephogram comparison of temperature and velocity distribution with baffle opening widths of (a) 40 mm, (b) 80 mm, (c) 160 mm

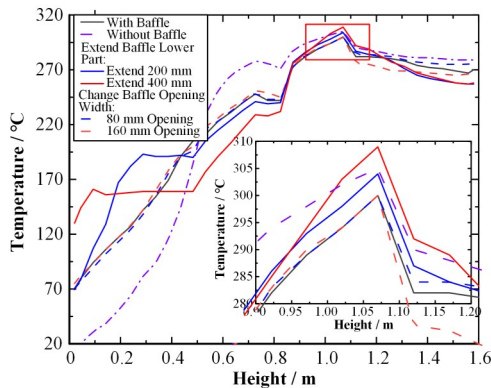


图9 不同围板结构温度曲线  
Fig.9 Temperature curves of different geometries

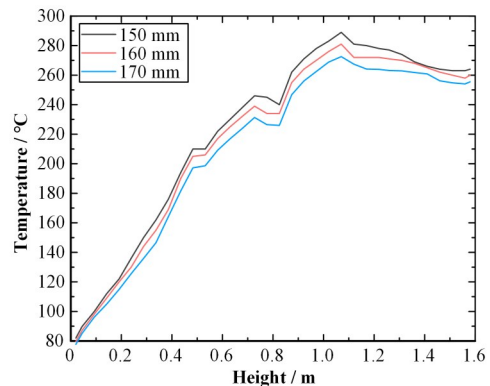


图10 不同轴向长度温度曲线  
Fig.10 Temperature curves of different axial lengths

### 2.2.6 环境温度影响分析

在海洋中不同深度处的海水温度有一定差异,靠近海洋表面处的水温与室温接近,而水下1 km海水温度约为5 °C<sup>[19]</sup>。因此,为保证在不同深度下的

系统能够正常运行,有必要考虑不同环境温度下的温度场分布,以保证材料温度不超过设计值。其结果如表7所示。可以发现,即使在最高环境温度25 °C的条件下,绝热材料最高温度依旧保持在

表5 不同轴向长度的结果  
Table 5 Results of axial lengths

	轴向长度 Axial lengths / mm			
	140	150	160	170
质量流量 Mass flow / $\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$	0.397	0.414	0.421	0.426
流体温度最大值 Maximum fluid temperature / $^{\circ}\text{C}$	沸腾 Boiling	305	288	273
绝热层最高温度 Maximum temperature of the adiabatic layer / $^{\circ}\text{C}$	854	804	765	727
绝热层平均温度 Average temperature of the adiabatic layer / $^{\circ}\text{C}$	812	763	722	684

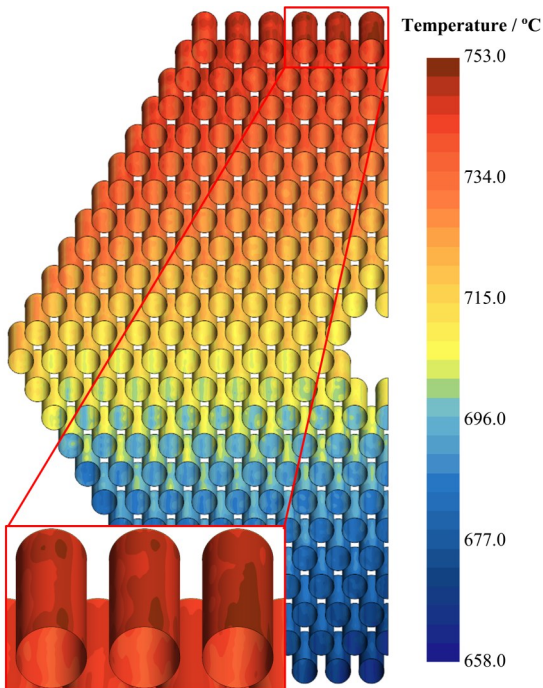


图11 绝热层内壁面温度分布图  
Fig.11 Temperature distribution diagram of inner wall of adiabatic layer

表6 不同环境温度的结果  
Table 6 Results of ambient temperatures

	环境温度 Ambient temperatures / $^{\circ}\text{C}$				
	5	10	15	20	25
质量流量 Mass flow / $\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$	0.421	0.424	0.427	0.430	0.433
流体温度最大值 Maximum fluid temperature / $^{\circ}\text{C}$	288	291	294	297	300
绝热层最高温度 Maximum temperature of the adiabatic layer / $^{\circ}\text{C}$	765	766	767	769	771

800  $^{\circ}\text{C}$  以下, 流体最高温度低于 10 MPa 下的沸点, 可以保证 160 mm 轴向长度是合理的。

### 3 结语

本文基于 Star-CCM+ 软件, 在不同边界条件下

对非能动余热排出系统应急冷却舱建立了几何及网格结构, 研究了围板外形及应急冷却舱轴向长度对流场及温度场的影响, 并从中选出了最佳的几何外形及尺寸。结果表明:

1) 在应急冷却舱内使用围板包围热管管束区域可以使得循环流量更好地流经管束区域, 相较于没有设计围板的工况, 有围板时流体最高温度下降了 5  $^{\circ}\text{C}$ , 因此选用添加围板的设计方案;

2) 围板进出口宽度对于循环流量及流体最高温度影响很小, 这是由于进口流速仅有 0.108  $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ , 围板进出口造成的阻力很小, 因此选定 40 mm 进出口宽度方案;

3) 尽管延长围板下部可以降低管束区域的入口温度, 但也会显著降低循环流量, 导致冷却能力总体上减弱, 流体最高温度相较于一般的六边形围板结构更高, 综合考虑后采用不延长围板下部的方案;

4) 环境温度为 5  $^{\circ}\text{C}$  时, 保持总余热排出功率不变, 增加轴向长度以降低流、固区域温度, 在最小轴向长度为 160 mm 下可以保证绝热层材料最高温度为 765  $^{\circ}\text{C}$ , 流体最高温度为 288  $^{\circ}\text{C}$ , 均低于设计需求。可以认为 160 mm 为应急冷却舱在保守满足最大非能动余排功率的要求下的最短长度;

5) 轴向长度为 160 mm 的应急冷却舱在最高环境温度为 25  $^{\circ}\text{C}$  的条件下, 绝热层材料最高温度为 771.2  $^{\circ}\text{C}$ , 流体最高温度为 300  $^{\circ}\text{C}$ , 低于设计需求和水在 10 MPa 下的沸点, 可以认为余热排出方案在 5~25  $^{\circ}\text{C}$  范围内均能正常运行。

综上所述, 本数值模拟研究对应急冷却舱在稳态运行下的几何设计进行了初步分析, 为该新型热管反应堆余热排出方案提供了参考。

**作者贡献声明** 袁乐齐负责数值仿真模型的建立, 调节与运行, 分析数据, 文章写作; 吴和鑫负责非能动余热排出方案的设计; 苟军利、单建强对文章的知识性内容作批评性审阅; 苟军利负责获取研究经费, 行政、技术或材料支持, 指导, 支持性贡献等。



## 参考文献

- 1 王建斌, 王志敏. UUV 发展、应用及关键技术[J]. 信息与电子工程, 2007, **5**(6): 476 - 480. DOI: [10.3969/j.issn.1672-2892.2007.06.019](https://doi.org/10.3969/j.issn.1672-2892.2007.06.019).
- WANG Jianbin, WANG Zhimin. A survey of unmanned underwater vehicles[J]. Information and Electronic Engineering, 2007, **5**(6): 476 - 480. DOI: [10.3969/j.issn.1672-2892.2007.06.019](https://doi.org/10.3969/j.issn.1672-2892.2007.06.019).
- 2 Bowen M. Enabling nuclear innovation: Leading on SMRs[R]. USA: Nuclear Innovation Alliance Organisation, 2017.
- 3 The world nuclear supply chain: Outlook 2035[R]. USA: World Nuclear Association, 2016.
- 4 Wang C, Song J, Chen J, *et al.* Numerical study of heat transfer unit on improved thermal-radiator of TOPAZ-II [J]. Atomic Energy Science and Technology, 2016, **50**(1): 80. DOI: [10.7538/yzk.2016.50.01.0080](https://doi.org/10.7538/yzk.2016.50.01.0080).
- 5 Ye C, Zheng M G, Wang M L, *et al.* The design and simulation of a new spent fuel pool passive cooling system[J]. Annals of Nuclear Energy, 2013, **58**: 124 - 131. DOI: [10.1016/j.anucene.2013.03.007](https://doi.org/10.1016/j.anucene.2013.03.007).
- 6 Wang C L, Guo Z P, Zhang D L, *et al.* Transient behavior of the sodium-potassium alloy heat pipe in passive residual heat removal system of molten salt reactor[J]. Progress in Nuclear Energy, 2013, **68**: 142 - 152. DOI: [10.1016/j.pnucene.2013.07.001](https://doi.org/10.1016/j.pnucene.2013.07.001).
- 7 Scarlat R O, Laufer M R, Blandford E D, *et al.* Design and licensing strategies for the fluoride-salt-cooled, high-temperature reactor (FHR) technology[J]. Progress in Nuclear Energy, 2014, **77**: 406 - 420. DOI: [10.1016/j.pnucene.2014.07.002](https://doi.org/10.1016/j.pnucene.2014.07.002).
- 8 郭斯茂, 王冠博, 唐彬, 等. 兆瓦级高效紧凑新型海洋核动力装置研究[J]. 中国基础科学, 2021, **23**(3): 42 - 50. DOI: [10.3969/j.issn.1009-2412.2021.03.007](https://doi.org/10.3969/j.issn.1009-2412.2021.03.007).
- GUO Simao, WANG Guanbo, TANG Bin, *et al.* Research on megawatt high efficiency and compact new marine nuclear power plant[J]. China Basic Science, 2021, **23**(3): 42 - 50. DOI: [10.3969/j.issn.1009-2412.2021.03.007](https://doi.org/10.3969/j.issn.1009-2412.2021.03.007).
- 9 汪镇澜, 苟军利, 徐世浩, 等. 新型兆瓦级热管堆热管失效事故分析[J]. 核技术, 2022, **45**(11): 110604. DOI: [10.11889/j.0253-3219.2022.hjs.45.110604](https://doi.org/10.11889/j.0253-3219.2022.hjs.45.110604).
- WANG Zhenlan, GOU Junli, XU Shihao, *et al.* Heat pipe failure accident analysis of a new type of megawatt heat pipe reactor[J]. Nuclear Techniques, 2022, **45**(11): 110604. DOI: [10.11889/j.0253-3219.2022.hjs.45.110604](https://doi.org/10.11889/j.0253-3219.2022.hjs.45.110604).
- 10 Huang J L, Wang C L, Guo K L, *et al.* Heat transfer analysis of heat pipe cooled device with thermoelectric generator for nuclear power application[J]. Nuclear Engineering and Design, 2022, **390**: 111652. DOI: [10.1016/j.nucengdes.2022.111652](https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2022.111652).
- 11 Guo Y C, Li Z G, Wang K, *et al.* A transient multiphysics coupling method based on OpenFOAM for heat pipe cooled reactors[J]. Science China Technological Sciences, 2022, **65**(1): 102 - 114. DOI: [10.1007/s11431-021-1874-0](https://doi.org/10.1007/s11431-021-1874-0).
- 12 Schulz T L. Westinghouse AP1000 advanced passive plant [J]. Nuclear Engineering and Design, 2006, **236**(14 - 16): 1547 - 1557. DOI: [10.1016/j.nucengdes.2006.03.049](https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2006.03.049).
- 13 Forsberg C W, Peterson P F, Pickard P S. Molten-salt-cooled advanced high-temperature reactor for production of hydrogen and electricity[J]. Nuclear Technology, 2003, **144**(3): 289 - 302. DOI: [10.13182/nt03-1](https://doi.org/10.13182/nt03-1).
- 14 Forsberg C W. Goals, requirements, and design implications for the advanced high-temperature reactor [C]//Proceedings of 14th International Conference on Nuclear Engineering, July 17-20, 2006, Miami, Florida, USA. 2008: 543 - 555. DOI: [10.1115/ICONE14-89305](https://doi.org/10.1115/ICONE14-89305).
- 15 Minck M J. Preventing fuel failure for a beyond design basis accident in a fluoride salt cooled high temperature reactor[D]. Massachusetts Institute of Technology, 2013.
- 16 Xiao Z J, Zhuo W B, Zheng H, *et al.* Experimental research progress on passive safety systems of Chinese advanced PWR[J]. Nuclear Engineering and Design, 2003, **225**(2 - 3): 305 - 313. DOI: [10.1016/S0029-5493\(03\)00178-X](https://doi.org/10.1016/S0029-5493(03)00178-X).
- 17 Zhang J, Buongiorno Jacopo, Golay Michael, *et al.* Ocean-based Passive Decay Heat Removal in the Offshore Floating Nuclear Plant (OFNP)[C]//Proceedings of the International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics 2015 (NURETH-16). 30 August - 4 September 2015, Chicago, Illinois, USA. American Nuclear Society, 2016: 3111-3124.
- 18 郭斯茂, 冷军, 黄欢, 等. 固有安全海洋热管反应堆设计方案[R]. 绵阳: 中国工程物理研究院核物理与化学研究所, 2021.
- GUO Simao, LENG Jun, HUANG Huan, *et al.* Inherentsafety Marine heat pipe reactor design[R]. Mianyang: Institute of Nuclear Physics and Chemistry, China academy of Engineering Physics, 2021.
- 19 徐子英, 杨小秋. 深海海底冷、热知多少[J]. 科技风, 2019(15): 203, 213. DOI: [10.19392/j.cnki.1671-7341.201915182](https://doi.org/10.19392/j.cnki.1671-7341.201915182).
- XU Ziyang, YANG Xiaoqi. How much do you know about the cold and heat of the deep seabed? [J]. Technology Wind, 2019(15): 203, 213. DOI: [10.19392/j.cnki.1671-7341.201915182](https://doi.org/10.19392/j.cnki.1671-7341.201915182).