

多流道结构的液态铅铋湍流换热 四方程模拟

陈 芳 陈熹挺 李可嘉 林继铭 蒙舒祺 胡艺嵩
蔡德昌 毛玉龙 金德升

(中广核研究院有限公司 深圳 518000)

摘要 液态铅铋(Lead-Bismuth Eutectic, LBE)相较于常规流体(如空气、水等),具有低普朗特数(Pr)的独特物性。目前,对其湍流传热特性的认识尚不充分。为深入理解并掌握液态铅铋合金的湍流传热特性,并为第四代快中子堆的研发设计与安全性分析提供理论支持,本文基于计算流体力学(Computational Fluid Dynamics, CFD)商用软件 STAR-CCM+,开发了适用于液态铅铋湍流传热计算的 $k-\varepsilon-k_\theta-\varepsilon_\theta$ 四方程模型。通过被动标量方法建立并求解 $k_\theta-\varepsilon_\theta$ 输运方程,计算湍流热扩散系数,并结合湍流黏度获取湍流普朗特数,从而实现四方程模型的应用。通过对不同流道结构(如平行平板间、圆管内及光滑棒束通道内等)的低 Pr 流体流动与传热特性的数值模拟,验证了该四方程模型在模拟液态铅铋湍流传热特性方面的优越性。在平行平板内流动中无量纲温度与壁面距离呈现良好的线性关系,所计算的换热系数与实验数据吻合度更高。

关键词 液态铅铋, 计算流体力学, $k-\varepsilon-k_\theta-\varepsilon_\theta$ 四方程模型, 湍流黏度, 湍流传热特性

中图分类号 TL333

DOI: 10.11889/j.0253-3219.2025.hjs.48.250068

CSTR: 32193.14.hjs.CN31-1342/TL.2025.48.250068

Simulation of four-equation model for turbulent heat transfer in liquid lead-bismuth eutectic flows with multi-channel structure

CHEN Fang CHEN Xiting LI Kejia LIN Jiming MENG Shuqi HU Yisong
CAI Dechang MAO Yulong JIN Desheng

(China Nuclear Power Technology Research Institute Co., Ltd., Shenzhen 518000, China)

Abstract [Background] Lead-Bismuth Eutectic (LBE), a promising coolant for generation IV nuclear reactors, exhibits a distinct low Prandtl number ($Pr \approx 0.01 \sim 0.025$) compared to conventional fluids like air or water ($Pr > 0.7$). This unique property fundamentally alters its turbulent heat transfer behavior, yet systematic investigations into LBE's thermal transport mechanisms under turbulence remain scarce, limiting its engineering applications. **[Purpose]** This study aims to simulate four-equation model for turbulent heat transfer in liquid LBE flows with multi-channel structure so as to provide theoretical support for optimizing reactor thermal-hydraulic designs and safety protocols. **[Methods]** A four-equation turbulence model ($k-\varepsilon-k_\theta-\varepsilon_\theta$) was implemented in commercial software STAR-CCM+ to resolve both momentum and thermal fields. Firstly, the turbulent thermal diffusivity was derived by solving the

广东省自然科学基金面上项目(No.2023A1515012729)、国家自然科学基金委员会企业联合基金(No.U24B2067)资助

第一作者: 陈芳, 女, 1990 年出生, 2020 年于艾克斯马赛大学获博士学位, 研究领域为反应堆热工水力

通信作者: 林继铭, E-mail: 10120395@qq.com

收稿日期: 2025-02-17, 修回日期: 2025-03-30

Supported by National Natural Science Foundation of Guangdong Province General Program (No.2023A1515012729), National Natural Science Foundation of China Industry Joint Fund (No.U24B2067)

First author: CHEN Fang, female, born in 1990, graduated from Aix-Marseille University with a doctoral degree in 2020, focusing on the thermal hydraulics of nuclear reactor

Corresponding author: LIN Jiming, E-mail: 10120395@qq.com

Received date: 2025-02-17, revised date: 2025-03-30

turbulent thermal energy and thermal dissipation rate transport equations using a passive scalar approach. Subsequently, the turbulent thermal diffusivity was coupled with the turbulent viscosity from the $k-\varepsilon$ model to dynamically evaluate the turbulent Pr . Three canonical configurations, i.e., fully developed parallel plate flow, pipe flow, and rod bundle channel flow, were simulated to validate the model across representative geometries. **[Results]** Simulation results show that the four-equation model can successfully capture key low- Pr thermal features, resulting a good linear relationship between dimensionless temperature and wall-normal distance in the viscous sublayer of parallel plate flow, consistent with theoretical predictions; For pipe and rod bundle flows, simulated Nusselt numbers agree closely with experimental data, demonstrating accuracy in predicting wall heat flux. **[Conclusion]** Results of this study demonstrate that the $k-\varepsilon-k_\theta-\varepsilon_\theta$ four-equation model is a promising framework for modeling LBE turbulent heat transfer, overcoming limitations of constant turbulent Pr assumptions in classical models.

Key words LBE, CFD, $k-\varepsilon-k_\theta-\varepsilon_\theta$ four-equation model, Turbulent viscosity, Turbulent heat transfer

清洁的核能是现代能源体系的重要组成部分，以液态铅铋金属为冷却剂的快中子增殖反应堆是第四代核电的优选堆型^[1]。铅铋合金(Lead-Bismuth Eutectic Alloy, LBE: 44.5 wt% Pb+55.5 wt% Bi)在常压下的熔点为125 °C, 沸点为1 670 °C, 具有较小的中子吸收截面和较弱的中子慢化能力, 被认为是新一代快堆的潜在优质冷却剂。然而, 由于LBE的腐蚀性和不透明等特性, 相关实验研究面临较大困难, 且热工水力实验普遍存在周期长、成本高的问题。因此, 研究人员对成本较低且具有一定置信度的计算流体力学(Computational Fluid Dynamic, CFD)模拟方法给予了广泛关注。

液态金属与常规流体(如水、空气等)在流动换热特性方面存在显著差异, 主要体现在液态金属具有极高的热导率、更低的比热以及更低的黏度, 这使得液态铅铋的普朗特数(Prandtl number, Pr)远小于常规流体。 Pr 是对流传热中的一个基本无量纲参数, 表征流场中动量与能量扩散能力的比值^[2], 尤其在近壁边界层中表现为速度边界层与温度边界层厚度的不同。例如, 水与空气的 Pr 约为0.7, 而铅铋的 Pr 仅为0.025。对于 Pr 接近1的流体(如空气和水), 其速度边界层与温度边界层厚度相当, 分子热传导作用主要集中在温度边界层内。由于两边界层厚度相近, 加之速度边界层内多为层流状态, 传统流体介质的分子热传导作用主要集中于层流区域, 湍流核心区则以湍流热扩散作用为主。而对于低普朗特数的液态金属, 其温度边界层厚度大于速度边界层厚度, 分子热传导不仅影响层流区域, 甚至扩展至湍流核心区, 这使得液态金属的湍流数值模拟与常规流体相比具有显著差异。

湍流流动换热的数值模拟是一项极其复杂的任务, 长期以来一直推动着湍流模型的发展与应用。在雷诺平均 Navier-Stokes (Reynolds-averaged Navier-Stokes equations, RANS) 方程框架下, 许多学者提出并验证了多种湍流动量通量闭合模型

(Turbulent Momentum Flux, TMF)。基于 Boussinesq 提出的涡黏模型假设^[3], 多位学者发展了湍流能量-耗散率($k-\varepsilon$ 、 $k-\omega$ 等)湍流模型^[4-6], 这些模型经过数十年的发展已趋于成熟, 至少在强制对流中, 通过对相应流动问题匹配适当的湍流模型, 可获得较高的置信度。相比之下, 对湍流热通量(或称湍流热流密度, Turbulent Heat Flux, THF)的研究较少。当前, 简单梯度扩散假设(Simple Gradient Diffusion Hypothesis, SGD)是计算湍流热流密度的主要方法, 而对于湍流热扩散系数, 通常采用雷诺类比来计算, 即假设湍流中的动量与热量输运相似。此外, 在雷诺类比中, 通常假定湍流普朗特数 Pr_t 为一固定值(也称全局 Pr_t 数), 定义为湍流动量扩散率与热扩散率之比。该方法因简单且鲁棒性强而被广泛使用。然而, 尽管SGDH方法应用广泛, 其局限性已被充分认识, 尤其是在涉及不可忽略的浮力效应或低普朗特数流体^[7-9]的应用中, 该方法可能产生较大偏差。

根据雷诺类比模型, 采用统一 Pr_t 的前提条件是湍流速度场与温度场的统计特性相似, 即动量边界层与热边界层的厚度相近, 湍流脉动也遵循相似规律。然而, 对于低普朗特数流体, 其较高的热扩散系数导致热边界层内形成较厚的导热子层, 并使平均速度场与温度场之间的相似性丧失。此外, 高分子热扩散率意味着在低普朗特数流体中, 分子热扩散相对于湍流热扩散的重要性更高, 从而导致湍流速度场与温度场的行为差异。研究人员普遍认为, 对THF项的正确认识对于实现湍流换热的准确模拟至关重要^[10]。在核工业领域, 由于液态金属是第四代反应堆极具竞争力的冷却剂选项之一, 因此激发了针对先进湍流传热模型的开发与验证研究。先进的湍流传热模型应至少部分克服雷诺类比在处理低普朗特数流体时的不足。在此背景下, 欧洲在热工水力创新核系统(Thermal-Hydraulics of Innovative Nuclear Systems, THINS)项目中提出了一种新的隐式代数模型^[7], 并针对低普朗特数流体开展了系列

学术测试案例(如平面与波浪通道流、瑞利-贝纳尔对流)的计算与评估。

综上所述,当前大多数研究采用涡粘模型进行湍流流动的数值计算,并利用雷诺类比方法处理温度场,即假设在湍流边界层中,温度与速度边界层具有相似分布形态,因此,两者间的扩散系数可通过一固定比例系数表示^[3]。然而,该假设的前提条件是温度场与速度场分布相似。显然,对于液态铅铋而言,由于其边界层中温度场与速度场的相似性显著降低,现有湍流换热模型不再适用于铅铋介质^[11]。因此,亟须开发新型模型以满足液态金属快堆的研发设计需求。本文旨在开发适用于多种流道结构的液态铅铋湍流换热数值计算模型,为液态金属快堆的热工水力分析提供研发设计工具。

1 研究方法

1.1 守恒方程

在笛卡尔坐标系中,随时间 t 与空间 x 变化的流体控制方程描述如下:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_j}{\partial x_j} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial \rho u_i}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_i u_j}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) \quad (2)$$

$$\frac{\partial \rho T}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_j T}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\lambda}{c_p} \frac{\partial T}{\partial x_j} \right) + S_T \quad (3)$$

式中: ρ 、 u 、 p 、 T 分别表示流体的密度、速度、压力和温度; μ 、 λ 、 c_p 分别为运动黏度、导热系数和定压比热容; S_T 表示热源。下标 i 和 j 表示笛卡尔坐标系的空间分量。然而,对于时刻处于随机扰动的湍流而言,直接求解方程(1~3)需要极小的时间尺度和网格尺度才能捕捉精细的流场结构。因此,RANS模型仍是工业界的主流研究方法。

将瞬时速度改写为时均速度与脉动速度之和:

$$u_i = \bar{u}_i + u'_i \quad (4)$$

不可压缩流体的控制方程可改写为:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \rho \bar{u}_j}{\partial x_j} = 0 \quad (5)$$

$$\frac{\partial \rho \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial \rho \bar{u}_i \bar{u}_j}{\partial x_j} = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} - \rho \overline{u'_i u'_j} \right) \quad (6)$$

$$\frac{\partial \rho \bar{T}}{\partial t} + \frac{\partial \rho \bar{u}_j \bar{T}}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\lambda}{c_p} \frac{\partial \bar{T}}{\partial x_j} - \rho \overline{u'_j T'} \right) + S_T \quad (7)$$

上述时均方程产生湍流(雷诺)应力 $\rho \overline{u'_i u'_j}$ 项与湍流热流密度 $\rho \overline{u'_j T'}$ 项。

1.2 湍流应力的涡粘模型

在涡粘模型(牛顿流体)中,湍流应力被表示为湍流黏性系数的函数。1897年,Boussinesq假设湍流应力具有各向同性特性,并提出湍流脉动引起的附加应力与时均应变率相关。因此,求解湍流应力的关键在于确定流场中的湍流黏性系数。通过借鉴层流状态下流体微元应力与形变率的本构方程,雷诺应力可描述为:

$$-\rho \overline{u'_i u'_j} = (\tau_{ij})_t = \mu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij} \quad (8)$$

式中: μ_t 和 k 分别表示湍流黏度与湍流动能。

$$k = \frac{1}{2} (\overline{u'^2_j}) \quad (9)$$

δ_{ij} 为Kronecker符号:

$$\delta_{ij} = \begin{cases} 1, i = j \\ 0, i \neq j \end{cases} \quad (10)$$

通过引入湍流耗散率 ε 求解雷诺应力,即构成 k - ε 模型:

$$\frac{\partial \rho k}{\partial t} + \frac{\partial (\rho \bar{u}_j k)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + \mu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} + \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \right) - \rho \varepsilon \quad (11)$$

$$\frac{\partial \rho \varepsilon}{\partial t} + \frac{\partial (\rho \bar{u}_j \varepsilon)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right) + \frac{C_{1\varepsilon} \varepsilon}{k} \mu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (12)$$

其中,湍流黏度 μ_t 的计算公式如下:

$$\mu_t = C_\mu \rho k^2 / \varepsilon \quad (13)$$

其余系数 C_μ 、 $C_{1\varepsilon}$ 、 $C_{2\varepsilon}$ 、 σ_k 、 σ_ε 、 σ_μ 为 k - ε 模型的经验系数。式(6)、(11)和(12)共同构成了标准 k - ε 模型,用于求解流场分布。

1.3 湍流热流密度的涡粘模型

类比于湍流应力,湍流热流密度也可通过类似的涡粘模型进行描述,该模型易于实现且具有较高的实用性。该模型假设湍流热流密度的输运机制与分子导热类似,其大小与局部时均温度梯度相关。因此,只需获得局部位置的湍流热导率,即可计算出该位置的湍流热流密度。借鉴湍流黏度的求解方法,通过构造速度脉动的湍动能 k 与湍流能耗散率 ε 方程,Sommer等^[12]于1992年针对湍流热扩散系数 α_t 提出了温度脉动能 k_θ 与温度脉动耗散率 ε_θ 的方程。

$$\frac{\partial (\rho k_\theta)}{\partial t} + \frac{\partial (\rho \bar{u}_j k_\theta)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\rho \left(\frac{\lambda}{c_p} + \frac{\alpha_t}{\sigma_{k_\theta}} \right) \frac{\partial k_\theta}{\partial x_j} \right) + \rho P_{k_\theta} - \rho \varepsilon_\theta \quad (14)$$

$$\frac{\partial \rho \varepsilon_\theta}{\partial t} + \frac{\partial \rho \bar{u}_j \varepsilon_\theta}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\rho \left(\frac{\lambda}{c_p} + \frac{\alpha_t}{\sigma_{\varepsilon\theta}} \right) \frac{\partial \varepsilon_\theta}{\partial x_k} \right) + \quad (15)$$

$$\rho C_{p1} \frac{\varepsilon_\theta}{k_\theta} P_{k\theta} + \rho C_{p2} \frac{\varepsilon_\theta}{k} P_k - \rho C_{d1} \frac{\varepsilon_\theta}{k_\theta} \varepsilon_\theta - \rho C_{d2} f_{d2} \frac{\varepsilon_\theta}{k} \varepsilon$$

其中,湍流热扩散率 α_t 的计算方法如下^[13]:

$$\alpha_t = C_\theta k \tau_{t\theta} \quad (16)$$

其余系数,

$$C_\theta = C_\mu / 0.9 \quad (17)$$

$\tau_{t\theta}$ 为考虑壁面修正的局部热特性时间,与4个参数 k 、 ε 、 k_θ 和 ε_θ 相关。其中, k_θ 和 ε_θ 通过求解输运方程获得。式(11)、(12)、(14)与(15)共同构成了 k - ε - k_θ - ε_θ 四方程模型。部分学者在模拟液态金属等低普朗特数流体湍流换热时,采用该四方程模型取得了较好的结果^[13-17]。本文旨在基于商用CFD软件STAR-CCM+开发四方程模型,用于数值模拟液态铅铋在多种流道结构中的流动与换热特性,从而为液态金属堆的研发设计提供高效的数值计算工具。

使用四方程模型进行计算与常规方法的不同之处在于,该模型建立了额外的 k_θ - ε_θ 方程,用于计算湍流热扩散系数 α_t 。在STAR-CCM+中提供了被动标量模型,用以建立并求解 k_θ - ε_θ 的输运方程。通过被动标量模型求解 k_θ - ε_θ 方程后,采用用户程序构建了湍流热扩散系数 α_t 的计算方法。结合计算得到的 α_t 与 ν_t ,可以进一步获得湍流普朗特数 Pr_t 。将此 Pr_t 替换STAR-CCM+原程序中的默认值,便实现了四方程模型的应用。本文开发的四方程求解流程如图1所示。

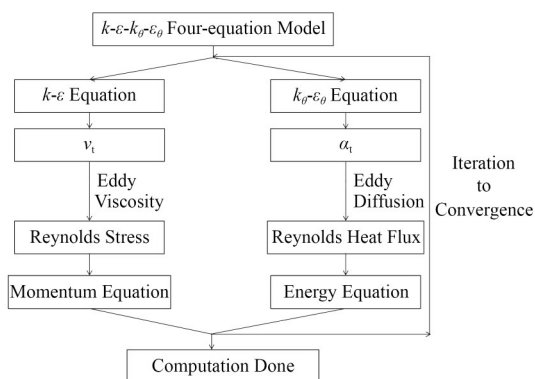


图1 k - ε - k_θ - ε_θ 四方程求解流程图

Fig.1 Flow chart for solving the k - ε - k_θ - ε_θ four-equation model

2 结果与讨论

2.1 平行平板间的流动与传热计算

Kawamura等^[17]对 Pr 为0.025~5的流体在平行平板间的流道进行了直接数值模拟(Direct

Numerical Simulation, DNS)计算,其计算域的几何结构如图2所示。参考Kawamura的DNS计算模型,假设流动为充分发展状态,并采用周期性边界条件设置四周边界,同时施加恒热流加热壁面条件。所建立的平行平板流道模型的流向长度、流动高度和展向宽度分别为 6.4δ 、 2δ 和 3.2δ ,其中, δ 为平板半高,取值为30.25 mm。

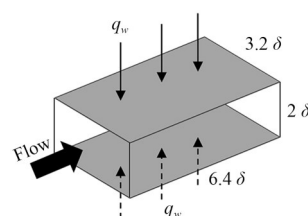


图2 平行平板流道示意图

Fig.2 Schematic diagram of parallel plate flow

当 $Pr=0.025$ 时,该 Pr 数与液态铅铋的 Pr 数相当,因此可视为液态铅铋湍流换热的模拟。对应使用的物性:密度 $10\,340\text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ 、动力黏度 $0.001\,81\text{ Pa}\cdot\text{s}$ 、热导率 $10.552\,3\text{ W}\cdot(\text{m}\cdot\text{K})^{-1}$ 及比热容 $145.75\text{ J}\cdot(\text{kg}\cdot\text{K})^{-1}$ 。研究设置了两个计算工况,其摩擦雷诺数 Re_τ 分别为180和395,对应的流动平均雷诺数约为5 100和10 800,质量流量分别约为 $0.9\text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$ 和 $1.9\text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$ 。

平行板采用恒热流加热壁面条件,热流密度 q_w 为 $360\text{ kW}\cdot\text{m}^{-2}$ 。加热壁面上的被动标量边界条件(即 k_θ - ε_θ 的边界条件)设置为零通量;初始温度设定为 $226.85\text{ }^\circ\text{C}$;初始速度沿主流方向设为 $0.03\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$,其余方向为0; k - ε - k_θ - ε_θ 4个参数的初始值均设为0.1,以确保初始湍流普朗特数处于合理的数量级。

无量纲温度 θ^+ 的定义为:

$$\theta^+ = \frac{\theta}{T_\tau} = \rho c u_\tau \frac{T - T_w}{q''} \quad (18)$$

式中: c 为比热容; T_w 为壁面温度, $^\circ\text{C}$; q'' 为壁面热通量。

无量纲温度 θ^+ 沿无量纲壁面距离 y^+ 的分布如图3所示。由图3可知,所使用的 k - ε - k_θ - ε_θ 四方程模型在平行平板内的无量纲温度分布结果与DNS基准数据吻合较好,流体温度在 y^+ 约30以内都符合 θ^+/Pr 随 y^+ 的线性分布规律,随后逐渐偏移线性分布,这与低普朗特数流体的传热特性相符。对比传统的高普朗特数流体,其线性区域大小一般在 $y^+<10$,这说明 k - ε - k_θ - ε_θ 四方程模型可以较好地体现低普朗特流体的湍流流动传热特性。

2.2 圆管内流动传热计算

参考Zhang等^[18]对液态铅铋在圆管内的流动与

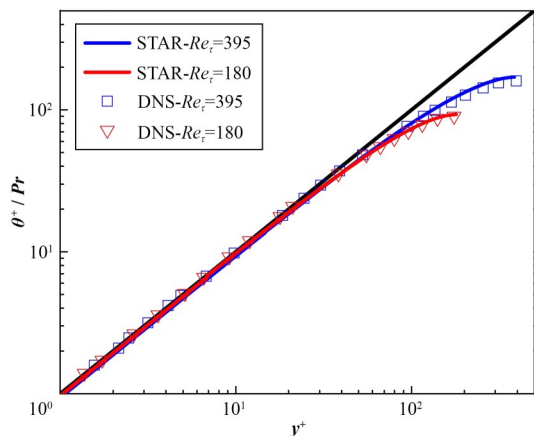


图3 平行平板间流动换热计算的无量纲温度沿壁面方向分布(彩图见网络版)

Fig.3 Dimensionless temperature distribution along the wall-normal direction in parallel-plate flow heat transfer computations (color online)

换热实验研究。液态铅铋由电磁泵驱动,首先经过预热器加热至满足要求的入口温度,随后进入实验段。实验段主体通过缠绕的电加热丝进行加热,出口处的液态铅铋则由上部的高温导热油冷却。实验段采用两根不同直径的圆管,试件内径分别为20 mm和35 mm,实验段长度为2 m,预热段与测量段长度相同,均为1 m。

本节针对Zhang实验中20 mm圆管实验段的加热部分进行建模计算,入口设置为质量流量入口,壁面采用固定热通量边界条件。计算中液态铅铋的进口温度为300 °C,壁面热流密度 q_w 为22 823 W·m⁻²。由于加热功率较低,液态铅铋的总体温升较小,因此采用常物性模型,对应使用的物性:密度10 340 kg·m⁻³、动力黏度0.001 842 Pa·s、热导率10.8 W·(m·K)⁻¹及比热容145 J·(kg·K)⁻¹,计算工况汇总于表1。

针对上述工况的计算,采用 k - ε - k_θ - ε_θ 四方程模型与常数湍流普朗特数为0.9的简单涡扩散模型

表1 液态铅铋在圆管内流动换热的计算工况
Table 1 Computation cases for liquid LBE turbulent heat transfer in pipe flow

编号 Case	雷诺数 Re	流量 Mass flow rate / kg·s ⁻¹	平均流速 Mean velocity / m·s ⁻¹
1	44 513	1.26	0.39
2	62 708	1.78	0.55
3	80 578	2.29	0.70
4	92 924	2.64	0.81
5	111 769	3.18	0.98
6	128 989	3.67	1.13
7	143 285	4.07	1.25
8	164 079	4.66	1.43

(Simplified Eddy Diffusion Model, SED)进行换热系数结果对比,如图4所示。两种模型均基于低雷诺数 k - ε 模型,并选择低 y^+ 处理方式。从图4可以看出,相较于常数湍流普朗特数模型,四方程模型对换热系数的预测更为准确,与实验结果的匹配度更高,而常数湍流普朗特数模型计算得到的换热系数普遍偏高。

不同 k - ε 模型下四方程模型的计算结果如图5所示,包括低雷诺数 k - ε 模型、标准 k - ε 模型以及两层 k - ε 模型。其中,低雷诺数 k - ε 模型的壁面处理包含低 y^+ 处理和全 y^+ 处理两种方法。对于低雷诺数 k - ε 模型,两种壁面处理方法的结果差异较小。在不同 k - ε 模型之间,低雷诺数 k - ε 模型在低雷诺数工况下与实验值的符合度更高;而在较高雷诺数工况下,两层 k - ε 模型的表现更为适用。相比之下,标准 k - ε 模型在所有计算工况下对换热系数的预测均存在过高偏差。

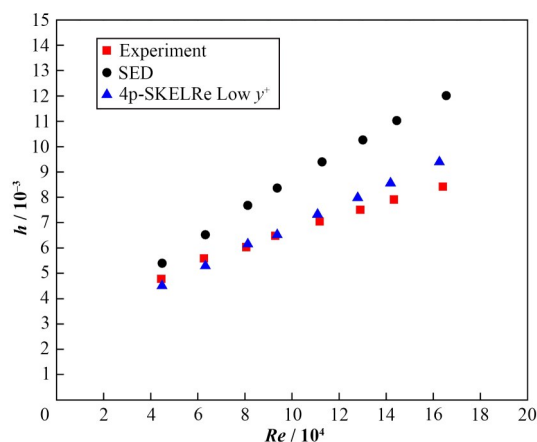


图4 四方程模型与SED模型计算液态铅铋在圆管内流动传热结果的对比(彩图见网络版)

Fig.4 Comparison of liquid LBE flow heat transfer results in circular pipe between four-equation model and the SED model (color online)

2.3 光滑棒束通道内流动换热

本节参考Pacio等^[19]开展的铅铋在格架定位的19棒六边形排列棒束通道中的流动换热实验,进行建模与计算。实验装置示意图如图6所示。实验段由19根电加热棒和3个定位格架组成,加热棒呈六边形排列;加热棒直径为8.2 mm,总长度为1 272 mm,其中加热段长度为870 mm,节径比为1.4,六边形组件的边心距为25.7 mm。选取与实验一致的3个截面进行数据提取,具体位置见图6。

本计算采用的液态铅铋物性关系如下^[20]:

$$\rho_{\text{LBE}} = 11\,065 - 1.293T \quad (19)$$

$$c_p = 164.8 - 3.94 \times 10^{-2}T + 1.25 \times 10^{-5}T^2 - 4.56 \times 10^5 T^{-2} \quad (20)$$

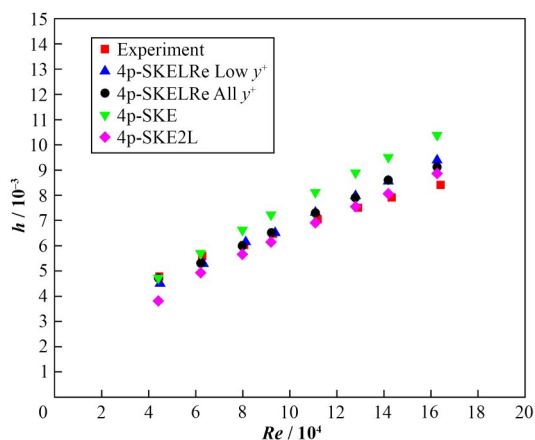


图5 四方程模型计算不同 k - ε 模型下液态铅铋在圆管内流动传热结果的对比(彩图见网络版)

Fig.5 Comparison of liquid LBE flow heat transfer calculation results in circular pipe using the four-equation model under different k - ε models (color online)

$$\mu = 4.94 \times 10^{-4} \exp\left(\frac{754.1}{T}\right) \quad (21)$$

$$\lambda = 3.284 + 1.617 \times 10^{-2} T - 2.305 \times 10^{-6} T^2 \quad (22)$$

忽略 Pacio 实验中^[19]的定位格架,建立光滑19棒束通道流动换热计算模型。考虑到六边形组件的对称性,选取其1/12组件进行建模以节省计算资源。1/12组件包含5个子通道,其中包含一个完整子通道,如图7所示。计算段由进口处400 mm的未加热段与870 mm的加热段组成,采用多边形网格进行网格划分,并对壁面处网格进行加密,其余边界设置为对称边界。

选取了 Pacio 实验中入口温度为200 °C、加热功率为200 kW的部分工况进行模拟计算,其对应的热流密度为469 670 W·m⁻²。对应的1/12计算模型中的工况参数如表2所示。

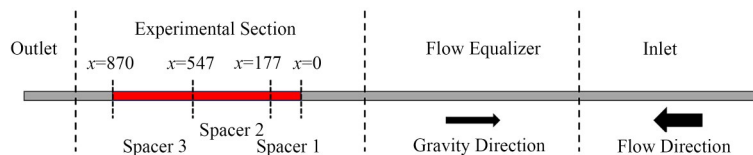


图6 液态铅铋19棒束实验装置示意图

Fig.6 Schematic diagram of the experimental setup for liquid LBE in a 19-rod bundle channel

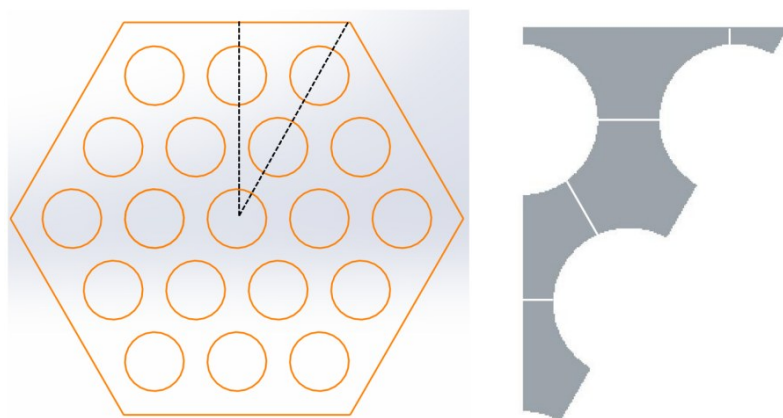


图7 光滑19棒束计算模型截面示意图

Fig.7 Schematic diagram of the cross-section for flow computation model in a smooth 19-rod bundle channel

选取计算模型中完整子通道处的温度参数进行分析,并计算各模拟工况下的 Nu 数(努塞尔数, Nusselt number)。图8展示了6个工况在距离加热段入口不同位置处的 Nu 数与 Pacio 实验测得的 Nu 数的对比结果。图中的实线为 Mikityuk^[21]提出的液态金属实验拟合换热关系式:

$$Nu = 0.047(1 - e^{-3.8(\chi - 1)})(Pe^{0.77} + 250) \quad (23)$$

式中: χ 为节径比。

图8中的实验数据表明,三个位置处的 Nu 数分

表2 光滑棒束通道液态铅铋流动换热计算工况
Table 2 Computation cases for liquid LBE heat transfer flow in smooth rod bundle channel

编号 Case	入口流量 Inlet flow rate / kg·s ⁻¹
1	0.48
2	0.96
3	1.200
4	1.436
5	1.91
6	2.21

布存在差异。截面位置2与3的分布相似,说明这两处流动均处于充分发展阶段;而截面位置1处的 Nu 数较下游位置高30%~40%,原因在于该位置靠近受热区起始点,仍处于热发展区。此外,截面位置2与3处的 Nu 数更接近Mikityuk关系式的预测值,误差在20%以内。相比之下,采用四方程湍流换热模型模拟计算的6个工况所得的三处不同高度的 Nu 数未能体现上述分布差异。模拟计算的 Nu 数值位于Pacio位置2与3处实验数据的范围内,这表明目前所采用的计算方法对受热区起始处附近的预测精度尚需改进。同时,与Mikityuk关系式相比,在 Pe 较低时, Nu 数计算值普遍偏高,但随着 Pe 增加,其结果逐渐接近Mikityuk关系式的预测值。Pacio的实验数据^[19]也呈现出相同的分布趋势。

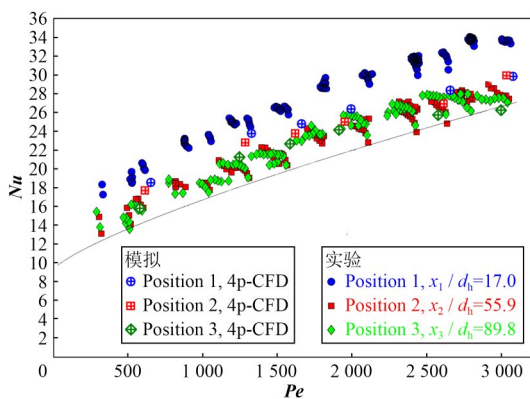


图8 光滑19棒束通道模拟计算结果(彩图见网络版)
Fig.8 Simulation results of flow in a smooth 19-rod bundle channel (color online)

图9展示了工况2与工况6在出口截面的速度与温度分布情况,对应的 Pe 数分别约为1 300和3 000。从图9可以看出,通道内液态铅铋的速度明显高于边通道和角通道。这是由于内通道的水力直径较大,流动阻力较小,因此液态铅铋流速较高,冷却能力较强,温度较低。相反,角通道因水力直径较小,流动阻力较大,冷却能力较弱,其流体流速(温度)显著低于(高于)其他子通道。此外,光滑棒束组件内的横流搅浑作用较弱,导致冷却剂无法有效带走角通道的热量,使其温度最高。

3 结语

本研究基于STAR-CCM+商用软件,采用被动标量模型建立并求解 k_θ - ε_θ 输运方程,开展了适用于液态铅铋湍流换热数值模拟的 k - ε - k_θ - ε_θ 四方程模型的研发与验证。结合已有液态铅铋流动换热实验数据库,对 k - ε - k_θ - ε_θ 四方程模型在不同流道结构中的适用性与准确性进行了对比分析,主要总结如下:

1) 采用四方程模型对平行平板低普朗特数流动换热进行模拟计算,并与DNS基准数据对比验证。计算所得无量纲温度分布与DNS结果吻合良好,能够准确反映低普朗特数流体线性区的特性。

2) 采用四方程模型对液态铅铋流体在圆管内的流动换热实验进行建模计算。结果表明,相较于常规常数湍流普朗特数模型,四方程模型预测的换热系数与实验结果符合度更高,能更准确地预测液态铅铋的流动换热性能。此外,研究发现,不同 k - ε 模型的选择对计算结果存在一定影响。

3) 采用四方程模型对六边形排列的光滑19棒束组件进行流动换热模拟计算。结果表明,在湍流充分发展区域,模拟计算所得的 Nu 数与实验数据吻合较好;而在靠近加热起始点附近, Nu 数较实验值偏低。此外,通过对出口截面处速度与温度分布的分析发现,角通道始终为温度最高的位置,这一现象在堆芯流动换热设计中需重点关注。

作者贡献声明 陈芳负责建立数值分析模型、数据分析及文章撰写;陈嘉挺、李可嘉负责提出研究思路,并对文章的知识性内容进行批评性审阅及修订;蒙舒祺负责公开文献和数据的收集与处理以及研究进度监督;胡艺嵩、蔡德昌负责经费支持;林继铭、毛玉龙和金德升负责研究方案指导。

参考文献

- 杨俊康,王凯,赵鹏程,等. 铅铋反应堆新型双层换热管式主热交换器设计与优化分析[J]. 核技术, 2023, 46(10): 100606. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2023.hjs.46.100606.
YANG Junkang, WANG Kai, ZHAO Pengcheng, et al. Design and optimization analysis of a new double-layered tube-type main heat exchanger for lead-bismuth reactors [J]. Nuclear Techniques, 2023, 46(10): 100606. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2023.hjs.46.100606.
- 杨世铭,陶文铨. 传热学[M]. 4版. 北京: 高等教育出版社, 2006.
YANG Shiming, TAO Wenquan. Heat transfer[M]. 4th ed. Beijing: Higher Education Press, 2006.
- Boussinesq J V. Theory of turbulent and vortex motion in liquids[R]. Proceedings of the French Academy of Sciences, 1897.
- Launder B E, Spalding D B. The numerical computation of turbulent flows[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 1974, 3(2): 269 - 289. DOI: 10.1016/0045-7825(74)90029-2.
- Wilcox D C. Comparison of two-equation turbulence

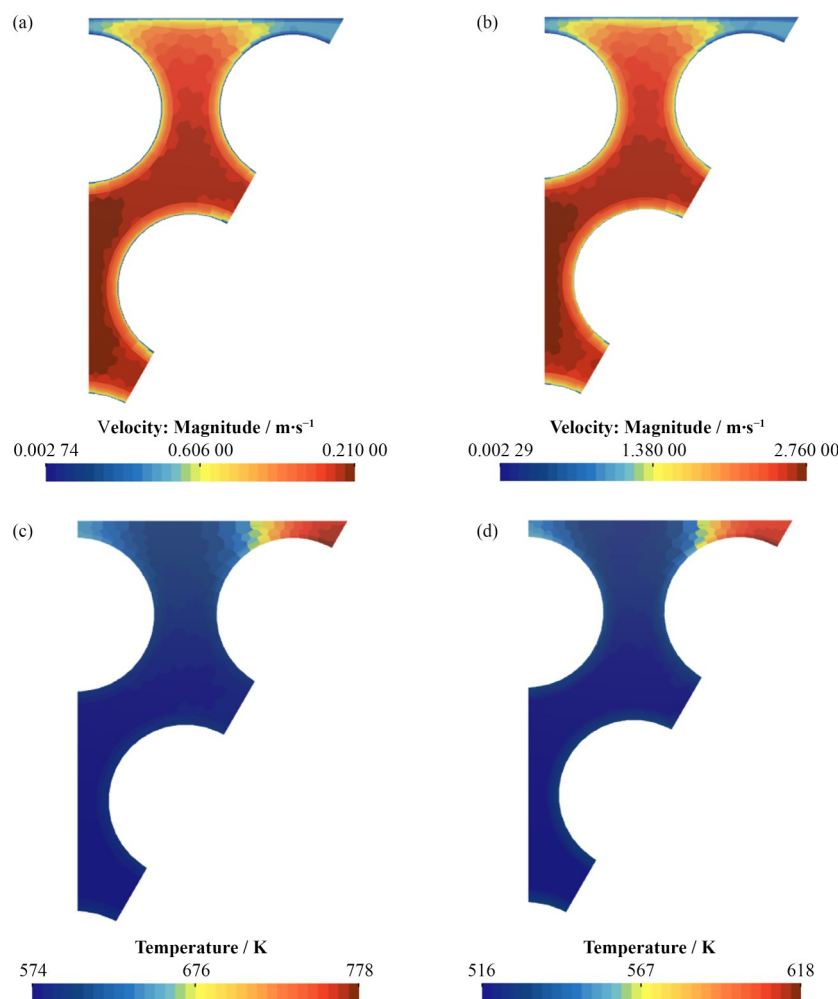


图9 光滑棒束液态铅铋流动传热计算出口截面速度与温度分布(彩图见网络版) (a, c) $Pe \approx 1300$, (b, d) $Pe \approx 3000$
Fig.9 Simulation results of velocity and temperature distributions at the outlet cross-section for liquid LBE flow in a smooth 19-rod bundle channel (color online) (a, c) $Pe \approx 1300$, (b, d) $Pe \approx 3000$

- models for boundary layers with pressure gradient[J]. AIAA Journal, 1993, **31**(8): 1414 - 1421. DOI: 10.2514/3.11790.
- 6 Wilcox D C. Simulation of transition with a two-equation turbulence model[J]. AIAA Journal, 1994, **32**(2): 247 - 255. DOI: 10.2514/3.59994.
 - 7 Shams A, Roelofs F, Baglietto E, *et al.* Assessment and calibration of algebraic turbulent heat flux model for low-Prandtl fluids[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2014, **79**: 589 - 601. DOI: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2014.08.018.
 - 8 Shams A, De Santis A. Towards the accurate prediction of the turbulent flow and heat transfer in low-Prandtl fluids [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2019, **130**: 290 - 303. DOI: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2018.10.096.
 - 9 Shams A, De Santis A, Roelofs F. An overview of the AHFM-NRG formulations for the accurate prediction of turbulent flow and heat transfer in low-Prandtl number flows[J]. Nuclear Engineering and Design, 2019, **355**: 110342. DOI: 10.1016/j.nucengdes.2019.110342.
 - 10 Launder B E. On the computation of convective heat transfer in complex turbulent flows[J]. Journal of Heat Transfer, 1988, **110**(4b): 1112 - 1128. DOI: 10.1115/1.3250614.
 - 11 戎利建. 铅与铅铋共晶合金手册: 性能、材料相容性、热工水力学和技术[M]. 北京: 科学出版社, 2014.
 - 12 Sommer T P, So R M C, Lai Y G. A near-wall two-equation model for turbulent heat fluxes[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 1992, **35**(12): 3375 -

3387. DOI: 10.1016/0017-9310(92)90224-G.
- 13 Manservigi S, Menghini F. A CFD four parameter heat transfer turbulence model for engineering applications in heavy liquid metals[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2014, **69**: 312 - 326. DOI: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2013.10.017.
 - 14 Manservigi S, Menghini F. Triangular rod bundle simulations of a CFD $k-\varepsilon-k_\theta-\varepsilon_\theta$ heat transfer turbulence model for heavy liquid metals[J]. Nuclear Engineering and Design, 2014, **273**: 251 - 270. DOI: 10.1016/j.nucengdes.2014.03.022.
 - 15 Manservigi S, Menghini F. CFD simulations in heavy liquid metal flows for square lattice bare rod bundle geometries with a four parameter heat transfer turbulence model[J]. Nuclear Engineering and Design, 2015, **295**: 251 - 260. DOI: 10.1016/j.nucengdes.2015.10.006.
 - 16 苏兴康, 顾龙. 基于四方程模型的LBE环管湍流换热数值研究[J]. 原子能科学技术, 2022, **56**(4): 635 - 645. DOI: 10.7538/yzk.2021.youxian.0251.
SU Xingkang, GU Long. Numerical study on turbulent heat transfer of LBE in annulus based on four-equation model[J]. Atomic Energy Science and Technology, 2022, **56**(4): 635 - 645. DOI: 10.7538/yzk.2021.youxian.0251.
 - 17 Kawamura H, Abe H, Shingai K. DNS of turbulence and heat transport in a channel flow with different Reynolds and Prandtl numbers and boundary conditions[R]. Turbulence Heat & Mass Transfer, 2000.
 - 18 Zhang Y, Wang C L, Cai R, *et al.* Experimental investigation on flow and heat transfer characteristics of lead - bismuth eutectic in circular tubes[J]. Applied Thermal Engineering, 2020, **180**: 115820. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2020.115820.
 - 19 Pacio J, Daubner M, Fellmoser F, *et al.* Heavy-liquid metal heat transfer experiment in a 19-rod bundle with grid spacers[J]. Nuclear Engineering and Design, 2014, **273**: 33 - 46. DOI: 10.1016/j.nucengdes.2014.02.020.
 - 20 OECD, Agency N E. Handbook on Lead-bismuth Eutectic alloy and lead properties, materials compatibility, thermalhydraulics and technologies[M]. OECD, 2015. DOI: 10.1787/42dcd531-en.
 - 21 Mikityuk K. Heat transfer to liquid metal: review of data and correlations for tube bundles[J]. Nuclear Engineering and Design, 2009, **239**(4): 680 - 687. DOI: 10.1016/j.nucengdes.2008.12.014.