

精细栅元子通道程序CUNLUN开发 及稳态验证

姜宏伟 陈广亮 殷新立 田兆斐 钱 浩 李锦超 李振杰 向毅卓

(哈尔滨工程大学 核科学与技术学院 哈尔滨 150001)

摘要 本文根据压水堆(Pressurized Water Reactor, PWR)堆芯燃料组件间定向横流与湍流交混等流动换热特性,提出了一种基于Sub栅元尺度的压水堆堆芯子通道计算分析方法,通过细致划分Sub栅元控制体,建立高分辨率三维动量源模型,自主开发了基于此方法的压水堆堆芯精细栅元子通道分析程序CUNLUN。选取OECD/NEA MATIS-H和EPRI NESTOR国际基准题进行数值模拟验证。在MATIS-H国际基准题中,4个不同位置的轴向速度平均相对误差为9.07%,该程序可以准确评估压水堆堆芯的热工水力特性。在NESTOR国际基准题中,32个对比点内有24个点的计算精度提升69.08%,表明高分辨率三维动量源模型可以有效提高CUNLUN代码的计算精度。本代码能为压水堆堆芯热工水力分析提供有效的设计和研究手段,对反应堆堆芯热工水力分析程序的开发提供借鉴与参考。

关键词 压水堆, 子通道分析方法, 棒束通道, 反应堆热工水力, 交混格架

中图分类号 TL334

DOI: 10.3724/j.0253-3219.2026.hjs.49.250013

CSTR: 32193.14.hjs.CN31-1342/TL.2026.49.250013

Development and steady-state validation of the fine sub-channel code CUNLUN

JIANG Hongwei CHEN Guangliang YIN Xinli TIAN Zhaofei QIAN Hao

LI Jinchao LI Zhenjie XIANG Yizhuo

(College of Nuclear Science and Technology, Harbin Engineering University, Harbin 150001, China)

Abstract [Background] The safety assessment of reactor cores and their components relies on thermal-hydraulic analysis. System codes are suitable for system-level analysis, sub-channel codes provide more detailed thermal-hydraulic parameter distributions but struggle to capture complex three-dimensional flows, and Computational Fluid Dynamics (CFD) codes offer high accuracy but are limited by computational cost and modeling complexity. Existing thermal-hydraulic analysis methods, due to insufficient accuracy and applicability, fail to meet the requirements of modern reactor design and safety analysis. [Purpose] This study aims to develop a sub-channel analysis method based on fine-grid control volumes, which incorporates a more complete mixing grid model and a fully three-dimensional numerical solution approach for steady-state thermal-hydraulic analysis of pressurized water reactor (PWR) cores. [Methods] Firstly, the traditional sub-channel control volumes were further subdivided into more than

国家自然科学基金(No.51909045)、中核集团青年英才项目(No.CNNC2019YTEP-HEU01)资助

第一作者: 姜宏伟, 男, 1996年出生, 2020年毕业于烟台大学, 现为博士研究生, 研究领域为核科学与技术

通信作者: 陈广亮, E-mail: chenguangliang@hrbeu.edu.cn

收稿日期: 2025-01-16, 修回日期: 2025-11-12

Supported by National Natural Science Foundation of China (No. 51909045), CNNC's Young Talents Research Project (No. CNNC2019YTEP-HEU01)

First author: JIANG Hongwei, male, born in 1996, graduated from Yantai University in 2020, doctoral student, focusing on nuclear science and technology

Corresponding author: CHEN Guangliang, E-mail: chenguangliang@hrbeu.edu.cn

Received date: 2025-01-16, revised date: 2025-11-12

16 control volumes that were suited to the flow characteristics, increasing resolution to capture fine flow patterns inside coolant channels without significantly adding computational burden. Then, the fuel rods were divided into spacer and bare rod regions, with distributed resistance methods separately modeling the spacer and bare rod regions, forming the computational source terms. Subsequently, three-dimensional fluid flow and heat transfer differential equations were established based on the refined control volumes. The differential equations were discretized using the finite volume method, and numerical solutions were obtained using the SIMPLE algorithm. The code was developed using C++ and named as CUNLUN. Finally, the accuracy and effectiveness of the CUNLUN code in predicting flow and heat transfer characteristics were validated using the OECD/NEA recommended MATIS-H and NESTOR international benchmark tests. **[Results]** The results indicate that: 1) Compared to international benchmark data, the code demonstrates high predictive accuracy, validating its precision and reliability in thermal-hydraulic analysis. 2) In the MATIS-H benchmark, the maximum average relative error of axial velocity at four different positions is 9.07%. The verification results for the NESTOR benchmark also exhibit good consistency, indicating that the CUNLUN code can accurately capture and represent the variations in flow characteristics both in the near-field (close to the mixing grid region) and far-field (away from the mixing grid region). 3) In the NESTOR benchmark, the maximum deviation of sub-channel center temperatures is 1.982 5 °C, with a maximum relative error of 0.64%. 4) In the NESTOR benchmark, among 32 experimental measurement points, 24 points show a 69.08% improvement in prediction accuracy using the distributed resistance momentum source model, significantly outperforming cases without the model. **[Conclusions]** The developed code in this study provides effective design and research tools for the thermal-hydraulic analysis of PWR fuel assemblies, aiding in the analysis of coolant flow and heat transfer characteristics. It also offers valuable references and insights for the development of reactor core thermal-hydraulic analysis programs.

Key words PWR, Sub-channel analysis method, Rod bundle, Reactor thermal hydraulics, Mixing grid

反应堆堆芯及其部件的安全评估依赖于通过实验或数值模拟进行的热工水力学分析,以确保冷却剂的热工水力参数符合安全标准^[1]。现有的热工水力分析程序按仿真尺度可分为系统程序^[2]、子通道分析程序^[3]和计算流体力学(Computational Fluid Dynamics, CFD)程序^[4]。系统程序主要用于堆芯一维热工水力分析,提供系统级的热工水力参数;子通道分析程序通过求解轴向和横向动量方程,提供较为精细的热工水力参数分布^[5-6]。然而,传统的子通道分析方法假设通道内热工水力参数均匀分布,无法准确捕捉冷却剂通道内的横流分布和复杂三维流动,导致精度不足,难以满足现代反应堆设计与安全分析的需求。CFD方法能够高分辨率分析堆芯内的复杂流动,提供更为精细的局部流动和换热特性,但其高计算成本和高建模复杂性使得堆芯级CFD计算需耗费巨大计算资源,难以广泛应用^[7-8]。

为弥补现有方法的不足,国内外学者提出了多尺度耦合方法,将系统程序或子通道分析程序与CFD计算结合,仅对堆芯内感兴趣的区域进行CFD计算,其他区域采用低分辨率的子通道或系统程序进行计算。这种方法虽有一定进展,但在数据传递和计算效率方面仍面临挑战^[9]。另一种简化方法是将堆芯视为多孔介质进行热工水力分析^[10],虽然可以降低计算成本,但无法精确捕捉冷却剂流动的复

杂性和流动特征。

综上所述,系统程序及子通道分析程序具有低保真度,但有对计算资源要求低、计算速度快、建模简单等特点。CFD方法具有对计算资源要求高,计算速度慢,建模复杂但高保真度等特点。因此本文提出一种精细栅元子通道分析技术,兼顾两种方法的优点:在子通道分析框架下引入CFD的建模思想,摒弃传统子通道分析方法中轴流占优和通道内热工参数均匀化假设,严格求解横向动量方程,并结合分布阻力动量源方法刻画交混格架复杂结构对冷却剂流动和传热的影响。该方法在子通道单元内部引入Sub栅元尺度的流动与传热分辨能力,实现中等保真度的堆芯热工水力分析。

1 建模方法和算法

本文提出的新方法是一种新型的子通道计算方法,传统子通道分析方法建立在轴流占优或(和)冷却剂通道内热工水力参数均匀化的基础上^[11-12],与传统子通道分析方法有所不同,精细栅元子通道分析方法通过对冷却剂通道精细划分控制体,摒弃传统子通道轴流占优假设,解析堆芯内三维流场。与粗网格CFD计算方法也有所不同,精细栅元子通道分析方法不需要通过求解复杂的湍流模型来表征湍流对质量、动量和能量的输运,而是使用实验和工程

相关的经验关联式来进行表征,同时使用相关的摩擦阻力和传热关联式描述壁面对冷却剂的影响。按照精细栅元子通道分析方法编写的计算机代码称为CUNLUN代码,以下从网格划分方案、流体守恒方程与流动相关的封闭模型及算法几个方面进行介绍。

1.1 精细栅元子通道控制体的划分方法

传统子通道分析方法的控制体划分是棒束之间

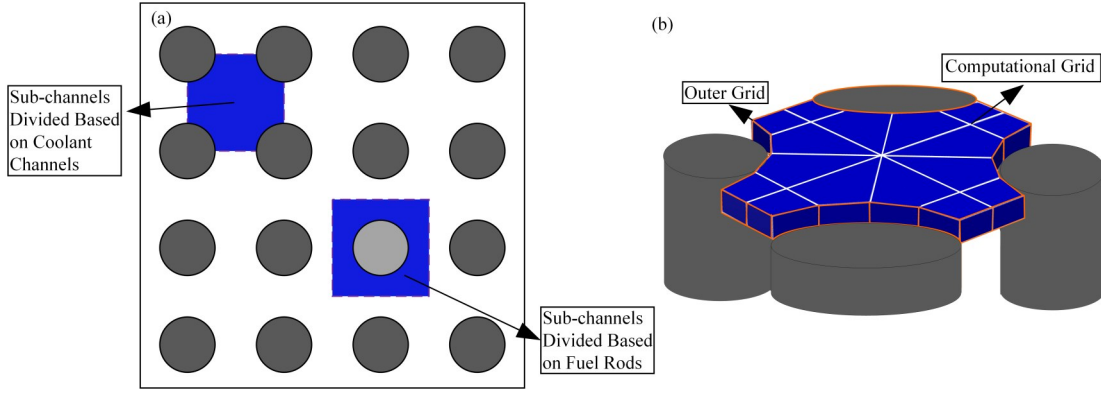


图1 子通道控制体划分方法图示 (a) 传统子通道控制体划分方法, (b) 精细栅元子通道控制体划分方法

Fig.1 Illustrations of sub-channel control volume division methods

(a) Traditional sub-channel control volume division method, (b) Fine sub-channel control volume division method

为了保证两套网格进行数据传输时的质量、动量和能量守恒,使得存储在计算网格上的物理参数可以直接用于通过体积平均为外层网格产生相应的子通道流量,通过式(1)进行两层网格之间的映射:

$$\varphi_{out,j} = \sum_{i \in j} \left(\frac{V_i}{V_{out,j}} \right) \varphi_i \quad (1)$$

式中: $\varphi_{out,j}$ 是第 j 个外层网格上 φ 的传统子通道级的值; φ_i 是第 i 个计算网格上 φ 的精细栅元子通道级的值; V_i 是第 i 个计算网格单元的体积; $V_{out,j}$ 是第 j 个外层网格的体积。

1.2 流体守恒模型

稳态质量守恒方程:

$$\nabla \cdot (\rho \vec{V}) = 0 \quad (2)$$

稳态动量守恒方程:

$$\nabla \cdot (\rho \vec{V} \vec{V}) = -\nabla p + \nabla \cdot \boldsymbol{\tau} + \nabla \cdot \overline{\boldsymbol{M}}_M + \rho \vec{g} + \overline{\boldsymbol{S}}_M \quad (3)$$

稳态能量守恒方程:

$$C_p \left[\nabla \cdot (\rho \vec{V} T) \right] = -\nabla \cdot \vec{q} + \nabla \cdot \overline{\boldsymbol{M}}_E + S_E \quad (4)$$

式中: ρ 表示冷却剂的密度, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$; $\vec{V}$ 表示冷却剂的速度矢量, $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$; p 为压强, Pa ; $\boldsymbol{\tau}$ 表示黏性应力张量; $\vec{g}$ 表示重力加速度, $\text{m} \cdot \text{s}^{-2}$; C_p 表示定压比热容, $\text{J} \cdot (\text{kg} \cdot \text{K})^{-1}$; T 表示冷却剂的温度, K ; $\vec{q}$ 表示燃料棒表面热流密度矢量, $\text{W} \cdot \text{m}^{-2}$; $\overline{\boldsymbol{M}}_M$ 和 $\overline{\boldsymbol{M}}_E$ 分别表示由于湍

流道的自然几何划分^[13],而CUNLUN代码采用双重网格方法,它包含两套网格,一套网格为外层网格,与传统子通道控制体划分方式相同,以便使用现有的冷却剂流动和传热关系式和摩擦关系式来计算冷却剂的流动换热和壁面摩擦效应,另一套网格是计算网格,在这层网格上进行控制方程的求解,如图1(b)所示。

流交混而引起的动量交混和能量交混。 $\overline{\boldsymbol{S}}_M$ 表示动量源项,包含由于交混翼等交混部件引起的摩擦压降; S_E 表示由于燃料棒表面由于对流换热引起的能量源。

基于有限体积法,在计算网格的控制体中进行三重积分,并使用中点法则,得到以下形式的半离散方程:

$$\begin{aligned} \sum_{f \sim S} \left[\vec{V}_f (\rho_f \vec{V}_f \cdot \vec{S}_f) \right] &= - \sum_{f \sim S} p_f \cdot \vec{S}_f + \\ \sum_{f \sim S} \overline{\boldsymbol{M}}_{Mf} \cdot \vec{S}_f + \overline{\boldsymbol{S}}_{M(C)} \Delta V + \rho_{(C)} \vec{g}_{(C)} \Delta V + \\ \iint_{S_t} \boldsymbol{\tau} \cdot \vec{n} dA + \iint_{S_w} \boldsymbol{\tau} \cdot \vec{n} dA \end{aligned} \quad (5)$$

式(5)中对流项采用迎风格式进行离散,压力梯度项采用格林-高斯梯度方法进行计算,扩散项的处理有所不同,不同于基于雷诺时均(Reynolds-Averaged Navier-Stokes, RANS)模型的CFD计算方法使用湍流模型计算湍流交混和摩擦耗散需划分边界网格,从而增加计算时间,精细栅元子通道分析方法采用分布阻力动量源模型进行计算黏性耗散。

1.3 分布阻力动量源模型

精细栅元子通道分析方法对扩散项进行分解,如式(5)所示,将其分为冷却剂与冷却剂之间的摩擦耗散和冷却剂与燃料棒壁面之间的摩擦耗散。

冷却剂之间的摩擦耗散进行隐式求解：

$$\iint_{S_f} \boldsymbol{\tau} \cdot \vec{n} dA = \sum_{f \sim S_f} \mu \nabla \vec{V} \cdot \vec{S}_f \quad (6)$$

使用分布阻力动量源模型对冷却剂进行受力分析,并且量化交混格架、燃料棒等机械部件对冷却剂的影响。分布阻力动量源模型将交混格架施加给冷却剂的力分解为三个方向,垂直于交混翼翼面的 $\vec{n}_n$ 、与交混翼翼面相切的 $\vec{n}_t$ 、与交混翼翼面相切的 $\vec{n}_p$,如图2(a)所示。分布阻力动量源模型同样将燃料棒施加给冷却剂的力分解为三个方向的力, $\vec{F}_x$ 、 $\vec{F}_y$ 、 $\vec{F}_z$,如图2(b)所示,分别与坐标轴同向。

冷却剂与燃料棒壁面之间的摩擦耗散使用显式求解,轴向(z方向)阻力和横向(x、y方向)阻力分别使用 Rehme 关系式和 Gunter-Shaw 关系式进行计算,在光棒区,冷却剂仅与燃料棒壁面存在摩擦耗散,摩擦耗散按式(7)计算：

$$\iint_{S_w} \boldsymbol{\tau} \cdot \vec{n} dA = \vec{F}_x + \vec{F}_y + \vec{F}_z \quad (7)$$

轴向(z方向)阻力关系式：

$$F_z = -\frac{1}{8} f_z \rho_o \vec{w}_o \cdot \vec{w}_o \left| \vec{w}_o \right| \iint_{S_w} dA = \sum_{f \sim S_w} \left[-\frac{1}{8} f_z \rho_o \vec{w}_o \cdot \vec{w}_o \left| \vec{w}_o \right| A_R \right] \quad (8)$$

横向(x方向)阻力关系式：

$$F_x = -\frac{1}{2} f_x \rho_o \vec{u}_o \cdot \vec{u}_o \left| \vec{u}_o \right| \iint_{S_w} dA = \sum_{f \sim S_w} \left[-\frac{1}{2} f_x \rho_o \vec{u}_o \cdot \vec{u}_o \left| \vec{u}_o \right| A_R \right] \quad (9)$$

横向(y方向)阻力关系式：

$$F_y = -\frac{1}{2} f_y \rho_o \vec{v}_o \cdot \vec{v}_o \left| \vec{v}_o \right| \iint_{S_w} dA = \sum_{f \sim S_w} \left[-\frac{1}{2} f_y \rho_o \vec{v}_o \cdot \vec{v}_o \left| \vec{v}_o \right| A_R \right] \quad (10)$$

式中: f_x 、 f_y 、 f_z 分别表示x、y、z方向上冷却剂与燃料棒壁面之间的摩擦阻力系数; f_x 、 f_y 使用文献[14]中的关联式进行计算, f_z 使用 Gaddis-Gnielinski 模型^[14]进行计算; ρ_o 表示外层网格的密度, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$; $\vec{u}_o$ 、 $\vec{v}_o$ 、 $\vec{w}_o$ 分别表示x、y、z方向上冷却剂速度矢量,与坐标轴同向为正, $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$; A_R 表示燃料棒的润湿面积, m^2 。

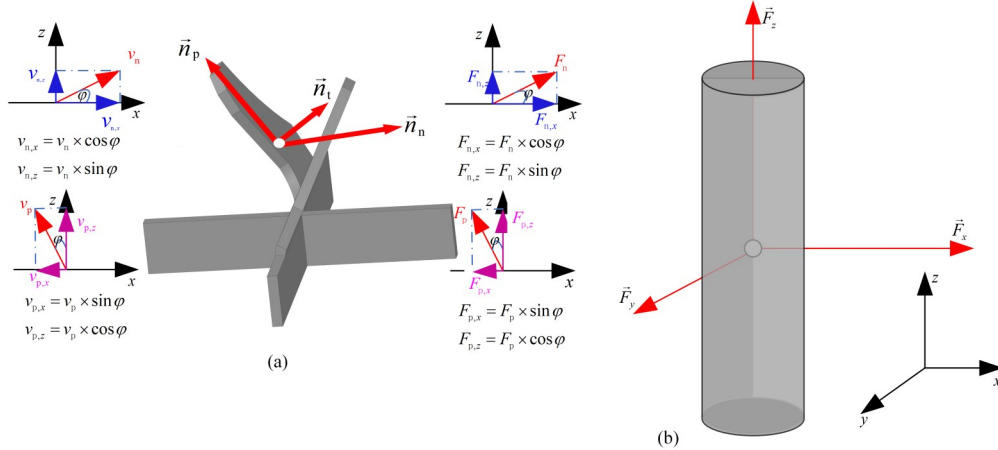


图2 分布阻力动量源受力分析(彩图见网络版) (a) 交混翼受力分解, (b) 燃料棒受力分解

Fig.2 Analysis of forces on distributed resistance momentum sources (color online)

(a) Force decomposition by the mixing vanes, (b) Force decomposition by fuel rods

当冷却剂流经格架区时,交混翼会给冷却剂施加法向和切向的力,如图2(a)所示,沿着法线方向的力会阻碍冷却剂的流动,而沿着切线方向的力会产生额外的摩擦力。在格架区,冷却剂还会受到交混格架施加的额外摩擦力,摩擦耗散按式(11)计算：

$$\begin{aligned} \iint_{S_w} \boldsymbol{\tau} \cdot \vec{n} dA &= \underbrace{\vec{F}_x + \vec{F}_y + \vec{F}_z}_{\text{Friction with the fuel rod wall}} + \underbrace{\vec{F}_t + \vec{F}_n + \vec{F}_p}_{\text{Friction with the mixing vane wall}} \quad (11) \\ &= \underbrace{\vec{F}_x + \vec{F}_y + \vec{F}_z}_{\text{Friction with the fuel rod wall}} + \underbrace{\vec{F}_{ty} + \vec{F}_{nx} + \vec{F}_{px} + \vec{F}_{nz} + \vec{F}_{pz}}_{\text{Friction with the mixing vane wall}} \end{aligned}$$

在稳态工况下,由牛顿第二定律和质点导数可得,交混翼施加给单位体积冷却剂的力的 $\vec{f}$ 为：

$$\vec{f} = \rho (\vec{v} \cdot \nabla) \vec{v} \quad (12)$$

其中, $\vec{v} = v_n \vec{n}_n + v_t \vec{n}_t + v_p \vec{n}_p$, v_n 、 v_t 、 v_p 分别为沿着 $\vec{n}_n$ 、 $\vec{n}_t$ 、 $\vec{n}_p$ 方向的速度分量。

因此,在 $\vec{n}_n$ 、 $\vec{n}_t$ 方向上,交混翼施加给冷却剂的力为：

$$\vec{F}_n = \vec{f}_n \times \Delta V = C \rho_o \Delta V \left(v_n \frac{\partial v_n}{\partial n_n} + v_p \frac{\partial v_n}{\partial n_p} + v_t \frac{\partial v_n}{\partial n_t} \right) (-\vec{n}_n) \quad (13)$$

$$\vec{F}_p = \vec{f}_p \times \Delta V = C \rho_o \Delta V \left(v_n \frac{\partial v_p}{\partial n_n} + v_p \frac{\partial v_p}{\partial n_p} + v_t \frac{\partial v_p}{\partial n_t} \right) (-\vec{n}_p) \quad (14)$$

对于切线方向交混翼施加给冷却剂的力,使用式(15)进行计算：

$$\vec{F}_t = \Delta V \frac{f_{\text{vane}} \rho v_t^2}{2d} (-\vec{n}_t) \quad (15)$$

式中： f_{vane} 为交混翼摩擦阻力系数，采用 Blasius-McAdams 关联式^[15]进行计算。

1.4 湍流交混源项模型

CUNLUN 程序采用等质量模型对湍流横向交混进行计算。子通道间的交混程度通常使用单位长度上湍流横向交混质量流量 W' 表示，那么由相邻冷却剂通道之间的湍流运动引起的动量交混可使用式 (16) 进行计算：

$$\vec{M}_f' \cdot \vec{S}_f' = -W' S_f' (\phi_{\text{own}} - \phi_{\text{neb}}) \quad (16)$$

式中： $\vec{M}_f'$ 表示相邻子通道界面上由于湍流交混引起交换的扩散通量； $\vec{S}_f'$ 表示相邻冷却剂通道之间间隙的面积矢量， S_f' 为其大小， m^2 ； ϕ_{own} 和 ϕ_{neb} 分别表示外层网格上计算子通道和相邻子通道由于湍流交混引起交换的物理量。

使用式 (1) 将在外层网格上计算得到的扩散通量映射到计算网格，即：

$$\Phi_i = \sum_{f \sim S} \vec{M}_f' \cdot \vec{S}_f' = \vec{M}_f' \cdot \vec{S}_f' \frac{V_i}{V_{\text{tot}}} \quad (17)$$

式中： Φ_i 表示在计算网格上第 i 个控制体交混的扩散通量。

1.5 算法

通过对 §1.2 守恒方程的整理，并使用 Rhie-Chow 插值将质量守恒方程改写成压力修正方程，忽略相邻控制体速度修正量对当前控制体上速度修正量的影响，对式 (2)~(4) 采用 SIMPLE 算法进行求解，图 3 展示了 CUNLUN 代码的求解流程。为保证数值结果的稳定性与精度，CUNLUN 代码采用以下两种判据联合判断外迭代是否收敛：1) 在连续 20 个外迭代中，速度及温度场（若能量守恒方程被求解）的最大相对偏差小于等于 10^{-5} ；2) 要求质量守恒方程余量 b'_c 的 L2 范数满足式 (18)：

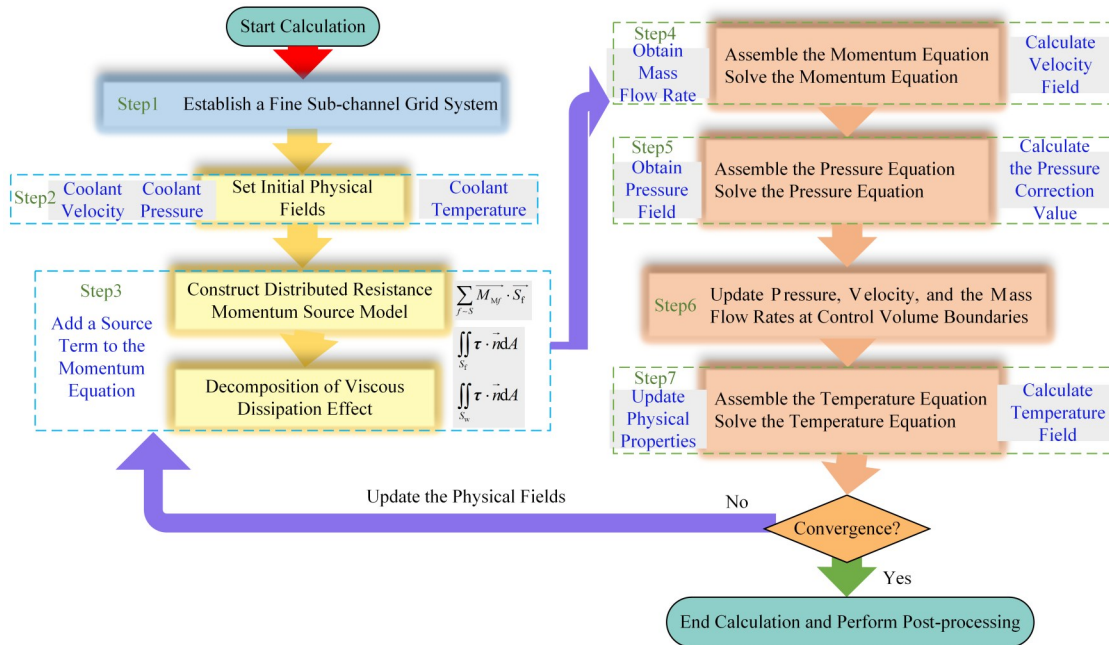


图3 CUNLUN 代码的算法流程图
Fig.3 Algorithm flowchart of CUNLUN code

$$\sqrt{\sum_{i=1}^N (b'_{c,i})^2} / m_{\text{in}} \leq 10^{-5} \quad (18)$$

式中： m_{in} 为入口流量。

2 数值模拟与结果分析

2.1 MATiS-H 国际基准题

在国际基准题 MATiS-H 中^[16]，燃料棒直径为 25.4 mm，棒间距为 33.12 mm，比常规压水堆大了约

2.6 倍。实验回路的平均质量流量为 $24.2 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1}$ ，冷却剂的整体平均速度为 $1.5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 。轴向上，MATiS-H 分别在交混翼下游 $0.5D_h$ 、 $1.0D_h$ 、 $4.0D_h$ 、 $10.0D_h$ 横截面上的轴向速度 w 和横向速度 u 、 v 进行了测量。如图 4(a) 所示，在径向上，横向速度 u 、 v 测量区域为图中阴影区域，测量分辨率为 0.75 mm，共计 4 173 个测量点。在 y 方向上，测量了 $y_1 = 0.5P$ 、 $y_2 = 1.5P$ 、 $y_3 = 2.455P$ 处轴向速度 w 。

由于实验测量点和 CUNLUN 代码控制体存储流场数据节点位置的不同，需将 CUNLUN 代码控制

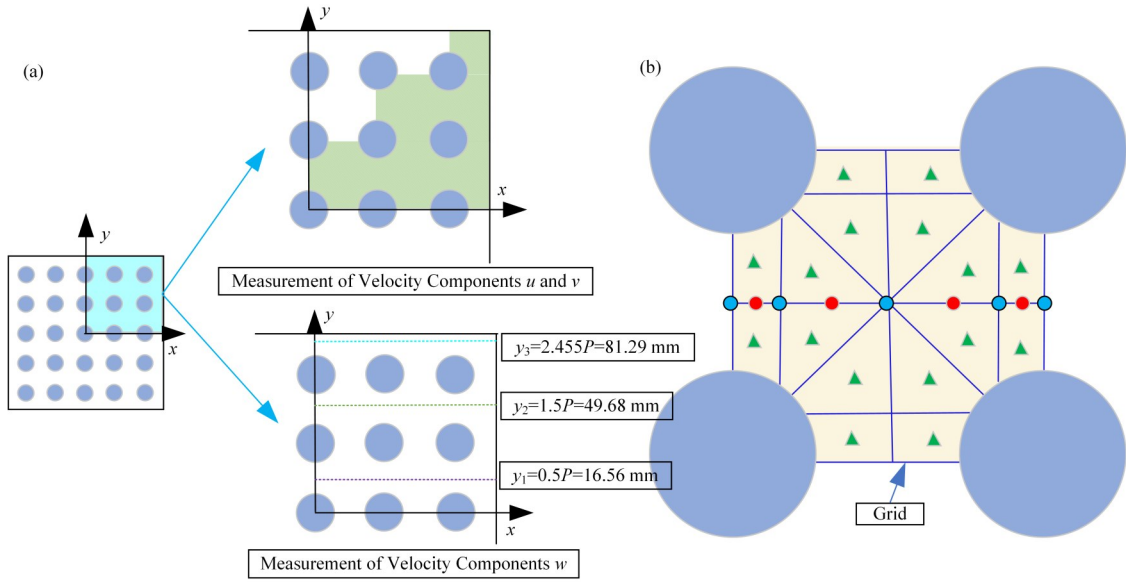


图4 测量点与计算点示意图(彩图见网络版) (a) MATiS-H测量点位置, (b) 计算点位置

Fig.4 Schematic diagram of measurement and calculation point (color online)

(a) MATiS-H measurement locations, (b) Calculation point schematic

体节点上的计算数据映射到数据对比点上。如图4(b)所示,绿色三角形标识为CUNLUN代码控制体节点,红色圆形标识和蓝色圆形标识为数据对比点。对于处于控制体交界面中心上的数据对比点(红色

$$\phi_f = 0.5 \times (\phi_C + \phi_F) + 0.5 \times [(\nabla\phi)_C + (\nabla\phi)_F] \cdot [\vec{r}_f - 0.5 \times (\vec{r}_C + \vec{r}_F)] \quad (19)$$

式中: ϕ 为通量,表示需要对比的数据类型;下标 f 表示两个控制体交界面的中点,即红色圆形标识对比点;下标 C 表示 f 所属控制体的中点;下标 F 表示 f 所相邻控制体的中点; $\vec{r}_C$ 、 $\vec{r}_F$ 为表示 C 点、 F 点的矢径。

$$\phi_f = \frac{\sum_{k=1}^{NB(n)} \phi_{Fk}}{\sum_{k=1}^{NB(n)} \frac{1}{\|\vec{r}_n - \vec{r}_{Fk}\|}} \quad (20)$$

式中: n 表示网格线交界点上的数据对比点。下标 Fk 表示相邻控制体中心的中点; $NB(n)$ 表示 n 周围相邻控制体中点的总个数; $\|\vec{r}_n - \vec{r}_{Fk}\|$ 表示点 n 到相邻控制体中心的距离。

图5展示了沿着 $y_1 = 0.5P$ 和 $y_2 = 1.5P$ 处交混翼下游 $0.5D_h$ 、 $1.0D_h$ 处CUNLUN代码计算值与实验数据轴向速度 w 结果比较。从图5可以看出,在4个不同位置处,轴向速度的最大平均相对误差为9.07%,最大均方根误差为 $0.1906 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$,均出现在 $Z = 0.5D_h$ 、 $y_1 = 0.5P$ 处,CUNLUN代码计算值与实验数据显示出良好的一致性。在交混翼下游 $0.5D_h$ 到 $1.0D_h$ 轴向速度的演变中,在 $0.5D_h$ 处存在明显的波峰和波谷,在 $1.0D_h$ 处逐渐衰减。CUNLUN代码很好地捕捉到了这种特性。CUNLUN代码准确预测了波峰和波谷出现的位置,但是值得注意的是

圆形标识)使用式(19)进行计算,对于处于网格线交界点上的数据对比点(蓝色圆形标识)使用式(20)进行计算。

CUNLUN代码过度预测了子通道中心($x/P = 0.5$ 和 $x/P = 1.5$)的流速。计算值在部分位置的波动主要源于动量源模型的局限性:一方面,下游子通道中心局部漩涡导致速度梯度剧烈,在CUNLUN代码中引入额外摩擦耗散,使局部流速可能偏离真实值;另一方面,模型目前仅精细化考虑了交混翼,未涵盖其他格架部件,同时仍依赖缺乏统一准则的经验关联式,均会带来不确定性。CUNLUN代码计算的最大相对误差为37.42%(绝对误差 $0.54 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$),出现在下游子通道速度梯度变化较大的位置,与上述原因相符。总体来看,如果不考虑速度梯度较大的两个点,在4个轴向位置上,每个位置15个测点的最大平均相对误差仅为6.37%,接近实验不确定度,整体趋势与实验吻合良好。

图6展示了沿着 $y_1 = 0.5P$ 和 $y_2 = 1.5P$ 处交混翼下游 $0.5D_h$ 、 $1.5D_h$ 、 $4.0D_h$ 、 $10.0D_h$ 处CUNLUN代码计算值与实验数据的横向速度 u 、 v 结果比较。从图6可以看出,CUNLUN代码计算出的横向流速 u 、 v 与实验结果吻合良好,随着流动远离交混格架,由交混翼引起的二次横流逐渐趋于平缓,相比于靠近交混格架下游的 $Z=0.5D_h$ 、 $Z=1.0D_h$ 处的横向流速,远离交混格架的 $Z=4.0D_h$ 、 $Z=10.0D_h$ 处CUNLUN代码所计算的横向流速与实验数据在波峰和波谷区域偏差稍

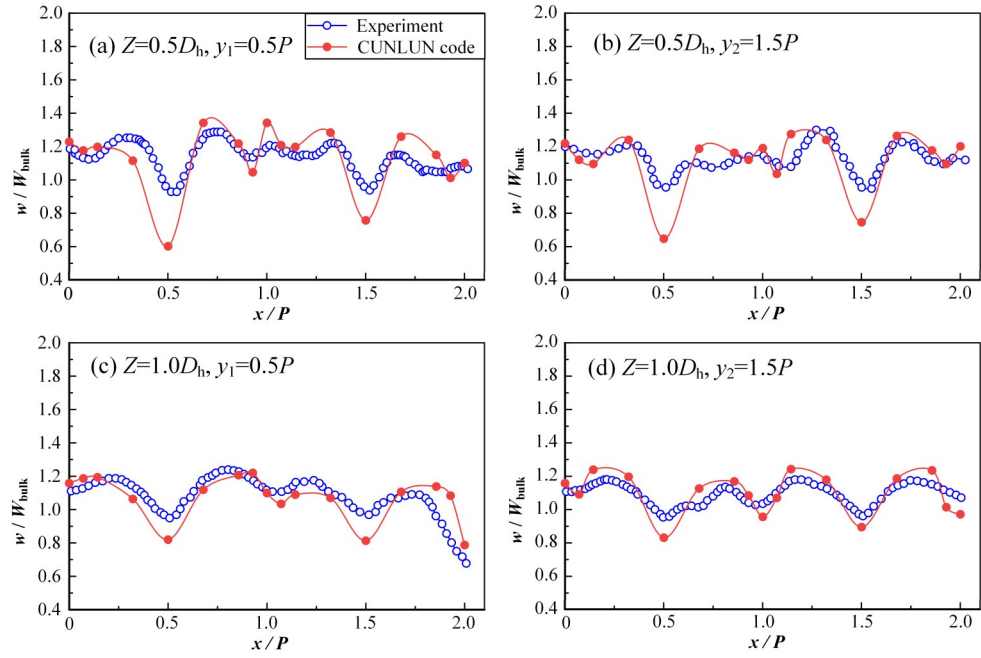


图5 交混翼下游两个测量面两条测量线上轴向速度计算结果的对比(彩图见网络版)

Fig.5 Axial velocity comparison on two lines at two downstream measuring planes of mixing vanes (color online)

大,偏差较大区域同样出现在子通道中心区域,其原因与局部速度梯度计算有偏差有关,但整体曲线趋

势与实验数据符合良好。

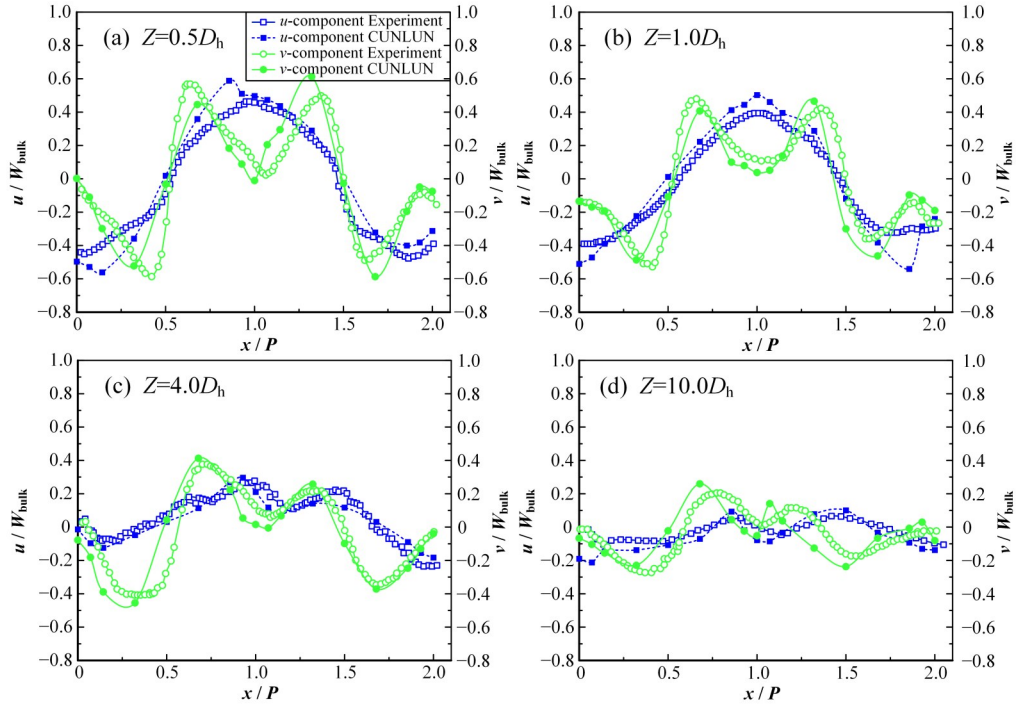


图6 交混翼下游4个测量面横向速度计算结果的对比(彩图见网络版)

Fig.6 Transverse velocity comparison at four downstream measuring planes of mixing vanes (color online)

图7更为直观地展示了CUNLUN代码计算得到交混翼下游速度场的演变,其中,图7(a)展示了速度云图所展示的横向位置。从交混翼下游1.0倍水力直径到10.0倍水力直径,随着交混格架对流场的交混影响越来越低,速度场空间分布的不均匀性逐

渐降低,各点的速度值逐渐接近入口速度,约为 $1.5 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$,这表明冷却剂通道之间的横向混合几乎完全消失。在MATIS-H 5×5 算例中,CUNLUN代码(3.2×10^4 个控制体)耗时约1.92 h,而基于OpenFOAM的CFD方法(5.8×10^7 个控制体)耗时约

12.5 h^[17],表明本方法在保持中等保真度的前提下,相较于CFD方法具有显著的计算性能优势。需指出的是,当前的CUNLUN仍为串行代码,尚未进行

并行化或其他性能优化;后续工作将重点推进并行化与性能改进,以进一步扩大其在大规模问题上的适用性与计算优势。

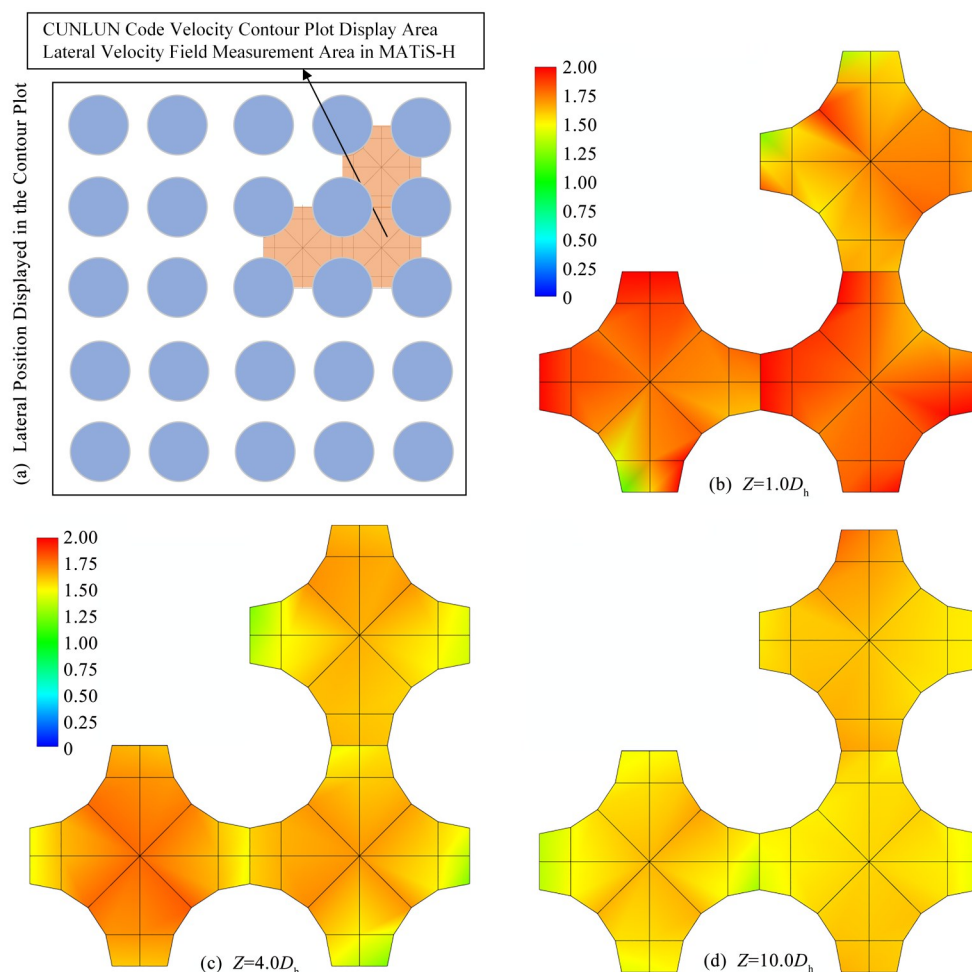


图7 CUNLUN代码计算得到的交混翼下游不同位置处速度云图(彩图见网络版)
Fig.7 Velocity contours downstream of mixing vanes from CUNLUN code (color online)

2.2 NESTOR国际基准题

NESTOR是由美国电力研究院(The Electric Power Research Institute, EPRI)组织开展的压水堆热工水力特性研究的国际基准题^[18],选用NESTOR中等温实验MANIVEL-MVG和加热实验OMEGA-MVG进行验证计算。棒束由一个5×5阵列、宽度为66.1 mm的棒束套管组成。棒直径为9.5 mm,阵列间距为12.6 mm,棒壁间距为3.1 mm。棒长度为5 m,其中加热长度为3.658 m。

2.2.1 等温实验MANIVEL-MVG

图8给出了MANIVEL-MVG实验测量轴向和横向速度的测量位置。表1给出了MANIVEL-MVG实验的相关条件。

图9展示了MVG O1和MVG O2两种不同交混

表1 MANIVEL-MVG实验条件
Table 1 MANIVEL-MVG experimental conditions

参数 Parameter	参数值 Parameter value
体积流速 Volumetric flow rate / $\text{m}^3 \cdot \text{h}^{-1}$	64.7
进口温度 Inlet temperature / $^{\circ}\text{C}$	29.7
质量流量 Mass flow / $\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$	17.9
入口平均流速 Average inlet velocity / $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$	6.92
雷诺数 Reynolds number	101 000

格架下游175 mm、100 mm、75 mm、50 mm和25 mm处沿着Line1和Line2处CUNLUN代码计算值与实验数据轴向速度的比较。可以看出,在所有交混格架下游的速度截面上,CUNLUN代码计算值与实验数据显示出良好的一致性。相对误差整体控制在

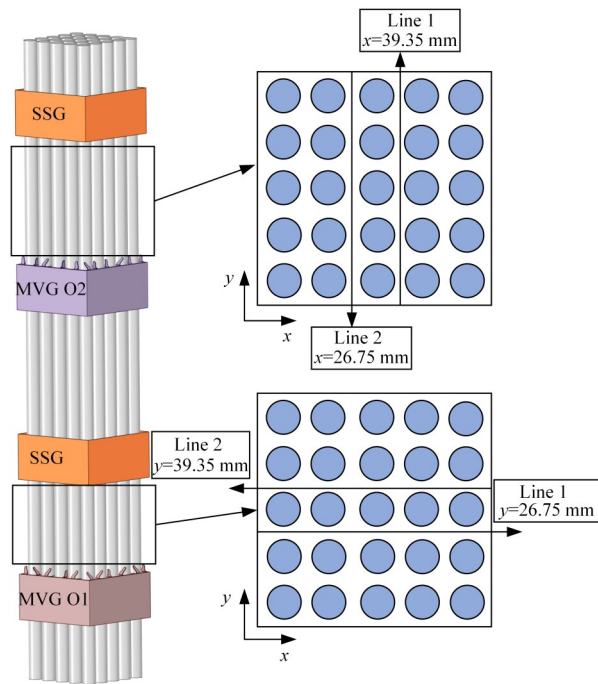


图8 MANIVEL-MVG实验轴向和横向测量位置示意
Fig.8 Schematic diagram of axial and transverse measurement positions in the MANIVEL-MVG experiment

表2 OMEGA-MVG实验条件
Table 2 OMEGA-MVG experimental conditions

参数 Parameter	参数值 Parameter value
入口温度 Inlet temperature / K	544.25
质量通量 Mass flux / $\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}$	3 520
总加热功率 Total heating power / kW	2 041
内部棒加热功率 Inner rod heating power / kW	95.46
外部棒加热功率 Peripheral rod heating power / kW	73.25

8.03%以内,最大均方根误差为 $0.217\text{ 8 m}\cdot\text{s}^{-1}$,进一步表明了计算结果与实验数据之间的吻合程度。在靠近交混格架下游处(如格架下游 25 mm 处),MVG O1和MVG O2两个跨度下的流量分布趋势较为相似。然而,随着流场的演变,在远离交混格架下游处(如格架下游 175 mm 处),MVG O1和MVG O2跨度下的流量分布趋势产生明显的差异,CUNLUN代码捕捉到了这一流动趋势。这可能是由于靠近交混格架处,交混格架对流场的扰动强度和流动结构尚未充分发展,不同类型格架的效果难以区分,因此,靠近格架下游处,两个跨度下的流量分布趋势较为相似。然而,随着流体向下游流动,远离格架处,不同格架引起的流场发展规律开始显现,导致流量分布趋势产生明显的差异。这表明,CUNLUN代码能够较为准确地捕捉并展示近场(靠近交混格架区

域)和远场(远离交混格架区域)流动特性的变化规律,为研究交混格架的作用机制提供了一定的参考。

2.2.2 加热实验OMEGA-MVG

对于OMEGA-MVG实验的数值模拟,需充分考虑燃料棒加热功率分布的非均匀性。具体而言,该实验中有9根内部加热棒和16根外部加热棒,其加热壁面厚度分别为 0.9 mm 和 0.675 mm 。由于壁面厚度的差异,内部加热棒的加热功率显著高于外部加热棒,从而导致中心区域的加热功率较高,外部区域的加热功率较低。这种特征如图10所示,展示了内部高功率和外部低功率分布的特点。为了在数值模拟中准确反映这一分布特性,需将加热功率分布与加热棒的几何和热工条件相结合。根据实验条件和几何特征,OMEGA-MVG实验的相关条件见表2,详细列出了冷却剂工况及棒加热功率分配。

图11展示了OMEGA-MVG实验中CUNLUN代码计算结果与实验数据温度的对比,为了评估动量源方法对温度预测的改进效果,图中同时给出了在CUNLUN中采用原始经验系数而未使用分布阻力动量源模型的计算结果。该对比为评估CUNLUN代码在复杂流场温度预测中的适用性提供了参考依据。从图11中可以看出,使用分布阻力动量源模型的计算结果(三角线)能够较为准确地预测实验数据(方块线)的整体变化趋势,子通道中心温度最大偏差值为 1.982 5 K ,最大相对误差为 0.64% 。未使用分布阻力动量源模型的计算结果(圆形虚线)在总体趋势上与实验数据存在明显偏差,尤其在温度分布的峰值和谷值处偏离更为显著。在32个数据对比点中,24个数据对比点相较于未使用分布阻力动量源模型,使用分布阻力动量源模型所计算的精度提升了 69.08% 。对于采用分布阻力动量源模型的计算结果,虽然整体趋势与实验数据一致,但在个别子通道(例如子通道编号14和28)仍存在一定程度的误差。这可能与局部流场的复杂性、湍流模型的精度限制或几何细节处理的简化有关。未使用分布阻力动量源模型的计算结果则表现出更为系统性的偏差,特别是在温度变化剧烈的区域(如子通道编号6-10及30-33),其结果无法准确捕捉实验中的温度波动特性。

图12展示了使用与未使用分布阻力动量源模型进行温度计算后减去绝对零度的对比云图,并与实验结果进行了对比分析。与实验结果(图12(a))相比,图12(b)中未使用分布阻力动量源模型的计算结果呈现出一定的温度非均匀性,但整体分布特征较为平缓,特别是在高温区域的分布范围未能充

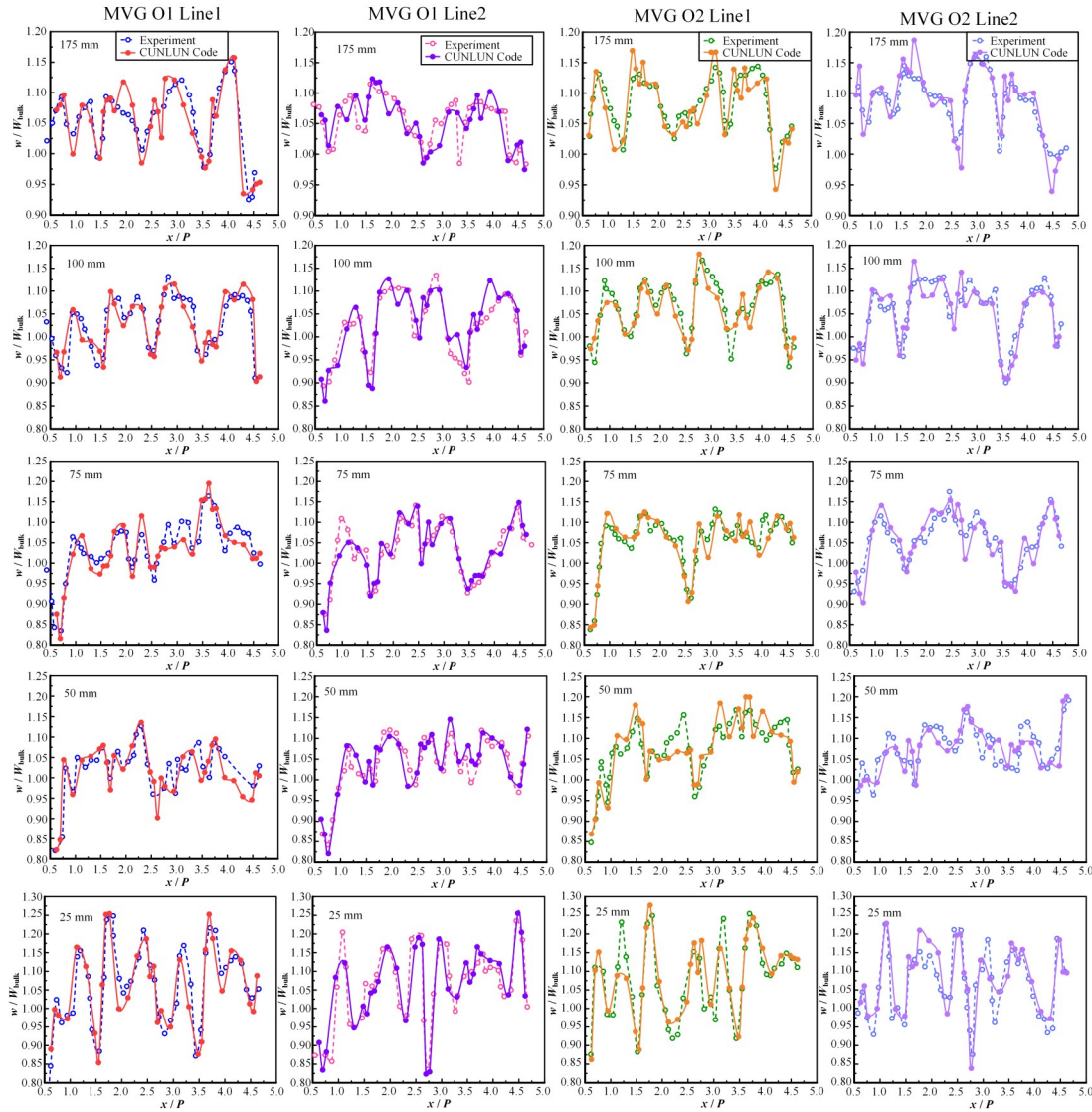


图9 MANIVEL-MVG 实验交混格架下游不同轴向位置处速度对比(彩图见网络版)

Fig.9 Velocity comparison at different axial positions downstream of the mixing grid in the MANIVEL-MVG (color online)

分展现。高温区域主要集中在子通道核心区域,但其分布范围较为分散,未能准确反映实验中观察到的局部温度升高的集中效应,显示出在捕捉温度梯度方面的局限性。

在图12(c)中,采用分布阻力动量源模型的计算结果明显呈现出左下角至右上角区域的温度高于左上角至右下角区域的特征,这与实验测量结果高度一致,表明使用分布阻力动量源模型的CUNLUN代码能够更精确地捕捉温度场的分布特征。与传统子通道不同的是,CUNLUN代码可以求解冷却剂通道内部的温度分布,温度场整体上呈现出中心温度高,外部子通道温度低的特点,这是由于内部加热棒功率高于外部加热棒功率,并且较少的横向流量从左上边通道和角通道流入内部棒束通道区域,相反,内部棒束区域的较多流量进入右下边通道和角通道区

域,图12(c)对主要横流方向进行了示意。此结果验证了分布阻力动量源模型在模拟复杂流动条件下对温度场预测的有效性,尤其是在温度梯度较大、局部温度升高的区域,能够更好地预测温度分布特性。

3 结语

本研究提出了一种基于精细栅元控制体的三维子通道热工水力分析方法。通过有限体积法结合堆芯冷却剂流动特性划分精细栅元控制体,改进了轴流占优假设和通道内部集总参数的局限,实现了Sub栅元尺度流动与传热的三维求解;同时,采用三维分布阻力动量源模型直接刻画交混格架复杂结构对流动和传热的影响,从而克服了传统子通道方法使用经验系数的不足。在此基础上,使用C++语言

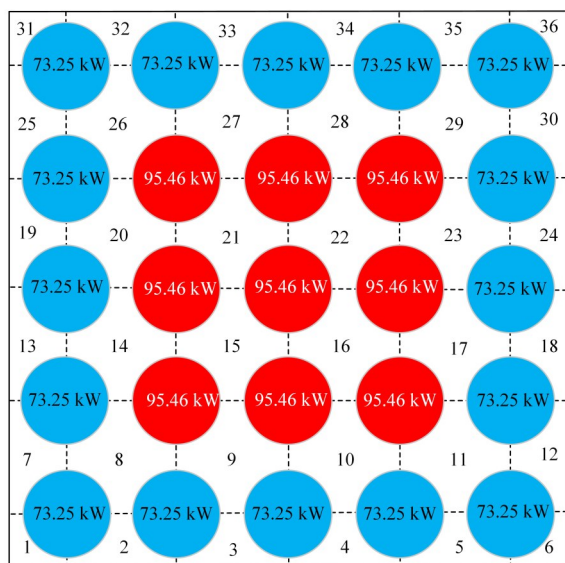
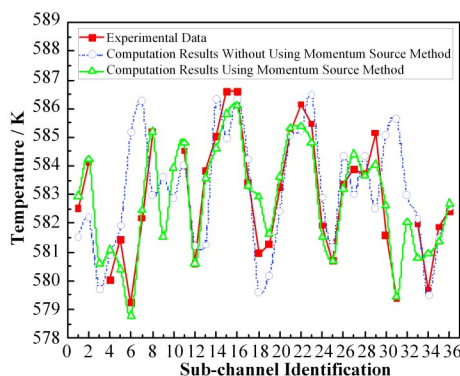


图 10 OMEGA-MVG 实验燃料棒加热功率分布和子通道编号示意

Fig.10 Schematic diagram of fuel rod heating power distribution and sub-channel identification in the OMEGA-MVG

自主开发了精细栅元子通道分析程序 CUNLUN。主要结论如下：

1) 模型验证与适用性：针对不同尺寸燃料组件



的热工水力特性，CUNLUN 代码的计算结果与实验数据吻合良好。在 MATIS-H 国际基准题中，最大均方根误差为 $0.1906 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ，4 个不同位置的轴向速度最大平均相对误差为 9.07%，CUNLUN 代码在速度梯度较大的位置对速度的预测存在一定偏差，最大绝对误差为 $0.54 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ，总体来看，如果不考虑速度梯度较大的两个点，交混格架下游 4 个轴向位置的最大平均相对误差为 6.37%；在 NESTOR 国际基准题中，流场计算的相对误差整体控制在 8.03% 以内，最大均方根误差为 $0.2178 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ，子通道中心温度的最大偏差为 $1.9825 \text{ }^{\circ}\text{C}$ ，最大相对误差为 0.64%。结果表明，CUNLUN 代码能够较为准确地预测稳态工况下不同燃料组件的流动与换热特性。

2) 分布阻力动量源模型的有效性：以 NESTOR-OMEGA-MVG 实验为对象，对比使用与未使用分布阻力动量源模型的数值计算结果。与实验数据相比，使用分布阻力动量源模型的计算结果更接近实验值，在 32 个对比点中，有 24 个点的计算精度提升 69.08%，验证了分布阻力动量源模型在提高计算精度方面的显著优势。

综上所述，CUNLUN 代码在国际基准题的验证中表现出良好的准确性和可靠性，初步展现了其在

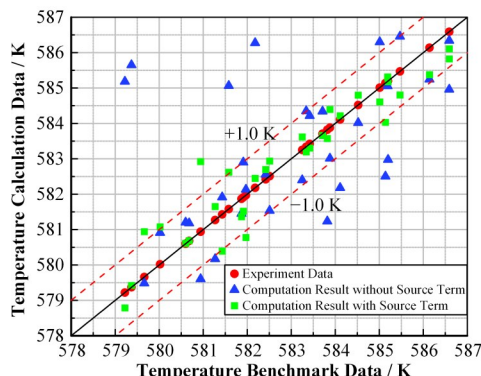


图 11 OMEGA-MVG 实验温度计算结果对比

Fig.11 Comparison of temperature calculation results in the OMEGA-MVG experiment

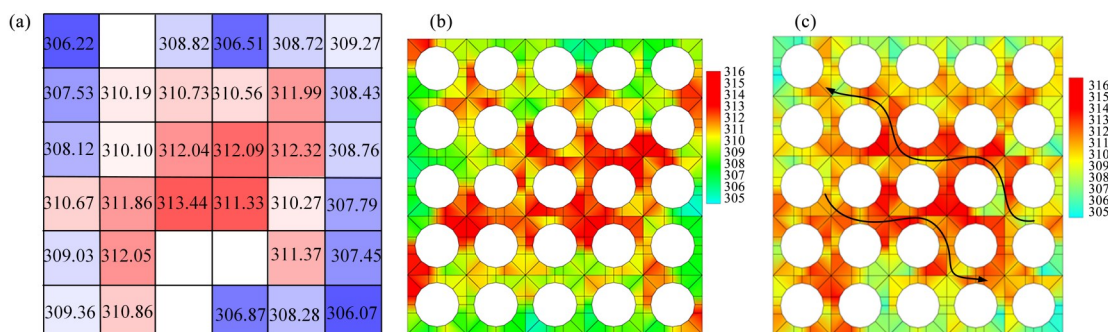


图 12 OMEGA-MVG 实验中温度分布云图

(a) 实验测量的温度分布, (b) 不使用动量源项计算得到的温度分布, (c) 使用动量源项计算得到的温度分布

Fig.12 Temperature distribution cloud map in OMEGA-MVG

(a) Experimentally measured temperature distribution, (b) Temperature distribution calculated without momentum source terms, (c) Temperature distribution calculated with momentum source terms

子通道热工水力分析中的应用潜力。未来工作将进一步完善代码功能,特别是针对瞬态工况、多相流动等复杂现象,开发适用于压水堆堆芯流动与换热多工况分析的高精度子通道模拟工具。

作者贡献声明 姜宏伟负责编写计算程序,建立仿真模型,撰写文章;陈广亮负责建模的理论技术支持和方法指导;殷新立负责模型的仿真指导;田兆斐负责对文章的知识性内容作批评性审阅;钱浩负责文献实验数据收集校核;李锦超负责文章框架指导和软件支持;李振杰参与文章框架与文章修订;向毅卓参与文章结果讨论与文章修订。

参考文献

- Rohde U, Kliem S, Grundmann U, *et al.* The reactor dynamics code DYN3D - models, validation and applications[J]. *Progress in Nuclear Energy*, 2016, **89**: 170 - 190. DOI: 10.1016/j.pnucene.2016.02.013.
- 董博通, 肖瑶, 李俊龙, 等. 小型堆二次侧非能动余热排出系统特性计算分析[J]. *核技术*, 2024, **47**(3): 030602. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2024.hjs.47.030602.
- DONG Botong, XIAO Yao, LI Junlong, *et al.* Development and analysis of passive residual heat-removal system on secondary side of small reactor[J]. *Nuclear Techniques*, 2024, **47**(3): 030602. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2024.hjs.47.030602.
- Luo X, Cao L K, Feng W P, *et al.* Development of a subchannel code for blockage accidents of LMFRs based on the 3D fuel rod model[J]. *Nuclear Science and Techniques*, 2022, **33**(3): 27. DOI: 10.1007/s41365-022-01010-4.
- Price D, Roskoff N, Radaideh M I, *et al.* Thermal Modeling of an eVinci™-like heat pipe microreactor using OpenFOAM[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2023, **415**: 112709. DOI: 10.1016/j.nucengdes.2023.112709.
- Zhang Y H, Tian Z F, Li L, *et al.* Calculation of two-fluid subchannels model of pressurized water reactor: Picard Krylov method[J]. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 2024, **153**: 107356. DOI: 10.1016/j.icheatmasstransfer.2024.107356.
- 张宇航, 田兆斐, 李磊, 等. 棒束子通道两流体全隐式 Picard Krylov 算法[J]. *哈尔滨工程大学学报*, 2023, **44**(12): 2095 - 2102. DOI: 10.11990/jheu.202309010.
- ZHANG Yuhang, TIAN Zhaoifei, LI Lei, *et al.* Two-fluid fully implicit Picard-Krylov algorithm for rod bundle subchannel[J]. *Journal of Harbin Engineering University*, 2023, **44**(12): 2095 - 2102. DOI: 10.11990/jheu.202309010.
- 田文喜, 王明军, 秋穗正, 等. 基于 CFD 方法的核动力系统热工安全特性研究进展[J]. *原子能科学技术*, 2019, **53**(10): 1968 - 1982. DOI: 10.7538/yzk.2019.youxian.0351.
- TIAN Wenxi, WANG Mingjun, QIU Suizheng, *et al.* Review on safety characteristic research progress of nuclear power plant thermal-hydraulics using CFD method[J]. *Atomic Energy Science and Technology*, 2019, **53**(10): 1968 - 1982. DOI: 10.7538/yzk.2019.youxian.0351.
- 张历轩, 陈广亮, 田兆斐, 等. 基于动量源与精细多孔介质的堆芯特征组件域 CFD 计算分析技术研究[J]. *核技术*, 2024, **47**(7): 070605. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2024.hjs.47.070605.
- ZHANG Lixuan, CHEN Guangliang, TIAN Zhaoifei, *et al.* CFD computational analysis techniques for core feature component domain based on momentum source and detailed porous media[J]. *Nuclear Techniques*, 2024, **47**(7): 070605. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2024.hjs.47.070605.
- Zhang K L, Sanchez-Espinoza V H. The Dynamic-Implicit-Additional-Source (DIAS) method for multi-scale coupling of thermal-hydraulic codes to enhance the prediction of mass and heat transfer in the nuclear reactor pressure VESSEL[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2020, **147**: 118987. DOI: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2019.118987.
- 陈森, 刘余, 田茂林, 等. 基于多孔介质模型的压水堆堆芯温场数值模拟[J]. *核技术*, 2015, **38**(9): 090601. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2015.hjs.38.090601.
- CHEN Sen, LIU Yu, TIAN Maolin, *et al.* PWR core transient temperature numerical simulation based on porous media model[J]. *Nuclear Techniques*, 2015, **38**(9): 090601. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2015.hjs.38.090601.
- 王言, 卢嘉鸣, 姚嘉晔, 等. 铅铋堆燃料组件子通道计算方法优化[J]. *核技术*, 2024, **47**(7): 070603. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2024.hjs.47.070603.
- WANG Yan, LU Jiaming, YAO Jiaye, *et al.* Optimization of subchannel analysis for lead-bismuth reactor fuel assemblies[J]. *Nuclear Techniques*, 2024, **47**(7): 070603. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2024.hjs.47.070603.
- Zhang X X, Gui N, Gong H J, *et al.* Thermal hydraulic review of light water reactor based on subchannel code CTF[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2023, **413**: 112482. DOI: 10.1016/j.nucengdes.2023.112482.
- 潘良明. 核反应堆热工水力学基础[M]. 重庆: 重庆大学

- 出版社, 2020.
- PAN Liangming. Thermal hydraulic fundamentals of nuclear reactors[M]. Chongqing: Chongqing University Press, 2020.
- 14 Todreas N E, Kazimi M S. Nuclear systems Volume I: thermal hydraulic fundamentals[M]. 3rd ed. Boca Raton: CRC Press, 2021. DOI: 10.1201/9781351030502.
- 15 Küçük H, Ünverdi M, Senan Yılmaz M. Experimental investigation of shell side heat transfer and pressure drop in a mini-channel shell and tube heat exchanger[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2019, **143**: 118493. DOI: 10.1016/j.ijheatmasstransfer. 2019. 118493.
- 16 Lee J R, Kim J, Song C H. Synthesis of the turbulent mixing in a rod bundle with vaned spacer grids based on the OECD-KAERI CFD benchmark exercise[J]. Nuclear Engineering and Design, 2014, **279**: 3 - 18. DOI: 10.1016/j.nucengdes.2014.03.008.
- 17 黄瑀琦. 基于 OpenFOAM 修改求解器优化定位格架下游湍流强度预测研究[D]. 广州: 华南理工大学, 2022.
- HUANG Yuqi. Optimization of turbulence intensity prediction downstream of the spacer grid based on OpenFOAM modified solver[D]. Guangzhou: South China University of Technology, 2022.
- 18 Kang S K, Hassan Y A. Computational fluid dynamics (CFD) round robin benchmark for a pressurized water reactor (PWR) rod bundle[J]. Nuclear Engineering and Design, 2016, **301**: 204 - 231. DOI: 10.1016/j.nucengdes. 2016.03.007.