

棒束结构气冷换热的湍流模型适用性评价

刘宇浩¹, 孙倩², 方浚麟¹, 叶子申¹, 孙俊^{1,*}

(1. 清华大学核能与新能源技术研究院, 北京 100084; 2. 北京宇航系统工程研究所, 北京 100076)

摘要: 高功率空间核电源采用棒束气冷堆具有质量轻等优势, 其紧凑的栅格结构以及流动雷诺数(Re)较低的特点会影响堆芯的流动换热规律, 采用CFD开展数值分析时需评价湍流模型的适用性。在气体工质棒束结构流动换热实验的基础上, 利用ANSYS Fluent建立了试验段的数值模型, 针对入口 Re 在688~2986之间的实验工况, 选择4种湍流模型开展了数值模拟, 对比了加热棒包壳温度实验测量值与计算值。结果表明, 4种湍流模型计算的棒温整体上均低于实验值, 其中转捩SST模型结果与实验值最接近, 整体平均偏差为-2.0%, 较好地反映了横流等特征, 可用于 Re 在2000左右的棒束气冷堆芯热工水力数值计算。

关键词: 气冷堆; 棒束结构; 湍流模型; 低雷诺数; 流动换热; 横流

中图分类号: TL424

文献标志码: A

文章编号: 1000-6931(2024)08-1732-10

doi: 10.7538/yzk.2023.youxian.0733

Applicability Evaluation of Turbulence Models for Gas-cooled Heat Transfer of Open Lattice Structure

LIU Yuhao¹, SUN Qian², FANG Junlin¹, YE Zishen¹, SUN Jun^{1,*}

(1. Institute of Nuclear and New Energy Technology, Tsinghua University, Beijing 100084, China;

2. Beijing Institute of Space System Engineering, Beijing 100076, China)

Abstract: The open lattice gas-cooled reactor presents a lightweight option for high-power space reactor power systems. The background of this study is a space reactor featuring a rod bundle core structure, with helium as the coolant. The typical Reynolds number at the core inlet is around 2000. Reynolds average numerical simulation (RANS) is a commonly used computational fluid dynamics (CFD) method. The essence of the RANS method lies in turbulence models. Each turbulence model has its particular useful scenarios and needs to be chosen based on the specific working conditions. The helium-cooled rod bundle reactor is distinguished by its tight lattice structure and low flow Reynolds number. These features influence the flow and heat transfer characteristics in the reactor core. Consequently, when performing thermal-hydraulic analysis using CFD, it is essential to evaluate the applicability of turbulence models. Experiments of flow and heat transfer in 37-rod bundle structure were conducted, using electrically heated rods of the same size as the fuel rods and nitrogen as the experimental coolant. Based on these experiments, the convective heat transfer within the test section was numerically simulated using ANSYS Fluent, selecting four turbulence models: Realizable $k-\epsilon$ with

enhanced wall treatment, SST $k-\omega$, transition SST, and Reynolds stress model with enhanced wall treatment. The operating conditions for numerical calculations had inlet Reynolds numbers ranging from 688 to 2 986, all with uniform power distribution. By comparing the experimental measurements and calculated values of the heating rod cladding temperatures, the applicability of the four turbulence models was evaluated. Simultaneously, the differences in local flow field simulations by these models were observed, and an analysis was performed to understand the reasons behind the discrepancies in cladding temperature calculations among the different models. The results show that all four turbulence models generally underpredict the rod cladding temperatures. Among these models, the transition SST model exhibits the closest agreement with experimental data, with an overall average deviation of -2.0% . It effectively captures the crossflow characteristics between the rod bundle and is suitable for thermal-hydraulic simulations of open lattice gas-cooled reactor with Reynolds number around 2 000. This study confirms that the crossflow is an important factor affecting the flow and heat transfer in open lattice structures. Subsequent researches are needed to further investigate the factors and patterns influencing crossflow, in order to minimize its adverse effects on the heat transfer in the reactor core. The findings of this paper provide a reference for the numerical simulation and design of rod bundle gas-cooled reactors.

Key words: gas-cooled reactor; open lattice rod bundle; turbulence model; low Reynolds number; convective heat transfer; crossflow

气冷棒束堆芯结构对高功率空间反应堆来说具有质量小等优势^[1],清华大学核能与新能源技术研究院在百千瓦级以上的空间核电源设计中采用了气冷棒束堆芯方案,此外包括西安交通大学^[2]、哈尔滨工程大学^[3]和美国 Prometheus 项目^[4]都有此结构的堆芯方案。压水堆^[5]和钠冷快堆^[6]通常也采用棒束堆芯,与之相比,棒束气冷空间堆在堆芯流动换热方面存在以下几个特点:1)结构紧凑。在已有设计中,空间气冷堆棒束结构的 p/d (p 为加热棒间距, d 为加热棒外径) 小于 1.16, 相比于压水堆和钠冷快堆的栅格都更紧凑;2)本研究的背景是清华大学核能与新能源技术研究院设计的一种用于空间磁流体发电的棒束气冷堆,工质为氦气,堆芯入口雷诺数 Re 约为 2 000, 远低于压水堆或钠冷快堆。

结构紧凑和 Re 较低这两个特点会导致气冷棒束堆芯内流动换热相对较弱,因此需要对热工水力设计中使用的理论模型进行评价和研究。数值计算是热工水力分析的重要工具,其优点是便于变更各种工况条件,不存在测量仪器的干扰,各位置的参数可任意提取。湍流数值方法主要分为三大类^[7]:直接模拟(DNS)、大涡模拟(LES)和雷诺平均模拟(RANS)。其中 RANS 方法不关注湍

流的精细结构而是湍流量的时均值,对计算资源要求较低,在大多数工程问题中有应用。RANS 方法需要采用湍流模型将湍流的脉动值附加项与时均值相关联。湍流模型本身都存在假设和经验值,有一定的适用场景,使用时需要根据具体工况进行评估和选择。

采用数值方法开展气冷棒束堆的设计研究需要先对湍流模型进行适用性评价,湍流模型的合理性直接影响计算结果的准确性。Meng 等^[8-9]利用 Nakoryakov 的圆管内氦氩气体换热实验结果^[10]评估了可实现 $k-\epsilon$ (RKE)、V2F $k-\epsilon$ 、SST $k-\omega$ 和雷诺应力(RSM)4种湍流模型,对比的量包括管壁温度、流体温度和局部 Nu ,结果表明 RSM 模型结果与实验数据最接近,但他们认为 Nakoryakov 文章中并未给出完整的工况信息,并不能证明 RSM 模型最适用,且实验的 Re (约 12 400)也小于其堆芯方案 Re (约 60 000),故最终仍选择了 RKE 模型进行堆芯的仿真,理由是 RKE 模型具有广泛的工程应用。Qin 等^[11]在湍流模型评价时采用 RKE 模型和 SST $k-\omega$ 模型计算了 Taylor 的圆管内氦氩实验工况^[12],对比了管壁温度和流体温度,结论是 SST $k-\omega$ 模型结果与实验值较为符合,计算温度的相对误差在 5% 以内,可用于其后续的仿

真。Zhou 等^[13]在选择湍流模型时也比较了各模型计算 Taylor 实验工况的结果,包括标准 $k-\varepsilon$ 、RNG $k-\varepsilon$ 、RKE、标准 $k-\omega$ 和 SST $k-\omega$ 模型,结论是 SST $k-\omega$ 模型结果与实验数据最接近,最终选择在 SST $k-\omega$ 模型基础上开展研究。

以上针对气冷棒束堆的研究,在开展湍流模型评价时均使用文献中管内实验结果作为基准,但圆管内的流动换热与堆芯棒束间流动换热存在差异,且利用的实验工况 Re 范围与研究对象也不完全一致,故这种湍流模型选择方式并不完全可靠。因此,本文在一种氦气工质棒束气冷堆的背景下,利用棒束结构流动换热实验结果,与 ANSYS Fluent 软件中不同湍流模型计算结果进行对比,选择出适用于稠密栅格棒束结构中较低 Re 气体流动换热的湍流模型,为气冷棒束堆芯的数值研究提供支撑。

1 实验描述

1.1 棒束试验段结构

本文利用棒束流动换热实验结果进行湍流模型评价,棒束试验段采用电加热棒模拟燃料棒发热,经过了相应的相似分析,能够反映气冷棒束堆芯内的流动换热特征。

图 1 为棒束试验段结构图。棒束试验段整体主要分为 3 段,从上往下分别是顶盖、贯穿件筒、下部容器。其中,顶盖的管口为进气口,容器底部管口为出气口。加热棒束安装在内筒体中,内筒体的内壁面构成了棒束实验的六边形流道,通过

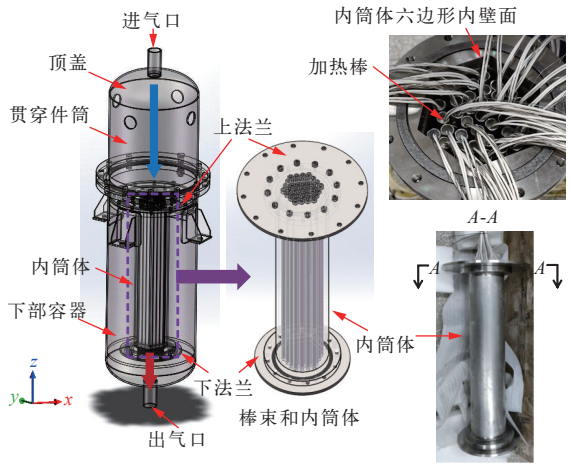


图 1 棒束试验段结构图

Fig. 1 Structural diagram of rod bundle test section

上下两个法兰片将加热棒束固定在内筒体中。法兰与加热棒的固定采用了特殊设计的螺丝,特点为内部中空、侧面开孔。棒束试验段连接在强迫驱动的气体回路中,试验时气流从进气口进入上部空间,然后向下流入棒束通道与加热棒换热,再经下部出气口流出。图 2 为 37 棒束及六边形流道截面示意图。棒束试验段的结构尺寸列于表 1。

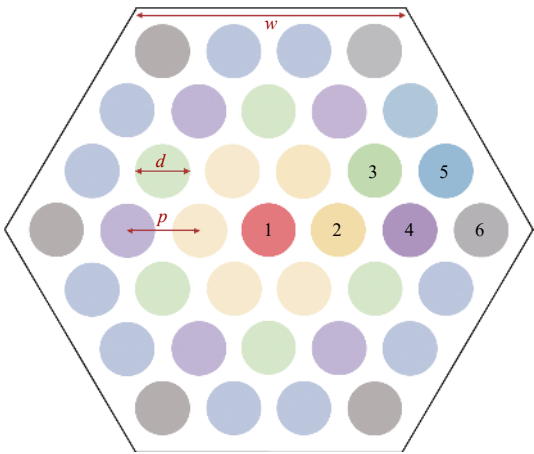


图 2 37 棒束截面示意图

Fig. 2 Schematic diagram of hexagonal bundle with 37 rods

表 1 棒束试验段结构尺寸

Table 1 Structural dimensions of rod bundle test section

参数	数值
加热棒外径 d , mm	15.5
加热棒排列方式	三角形
加热棒间距 p , mm	17.9
包壳厚度, mm	1.0
加热棒总长, mm	680
发热段长度, mm	500
六边形流道边长 w , mm	66.55

1.2 温度测量

加热棒发热段长度为 500 mm,在包壳表面嵌入热电偶测量壁面温度。加热棒分为 I、II 两种类型,均沿程安装 4 个热电偶,安装的轴向位置不同,具体示于图 3。从整个棒束试验段来看,存在 5 个测温面,距离发热段起始位置的轴向距离 L 分别为 0、125、250、375 和 500 mm。

根据对称性,37 棒束结构共有 6 个典型加热棒位置,编号如图 2 所示,相同颜色的棒代表相同的特征位置。在每个测温面,不同特征位置的壁温测点数量列于表 2,整个棒束试验段共有 148 个

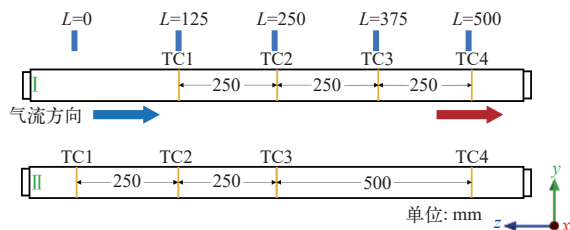


图3 加热棒热电偶位置示意图

Fig. 3 Schematic diagram of thermal-couples arrangement on heating rods

表2 各测温面上棒温测点数

Table 2 Number of thermal-couples on each position

棒位	不同 L(mm)下的数值				
	0	125	250	375	500
1 号棒	0	1	1	1	1
2 号棒	4	6	6	2	6
3 号棒	2	6	6	4	6
4 号棒	4	6	6	2	6
5 号棒	3	12	12	9	12
6 号棒	3	6	6	3	6
总计	16	37	37	21	37

棒温测点。

在每个测温面,将所有相同特征位置的棒壁面温度测量结果取均值,作为该测温面上该特征位置的测量值。利用这种处理方式,可得到5个测温面上6个特征棒位置的壁面温度实验测量值。后续湍流模型评价使用加热棒壁面温度测量值与数值计算结果进行对比。

1.3 测量不确定度

温度测量中,A类不确定度 u_A 通过统计表2中所列的同一特征位置多个热电偶的测量结果得到,实验达到稳态时采集2 min数据,采集频率为1 Hz。B类不确定度 u_B 主要考虑热电偶本身的测量精度、热电偶安装位置误差和加热丝发热不均匀性所带来的不确定度。热电偶镶嵌在加热棒壁面的工艺较为复杂,通过对加热棒进行X射线透视,确定安装的轴向位置偏差,再通过数值敏感性分析确定安装位置误差所带来的温度误差范围。在X射线透视下可观察到加热丝螺旋会出现局部过密和过疏,可通过热阻分析确定其带来的温度偏差。

根据测量不确定度评定方法^[14],计算合成不确定度 u :

$$u = \sqrt{u_A^2 + u_B^2} \quad (1)$$

每个测量值 y 的拓展不确定度按照95%置信区间确定,即最终测量结果 $Y = y \pm 2u$ 。

1.4 实验工况

湍流模型评价采用稳态实验工况结果,不同工况通过改变入口流量和加热功率实现。实验工质为氮气,采用变频泵和调节阀共同调节流量,并采用质量流量计进行测量。实验采用均匀功率分布,即37根加热棒的功率相等。表3列出不同实验工况的参数实测值。

表3 实验工况

Table 3 Experiment operating conditions

编号	质量流量/(kg/h)	入口温度/K	单棒功率/W	入口 Re
2-100	75.75	296.5	100.0	2 156
2-110	104.20	293.8	100.0	2 986
2-120	75.60	295.0	50.0	2 160
2-130	37.86	292.6	50.0	1 088
3-100	48.57	295.7	73.0	1 385
3-110	58.24	293.6	73.0	1 670
3-120	48.60	295.6	36.5	1 386
3-130	24.26	298.1	36.5	688

2 数值模型

2.1 几何建模

由于整个棒束试验段的结构较为复杂,为提高计算效率,数值建模时进行适当简化,根据对称性取1/6区域,只针对680 mm长的加热棒束区域进行计算,其中发热段的长度为500 mm,上游不发热段长度145 mm,下游不发热段长度35 mm。热源的模拟以相应工况下加热棒包壳的内壁面热流进行施加。图4为网格划分和边界设置,其中入口设置为质量流量入口边界,出口为压力出口

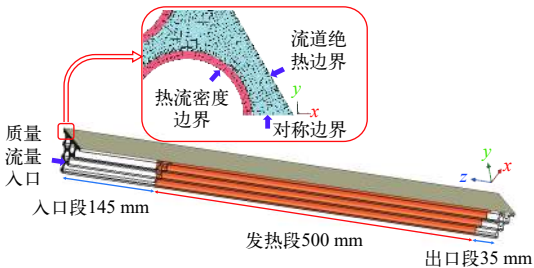


图4 棒束段网格划分及边界类型

Fig. 4 Mesh and boundary type of rod bundle

边界, 流道边界设置为绝热边界。

采用了 7 套网格(网格数分别为 9×10^5 、 3.1×10^6 、 7.5×10^6 、 9.2×10^6 、 1.2×10^7 、 1.6×10^7 、 2.2×10^7)进行了网格无关性分析, 发现当网格数不小于 1.2×10^7 时, 外包壳最高温度计算结果偏差稳定在 0.1% 内, 满足网格无关性要求, 且 $y_{\max}^+ < 2$, 综合考虑计算效率, 后续计算选用网格数为 1.2×10^7 的网格。

2.2 计算条件设置

数值计算使用超算平台上的商业 CFD 软件 ANSYS Fluent 进行。数值计算考虑包壳的轴向导热, 加热棒包壳的制造材料为 316L 不锈钢, 在实验范围内其热导率变化较小, 数值计算时热导率采用定值为 $18.4 \text{ W/(m} \cdot \text{K)}$ 。计算中氮气密度选用理想气体模型, 黏度选用 Sutherland 模型, 导热系数根据美国国家标准与技术研究院(NIST)数据库进行拟合并写入 UDF, 随温度变化的具体形式为:

$$\lambda = -7.0 \times 10^{-9} T^2 + 7.0 \times 10^{-5} T + 0.0069 \quad (2)$$

式中: T 为温度, K; λ 为导热系数, $\text{W/(m} \cdot \text{K)}$ 。

根据表 3 的实验工况, 数值计算的发热功率换算为加热棒包壳内壁面的热流密度进行添加。入口氮气流量及温度通过质量流量入口边界设定。求解器采用基于压力的 Coupled 算法, 收敛残差标准均为 1×10^{-6} 。

2.3 湍流模型选择

雷诺平均的思路是将瞬时量 ϕ 看作时均量 $\bar{\phi}$ 和脉动量 ϕ' 的和, 不可压缩湍流的雷诺时均方程一般形式^[15]为:

$$\frac{\partial(\rho \bar{\phi})}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \bar{u}_j \bar{\phi})}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma \frac{\partial \bar{\phi}}{\partial x_j} - \rho \bar{u}_j \phi' \right) + \bar{S}_\phi \quad (3)$$

为封闭方程, 湍流模型就是围绕方程中的脉动关联项 $-\rho \bar{u}_j \phi'$ 进行处理。

Fluent 软件提供了多种湍流模型, 包括 Spalart-Allmaras 模型(单方程)、 $k-\varepsilon$ 模型(两方程)、 $k-\omega$ 模型(两方程)、转捩 $k-kl-\omega$ 模型(三方程)、转捩 SST 模型(四方程)和雷诺应力模型(七方程), 这些模型下还包括若干种改进型, 如可实现 $k-\varepsilon$ 模型、SST $k-\omega$ 模型等。每个湍流模型有其适用场景, 湍流模型的选择需考虑 Re 较低和存在棒束间横流的特点。

可实现 $k-\varepsilon$ 模型是最常用的湍流模型之一, 性能优于标准 $k-\varepsilon$ 模型, 一般适用于完全湍流过程。

RKE 模型由于良好的收敛速率和较低的内存需求, 具有广泛的工程应用, 因此选择作为一种对比。 $k-\varepsilon$ 模型在处理湍流不充分的近壁面区域时需要结合壁面函数使用^[7], 选择对网格适应性较强的增强壁面处理(RKE-e)。

SST $k-\omega$ 模型对内部流动的模拟效果较好, 默认使用网格不敏感的壁面处理, 对于关注加热棒壁面上传热情况的棒束间流动换热仿真是可以考虑的一种选择。

转捩 SST(transition SST)模型在 SST $k-\omega$ 两方程基础上增加间隙因子 γ 和当地转捩发生雷诺数 Re_{θ^*} 两个输运方程, 较 SST $k-\omega$ 模型能更好地模拟圆柱绕流边界层转捩现象^[16], 有研究将其用于低 Re 下的棒束组件水力学仿真^[17]。当 Re 在 2 000 左右时, 流动处于层流到湍流之间的过渡区, 且棒束间存在的横流近似圆柱绕流情况, 可考虑选择转捩 SST 模型进行模拟。

RKE 模型和 SST 模型都假设湍流各向同性, 雷诺应力模型则考虑了湍流的各向异性, 理论上对复杂流动过程会有更好的精度, 但常用于强烈湍流, 也需要配合增强壁面处理(RSM-e)。RSM 计算的方程更多, 收敛速度相对更慢。

本文选择 RKE-e、SST $k-\omega$ 、转捩 SST、RSM-e 4 种模型, 对表 3 中全部工况进行仿真计算。

3 结果分析

3.1 数值结果与实验值对比

采用 CFD-post 软件进行后处理, 提取 5 个轴向测温面上每根棒的壁面温度, 作为各点的数值计算结果。将每个特征棒在不同轴向位置的温度分布进行对比, 以典型工况 2-100 为例, 图 5 为典型工况的所有位置计算结果与实验数据对比, 实验结果的误差棒表示 95% 置信区间, 其中少量实验点由于热电偶失效而缺失测量值。

从图 5 可看出, 4 种湍流模型计算的棒温度分布趋势是一致的。在所有位置转捩 SST 模型计算的棒温都是最高的, RKE-e 模型都是最低的, RSM-e 和 SST $k-\omega$ 结果处于中间。在棒束中间区域的 1~4 号棒位置, RSM-e 模型棒温高于 SST $k-\omega$ 模型, 而在最外围的 5、6 号棒位置, SST $k-\omega$ 模型高于 RSM-e 模型。这说明不同湍流模型计算的横流发展会有差异, 从而导致温度分布的轴向发展出现不同。

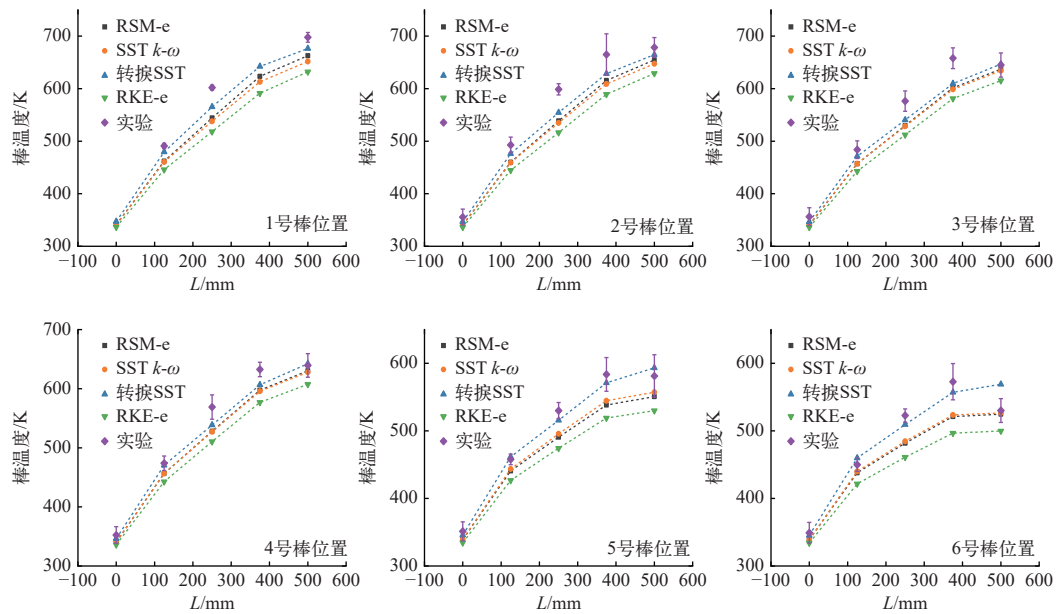


图5 各棒位置轴向温度分布
Fig. 5 Axial temperature variation on each rod position

与实验值对比, 数值计算结果整体上都偏低。在靠外围的4~6号棒位置, 最下游的 $L=500\text{ mm}$ 测温面存在实验值低于转捩 SST 模型结果的情况, 但仍高于其他模型计算值。

可计算得到所有测点位置模拟值与实验值的相对误差。表4 列出本文工况范围内4种湍流模型结果与实验值的整体平均偏差, 可见4种湍流模型计算的壁温整体上均低于实验值, 其中转捩 SST 模型的结果与实验值最接近, 整体平均相对偏差为-2.0%, 平均绝对偏差为-10.5 K。

表4 各模型的整体平均偏差
Table 4 Overall average error of models

模型	数值			
	RSM-e	SST $k-\omega$	转捩 SST	RKE-e
相对偏差, %	-4.8	-4.6	-2.0	-7.0
绝对偏差, K	-23.9	-22.8	-10.5	-34.8

3.2 各模型结果差异

质量流量定义为单位面积的质量流量, 单位是 $\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ 。定义归一化质量流量为当地 z 方向 (即垂直于入口面方向) 质量流量除以入口的质量流量。图6 为各模型计算结果后处理得到的归一化质量流量云图, 包括入口面和 $L=0\sim 500\text{ mm}$ 测温面的结果。可看到, 随着轴向沿程距离的增大, 流道外围区域的质量流量随之持续增大, 而中间

区域的质量流量则有所减小, 表明气体流量一直在从棒束中间区域向六边形流道边缘区域集中。

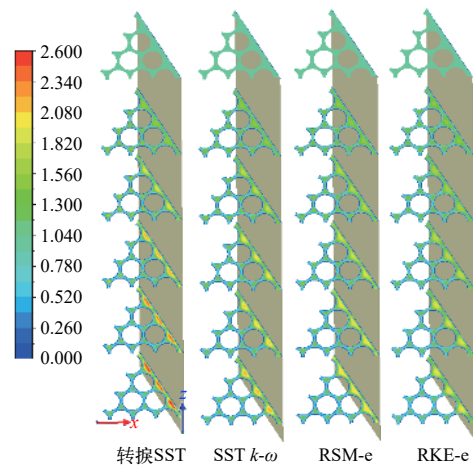


图6 各模型归一化质量流量分布
Fig. 6 Normalized mass flux contour

从图6 可看出, 转捩 SST 模型结果的质量流量峰值最大, 在 $L=500\text{ mm}$ 测温面, 各模型归一化质量流量峰值分别是 2.601 (转捩 SST)、2.177 (SST $k-\omega$)、2.125 (RSM-e) 和 1.965 (RKE-e); 在所有测温面, 转捩 SST 模型流量偏移的情况均较其他模型结果更显著, 越向下游这种偏移体现出来的不同模型的边缘流量差别越明显。

定义径向流速 $V_r = \sqrt{V_x^2 + V_y^2}$, 代表测温面内横向流动的速度。图7 为各模型径向流速的矢量

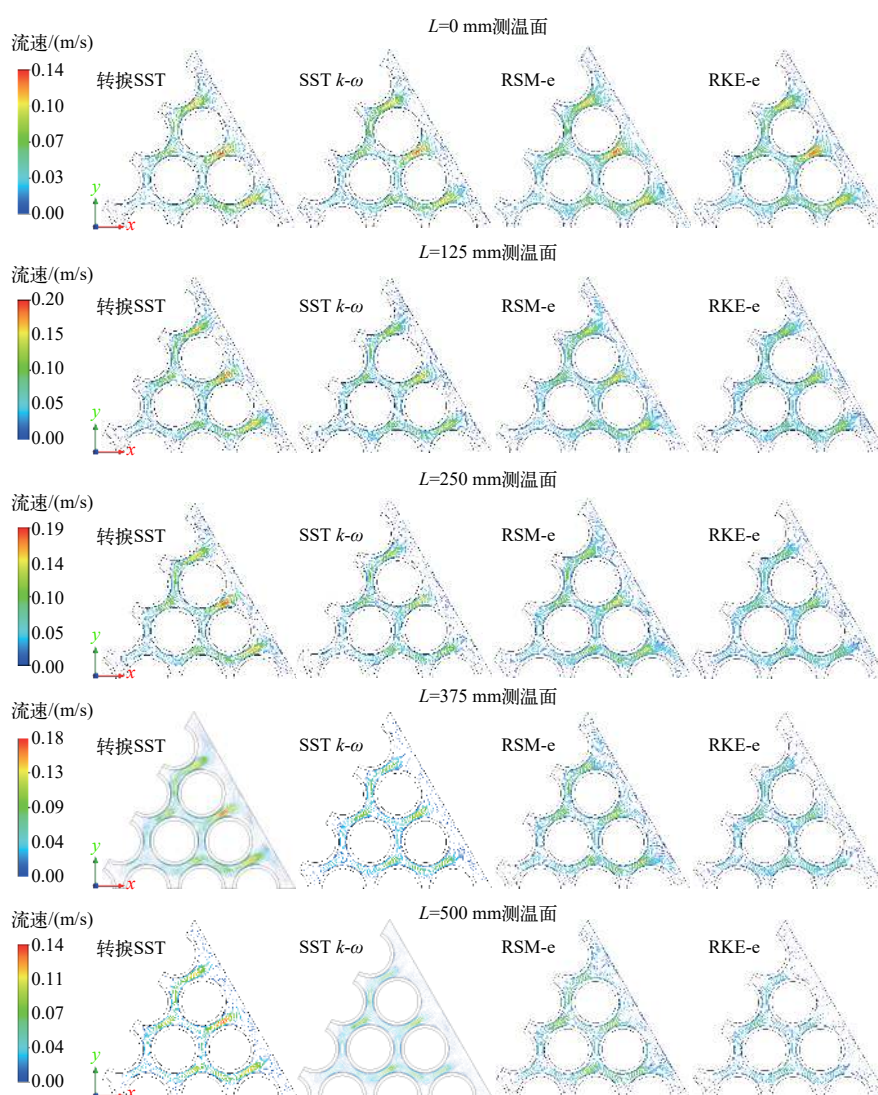


图7 各模型径向流速矢量图

Fig. 7 Radial velocity vectors of four models

图。可看到,在沿程的每个测温面,由棒束区向外往流道边缘区域的横流持续存在,其中转捩SST模型结果的径向流速最大,这恰是图6中边缘区域流量持续增大的原因。

从图7可看出,各平面上横流速度最大的位置位于相邻5号棒之间的通道。提取两相邻5号棒间通道中点位置p1处横流速度的轴向分布,图8为各模型结果的对比,根据L的定义,入口面位置为 $L=-145$ mm,出口面位置为 $L=535$ mm。在整个流道长度内,各模型计算的p1位置横流速度沿程变化趋势是一致的。在加热段起始点 $L=0$ mm之前的入口段,横流速度会经历一个先快速增大后缓慢减小然后再增大的过程。进入加热段后,p1位置横流速度先快速增大到最大值,然后持续

减小,且在靠近加热段终点位置会出现快速减小。在 $L=0\sim 500$ mm的整个加热段内,各模型计算的p1位置横流速度大小排序为转捩SST>RSM-e>SST $k-\omega$ >RKE-e。转捩SST模型可预测出更明显的横流现象。

图9为径向流速 V_r 与轴向流速 V_z 比值的分布云图。可看到,在绝大部分位置比值都小于0.05,在横向流速相对较快的最外圈5、6号棒间隙位置,比值最高约0.07。 V_r/V_z 较小,表明与轴向流速相比,径向流速并不高,意味着流动换热主要还是由轴向流动决定,径向流动的影响是通过改变轴向流量分布来发生的。4种模型结果比较可发现,转捩SST模型得到的5、6号棒间隙位置的 V_r/V_z 高于其他模型结果。

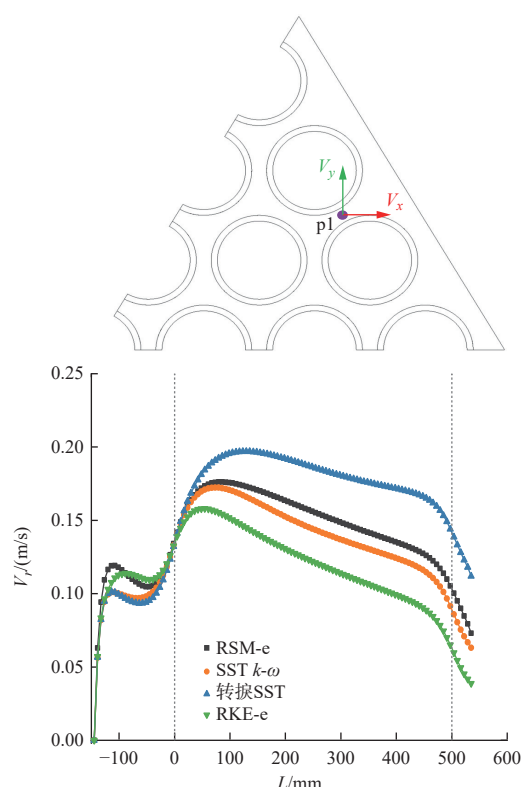


图8 p1位置横流速度的轴向沿程变化

Fig. 8 Axial variation of crossflow velocity at p1 position

结合图6、7和图9的分布可知,转捩SST模型计算得到的由中心向边缘的横流更大,进而得到边缘流量更大,棒束区域流量更小。因转捩SST模型可模拟出更明显的横流影响,发热棒束区域的气体流量相对较小,所以会导致整体冷却效果减弱,计算得到的壁面温度高于其他湍流模型。

转捩SST模型结果与实验值最接近,说明其模拟结果与棒束结构中真实流动换热情况符合较好,确实存在气流往流道边缘集中的情况,横流对棒束结构流动换热有重要的影响。在堆芯中,这种横流的存在可能导致中间区域燃料棒冷却不足。流量分配是抵消横流不利影响的一种方法,Fang等^[18]采用提高棒束中间区域入口流量占比的方法降低了中间区域的棒温度。因此,对棒束堆芯来说,需通过合理的流量分配方法来确保堆芯内的良好换热。此外,棒束外围流道面积,或者说流道内壁与最外围加热棒间距的相对大小,也会对横流产生影响,修改流道边缘结构设计也是控制横流的可能方法。

4 结论

本研究在已开展的气冷棒束结构流动换热实

验基础上,选用4种湍流模型对棒束试验段进行了数值模拟,计算的工况 Re 范围在688~2986。通过对比加热棒包壳温度测量值和计算值,评估了各湍流模型的适用性,结论如下。

1) 转捩SST模型针对本研究的工况计算结果与实验测量值最接近,棒温度的整体平均偏差为-2.0%,能够较好地模拟棒束结构内横流导致流量偏移的现象,可用于开展稠密栅格棒束结构中较低 Re 气体流动换热计算,支撑棒束气冷堆的设计研究。

2) 横流是影响棒束结构流动换热的重要因素,因此棒束气冷堆设计需深入研究影响横流的主要因素,寻找合理的流量分配方法和流道结构设计,以减小横流对堆内换热的不利影响。

参考文献:

- [1] WOLLMAN M, ZIKA M. Prometheus project reactor module final report, for naval reactors information[R]. US: Office of Scientific and Technical Information (OSTI), 2006.
- [2] QIN H, ZHANG R, GUO K, et al. Thermal-hydraulic analysis of an open-grid megawatt gas-cooled space nuclear reactor core[J]. *International Journal of Energy Research*, 2021, 45(8): 11616-11628.
- [3] MENG T, TAN S, HE Y, et al. Preliminary design considerations of He-Xe mixture cooled space nuclear reactor[C]// Proceedings of the 2018 26th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE26). London: ASME, 2018.
- [4] ASHCROFT J, ESHELMAN C. Summary of NR program Prometheus efforts[C]// Proceedings of the Space Technology and Applications International Forum-STAIF 2007. Albuquerque: AIP Publishing, 2007.
- [5] 广东核电培训中心. 900 MW 压水堆核电站系统与设备[M]. 北京: 原子能出版社, 2004: 59-87.
- [6] 刘一哲, 喻宏. 中国实验快堆单盒燃料组件内冷却剂流场温度场数值模拟[J]. *原子能科学技术*, 2007, 41(增刊): 230-234.
- [7] LIU Yizhe, YU Hong. Numerical simulation of flow and temperature field of fuel subassembly for China Experimental Fast Reactor[J]. *Atomic Energy Science and Technology*, 2007, 41(Suppl.): 230-234(in Chinese).
- [7] 吴清松. 计算热物理引论[M]. 合肥: 中国科学技术大学出版社, 2009: 188-225.
- [8] MENG T, CHENG K, ZHAO F, et al. Computational flow and heat transfer design and analysis for 1/12 gas-

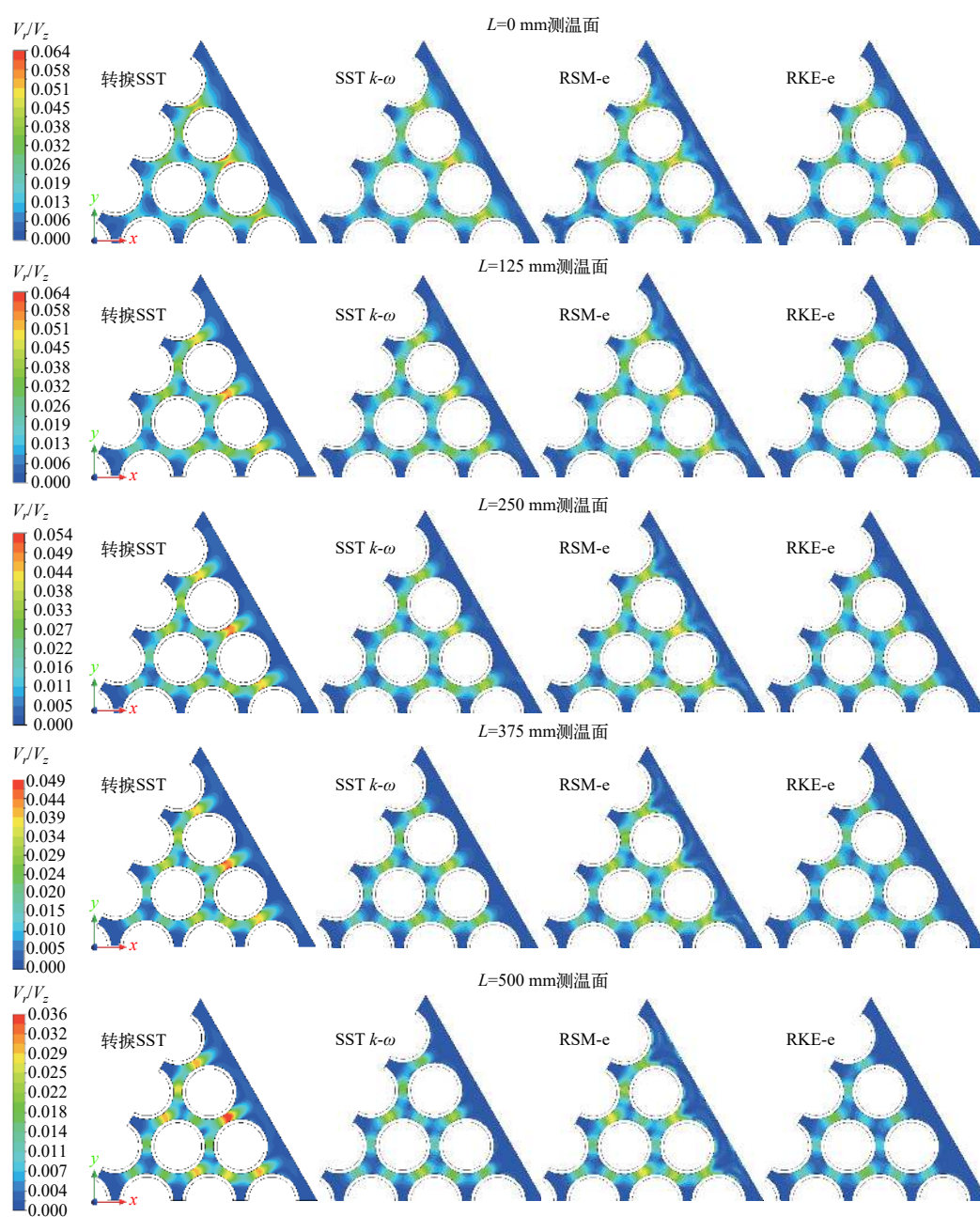


图9 各模型径向轴向流速比分布云图

Fig. 9 Radial-axial velocity ratios contours of four models

- cooled space nuclear reactor[J]. *Annals of Nuclear Energy*, 2020, 135: 106986.
- [9] 孟涛. 700 kW_e 气冷空间反应堆特性分析及系统瞬态特性研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2019.
- [10] NAKORYAKOV V E, VITOVSKY O V. Study of heat transfer of a helium-xenon mixture in heated channels with different cross-sectional shapes[J]. *Journal of Applied Mechanics and Technical Physics*, 2017, 58(4): 664-669.
- [11] QIN H, FANG Y, WANG C, et al. Numerical investigation on heat transfer characteristics of helium-xenon gas mixture[J]. *International Journal of Energy Research*, 2020, 45(8): 11745-11758.
- [12] TAYLOR M F, BAUER K E, MCELIGOT D M. Internal forced convection to low-Prandtl-number gas mixtures[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1988, 31(1): 13-25.
- [13] ZHOU B, JI Y, SUN J, et al. Modified turbulent Prandtl number model for helium-xenon gas mixture with low Prandtl number[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2020, 366: 110738.

- [14] 国家质量监督检验检疫总局. JJF 1059.1—2012 测量不确定度评定与表示[S]. 北京: 中国标准出版社, 2012.
- [15] 陶文铨. 数值传热学[M]. 西安: 西安交通大学出版社, 2001: 332-409.
- [16] 雷娟棉, 谭朝明. 基于 Transition SST 模型的高雷诺数圆柱绕流数值研究[J]. 北京航空航天大学学报, 2017, 43(2): 207-217.
LEI Juanmian, TAN Zhaoming. Numerical simulation for flow around circular cylinder at high Reynolds number based on transition SST model[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2017, 43(2): 207-217(in Chinese).
- [17] 程道喜, 齐晓光, 杜开文, 等. 快堆带绕丝棒束组件低雷诺数下的水力特性分析[J]. 原子能科学技术, 2019, 53(8): 1424-1432.
CHENG Daoxi, QI Xiaoguang, DU Kaiwen, et al. Numerical analysis of hydraulic characteristic of fast reactor wire-wrapped rod bundle assembly under low Reynolds number[J]. Atomic Energy Science and Technology, 2019, 53(8): 1424-1432(in Chinese).
- [18] FANG J, SUN Q, JI Y, et al. Numerical investigation on heat transfer features of gas-cooled open lattice reactor in normal operations[C]//Proceedings of the 2022 29th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE29). Shenzhen: ASME, 2022.