

棒束单相流动 CFD 的不确定性量化研究

沈 昊 熊进标 程 旭

(上海交通大学 核科学与工程学院 上海 200240)

摘要 核燃料组件是核反应堆的核心部件,其最常见的几何结构为棒束结构,计算流体力学(Computational Fluid Dynamics, CFD)作为一种辅助工具正大量地用于棒束的流动分析之中,但是国内外尚无统一的最佳实践方法,CFD模拟结果可信度存在争议。另外由于现在的CFD分析均是基于确定性的几何条件以及边界条件下进行,在真实的物理条件下存在大量的不确定性,这些不确定性会对模拟结果的可信度带来挑战。传统的确定性分析方法如蒙特卡罗抽样,因其巨量的计算不适用于CFD的不确定性分析。本文通过对网格、湍流模型以及壁面处理的分析,总结出棒束单相CFD的最佳实践方法,在此基础上,利用敏感性系数法着重分析壁面函数中 κ 的不确定性对预测压降的影响,结果显示:压降预测不确定性为96.11 Pa。

关键词 棒束流动, 计算流体力学, 不确定性量化

中图分类号 TL99

DOI: 10.11889/j.0253-3219.2018.hjs.41.030601

Uncertainty quantification study of CFD on the rod bundle flow

SHEN Hao XIONG Jinbiao CHENG Xu

(School of Nuclear Science and Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China)

Abstract [Background] The rod bundle is the most common geometric structure of nuclear fuel assembly which is the core component of nuclear reactor. Computational fluid dynamics (CFD), as an auxiliary tool, is widely used in the flow analysis of rod bundles, but there is no unanimous CFD application method, nor the best practices guideline. As a result, the CFD simulation credibility is controversial. Meanwhile, CFD analysis is based on the certain geometry and boundary conditions, while large uncertainty exists in the physical conditions, which will challenge the credibility of the simulation results. [Purpose] This study aims to find a new method to do the uncertainty quantification of the CFD simulation for the flow analysis of rod bundles. [Methods] Considering the fact that traditional uncertain analysis methods, such as Monte Carlo sampling, are not applicable to the uncertainty analysis of CFD because of its huge amount of calculation, the first step was to sum up the best practice method of CFD on the single-phase rod bundle flow, based on the analysis of grid, turbulence model and wall treatment. Thereafter, the sensitivity coefficient method was used to analyze the influence of wall function uncertainty in the prediction of pressure drop. [Results] The simulation results show that the forecast uncertainty for pressure drop is 3.2%. [Conclusion] The best practice method of CFD combined with the sensitivity coefficient method can be used to analyze the uncertainty quantification of the CFD simulation the flow analysis of rod bundles.

Key words Rod bundle flow, CFD, Uncertainty quantification

国际原子能机构协调项目资助

第一作者: 沈昊, 男, 1991年出生, 2014年毕业于上海交通大学, 现为硕士研究生, 研究领域为CFD不确定性量化分析

收稿日期: 2017-12-06, 修回日期: 2017-12-25

Supported by the Coordinated Research Project (CRP) of International Atomic Energy Agency

First author: SHEN Hao, male, born in 1991, graduated from Shanghai Jiao Tong University in 2014, master student, focusing on uncertainty quantification of CFD

Received date: 2017-12-06, revised date: 2017-12-25

计算流体力学(Computational Fluid Dynamics, CFD)在核燃料组件流动分析中有着非常广泛的应用,但由于 CFD 计算受到网格、湍流模型、差分格式、边界条件等多种因素的影响,CFD 的计算结果呈现明显的用户效应^[1]。棒束因其致密的几何结构以及定位格架的复杂性,给 CFD 分析带来了挑战,而且在棒束单相流动 CFD 的分析研究中,尚无统一认可的分析方法,CFD 分析结果可信度存在质疑;并且真实的物理情景包含了大量的不确定性,这些不确定性会对结果的可信度带来挑战^[2-3],针对 CFD 的验证确认工作也一直是国内外的研究热点。Conner^[4]和 Lascar^[5]在西屋公司的验证试验中分别使用了 RNG $k-\varepsilon$ 模型和可实现的湍流模型(Realizable $k-\varepsilon$ model, RKE)模型对 5×5 棒束试验进行验证,认为 RNG 模型对流动曲率及旋转更敏感,并且 RKE 模型对于格架模拟更为适合。为了确保 CFD 在单相棒束流动分析中能够得到高置信度的模拟结果,国际上开展了一系列实验作为基准算题。其中包括经济合作组织核能机构(The Nuclear Energy Agency of the Organization for Economic Co-operation and Development, OECD/NEA)组织的 MATIS-H 棒束验证试验^[6-7]与美国电力研究协会(Electric Power Research Institute, EPRI)组织的 NESTOR 棒束验证试验^[8]等。Conner^[9]利用二阶非线性湍流模型(Quadratic $k-\varepsilon$ model, QKE)分析 NESTOR 试验,得到了较好的结果。为进一步改进单相棒束流动传热分析的 CFD 分析方法,完善单相棒束流动传热 CFD 分析的最佳实践导则,国际原子能机构(International Atomic Energy Agency, IAEA)基于韩国原子能研究院(Korea Atomic Energy Research Institute, KAERI)完成的 4×4 棒束的流动与传热实验,组织了一个国际基准算题^[10]。本文基于 KAERI 的 4×4 棒束流动试验展开棒束单相流动的最佳实践方法研究,随后利用敏感性系数法着重分析壁面函数中 κ 对压降的不确定性的影响,尝试总结出切实可行的 CFD 不确定性分析方法。

1 CFD 不确定性量化分析方法

CFD 模拟值与真实值的偏差被称为误差,但是真实值是未知的,一般用一个区间加上一定的可信度来估计真实值的范围,量化 CFD 的不确定性便是估计模拟值偏离真实值的程度。CFD 误差来源一般可分为三类:数值误差、模型误差以及试验误差^[11]。

数值误差包含截断误差、迭代误差以及离散误差。在采用二阶以上精度时,与离散误差相比,截断误差以及迭代误差非常小,因此在考虑数值误差

时主要针对离散误差;模拟值与直接数值模拟(Direct Numerical Simulation, DNS)的差便是模型误差,目前重点关注输入参数带来的不确定分析;目前对 CFD 结果的验证主要是通过试验结果的比较进行,但是试验结果受到试验段加工水平、安装、实验条件控制以及测量仪器精度等的影响,不可避免地引入一些误差,在对 CFD 结果进行确认的过程中需要考虑试验误差的影响。本文主要研究数值不确定性以及输入参数的不确定性对结果影响。

1.1 数值不确定性

可用网格收敛系数法(Grid Convergence Index, GCI)来估计数值不确定性,假设精确解为 f_{exact} , 离散值 f 即为模拟结果,模拟值与精确解的差 ε 为误差。对离散解误差的估计通常是用 Richardson^[12]外推法进行, Richardson 假设离散解是其精确解与离散步长的幂级数之和:

$$f = f_{\text{exact}} + g_1 h + g_2 h^2 + g_3 h^3 + \dots \quad (1)$$

式中: g_i 是与离散方式无关的量; h 代表网格的特征长度;对于非结构化网格, h 可定义为:

$$h = \left(\sum_{i=1}^N \Delta V_i / N \right)^{1/3} \quad (2)$$

式中: ΔV_i 代表每个网格的体积; N 为网格数量。对于采用二阶精度的计算方式,式(1)中 g_1 为 0,从而 GCI 可定义为:

$$\text{GCI} = F_s \frac{|e|}{r^2 - 1} \quad (3)$$

式中: r 指不同网格特征尺度的比值; F_s 为安全系数;两套网格推荐值为 3,三套网格推荐值为 1.25。 e 为不同网格计算结果的相对差异,定义如下:

$$e = f_2 - f_1 \quad (4)$$

GCI 方法不仅考虑了计算结果的相对差异,而且考虑到了二阶精度对计算结果的影响,有更强的借鉴意义。数值不确定性(u_{num})可定义如下:

$$u_{\text{num}} = \frac{\text{GCI}}{2} \quad (5)$$

1.2 敏感性系数分析方法

可将输入参数的不确定性(u_{input})看做模拟结果(S)在与其相关的自变量(X_i)的泰勒展开, 略去高阶项可写为:

$$u_{\text{input}}^2 = \sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial S}{\partial X_i} u_{X_i} \right)^2 \quad (6)$$

式中: S 为计算结果; u_{X_i} 为输入参数的标准差, 式

(6)可以是在一个点的某个物理量值也可以是在某一区间内的物理量值。 $\frac{\partial S}{\partial X_i}$ 为计算结果相对于自变量 X_i 的敏感性系数。所以求解的关键在于求出敏感性系数以及标准差。标准差的确定可以来源于试验方法评估也可以来自专家判断。敏感性系数可用二阶中心差分定义为:

$$\frac{\partial S}{\partial X_i} = \frac{S(X_1, X_2 \dots X_i + \Delta X_i \dots X_n) - S(X_1, X_2 \dots X_i - \Delta X_i \dots X_n)}{2\Delta X_i} + o(\Delta X_i^2) \quad (7)$$

求出数值不确定性以及输入参数的不确定性, 那么棒束单相 CFD 不确定性可定义为:

$$u_{\text{val}} = \sqrt{u_{\text{num}}^2 + u_{\text{input}}^2} \quad (8)$$

2 棒束单相流动 CFD 最佳实践方法

利用商业 CFD 软件 STAR-CCM+10.02.010 进行分析, STAR-CCM+基于其网格划分的灵活性以及湍流模型的多样性, 在核工程领域应用愈加广泛。

2.1 几何模型

图 1 展示出 CFD 计算的几何模型, 其尺寸与试验段完全一致。棒束总长为 1 597 mm, 自下而上共有 6 个支撑格架以及一个搅混格架, 相邻两个支撑格架间距为 200 mm, 搅混格架上表面距离棒束底

端距离为 836.5 mm, 搅混格架高为 40 mm。其中棒的直径(D)为 25.4 mm, 棒间距(P)为 34.3 mm, 棒间距与棒直径比例(P/D)为 1.35。试验的坐标系如图 1 所示, 以搅混格架上表面为基准平面, 以该平面的中心为坐标原点, X 、 Y 的方向如图 1 所示, Z 的正方向为向上。

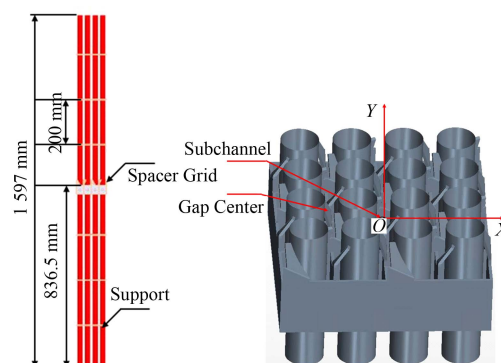


图 1 几何模型

(a) 计算模型, (b) 坐标系

Fig.1 Diagram of the geometry model
(a) Simulation model, (b) Coordinated system

2.2 网格

高质量的网格是保证计算精确度的关键, 因此最佳实践方法需要得到网格无关解。然而几何模型对网格的质量有较大影响, 所以生成网格前需对几何进行检验, 防止出现点接触以及线接触。同时根据几何复杂程度可将几何分成两部分: 带有结构相对复杂的搅混格架部分以及有结构相对简单的棒束支架部分。支架间是光棒区, 可以通过拉伸的方式生成结构完全相同的网格, 对于搅混格架部分需进行更多的局部设置。这样进行网格划分可以减少对计算机内存需求并且可以节约时间。本文选用了切割体网格, 因为切割体网格兼具结构化网格质量高与非结构化网格适应性好的特点, 对于棒束结构有着较好的适用性。为研究棒束 CFD 计算对网格的需求, 流动计算分别选择了三种不同网格进行比较, 其中网格参数如表 1 所示。

表 1 网格参数
Table 1 Mesh parameters

	网格数量 Number	棱柱层 Prism layer	第一层网格 First cell / mm	基本尺寸 Base size / mm
网格 1 Mesh1	121.35×10^6	5	0.1	0.4
网格 2 Mesh 2	63.51×10^6	5	0.1	0.6
网格 3 Mesh 3	34.27×10^6	5	0.1	0.9

图2为计算所用的网格。为了边界网格向中心区域更好的过度,其伸展率设置为1.1。壁面 Y^+ 在15-58。

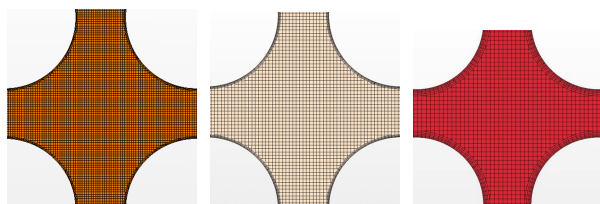


图2 不同网格
(a) 网格1, (b) 网格2, (c) 网格3
Fig.2 Different local meshes
(a) Mesh 1, (b) Mesh 2, (c) Mesh 3

2.3 湍流模型及边界条件

本文选择了在工程领域较常用的三种两方程模型,分别是标准 $k-\epsilon$ 模型、可实现的 $k-\epsilon$ 模型以及二

阶非线性 $k-\epsilon$ 模型。其中RKE模型改进了湍流粘性,将流动的曲率以及旋转考虑了进去;方程变化较大,在剪切流、自由流、分离流以及混合流中应用较为广泛。QKE模型考虑了非线性产生项,对于几何结构较为复杂的流动较为适用。在模拟计算中入口采用的是均匀流速入口,其值为 $1.5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$,环境温度为 35°C ,出口边界为压力出口,其值设置为0。

2.4 网格敏感性分析

图3展示了不同网格下各湍流模型对子通道间轴向速度的模拟结果,随着网格数量的增加,在三种模型下,与网格3相比,网格2与网格1的计算结果吻合较好,其最大偏差小于4.7%。可以认为,当网格数量达到1.2亿时,此时计算结果已与网格无关,下文将以网格1的计算结果进行说明。

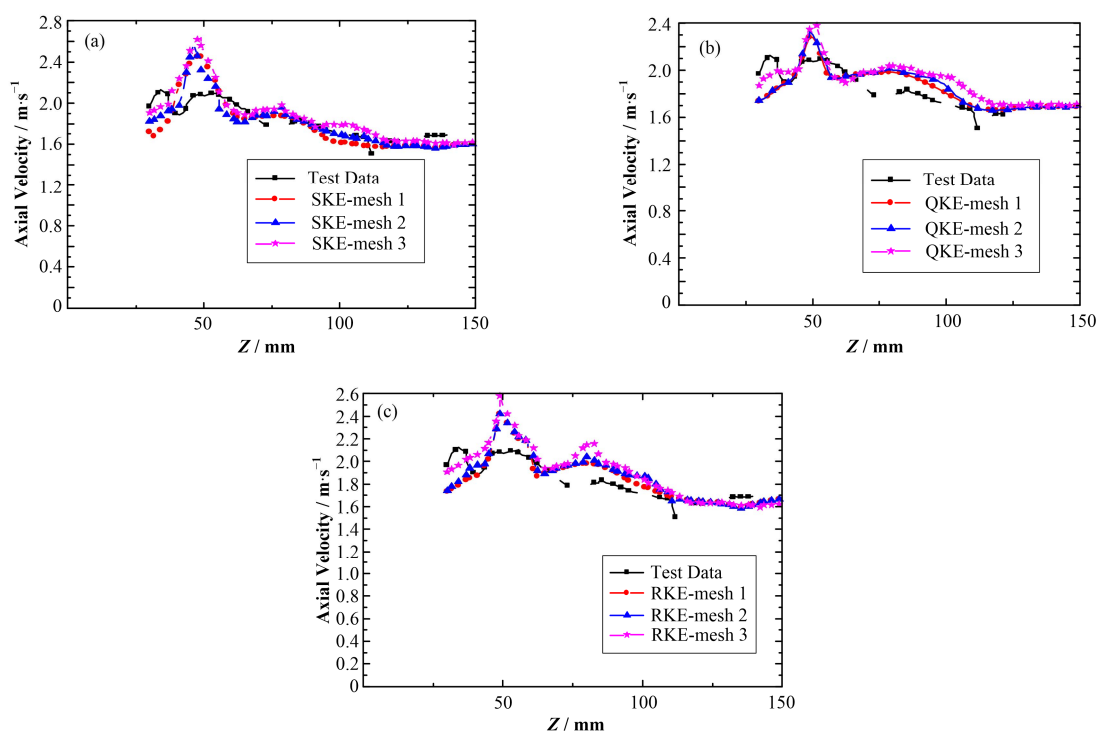


图3 不同网格下SKE模型(a)、QKE模型(b)、RKE模型(c)的结果比较
Fig.3 Comparison of axial velocity of SKE model (a), QKE model (b), RKE model (c) in different meshes

2.5 湍流模型选择

图4分别展示出不同湍流模型在网格1下对棒间中心通道轴向速度以及轴向速度脉动的比较结果。轴向速度方面,在定位格架下游约50 mm处,三种湍流模型均预测出速度峰值,SKE、RKE和QKE模型预测峰值分别高出试验值约25%、22%和12%,相比之下,QKE模型预测值更加准确。并且定位格架下游120 mm之后,轴向速度趋于稳定,QKE预测值更符合试验值。

轴向脉动速度(Root Mean Square, RMS)方面,其中试验值由式(9)得到:

$$U_{\text{RMS}} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (u_i - u_{\text{mean}})^2}{N-1}} \quad (9)$$

式中: u_i 为每一次测量得到的速度; u_{mean} 为平均速度。由于两方程模型不能直接求解出湍流应力,故计算值用 $u_{\text{RMS}} = \sqrt{2k/3}$ 处理得到,其中 k 为湍流脉动动能,可由 $k = \sqrt{(u'^2 + v'^2 + w'^2)}/2$ 得到,这样处

理是基于各向同性的假设，认为湍流脉动在三个方向是相同的。图 4 展示出三种湍流模型的模拟结果，三种湍流模型均能预测到轴向脉动速度的变化趋势，三种模型都低估了轴向脉动速度的峰值，并且当流动趋于稳定时预测到的脉动速度更加偏低。其中 SKE 模型预测值最大低于试验值 22% 左右，QKE

模型整体预测较好。

压降预测方面，本文选择了流体域边界的位置，三种模型的预测结果总体来看预测较为一致，最大偏差小于 2%，说明在该网格下，对压降的预测较为准确。下文将以 QKE 模型来进行说明。

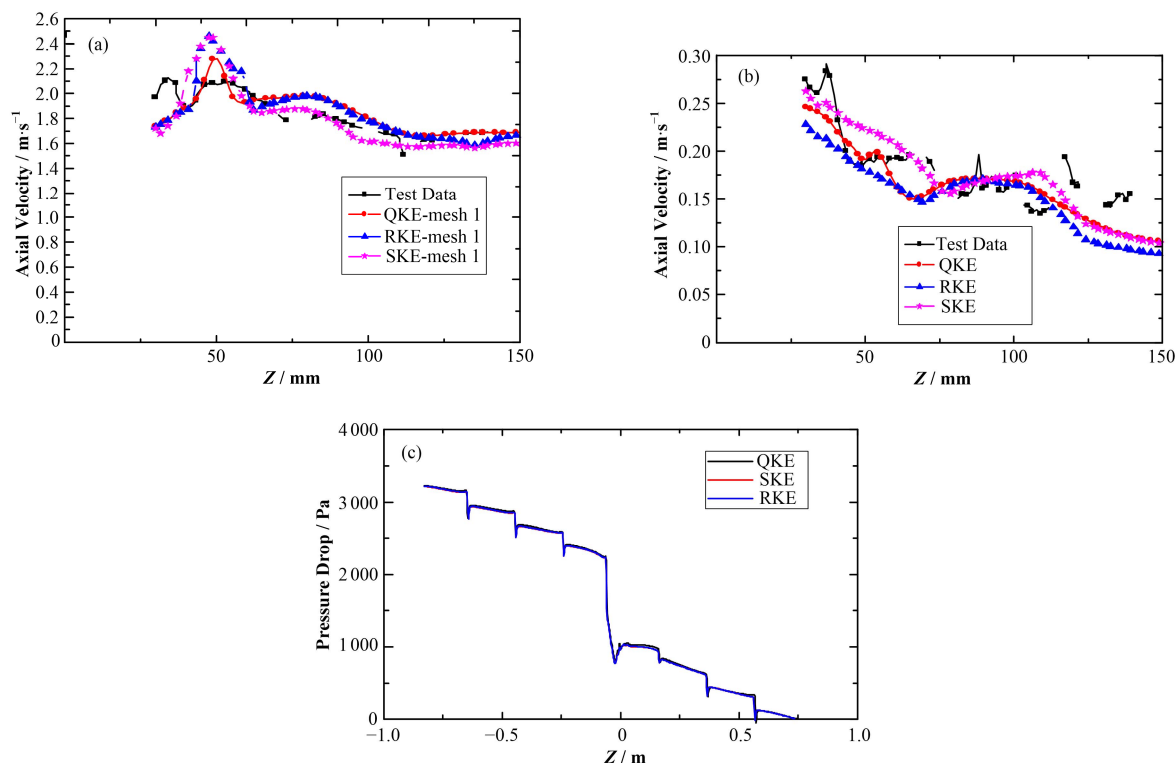


图 4 三种模型的轴向速度(a)、轴向 RMS 速度(b)以及压降(c)的结果比较
Fig.4 Comparison of axial velocity (a), axial RMS velocity (b) and pressure drop (c) in the three models

2.6 壁面处理

图 5 展示了 QKE 选择不同壁面处理对轴向速度的影响，由于低 Y^+ 对网格加密要求较高，带来了较大的计算量，故本文选择了高 Y^+ 和所有 Y^+ 处理的方法。高 Y^+ 指的是湍流模型认为第一层网格处于对数区；所有 Y^+ 处理指的是对于较小的网格认为处于

粘性底层区，对于较大的网格认为处于对数区，是一种比较流行的模拟过渡区的方法。如图 5 所示，两种壁面处理的方式都可以预测轴向速度的变化趋势，所有 Y^+ 处理得到的轴向速度波动较大，且过高的估计速度的峰值，此外高 Y^+ 的收敛性较好。

2.7 流动分析

2.7.1 轴向速度分析

图 6 展示出 QKE 模型可以较好预测轴向速度的变化趋势，与试验值吻合较好。子通道中心轴向速度变化显示出搅混格架对其下游的流场有较大影响，在其下游约 50 mm 处，轴向速度出现谷值，随着距离搅混格架越远，子通道中心速度逐渐上升慢慢趋于稳定，稳定值约是最低点的 1.7 倍。棒间中心的轴向速度显示出相反的特征，在搅混格架下游约 50 mm 处，棒间中心轴向速度出现峰值，随着距离搅混格架愈远速度逐渐降低，并且趋于稳定，其峰值约是稳定值的 1.3 倍。这是因为搅混翼对来流

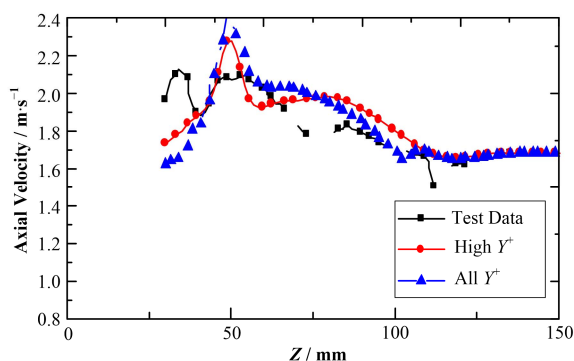


图 5 不同壁面处理结果比较
Fig.5 Comparison of different wall treatment

进行再分配, 加大了横向流动, 迫使棒间流速升高, 随着距离搅混格架越远, 其影响作用越来越小, 流

场逐渐趋于稳定。对比试验值与模拟值, QKE 模型会高估轴向速度的峰值。

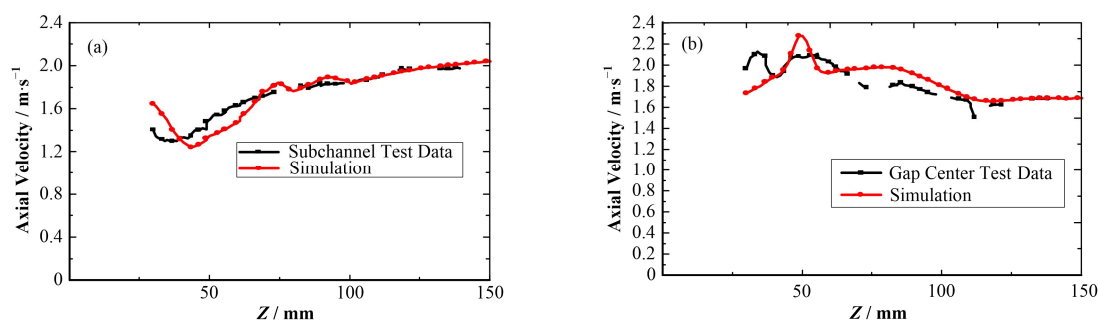


图 6 子通道中心(a)和棒间中心(b)的轴向速度比较
Fig.6 Comparison of axial velocity in subchannel center (a) and gap center (b)

2.7.2 轴向脉动速度分析

为研究搅混格架对下游横向流动的影响, 图 7 展示出子通道以及棒间通道的脉动速度, 脉动速度本质上反映了湍流的强弱。子通道以及棒间通道显示出搅混格架下游轴向脉动速度随着距搅混格架愈远而慢慢减小, 其中子通道中心的脉动速度最大值

约是图 7 中所示最小值的 2.5 倍, 靠近搅混格架处湍流强度较大, 增强了横向流动。棒间中心轴向速度的脉动速度变化较大, $Z=50$ mm 处脉动速度无出现极小值点, 且图 6 中该处轴向速度出现峰值, 说明搅混格架在此处的影响较大。并且, 模拟值会低估轴向速度的脉动速度。

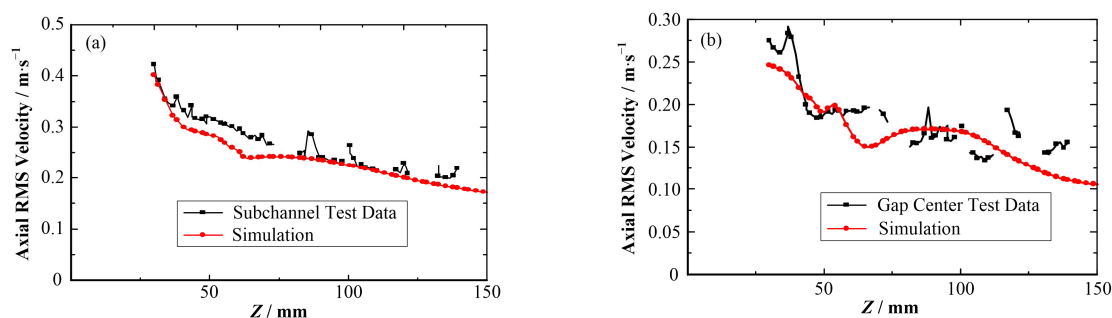


图 7 子通道中心(a)和棒间中心(b)的脉动速度比较
Fig.7 Comparison of RMS velocity in subchannel center (a) and gap center (b)

2.7.3 横向速度分析

图 8 分别展示了搅混格架下游 $Z=1.5D$ 、 $Z=6D$ 、 $Z=20D$ 处的横向速度, 总体来看 QKE 模型值均能捕捉到横向速度的变化趋势, 但高估了速度峰值。图 8(a)所示 $Z=26$ mm 平面, 在 X 约为 -7 mm 处试验值出现极大值, 模拟结果并未预测到该现象, 这是因为此处距搅混格架较近, 子通道轴向速度受搅混翼影响较强, 横向流动较为剧烈, 由图 6 可知, QKE 模型高估了该平面处子通道中心的轴向速度, 低估该处湍流强度, 故预测该处横向速度相比较小, 同理预测在 X 约为 14 mm 处的横向速度相比较小。比较试验结果, 在搅混格架下游不同平面内, 横向速度的峰值出现在棒束的切线上; 但模拟结果中峰值位置略微提前。在 $Z=36$ mm 处横向速度峰值约是

$Z=508$ mm 处横向速度峰值 3 倍, $Z=152$ mm 处横向速度的峰值约是 $Z=508$ mm 处横向速度峰值的两倍, 说明搅混格架对下游流场的影响渐渐减弱。

2.7.4 横向脉动速度分析

如图 9 所示, 定位格架下游不同平面内模拟值均会低估横向速度的脉动值, 随着距搅混格架愈远, 模拟值与试验值差别变大。从试验值来看, X 、 Y 方向的横向脉动速度变化趋势相近, Y 方向的横向脉动速度峰值略大。图 8(a)在 X 约为 ± 14 mm 处横向脉动速度出现局部极大值, 而模拟值未捕捉到这一现象, 这是因为该处在搅混格架下游且距搅混格架较近, 受搅混格架影响较大, 横向流动加强, 横向脉动速度较大, 但 QKE 模型低估了此处的湍流强度。随着距搅混格架愈远模拟得到的脉动幅值逐

渐减小，且减小幅度大于试验值，一方面由图 6 及图 8 可知，随着距离搅混格架愈远，棒间通道轴向速度愈小，流场趋于稳定，且横向速度峰值逐渐减小，导致速度梯度减小，湍动能降低。另一方面图 7 中可以看到距搅混格架较近时子通道中心轴向脉

动速度的峰值与横向脉动速度相当，而随着远离搅混格架，湍流主要由壁面剪切应力产生，轴向脉动速度减小速度高于横向脉动速度，而涡粘性模型假设流体各向同性，认为三个方向脉动速度相同，这样会使得横向脉动速度模拟值与试验值差别加大。

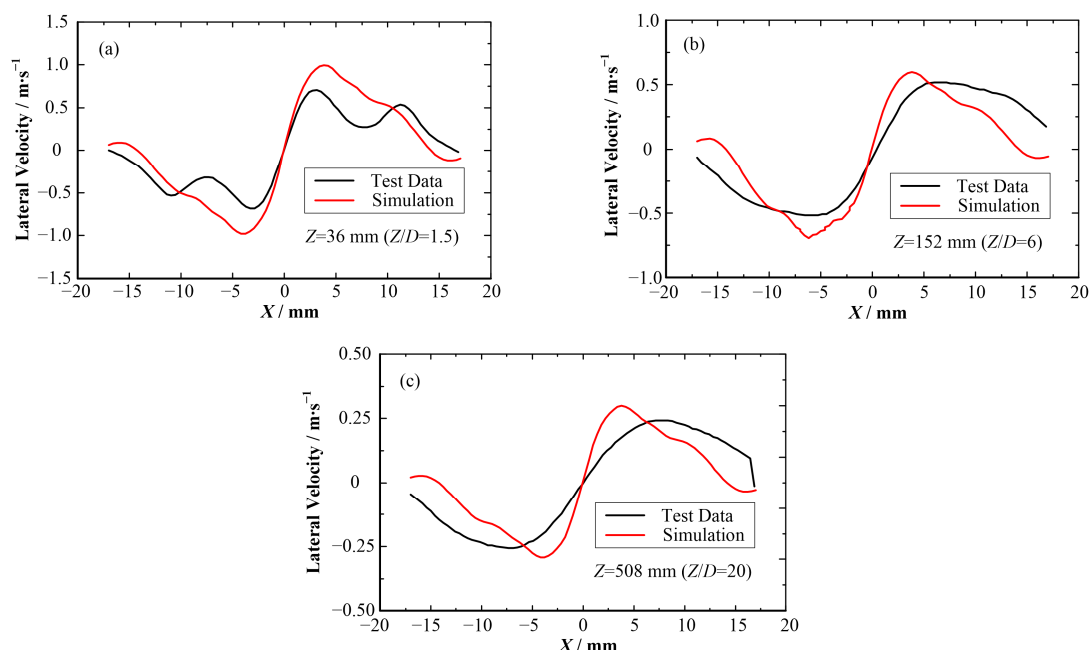


图 8 Z=26 mm (a)、Z=152 mm (b)、Z=508 mm (c) 横向速度比较
Fig.8 Comparison of lateral velocity in Z=26 mm (a), Z=152 mm (b), Z=508 mm (c)

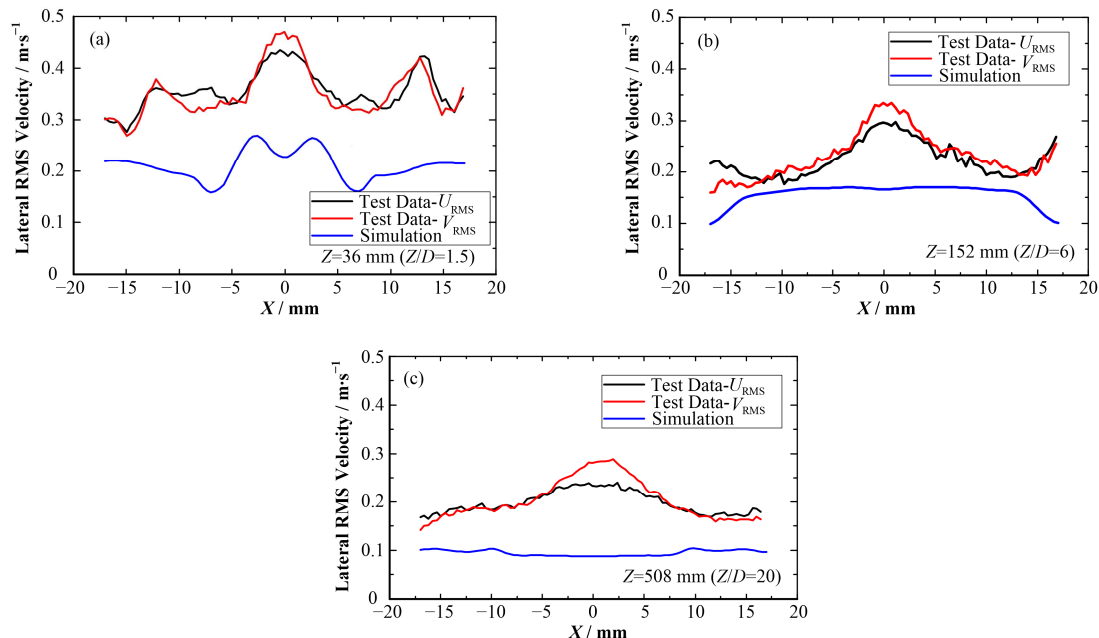


图 9 Z=26 mm (a)、Z=152 mm (b)、Z=508 mm (c) 横向脉动速度比较
Fig.9 Comparison of lateral RMS velocity in Z=26 mm (a), Z=152 mm (b), Z=508 mm (c)

2.8 最佳实践方法总结

基于上文的讨论，棒束单相流动 CFD 最佳实践方法可总结如下：

网格划分：对于几何结构较为复杂的定位格架可作适当简化处理，如钢突、弹簧等；并且将几何结构相对规则的光棒区与定位格架分开进行划分网

格,光棒区采用拉伸网格可以得到非常规整的网格,定位格架以及壁面需进行适当的加密处理,5层棱柱层是可以取得较好的结果。其中近壁面第一层网格设置为0.1 mm,中心区域网格设置为0.4 mm作为基本尺寸,可以预测出流动的变化趋势,并且CFD计算需要找到网格无关解。

湍流模型及壁面处理:二阶非线性 $k-\varepsilon$ 模型对于棒束流动可以取得较好的模拟结果,可实现的 $k-\varepsilon$ 模型加上所有 Y^+ 处理方法可以得到相近的模拟结果;标准 $k-\varepsilon$ 模型预测结果相比较差。高 Y^+ 的壁面处理方法可以得到较好的收敛性,并且对网格数量要求相对较少。

出入口边界条件:入口边界设为均匀流速入口,出口边界设置为压力出口可以取得较好的结果。

与试验值比较分析来看,模拟值总体高估轴向速度的峰值,对横向速度的预测相对更加准确,但会低估轴向以及横向的速度波动。

3 不确定性量化分析

上文的讨论已经得出棒束单相流动的最佳实践方法,基于上述已经验证的CFD方法,本文主要尝试分析数值不确定性以及壁面函数中相关系数 κ 的不确定性对于压降的影响。

3.1 数值不确定性

对于网格1与网格3,特征长度的比例可以由式(10)得到:

$$r_{31} = \frac{h_3}{h_1} = \sqrt[3]{N_1 / N_3} \quad (10)$$

可得 r_{31} 为 1.51, 而 e 为 52.37 Pa, 根据式(3)可得:

$$GCI_{31} = F_s \frac{|e|}{r^2 - 1} = 50.74 \quad (11)$$

利用同样的方法可以得到网格3与网格2以及网格2与网格1的GCI,其结果如表2所示。

表2 压降计算的GCI
Table 2 GCI of pressure drop.

	r	e / Pa	F_s	GCI / Pa
网格 ₃₁ Mesh ₃₁	1.52	52.37	1.25	50.74
网格 ₃₂ Mesh ₃₂	1.23	5.81	1.25	13.51
网格 ₂₁ Mesh ₂₁	1.24	46.57	1.25	113.49

从保守角度出发,由数值不确定性而产生的压降GCI取113.49 Pa,根据式(5)可以得到由数值误

差导致的压降预测结果的不确定性为56.75 Pa。

3.2 壁面函数中 κ 的不确定性

近壁面的剪切应力可由式(12)得到:

$$\tau_w = \rho l_m^2 \left(\frac{du}{dy} \right)^2 \quad (12)$$

其中: l_m 为混合长度,可由式(13)得到:

$$l_m = \kappa y \quad (13)$$

摩擦压降系数由式(14)得到:

$$C_f = |\tau_w| / \left(\frac{1}{2} \rho u_{\text{ref}}^2 \right) \quad (14)$$

式中: u_{ref} 为参考速度,可以看到随着 κ 的增大,其摩擦系数增大,摩擦压降相应增大。在模拟中选用的壁面函数是 Wolfstein 模型,其湍流粘性比率函数可表示为:

$$\frac{\mu_t}{\mu} = Re_y C_\mu^{1/4} \kappa \left[1 - \exp \left(- \frac{Re_y}{A_\mu} \right) \right] \quad (15)$$

式中: C_μ 为 0.09; A_μ 为 70; κ 为 0.42; Re_y 为壁面距离雷诺数可由式(16)定义:

$$Re_y = \frac{\sqrt{k} y}{\nu} \quad (16)$$

式中: k 为湍流脉动动能; y 为到壁面距离; ν 为动力粘度。

为进一步考察 κ 值对压降的影响,当 κ 值在 0.2–0.6 内变化引起的压降变化如图 10 所示,每隔 200 mm 压强都有一次相对剧烈的下降,这是由于棒束支撑的阻挡引起的,经过定位格架压降较为剧烈约为 800 Pa 左右。 κ 值对压降有较为明显的影响,其值从 0.6 降至 0.2,压降分别为 4 180.18 Pa 和 2 834.68 Pa,压降差为 1 345.50 Pa,约为 κ 值为 0.2 时预测压降值的 47%,影响较为明显。并且 κ 值变化与压降变化近似成线性关系,由式(7)可知,求解敏感性系数较关键的量为变化步长,在这里取相对保守的变化步长 10%,那么敏感性系数可由式(17)计算得到:

$$\frac{\partial S}{\partial \kappa} = \frac{\Delta P}{\Delta \kappa} = 4\,415.85 \quad (17)$$

对于输入参数的标准差的确定, 理想条件下可以基于试验确定, 对于无法进行试验确定的参数, 更多的做法是通过查阅参数数据库并且参考专家意见进行确定。这里美国机械工程师协会(American Society of Mechanical Engineers, ASME)给出了一个标准, κ 值分布的标准差可取为 5%^[13], 那么代入

式(6)可以得到:

$$u_{\text{input}} = \kappa \frac{\partial S}{\partial \kappa} \frac{u_{\kappa}}{\kappa} = 92.73 \quad (18)$$

最后可得预测压降的不确定性为:

$$u_{\text{val}} = \sqrt{u_{\text{num}}^2 + u_{\text{input}}^2} = 108.72 \quad (19)$$

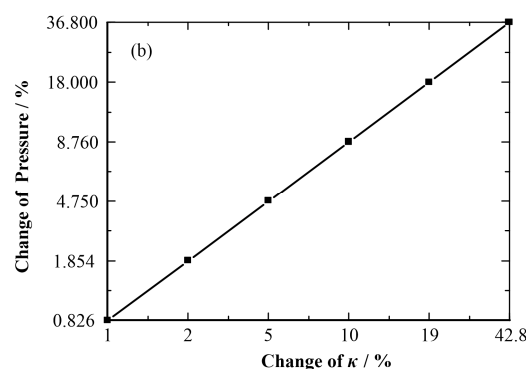
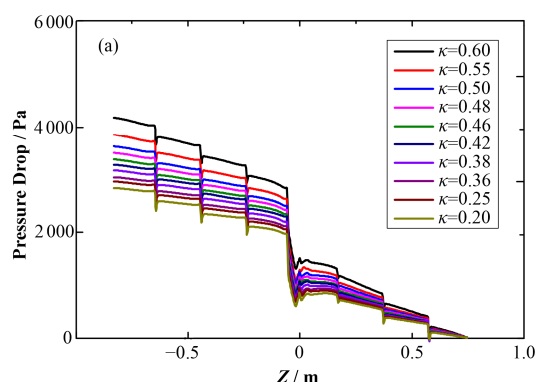


图 10 κ 值对压降的影响(a)以及 κ 值变化幅度与压降变化幅度比较(b)
Fig.10 The effect of κ on the pressure drop (a) and comparison of the change of κ and pressure drop (b)

4 结语

本文首先介绍了 CFD 不确定性的来源, 主要包括数值不确定性、输入参数的不确定性以及实验数据的不确定性, 但实验数据不确定性已经超出分析的范畴。重点介绍了数值不确定性以及敏感性系数分析输入参数的不确定性的过程。随后针对目前棒束单相流动 CFD 缺乏统一模拟方法现状, 总结出棒束单相流动 CFD 的最佳实践方法, 在最佳实践方法的基础上, 重点分析数值不确定性以及壁面函数中的 κ 不确定性对压降预测的影响。结果显示: 对压降的预测不确定性为 3.2%。

参考文献

- 董化平, 樊文远, 郭赞. 板状燃料组件流量分配 CFD 研究与优化[J]. 核技术, 2016, **39**(8): 080603. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2016.hjs.39.080603.
DONG Huaping, FAN Wenyuan, GUO Yun. CFD investigation and optimization on flow distribution of plate-type assembly[J]. Nuclear Techniques, 2016, **39**(8): 080603. DOI: 10.11889/j.0253-3219.2016.hjs.39.080603.
- Liu C C, Ferng Y M, Shih C K. CFD evaluation of turbulence models for flow simulation of the fuel rod bundle with a spacer assembly[J]. Applied Thermal Engineering, 2012, **40**(7): 389–396.
- Eça L, Hoekstra M. A procedure for the estimation of the numerical uncertainty of CFD calculations based on grid refinement studies[M]. Academic Press Professional, Inc. 2014.
- Conner M E, Baglietto E, Elmahdi A M. CFD methodology and validation for single-phase flow in PWR fuel assemblies[J]. Nuclear Engineering & Design, 2010, **240**(9): 2088–2095.
- Lascar C, Pierre M, Goodheart K, *et al.* Validation of a CFD methodology to predict flow fields within rod bundles with spacer grids[C]. 15th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Pisa, Italy, 2013.
- 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 & Design, 2014, **279**: 3–18.
- Podila K, Rao Y. CFD modelling of turbulent flows through 5×5 fuel rod bundles with spacer-grids[J]. Annals of Nuclear Energy, 2016, **97**: 86–95.
- Kang S K, Hassan Y A. Computational fluid dynamics (CFD) round robin benchmark for a pressurized water reactor (PWR) rod bundle[J]. Nuclear Engineering & Design, 2016, **301**: 204–231.
- Conner M E, Karoutas Z E, Xu Y. Westinghouse CFD modeling and results for EPRI NESTOR CFD round robin exercise of PWR rod bundle testing[C]. 16th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-16), Chicago, Illinois, U.S., 2015.
- Chang S K, Kim S, Song C H. Turbulent mixing in a rod

- bundle with vaned spacer grids: OECD/NEA-KAERI CFD benchmark exercise test[J]. Nuclear Engineering & Design, 2014, **279**: 19–36.
- 11 Fritz F G, Sargent R G, Daum T. Verification and validation of simulation models[J]. Journal of Simulation, 2013, **7**(1): 12–24.
- 12 Gounand S, Nicolas X, Médale M, *et al.* A CFD benchmark study with an analysis of Richardson Extrapolation in the presence of a singularity[J]. Review of Scientific Instruments, 2012, **83**(83): 55–58.
- 13 Standard for verification and validation in computational fluid dynamics and heat transfer[M]. The American Society of Mechanical Engineers, 2009.