

双方程湍流模型在高雷诺数水翼绕流模拟中应用*

黎耀军 王福军

【摘要】 为了研究不同湍流模型在水翼绕流数值模拟中的适用性,采用3种双方程湍流模型,对某二维水翼在高雷诺数($Re=7.0\times 10^5$)下的无空化绕流进行了定常数值模拟。分析比较了标准 $k-\epsilon$ 模、RNG $k-\epsilon$ 模型以及Realizable $k-\epsilon$ 模型结合不同近壁区处理方式所得模拟结果的差异。通过SIMPLEC算法实现速度、压力的分离求解,离散差分格式具有二阶精度。结果表明,Realizable $k-\epsilon$ 湍流模型结合增强型壁面函数法所得翼型绕流速度分布与实测值最为接近。

关键词: 湍流模型 CFD 水翼绕流 高雷诺数

中图分类号: TK730 **文献标识码:** A

Assessment of Two-equation Turbulence Modeling for Hydrofoil Flows at High Reynolds Number

Li Yaojun Wang Fujun
(China Agricultural University)

Abstract

An evaluation of the capability of turbulence models for their application to hydrofoil steady flow at high Reynolds numbers was presented. Three widely applied two-equation RANS turbulence models were assessed by means of comparison with experimental data at Reynolds numbers of 7.0×10^5 . They were the standard $k-\epsilon$ model, the RNG $k-\epsilon$ model and the realizable $k-\epsilon$ model. The SIMPLEC algorithm was applied for the solution of the governing equations. It has been found that the realizable $k-\epsilon$ turbulence model used with enhanced wall functions and near-wall modeling techniques consistently provided superior performance in predicting the flow characteristics around the hydrofoil.

Key words Turbulence model, CFD, Hydrofoil flow, High Reynolds number

引言

翼型水动力特性及空化特性是决定轴流式水力机械设计成功与否的关键。工程界用于轴流叶片式水力机械设计的翼型技术资料多借用航空翼型,如哥廷根翼型、NACA翼型和RAF翼型等。这些翼型能量性能良好,但空化性能普遍较差^[1]。因此,有必要对现有航空翼型进行修正,改善其空化性能,形成新水翼,以满足设计具有优良水力性能和高抗空蚀

性能的轴流叶片式水力机械的需要。高雷诺数水翼绕流数值模拟可研究水翼绕流边界层分离、流线弯曲、大攻角下翼型尾部漩涡形成及脱落等现象,对新水翼设计开发具有重要意义。

对于翼型绕流的数值模拟,由于直接数值模拟(DNS)和大涡模拟(LES)的计算代价过高,目前广泛应用的仍为基于时均雷诺方程(RANS)的湍流模式方法。尽管湍流模型的采用使得工程中复杂湍流的数值模拟成为可能,但经验表明,一个特定的湍流

收稿日期: 2006-08-28

* 国家自然科学基金资助项目(项目编号: 90510007、50479008)和教育部新世纪优秀人才支持计划资助项目(项目编号: NCET-04-0133)

黎耀军 中国农业大学水利与土木工程学院 博士生, 100083 北京市

王福军 中国农业大学水利与土木工程学院院长 教授 博士生导师

模型,不可能适用于所有流动问题的数值计算^[2]。对于具体流动情况,必须选用或修改特定的湍流模型。由于双方程模型在模拟分离流、剪切流等复杂流动方面的优势,而且模型又不过于复杂,目前在翼型绕流流场计算中应用最为广泛^[3~4]。Koubogiannis 等人^[5]在修正传统双方程湍流模型的基础上,对一复杂压缩机叶栅进行了数值模拟,描述了非设计工况翼型头部层流分离泡的形成及边界层的发展。田瑞峰等人^[6]比较了4种双方程模型对叶栅稳态流动数值模拟的差异,指出在大攻角下,标准 $k-\epsilon$ 模型不能准确预测翼型前缘压力面的流动分离现象。

本文研究目的是评估几种双方程湍流模型在高雷诺数水翼绕流这一外流问题中的适用性。选取商用 CFD 软件普遍采用的标准 $k-\epsilon$ 模型、RNG $k-\epsilon$ 模型和 Realizable $k-\epsilon$ 模型3种双方程湍流模型以及标准壁面函数、非均衡壁面函数以及增强型壁面处理3种近壁区处理方法,采用通用 CFD 软件 Fluent,对某二维水翼进行定常数值模拟。将计算所得水翼外部绕流速度分布与实验结果进行比较。

1 控制方程和湍流模型

1.1 控制方程

二维水翼绕流为不可压流动,其定常流可用雷诺时均 N-S 方程描述^[7]

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial (\rho \bar{u}_i \bar{u}_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \mu \frac{\partial^2 \bar{u}_i}{\partial x_j \partial x_j} - \frac{\partial (\rho \bar{u}_i' u_j')}{\partial x_j} \quad (2)$$

式中 ρ ——流体密度 \bar{p} ——平均压力
 μ ——运动粘性系数 $\rho \bar{u}_i' u_j'$ ——雷诺应力
 \bar{u}_i ——时均速度分量

1.2 湍流模型

根据 Boussinesq 涡粘性假定,可建立雷诺应力与平均速度梯度的关系。在 $k-\epsilon$ 双方程湍流模型中,通过引入以下关于湍动能 k 和湍动耗散率 ϵ 的通用输运方程,与方程(1)和方程(2)构成封闭方程组

$$\frac{\partial (\rho \phi \bar{u}_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\phi} \right) \frac{\partial \phi}{\partial x_j} \right] + G_\phi - K_\phi \quad (3)$$

其中 $\mu_t = \rho C_\mu k^2 / \epsilon$
 式中 μ_t ——湍动粘度 K_ϕ ——湍动耗散项
 C_μ ——湍动能计算系数
 ϕ ——通用湍动变量, k 或 ϵ
 σ_ϕ ——湍动 Prandtl 数 G_ϕ ——湍动生成项

对于不同的湍流模型,上述各湍动变量对应有不同的求解方法。

Launder 等人^[8]提出的标准 $k-\epsilon$ 模型,假定 μ_t 为各向同性的标量,并给出了模型的相关求解常数。实际湍流是各向异性的, μ_t 应为各向异性的张量。Yakhot 和 Orszag^[9]提出的 RNG $k-\epsilon$ 模型,对标准 $k-\epsilon$ 模型中 μ_t 的各向同性假定做了改进,在湍动粘度中考虑了平均流动的旋转及旋流的影响,在 ϵ 方程的原项中,计入了反应主流时均应变率的系数,该模型对强旋流和弯曲壁面流动具有更好的适应性。文献^[10]提出的 Realizable $k-\epsilon$ 模型,则不再假定湍动能计算式中系数 C_μ 为常数,将其与应变率建立了联系,从而避免了大时均应变率情况下标准 $k-\epsilon$ 模型可能导致的负的正应力。

2 数值求解方法

2.1 计算域和网格

计算域和网格如图1所示,自水翼尾缘沿来流方向前后各延伸5倍弦长,沿水翼压力面和吸力面,向外各延伸5倍弦长。计算使用C型结构网格,对水翼前缘和尾缘进行局部加密,计算域内网格单元数约为 1.17×10^5 ($y^+ < 5$)。

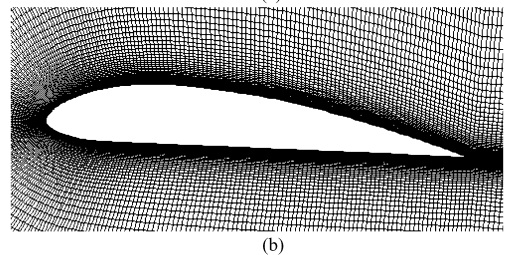
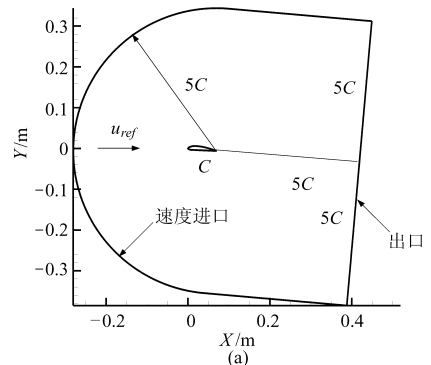


图1 计算域和网格

Fig. 1 Calculation domain and grid

(a) 计算域 (b) 网格

2.2 数值方法及边界条件

采用有限体积法离散控制方程,对流项采用二阶迎风格式,扩散项采用二阶中心差分格式。利用 SIMPLEC 算法实现速度和压力之间的耦合求解。

水翼上游、顶部及底部远场给定速度条件,即给定来流速度大小和方向;下游远场为出口边界,给定第二类齐次边界条件;水翼吸力面和压力面使用无滑移壁面条件。

2.3 近壁区处理

对近壁区域的非充分发展湍流流动,采用壁面函数法进行处理。本文研究了标准壁面函数、非均衡壁面函数以及增强型壁面处理 3 种壁面函数法对水翼绕流数值模拟的适用性。标准壁面函数法以湍流边界层为恒定剪切和局部平衡假设为前提,当 $y^+ > 11.225$ 时,认为流动处于对数律层,采用壁面函数公式求解近壁区流动。在非均衡壁面函数法中,计入压力梯度变化对近壁区内流动的影响,并引入两层模式计算近壁面单元湍动能的生成和耗散。增强型壁面处理则采用两层模型结合增强型壁面函数进行近壁区求解^[11]。

3 水翼绕流实验

本文所研究水翼为基于 NACA4415 的改进翼型,由表面充分光滑的不锈钢制成,翼展和翼型弦长均为 70 mm,翼型最大厚度为 10.15 mm。自由来流速度 $u_{ref} = 10$ m/s,雷诺数 $Re = u_{ref}C/\nu = 7.0 \times 10^5$,攻角为 5° 。

实验在闭式循环水洞进行,实验段长 700 mm;高为 190 mm;宽为 70 mm。水洞流速稳定性系数为 0.71%,实验段中心区湍流强度为 1.1%。2D-LDV 系统布置如图 2 所示,实验段上部、下部和前侧面为高强度有机玻璃窗,测速仪置于试验段侧面,测量了翼展中心截面内绕水翼的速度,包括沿来流方向的速度 u 和与其垂直方向的速度 v 。无扰动来流速度 u_{ref} 的测试位置位于水翼上游距水翼头部两倍弦长处。测量中,多普勒移频率设定为 1 MHz,通过真空泵控制实验段内压力,以避免空化发生。

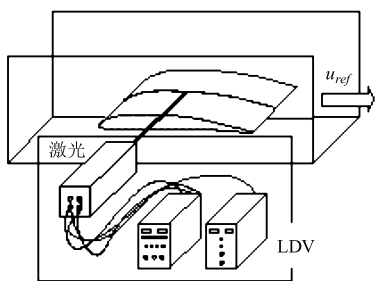


图 2 实验装置布局简图

Fig. 2 Schematic diagram of experimental setup

4 计算结果与分析

为了在二维数值模拟结果中计入实验段壁面边界的影响,按文献[12]推荐,引入修正系数 1.063,对数值模拟的来流速度进行了修正,数值模拟中采用的自由来流速度为 10.63 m/s。

图 3 所示为采用 Realizable $k-\epsilon$ 模型和增强型壁面处理模拟所得水翼尾部速度矢量分布。从图中

可以看出,水翼尾部压力面和吸力面均未出现逆向速度梯度,说明该计算条件下,水翼绕流并未出现边界层分离。水翼尾迹流内流动平稳,未出现非稳定漩涡。

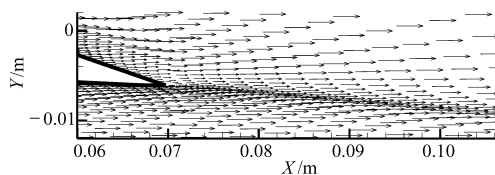


图 3 水翼尾部速度场分布

Fig. 3 Velocity vectors near the foil's trailing edge

4.1 湍流模型的影响

图 4a 和图 4b 分别对应水翼尾缘 ($x/C = 100\%$) 和距水翼头部 1.2 倍弦长 ($x/C = 120\%$) 处,采用 3 种湍流模型和增强型壁面函数处理计算所得水翼边界层和尾流区内的水平速度分布。从图 4a 中可看出,在水翼尾缘,3 种湍流模型模拟所得边界层厚度差别不很明显,但在边界层底部,采用标准 $k-\epsilon$ 模型和 RNG $k-\epsilon$ 模型所得沿来流方向速度小于 Realizable $k-\epsilon$ 模型所得结果。在靠近水翼吸力面边界层内,3 种模型所得水平平均速度与实测值的平均偏差分别为 8.7%、6.5% 和 3.6%。图 4b 显示,在尾流中心区域,标准 $k-\epsilon$ 模型和 RNG $k-\epsilon$ 模型所得结果与实验值存在较大差异,Realizable $k-\epsilon$ 模型计算值与试验值最为接近。在 u/u_{ref} 小于 0.95 的尾流中心区域,3 种模型所得水平平均速度与实测值的平均偏差分别为 9.1%、7.2% 和 2.9%。

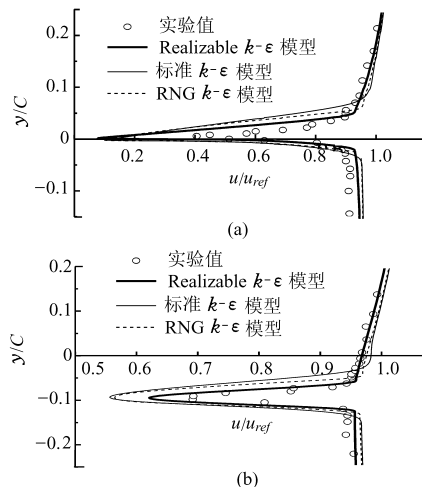


图 4 不同湍流模型结果比较

Fig. 4 Turbulence model performance: normalized streamwise mean velocity profile at 100%C and 120%C
(a) $x/C = 100\%$ (b) $x/C = 120\%$

4.2 近壁区处理方式的影响

图 5 对应为 Realizable $k-\epsilon$ 模型结合 3 种不同壁面函数处理方法的数值模拟结果。从图 5a 可以看出,不同壁面处理方法模拟的边界层速度分布存在

较明显的差异,在水翼尾缘吸力面边界层内,3种近壁面处理方法模拟所得水平平均流速都小于实测值。与实验值相比,对应标准壁面函数处理、非均衡壁面函数处理和增强型壁面处理的水平速度平均偏差分别为9.8%、7.1%和3.8%。由图5b可见,在尾流区,采用标准壁面函数法模拟所得水平速度普遍小于实测值。在 u/u_{ref} 小于0.95的尾流核心区,对应上述3种近壁区处理所得水平速度与实验值的平均偏差分别为11.3%、5.1%和3.4%。增强型壁面处理方法所得结果与实验值吻合良好。

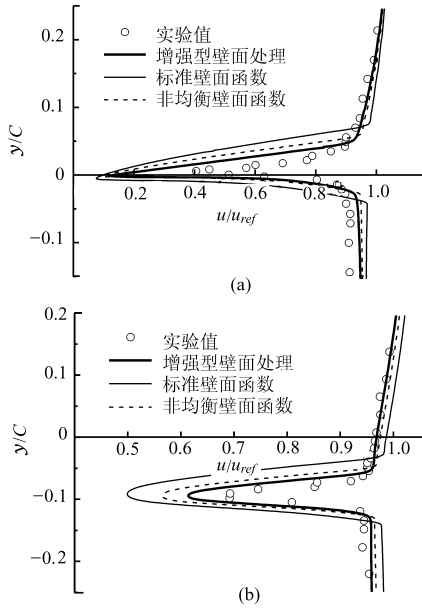


图5 不同近壁区处理结果比较

Fig. 5 Wall treatment analysis: normalized streamwise mean velocity profile at 100% C and 120% C
(a) $x/C=100\%$ (b) $x/C=120\%$

3种壁面处理得到的尾流区湍动能分布,如图6所示。从图中可以看出,不同近壁区处理模拟所得尾流内湍动强度有较大差异。非均衡壁面函数法和增强型壁面处理所得湍动尾流区范围基本一致,标准

壁面函数法计算所得湍动尾流区高度则约为前两者的1.5倍。在尾流核心区内,标准壁面函数法和非均衡壁面函数法所得湍动能最大值分别为2.26和1.98,均约为增强型壁面处理计算结果的2倍。

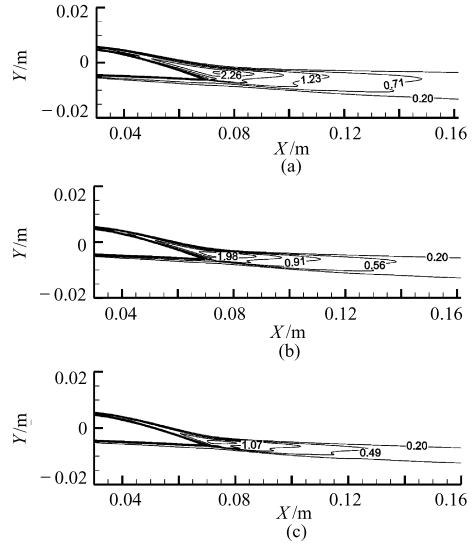


图6 尾流区湍动能

Fig. 6 Turbulence kinetic energy in the near wake
(a) 标准壁面函数法 (b) 非均衡壁面函数法
(c) 增强型壁面处理

5 结束语

采用3种常用 $k-\epsilon$ 模型结合3种近壁区壁面函数处理,对高雷诺数水翼绕流进行了数值模拟。在雷诺数为 7.0×10^5 、攻角为 5° 时,水翼绕流未出现边界层分离,尾流区未形成不稳定漩涡。与实验结果的对比表明:Realizable $k-\epsilon$ 模型较其他2个双方程湍流模型能更准确地模拟高雷诺数水翼绕流边界层及尾流区内的流动特征;对标准壁面函数、非均衡壁面函数和增强型壁面处理方法的分析显示,对于无边界层分离的水翼绕流,增强型壁面处理可以得到更为准确的模拟结果。

参 考 文 献

- 1 沈阳水泵研究所,中国农业机械化科学研究院. 叶片泵设计手册[M]. 北京:机械工业出版社,1987.
- 2 Arabshahi A, Beddhu M, Briley W, et al. A perspective on naval hydrodynamic flow simulations [C]// 22th Symposium on Naval Hydrodynamics, Washington, DC, USA, 2000:920~932.
- 3 Lien F S, Leshziner M A. Modeling 2D separation from a high-lift aerofoil with a non-linear eddy-viscosity model and second-moment closure [J]. Aeronautical Journal, 1995,99(984):125~143.
- 4 褚洪杰,马晖扬. 应用于翼型绕流的线性/非线性湍流模式的研究[J]. 空气动力学学报,2005,23(2):237~242.
- 5 Koubogiannis D G, Athanasiadis A N, Giannakoglou K C. One-and two-equation turbulence models for the prediction of complex cascade flows using unstructured grids [J]. Computers and Fluids, 2003,32(3):403~430.
- 6 田瑞峰,李兆君,贾辉,等. 双方程湍流模型在叶栅稳态流动中的应用[J]. 动力工程,2005,25(6):761~764.
- 7 王福军. 计算流体动力学分析——CFD软件原理与应用[M]. 北京:清华大学出版社,2004.
- 8 Launder B E, Spalding D B. Lectures in mathematical models of turbulence [M]. London: Academic Press, 1972.

变化较小,都在5.0%以内。C型滴头在整个测试压力范围内流速对摩阻系数的影响极小,流道内不存在流态转换,流态为紊流;A、B型滴头在 $50\text{ kPa} < p_0 < 150\text{ kPa}$ 压力范围内流道内部流态为紊流,在 $15\text{ kPa} < p_0 < 50\text{ kPa}$ 可能存在从层流到紊流或者光滑紊流到全紊流的流态转换行为。

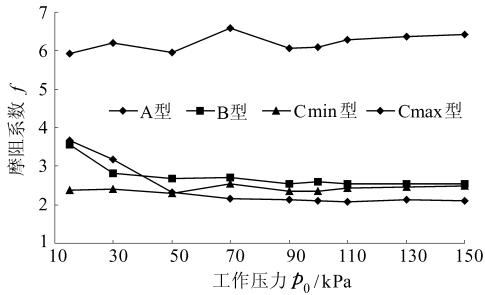


图3 不同滴头锯齿型迷宫流道摩阻系数

Fig. 3 Friction coefficient of flow path in drip irrigation emitters

4 结论

(1) 光滑圆管紊流理论不能够描述锯齿型迷宫式流道消能特性与机理。

(2) 锯齿型迷宫式流道沿长度方向压力分布呈线性递减的规律,各消能尖角单元压力损失相等,符合线性叠加规律。

(3) 锯齿型迷宫流道摩阻系数随着压力的增加而降低,并很快稳定在一定数值上,在 $50\text{ kPa} < p_0 < 150\text{ kPa}$ 压力范围内摩阻系数偏差都在5.0%以内。

(4) C型滴头在整个测试压力范围内流道内部流动为紊流,不存在流态转换行为;A、B型滴头在 $p_0 > 50\text{ kPa}$ 压力范围内流道内部流动为紊流,在低压区可能存在从层流到紊流或者光滑紊流到全紊流的流态转变。

参 考 文 献

- Gilaad Y K, Klous L Z. Hydraulic and mechanical properties of drippers[C]//Proceedings of the 2nd International Drip Irrigation Congress, 1976.
- Ozekici B, Ronald S. Analysis of pressure losses in toutuous-path emitters[G]. America Society of Agriculture Engineering, 1991.
- 山田哲丰. ろどりソスパソキソ内の液体の流动损失[J]. 日本机械会 ■, 1963, 66(3):1 428~1 430.
- 方部玲, 赵德菱. 圆片式迷宫长流道滴头的研究[C]//耕作机械学会论文集, 1997:145~150.
- 华绍曾, 杨学宁. 实用流体阻力手册[M]. 北京:国防工业出版社, 1985.
- 王福军. 计算流体动力学分析——CFD软件原理与应用[M]. 北京:清华大学出版社, 2004.
- 李云开, 杨培岭, 任树梅, 等. 重力滴灌灌水器水力性能及其流道内流体流动机理[J]. 农业机械学报, 2005, 36(10): 61~65.

(上接第48页)

- Yakhot V, Orszag S A. Renormalization group analysis of turbulence: basic theory [J]. Journal of Scientific Computing, 1986, 1(1):1~11.
- Shih T H, Liou W W, Shabbir A, et al. New $k-\epsilon$ eddy viscosity model for high Reynolds number turbulent flows [J]. Computers & Fluids, 1995, 24(3):227~238.
- Kader B. Temperature and concentration profiles in fully turbulent boundary layers [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 1981, 24(9):1 541~1 544.
- Jiang C W, Liu H L, Huang T T. Determination of wind tunnel wall effects and corrections [C]//Proceedings of the 19th International Towing Tank Conference, Madrid, Spain, 1990:310~317.