

水平轴潮汐透平场的数值研究

白光辉^{1,2}, 樊鹏飞^{1,2}, 郭涛^{1,2}, 李国君^{1,2}

(1. 西安交通大学热流科学与工程教育部重点实验室, 710049, 西安;
2. 西安交通大学能源与动力工程学院, 710049, 西安)

摘要: 为了研究水平轴潮汐透平的动力性能及透平周围流场的结构,在叶素理论(BE)、激盘模型和计算流体动力学(CFD)的基础上建立了一种可以计算潮汐透平动力性能和流场特征的 BE+CFD 方法,并在 3 种工况不同尖速比(TSR)下对透平的功率系数 C_P 和轴向推力系数 C_T 进行了计算,计算结果与实验结果吻合良好,表明所提方法是有效的.在此基础上,对单机透平周围流场进行了模拟,进而分析了透平下游流场的速度分布及透平阵列中横向距离对 C_P 和 C_T 的影响,结果显示:透平下游 8 倍直径中心处的流场速度值为入口速度时的 86%;横向距离对 C_T 影响较小;横向距离减小时 C_P 呈增加趋势.该结果可为水平轴潮汐透平场设计提供理论参考.

关键词: 潮汐透平;计算流体动力学;叶素理论;激盘模型

中图分类号: TV136.1 **文献标志码:** A **文章编号:** 0253-987X(2012)07-0098-05

Numerical Investigation of Horizontal Axis Tidal Turbine Farm

BAI Guanghui^{1,2}, FAN Pengfei^{1,2}, GUO Tao^{1,2}, LI Guojun^{1,2}

(1. Key Laboratory of Thermo-Fluid Science and Engineering of Ministry of Education, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China; 2. School of Energy and Power Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

Abstract: In order to study the dynamic performance of a horizontal axis tidal turbine and the structure of the flow field around it, a BE+CFD method was developed on the basis of the blade element theory, the actuator disc model and CFD techniques. The power coefficient C_P and the axial thrust coefficient C_T for the turbine were computed at three tip speed ratios (TSR). The predicted results agree well with the experimental data. Then, the simulation on the flow field around the turbine was performed, and the downstream velocity distribution of the turbine and the influence of lateral distance on C_P and C_T were analyzed. The results show that the center flow velocity located at the place with a distance of eight times the rotor diameter behind the turbine downstream is about 86% of the inlet velocity. The discussion on the relationship between the lateral distance and C_T , C_P shows that the lateral distance has slight impact on C_T , and C_P increases with the decrease in the lateral distance.

Keywords: tidal turbine; computational fluid dynamics; blade element theory; actuator disc model

近年来,风能、太阳能和海洋能等可再生资源备受关注,仅在中国东部沿海就蕴藏着近 2 亿 kW 的潮汐能^[1]. 水平轴潮汐透平的研究促进了人们对潮汐能的利用,它与风力机有相似之处. 水在通过潮汐透平叶轮时会产生动量损失,在透平下游形成流速

降低的尾迹区,尾迹的结构和组成可表征透平叶轮受到的液动载荷. 在潮汐电场中,多台透平安装在一起,这样透平周围的流场结构使得上下游或相邻透平之间相互干涉,从而影响透平的疲劳载荷和功率输出,影响整个潮汐电场的效率. 因此,潮汐透平周

围流场特性的研究对推进水平轴潮汐透平的发展具有重要意义.在国内,针对水平轴潮汐透平周围流场的研究比较少.在国外,相关研究包括:利用多孔盘代替叶轮对 0.1 m 直径潮汐透平轴向推力与尾流场结构的实验研究^[2],但忽略了叶轮的旋转作用;针对 0.5 m 直径水平轴潮汐透平单机模型的实验与 CFD 计算^[3],以及对相对旋转的双排透平的性能计算与流场分析^[4],但计算资源要求很高.

本文结合 CFD 技术和叶素理论(BE)^[5],拓展了激盘模型的应用范围,通过 FLUENT 软件中的自定义函数(UDF)为流场计算加入了受力源项,从而实现了水平轴潮汐透平功率系数和轴向推力系数等性能参数的数值计算和透平周围流场的分析.为了验证数值模型的可靠性,以 Bahaj 等人^[6]的实验结果为考核对象,对比了 3 种工况不同尖速比(TSR,用 r_{TSR} 表示)下的功率系数和轴向推力系数,分析了透平周围流场的结构特征.

1 数值模型

1.1 激盘模型

激盘模型的基本思想是,结合透平叶轮的液动力计算,利用与叶轮等效面积的透水圆盘来代替真实叶轮,并将流体受到的来自叶轮的力按照不同的半径施加到圆盘区域的流体上^[7].在潮汐透平叶轮的三维建模中,假设薄圆盘的半径 R 与透平叶轮半径相等,圆盘厚度 e 为叶片弦长的 20%~30%.激盘与其周围流场的关系如图 1 所示,它们涉及到的区域为本文的计算域.三维流场的计算控制方程如下.

连续性方程

$$\frac{\partial U_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

动量方程

$$\frac{\partial(\rho U_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho U_i U_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial x_j} (-\rho \overline{u'_i u'_j}) + \rho g_i + S_i \quad (2)$$

式中: ρ 为水的密度; U_i 、 U_j ($i, j = 1, 2, 3$) 为水的速度分量; x_i 、 x_j ($i, j = 1, 2, 3$) 为控制点的位置分量; p 为压力; μ 为水的动力黏性系数; u' 为某一时刻的瞬时速度; $-\rho \overline{u'_i u'_j}$ 为雷诺应力; g_i 为重力加速度; S_i ($i = x, y, z$) 为加入动量方程的动量源项.

1.2 源项

在计算激盘内流体动量源项时,本文引入了叶素理论(BE),它是将叶片沿展向分成无数个翼型截

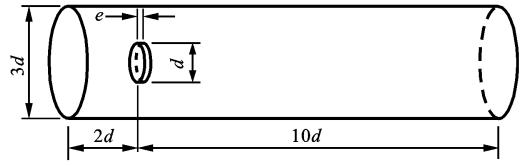
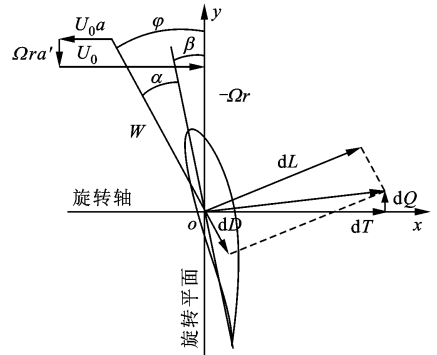


图 1 计算域与激盘的位置关系

面,如图 2 所示.本文中无需考虑轴向速度的诱导因子 a ,并将 U_1 代替 $U_0(1-a)$,则翼型截面的相对速度 $W = (U_1^2 + (\Omega r(1+a'))^2)^{1/2}$,切向速度诱导因子

$$a' = \left(U_2^2 + U_3^2 - \frac{(U_2 x_2 + U_3 x_3)^2}{x_2^2 + x_3^2} \right)^{1/2} / \Omega r \quad (3)$$

翼型截面的升力、阻力系数 C_L 、 C_D 一般由翼型的水力实验给出,本文在 Molland 等人^[8]的 NACA63-815 翼型实验的基础上,通过 CFD 计算获得了 NACA-63-8xx 系列的翼型升力、阻力特性.



α :翼型截面攻角; β :安装角; φ :流体流向与旋转平面的夹角; Ω :叶轮旋转速度; U_0 :当地来流速度;

D :阻力; T :轴向推力; L :升力

图 2 翼型的截面受力及其周围流场的速度示意

为了计算激盘内控制体的受力,将激盘划分为 n 个厚度为 dr 且半径不同的环面,再将叶素理论计算出的叶片受力均分到环面上,环面对应的体积 $dV = 2\pi r e dr$.

在 FLUENT 中加入的源项需要在笛卡尔坐标系中分解成 x 、 y 、 z 3 个分量,即

$$\left. \begin{aligned} S_x &= \frac{B \rho c C_T W^2}{4 \pi r e} F \\ S_y &= \frac{B \rho c C_Q W^2}{4 \pi r e} F \cos \theta \\ S_z &= \frac{B \rho c C_Q W^2}{4 \pi r e} F \sin \theta \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

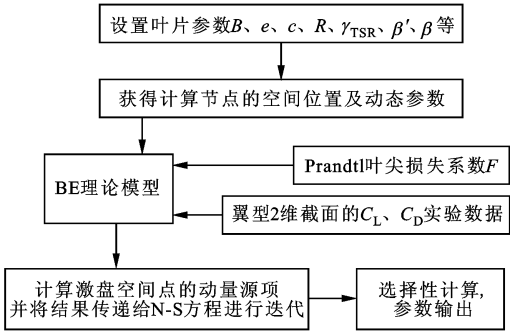
式中: B 为叶片数; c 为翼型弦长; θ 为旋转平面内控制体位置的切向角; C_T 为轴向推力系数; C_Q 为切向力系数; F 为 Prandtl 叶尖损失系数^[9].

本文采用的 Prandtl 叶尖损失系数的简化表达为

$$F = \frac{2}{\pi} \arccos \exp\left(-\frac{B(R-r)}{2r\sin\varphi}\right) \tag{5}$$

1.3 CFD 方法

(1)UDF. BEM 理论与 FLUENT [10]之间的耦合是通过 UDF 程序实现的. 本文中 UDF 程序主要包括设定叶片结构参数和叶轮运行工况,计算翼型的升力、阻力,以及输出计算结果. UDF 程序的计算流程如图 3 所示.



β :叶根安装角
图 3 UDF 程序的计算流程

(2)网格. 图 1 所示计算域,其直径是 $3d$ 、长度是 $12d$ (d 为激盘直径)的圆柱体,内部为六面体结构. CFD 中用到的激盘在圆柱体内只是一个半径为 0.5 m 、厚度为 0.005 m 的域,激盘内的网格数为 3.473 万. 激盘外的区域网格尺度按照一定比例增加,径向增长率为 1.08 ,共有 25 个节点,轴向前后增长率各为 1.1 ,节点数分别为 40 和 140 . 计算域网格总数为 $1\,317\,896$,如图 4 所示.

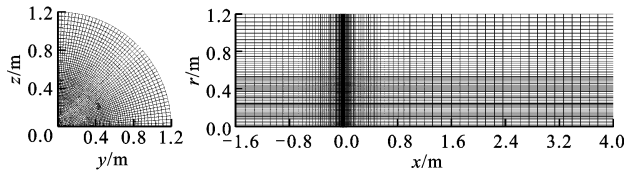


图 4 计算域网格

(3)求解器及湍流模型. 数学模型在 FLUENT 13.0 中执行,全部的数值结果均基于流体不可压缩和稳态流动,求解时采用显式二阶迎风差分格式. 湍流模型 $k-\omega$ SST 是 $k-\omega$ BSL 的扩展版,较 $k-\epsilon$ 模型更适合于逆压梯度和流动分离的情况 [11].

2 结果及分析

2.1 模型验证

实验数据及叶片参数来自于 Bahaj 等人 [6] 的研究结果,其采用 NACA63-8xx 翼型设计了 0.8 m 直

径的三叶透平. 基于该实验结果,本文计算了表 1 中的 3 种工况,同时考虑了来流速度、叶片安装角、功率系数 C_P 和 C_T 等参数的关系. C_P 和 C_T 的表达式如下

$$C_P = P / \left(\frac{1}{2} \rho A U_0^3\right) \tag{6}$$

$$C_T = T / \left(\frac{1}{2} \rho A U_0^2\right) \tag{7}$$

式中: P 为叶轮的输出功率; T 为叶轮受到的轴向推力; A 为叶轮的扫掠面积.

表 1 实验与计算工况

工况	入口速度/ $\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$	$\beta/(\text{^\circ})$
1	1.73	20
2	1.54	25
3	1.30	27

图 5 和图 6 分别为 3 种工况下 C_P 和 C_T 基于 BE+CFD 方法的计算和实验结果比较. 由图显示: C_P 的计算与实验结果吻合良好,在工况 1 下,当 TSR 较高时,计算值与实验值之差的最大值为 0.04 ,平均误差为 8.8% ; C_T 的计算与实验结果的一致性更好,可见,当 TSR 较高时,BE+CFD 方法完全能够满足潮汐透平的性能预测和透平周围流场分析计算的要求. 当然,目前该模型还需要进一步完善.

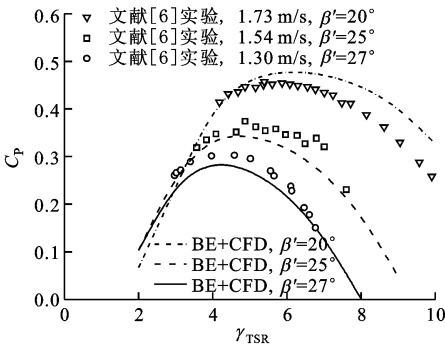


图 5 不同工况下 C_P 的数值计算与实验结果比较

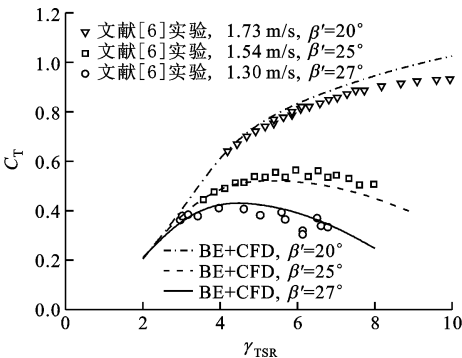


图 6 不同工况下 C_T 的数值计算与实验结果比较

2.2 流场分析

潮汐透平的性能参数主要由潮汐透平周围流场的特征决定^[12],这些参数会直接影响透平下游的透平性能. 本文采用的 BE+CFD 方法能更为真实地描述潮汐透平周围流场的特征. 图 7 为相同 TSR、不同工况和不同 TSR、相同工况下尾流轴向速度的分布. 由图 7 显示:在工况 1 下,当 TSR 为 3 时,轴向速度 U_1 恢复最快,下游 $5.6d$ 处的 U_1 恢复为 $0.81U_0$,随着 TSR 增加, U_1 恢复率降低;当 TSR 大于 5 时, U_1 恢复率变化减小;当 TSR 为 5 时,3 种工况下 U_1 恢复情况由快到慢的顺序为工况 1—工况 2—工况 3. 图 8~图 10 为工况 1、TSR 为 5 时展向叶轮下游流场速度分布及 FLUENT 输出的

尾流轴向、切向速度场. 由图 8a 和图 9 显示:当 $x=6d$ 时,叶轮中心轴线上的速度为入口速度的 72%;当 $x=7d$ 时, U_1 恢复率为 81%;当 $x=8d$ 时, U_1 的恢复率为 86%. 在叶轮旋转半径内且远离中心线的面,速度恢复较快: $r=0.2\text{ m}$ 处的最低速度为入口速度的 46%; $r=0.4\text{ m}$ 处由于叶尖损失的影响,使得速度下降较慢且很快得到恢复. 由图 8b 和图 10 显示:流场中绕转轴的切向速度较小且降低得较快, $r=0.2$ 时下游 $5d$ 内速度从 0.27 m/s 迅速降为 0.04 m/s ;当 $x>6d$ 时,尾流切向速度趋于稳定且为 0.025 m/s ,但随着 x 的继续增大而缓慢减小. 在潮汐场中潮汐透平的前后间距与透平的尾流结构密切相关,但该间距对切向速度的影响比较小,切向速度主要影响下游透平的运行参数.

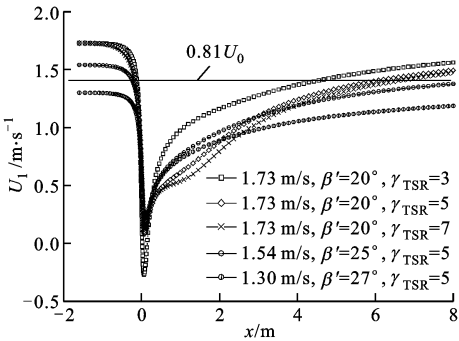


图 7 工况、TSR 对轴向速度恢复的影响($r=0\text{ m}$)

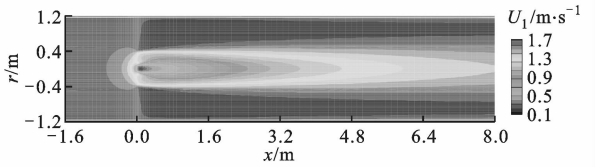


图 9 FLUENT 输出的尾流轴向速度场
(工况 1、TSR 为 5)

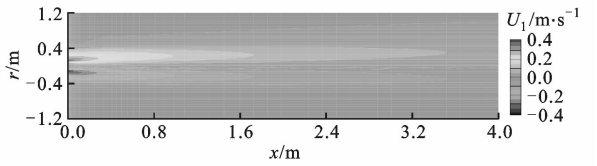


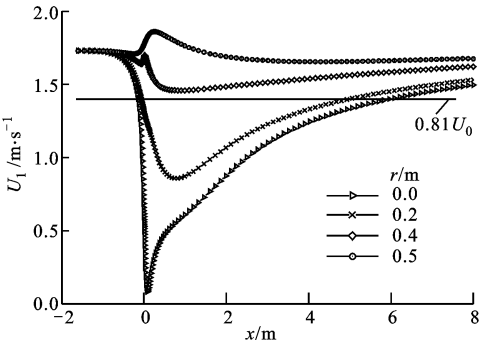
图 10 FLUENT 输出的尾流切向速度场
(工况 1、TSR 为 5)

2.3 透平间的干涉对透平性能的影响

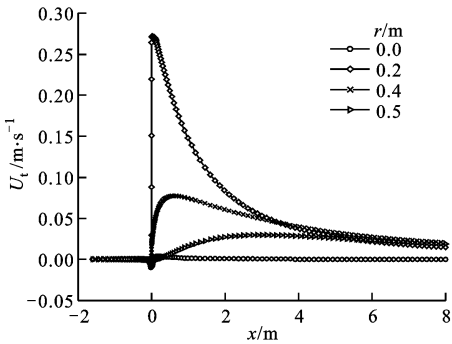
潮汐透平间的相互干涉是影响透平周围流场分布的主要原因. 本文研究了不同间距的透平的横向干涉,并对透平间横向距离为 $1.2d$ 、 $1.5d$ 和 $2d$ 的透平场进行了数值模拟,同时分析了相互干涉后的平均 C_P 和 C_T ,结果如图 11、图 12 所示. 由图 11、图 12 显示,3 种横向距离下的平均 C_P 和 C_T 变化较小, $1.2d$ 时的 C_P 和 C_T 比 $2d$ 时有所增加,横向间距对 C_P 的影响大于对 C_T 的影响. 因此,潮汐场中单排透平横向干涉的影响比较小,而横向距离越小,透平的功率输出越高.

3 结 论

本文采用 BE+CFD 方法模拟了潮汐透平的 C_P 和 C_T 等动力性能参数,尽管该模型未考虑入口速度的非一致性和流道截面形状的影响,但与实验结

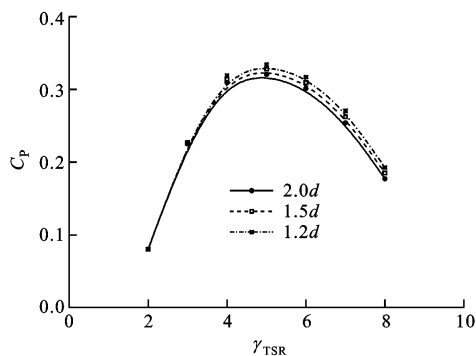
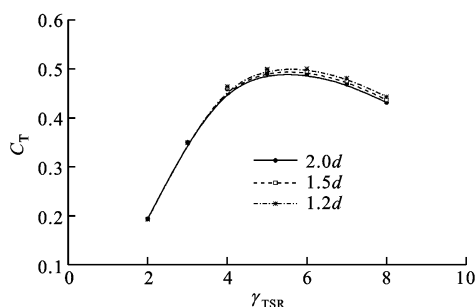


(a)轴向速度



(b)切向速度

图 8 不同叶轮半径下尾流速度恢复比较
(工况 1、TSR 为 5)

图11 不同横向间距透平的 C_P 比较(工况2)图12 不同横向间距透平的 C_T 比较(工况2)

果吻合较好。该方法可以简化叶轮周围的复杂网格,可以模拟透平下游流场的速度分布。

关于 BE+CFD 方法在潮汐透平性能预测中的应用范围还有待于进一步研究,因为该方法中未考虑叶片的变形、空化和偏航等特殊工况,这些都是安装潮汐透平需要考虑的问题。

用 BE+CFD 方法分析了透平后 $8d$ 范围内的流场速度分布,比较了不同工况下的轴向速度的恢复情况,透平后 $8d$ 处的平均轴向速度为入口速度的 86% 。在透平干涉方面,本文研究了透平横向间距对 C_P 和 C_T 的影响。结果显示,单排透平横向距离的干涉影响比较小,透平间横向距离越小,透平的输出功率越高。本文的研究工作对潮汐透平的设计、应用和优化具有重要的参考价值。

参考文献:

- [1] LIU Liqun, LIU Chunxia, SUN Zhiyi, et al. The development and application practice of neglected tidal energy in China [J]. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2011, 15(2):1089-1097.
- [2] VERMEER L J, SOERENSEN J N, CRESPO A. Wind turbine wake aerodynamics [J]. Progress in Aerospace Sciences, 2003, 39(6):467-510.

- [3] O'DOHERTY T, MASON-JONES A, O'DOHERTY D M, et al. Experimental and computational analysis of a model horizontal axis tidal turbine[C]//Proceedings of the 8th European Wave and Tidal Energy Conference, Uppsala, Sweden; IET Renewable Power Generation, 2009:833-841.
- [4] O'DOHERTY D M, MASON-JONES A, O'DOHERTY T, et al. Considerations of improved tidal stream turbine performance using double rows of contra-rotating blades[C]//Proceedings of the 8th European Wave and Tidal Energy Conference, Uppsala, Sweden; IET Renewable Power Generation, 2009: 434-442.
- [5] 中国风能技术开发中心. 大型风力机设计手册[EB/OL]. [2011-08-01]. <http://www.dianjian.net/?action-viewwith-read-tid-147736>.
- [6] BAHAJ A S, MOLLAND A F, CHAPLIN J R, et al. Power and thrust measurements of marine current turbines under various hydrodynamic flow conditions in a cavitation tunnel and a towing tank[J]. Renewable Energy, 2007, 32(3):407-426.
- [7] MIKKELSEN R. Actuator disc method applied to wind turbines [D]. Asmussens Alle, Denmark; Technical University of Denmark, 2003.
- [8] MOLLAND A F, BAHAJ A S, CHAPLIN J R, et al. Measurements and predictions of forces, pressures and cavitation on 2-D sections suitable for marine current turbines [J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part M Journal of Engineering for the Maritime Environment, 2004, 218(2):127-138.
- [9] SHEN Wenzhong, MIKKELSEN R, SRENSSEN J N. Tip loss corrections for wind turbine computations[J]. Wind Energy, 2005, 8(4):457-475.
- [10] Fluent Inc. FLUENT6.2 UDF manual [M]. New York, USA; Fluent Inc., 2005.
- [11] MENTER F R, KUNTZ M, LANGTRY R. Ten years of industrial experience with the SST turbulence model [M]. West Redding, CT, USA; Begell House Inc., 2003: 625-632.
- [12] MYERS L E, BAHAJ A S. Experimental analysis of the flow field around horizontal axis tidal turbines by use of scale mesh disk rotor simulators [J]. Ocean Engineering, 2010, 37(2):218-227.

(编辑 苗凌 荆树蓉)