

# 泵喷推进器水动力性能的数值模拟 及不确定度分析

孙明宇, 董小倩, 杨晨俊

(海洋工程国家重点实验室, 上海交通大学, 上海, 200240, Email: [cjyang@situ.edu.cn](mailto:cjyang@situ.edu.cn))

**摘要:** 泵喷推进器具有辐射噪声低、临界航速高的优势, 在舰船低噪声推进领域受到了广泛的关注。准确预报泵喷推进器的水动力性能, 是开展设计的重要基础。本文通过求解雷诺平均的 Navier-Stokes (RANS) 方程, 对模型尺度的泵喷推进器进行准定常计算, 应用第二十八届国际拖曳水池会议推荐的方法对计算结果进行数值不确定度分析, 并将计算结果与上海交通大学空泡水筒的模型试验结果进行了对比。采用 SST  $k-\omega$  两方程模型来模拟湍流, 以及全  $y+$  壁面处理来模拟近壁面流动。采用三组相同网格细化比的网格进行准定常计算并进行不确定度分析。计算结果产生了单调收敛的趋势, 因此采用安全系数法计算数值不确定度。验证得到的数值不确定度在 3% 以下, 与实验数据的比较误差不超过 5.7%。

**关键词:** 泵喷推进器; RANS; 不确定度分析

## 1 引言

泵喷推进器是水下航行器的一种低噪声推进装置, 其特点是采用了单转子推进, 同时使用了减速型导管。而减速型导管的应用, 使得推进器得以在较低的流速下运动, 因此可以改善空泡性能; 与此同时导管本身还可屏蔽部分辐射噪声; 因此泵喷推进器具有高效性和安静性等显著特征, 并且在舰船低噪声推进领域受到了广泛的关注。目前, 关于泵喷推进器的公开资料比较稀少, 主要研究集中在实验研究和 CFD 仿真计算方面。

而为了开展泵喷推进器的设计工作, 首先需要建立能够准确预报泵喷推进器的方法。随着过去几十年计算机技术的飞跃式发展加上软件技术的不断进步, 计算流体力学 (Computational Fluid Dynamics, CFD) 计算的相关技术已经逐渐成熟, 并在流动相关的研究领域中得到日益广泛的应用。与此同时 CFD 计算结果的可信程度也越来越受到关注, 因而 CFD 不确定度分析理论与方法也逐步发展起来。国际拖曳水池会议 (International Towing Tank Conference, ITTC) 借鉴不确定度分析在航空领域的应用, 将其引入船舶领域。1999 年, 第 22 届 ITTC<sup>[1-2]</sup> 提出了 CFD 不确定度评估的初步规程, 该规程基于 Stern 等<sup>[3]</sup> 和 Coleman 等<sup>[4]</sup> 的研究, 利用广义理查森外推法 (Richardson Extrapolation, RE) 来评估数值模拟的误

差及不确定度。2002年,第23届ITTC[5]对该规程进行了修订,引入了Roache<sup>[6]</sup>提出的安全因子法。2017年,第28届ITTC<sup>[7]</sup>基于Eça等<sup>[8]</sup>和Larsson等<sup>[9]</sup>的研究,引入最小二乘根(Least Squares Root, LSR)方法进行误差估计。

本文选取一型7叶定子、5叶转子的泵喷推进器来进行研究。通过求解雷诺平均的Navier-Stokes(RANS)方程,对模型尺度的泵喷推进器进行准定常计算,应用第28届ITTC推荐的方法对计算结果进行数值不确定度分析,并将计算结果与上海交通大学空泡水筒的模型试验结果进行了对比,得到了精度较高的结果。

## 2 泵喷推进器数值模拟方法与不确定度分析方法

本文利用商业软件STAR-CCM+对泵喷推进器开展准定常与非定常RANS模拟,并对结果进行了CFD不确定度分析。本部分将对CFD数值方法和不确定度分析方法分开介绍。

### 2.1 泵喷推进器数值模拟方法

本文的计算对象为一个泵喷推进器。本泵喷推进器有前置定子、转子、桨轴和导管组成。转子叶梢和导管内壁之间留有一定的间隙。该泵喷推进器的具体参数见表1。

表1 泵喷推进器参数

项目	值
定子	7叶
转子	5叶
转子直径 $d$	300mm
叶梢间隙 $C_T$	1mm
桨毂半径 $R_H$	37mm
转子试验转速 $N_R$	15rps

该泵喷推进器的整体几何模型以及定子和转子示意图分别见图1。数值模拟在敞水条件下进行,其计算域划分及尺度见图2。

计算域分为外域、内域、定子域和转子域四部分。外域尺度按照半径为5倍转子直径(即外域直径为 $10d$ ),外域上游和下游分别为10倍转子直径(即总长 $20d$ )。4个区域中只有转子域为旋转域,其他区域静止。

网格的划分在软件ICEM16.0中进行,使用结构化的六面体网格进行离散。对于转子,桨叶周围采用C网格进行布置,相邻桨叶间采用L网格;转子叶梢表面为O网格;定子叶片周围采用C网格。转子、桨叶与导管间隙及定子在径向均采用H网格。图3为转子所在区域的网格拓扑结构以及叶梢间隙的网格拓扑结构。

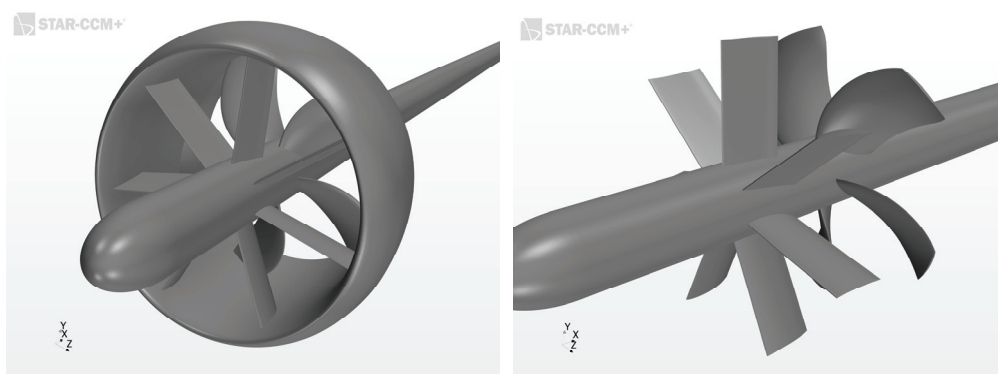


图1 泵喷推进器的几何模型（左）以及定子、转子示意（右）

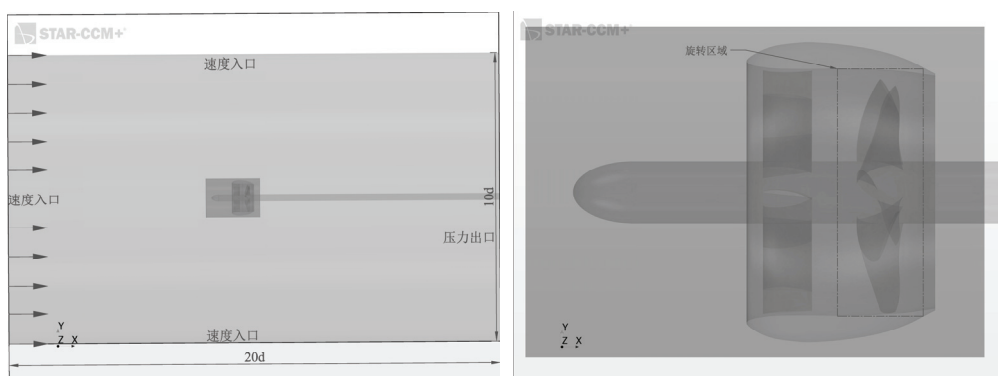


图2 计算域布局与尺度（左）以及放大后内计算域示意（右）

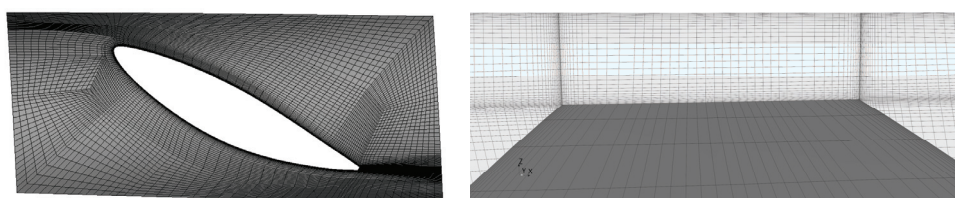


图3 转子区域网格拓扑结构示意图（左）和叶梢间隙网格拓扑结构（右）

为满足不确定度分析的需求，采用同一网格细化比  $r_G = \frac{h_2}{h_1} = \frac{h_3}{h_2} = \sqrt{2}$  生成了3套网格，其中  $h_3$ 、 $h_2$  和  $h_1$  分别表示粗网格 G3、中网格 G2 和细网格 G1 的尺度。表2给出了三套网格的主要参数。

表 2 网格主要参数

网格	最大面网格/mm		叶面第一层网格高度/mm		总网格数 ( $\times 10^6$ )
	转子	定子	转子	定子	
G3	4	3	0.01	0.01	6.43
G2	2.83	2.12	0.0071	0.0071	14.58
G1	2	1.5	0.005	0.005	37.07

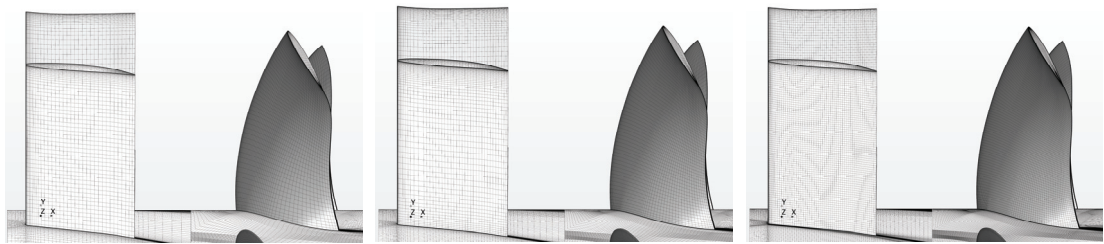


图 4 粗网格 G3 (左)、中网格 G2 (中) 和细网格 G1 (右) 面网格示意图

准定常与非定常计算在 STAR-CCM+ 12.02 中进行。采用 SST  $k-\omega$  两方程模型来模拟湍流，以及全  $y+$  壁面处理来模拟近壁面流动，控制方程的空间项和时间项均选用二阶格式进行离散。计算设置方面，外计算域上游及四周为速度入口，具体速度按照进速系数和转速进行折算；下游设置为压力出口，表压设置为 0；所有物面均设置为不可滑移壁面；湍流强度和湍流黏度比分别设置为 2% 和 2。

## 2.2 CFD 不确定度分析方法简介

本文根据第 28 届国际拖曳水池会议 (ITTC) 推荐的不确定度分析规程对数值模拟结果进行不确定度分析。下文对规程中的验证和确认两个过程进行介绍。

验证过程 (Verification) 评估模拟中的数值误差和数值不确定度。根据 ITTC 推荐规程<sup>[7]</sup>，数值模拟的不确定度  $U_{SN}$  定义为：

$$U_{SN}^2 = U_I^2 + U_G^2 + U_T^2 + U_P^2 \quad (1)$$

式中，下标  $I$ 、 $G$ 、 $T$ 、 $P$  分别表示迭代、网格尺度、时间步长和其他参数引起的不确定度。对于定常或准定常模拟，无需考虑  $U_T$ ；此外，本文不考虑其他参数引起的不确定度  $U_P$ 。因此， $U_{SN}$  可表示为：

$$U_{SN}^2 = U_I^2 + U_G^2 \quad (2)$$

迭代不确定度  $U_I$  定义为：

$$U_I = \frac{1}{2} (\tilde{S}_{\max} - \tilde{S}_{\min}) \quad (3)$$

式中， $\tilde{S}_{\max}$  和  $\tilde{S}_{\min}$  分别为迭代计算充分收敛时，所考察物理量最后两个波动周期内的最大

值和最小值。一般  $U_1$  要比  $U_G$  至少小一个数量级，才能保证不确定度计算的有效性。采用三套网格进行数值不确定度分析时，仅能估计误差的首项。三套网格根据同一细化比  $r_G$  进行加细，以保证网格具有几何相似性。收敛因子  $R$  定义为中、细网格结果之差  $\varepsilon_{21}$  与粗、中网格结果之差  $\varepsilon_{32}$  的比值：

$$R = \frac{\varepsilon_{21}}{\varepsilon_{32}} = \frac{S_2 - S_1}{S_3 - S_2} \quad (4)$$

当  $0 < R < 1$  时，结果单调收敛；当  $-1 < R < 0$  时，结果振荡收敛；当  $|R| > 1$  时，结果发散，无法根据理查德森外推法（Richardson Extrapolation, RE）估计不确定度。

当结果单调收敛时，利用 RE 方法估计网格不确定度  $U_G$ ，估计误差  $\delta_{RE}^*$  按照下式进行计算：

$$\delta_{RE}^* = \frac{\varepsilon_{21}}{r_G^{p_0} - 1} \quad (5)$$

其中  $p_0$  为精度等级，按下式计算：

$$p_0 = \frac{\ln\left(\frac{\varepsilon_{32}}{\varepsilon_{21}}\right)}{\ln(r_G)} \quad (6)$$

使用安全因子法估算不确定度，用 RE 估算的误差乘以安全因子来包含模拟的误差：

$$U_G = F_S \left| \delta_{RE}^* \right| \quad (7)$$

安全因子的准确值是模糊的，对于细致的网格研究，建议  $F_S$  取 1.25；对于只使用两种网格且准确度的阶数是根据理论值  $P_{th}$  得到的情况，建议  $F_S$  取 3。

确认过程(Validation)是估计模拟中建模不确定度  $U_{SM}$  的过程，条件允许时，可估计建模误差  $\delta_{SM}$  本身。比较误差  $E$  定义为试验值  $S$  与模拟值  $D$  之差，即有如下定义：

$$E = S - D = T + \delta_{SM} + \delta_{SN} - (T + \delta_D) = \delta_{SM} + \delta_{SN} - \delta_D \quad (8)$$

确认不确定度  $U_V$  定义如下：

$$U_V^2 = U_D^2 + U_{SN}^2 \quad (9)$$

式中， $U_D$  为试验不确定度。通过将比较误差  $E$ 、确认不确定度  $U_V$  以及设定的需求不确定度  $U_{reqd}$  进行比较，判断确认是否完成。当这三者互不相等时，可能出现以下六种情况：

- 1)  $|E| < U_V < U_{reqd}$  ; 2)  $|E| < U_{reqd} < U_V$  ; 3)  $U_{reqd} < |E| < U_V$  ;
- 4)  $U_V < |E| < U_{reqd}$  ; 5)  $U_V < U_{reqd} < |E|$  ; 6)  $U_{reqd} < U_V < |E|$  ;

情况(1)至情况(3)均有 $|E| < U_V$ ，确认达到  $U_V$  水平，但比较误差低于噪声水平，因此不能够从不确定度的角度来估计建模误差。对于情况 1)，确认水平低于  $U_{reqd}$ ，确认是成功的。情况(4)至情况(6)均有 $|E| > U_V$ ，比较误差  $E$  高于噪声水平，这时可用  $E$  来估计建模误差。如果 $|E| \gg U_V$ ，可认为建模误差约为  $E$ 。对于情况 4)，确认达到 $|E|$ 水平。

### 3 计算结果与分析

本文中计算选取了 0.337、0.518、0.75、0.937 四个进速系数的工况进行计算。对于高雷诺数流动，要求第一层网格高度非常小，才能直接求解黏性底层中的流动，壁面网格需满足  $y^+ \sim 1$ 。表 3 给出了准定常计算中桨叶表面的  $y^+$  平均值。因此本文计算的网格满足求解粘性底层的  $y^+$  要求。

表 3 准定常计算中桨叶表面壁面  $y^+$

$J$	0.337	0.518	0.75	0.937
G1	1.16	1.17	1.23	1.25
G2	1.63	1.64	1.72	1.74
G3	2.24	2.25	2.29	2.34

在准定常不确定度计算中，首先将推力无量纲化为推力系数，然后按照前述规程进行不确定度计算。表 4 给出了计算的过程与结果。其中  $K_1$ 、 $K_2$ 、 $K_3$  分别表示网格 G1、G2、G3 的计算结果(推力系数与扭矩系数)。可以看到准定常计算中数值不确定度均在 3% 以内。

表 4 准定常计算不确定度计算过程与结果

	$J$	$K_1$	$K_2$	$K_3$	$\epsilon_{21}$	$\epsilon_{32}$	$R$	$p$	$\delta_{RE}^*$	$F_S$	$U_G$	$U_{SN}/(K_1\%)$
$T$	0.337	0.656	0.656	0.657	0.00066	0.00082	0.800	0.644	0.00264	1.25	0.0033	0.5
	0.518	0.587	0.586	0.585	-0.00077	-0.00110	0.700	1.029	-0.00180	1.25	0.0022	0.4
	0.75	0.481	0.477	0.472	-0.00390	-0.00555	0.703	1.017	-0.00924	1.25	0.0115	2.4
	0.937	0.402	0.398	0.394	-0.00324	-0.00440	0.737	0.879	-0.00911	1.25	0.0114	2.9
$Q$	0.337	0.102	0.102	0.103	0.00044	0.00062	0.708	0.998	0.00106	1.25	0.0013	1.3
	0.518	0.100	0.099	0.099	-0.00039	-0.00056	0.704	1.014	-0.00093	1.25	0.0012	1.2
	0.75	0.096	0.095	0.094	-0.00064	-0.00086	0.742	0.859	-0.00183	1.25	0.0023	2.4
	0.937	0.091	0.090	0.090	-0.00099	-0.00032	3.119	-3.282	0.00145	1.25	0.0018	2.0

同时考察数值计算结果与试验结果的比对，表 5 给出了准定常计算结果和试验值的对比结果。可以看到计算结果基本低于试验值，比较误差在 6% 以内，且设计工况附近计算的比较误差较小。

表 5 准定常计算值与试验值比较

$J$	网格	计算值 $S$		试验值 $D$		比较误差 $E=(D-S)/D(\%)$	
		推力 $T/N$	扭矩 $Q/Nm$	推力 $T/N$	扭矩 $Q/Nm$	$T$	$Q$
0.337	G1	1192.3	55.6			5.45	5.5
0.337	G2	1193.5	55.9	1261.0	58.9	5.35	5.1
0.337	G3	1195	56.2			5.23	4.5
0.518	G1	1068	54.3			5.50	4.9
0.518	G2	1066.6	54.1	1130.2	57.1	5.63	5.3
0.518	G3	1064.6	53.8			5.80	5.8
0.75	G1	875.6	52.2			2.75	4.5
0.75	G2	868.5	51.9	900.4	54.7	3.54	5.1
0.75	G3	858.4	51.4			4.66	6.0
0.937	G1	730.4	49.7			-1.63	2.8
0.937	G2	724.5	49.1	718.7	51.1	-0.81	3.9
0.937	G3	716.5	49.0			-0.31	4.2

## 参 考 文 献

- 1 ITTC. Uncertainty Analysis in CFD, Guidelines for RANS Codes. ITTC-Recommended Procedures and Guidelines, 7.5-03-01-02. In Proceedings of the International Towing Tank Conference, Seoul, Korea; Shanghai, China, 5-11 September 1999.
- 2 ITTC. Uncertainty analysis in CFD, uncertainty assessment methodology. ITTC-Quality Manual, 4.9-04-01-01. In Proceedings of the International Towing Tank Conference, Shanghai, China, 5-11 September 1999.
- 3 Stern F, Wilson R V, Coleman H.W., et al. Verification and Validation of CFD Simulations; Report No. 407; Iowa Institute of Hydraulic Research: Iowa City, IA, USA, 1999.
- 4 Coleman H.W., Stern, F. Uncertainties and CFD Code Validation. J. Fluids Eng. 1997, 119:795-803.
- 5 ITTC. Uncertainty analysis in CFD, uncertainty assessment methodology and Procedures. ITTC-Quality Manual, 7.5-03-01-01. In Proceedings of the International Towing Tank Conference, Venice, Italy, 8-14 September 2002.
- 6 Roache P J. Verification of codes and calculations. AIAA J. 1998, 36: 696-702.
- 7 ITTC. Uncertainty Analysis in CFD, Verification and Validation Methodology and Procedures. ITTC-Recommended Procedures and Guidelines, 7.5-03-01-01. In Proceedings of the International Towing

- Tank Conference, Wuxi, China, 18 September 2017.
- 8 Eça L.; Vaz G, Hoekstra, M. Code verification, solution verification and validation in RANS solvers. In Proceedings of the ASME 2010 29th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, Shanghai, China, 6–11 June 2010: 597–605.
  - 9 Larsson L., Stern F., Visonneau, M. Numerical Ship Hydrodynamics: An Assessment of the 6th Gothenburg 2010 Workshop; Springer Science and Business Media: Berlin, Germany, 2013.

## **Numerical simulation and uncertainty analysis of hydrodynamic performance of pump-jet propulsion**

SUN Ming-yu, DONG Xiao-qian, YANG Chen-jun

(State Key Laboratory of Ocean Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai, 200240)

**Abstract:** The pump-jet propeller has the advantages of low radiation noise and high critical speed, and has received increasing attention in the field of low noise propulsion. Accurately predicting the hydrodynamic performance of pump-jet propulsion is an important basis for design. In this paper, Reynolds-averaged Navier–Stokes simulations of a pump-jet propeller are carried out at model scale, and the numerical uncertainties are analyzed mainly according to the procedure recommended by the 28th International Towing Tank Conference. The calculation results were compared with the model test results of the Shanghai Jiao Tong University. The SST  $k-\omega$  two-equation model is adopted for turbulence closure, and the flow in viscous sub-layer is resolved. For a pump-jet propeller consisting of a 5-bladed rotor and a 7-bladed stator, the uncertainty analysis is conducted by using three sets of successively refined grids and time steps. The numerical uncertainty obtained by the verification is below 3%, and the comparison error with the experimental data does not exceed 6%.

**Key words:** Pump jet propeller; RANS; Uncertainty analysis.