

斜流作用下螺旋桨敞水特性和流场特性 数值分析

李良田¹, 林翔², 张立¹, 刘辉^{2*}, 徐海军¹, 周波²

(1. 交通运输部上海打捞局, 上海 200090; 2. 大连理工大学 船舶工程学院, 辽宁大连 116024)

摘要: [目的]为了探究不同来流角度下螺旋桨的敞水特性与流场特性, [方法]采用非稳态雷诺时均纳维-斯托克斯 (URANS) 方法结合滑移网格技术, 建立螺旋桨水动力数值模型, 并通过网格无关性验证与试验验证确保数值方法的精确性与可靠性。[结果]研究表明:在轴向速度不变的条件下, 横向流入可提升螺旋桨的推力与转矩, 并有助于提高推进效率;斜流作用下螺旋桨流流场更稀疏, 其消散过程中流线密集区与稀疏区呈周期性分布;斜流还会使流场涡量与螺旋桨表面压力分布不对称, 导致螺旋桨承受倾斜的力与力矩, 对螺旋桨及桨轴结构强度提出更高要求, 并在桨轴右侧与轮毂核心区诱发环形回流。[结论]研究成果为斜流条件下螺旋桨水动力特性分析与结构优化设计提供科学依据。

关键词: 螺旋桨流场; 斜流; 敞水特性; 流动特性; 数值模拟

中图分类号: U661.1 **文献标志码:** A **【DOI】** 10.13788/j.cnki.cbge.2026.05.03

Numerical Analysis on Open-Water and Flow Characteristics of Propellers Under Oblique Flow Conditions

LI Gentian¹, LIN Xiang², ZHANG Li¹, LIU Hui^{2*},
XU Haijun¹, ZHOU Bo²

(1. Shanghai Salvage Bureau Ministry of Transport, Shanghai 200090, China; 2. School of Naval Architecture and Ocean Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, Liaoning, China)

Abstract: [Purpose] In order to explore the open water characteristics and flow field characteristics of the propeller under different inflow angles, [Method] the unsteady reynolds-averaged Navier-Stokes (URANS) method combined with the sliding mesh technique is adopted to establish a numerical model of the propeller hydrodynamics, and the accuracy and reliability of the numerical method are ensured through mesh independence verification and experimental verification. [Result] The research shows that under the condition of constant axial velocity, the lateral inflow can increase the thrust and torque of the propeller and help improve the propulsion efficiency; under the oblique flow, the wake flow lines of the propeller are more sparse, and the dense and sparse areas of the flow lines are periodically distributed during the dissipation process; the oblique flow also makes the flow field vorticity and the pressure distribution on the propeller surface asymmetric, causing the propeller to bear inclined forces and moments, which puts forward higher requirements for the structural strength of the propeller and the shaft, and induces a ring-shaped recirculation on the right side of the shaft and the core area of the hub. [Conclusion] The research results provide a scientific basis for the analysis of the hydrodynamic characteristics and structural

收稿日期: 2025-07-23; 修回日期: 2025-11-18

基金项目: 国家重点研发计划 (2024YFE0101200)

作者简介: 李良田 (1979—), 男, 硕士、高级工程师。研究方向: 船舶与海洋工程装备及水动力学研究等。

通信作者: 刘辉 (1995—), 男, 博士、助理研究员。研究方向: 船舶与海洋工程水动力学和计算流体动力学数值方法研究等。E-mail: huiliu@dlut.edu.cn。

optimization design of the propeller under oblique flow conditions.

Key words: propeller wake flow field; oblique flow; open-water characteristics; flow characteristics; numerical simulation

0 引言

面对全球气候变化带来的严峻挑战，尤其是全球变暖对海洋生态系统与全球经济活动造成的深远影响，作为负责全球航运安全与环境保护的权威机构，国际海事组织（International Maritime Organization, IMO）积极推出一系列创新措施以降低航运业的碳排放。螺旋桨是当前最常用的船舶推进装置，其性能与船舶设计及运行条件密切相关。船舶能效设计指数（Energy Efficiency Design Index, EEDI）的提出，限制了发动机装载功率与规模。这一转变不仅给传统船舶设计行业和制造行业带来巨大挑战，也对船用螺旋桨性能的精准预测提出了更高要求。在螺旋桨相关研究中，敞水特性是重点研究内容之一，对螺旋桨的设计、优化及水动力性能预测均具有重要意义。敞水性能曲线的直接计算，须获取均匀流中螺旋桨在不同进速系数下的推力系数 K_T 、转矩系数 K_Q 和效率 η_0 等关键参数^[1]。

目前，螺旋桨敞水性能研究主要采用计算流体力学（Computational Fluid Dynamics, CFD）与试验流体力学（Experimental Fluid Dynamics, EFD）2类方法。EFD方法主要通过制作特定缩尺比的螺旋桨模型，在敞水箱、拖曳水池和循环水槽试验装置中开展敞水性能试验；CFD方法则基于流体力学方程、通过编程算法对螺旋桨敞水性能进行模拟仿真。随着计算机技术的发展，越来越多的学者采用CFD方法进行螺旋桨仿真模拟^[2-7]。GRLJ等^[8]利用CFD方法研究敞水条件下螺旋桨性能的尺度效应，结果表明尺度效应对螺旋桨敞水特征影响显著，而在模型尺度数值模拟中应用过渡模型可明显降低尺度效应。BALTAZAR等^[9]采用非稳态雷诺时均纳维-斯托克斯（Unsteady Reynolds Averaged Navier-Stokes, URANS）求解器预测了不同雷诺数下螺旋桨的敞水水动力性能，结果表明随着雷诺数的增大，螺旋桨推力升高、扭矩降低。KAEWKHIW等^[10]和徐野等^[11]基于CFD方法分别研究了敞水螺旋桨的定常与非定常水动力性能，并针对误差来源提出改进措施。冀楠等^[12]采用CFD耦合FEM的双向流固耦合（Fluid-Structure Interaction, FSI）算法，分析弹性螺旋桨水动力特性、结构响应和激振力的尺度效应。邹磊等^[13]基于标准 $k-\varepsilon$ 模型、剪切应力传输SST $k-\omega$ 模型和改进延迟分离涡模拟（Improved Delayed Detached Eddy Simulation, IDDES）模型3种湍流模型，计算了不同进速系数下螺旋桨的敞水性能。DUBBIOSO等^[14]评估了基于URANS方程的数值代

码在非设计条件下螺旋桨性能研究中的适用性。

本文在系统梳理现有研究成果的基础上发现，尽管诸多学者已对螺旋桨常规水动力性能开展了广泛研究并取得重要成果，但针对斜流工况下螺旋桨水动力特性的研究仍存在明显不足，尤其在斜流引发的复杂多物理场耦合效应、涡系结构与舰流流线的非定常演化机制等方面，尚缺乏系统深入的揭示。因此，本文基于CFD方法，采用URANS方程，对螺旋桨在 0° 及 $\pm 45^\circ$ 斜流工况下的敞水性能进行数值模拟，系统探究斜流对螺旋桨水动力性能与流场结构的影响。研究中首先进行网格无关性验证，并将螺旋桨敞水性能的数值模拟结果与*Numerical Ship Hydrodynamics*中的公开试验数据^[15]进行定量对比，确保数值方法的可靠性。在此基础上，开展斜流条件下螺旋桨的数值仿真并进行深入分析。仿真结果清晰揭示了斜流中螺旋桨涡系结构的演化规律与舰流流线的非定性特征，阐明了斜流会导致螺旋桨表面压力分布不对称，进而产生显著的横向力与倾覆力矩，对螺旋桨及桨轴的结构强度提出了更高要求。

1 数值方法

本文采用STAR-CCM+软件进行数值仿真模拟，该软件以连续介质力学数值技术为核心，采用先进的软件开发技术，具有较高的计算精度和广泛的适用范围，已成为流体分析领域的重要求解器。STAR-CCM+基于有限体积法（Finite Volume Method, FVM），分别采用2阶上游法和2阶中心差分法对对流项和扩散项流进行离散处理。

1.1 控制方程

假定流体为牛顿流体，且不可压缩、互不渗透，流体流动满足连续性方程与动量守恒方程。

连续性方程：

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial (\rho u_i)}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

式中： ρ 为流体密度； x_i 为笛卡尔坐标（ $i=1, 2, 3$ ）； u_i 为笛卡尔坐标系下的速度分量； t 为时间。

动量守恒方程：

$$\frac{\partial (\rho u_i)}{\partial t} + \frac{\partial (\rho u_i u_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} + S \quad (2)$$

式中： P 为流场压力； S 为用户自定义源项； x_j 为笛卡尔坐标， $j=1, 2, 3$ ； u_j 为笛卡尔坐标系下的速度分量； τ_{ij} 为黏性剪切应力，表达式为

$$\tau_{ij} = \mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right) \quad (3)$$

式中: μ 为动力黏度; x_k 为笛卡尔坐标, $k=1, 2, 3$;

$$\delta_{ij} = \begin{cases} 1 & i=j \\ 0 & i \neq j \end{cases} \text{为Kronecker符号。}$$

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j k)}{\partial x_j} = \tau_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \beta^* \rho k \omega + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu + \sigma_k \mu_t) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] \quad (4)$$

式中: u_i 和 u_j 为 x 和 y 方向的速度分量; k 为湍动能; ω 为特定耗散率; $\sigma_k = F_1 \sigma_{k1} + (1-F_1) \sigma_{k2} \omega$ 。

$$\frac{\partial(\rho \omega)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j \omega)}{\partial x_j} = \frac{\gamma}{v_t} \tau_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \beta \rho \omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu + \sigma_\omega \mu_t) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + 2\rho(1-F_1) \sigma_{\omega 2} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \quad (5)$$

式中: $v_t = \mu_t / \rho$ 为湍流涡黏度; $\sigma_\omega = F_1 \sigma_{\omega 1} + (1-F_1) \sigma_{\omega 2}$; $\gamma = F_1 \gamma_1 + (1-F_1) \gamma_2$; $\gamma_1 = \beta_1 / \beta^* - \sigma_{\omega 1} k^2 \sqrt{\beta^*}$; $\gamma_2 = \beta_2 / \beta^* - \sigma_{\omega 2} k^2 \sqrt{\beta^*}$; $\beta = F_1 \beta_1 + (1-F_1) \beta_2$; F_1 为第一混合函数。

$$\begin{cases} \mu_t = \frac{\alpha_1 \rho k}{\max(\alpha_1 \omega \| \Omega \| F_2)} \\ \| \Omega \| = \sqrt{2 \Omega_{ij} \Omega_{ij}} \\ \Omega_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \end{cases} \quad (6)$$

式中: α_1 为SST模型核心经验常数。

该式为SST $k-\omega$ 模型区别于标准 $k-\omega$ 模型的核心改进公式。通过引入涡量幅值 $\| \Omega \|$ 与第二混合函数 F_2 , 对湍流涡黏度设置上限限制, 可有效抑制逆压梯度下边界层流动的过度预测, 精准捕捉螺旋桨叶表边界层分离、梢涡脱落等强非定常流动特征, 大幅提升螺旋桨水动力与流场模拟的精度。

输运方程中的系数可通过混合函数定义:

$$\phi = F_1 \phi_1 + (1-F_1) \phi_2 \quad (7)$$

$$F_1 = \tanh \left\langle \left\{ \min \left[\max \left(\frac{\sqrt{k}}{\beta^* \omega y^*}, \frac{500\nu}{y^* 2\omega} \right), \frac{4\sigma_{\omega 2} \rho k}{CD_{k\omega} y^{*2}} \right] \right\}^4 \right\rangle \quad (8)$$

式中: y^* 为场中距离最近壁面的长度。

$$C_{D,k\omega} = \max \left(2\rho \sigma_{\omega 2} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j}, 10^{-20} \right) \quad (9)$$

$$F_2 = \tanh \left\{ \left[\max \left(\frac{2\sqrt{k}}{\beta^* \omega y^*}, \frac{500\nu}{y^{*2} \omega} \right) \right]^2 \right\} \quad (10)$$

该式是SST $k-\omega$ 模型的核心控制方程之一, 为第二混合函数(边界层切换函数)。SST $k-\omega$ 湍流模型

1.2 湍流模型

处理雷诺应力项须引入湍流模型, 用于封闭RANS方程。MENTER^[16]提出并结合FVM的剪切应力传递SST $k-\omega$ 湍流模型, 在流体力学研究中得到了广泛应用^[17-19]。该湍流模型可准确描述湍流特性, 同时具有较高的计算效率和稳定性。剪切应力传递湍流模型的方程见式(4)和式(5)。

中的常数见表1。

表1 SST $k-\omega$ 湍流模型常数

Tab. 1 Constants of SST $k-\omega$ Turbulence Model

参数	数值
α_1	0.31
β^*	0.09
k	0.41
$\sigma_{\omega 1}$	0.50
$\sigma_{\omega 2}$	0.86
σ_{k1}	0.85
σ_{k2}	1.00
β_1	0.08
β_2	0.08

2 数值模型

2.1 几何模型

本文选取KP505型螺旋桨进行模拟, 其由韩国船舶与海洋工程研究所(Korea Research Institute of Ships & Ocean Engineering, KRISO)设计, 用于KCS搭配。原螺旋桨模型直径为7.9 m, 本文按31.6:1.0的缩尺比进行缩放, 得到的模型直径为0.25 m。KP505型螺旋桨的具体参数见表2。螺旋桨几何模型及斜流角示意图1。图1中: α 为来流攻角, 来流在 x 轴正向和 y 轴正向的分量分别为 $U \cos \alpha$ 和 $U \sin \alpha$ 。

表2 KP505型螺旋桨的主要参数

Tab. 2 Main Parameters of KP505 Propeller

参数	数值	参数	数值
直径 D/mm	250	缩尺比	31.6
叶片数	5	盘面比	0.800 2
螺距比	0.95	旋转方向	右旋

表 2 KP505 型螺旋桨的主要参数 (续)

Tab. 2 Main Parameters of KP505 Propeller (Continued)

参数	数值	参数	数值
倾斜角/ (°)	32	毂径比	0.18
叶剖面	NACA66	桨类型	固定螺距桨 (Fixed Pitch Propeller, FPP)

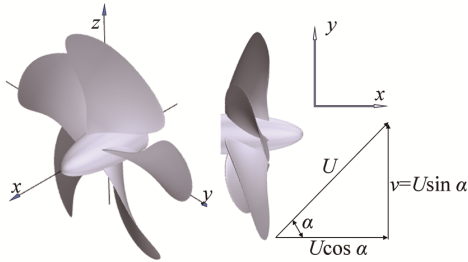


图 1 螺旋桨几何模型及斜流角示意

Fig. 1 Schematic Diagram of Propeller Geometric Model and Angle of Oblique Flow

2.2 网格划分与边界条件

本文采用滑移网格法将计算域划分为旋转域和背景域，其中旋转域为包裹螺旋桨的圆柱形区域；由于研究对象为斜流工况下的螺旋桨水动力性能，背景域选用长方体区域。为实现2个计算域间数据的平稳过渡与传递，在其交界处设置交界面。数值模拟的计算域和边界条件见图2，边界条件设置见表3。

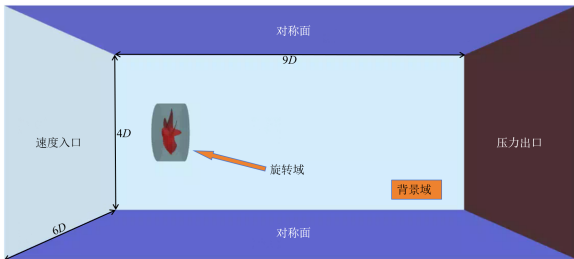


图 2 计算域和边界条件

Fig. 2 Computational Domain and Boundary Conditions

表 3 边界条件设置

Tab. 3 Boundary Condition Setting

位置	名称	含义
前、左、右	速度入口	表示流速已知的管道入口
后	压力出口	施加工作压力的流出条件；此边界压力可视为流体进入环境的静压
上、下	对称边界	表示模拟中对称的虚平面；对于几何和流体均对称的结构，可采用对称平面边界条件缩减计算域范围

STAR-CCM+软件具有强大的网格划分能力，其自动网格生成器可生成复杂网格。

y^+ 常用于描述近壁面边界层的无量纲参数，表达式为

$$y^+ = \frac{\Delta y}{\nu} \sqrt{\frac{\tau_w}{\rho}} \quad (11)$$

式中： Δy 为第一层网格单元中心到壁面的垂直距离； ν 为流体的运动黏性系数； τ_w 为壁面切应力； ρ 为流体密度。

该参数通过将物理壁面距离无量纲化，反映近壁区惯性力与黏性力的相对重要性。在CFD软件应用中，通常基于上述公式定义自定义场函数 (Custom Field Function, CFD)，以便在后处理中直接提取全场或壁面区域的 y^+ 分布结果，从而评估网格划分的合理性。

由于第一层网格尺寸直接影响模拟的准确性，本文在旋转域内采用棱柱层网格生成器，并在螺旋桨壁面附近应用壁面分离法。对于选用的SST $k-\omega$ 湍流模型，螺旋桨周围无量纲壁距 y^+ 值应小于1，共划分为15层网格，总厚度为0.8 mm，螺旋桨吸入面与压力面的 y^+ 见图3。

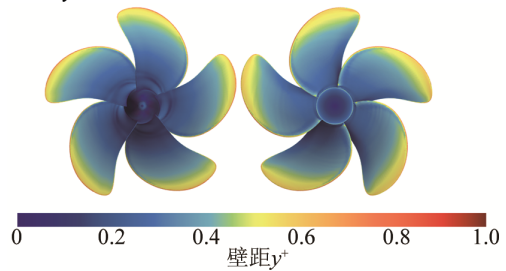


图 3 螺旋桨的无量纲壁距 y^+ (压力面和吸入面)

Fig. 3 Dimensionless Wall Distance y^+ of Propeller (Pressure Surface and Suction Surface)

由图3可知，若 y^+ 值落在特定湍流模型推荐范围内，则网格能有效捕捉边界层的流动特征，从而保证模拟结果的准确性。为更好地捕捉螺旋桨的梢涡与毂涡，在叶梢及轮毂附近的艇流场进行网格加密 (见图4)，整个计算域中共使用4 240 000个网格。



图 4 网格划分及梢涡与毂涡区域的网格加密

Fig. 4 Grid Division and Mesh Densification in Tip Vortex and Hub Vortex Regions

2.3 网格无关性验证

为验证网格划分的准确性, 在进速系数 $J_x=0.7$ 、 $\alpha=0$ 、无 y 向来流的条件下进行无关性验证; 本文的不确定性分析主要集中于网格系统的收敛性分析。网格的收敛性研究应生成精确、几何相似且渐进细化的网格^[20], 由于切割体网格为正六面体, 采用的缩放比为 $\sqrt[3]{2}$ 。研究中计算域的基础网格尺寸设置为0.008 m, 最终得到的3套网格数量分别为269万个、424万个和752万个。本文采用的隐式算法虽然对库朗数(Courant-Friedrichs-Lewy Condition, CFL)的限制相对宽松, 但为进一步提升模拟精度, 本次仿真将时间步长设为0.000 2 s, 对应于螺旋桨每旋转1°所需的时间, C_{FL} 为CFL。此时 $C_{FL}=0.9$, 表达式为

$$C = \frac{u\Delta t}{\Delta x} \quad (12)$$

式中: C 为库朗数; u 为局部流体速度, m/s; Δt 为时间步长, s; Δx 为单元网格尺寸, m。

内迭代次数的选取需避免因迭代次数不足对仿真结果造成不必要的误差, 因此本文将每个时间步长内迭代次数设为15次, 并采用国际拖曳水池会议(International Towing Tank Conference, ITTC)^[21]推荐的方法进行网格无关性验证, 验证参数包括推力系数 K_T 、扭矩系数 K_Q 和螺旋桨的敞水性能效率 η_0 。

$$K_T = \frac{T}{\rho n^2 D^4} \quad (13)$$

$$K_Q = \frac{Q}{\rho n^2 D^5} \quad (14)$$

$$\eta_0 = \frac{J_x K_T}{2\pi K_Q} \quad (15)$$

式(13)~式(15)中: T 为螺旋桨推力; Q 为螺旋桨转矩; n 为螺旋桨旋转速度, $n=14$ r/s; ρ 为流体密度; $J_x=V_A/nD$, V_A 为螺旋桨轴向前进速度, $V_A=U\cos\alpha$ 。

3套网格数据结果与试验数据的对比见表4^[15]。

表4 3套网格数值结果与试验数据的对比

Tab. 4 Comparison Between Numerical Results of Three Sets of Meshes and Experiment

参数	K_T	$10K_Q$	η_0
2.69 M 网格	0.174 9	0.317 4	0.614 0
4.24 M 网格	0.177 4	0.314 5	0.628 6
7.53 M 网格	0.179 8	0.311 7	0.642 7
EFD	0.185	0.311	0.665
误差 1%	-5.45	2.05	-7.67
误差 2%	-4.09	1.13	-5.48
误差 3%	-2.79	0.23	-3.35

根据ITTC相关建议, 本文采用收敛参数 R_i 判断网格是否收敛, 通过中-细 $\varepsilon_{i,21} = \hat{S}_{i,2} - \hat{S}_{i,1}$ 和粗-中 $\varepsilon_{i,32} = \hat{S}_{i,3} - \hat{S}_{i,2}$ 的比值定义收敛比并确定收敛条件。

$$R_i = \frac{\varepsilon_{i,21}}{\varepsilon_{i,32}} \quad (16)$$

式中: $\hat{S}_{i,1}$ 、 $\hat{S}_{i,2}$ 和 $\hat{S}_{i,3}$ 为具有细、中和粗输入参数的解, 用于修正仿真模拟的迭代误差; 网格收敛性计算的3个收敛条件如下: $0 < R_i < 1$ 为单调收敛; $R_i < 0$ 为振荡收敛; $R_i > 1$ 为发散分离。

进速系数 $J_x=0.7$ 时的网格无关性验证见表5。

表5 进速系数 $J_x=0.7$ 时的网格无关性验证

Tab. 5 Verification of Mesh Independence When Advance Coefficient is 0.7

网格量与收敛参数	K_T	$10K_Q$	η_0
269 万	0.174 9	0.317 4	0.614 0
424 万	0.177 4	0.314 5	0.628 6
753 万	0.179 8	0.311 7	0.642 7
R_i	0.944 7	0.968 8	0.971 4

由表4、表5和式(15)可知, 本文网格划分收敛性较好, 呈单调收敛, 且中等网格下计算结果误差较小。综合考虑计算精度与计算成本, 本文选取中等密度网格(424万)进行后续计算。

2.4 数值设置

为保证数值计算的准确性、稳定性与结果的可复现性, 本文对关键计算参数与求解策略进行明确设置。模拟采用基于FVM的隐式非稳态求解器, 湍流模型选用SST $k-\omega$ 模型, 计算中确保壁面第一层网格的无量纲距离 y^+ 小于1, 以满足该模型对近壁区流动解析的严格要求。时间步长设为0.000 2 s, 对应于螺旋桨旋转1°的物理时间, 可将全局CFL值严格控制在1以内, 满足了数值计算的稳定性要求。每个时间步内进行15次迭代, 以保证残差充分收敛。

在空间离散方面, 对流项采用2阶迎风格式精确捕捉流动分离结构; 在压力-速度耦合求解中, 速度亚松弛因子设为0.8, 压力亚松弛因子设为0.2, 均无跃升现象; SST $k-\omega$ 模型的亚松弛因子设为0.8, 同样无跃升现象。所有参数在计算过程中均保持恒定, 确保了求解过程的稳健收敛。计算域的基础网格尺寸为0.008 m, 通过网格无关性验证了其收敛性。此外, 采用滑移网格法时应用高精度插值模型, 有效保证了不同计算域间的数据传递精度与通量守恒。通过对推力系数与扭矩系数的校核可知, 数值预报结果与试验数据的误差低于5%, 验证了本文数值模型的有效性。

3 结果与讨论

3.1 敞水性能试验验证

为验证模拟方法的准确性, 本文对 $\alpha=0$ 、无 y 向来流条件下的KP505型螺旋桨进行敞水性能验证, 试验数据^[15]和数值仿真的螺旋桨敞水性能对比结果

见图5，数值仿真各工作条件下的雷诺数、傅汝德数与相对误差见表6。为覆盖螺旋桨从重载荷(低 J 值)到轻载荷(高 J 值)的典型工作区间， J 取值为0.3、0.5、0.7和0.8，可有效表征螺旋桨在不同载荷下的水动力性能变化规律，涵盖推力、扭矩及效率曲线中的关键特征点。

为保证验证精度与变量唯一性，本节中螺旋桨敞水性能模拟的时间步长及内迭代次数均与网格无关性验证保持一致。由图5可知，仿真结果和试验曲线趋势一致且误差较小，与PAIK^[22]对KP505型螺旋桨敞水性能的验证结果相近，表明本文仿真模拟与试验结果吻合度较高，后续仿真计算均基于该模型开展。

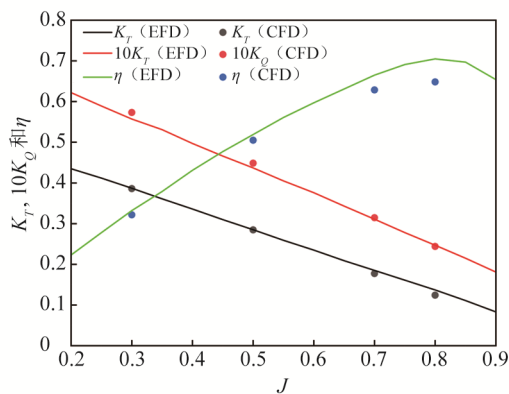


图5 螺旋桨的敞水性能验证

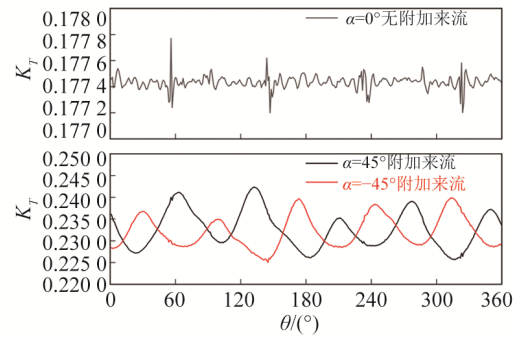
Fig. 5 Verification of Open Water Performance of Propeller

表6 各工作条件下的雷诺数、傅汝德数与试验相对误差
Tab. 6 Reynolds Number, Froude Number and Relative Error of Experiment Under Each Operating Condition

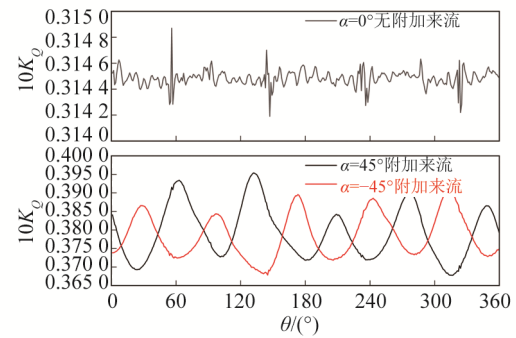
进速系数 J	0.3	0.5	0.7	0.8
傅汝德数 F_r	0.124	0.207	0.290	0.332
雷诺数 $Re/10^5$	7.123	7.238	7.407	7.510
误差 $K_T/\%$	-0.2	-0.1	-4.1	-9.3
误差 $K_Q/\%$	2.9	2.6	1.1	-1.3
误差 $\eta_0/\%$	-3.1	-2.7	-5.5	-8.0

3.2 斜流作用下螺旋桨的敞水特性

保持 $J_s=0.7$ 恒定，即轴向来流不变， y 向来流速度与轴向来流相等。通过改变 y 方向速度的正负调节 α 值，以模拟螺旋桨在附加垂直来流作用下的水动力性能，最终合成来流角度 α 为 45° 、 -45° 及无 y 向来流时的 0° 。当计算达到稳定周期性后，不同工况下螺旋桨旋转一周内推力系数 K_T 和扭矩系数 K_Q 随旋转角度 θ 的变化规律见图6。



(a) 旋转1周 K_T 变化对比



(b) 旋转1周 $10K_Q$ 变化对比

图6 螺旋桨推力系数与扭矩系数的对比

Fig. 6 Comparison of Thrust Coefficient and Torque Coefficient of Propeller

由图6可知，尽管横向来流与螺旋桨前进方向垂直，但仍能提高螺旋桨的推力系数 K_T 和转矩系数 K_Q （正 Y 向来流分别提高31.11%、20.00%和62.00%；负 Y 向来流分别提高30.81%和20.34%），同时使螺旋桨推进效率提升约8.7%；图6中呈现5个正弦波形的波峰、波谷，对应于KP505型五叶螺旋桨，且正 y 向来流的波幅大于负 y 向来流。虽然来流对称，但两者波形并非同频，存在约半个波长的相位差，这与图7中A、C两流场的流线分布所对应的波峰、波谷位置一致。

3.3 螺旋桨流场演化

图7为螺旋桨旋转流线在速度场中的分布特征。流线常微分方程采用4阶龙格-库塔积分求解器求解，相较于欧拉法和2阶龙格-库塔法，该方法具有计算稳定更强、精度更高且计算量适中的优势，可在较小计算量下更好地捕捉流场细节。对比A、B和C3种工况下的流线形态可知，受额外横向来流影响，A、C工况的流线高速区范围较B工况略有扩大，但其密集程度有所下降，呈现稀疏特征；虽然A、C工况流线的旋转速度因 y 向来流略有提升，但其旋转半径提前缩小，流线在远端区更早消散，且末端流线呈对称消散形态。

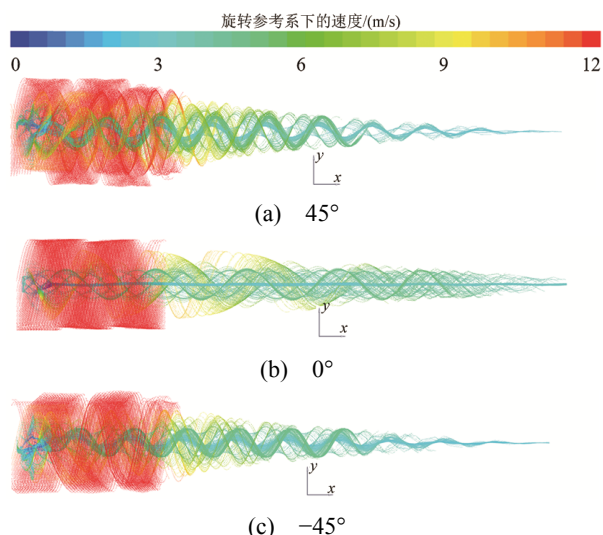


图7 螺旋桨旋转流场流线

Fig. 7 Streamlines of Rotational Flow Field of Propeller

图8为不同工况下螺旋桨 xy 平面内轴向(即 x 方向)涡量场分布。在 A 、 A' 区域,受附加来流作用,螺旋桨艇流的涡量场靠近毂涡区提前出现消散现象,且来流侧梢涡数值大于对侧;在 B 、 B' 区域,螺旋桨周身上与来流方向相反的一侧,涡量场数值明显大于来流侧,且此区域涡量分布更为杂乱。船 Y 向来流影响,图8(a)、图8(c)工况下螺旋桨艇流的涡量整体呈现无序且不均匀分布特征,涡量场相较于图8(b)工况提前消失。

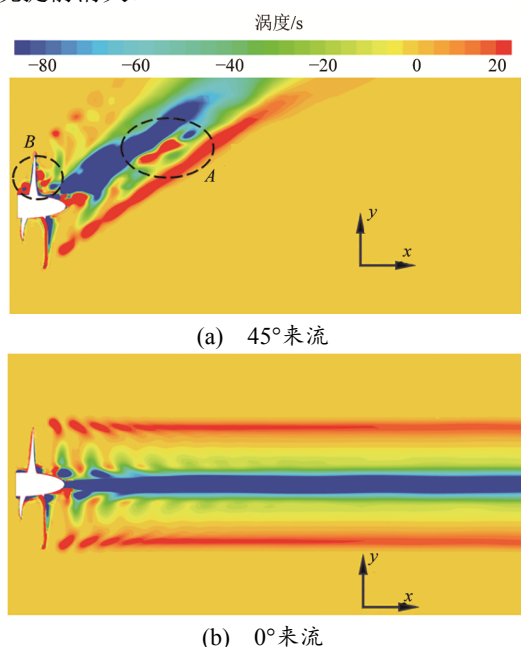


图8 螺旋桨在 xy 平面($z=0$)的轴向(i)涡量场
Fig. 8 Axial Vorticity Field of Propeller on xy Plane ($z=0$)

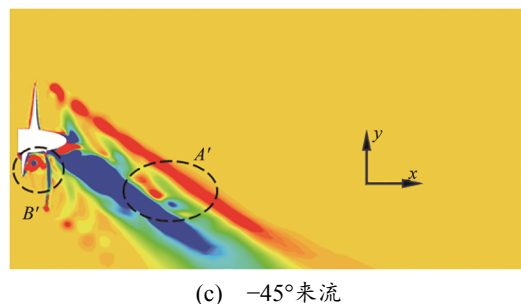


图8 螺旋桨在 xy 平面($z=0$)的轴向(i)涡量场(续)
Fig. 8 Axial Vorticity Field of Propeller on xy Plane ($z=0$) (Continued)

图9呈现了螺旋桨艇流场的分布规律。在 A 区域,与直流工况相比,斜流工况下桨盘面下方区域的轴向速度分布极不均匀,等值线堆积现象显著,而上方区域出现回流现象(见图9(a));受负体积力作用,切向速度大幅减小,形成非对称的速度场结构(以 45° 来流为例, B 处)。漩涡旋转形成强剪切层,导致相邻流体质点速度差异显著,梢涡边缘流速可达主流速的 $1.5\sim 2.0$ 倍。无论直流还是斜流工况,轮毂核心区域(C 处)流速均远低于主流速,而斜流作用下该核心区域形成环形回路,引发回流现象。

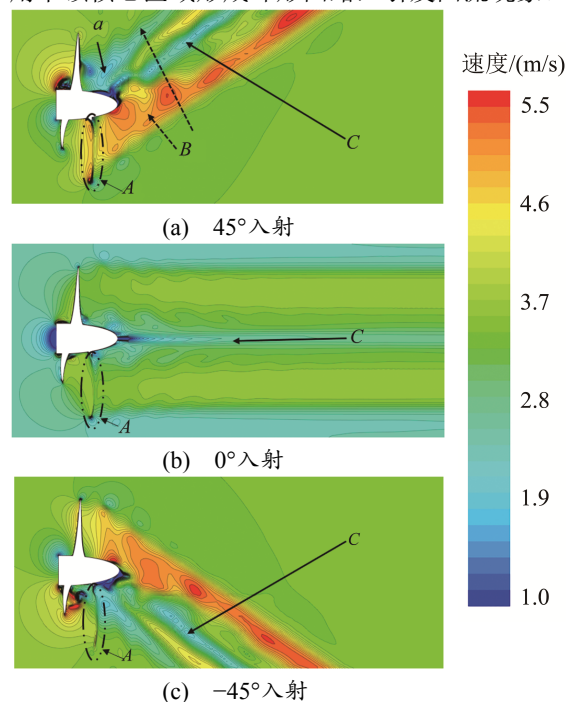


图9 螺旋桨在 xy 平面($z=0$)的速度流场
Fig. 9 Velocity Flow Field of Propeller in XY Plane ($z=0$)

螺旋桨的受力特性与船舶运行安全密切相关,图10为同一时刻下螺旋桨吸入面(a 、 b 、 c)和压力面(a' 、 b' 、 c')在不同工况下的压力分布特征。

结果表明， $\pm 45^\circ$ 来流对螺旋桨结构的压力分布产生显著影响（如A、B区域），叶片表面压力分布极不平衡，高低压力区分界明显，压力值差异较大，

这将产生一定力矩，对螺旋桨叶片强度提出更高要求，同时将对桨轴结构施加较大的法向力与力矩。

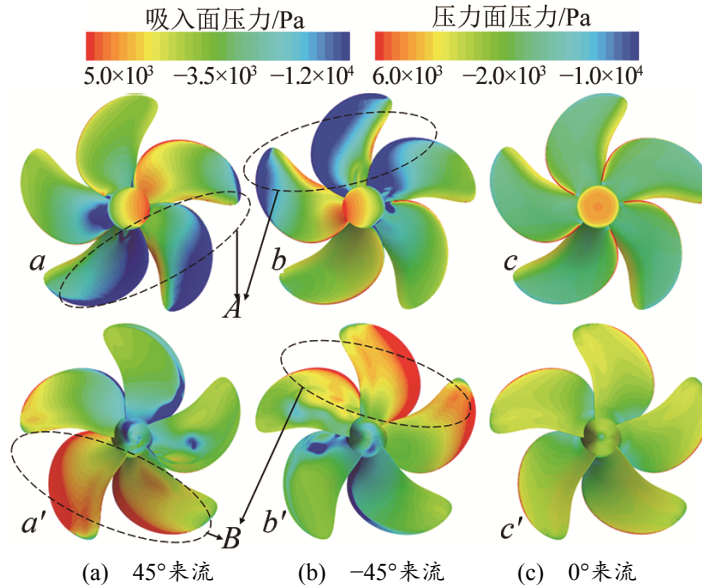


图 10 螺旋桨吸入面和压力面的压力云图

Fig. 10 Pressure Contour Plots of Suction Surface and Pressure Surface of Propeller

4 结论

本文基于URANS方法、滑移网格法及SST $k-\omega$ 湍流模型，开展了斜流作用下螺旋桨性能的数值模拟研究。通过ITTC推荐的无关性验证方法，并结合公开试验数据的定量对比分析，揭示了斜向来流对螺旋桨水动力性能的影响机理及流场演化规律。对比斜流（ $\alpha=\pm 45^\circ$ ）与无横向来流工况，主要得出如下3点结论：

1) 以 K_T 和 $10K_Q$ 作为关键监测参数，相较于无 y 向来流工况， y 轴来流对各参数影响显著，螺旋桨的推力、转矩和推进效率均有所提升，表明 y 轴来流对螺旋桨的推进性能具有正面促进作用。

2) 对流场分析结果显示，相较于无横向来流的 0° 工况，斜流（ $\alpha=\pm 45^\circ$ ）工况下螺旋桨高速区流线更为稀疏，且流线末端消散过程中，其密集区和稀疏区呈对称的周期性分布。涡量场与艇流场速度分布特征表明，斜流作用下螺旋桨艇流场形成回流环路；回流不仅使螺旋桨实际攻角偏离设计值，还造成能量损失，影响推进效率。

3) 螺旋桨面压力分布对比显示，桨叶表面压力分布出现明显恶化，局部低压区范围扩大，导致螺旋桨受到倾斜力和力矩；在非稳态工况下，该作用会对桨轴产生较大的作用力和力矩，由此产生的螺旋桨非对称压力载荷显著提升了桨叶和桨轴的动力学应力幅值，对材料强度与结构抗疲劳设计提出了更高要求。

本文为船舶推进器斜流工况优化提供了理论支撑，对螺旋桨非对称载荷预测、轴系疲劳评估及推进效率提升具有重要的工程指导价值，可有效降低机械损耗风险。研究成果为复杂海况下推进系统的可靠性、耐久性及经济性优化提供了综合数值参考。

参考文献：

- [1] ITTC. Practical Guidelines for Ship Self-Propulsion CFD[C]//27th International Towing Tank Conference Copenhagen. 2014.
- [2] DONG X Q, LI W, YANG C J, et al. RANSE-Based Simulation and Analysis of Scale Effects on Open-Water Performance of the PPTC-II Benchmark Propeller[J]. Journal of Ocean Engineering and Science, 2018, 3(3): 186-204.
- [3] 王宪磊, 贾宝柱, 王晓妍. 基于 CFD 的螺旋桨侧斜分布的影响[J]. 舰船科学技术, 2021, 43(1): 72-77. WANG X L, JIA B Z, WANG X Y. Research on the Influence of Propeller Skew Distribution Based on CFD[J]. Ship Science and Technology, 2021, 43(1): 72-77.
- [4] 孙承亮, 赵江滨. 基于 CFD 的对转螺旋桨水动力性能分析[J]. 舰船科学技术, 2019, 41(2): 36-40. SUN C L, ZHAO J B. Hydrodynamic Performance Analysis of Counter-Rotating Propellers Based on CFD[J]. Ship Science and Technology, 2019, 41(2): 36-40.

- [5] MASOOMI M, MOSAVI A. The One-Way FSI Method Based on RANS-FEM for the Open Water Test of a Marine Propeller at the Different Loading Conditions[J]. *Journal of Marine Science and Engineering*, 2021, 9(4): 351.
- [6] 刘亮, 张宝吉. 基于CFD的船用螺旋桨敞水性能预报[J]. *船舶工程*, 2022, 44(增刊1): 288-293.
LIU L, ZHANG B J. Open Water Performance Prediction of Marine Propeller Based on CFD Method[J]. *Ship Engineering*, 2022, 44(Suppl. 1): 288-293.
- [7] 郭春雨, 张东汗, 王恋舟, 等. 近自由液面螺旋桨吸气数值模拟[J]. *华中科技大学学报(自然科学版)*, 2019, 47(2): 81-86.
GUO C Y, ZHANG D H, WANG L Z, et al. Numerical Simulation of Propeller Ventilation Near the Free Surface[J]. *Journal of Huazhong University of Science and Technology (Nature Science Edition)*, 2019, 47(2): 81-86.
- [8] GRLJ C G, DEGIULI N, FARKAS A, et al. Numerical Study of Scale Effects on Open Water Propeller Performance[J]. *Journal of Marine Science and Engineering*, 2022, 10(8): 1132.
- [9] BALTAZAR J, RIJKEMA D, FALCÃO DE CAMPOS J. Prediction of the Propeller Performance at Different Reynolds Number Regimes with RANS[J]. *Journal of Marine Science and Engineering*, 2021, 9(10): 1115.
- [10] KAEWKHIAW P. CFD Investigation on Steady and Unsteady Performances of Contra-Rotating Propellers[J]. *Journal of Naval Architecture and Marine Engineering*, 2018, 15(2): 91-105.
- [11] 徐野, 熊鹰, 黄政. 螺旋桨定常/非定常水动力性能 CFD 不确定度分析[J]. *海军工程大学学报*, 2019, 31(6): 40-45.
XU Y, XIONG Y, HUANG Z. Uncertainty Analysis of CFD for Steady/Transient Hydrodynamic Performance of Propeller[J]. *Journal of Naval University of Engineering*, 2019, 31(6): 40-45.
- [12] 冀楠, 钱志鹏, 舒麟棹, 等. 基于流固耦合的螺旋桨数值模拟和尺度效应分析[J]. *水动力学研究与进展(A辑)*, 2022, 37(2): 190-198.
JI N, QIAN Z P, SHU L Z, et al. Numerical Simulation of Propeller and Scale Effect Analysis Based on Fluid-Structure Interaction[J]. *Journal of Hydrodynamics (Series A)*, 2022, 37(2): 190-198.
- [13] 邹磊, 田威, 林源, 等. 基于不同湍流模型的螺旋桨水动力特性研究[J]. *船舶工程*, 2023, 45(12): 94-100.
ZOU L, TIAN W, LIN Y, et al. Research on the Hydrodynamic Characteristics of Propellers Based on Different Turbulence Models[J]. *Ship Engineering*, 2023, 45(12): 94-100.
- [14] DUBBIOSO G, MUSCARI R, DI MASCIO A. Analysis of the Performances of a Marine Propeller Operating in Oblique Flow[J]. *Computers & Fluids*, 2013, 75: 86-102.
- [15] ZOU L, LARSSON L. Additional Data for Resistance, Sinkage and Trim[M]. Dordrecht: Springer Netherlands, 2013.
- [16] MENTER F R. Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications[J]. *AIAA Journal*, 1994, 32(8): 1598-1605.
- [17] CHOI J H. Numerical Analysis on Underwater Propeller Noise with Hull-Appendage Effect. Master's Thesis[D]. Republic of Korea: Seoul National University, 2019.
- [18] CHASE N. Simulations of the DARPA Suboff Submarine Including Self-Propulsion with the E1619 Propeller[D]. Iowa State: The University of Iowa, 2012.
- [19] FELICE F D, FELLI F M, LIEFVENDAHL M, et al. Numerical and Experimental Analysis of the Wake Behavior of a Generic Submarine Propeller[C]//First International Symposium on Marine Propulsors. 2009.
- [20] EÇA L, KLAIJ C M, VAZ G, et al. On code Verification of RANS Solvers[J]. *Journal of Computational Physics*, 2016, 310: 418-439.
- [21] ITTC. 1978 ITTC Performance Prediction Method[C]//28th International Towing Tank Conference. 2017.
- [22] PAIK K J. Numerical Study on the Hydrodynamic Characteristics of a Propeller Operating Beneath a Free Surface[J]. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 2017, 9(6): 655-667