文章编号：1007−7294(2026)08−1294−14

基于椭圆混合湍流模型的船舶操纵水动力导数识别及运动预报

段明涛，白　洋，徐海珏，刘军政，秦梦春
（天津大学 水利工程仿真与安全国家重点实验室，天津 300354）

摘要：针对传统湍流模型在船舶操纵运动粘性流场中解析精度不足的问题，本文提出基于椭圆混合 (Elliptic Blending, EB) 湍流模型的水动力导数识别方法，以提升复杂操纵工况下船舶运动预报精度。以 KCS 船为对象，对比 *k-ε* 湍流模型、剪切应力输运 (Shear Stress Transport, SST) *k-ω* 湍流模型及 EB 湍流模型在流动稳定性与涡解析能力上的性能。基于 EB 湍流模型开展斜拖和纯艏摇仿真，识别水动力导数并输入 MMG 模型预报回转运动。EB 湍流模型通过重构雷诺应力输运方程，显著提升近壁区强压力梯度流动解析能力：斜拖运动下精准捕捉舭涡聚集与非对称船艉涡演化；纯艏摇运动中有效表征艏涡强度与自由表面波动的动态耦合；在 35°舵角回转预报中，战术直径与稳定回转直径平均偏差仅为 3.34% 和 1.55%，较 *k-ε* 湍流模型精度最大提升 30% 以上。EB 湍流模型在船舶操纵粘性流场模拟中展现出高保真度，能够精确识别水动力导数并可靠预报操纵运动，为实船航行安全评估提供有效工具。

关键词：船舶操纵性；椭圆混合湍流模型；水动力导数；回转运动预报
中图分类号：U661.33　　**文献标识码：**A　　**doi:** 10.3969/j.issn.1007−7294.2026.08.007

Identification of hydrodynamic derivatives and motion prediction for ship maneuvering based on the elliptic blending turbulence model

DUAN Ming−tao, *BAI Yang*, *XU Hai−jue*, *LIU Jun−zheng*, *QIN Meng−chun*
(State Key Laboratory of Hydraulic Engineering Intelligent Construction and Operation, Tianjin University, Tianjin 300354, China)

Abstract: To address the insufficient analytical accuracy of traditional turbulence models in simulating ship maneuvering flow characteristics, this study proposesd a hydrodynamic derivative identification method based on the Elliptic Blending (EB) turbulence model, aiming to improve the prediction accuracy of ship motion under complex maneuvering conditions. Taking the KCS ship as the object, the performance of the *k-ε* turbulence model, Shear Stress Transport (SST) *k-ω* turbulence model and EB turbulence model was compared in terms of flow stability and vortex-resolving capability. Based on the EB turbulence model, static drift and pure yaw simulations were conducted to identify hydrodynamic derivatives, which were then input into the MMG model to predict turning motions. The EB turbulence model significantly improves the resolution of flow with strong pressure gradients near the wall by reconstructing the Reynolds stress transport

收稿日期：2026−03−02
基金项目：国家自然科学基金资助项目(52201333)；国家重点研发项目(2023YFB2603804)
作者简介：段明涛(2001–)，男，硕士，E-mail: spookmaster@163.com；
白　洋(1997−)，男，博士，通讯作者，E-mail: baiyang97@tju.edu.cn。

equations. It accurately captures the evolution of bilge vortex clusters and asymmetric stern vortices in static drift conditions. In pure yaw motion, it effectively represents the dynamic coupling between vortex intensity and free-surface fluctuations. For the 35° rudder angle turning prediction, the average deviations of tactical diameter and steady turning diameter are only 3.34% and 1.55%, respectively, representing a maximum accuracy improvement of over 30% compared to the k-ε turbulence model. The EB turbulence model demonstrates high fidelity in simulating ship maneuvering flow characteristics, enables accurate identification of hydrodynamic derivatives, provides reliable prediction of maneuvering motions, and offers a reliable tool for the safety assessment of actual ship navigation.

Key words: ship maneuverability; elliptic blending turbulence model; hydrodynamic derivatives; turning motion prediction

0 引　言

船舶操纵运动数值模拟是评估船舶航行性能的重要手段，其核心在于建立高保真度的数学模型与高效的流场求解方法。日本学者提出的 MMG（Maneuvering Modeling Group）分离型数学模型，通过将船体、螺旋桨和舵的水动力特性解耦并考虑相互干扰效应，显著提升了操纵运动预报的物理透明度和工程适用性[1]。该模型经日本船舶海洋工学会标准化后，已成为国际船舶操纵性研究的主流方法，尤其在船舶设计初期性能评估中发挥关键作用。

然而，船舶在实际操纵过程中受到粘性流场复杂性的制约，流体动力参数的精确获取仍需依赖数值模拟与试验相结合。近年来，基于雷诺平均 Navier-Stokes（RANS）方程的求解方法因能有效平衡计算精度与资源消耗，在船舶流体力学领域占据主导地位。该方法通过时均化处理将瞬态湍流脉动转化为稳态或准稳态问题求解，在保留湍流统计特征的前提下显著降低了计算复杂度，为船舶操纵运动提供了可靠的计算框架。

在粘性流场数值模拟中，湍流模型的选取直接影响船体受力预报精度。尤其近壁区流动存在显著各向异性特征，传统高雷诺数模型如标准 k-ε 在处理弯曲分离流时易产生偏差。为克服此局限，混合湍流模型逐渐成为研究热点。SST k-ω 湍流模型通过融合 k-ε 与 k-ω 模型优势，在近壁区采用低雷诺数修正，提升了对边界层分离现象的捕捉能力[2]；而 EB 湍流模型则通过重构雷诺应力输运方程，在强压力梯度工况下表现出更优的涡结构解析性能[3−4]。值得关注的是，不同湍流模型对网格分辨率的敏感性存在差异，因此开展湍流模型比选需同步考虑网格无关性验证，通常采用网格收敛参数量化评估多套渐进加密网格的离散误差[5]。

为此，以 ITTC 推荐的 KCS 集装箱船为对象，针对裸船体开展虚拟拘束数值试验，用于识别 MMG 船体子模型中的水动力导数。本文通过建立空间固定坐标系与船舶固定坐标系的运动框架，对粘性流场进行求解，并对比 k-ε、SST k-ω 及 EB 三种湍流模型的性能，重点考察其流动稳定性及对船体近壁区流动分离与艉涡演化特征的捕捉能力[6−7]。采用三套不同密度的网格开展无关性验证，结合试验数据[8] 确定最优网格方案。在此基础上开展斜拖与纯艏摇仿真，获取船体水动力/力矩数据，进而回归得到船舶操纵性水动力导数。最终将基于 EB 湍流模型仿真获得的水动力导数代入 MMG 模型，预测 KCS 船回转运动轨迹，并与前人基于 SST k-ω、k-ε 湍流模型所得结果[9−10] 进行对比验证。通过高精度湍流模型识别水动力导数，并结合 MMG 模型构建船舶操纵运动预报体系，为复杂流场环境下的船舶操纵安全提供理论支撑。

1 数学模型

1.1 运动坐标系

图 1 展示了所使用的坐标系，由空间固定坐标系 o_e-$x_e y_e z_e$ 与船舶固定坐标系 o-xyz 构成。其中空

间固定坐标系固定于静止水面,用于描述船舶在空间中的绝对运动:x_e轴指向水平方向(取为船舶初始前进方向),y_e轴与x_e轴垂直,位于静水面内(右舷为正),z_e轴垂直向下。船舶固定坐标系固定于船舶上,随船舶运动而移动,用于描述船舶自身的相对运动和受力情况:o点位于船舯,x轴指向船艏,y轴指向右舷,z轴垂直向下。规定从船艉向船艏方向看,横摇角以顺时针方向为正。所有长度量均以垂线间长L_{pp}为基准进行无量纲化(如$x'=x/L_{pp}$);速度以合速度$U=\sqrt{u^2+v_m^2}$为基准无量纲化(如$u'=u/U$)。

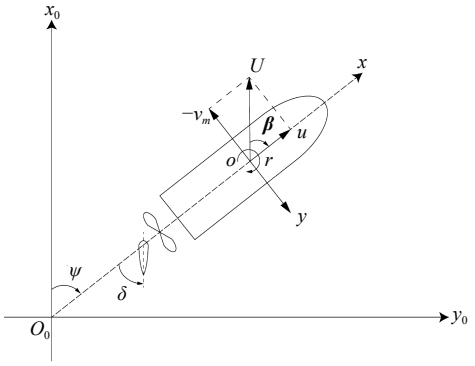


图1 坐标系

Fig.1 Coordinate systems

1.2 MMG操纵运动方程

采用日本拖曳水池委员会提出的MMG分离型数学模型[1],将作用于船舶上的流体动力和力矩按照其物理意义,分离成船体、桨、舵的单独受力及其之间的相互干涉。船舶在水平面上的操纵运动方程为

$$\left.\begin{aligned}&(m+m_x)\dot{u}-(m+m_y)v_m r-x_G m r^2=X_H+X_P+X_R\\&(m+m_y)\dot{v}_m+(m+m_x)ur+x_G m\dot{r}=Y_H+Y_R\\&\left(I_{zG}+x_G^2 m+J_z\right)\dot{r}+x_G m(\dot{v}_m+ur)=N_H+N_R\end{aligned}\right\}\tag{1}$$

式中:m为船体质量;m_x,m_y为船体在x轴和y轴的附加质量;R_0为船体直航的阻力;u为船体的纵向速度;v_m为船体的横向速度;r为水平面内转艏角速度;I_{zG}为船体质量绕z轴转动惯量;J_z为船体绕z轴转动的附加惯性质量;X_H为船体受到的纵向力;X_P为螺旋桨产生的推力;Y_H为船体受到横向力;N_H为船体受到的艏向力矩;X_R,Y_R,N_R为舵产生的水动力和力矩。

船体受力表达式为

$$\left.\begin{aligned}&X_H=(1/2)\rho L_{pp}dU^2X'_H(v'_m,r')\\&Y_H=(1/2)\rho L_{pp}dU^2Y'_H(v'_m,r')\\&N_H=(1/2)\rho L_{pp}^2dU^2N'_H(v'_m,r')\end{aligned}\right\}\tag{2}$$

式中:ρ为流体密度;L_{pp}为船体垂线间长;v'_m表示无量纲横向速度;r'表示无量纲艏摇角速度;X'_H表示为阻力系数R'_0与v'_m和r'的二阶、四阶多项式函数之和。Y'_H和N'_H则表示为v'_m和r'的一阶、三阶多项式函数。

螺旋桨的推力X_P表达式为

$$X_P=(1-t_P)\rho n_P^2D_P^4K_T\tag{3}$$

式中:t_P为推力减额系数;n_P为螺旋桨转速;D_P为螺旋桨直径;K_T为敞水桨推力系数;ρ为密度。

舵力的表达式为

$$\left.\begin{aligned}&X_R=-(1-t_R)(F_N\sin\delta)\\&Y_R=-(1+\alpha_H)(F_N\cos\delta)\\&N_R=-(x_R+\alpha_H x_H)(F_N\cos\delta)+(1-t_R)(y_R F_N\sin\delta)\end{aligned}\right\}\tag{4}$$

式中:t_R为推力减额系数;α_H为船体横向力受到操舵影响的系数;x_H为操舵诱导的船体横向力作用中心到船舶重心的距离;x_R为舵中心的纵向坐标;y_R为舵中心的横向坐标;δ为舵角;F_N为舵的法向力,其表达式为

$$F_N=0.5\rho A_R U_R^2 f_\alpha\sin\alpha_R\tag{5}$$

式中:A_R为舵的面积;f_α为舵的法向力系数;U_R、α_R分别为计入船体、螺旋桨的影响后舵前的有效流速和有效舵角。

$$\left.\begin{aligned} X'_{\mathrm{H}}(v'_m,r') &= -R'_0 + X'_{vv}v'^2_m + X'_{vr}v'_m r' + X'_{rr}r'^2 + X'_{vvvv}v'^4_m \\ Y'_{\mathrm{H}}(v'_m,r') &= Y'_v v'_m + Y'_{\mathrm{R}}r' + Y'_{vvv}v'^3_m + Y'_{vvr}v'^2_m r' + Y'_{vrr}v'_m r'^2 + Y'_{rrr}r'^3 \\ N'_{\mathrm{H}}(v'_m,r') &= N'_v v'_m + N'_{\mathrm{R}}r' + N'_{vvv}v'^3_m + N'_{vvr}v'^2_m r' + N'_{vrr}v'_m r'^2 + N'_{rrr}r'^3 \end{aligned}\right\} \tag{6}$$

式中: X'_{vv}, X'_{vr}, X'_{rr}, X'_{vvvv}, Y'_v, Y'_{R}, Y'_{vvv}, Y'_{vvr}, Y'_{vrr}, Y'_{rrr}, N'_v, N'_{R}, N'_{vvv}, N'_{vvr}, N'_{vrr}, N'_{rrr}为水动力导数。

2 数值方法与模型

2.1 控制方程与湍流模型

通过对船舶受到的水动力进行模拟, 数值求解粘性流场中的 Navier-Stokes 方程。粘性流动的控制方程包括连续性方程和动量方程(RANS 方程), 其中湍流模型用于封闭雷诺应力项。控制方程为[11]

连续性方程

$$\frac{\partial \overline{u}_i}{\partial x_i} = 0 \tag{7}$$

式中: $\overline{u}_i$为速度分量的时均值(i=1, 2, 3 分别对应 x, y, z 方向); x_i为空间坐标(i=1, 2, 3 分别对应 x, y, z 方向)。

动量方程(RANS 方程)

$$\frac{\partial \overline{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial(\overline{u}_i\overline{u}_j)}{\partial x_i} = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial \overline{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\nu\frac{\partial \overline{u}_i}{\partial x_j} - \overline{u'_i u'_j}\right) + S_i \tag{8}$$

式中: $\overline{u}_i$与$\overline{u}_j$为速度分量的时均值; x_i与x_j为空间坐标; t为时间; u'_i与u'_j为速度分量的脉动值; $\overline{p}$为时均压力; ν为流体运动粘滞系数; S_i为源项。

对粘性流动的连续性方程求解时需采用合适的数学模型, 即湍流模型。选择 k-ε、SST k-ω 与 EB 三种湍流模型进行系统比选, 主要基于以下考虑: 一方面 k-ε 湍流模型作为经典的高雷诺数双方程模型, 在船舶流体力学中应用广泛, 但其基于各向同性涡粘性假设, 在强压力梯度与流动分离区易产生误差, 可作为性能对比的基准模型; 另一方面, SST k-ω 湍流模型通过融合 k-ε 与 k-ω 优势并引入低雷诺数修正, 显著提高了边界层与分离流的预测精度, 是当前船舶 CFD 中常用的高级涡粘模型; 而 EB 湍流模型进一步放弃了涡粘性假设, 直接求解雷诺应力输运方程并引入椭圆混合函数, 理论上能更真实地刻画近壁各向异性湍流与复杂涡结构, 但其在船舶操纵运动粘性流场中的性能尚未充分验证。因此, 通过三者对比, 可系统评估湍流模型对操纵水动力导数识别与运动预报的影响, 为高精度水动力导数识别提供模型选择依据。

(1) SST k-ω 湍流模型表达式为[8]

$$\frac{\partial k}{\partial t} + \frac{\partial(ku_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\nu + \frac{\nu_{\mathrm{t}}}{\sigma_k}\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right] + G_k - Y_k \tag{9}$$

$$\frac{\partial \omega}{\partial t} + \frac{\partial(\omega u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\nu + \frac{\nu_{\mathrm{t}}}{\sigma_\omega}\right)\frac{\partial \omega}{\partial x_j}\right] + G_\omega - Y_\omega + D_\omega \tag{10}$$

式中: k 为湍动能; ω 为单位湍动能耗散率; σ_k、σ_ω分别为 k 和 ω 的湍流普朗特数; ν_{t}为湍流涡粘度; G_k, G_ω分别为平均速度梯度下的 k 和 ω 的衍生项; Y_k、Y_ω分别为 k 和 ω 的耗散项; D_ω为正交发散项。

(2) k-ε 湍流模型表达式为[9]

$$\frac{\partial k}{\partial t} + \frac{\partial(ku_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\nu + \frac{\nu_{\mathrm{t}}}{\sigma_k}\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right] + G_k + G_{\mathrm{b}} - \varepsilon - Y_{\mathrm{M}} \tag{11}$$

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \frac{\partial(\varepsilon u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\nu + \frac{\nu_{\mathrm{t}}}{\sigma_\varepsilon}\right)\frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j}\right] + C_1\overline{S}\varepsilon - \frac{C_2\varepsilon^2}{k + \sqrt{\nu\varepsilon}} + \frac{C_{\varepsilon 1}C_{\varepsilon 3}G_b\varepsilon}{k} \tag{12}$$

式中: ε 为湍动能耗散; G_{b}为浮力引起的湍动能衍生项; Y_{M}为可压缩湍流扩散产生的波动; $\overline{S}$为平均应变率; C_1, C_2, σ_k, σ_ε, $C_{\varepsilon 1}$, $C_{\varepsilon 3}$均为常数。

(3)椭圆混合(EB)湍流模型表达式为[4]

直角坐标系下雷诺应力的输运方程为

$$\frac{\partial \overline{u_i' u_j'}}{\partial t} + C_{ij} = D_{ij}^{\mathrm{v}} + D_{ij}^{\mathrm{t}} + \phi_{ij} + P_{ij} - \varepsilon_{ij} \tag{13}$$

式中: C_{ij}是对流项; P_{ij}是生成项; ϕ_{ij}是再分配项; ε_{ij}是耗散项; D_{ij}^{v}是粘性扩散项; D_{ij}^{t}是湍流扩散项。

对于ϕ_{ij}, 椭圆雷诺应力湍流模型修改为

$$\phi_{ij} = (1-k\alpha)\phi_{ij}^{\mathrm{w}} + k\alpha\phi_{ij}^{\mathrm{h}} \tag{14}$$

式中: k 为湍动能; 上标w表示壁面上的边界值; 上标h表示远离壁面的空间值; α 为混合函数, 由如下方程计算得到

$$\alpha - L^2\nabla^2\alpha = \frac{1}{\varepsilon T} \tag{15}$$

式中: ε 为湍动能耗散; T 为时间尺度, 由如下方程计算得到

$$T = \max\left(\frac{k}{\varepsilon}, C_{\mathrm{T}}\left(\frac{\nu}{\varepsilon}\right)^{1/2}\right) \tag{16}$$

式中: C_{T}为常数, 取 6.0; L 为空间尺度, 由如下方程计算得到

$$L = C_{\mathrm{L}}\max\left(\frac{k^{3/2}}{\varepsilon}, C_{\eta}\frac{\nu^{3/4}}{\varepsilon^{1/4}}\right) \tag{17}$$

式中: C_{L}为常数, 取 0.45; C_{η}为常数, 取 80.0。

2.2 几何模型

图 2 给出了 KCS 船舶模型。表 1 为全尺寸 KCS 与缩尺 KCS 船模的主要参数, KCS 缩尺比率为 31.599。KCS 全尺寸设计最高航速为 24 节。在傅汝德数等于 0.26 情况下进行模拟。

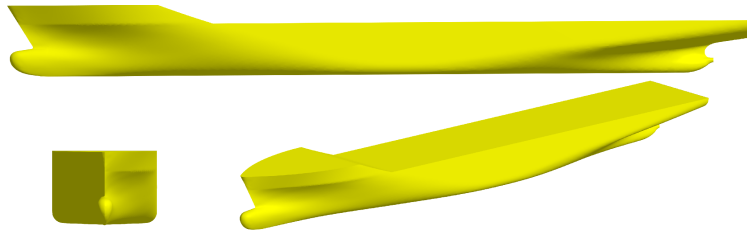


图 2 船舶模型

Fig.2 Ship model

表 1 船舶参数

Tab.1 Principal particulars of ships

	全尺寸KCS	KCS船模		全尺寸KCS	KCS船模
垂线间长L_{pp}/m	230	7.279	方形系数C_{b}	0.651	0.651
型宽B/m	32.2	1.019	船舵面积S/m^2	115	0.115
吃水d/m	10.8	0.342	船舵转向速率/(deg·s^{-1})	2.32	13.0
排水体积▽/m^3	52 030	1.649	螺旋桨直径D_{p}/m	7.9	0.250

虚拟拘束数值试验仅对裸船体开展, 用以识别 MMG 船体子模型中的水动力导数; 螺旋桨与舵的流体动力未在 CFD 中直接求解。回转运动预测阶段采用 MMG 标准方法的完整分离框架, 将总力分解为船体、螺旋桨与舵的贡献[12]; 其中螺旋桨敞水域特性及舵的几何参数与模型系数取自本文回转模拟采用的公开数据[7,13]。

设计工况如下表 2 所示。

表 2 设计工况

Tab.2 Test conditions

	漂角	r_0'
斜拖	3°, 6°, 9°, 12°, 15°, 18°	–
纯艏摇	–	0.2, 0.4, 0.6, 0.8

2.3 计算域与求解设置

图 3 展示了所使用的计算域[14]。其中船舯距入口 1.5 倍 L_{pp}, 距出口 3 倍 L_{pp}, 距顶部 1 倍 L_{pp}, 距离底部 2 倍 L_{pp}, 距离侧面 2 倍 L_{pp}。计算域入口、左右两侧、顶部与底部均设置为速度入口, 出口设置为压力出口[15]。

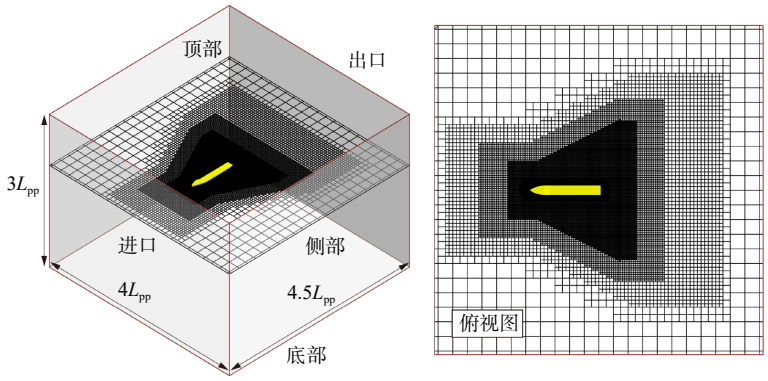


图 3 计算域

Fig.3 Computation domain

3 数值方法验证与确认

为确保仿真结果准确高效, 需要对求解设置进行研究并将仿真结果与试验结果[8] 对比。

3.1 网格收敛性分析

为评估网格误差影响, 采用粗、中、细三套密度渐进网格进行 $\beta=18°$时的斜拖仿真。采用 ITTC 推荐的 Stern 方法[16], 通过收敛性参数 R 来判断结果的稳定性, 公式为

$$R=\frac{\varepsilon_{21}}{\varepsilon_{32}}=\frac{S_2-S_1}{S_3-S_2} \tag{18}$$

式中: R 为收敛比; ε_{21}为中到细密度下的网格计算结果差值; ε_{32}为粗到中密度下的网格计算结果差值; S_1、S_2与S_3分别为细中粗网格下的计算结果。当 $0<R<1$ 时, 结果一致收敛。

如表 3 所示, 收敛比 R 均满足 $0<R<1$, 三种密度网格计算结果一致收敛。由图 4 可知经过无量纲化后不同密度网格计算得出的力与力矩与试验值吻合效果良好。综合计算效率与精度, 选定中密度网格为后续分析基础。

表 3 三种网格收敛分析

Tab.3 Convergence analysis of three kinds of grid

	细网格计算值	中网格计算值	粗网格计算值	试验值	收敛率R
网格数	9.6×10^6	4.3×10^6	2.5×10^6	–	–
X'	−0.0173	−0.0172	−0.0172	−0.017	0.857
Y'	0.1265	0.1251	0.1236	0.124	0.933
N'	0.0520	0.0500	0.0476	0.049	0.833

3.2 湍流模型性能确认

通过直航运动仿真可直观展现不同湍流模型在流动稳定性上的差异。图 5 对比了 k-ε 湍流模型、SST k-ω 湍流模型与 EB 湍流模型在 KCS 船模直航 CFD 模拟中自由表面附近的涡粘度场分布。其中, EB 湍流模型展现出最优异的性能, 其涡粘度场在自由表面附近呈现有序分布, 消除了大部分 k-ε 湍流模型的发散问题, 使涡粘度分布与流动拓扑高度吻合。这一优势源于 EB 湍流模型的核心机制: 采用椭圆混合方法, 通过求解单一标量函数的椭圆方程, 实现了从近壁到远场行为的平滑过渡, 大幅减少了传

统雷诺应力模型的方程数量(从 6 个降至 1 个),同时保留了满足近壁平衡条件和各向异性湍流物理约束的能力。相比之下,k-ε 湍流模型在自由表面附近表现出显著的涡粘度发散现象,尤其在船艉与自由表面交界处出现异常高值区域,这种不规则波动暴露了该模型的根本局限。尽管该模型通过动态调整系数改进了标准 k-ε 湍流模型以处理负应力问题,但 RANS 框架的时均化本质导致其无法充分捕捉湍流脉动和小尺度涡旋,在高应变率区域(如自由表面相互作用带)易产生数值不稳定[15]。SST k-ω 湍流模型虽通过混合 k-ω 和 k-ε 方程改善了 k-ε 湍流的缺陷,在边界层内使用 k-ω 湍流模型避免自由流敏感性,并在船艉区域提供更均匀的梯度变化,但其依赖 Boussinesq 涡粘度近似,在强剪切层(如船艉涡脱落区)仍出现局部波动,反映了该模型对复杂涡结构的解析不足[17−18]。EB 湍流模型的优越性在涡-自由表面相互作用量化中更为突出:自由表面湍流涉及毛细-重力波与下方涡结构的非线性耦合,传统模型因忽略各向异性压力-应变效应而低估表面波动与涡旋的关联性[19−21];而 EB 湍流模型通过直接求解雷诺应力传输方程,准确描述了湍动能各向异性分量,从而在船艉涡脱落等强非平衡流动中实现稳定预测。

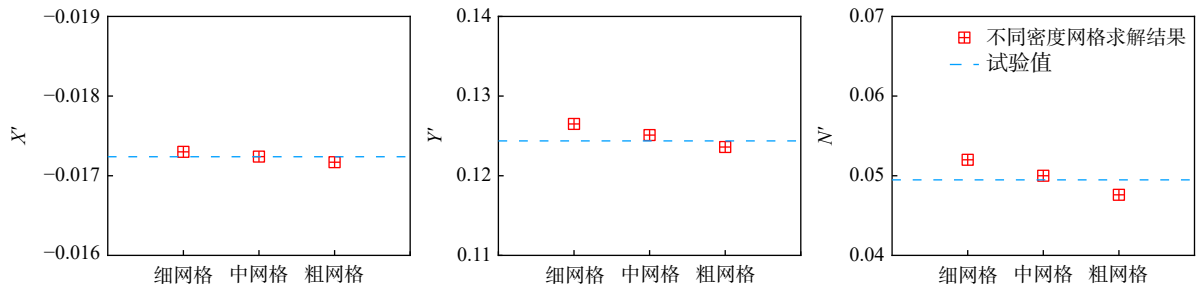


图 4 β=18°斜拖仿真时三种密度网格求解结果与试验值的对比

Fig.4 Comparison between solutions with different mesh densities and experimental data at β=18° static drift simulation

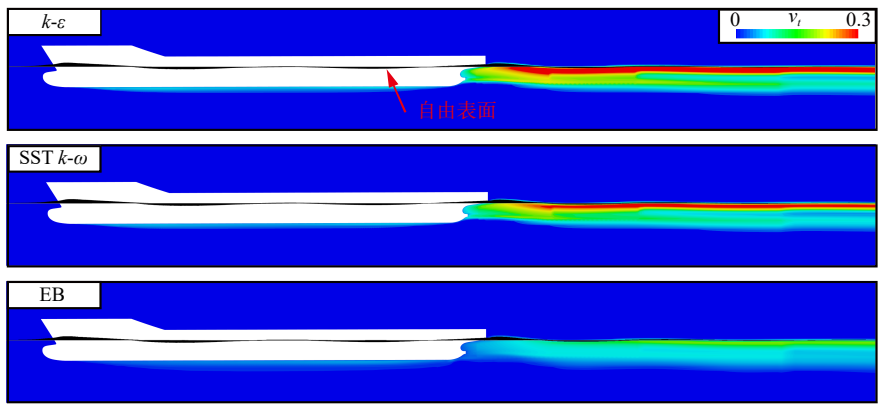


图 5 湍流涡粘度

Fig.5 Eddy viscosity

通过对比三种湍流模型在 β=18°时斜拖仿真的力与力矩结果,如下图 6 所示,可见 EB 湍流模型下的模拟结果在力与力矩上更贴近试验值,体现了其在 CFD 模拟中的优越性能,因此选择 EB 模型作为后续模拟方案,其高物理保真度[22] 为船舶阻力预测优化及安全航行提供了可靠手段。

3.3 流场特征确认

通过斜拖运动仿真可以直观展现不同湍流模型在涡结构解析能力上的差异。

将中密度网格与 EB 湍流模型组合应用于 β=18°的 KCS 斜拖仿真,图 7 揭示了 KCS 船模在 18°斜拖工况下轴向涡量场的复杂涡结构演化特征。船体舭部区域呈现显著的涡聚集现象,其分布形态直接反映了斜航状态下流动分离的动力学机制:在船艏入射侧,漂移运动诱导的停滞点触发了多级涡系的生成,其中主船艏涡与若干次级船艏涡共同构成轴向涡量场的核心结构,这些涡量场呈现高涡量强度区域

的带状分布[23]。值得注意的是，尽管船体导边设计尖锐，但该位置诱导的涡结构强度显著弱于舭涡及船艉涡系，表明几何特征并非涡强度的主导因素。沿船底向艉流场延伸，清晰的分离线标识了舭涡的演化路径，该涡系在名义桨区前缘与船艉涡相互作用，形成非对称的涡对结构——这种不对称性源于斜拖工况下船体两侧压力梯度的显著差异。EB 湍流模型通过其近壁各向异性解析能力，精确捕捉了船体边界层内涡量的三维输运过程：椭圆混合函数有效协调了近壁区耗散与准各向同性湍流的能量传递，使模型无需依赖壁面距离参数即可表征舭涡分离线处的强剪切效应[24]。涡量场可视化进一步显示，高涡量区域空间分布与舭部曲率突变位置高度吻合，印证了流动分离与几何不连续性的内在关联。相较传统涡粘性模型，EB 湍流模型对雷诺应力各向异性的封闭求解显著提升了涡核的预测精度，尤其在大梯度涡量区域（如舭涡与船艉涡交汇处）避免了涡结构的过度扩散。

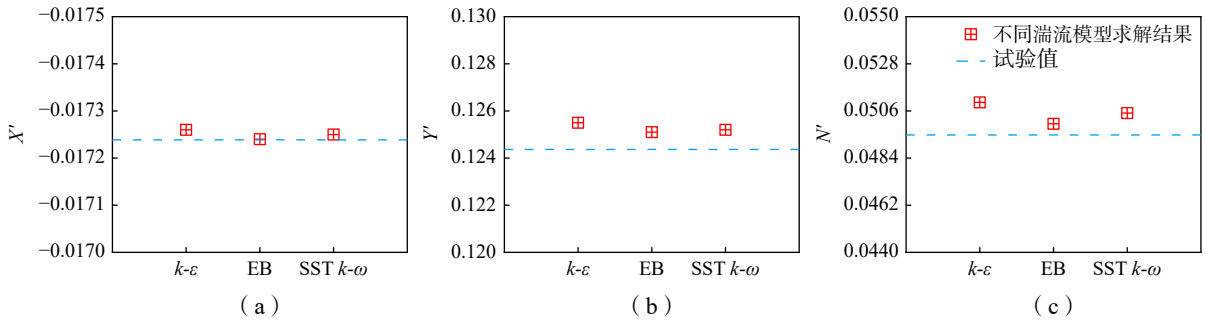


图 6　β=18°斜拖仿真时三种湍流模型求解结果与试验值的对比

Fig.6　Comparison between solutions with different turbulent models and experimental data at β=18° static drift simulation

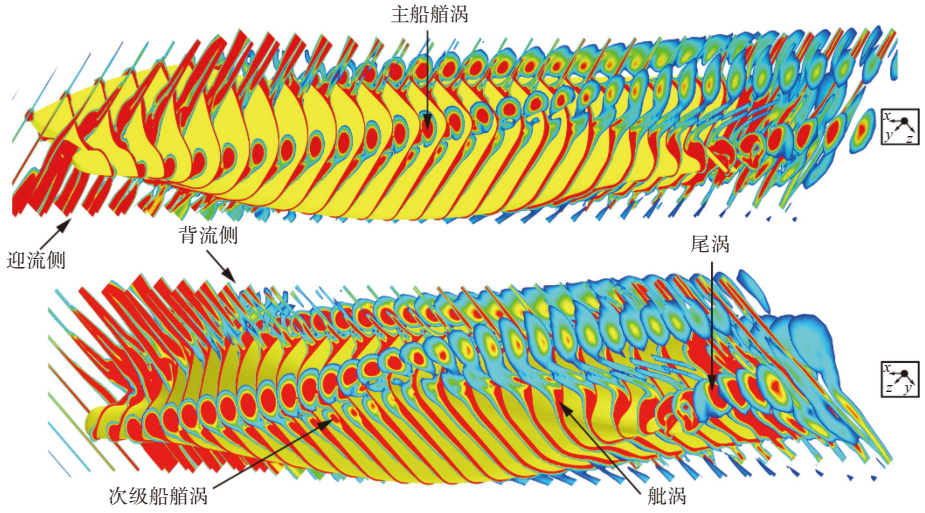


图 7　中密度网格与 EB 模型下 β=18°时船体横截面上的轴向涡量场船身附近涡分布

Fig.7　Axial vorticity field at ship transverse sections when β=18° under medium-density grid and EB model

4　结果与分析

4.1 流场演化特征与结果

图 8 展示了纯艏摇仿真及其波面和轴向涡量 ω_x 的时序发展过程，对应的仿真条件为最大 $r_0'=0.4$。图中轴向涡量是相对于船体坐标系指定的物理量，用于呈现船舶在纯艏摇运动中流场的涡旋结构变化，t 为从零开始的运动时长，T 为一个周期时长。从时序发展来看，当时间处于 t/T=0 和 0.5 时，船舶此时 $r_0'=0$，流场中的涡量场表现得相对温和，没有明显的强涡旋生成；而当时间推进到

t/T=0.25 和 0.75 时，船舶达到了最大r_0'，此时艏部的波面变得显著集中，同时艏涡的强度也随之增强，达到了与艉涡相当的水平。由于纯艏摇运动的特性，艏涡和艉涡在船体两侧的位置呈现出不同的分布，这是由船舶不同时刻动作导致的流场不对称性所引起的。该图通过展示不同时刻的自由表面形态和轴向涡量分布，直观地呈现了纯艏摇运动中流场的动态变化过程，可以为理解船舶在艏摇运动时的水动力特性提供可视化依据。

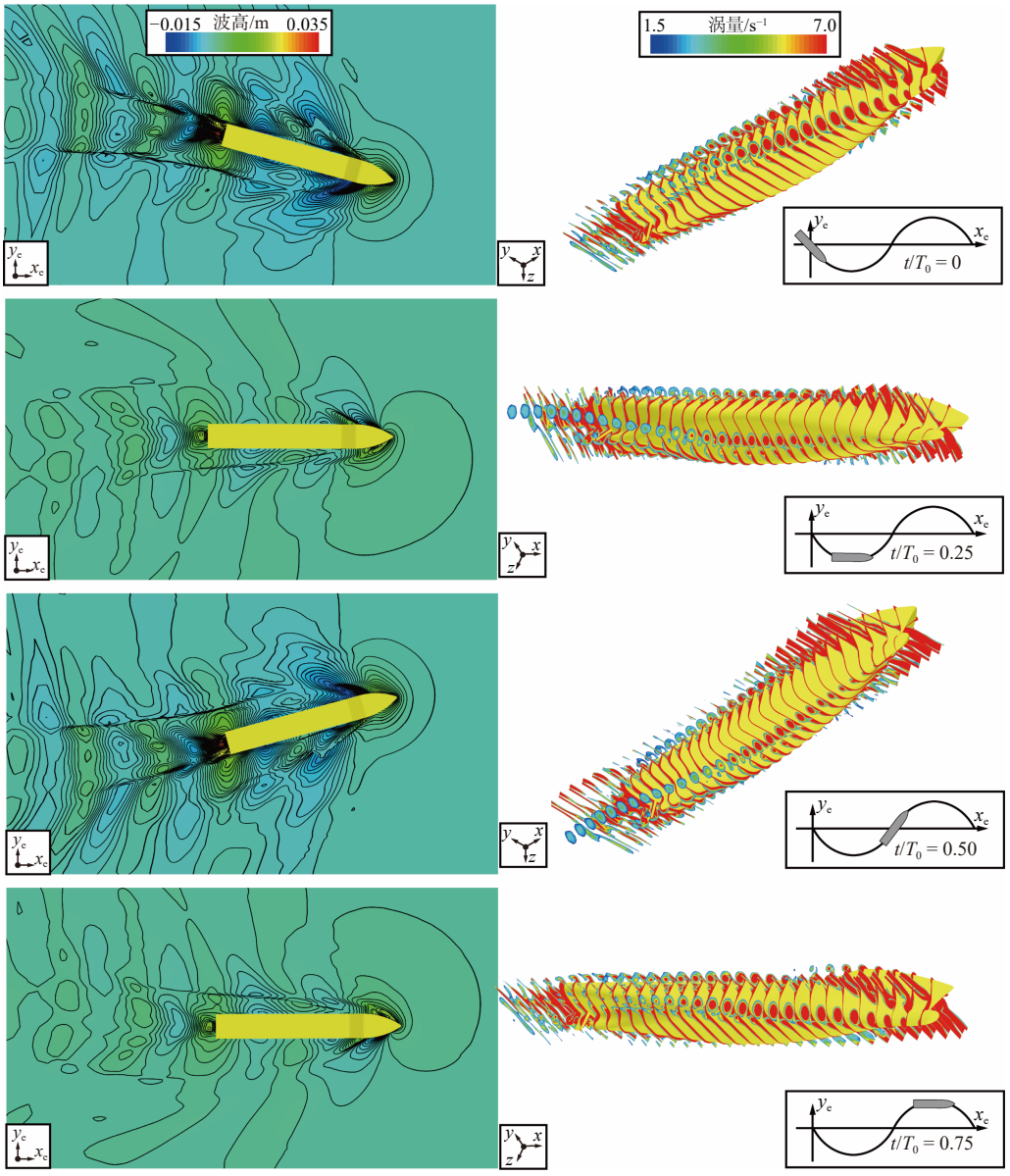


图 8 纯艏摇仿真中波面与轴向涡量 ω_x 变化

Fig.8 Sequential developments of free surface and axial vorticity field ω_x in pure yaw motion

从力和力矩来看，斜拖运动中船舶受到的水动力包括纵荡力 X'、横荡力 Y'和艏摇力矩 N'，其中横荡力和艏摇力矩主要由船体侧面的压力主导，而纵荡力则受粘性力影响较大。数值仿真结果显示，当漂移角增大时，纵荡力的压力分量增长显著，将 β=3°,6°,9°,12°,15°,18°时 KCS 斜拖仿真结果与试验结果对比，如图 9~11 所示，可以看出仿真结果与试验结果吻合良好。

纯艏摇试验使船舶以规定的艏摇频率和最大艏摇角进行谐波艏摇运动，船舶的艏向始终跟随其运动方向。通常围绕最大艏摇率或最大艏摇加速度开展一系列纯艏摇试验。纯艏摇试验中船舶的艏摇率

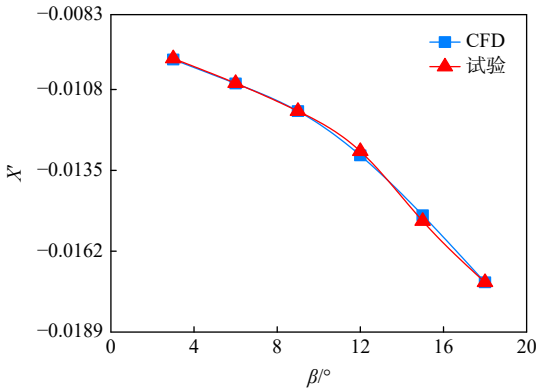


图 9 无量纲斜拖力 X'

Fig.9 Dimensionless force X' of static drift

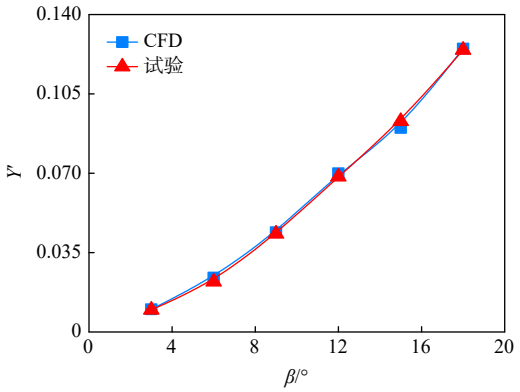


图 10 无量纲斜拖力 Y'

Fig.10 Dimensionless force Y' of static drift

呈正弦函数变化，因此船体受力和力矩的相应正弦分量用于提取与艏摇率相关的系数。纯艏摇试验中船舶的艏摇加速度为余弦函数，所以船体受力和力矩的相应余弦分量用于提取与艏摇加速度相关的系数。图 12~14 给出了不同艏摇角速度下纯艏摇运动的力与力矩历时曲线。

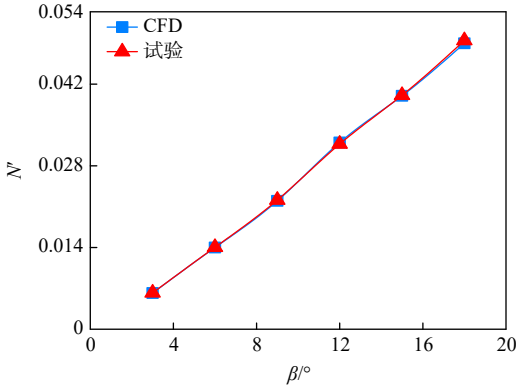


图 11 无量纲斜拖力矩 N'

Fig.11 Dimensionless moment N' of static drift

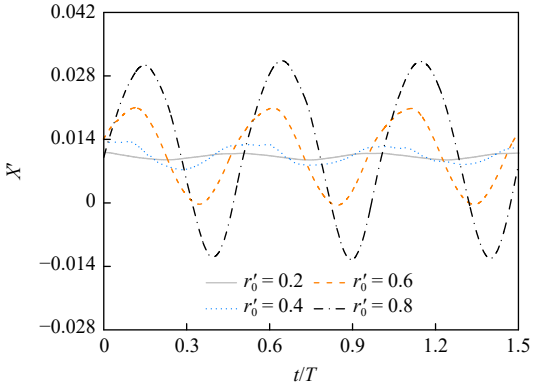


图 12 无量纲纯艏摇力 X'

Fig.12 Dimensionless force X' of pure yaw

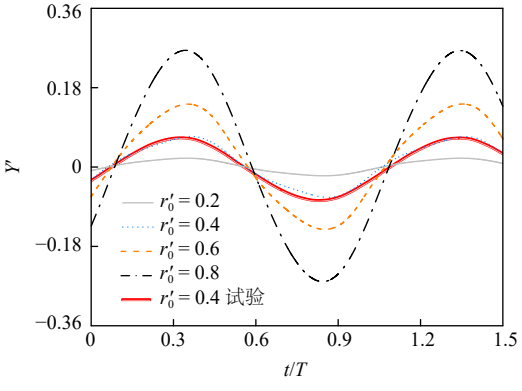


图 13 无量纲纯艏摇力 Y'

Fig.13 Dimensionless force Y' of pure yaw

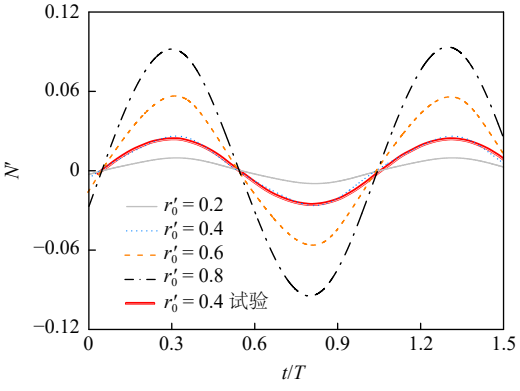


图 14 无量纲纯艏摇力矩 N'

Fig.14 Dimensionless moment N' of pure yaw

4.2 船舶操纵性水动力导数

为验证 EB 湍流模型在船舶操纵粘性流场模拟中的效果，选择与文献[9−10] 的结果进行对比。这一对比具有合理的可比性基础：两项研究同样采用 MMG 模型进行船舶运动预报，在力与力矩的分解方式、坐标系和运动方程方面保持一致。数值方法方面也基于 RANS 方程开展模拟，并借助虚拟拘束试

验识别水动力导数,在控制方程、离散格式和边界条件设置上与当前方法高度相似。此外,研究对象均为 ITTC 推荐的 KCS 集装箱船,船舶几何、流动状态与操纵工况基本一致。通过与这些研究的结果进行对照,能够清晰反映 k-ε 湍流模型、SST k-ω 湍流模型与 EB 湍流模型在相同预报体系中对回转运动预测的影响。该比较有助于客观评估 EB 湍流模型是否提升预报精度,并增强结论的可信度与参考价值。

基于 EB 湍流模型的斜拖与纯艏摇仿真结果,识别并回归出关键水动力导数,并从文献[7,13] 引用部分水动力导数(见表 4)补充作为后续回转运动预报的输入参数。获取水动力导数的方法详见文献[1],表 5 和表 6 展示了斜拖与纯艏摇仿真得到的水动力导数以及与试验值的对比。表 5 和表 6 所列水动力导数的 CFD 计算值与试验值对比显示,部分参数(如斜拖工况中的 N_v'与纯艏摇工况中的 Y_r'-m'-m_x')存在较大偏差。这些偏差主要源于以下几方面:一是流动的非定常性与涡结构复杂性。在斜拖运动中,N_v'(横向速度引起的艏摇力矩导数)对船体近壁区流动分离及舭部涡演化极为敏感。尽管 EB 湍流模型显著提升了涡结构的解析能力,但在大漂角下,船底与舭部区域的强三维分离流仍存在一定的模拟误差,尤其是涡-涡相互作用导致的局部动量输运,可能影响力矩的定量预测。二是纯艏摇运动中的惯性效应与相位滞后。纯艏摇属于非定常运动,船体受力包含惯性分量与阻尼分量。Y_r'-m'-m_x'实际上为耦合导数,其识别依赖运动周期内力和力矩的谐波分析。CFD 仿真中时间步长与湍流模型的动态响应特性可能导致高频脉动分量捕捉不足,从而在回归计算中引入幅值与相位误差,尤其在小幅高频(如$r_0' = 0.2$)运动中更为显著。三是网格分辨率与壁面建模的局限。尽管已进行网格无关性验证,但在船体曲率突变处(如舭部与船艉过渡区域),局部流动梯度过大,当前网格体系可能仍无法完全解析边界层内所有尺度的湍流脉动。EB 湍流模型虽通过椭圆混合函数改善近壁各向异性,但在强逆压梯度区域,壁面函数或低雷诺数修正的适用性仍可能带来系统误差。四是试验数据的不确定度:试验值本身亦存在测量不确定度,尤其在纯艏摇这类动态试验中,模型支撑系统干扰、传感器动态响应等均可能影响最终辨识的水动力导数。CFD 结果与试验值的差异部分可归因于两者在物理条件与数据处理方法上的固有差异。

表 4 回转预报中取自文献[7,13] 的水动力导数

Tab.4 Hydrodynamic derivatives from Ref. [7,13] used in turning motion prediction

水动力导数	X_{vr}'	Y_{vvr}'	Y_{vrr}'	N_{vvr}'	N_{vrr}'
数值	0.3099	−0.4444	−0.5461	−0.7339	−0.0570

表 5 斜拖仿真得到的水动力导数

Tab.5 Hydrodynamic derivatives from static drift simulation

水动力导数	CFD	试验值	CFD相对试验值误差(%)	SST k-ω[10]	SST k-ω相对试验值误差(%)
X_{vv}'	−0.0534	−	−	−0.0719	−
X_{vvvv}'	0.0906	0.1089	−16.8	−	−
Y_v'	−0.2431	−0.2591	−6.2	−0.2450	−5.4
Y_{vvv}'	−1.7514	−1.7212	1.8	−1.6670	−3.1
N_v'	−0.1324	−0.1421	−6.8	−0.1386	−2.5
N_{vvv}'	−0.2335	−0.2666	−12.4	−0.2335	−12.4

综上,尽管部分水动力导数 CFD 计算值与试验值存在一定误差,但 EB 湍流模型在整体趋势与多数关键导数的预测上仍表现出良好的一致性,且其在复杂涡结构解析与回转运动预报中的优势已得到验证(见 4.3 节)。后续研究可通过多工况联合辨识等方法,进一步降低特定导数的识别误差。

4.3 回转运动预报

如图 15,基于 EB 湍流模型的仿真方法在 KCS 船 35°舵角回转运动预测中展现出显著精度优势。如表 7 所示,该模型的关键回转指标与 SIMMAN 2020 试验值高度吻合:战术直径(T_D/L_{pp})预测值(左舷 103.75%,右舷 102.93%)虽略高于试验基准,较 k-ε 模型(109.47%, 101.12%)和 SST k-ω 湍流模型

表 6 纯艏摇仿真得到的水动力导数

Tab.6 Hydrodynamic derivatives from pure yaw

水动力导数	CFD	试验值	CFD相对试验值误差（%）	k-ε[9]	k-ε相对试验值误差（%）	SST k-ω[10]	SST k-ω相对试验值误差（%）
X_{rr}'		−0.0172	4.7	−	−	−0.0292	69.8
Y_r'-m'-m_x'	−0.0488	−0.1753	−72.2	−0.009 47	−94.6	0.0135	−107.7
Y_{rrr}'	−0.0217	−0.0228	−4.8	−0.004 97	−78.2	−0.0415	82.0
N_r'-m'-m_x'	−0.0434	−0.0462	−6.1	0.002 45	−105.3	−0.0437	−5.4
N_{rrr}'	−0.0217	−0.0313	−30.7	−0.002 05	−93.5	−0.0509	62.6

(105.11%, 105.86%)的偏差缩减 40% 以上，体现各向异性湍流模型对初始转向横向漂移量计算的改进。前进距离(A_D/L_{pp})的左右舷差异(102.74%, 105.02%)与试验中右舷速度衰减更慢的特性一致，而 k-ε 湍流模型因未能解析船艉涡旋不对称性导致双侧误差超 14%。稳定回转直径(D_T/L_{pp})偏差仅 0.57%(左舷)和 2.52%(右舷)，显著优于 k-ε 湍流模型的 36.64%(左舷)和 28.55%(右舷)与 SST k-ω 湍流模型的 1.78%(左舷)/3.00%(右舷)，证实其对稳定阶段复杂流场的精确捕捉能力。值得注意的是，SST k-ω 湍流模型在左舷稳定回转直径预测(101.78%)接近 EB 湍流模型水平，但战术直径和前进距离误差系统性偏高，凸显 EB 湍流模型在全周期轨迹预测的综合可靠性。

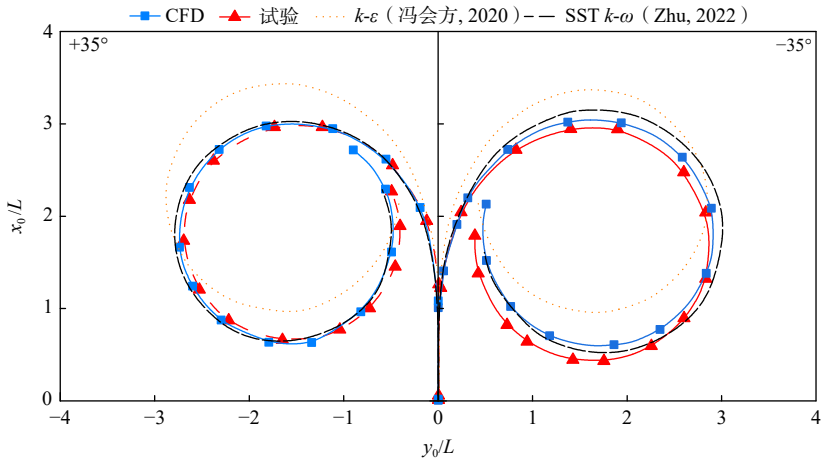


图 15 回转运动中的轨迹对比[9−10]

Fig.15 Trajectory comparison in turning motion

表 7 35°回转指标对比

Tab.7 Comparison of 35° turning indices

回转指标	向左舷回转		向右舷回转	
	CFD	CFD/试验（%）	CFD	CFD/试验（%）
T_D/L_{pp}	2.74	103.75	2.91	102.93
A_D/L_{pp}	3.01	102.74	3.05	105.02
D_T/L_{pp}	2.31	100.57	2.56	102.52
	k-ε	k-ε/试验（%）	k-ε	k-ε/试验（%）
T_D/L_{pp}	2.89	109.47	2.86	101.12
A_D/L_{pp}	3.38	115.20	3.33	114.75
D_T/L_{pp}	3.14	136.64	3.21	128.55
	SST k-ω	SST k-ω/试验（%）	SST k-ω	SST k-ω/试验（%）
T_D/L_{pp}	2.78	105.11	3.00	105.86
A_D/L_{pp}	3.00	102.18	3.12	107.48
D_T/L_{pp}	2.34	101.78	2.58	103.00

差异分析表明,EB 湍流模型通过各向异性雷诺应力表征,有效捕捉了船艏与艉涡旋演化的非定常性(如图 8 涡量分布),使稳定回转直径预测误差控制在 3% 以内;初始转向阶段约 3%~5% 的残余偏差主要源于横摇-漂移耦合效应缺失,未来需引入六自由度耦合机制完善;k-ε 湍流模型因各向同性湍流假设在分离流主导工况中产生显著误差,反向验证了先进湍流模型的必要性。综上,EB 湍流模型在复杂涡动特性模拟上的优势,使其回转直径预测精度接近试验水平,为实船操纵性预报提供了更稳健的预测工具。

5 结 论

基于 MMG 分离型数学模型与 RANS 方程求解框架,本文开展了船舶操纵运动粘性流场数值模拟方法研究。以 ITTC 推荐的 KCS 集装箱船为对象,通过湍流模型比选与无关性验证,构建了水动力导数识别与操纵运动预报体系,主要结论如下:

(1)湍流模型性能验证表明椭圆混合湍流模型通过直接求解雷诺应力输运方程并引入椭圆混合函数,显著提升了对近壁区强压力梯度流动及复杂涡结构的解析能力。该模型在斜拖工况下成功捕捉了舭部涡聚集、船艏多级涡系生成以及船艉非对称涡对等关键流场特征,在纯艏摇运动中,有效表征了艏涡强度随运动相位变化的增强机制及其与自由表面波动的动态耦合过程。

(2)在水动力参数预报精度方面,基于椭圆混合湍流模型的斜拖仿真结果与试验值吻合良好。纯艏摇工况下,横向力导数(Y_r'-m'-m_x')与艏摇力矩导数(N_r'-m'-m_x')的 CFD 值与试验值偏差相对较大,主要由于非定常运动中惯性力分离的敏感性以及高频涡动解析困难。尽管如此,多数关键导数的预测误差控制在工程可接受范围内,且回转运动预报结果仍体现出较高的可靠性,说明该模型在整体操纵性预报中具有较好的稳健性。

(3)基于识别的水动力导数进行回转运动预报具有较高的可靠性。椭圆混合湍流模型在 35°舵角回转预报中表现优异,战术直径与稳定回转直径的左右舷平均偏差仅为 3.34% 和 1.55%,显著优于 k-ε 湍流模型的预测结果。其优势源于对船艉涡旋非定常演化及各向异性应力场的精确表征,验证了该模型在复杂操纵场景下的工程适用性。

本文从理论与应用价值方面证实了椭圆混合湍流模型在船舶操纵运动粘性流场模拟中的高保真性。实现了水动力导数的精确识别与操纵运动的可靠预报,为实船操纵安全评估提供了可靠数值工具,但仍存在以下需进一步探索的问题:一方面是初始转向阶段约 3%~5% 的横向漂移量残余误差,可能与横摇-漂移耦合效应未充分表征相关;另一方面是六自由度运动耦合下自由表面-涡结构相互作用的模型适应性仍需进一步研究。未来工作将聚焦于引入横摇自由度耦合机制,并优化强非线性自由表面流的模拟方法,以进一步提升预报体系在极端工况下的普适性与精度。

参 考 文 献:

[1] Yasukawa H, Yoshimura Y, et al. Introduction of MMG standard method for ship maneuvering predictions[J]. Journal of Marine Science & Technology, 2015, 20(1): 37–52.

[2] Menter F R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications[J]. AIAA Journal, 1994, 32(8): 1598–1605.

[3] 张晨亮. 基于 EFD 和 CFD 的喷水推进船舶操纵运动建模研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2022.
Zhang C L. Research on modeling of waterjet-propelled ship maneuvering motion based on EFD and CFD[D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2022. (in Chinese)

[4] Manceau R, Hanjalić K. Elliptic blending model: A new near-wall Reynolds-stress turbulence closure[J]. Physics of Fluids, 2002, 14(2): 744–752.

[5] 丁子秦, 等. 船模阻力 CFD/EFD 预报的不确定度抑制方法[J]. 中国舰船研究, 2023, 18(6): 49−59.
Ding Z Q, et al. Uncertainty suppression method for ship model resistance prediction via CFD/EFD[J]. Chinese Journal of Ship Research, 2023, 18(6): 49−59. (in Chinese)

[6] Momchil T, Tahsin T, Atilla I. Application of eddy-viscosity turbulence models to problems in ship hydrodynamics[J]. Ships and Offshore Structures, 2020, 15(5): 511–534.

[7] Simman. Workshop on verification and validation of ship maneuvering simulation methods [EB/OL]. (2020-07-30) [2022-04-26]. http://www.simman2020.kr/.

[8] Sung Y J, Rark S H. Prediction of ship maneuvering performance based on virtual captive model tests[J]. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 2015, 52(5): 407–417.

[9] 冯会方, 冯大奎, 张　航, 等. 采用 MMG 模型预报船舶的操纵性能[J]. 中国造船, 2020, 61(S2): 291−300.
Feng H F, Feng D K, Zhang H, et al. Prediction of ship maneuvering performance using MMG model[J]. Shipbuilding of China, 2020, 61(S2): 291−300. (in Chinese)

[10] Zhu Z, Kim B S, Wang S G, et al. Study on numerical PMM test and its application to KCS hull[J]. Applied Ocean Research, 2022, 127: 103327.

[11] 高庆泽, 姚建喜. 基于雷诺平均 Navier-Stokes 方程计算的惯性效应与波幅对船舶波浪增阻影响分析[J]. 中国造船, 2021, 62(4): 75−88.
Yao J X, Gao Q Z. Analysis of inertial effects and wave amplitude on ship wave added resistance based on rans simulation[J]. Shipbuilding of China, 2021, 62(4): 75–88. (in Chinese)

[12] Mofidi A, Martin E J, Carrica M P. Propeller/rudder interaction with direct and coupled CFD/potential flow propeller approaches, and application to a zigzag maneuver[J]. Ship Technology Research, 2018, 65(1): 10–31.

[13] Sung Y J. Sensitivity analysis on the maneuverability indices based on the confidence interval of maneuvering coefficients from PMM test[C]//Proceedings of the Korea Association of Ocean Science and Technology Society. Jeju, Korea, 2013.

[14] ITTC. Maneuvering committee final report and recommendations to the 29th ITTC[C]//Proceedings of the 29th International Towing Tank Conference, 2021.

[15] ITTC. Practical guidelines for ship CFD applications: 7.5–03–02–03, Revision 01[S]. 2013.

[16] ITTC. Uncertainty analysis in CFD verification and validation methodology and procedures: 7.5-03-01-01 Rev.05[S]. Switzerland: ITTC, 2024.

[17] Kuosa M. Numerical and experimental modelling of gas flow and heat transfer in the air gap of an electric machine[D]. Helsinki: Helsinki University of Technology, 2004.

[18] Abdulqadir S A, Iacovides H, Nasser A. The physical modelling and aerodynamics of turbulent flows around horizontal axis wind turbines[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2014, 132: 45–60.

[19] 高　山, 施　瑶, 潘　光, 等. 水下发射航行体尾涡不稳定性分析[J]. 力学学报, 2022, 54(9): 2435−2445.
Gao S, Shi Y, Pan G, et al. Instability analysis of tail vortices for underwater launch vehicles[J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2022, 54(9): 2435–2445. (in Chinese)

[20] Luan Z, Khonsari A, et al. Computational fluid dynamics analysis of turbulent flow within a mechanical seal chamber[J]. Journal of Tribology, 2007, 129(1): 120−128.

[21] Nakayama A, Yokojima S. Modeling free-surface fluctuation effects for calculation of turbulent open-channel flows[J]. Environmental Fluid Mechanics, 2003, 3(1): 1–21.

[22] 陈　进. 低速域船舶操纵运动粘性流场及水动力数值研究[D]. 上海: 上海交通大学, 2017.
Chen J. Numerical study on viscous flow field and hydrodynamics of ship maneuvering motion in low-speed region[D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2017. (in Chinese)

[23] Colombo M, Fairweather M. Multi-fluid computational fluid dynamic predictions of turbulent bubbly flows using an elliptic-blending Reynolds stress turbulence closure[J]. Nuclear Engineering and Design, 2020, 360: 110457.

[24] Stoellinger M, Heinz S, Saha P. Reynolds stress closure in hybrid RANS-LES methods[J]. Journal of Computational Physics, 2015, 306: 291–310.