

文章编号:1005-9865(2023)02-0073-13

带前缘结节叶片导管桨尾流不稳定性分析

张习迪¹, 曹留帅¹, 万德成^{1, 2}

(1. 上海交通大学 船海计算水动力学研究中心 (CMHL) 船舶海洋与建筑工程学院, 上海 200240; 2. 浙江大学 海洋学院, 浙江 舟山 316021)

摘要:导管桨的尾流不稳定性在其性能评价中非常重要,不但是其能否提供稳定推力的保证,而且也与螺旋桨的尾流噪声直接相关。为了改善导管桨的尾流,提高尾流稳定性,并优化导管桨的流场脉动,根据座头鲸鳍肢前缘结节的仿生原理,对导管桨叶片的导边进行改进,提出了两种仿生桨型,采用 IDDES 湍流模型对低进速系数下常规导管桨和仿生叶片导管桨进行数值模拟,探究叶片构型对导管桨性能和尾流不稳定性的影响。计算结果表明,前缘结节可以有效降低叶片受力波动的幅值和叶片所受合力的主频域峰值,具有较大结节的叶片对导管桨尾流有明显的优化作用,在尾流远场中扩大了流动稳定区,延后了尾流处涡破碎的发生,改善了能量谱密度的频域分布。进一步,大前缘结节叶片导管桨应用在低速工况下时,可以大量减少尾流泄涡区域的二次涡产生,这是由于前缘结节提升了相邻涡互感的强度,使得尾流更加稳定,而小结节叶片仿生桨型对导管桨尾流则无明显优化作用。研究方法和成果可为螺旋桨尤其是导管桨尾流不稳定性研究提供参考,不仅验证了前缘结节在导管桨叶片应用的合理性,而且揭示了其优化尾流稳定性的机理。

关键词:导管桨;尾流不稳定性;仿生叶片;IDDES;能量谱密度

中图分类号:U661.1 **文献标志码:**A **DOI:**10.16483/j.issn.1005-9865.2023.02.008

Analysis of wake instability of a ducted propeller with bionic tubercle leading-edge

ZHANG Xidi¹, CAO Liushuai¹, WAN Decheng^{1, 2}

(1. Computational Marine Hydrodynamics Lab (CMHL), School of Naval Architecture, Ocean and Civil Engineering, Shanghai Jiao Tong University, Shanghai 200240, China; 2. Ocean College, Zhejiang University, Zhoushan 316021, China)

Abstract: The wake instability of ducted propeller is very important in its performance evaluation, not only whether it can provide a guarantee of stable thrust, but also directly related to the wake noise of the propeller. In order to improve the wake flow and wake stability of ducted propeller, and optimize the flow field pulsation, the leading edge of the ducted propeller blade was improved according to the bionic principle of the leading edge of the humpback flipper, and then two types of bionic ducted propellers were proposed. Combined with the IDDES turbulence model, the original ducted propeller and the bionic blade ducted propellers were numerically simulated at low speed coefficients, and the effects of blade configurations on the loads and wake instability of the ducted propellers were explored. The calculation results show that the bionic tubercle leading-edge can effectively reduce the amplitude of the blade force fluctuation and the main frequency domain peak value of the resultant force on the blade. The larger nodule blade has an obvious optimization effect on the wake of the ducted propeller, and the flow stability region is improved in the wake far field, and the occurrence of wake breakup is delayed, the frequency domain distribution of the power spectral density is optimized. Furthermore, in the application of large bionic tubercle leading-edge under low speed conditions of ducted propellers, the generation of secondary vortices in the wake vortex discharge region can be greatly reduced, because the bionic tubercle leading-edge improve the mutual inductance of adjacent vortices. However, the bionic propeller type of small nodular blade proposed in this paper has no obvious optimization effect on the wake of the ducted propeller. The research methods and research results in this paper can provide a

收稿日期:2022-04-28

基金项目:国家自然科学基金资助项目(52001210, 52131102, 51879159);国家重点研发计划项目(2019YFB1704200)

作者简介:张习迪(1998—),男,河南新乡人,硕士研究生,主要从事船用推进器流体性能及尾流失稳特性研究。E-mail:2419350241@qq.com

通信作者:万德成。E-mail:dcwan@sjtu.edu.cn

reference for the wake instability of propellers, especially ducted propellers, verify the rationality of the application of bionic tubercle leading-edge in ducted propeller blades, and expound its optimization of wake stability mechanism.

Keywords: ducted propeller; wake instability; bionic blade; IDDES; power spectral density

导管桨是船用特种推进器之一,是海上低速重载船舶常用的推进装置^[1]。相较于常规桨型,导管桨可以有效提升低速重载工况下的推进效率^[2],并对尾流有一定的优化作用。其尾流动力学对船舶的功率特性、噪声以及船舶的可操作性都有很大影响。导管桨尾流由叶片旋转而生成于叶尖和叶片根部的两条漩涡结构组成,由于叶面和叶背之间的压差力而卷起。由于导管的存在,生于叶片顶端的漩涡会受到影响,并从叶顶间隙中泄出,因此又被称为梢隙涡;而生于叶片根部的被称为轮毂涡。他们在螺旋桨尾部不断发展,并伴随着复杂的流动机制,产生整个导管桨尾部涡结构的演化、收缩和破裂等一系列流动现象。目前,国内外很多研究人员已经进行过螺旋桨尾流动力学的相关研究,但对导管桨尾流不稳定性的分析研究较少。导管桨尾流稳定性直接影响着其推进性能、激振力以及流噪声等,因此有必要对其进行详细研究,这里将通过借鉴和拓展常规螺旋桨系统的分析方法和理论体系,探究仿生叶片对导管桨尾流不稳定性的影响规律。

螺旋桨尾流不稳定性分析及其机理研究是螺旋桨尾流动力学的重点,这方面的工作和研究由来已久。Widnall^[3]研究了单个螺旋涡丝相对于空间扰动的稳定性,用无黏线性稳定性分析表明,孤立的螺旋涡丝有3种不稳定性模式:短波、长波和互感。对于短波不稳定性,扰动发生在涡核内部,波长与涡核半径相当。对于长波不稳定性,扰动使整个涡旋细丝位移,波长远大于核心半径,当相邻细丝相互作用时,会产生互感,螺旋间距减小。Felli等^[4]进行了具有里程碑意义的三维尾流试验,研究认为相邻螺旋尖端涡丝之间的互感模式构成了船舶螺旋桨尾流不稳定性的基础。Ahmed等^[5]利用大涡模拟评估了基准船INSEAN E779A螺旋桨的尾流特性,并确定了导致尾流破裂的不稳定机制,研究表明,螺旋涡片与前一个叶尖涡的相互作用导致了叶尖涡丝的破裂、相互作用和长波不稳定性。Li等^[6]采用应力混合涡模拟方法研究了带有预旋定子的泵—射流推进器(PJP)的尾流,考察了失稳过程和尾流失稳机理,研究表明PJP的梢隙涡首先表现为短波不稳定性,在导管涡的作用下,失稳过程加速。Posa等^[7]利用大涡模拟再现了轴流式水轮机叶片尖端涡的不稳定性,结果表明,叶尖涡不稳定性与雷诺应力和湍流产生的行为有很强的相关性,每个叶尖涡与前一叶片尾迹外部区域相互作用的重要作用,这种相互作用增强了两者的互感过程,促进了湍流的产生和相干结构的失稳。Wang等^[8]采用改进的延迟分离涡模拟(IDDES)和大涡模拟(LES)方法研究了重载条件下螺旋桨尾流失稳机理,结果表明LES可以在同一时间和网格分辨率上分辨出更多的湍流细节,并预测早期的叶尖涡结构破裂,但IDDES结果中可以观察到尾流的近场相干性。对导管桨尾流不稳定性的分析较少,Gong等^[9]通过分离涡模拟研究了导管螺旋桨尾流动力学及其不稳定性,结果表明,由于不稳定的二次涡加速了涡的演化,短波不稳定性在尾迹中占主导地位。

以上是螺旋桨、PJP以及导管桨等尾流不稳定性的原理和基础研究,但对于导管桨尾流的控制研究相对较少,其中最具代表性的研究为前缘结节仿生原理在导管桨上的应用。近年来,国内外学者对座头鲸胸鳍上的前缘结节进行了越来越多的研究,这些结节被认为是通过长时间的水流附着赋予鲸鱼优越的机动性,在空气动力学有较广泛的应用,例如,邹琳^[10]采用大涡模拟湍流模型对前后缘波浪型结节改形风机翼型在给定工况下不同攻角的流动控制机理进行了数值研究。研究表明,相比于标准直翼型NACA0012,改形风机翼型在失速区得到了更平缓的升力曲线。Favier等^[11]对低雷诺数下带前缘结节的机翼进行了数值模拟,发现前缘结节可以显著改变分离区的拓扑结构,而分离区由前缘凸起两侧产生的流向对转涡控制。前缘结节在水动力学领域也有少量的应用,并已证明可以改善海洋应用中的水动力性能;Sun等^[12]基于分离涡模拟方法,计算仿生结节前缘对不同空化数螺旋桨的空化流动现象和流场流动模拟,结果表明,仿生结节有利于空化和叶片脱落涡的减少,同时可以降低噪声含量。此外,前缘结节在导管桨上已经有少量的应用,并取得了较好的结果。其中,Stark等^[13]基于IDDES湍流模型和Schnerr-Sauer空化模型模拟了基准导管螺旋桨叶片上的小结节在重空化和轻空化条件下的流动空化现象,结果表明叶片上的小结节呈现出空化漏斗效应,可以有效减小叶片空化体积。

在船舶推进领域,已有一些仿生的研究,但大部分是翼型或者普通螺旋桨,而针对导管桨的研究不充分,作用机理并不明确,尤其是尾流不稳定性方面,更是涉及较少。前缘结节对导管桨的尾流影响非常显

著,然而不同大小和分布规律的前缘结节对导管浆的尾流改善效果并不相同,有待进一步研究。因此,为了探究前缘结节及其构型对载荷和尾流特性的影响,本文基于改变桨叶导边的几何构型方法,生成了两种不同结节大小和间距的导管浆,并对其水动力性能做了简要分析,随后对其在流场稳定后的尾流演化进行了对比分析。为了更进一步揭示前缘结节影响尾流的机理,采用功率谱密度分析方法对给定测点位置进行分析,阐述了前缘结节及其形状对导管浆尾流能量分布及压力脉动的影响规律。

1 数值方法

1.1 控制方程

流体质量守恒可用式(1)和(2)表示,在计算流体动力学中也称为连续方程。流体被认为是不可压缩的。Navier-Stokes (N-S) 方程可表示为:

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

$$\frac{\partial(\rho u_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i u_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right] \quad (2)$$

式中: ρ 是密度, μ 是流体的动态黏度, p 是压力, u_i 、 u_j 是速度分量。

1.2 湍流模型

大涡模拟(LES)/雷诺平均(RANS)混合方法结合了两种方法的优点,已广泛应用于高雷诺数和大分离流动的计算。边界层采用RANS模拟方法,湍流大区域则采用大涡模拟(LES模拟)方法。分离涡模拟(DES模拟)是其中的典型代表方法。考虑到LES和RANS方法的控制方程相似,Spalart等^[14]利用了LES和RANS控制方程相同的数学特性,采用统一的控制方程,只需在方程中加入混合函数或改变方程中的某些源项即可实现不同方法之间的转换。

与一般的DES模型相比,改进的延迟分离涡模拟方法引入了一个延迟函数来修正湍流特性长度^[15],从而避免了LES和RANS之间过渡区湍流黏度的计算误差^[16]。相关公式表示为:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(u_j k)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu_1 + \sigma_k \mu_1) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + \tau_{ij} S_{ij} - \frac{\rho k^{3/2}}{L_{\text{hybrid}}} \quad (3)$$

$$\frac{\partial(\rho \omega)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_j \omega)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu_1 + \sigma_\omega \mu_1) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + \frac{\omega}{k} \tau_{ij} S_{ij} - \frac{\rho k^{3/2}}{L_{\text{hybrid}}} - \beta \rho \omega^2 + 2(1 - F_1) \frac{\rho \sigma_{\omega 2}}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \quad (4)$$

其中, S_{ij} 为应变张量, τ_{ij} 为应力张量, ρ 为流体密度, k 为湍流动能, ω 为湍流动能的比耗散率, μ_1 为湍流涡旋黏度, μ_1 为动力黏度, σ_ω 和 $\sigma_{\omega 2}$ 为相关模型系数, σ_k 为 k 相关模型系数, F_1 为混合函数, β 为给定的 k - ω 湍流模型参数。

长度尺度 L_{hybrid} 定义为:

$$L_{\text{hybrid}} = f_B(1 + f_e)L_{\text{RANS}} + (1 - f_B)L_{\text{LES}} \quad (5)$$

$$L_{\text{RANS}} = k^{1/2} / (\beta^* \omega) \quad (6)$$

$$L_{\text{LES}} = C_{\text{DES}} \Delta \quad (7)$$

其中,系数 β^* 取0.09, C_{DES} 为0.78, Δ 为网格尺寸长度,改善系数 f_e 为了防止RANS雷诺应力的过度降低, f_B 表示从RANS($f_B=1$)到LES模型($f_B=0$)的切换函数。

2 计算模型

2.1 几何模型

文中数值模拟的几何模型基于KA系列桨型,采用该系列盘面比为0.7的4桨叶螺旋桨,螺距比为1,为等螺距螺旋桨,整个螺旋桨叶片没有明显的侧斜,螺旋桨直径 D 取为218.87 mm,导管的桨型采用19A导管桨,导管的长度取为 $L_d=D/2$,导管和螺旋桨的叶顶间隙取为1 mm。这个系列的螺旋桨源于荷兰MARIN船模水池,在《船舶原理》^[17]一书中有明确的介绍,是最传统常用的导管桨桨型之一,并有着广泛的试验数据可以进行对比验证。

参照Negrato^[18]的试验条件,Zhang等^[19]使用RANS k - ω 模型和移动参考坐标系(MRF)方法设置了完全相

同的普通导管桨数值模拟,并将获得的敞水性能系数与试验敞水性能系数进行对比,对比结果基本一致,验证了计算方法和网格划分对于导管桨数值模拟的准确性。通过改变桨叶前缘导边的线形,得到仿生叶片桨型。实际上,通过改变导管桨导边的一些控制点,并以正弦曲线相连接,可以得到带前缘结节的导边。对于翼型的前缘结节参数定义和几何模型的示意图1,前缘结节最高处为波峰,低处为波谷,波峰和波谷的垂直距离被定义为波幅,用 A 表示。每相邻两个结节之间为等间距,被定义为波距 λ 。

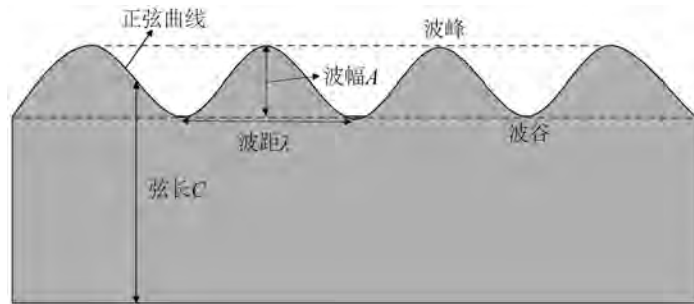


图1 前缘结节几何模型及参数示意

Fig. 1 Geometric model and parameter diagram of bionic tubercle leading-edge

由于螺旋桨是由不同截面的二维剖面所构建而成,并且这些截面有着不同的攻角,这导致了叶片的扭曲,这同样也是螺旋桨叶片不同于水翼和舵的地方。因此前缘结节添加在螺旋桨叶片的导边上,没有图1的水翼直观,但其基本原理完全一致。通过改变前缘结节线型的参数,得到了两种仿生桨型,仿生桨I型和仿生桨II型。其参数定义见表1,其中 R 为导管桨叶片半径。得到的仿生桨叶片见图2,整个导管桨几何模型见图3。

表1 仿生桨前缘结节线型参数

Tab. 1 Bionic tubercle leading-edge profile parameters

仿生桨	A/mm	λ/mm	A/R	λ/R
仿生桨I型	10.943 5	43.774	0.10	0.4
仿生桨II型	5.471 75	21.887	0.05	0.2

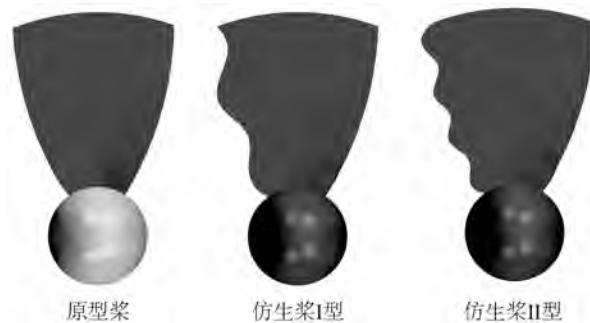


图2 原型导管桨和仿生桨桨叶三维几何模型

Fig. 2 3D blade models of original ducted propeller and bionic ducted propeller

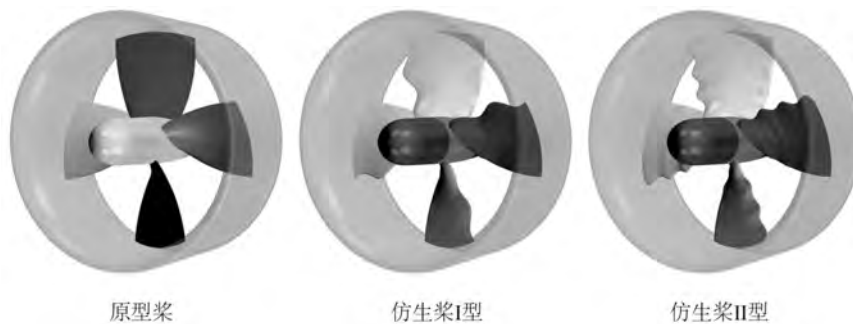


图3 原型导管桨和仿生导管桨整体三维几何模型

Fig. 3 3D models of original ducted propeller and bionic ducted propeller

2.2 计算域设置

计算域被分为静止域和旋转域,在螺旋桨叶片附近采用圆柱形的区域作为旋转域,螺旋桨的转速设置为 15 r/s。旋转域圆柱完全包裹螺旋桨叶片,并且不切到导管内壁,如图 4 标出的旋转域所示。静止域采用长方体,作为流体流动的主要区域。前方设置速度入口(见图 4 静止域左边平面),后方设置压力出口(见图 4 静止域右边平面),其余 4 个平面均设置为对称平面,以保证模拟接近于无限水域环境,静止域见图 4。

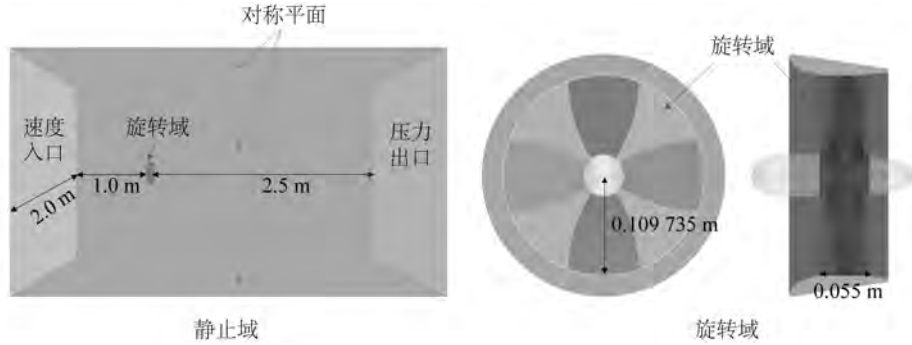


图 4 计算域设置

Fig. 4 Computing domain settings

2.3 网格划分

网格划分采用层层加密的方式,均采用棱柱层网格。为了精确模拟螺旋桨的流动,在叶片旋转区域设置较密的网格。出于捕捉流场流动细节的需要,在可能发生流动分离和流动比较剧烈的部分进行单独加密,如导管内外、叶顶间隙处、轮毂尾轴后方和梢隙涡泄涡尾流部位进行局部圆筒状加密。原型桨和仿生桨的桨叶网格、计算域整体网格分别见图 5(a)和图 5(b)。

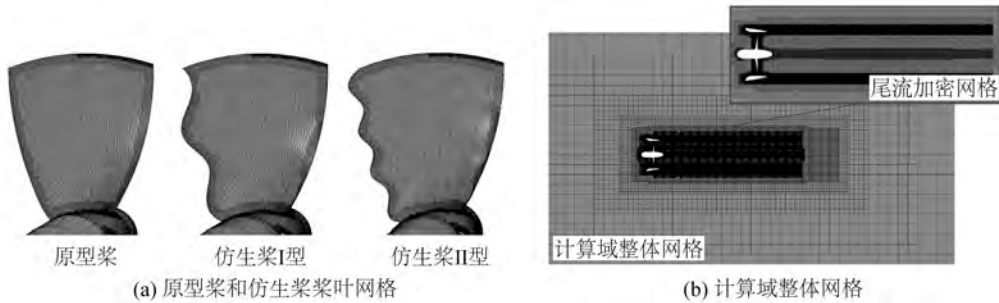


图 5 桨叶网格和计算域整体网格

Fig. 5 Mesh of propeller blade and overall computational domain

3 结果分析

3.1 敞水性能分析

为了对比研究仿生桨和原型桨的敞水性能,进行了几组不同进速系数下($J=0.2, 0.4, 0.6$ 和 0.8)3种导管桨的敞水性能模拟,获得了3组桨型对应的推力、转矩、导管推力等水动力数据,并采用无因次化分析,得到各项水动力性能系数,具体的公式如式(8)~(13)所示。其中, J 表示进速系数, V_{in} 表示进口速度, T_B 是叶片推力, T_D 是导管推力, Q 是叶片扭矩, ρ 是水密度。 K_{TB} 和 K_{TD} 分别为螺旋桨推力系数和导管推力系数, K_T 为导管螺旋桨总推力系数, K_Q 为螺旋桨扭矩系数, η 为导管螺旋桨效率, n 为转速, D 为螺旋桨直径。

$$J = \frac{V_{in}}{nD} \tag{8}$$

$$K_{TB} = \frac{T_B}{\rho n^2 D^4} \tag{9}$$

$$K_{TD} = \frac{T_D}{\rho n^2 D^4} \tag{10}$$

$$K_Q = \frac{Q}{\rho n^2 D^5} \quad (11)$$

$$K_T = K_{TB} + K_{TD} \quad (12)$$

$$\eta = \frac{J}{2\pi} \frac{K_T}{K_Q} \quad (13)$$

将仿生桨的敞水性能系数与原型桨对比,进行做差比较并将差值进行百分化处理,计算公式如式(14),其中, ΔK 表示各项敞水性能系数的百分比误差, K_{bio} 表示仿生桨的各项敞水性能系数, K_{ori} 表示原型桨的各项敞水性能系数。

$$\Delta K = \frac{K_{\text{bio}} - K_{\text{ori}}}{K_{\text{ori}}} \times 100\% \quad (14)$$

分别将两种仿生桨型与原型桨比较,敞水性能对比结果见图6。

整体来看,前缘仿生叶片在低进速、中进速和高进速情况下均有助于提升导管桨的敞水性能系数,但提升效果并不大,最高只有3%左右,大多数工况下均在2%以下。分开来看,仿生桨I型在全进速系数下对水动力的提升更加稳定,而仿生桨II型在高进速系数下有较好的适用性。

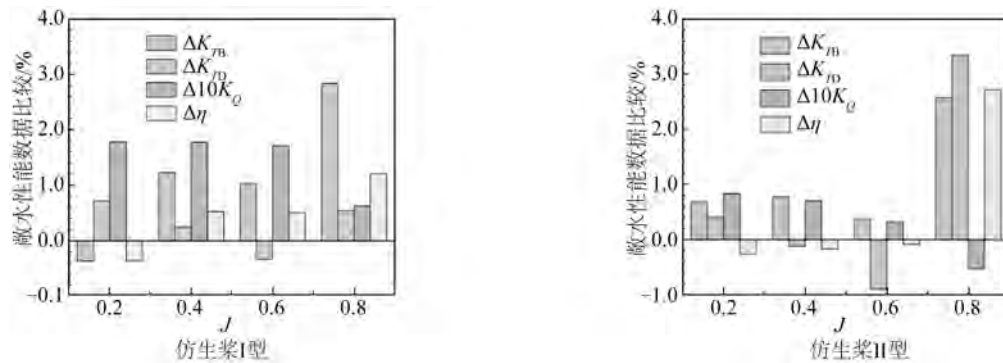


图6 敞水性能对比结果

Fig. 6 Open water performance comparison results

3.2 叶片受力分析

为了研究前缘结节对导管桨叶片受力的影响,应用IDDES湍流模型,并采用瞬态的刚体运动法对原型桨、仿生桨I型和仿生桨II型进行数值模拟。模拟总时长为1.5 s,相当于螺旋桨转22.5圈。分别监测3个桨型在低速重载($J=0.2$)工况下的4个叶片受力情况,发现在全时长内,3个桨型的各个叶片受力及发展基本一致,单叶片受力很快达到稳定,并保持不变,见图7(a)。取导管桨在流场稳定的情况下旋转3圈的时间段 $t=1.2\sim 1.4$ s,对单叶片受力进行放大绘图,见图7(a)。结果表明,3组桨型的叶片推进力基本上是同相位变化的,并且其推力在螺旋桨旋转一周内经历4次波动(螺旋桨旋转一周为0.667 s)。分开来看,2种仿生桨型的叶片受力波动幅值相较于原型桨都有所减少,这表明前缘结节的引入有助于改善叶片所受力的波动。但对于仿生叶片I型,其4个叶片的受力并不完全相等,奇数叶片(叶片1和叶片3)受力较小,而偶数叶片(叶片2和叶片4)受力较大。通过统计计算得到叶片1和叶片4在1.2~1.4 s内的受力时均值,叶片1和叶片4受力时均值分别为32.76 N和32.96 N,将其作差,发现两者的差值占叶片1受力时均值的0.6%,这说明前缘大结节可能会对多叶桨的各叶片载荷分布有细微的影响。初步分析,这是由于较大结节的叶片在结节前后会形成对转涡结构(Favier等^[11]的研究解释了前缘结节引起的对转涡及其发展机理),对转涡的发展会对流场增加扰动,相对于小结节和原型桨,大结节仿生桨对桨叶旋转区域流场流动的影响较大,流场的影响反过来作用在叶片上,对各个叶片的压力面和吸力面的压力影响不完全相同(区别于原型桨),则表现为影响了各个叶片的载荷分布,更加精细的机制分析有待进一步研究。为了更加直观地观察各桨型桨叶受力波动的数据,将各桨型每个叶片受力的最大值和最小值做差,得到其受力波动的幅值,并进行统计,见图7(b)。结果表明前缘结节的引入可以有效降低叶片受力波动的幅值,并且两种仿生桨型的改善效果相当。

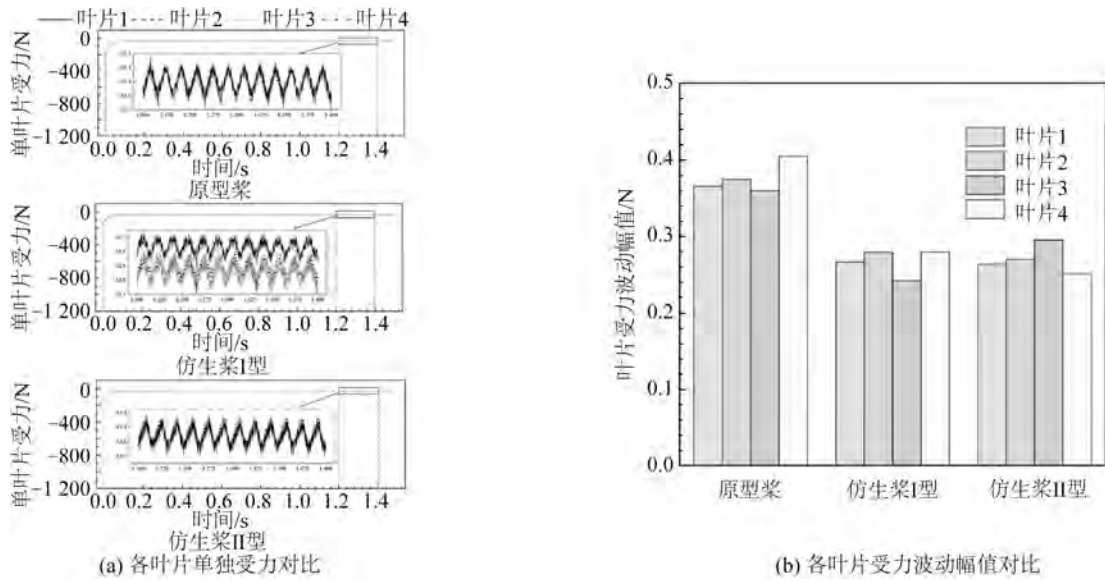


图 7 各叶片单独受力对比和受力波动幅值对比

Fig. 7 Comparison of the individual force and fluctuation amplitude of each blade

为观察前缘结节的引入对导管桨单个叶片受力的频域影响,将受力曲线进行快速傅里叶变换,得到其频域分布。定义叶片通过频率为 f_b ,表示有叶片通过流场中同一个点的频率,由于导管桨的转速为 15 r/s,那么叶片通过频率 f_b 为 60 Hz。将傅里叶变换得到的频率进行无量纲化处理,即 ff_b 作为横坐标,傅里叶变换的幅值作为纵坐标绘图,见图 8。

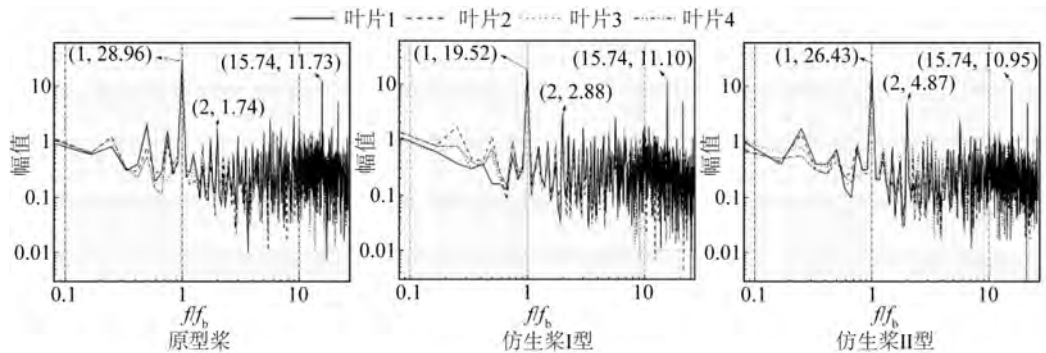


图 8 各叶片受力频域对比

Fig. 8 Comparison of the force frequency of each blade

整体来看,前缘结节的引入对导管桨叶片受力的主要频率影响不大,并未改变其主要峰值分布,3种桨型的叶片受力主峰值均在叶片通过频率 f_b ,第二峰值 $15.74f_b$ 和第三峰值 $2f_b$ 也都相同。前缘结节的引入对于主频率下的峰值有较大的影响,其中仿生桨I型有效地降低了主频率的峰值,从28.96降到了19.52,第二频率的峰值也有所下降,从11.73降到了11.10,但会稍微增加处于 $2f_b$ 的第三峰值,从1.74增到2.88。仿生桨II型也降低了主频率和第二频率的峰值,分别从28.96和11.73降到了26.43和10.95,但是也增加了处于 $2f_b$ 的第三峰值,从1.74增到了4.87。直观来看,大结节仿生桨,即仿生桨I型对优化叶片受力的峰值效果更好,两种仿生桨都会少量增加处于 $2f_b$ 的第三峰值,且大结节仿生桨的增加较少。

进一步对3种桨型叶片合推力进行了时频统计。在导管桨旋转的三周内,3种桨型的叶片所受合推力结果见图9,结果表明仿生桨I型在低速重载情况下略微降低了叶片推力,而仿生桨II型则提升了一些。

将时域的结果进行快速傅里叶变换(FFT),得到其对应的频域分布结果,见图10。结果表明,前缘结节的引入对导管桨叶片整体受力的主要频率影响不大,并未改变其主要峰值分布,主要频率和单叶片主要频率相似,主频率为叶片通过频率,即 f_b ,其余峰值均分布在叶片通过频率的倍频上,即 nf_b ,由主频率峰值部分的放大图可以看出,前缘结节的引入可以有效地降低叶片合力的主频率峰值,并且大结节,即仿生桨I型对优化叶片合力的FFT峰值效果更好,从676.38降到了428.84。

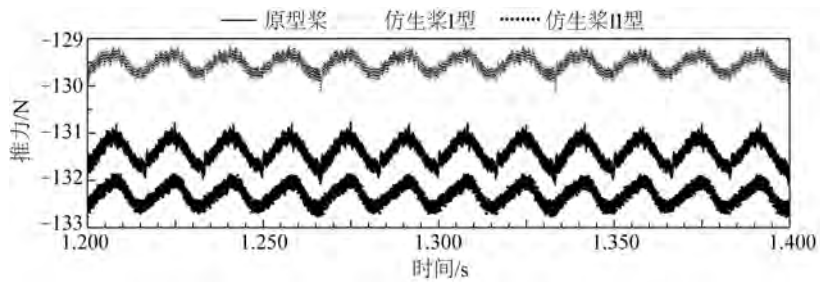


图9 3种桨型叶片合力时域对比

Fig. 9 Time domain comparison chart of resultant force of three propeller blades

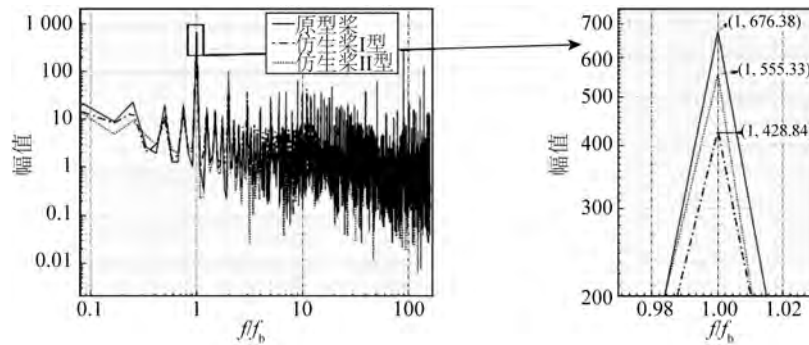


图10 3种桨型叶片合力频域对比

Fig. 10 Comparison of the resultant force of three types of blades in frequency domain

3.3 尾流场分析

为了研究前缘结节对导管桨尾流场的影响,基于IDDES湍流模型和瞬态的刚体运动法对3种叶片形状的导管桨进行了流场仿真模拟,进速系数仍然设置为0.2,表明3种桨型都处于低速重载的情况,这种工况下尾流场中的相邻梢隙涡互感现象更为明显,并且导管外边缘涡在低速工况下生成较少,对尾流的影响很小,更容易进行尾部流动的分析。

流场的整体网格和尾流处的加密网格见图5(b),对导管桨尾流处进行的局部加密使得尾流部位的流场细节更容易被捕捉到,足够长的加密区域保证了模拟的准确性,能够更接近于导管桨的真实流动。为研究前缘结节对导管桨尾流场物理量分布的影响,取 $y=0$ 截面进行流场速度和压力的绘制,并进行无量纲化处理。

3种桨型的尾流场速度分布见图11(a)。结果表明3种导管桨均在导管和桨叶后方有明显的高速区,并且存在大量的高速和低速速度漩涡,这是由于尾流场梢隙涡结构影响了其速度分布。但不同的是,3种桨型的尾流速度稳定区并不一致,稳定速度区定义为在流动区域的边缘没有出现非常紊乱的速度变化边界,尾流处的高速区和外部的低速区有明显和清晰的边界。直观来看,仿生桨I型的稳定速度区是最长的,到 $x=4.15D$ 的区域,而原型桨次之,到 $x=3.35D$ 的区域。仿生桨II型反而减短了尾流稳定速度区,仅到 $x=2.0D$ 的区域。上述边界均在图11(a)中用线条标示。这表明大的前缘结节在低速重载工况下对导管桨的尾流优化作用更好,而小的前缘结节对尾流有一定的扰动作用。

3种桨型的尾流场压力分布见图11(b),同样地,取 $y=0$ 截面进行尾流场压力分布的绘制,并进行无量纲化处理,获得尾流场压力系数的分布。对比结果表明,3种桨型尾流破碎区域的分布与不稳定速度区的分布基本一致,仿生桨II型的尾流最早发生破碎,在 $x=1.6D$ 部位,其次是原型桨,在 $x=3.7D$ 部位,仿生桨I型的尾流最晚发生破碎,在 $x=5.2D$ 部位,在此之前的尾流压力场均处于相对稳定阶段,梢隙涡的低压区域和相邻的高压区域比较明显,并且可以较好地辨识。以上流动边界均在图11(b)中标示。

更进一步地,从流动近场进行分析,结果表明,在低速重载工况下,前缘结节对导管桨尾部相邻梢隙涡的互感影响很大,3种桨型的近场相邻两梢隙涡配对和合并的压力区域均在图11中标示,结果表明前缘结节对互感过程的影响有限,但对合并形成的新的相邻梢隙涡的二次互感有着很大的影响。对于原型桨,二次配对后两涡并未完全合并,而是一同向下游发展,如图12所示,这表明原型桨在此工况下经历二次互感后,

尾流发展并不稳定。而仿生浆I型中大前缘结节的应用提高了二次互感的稳定性,仿生浆I型中经过一次合并后的梢隙涡,在其二次配对后完全合并,向下游稳定发展,因此其尾流破碎阶段较晚。相反地,仿生浆II型的引入导致二次互感现象消失,梢隙涡在一次合并后已经不稳定发展并破碎。为了更进一步研究其现象和机理,后续将对3种导管浆涡结构的演化进行分析。

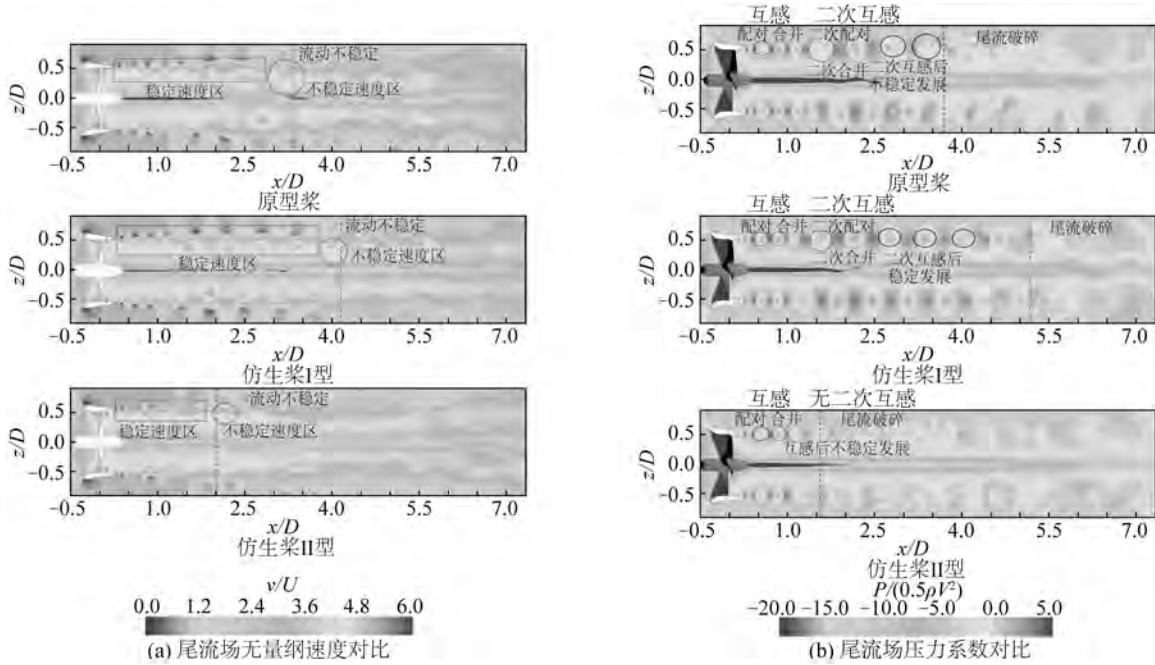


图 11 尾流场无量纲速度和压力系数对比

Fig. 11 Comparison chart of dimensionless velocity and pressure coefficient of wake field

3.4 涡结构分析

为探究前缘结节对导管浆尾流涡结构细节及其演化的影响,进一步研究其对导管浆尾流不稳定性影响机制,在计算稳定后,尾流场的发展已经足够充分,对3种桨型的数值模拟结果进行可视化处理,采用 $Q=5\ 000\ s^{-2}$ 等值面对3种导管浆尾流的涡结构进行捕捉,并取导管浆旋转一周内的4个尾流场快照进行绘图,对应时刻分别为 $T_0, T_0+T/3, T_0+2T/3, T_0+T$, 从而捕捉一完整旋转周期内尾流场涡结构的演化情况及其细节。

原型浆尾流场涡结构演化见图12。大体来看,尾流场的演化分为3个区域:稳定阶段、稳定互感阶段、不稳定阶段。在 T_0 时刻, $x=0.7D$ 左右,相邻两梢隙涡开始配对,并且两者的距离开始缩短,在 $x=0.8D$ 左右,两涡由于互感发生缠绕合并,继续向下游发展,由于导管浆采用的是四叶构型,所以在最初有4条涡丝,由于两两合并,所以这样的互感涡丝共有两条,首先平稳地向下游过渡,在 $x=0.8D$ 到 $x=1.5D$ 区域内,两两合并形成的两条涡丝稳定向后发展,在 $x=1.5D$ 附近,可以明显观察到这段涡丝已经受相邻涡丝的干扰,开始出现波动和弯曲的形状,在 $x=1.5D$ 之后,可以看到在该时刻这段涡丝开始断裂,虽然仍在和另一条涡丝进行二次互感,但并未有明显的缠绕合并现象,两条涡丝相互靠近并互相干扰,并伴随着大量二次涡结构的产生和脱落,形成了两涡不稳定互感区域,即在 $x>1.5D$ 区域,为不稳定阶段。在 $T_0+T/3$ 及后续时刻,同样可以观察到两涡第一次互感的两两配对和合并,尾流也同样被划分为稳定阶段、稳定互感阶段和不稳定阶段。但在 $T_0+T/3$ 时刻,合并后的两涡干扰现象有了不同的发展,在 $x=1.5D$ 附近,黑色圆圈标注的位置,相较于 T_0 时刻,两涡互感的不稳定性增强,表现在两条涡丝都开始有明显而剧烈的波动,互相靠近、并且开始有明显的变形。到了 $T_0+2T/3$ 时刻,这种不稳定性表现得更加剧烈,并且发生了质的变化,由于不稳定互感,两条互感的涡丝中,其中一条已经存在断裂的现象,并且因此开始产生大量的二次涡结构,而另一条的波动也已经变得十分剧烈。到了 T_0+T 时刻,即一个新的旋转周期开始,此时断裂的这条涡丝已经基本完全破碎,并产生大量的二次涡,随着另一条涡丝向下游发展。另一条涡丝也很快变得不稳定并产生断裂和破碎,约在 $x=3.5D$ 处,随后,尾流变成完全不稳定阶段。

仿生桨I型的尾流场涡结构随时间的演化见图13。不同于原型桨,带大前缘结节的仿生桨I型的尾流场演化可以分为4个区域:稳定阶段、稳定互感阶段、二次互感阶段和不稳定阶段。相比于原型桨,仿生桨I型的二次互感阶段较为稳定,并且两条涡丝可以较完全地合并。在 T_0 时刻,比原型桨更靠前,在 $x=0.4D$ 左右,相邻两梢隙涡开始配对,两者的距离很快地缩短,在 $x=0.55D$ 左右,两涡由于互感发生缠绕合并,继续平稳地向下游过渡,在 $x=0.55D$ 到 $x=1.4D$ 区域内,两两合并形成的两条涡丝稳定向后发展,在 $x=1.4D$ 到 $2.3D$ 之间,是二次互感、配对和缠绕合并发生的区域,可以明显观察到两条涡丝相互干扰,很快地相互靠近并缠绕合并,形成一条新的涡丝向下游继续发展。但这条涡丝的稳定性的并不好,在 $x=2.3D$ 附近,二次互感合并形成的涡丝开始断裂,但是仍在继续向下游发展,到 $x=3.2D$ 附近,可以观察到有明显的二次涡结构的产生,随后伴随着断裂的涡丝继续发展,尾流完全变为不稳定阶段。

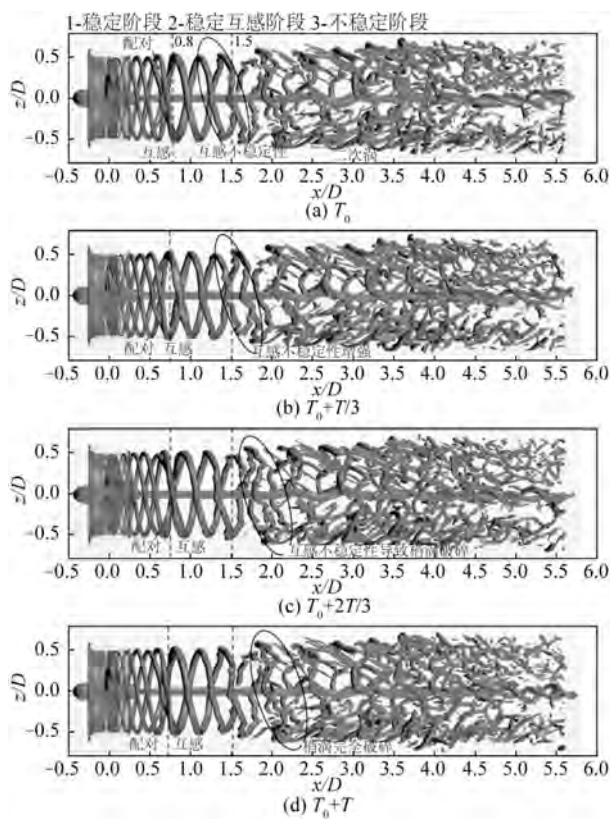


图12 原型桨旋转一周内尾流泄涡时域演化
($Q=5\ 000\ \text{s}^{-2}$)

Fig. 12 Evolution of wake vortex within one revolution of the original propeller ($Q=5\ 000\ \text{s}^{-2}$)

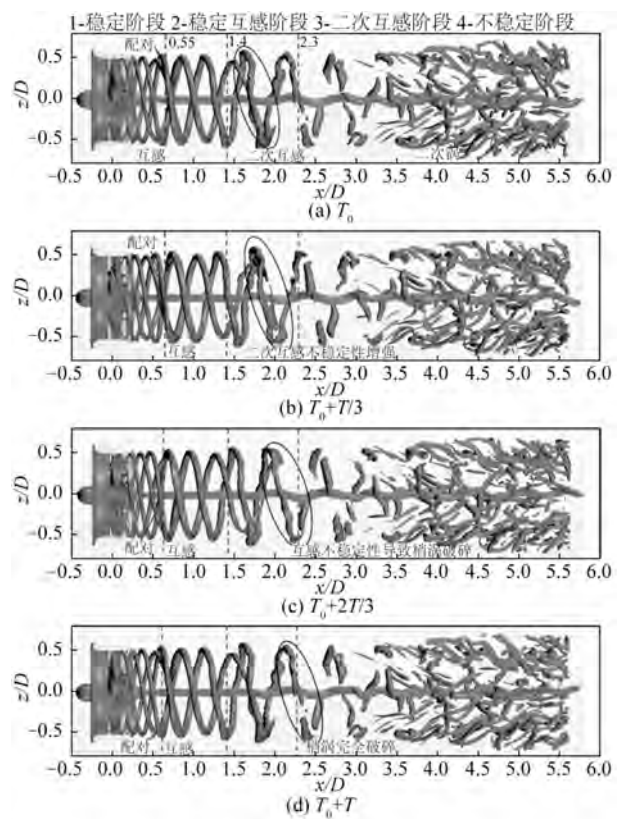


图13 仿生桨I型旋转一周内尾流泄涡时域演化
($Q=5\ 000\ \text{s}^{-2}$)

Fig. 13 Evolution of wake vortex within one revolution of the bionic propeller I ($Q=5\ 000\ \text{s}^{-2}$)

相较于原型桨,大前缘结节的引入在低速工况下有助于提升尾流的稳定性,并且这种稳定性的提升大多体现在提升了相邻两涡的互感不稳定性上。在流场中的细节表现为:引入大前缘结节后,导管桨尾流的两涡互感现象更容易发生,在第一次互感现象中,仿生桨I型的两涡合并提前到了 $x=0.55D$ 处,原型桨为 $x=0.8D$ 处,而第二次互感现象的差别更加明显,仿生桨I型的两涡迅速配对,并于 $x=1.7D$ 发生了稳定的合并,而原型桨的两涡在 $x=1.7D$ 左右相互干扰,不够靠近,无法进行合并,后续则发生了断裂,并未形成稳定的互感现象。

仿生桨II型的尾流场涡结构随时间的演化见图14。尾流场的演化也可以大致分为3个区域:稳定阶段、不稳定互感阶段、完全不稳定阶段。在 T_0 时刻, $x=0.7D$ 左右,相邻梢隙涡开始配对,并且相互之间的距离开始缩短,但在这之后,并未发生明显的两涡缠绕合并现象,在 $x=0.7D$ 到 $x=1.3D$ 区域内,相邻涡丝由于发生不稳定的互感现象而产生不规则的波动,即长波不稳定性,并且这种不稳定性越向下游越严重,本来位于前方的涡丝由于波动反而落后于后一个涡丝,这种现象又称为蛙跳。随后,在 $x=1.3D$ 附近,可以观察到有的涡丝已经在中间部位发生断裂,在 $x=1.5D$ 之后,大量紊乱的二次涡结构慢慢产生并脱落,随着断裂的涡丝继续向下游发展,随后,互感不稳定性导致梢隙涡完全破碎,尾流处于完全不稳定状态。

结果表明,小结节在文中所采用的导管浆应用中,在低进速情况下不利于提升尾流稳定性。这是由于小结节的采用影响了相邻两涡的互感现象,使得第一次互感现象并未发生两涡合并,因此在不稳定互感现象的发展中,涡丝提早发生断裂,尾流很快进入了完全不稳定阶段。

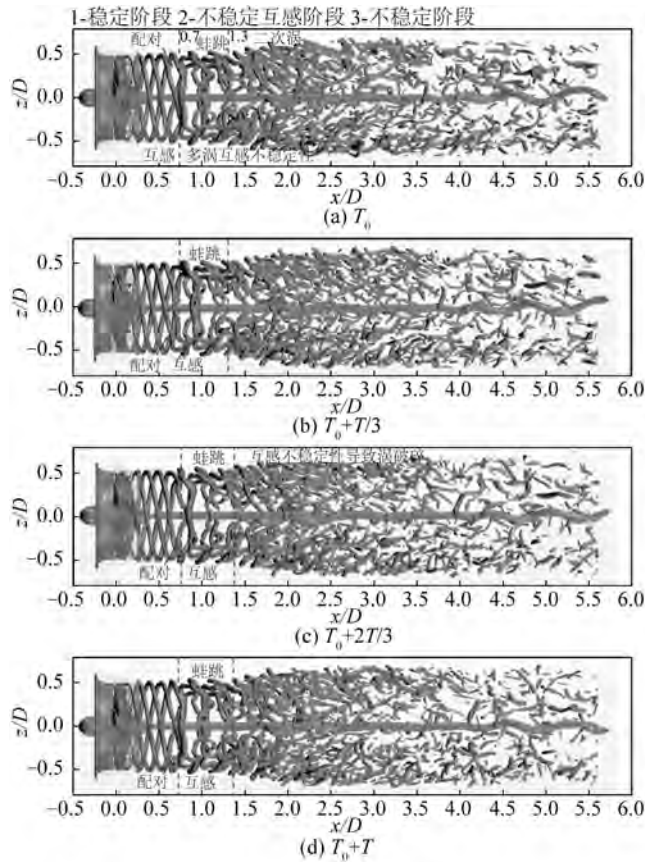


图 14 仿生桨II型旋转一周内尾流泄涡时域演化($Q=5\ 000\ \text{s}^{-2}$)
 Fig. 14 Evolution of wake vortex within one revolution of the bionic propeller II ($Q=5\ 000\ \text{s}^{-2}$)

3.5 尾流功率谱密度分析

为了探究前缘结节对尾流场能量演化以及尾流不稳定性的量化影响,在导管浆尾流部位设置系列测点 P_1 、 P_2 和 P_3 ,其横纵坐标参数见图 15,分别为近场、中场和远场测点。监测在尾流发展稳定阶段,即 1.2 s 到 1.4 s,导管浆共旋转 3 圈的时间间隔内,3 种桨型导管浆对应测点的湍流动能随时间变化曲线。

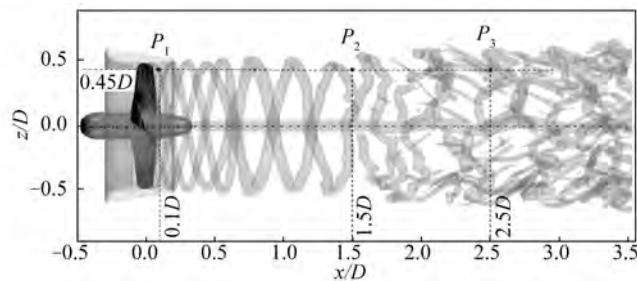


图 15 尾流近场、中场、远场测点分布
 Fig. 15 Distribution map of near-field, mid-field and far-field measurement points of wake

对获得的测点湍动能时历分布进行能量谱密度(PSD)分析,得到如图 16 近场测点 P_1 、图 17(a)中场测点 P_2 、图 17(b)远场测点 P_3 的无量纲频率—能量谱密度曲线,从而研究前缘结节对尾流场能量频率分布的影响规律。

图 16 结果表明,前缘结节的引入对叶顶间隙附近流场湍动能的主频率分布影响不大,尖峰频率均是处于叶片通过频率 f_b 及其倍频,但对于峰值有一定的影响,小结节会略微增加 PSD 的峰值,而大结节会使该峰值有所降低,从 5.3×10^{-6} 降低到 4.2×10^{-6} ,这表明大结节可以提升近尾流场的能量利用率。

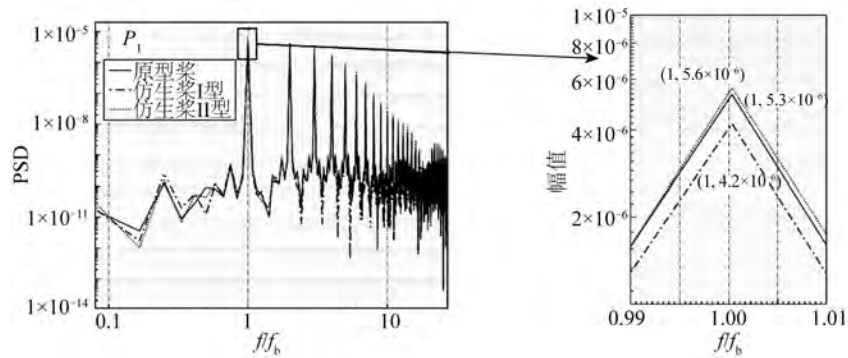


图 16 近场测点功率谱密度

Fig. 16 Near-field measuring point power spectral density

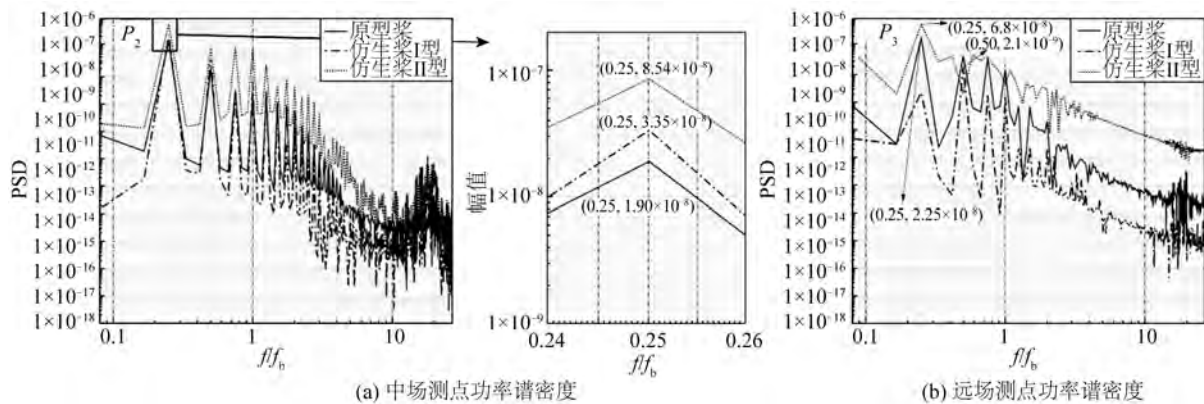


图 17 中场及远场测点功率谱密度

Fig. 17 Mid-field and far-field measuring point power spectral densities

图 17(a)中 P_2 中场测点的 PSD 分析表明,尖峰频率均是处于叶片通过频率 f_b 及其 0.25 倍频、0.50 倍频和 0.75 倍频,而主频率均是 $0.25f_b$,这表明在中场正在发生两涡配对、合并等互感现象,这与前面尾流场的泄涡分析一致。分开来看,仿生桨 II 型在中场的各频率能量分布峰值均比较高,这意味着在尾流中有更多的能量损失,并且其尾流更加不稳定,这与前面尾流场物理量和泄涡分析所得的结论是一致的。而仿生桨 I 型在 $0.25f_b$ 处的尖峰峰值也高于原型桨,这表明其中场能量频率分布集中于低频,而在较高频率的能量分布,可以看出仿生桨 I 型的值普遍低于原型桨,更低于仿生桨 II 型,这表明大前缘结节对尾流能量回收效果较好。

图 17(b)远场测点的 PSD 分析表明,原型桨和仿生桨 II 型的能量分布主频率在 $0.25f_b$ 处,而仿生桨 I 型的能量分布主频率转移到了 $0.50f_b$ 处,这意味着仿生桨 I 型在测点 P_3 所处的位置发生两涡二次合并,与尾流场泄涡分析所得结论一致。在峰值对比上,仿生桨 I 型的能量密度尖峰最小,为 2.1×10^{-9} ,而原型桨和仿生桨 II 型对应的最大峰值分别为 2.25×10^{-8} 和 6.8×10^{-8} 。同时,尾流场普遍的峰值分布显示,仿生桨 I 型的能量谱密度最低,原型桨次之,最高的是仿生桨 II 型,这表明大的前缘结节在低进速工况下,对所研究的导管桨型的尾流能量分布及其尾流不稳定性有较好的优化和提升作用。

4 结 语

通过改变导管桨叶片导边的线形,构建了 2 种拥有不同大小前缘结节的仿生桨,对低速重载工况下常规导管桨和上述 2 种仿生叶片导管桨进行了数值模拟,结合 IDDES 湍流模型和瞬态的刚体运动法对流场细节进行模拟,并捕捉了 3 种桨型各叶片受力及其合力,进行了叶片受力的时频分析,对尾流场物理量及泄涡情况进行了详尽的研究分析,并进行了近场、中场和远场测点的能量谱密度分析,阐述了前缘结节及其形状对导管桨尾流能量分布及压力脉动的影响规律。更进一步地,对前缘结节影响尾流的机理进行了深入分析,主要结论总结如下:

1) 前缘结节的引入可以有效降低单个叶片受力波动的幅值,2 种仿生桨型的改善效果相当。并且前缘结节的引入可以有效地降低叶片合力的主频率峰值,大的前缘结节对优化叶片合力的 FFT 峰值效果更好。

2)大前缘结节的引入在低速工况下有助于提升尾流的稳定性,这是由于其降低了相邻两涡的互感不稳定性。引入大前缘结节后,导管桨尾流的第一次互感现象更早发生,而第二次互感现象相对稳定,因此尾流场也较为稳定。

3)小前缘结节在文中所采用的导管桨应用中,在低进速情况下不利于提升尾流稳定性,小结节的采用影响了相邻两涡的互感现象,使得第一次互感现象并未发生两涡合并,因此尾流场稳定性变差。

4)大的前缘结节在低进速工况下,对文中所研究的导管桨型的尾流能量分布及其尾流稳定性有较好的优化和提升作用,表现在:在近场可以有效降低主频率的PSD峰值,在中场可以普遍降低PSD在各频段的数值,在远场可以改善PSD频率分布并降低峰值。

参考文献:

- [1] 陈泽梁,朱超,施用山,等. 简易导管三叶可调螺距螺旋桨系列[J]. 海洋工程, 1991, 9(1): 23-32. (CHEN Zeliang, ZHU Chao, SHI Yongshan, et al. Numerical simulation of the tip leakage flow in a ducted propulsor based on the RANS method [J]. The Ocean Engineering, 1991, 9(1): 23-32. ((in Chinese))
- [2] 梅蕾,周军伟,倪豪良. 大螺距对转导管螺旋桨的水动力分析[J]. 中国舰船研究, 2016, 11(5): 42-47, 54. (MEI L, ZHOU J W, NI H L. Hydrodynamic forces of contra-rotating ducted propeller with large pitch-of-ratio [J]. Chinese Journal of Ship Research, 2016, 11(5): 42-47, 54. ((in Chinese))
- [3] WIDNALL S E. The stability of a helical vortex filament[J]. Journal of Fluid Mechanics, 1972, 54(4): 641-663.
- [4] FELLI M, CAMUSSI R, DI F F. Mechanisms of evolution of the propeller wake in the transition and far fields [J]. Journal of Fluid Mechanics, 2021, 682: 5-53.
- [5] AHMED S, CROAKER P, DOOLAN C J. On the instability mechanisms of ship propeller wakes [J]. Ocean Engineering, 2020, 213: 107609.
- [6] LI Han, HUANG Qiaogao, PAN Guang, et al. Wake instabilities of a pre-swirl stator pump-jet propulsor [J]. Physics of Fluids, 2021, 33: 085119.
- [7] POSA A, BROGLIA R, BALARAS E. Instability of the tip vortices shed by an axial-flow turbine in uniform flow [J]. Journal of Fluid Mechanics, 2021, 920: doi:10.1017/jfm.2021.433.
- [8] WANG Lianzhou, WU Tiecheng, GONG Jie, et al. Numerical simulation of the wake instabilities of a propeller [J]. Physics of Fluids, 2021, 33: 125125.
- [9] GONG Jie, DING Jiangming, WANG Lianzhou. Propeller-duct interaction on the wake dynamics of a ducted propeller [J]. Physics of Fluids, 2021, 33: 074102.
- [10] 邹琳. 波浪型结节改形风机翼型的气动性能研究 [J]. 流体机械, 2012, 40(3): 27-31. (ZOU Lin. Numerical study of aerodynamic characteristics on the wind turbine airfoil with leading and trailing edges protuberances [J]. Fluid Machinery, 2012, 40(3): 27-31. ((in Chinese))
- [11] FAVIER J, PINELLI A, PIOMELLI U. Control of the separated flow around an airfoil using a wavy leading edge inspired by humpback whale flippers [J]. Comptes Rendus Mécanique, 2012, 340: 107-114.
- [12] SUN Shuai, ZHI Yuchang, LI Xiang, et al. Numerical investigation on cavitating wake dynamic of a propeller with bionic tubercle leading-edge [J]. Ocean Engineering, 2022, 252: 111240.
- [13] STARK C, SHI W C, TROLL M. Cavitation funnel effect: bio-inspired leading-edge tubercle application on ducted marine propeller blades [J]. Applied Ocean Research, 2021, 116: 102864.
- [14] SPALART P R, DECK S, SHUR M L, et al. A new version of detached-eddy simulation, resistant to ambiguous grid densities [J]. Theoretical and Computational Fluid Dynamics, 2006, 20(3): 181-195.
- [15] CAO Liushuai, HUANG Fenglai, WAN Decheng, et al. Vortical structures and wakes of a sphere in homogeneous and density stratified fluid [J]. Journal of Hydrodynamics, 2021, 33(2): 207-215.
- [16] SHUR M L, SPALART P R, STRELETS M K, et al. A hybrid RANS-LES approach with delayed-DES and wall-modelled LES capabilities [J]. International Journal of Heat and Fluid Flow, 2008, 29(6): 1638-1649.
- [17] 盛振邦,刘应中. 船舶原理 [M]. 上海:上海交通大学出版社, 2009: 177-188. (SHENG Zhenbang, LIU Yingzhong. Principle of naval architecture [M]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University Press, 2009: 177-188. ((in Chinese))
- [18] NEGRATO C. Prediction of the performance of ducted propellers with BEM and hybrid RANS-BEM methods [D]. Delft: Delft University of Technology, 2015.
- [19] ZHANG Xidi, CAO Liushuai, WAN Decheng, et al. Prediction of open water performance of a ducted propeller by RANS and DES methods [C]//Proceedings of the 31st International Ocean and Polar Engineering Conference, Rhodes, Greece. 2021: 2907-2913.