

端板对叶梢负载桨空化性能影响数值分析^{*}

王文全¹, 赵雷明², 马开放², 王超²

(1. 中国船舶及海洋工程设计研究院, 上海 200000;

2. 哈尔滨工程大学 船舶工程学院, 黑龙江 哈尔滨 150001)

摘要: 为了探究端板对尾流收缩叶梢负载 (CLT) 桨空化性能的影响, 基于Star-ccm+软件对CLT (Contracted and loaded tip) 桨P1727的端板变参数模型进行了空化计算, 计算采用DDES湍流模型和Schnerr-Sauer空化模型, 通过对E779A标准模型桨进行计算, 验证了该方法的有效性。研究表明: 桨叶表面空化区域与低压区域基本一致, 空化区域的范围与推力损失程度呈正相关变化趋势; 在端板有效抑制梢部绕流的情况下, 端板长度和宽度对CLT桨的敞水性能和空化特性影响微弱; 端板倾角对敞水性能和空化特性影响较大, 倾角越大, 推力和扭矩越大, 空化发生时推力衰减程度越大。

关键词: 叶梢负载桨; 端板; 空化; 螺旋桨; 变参数分析

中图分类号: U664.33 文献标识码: A 文章编号: 1001-4055 (2021) 09-2145-07

DOI: 10.13675/j.cnki. tjjs. 200659

Effects of End Plate on Cavitation Performance of Contracted and Loaded Tip Propeller

WANG Wen-quan¹, ZHAO Lei-ming², MA Kai-fang², WANG Chao²

(1. Marine Design and Research Institute of China, Shanghai 200000, China;

2. College of Shipbuilding Engineering, Harbin Engineering University, Harbin 150001, China)

Abstract: In order to explore the effects of the end plate on the cavitation performance of the contracted and loaded tip (CLT) propeller, the cavitation characteristics of the end plate variable parameter model of the CLT propeller P1727 based on the commercial fluid software Star-ccm+ were calculated. Using the DDES turbulence model and the Schnerr-Sauer cavitation model, the effectiveness of the method is verified by the cavitation calculation of standard model propeller E779A. Studies have shown that the cavitation area on the blade surface is basically the same as the low pressure area, and the range of the cavitation area is positively correlated with the degree of thrust loss. When the end plate effectively suppresses the flow around the tip, the length and width of the end plate make little difference on the open water performance and cavitation characteristics of CLT propeller. The end plate inclination has a greater impact on the open water performance and cavitation characteristics. The greater the inclination angle, the greater the thrust and torque, and the greater the thrust attenuation when cavitation occurs. The research results can provide a reference for the design of the end plate of the CLT propeller.

Key words: Contracted and loaded tip propeller; End plate; Cavitation; Propeller; Variable parameter analysis

* 收稿日期: 2020-08-30; 修订日期: 2020-10-19。

基金项目: 国家自然科学基金 (51679052); 装备预研重点实验室基金 (6142223180210)。

作者简介: 王文全, 博士, 高工, 研究领域为船舶总体技术。

通讯作者: 王超, 博士后, 副教授, 研究领域为船舶推进性能与节能技术。

引用格式: 王文全, 赵雷明, 马开放, 等. 端板对叶梢负载桨空化性能影响数值分析[J]. 推进技术, 2021, 42(9):2145-2151. (WANG Wen-quan, ZHAO Lei-ming, MA Kai-fang, et al. Effects of End Plate on Cavitation Performance of Contracted and Loaded Tip Propeller[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2021, 42(9):2145-2151.)

1 引 言

提升船舶推进效率有助于降低船舶的航运成本。常规螺旋桨为减弱梢涡空化的影响,通常在桨叶梢部进行卸载,并因梢部绕流和周向诱导速度等因素导致螺旋桨推进效率降低,为改善螺旋桨梢部做功情况,尾流收缩叶梢负载(CLT)螺旋桨应运而生。

CLT桨的端部较常规桨多出一个偏向桨叶压力面的端板,隔开了桨叶两面的压力场,减弱了梢部绕流,增加了吸力面与压力面之间的压差,同时减小了水动力螺距角,从而使CLT桨具有推力大、效率高以及空化特性良好等优点,被广泛应用于船舶推进领域。国内外已有众多学者针对CLT桨展开研究,Daniele等^[1]运用试验和数值模拟结合的方法,对CLT桨的敞水性能、空化特性和尾流场进行了分析研究,运用LDV技术发现了CLT桨端板和随边会卸出螺距不同的两股梢涡。Stefano等^[2]运用不同的数值方法并结合空泡试验对CLT桨的空化特性展开研究,指出CLT桨两股梢涡的互感效应可能对螺旋桨的噪声和脉动压力特性造成影响。随后Stefano等^[3-5]运用BEM方法和RANS方法针对CLT桨的优化设计展开研究,提出了光滑端板的新型CLT桨,并对端板的几何形状进行分析。Dong等^[6]采用RANS方法对CLT桨的尺度效应展开了研究,发现常规桨尺度修正方法不完全适用于CLT桨。Amadeo等^[7]对CLT桨叶表面的层流到湍流过渡现象进行了数值研究,提出了新的转捩模型用于CLT桨表面流场预报,其效果通过试验验证。国内亦有众多学者针对CLT桨展开研究,罗奕鑫等^[8]运用势流方法基于升力线理论和动量定理对CLT桨的设计方法展开研究,并根据设计工况提出了相应的修正方法。张睿^[9]对CLT桨的实船试验展开分析,并对采集的试验数据进行修正。

综上所述,国内外针对CLT桨的水动力性能、空化特性和尾流场进行了较为细致的研究,但就端板对CLT桨性能的影响机理研究较少。为探讨端板对CLT桨空化性能影响规律,本文基于DES湍流模型针对P1727桨的变参数模型展开计算分析,总结端板参数对CLT桨空化性能影响规律,以辅助CLT桨的设计优化。

2 计算方法

2.1 DDES方法

计算流体力学方法已广泛应用于螺旋桨性能求

解问题,在网格精炼细化之后,湍流模型的选择直接影响数值模拟结果的准确性^[10]。分离涡模拟(DES)是一种对湍流进行混合建模的方法,通过壁面距离与网格间距的大小关系进行区域划分,在边界层和非稳态分离区域分别运用RANS模拟和LES模拟,能够有效地捕捉流体流经固体表面时的分离现象。本研究采用更为精确的DDES方法。DDES模型引入了延迟因子,能够在一定程度上消除空间加密导致的边界模糊影响,提升计算精度^[11]。针对螺旋桨空化预报这种大雷诺数下的流体模拟问题(模型桨雷诺数约 10^6 ,实桨雷诺数约 10^7),相较LES方法而言,采用DDES方法能够有效减少边界层的网格数量,节省计算时间,提升计算效率,同时比RANS方法更好地捕捉流体中的涡结构,模拟湍流能力更强^[12]。DDES方法运用各向异性线性力算法(ALF)生成流场中的湍流波动,采用SST $k-\omega$ 湍流模型来封闭N-S方程进行求解。

2.2 Schnerr-Sauer空化模型

采用Schnerr-Sauer空化模型^[13]对气泡增长率(半径变化率)进行建模,该空化模型基于气泡动力学Rayleigh-Plesset简化方程并忽略气泡增长加速、粘性效应和表面张力效应的影响,模型可对气泡增长率和塌陷率进行比例缩放。其中,气泡增长速度可由式(1)得到。

$$v_r = \sqrt{\frac{2}{3} \left(\frac{p_{\text{sat}} - p}{\rho_l} \right)} \quad (1)$$

式中 v_r 为气泡增长速度, p_{sat} 为饱和压力, p 为周围液体压力, ρ_l 为液体密度。

2.3 几何模型及数值模拟设置

CLT桨和常规桨的几何差异主要体现在桨叶梢部,与常规桨不同,CLT桨在梢部存在一个偏向叶面的端板(叶梢后倾值剧烈变化),本文计算采用的CLT桨为ITTC推荐的国际标模P1727桨,桨模直径 $D=0.2386\text{m}$,桨叶数 $Z=4$,毂径比为0.154,盘面比为0.442,几何模型如图1所示^[13]。

为探究端板对CLT桨空化性能的影响,在P1727桨的基础上对端板进行变参数建模,形成9个模型并进行相应标注,如图2所示,图中 L 、 θ 和 B 分别对应变长度、倾角和宽度,且编号越大对应变化程度越大。

本文对不同CLT桨模型空化计算工况均是相同的,螺旋桨的转速为 $n=18\text{r/min}$,进速系数 $J=0.65$,进口来流速度为 $v=2.79162\text{m/s}$,水的密度 997.561kg/m^3 ,

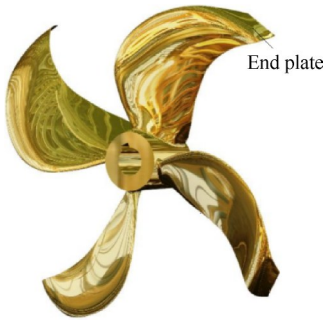


Fig. 1 P1727 model

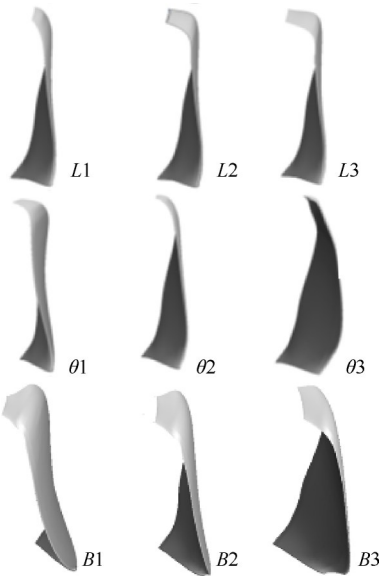


Fig. 2 End plate changing models

空泡数 1.06, 时间步为 $308.64\mu s$, 对应螺旋桨旋转 2° , 每个时间步内迭代 5 次。

参照文献[14]进行计算域划分和网格生成, 计算域由流体域和旋转域两部分组成, 进口边界为速度进口, 距离桨中心 $3D$, 出口边界为压力出口, 距离桨中心 $5D$, 旋转域直径 $1.2D$, 螺旋桨旋转采用滑移网格, 旋转域与流体域之间创建交界面来传递数值信息, 计算域的划分如图 3 所示。

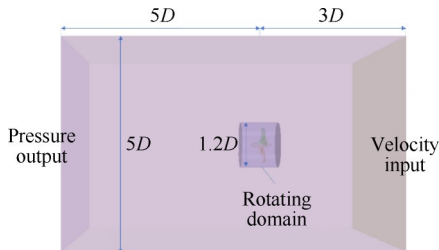


Fig. 3 Calculating region divided

网格划分采用 Star-CCM+ 嵌入的网格生成器, 边界层为棱柱层网格, 旋转域和流体域为六面体网格,

Y^+ 为 $0.8\sim 1$, 满足 DDES 方法的要求。 $X=0$ 与 $Y=0$ 网格截面如图 4 所示。

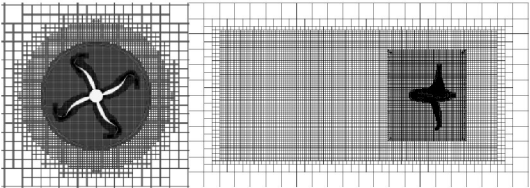


Fig. 4 Meshing

2.4 有效性验证

为了验证本文计算方法的有效性, 需将本文空化计算结果与试验值进行对比, 考虑到 P1727 桨的空化试验数据较少, 比对验证存在困难, 便选用与 P1727 直径大小相近的 E799A ($D=0.227m$) 螺旋桨进行验证, 该桨为空化计算标准螺旋桨, 试验数据丰富可靠。

对于 E779A 的空化预报, 国际上已经有较多的数值模拟^[15-17] 试验, 本文在计算前做了调研, 发现 DDES 湍流模型和 Schnerr-Sauer 空化模型较为通用, 且已经有了精确的计算结果作为支撑, 因此本文同样采取此两种模型作为计算模型。

对于网格的选取, Rijpkema 等^[18] 在对 E779A 桨的水动力性能及空泡预报中, 选取了 5 套网格进行了不确定性分析, 得出在 $Y^+ < 1$ 和网格数量为 860 万时, 可以获取准确的敞水性能和与试验一致的空泡分布。因而, 本文选用类似的网格开展空泡计算, 网格数量为 867 万, Y^+ 为 $0.8\sim 1$, 网格划分如图 5 所示。计算结果和试验结果如图 6 所示, 由图 6 可知, 本文方法计算得到的空泡分布与试验结果基本一致, 验证了本文方法的有效性。

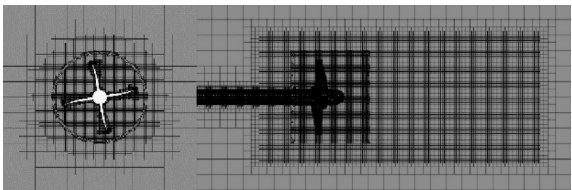


Fig. 5 Meshing

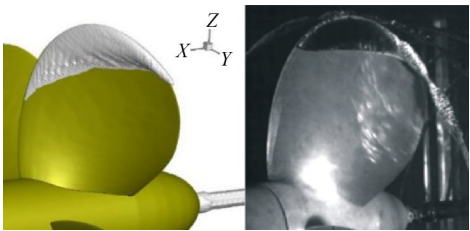


Fig. 6 E779A calculation model

3 端板对 CLT 桨空化特性影响

3.1 端板长度对 CLT 桨空化特性的影响

螺旋桨的负荷与空化特性密切相关,进行空化计算之前,首先对 P1727 桨与 E779A 桨进行对比,发现两桨 $0.7R$ (R 表示半径) 处的等尺度叶剖面相似,螺距角 β 径向分布趋势相同,如图 7 所示,而后采用文献[14]中的方法对 CLT 桨的敞水性能进行计算,经验证该计算方法准确有效,计算结果如图 8 所示。之后运用本文方法分别对桨 $L1$, $L2$ 和 $L3$ 进行空化计算,如图 9 所示,图 9(a) 和图 9(b) 分别为桨叶表面压力分布云图和桨叶表面空化等值面图。

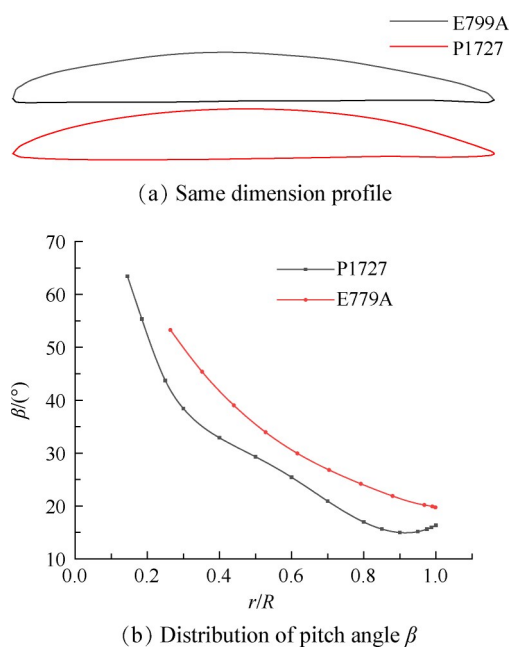


Fig. 7 Parameters comparing of P1727 and E779A

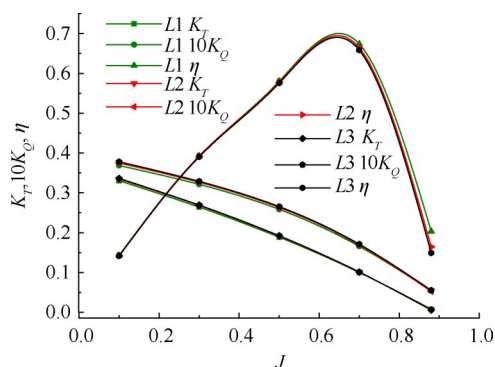


Fig. 8 Open-water charts of length changing end plate

从图 8 可以看出,端板长度对 CLT 桨敞水性能的影响微弱,推力和扭矩并未随端板长度的增加而增加,端板增长部分未产生升力,可以认为 3 个桨叶不同径向位置的叶剖面做功和负载情况是一致的,同

时考虑到 3 个桨叶的剖面形式是相同的,由此可推测不同端板长度的 CLT 桨在空化特性方面是相似的,图 9(b) 的结果也证实了这一点。从图 9(b) 中可以看出 (汽体体积分数 $\alpha=0.3$),三个桨叶的空化区域基本是一致的,主要集中在桨叶外半径靠近随边的 $3/4$ 区域内。与图 6 对比,CLT 桨的空化区域与 E779A 的空化区域有所区别,E779A 的空化起始发生在导边,在假设排除运转环境影响因素前提下,这种区别可能是由于螺旋桨几何形状不同造成的。图 7(a) 为两桨 $0.7R$ 处的等尺度叶剖面,图 7(b) 为两桨螺距角径向分布,由图 7 可知,E779A 叶剖面导边更显钝厚,P1727 桨叶剖面拱度和厚度分布更为平缓,且在相同径向位置 E779A 的螺距角大于 P1727 桨的螺距角,来流攻角较大,导致 E779A 桨的导边附近负压很高,空泡急剧产生,相应的 P1727 桨叶剖面攻角较小,导边未出现负压峰(图 9(a) 所示),压力最低处大致出现在最大厚度附近并产生空泡。对比图 9(b) 和图 9(a),可以发现桨叶叶背低压区域(约 -9kPa)与叶背空化区域的分布是一致的,并且随着端板长度变短低压区域有发展的趋势,端板最短的 $L1$ 桨其空化区域较其它两桨稍大, $L2$ 和 $L3$ 两桨空化区域基本一致,端板对于改变梢部绕流有着极为明显的影响,在端板有效抑制梢部绕流的情况下,端板长度对 CLT 桨的空化性能影响微弱。

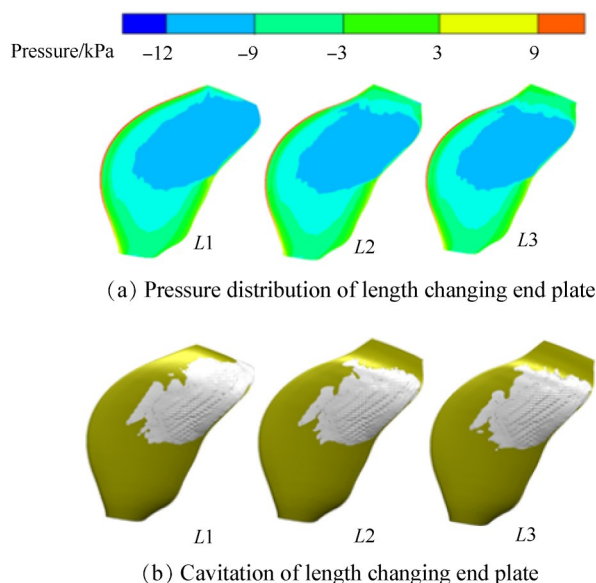


Fig. 9 Calculation model of length changing end plate

尽管在敞水条件下端板长度对 CLT 桨的水动力性能影响较小,但在空化条件下,这种影响会增加。表 1 为桨 $L1$, $L2$ 和 $L3$ 在进速系数 $J=0.65$ 条件下有无

空化时的推力系数 K_T 对比。由表 1 可知,随着螺旋桨空化发生,其推力系数明显下降,但不同端板长度的螺旋桨推力下降程度不同,随着端板长度减少,推力损失程度呈增加趋势。特别的,空化区域较大的 L1 桨推力损失接近 10%,约为其余两桨的 2 倍,这可能是因为当空化发生时,桨叶梢部的流场波动更为剧烈,较短的端板不能有效地阻挡桨叶两侧的流场进行能量交换,导致推力损失更大,而 L2 和 L3 两桨的推力损失相差不大,这表明 CLT 桨的端板长度不应过短,防止空化发生时造成较大的推力损失。

Table 1 Thrust comparing of length changing end plate

Propeller type	Cavitation K_T	Non-cavitation K_T	Thrust loss/%
L1	0.1121	0.1240	9.59
L2	0.1192	0.1253	4.89
L3	0.1205	0.1258	4.27

3.2 端板倾角对 CLT 桨空化分布的影响

与端板长度计算情形类似,图 10 为不同端板倾角 CLT 桨 $\theta 1, \theta 2$ 和 $\theta 3$ 敞水性能计算结果,图 11(a) 和 11(b) 分别为叶背压力分布云图和空化分布云图。

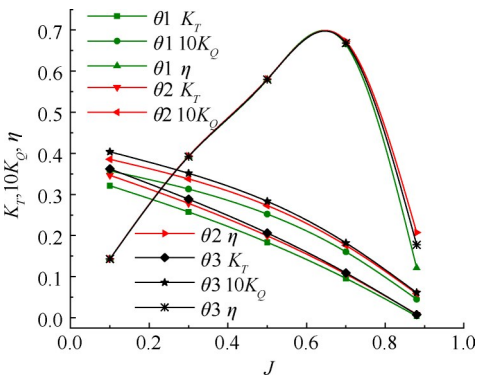


Fig. 10 Open-water charts of inclination changing end plate

由图 10 可知,端板倾角对 CLT 桨的敞水性能影响很大,尽管敞水效率在最佳效率点附近变化不大,但随着倾角的增大,CLT 桨的推力和扭矩增加明显。这是因为增加端板倾角的同时会增大螺旋桨的直径,导致螺旋桨的做功范围增大,桨叶梢部载荷发生变化,由此可能导致螺旋桨的空化特性产生改变,从图 11(b) 的空化计算结果来看,叶背空化区域范围随着端板倾角增加有着明显扩大,倾角最大的 $\theta 3$ 空化面积超过 $\theta 1$ 空化面积 2/3,对比图 11(a) 可以发现,叶背低压区随着倾角增大有着明显的发展趋势,空化分布情况与低压区的分布基本一致,造成这种现象

的原因是桨叶梢部的负载增加,低压区扩展,并且随着端板倾角增加,端板对桨叶两侧的绕流抑制作用减弱,梢涡增强,导致桨叶空化区域扩大。

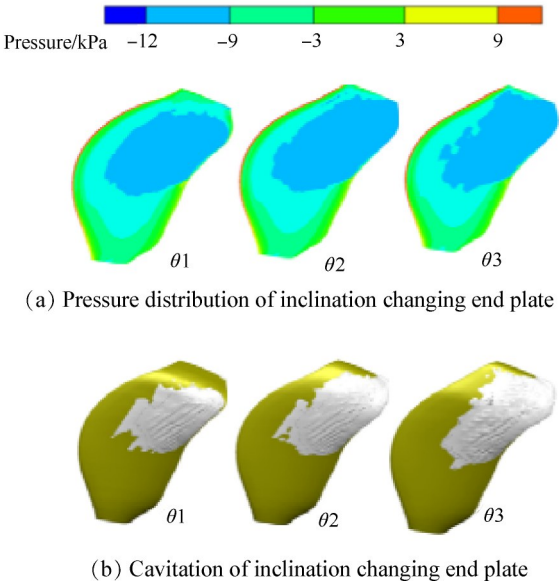


Fig. 11 Calculation model of inclination changing end plate

与表 1 类似,表 2 为 $\theta 1, \theta 2$ 和 $\theta 3$ 在有无空化时推力系数对比,显然,空化降低了螺旋桨的推力系数。对比表 1 和表 2 可以看出,空化范围越大,推力损失越大,叶背空化特性较端板倾角变化更为敏感, $\theta 2$ 和 $\theta 3$ 在空化条件下的推力损失都超过了 10%,尽管从推力角度而言,增大端板倾角有利于提升推力,但端板倾角的增加容易导致梢部绕流的不稳定,在空化发生时造成较大的推力损失。

Table 2 Thrust comparing of rake changing end plate

Propeller type	Cavitation K_T	Non-cavitation K_T	Thrust loss/%
$\theta 1$	0.1154	0.1194	3.38
$\theta 2$	0.1171	0.1313	10.81
$\theta 3$	0.1181	0.1351	12.58

3.3 端板宽度对 CLT 桨空化分布的影响

图 12 和图 13 分别为不同端板宽度 CLT 桨 B1, B2 和 B3 的敞水性能曲线和空化状况图,与端板长度变化情形类似,对比图 12 和图 8 可以发现,端板宽度的变化同样对 CLT 桨的敞水性能影响微弱,并基于同样的原因可以推测不同端板宽度的 CLT 桨空化特性是相似的。由图 13 可以发现,改变端板的宽度对 CLT 桨叶背的空化区域影响不大。

表 3 为不同端板宽度 CLT 桨 B1, B2 和 B3 在有空

化及无空化时的推力系数对比。表3的结果表明,三者的推力损失相差不大,证实了端板宽度对空化特性影响较小这一结论。

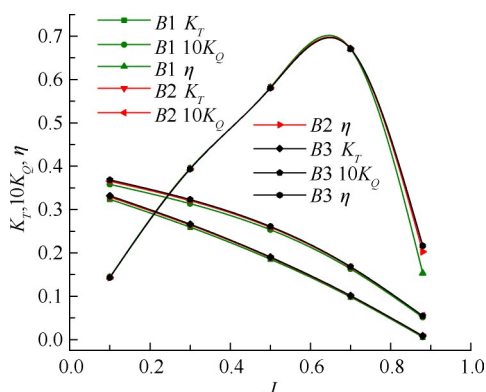


Fig. 12 Open-water charts of width changing end plate

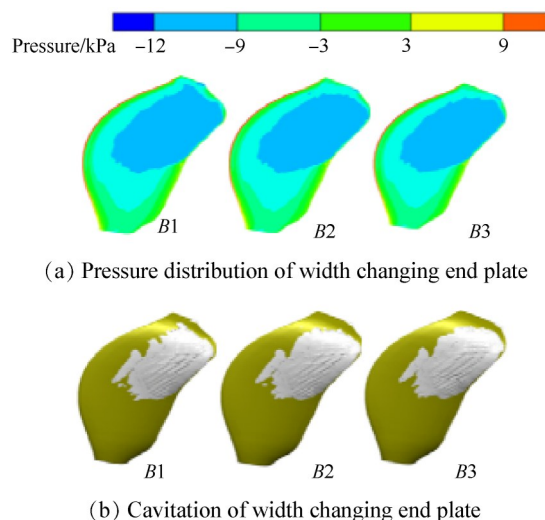


Fig. 13 Calculation model of width changing end plate

Table 3 Thrust comparing of width changing end plate

Propeller type	Cavitation K_T	Non-cavitation K_T	Thrust loss/%
B1	0.1146	0.1217	5.85
B2	0.1153	0.1244	7.32
B3	0.1160	0.1253	7.43

4 结 论

本文基于DDES方法和Schnerr-Sauer空化模型对CLT桨进行空化特性研究,得到了一套可靠的CLT桨空化计算方法,通过对CLT桨端板变参数模型进行空化计算,得到了以下结论:

(1)桨叶表面空化发生区域与低压区域基本一致,表明低压是造成空化的主要原因,空化区域的范围与推力损失程度呈正相关变化趋势。

(2)在端板能够有效抑制梢部绕流的情况下,端板长度和宽度的改变对CLT桨敞水性能以及空化特性的影响较小,若端板长度过小,端板的抑制作用减弱,则在桨叶发生空化时会造成较大程度的推力损失。

(3)端板倾角对CLT桨的敞水和空化特性有着较大的影响,随着端板倾角的增大,CLT桨的推力和扭矩增加明显,并且桨叶低压区域与空化区域逐渐向端板发展趋势,推力损失程度增加。

致 谢:感谢国家自然科学基金、装备预研重点实验室基金的资助。

参考文献

- [1] Daniele B, Stefano B. EFD and CFD Characterization of a CLT Propeller[J]. *International Journal of Rotating Machinery*, 2012, 10(9): 1-22.
- [2] Stefano G, Michele V. Numerical and Experimental Analysis of a CLT Propeller Cavitation Behavior[C]. *Singapore: Proceedings of the 8th International Symposium on Cavitation*, 2012.
- [3] Stefano G, Michele V. A Design by Optimization of Tip Loaded Propellers[C]. *Austin: Fourth International Symposium on Marine Propulsors*, 2015.
- [4] Stefano G, Juan G A. Design of Contracted and Tip Loaded Propellers by Using Boundary Element Methods and Optimization Algorithms[J]. *Applied Ocean Research*, 2015, 55(8): 102-129.
- [5] Stefano G, Juan G A. Design and Analysis of a New Generation of CLT Propellers[J]. *Applied Ocean Research*, 2016, 59(7): 424-450.
- [6] Dong X Q, Li W. 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(12): 186-204.
- [7] Amadeo M G, Leo M. On the Influence of Transition Modeling and Crossflow Effects on Open Water Propeller Simulations[J]. *Ocean Engineering*, 2019, 156(5): 101-119.
- [8] 罗奕鑫,崔承根,廖浔莉. 叶梢带端板螺旋桨的设计[J]. *造船技术*, 1997, 240(8): 18-22.
- [9] 张 睿. CLT螺旋桨实船试验分析[J]. *船舶节能*, 2000, 46(3): 31-36.
- [10] 孙 帅,常 欣,叶礼裕,等. 四桨推进船舶螺旋桨负荷数值计算分析[J]. *哈尔滨工程大学学报*, 2017, 38(9): 1351-1358.

- [11] Menter F R, Kuntz M. Adaptation of Eddy-Viscosity Turbulence Models to Unsteady Separated Flow Behind Vehicles[M]. Berlin: Springer, 2004.
- [12] 龚 杰, 郭春雨, 吴铁成, 等. 基于分离涡模拟方法的导管桨近尾流场及尾涡特性分析[J]. 上海交通大学学报, 2018, 52(6): 674-680.
- [13] Sazhin S S. Advanced Models of Fuel Droplet Heating and Evaporation[J]. *Progress in Energy & Combustion Science*, 2006, 32(2): 162-214.
- [14] 常 欣, 马开放, 王 超, 等. CLT桨的尾流场及梢涡特性数值分析[J]. 华中科技大学学报(自然科学版), 2020, 48(4): 79-84.
- [15] Yilmaz N, Khorasanchi M, Atlar M. An Investigation in-
to Computational Modelling of Cavitation in a Propeller's Slipstream[C]. *Espoo: Fifth International Symposium on Marine Propulsion*, 2017.
- [16] Lloyd T, Vaz G, Rijpkema D, et al. Computational Fluid Dynamics Prediction of Marine Propeller Cavitation Including Solution Verification[C]. *Espoo: Fifth International Symposium on Marine Propulsion*, 2017.
- [17] Shin K W, Andersen P. CFD Analysis of Ship Propeller Thrust Breakdown[C]. *Rome: Sixth International Symposium on Marine Propulsors*, 2019.
- [18] Rijpkema D, Vaz G. Viscous Flow Computations on Propulsors: Verification, Validation and Scale Effects[C]. *London: RINA Marine CFD*, 2011.

(编辑:朱立影)