

考虑能量传递效率的水翼空蚀数值预测分析

耿琳琳^{1,2} 方海渊² 曹彦涛³ 郑恩慧³ 李 宁¹

(1. 中国船舶及海洋工程设计研究院喷水推进技术重点实验室, 上海 200111;

2. 江苏大学流体机械工程技术研究中心, 镇江 212013;

3. 中国船舶科学研究中心船舶振动噪声重点实验室, 无锡 214082)

摘要: 准确表征易空蚀区域是水力机械设计及其提高其工作寿命的有效措施,也是空蚀数值预测的关键难点。采用基于密度修正的 SST $k-\omega$ 湍流模型及 Sauer 空化模型对 NACA0009 三维扭曲水翼进行非定常空化数值计算,通过对比空穴脱落频率及实验中空穴瞬态特征验证了当前空化模拟的准确性。并考虑能量传递效率构建了空蚀能量从流场空间辐射至壁面的能量传播关系,从而预测出壁面空蚀载荷。通过对比不同瞬时时刻的壁面空蚀能量及空蚀载荷发现:由于空蚀载荷综合考虑了全流场空间中空蚀能量对于壁面的侵蚀影响,预测出了更大范围的空蚀强度覆盖区域;时均 12 个周期内每个瞬态时间步所产生的壁面空蚀强度,进而得到了壁面时均空蚀强度分布,并将空蚀能量与空蚀载荷得到的壁面时均空蚀强度与空蚀实验结果对比发现,基于能量传递效率预测得到的时均空蚀载荷覆盖区域与实验结果更加吻合,确定了能量传递效率在空蚀数值预测中的必要性。

关键词: NACA0009 三维扭曲水翼; 能量传递效率; 空蚀能量; 空蚀载荷

中图分类号: TK72

文献标识码: A

文章编号: 1000-1298(2025)05-0361-09

OSID:



Numerical Prediction Analysis of Cavitation Erosion of Hydrofoils Considering Energy Transfer Efficiency

GENG Linlin^{1,2} FANG Haiyuan² CAO Yantao³ ZHENG Enhui³ LI Ning¹

(1. Science and Technology on Water Jet Propulsion Laboratory, Marine Design and Research Institute of China, Shanghai 200111, China

2. Research Center of Fluid Machinery Engineering and Technology, Jiangsu University, Zhenjiang 212013, China

3. Key Laboratory on Ship Vibration and Noise, China Ship Scientific Research Center, Wuxi 214082, China)

Abstract: Accurately predicting the erosion regions is always a challenging point of numerical cavitation erosion simulation, which is beneficial for designing and extending the lifespan of the hydraulic machinery. The density-corrected SST $k-\omega$ turbulence model and the Sauer cavitation model were used to simulate the unsteady cavitation around NACA0009 3D twisted hydrofoil. The accuracy of the current numerical method was verified by comparing the cavitation shedding frequency and transient cavity behaviors in the experiment. Considering the energy transfer efficiency, a propagation relationship of cavitation energy from the flow field space radiation to the wall was constructed, thereby predicting the wall erosion load. By comparing the erosion energy and erosion load on the hydrofoil surface at different instants, it was found that compared with cavitation energy, the erosion load, which comprehensively considered the influence of erosion energy from the whole flow field on hydrofoil surface, predicted a wider coverage erosion area. Moreover, the average wall surface erosion intensity distribution was obtained. By time-averaging the wall surface erosion intensity solved from each instantaneous time step within 12 cycles, and by comparing the average wall surface erosion intensity obtained from the erosion energy and erosion load with the experimental erosion results, it was demonstrated that the erosion area predicted by time-averaged erosion load was more agreeable to the experiment result, indicating that it was necessary to consider the energy transfer efficiency when predicting cavitation erosion.

Key words: NACA0009 3D twisted hydrofoil; energy transfer efficiency; erosion energy; erosion load

收稿日期: 2024-03-08 修回日期: 2024-04-25

基金项目: 国家自然科学基金青年科学基金项目(52409115)、江苏省青年科学基金项目(BK20220538)和喷水推进技术重点实验室开放基金项目(JCKY2024206D002)

作者简介: 耿琳琳(1991—),男,副教授,主要从事水力机械研究,E-mail: 18919992301@163.com

通信作者: 李宁(1983—),男,研究员,主要从事低噪声喷水推进技术研究,E-mail: lining@maric.com.cn

0 引言

空化是一种在流体力学中常见的多相流现象,它通常发生于螺旋桨、水泵和水轮机等流体机械高速流动的位置,当液体在固体表面附近压力骤减时,液体会迅速蒸发并形成气泡。而产生的大量气泡在随流体继续流动的过程中,在压力恢复区域快速溃灭,产生剧烈的微射流和压力波能量。当这些能量作用在机械表面就会导致其表面材料剥离、质量损失等危害。如果空蚀长时间、高频率地作用在叶片泵、螺旋桨等流体机械上,可能导致叶片残缺甚至断裂^[1-2]。水力机械运转时产生的空化空蚀现象,不但会产生高昂的维修成本,而且会对水力机械的安全高效运行造成严重的负面影响。因此,基于空蚀数值预测指导水力机械抗空蚀设计是空蚀防护最有效的途径,针对空蚀数值预测的研究成为近年来的研究热点。

学者基于不同的数值预测方法提出了相应的空蚀预测模型^[3-7]。这些方法主要由于数值算法难、需求计算资源大等问题,目前都很难进行工程化应用^[8-9]。现如今,应用最广泛的空蚀数值预测方法是基于不可压缩均相流模型来模拟空化,然后通过构建空蚀强度表征参数实现空蚀预测。在此基础上,文献[10-12]基于势能假设提出空穴的潜在能量会以高压声波的形式释放,释放的能量传递到固壁表面后对其造成损伤,以此建立了空蚀能量表征参数。文献[13-16]也通过不同假设及流场参数发展了对应的空蚀风险表征方法,然而对比现有的各种空蚀预测方法,学者认为 PATELLA 等建立的空蚀能量表征参数的预测结果与实际更加契合,因此该模型得到更加广泛的应用^[17-22]。

然而,在该模型的应用中,如何准确建立流场空间能量与壁面侵蚀区域的关系成为影响该模型预测准确性的关键性因素。一些学者对此进行了研究^[23-26]。在空蚀数值预测中,仅考虑近壁区空蚀能量,或是综合考虑全流场空蚀能量对壁面空蚀区域预测的影响还有待进一步的研究讨论。

本文基于以上研究现状,对绕三维扭曲水翼的非定常空化流进行数值模拟,以实验结果为验证标准,重点研究能量传递效率对于空蚀预测的影响,旨在分析能量传递效率的必要性,为空蚀数值预测模型的发展提供参考。

1 物理与数值模型

1.1 实验概况与数值计算域

本研究所使用的物理模型为 NACA0009 三维扭

曲水翼,其攻角沿展向变化,水翼的中央处攻角为 11°,向两端延展逐渐减小至 0°。水翼的弦长 c 为 112.5 mm,展向长度为 225 mm。该空蚀实验在中国船舶科学研究中心进行,实验测试段的尺寸为 1 600 mm × 225 mm × 225 mm。实验所对应的非定常云状空化工况流速为 14 m/s,空化数为 1.2。实验中采用高速摄影技术捕捉水翼空化流的瞬时流态,并使用软面法标记易空蚀区域。根据实验工况,得到的空蚀区域如图 1 所示。更详细的实验细节和结果可参考郑恩慧等^[27]的相关研究。

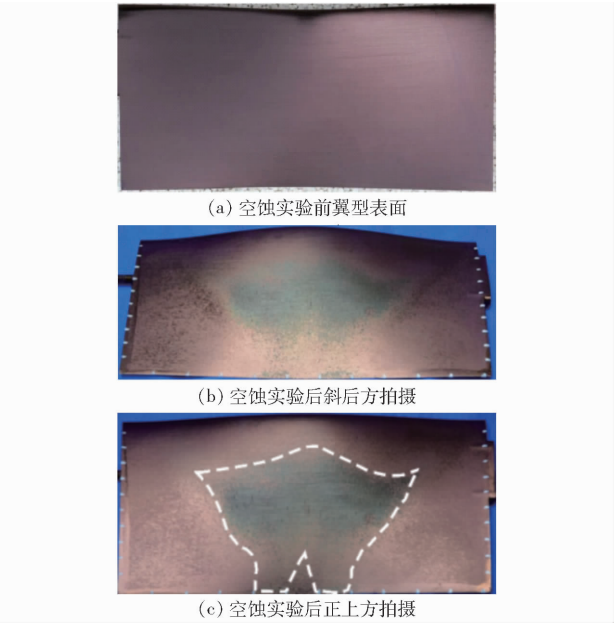


图 1 翼型表面空蚀实验前后对比结果

Fig. 1 Erosion experiment result

针对实验测试段和水翼三维模型,进行了三维计算域划分。如图 2 所示,水翼翼弦中点位于坐标原点,计算域进口到水翼前缘的距离为 $2c$,出口到水翼翼尾缘的距离为 $4.5c$ 。此外,为了节省数值计算资源并考虑到实验几何的对称性,将数值计算域缩小为实验测试段和水翼翼展向的 1/2。

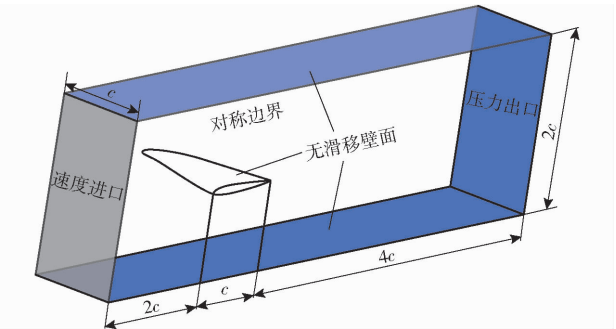


图 2 计算域

Fig. 2 Computational domain

1.2 控制方程与数值设置

本文使用雷诺时均模型来模拟湍流场,并采用均相流模型对空化流进行数值模拟,不考虑相间滑

移速度的影响。因此,数值求解控制方程为

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial t} + \nabla (\rho_m u) = 0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial (\rho_m u)}{\partial t} + \nabla (\rho_m uu) = - \nabla p + \nabla \left[(\mu_m + \mu_t) \left(\nabla u + u \nabla - \frac{2}{3} \nabla u \right) \right] \tag{2}$$

$$\frac{\partial \alpha_v}{\partial t} + \nabla (\alpha_v u) = \frac{\dot{m}}{\rho_v} \tag{3}$$

式中 u ——混合相速度, m/s

p ——混合相压力, Pa

μ_m ——混合相动力粘度, Pa·s

ρ_m ——混合相密度, kg/m³

ρ_v ——气相密度, kg/m³

α_v ——气相体积分数, %

μ_t ——湍流粘度, Pa·s

$\dot{m}$ ——水汽两相质量传输速率, kg/(m³·s)

文献[28-29]发现涡粘模型中基于密度修正的 SST $k-\omega$ 能够更为准确地复现空泡的非定常行为。因此在本文中,仍采用这一模型进行湍流封闭,其定义为

$$\mu_t = f(\rho) \frac{0.31k}{\max(0.31\omega, SF_2)} \tag{4}$$

其中 $f(\rho) = \rho_v + \left(\frac{\rho_v - \rho_m}{\rho_v - \rho_l} \right)^{10} (\rho_l - \rho_v)$ (5)

式中 ρ_l ——液相密度, kg/m³

k ——湍动能, m²/s²

ω ——湍动频率, s⁻¹

S ——应变率不变测度, s⁻¹

F_2 ——混合函数

本文选用 Sauer 模型作为质量传输源相, $\dot{m}$ 定义为

$$\dot{m} = \begin{cases} \frac{\rho_v \rho_l}{\rho_m} \alpha_v (1 - \alpha_v) \frac{3}{R_B} \sqrt{\frac{2}{3} \frac{p_v - p}{\rho_l}} & (p_v > p) \\ \frac{\rho_v \rho_l}{\rho_m} \alpha_v (1 - \alpha_v) \frac{3}{R_B} \sqrt{\frac{2}{3} \frac{p - p_v}{\rho_l}} & (p_v < p) \end{cases} \tag{6}$$

式中 R_B ——空泡半径, m

p_v ——饱和蒸汽压力, Pa

空泡半径与空泡体积分数及气泡数密度有关,在当前的模拟中气泡数密度设置为 1×10^{11} 。饱和蒸汽压力在模拟中设置为 3 000 Pa。

本文使用 ANSYS Fluent 2020R2 进行数值模拟,针对上述控制方程,数值模拟中采用基于压力基的 Coupled 算法处理压力-速度的耦合问题,该方法通过对动量方程中的压力梯度项进行隐式离散,以及对面质量通量进行隐式离散,实现了全隐式耦合。

压力插值格式选用 PRESTO!,在计算梯度项时使用 Least Squares Cell - Based 方法,动量、体积分数、湍流动能、比耗散率均采用二阶迎风格式进行离散,瞬态项采用二阶隐式格式离散。在边界条件的设置中保持与实验一致,即进口设置流速 14 m/s,湍流强度设为 1%;出口采用压力出口,压力根据空化数进行设置,计算域上下表面、一侧端面 and 翼型表面均采用无滑移固壁条件,翼型展向中央所在平面设置为对称面边界。流动介质为水和水蒸气,两相均不可压缩,相应的物理属性如下:水的密度 ρ_l 为 998 kg/m³, 动力粘度 μ_l 为 1.139×10^{-3} Pa·s, 水蒸汽密度 ρ_v 为 0.023 08 kg/m³, 动力粘度 μ_v 为 $9.862 6 \times 10^{-6}$ Pa·s。以定常数值计算结果初始化开展非定常计算,非定常计算数值设置如下:时间步长 Δt 为 0.000 01 s,迭代步数为 30,各个求解参数的收敛精度均为 10^{-5} ,从而保障每一个时间步内得到流场的收敛解。

1.3 空蚀数值预测方法

本文使用 PATELLA 等^[10]提出的流场空蚀能量演化方法进行空蚀能量预测,该模型认为空泡溃灭时释放的压力波是造成空蚀产生的主要原因,基于该假设,流场中空泡群的潜在空蚀能量密度为 e_{pot} ,该能量最终将辐射至材料表面对壁面产生破坏。不过空泡群的潜在能量与最终对壁面产生影响的能量之间存在能量衰减。如图 3^[10]所示, PATELLA 等指出,空泡群的潜在能量 e_{pot} 与实际转化为压力波的能量 e_{wave} 之间的关系为 $e_{wave} = \eta^{**} e_{pot}$,其中, η^{**} 为能量释放效率,其与驱动空泡群溃灭的环境压强及流场中初始的气体压力有关,该效率在 CFD 计算被认为是常数^[30]。而转化为压力波的能量 e_{wave} 在辐射至壁面的过程中也存在明显衰减,最终传递至壁面的空蚀载荷为 e_{load} ,二者的关系为 $e_{load} = \eta^* e_{wave}$,其中 η^* 定义为能量传递效率,该效率取决于溃灭的空泡到固体表面的距离及辐射至壁面时的角度。

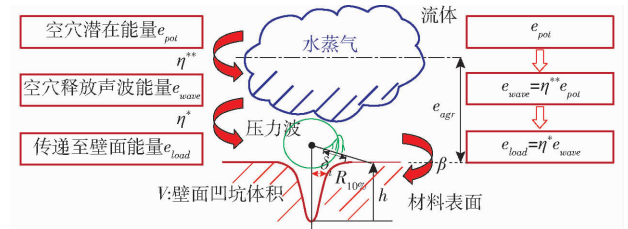


图 3 流场空蚀能量传播

Fig.3 Erosion energy transmission

空穴蕴含的潜在能量 E_{pot} 可定义为作用在溃灭空穴的压力差 Δp 与空穴体积 V_{vap} 的乘积,即

$$E_{pot} = \Delta p V_{vap} = (p_d - p_v) V_{vap} \tag{7}$$

式中 p_d ——驱动压力,Pa

根据式(7),单位体积单位时间内的空穴能量,即空穴潜在能量可表示为

$$e_{pot} = \frac{DE_{pot}/Dt}{V_{cell}} = (p_d - p_v) \frac{D\alpha_v}{Dt} + \alpha_v \frac{Dp_d}{Dt} =$$
$$(p_d - p_v) \left(\frac{\partial \alpha_v}{\partial t} + u \nabla \alpha_v \right) + \alpha_v \left(\frac{\partial p_d}{\partial t} + u \nabla p_d \right) \quad (8)$$

式中 V_{cell} ——网格体积,m³

根据文献[17-18,31]发现式(8)中空穴溃灭时,释放的空蚀能量密度可简化为

$$e_{pot} = (p_d - p_v) \frac{D\alpha_v}{Dt} = (p_d - p_v) \left(\frac{\partial \alpha_v}{\partial t} + u \nabla \alpha_v \right) \quad (9)$$

由于只有当空泡溃灭时才蕴含空蚀能量,即气相体积分数的质点导数小于0($D\alpha_v/Dt < 0$)时,空穴释放能量。而 $D\alpha_v/Dt$ 可通过质量守恒方程(式(1))和气相体积分数输运方程(式(3))推导出

$$\frac{D\alpha_v}{Dt} = \frac{\partial \alpha_v}{\partial t} + u \nabla \alpha_v = \frac{\rho}{\rho_l - \rho_v} \nabla u = \frac{\rho}{\rho_l \rho_v} \dot{m} \quad (10)$$

将式(10)代入式(9)中,可得流场中空蚀能量密度的表达式为

$$e_{pot} = (p_d - p_v) \min \left[\frac{D\alpha_v}{Dt}, 0 \right] =$$
$$(p_d - p_v) \min \left[\frac{\rho}{\rho_l \rho_v} \dot{m}, 0 \right] \quad (11)$$

1.4 能量传递效率 η^*

以上通过式(11)定义了流场中的空蚀能量 e_{pot} ,且由于该能量在流场中释放效率 η^{**} 主要与工况及水质相关,因此在 CFD 计算中可认为该效率为常数,其不影响流场空蚀能量及壁面空蚀载荷分布。在当前的数值模拟中,认为该效率为 1,即 $e_{wave} = e_{pot}$ 。然而能量传递效率对于空蚀载荷的分布存在较大影响。本文基于文献[19]的模型假设,认为空蚀能量在空泡溃灭阶段将以球形波的形式辐射至壁面且假设能量传播速度无限大,则如图 4a 所示,假设流场空间点 $\mathbf{x}_p$ 处在时刻 t 的空蚀能量为 $e_{pot}(\mathbf{x}_p, t)$,该能量在同时刻 t 传播至壁面位置 $\mathbf{x}_s$ 处的空蚀载荷为 $e_{load}(\mathbf{x}_s, t)$,故可得到

$$e_{load} = \eta^* e_{pot} \quad (12)$$

而根据能量球形传播的特点,该能量传递效率与溃灭能量至壁面的距离 $|\mathbf{x}_p - \mathbf{x}_s|$ 及能量辐射至壁面时与壁面所成角度有关。如图 4 所示,壁面微元中心点的坐标为 $\mathbf{x}_s$,且该壁面微元的法向量为 $\mathbf{n}$,则该微元在时刻 t 受到来自空间溃灭点 $\mathbf{x}_p$ 所辐射的能量为

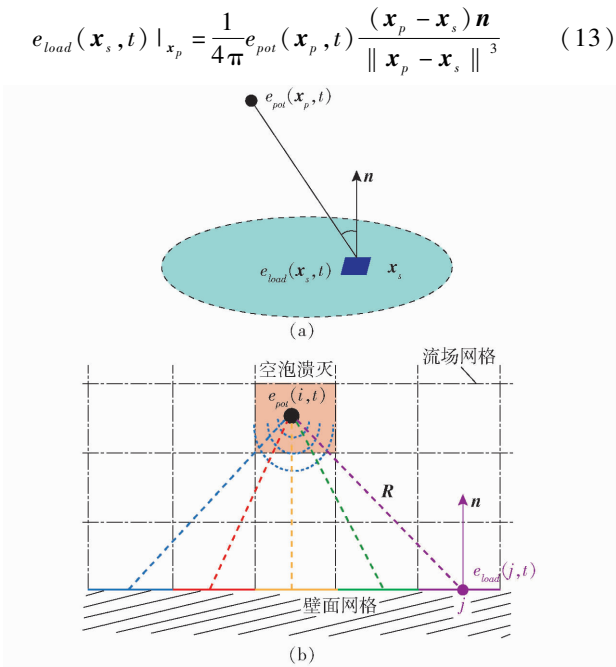


图 4 壁面空蚀强度映射示意图
Fig. 4 Schematics of relationship between erosion density in domain and erosion load on wall

由此,根据以上的模型,在 CFD 数值计算中如图 4b 所示建立流场空蚀能量与壁面空蚀强度能量映射关系,假设在时刻 t ,空间网格单元 i 处监测到空穴溃灭,则此时的空蚀能量密度为 $e_{pot}(i, t)$,该能量将会以球形波的形式向四周辐射,则在时刻 t 壁面网格单元 j 所承受的来自流场空间点 i 的空蚀能量为

$$e_{load}(j, t) | _i = e_{pot}(i, t) \frac{1}{4\pi |R|^2} \frac{Rn}{|R|} \quad (14)$$

式中 R ——空间点 i 到壁面点 j 处的空间向量

此外,在时刻 t 考虑流场空间内所有发生空泡溃灭的网格单元,即将流场中的全部空蚀能量辐射至壁面网格 j 处,由此可得壁面网格单元 j 在时刻 t 所承受来自于整个流场空蚀能量辐射的空蚀载荷为

$$e_{load}(j, t) = \sum_{i=1}^N e_{load}(j, t) | _i =$$
$$\int_V e_{pot}(i, t) \frac{1}{4\pi |R|^2} \frac{Rn}{|R|} dV \quad (15)$$

式中 N ——总网格数目
 V ——整个流场空间网格中产生空蚀能量的网格单元总体积

依照式(15)对翼型壁面所有面网格进行遍历,并将得到的壁面网格承受的空蚀载荷信息储存,从而获取壁面空蚀强度的瞬态空间分布。

为了验证能量传递效率对于空蚀预测的必要性,在下文中将分析基于能量传递效率得到的壁面空蚀载荷 e_{load} 与壁面空蚀能量 e_{pot} 对于表征壁面空蚀区域的影响,再将两种方法的结果进行时均处理,

并与实验结果对照。

2 结果与讨论

2.1 网格无关性验证

采用 ANSYS-ICEM 对扭曲翼型的计算域进行 O-H 型结构化网格划分,且主要对围绕翼型表面的 O 型块区域进行加密。同时,为验证网格无关性,基于相同的块拓扑结构,主要对翼型表面区域进行不同疏密程度的网格加密,3 套网格数据如表 1 所示,基于这 3 套网格进行定常计算,分析不同网格计算得到的翼型升力与阻力。从表 1 可以看出,在同样保证计算收敛精度 10^{-5} 时,3 套网格的升力系

数 C_l 和阻力系数 C_d 均非常接近,通过 ASME 推荐的网格收敛指数 (GCI) 进行网格离散误差分析,得到如表 1 所示的网格收敛指数 GCI_L 及 GCI_D , 其中 GCI_{L12} 和 GCI_{L32} 分别表示由升力系数 C_l 得到的精细网格收敛指数和中等网格收敛指数, GCI_{D12} 和 GCI_{D32} 分别表示由阻力系数 C_d 得到的精细网格收敛指数和中等网格收敛指数,由此可以证明随着网格数的提高,数值计算预测的流场变量值趋于收敛,且网格 2 与网格 3 得到的结果与最终收敛值之间的误差仅小于 0.03%,因此为了平衡计算精度与耗费计算资源的关系,本文选用网格 2 开展后续数值计算,网格 2 如图 5 所示,其壁面 Y^+ 分布如图 6 所示。

表 1 扭曲翼型网格无关性验证结果

Tab. 1 Results of mesh independence study for twisted hydrofoil

方案	网格数	收敛精度	C_l	GCI_L	C_d	GCI_D
1	4 303 200	10^{-5}	0.297 1	GCI_{L12} 为 0.026 5 % GCI_{L32} 为 0.28 %	0.013 51	GCI_{D12} 为 0.006 59 %
2	2 006 400	10^{-5}	0.297 7		0.013 54	GCI_{D32} 为 0.28 %
3	1 105 600	10^{-5}	0.301 2		0.014 09	

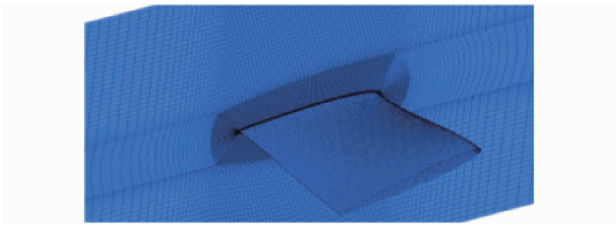


图 5 计算域网格
Fig. 5 Meshing computational domain

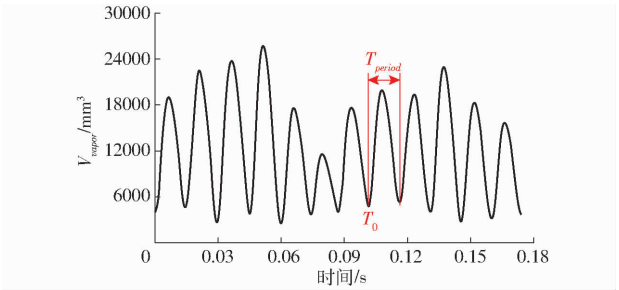


图 7 计算得到的空泡体积随时间演变
Fig. 7 Time evolution of total vapor volume

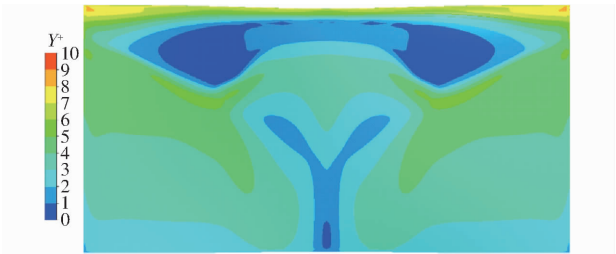


图 6 壁面 Y^+ 分布
Fig. 6 Contour of Y^+ on foil

2.2 数值结果验证

为验证当前数值模拟结果的准确性,通过式 (15) 对整个计算域中的空泡体积分数进行积分,从而得到流场中空泡总体积计算公式为

$$V_{vapor} = \sum_{i=1}^N \alpha_{v-i} V_i \tag{16}$$

式中 α_{v-i} ——网格 i 的气相体积分数
 V_i ——网格 i 的体积

图 7 所示为计算域数值计算得到的流场中空泡总体积随时间的演变,可以发现总的空泡体积随时间呈现出周期性的规则变化,周期 T 约为 14.5 ms,空泡的数值频率为 69 Hz,与实验值 (74.5 Hz) 接近。

此外,为确保当前的数值模拟方法能够复现流场的瞬态特征,图 8 中选取气相体积分数 $\alpha_v = 10\%$ 等值面图作为数值模拟的空化形态,并将其与实验高速摄影结果进行比较。

通过图 8 可以看出,数值模拟较为准确地还原了片状空穴生长、云状空穴脱落及溃灭的瞬态行为,尤其是在时刻 $T_0 + T_{period}/2$,模拟中准确地捕捉到了脱落的云状空穴逐渐演化为 U 型涡,且 U 型涡在向下游运动的过程中于时刻 $T_0 + 2T_{period}/3$,首先从中间断裂溃灭,并最终在时刻 $T_0 + 5T_{period}/6$,运动至翼型尾缘并几乎完全溃灭。通过以上对比可以看出当前的数值结果在捕捉空泡脱落频率及空泡瞬态行为方面均较为准确,因此可以确信采用当前的计算结果足以提供准确的流场信息来开展空蚀预测以及分析能量传递效率对空蚀预测的影响。

2.3 不同时刻壁面空蚀能量及空蚀载荷分析

分析能量传递效率在不同时刻对翼型表面空蚀强度及空蚀区域预测的影响。图 9 分别显示了

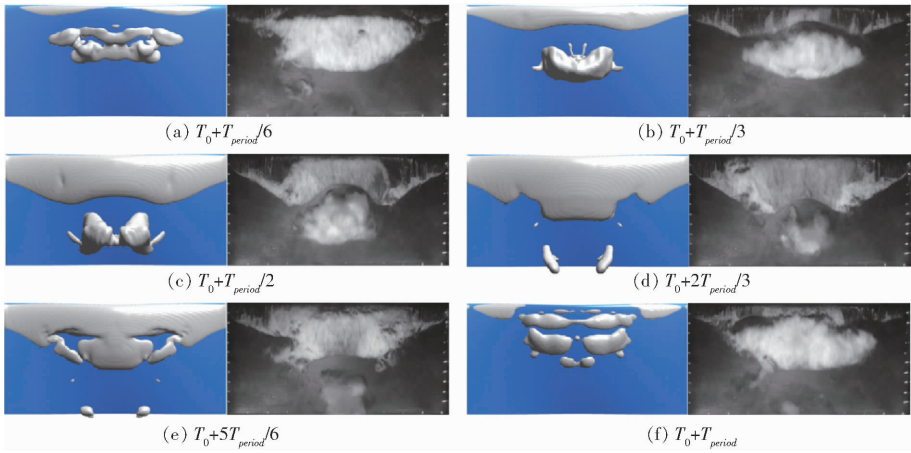


图 8 数值与实验瞬态空化形态比较

Fig. 8 Qualitative comparison of numerical and experimental cavitation patterns

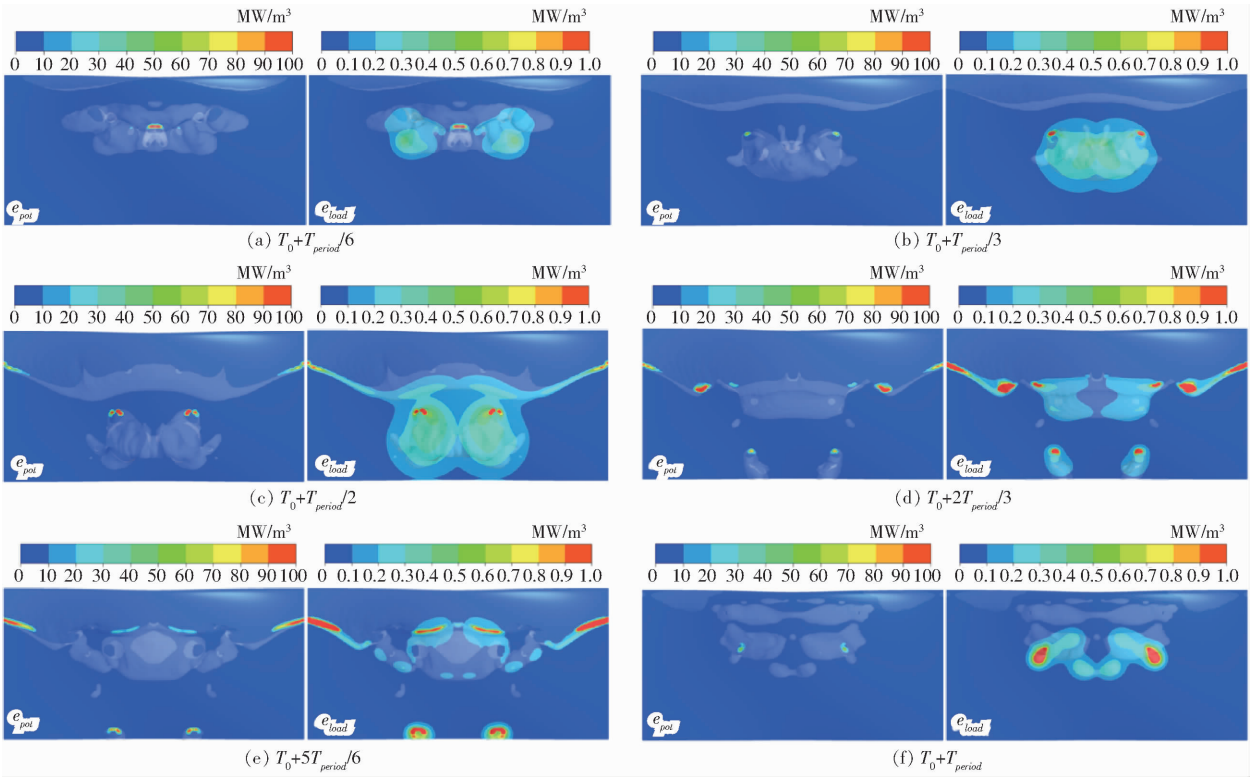


图 9 不同时刻空蚀能量及空蚀载荷对壁面空蚀强度影响的对比

Fig. 9 Comparison of influence of cavitation energy and cavitation load at different time instances on wall surface cavitation intensity

图 8 中 6 个时刻翼型表面空蚀能量 e_{pot} 与空蚀载荷 e_{load} 分布,同时,图 9 中对气体体积分数 $\alpha_v = 10\%$ 等值面做了透明处理,以显示当前时刻空穴瞬时形态。

在 $T_0 + T_{period}/6$ 与 $T_0 + T_{period}/3$ 时刻,片状空穴在翼型前缘开始形成并发展,云状空穴处于发展阶段并随水流向下游移动。在这两个时刻,由于片状空穴刚形成不久,在翼型前缘并没有预测出空蚀强度。而在翼型中部,即云状空穴覆盖区域,空蚀能量 e_{pot} 预测出了一片范围很小但是空蚀强度较高的空蚀区域,其出现的位置在云状空穴与壁面相贴处,而 e_{load} 同样预测出了这一小片高强度空蚀区域,但同时

在该高强度空蚀区域两侧也预测到了较大范围的空蚀强度相对较弱的空蚀载荷。

在 $T_0 + T_{period}/2$ 时刻,片状空穴覆盖的区域进一步增长,并接近其最大值,云状空穴开始呈现出 U 型涡结构并继续向下游流动。此时空蚀能量 e_{pot} 与空蚀载荷 e_{load} 均在片状空穴尾部预测出一定的空蚀强度,但是其覆盖范围不同。 e_{pot} 得到的空蚀区域只出现在翼型两侧的边缘区域,覆盖范围很小,而 e_{load} 在整个片状空穴尾缘都预测到了空蚀强度,其覆盖范围从翼型两侧边缘一直延续到翼型中间部分。在云状空穴部分,两种方法预测出的空蚀强度覆盖区

域特征与前两个时刻相似,即 e_{load} 覆盖范围更大。

在 $T_0 + 2T_{period}/3$ 与 $T_0 + 5T_{period}/6$ 时刻,片状空穴的长度几乎没有变化,而云状空穴已发展为明显的 U 型涡结构,且开始从中间断裂并发生溃灭。这两个时刻空蚀能量 e_{pot} 与空蚀载荷 e_{load} 均在片状空穴的尾部区域以及 U 型涡溃灭的区域预测出了较高的空蚀强度,但是 e_{load} 在片状空穴尾部预测到的空蚀强度覆盖区域比 e_{pot} 大很多。

最后在 $T_0 + T_{period}$ 时刻,回射流及侧向射流与主流在翼型前缘相遇,片状空穴完全被截断,新的云状空穴开始形成。在翼型的前缘部分空蚀能量 e_{pot} 与空蚀载荷 e_{load} 均未预测到空蚀强度,只在翼型的中部,即空穴的后缘部分,预测到了较高的空蚀强度,且与前几个时刻相似, e_{load} 预测到的空蚀强度覆盖范围远大于 e_{pot} 。

通过图 9 的对比可以发现,以上时刻中空蚀载荷 e_{load} 所覆盖的区域明显大于空蚀能量 e_{pot} 所捕捉到的空蚀区域。为了更加方便清晰地观察两种方法的区别,进一步分析能量传递效率对空蚀预测的必要性,如图 10 所示,分别在距离对称边界 0.012 5、0.037 5 m 处选取了两个垂直于翼型展向方向的平行平面 A 和 B,用于纵向观察空蚀能量在流场空间的分布及其对翼型表面空蚀区域的影响。

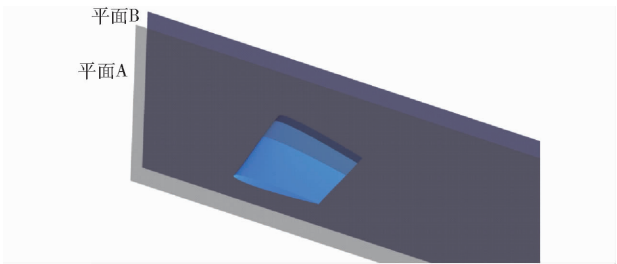
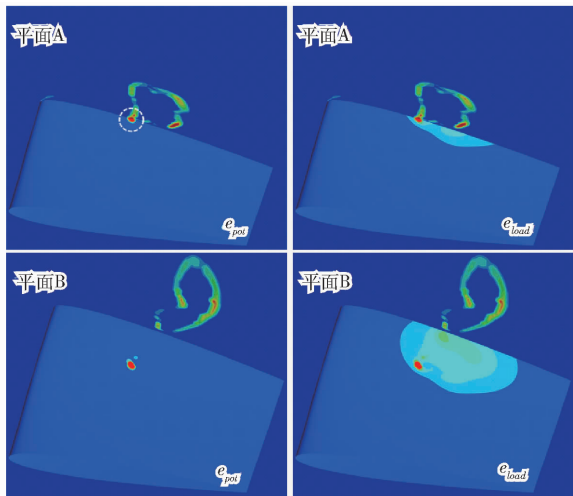


图 10 平面 A 与平面 B 示意图

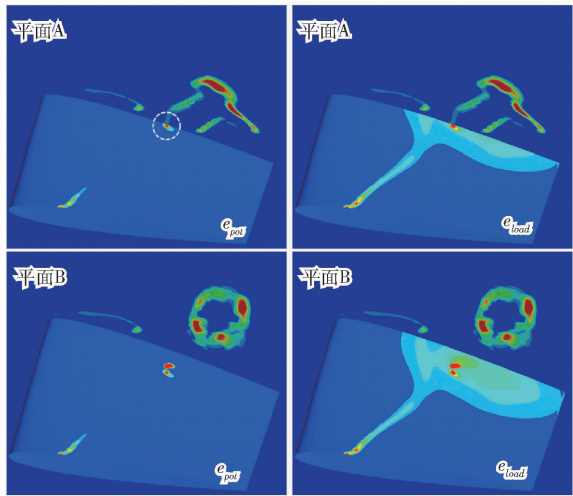
Fig. 10 Schematic of plane A and plane B

图 11 显示了图 10 中所选平面 A、B 在 $T_0 + T_{period}/3$ 和 $T_0 + T_{period}/2$ 时刻,空蚀能量 e_{pot} 与空蚀载荷 e_{load} 分布情况。可以看到,在 $T_0 + T_{period}/3$ 时刻,平面 A 所显示的流体域空间上,空蚀能量仅有很小的一部分与翼型表面直接接触,如图 11a 中白色虚线圈中所示,因此 e_{pot} 也仅在翼型表面此处预测出了较高的空蚀强度,而 e_{load} 预测出的空蚀强度覆盖区域不仅包括了这部分空蚀强度,还有来自流体域空间上空蚀能量映射到壁面上而产生的空蚀强度。而同一时刻,这一现象在平面 B 附近可以更明显地看出。在平面 B 与翼型表面相交处未预测到空蚀能量,因此在该区域的翼型表面, e_{pot} 未捕捉到对应的空蚀强度,而 e_{load} 因为综合考虑了整个流场空间内的空蚀能量,因此在翼型表面预测

出流场空间中空蚀能量辐射至壁面后产生的空蚀载荷区域。



(a) $T_0 + T_{period}/3$



(b) $T_0 + T_{period}/2$

图 11 e_{pot} 和 e_{load} 在平面 A 与 B 上分布情况

Fig. 11 Distribution of e_{pot} and e_{load} on plane A and plane B

在 $T_0 + T_{period}/2$ 时刻,片状空穴尾部的空泡开始溃灭,因此在翼型表面的片状空穴尾部以及云状空穴区域都出现了空蚀强度的分布,此时在平面 A、B 上,片状空穴的尾部溃灭区域均不与翼型表面直接接触,因此 e_{pot} 未能在翼型表面上捕捉到空穴尾部空泡溃灭时释放的能量,而仅捕捉到云状空穴与壁面相交处的空蚀能量。相反,如图 9c、11b 所示, e_{load} 预测出的空蚀强度分布区域覆盖了整个片状空穴尾部区域及云状空穴下部,再次证明了 e_{load} 不仅能够捕捉到壁面上的空蚀能量,而且可以捕捉到来自于整个流场空间内空蚀能量映射至壁面后出现的空蚀载荷强度。

综上可以发现,在壁面空蚀强度的瞬态预测上, e_{pot} 只在空穴与壁面接触的部分预测出分布范围很小的空蚀强度,这种方法明显低估了片状空穴及云状空穴对于翼型表面的空蚀影响,反观使用 e_{load} 预

测出的空蚀分布区域,不但包括了由 e_{pot} 预测出的小范围、高空蚀强度的区域,还预测出了很大范围的空蚀强度覆盖区域。

2.4 壁面时空空蚀能量与空蚀载荷对比分析

为了进一步验证能量传递效率对空蚀预测的必要性,将图 7 中 12 个周期内每个瞬时时间步所产生的壁面空蚀强度进行叠加,然后进行时均处理,得到壁面时空空蚀强度分布,以反映一段时间内翼型表面所受的空蚀侵害。空蚀能量 e_{pot} 、空蚀载荷 e_{load} 得到的预测结果与实验结果对比如图 12 所示,从实验结果可以看出,水翼表面易受空蚀侵害的区域主要集中在其弦向 2/11 弦长到 8/11 弦长之间,在靠近翼型尾缘的位置存在稀疏的空蚀侵害区域。对比实验结果可以发现:空蚀能量 e_{pot} 预测出的空蚀侵害区域主要位于翼型前缘靠近翼型展向两端处,在翼型

中部与尾缘只预测到了非常稀疏的空蚀区域,尤其在中部片状空穴尾部及云状空穴覆盖区域空蚀预测结果与实验结果相差很大。然而,空蚀载荷 e_{load} 很好地预测到了翼型中部大面积的空蚀侵害区域,并且在翼型尾缘处也预测到了空蚀强度较弱、分布稀疏的空蚀区域,与实验结果更加吻合。根据之前的分析可以得知,水翼中部受空蚀侵害的区域与片状空穴在每个周期的后半段空穴尾缘的空泡溃灭,及云状空穴在向下游移动过程中不断溃灭有关,而在翼型尾缘附近稀疏的空蚀区域主要与 U 型涡的溃灭有关。另外,与实验结果不同之处在于,空蚀载荷 e_{load} 预测到水翼两端靠近前缘处也存在较高强度的空蚀风险区域,而实验中并未发现,这可能与空蚀能量参数的定义存在关系,该部分的空蚀原因及其机理有待于进一步研究。

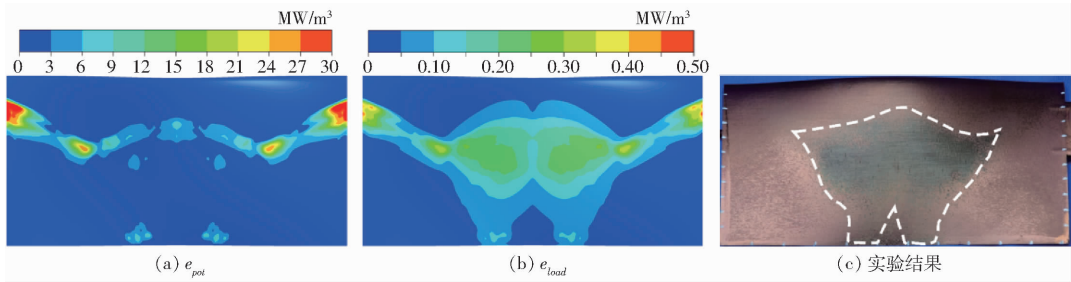


图 12 壁面时空空蚀能量及空蚀载荷与实验对比

Fig. 12 Comparison of time-averaged cavitation energy and cavitation load on wall surface with experimental results

3 结论

(1)通过对比空穴运动周期内,不同瞬时刻壁面空蚀载荷 e_{load} 与空蚀能量 e_{pot} 发现,相比于 e_{pot} , e_{load} 在片状空穴尾部区域及云状空穴下方区域均预测出更大范围的空蚀强度。

(2)通过对比两个辅助平面在 $T_0 + T_{period}/3$ 和 $T_0 + T_{period}/2$ 时刻流体域空间内的空蚀能量发现, e_{pot} 仅能够预测出壁面上出现空蚀能量的

区域,而 e_{load} 由于考虑了全流场中空蚀能量对于壁面的影响,从而预测到了更大的空蚀强度覆盖区域。

(3)通过与空蚀实验结果对比发现,仅通过壁面上的空蚀能量预测得到的空蚀区域与实验结果相差较大,而基于能量传递效率综合反映全流场空间空蚀能量对壁面影响而得到的空蚀预测区域与实验结果更加吻合,证明了能量传递效率对于数值空蚀预测的必要性。

参 考 文 献

[1] 王巍,刘明雨,李智健,等. 不同射流参数下水翼云空化流动控制研究[J]. 农业机械学报,2023,54(4):161-169.
WANG Wei, LIU Mingyu, LI Zhijian, et al. Control of hydrofoil cloud cavitation flow with different jet parameters[J]. Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery, 2023, 54(4): 161-169. (in Chinese)

[2] 赵伟国,李清华,亢艳东. 离心泵叶片吸力面粗糙带抑制空化效果研究[J]. 农业机械学报,2021,52(6):169-176, 214.
ZHAO Weiguo, LI Qinghua, KANG Yandong, et al. Effect of suppressing cavitation of rough zone on suction surface of centrifugal pump blade[J]. Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery, 2021, 52(6): 169-176, 214. (in Chinese)

[3] PETERS A, MOCTAR O. Numerical assessment of cavitation-induced erosion using a multi-scale Euler-Lagrange method[J]. Journal of Fluid Mechanics, 2020, 894: A19.

[4] WANG Z, CHENG H, BENSOW R E, et al. Numerical assessment of cavitation erosion risk on the Delft twisted hydrofoil using a hybrid Eulerian-Lagrangian strategy[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2023, 259: 108618.

[5] LI L, PEI C, WANG Z, et al. Assessment of cavitation erosion risk by Eulerian-Lagrangian multiscale modeling[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2024, 262: 108735.

- [6] MIHASTSH M S, SCHMIDT S J, ADAMS N A. Cavitation erosion prediction based on analysis of flow dynamics and impact load spectra[J]. *Physics of Fluids*, 2015, 27(10): 103302.
- [7] BLUME M, SKODA R. 3D flow simulation of a circular leading edge hydrofoil and assessment of cavitation erosion by the statistical evaluation of void collapses and cavitation structures[J]. *Wear*, 2019, 428: 457 – 469.
- [8] ESKILSSON C, BENSOW R E, KINNAS S. Estimation of cavitation erosion intensity using CFD; numerical comparison of three different methods[C]//*Proceedings of the Fourth International Symposium on Marine Propulsors*, 2015: 9 – 16.
- [9] GHARAMANI E, STROM H, BENSOW R. Numerical simulation and analysis of multi-scale cavitating flows[J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 2021, 922: A22.
- [10] PATELLA R F, ARCHER A, FLAGEUL C. Numerical and experimental investigations on cavitation erosion[C]//*26th IAHR Symposium on Hydraulic Machinery and Systems*. Beijing: IOP Publishing, 2012: 022013.
- [11] HAMMITT F G. Observations on cavitation damage in a flowing system[J]. *J. of Basic Eng.*, 1963, 85(3): 347 – 356.
- [12] VOGEL A, LATERBORN W. Acoustic transient generation by laser-produced cavitation bubbles near solid boundaries[J]. *J. Acoust. Soc. Am.*, 1988, 84(2): 719 – 731.
- [13] DULAR M, COUTIER-DELGOSHA O. Numerical modelling of cavitation erosion[J]. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 2009, 61(12): 1388 – 1410.
- [14] PETERS A, SAGAR H, LANTERMANN U, et al. Numerical modelling and prediction of cavitation erosion[J]. *Wear*, 2015, 338 – 339: 189 – 201.
- [15] NOHMI M, IKOHAGI T, IGA Y. Numerical prediction method of cavitation erosion[C]//*Fluids Engineering Division Summer Meeting*, 2008: 1139 – 1145.
- [16] LI Z, POURQUIE M, TERWISGA T V. Assessment of cavitation erosion with a URANS method[J]. *Journal of Fluids Engineering*, 2014, 136(4): 1 – 11.
- [17] LECLERCQ C, ARCHER A, PATELLA R F. Numerical investigations on cavitation intensity for 3D homogeneous unsteady viscous flow[C]//*28th IAHR symposium on Hydraulic Machinery and Systems*. IOP Publishing, 2016: 092007.
- [18] CARRAT J, BOUVARD T, PATELLA R F, et al. Experimental and numerical quantification of the cavitation aggressiveness [D]. Grenoble: Grenoble Alpes University, 2018.
- [19] SCHENKE S, TERWISGA T J C V. An energy conservative method to predict the erosive aggressiveness of collapsing cavitating structures and cavitating flows from numerical simulations[J]. *International Journal of Multiphase Flow*, 2019, 111: 200 – 218.
- [20] GENG L. Numerical investigation and modelling of the unsteady behavior and erosion power of cloud cavitation [D]. Barcelona: Universitat Politècnica de Catalunya, 2021.
- [21] ARABNEJAD M H, SVENNBERG U, BENSOW R E. Numerical assessment of cavitation erosion risk in a commercial water-jet pump[J]. *Journal of Fluids Engineering*, 2022, 144(5): 051201.
- [22] MELISSARIS T, SCHENKE S, VANTERWISGA T J. Cavitation erosion risk assessment for a marine propeller behind a Ro – Ro container vessel[J]. *Physics of Fluids*, 2023, 35(1): 013342.
- [23] FLAGEUL C, PATELLA R F, ARCHER A. Cavitation erosion prediction by numerical cavitation[C]//*14th International Symposium on Transport Phenomena and Dynamics of Rotating Machinery (ISROMAC14)*, 2012.
- [24] USTA O, KORKUT E. Prediction of cavitation development and cavitation erosion on hydrofoils and propellers by detached eddy simulation[J]. *Ocean Engineering*, 2019, 191: 106512.
- [25] SCHENKE S, MELISSARIS T, TERWISGA VC J T. On the relevance of kinematics for cavitation implosion loads[J]. *Physics of Fluids*, 2019, 31(5): 052102.
- [26] LECLERCQ C, ARCHER A, PATELLA R F, et al. Numerical cavitation intensity on a hydrofoil for 3D homogeneous unsteady viscous flows[J]. *International Journal of Fluid Machinery and Systems*, 2017, 10(3): 254 – 263.
- [27] 郑恩慧, 曹彦涛, 程怀玉, 等. 基于传质源项的水翼空蚀风险数值预报[J]. *船舶力学*, 2023, 27(1): 23 – 35.
ZHENG Enhui, CAO Yantao, CHENG Huaiyu, et al. Numerical prediction of cavitation erosion risk on hydrofoil based on mass transfer source term[J]. *Journal of Ship Mechanics*, 2023, 27(1): 23 – 35. (in Chinese)
- [28] GENG L, ESCALER X. Assessment of RANS turbulence models and Zwart cavitation model empirical coefficients for the simulation of unsteady cloud cavitation[J]. *Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics*, 2020, 14(1): 151 – 167.
- [29] GENG L, CHEN J, ESCALER X. Improvement of cavitation mass transfer modeling by including Rayleigh-Plesset equation second order term[J]. *European Journal of Mechanics-B/Fluids*, 2020, 84: 313 – 324.
- [30] PATELLA R F, CHALLIER G, REBOUD J L, et al. Energy balance in cavitation erosion: from bubble collapse to indentation of material surface[J]. *Journal of Fluids Engineering*, 2013, 135(1): 011303.
- [31] GENG L, ZHANG D, CHEN J, et al. Prediction of cavitation erosion with different erosion risk indicators[J]. *Ocean Engineering*, 2022, 247: 110633.