doi:10.6041/j.issn.1000-1298.2026.03.040

电浆体激励下水翼间隙空化特性数值研究

郭　荣[1,2]　韩　宇[1,3]　王璐毅[4]　姜鹏飞[1,2]

(1.兰州理工大学能源与动力工程学院,兰州 730050;2.特种泵阀及流控系统教育部重点实验室,兰州 730050;
3.甘肃省流体机械及系统重点实验室,兰州 730050;4.河南航天流体控制技术有限公司,郑州 451400)

摘要:为探究水翼间隙空化的主动控制方法,采用数值模拟方法,耦合 LES 模型、Schnerr－Sauer 空化模型及电浆体唯象学模型,在激励电压 15 kV、水翼攻角 8°、来流速度 10 m/s 条件下,分析了电浆体激励对 NACA66(MOD)水翼间隙空化特性的影响。结果表明:未激励条件下,小间隙时,剧烈的片空化和剪切流抑制了尖端泄漏涡空泡的发展,使其只蔓延至水翼侧壁中下游,随着间隙的增大,片空化和剪切流减弱,对尖端泄漏涡的抑制作用降低,尖端泄漏涡空化发展得更远;电浆体激励使小间隙水翼的片空化和云空化强度减弱,但剧烈和不稳定的涡系结构使尖端泄漏涡空化未得到有效抑制;电浆体激励通过提高大间隙水翼的侧壁压力,破坏空化发展条件,抑制了分离涡的发展和诱导涡的产生,增强了尖端泄漏涡的稳定性,实现对水翼间隙空化的显著抑制,一定程度改善了水翼的水动力特性。

关键词:间隙空化;水翼;电浆体激励;尖端泄漏涡空化;涡结构

中图分类号:TV131.3⁺2　　**文献标识码**:A　　**文章编号**:1000-1298(2026)03-0418-09　　**OSID**:

Numerical Research on Influence of Plasma Actuation on Cavitation Characteristics of Hydrofoil Gap

GUO Rong[1,2]　HAN Yu[1,3]　WANG Luyi[4]　JIANG Pengfei[1,2]

(1. *School of Energy and Power Engineering*, *Lanzhou University of Technology*, *Lanzhou* 730050, *China*
2. *Key Laboratory of Advanced Pumps*, *Valves and Fluid Control System*, *Ministry of Education*, *Lanzhou* 730050, *China*
3. *Key Laboratory of Fluid Machinery and Systems*, *Gansu Province*, *Lanzhou* 730050, *China*
4. *Henan Aerospace Fluid Control Technology Co.*, *Ltd.*, *Zhengzhou* 451400, *China*)

Abstract: Aiming to investigate the active control methods for cavitation in the gap between hydrofoils, numerical simulations were conducted by using a coupled LES model, Schnerr－Sauer cavitation model, and phenomenological plasma model. Under the conditions of an actuation voltage of 15 kV, a hydrofoil angle of attack of 8°, and an incoming flow velocity of 10 m/s, the effects of plasma actuation on the gap cavitation characteristics of an NACA66(MOD) hydrofoil were analyzed. The results showed that without plasma actuation, in the case of small gaps, intense sheet cavitation and shear flow suppressed the development of tip leakage vortex cavitation, limiting its propagation to the mid and lower part of the hydrofoil sidewall. As the gap increased, sheet cavitation and shear flow were weakened, reducing the suppression effect on the tip leakage vortex, allowing the cavitation to develop further. Plasma actuation weakened sheet cavitation and cloud cavitation for small-gap hydrofoils, but the intense and unstable vortex structures hindered effective suppression of tip leakage vortex cavitation. For large-gap hydrofoils, plasma actuation increased the pressure on hydrofoil sidewall, disrupting the conditions for cavitation development, suppressing the development of separation vortices and the generation of induced vortices, and enhancing the stability of the tip leakage vortex, and achieving significant suppression of gap cavitation. This led to significant suppression of cavitation in the hydrofoil gap and improves, to some extent, the hydrodynamic performance of the hydrofoil.

Key words: gap cavitation; hydrofoil; plasma actuation; tip-leakage vortex cavitation; vortex structure

收稿日期:2025－10－14　修回日期:2025－11－06

基金项目:甘肃省教育厅高校科研创新平台重大培育项目(2024CXPT－09)、中央引导地方科技发展资金项目(23ZYQA0320)、国家自然科学基金项目(52009050)和兰州理工大学红柳优秀青年人才支持计划项目

作者简介:郭荣(1987—),男,副教授,博士,主要从事水力机械复杂流动机理研究,E-mail:guorong@lut.edu.cn

0　引言

水翼是水力机械的最小构件，常用于叶片泵、船舶和潜艇等领域[1-3]。叶顶间隙是指叶轮的叶片末端与围绕它的外壳之间的微小距离，液体在叶顶间隙处，由于局部的压力变化达到甚至低于液体的饱和蒸汽压从而形成气泡的现象称为间隙空化。当这些气泡随液流移动到高压区时，会因为压力的增加而迅速坍缩，在这个过程中会产生强烈的冲击波和压力脉冲，导致材料的磨损、腐蚀、噪声和振动，进而影响整个设备的性能和寿命。因此，抑制间隙空化对于保证旋转机械的安全高效运行十分重要。

国内外学者对水力机械叶顶间隙空化现象做了大量的研究工作[4-9]。文献[10]采用数值模拟的方法研究了尖端泄漏涡流空化对标准 NACA0009 叶片流体动力学特性的影响。文献[11]开发了一种基于图像处理的新型可视化方法，捕获了不同间隙大小的水翼尖端泄漏区定常空化的模式。文献[12]采用不同的数值方法分析翼型间隙空化流动，比较了 3 种不同湍流模型下间隙泄漏空化流场的准确性。文献[13]对轴流泵次级尖端泄露涡进行了研究，并分析了其形成机理。文献[14]通过优化叶片载荷分布，减小间隙附近翼型载荷，降低间隙内部水流流速，起到改善轴流式水轮机转轮间隙空化的目的。文献[15]通过孔坑结构应用于 NACA0009 水翼叶顶泄漏流空化控制，采用试验的方法得出孔坑结构能显著延迟空化初生，并有效削弱泄漏流空化的结论，尤其在较大间隙条件下效果更佳。上述研究主要针对水翼间隙空化流动的演变机理，在主动控制方法抑制水翼间隙空化方面还有待进一步的研究。

电浆体主要由自由电子和带电离子组成，常被称为物质的第四态，具有独特的电磁特性。电浆体激励是一种利用电浆体性质对流体流动进行主动控制的技术，其基本原理为在电磁场力的作用下电浆体团发生定向运动或气体放电引起压力、速度等物性的变化从而对局部流场施加的一种可控扰动。文献[16]对介质阻挡放电电浆体效应下的圆柱绕流进行数值模拟，发现该方法可以降低阻力系数，改变圆柱绕流的旋涡脱落频率。文献[17]提出采用介质阻挡放电等离子体激励对液环泵轴向间隙气相泄漏流动进行控制，发现了激励电压及位置对泄漏流控制效果有重要的影响。文献[18]研究了电浆体激励对水翼绕流流场空化的影响机理，采用了二维 NACA66(MOD)水翼进行数值模拟分析，分析了正向及逆向电浆体激励对水翼空化特性的影响，表明合理的电浆体激励是一种有效的水翼空化控制手段。

本文耦合电浆体唯象学模型[19]、大涡模拟(Large eddy simulation，LES)方法及 Schnerr－Sauer 空化模型，采用数值方法研究电浆体激励对水翼间隙空化特性的影响机理。

1　数值方法

1.1　物理模型

根据文献[20]在 EPEL－LMH 的液压机械实验室做的水翼间隙空化实验，选取与之一致的 NACA66(MOD)水翼模型，弦长 c = 100 mm，计算域几何尺寸为 150 mm × 150 mm × 750 mm，如图 1 所示。

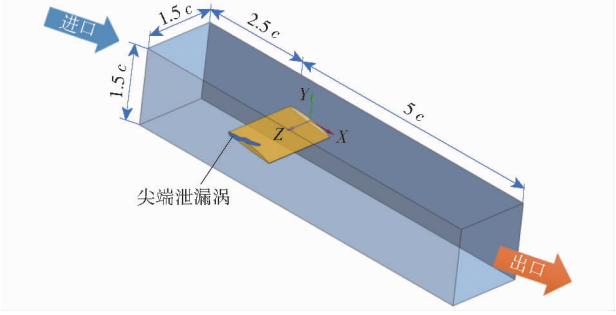


图 1　计算域

Fig. 1　Computational domain

1.2　网格划分和边界条件

水翼叶端间隙处的复杂空化流动对网格的要求极高，利用 ANSYS ICEM 软件对计算域进行六面体结构化网格划分。为消除网格数量对计算精度的影响，划分了 5 组不同的网格模型对无空化条件下水翼表面的升阻力系数进行计算，如表 1 所示。可以看出，从方案 3 开始，继续加密后计算得到的升、阻力系数已经趋于稳定。为在保证计算精度的同时节省计算资源，采用方案 3 进行网格划分，总网格数为 5 213 980。

表 1　网格无关性验证

Tab. 1　Grid independence verification

方案	网格数	升力系数 C_l	阻力系数 C_d
1	2 235 345	4 206. 8	8 902. 7
2	3 682 681	4 513. 6	9 245. 3
3	5 213 980	4 612. 4	9 467. 5
4	6 287 341	4 725. 3	9 436. 1
5	7 349 864	4 667. 2	9 501. 9

图 2a 为网格划分效果图，为了更好地捕捉水翼间隙处的空化，对水翼周围的网格加密，并且对间隙处的网格进行细化处理，在间隙 1 mm 内布置了 30 层网格，如图 2b 所示。

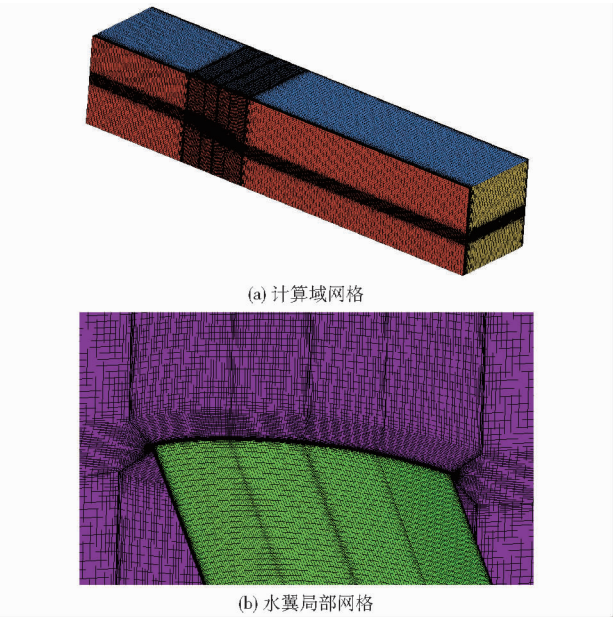


图 2 计算域网格划分($\tau/c=0.01$,τ 表示水翼间隙)

Fig. 2 Computational domain meshing ($\tau/c=0.01$)

为满足大涡模拟对壁面边界层网格的要求,检查了水翼壁面周围网格 y^+ 的分布,$y^+<4$ 满足大涡模拟的要求[21],如图 3 所示。

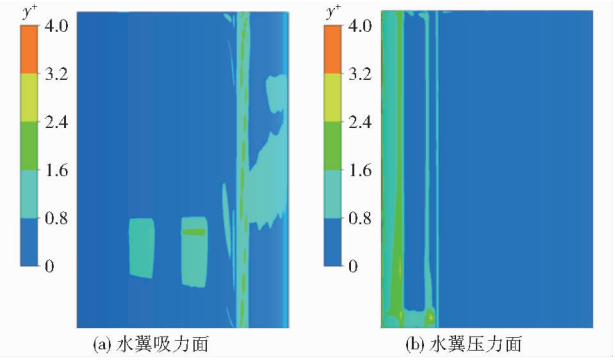


图 3 水翼表面 y^+ 分布($\tau/c=0.01$)

Fig. 3 Hydrofoil surface y^+ distribution ($\tau/c=0.01$)

计算时设置水翼攻角 8°,来流速度 10 m/s,出口压力设为 78 kPa,水翼表面和侧壁设置为无滑移壁面,其他壁面设为自由滑移壁面,温度为 25℃,在此条件下水的饱和蒸汽压力为 3 174 Pa,密度为 998.16 kg/m^3,蒸汽密度为 0.023 08 kg/m^3,动力黏度为 8.98×10^{-4} kg/(m·s),蒸汽动力黏度为 9.86×10^{-6} kg/(m·s)。

1.3 流场计算模型

采用 SST $k-\omega$ 模型计算稳态无空化流场并作为非稳态计算的初始场,考虑到涡旋结构尺度以及主流和叶尖泄漏流之间复杂的相互作用,采用 LES 模型计算非稳态空化流场。该模型在空间域上对瞬态 N-S 方程进行滤波处理,直接求解大尺度的湍流,而将小于过滤尺度的湍流用模型来加以表征。SGS 模型选用 WALE 模型,该模型在处理复杂流动,尤其是具有强剪切或近壁区域流动时更为准确,同时简化壁面附近湍流建模的处理,能够有效提高计算效率。

采用 Schnerr-Sauer 空化模型计算空化场,该模型具有简洁、稳定、适应范围广等优点,相较其他空化模型,能更准确地预测液体中的蒸汽空化现象,不仅适用于高压下的汽化现象,也同样适用于低压下的汽化[22]。汽相体积分数的输运方程为

$$\frac{\partial(\rho_v\alpha_v)}{\partial t}+\nabla(\rho_v\alpha_v u)=\dot{m}^+-\dot{m}^- \tag{1}$$

式中 $\dot{m}^+$——流体蒸发速率,kg/(m^2·h)

$\dot{m}^-$——流体凝结速率,kg/(m^2·h)

u——混合相速度,m/s

ρ_v——汽相密度,kg/m^3

α_v——汽相体积分数,%

文献[23]将汽相体积分数与单位体积内的空泡数 n_b 联系起来,即

$$\alpha_v=\frac{n_b\frac{4}{3}\pi R_B^3}{1+n_b\frac{4}{3}\pi R_B^3} \tag{2}$$

从而形成的汽液质量传输方程为

$$\begin{cases}\dot{m}^+=F_{vap}\dfrac{\rho_v\rho_l}{\rho_m}\alpha_v(1-\alpha_v)\dfrac{3}{R_B}\sqrt{\dfrac{2}{3}\dfrac{p_v-p}{\rho_l}} & (p\leqslant p_v)\\ \dot{m}^-=F_{cond}\dfrac{\rho_v\rho_l}{\rho_m}\alpha_v(1-\alpha_v)\dfrac{3}{R_B}\sqrt{\dfrac{2}{3}\dfrac{p-p_v}{\rho_l}} & (p>p_v)\end{cases} \tag{3}$$

式中 R_B——空泡半径,m

p——混合相压力,Pa

p_v——液体的饱和蒸汽压,Pa

ρ_l——液相密度,kg/m^3

ρ_m——混合相密度,kg/m^3

F_{vap}——蒸发系数,取 50

F_{cond}——凝结系数,取 0.2

考虑到计算精度与计算资源的合理分配,将时间步长 Δt 设置为 1×10^{-4} s。

1.4 电浆体激励模型及控制

介质阻挡放电(Dielectric barrier discharge,DBD)电浆体激励有对称和非对称结构两种布置方式[24],本研究采用文献[19]提出的非对称结构布置的等离子体激励器模型,该方式忽略了放电产生的化学反应和具体的放电过程,只关注电浆体产生的体积力以动量的形式作用于流场。根据假设,电浆体产生的体积力被简化,电浆体的作用区域等效于一个直角三角形 OAB,如图 4 所示。

原点 O 处具有最大电场强度,在该区域内电场

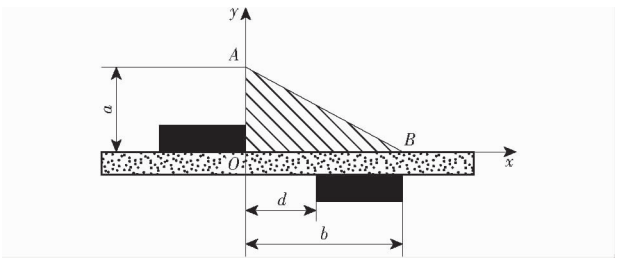


图 4　电浆体激励器作用区域

Fig. 4　Plasma actuation domain of action

力呈线性分布，方向沿 AB 指向下，可表示为

$$E(x,y) = E_0 - k_1 x - k_2 y \tag{4}$$

其中

$$E_0 = \frac{U}{d} \tag{5}$$

$$k_1 = \frac{E_0 - E_b}{b} \tag{6}$$

$$k_2 = \frac{E_0 - E_b}{a} \tag{7}$$

式中　E_0——原点处的电场强度，kV/cm

U——电极间施加的最大电压，kV

d——两电极在 x 方向的距离，mm

E_b——三角形区域斜边上的电场强度，设定为截止电场强度，kV/cm

x、y 方向的电场强度分量 E_x、E_y 可表示为

$$\begin{cases} E_x = \dfrac{E(x,y)k_2}{\sqrt{k_1^2 + k_2^2}} \\ E_y = \dfrac{E(x,y)k_1}{\sqrt{k_1^2 + k_2^2}} \end{cases} \tag{8}$$

电浆体产生的体积力可由电场力表示，该区域电场力的方向平行于 AB 边并指向斜下方，因此 x、y 方向的体积力 f_x、f_y 可表示为

$$\begin{cases} f_x = \rho_c e E_x \gamma_1 \Delta t \delta \\ f_y = \rho_c e E_y \gamma_1 \Delta t \delta \end{cases} \tag{9}$$

式中　ρ_c——电荷数密度，cm^{-3}

e——元电荷，C　　δ——狄克拉函数

γ_1——电源放电频率，kHz

电浆体激励器参数：在等效作用区域内 a = 2.0 mm，b = 4 mm，d = 0.25 mm，电荷数密度 $\rho_c = 1 \times 10^{11}$ cm^{-3}，元电荷 $e = 1.602\ 2 \times 10^{-19}$ C，激励频率 γ_1 = 20 kHz，电浆体作用时间 Δt = 67 μs，激励电压设置为 15 kV，截止电场强度为 30 kV/cm。狄克拉函数 δ 用于判定电场作用力的界线，当 $E \geqslant E_0$，取 $\delta = 1$，反之为 0。

通过编写 Fluent 中的自定义函数（User defined functions，UDF）描述电浆体体积力与坐标的关系，并且把体积力源项添加到 N－S 方程中，进而实现电浆体对水翼间隙空化流场的激励。

将电浆体激励器激励位置设在水翼侧壁 $x = 0.05c$ 处，激励电压为 15 kV。根据射流方向，分为前缘射向尾缘方向（称作正向）和尾缘射向前缘方向（称作逆向），本文进行逆向激励，如图 5 所示。

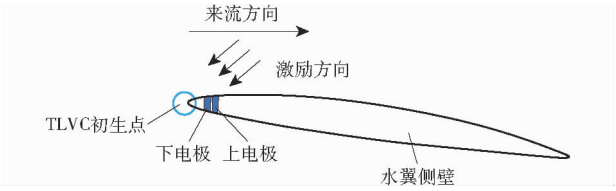


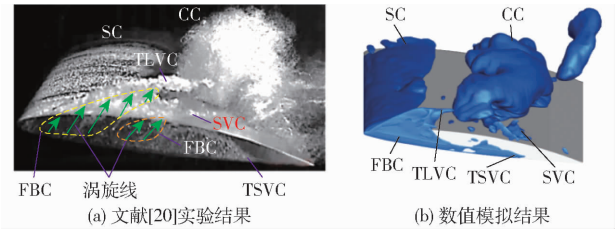
图 5　电浆体激励器激励位置及布置方式

Fig. 5　Excitation position and arrangement of plasma actuation

2　模型验证

2.1　流场模型验证

为了验证流场数值方法的可行性，将数值模拟结果与实验结果进行对比，如图 6 所示。图 6a 为文献[20]在来流速度 V_∞ 为 10 m/s 时的实验结果，图 6b 为本文的数值模拟结果。数值计算中捕捉到实验中发现的水翼周围的典型空化结构，包括片空泡（SC）、云空泡（CC）、尖端泄漏涡空泡（TLVC）、次级涡空泡（SVC）、尖端分离涡空泡（TSVC）、薄膜桥腔（FBC）。可以看出，数值结果与实验结果吻合较好，证明了数值方法的准确性。



(a) 文献[20]实验结果　　(b) 数值模拟结果

图 6　非定常空化流场中的主要空化结构（$\alpha = 8°$，$V_\infty = 10$ m/s，$\sigma = 1.5$，$\tau = 1$ mm，α 表示水翼攻角，σ 表示空化数）

Fig. 6　Main cavitation structure in unsteady cavitation flow field ($\alpha = 8°$, $V_\infty = 10$ m/s, $\sigma = 1.5$, $\tau = 1$ mm)

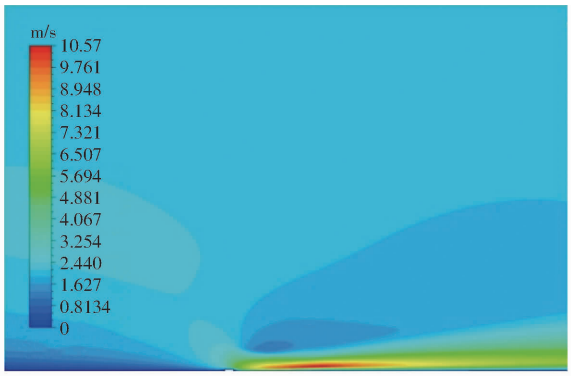
2.2　电浆体激励模型验证

采用文献[25]提出的计算域和激励器位置对 Shyy 模型进行验证，激励器参数选择与 Shyy 相同的参数设置，将 Shyy 模型结果与当前计算模拟的结果比较验证。图 7 为速度入口为 2 m/s 的速度云图，图 8 为不同入口速度大小的暴露电极后 3.8 mm 位置的速度分布，可以看出两种结果均与文献[25]基本一致，表明本文所采用电浆体激励模型的准确性。

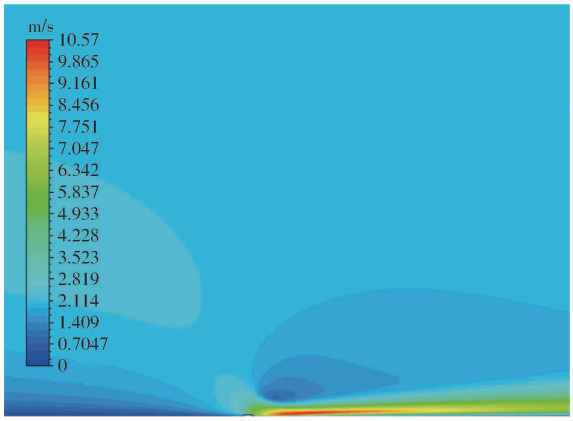
3　结果分析

3.1　电浆体激励对 TLVC 演变的影响分析

图 9 为施加电浆体激励前后水翼空泡体积变化



(a) 文献[25]结果



(b) 数值模拟结果

图 7 速度入口为 2 m/s 的速度云图

Fig. 7 Velocity contour at inlet of 2 m/s

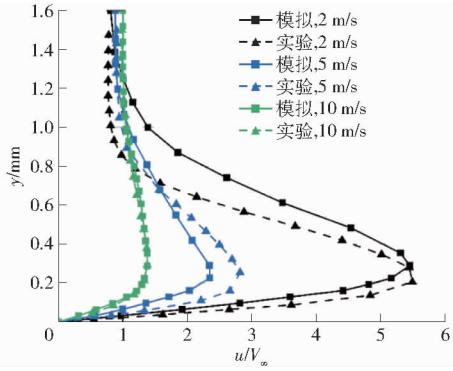


图 8 不同入口速度大小的暴露电极后 3.8 mm 位置速度分布

Fig. 8 Velocity distribution at position 3.8 mm after upper electrode with different inlet velocity magnitudes

过程,从图 9 中可以看出:两种间隙下,激励前后空泡体积均呈现准周期性变化特征,激励后空泡体积的脉动周期发生变化,时均空泡体积分别下降 3% 和 5% 左右,表明电浆体激励可以有效抑制空泡体积的增长。

图 10、11 为两种间隙条件下,电浆体激励前后一个周期内空化演变过程(汽相体积分数 $\alpha_v \geqslant 10\%$)。从图 10、11 中可以看出:未激励时,小间隙时片空化发展剧烈并对尖端泄漏涡空泡产生抑制作用,使其只蔓延至水翼侧壁中下游;大间隙时片空化

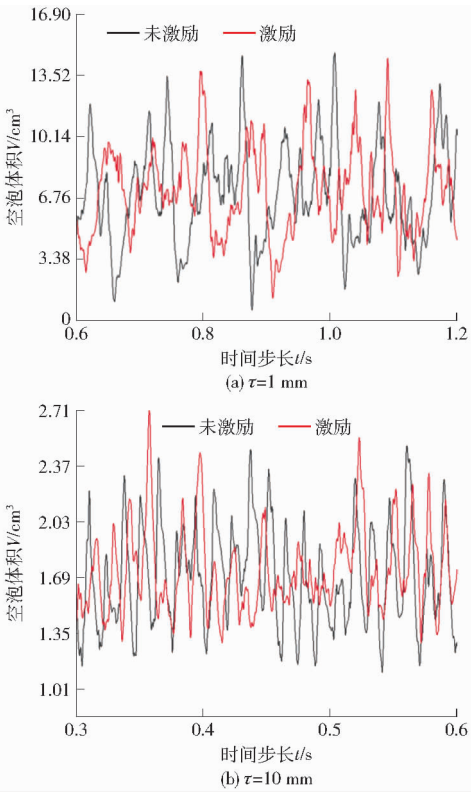


图 9 施加激励前后水翼的空泡体积对比

Fig. 9 Comparison of vapor volume fraction of original hydrofoil and actuation hydrofoil

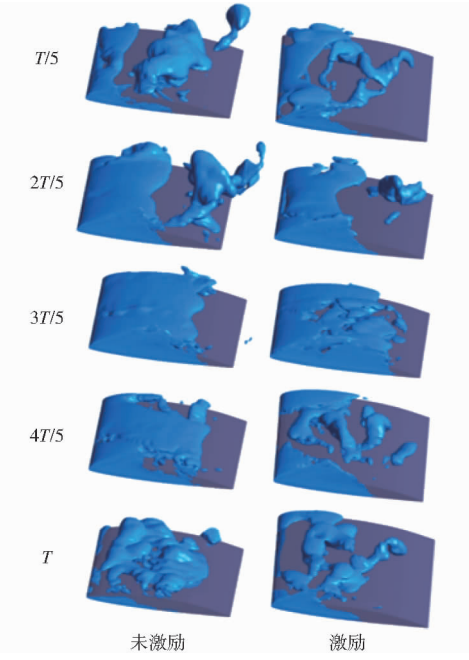


图 10 τ = 1 mm 时电浆体激励前后一个周期 T 内空化演变过程

Fig. 10 Cavitation evolution in one period before and after plasma actuation when τ = 1 mm

减弱,对尖端泄漏涡空泡发展的抑制能力减弱,尖端泄漏涡空泡发展得更远,说明剧烈的片空化会直接影响尖端泄漏涡空泡的形态和强度。激励后,小间隙时 2T/5 的片空化最大长度达到尾缘附近,在

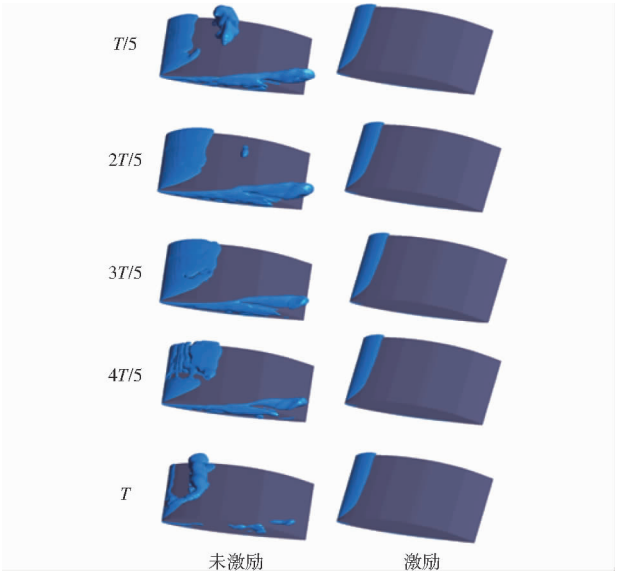


图 11　$\tau = 10$ mm 时电浆体激励前后一个周期 T 内空化演变过程

Fig. 11　Cavitation evolution in one period before and after plasma actuation when $\tau = 10$ mm

$3T/5$ 到 T 时间段，片空化和云空化的强度减小，尖端泄漏涡空泡被抑制；而大间隙时空化场趋于稳定，尖端泄漏涡空泡被抑制，片空化呈“圆弧状”并稳定附着在水翼前缘。上述分析表明，电浆体激励对水翼小间隙空化的抑制效果较弱，随着间隙的增大，抑制效果增强。

图 12、13 为电浆体激励前后的空化演变过程。从图 12、13 可知：未激励时，两种间隙条件下空泡具有相似的发展规律，空泡最早发生在水翼前缘区域，并逐步演变为附着在表面的片空泡，随后片空泡末端被抬起逐渐转换为云空泡，当空泡体积在尾缘下游处达到最大后脱落溃灭。激励后，小间隙的片空泡持续时间增长，云空泡体积变大；大间隙在 $T/4$ 时片空泡最大长度减小，在 $T/4$ 到 $3T/4$ 时间段，云空泡的体积和存在时间均下降。

3.2　电浆体激励对水翼侧壁瞬时压力的影响分析

图 14、15 为不同间隙尺寸下电浆体激励前后一个典型周期内水翼侧壁压力变化过程。从图 14、15 中可知：未激励时，小间隙水翼侧壁的低压区主要分布在前半段且范围较大、存在时间较长，随着间隙的增大，低压区会向后移动，同时在空间上有所减少，时间上有所缩短。激励后，小间隙的水翼侧壁低压区持续时间没有明显变化；而大间隙的侧壁压力显著提高，进而破坏了空化的发展条件。

3.3　电浆体激励对涡结构影响分析

图 16、17 为采用了 Q 准则（等值面 $5 \times 10^5\ s^{-2}$），识别的一个典型周期内电浆体激励前后水翼涡结构变化过程。由图 16、17 可知：两种间隙条件下，尖端泄

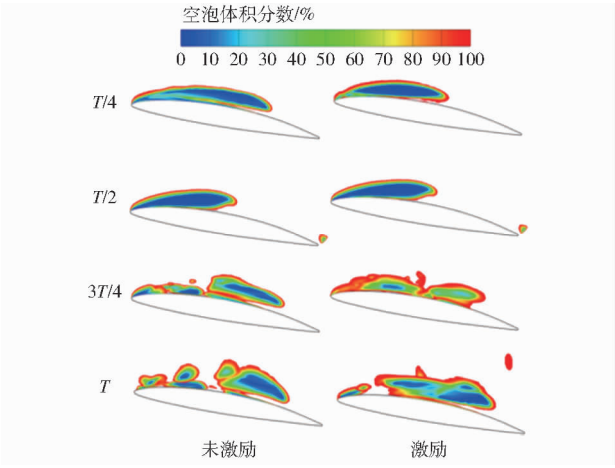


图 12　$\tau = 1$ mm 时电浆体激励前后一个周期内空化演变过程

Fig. 12　Evolution of cavity in one period before and after plasma actuation when $\tau = 1$ mm

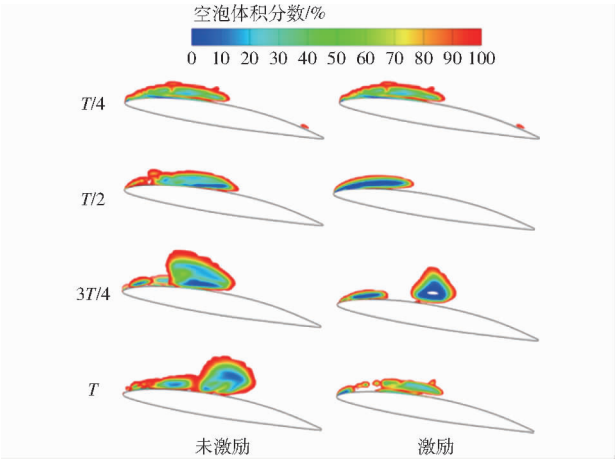


图 13　$\tau = 10$ mm 时电浆体激励前后一个周期内空化演变过程

Fig. 13　Evolution of cavity in one period before and after plasma actuation when $\tau = 10$ mm

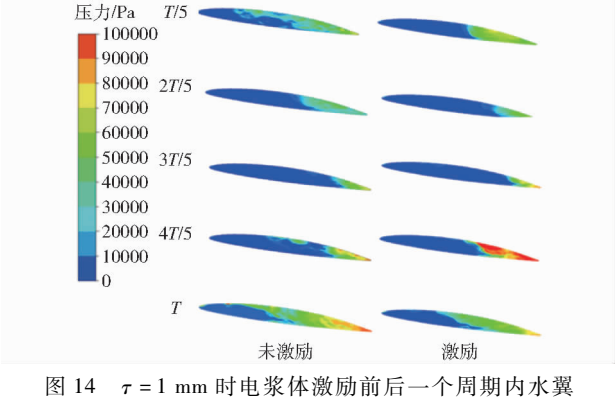


图 14　$\tau = 1$ mm 时电浆体激励前后一个周期内水翼侧壁压力变化过程

Fig. 14　Variation of lateral pressure of hydrofoil in one period before and after plasma actuation when $\tau = 1$ mm

漏涡具有相似的发展规律，在水翼导边附近的叶梢处开始形成，在吸力面的叶顶附近逐渐生长；靠近压力面的叶顶端面上，尖端分离涡逐渐向水翼吸力

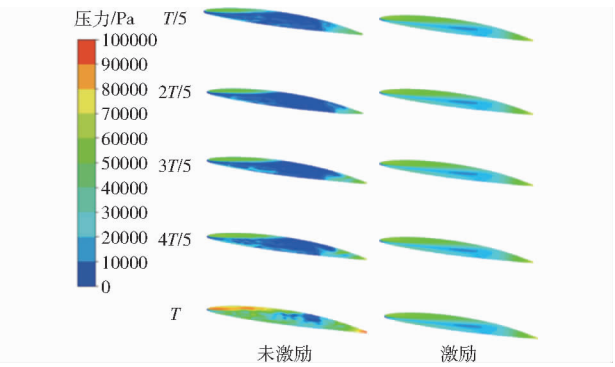


图 15 $\tau = 10$ mm 时电浆体激励前后一个周期内水翼侧壁压力变化过程

Fig. 15 Variation of lateral pressure of hydrofoil in one period before and after plasma actuation when $\tau = 10$ mm

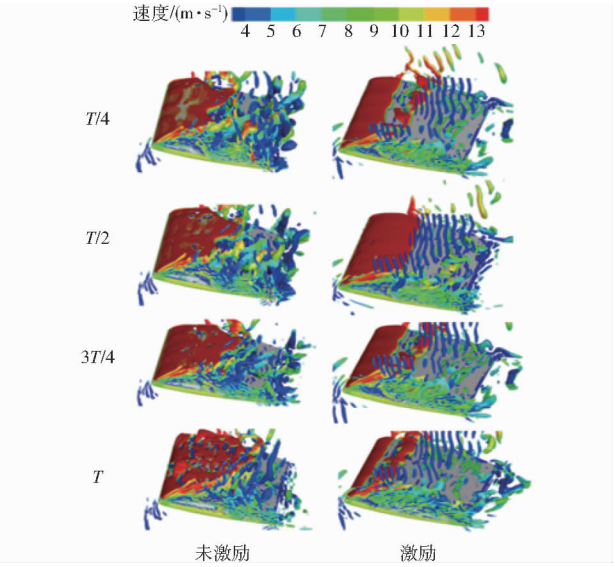


图 16 $\tau = 1$ mm 时一个周期内电浆体激励前后水翼涡结构变化过程

Fig. 16 Change of hydrofoil vortex structure before and after plasma actuation in one period when $\tau = 1$ mm

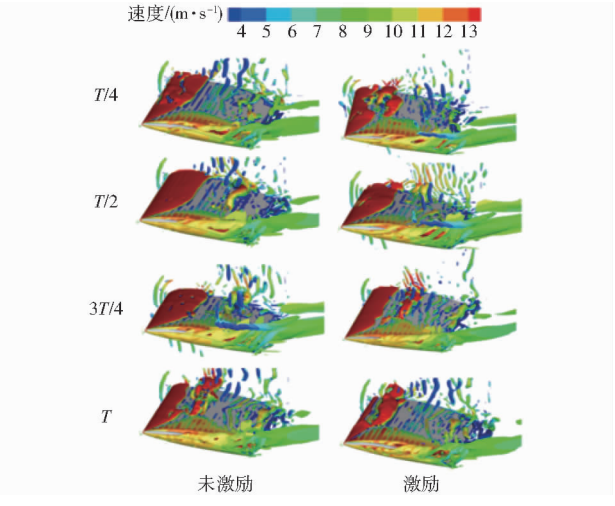


图 17 $\tau = 10$ mm 时一个周期内电浆体激励前后水翼涡结构变化过程

Fig. 17 Change of hydrofoil vortex structure before and after plasma actuation in one period when $\tau = 10$ mm

面运动，随后被吸力面的尖端泄漏涡卷吸并缠绕，一起向下游运动。小间隙时，由于壁面影响显著，尖端泄漏涡结构不稳定、强度较小，同时尖端分离涡引起强烈的诱导涡；大间隙时，尖端泄漏涡和分离涡的涡带变粗，吸力面附着涡和尾部脱落涡的数量减少，诱导涡强度减弱。

激励后，小间隙时水翼表面的分离涡和附着涡强度依然剧烈，但被耗散为数量更多、强度更小的诱导涡和二次涡；大间隙时，分离涡的发展得到抑制，诱导涡和附着涡强度减小，尖端泄漏涡和分离涡的稳定性增加。上述分析表明，小间隙时由于壁面影响显著，导致涡结构复杂，电浆体激励未能显著改变其发展形态，因此对间隙空化的抑制有限；大间隙下，电浆体激励抑制了吸力面分离涡的发展，减少诱导涡的产生，增加了涡的稳定性，从而有效抑制了间隙空化的发生发展。

3.4 电浆体激励对水翼切向速度影响分析

翼型压力面和吸力面之间的压差会导致间隙间形成剪切流，该流动到达翼型吸力面时会形成涡旋，涡旋附近流速的变化会对涡的稳定性产生影响。图 18、19 为两种间隙下水翼激励前后的切向速度的变化过程。由图 18、19 可知：未激励时，由于片空化的影响，小间隙的水翼吸力面产生大量的低速区，尖端泄漏涡靠近壁面导致切向速度与主流速度的差值较大，对尖端泄漏涡的发展起到促进作用；大间隙时，吸力面低速区减少，切向速度与主流速度差值减小，因此剪切流对尖端泄漏涡影响较小。激励后，小间隙的低速区范围有所增大；大间隙下切向流动与主流速度差在下游缩小，结合图 17 激励后涡结构变化可知，激励使得尖端泄漏涡的切向运动惯性增强，

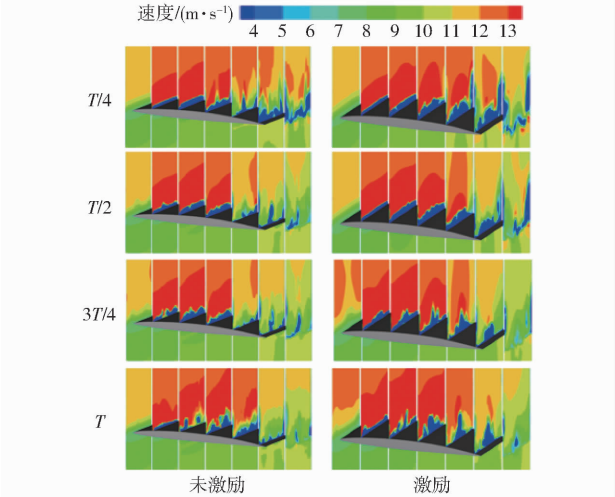


图 18 $\tau = 1$ mm 电浆体激励前后一个周期内水翼切向速度变化过程

Fig. 18 Tangential velocity variation of hydrofoil in one period before and after plasma actuation when $\tau = 1$ mm

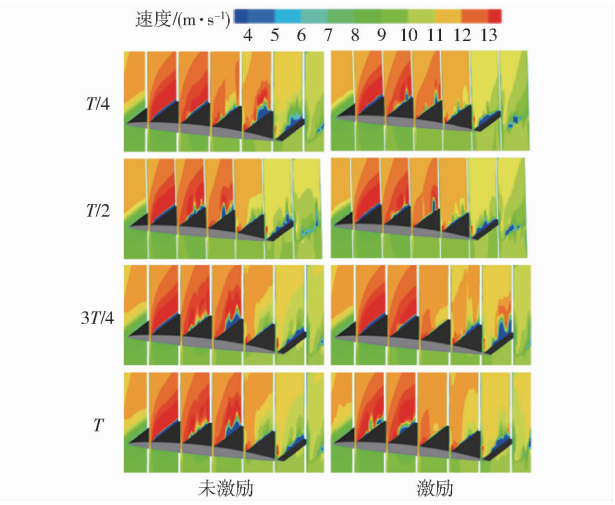


图 19　τ = 10 mm 电浆体激励前后一个周期内水翼切向速度变化过程

Fig. 19　Tangential velocity variation of hydrofoil in one period before and after plasma actuation when τ = 10 mm

水翼绕流逐渐平稳，有利于涡旋的稳定。

3.5　电浆体激励对水翼水动力特性影响分析

图 20 为 2 种间隙条件下水翼升阻力系数的时域图，表 2 为电浆体激励前后水翼时均升阻力系数。由图 20 可知：激励前后，两种间隙下升阻力系数随时间变化均呈现准周期性，小间隙的升阻力系数和变化周期明显大于大间隙，表明小间隙下升阻力的振荡行为更加剧烈，更有利于空化的产生。结合表 2 可知：激励后，小间隙下水翼的时均升阻比有所降低，而大间隙下略有提高，说明电浆体激励能改善大间隙水翼的水动力特性。

4　结论

（1）未激励条件下，小间隙时，剧烈的片空化和剪切流抑制了尖端泄漏涡空泡的发展，使其只蔓延至水翼侧壁中下游，但受壁面影响，尖端泄漏涡结构不稳定、强度较小；随着间隙的增大，片空化和剪切流减弱，对尖端泄漏涡的抑制作用降低，尖端泄漏涡空化发展得更远。

（2）小间隙时，电浆体激励使片空化和云空化的强度减弱，但涡系结构的剧烈发展和稳定性的降低，使尖端泄漏涡空化未得到明显的抑制；大间隙时，电浆体激励提高了水翼侧壁压力，破坏空化发展条件，通过抑制吸力面分离涡的发展和减少诱导涡的产生，增加了尖端泄漏涡的稳定性，从而达到抑制水翼间隙空化的效果。

（3）电浆体激励时，小间隙下水翼的时均升阻比有所降低，而大间隙下略有提高，表明电浆体激励能够一定程度改善大间隙水翼在空化条件下的水动力特性。

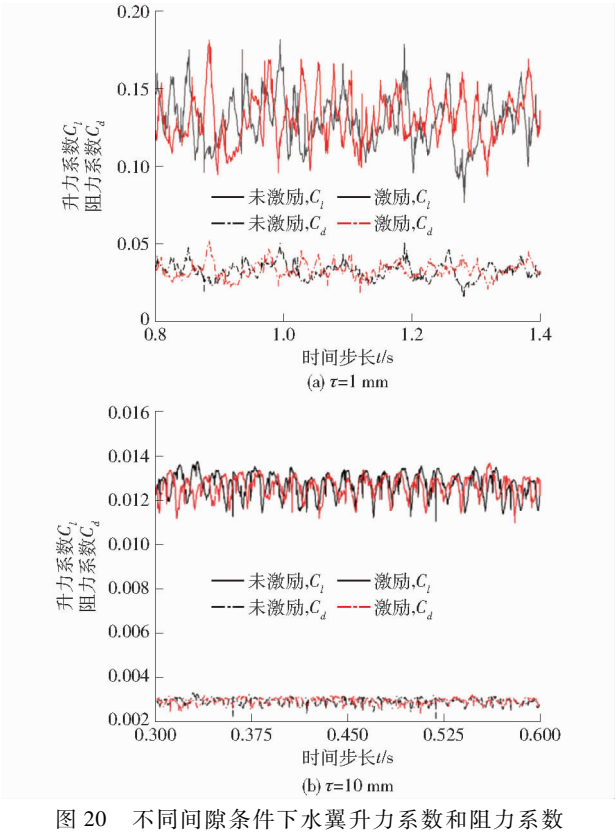


图 20　不同间隙条件下水翼升力系数和阻力系数

Fig. 20　Lift and drag coefficients of hydrofoil under different gap conditions

表 2　电浆体激励前后水翼时均升阻力系数

Tab. 2　Comparison of hydrodynamic performance of original hydrofoil and actuation hydrofoil

间隙 τ/mm	类型	C_l	C_d	C_l/C_d
1	未激励	0.129 4	0.032 0	4.043 7
	激励	0.129 1	0.032 8	3.935 9
10	未激励	0.012 7	0.002 9	4.379 3
	激励	0.012 9	0.002 9	4.448 2

参　考　文　献

[1] KUMAGAI I, TAKAHASHI Y, MURAI Y. Power-saving device for air bubble generation using a hydrofoil to reduce ship drag: theory, experiments, and application to ships[J]. Ocean Engineering, 2015, 95: 181 – 194.

[2] CHANG Z, DENG C, FENG Z, et al. Performance analysis of wave-powered vehicle by active control of the hydrofoil[J]. Ocean Engineering, 2022, 255: 111385.

[3] DENG Y, ZHANG X, IM N, et al. Compound learning tracking control of a switched fully-submerged hydrofoil craft[J]. Ocean Engineering, 2021, 219: 18260.

[4] 刘玉文，徐良浩，张国平，等. 叶顶间隙流动中的涡结构实验研究[J]. 空气动力学学报，2022，40(1)：57 – 64.

LIU Yuwen, XU Lianghao, ZHANG Guoping, et al. Experiments of the vortical structure morphology in a tip clearance flow [J]. Acta Aerodynamica Sinica, 2022, 40(1): 57 - 64. (in Chinese)

[5] GUO Q, ZHOU L, WANG Z, et al. Numerical simulation for the tip leakage vortex cavitation[J]. Ocean Engineering, 2018, 151: 71 - 81.

[6] ZHAO X, CHEN T, LIU X, et al. Characteristics and mechanisms of the tip leakage cavitating flow around a NACA66(mod) hydrofoil under different cavitation states[J]. Ocean Engineering, 2022, 266: 112704.

[7] BAI X, CHENG H, JI B, et al. Large eddy simulation of tip leakage cavitating flow focusing on cavitation-vortex interaction with Cartesian cut-cell mesh method[J]. Journal of Hydrodynamics, 2018, 30(4): 750 - 753.

[8] 石磊, 张德胜, 陈健, 等. 基于密度修正的滤波器模型在轴流泵叶顶区空化数值模拟中的应用与验证[J]. 振动与冲击, 2016, 35(14): 41 - 46,70.
SHI Lei, ZHANG Desheng, CHEN Jian, et al. Application and verification of density correction method based filter based method for numerical simulation of cavitation in tip region of axial-flow pump[J]. Journal of Vibration and Shock, 2016, 35(14): 41 - 46,70. (in Chinese)

[9] TAN D, LI Y, WILKES I, et al. Experimental investigation of the role of large scale cavitating vortical structures in performance breakdown of an axial waterjet pump[J]. Journal of Fluids Engineering, 2015, 137(11): 111301.

[10] MAGHOOLI A, RAISEE M, NOURBAKHSH S A. Numerical investigation of tip leakage vortex cavitation [J]. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science, 2019, 240: 072003.

[11] ZHAO Y, JIANG Y, CAO X, et al. Study on tip leakage vortex cavitating flows using a visualization method[J]. Modern Physics Letters B, 2018, 32(1): 1850003.

[12] 陆于衡, 冉红娟, 史天蛟, 等. 翼型间隙空化数值模拟的湍流模型比较分析[J]. 排灌机械工程学报, 2020, 38(4): 353 - 359.
LU Yuheng, RAN Hongjuan, SHI Tianjiao, et al. Comparison and analysis of turbulence models for numerical simulation of cavitation flow in hydrofoil with gap[J]. Journal of Drainage and Irrigation Machinery Engineering, 2020, 38(4): 353 - 359. (in Chinese)

[13] ZHANG H, ZANG J, ZHANG D, et al. Analysis of the formation mechanism of secondary tip leakage vortex (S - TLV) in an axial flow pump[J]. Machines, 2022, 10(1): 41.

[14] 李昀哲, 冯建军, 刘胜柱. 轴流式水轮机转轮间隙空化的优化设计与模型试验[C]//中国水力发电工程学会水力机械专业委员会 2018 年学术会议论文集. 中国水力发电工程学会水力机械专业委员会, 2018: 6.

[15] 张恒毅, 李宁, 顾发东, 等. 基于孔坑结构的水翼叶顶泄漏涡空化控制的试验研究[J]. 水动力学研究与进展 A 辑, 2023, 38(1): 67 - 74.
ZHANG Hengyi, LI Ning, GU Fadong, et al. Experimental study on cavitation control of hydrofoil tip-leakage vortex by using hole-pit structure[J]. Chinese Journal of Hydrodynamics, 2023, 38(1): 67 - 74. (in Chinese)

[16] YULING W,CHAO G,BIN W, et al. Simulation of flow around cylinder actuated by DBD plasma[J]. Plasma Science and Technology,2016,18(7):768 - 774.

[17] 郭广强, 王静宜, 张人会, 等. 液环泵轴向叶顶间隙泄漏流动的等离子体控制数值研究[J], 农业机械学报,2022, 53(9):160 - 167.
GUO Guangqiang, WANG Jingyi, ZHANG Renhui, et al. Numerical study on plasma control of axial tip clearance leakage flow in liquid ring pump[J]. Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery, 2022, 53(9): 160 - 167. (in Chinese)

[18] GUO R, WANG L, LI R, et al. Numerical study on the influence of plasma actuation on the cavitation characteristics of hydrofoil[J]. Journal of Appl. Fluid Mech., 2024, 17(9):1993 - 2004.

[19] SHYY W, JAYARAMAN B, ANDERSSON A. Modeling of glow discharge-induced fluid dynamics[J]. Journal of Applied Physics, 2002, 92(11): 6434 - 6443.

[20] XIAOYANG Z, YU Z, QIN W, et al. Experimental and numerical analysis of tip leakage cavitating flow around a 3D NACA66 (mod) hydrofoil[J]. Ocean Engineering, 2021, 241:110005.

[21] 王福军. 水泵与泵站流动分析方法[M]. 北京: 中国水利水电出版社, 2019.

[22] KARAKAS E, TOKGOZ N, WATANABE H, et al. Comparison of transport equation-based cavitation models and application to industrial pumps with inducers[J]. Journal of Fluids Engineering, 2022, 144(1): 011201.

[23] SAUER J, SCHNERR G. Development of a new cavitation model based on bubble dynamics[J]. Journal of Applied Mathematics and Mechanics, 2001,81(S3):561 - 562.

[24] 李应红, 吴云, 梁华, 等. 等离子体激励气动力学探索与展望[J]. 力学进展, 2022, 52(1): 1 - 32.
LI Yinghong, WU Yun, LIANG Hua, et al. Exploration and outlook of plasma-actuated gas dynamics[J]. Advances in Mechanics, 2022, 52(1):1 - 32. (in Chinese)

[25] ABDELRAOUF H, ELMEKAWY A M N, KASSAB S Z. Simulations of flow separation control numerically using different plasma actuator models[J]. Alexandria Engineering Journal, 2020, 59(5): 3881 - 3896.