



喷嘴结构对网衣清洗装备水下空化特性的影响

袁太平, 胡昱*, 王绍敏, 刘海阳, 黄小华, 陶启友, 郭根喜

(中国水产科学研究院南海水产研究所, 广东省网箱工程技术研究中心, 广东广州 510300)

摘要: 为揭示淹没环境下喷嘴高压射流空化的作用机理及沿程参数作用, 基于空泡演变过程, 利用有限体积法采用混合多相流模型对网衣清洗装备喷嘴空化程度、速度分布及射流空蚀强度进行分析。结果发现, 喷嘴空化初生、生长及溃灭主要发生在流场外围区域, 实验样靶空蚀区以圆环形式呈现, 在圆环冲蚀区内分布密集的冲蚀凹坑, 中心区域有明显的冲蚀斑痕; 空蚀强度受喷嘴结构参数影响较大, 与入口直径 $D=4\sim 6\text{ mm}$ 喷嘴比较, $D=3\text{ mm}$ 喷嘴最大气相体积分数提升了 $6.4\%\sim 19.5\%$; 喷嘴出口扩口角结构大幅度提升了喷嘴空化强度, 在样本值内 30° 出口角喷嘴空蚀效果最佳; 相同喷嘴缩口直径下, 长径比 $n=3\sim 6$ 范围内, 长径比的增大提升了喷嘴的空化强度; 喷嘴直径 D 、出口角度 α 、长径比 n 对空蚀作用的影响程度顺序为 $\alpha > D > n$ 。

关键词: 网衣清洗; 空化射流; 有限体积法; 结构参数; 数值模拟

中图分类号: S 951.3

文献标志码: A

开放式高密度聚乙烯 (high density polyethylene, HDPE) 深水网箱养殖系统长时间浸泡在水中, 引起大量藻类、青口贝、藤壶等生物群产生及附着^[1]。附着生物的增多阻碍养殖空间内外水体的畅通和交换, 长期易造成网箱内水质恶化、鱼体缺氧等问题, 同时污损生物的堆积又会成为嗜水气单胞菌、海水弧菌等致病菌生长繁殖的场所, 诱导鱼病滋生, 甚至引起鱼群大面积死亡^[2-3]。网衣清洗的机械化、自动化将是一种解决方案。

网衣清洗装备关键配件微型喷嘴, 利用高压水经过沿程管道突变截面时在近壁面形成的低压区, 使流体发生断裂产生空化核, 空化核在流体中生长、汇集、溃灭, 利用空泡在网

面持续溃灭产生的高速、高压和高温作用引起噪声和材料破坏来实现网面附着生物的清洗^[4-6]。因此, 喷嘴空化效率直接影响清洗装备高压空化射流对网面的受力作用, 开展喷嘴空化特性研究有助于揭示空化清洗机理, 为提升清洗装备网衣清洗效率和清洁度设计提供理论依据。目前国内外对喷嘴的研究主要集中在流体内部特征的分析, 关于淹没环境下喷嘴内部结构对试样的空蚀特性影响相关报道还较少。Liang 等^[7]利用流体动力学软件分析了余弦型喷嘴、指数管喷嘴、圆柱型喷嘴等结构类型和锥形喷嘴长度 (L)、壁面粗糙度 (K_s) 等结构参数对射流速度、空化体积分数作用机制, 结果表明余弦型喷嘴具有更高的射流打击力, 而壁面粗糙度对

收稿日期: 2019-12-02 修回日期: 2020-06-11

资助项目: 国家重点研发计划 (2019YFD0900903); 国家自然科学基金 (31902424, 31772897); 农业农村部外海渔业开发重点实验室开放基金 (LOF 2019-05); 海洋经济创新发展区域示范专项 (Bhfs012); 广东省现代农业产业技术体系海水鱼产业创新项目 (2019KJ143); 中国水产科学研究院南海水产研究所中央级公益性科研院所基本科研业务费专项 (2019TS17)

第一作者: 袁太平 (照片), 从事渔业装备与工程技术研究, E-mail: ytp0720@163.com

通信作者: 胡昱, E-mail: 757838287@qq.com



喷嘴影响程度不同。周明明等^[8]通过建立 ASTM G134 射流空蚀试验台, 将结果与数值模拟结果进行对比分析, 获得射流在空蚀腔内空化区形态和试样表面的空蚀形貌, 结果表明试样表面的空蚀形态呈环形, 随着空蚀区的扩大, 空蚀区向试样中心扩散, 最终导致试样材料的严重脱落。Hutli 等^[9]利用图像采集处理系统分析实验条件包括射流压力、喷嘴结构参数、喷嘴形式、空化云生长周期对空化云动力学行为的影响, 结果表明云层的几何结构(厚度、长度、面积等)经过汇聚、生长、收缩等过程呈现振荡模式发展, 这与入口压力波动以及射流与周围环境的相互作用有关, 确定了空化射流的特征振荡频率。

关于喷嘴的空化机理, Peng 等^[10]利用空泡输运模型模拟了空泡在水射流中的运动, 研究了环境压力和流量对气泡输运效率的影响, 研究结果揭示了气泡的动态运动过程, 表明上游压力是影响空化强度的主要参数, 空化射流冲刷强度变化与冲击速率变化的相关性大于与冲击幅度的相关性。Peng 等^[11]选用非定常雷诺平均流 Navier-Stokes 方程对两相混合平均流进行了计算, 根据平均流的压力变化, 利用简化的 Rayleigh-Plesset 方程估计空化泡的气相体积分数来计算空化强度。耿莉敏等^[12]利用 Fluent 软件采用混合多相流模型, 对混合流体的喷嘴内压强分布、速度分布和空化程度进行仿真分析, 结果表明在柴油燃料中加入乙醇可改善流体在喷嘴中的流动特性, 促进空化的产生。Tang 等^[13]采用 Monte Carlo 粒子跟踪方法和 Reynolds 平均方程, 对喷嘴流体中的离散相和连续相进行跟踪, 结果表明喷嘴缩口结构对离散相分布、流体线型和回流区长度有显著影响。Yang 等^[14]采用全空化模型模拟淹没环境下中心喷嘴流体特性, 结果表明中心体直径固定的情况下, 喷嘴出口存在一个最佳出口角使喷嘴产生剧烈空化现象, 空化现象中大直径的喷嘴空化泡易发生沉降, 小直径的喷嘴空化泡多集中在射流交界面。邵忠良^[15]对工业管道内除锈喷嘴 3 种形式进行仿真模拟, 采用正交试验获取最佳喷嘴结构参数。相关研究阐明了喷嘴空化效应形成机理及流体分布特性, 但喷嘴结构形式及参数变化对空化效率的作用规律还未深入探究。

为揭示淹没环境下养殖网衣清洗装备喷嘴空化清洗机理及结构上影响空蚀程度的主导因

素, 本实验采用 $k-kl-w$ 湍流模型和 Zwart-Ger-Belamri 空化模型模拟了养殖网衣清洗装备喷嘴流动特性, 结合水环境下喷嘴空蚀试验分析手段, 获取喷嘴结构对空蚀程度的作用机制。

1 物理模型及网格划分

1.1 计算域几何结构及边界条件

网衣清洗装备喷嘴主要结构参数包括喷嘴入口直径(D)、喷嘴孔径(d)、喷嘴流道长度(l)、喷嘴出口角(α)、长径比(n) (图 1)。喷嘴中心由特制陶瓷芯构成, 用工业强力胶与喷嘴 316L 不锈钢体胶合, 喷嘴与支架以喷嘴螺纹形式连接。网衣清洗机功率 18 kW, 流量 50 L/min, 最大沿程压力 18 MPa。基于清洗机配置参数, 设定喷嘴孔径(d)取值范围 0.6~1.2 mm, 喷嘴入口压力 6~15 MPa, 试验流量 22 L/min。喷嘴流道长度(l)取值范围 3~7 mm, 喷嘴出口角度(α)取值范围 0~60°。

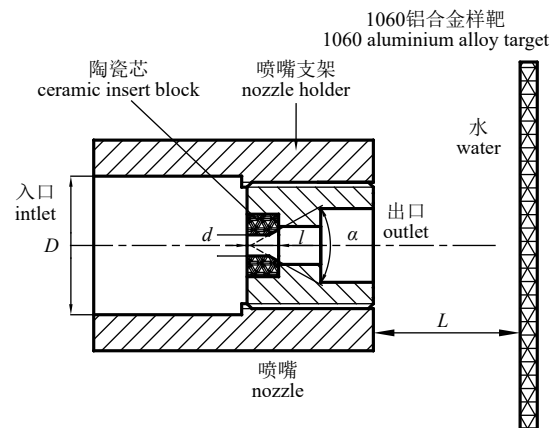


图 1 计算域的几何模型

D , 喷嘴入口直径, d , 喷嘴出口直径, l , 缩口流道长度, α , 喷嘴出口角度, L , 靶距

Fig. 1 Geometric model of computational domain

D , the inlet diameter of the nozzle, d , the diameter of the nozzle, l , the length of the necking channel, α , the outlet angle of the nozzle, L , the target distance

1.2 网格划分及无关性验证

简化喷嘴计算域几何模型, 利用 CFD 前处理软件 ICEM 对清洗装备喷嘴计算域以结构网格进行离散 (图 2), 在喷嘴缩颈结构及出口扩角处网格划分进行加密处理。计算域入口为喷嘴结构入口, 计算域对称轴为喷嘴旋转中心轴, 计算域壁面为喷嘴壁面与流体域边界, 计算域出

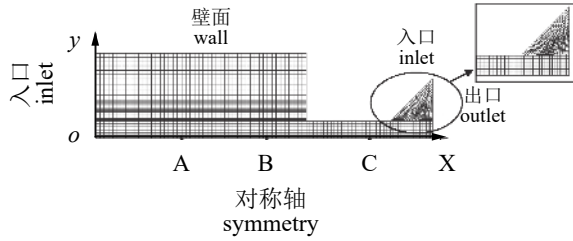


图2 计算域模型网格划分

Fig. 2 Grid generation of computational domain

口为流体域右边界。计算域入口直径 $D=2\sim 6$ mm, 喷嘴出口直径 $d=0.6\sim 0.8$ mm, 计算域总长度 $7\sim 12$ mm, 喷嘴为回转结构, 选取计算域的二分之一计算。

为减少计算结果误差, 需确定计算所用网格数量以及计算时间步长与计算结果的无关联性。针对图2的计算域, 选取轴向三点A(12,0)、B(20,0)、C(30,0)作为监测点, 以流速作为监测对象, 设计4套不同网格数方案(表1), 网格数设置范围 $2.5\times 10^4\sim 2.0\times 10^5$, 均设置相同的运算模型与边界条件, 获得计算结果(图3)。结果显

表1 网格计算方案

Tab. 1 Grid computation solution

方案 scheme	网格总数 total elements	面数 number of mesh faces	节点数 total nodes
1	25631	54206	28052
2	117126	238199	121091
3	160610	328470	166546
4	204169	417278	211291

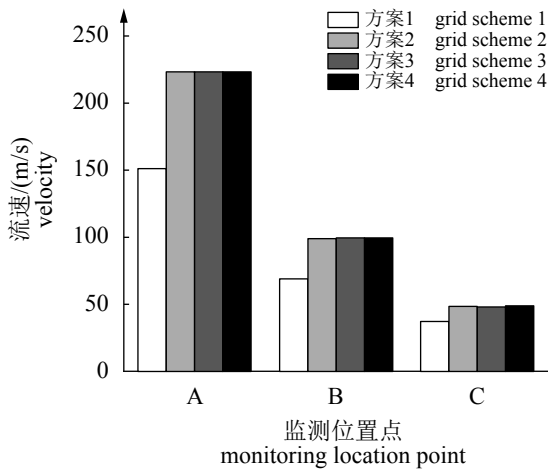


图3 网格无关性验证

Fig. 3 Verification of grid independence

示, 当网格数大于 1.17×10^5 时, 轴向三点速度最大偏差小于1.8%(以方案4计算速度作为参考), 综合考虑计算周期与计算精度, 选择计算域网格划分方案2。

对于确定的网格方案, 为满足计算域有足够的迭代次数条件以确保计算结果的可靠性, 设定计算域监测量的收敛标准均为 10^{-6} , 在每一时间步内采取不同的迭代次数进行计算, 并保证在每个时间步内检测量必须迭代至收敛。设定迭代次数分别为500、1500、2500、3000、5000, 以对称轴线速度为监测对象获得(图4)。迭代次数大于1500时, 中心轴线速度分布曲线基本重叠, 可近似认为迭代次数为1500时计算结果达到稳定, 充分考虑计算周期与计算精度影响, 选择迭代次数为3000。

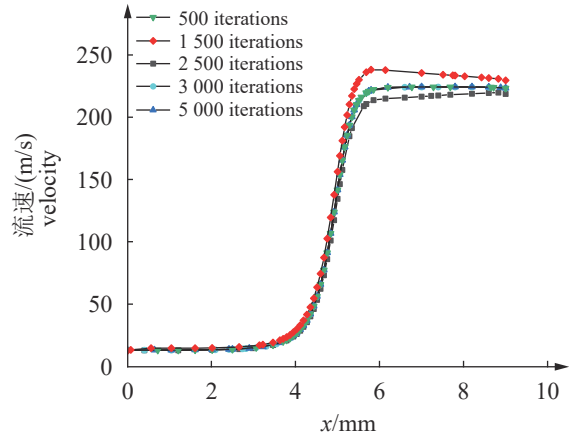


图4 迭代次数对中心线轴向速度分布的影响

Fig. 4 Influence of distribution of the axial velocity with number of iterations

2 模拟结果分析

2.1 入口直径对空化作用的分析

入口、出口边界条件设置为压力边界, 入口压力为 $P_{in}=12$ MPa, 出口压力为 $P_{out}=0.1$ MPa, 常温下饱和蒸气压 $P_v=3540$ Pa, 选用 $k-kl-w$ 湍流模型和Zwart-Ger-Belamri空化模型, 解算模式为Coupled Solver, 结构网格下离散格式选择QUICK, 压力差值格式选择PRESTO^[16-18]。依据生产实际情况, 选取的网衣清洗装备汽油机高压泵总成额定流量为50 L/min, 额定压力为18 MPa, 高压泵同时作用于多个微型喷嘴, 选取喷嘴因素水平范围: 入口直径 $D=2\sim 6$ mm, 出口直径 $d=0.6\sim$

1.2 mm, 长径比 $n=3\sim 6$, 出口角度 $\alpha=0^\circ\sim 60^\circ$, 模拟结果速度云图如图 5 所示。

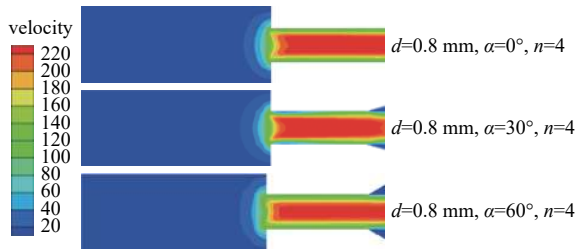


图 5 $\phi 0.8$ mm 喷嘴速度云图

长径比 $n=d/l$, l 为喷嘴缩颈流道长度

Fig. 5 $\phi 0.8$ mm Nozzle velocity nephogram

aspect ratio $n=d/l$, l is the length of nozzle necking channel

图 6 为喷嘴在轴线方向壁面空化体积分数分布, $D=2\sim 6$ mm, $\alpha=0^\circ$, $n=3$ 。4 种入口直径喷嘴在同一边界条件下, 呈现出在轴向距离大于 5 mm 位置, 即在喷嘴拐角位置后, 在较短时间内流体空化体积分数达最大值, $D=3$ mm 时, 最大空化体积分数 $\beta_{max}=0.94$; $D=4$ mm 时, $\beta_{max}=0.825$; $D=5$ mm 时, $\beta_{max}=0.824$; $D=6$ mm 时, $\beta_{max}=0.824$ 。入口直径分别为 4、5 和 6 mm 的喷嘴壁面的空化分布曲线基本重合, 相同位置 $D=3$ mm 喷嘴体积分数增大了 6.4%~19.5%, 入口直径为 2 mm 时, 未发生空化现象。

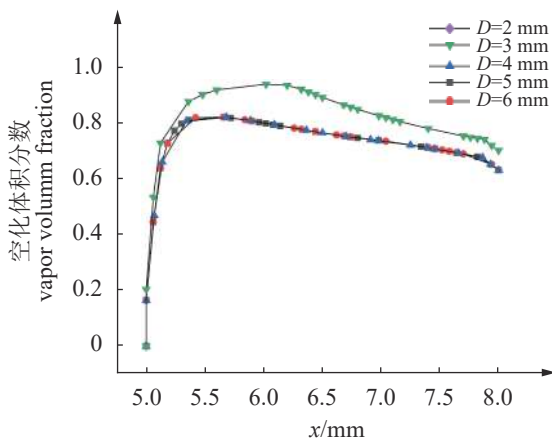


图 6 不同入口直径喷嘴壁面空化体积分数

Fig. 6 Vapor volume fraction of different inlet diameters nozzles of wall

结合对喷嘴流速云图 5 的分析可发现, 管道内流体经过拐角位置流速变化较大, 同时流体间相互作用最为剧烈, 在喷嘴拐角位置形成涡流区, 涡流区中心压力远低于流体中其他区

域, 当压力 P 下降低于饱和蒸汽压力 P_v 时, 涡流内外压力差形成使液体发生断裂的张力, 诱导空化现象的产生^[19-21]。喷嘴的气相体积分数在一定范围内受入口直径的影响, 在相同边界条件下入口直径 2~4 mm 内存在一个最佳入口直径; 存在一个喷嘴产生空化效应的临界入口直径 $2 \geq D_c \geq 4$, 入口直径 $D < 2$ mm 时, 喷嘴不发生空化现象, 入口直径 $D > 4$ mm 时, 喷嘴空化程度基本不受入口直径影响。

图 7 为喷嘴出口距离 1 上的试样表面空化体积分数分布, $D=4$ mm, $\alpha=0^\circ$, $n=4$ 。在 $x=5.5$ mm 与 $x=7$ mm 截面, 最大空化体积分数位置为 $y=\pm 0.5$ mm 处, 空化体积分数曲线以中心线为轴线呈对称分布。同时, 随着喷嘴轴向距离的增加, 对应截面空化体积分数极值减小。表明喷嘴空化初生、生长及溃灭主要发生于流场外围附近区域。因此可以预测, 试样在高压射流附近将产生环形空蚀区域。

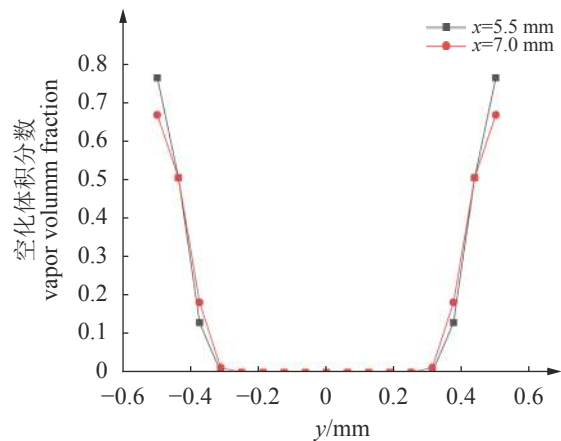


图 7 y 轴方向空化体积分数

Fig. 7 Vapor volume fraction of y axis direction

2.2 喷嘴出口扩角 α 对射流分布的影响

计算域为具有恒定压力差的流动液体管道模型, 喷嘴内流场可近似认为是定常流场。模拟喷嘴参数 $D=3$ mm, $d=0.8$ mm, $\alpha=0^\circ\sim 60^\circ$, $n=4$, 3 种出口角度喷嘴内流场的模拟结果显示, 出口角度不同对喷嘴缩颈区域流场分布基本无影响 (图 8)。

结果显示, 喷嘴出口角处出现不同程度的回流, 回流区的生成与高速射流与环境流体的强剪切作用及附壁效应相关。回流区的出现促使流动中含有多个涡流集中区, 涡流中心压力

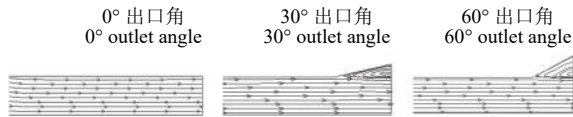


图8 不同出口角喷嘴速度流线图

Fig. 8 Velocity streamline diagram of nozzle with different outlet angles

远低于流动中其他区域压力，在高速流作用下涡流中心处压力大幅降低，引起气体空泡在数量和程度上的提升。因此可以预见，适当比例的喷嘴出口角度有助于喷嘴空化性能的提升。

30°出口角喷嘴与60°出口角喷嘴在出口位置y轴方向回流区流速的分布情况显示，内流场 $y \geq 0.4$ mm区域为回流区，关注回流区流体流速分布规律发现，同一水平线上30°出口角喷嘴流速相比60°出口角喷嘴流速高出43.5%~56.6% (表2)，表明30°出口角喷嘴回流区涡流涡量大于60°出口角喷嘴涡流涡量，涡流中心压力有相同分布规律，可以预测，相同边界条件下，30°出口角喷嘴空化程度远大于60°出口角喷嘴，30°出口角喷嘴清洗作用与空蚀效果更优。

表2 喷嘴出口回流区流速对比

Tab. 2 Flow velocity comparison at the reflow area of nozzle outlet

y方向坐标	回流区 reflow area				
	0.44	0.46	0.48	0.50	0.52
30°出口角喷嘴流速 velocity 30°	6.94456	7.5523	7.48836	7.32812	6.27064
60°出口角喷嘴流速 velocity 60°	3.90242	3.69445	3.3912	3.17912	3.17912
比率/% ratio	43.5	51.1	54.6	56.6	49.3

2.3 喷嘴长径比 n 对空化程度影响

4种长径比计算域壁面的空化气相体积分数分布结果显示， $D=4$ mm， $d=0.8\sim 1.2$ mm， $\alpha=0^\circ$ ， $n=3\sim 6$ (图9)。①3种直径喷嘴在同一计算域壁面气相体积分数分布情况相似，均在拐角位置 $x=5$ mm截面位置附近气相分数达到极值，气相体积分数极大值为0.91，对应喷嘴参数 $d=1.2$ mm， $n=3$ 。整个流动域中，空化程度最大位置位于喷嘴缩颈拐角附近位置；② $d=0.8$ mm，长径比 n 在3~6范围内递增时，最大气相体积分数极值增大到0.62~0.75，在长径比为6时有对应最大气相体积分数0.75； $d=1.0$ mm，在长径比为6时有最大气相体积分数为0.82； $d=1.2$ mm，在长径比为6时有最大气相体积分数0.91；表明相同喷嘴内孔直径下，喷嘴缩口流道长度和长径比增大，对应喷嘴气相体积分数增大，说明长径比的增大有利于提升喷嘴拐角处空化发生程度。③ $d=0.8$ mm，长径比由 $n=3$ 增大到 $n=6$ 时，最大气相体积分数增幅为16.9%； $d=1.0$ mm，长径比 n 在3~6范围内递增时，最大气相体积分数增幅最大达到6.87%； $d=1.2$ mm，长径比由 $n=3$ 增大到 $n=6$ ，最大气相体积分数最大增幅2.91%。整体呈现出随着喷嘴直径的增大，最大气相体积分数的增幅减小的现象，表明喷嘴缩口直径 d 越大，

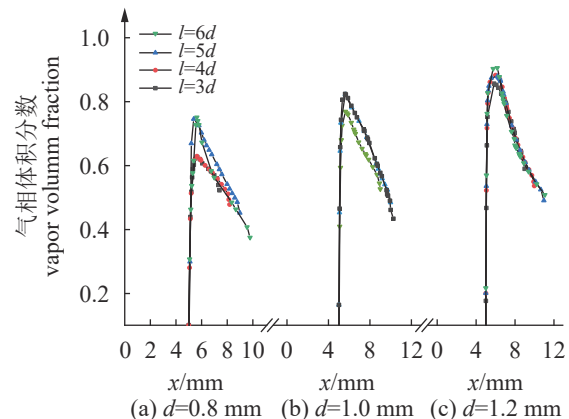


图9 喷嘴长径比 n 对气相体积分数影响

Fig. 9 Effect of nozzle aspect ratio n on vapor volume fraction

长径比 n 对流体空化作用影响程度大幅度减小。

3 实验验证与分析

3.1 实验设备及方法

方法设计参考文献 [22-24]，试验装备由汽油机高压泵总成、调压泵、压力表、阀门、水槽、喷嘴及夹具、流量计、水槽、样靶等组成 (图10)，试验高压泵设定压力12 MPa，试验样靶由型号QGIII等离子切割机加工1060铝合金板

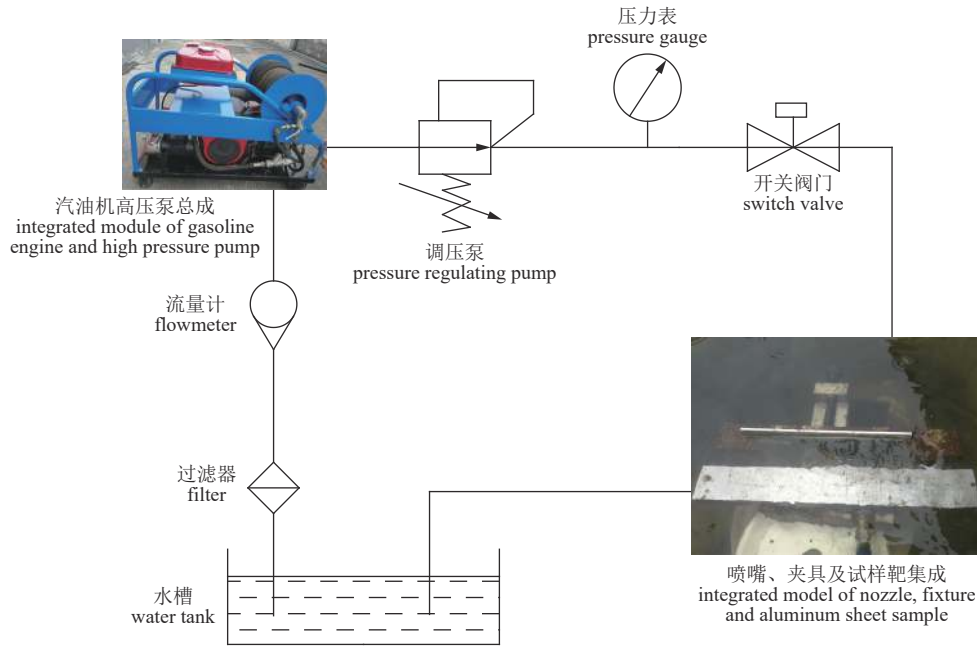


图 10 试验装置简图

Fig. 10 Diagram of experimental equipment

样靶 20 mm×20 mm×3 mm 而成, 试样表面由金相砂纸打磨光滑平整, 经乙醇清洗、烘干^[22-24]。喷嘴及夹具处于水下 10 cm 位置。

为进一步研究工程应用中喷嘴空蚀特性及验证喷嘴空化模拟结果, 获取喷嘴工程应用参数, 设计 3×3 正交试验, 入口孔径 D 、出口角度 α 、长径比 n , 因素水平设计如表 3 所示, 参考值的设定基于工艺加工可行性考虑及常用值设定。

表 3 3 因素 3 水平因素水平表

Tab. 3 Three factors and three levels orthogonal table

水平 levels	因素 factors		
	入口孔径/mm inlet diameter D	出口角度/(°) outlet angle α	长径比 length-diameter ratios n
1	5	0	6
2	4	30	5
3	3	60	4

3.2 验证与分析

试样空蚀效果如图 11 所示, 从总体来看, 喷嘴参数的变化对试样空蚀作用影响较大。淹没环境下喷嘴空蚀总体呈圆环形分布, 在圆环冲蚀区内分布密集冲蚀凹坑, 正中心区域有明显的冲蚀斑痕, 与数值模拟结果预测一致。其

次, 淹没环境对水射流打击力削弱作用极大, 试样受到的作用力主要表现为空泡溃灭产生的高温高压作用。同时, 随着空蚀时间的持续, 空蚀圆环外径基本不变, 空蚀面积不断向内扩大, 材料的质量损失持续增加。

在相同喷嘴入口直径和长径比下, 出口角 $\alpha=0^\circ$ 喷嘴累计质量损失 9 mg; 出口角 $\alpha=30^\circ$ 喷嘴累计质量损失 86 mg; 出口角 $\alpha=60^\circ$ 喷嘴累计质

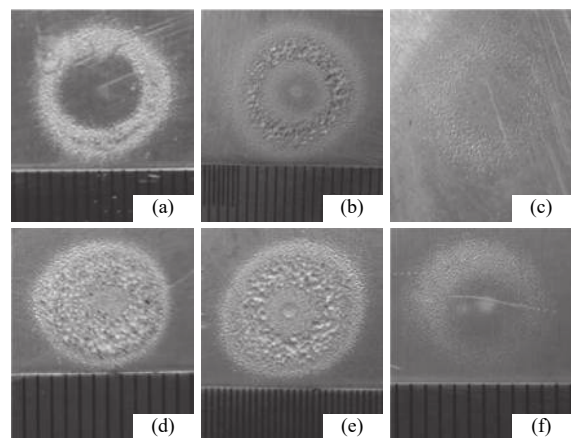


图 11 不同喷嘴结构参数下试样空蚀结果

Fig. 11 Cavitation results of samples with different nozzle structure parameters

(a) $D=3$ mm, $\alpha=60^\circ$, $n=4$; (b) $D=3$ mm, $\alpha=30^\circ$, $n=4$; (c) $D=5$ mm, $\alpha=0^\circ$, $n=4$; (d) $D=3$ mm, $\alpha=30^\circ$, $n=5$; (e) $D=3$ mm, $\alpha=30^\circ$, $n=6$; (f) $D=3$ mm, $\alpha=0^\circ$, $n=4$

量损失 42 mg, 表明喷嘴出口角的存在有利于提升淹没环境下空蚀作用, 与数值模拟结果相符合(图 11-a, b, f)。同时, 从空蚀深度与空蚀范围来看, 30°出口角度喷嘴空化程度远大于 60°出口角喷嘴空蚀程度, 与本文中所揭示的喷嘴存在出口角时形成局部回流区域的涡量分布规律相吻合, 表明 30°出口角喷嘴对空化核生成和空泡生长比 60°出口角喷嘴有更大促进作用, 淹没环境下喷嘴对试样靶的空蚀作用更显著。

针对喷嘴入口直径的变化影响, 相同喷嘴出口角度和长径比下, 入口直径 $D=5$ mm 喷嘴累计质量损失约为 6 mg; 入口直径 $D=4$ mm 喷嘴累计质量损失 6 mg; 入口直径 $D=3$ mm 喷嘴累计质量损失为 11 mg, 两种参数配比下的喷嘴空蚀程度均不高, 相同入口压力下 $D=3$ mm 喷嘴直径空蚀圆环深度大于 $D=4$ mm 和 $D=5$ mm 喷嘴, 与模拟结果基本吻合(图 11-c, f)。试验结果表明一定范围内, 存在一个能获得最佳空蚀结果的入口直径, 同时, 喷嘴入口孔径越大, 对空化强度的影响越有限。

$D=3$ mm, $\alpha=30^\circ$ 喷嘴空蚀圆环外径均为 11 cm, 长径比 $n=4$ 喷嘴空蚀累计质量损失 86 mg, 样靶空蚀圆环内径为 7 mm; 长径比 $n=5$ 喷嘴空蚀累计质量损失 89 mg, 样靶空蚀圆环内径为 5 mm; $n=6$ 喷嘴空蚀累计质量损失 91 mg, 样靶空蚀圆环内径为 4 mm; 样靶空蚀强度结果表明, 增大径长比有利于提升喷嘴的空蚀强度(图 11-c, d, e)。

选用 10 g 量程、精度 1 mg 电子天平获取试样空蚀质量损失, 累计质量损失试验结果显示, 相比其他 8 次实验, 试验号 9 空蚀累计质量损失最大, 空蚀效果最佳, 因素水平组合为 $D=3$ mm, $\alpha=30^\circ$, $n=6$ (表 4)。分析极差值 R 结果表明, 出口角度对试验结果的影响程度最为显著, 结构参数对空蚀程度的影响程度主次关系为 $\alpha > D > n$ 。

4 结论

采用数值模拟与试验相结合的方法, 分析了淹没环境下网衣清洗装备喷嘴结构对空化初生、生长及溃灭特性的影响, 阐明了空蚀形态与喷嘴结构参数的关联性, 得到以下结论:

① 由于高速射流与喷嘴缩口壁面强剪切作用, 在喷嘴缩口拐角处形成局部低压区域, 该

表 4 正交试验结果

试验号 test number	因素 factors				累计质量 损失/(mg) accumulated mass loss
	D	d_f	α	n	
1	1	1	1	1	9
2	1	2	2	2	89
3	1	3	3	3	48
4	2	1	2	3	44
5	2	2	3	1	56
6	2	3	1	2	12
7	3	1	3	2	71
8	3	2	1	3	20
9	3	3	2	1	110
K_1	146	124	85	175	
K_2	112	165	204	172	
K_3	201	170	175	112	
k_1	48.67	41.33	28.33	58.33	
k_2	37.33	55	68	57.33	
k_3	67	56.67	58.33	37.33	
极差R	29.67	15.34	39.67	21	

注: $K_i(i=1\sim3)$ 为该列因素第 i 水平累计质量损失和, $k_i=K_i/3$

Notes: $K_i(i=1\sim3)$ is the sum of the accumulated mass loss at level i of these factors, $k_i=K_i/3$

区域压力远低于流动其他区域压力, 诱导流体局部断裂和空化初生。喷嘴空化效应产生的空泡溃灭主要发生在流场外围区域, 试验样靶空蚀区以圆环形式呈现, 在圆环冲蚀区内分布密集的冲蚀凹坑, 中心区域有明显的冲蚀斑痕。

② 12 MPa 入口压力下, 喷嘴入口直径 $D=3$ mm 时, 相对 $D=4\sim6$ mm 喷嘴最大气相体积分数提升了 6.4%~19.5%, 表明喷嘴存在一个获得最佳空化程度的入口直径; 喷嘴出口角结构促使形成射流回流区, 促使空化强度得到进一步加强, 出口角为 $\alpha=30^\circ$ 喷嘴最大空化体积分数远大于 $\alpha=0^\circ$ 和 $\alpha=60^\circ$ 喷嘴; 相同缩口流道长度下, 与长径比 $n=3\sim5$ 喷嘴相比, 长径比 $n=6$ 喷嘴最大气相体积分数提升了 2.91%~16.9%。

③ 喷嘴出口角度的在 0~60° 范围内引起空蚀最大累计质量损失约为 101 mg, 喷嘴入口直径 $D=0.6\sim1$ mm 和长径比 $n=3\sim6$ 范围内最大累计质量损失分别为 66 和 23 mg, 表明喷嘴出口回流区

的出现大幅度提升了空蚀强度。喷嘴入口直径 D 、出口角度 α 、长径比 n 对空蚀程作用的影响程度为 $\alpha > D > n$ 。

参考文献 (References):

- [1] 郭根喜, 黄小华, 胡昱, 等. 深水网箱理论研究与实践 [M]. 北京: 海洋出版社, 2013.
Guo G X, Huang X H, Hu Y, *et al.* Theoretical research and practice of deepwater net cage[M]. Beijing: China Ocean Press, 2013 (in Chinese).
- [2] Islam G M N, Tai S Y, Kusairi M N. A stochastic frontier analysis of technical efficiency of fish cage culture in peninsular Malaysia[J]. *SpringerPlus*, 2016, 5(1): 1127.
- [3] 庄集超, 庞洪臣, 刘子浪, 等. 一种新型深海网箱网衣清洗机器人设计[J]. *机械*, 2018, 45(1): 72-75.
Zhuang J C, Pang H C, Liu Z L, *et al.* Design of a new deep-sea net cage cleaning robot[J]. *Machinery*, 2018, 45(1): 72-75(in Chinese).
- [4] 万春浩, 王瑞和, 周卫东, 等. 角形空化喷嘴内外流场的数值模拟[J]. *断块油气田*, 2019, 26(2): 257-260.
Wan C H, Wang R H, Zhou W D, *et al.* Numerical simulation of internal and external flow fields in angle cavitation nozzle[J]. *Fault-Block Oil & Gas Field*, 2019, 26(2): 257-260(in Chinese).
- [5] 谭放. 空化清洗喷嘴的射流流场的数值模拟研究 [D]. 大庆: 东北石油大学, 2011.
Tan F. Study on numerical simulation on flow field in cavitating cleaning nozzle[D]. Daqing: Northeast Petroleum University, 2011 (in Chinese).
- [6] 刘艳. 空化水射流清洗系统的设计及数值模拟研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2018.
Liu Y. Design and numerical simulation of cavitation water jet cleaning system[D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2018 (in Chinese).
- [7] Liang J, Li X W, Zhang Z T, *et al.* Numerical investigation into effects on momentum thrust by nozzle's geometric parameters in water jet propulsion system of autonomous underwater vehicles[J]. *Ocean Engineering*, 2016, 123: 327-345.
- [8] 周明明, 康灿, 刘海霞, 等. Astm G134装置的射流空化模拟与空蚀机理分析[J]. *中国表面工程*, 2018, 31(6): 133-142.
Zhou M M, Kang C, Liu H X, *et al.* Waterjet cavitation simulation and erosion mechanism analysis of ASTM G134 device[J]. *China Surface Engineering*, 2018, 31(6): 133-142(in Chinese).
- [9] Hutli E, Nedeljkovic M, Bonyár A. Dynamic behaviour of cavitation clouds: visualization and statistical analysis[J]. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, 2019, 41(7): 281.
- [10] Peng K W, Tian S C, Li G S, *et al.* Cavitation in water jet under high ambient pressure conditions[J]. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 2017, 89: 9-18.
- [11] Peng G Y, Yang C X, Oguma Y, *et al.* Numerical analysis of cavitation cloud shedding in a submerged water jet[J]. *Journal of Hydrodynamics*, 2016, 28(6): 986-993.
- [12] 耿莉敏, 王城, 魏有涛, 等. 生物质混合燃料在柴油机喷嘴内流动特性模拟[J]. *农业工程学报*, 2017, 33(21): 70-77.
Geng L M, Wang C, Wei Y T, *et al.* Simulation on internal flow characteristics of nozzle for diesel engine fueled with biomass blend fuel[J]. *Transactions of the Chinese Society of Agricultural Engineering*, 2017, 33(21): 70-77(in Chinese).
- [13] Tang H, Wrobel L C, Barton I E. Two-phase flow patterns in turbulent flow through a dose diffusion pipe[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2005, 235(9): 1001-1014.
- [14] Yang M G, Xiao S N, Kang C, *et al.* Effect of geometrical parameters on submerged cavitation jet discharged from profiled central-body nozzle[J]. *Chinese Journal of Mechanical Engineering*, 2013, 26(3): 476-482.
- [15] 邵忠良. 纯高压水射流除锈喷嘴的数值模拟及优化试验研究[J]. *机床与液压*, 2015, 43(13): 78-81.
Shao Z L. Numerical simulation and optimization experiment research of high-pressure water jet descaling nozzle[J]. *Machine Tool & Hydraulics*, 2015, 43(13): 78-81(in Chinese).
- [16] Yuan C, Song J C, Zhu L S, *et al.* Numerical investigation on cavitating jet inside a poppet valve with special emphasis on cavitation-vortex interaction[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2019, 141: 1009-1024.
- [17] 张本营. 二维水翼空化初生瞬态特性研究 [D]. 镇江: 江苏大学, 2017.
Zhang B Y. Investigation into transient characteristics of

- two-dimensional hydrofoil in cavitation inception[D]. Zhenjiang: Jiangsu University, 2017 (in Chinese).
- [18] 麻斌, 高莹, 刘宇, 等. 喷嘴空化模型建立与有效性试验验证[J]. *农业机械学报*, 2017, 48(5): 377-384.
- Ma B, Gao Y, Liu Y, *et al.* Establishment and experimental validation of nozzle cavitation model[J]. *Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery*, 2017, 48(5): 377-384(in Chinese).
- [19] Peng K W, Tian S C, Li G S, *et al.* Bubble dynamics characteristics and influencing factors on the cavitation collapse intensity for self-resonating cavitating jets[J]. *Petroleum Exploration and Development*, 2018, 45(2): 343-350.
- [20] Brennen C E. Cavitation and bubble dynamics[M]. New York: Cambridge University Press, 2014.
- [21] 聂建栋, 苏永生, 杨光明. 单空泡溃灭及其空化噪声的数值模拟[J]. *兵工自动化*, 2009, 28(9): 23-24.
- Nie J D, Su Y S, Yang G M. Numerical modeling of noise generation during collapse of single bubble[J]. *Ordnance Industry Automation*, 2009, 28(9): 23-24(in Chinese).
- [22] 张文权, 王谦, 何志霞, 等. 柴油机模型喷孔内空化与空蚀特性试验研究[J]. *内燃机工程*, 2018, 39(5): 14-20.
- Zhang W Q, Wang Q, He Z X, *et al.* Experiment on characteristics of cavitation and erosion in diesel engine nozzle orifice[J]. *Chinese Internal Combustion Engine Engineering*, 2018, 39(5): 14-20(in Chinese).
- [23] 梁亮, 刘甦, 庞佑霞, 等. 冲击形式产生的冲蚀、空蚀和腐蚀联合磨损试验研究[J]. *润滑与密封*, 2019, 44(8): 42-48.
- Liang L, Liu H, Pang Y X, *et al.* Experimental study of combined wear for slurry erosion, cavitation erosion and corrosion caused by fluid impact[J]. *Lubrication Engineering*, 2019, 44(8): 42-48(in Chinese).
- [24] 黄伟九, 何浩然, 王振国, 等. 多相流作用下锡黄铜的空蚀-冲蚀行为[J]. *摩擦学学报*, 2018, 38(4): 410-416.
- Huang W J, He H R, Wang Z G, *et al.* Cavitation and erosion behavior of tin brass in multiphase flow[J]. *Tribology*, 2018, 38(4): 410-416(in Chinese).

Effects of nozzle structure on the underwater cavitation characteristics of net clothes cleaning equipment

YUAN Taiping, HU Yu*, WANG Shaomin, LIU Haiyang,
HUANG Xiaohua, TAO Qiyou, GUO Genxi

(Guangdong Cage Engineering Research Center, South China Sea Fisheries Research Institute,
Chinese Academy of Fishery Sciences, Guangzhou 510300, China)

Abstract: In order to understand the mechanism and influencing factors of high pressure jet cavitation of nozzle in a submerged environment, this study has focused on the evolutionary process of cavitation bubbles and combined finite volume method with mixed multi-phase flow model to analyze the cavitation, velocity distribution, and experimental cavitation intensity of fishing net cleaning equipment. The results show that the cavitation inception, growth, and collapse primarily occurred in the peripheral region of the flow field. The shape of cavitation erosion zone is the shape of ring on the test sample target. Several small dense erosion pits were densely distributed in the ring-shaped erosion zone and erosion marks were observed in the center. The cavitation erosion intensity is greatly affected by the nozzle structure, and compared with inlet diameter $D=4-6$ mm nozzle, the maximum vapor volume fraction of $D=3$ mm nozzle increased by 6.4% to 19.5%. The nozzle outlet enlargement angle greatly increased the cavitation intensity. The nozzle with an outlet angle of 30° exhibited an optimal cavitation erosion performance. With the same nozzle necking diameter and the aspect ratio $n=3-6$, the increase of the aspect ratio increases the cavitation intensity of the nozzle, and compared with aspect ratio $n=4-6$ nozzles, the maximum volume fraction of nozzle increased by 16.9%; The larger the nozzle outlet diameter d is, the less the influence degree of the aspect ratio on cavitation is; The influence degree order of nozzle structure, nozzle diameter D , outlet angle α and the aspect ratio n for cavitation intensity is $\alpha > D > n$.

Key words: net clothes cleaning; cavitation jet; finite volume method; structural parameters; numerical simulation

Corresponding author: HU Yu. E-mail: 757838287@qq.com

Funding projects: National Key R&D Program of China (2019YFD0900903); National Natural Science Foundation of China (31902424, 31772897), Fund of Key Laboratory of Open-Sea Fishery Development, Ministry of Agriculture and Rural Affairs, P. R. China (LOF 2019-05); Demonstration Project of Marine Economy Innovation and Development (Bhsfs012); Guangdong Provincial Special Fund for Modern Agriculture Industry Technology Innovation Teams (2019KJ143); Central Public-interest Scientific Institution Basal Research Fund, South China Sea Fisheries Research Institute, CAFS (2019TS17)