

旋转超高压水射流特性的数值研究*

陈正寿¹, 李江龙¹, 杜炳鑫¹, 骆优前², 舒开锋³

(1. 浙江海洋大学 海洋工程装备学院, 浙江 舟山 316022;

2. 太平洋海洋工程(舟山)有限公司, 浙江 舟山 316057;

3. 舟山市华丰船舶修造有限公司, 浙江 舟山 316012)

摘要: 超高压水射流因其高能密度和环保特性在船舶除锈中得到广泛应用, 但旋转运动对喷嘴射流冲击特性的影响有待深入探讨。基于数值仿真方案, 结合空化、滑移网格等模型, 并考虑液体的可压缩性以及喷嘴的旋转速度, 构建了直圆锥收敛型喷嘴模型, 研究不同喷嘴旋转速度下水射流流场形态、湍动能、剪切应力等关键参数的变化。研究表明, 喷嘴旋转的运动引发射流流场呈现不同程度的非对称性, 射流核心区域发生偏移并伴随剪切层增厚和湍流范围扩大。随着喷嘴旋转速度增加, 射流冲击的剪切应力峰值逐渐降低。为了实现最大作业效率, 该研究进一步构建了基于“扫掠时间-扫掠长度-平移速度”的评估方法。该方法通过引入最小扫掠时间约束, 定量解析了喷嘴转速与平移速度的非线性关系, 并以理论最大平移速度为判据, 获得喷嘴的最佳旋转区间。该研究结果为超高压水射流清洗系统的工艺参数设计提供了理论依据。

关键词: 仿真分析; 旋转射流; 流场形态; 扫掠冲击; 喷嘴效率

中图分类号: O358; TP29

国标学科代码: 13025

文献标识码: A

Numerical Investigation on Characteristics of Rotating Ultra-high-pressure Water Jetting

CHEN Zhengshou¹, LI Jianglong¹, DU Bingxin¹, LUO Youqian², SHU Kaifeng³

(1. Marine Engineer Equipment College, Zhejiang Ocean University, Zhoushan 316022, Zhejiang, China;

2. PaxOcean Engineering(Zhoushan) Co. Ltd., Zhoushan 316057, Zhejiang, China;

3. Zhoushan Huafeng Shipyard Co. Ltd., Zhoushan 316012, Zhejiang, China)

Abstract: Ultra-high-pressure (UHP) water jetting is widely applied in ship rust removal due to its high energy density and eco-friendly characteristics. However, the influence of nozzle rotational motion on the impact characteristics of water jetting requires further investigation. To clarify the specific mechanism of the rotational effect on the flow field, a comprehensive numerical simulation framework was developed. This framework coupled the mixture multiphase model, a cavitation model, and the Volume of Fluid (VOF) method to capture the rapid phase change and transient gas-liquid interfaces. The sliding mesh technique was utilized to dynamically resolve the physical rotation of the domain, while taking into account the compressibility of the high-velocity liquid phase under extreme pressure conditions. A precise three-dimensional computational fluid dynamics model of a straight conical convergent nozzle, comprising both rotational and stationary sub-domains, was constructed. Under various nozzle

*收稿日期: 2026-03-05; 修回日期: 2026-07-14

基金项目: 国家自然科学基金(41776105)、舟山市关键和共性技术攻关项目(2025C03004)、舟山市科技局一般项目(2023C41010)

第一作者: 陈正寿(1979—), 男, 博士, 教授. E-mail: aaaczs@163.com;

通信作者: 杜炳鑫(1987—), 男, 博士, 讲师. E-mail: dubingxin@zjou.edu.cn。

rotational speeds, the variations in crucial fluidic and mechanical variables, including flow field morphology, spatial turbulent kinetic energy, and wall shear stress on the target surface, were simulated, extracted, and systematically analyzed. The results indicate that nozzle rotation induces varying degrees of asymmetry in the jet flow field, causing the high-speed jet core to deviate from the geometrical axis, which is accompanied by shear layer thickening and an expanded turbulence range. As the nozzle rotational speed increases, the peak shear stress of the jet impact gradually decreases due to rotational energy dissipation. To maximize operational efficiency in rust removal, a quantitative evaluation method based on the "sweep time–sweep length–translational speed" relationship was further established. By introducing a minimum sweep time constraint to ensure sufficient contact duration, this method quantitatively analyzed the nonlinear coupling relationship between nozzle rotational speed and translational speed. Using the theoretical maximum translational speed as an optimization criterion, the optimal range of nozzle rotational speeds was successfully determined. These findings provide a theoretical basis and practical guidelines for the design of process parameters in UHP water-jet cleaning systems.

Keywords: Simulation analysis; rotating jet; flow profile; sweep impinging; nozzle efficiency

船舶长时间在海上航行，其表面极易受到海水腐蚀与海洋生物附着污染，不仅削弱结构强度、缩短使用寿命，还显著增加航行阻力和燃油消耗，严重影响船舶航行的经济性与安全性。因此，定期开展去除污锈与船体重新涂漆工作已成为保障船舶性能的重要环节。

近年来，超高压水射流技术凭借其高能密度、绿色环保以及对基材无损等优势，逐步取代传统的喷砂和人工除锈方式，在修造船领域得到广泛应用^[2-3]。该技术通过高压柱塞泵将纯水加压，经极细的喷嘴形成超高速水流，随后冲击到壁面上，对锈层产生破坏以达到除锈目的。

在整个系统中，喷嘴作为关键执行部件，其结构形式与工艺参数对射流形态和冲击性能具有决定性作用。因此，静止喷嘴条件下的流动特性及参数优化成为学术研究的重点方向。已有研究表明，喷嘴压力、冲击角、喷射距离等因素均影响壁面冲击强度与剪应力分布，从而决定清洗效率^[4-6]。

为了保障大面积快速作业，需要将多个超高压喷嘴布置于旋转喷头上，如图1所示。如转轴静止，则形成环形的射流扫略打击面；因此，在实际作业中，需要将旋转喷头随工作平台同步平移，从而在靶面上形成连续的射流扫掠冲击带。不管喷嘴是环形旋转或是螺旋运动，其动态行为会显著改变射流轨迹、冲击分布及能量传递特性^[7]。相较于静止喷嘴，其运动状态下射流具有强非定常性和空间非均匀性，带来更复杂的水动力响应。目前已有部分探索性研究关注喷嘴运动与射流行为的关系。例如，在深部岩土工程与隧道开挖领域，旋转射流因其破岩幅宽大而被广泛用于岩石致裂与破损特性研究^[8-10]。然而，岩土破碎与船舶除锈具有本质不同的物理边界：岩土致裂多处于局限空间（如深孔）或淹没流场环境下，其破坏靶材为非均质的大块脆性介质，核心关注的是体积破碎效率与体内裂纹扩展^[11-14]；而船舶除锈工作于非淹没的环境空气中，面对的是高韧性船体钢板表面附着的超薄（通常为微米级）涂层或锈层，其脱落剥离机制主要依赖于动态射流冲击壁面时产生的超高瞬态压力和强烈的切向剪切作用^[4]，且对基材的无损性有极高的精密控制要求。因此，岩石破碎领域的旋转射流规律无法直接指导船舶除锈工艺。

在船舶除锈与表面清洗领域，针对运动射流的研究正逐步开展，但目前多数研究仍局限于宏观工程测试与结构参数优化层面^[15-18]。由于超高速动态射流流场具有极高的瞬态交变性与气液两相强

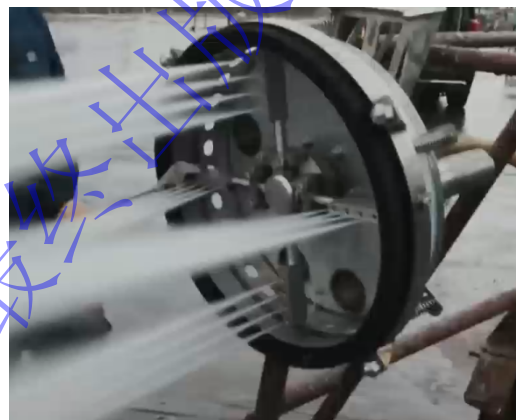


图1 水射流除锈旋转喷头

Fig.1 Rotating water-jet nozzle for rust removal

耦合特征，常规的物理实验难以精确捕捉动态冲击区域内瞬态挤压应力、壁面剪应力分布的演变历程，使得旋转运动与微观剥离机制之间的关系尚不明确。这限制了船舶绿色除锈装备中射流工艺参数的协同优化与精细控制。

针对上述研究缺口，三维数值仿真技术因其能够重建边界条件并实现全流场精细捕获，为揭示动态射流演变与壁面冲击强度的关系提供了关键手段。基于此，本文建立包含流体可压缩性与空化效应的三维旋转喷嘴模型，研究喷嘴转速对射流流场形态及壁面冲击性能的影响规律，并提出一种基于“扫掠时间-扫掠长度-平移速度”的评估方法，对打击点的扫掠时间进行定量换算，以量化喷嘴在不同旋转速度下的除锈效率，为超高压水射流除锈作业的转速设定提供理论支持。

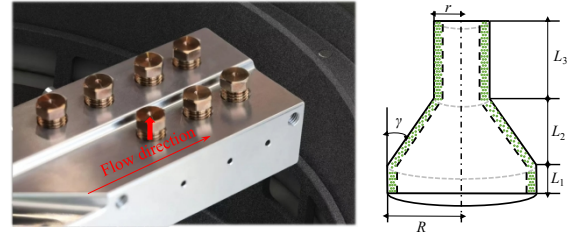


图2 直圆锥收敛型喷嘴示意图

Fig.2 Schematic of straight cone convergent nozzle

1 数值方法

1.1 空化模型和液体的可压缩性

空化现象对喷嘴几何结构、操作参数及液体物理性质具有高度敏感性。当高速射流流经喷嘴收缩段时，局部区域易形成低压区，若压力低于液体饱和蒸汽压，则可能诱发气泡形成与增长。根据伯努利原理，在几何收缩位置常出现高速低压流场^[19]。本文采用 Schnerr-Sauer 空化模型对气液两相混合区进行仿真。该模型基于 Rayleigh-Plesset 方程，假设液体中含有大量微小蒸汽气泡，并通过气液质量转移率计算蒸汽体积分数的演化过程。气泡生长速率的表达式如下所示^[20]：

$$v_r^2 = \frac{2}{3} \left(\frac{P_{sat} - P}{\rho_l} \right) \quad (1)$$

式中： v_r 为气泡增长速度； P_{sat} 为饱和压力； ρ_l 为液体密度。

此外，常规模拟仿真中液体多被视为不可压缩，但在超高压（>100 MPa）条件下，水的密度与温度随压力变化明显，需考虑其可压缩性。本文采用线性状态方程描述密度与压力关系^[21]：

$$\frac{d_p}{E} = \frac{d_\rho}{\rho} \quad (2)$$

式中： d_p 为入口压力； d_ρ 为液体密度； E 为可压缩模数； ρ 为液体密度。

1.2 滑动网格模型

参考船壁实际除锈作业设置数值仿真，喷嘴须设置为旋转运动，而外部流场域保持静止，流场计算涉及动静计算域间相对运动问题。处理该类动静干涉问题，常采用动网格模型或滑移网格模型^[22]相比动网格方法，滑移网格模型具有避免网格重构和负体积生成、计算稳定性高等优势，适用于刚性旋转结构的数值模拟。计算过程中，滑移面位置发生相对位移，从而实现非结构化网格下的动静交界面求解^[23]。

本文构建的旋转超高压水射流模型主要涉及喷嘴、水流、空气和靶面。为了降低计算复杂度并提高收敛性，我们对这四类介质的相互作用进行了简化：首先，喷嘴几何被简化为固体壁面，并通过滑移网格赋予其切向旋转速度，作为流体的运动边界输入；其次，水和空气采用流体体积

（Volume of Fluid, VOF）多相流模型求解，其中水为主相，水汽为第二相，两相间的动量交换与空气卷吸过程通过动量方程中的交互项来体现，液相与气相在自由剪切边界处的动量交换、空气卷吸机制由下式的动量方程交互项表示：

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) + \nabla \cdot (\rho \vec{v} \vec{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot \left[\mu (\nabla \vec{v} + \nabla \vec{v}^T) \right] + \rho \vec{g} + \vec{F} \quad (3)$$

式中， $\vec{F}$ 为考虑表面张力与界面剪切的相间源项

最后，对于锈层，模型并没有直接建立固体网格，而是基于射流动压与切向剪切力共同剥离材料的物理本质，直接将靶面的壁面剪应力作为除锈判定依据，当局部冲击强度超过材料的极限韧性时即判定为有效清洗。这种处理方式大幅减少了多相耦合的计算量，保证了计算的顺利收敛。

2 数值计算模型

2.1 超高压喷嘴结构参数分析

分布式超高压喷嘴作为船体除锈系统中的核心执行部件，其几何参数和流动特性对整体除锈效率具有决定性影响。本文所采用的直圆锥收敛型喷嘴示意图如图2所示。该类喷嘴沿轴向主要分为三个功能区域：入口段 L_1 、收缩段 L_2 和出口段 L_3 。高压柱塞泵输出的纯水在进入喷嘴后，首先经过收缩段汇聚加速，流通截面迅速缩小，压力能随之转化为动能，最终在出口段形成速度高达约700 m/s的超高速水射流^[24]。为了获得良好的流动稳定性与冲击强度，喷嘴的结构设计应满足如下几何约束关系：

$$\frac{R-r}{L_2-L_3} = \tan \gamma \quad (4)$$

式中： γ 为收敛角； R 为喷嘴进口半径； r 为喷嘴出口半径； L_1 为入口段长度； L_2 为收缩段长度； L_3 为出口段长度。当长径比 $L_3/r=4\sim 6$ 时，直圆锥收敛型喷嘴的水动力性能最佳^[19]。因此，本文选取当前浙江修造船企业常用的收敛型喷嘴作为研究对象^[25]，其关键参数如下： $r=0.15$ mm； $\gamma=15^\circ$ ； $L_2=0.375$ mm； $L_3=0.75$ mm。

2.2 几何模型及验证

2.2.1 计算域划分

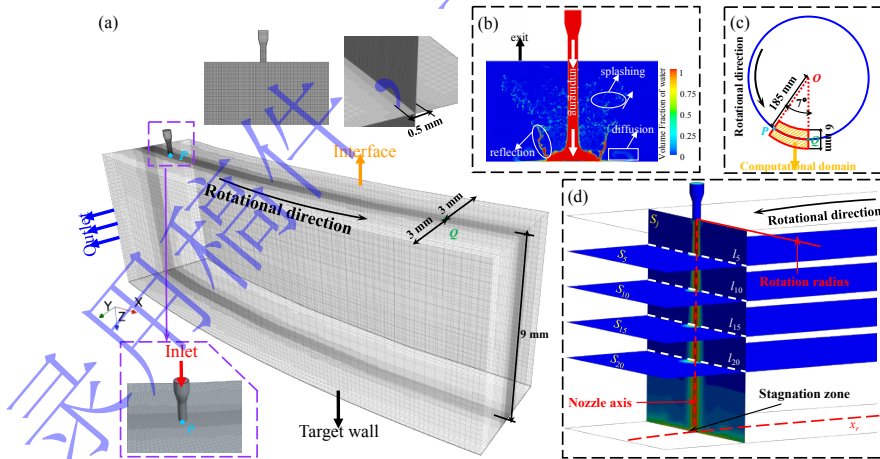


图3 数值计算模型及设置：（a）计算域网格划分与边界条件；（b）射流冲击液相分布图；（c）旋转运动计算域的简化示意图；（d）数据监测截面与特征线示意图

Fig.3 Simulation model and numerical setup: (a) Grid generation and boundary conditions of the computational domain; (b) Liquid-phase distribution along jet flow; (c) Schematic diagram of the simplified computational domain for rotating motion; (d) Schematic of data monitoring sections and characteristic line

为模拟超高压水射流冲击过程中的流动特性，本文构建了包含喷嘴内部流动与外部溅射区域的三维弧形计算域，如图3(a)所示。参考Huang和Chen^[16]、Chen和Chen^[26]的网格拓扑结构，计算域由两部分组成：其一为喷嘴所在的内部流动区域，其二为喷嘴出口与壁面之间的自由射流发展区域。喷嘴内壁与目标壁面均设定为无滑移壁面，喷嘴入口采用滞止入口边界，计算域出口设置为压力出

口。如图 3(b)所示,在撞击壁面后,水射流经历扩散、反射和飞溅,最终通过压力出口离开计算域。喷嘴内部流体域设定为旋转运动区域,弧形计算域保持静止,两者采用滑移网格技术进行流场信息的传递。为了精确捕捉射流撞击与飞溅过程中的复杂非定常行为^[27],本文采用的计算域高度为 9 mm,宽度为 6 mm,仅覆盖一个圆弧段区域,如图 3(c)中橙色斜线覆盖区域所示。喷嘴轴线始终垂直于壁面,喷嘴以 O 点为圆心、185 mm 为半径,从起始位置 P 点旋转 7° 至终点位置 Q 点,旋转方向如图 3(c)黑色箭头所示。

为清晰地阐述旋转喷嘴作用下不同位置的射流场特性,本文定义了一系列特征截面与观测线。首先,选取由喷嘴轴线与旋转半径共同构成的平面作为主观观测面 S_j ,以捕捉射流沿运动轨迹的整体流动特征。随后,沿射流轴线在无量纲轴向位置 $z/d=5、10、15、20$ 处依次截取 4 个垂直于射流轴线的横截面,记为 $S_5、S_{10}、S_{15}$ 与 S_{20} ,其中 z 为截面距喷嘴出口的轴向距离, d 为喷嘴出口直径。上述横向截面与主观观测面 S_j 的交线依次被定义为特征观测线 $l_5、l_{10}、l_{15}$ 和 l_{20} ,其几何空间位置如图 3(d)所示。这些观测线不仅贯穿了射流束核心与剪切层,更精确地反映了射流束在不同横截面上沿旋转半径方向的速度和湍动能分布特征。图 3(d)中壁面展示了沿旋转半径的径向圆弧 x_r 以及射流束冲击壁面后形成的壁面滞止区。

2.2.2 计算模型设置

本文采用 STAR-CCM+ 软件开展旋转超高压水射流的数值仿真研究。依据实际工况,边界条件设定如下:喷嘴入口采用滞止入口边界并施加 250 MPa 的静态压力,壁面及喷嘴内壁均设置为无滑移壁面,计算域出口定义为压力出口,压力值设定为标准大气压。

为反映船舶除锈的实际工况,数值仿真过程被分为两个阶段。第一阶段,将喷嘴固定于初始位置 P 点(如图 3(a)所示),进行计算直至达到稳态,以建立垂直射流冲击壁面的初始流场;第二阶段,在稳态流场的基础上,使喷嘴以预设转速绕中心点 O 做圆周运动,旋转半径为 185 mm,模拟从 P 点旋转 7° 至终点 Q 的动态过程。旋转过程中采用滑移网格技术,对非定常流动进行瞬态求解,直至计算收敛。该设置能够模拟旋转喷嘴在实际除锈轨迹下的动态喷射过程,有助于揭示旋转工况对水射流特性的影响规律。

为精确解析高速射流特征及复杂的湍流结构,需对喷嘴运动轨迹及壁面区域进行局部加密,如图 3(a)所示;近壁面处采用了棱柱层网格,并通过控制首层网格厚度,将首层棱柱层厚度设定为 1 μm ,增长率设为 1.1,从而兼顾计算精度与稳定性。

2.2.3 网格敏感性验证

网格密度是决定数值仿真精度与可靠性的关键因素之一^[28],因此本文首先开展网格无关性验证。参考实际工况,设定入口压力为 250 MPa、靶距 9 mm、喷嘴半径 $r=0.15$ mm、入射角度为 0° 的工况条件作为基准场景,针对射流流经区域以及壁面冲击区进行不同程度的加密,通过设置不同的网格单元尺寸,构建四套疏密程度不一的网格模型,并依次命名为 Mesh-1 至 Mesh-4。其中,Mesh-1 网格最稀疏,Mesh-4 网格最精细。以壁面打击压强为监测指标,通过对比不同网格密度下的计算结果,评估网格密度对数值仿真精度的影响,表 1 列举了详细对比信息。结果表明,随着对射流流经区域及壁面网格的逐步加密,壁面打击压强趋于收敛。Mesh-3 与 Mesh-4 计算所得的壁面打击压强吻合较好,两者的相对偏差仅为 0.41 % (即 $n_{\text{Mesh4-3}}=(P_{\text{Mesh-4}}-P_{\text{Mesh-3}})/P_{\text{Mesh-3}}=0.41\%$)。这表明进一步加密网格对计算精度的提升微乎其微,但会显著增加计算成本。综合考虑数值精度与计算效率,本文最终选取 Mesh-3 方案开展后续数值仿真。

2.2.4 网格有效性验证

为了验证数值仿真的准确性,本文选取射流垂直冲击壁面时的壁面打击力作为对比参量,并将仿真结果与已有实验研究中的测量数据进行对比^[1]。实验工况的关键参数为: $R=9.5$ mm; $r=2$ mm; $\gamma=30^\circ$; $L_3=10$ mm。为确保对比的一致性,本模拟采用与前文 Mesh-3 方案一致的网格拓扑与单元密度。表 2 展示了实验数据与数值仿真结果的对比情况。结果表明,模拟所得的壁面打击力与实测数

据高度吻合，相对误差处于可接受的工程误差范围内，从而验证了数值模型及其边界设置的有效性和可靠性。

表 1 网格敏感性验证

Table 1 Mesh sensitivity validation

网格编号	基础尺寸/mm	网格节点	壁面打击压强/MPa	百分比差异 $n/\%$
Mesh-1	1.5	2488711	239.09	
Mesh-2	1.25	3711789	241.69	1.14
Mesh-3	1	6076282	244.96	1.34
Mesh-4	0.8	6887504	244.86	-0.04

表 2 射流压强为 8MPa，不同靶距下的壁面打击力

Table 2 Wall strike forces under different standoff distances when the jet pressure is fixed to 8 MPa

靶距	最大壁面打击力/N		误差/%
	文献 ^[1]	本文	
5d	208.64	208.46	0.09
12.5d	211.58	211.72	-0.07
25d	211.88	212.09	-0.09
50d	212.27	211.97	0.14

2.3 旋转喷嘴性能评价方法

实现射流除锈需同时满足两个必要条件^[29]：一是剪切应力强度需达到特定工况下的阈值；二是扫掠时间不低于最小扫掠时间 $t_{\min}$ 。在超高压水射流除锈中，最小扫掠时间 $t_{\min}$ 是指射流在高速冲击和剪切作用下，锈层产生裂纹、扩展并最终脱离基底所需的积累时间。该时间并非固定常数，而是取决于锈层自身的物理性质。通常，锈层与基底的粘结力越大，克服界面阻力所需的能量积累时间就越长；锈层自身的强度越高或孔隙率越低，其抵抗高压射流剪切破坏的能力就越强，会直接增加所需的扫掠时间。此外，较厚的锈层需要由外到里逐层侵蚀，剥离时间会随厚度增加呈非线性增长；而初始锈蚀越严重或要求的除锈标准越高，微观凹坑处的清理难度就越大，这也会相应增加扫掠时间。

由于喷嘴转速较高，在打击点的扫掠时间较短，因此需要多次扫掠打击，从而累计达到最小扫掠时间；然而喷嘴单次扫掠时间难以测量，本文根据实际除锈过程，构建了将打击点最小扫掠时间转化为喷嘴平移速度的评估方法。其核心逻辑在于将最小扫掠时间换算为最短扫掠长度，并结合特定剪切应力阈值下的有效作用范围，推导得出喷嘴的平移速度。

2.3.1 最小扫掠时间换算至扫掠长度

喷嘴的切向线速度决定了其单位时间内的有效覆盖能力。以喷嘴旋转速度 $V_r=600$ rpm，旋转半径 $R_r=0.185$ m 为例，其切向线速度约为 11.62 m/s，计算如式（4）所示：

$$V_i = \frac{2\pi V_r}{60} \cdot R_r \quad (5)$$

因此，某一打击点所需的最短扫掠换算长度 L_i 计算如式（5）所示：

$$L_i = V_i \cdot t_{\min} \quad (6)$$

式中： $t_{\min}$ 为最小扫掠时间。将式（4）代入式（5）可以得到：

$$L_i = \frac{2\pi V_r}{60} \cdot R_r \cdot t_{\min} \quad (7)$$

根据文献^[29]关于运动轨迹的分析，如图 4 所示，以 xy 平面作为靶面，当喷头中心在 xy 平面上的投影位于 $O(0,0)$ 点时，位于靶面的 $A(R_r,0)$ 点受到喷嘴的第一轮打击；随着喷头朝 x 轴方向整体移动，当喷头中心在 xy 平面上的投影位于 $B(2R_r,0)$ 点时，位于靶面的 A 点受到喷嘴的第二轮打击。此时 O 点和 B 点的连线长度 OB 正好为喷嘴的旋转直径 $2R_r$ 。因此，旋转喷头在平移过程中经过打击点的次数被确定为“两轮”。相应地，单喷嘴每轮掠过该打击点时的最短扫掠长度 s_i ，即为总换算长度 L_i 的二分之一，即：

$$s_i = \frac{L_i}{2} \quad (8)$$

可将式 (6) 带入式 (7) 中, 得到单个喷嘴每轮在打击点处需最短扫掠换算长度为:

$$s_i = \frac{\pi V_r \cdot R_r \cdot t_{min}}{60} \quad (9)$$

2.3.2 平移速度的换算

由于射流在旋转过程中打击到壁面上的形态基本保持不变, 如图 4 所示, 因此选取不同转速下的扫掠宽度作为有效宽度, 进一步推算除锈过程中喷嘴的除锈效率。单个喷嘴每轮在打击点累计达到最小扫掠长度所需的扫掠次数 N_i 可由式 (9) 得到:

$$N_i = \frac{s_i}{W_i} \quad (10)$$

式中: W_i 为不同喷嘴转速工况下的扫掠宽度。

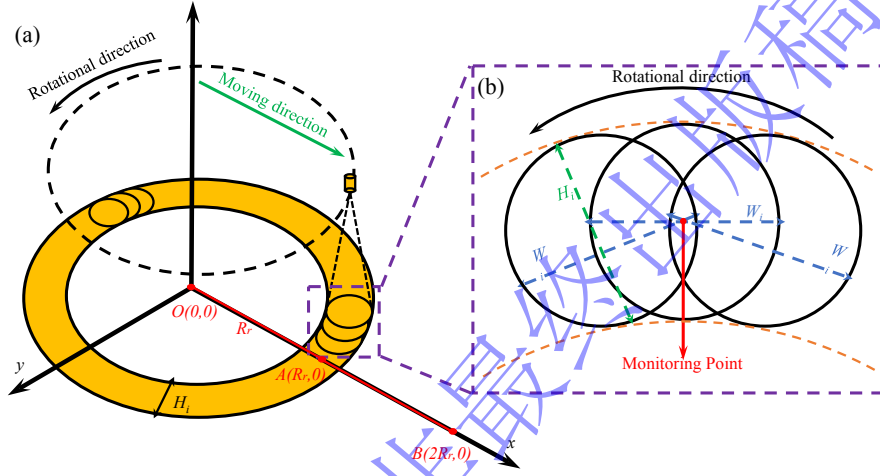


图 4 旋转喷嘴运动几何模型: (a) 运动扫掠示意图; (b) 打击点具体计算示意图

Fig.4 Geometric model of rotating nozzle motion: (a) Schematic of motion sweeping; (b) Schematic of impact point on target

又因为喷嘴旋转频率 $f_i = \frac{n_i}{60}$ 得出单个喷嘴在打击点处完成扫掠次数 N_i 所需的最短时间 T_i 为:

$$T_i = \frac{N_i}{f_i} \quad (11)$$

定义 v_i 为喷嘴平移速度, 是评价喷嘴效率的核心指标; 该速度由单个喷嘴所产生的扫掠高度与最短时间的比值确定:

$$v_i = \frac{H_i}{T_i} \quad (12)$$

式中: H_i 为不同喷嘴转速工况下的扫掠高度。

将式 (8) 至 (12) 整合代入, 可以得到平移速度 v_i 关于喷嘴转速等各项参数的关系式:

$$v_i = \frac{60 H_i \cdot f_i \cdot W_i}{\pi V_r \cdot R_r \cdot t_{min}} \quad (13)$$

“扫掠时间-扫掠长度-平移速度”评估方法的核心关系式体现在公式 (8) 和 (13) 中。该方法首先解析旋转运动的线速度, 同时引入最小扫掠时间, 将最小扫掠时间换算成最短扫掠长度; 随后, 结合特定剪切应力阈值的有效区域几何特征与旋转频率, 推导出不同转速下的平移速度, 反映不同转速下的工作效率。该方法的逻辑与文献[29]在旋转清洗设备效率分析中所采用的重叠率控制原则相一致。

3 结果与讨论

本章节将对第2节中验证部分所述的旋转模型进行详细的流场分析。计算域几何尺寸及边界条件与验证阶段保持一致，即靶距为 9 mm，入口压力为 250 MPa，喷嘴半径 r 为 0.15 mm、入射角度为 0° 。

3.1 流场形态

图5展示了喷嘴旋转速度 V_r 对水射流速度幅值分布的影响。如图5(a)所示，在 $V_r=0$ rpm，即静止工况下，射流速度场呈现典型的衰减特征，并在发展过程中逐渐演化为平顶形分布形态^[30]。射流束整体呈轴对称分布，其高速核心区沿中心轴线向周围延伸，表现为稳定的流动形态。流场复杂性随 V_r 的增加而显著增强。如图5(b)、(c)所示，在 $V_r=1200$ rpm 和 2400 rpm 工况下，射流束在横截面 S_5 上仍维持对称分布；但随流动发展，射流束在横截面 S_{15} 、 S_{20} 上呈现与喷嘴旋转方向相反的偏转趋势，并伴随剪切层增厚。如图5(d)所示，在最高转速 $V_r=3600$ rpm 工况下，射流束在各横截面区域的剪切层不稳定性显著增强，导致射流核心与环境流体的混合作用增强。这种现象主要源于喷嘴旋转引起的离心力，该力强化了高速射流与周边低速流体的相互作用，促进剪切层扩张和湍流发展，最终破坏了射流的对称形态。射流束冲击壁面形成滞止点，随 V_r 增大，射流核心区域的偏转程度加剧，最终导致射流束冲击到壁面上的位置发生偏移。这一偏移现象改变了射流的实际攻角，从而对壁面冲击力产生影响。

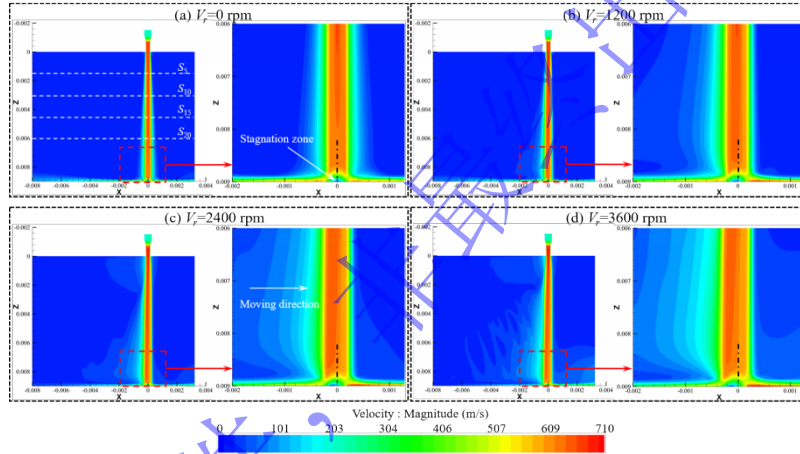


图5 在 (a) 0 rpm, (b) 1200 rpm, (c) 2400 rpm, 和 (d) 3600 rpm 条件下，高速射流束的速度分布云图

Fig.5 Contours of the velocity distributions for high-speed water jet when (a) 0 rpm, (b) 1200 rpm, (c) 2400 rpm, and (d) 3600 rpm, respectively

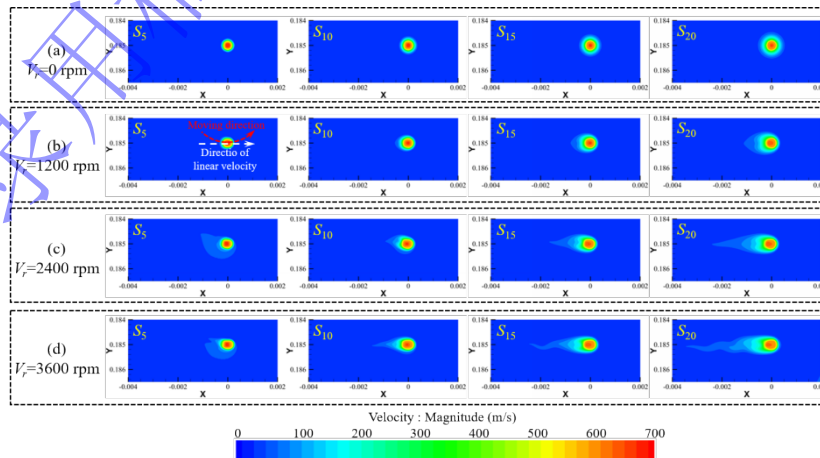


图6 在 (a) 0 rpm, (b) 1200 rpm, (c) 2400 rpm, 和 (d) 3600 rpm 条件下，高速射流束不同截面的速度分布图

Fig.6 Velocity distributions of high-speed water jets at different cross-sections when (a) 0 rpm, (b) 1200 rpm, (c) 2400 rpm, and (d) 3600 rpm, respectively

图 6 展示了射流束在不同 V_r 工况下, 在横截面 S_5 、 S_{10} 、 S_{15} 和 S_{20} 上的速度分布特征。如图 6(a) 所示, 在 $V_r=0$ rpm 工况下, 射流表现出显著的速度集中特征, 核心区域维持较高速水平。随着喷射距离增加, 射流速度呈衰减趋势, 表现出典型的自由射流特征。如图 6(b)和(c)所示, 在 $V_r=1200$ rpm 和 2400 rpm 工况下, 射流速度分布呈显著的不对称性。在横截面 S_5 上, 尽管射流仍保持相对集中, 但与 $V_r=0$ rpm 工况相比, 高速射流束向旋转线速度的反方向偏移, 且中心区域速度略有提升。在横截面 S_{20} 上, 速度分布表现出更强的扩散性。如图 6(d)所示, 在 $V_r=3600$ rpm 工况下, 在横截面 S_5 上也出现明显的尾流结构, 且该结构随着喷射距离的增加而愈发明显。这是因为更大的 V_r 伴随更大的切向速度分量, 导致射流不稳定性提高, 使得高速射流束展现出更强的扩散性和非对称性, 表明喷嘴旋转对射流形态的明显影响。

为了理清旋转运动破坏水射流稳定性的物理机制, 需从流体受力角度进行分析。随着喷嘴旋转速度 V_r 的增大, 射流失稳及非对称变形主要受以下三个因素影响: 首先是离心力影响。高压水射流脱离喷嘴约束进入空气后, 旋转运动产生的离心力会促使射流向外径向发散, 从而增大了射流的发散角; 其次是气液边界的剪切失稳。射流与周围静止空气之间不仅存在极大的轴向剪切, 还增加了切向速度梯度。极高的剪切应力迅速破坏了平滑的气液分界面, 使表面微小扰动急剧放大, 导致剪切层快速变厚; 最后是空气的卷吸与掺混。随着切向剪切作用加剧, 局部强涡流会剧烈卷吸并混入周围的低速空气, 加速了射流的破碎进程。这导致射流径向扩散, 集束性变差, 最终使靶面的冲击能量密度显著衰减。

3.2 流场特性

射流束速度及其外延特性主要受周围低速流体影响, 同时也受喷嘴运动的影响。图 7 展示了入口压力为 250 MPa 时, 不同 V_r 工况下水射流中心线的 z/d 沿程速度分布图。射流束在初始阶段受超高压喷嘴收缩段加速作用, 其速度迅速增加, 并在喷嘴出口 ($z/d=0$) 处达到峰值。射流束离开喷嘴后, 其中心线沿程速度在不同 V_r 下均逐渐衰减, 但是对应不同 V_r , 衰减幅度的差异比较大。当 V_r 从 0 rpm 提升至 3600 rpm, 射流束最高流速随转速的增加呈逐渐增大的趋势, 射流中心线最大速度从 686 m/s 增至 693 m/s; 这一现象主要归因于喷嘴旋转作用, 该作用使射流束在上游段获得更大的切向速度分量。然而, 维持最高流速的射流核心长度却随转速的增加呈逐渐减小的趋势。

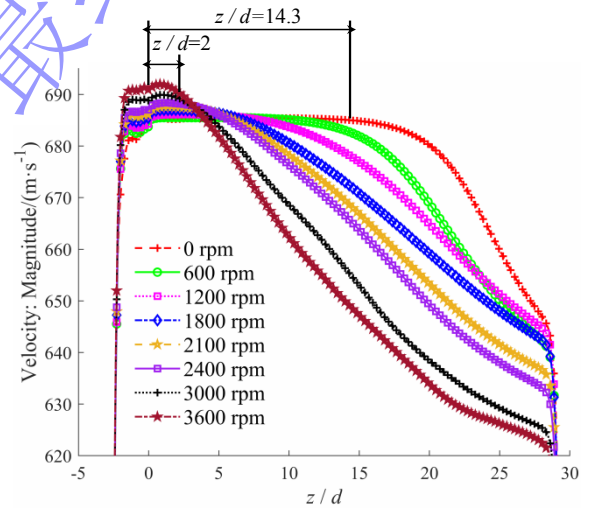


图 7 不同旋转速度时, 水射流中心线速度分布
Fig.7 Velocity distribution along water-jet centerline at different rotational speeds

为定量评估射流在空气中的流态, 在此将射流核心段长度定义为: 沿射流束轴线的流速 v_z 不低于 99% 的喷嘴出口最大流速 $v_{\max}$ 的高速流段。已知喷嘴出口半径 $r=0.15$ mm (即出口直径 $d=0.3$ mm)。结合图 7 中无量纲轴向速度分布曲线可知, 当旋转速度 $V_r=0$ rpm 时, 轴心最大速度 $v_{\max}=686$ m/s。以 $v_z \geq 679$ m/s 为判据, 对应的无量纲距离临界点为 $z/d=20$, 换算为物理长度即为 $z=6$ mm。而当 $V_r=3600$ rpm 时, 虽然喷嘴出口最大速度小幅升至 $v_{\max}=693$ m/s, 但在旋转引起的强烈切向剪切作用下, 速度急剧衰减, 其核心段临界点迅速收缩至 $z/d=2$, 对应的物理长度仅为 0.6 mm。射流核心长度从无旋转时的 6 mm 缩减至高转速下的 0.6 mm, 这主要是因为脱离喷嘴的射流束受离心力作用向外发散, 加剧了气液两相的相互作用, 使射流动能更容易转化为湍流能, 从而加速了流速的衰减。

图 8 和 9 展示了在不同 V_r 工况下, 射流束分别沿观测线 l_5 和 l_{20} (参考图 3(d)) 的速度分布特征。在横截面 S_5 上, 不同 V_r 工况下沿观测线 l_5 的速度分布如图 8 所示。喷嘴静止 ($V_r=0$ rpm) 和较低转速 ($V_r=600$ rpm、1200 rpm) 时, 射流束沿旋转路径无切向速度或切向速度较小, 射流速度分布特征呈以喷嘴中心线为轴的对称特征。离开喷嘴后, 射流束受到的离心力也较小, 在有限的喷射距离内, 喷嘴转速对射流束的流态影响几乎可以忽略; 自 $V_r=1800$ rpm 开始, 射流流态有可观察到的非轴对称分布趋势, 朝向旋转中心点的一侧 (即 $y < 0.185$ m) 速度变化较剧烈, 另外一侧 (即 $y > 0.185$ m) 速度变化较缓, 这种不对称性随 V_r 增大而增强。随着喷射距离的增加, 如图 9 所示, 不同 V_r 工况下, 观测线 l_{20} 处的速度分布基本呈较为规整的对称分布形态。这主要是由于射流在向下游发展过程中, 始终与外围低速空气进行强烈的能量交换, 湍流扩散和混合作用加剧。随喷射距离增加, 沿射流速度核心区周围的流速分布呈较为均匀的状态, 这在速度分布上表现为轴对称形态。

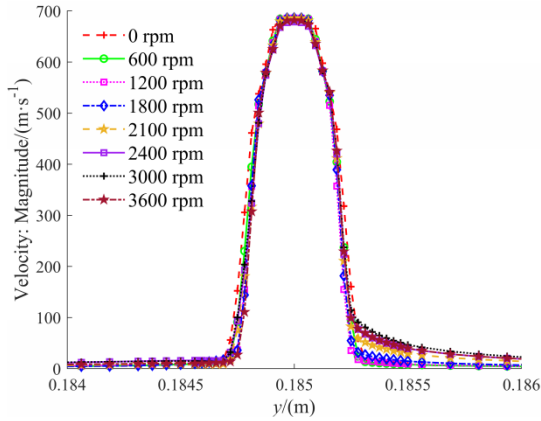


图 8 不同旋转速度下沿 l_5 的水射流速度分布

Fig.8 Velocity distributions of water jets along l_5 in case of different rotational speeds

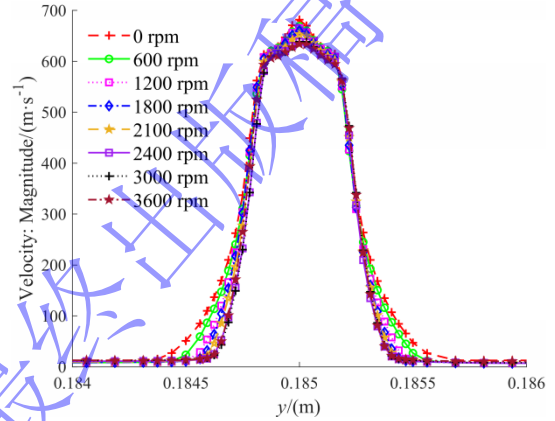


图 9 不同旋转速度下沿 l_{20} 的水射流速度分布

Fig.9 Velocity distributions of water jets along l_{20} in case of different rotational speeds

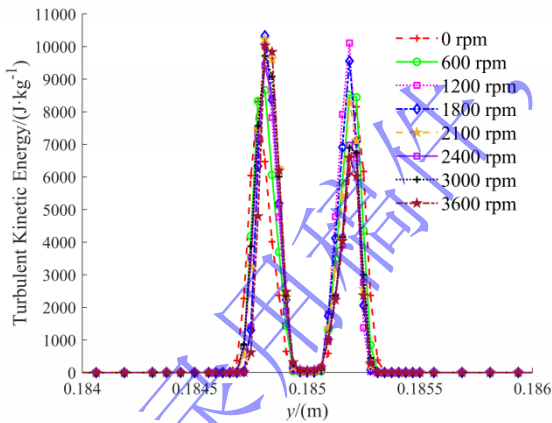


图 10 不同旋转速度下沿 l_5 的湍动能分布

Fig.10 Turbulent kinetic energy distributions of water jets along l_5 in case of different rotational speeds

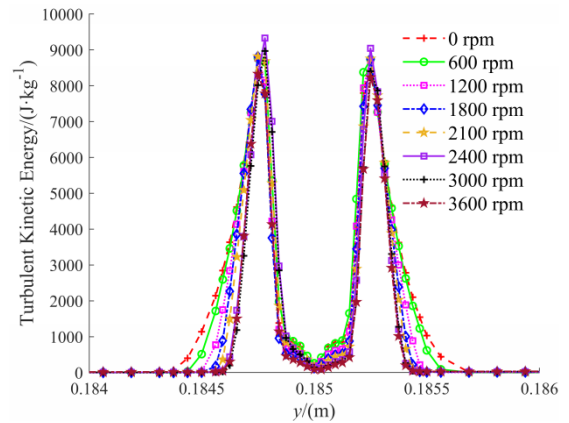


图 11 不同旋转速度下沿 l_{20} 的湍动能分布

Fig.11 Turbulent kinetic energy distributions of water jets along l_{20} in case of different rotational speeds

图 10 和 11 展示了在不同 V_r 工况下, 射流束分别沿观测线 l_5 和 l_{20} 的湍动能分布瞬态特征。其中在横截面 S_5 上, 不同 V_r 工况沿观测线 l_5 的湍动能分布如图 10 所示。对应于 $V_r=0$ rpm, 600 rpm 和 1200 rpm 的工况, 瞬态湍动能基本呈以喷嘴中心线为轴的对称分布, 这与图 8 关于速度分布分析的描述一致, 由此可见低 V_r 所产生的离心力对射流束的影响较弱。对应于 $V_r=600$ rpm 的工况, 可观测到的湍动能峰值为 8662.5 J/kg, 相较于 $V_r=0$ rpm 的湍动能峰值 8314.6 J/kg, 仅提升了 4.1 %, 说明较低速的喷嘴旋转, 对射流束的影响较为微弱; 射流束与外界流体能量交换的能力相较于高 V_r 工况较弱, 使得该工况下湍动能仍能保持轴对称分布。对应于 $V_r=1200$ rpm 的工况, 湍动能峰值有较为明显

地提升,但整体分布仍大致保持轴对称性。自 $V_r=1800$ rpm 开始,湍动能不对称分布呈现,即在 $y < 0.185$ m 一侧的峰值显著高于另一侧,此时的湍动能峰值达到最大值,为 10331.7 J/kg。这种不对称性随 V_r 增大而增强。随着射流束逐渐远离喷嘴,高 V_r 工况所对应的湍动能从初始的不对称分布又逐渐转变为对称分布。如图 11 所示,在横截面 S_{20} 的观测线 l_{20} 上,各 V_r 对应工况下的湍动能分布特征均呈明显的轴对称性;对应于 2400 rpm 的工况,湍动能峰值最大,为 9328.9 J/kg。这阐明了射流束通过持续的湍流脉动与掺混作用,促进了以速度核心为中心的流速新平衡,并最终演化为轴对称流态。

图 12 展示了在不同 V_r 工况下,壁面剪切应力沿径向圆弧 x_r (参考图 3(d)) 的分布特性。由图 12 可知,不同 V_r 的壁面剪切应力分布均呈现出以壁面滞止区为中心的典型双峰结构。值得注意的是,壁面剪切应力峰值随 V_r 的增加呈现出总体下降的趋势。 $V_r=0$ rpm 工况下,剪切应力峰值最大,约为 1.79 MPa;而在 $V_r=3600$ rpm 工况下,峰值降至最小,约为 1.56 MPa,较 $V_r=0$ rpm 工况的剪切应力峰值衰减了约 12.8% 。然而,在壁面滞止区域的一侧 ($x_r/d > 3$, 喷嘴运动方向侧),高 V_r 工况的剪切应力值大于低 V_r 工况,而在另外一侧 ($x_r/d < -3$) 却未呈现此趋势。这一特性表明,高 V_r 工况虽然削弱了剪切应力峰值,却能显著扩大中低应力阈值下的有效作用范围。对比分析表明:在静止工况 ($V_r=0$ rpm) 下,壁面剪切应力超过阈值的无量纲区间为 $-4.9 \leq x_r/d \leq 5$,覆盖宽度约为 9.9 。在最高转速 ($V_r=3600$ rpm) 下,受离心力与湍流的共同作用,剪切应力峰值显著向喷嘴运动方向偏移,其有效作用区间变为 $-3.7 \leq x_r/d \leq 6.8$,覆盖宽度增至 10.5 。数据对比显示,高转速虽然使剪切应力峰值降低了 12.8% ,但其有效作用范围却扩大了约 6.1% 。这说明高转速工况虽然削弱了能量在冲击中心的集中度,但通过促进射流扩散与侧向扫掠,在宏观上反而增强了对壁面的中低应力覆盖能力。在实际工程应用中,应根据具体的作业对象(即所需的剪切应力阈值)来优化选择喷嘴转速,从而实现壁面剪切应力峰值与有效作用范围的精准调控。

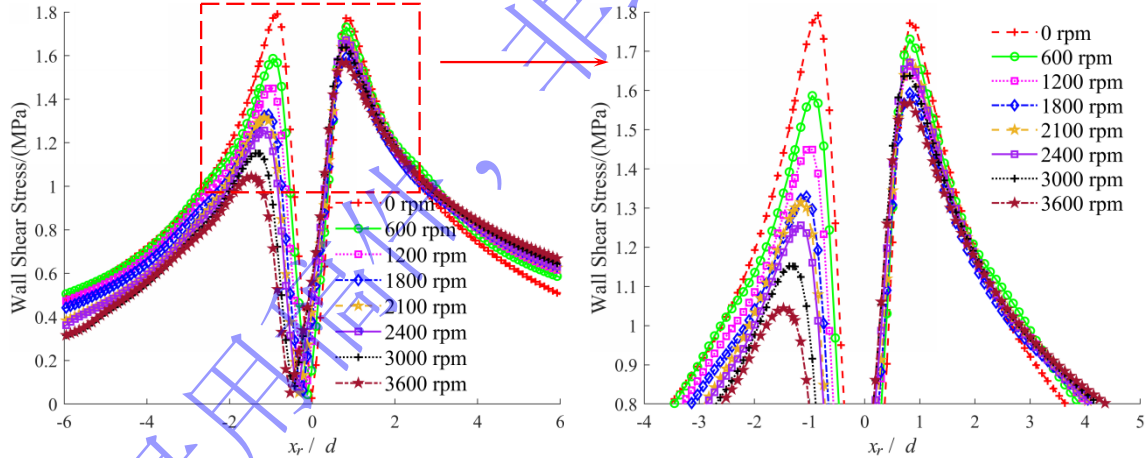


图 12 对应于不同旋转速度的壁面剪切应力分布

Fig.12 Distributions of wall shear stress according to different rotational speeds

射流冲蚀机理主要表现为垂直冲击引起的基材破碎与径向剪切导致材料剥离。由于锈层的抗拉强度远低于其抗压强度,因此剪切力诱导的拉伸破坏在除锈过程中起主导作用^[31]。基于此,须首先确定可应用于船壁除锈的水射流剪切应力阈值。参考 Huang 和 Chen^[16]的研究,将剪切应力 ≥ 0.6 MPa 的区域作为一般船壁油漆层的超高压射流有效除锈区域,进而得到不同 V_r 工况下有效除锈区域的扫掠宽度 W_i 以及扫掠高度 H_i ,如图 13 所示,蓝色实线表示扫掠宽度,橙色实线表示扫掠高度。此外,参考文献^[29]的研究,确定 $t_{\min}=0.01$ s 作为能使船体表面洁净度达到 Sa2.5 级所需的最小扫掠时间。

上述参数取值参考了《中国修船质量标准》及相关工艺规范^[32],通过对典型船舶外侧工况(锈蚀等级 B-C 级、平均厚度为 $150-300$ μm)进行实际测量确定。为了简化理论推导,在此将最小扫掠

时间 $t_{\min}$ 设为了某一常量。在实际工程应用中,如果遇到锈层变厚或有高附着力的致密氧化层,则需要根据射流剪切剥离的物理机制,对这个最小扫掠时间 $t_{\min}$ 进行动态调整和修正。

旋转除锈作业原理在于其旋转线速度与平移速度之间的运动学耦合,形成扫略轨迹的螺旋前进运动^[29]。为了确保在目标打击壁面上相对稳定且高效的射流除锈效果,在运动学层面上喷嘴的平移速度与旋转速度需维持此消彼长的相互协同。如旋转速度较快,平移速度须较慢,反之亦然,因此必然存在喷嘴的平移速度与旋转速度的最优组配。将不同旋转速度 V_r 代入式(13)计算得到相应的平移速度 v_i ,如图14所示。计算结果显示,在 $V_r=1800$ rpm 时 v_i 达到最大值 1.77 mm/s。然而,为克服离散采样对极值定位的局限性并消除误差,本文进一步对上述离散数据进行了连续曲线拟合。图14中的蓝色实线为基于离散数据拟合的曲线。为了定量表征喷嘴转速与平移速度之间的非线性变化规律,本文采用二次多项式对数值计算所得的离散数据点进行连续曲线拟合。拟合公式如下所示,大致呈抛物线形状:

$$v_i = (-4.850969e^{-8}) \cdot V_r^2 + (1.961875e^{-4}) \cdot V_r + 1.512418 \quad (14)$$

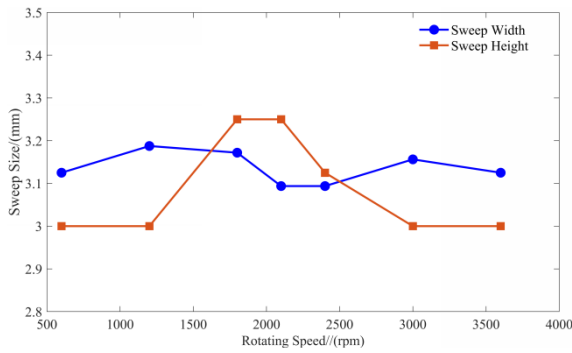


图13 扫掠宽度与高度随转速的变化趋势

Fig.13 Variations of sweep width and height with rotating speed

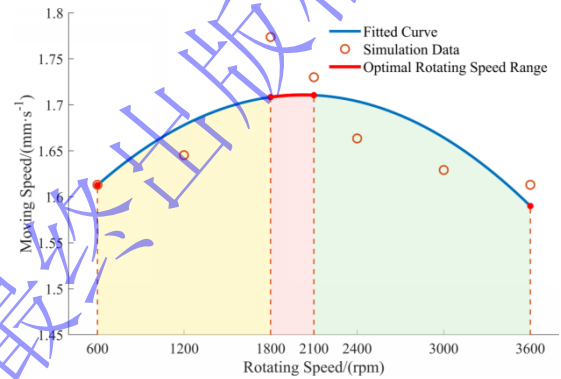


图14 平移速度随喷嘴转速变化的拟合曲线及最佳转速区间

Fig.14 Fitted curve of moving speed vs. nozzle rotational speed and the optimal rotating speed range

结合文献[29]对射流螺旋运动轨迹密度的分析可知,旋转喷头扫掠宽度内的轨迹线呈“中间稀疏、两端密集”的非均匀分布特征。图14中,蓝色拟合曲线为完全清除锈层的分界线,曲线上各点对应于特定转速下允许的最大平移速度;曲线下方不同颜色区域为完全清除区,区域内的点均能实现彻底除锈。具体而言,如图14中黄色区域所示,在低转速区间 ($600 \leq V_r < 1800$ rpm) 内,虽然射流核心区的累积冲击时间较充足,但因转速偏慢,导致中心区域扫掠轨迹过于稀疏,若平移速度高于该临界曲线,则会出现射流冲击轨迹无法遍历锈层的“漏喷”现象。在此区间内,临界平移速度随转速的增加而提高,二者呈正相关。相反,如图14中绿色区域所示,在高转速区间 ($2100 \leq V_r < 3600$ rpm) 内,尽管射流在几何上更容易实现轨迹遍历靶面,但过快的转速缩短了单点累积冲击时间,易因冲击时间不足而发生“欠喷”(即除锈不彻底)。为使射流冲击靶面积累足够的冲击时间,需必须调低平移速度;若平移速度超过临界线,则无法完全除锈。因此在高转速区间内,临界平移速度与转速呈负相关。当旋转速度位于 $1800 \leq V_r \leq 2100$ rpm 区间时,即图14红色曲线段,能实现轨迹密度与累积冲击时间达到最佳平衡,对应的临界平移速度达到最大值(即除锈效率取得峰值)。此时,利用数据拟合计算得到的理论最佳转速也恰好落在此区间内,这进一步证实了该最佳工作区间划分的合理性。

文献[15]通过粒子群优化算法并经试验测定, $1800 \leq V_r \leq 2100$ rpm 的旋转速度是旋转喷头的最优转速区间。本文数值寻优所得的理论最佳转速区间与上述推荐值吻合良好,由此验证了采用平移速度 v_i 作为旋转射流作业性能核心评估指标的理论合理性与工程适用性。

3.3 旋转除锈速率参数分析

为进一步指导工程应用, 本节梳理了喷嘴结构、旋转速度及锈层特性对除锈效果的综合影响。分析表明, 平移速度 v_t 受多个物理参数的共同控制。其中, 喷嘴结构决定了初始能量输入; 而旋转速度 V_r 则是提升除锈效率的核心调节参数。为了方便预测实际的工程效应, 我们将复杂锈层对剥离过程的影响, 简化为“最小扫掠时间 $t_{\min}$ ”这一约束条件。因此, 在实际作业中, 应先根据锈层的物理性质, 确定射流起裂和剥离所需的临界能量, 在此基础上再通过优化调整旋转速度 V_r , 从而实现除锈效率的最大化。值得指出的是, 尽管本文推荐的理论最优转速 ($1800 \leq V_r \leq 2100$ rpm) 与特定实验吻合良好, 但在多喷嘴的实际应用中, 各喷嘴间的射流干涉、靶距的微小波动等其他因素, 可能会使最优转速区间发生一定的偏差, 这为后续研究提供了可深入探讨的方向。

4 结 论

本文基于具有旋转速度的单喷嘴模型, 研究了射流旋转条件下的水动力性能, 通过比较静止喷嘴和旋转喷嘴的射流剖面, 分析了旋转速度对射流特性的影响; 并提出一种旋转喷嘴性能评价模型, 主要结果如下:

(1) 提出一种用于定量评估喷嘴除锈效率的“扫掠时间-扫掠长度-平移速度”的换算方法, 通过引入最小扫掠时间, 定量分析了喷嘴旋转速度与平移速度的内在联系。

(2) 喷嘴的旋转作用从根本上改变了超高速射流束的流动动力学特性。喷嘴旋转会显著破坏水射流的轴对称形态, 尤其在高喷嘴旋转速度工况下, 射流束展现出更强的扩散特性和非轴对称形态。

(3) 旋转射流湍动能分布呈现一定的非对称性与空间演化特征。随着旋转速度的提升, 射流与环境流体的剪切作用增强, 导致射流流场在不同位置发生拉伸与扭曲。

(4) 通过“扫掠时间-扫掠长度-平移速度”的换算方法, 系统解析了空间与时间在超高压旋转水射流的物理机制, 证明较低或者较高转速除锈效率并不高。 $1800 \leq V_r \leq 2100$ rpm 的转速区间内可维持较佳除锈效率, 为超高压水射流除锈喷嘴转速的选择提供了重要指导。

需要说明的是, 超高速射流的行为不仅受旋转速度的影响, 而且还受射流压力、喷嘴形状、布局等因素的影响。本文所确定的理论最优转速是基于单喷嘴物理模型推导得出的。该结果旨在为多喷嘴旋转除锈方案的工艺参数设计与理论分析提供参考基准, 实际应用中需考虑更多影响因素, 优化旋转运动条件, 提高工程实用性。

参考文献:

- [1] WEN J, CHEN C, QI Z, et al. Bionic optimum design of straight cone nozzle and the effectiveness evaluation of reducing fluid resistance [J]. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, 2019, 41(9): 358. DOI:10.1007/s40430-019-1863-z.
- [2] 薛胜雄, 王乐勤, 彭浩军, 等. 超高压水射流除锈机理试验研究 [J]. 中国机械工程, 2004, 15(20): 6-9. DOI:10.3321/j.issn.1004-132X.2004.20.002.
XUE S X, WANG L Q, PENG H J, et al. Experimental Research on Mechanism of Ultrahigh Pressure Waterjet De-rusting [J]. China Mechanical Engineering, 2004, 15(20): 6-9. DOI:10.3321/j.issn.1004-132X.2004.20.002.
- [3] SMART D R. Experimental investigation of effect of abrasive jet nozzle position and angle on coating removal rate [J]. Int J Manuf Sys, 2011, 1: 57-64. DOI:10.3923/ijmsaj.2011.57.64.
- [4] 张子威, 刘会景, 孙鹏飞, 等. 管道射流清洗喷嘴流场的数值模拟与分析 [J]. 煤炭工程, 2017, 49(05): 115-118. DOI:10.11799/ce201705034.
ZHANG Z W, LIU H J, SUN P F, et al. Numerical simulation and analysis on flow field of jet nozzle for cleaning pipe [J]. Coal Engineering, 2017, 49(05): 115-118. DOI:10.11799/ce201705034.
- [5] HAN Q, MA Y. Influence of nozzle structure on high pressure water jet and optimization design of nozzle structure

- parameter [J]. Journal of National University of Defense Technology, 2016, 38(3): 68-74. DOI:10.11887/j.cn.201603012.
- [6] 孙玲, 弓永军, 王祖温, 等. 超高压旋转清洗盘的设计及密封分析 [J]. 中国机械工程, 2014, 25(13): 1715-1718. DOI:10.3969/j.issn.1004-132X.2014.13.003.
- SUN L, GONG Y J, WANG Z W, et al. Design and Sealing Analysis of Ultr-high Pressure Water Cleaning Rotary Device China [J]. Mechanical Engineering, 2014, 25(13): 1715-1718. DOI:10.3969/j.issn.1004-132X.2014.13.003.
- [7] 肖宋强. 自旋转射流流场特性及破煤岩成孔机理研究[D]. 重庆: 重庆大学, 2019: 19-21.
- [8] 李佳. 新型自旋式喷嘴射流钻头研制[D]. 青岛: 中国石油大学(华东), 2014: 45-58.
- [9] 王正钦, 管华, 刘庭成. 高压水射流清洗技术中的旋转喷头 [J]. 清洗世界, 2007, 23(01): 31-34+38. DOI:10.3969/j.issn.1671-8909.2007.01.008.
- WANG Z Q, GUAN H, LIU T C. Rotatong nozzle for high pressure water-jet cleaning technology [J]. Cleaning World, 2007, 23(01): 31-34+38. DOI:10.3969/j.issn.1671-8909.2007.01.008.
- [10] ABDEL FATTAH A. Numerical simulation of turbulent impinging jet on a rotating disk [J]. International journal for numerical methods in fluids, 2007, 53(11): 1673-1688. DOI:10.1002/fld.1375.
- [11] 贺乐昌. 水力深穿透射孔自进旋转喷头关键参数研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2009: 17-43.
- [12] 邓乾发, 汪杨笑, 袁巨龙, 等. 基于流体自激的磨料水射流加工仿真与实验 [J]. 中国机械工程, 2022, 33(03): 279-289. DOI:10.3969/j.issn.1004-132X.2022.03.004.
- DENG Q F, WANG Y X, YUAN J L, et al. Simulations and Experiments on Abrasive Water Jet Machining Based on Fluid Self-excitation [J]. China Mechanical Engineering, 2022, 33(03): 279-289. DOI:10.3969/j.issn.1004-132X.2022.03.004.
- [13] 牛似成, 王翔, 杨永印. 叶轮式旋转射流喷嘴的射流特性研究 [J]. 石油钻探技术, 2013, 41(06): 110-114. DOI:10.3969/j.issn.1001-0890.2013.06.022.
- NIU S C, WANG X, YANG Y Y. Jet Characteristics of Impeller Swirling Jet Nozzle [J]. Petroleum Drilling Techniques, 2013, 41(06): 110-114. DOI:10.3969/j.issn.1001-0890.2013.06.022.
- [14] 刘斌, 张建成, 张波, 等. 含磨料脉冲射流破岩效果试验研究 [J]. 水力发电学报, 2024, 43(08): 14-21. DOI:10.11660/slfdbx.20240802.
- LIU B, ZHANG J C, ZHANG B, et al. Experimental study on rock breaking effects of pulsating abrasive waterjets [J]. Journal of Hydroelectric Engineering, 2024, 43(8): 14-21. DOI:10.11660/slfdbx.20240802.
- [15] CHEN Y J, CHEN Z S, ZHAO W T, et al. Optimisation strategy to enhance the performance and efficiency of self-rotary water-jet derusting sprayers [J]. Ocean Engineering, 2024, 303: 117620. DOI:10.1016/j.oceaneng.2024.117620.
- [16] HUANG L Y, CHEN Z S. Effect of technological parameters on hydrodynamic performance of ultra-high-pressure water-jet nozzle [J]. Applied Ocean Research, 2022, 129: 103410. DOI:10.1016/j.apor.2022.103410.
- [17] ZHAO W T, CHEN Z S, CHEN Y J, et al. Chamber shape optimization for ultra-high-pressure water-jet nozzle based on computational fluid dynamics method and a data-driven surrogate model [J]. Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics, 2025, 19(1): 2443128. DOI:10.1080/19942060.2024.2443128.
- [18] 赵文涛, 陈正寿, 陈源捷, 等. 超高压水射流自驱旋转喷头空间布局优化研究 [J]. 中国机械工程, 2026, 37(03): 1-14. DOI:10.3969/j.issn.1004-132X.2026.03.012.
- ZHAO W T, CHEN Z S, CHEN Y J, et al. Research on Spatial Layout Optimization of Ultra-high-pressure Water Jet Self-driven Rotary Sprayer [J]. China Mechanical Engineering, 2026, 37(03): 1-14. DOI:10.3969/j.issn.1004-132X.2026.03.012.
- [19] SOM S, AGGARWAL S K, EL HANNOUNY E, et al. Investigation of nozzle flow and cavitation characteristics in a diesel injector [J]. Journal of Engineering for Gas Turbines & Power, 2010, 132(4): 514-522. DOI:10.1115/1.3203146.
- [20] NI L-X, CHEN Z-S, LIU Z, et al. Hydrodynamic Analysis of Ultra-High Pressure Water Derusting Nozzle [C] // **The 30th International Ocean and Polar Engineering Conference**. Shanghai: China, 2020: 11-16.
- [21] 曹雪洁, 胡俊, 于勇. 液体可压缩性对高速射弹超空泡流的影响 [J]. 兵工学报, 2020, 41(S1): 72-78.

- DOI:**CNKI:SUN:BIGO.0.2020-S1-011.
- ZAO X J, HU J, YU Y, et al. Effect of Liquid Compressibility on Supercavitation Flow of High — speed Projectiles [J]. *Acta Armamentarii*, 2020, 41(S1): 72-78. **DOI:**CNKI:SUN:BIGO.0.2020-S1-011.
- [22] 王超, 黄胜, 常欣, 等. 基于滑移网格与 RNG $k-\varepsilon$ 湍流模型的桨舵干扰性能研究 [J]. *船舶力学*, 2011, 15(07): 715-721. **DOI:**10.3969/j.issn.1007-7294.2011.07.002.
- WANG C, HUANG S, CHANG X, et al. Research on the hydrodynamics performance of propeller-rudderinteraction based on sliding mesh and RNG $k-\varepsilon$ model [J]. *Journal of Ship Mechanics*, 2011, 15(07): 715-721. **DOI:**10.3969/j.issn.1007-7294.2011.07.002.
- [23] 袁波. 高压旋喷射流流动特性及应用研究[D]. 武汉: 武汉大学, 2014: 24-26.
- [24] 屈长龙, 王喜顺. 基于 FLUENT 的高压水射流除锈的流场仿真及射流参数优化 [J]. *机械与电子*, 2016, 34(02): 24-27. **DOI:**CNKI:SUN:JXYD.0.2016-02-006.
- QU C L, WANG X S. Jet Flow Simulation and Parameters Optimization of High Pressure Water Jet for Derusting Based on FLUENT [J]. *Machinery & Electronics*, 2016, 34(02): 24-27. **DOI:**CNKI:SUN:JXYD.0.2016-02-006.
- [25] CHEN Z S, ZHAO W T, LI J L, et al. An advanced framework for the layout optimization of multi-nozzle rotary derusting sprayer using CFD-IBES methods [J]. *Applied Ocean Research*, 2025, 161: 104662. **DOI:**10.1016/j.apor.2025.104662.
- [26] CHEN Y J, CHEN Z S. A prediction model of wall shear stress for ultra-high-pressure water-jet nozzle based on hybrid BP neural network [J]. *Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics*, 2022, 16(1): 1902-1920. **DOI:**10.1080/19942060.2022.2123404.
- [27] JARAMILLO J, TRIAS F X, GOROBETS A, et al. DNS and RANS modelling of a turbulent plane impinging jet [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2012, 55(4): 789-801. **DOI:**10.1016/j.ijheatmasstransfer.2011.10.031.
- [28] MACKIE L, EVANS P S, HARROLD M J, et al. Modelling an energetic tidal strait: investigating implications of common numerical configuration choices [J]. *Applied Ocean Research*, 2021, 108: 102494. **DOI:**10.1016/j.apor.2020.102494.
- [29] 陈源捷, 陈正寿, 杜炳鑫, 等. 基于 ESGA 遗传算法的水射流自驱旋转喷头优化设计 [J]. *爆炸与冲击*, 2023, 43(02): 130-143. **DOI:**10.11883/bzycj-2022-0155.
- CHEN Y J, CHEN Z S, DU B X, et al. Optimum design of self-driven rotary water-jet sprayer based on ESGA genetic algorithm [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2023, 43(02): 130-143. **DOI:**10.11883/bzycj-2022-0155.
- [30] LIU H, WANG J, KELSON N, et al. A study of abrasive waterjet characteristics by CFD simulation [J]. *Journal of materials processing technology*, 2004, 153: 488-493. **DOI:**10.1016/j.jmatprotec.2004.04.037.
- [31] 陈正寿, 黄璐云, 杜炳鑫, 等. 超高压水射流喷头水动力特性研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2022, 42(05): 158-171. **DOI:**10.11883/bzycj-2021-0310.
- CHEN Z S, HUANG L Y, DU B X, et al. Insight of hydrodynamic characteristics related to ultra-high pressurewater jet rust removal sprayers [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2022, 42(05): 158-171. **DOI:**10.11883/bzycj-2021-0310.
- [32] 全国海洋船标准化技术委员会(SAC/TC 12). 中国修船质量标准:GB/T 34001-2016 [S]. 中国: 中国标准出版社, 2016.

(责任编辑)