喷孔长度对空化流动及空蚀特性的影响研究

金江善[1,2]，赵文涛[3]，王作群[2]，郭根苗[3]，何志霞[3]
（1. 先进船舶发动机技术全国重点实验室，201108，上海；2. 船舶与海洋工程特种装备和动力系统国家工程中心，201108，上海；3. 江苏大学能源研究院，212013，江苏镇江）

摘要：为深入探讨高压喷嘴内复杂的气液两相空化机理及其引发的壁面空蚀损毁机制，采用高速显微成像技术结合多相流数值模拟，重点分析了 3 种喷孔长度（2.04、3.06、4.08 mm）下，孔内空化流态的瞬态演变规律及近场喷雾宏观特征，并量化评估了近壁面汽泡溃灭带来的空蚀风险。结果表明：喷孔长度显著影响空化发展及流态演变；短喷孔内空化初生早，易迅速发展为超空化流态，云空化脱落频率最高（约 18 kHz），喷雾锥角峰值约 26°、平均值约 18.83°；随喷孔长度增至 3.06、4.08 mm，云空化脱落频率分别降至约 15、10 kHz，喷雾锥角平均值分别约 13.0°、15.6°；长喷孔内因涡旋强烈诱发涡线空化，导致喷雾锥角随之剧烈波动。此外，喷孔长度对空蚀风险的影响呈非线性：短喷孔因云空化高频脱落致使大面积区域空蚀风险较高；长喷孔因几何与涡线空化叠加使风险区扩大；中等长度喷孔内的超空化流态相对稳定，展现出最低的空蚀风险。喷嘴结构优化可利用喷孔长度协同调控流通特性、喷雾形态与空蚀风险。

关键词：喷嘴；喷孔长度；空化；喷雾；空蚀风险
中图分类号：TK421 **文献标志码**：A
DOI：10.7652/xjtuxb202611015 **文章编号**：0253-987X(2026)11-0168-11

Effects of Orifice Length on In-Nozzle Cavitating Flow Characteristics and Cavitation Erosion Risk

JIN Jiangshan[1,2], ZHAO Wentao[3], WANG Zuoqun[2], GUO Genmiao[3], HE Zhixia[3]
(1. State Key Laboratory of Advanced Ship Engine Technology, Shanghai 201108, China; 2. National Engineering Center for Special Equipment and Power Systems for Ship and Marine Engineering, Shanghai 201108, China; 3. Institute of Energy Research, Jiangsu University, Zhenjiang, Jiangsu 212013, China)

Abstract: To elucidate the complex gas-liquid two-phase cavitation mechanism and the resulting wall erosion mechanism in high-pressure nozzles, high-speed microscopic imaging was combined with multiphase flow numerical simulations. The transient evolution of cavitating flow regimes and macroscopic characteristics of near-field spray for three orifice lengths (2.04, 3.06, and 4.08 mm) were analyzed, and the cavitation erosion risk induced by near-wall bubble collapse was quantitatively assessed. The results indicate that the orifice length significantly affects cavitation development and flow regime evolution. In the short orifice, cavitation inception occurs earlier and rapidly develops into a supercavitation regime with the highest cloud cavitation shedding frequency (approximately

收稿日期：2026-01-30。 作者简介：金江善（1979—），男，研究员；郭根苗（通信作者），女，副教授，硕士生导师。
基金项目：国家自然科学基金资助项目（52376113）；先进船舶发动机技术全国重点实验室基金资助项目（LAB-2025-11-WD）；中国博士后科学基金特别资助项目（2024M763728）。
网络出版时间：2026-04-15 网络出版地址：https://link.cnki.net/urlid/61.1069.T.20260414.1634.009

18 kHz), with a peak spray cone angle of approximately 26° and an average value of approximately 18.83°. As the orifice length increases to 3.06, 4.08 mm, the cloud cavitation shedding frequency decreases to approximately 15, 10 kHz, respectively, and the corresponding average spray cone angles are approximately 13.0° and 15.6°. In the long orifice, intense vortex cavitation is induced by strong vortices, causing violent fluctuations in the spray cone angle. Furthermore, the influence of orifice length on cavitation erosion risk is nonlinear. The short orifice exhibits a high erosion risk over a large area due to the high-frequency shedding of cloud cavitation. The long orifice expands the risk area due to the superposition of geometric and vortex cavitation. In contrast, the medium-length orifice presents the lowest cavitation erosion risk owing to a relatively stable supercavitation flow regime. Therefore, in nozzle structural optimization, the orifice length can be utilized to synergistically regulate flow characteristics, spray morphology, and cavitation erosion risk.

Keywords: nozzle; orifice length; cavitation; spray; cavitation erosion risk

喷射器是内燃机高压燃油供给系统的核心部件，其内部复杂流动直接影响燃油喷雾雾化及随后的燃烧与排放性能[1-3]。高压喷射工况下，内燃机喷嘴内会不可避免发生空化现象(包括几何空化和涡线空化)，不仅能有效促进燃料喷雾雾化，也是引致喷雾不稳定和喷嘴内壁空蚀的主要原因[4-6]。其中，几何空化源于燃油流道改变，沿壁面初生并发展，其溃灭带来的冲击波和微射流会导致喷嘴壁面空蚀，从而影响喷嘴的性能和寿命；涡线空化起源于喷嘴内部涡旋流动，通常远离壁面，因而不会直接导致孔壁空蚀损毁。

高压喷射喷嘴内空化流动特性及其效应引起了国内外学者的广泛关注。研究表明，压力工况、燃料物性(温度)及喷嘴几何结构是影响喷嘴内空化现象初生、发展及溃灭过程的关键因素。例如，Qiu 等[7-8]发现，随着喷射压力增大或背压减小，喷嘴内部流动将先后呈现单相流、空化初生、空化发展、超空化及水力回流等流态；空化初生及发展阶段显著影响喷嘴流量系数；而在超空化流态下，喷嘴流量系数随喷射压力增大趋于稳定，但随背压减小进一步减小。空化现象促使燃料出口流速提高、湍动能增加，有益于射流破碎雾化。Vidal 等[9]探讨了 60～450 MPa 喷射压力下喷嘴内柴油空化流动特性，发现燃料温度随压力增加而升高，燃料蒸汽压增加，促进空化初生，但随着喷射压力增加，喷孔内的压力也随之增加，又抑制了空化的发展。Wei 等[10]研究发现，压力下降、波动持续时间以及高频与低频的耦合特性等波动趋势能够在一定程度上反映喷嘴内的喷油量、有效喷油持续时间和空化形态。郭根苗等[11]发现，随着喷射压力增大，喷嘴内部流动从单相流动发展为云空化、线空化、空气倒吸和超空化等流态，云空化、线空化和空气倒吸现象强烈依赖于燃料喷射压力；提高燃料温度有益于各类空化流态的初生及发展。Quist 等[12]对比分析了喷嘴内正十二烷、甲醇与液氨 3 种燃料的空化流动特性，揭示了甲醇和氨临界温度低、汽化潜热高、传热速率高等非等温物理性质对空化初生及发展过程的影响机理。路泽民等[13]揭示了温度、初始溶解含气量、油水比例对空化特性的作用规律。胡碧荷等[14]、Huang 等[15]分别对比研究了汽油与柴油、甲醇与柴油对喷嘴内涡线空化初生及瞬态演变特性影响规律。

压力工况和燃料物性(温度)两类因素通常是针对既定的喷嘴结构，而喷嘴的几何结构无疑是决定其内部流动特性的核心。喷嘴的结构设计复杂，加工精度要求高，其中阀体、阀座和压力室(sac 腔)的结构强烈影响喷嘴内部空化流动[16-18]，但它们一般由喷射器毛坯件确定，而喷孔则是根据喷射规律及性能要求最后加工确定。因此，众多学者针对喷孔尺寸、形状、个数及位置对喷嘴内部流动影响规律开展了研究。例如，Guo 等[16]分析了喷孔入口圆角、喷孔开设位置、喷孔直径、喷孔锥度系数等喷嘴内空化流动及喷嘴流通与喷雾性能的影响规律及机制。Molina 等[20]、Salvado 等[21]研究了不同椭圆度喷孔内空化流动及出口流动规律。Ji 等[22]设计并分析了三交叉椭圆孔喷嘴内部流场特征及流量系数等。Li 等[23]探究了花瓣形喷嘴结构对空化冲击特性及射流破碎性能的影响。徐硕涵等[24]基于喷嘴内流特性的喷射器性能参数敏感性研究发现，喷孔长度、喷孔直径、喷孔锥度系数及针阀升程对喷嘴的综合性能影响最为显著。

为了阐明喷嘴内气液两相空化流动力学及其射流破碎雾化、空蚀机制，本文采用高速显微成像技术与数值模拟手段，研究了 3 种喷孔长度($L=2.04$, 3.06, 4.08 mm)内空化现象及近场喷雾宏观特征瞬态演变规律，并评估了喷孔壁面的空蚀风险。

1 可视化试验装置及方法

1.1 高压喷嘴内流动及喷雾可视化试验平台

图 1 为高压共轨透明喷嘴内部流动及喷雾可视化试验平台示意图，主要包括高速显微成像系统、高压共轨燃油喷射系统及控制系统。整套喷油系统额定承压可达 250 MPa，瞬时承受压力最高可达 300 MPa，用以捕获高喷射压力、微小孔径喷嘴内的空化流动及近喷孔射流喷雾形态的瞬态发展过程。喷射信号由电脑控制电子控制单元(ECU)发出，同时 ECU 给出晶体管-晶体管逻辑(TTL)同步信号触发相机开始拍摄；采用背光成像法，发光二极管(LED)白光光源常亮；T、P 分别为温度及压力检测器。

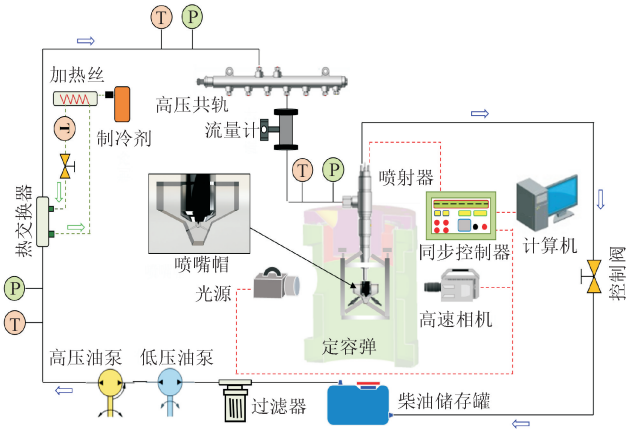


图 1 高压喷射喷嘴内部流动及喷雾可视化试验台示意图

Fig. 1 Schematic of the experimental setup for internal flow and spray visualization of a high-pressure injection nozzle

为捕获高压喷射喷嘴内部流动瞬态特性，本研究采用具备良好力学与光学性能的有机玻璃替代原金属喷油器头部密封线以下部分。图 2 显示了金属喷嘴加工过程与透明喷嘴，其中 A 图为原金属喷嘴的切割面，B、C 图分别代表金属喷嘴切割前后，D、E 图为透明喷嘴。由于透明喷嘴头部与原金属喷嘴有相同的 sac 腔和喷孔尺寸，为了避免油束之间相互干扰及光路布置，透明喷嘴仅加工有对称两个喷孔。喷孔的入口、出口直径分别为 0.51、0.53 mm，长度分别为 2.04、3.06、4.08 mm。试验介质为国Ⅴ标准柴油，在整个燃油喷射试验过程中，环境压力维持在标准大气压，温度控制在室温(约 293 K)。喷射压力为 70 MPa，背压为 0.1 MPa。

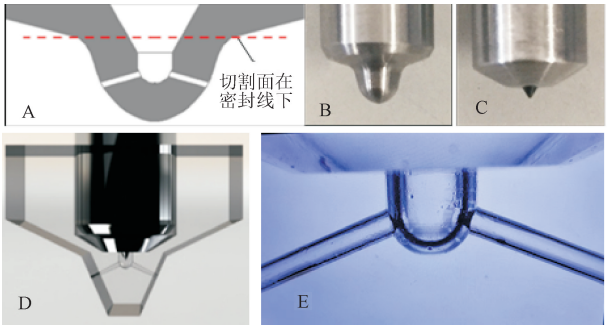


图 2 金属喷嘴加工过程与透明喷嘴

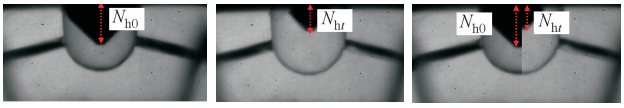
Fig. 2 Metal nozzle processing process and the optical nozzle

1.2 图像后处理及参数定义

由于透明喷嘴有机玻璃的折射率与柴油相当，因此光线穿过喷孔时几乎不发生折射。当喷孔内产生空化时，喷孔内同时存在液相与气相，光线在液相-汽相界面时发生强烈折射，因此喷孔内气相区域(空化区域)呈现灰黑色，而液相区域(柴油)呈现透明色。相反地，对于射流喷雾区域，根据背光法成像原理，液相区域呈现灰黑色而气相区域呈现透明色。利用 MATLAB 软件对拍摄图像进行后处理，得到针阀升程、喷嘴内空化强度及喷雾锥角等定量数据。

图 3 给出了基于可视化图片获得喷嘴针阀运动曲线的方法。先使用 MATLAB 程序沿计算列从上往下计算灰度值小于阈值的像素点个数，再将像素点个数乘以像素点的大小，即可得到精确的针阀升程 N_{h0}。喷射未开始时，针阀处于关闭状态，记录此时的针阀位置 N_{h0}，喷射开始后针阀开始运动，记录瞬时针阀位置为 N_{hr} 可得到针阀升程 N_h 的表达式

$$N_h = N_{h0} - N_{hr} \tag{1}$$



(a)针阀初始位置 (b)针阀瞬时位置 (c)针阀升程示意图

图 3 喷嘴针阀升程的获取方法

Fig. 3 Method for obtaining the nozzle needle lift

定义空化强度 I_{geo} 为喷孔内空化区域所占面积与喷孔横截面积的比

$$I_{geo} = S_{geo}/S_{hole} \tag{2}$$

式中：S_{geo} 表示喷孔中几何诱导空化的横截面积；S_{hole} 表示图像中喷孔横截面积。空化强度后处理方法见图 4：首先对原始图像中的空化区域进行裁剪，然后进行二值化处理，以提取空化区域特征并表征空化强度。

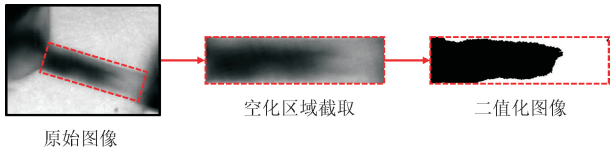
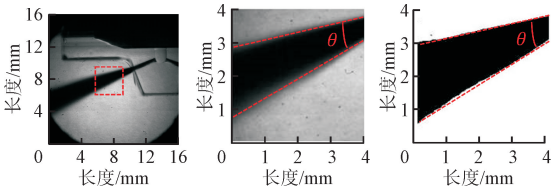


图 4 空化强度后处理方法

Fig. 4 Post-treatment method of cavitation strength

喷雾锥角是描述近场喷雾宏观形态的主要参数，其处理方式与孔内空化强度相类似。试验中拍摄区域约为 16 mm×16 mm，如图 5(a)所示。近场喷雾锥角约根据喷孔出口 1 mm 处一个 4 mm×4 mm 区域喷雾图像特征确定，如图 5(b)、(c)所示。



(a)拍摄区域　(b)截取区域　(c)二值化图像

图 5　喷雾锥角定义

Fig. 5　Definition of spray cone angle

2　数值模型及验证

2.1　数值模拟模型

本研究采用基于欧拉框架的 VOF 多相流模型对喷嘴内部气液界面进行跟踪，包含液相燃油、燃油蒸气和空气 3 种流体。同时，忽略流动过程中的燃油微小温度变化，假定多相流为等温可压缩湍流。该模型通过求解一组动量方程，在整个计算域中跟踪每一相的体积分数。连续性方程和动量方程分别为

$$\frac{\partial \rho}{\partial t}+\nabla\cdot\rho\boldsymbol{U}=0 \tag{3}$$

$$\frac{\partial \rho\boldsymbol{U}}{\partial t}+\nabla\cdot(\rho\boldsymbol{U}\boldsymbol{U})=-\nabla P+\nabla\cdot\sigma \tag{4}$$

式中：ρ 为密度；$\boldsymbol{U}$ 为速度；P 为压力；σ 为混合流体的剪应力张量；t 为时间。

使用 RNG k-ε 湍流模型，其湍流动能 k 和湍流耗散率 ε 的输运过程分别为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k)+\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i)=\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu+\frac{\mu_t}{\sigma_k}\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right]+G_k+G_b-\rho\varepsilon-Y_M+S_k \tag{5}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\varepsilon)+\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho\varepsilon u_i)=\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu+\frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon}\right)\frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j}\right]+C_{1\varepsilon}\frac{\varepsilon}{k}(G_k+C_{3\varepsilon}G_b)-C_{2\varepsilon}\rho\frac{\varepsilon^2}{k}+S_\varepsilon \tag{6}$$

式中：G_k 表示由于平均速度梯度产生的湍流动能生成项；G_b 是浮力引起的湍流动能生成项；Y_M 代表可压缩湍流中脉动膨胀对总耗散率的贡献；$C_{1\varepsilon}$、$C_{2\varepsilon}$ 和 $C_{3\varepsilon}$ 为常数；σ_k 和 σ_ε 分别是 k 和 ε 的湍流普朗特数；S_k 和 S_ε 为用户定义的源项；x_i、x_j 分别为 i、j 方向的空间坐标；u_j 为 j 方向的速度分量。

本研究基于反映泡径变化率的 Rayleigh-Plesset 方程建立气泡动力学 ZGB 空化模型。ZGB 空化模型通过引入空化气泡的生长和溃灭过程来描述液相与气相之间的相变现象，其单位体积的质量输运速率仅与蒸气相的密度有关。

在气泡生长阶段（$p_v \geqslant p_\infty$），有

$$\dot{R}_e=F_{vap}\frac{3\alpha_{nuc}(1-\alpha_v)\rho_v}{R_B}\sqrt{\frac{2}{3}\frac{(p_v-p)}{\rho_l}} \tag{7}$$

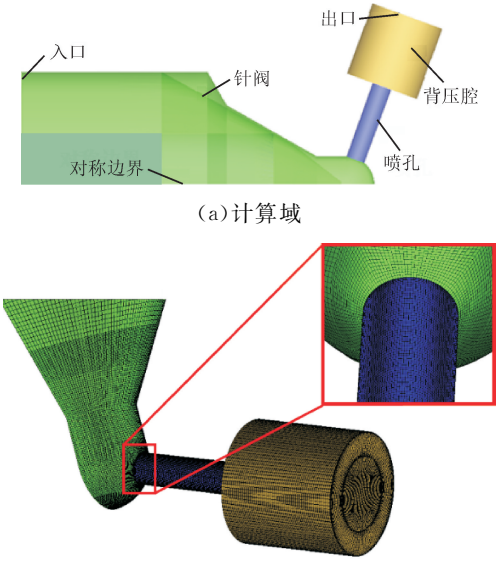
在气泡溃灭阶段（$p_v \leqslant p_\infty$），有

$$\dot{R}_c=F_{cond}\frac{3\alpha_v\rho_v}{R_B}\sqrt{\frac{2}{3}\frac{(p-p_v)}{\rho_l}} \tag{8}$$

式中：$\dot{R}_e$ 和 $\dot{R}_c$ 分别为气泡生长、溃灭过程的质量输运速率；p_v 为柴油的饱和蒸气压；α_v 为蒸气相体积分数；ρ_v 为蒸气密度；p 为局部流场压力；α_{nuc} 为气核体积分数；R_B 为气核半径；F_{vap} 与 F_{cond} 分别为蒸发系数和冷凝系数，在本文中分别取 50 和 0.01。

2.2　数值模型的验证

考虑喷嘴几何的轴对称性，计算模型仅构建1/2几何区域。计算域采用结构化动网格并在对称面施加相应边界条件，同时在喷孔出口设置背压腔区域以引入喷出后的环境流场影响，使出口边界更接近实际工况。计算域及网格划分如图 6 所示。



(a)计算域

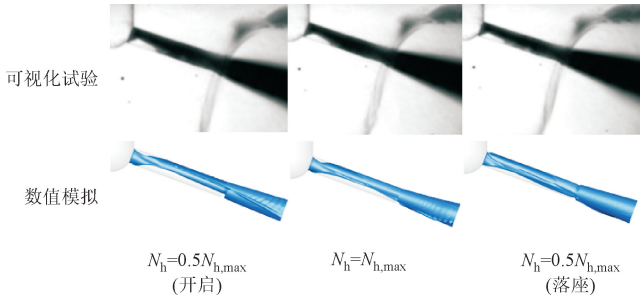
(b)网格划分

图 6　计算域及网格划分

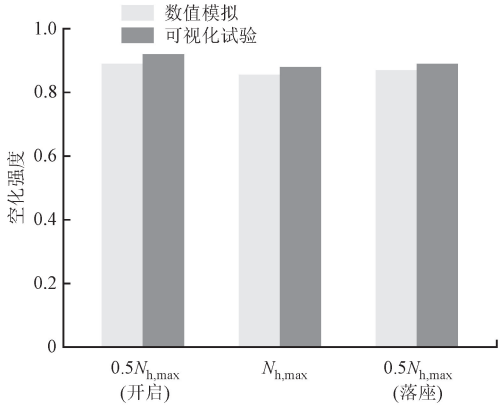
Fig. 6　Calculating domains and meshing

参考徐硕涵等[24]的网格无关性研究，针对中等喷孔长度(3.06 mm)喷嘴开展数值模型求解精度，进行可靠性验证，针阀运动规律参照可视化试验获取的针阀瞬态位置。图 7 给出了在针阀瞬态运动过程中，针阀开启或落座至 1/2 高度(0.315 mm)及最

大针阀升程 $N_{h,max}$(0.63 mm)时,3.06 mm 喷孔内部的空化流态及空化强度的数值模拟及可视化试验结果。其中,可视化结果中灰黑色区域对应喷孔内汽相(空化)区域,定义数值模拟结果中气体体积分数为 0.1 的等值面为空化发生的区域,上述两种结果均可以很好捕捉到沿喷孔上半区域的超空化流态。对数值模拟求解的孔内空化强度与可视化试验结果进行对比,发现其最大偏差不超过 5%。可见,本文采用的数值模拟方法满足喷嘴内部流动的求解精度需求。最终,本文中的短喷孔、中等长度及长喷孔的初始网格数分别为1 296 966、1 521 255 和 1 658 172。求解中,采用隐式有限体积法和基于压力的求解器,以及 Coupled 压力-速度耦合算法。使用一阶迎风格式对动量方程进行离散,体积分数采用压缩格式离散,以更好地捕捉相界面,湍流动能和湍流耗散率均使用一阶迎风格式进行离散,时间步长为 1×10^{-7},喷射时间为 5 ms。



(a)喷孔内空化形态



(b)喷孔内空化强度

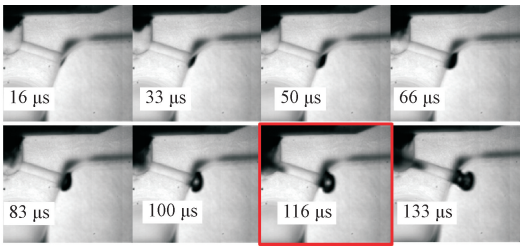
图 7 喷孔内空化流动数值模拟与可视化试验结果对比

Fig. 7 Comparison of numerical simulation and optical results of characteristics of in-nozzle cavitation flow

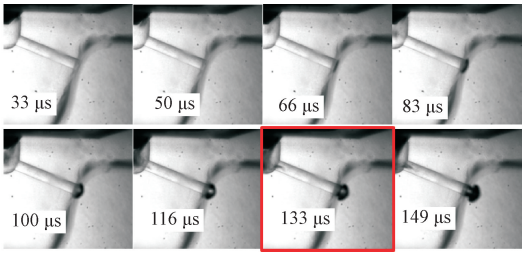
3 结果与讨论

3.1 喷孔长度对喷嘴内空化瞬态流动特性的影响

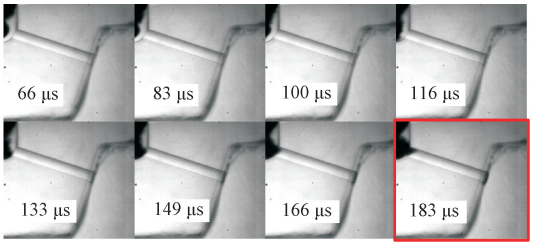
图 8 为 3 种喷孔长度内部空化初生过程,红框区域为喷孔初生时刻。可以看出,在启喷后 116 μs 时,短喷孔内首次观察到入口附近的空化现象,此时中等长度及长喷孔内仍呈现单相流。在启喷后 133 μs 时,中等长度喷孔内出现了较为微弱的空化现象,随后空化逐渐增强。对于长喷孔,sac 腔内存在初始气泡,启喷后随着针阀开启,初始气泡在压差作用下向喷孔内移动,183 μs 时高压燃油流入喷孔,入口处的微小区域灰色阴影与体积较大的初始气泡阴影产生了分离,被判定为初生空化。综上,随着喷孔长度增加,空化初生逐渐延迟,这在后续数值模拟中将得到进一步证实。



(a)2.04 mm 喷孔



(b)3.06 mm 喷孔



(c)4.08 mm 喷孔

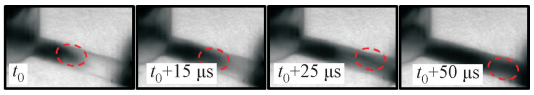
图 8 不同长度喷孔内空化初生特性

Fig. 8 Characteristics of cavitation inception inside the nozzle holes with different lengths

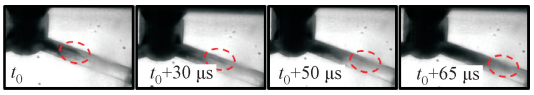
图 9 给出了不同喷孔长度(L)下喷孔内云空化脱落瞬态过程,红框区域为喷孔内空化发展到溃灭的瞬态过程。在短喷孔中,沿喷孔压力梯度大,燃油流速高,空化泡生成后在下游迅速溃灭,导致空化脱落频率高,这影响了喷射流动的稳定性。随着喷孔长度增加,孔内空化发展过程逐渐缓慢,云空化脱落周期增大。为提高统计结果的可信度,本研究在每种孔长下均在相同工况下重复开展 10 次可视化试

验，并从每次瞬态喷射过程中截取图像序列。研究统计了在空化发展阶段相邻两次云空化团脱落的时间间隔 Δt，并据此计算脱落频率 f，公式为

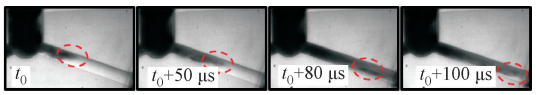
$$f = 1/\Delta t \tag{9}$$



(a)L=2.04 mm



(b)L=3.06 mm

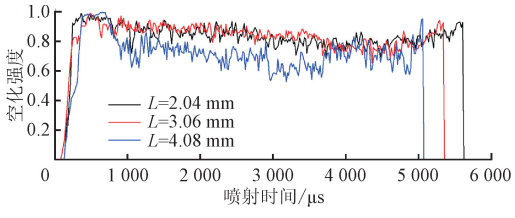


(c)L=4.08 mm

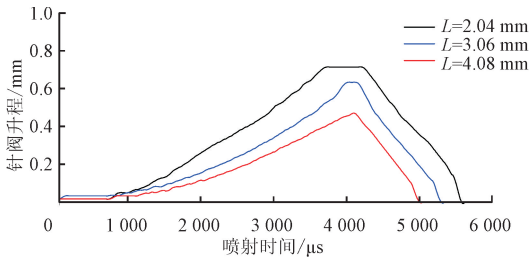
图 9　不同长度喷孔内空化脱落瞬态过程

Fig. 9　Evolution of cavitation shedding inside the nozzle holes with different lengths

根据统计结果，短孔、中等长度喷孔及长孔内云空化准周期性脱落的频率 10 次数据的平均值分别约为 18、15、10 kHz，即孔内云空化脱落频率随着喷孔长度增加而减小。云空化准周期脱落加剧了孔内流动的不稳定性，进而引起喷孔流量波动，影响燃油雾化均匀性和可调控性。图 10(a)给出了一次喷射过程中，3 种喷孔长度内空化强度变化曲线，图 10(b)为针阀升程曲线。由图可知，随着喷孔长度增加，针阀升程变化速率逐渐减小，最大针阀升程亦减小，分别约为 0.65、0.63、0.50 mm。3 个喷孔内部均产生了显著的几何空化，这是由于 3 个喷孔呈微渐扩形状，有效促进了几何空化的初生及发展。短孔及中等长度喷孔内空化强度明显强于长喷孔。这主要是因为在较短喷孔内，空化快速发展为超空化流态，空化强度大且波动较小；而在长喷孔内，空化发展收到抑制，难以快速发展为超空化，且孔内出现几何空化与涡线空化两种流态，导致孔内空化强度统计数值整体减小、且波动大。但是，旋流场的出现将有益于喷雾雾化锥角，这在后续数值模拟中将有进一步描述。



(a)空化强度



(b)针阀升程

图 10　一次喷射过程中不同长度喷孔内空化强度及针阀升程变化曲线

Fig. 10　Curves of cavitation intensity and needle lift for nozzles with different orifice lengths during a whole injection process

图 11 为针阀运动过程中 3 种喷孔长度下，喷孔内部空化分布，图中采用柴油蒸气相体积分数表征喷孔内空化程度。由图可知，喷孔长度对喷孔内空化的形态、分布及强度具有显著影响。在短喷孔中，燃油流动路径受限，流速迅速提升，导致在较低针阀升程(0.15 mm)下形成明显的空化区域，空化集中于喷孔上游至中游区域。此时，由于燃油尚未充分膨胀扩散，局部压降显著，诱发强烈的空化，表现为高强度的泡团分布。随着针阀进一步升高，空化区域延伸至喷孔出口，流动发展为超空化流态。在针阀落座过程中，由于密封面处流道开度迅速减小，流场扰动增强，云空化从主空化区剥离并随主流移动，并在下游高压区溃灭。类似地，中等长度喷孔内随着针阀开启，孔内流动迅速发展为超空化流态，空化区域主要分布于喷孔上半部。随着喷孔长度进一步增

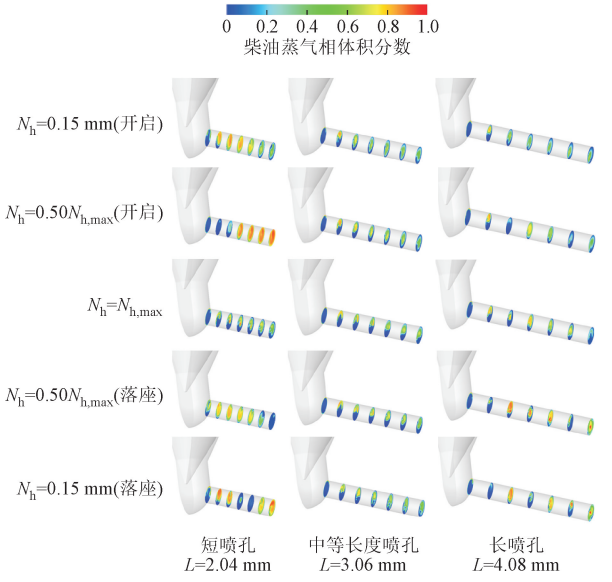


图 11　不同长度喷孔内部空化分布

Fig. 11　Cavitation distribution inside the nozzle holes with different lengths

加，4.08 mm 喷孔内空化发展阶段持续时间更长，流场更加复杂，几何空化整体强度减弱；在较低针阀升程下，喷孔内旋流增强，诱导出了微弱的涡线空化。

为进一步揭示喷孔长度对孔内旋涡结构及其诱导空化的影响，采用 Ω 准则对喷孔内涡结构进行识别。其通过引入一个无量纲参数，表达当地的旋转部分涡量克服流体变形的区域，公式为

$$\Omega = \frac{\| \Omega \|_{\mathrm{F}}^2}{\| \Omega \|_{\mathrm{F}}^2 + \| S \|_{\mathrm{F}}^2 + \delta} \tag{10}$$

式中：Ω 与 S 分别表示速度梯度张量的对称与反对称部分；$\| \Omega \|_{\mathrm{F}}^2$ 为 Frobenius 范数；δ 为抑制弱梯度区域数值噪声的正则化项。由于 Ω 在 0 ～ 1 且物理含义明确，Ω 准则不仅可以同时清晰捕捉到流场中的强涡以及弱涡，也为阈值设定提供了更直观的尺度。当 $\Omega > 0.52$ 时通常认为局部旋转效应相对形变效应占优势。

结合图 11 与图 12 可知：在低针阀升程阶段，长喷孔由于受限通道更长，节流作用持续时间更久，旋流强度增强，使 Ω 在孔内局部呈现沿流向延伸的高值带，进而诱导形成微弱的涡线空化；相比之下，短喷孔内 Ω 峰值主要出现在喷孔上壁面及主空化区尾部附近，表明上壁面剪切层与局部回流使旋转占优，促使空化发生不稳定扰动并引发云空化从附着空化区脱落；对于中等长度喷孔，Ω 整体水平相对较小，显著涡结构较弱，从而空化界面相对稳定，其孔内流动发展为超空化。综上，短喷孔更易表现为云空化脱落型不稳定流态，而中长喷孔以稳定超空化占主导；长喷孔在低针阀升程阶段的旋流增强及微弱涡线空化的出现，则可能进一步加剧喷射初期喷雾锥角的瞬态不稳定性。

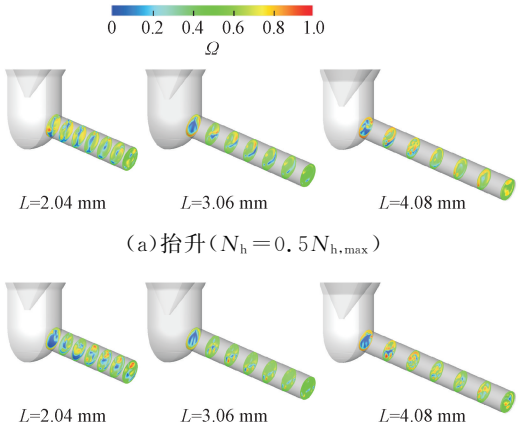
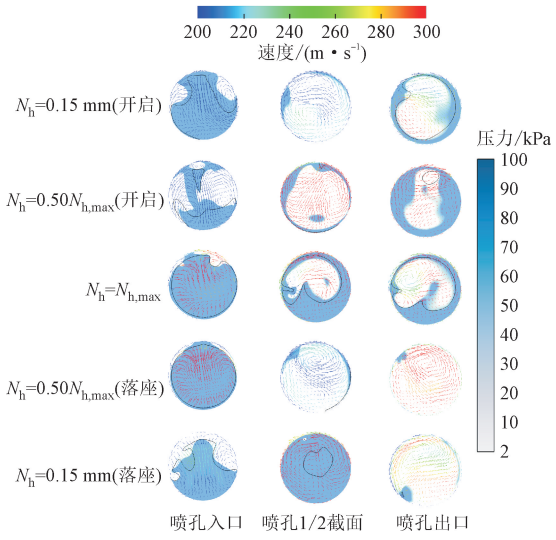


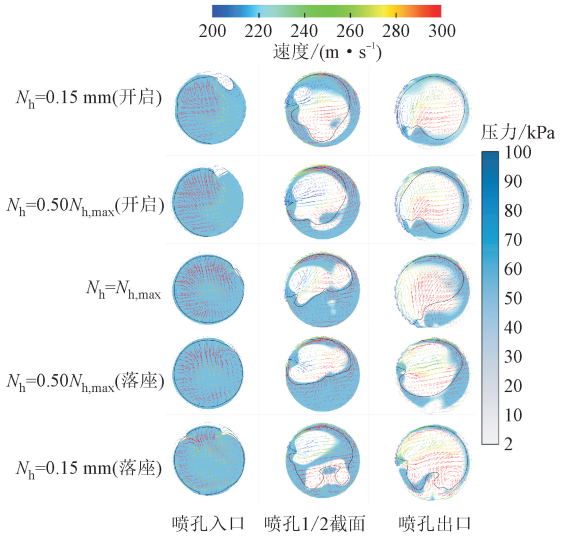
图 12 不同长度喷孔内部 Ω 分布

Fig. 12 Distribution of Ω in different lengths of nozzle holes

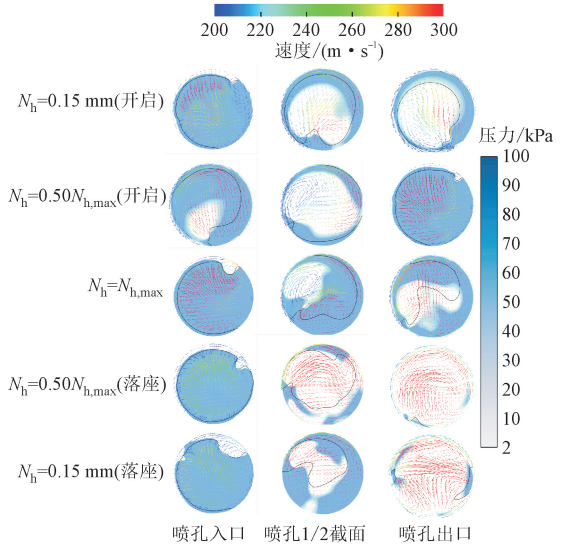
图 13 分别给出了喷射过程中，3 种喷孔长度入口、中间(1/2 长度)和出口截面处压力云图及速度矢量分布。图中，白色区域表示低压区(低于饱和蒸气压)，箭头表示当地速度方向，黑线代表气体体积分数为 0.1 的等值面，即空化发生的区域。由图可知，短喷孔在整个针阀抬升过程中产生最强烈的空化现象。针阀开启初期，燃油迅速进入喷孔，在上游即形成大面积低压区，结合强剪切流与回流漩涡，诱发片空化与云空化并存的复杂结构。在中间截面处，空化区进一步发展，流体主流沿喷孔中心轴线加速，夹带空化泡向下游运动。在近喷孔出口区域形成高度扰动的云空化脱落带，速度场呈现大幅变化，空化结构在高速主流牵引下迅速脱离喷孔壁。针阀落座过程中，通道开度减小导致压降减缓，但高残余流速与原有空化结构仍促成中上游持续存在的空化带，仅下游区域空化逐渐坍缩，表明短孔结构空化响应速度快，脱落频率高，空化持续性强。中等长度喷孔在针阀运动各阶段展现出稳定、贯穿性的超空化流动特性。针阀开启初期，上游区域即产生空化区，速度矢量展现较为对称的漩涡结构。中游截面处，空化区域贴附于孔道上壁延伸，流速逐步增强，逐渐呈现出超空化流态。近喷孔出口区域空化区仍保持结构完整性，说明超空化始终贯穿喷孔内部。落座阶段，空化区域由孔口向中上游回缩，主流速度减弱，边界层重新贴附孔壁，但空化过程缓慢，脱落过程具有显著滞后性。而长喷孔在整个抬升过程中形成空化能力显著减弱，表现为涡线空化与几何空化并存的复杂流态。针阀开启初期，近喷孔入口形成有限的低压区域，但其空间尺度较小，空化初生迟滞。中间截面处出现带状低压区，流速矢量场中剪切层发展不充分，回流弱化，无法有效支撑大尺度空化泡团扩展。



(a)L=2.04 mm



(b)L=3.06 mm



(c)L=4.08 mm

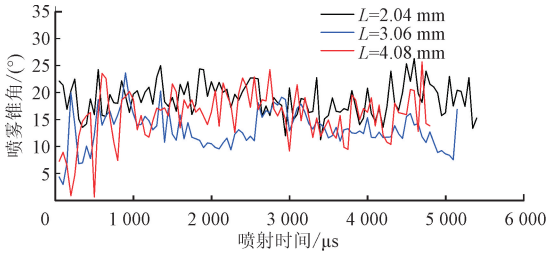
图 13　不同长度喷孔内空化发展及流场特性

Fig. 13　Characteristics of cavitation and flow inside the nozzle holes with different lengths

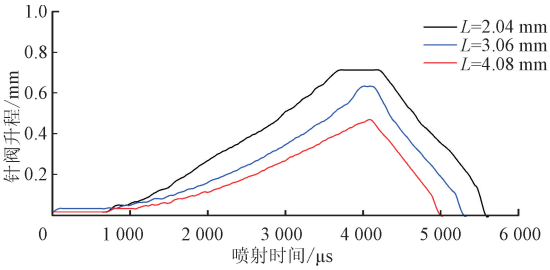
3.2　喷孔内空化流动对喷雾锥角及空蚀风险的影响

喷孔内部空化流动一方面促进射流破碎，有益于喷嘴锥角增大，另一方面空化溃灭过程伴随着微射流与冲击波可引致孔壁空蚀损毁，影响喷射器性能及寿命。

图 14 (a)给出了燃油喷射过程中，3 种喷孔长度的喷雾锥角随针阀运动瞬态变化特性，图 14 (b)为针阀升程曲线。一方面，3 个喷孔长度内均存在强烈的空化现象，尤其在针阀运动过程中，喷孔内空化流动的强不稳定性导致喷雾锥角产生剧烈的波动，而在最大针阀升程下，喷孔内部空化流动呈准稳态趋势，喷雾锥角及其波动幅度减小。如图 15 所示，在短喷孔最大针阀升程阶段，在 4 200、4 250 μs 时刻，喷孔内呈超空化流态，但孔内湍流场的瞬态性使得空化形态翻转，加剧喷孔出口的湍流扰动，导致喷雾锥角从 14.5°转变 23.7°。另一方面，随着喷孔长度增加，喷孔内几何空化受到抑制，喷雾锥角减小。在燃油喷射过程中，短孔的喷雾锥角峰值约为 26.0°，平均值约为 18.83°；中等长度喷孔的喷雾锥角平均值约为 13.0°。然而，对于 4.08 mm 的长喷孔，喷雾锥角平均值反而约为 15.6°，这主要是由于长喷孔内旋流强度大，产生了涡线空化。涡线空化引致喷雾锥角增大且更加不稳定，尤其是在针阀开启与落座阶段的较低针阀升程下，这与前期的研究结论一致[25]。



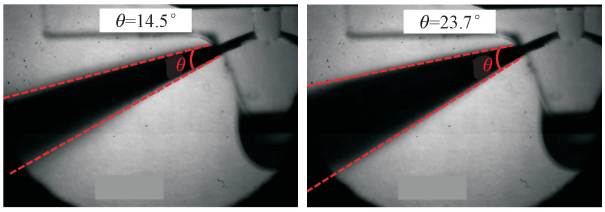
(a)喷雾锥角



(b)针阀升程

图 14　不同长度喷孔喷雾锥角及针阀升程瞬态变化特性

Fig. 14　Transient variation of spray cone angles and needle lift for nozzles with different orifice lengths



(a)4 200 μs　　(b)4 250 μs

图 15　喷孔内空化不稳定性对喷雾锥角的影响

Fig. 15　Influence of in-hole cavitation instability on the spray cone angle

空化是汽泡生长(蒸发)及溃灭(冷凝)的动态平衡现象，汽泡溃灭(冷凝)过程中诱导高频微射流及冲击波，是喷孔壁面空蚀的主要诱因。汽泡溃灭过

程的质量传输速率综合了汽泡溃灭速度和汽泡数量两大因素，可用来预测空蚀风险。值得注意的是，近壁面区域的蒸气泡溃灭是空蚀的原因，而远离壁面的区域，即使空化泡大量溃灭，也不会导致空蚀。因此，空蚀主要归因于近壁面处汽泡溃灭。为了量化这一风险，本研究引入近壁面处蒸气相到液相转变的传质量，即空蚀强度 $\dot{m}_{ce}$，作为评估壁面空蚀风险的指标。当壁面邻近区域压力 $p_w > p_v$ 时，汽泡发生溃灭，对应冷凝源项为正；将该冷凝传质量按壁面面积归一化得到 $\dot{m}_{ce}$，用以表征近壁面汽泡溃灭强度，并据此评估空蚀风险分布。该方法已在喷油器空蚀预测研究中得到广泛采用[4]，公式为

$$\dot{m}_{ce} = \alpha_v \rho_v \sqrt{\frac{p_w - p_v}{\rho_l}},\ p_v < p_\infty \tag{11}$$

式中：p_w 为壁面处的流场压力；p_∞ 为远场压力；ρ_l 为液相密度。

图 16 给出了针阀运动过程中，3 种喷孔长度的空蚀强度。理论上，随着喷孔长度增加，流动沿程阻力损失增加，使得在相同的喷油压降下，几何空化现象强度减弱，空蚀风险降低；然而本研究中，喷孔长度对空蚀风险的影响规律呈非线性，长度为 2.04 mm 的短孔内空蚀风险最高，4.08 mm 的长孔次之，3.06 mm 的中等长度喷孔内空蚀风险最低。这主要是由于喷孔长度不仅直接影响喷孔内几何空化强度，还影响 sac 腔内的泄压效应，使得 sac 腔及喷孔内压力场存在显著差异，进而导致喷孔内空化流动呈现不同流态。

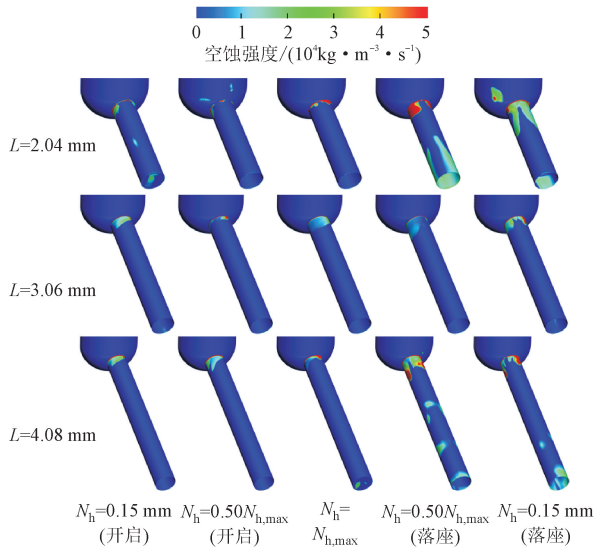


图 16 不同长度喷孔内空蚀强度

Fig. 16 Predicted cavitation erosion risk in nozzle holes with different hole lengths

图 17 为针阀运动过程中，3 种喷孔长度的壁面压力变化。在较高针阀升程下，3 种喷孔内均呈超空化流态，此时壁面压力低压区更连续稳定，沿程压力梯度变化相对平缓，空化处于准稳态，汽泡溃灭被抑制，因此空蚀风险整体较低，主要集中于近喷孔入口区域。相反，在较低针阀升程时，短喷孔流动通道短，低压区压力波动显著，靠近壁面的压力回升将促使云空化更高频脱落并在孔内溃灭，因此短孔喷嘴在大部分区域呈现更高空蚀风险；长孔喷嘴沿程阻力大，孔内平均压力相对较高、局部低压区相对较小，但其入口附近及孔内局部区域仍存在强烈的压力不均匀性。此外，涡线空化通常在远离壁面处溃灭，这虽然在一定程度上抑制了空蚀效应，但同时也破坏了几何空化区压力场的稳定。各因素的协同作用导致长孔喷嘴高空蚀风险区域较多，且整体风险高于中等长度孔喷嘴。而中等长度孔喷嘴长短适中，压力分布相对稳定，在针阀运动过程中呈现较为稳定的超空化流态，孔内空蚀风险最低。此外，不同长度喷孔的入口附近均是高空蚀风险区域，这主要是由于在针阀开启或落座过程中，喷嘴密封带处产生的空化经 sac 腔进入喷孔时流道方向发生骤变，汽泡发生大规模溃灭，引致空蚀。

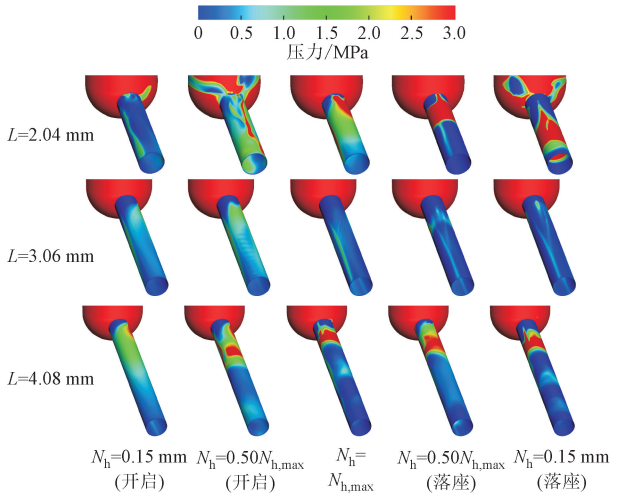


图 17 不同长度喷孔壁面压力变化

Fig. 17 Changes in wall pressure of nozzles of different lengths

4 结 论

(1)喷孔长度对孔内空化初生、发展及稳定性具有显著影响。随着喷孔长度由 2.04 mm 增加至 3.06、4.08 mm，喷嘴针阀开启速率逐渐减缓，最大针阀升程由约 0.65 mm 降至约 0.63、0.50 mm，孔

内几何空化初生及流态演变均受到抑制；同时，云空化脱落频率由约 18 kHz 依次降至约 15、10 kHz。对于 4.08 mm 长喷孔，孔内旋涡流动增强，更易诱导涡线空化初生，并加剧孔内空化流动的不稳定性。

(2)喷孔内空化流态对喷雾锥角具有重要影响。2.04 mm 短喷孔内流场不稳定，燃料流动湍动较强，喷雾锥角较大，其峰值约为 26.0°，平均值约为 18.83°；当喷孔长度增至 3.06 mm 时，随着孔内几何空化强度减弱和流场稳定性增强，喷雾锥角平均值减小至约 13.0°。但当喷孔长度进一步增至 4.08 mm 时，受孔内显著旋流及涡线空化影响，喷雾锥角平均值回升至约 15.6°，且随涡线空化强弱呈现更明显波动。

(3)喷孔长度对空蚀风险的影响主要取决于孔内空化流动特性。喷孔入口附近因流道突变始终为高空蚀风险区域；当孔内呈较稳定超空化流态时，汽泡溃灭受到抑制，空蚀风险整体较低。3 种喷孔中，2.04 mm 短喷孔由于强烈几何空化及高频云空化脱落，喷孔内大部分区域均表现出较高空蚀风险；4.08 mm 长喷孔虽几何空化相对减弱，但涡线空化的出现增强了超空化流动的不稳定性，其空蚀风险高于 3.06 mm 喷孔；相比之下，3.06 mm 中等长度喷孔压力分布更稳定、超空化流态更平稳，空蚀风险最低。

参考文献：

[1] Hayashi T, Suzuki M, Ikemoto M. Effects of internal flow in a diesel nozzle on spray combustion [J]. International Journal of Engine Research, 2013, 14(6): 646-654.

[2] Hu Bihe, He Zhixia, Li Chen, et al. Study of the effect of cavitation flow patterns in diesel injector nozzles on near-field spray atomization characteristics using a LES-VOF method [J]. International Journal of Multiphase Flow, 2024, 174: 104791.

[3] Luo Kun, Huang Yongcheng, Li Yaoting, et al. A mixed primary atomization model with quantification of aerodynamic, turbulence and cavitation effects [J]. International Journal of Multiphase Flow, 2024, 170: 104650.

[4] Gomez S E, Shi Junmei, Venkatasubramanian R, et al. Modelling and prediction of cavitation erosion in GDi injectors operated with E100 fuel [J]. Fuel, 2021, 289: 119923.

[5] Bellini R, Rodriguez C, Karathanassis I K, et al. Cavitation dynamics and surface erosion in fuel injectors considering the composition of fuel mixtures [J]. Computers & Fluids, 2025, 301: 106793.

[6] Leng Pengfei, Wu Zhijun, Hu Chaoqun, et al. Cavitation instability in real-size GDI nozzle using X-ray phase-contrast imaging [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2024, 235: 126137.

[7] Qiu Tao, Song Xin, Lei Yan, et al. Influence of inlet pressure on cavitation flow in diesel nozzle [J]. Applied Thermal Engineering, 2016, 109 (Part A): 364-372.

[8] Qiu Tao, Song Xin, Lei Yan, et al. Effect of back pressure on nozzle inner flow in fuel injector [J]. Fuel, 2016, 173: 79-89.

[9] Vidal A, Kolovos K, Gold M R, et al. Preferential cavitation and friction-induced heating of multi-component Diesel fuel surrogates up to 450 MPa [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2021, 166: 120744.

[10] Wei Yunpeng, Zhang Hanwen, Fan Liyun, et al. Experimental study on influence of pressure fluctuation and cavitation characteristics of nozzle internal flow on near field spray [J]. Fuel, 2023, 337: 126843.

[11] 郭根苗，白天阳，邵壮，等. 喷孔锥度和燃油温度对柴油喷嘴内空化流动特性的影响 [J]. 西安交通大学学报，2022，56(8)：131-140.
Guo Genmiao, Bai Tianyang, Shao Zhuang, et al. Effects of hole taper coefficients and diesel temperatures on in-nozzle cavitation [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2022, 56(8): 131-140.

[12] Quist N A, Matlok S, Sajin-Henningsen S, et al. Numerical investigation on the effect of physical properties of alternative fuels on in-nozzle cavitation in a full-scale injector for a two-stroke marine engine [J]. International Journal of Multiphase Flow, 2026, 195: 105523.

[13] 路泽民，蔡雨嫣，洪欢欢，等. 流体性质对涡旋式水力空化发生器空化性能的影响分析 [J]. 机械制造，2025，63(11)：17-22.
Lu Zemin, Cai Yuyan, Hong Huanhuan, et al. Analysis of the effects of fluid properties on the cavitation performance of a vortex hydraulic cavitation generator [J]. Machinery, 2025, 63(11): 17-22.

[14] 胡碧荷，黄云龙，王健权，等. 混合燃油在喷嘴内线空化流动特性及喷雾研究 [J]. 内燃机学报，2025，43(1)：29-37.
Hu Bihe, Huang Yunlong, Wang Jianquan, et al. Study on the cavitation flow and spray characteristics of gasoline-diesel blends in nozzle [J]. Transactions of CSICE, 2025, 43(1): 29-37.

[15] Huang Wei, Yang Yizhou, He Zhixia, et al. Experimental study on cavitation pattern and near-field spray characteristics of methanol in the scaled-up fuel injection nozzle [J]. Experimental Thermal and Fluid Science, 2026, 171: 111624.

[16] Guo Genmiao, Bai Tianyang, He Zhixia, et al. Assessment of influences of needle lift and hole height on string cavitation in liquid injection [J]. Fuel, 2023, 347: 128386.

[17] Kim B, Park S. Study on in-nozzle flow and spray behavior characteristics under various needle positions and length-to-width ratios of nozzle orifice using a transparent acrylic nozzle [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2019, 143: 118478.

[18] Chang Mengzhao, Park J, Kim B, et al. Effect of sac-volume on the relationship among ball behavior, injection and initial spray characteristics of ultra-high pressure GDI injector [J]. Fuel, 2021, 285: 119089.

[19] Li Hongmei, Han Dan, Xu Shuohan, et al. Numerical investigation of the effects of nozzle geometry on internal cavitation flow and near-field spray [J]. Case Studies in Thermal Engineering, 2026, 77: 107541.

[20] Molina S, Salvador F J, Carreres M, et al. A computational investigation on the influence of the use of elliptical orifices on the inner nozzle flow and cavitation development in diesel injector nozzles [J]. Energy Conversion and Management, 2014, 79: 114-127.

[21] Salvador F J, Pastor J M, Gomez-soriano J, et al. Performance of elliptical nozzles on the spray dynamics of convergent and constant section nozzles by means of a Σ-Y coupled model [J]. Fuel, 2023, 346: 128259.

[22] Ji Hailong, Li Ruichuan, Yuan Wentao, et al. CFD-based flow field study of triple-crossed elliptical injector nozzle [J]. Flow Measurement and Instrumentation, 2025, 106: 102998.

[23] Li Xiuneng, Cheng Xide, Hou Wenjiang, et al. Study on the coupling mechanism of nozzle structure-cavitation impact under submerged environment [J]. Ultrasonics Sonochemistry, 2025, 122: 107632.

[24] 徐硕涵, 赵凯, 白天阳, 等. 喷嘴内流影响下的喷油器性能参数敏感性分析 [J]. 西安交通大学学报, 2025, 59(5): 189-197.
Xu Shuohan, Zhao Kai, Bai Tianyang, et al. Parameters sensitivity analysis of injector performance with the effect of nozzle internal flows [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2025, 59(5): 189-197.

[25] He Zhixia, Zhang Zhengyang, Guo Genmiao, et al. Visual experiment of transient cavitating flow characteristics in the real-size diesel injector nozzle [J]. International Communications in Heat and Mass Transfer, 2016, 78: 13-20.

（编辑 亢列梅）