

喷孔几何特征对变截面喷油孔空穴流动状态的影响

卢国权¹, 虞 钢¹, 何秀丽¹, 郑彩云¹, 许永泰²

(1. 中国科学院 力学研究所, 北京 100190; 2. 中国北方发动机研究所, 河北 廊坊 065000)

摘要: 采用混合多相流模型及空穴模型相结合的方法, 对喷油嘴激光打孔过程形成的变截面喷油孔内空穴流动现象进行数值模拟, 重点分析喷孔几何特征对空穴流动状态的影响规律. 结果表明, 变截面喷孔内喷孔截面收缩或者扩张的程度及位置对孔内燃油空穴流动状态具有重要影响. 截面收缩型的喷孔可在出口形成更大的空穴强度分布, 利于促进燃油的初次分裂及雾化. 截面扩张型喷孔可使得出口燃油速度分布更均匀, 出口平均速度增大, 从而提高流量系数; 研究还发现, 相对于直喷孔, 变截面喷油孔内空穴流动状态对孔入口倒角变化的敏感性减小, 这有利于提高多孔喷嘴各孔流量及雾化的均匀性.

关键词: 激光打孔; 变截面喷孔; 空穴流动

中图分类号: TK421.4 **文献标志码:** A

Effect of Geometry Characteristics on Internal Cavitation Flow of Injection Nozzle with Varying Hole Cross-Section

LU Guo-quan¹, YU Gang¹, HE Xiu-li¹, ZHANG Cai-yun¹, XU Yong-tai²

(1. Institute of Mechanics, Chinese Academy of Science, Beijing 100190, China;

2. Chinese North Engine Research Institute, Langfang 065000, China)

Abstract: Injection Nozzles with Varying Hole Cross-section (NVHC) accomplished by laser drilling may influence the internal flow. The phenomena of cavitation flow in two types of NVHC (elliptic-shaped and hyperbolic-shaped) were simulated using mixed multiphase flow model coupled with cavitation model. The main objective is to analyze the effect of nozzle shape with different types on the distribution of cavitation and the outlet velocity. Simulation results show that the outlet velocity of elliptic-shaped nozzles is higher than that of cylindrical-shaped nozzles, and the outlet velocity distribution gives more uniform profile. Stronger outlet cavitation intensity is found in hyperbolic-shaped nozzles, which enhances the fluctuation of outlet flow and eventually improves the fuel break-up and atomization. The study also shows that, the inner flow state in NVHC is less sensitive to the fluctuation of inlet rounded radius than that in cylindrical-shaped nozzle, and this improves the uniformity of flow discharge and spray in the process of multi-holes injection.

Keywords: laser drilling; varying hole cross-section; cavitating flow

喷油孔内的空穴流动是直喷式发动机高压燃油喷射过程非常普遍的现象. 研究表明, 喷孔内部空穴气泡溃灭会加速近喷嘴区域液核的一次雾化进程, 进而加强随后的二次雾化效果而产生更细的雾化粒度, 从而改善油气混合过程并缩短点火延迟^[1-2]. 因此, 喷孔内空穴效应被认为是影响高压燃油喷射雾化非常关键的因素. 研究表明, 喷油孔内的空穴流动状态

与喷孔内部的几何形状(长径比、入口倒角和锥度等)有着紧密的联系^[3-5]. 增大入口圆倒角可以使得原本处于超空穴状态的喷孔内流动变为无空穴流动的状态^[6], 改变喷孔长径比则会对孔内空穴延伸的长度产生影响, 长径比越大, 空穴延伸长度越长^[7]. 由此可见, 喷孔几何形貌特征是影响喷孔内空穴流动形态重要的影响因素之一.

收稿日期: 2011-09-03; 修回日期: 2011-12-23.

基金项目: 国防基础科研计划资助项目(B1320090005).

作者简介: 卢国权, 博士研究生, E-mail: lugq04@163.com.

通讯作者: 虞 钢, 研究员, 博士生导师, E-mail: gyu@imech.ac.cn.

通过对激光打孔过程形成的喷孔形状进行观察发现,喷孔截面形状会随着激光能量空间分布和时间分布的改变而改变^[8].喷孔内部截面的变化势必会影响燃油空穴流动状态,进而影响后期雾化效果.目前还没有针对激光打孔过程形成的复杂变截面喷油孔内的空穴流动现象进行相关的研究.因此,笔者拟采用数值模拟方法对激光打孔过程形成的典型变截面喷油孔内的空穴流动现象进行模拟计算,重点分析喷孔截面变化对空穴流动状态的影响规律,从而初步了解复杂变截面喷油孔内的空穴流动特性.

1 变截面喷油孔的参数定义

激光打孔过程形成的喷孔截面主要特征:1)具有局部截面扩张的椭圆型喷孔,如图1a所示;2)具有局部截面收缩的双曲型喷孔,如图1b所示.

图2为椭圆型或双曲型变截面喷孔,其关键的几何特征为扩张截面或收缩截面的大小以及它们的位置.因此,需定义特征参量 K_m 和 X_m 表征内部截面收缩或者扩张的程度及位置,亦即中径比

$$K_m = \frac{d_m}{(d_i + d_o)/2}$$

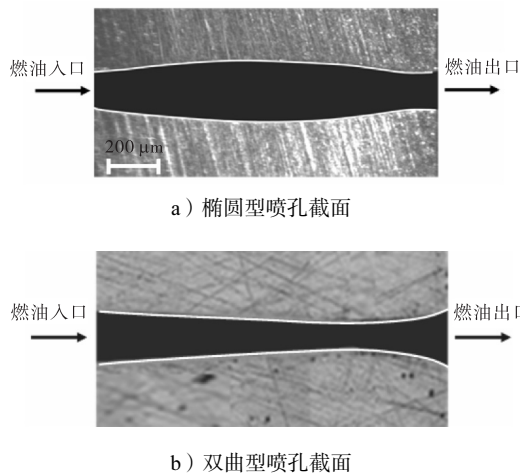


图1 激光打孔形成的喷油孔纵剖面示意

Fig.1 Longitudinal cross-section of nozzle hole after laser drilling

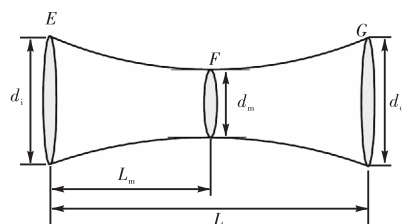


图2 变截面喷孔形状示意

Fig.2 Schematic of nozzles with varying longitudinal cross-section

中径位置比

$$X_m = L_m / L$$

式中: d_m 为收缩或扩张截面直径; d_i 为喷孔入口直径; d_o 为喷孔出口直径; L_m 为收缩或扩张截面与喷孔入口的距离; L 为喷孔总长度.

2 数值计算模型

2.1 基本控制方程

混合相的连续方程及动量方程为

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial u_j}{\partial x_j} = 0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial \rho u_i}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_i u_j}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu_{\text{eff}} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \mu_{\text{eff}} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \delta_{ij} \right] \tag{2}$$

式中: μ_{eff} 为等效黏度,由混合相分子黏度 μ 和湍流黏度 μ_t 组成,即

$$\mu_{\text{eff}} = \mu + \mu_t = \mu + c_\mu \rho (k^2 / \varepsilon) \tag{3}$$

混合相密度 ρ 和黏度 μ 表达式为

$$\rho = \left(\frac{f_v}{\rho_v} + \frac{f_g}{\rho_g} + \frac{1-f_v-f_g}{\rho_1} \right)^{-1}$$

$$\mu = \rho \left[\frac{f_v}{\rho_v} \mu_v + \frac{f_g}{\rho_g} \mu_g + \left(\frac{1}{\rho} - \frac{f_v}{\rho_v} - \frac{f_g}{\rho_g} \right) \mu_1 \right] \tag{4}$$

式中,气相质量分数 f_v 由空穴模型计算得出.

2.2 湍流模型

计算过程采用的湍流模型为 Realizable $k-\varepsilon$ 双方程模型,即

$$\frac{\partial \rho k}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_j k}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + p - \rho \varepsilon \tag{5}$$

$$\frac{\partial \rho \varepsilon}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_j \varepsilon}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + \frac{\varepsilon}{k} \left(c_1 p - c_2 \rho \varepsilon + c_3 \rho k \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right) \tag{6}$$

$$p = \mu_t \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \left(\rho k + \mu_t \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right) \tag{7}$$

式中: c_1 、 c_2 和 c_3 为待定常数,计算中一般取 $c_1=1.9$, $c_2=1.0$, $c_3=1.2$.

2.3 空穴模型

空穴流动中的燃油蒸气质量分数 f_v 满足控制方程为

$$\frac{\partial \rho f_v}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_j f_v}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ \Gamma \frac{\partial f_v}{\partial x_j} \right\} + C_e \frac{\sqrt{k}}{\sigma} \rho_l \rho_v$$

$$(1 - f_v - f_g) \sqrt{\frac{2(p_v - p)}{3\rho_l}} - C_c \frac{\sqrt{k}}{\sigma} \rho_l \rho_v \sqrt{2(p - p_v) / 3\rho_l}$$
(8)

式中： Γ 为相间扩散系数； σ 为液体表面张力； k 为当地湍流动能； p 为当地静压； C_e 、 C_c 为相变速率系数； p_v 为燃油饱和蒸汽压。

3 计算模型试验验证

采用 Winklhofer^[9]试验所得的数据来验证计算模型的有效性。参照 Winklhofer 试验条件，建立了相应的二维网格计算模型，计算的边界条件：燃油入口压力为 10 MPa，入口湍流强度 $I = 0.16(Re)^{-1/8}$ ，湍流特征长度 $l = 0.07D_m$ ，出口背压分别取 4.5 MPa、4.0 MPa 和 3.3 MPa。图 3、图 4 为计算结果与 Winklhofer 试验结果对比。

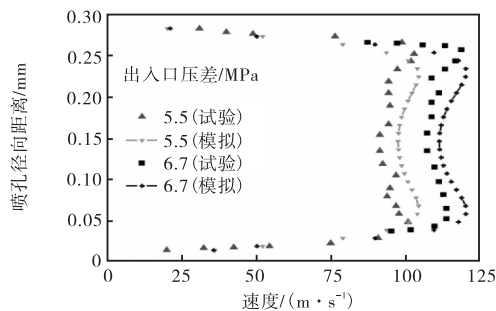


图 3 距离喷管入口 53 μm 处截面速度分布

Fig.3 Velocity profiles at a location 53 microns from the nozzle inlet

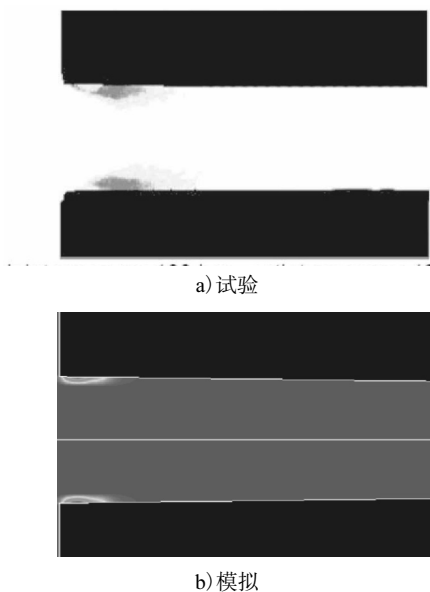


图 4 压降为 6.0 MPa 时空穴分布的试验与计算结果对比
Fig.4 Comparison between the simulated and measured vapor fraction contours with 6.0 MPa

由图 3、图 4 的对比结果可知，无论是出口速度分布还是孔内空穴分布，数值计算与试验结果都吻合得较好。由此可见，该计算模型在模拟管内空穴流动时是有效的，可利用该模型对更复杂的变截面喷孔内部的流动规律作深入分析。

4 数值计算结果分析

模拟过程采用如图 5 所示的计算区域，其边界条件：燃油入口压力为 10 MPa，入口湍流强度 $I = 0.16(Re)^{-1/8}$ ，湍流特征长度 $l = 0.07D_m$ ，出口背压为 3 MPa。在此条件下对充分发展了的空穴流动状态进行依赖于时间的瞬态气液两相流模拟，总计算时间为 2 ms，计算步长为 10^{-3} ms，所有对比数据均为 2 ms 计算结束时刻的计算结果。

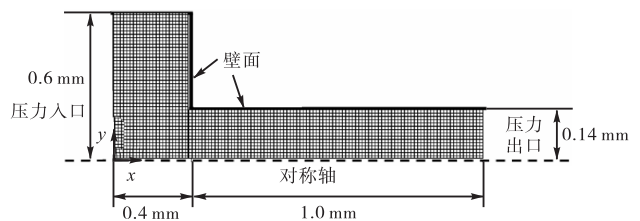


图 5 计算区域
Fig.5 Computational region

4.1 孔型几何参数 K_m 对空穴流动的影响

图 6 为固定入口圆倒角 $r = 0$ ，中径位置比 $X_m = 1/2$ ，改变中径比 K_m 时喷孔内气穴分布情况。图 7 为中径比变化时对应的喷孔出口空穴分布及速度分布情况。

中径比由小到大变化时，喷孔类型由双曲型变为直型、再变为椭圆型。由中径比的定义可知， $K_m < 1$ 对应的孔型为双曲型喷孔形状，此时空穴气泡首先出现在喷孔截面收缩的位置，并快速发展到喷孔下游的出口处。随着中径比的增大，双曲型喷孔的空穴气泡向下游发展的程度就越大。当中径比接近于 1 的情

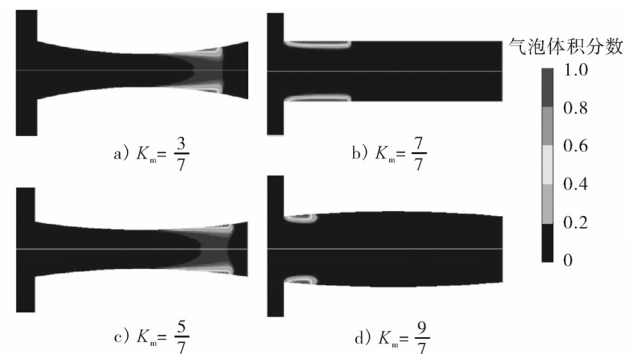


图 6 K_m 对喷孔内部空穴区域分布的影响
Fig.6 Effect of K_m on the distribution of vapor fraction in nozzle

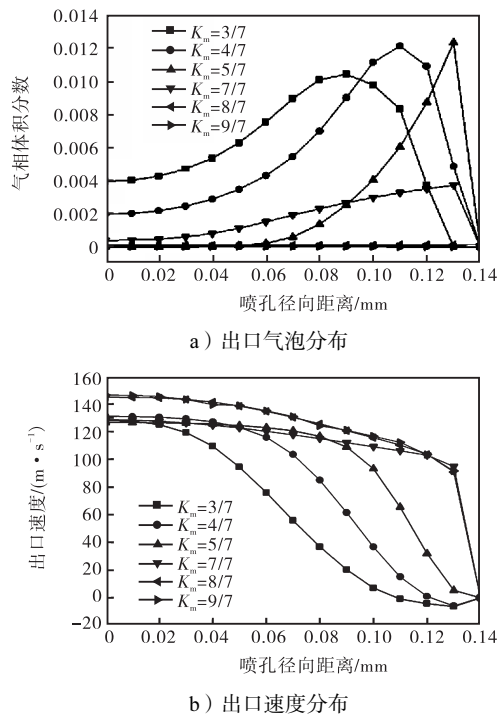


图7 K_m 对喷孔出口气泡体积分数及出口速度的影响

Fig.7 Effect of K_m on the distribution of vapor fraction and velocity in nozzle outlet

况下,在喷孔后半段形成完全空化的流动状态.这与 $K_m=1$ 对应常规直型喷孔内空穴分布差异巨大.由图 7a 可知,双曲型喷孔的出口气泡体积分数随着中径比的增大而增大,并且空穴气泡体积分数的峰值随着中径比的增大而逐渐向喷孔出口壁面移动.因此相对于常规直喷孔,在相同的喷射压力下,双曲型喷孔更容易在出口实现完全空化现象,并在喷孔出口产生大量的空穴气泡.研究表明,出口空穴现象有利于促进出口燃油的分裂及雾化^[10-11].因此,相对于传统直喷孔,双曲型喷孔更有利于实现燃油的快速雾化.

当 $K_m > 1$ 时,对应的孔型则为椭圆型喷孔形状.椭圆型喷孔空穴区域分布位置与常规直喷孔相似,均分布在喷孔入口.随着中径比的增大,入口气泡区域逐渐变小,直至消失.而图 7a 中,椭圆型喷孔在喷孔出口气泡体积分数几乎为零,即与双曲型喷孔及直喷孔相比,在相同喷射压力下,椭圆型喷孔更难形成空穴现象.并且随着中径比的增大,椭圆型喷孔内空穴效应就更难形成.因此,椭圆型喷孔不利于促进燃油的快速分裂及雾化.

对于 $K_m=1$ 附近的左临域内,喷孔类型由双曲型过渡到直型,空穴层位置也由 $K_m=5/7$ 时的喷孔中部缩口处跃变为 $K_m=1$ 时的喷孔入口处,因此 $K_m=1$ 附近的临界区域为流动状态发生转变的过渡阶.在该邻域内,流动状态将会发生复杂的形态变化.

K_m 从 5/7 增大到 6/7 时,空穴层会进一步向喷孔出口靠近,但此时孔内部空穴分布开始发生转变,不但出口具有较强的空穴分布层,而且孔入口也出现了较强的空穴分布层,此时空穴分布是处于由喷孔出口向喷孔入口分布转变的过渡阶段.而图 8 中当 $K_m=6.5/7$ 时,空穴层则完全在孔入口处分布,与 $K_m=1$ 时的分布情况无异,只是空穴层较厚一些.因此对于双曲型喷孔,喷孔内部空穴流动状态主要受孔入口拐角处和孔中部收缩处的几何特征影响.当 K_m 较小时,孔收缩严重,缩口处的流速剧增,静压骤降,孔内的空穴分布主要由 K_m 控制;而当 K_m 增大时,孔收缩引起的流速变化减小,则喷孔入口处尖锐拐角引起的流动分离,导致的压降占主导地位,此时空穴层则集中出现在喷孔入口处.

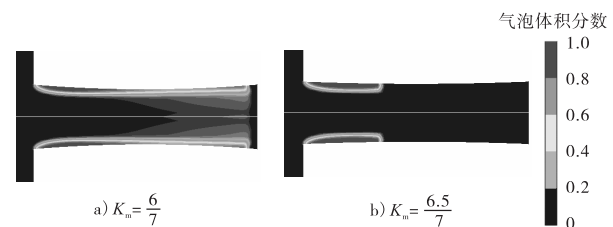


图8 $K_m=1$ 左邻域内的喷孔内部空穴分布

Fig.8 Distribution of vapor fraction in nozzle within the left field of $K_m=1$

图 7b 为不同中径比下出口法向速度分布情况,随着中径比的增大,出口平均速度逐渐增大,并且喷孔内部从中心至壁面流速分布逐渐趋于均匀,因此流量系数将随着中径比的增大而增大.双曲型喷孔虽然可在喷嘴出口形成大量空穴气泡利于出口燃油的分裂及雾化,但却由此造成出口平均速度的降低,从而降低流量系数.这是由于双曲型喷孔内部自身存在的收缩截面使得实际可流通面积相对于直喷孔或椭圆孔减小,另外收缩截面引起的空穴效应形成的大量气泡也使得燃油可流通截面进一步减小,对燃油的喷射产生了较大的阻碍,流量系数会有所降低.而椭圆型喷孔则与双曲型喷孔相反,不但自身内部扩张型截面使得流通截面增大,其内部空穴区域的整体偏小也使得燃油流动阻力大为减小.因此,出口平均流速比双曲型喷孔及直喷孔大,流量系数也较高.

4.2 孔型几何参数 X_m 对空穴流动的影响

图 9 为固定入口圆倒角 $r=0$,中径比 $K_m=0.7$ 的情况下,改变中径位置比 X_m 时喷孔内部空穴气泡分布情况.当中径位置比逐渐增大时,孔内空穴区域所占的比例则逐渐减小.即对于双曲型喷孔,收缩截面位于靠近喷孔入口一侧更有利于空穴气泡的生

成. 图 10a 为中径位置比变化时喷孔出口截面上空穴气泡分布规律, 当中径位置比增大时, 喷孔出口气泡体积分数则减少. 因此, 较小的中径位置比不仅利于空穴现象的产生, 也利于空穴流动向喷孔出口延伸, 使得喷孔出口积聚大量的燃油蒸气, 利于出口燃油的分裂雾化.

另外, 由图 10a 中空穴分布状况容易发现, 不同的截面收缩位置对孔内空穴分布有显著的影响. 当 $X_m = 2/10$ 时, 孔内充满了空穴气泡, 从收缩位置到喷孔出口呈现了完全空化的状态; 而当 $X_m = 8/10$ 时, 孔内各个位置的空穴气泡含量急剧减少, 仅在截面收缩处贴近壁面的位置呈现少量的空穴气泡分布. 显著的空穴分布差异主要是中径位置比的改变引起的孔型变化导致的孔内压力梯度的变化产生的. 由空穴现象产生的机理可知, 当孔内的局部静压低于燃油的饱和蒸气压时, 液态燃油就会汽化产生气泡, 大量的气泡聚集便形成气液两相共存空穴层, 因而不同压力分布是产生不同空穴分布的直接原因. 当中径位置比 $X_m < 1/2$ 时, 较大的压力梯度主要集中于喷孔入口到截面收缩位置非常狭窄的区域内, 截面收缩位置以下到喷孔出口的压力均低于燃油饱和蒸气压, 因此, 孔内大部分区域均会产生空穴现象; 而当中径位置比 $X_m > 1/2$ 时, 压力梯度分布范围较大, 从截面收缩位置到喷孔入口很大范围内的压力均高于液体饱和蒸气压, 只有靠近出口位置狭窄区域内的压力低于饱和蒸气压, 因此在该区域会有少量气泡产生. 另外, 当 $X_m > 1/2$ 时, 截面收缩位置到出口段的孔壁轮廓线曲率比 $X_m < 1/2$ 时的轮廓线曲率要大, 此时燃油流经收缩截面后迅速扩张, 流速势必迅速减小, 压力提升, 因此对空穴现象的产生也起到一定的抑制作用.

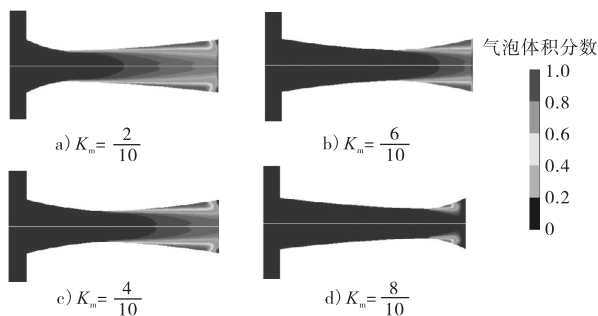
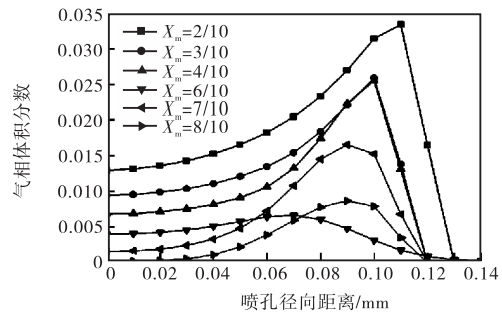


图 9 X_m 对喷孔内部空穴区域分布的影响

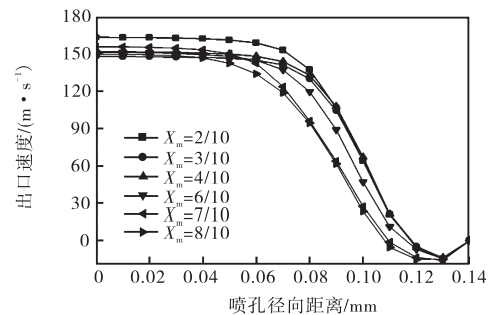
Fig.9 Effect of X_m on the distribution of vapor fraction in nozzle

图 10b 给出的是中径位置比改变时, 出口法向速度分量的分布情况. 中径位置比改变时出口法向速度分布趋势基本维持恒定, 即从喷孔中心至径向

0.08 mm 处, 法向速度分布较为均匀, 而在径向 0.08 mm 处到 0.12 mm 处区间内, 出口速度急剧降为零, 随后在靠近壁面处由于出现回流而使得速度呈现负值. 由此可见, 喷孔截面收缩的位置对速度分布规律影响较小. 而中径位置比改变时, 对出口速度大小的影响也相对较小, 只是随着中径位置比的增大, 出口速度整体略微有所降低. 由此可以推断, 中径位置比对孔流量系数影响也较小.



a) 出口气泡分布



b) 出口速度分布

图 10 X_m 对喷孔出口气泡分布和出口速度的影响

Fig.10 Effect of X_m on the distribution of vapor fraction and velocity in nozzle outlet

4.3 入口圆倒角对不同类型喷孔内空穴流动状态的影响

图 11 给出了不同类型喷孔内部空穴气泡分布对喷孔入口倒角的敏感性对比. 在喷射压力相同的条件下, 当喷孔入口倒角 $r = 5 \mu\text{m}$ 变为 $r = 20 \mu\text{m}$ 时, 直喷孔内部的空穴流动状态发生了巨大变化. 当 $r = 5 \mu\text{m}$ 时, 直喷孔内部空穴分布区域从喷孔入口一直延伸至出口, 呈现完全空化状态; 而当入口倒角增大至 $r = 20 \mu\text{m}$ 时, 仅在喷孔入口处出现少量空穴气泡分布. 喷孔入口倒角的微小变化却引起孔内空穴流动呈现截然不同状态, 说明常规直喷孔内部流动状态对于入口倒角变化的敏感性非常强. 对入口倒角变化敏感性过大将会降低多孔喷嘴喷射时各孔流量及雾化的均匀性, 造成燃烧过程容易产生有害排放物的产生, 如一氧化碳和颗粒.

当入口圆倒角增大时,椭圆型喷孔内部的空穴分布区域略微减小,但总体流动形态并没有发生根本变化.这是因为对于椭圆型喷孔,扩张截面的存在对产生空穴流动现象起到较大的抑制作用,而入口圆倒角的改变并没有根本上改变椭圆型喷孔的特性,因此孔内空穴流动状态不会产生太大变化.而双曲型喷孔内部的空穴分布区域在入口圆倒角发生改变时几乎没有发生任何变化.这是由于这种情况下,双曲型喷孔产生空穴现象的主要动因是内部截面的收缩引起的当地静压降低,收缩截面下游的空穴流动状态受入口几何条件的影响较小,因此入口圆倒角的改变也不会引起孔内空穴分布的重大变化.

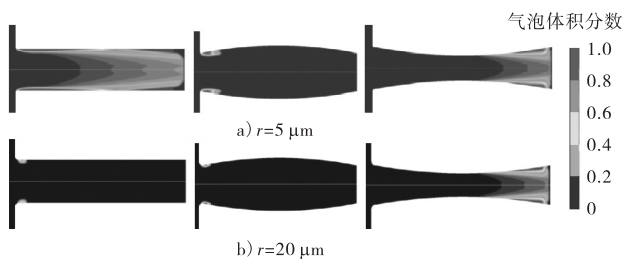


图 11 入口圆倒角变化对不同孔型空穴分布的影响

Fig.11 Effect of inlet rounded radius on the distribution of cavitation in different nozzle types

综上,相对于常规直喷孔,无论是椭圆型喷孔还是双曲型喷孔,孔内空穴流动状态对入口倒角变化的敏感性都非常低.特别是双曲型喷孔,入口倒角的变化几乎不影响喷孔内部空穴区域的分布,这对多孔喷射时各孔间的流量及雾化均匀性是非常有利的.然而双曲型喷孔由于截面的收缩使得相同喷射压力下流量系数较直喷孔及椭圆型喷孔要低,而椭圆型喷孔则能保证大的流量系数情况下兼顾较小的入口倒角敏感性.

5 结 论

(1) 喷孔内部截面的收缩或扩张程度显著影响喷嘴内部的空穴流动特性.当 $K_m < 1$ 时,空穴分布随着中径比的增大而逐步向喷孔下游延伸,出口气泡体积分数随之增大;在 $K_m = 1$ 的临域内,孔内空穴气泡分布由入口处几何条件与中径比共同决定;当 $K_m > 1$ 时,孔内气泡体积分数随着中径比的增大而减小.

(2) 喷孔内部截面的收缩或扩张位置对孔内空穴气泡分布有重要影响.对双曲型喷孔中径位置比越大,孔内空穴分布越小;中径位置比 $X_m < 1/2$ 的双曲型喷孔利于空穴向下游延伸,形成完全空化的状态.

(3) 双曲型喷孔可促进喷孔出口形成较强的空

穴气泡分布,利于出口燃油快速分裂雾化,但却减小出口平均速度,从而降低流量系数;椭圆型喷孔会抑制空穴现象的产生,但却增大出口平均速度,有利于提高流量系数.无论是双曲型喷孔还是椭圆型喷孔,喷孔入口倒角变化对其内部空穴流动状态影响都较小,这将有利于提高多孔喷嘴喷射时各孔流量及雾化的均匀性.

参考文献:

- [1] Bergwerk W. Flow pattern in diesel nozzle spray holes[C]. Proc Inst Mech Engrs, 1959, 173(25): 655-674.
- [2] Soteriou C, Andrews R, Smith M. Direct injection diesel sprays and the effect of cavitation and hydraulic flip on atomization[C]. SAE Paper 950080, 1995.
- [3] Yuan Weixing, Sauer Jürgen, Schnerr H Günter. Modeling and computation of unsteady cavitation flows in injection nozzles[J]. Mecanique and Industries, 2001, 2(5): 383-394.
- [4] David P Schmidt. Cavitation in diesel fuel injector nozzles[D]. Madison: University of Wisconsin, 1997.
- [5] Dabiri S, Sirignano W A. Cavitation in an orifice flow[J]. Physics of Fluids, 2007, 19(7): 1-9
- [6] 何志霞, 李德桃, 胡林峰, 等. 喷油嘴喷孔内部空穴两相流动数值模拟分析[J]. 内燃机学报, 2004, 22(5): 433-438.
- [7] 魏明锐, 文 华, 刘会猛, 等. 柴油机孔式喷油嘴内空穴流动的模拟分析[J]. 内燃机学报, 2006, 24(6): 526-530.
- [8] Martin Kraus, Marwan Abdou Ahmed, Michalowski. Micro-drilling in steel using ultra-short pulsed laser beams with radial and azimuthal polarization[J]. Optics Express, 2010, 18(21): 22305-22313.
- [9] Winklhofer E Kull, Morozov E Kelz. Comprehensive hydraulic and flow field documentation in model throttle experiments under cavitation conditions[C]. ILASS Europe, 2001.
- [10] Payri R, Salvador F J, Gimeno J. Effects of nozzle geometry on direct injection diesel engine combustion process[J]. Applied Thermal Engineering, 2009, 29(10): 2051-2060.
- [11] Payri F, Bermudez V, Payri R. The influence of cavitation on the internal flow and the spray characteristics in diesel injection nozzles[J]. Fuel, 2004, 83(4/5): 419-431.