

气体辅助雾化喷嘴雾化特性实验研究

刘畅^{1,2}, 吴坤^{1,*}, 章振宇³, 袁越明¹, 李腾⁴, 张玉峰⁴, 范学军^{1,2}

1. 中国科学院力学研究所高温气体动力学国家重点实验室, 北京, 100190

2. 中国科学院大学工程科学学院, 北京, 100049

3. 北京理工大学机械与车辆学院, 北京, 100081

4. 广东空天科技研究院(南沙), 广州 511458

摘要 为满足冲压发动机宽范围稳定工作的需求, 从雾化质量与喷雾贯穿深度两角度出发, 本文提出了基于气体辅助雾化的方式, 通过气体主动调节解决通用通道中液体燃料喷注雾化的难题。设计了一种外液-内气型(Outside-In Liquid, OIL)喷嘴, 以水和空气为介质, 开展了不同气液质量比(GLR)下的喷雾实验研究。采用高速摄像机对喷雾的宏观形态进行阴影成像, 考察了喷雾的宏观形态随GLR的变化规律。通过相位多普勒粒子分析仪对喷雾粒径和速度进行定量测量。结果表明, 随着气液质量比的增加, 内部气核的作用更加显著, 气核区出现明显的“羽流”现象, 同时喷雾锥角增大、雾化效果明显改善。此外, 在喷雾上游位置伴随着气液两相的相互作用, SMD逐渐减小; 在喷雾下游位置处, 由于液滴间的碰撞融合, 粒径保持不变或略微增大。喷雾的粒径满足对数正态分布, 液滴速度分布在小气液质量比下(GLR<7%)与正态分布吻合更好, 而大的气液质量比下(GLR>10%)更接近对数正态分布。

关键词 气体辅助雾化, OIL喷嘴, 雾化特性, SMD

1. 引言

在液体燃料的喷雾燃烧中, 通常需要采用喷嘴将液体燃料雾化, 其本质是将液体燃料分散破碎成小液滴, 加大燃料的表面积、促进蒸发及混合过程。因此, 燃料的雾化水平越高, 随后的蒸发时间越短, 越有助于提高燃烧效率, 同时可大幅降低污染物的形成。此外, 液雾的最小点火能量与液滴直径的4.5次方成正比^[1], 液滴的直径越小, 相应的最小点火能越小, 越容易实现点火与燃烧。对于冲压发动机而言, 除了雾化质量之外, 还应考虑燃料喷雾的穿透深度, 穿透深度不足可能导致燃料聚集在发动机壁面附近, 导致总体燃烧效率偏低^[2]。因此, 研究液体燃料的喷雾特性、发展提高雾化质量及穿透深度的喷注技术对于冲压发动机的研制而言具有重要意义。

宽域飞行是近年来高超声速飞行的热点之一^[3], 而实现宽域飞行的前提是确保发动机在较宽范围内稳定工作。由于在变推力的过程中, 燃料流量也随之变化, 此时固定的喷注流道无法适应因流量改变引起的喷注压力剧烈变化, 导致不同流量下的雾化效果存在很大差异。因此, 本文拟采用气体辅助雾化的方式, 通过主动调节辅助气体的用量, 实现燃料流量多工况变化时的良好雾化效果, 同时将喷注压力变化控制在可接受的范围。

一般而言, 对于液体燃料的雾化, 其过程分为一次雾化和二次雾化, 一次雾化是指液体破碎成液膜、液丝和大液滴的过程, 二次雾化主要是指大液滴破碎成小液滴的过程^[4]。气体辅助雾化的基本原则是在液体中充入一定量的气体, 利用气液两相的相对运动带来的强剪切以及气体的膨胀效应将液相充分雾化^[5]。气体辅助雾化喷嘴的形式有多种^[6], 图1展示了6

基金资助: 国家自然科学基金资助项目(51806013), 广东省高水平创新研究院项目 No.2020B0909010003

种典型的气体辅助雾化喷嘴^[7]，其中的(a)、(d)、(e)以及(f)的雾化原理类似，主要依靠气体在喷嘴内部挤压液体形成液膜，利用气液之间的剪切作用实现雾化，其中(d)、(e)与(f)在喷嘴出口处收缩，该收敛段的存在使得混合室与出口之间存在压差，在一定程度上促进液体的破碎。图1中的(b)、(c)是由Lefebvre^[8]在上世纪80年代提出的气泡雾化喷嘴形式，气体和液体在喷嘴中均匀混合，形成泡状流，混合室和喷嘴出口之间由于收敛段的存在形成压差，泡状流从喷嘴喷出时，剧烈压差导致气泡迅速膨胀破裂实现对液体的雾化。最近的研究表明，被拉长的气泡或者连续的气体核心是实现稳定喷雾的关键，图1中的(e)这种OIL (outside-in-liquid) 型喷嘴，当喷嘴内部形成稳定的环状流动后，喷雾就越稳定。虽然喷嘴内部气液两相形成泡状流对气体的利用率最高，但是会造成喷雾的不稳定。本文将重点关注OIL 类型喷嘴，在相同的喷注压力，不同气液质量比下的喷雾场的宏观特征与雾化液滴粒径尺寸统计特性。

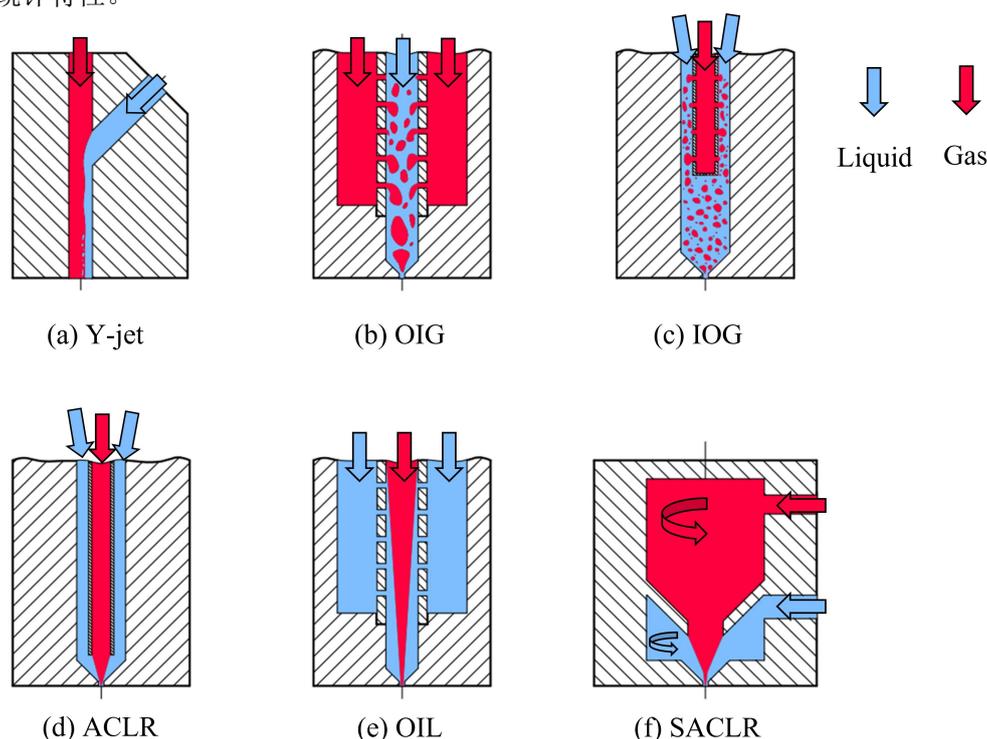


图1 不同类型的喷嘴结构^[7]

2. 实验装置与测量方法

2.1. 气体辅助雾化喷嘴结构设计

Farid^[9]等最早开展OIL型喷嘴的雾化特性研究，对于OIL型喷嘴，单注液孔的液气动量比 ϕ_{ih} 是影响喷嘴内部两相流态的关键参数：

$$\phi_{ih} = \frac{1}{GLR^2} \frac{\rho_G d_G^2}{\rho_L d_L^2 N_{ih}} \sin \theta \quad (1)$$

其中，GLR (Gas-Liquid Ratio) 是气液质量流量比， ρ_G 是气体密度， ρ_L 是液体密度， d_G 是混合室直径， d_L 是所有注液孔的等效注液孔直径， N_{ih} 是注液孔个数， θ 是注液孔与混合室之间的夹角。

当气体的动量大于液体动量时，混合室内的气体挤压液体至混合室外缘，气体在混合室内部形成稳定、连续的气核是挤压液体形成液膜，形成稳定喷雾的关键。单注液孔的液气动量比 ϕ_{ih} 不仅与气液质量流量比有关，还与喷嘴结构有关。喷嘴出口直径 d_0 与混合室直径 d_G 组成的无量纲数 d_0/d_G 越小，单注液孔的液气动量比 ϕ_{ih} 越小，喷嘴内部越容易形成稳定的环

状流动，喷雾就越稳定；同理，在相同的注液面积下，注液孔的个数 N_{ih} 越多，液气动量比 ϕ_{ih} 越小，也将有助于形成稳定的喷雾。喷嘴出口的直径 d_0 是直接影响喷雾粒径的参数，喷嘴出口的直径 d_0 越小，喷雾粒径就越小。因此 OIL 喷嘴设计的关键参数在于给出喷嘴出口的直径 d_0 、混合室的直径 d_G 、以及注液孔的直径 d_l 和个数 N_{ih} 。

本文的 OIL 喷嘴的设计工况为：气液介质分别选择空气和水，水的流量 \dot{m}_{H_2O} 为 10 g/s ，气液质量流量比 GLR 为 0.1。根据 Farid^[7]的实验结果，OIL 喷嘴流量系数的计算公式为：

$$C_{DL} = 814e^{(-0.086\frac{L_0}{d_0})} \left[e^{-2.89\frac{\Delta P_{mix}}{P_{amb}}} + 0.496 \left(\frac{\Delta P_{mix}}{P_{amb}} \right)^{0.161} \right] \left(\frac{\mu_L}{\mu_G} + 11505 \right)^{-1} e^{\left(\frac{0.51}{GLR+0.179} \right)} \quad (2)$$

$$\dot{m}_{H_2O} = C_{DL} A_0 (2\rho_L \Delta P_{mix})^{0.5} \quad (3)$$

其中， C_{DL} 是液体通过 OIL 喷嘴的流量系数， L_0/d_0 是喷嘴出口的长径比， ΔP_{mix} 为气液混合室的压降， P_{amb} 代表环境压力， μ_L 、 μ_G 分别是液体和气体的动力粘度， A_0 是喷嘴出口面积。选取喷嘴出口的直径 $d_0 = 1\text{ mm}$ ，通过迭代计算，可以确定混合室压降 $\Delta P_{mix} = 0.98\text{ MPa}$ ，继而根据理想气体状态方程可以得到气体的密度 ρ_g 。

为了实现喷雾的稳定，确保 OIL 喷嘴内部形成稳定的环状流动，图 2 给出了 Farid^[9]测定的 OIL 喷嘴的气液两相流态图，其中的 U_{LS} 、 U_{GS} 分别是液体和气体在混合室中的表观速度：

$$U_{LS} = \frac{\dot{m}_{H_2O}}{\rho_L A_{mix}} = \frac{\dot{m}_{H_2O}}{\rho_L \frac{\pi}{4} d_G^2}, U_{GS} = \frac{\dot{m}_{air}}{\rho_g A_{mix}} = \frac{\dot{m}_{air}}{\rho_g \frac{\pi}{4} d_G^2} \quad (4)$$

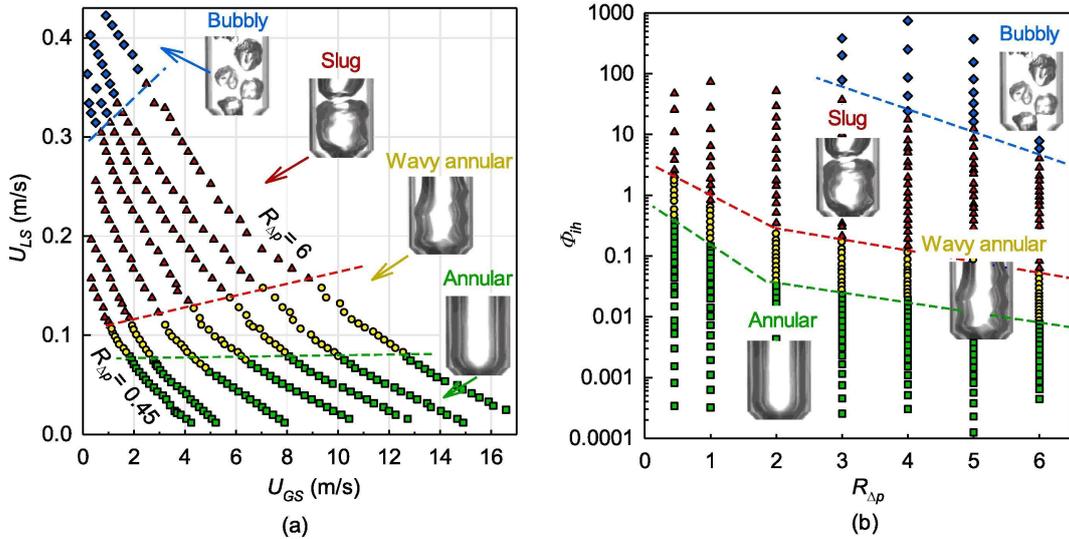


图 2 OIL 喷嘴内部两相流态图^[9]

在 $GLR=10\%$ 的情况下， $\dot{m}_{air} = 0.1 \times \dot{m}_{H_2O} = 1.0\text{ g/s}$ 。此时，根据图 2(a) 中的数据， $U_{LS} < 0.8\text{ m/s}$ 时，气液两相在 OIL 喷嘴内部形成稳定的环状流动，可得混合室的直径 $d_G = 13\text{ mm}$ 。图 2 (b) 中的 $R_{\Delta p} = \Delta P_{mix}/P_{amb}$ ，根据前文迭代计算的结果，可以得到 $R_{\Delta p} \approx 6$ ，相应地 $\phi_{ih} < 0.01$ 即可保证喷嘴内部形成稳定的环状流动，即：

$$N_{ih} d_L^2 > 0.0205 \quad (5)$$

选取注液孔的个数为 48，可以得到单个注液孔的直径 $d_l = 3\text{ mm}$ 。混合室长度 L_{mix} 对雾化液滴的粒径大小影响较小，但混合室长度越长，混合室内部的液膜厚度越小，考虑到喷嘴的整体尺寸，本文选取 $L_{mix} = 4d_G = 52\text{ mm}$ 。由于喷嘴出口的收敛角 α 在 $0^\circ - 120^\circ$ 的变化范围内对雾化的影响可忽略不计^[10]，故选取 $\alpha = 90^\circ$ 。同时，参考文献数据^[11]，选取喷嘴出口的长径比 $L_0/d_0 = 1$ 。

依据上述计算得到的喷嘴结构如图3所示。喷嘴主体结构由三个模块构成，其中1为气体和液体的入口模块，2为注液室模块，3为喷嘴出口模块。1与3之间靠螺栓连接。1与2、3与2之间均有密封圈密封。48个注液孔分成8排，每排均匀分布6个注液孔。同时，为了保证液体在喷嘴内的流动均匀性，两排注液孔之间整体逆时针旋转45°。

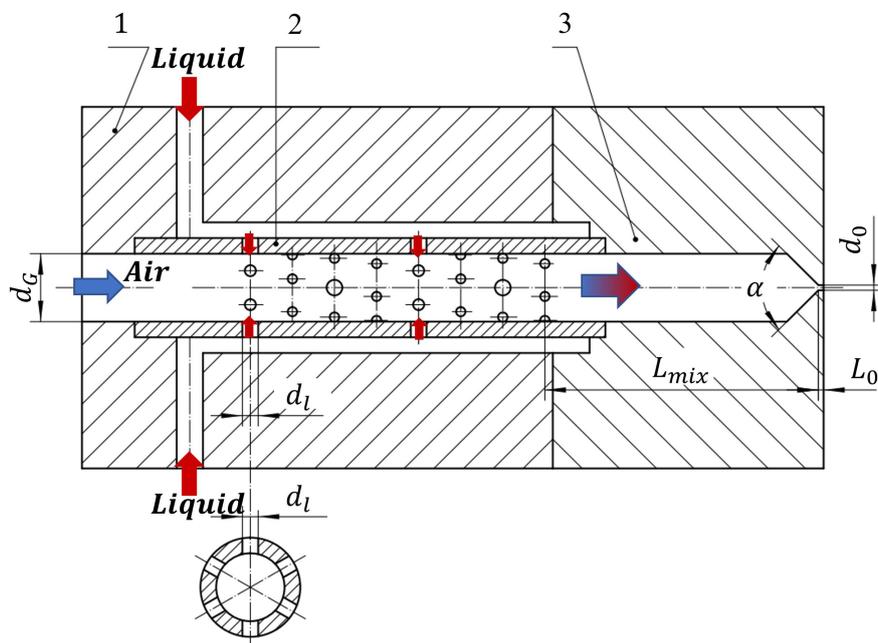


图3 实验喷嘴结构示意图

2.2. 喷雾宏观特性与粒径测量

本文中气体辅助雾化喷嘴的喷雾宏观特性和粒径测量实验均在室温、室压进行。为了更好地对比不同气液质量流量比 GLR 下的雾化效果，排除混合室压降对雾化结果的影响，实验过程中保持混合室压降不变，以 $GLR=10\%$ ， $\dot{m}_{H_2O} = 10 \text{ g/s}$ 条件下的混合室压降为基准，对不同 GLR 下的喷雾开展了宏观特性以及粒径的测量，具体实验工况参数如表1所示。

表1 实验工况条件

GLR	$\dot{m}_{H_2O} \text{ (g/s)}$	$\dot{m}_{air} \text{ (g/s)}$	$\Delta P_{mix} \text{ (MPa)}$
5%	14.90	0.74	0.6
7%	12.46	0.87	0.6
10%	10.00	1.00	0.6
12%	8.85	1.06	0.6
15%	7.57	1.14	0.6

实验装置如图4所示，液体由柱塞泵（AR-RC，量程为0–2 L/min）供应，流量通过变频器（欧瑞传动，E2000-0015T3）调节。采用超声流量传感器（基恩士，FD-XS8，量程为0–3000 ml/min，精度等级为满量程的±0.3%）对液体流量进行测量。压缩空气通过高压气瓶输送，通过调压阀调整压力，过滤之后的空气通过气体质量流量控制器（Bronkhorst，EL-FLOW Mass Flow Controller model F-203AV，量程为0–1500 l/min，精度等级为满量程的±0.1%）进行流量调节。气体和液体分别用压力传感器（威斯特中航，CYB-20S，量程为0–3 MPa，精度等级为满量程的±0.1%）进行压力的测量。为了防止液体回流，在气体一路加装单向阀。此外，在进行实验之前，对液体和气体流量都做了相应的标定，确保实验过程中测量的准确性。

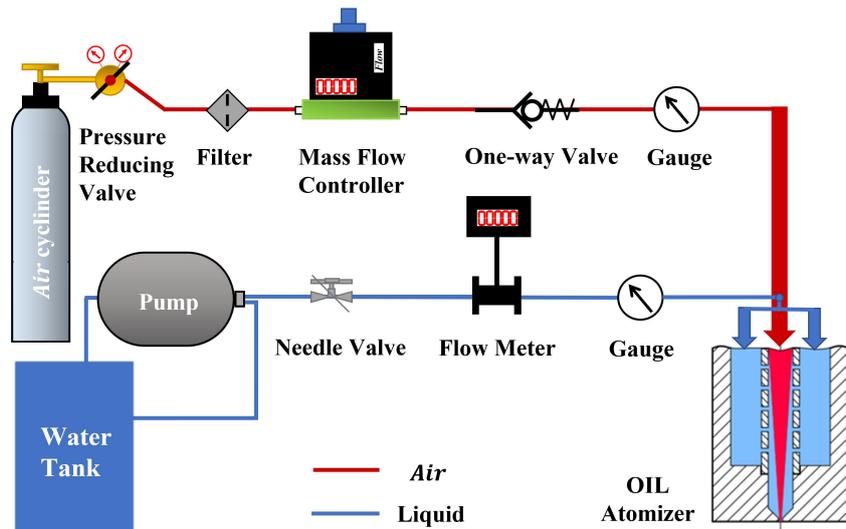


图4 气体辅助雾化实验装置

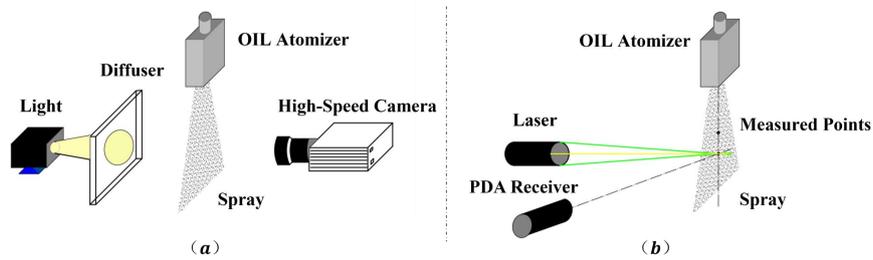


图5 实验的测量装置 (a) 阴影成像, (b) 相位多普勒粒子分析仪

采用阴影成像对喷雾的外部流场进行可视化测量, 如图 5(a)所示。光源为漫射的 LED 灯 (功率为 300 W), 高速摄像机 (Phantom V711) 配备微距镜头 (图丽, AT-X M100mm F2.8 MACRO PRO D), 相机的帧率为 5000 帧每秒 (fps), 曝光时间为 $1.8 \mu\text{s}$, 图像空间分辨率为 $20 \mu\text{m}/\text{pixel}$, 图片的大小为 $800 \text{ pixel} \times 800 \text{ pixel}$ 。对采集到的喷雾宏观流场的图像数据进行分析, 利用 MATLAB 对得到的图像进行处理, 选取合适的区域进行裁剪, 对图像进行二值化和孔洞填充, 最后进行轮廓提取就可以得到喷雾锥角 (Spray Cone Angle, SCA)。图片处理过程如图 6 所示。

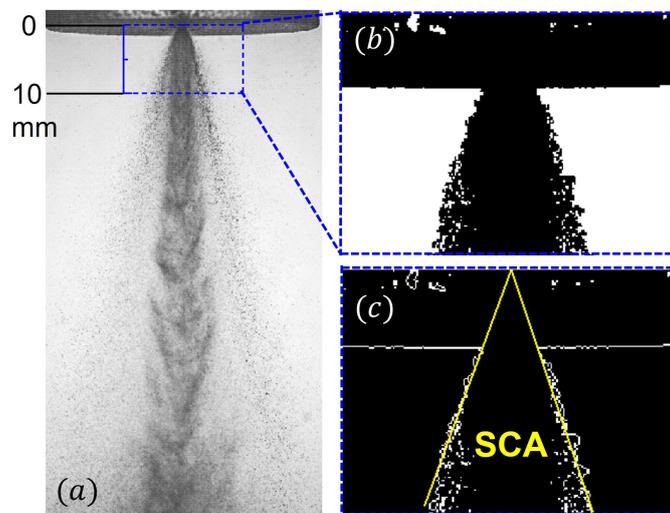


图6 喷雾锥角的处理过程: (a)原始图像, (b)对裁剪区域二值化并填充孔洞, (c)轮廓提取得到喷雾锥角

采用二维相位多普勒粒子分析仪(Phase-Doppler Particle Anemometer, PDPA)系统测量选定位置的液滴大小和速度,如图 5(b)所示。在 PDPA 测量过程中,多线氩离子激光器产生水平偏光(输出功率为 0.12 W),并将其分为两束绿色($\lambda = 532 \text{ nm}$)和两束黄色($\lambda = 561 \text{ nm}$)激光。使用相位多普勒测速仪的二阶折射模式测量液滴粒径,发射探头的镜头焦距为 500 mm,接收探头的镜头焦距为 1000 mm,发射探头与接收探头之间夹角为 147°。使用激光多普勒测速仪(Laser Doppler Anemometer, LDA)系统测量液滴速度。

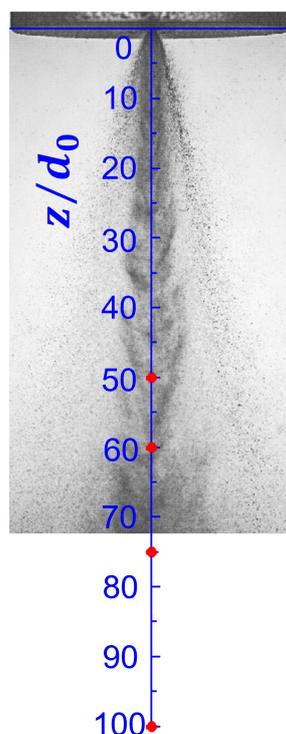


图 7 PDPA 测量点位置示意图

在本研究中,每个测试条件下的 PDPA 测量重复多次实验,测量点的位置如图 7 所示。采用 3 组典型工况、2 个空间点位的测量数据对采样液滴的索特平均直径(Sauter Mean Diameter, SMD)进行了不确定度分析。索特平均直径的定义式为 $SMD = \sum N_i D_i^3 / \sum N_i D_i^2$, 测量不确定度 U 可以表示为:

$$U = \frac{S_i(\bar{x})}{\bar{x}} = \frac{\sqrt{\frac{\sum_k (x_k - \bar{x})^2}{n \times (n - 1)}}}{\bar{x}} \quad (6)$$

其中 x_k 是第 k 次测量的数据, n 代表总的测量次数, \bar{x} 表示测量的平均值。从表 2 中的结果可以看出, SMD 测量的不确定度均在 5% 以下, 表明测量结果具有较高的可信度。

表 2 三组典型工况下 SMD 测量结果的不确定度

z/d_0	GLR=5%	GLR=10%	GLR=15%
50	0.020	0.017	0.032
100	0.014	0.003	0.004

3. 结果与讨论

3.1. 喷雾的宏观形态

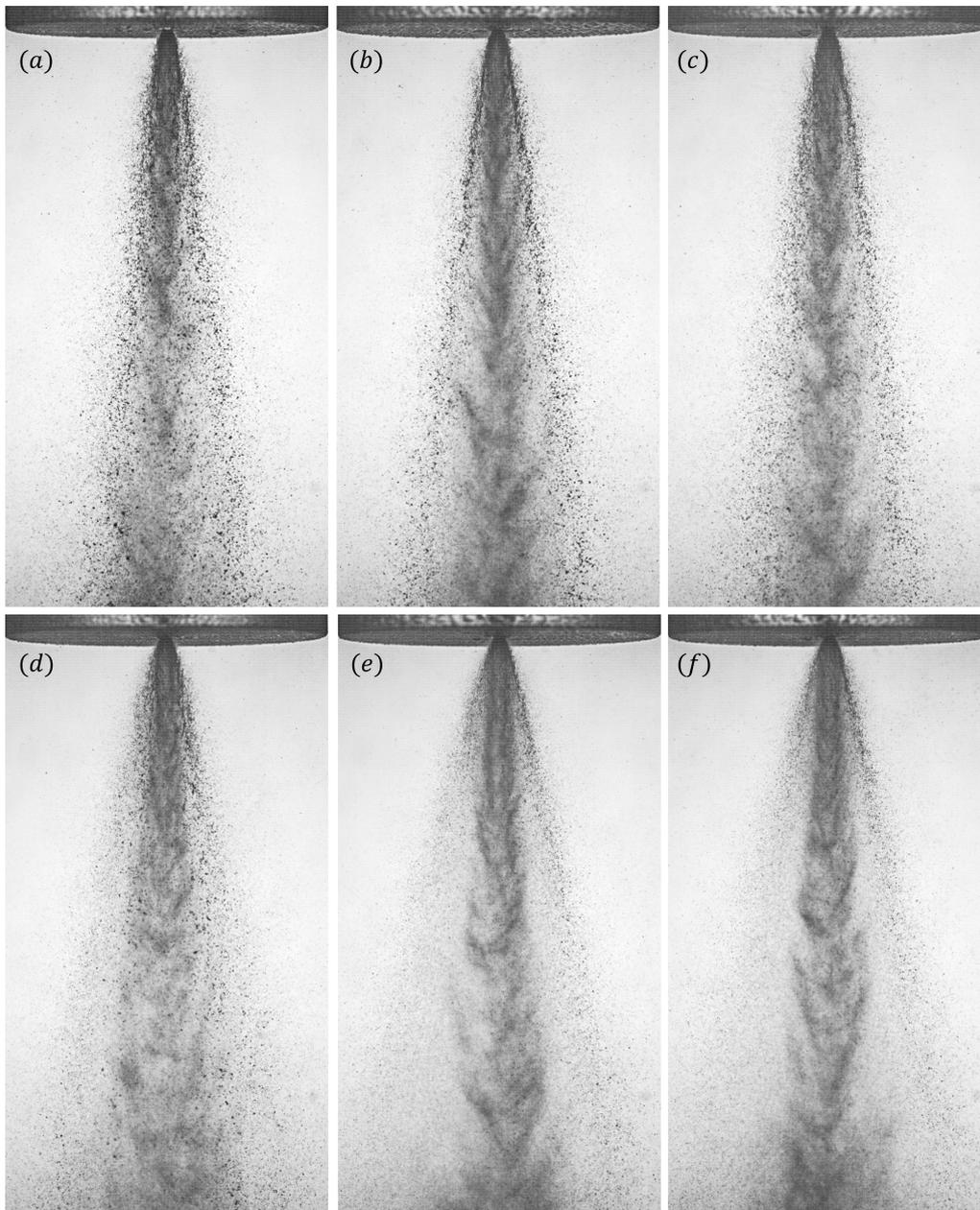


图 8 不同 GLR 下喷雾的宏观形态: (a) GLR=5%, (b) GLR=6%, (c) GLR=7%, (d) GLR=10%, (e) GLR=12% 与 (f) GLR=15%

不同 GLR 下的喷雾宏观形态如图 8 所示。GLR=5%时，喷雾最外围存在肉眼可见的大液滴，随着 GLR 的增加，喷雾的粒径越来越小。由于气液两相在喷嘴内部形成环状流动，气核的速度相较于液膜很大，气核附近气液之间的剪切作用很强，因此液体雾化程度较高；相反在液膜外围与静止大气相接部分的气液剪切作用弱于喷雾中心区域，二次雾化不够充分存在明显的大液滴聚集区。随着 GLR 的增加，整体的雾化效果明显改善，气核附近“羽流”现象更加显著。同时，随着 GLR 提高，喷雾锥角有所增大，中心气核剪切雾化区与外围低速破碎雾化区的分界也更加明显。

喷雾锥角是衡量喷雾特性的重要指标之一,反映了喷雾离开喷嘴以后在空间分布的范围。大的喷雾锥角,有利于燃油液滴更好地与空气混合,形成均匀的可燃混合气。喷雾锥角过小会造成燃油富集,导致燃烧不充分、污染物排放增多。对采集到的喷雾宏观流场的图像数据进行分析,得到的喷雾锥角定量数据如图9所示。根据测量的结果,喷雾锥角随着GLR的增加而变大,说明在大的GLR条件下喷雾的空间分布更均匀,更有利于与氧化剂混合。

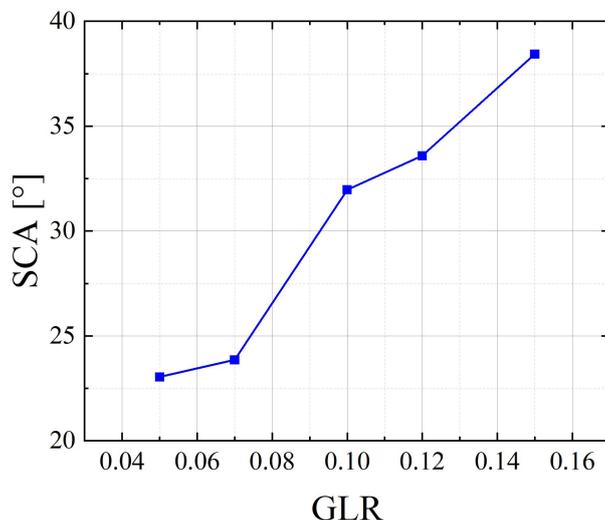


图9 不同GLR下的喷雾锥角

3.2. 气液质量比对SMD的影响

喷雾液滴的平均粒径是用来表征喷雾集群的一个平均量。对于液体燃料燃烧,燃油雾化就是为了增加燃油的比表面积,提高蒸发速率。按照喷雾总表面积不变的原则给出索特平均直径,当液滴的SMD越小,总表面积越大,液滴群的蒸发速率越快,有助于提高燃烧效率、缩短点火延迟时间并拓展稳焰范围。

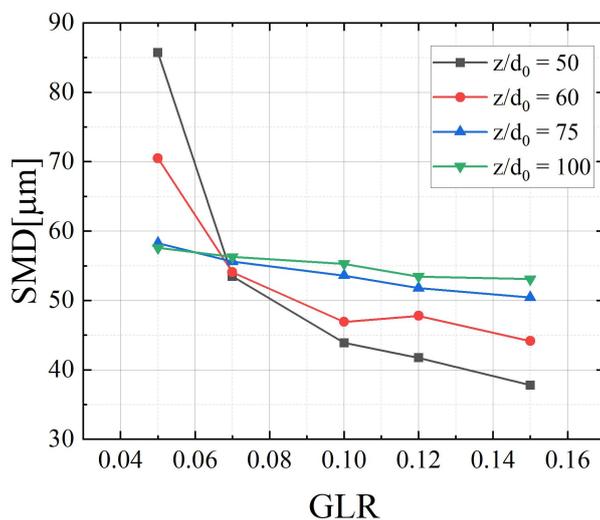


图10 不同测量点的SMD随GLR的变化图

在本文的实验测试中,保持混合室内压降不变的情况下,改变不同的GLR,PDPA系统在每个测量点采样十万个液滴信息,根据采样的数据可以得到如图6(a)标识的不同测量点处的SMD。如图10所示,测量结果表明当GLR=5%时,随着喷雾向下游发展,SMD越来越小,这意味着在 $z/d_0 = 50$ 位置处,气液相互作用效应仍较强,大尺度的液体团块在气液间

的剪切作用下继续破碎成更小的液滴。下游 $z/d_0 = 75$ 和 $z/d_0 = 100$ 这两个位置处的 SMD 变化不大, 说明在 $z/d_0 = 75$ 的位置处气液两相间的动量交换已经比较充分, 两相间的剪切作用已经减弱很多, 喷雾在轴向方向上充分发展。当 GLR 略有提高时 (GLR=7%), 在 $z/d_0 = 50$ 及 60 两位置处的 SMD 基本一致, 说明二次雾化已进行的比较充分。然而, 在喷雾的更下游位置处, 液滴之间的碰撞融合导致了 SMD 增加, 这与图 10 中当 $z/d_0 \geq 75$ 后, SMD 反而有所增大的趋势是一致的。

随着 GLR 的进一步增加, 由于气体流量增大而液体流量减小 (混合室压降保持不变), 液体量的减小使得喷嘴出口处的液膜厚度更小, 同时气体量的增大导致两相间的剪切作用更加显著, 同时还考虑到气体膨胀效应也会同步增强, 完成二次雾化的轴向位置会有所提前。这就导致在 $z/d_0 = 50$ 处, GLR $\geq 10\%$ 的工况下, 同一空间位置处的 SMD 相比于 GLR 较小的情况下有了明显降低。对于同一 GLR 条件而言, 随着轴向距离的增加, 液滴之间的融合仍然会导致下游位置处 SMD 的增大。

3.3. 喷雾粒径与速度统计特征

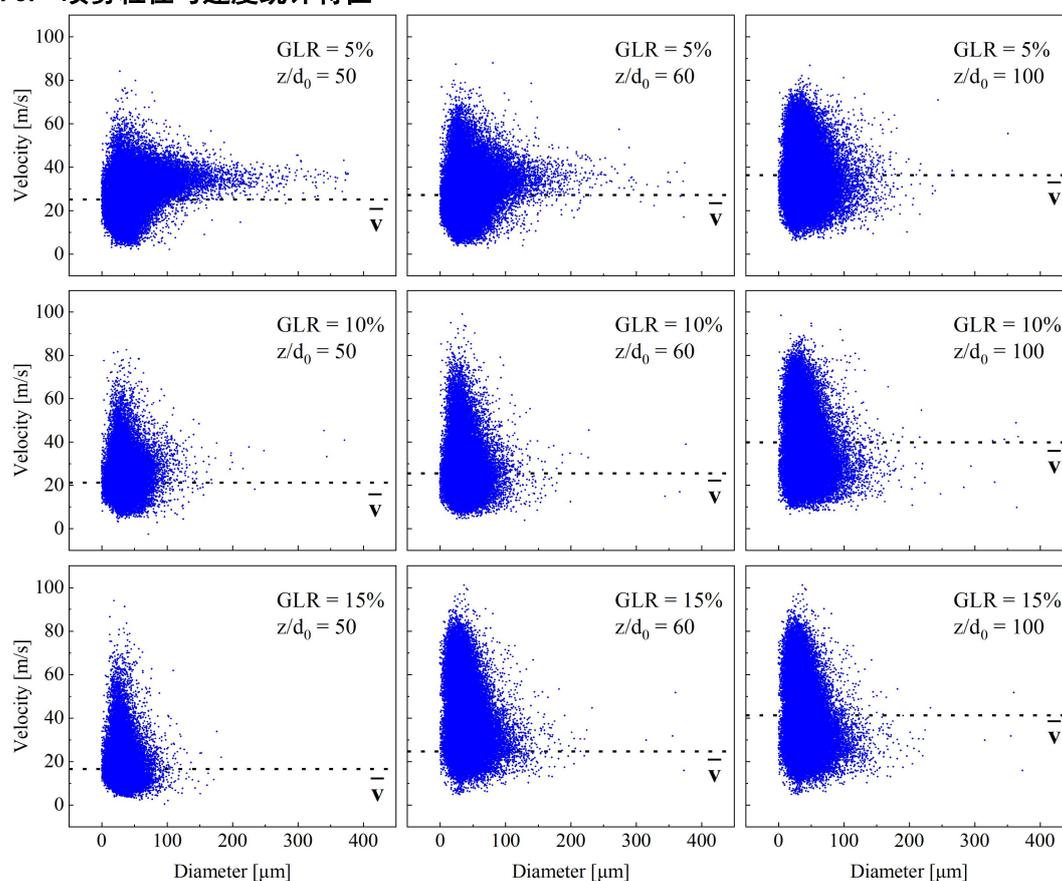


图 11 不同测试条件下不同测量位置处的速度-粒径关系

根据 PDPA 采样得到的各测量位置处的速度和粒径信息, 如图 11 所示。在 GLR=5% 条件下, $z/d_0 = 50$ 位置处的液滴粒径变化范围较大, 说明此时喷雾还未充分发展。随着喷雾向下游发展, $z/d_0 = 100$ 处液滴的粒径变化范围明显缩小, 并且随着雾化逐步完成, 整体速度也呈现增加的趋势。出现这一现象的主要原因在于, 对于 OIL 型喷嘴, 其雾化过程中的弗劳德数 ($Fr = u^2/gL > 1000$) 很大, 可忽略重力对液滴的加速效应, 只考虑气体对液体的剪切相互作用, 因此雾化的过程同时伴随着液滴的不断加速。此外, 对比不同 GLR 下 $z/d_0 = 50$ 处的结果, 发现 GLR=15% 条件下喷雾的发展明显优于 GLR=5% 的情况, 说明 GLR 的增加能够促进液体的破碎雾化, 缩短充分雾化所需要的轴向距离。

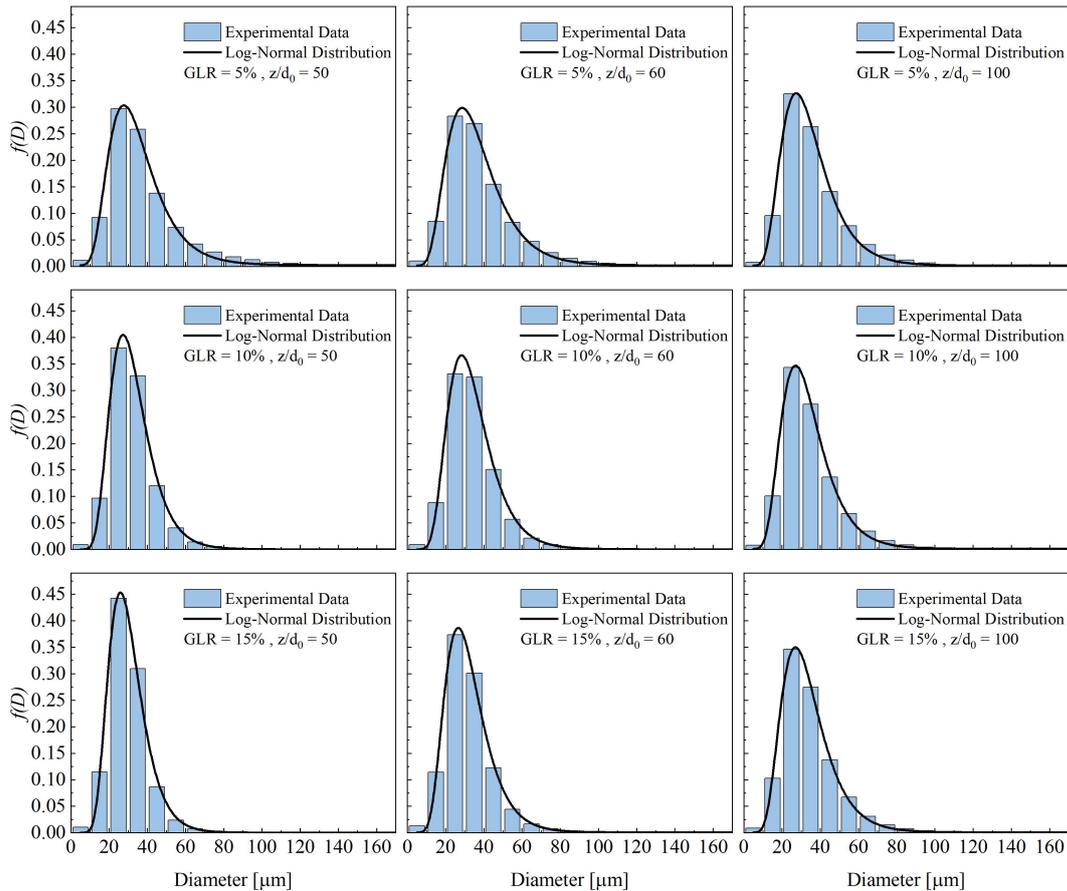


图 12 不同测试条件下不同测量位置处的粒径概率密度分布

在喷雾研究中,喷雾液滴粒径和速度的分布规律对于深入理解喷雾微观特性和雾化过程具有重要意义,同时也可以用于指导喷嘴的设计。图 12 给出了喷雾中心轴线上不同测量点在不同测量条件下的离散液滴粒径的概率密度分布结果。为了定性比较和分析液滴直径的连续分布,得到具有物理意义的概率密度函数,对液滴直径分布的直方图采用对数正态分布函数进行拟合:

$$f(D; \mu_D, \sigma_D) = \frac{1}{D\sigma_D\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(\ln D - \mu_D)^2}{2\sigma_D^2}} \quad (7)$$

表 3 为液滴粒径分布拟合曲线的方差和标准差,拟合函数(黑色实线)与测量的液滴粒径分布吻合较好。根据直方图显示的结果,粒径越小的液滴概率密度越大,雾化效果越好, $GLR \geq 10\%$, 粒径较大的液滴出现的概率会因为液滴间的碰撞融合随着喷雾的发展而变大。

表 3 喷雾液滴粒径分布拟合曲线的方差和标准差

z/d_0	GLR=5%		GLR=10%		GLR=15%	
	μ_D	σ_D	μ_D	σ_D	μ_D	σ_D
50	35.336	14.807	32.384	11.267	30.260	10.000
60	36.788	15.679	34.328	12.634	32.220	11.914
100	34.575	14.180	33.621	13.258	33.544	13.221

图 13 展示了喷雾中心轴线上不同测量位置在不同测量条件下的离散液滴速度的概率密度分布。根据图 11 中的结果，GLR=5%时，液滴的粒径-速度分布近似于等腰三角形，故速度分布应满足正态分布（图中黑线）。伴随着 GLR 增大，在速度概率密度的峰值附近，速度小的液滴占比更多，此时满足对数正态分布（图中红线），并且速度分布的范围变窄，速度的峰值也变小。此外，对于同一 GLR 条件下，速度分布范围随喷雾向下游的发展而变大，相应的峰值速度也随之增大。

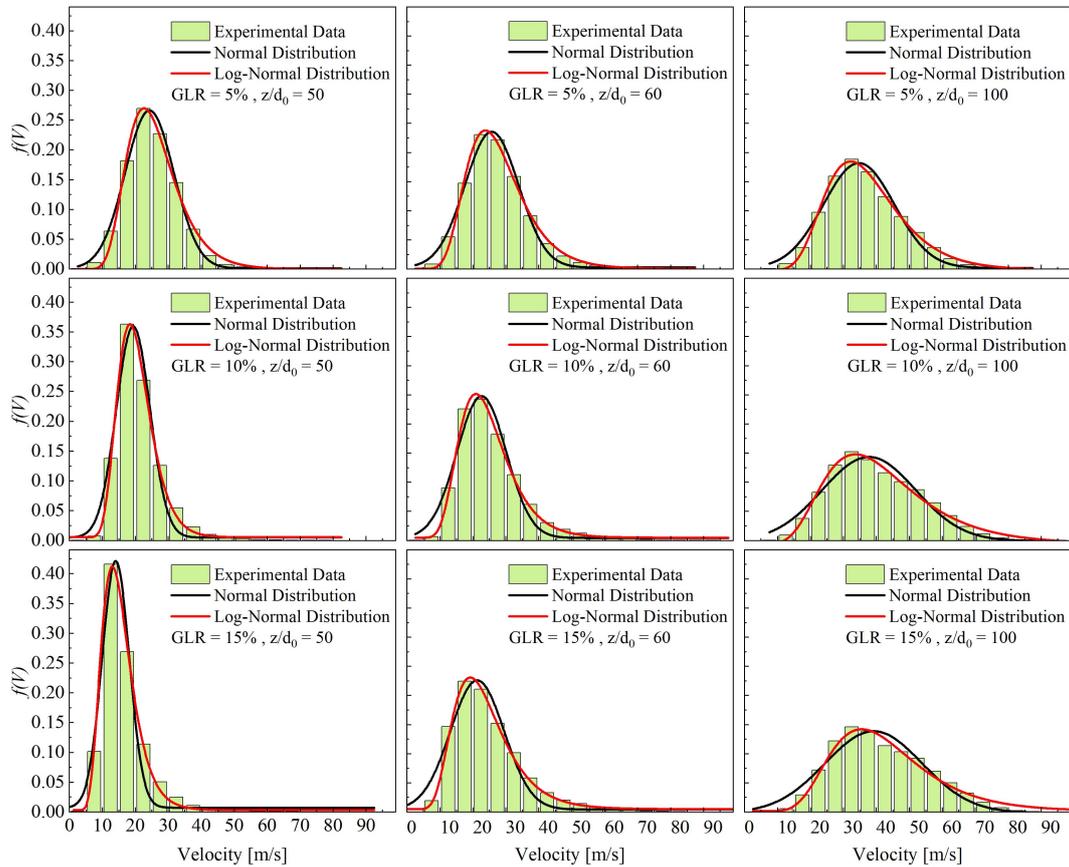


图 13 不同测试条件下不同测量位置处的速度概率密度分布

4. 结论

气体辅助雾化喷嘴为实现碳氢燃料宽工况喷注雾化提供了可能，本文从众多气体辅助雾化喷嘴中选择了喷雾较为稳定的 OIL 型喷嘴。针对所需要的工况条件设计了 OIL 型喷嘴的结构参数。在保持混合室压降不变的情况下，采用水和空气作为介质，通过阴影成像获得了不同 GLR 下的喷雾的宏观形态和喷雾锥角变化，并基于 PDPA 对不同 GLR 下喷雾液滴粒径和速度进行了系统测量。本文研究得到的主要结论如下：

首先，气体辅助雾化喷嘴雾化效果随着 GLR 的增加而明显改善。在本文的研究工况范围内，喷嘴内部的流动始终处于环状，因此当辅助气体的量增加时，由于气液两相间的剪切作用加剧，同时气体核心的膨胀作用增强。此时喷雾锥角变大，气核附近的“羽流”现象也更加明显，气核和喷雾外围的界线也更加清晰。

其次，基于定量的测量数据分析，可以看出气体辅助雾化喷嘴喷雾的 SMD 会随着的 GLR 的增加而减小，雾化完成的轴向位置逐步向喷雾上游移动。在还没有完成二次雾化的情况下，SMD 会随着气液之间相互作用而不断减小，当喷雾发展完全之后（喷雾下游位置），SMD 会因为液滴之间的碰撞融合而增加。喷雾的粒径满足对数正态分布，液滴速度分布在小的气液质量比下（GLR<7%）时与正态分布吻合更好，而大的气液质量比下（GLR>10%）

时更接近对数正态分布。

参考文献

- [1] 甘晓华. 航空燃气轮机燃油喷嘴技术 [M]. 国防工业出版社, 2006.
- [2] Lin K C, Lai M C, Ombrello T, et al. Structures and temporal evolution of liquid jets in supersonic crossflow. [C] AIAA Aerospace Sciences Meeting 2017.
- [3] 张蒙正,李斌,李光熙.组合动力: 现状、问题与对策 [J].火箭推进,2021,47(06):1-10.
- [4] 严红,陈福振.航空发动机燃油雾化特性研究进展 [J].推进技术,2020,41(09):2038-2058.
- [5] Sovani S D, Sojka P E, Lefebvre A H. Effervescent atomization [J]. Progress in Energy & Combustion Science, 2001, 27(4):483-521.
- [6] Konstantinov D, Marsh R, Bowen P J, et al. Effervescent Atomization for Industrial Energy-Technology Review [J]. Atomization & Sprays, 2010, 20(6):525-552.
- [7] Hammad F A, Sun K, Jedelsky J, et al. The Effect of Geometrical, Operational, Mixing Methods, and Rheological Parameters on Discharge Coefficients of Internal-Mixing Twin-Fluid Atomizers [J]. Processes, 2020, 8(5):563.
- [8] Lefebvre A H, Wang X F, Martin C A. Spray characteristics of aerated-liquid pressure atomizers [J]. Journal of Propulsion and Power, 1988, 4(4):293-298.
- [9] Hammad F A, Sun K, Che Z, et al. Internal two-phase flow and spray characteristics of outside-in-liquid twin-fluid atomizers[J]. Applied Thermal Engineering, 2021, 187.
- [10] Chin J S, Lefebvre A H. A Design Procedure for Effervescent Atomizers [J]. ASME Transactions Journal of Engineering Gas Turbines & Power, 1993, 117(2):266-271.
- [11] Lin K C, Kennedy P. Spray penetration heights of angle-injected aerated-liquid jets in supersonic crossflows [C]. 38th Aerospace Sciences Meeting and Exhibit. 2000.

Experimental Study on Atomization Characteristics of Air-assisted Atomization

Chang Liu^{1,2}, Kun Wu^{1,*}, Zhenyu Zhang³, Yueming Yuan¹ and Xuejun Fan^{1,2}

1 State Key Laboratory of High Temperature Gas Dynamics, Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China

2 School of Engineering Science, University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China

3 School of Mechanical Engineering, Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China

Abstract In order to solve the stable operation of the ramjet engine in a wide range, considering the requirements of atomization quality and spray penetration depth, a gas-assisted atomization method is proposed to solve the problem of liquid fuel injection and atomization in the general channel through active gas adjustment. An Outside-In Liquid (OIL) nozzle was designed, using water and air as media, and carried out spray experiments under different gas-liquid mass ratios (GLR). A high-speed camera was used to image the macroscopic shape of the spray with GLR was investigated. Quantitative measurements of spray particle size and velocity were performed by a phase Doppler particle analyzer. The results show that with the increase of the gas-liquid mass ratio, the effect of the internal gas nucleus is more significant, and an obvious "plume" phenomenon appears in the gas nucleus area. At the same time, the spray cone angle increases, and the atomization effect is improved obviously. In addition, at the upstream position of the spray, the SMD gradually decreases with the interaction of the gas-liquid two phases; at the downstream position of the spray, the particle size remains unchanged or slightly increases due to the collision and fusion between the droplets. The particle size of the spray satisfies the log-normal distribution, and the droplet velocity distribution is in good agreement with the normal distribution at a small gas-liquid mass ratio (GLR<7%), while at a large gas-liquid mass ratio (GLR>10%) is closer to the lognormal distribution.

Key words Gas-assisted atomizing nozzle, OIL nozzle, atomizing characteristics, SMD

作者简介:

第一作者: 刘畅 (1998-), 女, 硕士研究生

通讯作者: 吴坤 (1990-), 男, 博士, 副研究员, 主要研究方向: 湍流燃烧数值模拟, 化学反应动力学, 射流与喷雾动力学