

一种强剪切空气雾化喷嘴的流场和喷雾

李振祥, 郭志辉, 车俊龙, 付 宇

(北京航空航天大学 能源与动力工程学院

航空发动机气动热力国家级重点实验室, 北京 100191)

摘 要: 采用数值和实验方法对一种强剪切空气雾化喷嘴的流场和喷雾特性进行研究. 采用粒子动态分析仪(PDA)实验研究了不同气液比下强剪切空气雾化喷嘴的速度场和喷雾场, 并对该喷嘴的流场进行了数值计算, 所得的计算结果与实验数据比较吻合. 研究表明: 强剪切空气雾化喷嘴的设计合理, 两股旋流空气在喷嘴内部完成强烈的动量交换, 并对燃油进行了强剪切. 强剪切空气雾化喷嘴在宽调节比范围内能够完成良好的雾化, 当气液比变化 10 倍, 液雾的索太尔平均直径分布均处于 $20\sim 60\mu\text{m}$ 之间. 随着气液比的增大, 线平均索太尔平均直径逐渐减小, 推导了适用于该喷嘴的索太尔平均直径计算模型, 可为强剪切空气雾化喷嘴设计提供参考.

关 键 词: 强剪切空气雾化喷嘴; 粒子动态分析仪; 流场; 喷雾特性; 宽调节比

中图分类号: V231

文献标志码: A

Flow field and spray of a high shear air-blast nozzle

LI Zhen-xiang, GUO Zhi-hui, CHE Jun-long, FU Yu

(National Key Laboratory of Science and Technology on Aero-Engine Aero-thermodynamics,
School of Energy and Power Engineering,

Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100191, China)

Abstract: The flow field and spray characteristics of a high shear air-blast nozzle were investigated numerically and experimentally. Particle dynamics analyzer (PDA) was employed to experimentally study on the velocity field and spray field of the high shear air-blast nozzle under different air-liquid ratios. And through numerical calculation of the flow field of the nozzle, the calculated results agreed with the experimental data. The results show that the design of high shear air-blast nozzle is reasonable. Two swirl air flows could finish strong momentum exchange inside the nozzle, and fuel is highly sheared. The high shear air-blast nozzle can achieve good atomization under wide regulation ratios. When the air-liquid ratio is of 10 times, the Sauter mean diameter distribution of spray is between $20\sim 60\mu\text{m}$. With the increase of air-liquid ratio, line averaging Sauter mean diameter decreases. The calculation model of Sauter mean diameter is derived for the nozzle. The results can provide references for high shear air-blast nozzle design.

Key words: high shear air-blast nozzle; PDA; flow field; spray characteristics;
wide regulation ratio

在现代航空发动机燃烧室中, 广泛采用空气雾化喷嘴, 这类喷嘴的燃油分布主要由一股或多股旋流空气决定, 通过优化旋流器的空气动力特

性, 燃烧室将实现优良的雾化和综合燃烧性能. 随着发动机性能要求的不断提高, 其工作条件也变得更为复杂, 这就要求燃烧室能够在更宽的工作

范围内稳定的工作^[1-3]. 强剪切空气雾化喷嘴能够高效地完成燃油雾化, 且能够在较低的燃油压力下完成对燃油液膜的强剪切作用, 实现良好的雾化^[4-7]. 因此与旋流杯等空气雾化喷嘴相比较, 强剪切空气雾化喷嘴更适合于宽调节比工作范围的燃烧室. Smith 等^[4]研究了大、小型发动机两种尺度强剪切空气雾化喷嘴内外通道气量分配对发动机贫油熄火特性的影响, 研究表明尺度的大小对贫油熄火油气比影响不大, 外通道气量减小, 有助于拓宽贫油熄火边界. Rosfjordt, Cohen 等^[5-7]研究了强剪切空气雾化喷嘴设计的影响, 结果表明内旋流角对喷雾锥角有较大影响, 采用径向直射式喷嘴产生的喷雾具有良好的周向均匀性. Woo 等^[8]研究不同工况下的雾化分布, 并采用计算流体力学方法(CFD)对流场和燃烧场进行分析, 实验结果表明, 强剪切空气雾化喷嘴使燃油雾化分布更稳定、均匀. Crocker 等^[9]采用 CFD 计算得到内旋流角不同的两种强剪切空气雾化喷嘴的速度分布. Sen 等^[10]采用 CFD 研究了带强剪切空气雾化喷嘴的低排放燃烧室的流场, 计算结果均与测量结果十分吻合.

本文以小流量、宽范围、高性能等工作要求的小型发动机燃烧室为背景, 对一种强剪切空气雾化喷嘴进行 CFD 优化设计, 并利用粒子动态分析仪(PDA)实验研究了最优化模型的喷雾特性, 与数值计算结果进行流场比较, 为设计提供参考.

1 强剪切空气雾化喷嘴

强剪切空气雾化喷嘴由两级同向径向旋流器、外通道套筒、预液膜套筒组成以及直射式燃油喷嘴组成, 其结构示意图如图 1 所示, 具体参数见表 1, 其中 α 为槽道角度; S 为旋流数; $C_d A_e$ 为有效流通面积. 直射式燃油喷嘴采用圆周均布的 6

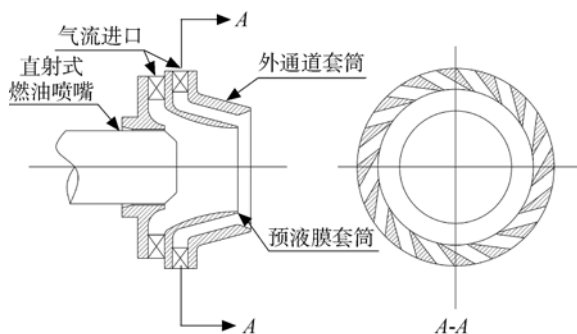


图 1 强剪切空气雾化喷嘴结构示意图

Fig. 1 Structure sketch of high shear air-blast nozzle

表 1 径向双旋流器设计参数

Table 1 Design parameters of radial dual swirlers

旋流器	$\alpha/(^\circ)$	S	$C_d A_e/\text{mm}^2$
内旋流器	34	0.588	91.8
外旋流器	54	1.483	59.5

个直径为 0.4 mm 的孔, 燃油直接喷射在预液膜套筒内壁面上形成液膜, 在预液膜套筒出口唇边处, 液膜被内外旋流剪切成细小的液滴^[4,11].

本文采用的强剪切空气雾化喷嘴考虑了内外旋流器的旋向和外通道套筒结构的影响, 通过 FLUENT 软件进行数值计算, 结果表明: ①内外旋流器旋向相反时, 未能形成有效的回流区, 旋向相同时则能得到比较合理的回流区; ②外通道套筒为翻边结构时, 出口流场扩张角更大, 预液膜套筒出口与外通道套筒出口距离越长, 回流区范围越小. 因此, 强剪切空气雾化喷嘴采用了旋向相同的旋流器方案, 外通道套筒出口与预液膜套筒出口保持合适的距离以产生合理的张角, 有效地控制喷雾锥角, 有利于燃油的均匀分布.

2 流场数值计算

本文利用 FLUENT 软件数值计算了强剪切空气雾化喷嘴在矩形结构燃烧室的流场, 计算中沿主流方向为 z 正方向, 指向燃烧室外壁面为 x 方向. 计算采用非结构化网格, 湍流对流动的影响采用 standard $k-\epsilon$ 湍流模型, 边界条件是给定燃烧室进口压力为 106.4 kPa, 燃烧室出口大气压为 101.325 kPa, 通过燃烧室总的压力损失约为 5%. 通过对改变关键结构参数的不同方案进行计算, 如一、二级旋流器的旋流数、流通面积和套筒出口类型等, 得到最优方案.

图 2 为 z 向的速度矢量分布计算结果. 从图中可以观察到, 在预液膜套筒出口至外通道套筒出口的混合区域, 气流速度较大, 达到 50 m/s 以上, 且在预液膜套筒的唇边处速度达到了最大值. 在强剪切空气雾化喷嘴出口下游速度迅速衰减, 在逆压梯度的作用下形成了回流区. 气体的回流能够有效地促进燃油与空气的混合, 同时在燃烧室工作条件下使高温燃气向前流动点燃新鲜可燃混合气, 这种流场分布有助于改善燃烧室燃烧的稳定性的.

图 3 为湍流动能(E_{tk})的等值线图, 从图中可以看出, 在强剪切空气雾化喷嘴内部及出口处存

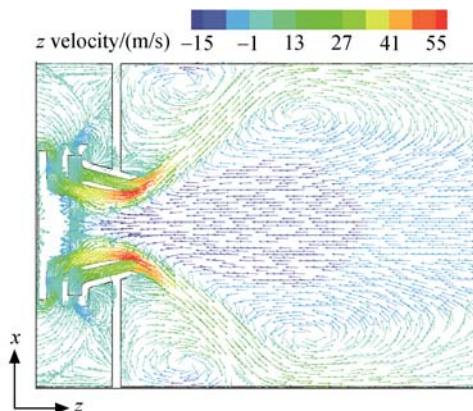


图2 速度矢量分布图

Fig. 2 Distribution of velocity vectors

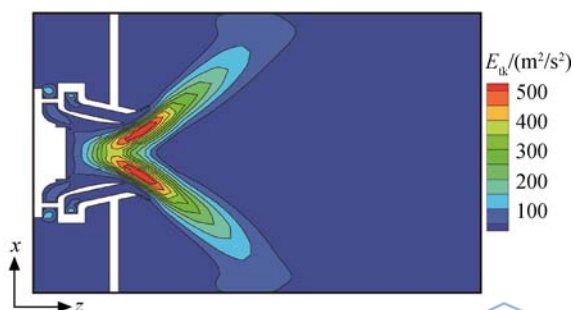


图3 湍流动能等值线图

Fig. 3 Turbulent kinetic energy isolines

在强烈的动量交换,说明内外旋流器的两股气流在两个套筒的混合段发生强剪切混合,这有利于燃油进一步剪切破碎,在较宽的工作范围内完成良好的雾化.从喷嘴出来的气流在离心力的作用下形成了一个较大的旋流扩张角,大约为 80° ,且湍流动能相对较大,这有利于喷雾锥角的打开.

3 喷雾特性实验

采用 PDA 对上述最优方案进行喷雾测量,喷雾特性实验在北京航空航天大学的两相喷雾实验台完成^[12],实验台示意图如图 4 所示.测量采用矩形燃烧室简化模型,测量坐标选择套筒出口

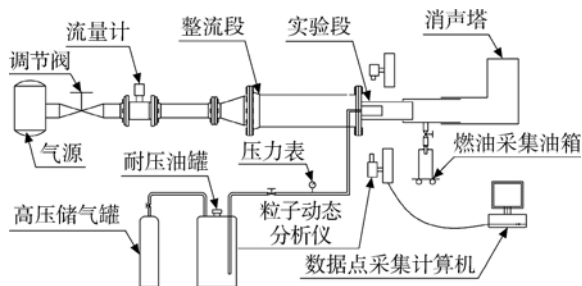


图4 两相喷雾实验台示意图

Fig. 4 Sketch of two-phase spray experiment bench

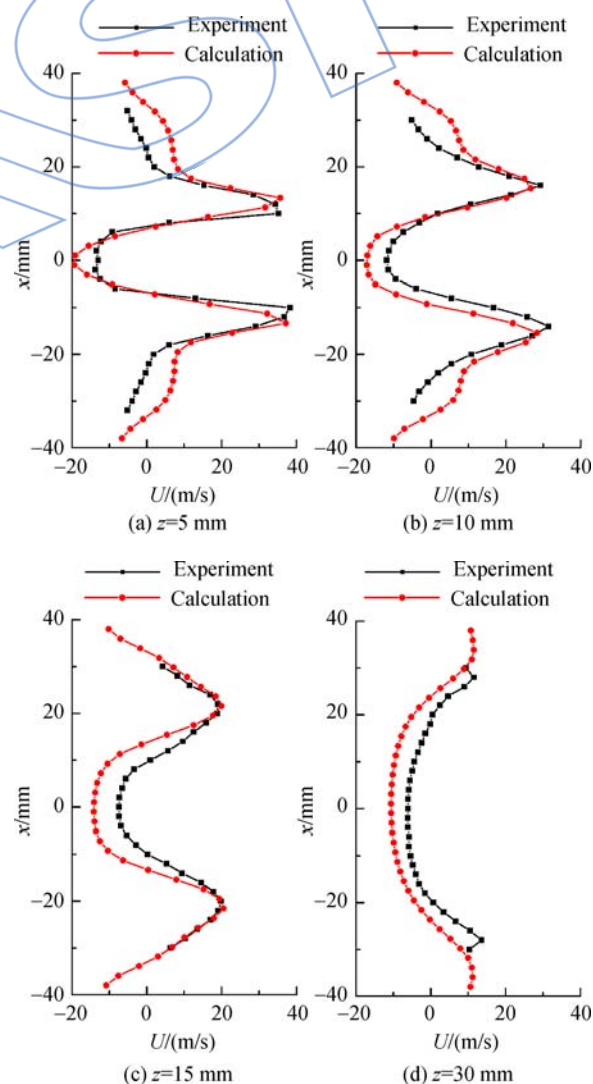
平面中心为原点,测点间距为 2 mm,每个点采集 5 000 个有效粒子.

实验测量了常压下,燃烧室空气压降 $\Delta p/p = 3\%$ 和 5% ,气液比 (ALR, 记为 R_{al}) 范围为 1.27~10.9 时,强剪切空气雾化喷嘴的喷雾特性.数据处理以喷雾两相流场中索太尔平均直径为 $10\mu\text{m}$ 以下液滴的速度代表气相速度,实验采用 RP-3 航空煤油作为工作介质.

3.1 流场特性分析

图 5 所示为气液比为 6.12 (空气流量为 0.0153 kg/s ,燃油流量为 2.5 g/s) 时,不同轴向位置的轴向平均速度 U 分布.可以看出轴向平均速度分布呈现双峰结构,与典型的双旋流空气雾化喷嘴的分布一致^[13].

由图 5 可以看出,在轴向位置 $z=5\text{ mm}$ 截面,轴向平均速度峰值较大,达到 40 m/s 左右.随着轴向距离的增大,轴向平均速度峰值迅速衰减,在 $z=15\text{ mm}$ 截面轴向平均速度峰值大小约为 20



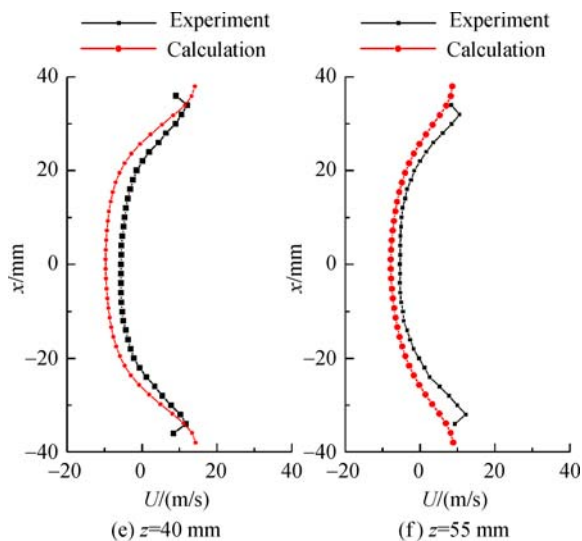


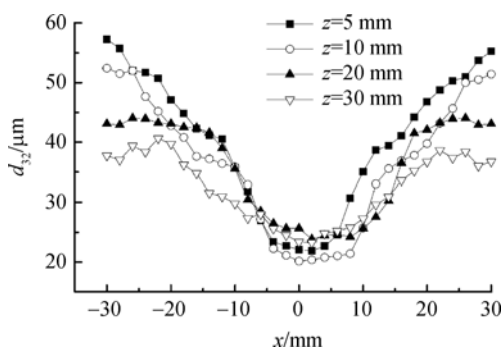
图 5 不同轴向位置的轴向平均速度分布

Fig. 5 Distribution of axial mean velocity at different axial locations

m/s. 由于空气黏性和旋转气流的作用下形成气体回流, 轴向平均速度分布出现了负速度区域, 即中心回流区. 随着轴向距离的增大, 回流区宽度逐渐变宽, 负速度也随之减小. 轴向平均速度分布表明, 气流在轴向发生较强的动量交换, 这有利于回流气体与从旋流器进入的新鲜空气进行紊流掺混, 可为燃烧区域提供良好的气流结构. 由图 5 可见, 计算结果能和实验很好的吻合, CFD 计算结果作为设计参考.

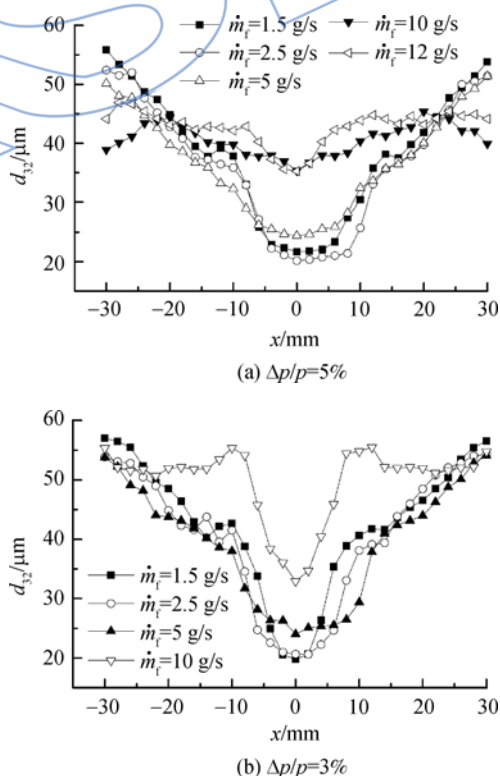
3.2 雾化特性分析

图 6 所示为空气压降为 5%, 气液比为 4.92 时, 强剪切空气雾化喷嘴下游不同轴向位置的索太尔平均直径(SMD, 记为 d_{32}) 分布. 由图 6 可以看出, 喷雾边界附近是 d_{32} 较大的区域, 各个截面的 d_{32} 沿径向向中心处逐渐减小, 在 $x=0$ mm 附近 d_{32} 为 $23 \mu\text{m}$ 左右的小液滴. 结合图 5 可以判断, 在回流区内, d_{32} 整体较小, 这是由于空气回流

图 6 不同轴向位置 d_{32} 分布Fig. 6 Distribution of d_{32} at different axial locations

卷席小液滴造成的. 随着轴向距离的增大, 由于大液滴雾化, 蒸发成小液滴, 导致喷雾边界附近液滴 d_{32} 减小, 同时小液滴继续随气流回流, 因此回流区内的液滴 d_{32} 变化不大. 对于不同截面, 可以观察到 d_{32} 分布均处于 $20 \sim 60 \mu\text{m}$ 之间, 符合发动机燃烧室对雾化粒度大小的要求^[14].

图 7 为不同燃油流量(记为 $\dot{m}_f$)时, $z=10$ mm 截面的 d_{32} 分布. 图 7(a)燃烧室空气压降 $\Delta p/p=5\%$, 图 7(b)燃烧室空气压降 $\Delta p/p=3\%$. 图中可以观察到随着燃油流量的增大, 回流区内的液滴 d_{32} 分布呈增大趋势. 这是由于喷嘴的燃油流量是通过控制燃油压力实现的, 当空气压降一定时, 随着 $\dot{m}_f$ 增大, 液膜及液滴速度增大, 与空气之间的相对速度提高, 因而加强了雾化. 比较图 7(a)和图 7(b)可以发现, 图 7(a)中的液滴 d_{32} 分布更为均匀. 由于空气雾化喷嘴的液滴粒度与液膜厚度和内外气流的剪切力有关, 在气液比较小的情况下, 在预液膜套筒内壁由于内旋流作用形成的液膜厚度较薄, 因此在内外旋流的强剪切作用下, 液滴被剪切得更细^[15].

图 7 不同燃油流量和空气压降下的 d_{32} 分布Fig. 7 Distribution of d_{32} under different fuel mass flow rate and air pressure drop

从图 7(a)可以看出, 燃烧室空气压降为 5% 时, 燃油流量变化了 8 倍, 即 $R_{af}=1.275 \sim 10.2$,

d_{32} 分布在 $20 \sim 60 \mu\text{m}$ 之间. 同样, 空气压降为 3% , $R_{al}=1.185 \sim 7.9$ 时, d_{32} 分布整体而言也变化不大. 由图 7 分析可以判断, 强剪切空气雾化喷嘴能够在宽调节比范围内完成良好的雾化, 且燃油雾化分布在较大的油气比范围内保持稳定均匀. 这种雾化特性, 有助于拓宽燃烧室贫油熄火边界, 使燃烧室能够在更宽的工作范围内稳定地工作^[8].

3.3 d_{32} 计算模型

PDA 测量空间一点的液滴时, 得到的信息是采集时间内通过测量点液滴的时均特性, 并不能代表整个液雾的特性, 测量结果需要进行相应的转换. 本文采用文献^[16]中给出的计算方法, 对液雾的 d_{32} 进行线平均. 式(1)是线平均索太尔平均直径 $\overline{d_{32}}$ 计算方法

$$\overline{d_{32}} = \frac{\sum_i (d_{30i}^3 \cdot n_i)}{\sum_i (d_{20i}^2 \cdot n_i)} \quad (1)$$

其中 d_{30i} , d_{20i} , n_i 为每条线上第 i 个测点处的体积平均直径、面积平均直径和液滴密度.

图 8 所示为 $z=10\text{mm}$ 位置不同气液比下的 $\overline{d_{32}}$. 图中可以观察到, 随着气液比的增大, $\overline{d_{32}}$ 逐渐减小. 当气液比大于 3 以后, $\overline{d_{32}}$ 随气液比的增加再减小的幅度很小, 这是由于气液比增加到一定程度, 作用在液膜上的气动力对液雾破碎的影响减小的缘故^[17]. 图中还可以观察到, 虽然气液比变化了近 10 倍, 但是 $\overline{d_{32}}$ 分布均在 $30 \sim 50 \mu\text{m}$ 范围内, 表明强剪切空气雾化喷嘴能在较宽的工作范围内保持雾化的稳定.

对于本文研究的强剪切空气雾化喷嘴, 其雾化机理为燃油在预液膜套筒内壁形成的油膜在内外旋流空气力的作用下进行强剪切破碎. 因此, 本文参考 El-Shanawany 和 Lefebvre 提出的适用于预液膜空气雾化喷嘴的雾化模型^[18]对强剪切空气雾化喷嘴的 $\overline{d_{32}}$ 进行计算

$$\frac{\overline{d_{32}}}{D_h} = \left[1 + \frac{1}{R_{al}} \right] \left[A \left(\frac{\sigma}{\rho_a U_a^2 D_p} \right)^{0.6} \cdot \left(\frac{\rho_a}{\rho} \right)^{0.1} + B \left(\frac{\mu_l^2}{\sigma \rho_l D_p} \right)^{0.5} \right] \quad (2)$$

式中 D_h 为喷嘴气流水力直径; U_a 为空气速度; D_p 为预液膜器直径; ρ_a 为空气的密度; ρ 为燃油的密度; σ 为燃油的表面张力; μ_l 为燃油的动力黏度; A 和 B 为与喷嘴结构相关的经验系数.

参考上式对 PDA 雾化测量的实验数据进行拟合, 可以得到适用于直射式强剪切空气雾化喷嘴的 $\overline{d_{32}}$ 的计算模型

$$\frac{\overline{d_{32}}}{D_h} = \left[1 + \frac{1}{R_{al}} \right] \left[0.1242 \left(\frac{\sigma}{\rho_a U_a^2 D_p} \right)^{0.6} \cdot \left(\frac{\rho_a}{\rho} \right)^{0.1} + 0.068 \left(\frac{\mu_l^2}{\sigma \rho_l D_p} \right)^{0.5} \right] \quad (3)$$

图 8 所示为拟合公式曲线与实验得到的 $\overline{d_{32}}$ 的比较, 拟合曲线与实验的标准差为 0.00284, 表明拟合公式具有较高的精确度.

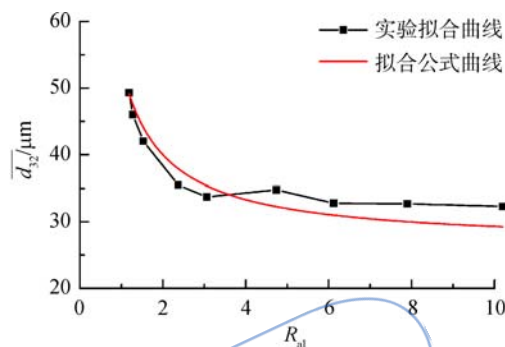


图 8 $z=10\text{mm}$ 位置不同气液比下的 $\overline{d_{32}}$
Fig. 8 $\overline{d_{32}}$ at $z=10\text{mm}$ position under different R_{al}

4 结 论

对强剪切空气雾化喷嘴的数值计算和实验结果表明:

1) 强剪切空气雾化喷嘴设计合理, 能够有效地控制头部流场, 由实验得到的速度场与流场数值计算结果吻合. 强剪切机理能够实现良好的雾化, 两股旋流空气在喷嘴内部完成强烈的动量交换, 并对燃油油膜进行强剪切.

2) 强剪切空气雾化喷嘴能够在宽调节比范围内完成良好的雾化, 且雾化能够保持稳定. 当气液比变化 10 倍, 液雾的 d_{32} 分布均处于 $20 \sim 60 \mu\text{m}$ 之间, $\overline{d_{32}}$ 分布则处在 $30 \sim 50 \mu\text{m}$ 之间.

3) 随着气液比的增大, $\overline{d_{32}}$ 逐渐减小, 当气液比大于 3 以后, $\overline{d_{32}}$ 减小的幅度很小. 同时, 根据预液膜空气雾化喷嘴的雾化理论, 结合实验数据, 拟合出适用于本文研究的强剪切空气雾化喷嘴的 $\overline{d_{32}}$ 计算模型.

上述结果对于强剪切空气雾化喷嘴设计及其雾化粒度预测具有一定的指导作用, 但是上述的结论只是针对流场和喷雾研究, 需要通过热态实验进一步验证.

参考文献:

- [1] Lefebvre A H, Dilip R B. Gas turbine combustion[M]. New York: Taylor and Francis Group, 2010.

- [2] 金如山. 航空燃气轮机燃烧室[M]. 北京: 宇航出版社, 1985.
- [3] Mellor A M. Design of modern turbine combustors[M]. New York: Academic Press Inc, 1990.
- [4] Smith C E, Graves C B, Roback R, et al. Fuel injector characterization and design methodology to improve lean stability[R]. AIAA 85-1183, 1985.
- [5] Rosfjordt T J, Cohen J M. Air and spray patterns produced by gas turbine high-shear nozzle/swirler assemblies[R]. AIAA 90-0465, 1990.
- [6] Cohen J M, Rosfjordt T. Influences on the uniformity of sprays produced by gas turbine high shear nozzle/swirler assemblies[R]. AIAA 90-2193, 1990.
- [7] Cohen J M, Rosfjordt T J. Influences on the sprays formed by high-shear fuel nozzle/swirler assemblies[J]. Journal of Propulsion and Power, 1993, 9(1): 16-26.
- [8] Woo S P, Jeng I S. A study on the flow characteristics of gas turbine engine combustor on/off the operation envelope[R]. Adelaide, Australia: University of Adelaide, 2005.
- [9] Crocker D S, Fuller E J, Smith C E. Fuel nozzle aerodynamic design using CFD analysis[R]. ASME Paper 96-GT-127, 1996.
- [10] Sen B A, Guo Y H, McKinney R G, Pratt & Whitney gas turbine combustor design using Ansys Fluent and user defined functions[R]. ASME Paper GT 2012-70145, 2012.
- [11] Feras Z B, Llia V R, Cam T. Effect of primary spray characteristics on the spray generated by an airblast atomizer under high-pressure conditions[R]. Orlando: 21st Annual Conference on Liquid Atomization and Spray Systems, 2008.
- [12] 于锦峰, 郭志辉, 张君峰, 等. 套筒长度对火焰筒流场和雾化特性的影响[J]. 航空动力学报, 2009, 24(11): 2506-2513. YU Jinfeng, GUO Zhihui, ZHANG Junfeng, et al. Experimental study the effect of flare sleeve length on the flow-field spray characterization of a combustor swirl cups[J]. Journal of Aerospace Power, 2009, 24(11): 2506-2513. (in Chinese)
- [13] Feras Z B, Llia V R, Cam T. Spray generated by an airblast atomizer at high-pressure conditions[R]. ASME Paper GT 2007-27803, 2007.
- [14] 黄勇, 林宇震, 樊未军, 等. 燃烧与燃烧室[M]. 北京: 北京航空航天大学出版社, 2007.
- [15] 甘晓华. 航空燃气轮机燃油喷嘴技术[M]. 北京: 国防工业出版社, 2006.
- [16] 郭志辉, 曹永, 黄勇. 侧向互击型层板喷注单元的喷雾特性[J]. 航空动力学报, 2005, 20(2): 202-207. GUO Zhihui, CAO Yong, HUANG Yong. Spray characteristics of side unlike impinging platelet injector[J]. Journal of Aerospace Power, 2005, 20(2): 202-207. (in Chinese)
- [17] 张弛, 张荣伟, 徐国强, 等. 直射式双旋流空气雾化喷嘴的雾化效果[J]. 航空动力学报, 2006, 21(5): 805-809. ZHANG Chi, ZHANG Rongwei, XU Guoqiang, et al. Experimental investigation on atomization of an air-blast atomizer with plain-orifice nozzle and dual-swirl cup[J]. Journal of Aerospace Power, 2006, 21(5): 805-809. (in Chinese)
- [18] El-Shanawany M S, Lefebvre A H. Airblast atomization: effect of linear scale on mean drop size[J]. Journal of Energy, 1980, 4(4): 184-189.