

文章编号: 1000-8055(2009)10-2249-06

离心式同向双旋流器空气雾化喷嘴雾化特性研究

郭新华, 林宇震, 张 驰, 黄 勇

(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重点实验室, 北京 100191)

摘 要: 对一种组合式的离心式同向双旋流器空气雾化喷嘴喷雾特性进行研究. 双旋流器采用旋向相同的径向开孔式设计, 在常温常压下试验, 研究不同空气压力降和喷嘴供油压力工况下液雾的索太尔平均直径及分布指数. 试验中以航空煤油为介质测试其雾化性能, 采用马尔文激光测雾仪测量喷嘴下游50 mm处的液雾分布. 结果表明: 随着空气压力降和喷嘴供油压力的增大, 索太尔平均直径减小, 分布指数增大, 推导了在空气压力降 $\Delta p/p < 3\%$ 和 $\Delta p/p > 3\%$ 两种工况下索太尔平均直径计算模型.

关 键 词: 航空发动机; 离心喷嘴; 双旋流器雾化喷嘴; 航空煤油; 索太尔平均直径; 分布指数

中图分类号: V231.2

文献标识码: A

Experiment investigation on atomization characteristic of an air-blast atomizer with centrifugal nozzle and co- dual swirl cup

GUO Xir hua, LIN Yu zhen, ZHANG Chi, HUANG Yong

(National Key Laboratory on Aero Engines, School of Jet Propulsion,
Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100191, China)

Abstract: An air-blast atomizer consisting of a centrifugal nozzle and co- dual swirl cup was experimentally investigated to obtain atomization characteristics. The radial columnar swirlers were adopted. The experiment was performed in the room temperature and atmospheric pressure to obtain Sauter mean diameter and Rosin-Rammler distribution parameter at different atmosphere pressure drops and fuel pressure. In the experiment, the fuel was RP-3. Sauter mean diameter and distribution parameter of fuel spray were measured by Mar- lven particle size analyzer in the downstream 50 mm of the nozzle. The experimental results show that Sauter mean diameter decreases and distribution parameter increases with rising atmosphere pressure drops and fuel pressure. Two Sauter mean diameter calculation models were adopted in two different air pressure drops ($\Delta p/p < 3\%$ and $\Delta p/p > 3\%$).

Key words: aero-engine; centrifugal nozzle; dual swirl cup air-blast atomizer; aviation kerosene; Sauter mean diameter; distribution parameter

随着对当今航空燃气轮机整体性能要求的提高, 针对其燃烧系统, 需要有更高的燃烧效率、更低的污染排放、更宽的稳定工作范围以及更合理的出口温度分布. 其中, 针对航空发动机低污染的排放要求, 人们已经研究了各污染物的生成机理以及针对降低污染物排放的各种措施. 燃烧室排气冒烟的主要因素包括燃料性质^[1], 燃烧室的工

况^[2]以及燃烧室喷嘴的雾化方式^[3].

Rink 和 Lefebvre 的研究表明^[3], 燃油雾化颗粒度的减小会减少燃烧室的排气冒烟. 燃油雾化后的液滴平均直径目前大多采用索太尔平均直径(ϕ_{MD})或质量中间直径(ϕ_{MMD})来描述^[4], 针对不同的燃烧室工作环境, 对其大小都有严格的要求, 并且由于加工制造而引起的平均直径偏差不

收稿日期: 2008-10-15; 修订日期: 2009-02-26

作者简介: 郭新华(1980—), 男, 山东潍坊人, 博士生, 主要从事航空发动机燃烧专业方面的研究.

能超过一定范围,例如规定索太尔平均直径 $\phi_{MD}=(50\pm2)\mu m$,这是对喷嘴本身的技术要求.对于液滴尺寸分布均匀性的描述,可以采用罗辛-拉姆勒(Rosin-Rammler)液滴尺寸分布模型中的分布指数 n .

本文所研究的离心式同向双旋流空气雾化喷嘴严格意义上说是一种具有自稳火特性^[5]的组合式喷嘴.燃油喷嘴采用离心式的压力雾化喷嘴,在高的供油压力下有很好的雾化效果,但当供油量减小即供油压力较小时雾化效果变差;空气雾化喷嘴则依靠高速气流雾化燃油,在气流速度足够高时有很好的雾化效果,但当气流速度低时则雾化变差.显然离心式双旋流空气雾化喷嘴则综合了两者的优点,在较宽的工作范围内有比较好的燃油雾化效果,而且更适合于增压比不断提高的航空燃气轮机用高温高压燃烧室^[6].本文主要研究了离心式同向双旋流空气雾化喷嘴的雾化性能,包括 ϕ_{MD} 和分布指数等的测量,同时分析影响其雾化性能的关键因素.

1 双旋流空气雾化喷嘴

双旋流空气雾化喷嘴较单旋流器具有更佳的雾化效果,本文主要研究了同向径向双旋流空气雾化喷嘴,其喷嘴的雾化过程如图 1 所示^[7].

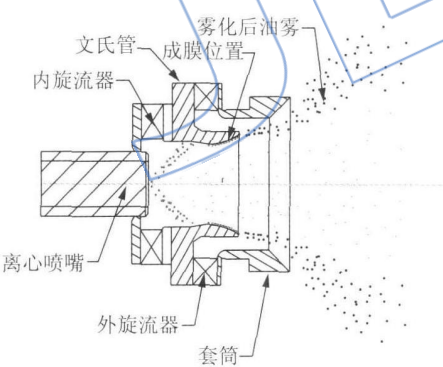


图 1 双旋流空气雾化喷嘴雾化过程示意图
Fig 1 Atomization process of dual swirl cup air-blast atomizer

同向双旋流器结构如图 2 所示,采用离心喷嘴供油,并且拥有外旋流器套筒,具体参数请参见表 1,其中旋流数为设计值,有效流通面积是试验测量值.对离心式同向双旋流空气雾化喷嘴进行液雾分布试验,其中旋流器带有内径 35 mm 的头部稳火管,稳火管长度为 10 mm,测量其出口下游 50 mm 处的液雾分布.

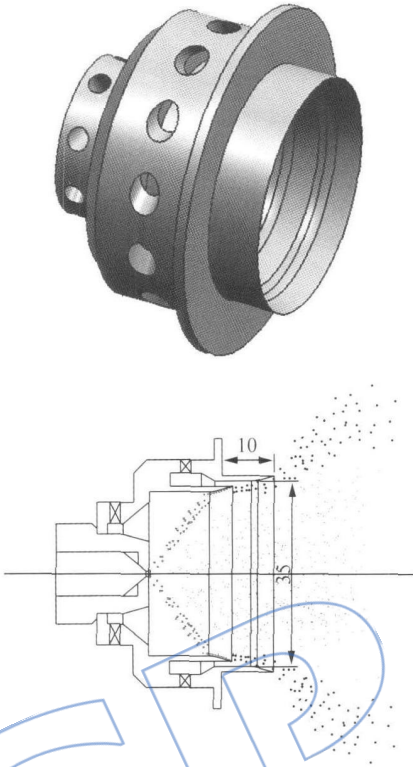


图 2 双旋流器示意图
Fig 2 Dual swirl cup sketch

表 1 同向双旋流器参数表

Table 1 Design parameter of co dual swirl cup

方案	旋流数 S	有效流通面积 $C_d A / \text{mm}^2$
内旋流器	0.74	20.5
外旋流器	0.48	60.4

本文研究中的离心式同向双旋流器空气雾化喷嘴在空气压降比较小的情况下主要依靠离心喷嘴供油压力雾化;在空气压降比较大的情况下,燃油在喷嘴的供油压力下进行一次雾化,然后在内外旋流器的作用下进行二次雾化,由内旋流器所产生的气流带动向前流动,在文氏管内表面形成油膜,在文氏管出口处,内外旋流器形成的两股气流对油膜产生剪切破碎,这是主要的雾化过程.因此,影响这种喷嘴雾化性能的主要参数有气液比(γ_{AIR})、喷嘴的供油压力(Δp_L)、空气压力降($\Delta p/p$)、以及喷嘴几何参数等.值得注意的一点就是随着空气压力降的大小不同,燃油的雾化机理会有所不同.

2 试验系统

本试验的液雾尺寸分布数据处理采用目前应用最广泛的粒子尺寸分布的数学表达式罗辛-拉姆勒(Rosin-Rammler)模型.其分析模型如下:

$$Q=1-\exp\left[-\left(\frac{D}{\bar{D}}\right)^n\right] \tag{1}$$

式中 Q 为累计分布, 即尺寸小于 D 的液滴体积占总液雾的体积百分数; $\bar{D}$ 为在液滴尺寸分布中某个特征尺寸; n 为液滴尺寸分布指数, 表明液滴尺寸分布的均匀性^[4]. 一般说, $\bar{D}$ 代表液雾的细度, 它与平均直径有一定的关系. 当 $D=\bar{D}$, $Q=0.632$. 所以 $\bar{D}$ 是当 $Q=0.632$ 时的液滴直径.

试验在常温常压下进行, 先将供气压力调节到适当大小, 用浮子流量计测量供气量, 然后将供油压力调节到补同的大小, 并用质量流量计测量燃油流量, 在喷嘴端面 50 mm 下游处用马尔文激光粒度测雾仪测量该处液雾的液滴大小及尺寸分布特性, 主要测量的液雾参数是 ϕ_{SMD} 和分布指数. 再调整空气压力降, 重新调节供油压力, 对液雾进行测量.

本试验中离心式同向双旋流器空气雾化喷嘴以 RP-3 航空煤油为介质测试其雾化性能. 试验系统由供气段、供油段及喷嘴试验段组成, 如图 3 所示. 该试验喷嘴形成的喷雾角约为 60°. 利用马尔文激光粒度测雾仪, 以罗辛-拉姆勒 (Rosin Rammler) 模型对液滴的尺寸分布进行测量.

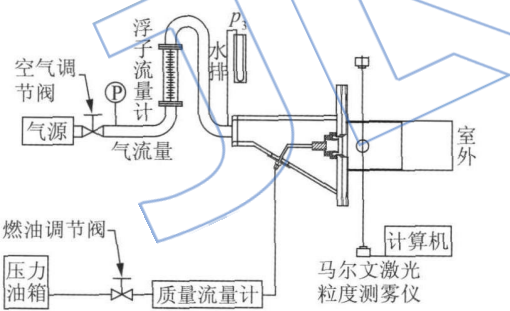


图 3 喷嘴雾化试验系统图^[8]

Fig. 3 Atomization experimental system scheme

为了消除空气可压缩性对雾化效果的影响, 试验中喷嘴最大空气压力降为 11.1%, 此时空气射流速度为 136 m/s 左右, 属于不可压缩流状态. 整个试验的参数范围: 空气温度 23 ℃, 空气压力降 $\Delta p/p=0.9\% \sim 11.1\%$, 喷嘴的供油压力 $\Delta p_L=0.04 \sim 1.2$ MPa, 气液比 $\gamma_{AIR}=1.9 \sim 37$.

3 雾化试验结果分析

3.1 试验结果

从图 4 可以看出, 随着供油压力的升高, 离心

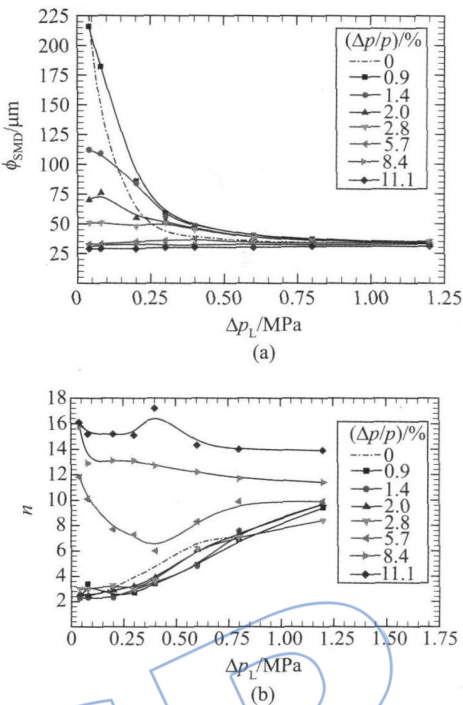


图 4 离心式双旋流空气雾化喷嘴的 ϕ_{SMD} 、分布指数与 Δp_L 和 $\Delta p/p$ 关系

Fig. 4 Relationship between ϕ_{SMD} , n and Δp_L , $\Delta p/p$ for an air-blast atomizer

喷嘴本身的索太尔平均直径 ϕ_{SMD} 随之减小, 最终会稳定在 34 μm , 其分布指数 n 则随之增大, 最终可到 7 以上. 对于图 4(a) 中空气雾化喷嘴的液雾 ϕ_{SMD} 分布, 随着头部压降 $\Delta p/p$ 的增大, 气动力对小油压时的液雾有明显的改善作用, 例如空气压降 $\Delta p/p > 3\%$ 时能将不同供油压力下的油雾 ϕ_{SMD} 都控制在 50 μm 以下; 而 $\Delta p/p < 3\%$ 的空气压降使油压处于 0.2~0.7 MPa 之间的油雾 ϕ_{SMD} 高于离心喷嘴本身雾化, 在燃油压力低时, 低速气流的加入对雾化质量的提高不明显, 甚至会使雾化质量恶化, 主要是由于低速气流使得燃油喷出相对速度减小气动力减小, 燃油雾化质量降低^[9], 但如果 $\Delta p/p > 3\%$, 则气动力作用增强, 对油膜也有较好的雾化效果; 另外, 随着供油压力的增大, 离心喷嘴本身雾化效果已经很好, 则该空气雾化喷嘴的液雾分布主要受离心喷嘴作用, 对于不同的 $\Delta p/p$ 均能保持在 34 μm 左右. 在图 4(b) 中, 在 $\Delta p/p < 3\%$ 时, 空气雾化喷嘴分布指数 n 随油压的变化规律与离心喷嘴本身的基本一致, 此时单纯的离心喷嘴的分布指数 n 略大于有空气压降时液雾的分布指数, 这主要是由于在空气压降 $\Delta p/p$ 比较小的条件下, 离心喷嘴本身雾化的燃油在经过内旋流器空气的作用下打到旋流器的文氏管

上, 由于此时的气流速度比较小, 燃油喷出的相对速度减小, 经过内外旋流器的空气的剪切作用很弱, 燃油雾化质量降低^[9], 从而导致了上述情形的出现; 而当 $\Delta p/p > 3\%$ 时, 气动力作用则占支配地位, 空气雾化喷嘴的分布指数 n 比纯离心喷嘴大许多, 非常均匀, 特别是 $\Delta p/p > 7\%$ 后完全不受离心喷嘴本身液雾分布指数的影响。

离心式空气雾化喷嘴的液雾分布性能实际上受喷嘴供油压力 Δp_L 和空气压降 $\Delta p/p$ 这两者的影响, 即燃油速度以及燃油与气流的相对速度共同决定其雾化性能。比起单纯的离心喷嘴, 离心式空气雾化喷嘴有其自己的优势, 即使在油压很小的情况下, 也可以得到理想的 ϕ_{SMD} 以及更大的 n 。随着 Δp_L 和 $\Delta p/p$ 的增大, 液雾的 ϕ_{SMD} 减小, 分布指数 n 增大, 即粒径分布更均匀, 离心式空气雾化喷嘴的液雾分布随其变化趋势也是明显的。

3.2 索太尔平均直径 ϕ_{SMD} 计算模型

对于本文所研究的离心式同向双旋流器空气雾化喷嘴的 ϕ_{SMD} , 针对空气压降 $\Delta p/p < 3\%$ 和 $\Delta p/p > 3\%$, 采用了 Lefebvre 提出的两种雾化模型进行计算。

3.2.1 $\Delta p/p < 3\%$ 时 ϕ_{SMD} 计算模型

在空气压降 $\Delta p/p < 3\%$ 的情况下, 燃油的雾化主要依靠的是喷嘴本身的压力来进行的, 我们选用的 ϕ_{SMD} 计算模型为^[10]

$$\phi_{SMD} = 4.52 \left(\frac{\sigma \mu_L^2}{\rho_A \Delta p_L^2} \right)^{0.25} (t \cos \alpha)^{0.25} + 0.39 \left(\frac{\sigma \rho_L}{\rho_A \Delta p_L} \right)^{0.25} (t \cos \alpha)^{0.75} \quad (2)$$

式中 σ 为燃油的表面张力; μ_L 为燃油的动力黏性系数; ρ_L 为燃油的密度; ρ_A 为空气的密度; Δp_L 为喷嘴的供油压力; t 为出口前油膜的厚度; t_s 为出口处油膜的厚度; α 为喷雾半角, 如图 5 所示。

图 6 是公式 (2) 的 ϕ_{SMD} 计算值与试验结果的比较, 横坐标是试验值, 纵坐标是计算值。从图中可以看出, 60% 的数据点分布在 $\pm 10\%$ 误差带内, 而分布在 $\pm 20\%$ 误差带内的数据点占 78%。

从上面的结果对比中可以看出, 个别的点存在着较大的误差, 主要是由于该喷嘴在油压低于 0.1 MPa 时, 没有得到充分发展的油雾, 测得的 ϕ_{SMD} 比较大, 此外还有就是在低油压条件下当空气压降很小时燃油喷出相对速度减小, 气动力减小, 燃油雾化质量降低, 也是导致 ϕ_{SMD} 偏大的一个原因, 针对上述原因, 重新对数据进行处理得到新

的计算模型

$$\phi_{SMD} = 88.61 \left(\frac{\sigma \mu_L^2}{\rho_A \Delta p_L^2} \right)^{0.25} (t \cos \alpha)^{0.25} - 2.288 \left(\frac{\sigma \rho_L}{\rho_A \Delta p_L} \right)^{0.25} (t \cos \alpha)^{0.75} + 0.000084 \quad (3)$$

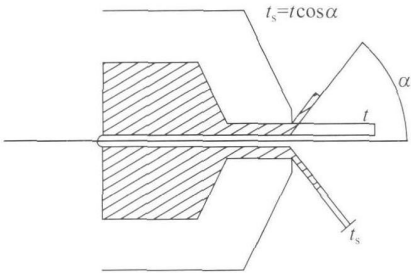


图 5 油膜厚度与雾化张角之间的关系^[10]
Fig. 5 Relationship between sheet thickness and spray cone angle

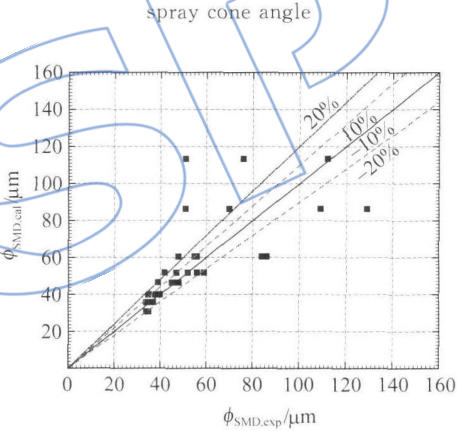


图 6 ϕ_{SMD} 计算值与试验值比较 (公式 (2))
Fig. 6 Comparison between experimental and calculated data (formula (2))

图 7 是经过修正之后使用新的计算模型得到的结果与试验得到的结果进行比较的示意图, 从

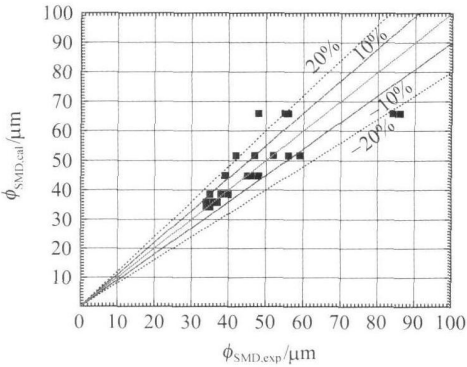


图 7 ϕ_{SMD} 计算值与试验值比较 (公式 (3))
Fig. 7 Comparison between experimental and calculated data (formula (3))

图中可以看出, 经过修正和处理之后的模型有了很大的改善, 75% 的数据点分布在 $\pm 10\%$ 误差带内, 而分布在 $\pm 20\%$ 误差带内的数据点占 97%, 这说明经过修正之后的计算模型有了更高的计算精度.

3 2 2 $\Delta p/p > 3\%$ 时 ϕ_{SMD} 计算模型

在空气压降 $\Delta p/p > 3\%$ 的情况下, 气动力作用占支配地位, 燃油除了依靠本身的压力来进行雾化外, 更主要的是依靠内外旋流器的空气剪切来进行雾化, 我们选用的 ϕ_{MD} 计算模型为^[10]

$$\frac{\phi_{\text{SMD}}}{t} = A \left[1 + \frac{0.00175We}{1 + \gamma_{\text{ALR}}^{-1}} \right]^{-1} \quad (4)$$

式中 $We = \rho_L U_A^2 t / \sigma$ 是表示气动力和液体表面张力的韦伯数; ρ_L 为燃油的密度; U_A 为空气的流速; t 为出口前油膜的厚度; σ 为燃油的表面张力; γ_{ALR} 为气液比.

用式(4)对试验数据进行拟合, 可以得到其工程可用的 ϕ_{SMD} 的计算模型

$$\phi_{\text{MD}}/t = (3.74 + 2.57\Delta p/p \cdot 100) \cdot [1 + 0.00175We/(1 + \gamma_{\text{ALR}}^{-1})]^{-1} \quad (5)$$

图 8 是公式(5)的 ϕ_{MD} 计算值与试验结果的比较, 横坐标是试验值, 纵坐标是计算值. 从图中可以看出, 所有的数据点都分布在 $\pm 10\%$ 误差带内, 说明该公式具有很高的计算精度.

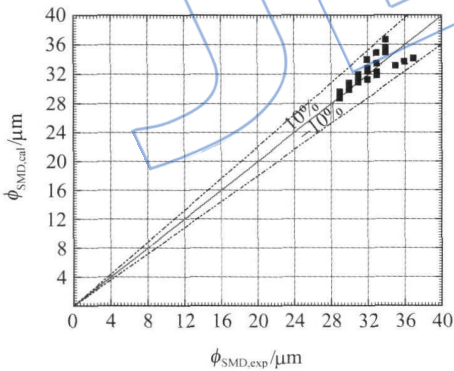


图 8 ϕ_{SMD} 计算值与试验值比较(公式(5))
Fig 8 Comparison between experimental and calculated data (formula(5))

4 结 论

离心式同向双旋流空气雾化喷嘴的液雾分布特性不但受旋流器气动力作用, 还与离心喷嘴本身雾化有关. 在空气压降 $\Delta p/p$ 比较小时, 燃油的 ϕ_{SMD} 及分布指数受离心喷嘴本身和空气压降的共

同作用, 但离心喷嘴本身的雾化占主导作用, 当供油压力比较小时, 燃油的雾化效果比较差, 在经过内旋流器的空气作用下, 燃油在文氏管上形成油膜, 由于此时空气压降很小, 燃油喷出的相对速度减小, 气动力减小, 内外旋流器空气的剪切作用很弱, 燃油不能充分的雾化, 从而导致了燃油的 ϕ_{SMD} 偏大以及分布指数偏低, 当供油压力加大时, 离心喷嘴本身的雾化效果变好, 虽然此时空气压降很小, 但是离心喷嘴本身的雾化起主导作用, 从而使得燃油的雾化效果变好, 颗粒度更加的均匀. 随着空气压力降 $\Delta p/p$ 的增大, 气动力作用增强, 对燃油的雾化有明显的改善作用, 对在文氏管上形成的油膜有较好的雾化效果, 液雾平均直径 ϕ_{MD} 减小, 分布指数 n 增大. 在燃油流量较大即供油压力较大时, 离心式同向双旋流空气雾化喷嘴具有 $30\mu\text{m}$ 左右的 ϕ_{SMD} , 并且很均匀. 从燃油雾化方面来讲小的 ϕ_{MD} 能保证燃烧室的燃烧性能, 特别是燃烧效率和污染排放; 在燃油流量较小即供油压力较小时, 对应着常见燃烧室空气压降, 喷嘴的液雾分布 ϕ_{SMD} 在 $50\mu\text{m}$ 上下, 比单纯的离心喷嘴供油液雾直径小很多, 并且液雾具有一定的不均匀度, 既能保证火焰稳定性又能避免过分的冒烟积碳^[41].

本文根据 Lefebvre 雾化理论和试验数据整理出该离心式同向双旋流器空气雾化喷嘴的液雾平均直径 ϕ_{SMD} 的计算公式:

在空气压降 $\Delta p/p < 3\%$ 的情况下

$$\phi_{\text{MD}} = 88.61 \left[\frac{\sigma \rho_L}{\rho_A \Delta p_L^2} \right]^{0.25} (t \cos \varphi)^{0.25} - 2.288 \left[\frac{\sigma \rho_L}{\rho_A \Delta p_L} \right]^{0.25} (t \cos \varphi)^{0.75} + 0.000084$$

在空气压降 $\Delta p/p > 3\%$ 的情况下

$$\phi_{\text{MD}}/t = (3.74 + 2.57\Delta p/p \cdot 100) \cdot [1 + 0.00175We/(1 + \gamma_{\text{ALR}}^{-1})]^{-1}$$

上述结果在进行雾化颗粒度预测的时候具有一定的针对性和指导作用, 但是上述得到的结论只是针对一定范围内的离心同向双旋流器, 具有一定的局限性, 需要进行更加深入的研究来分析离心同向双旋流器的雾化特性.

参考文献:

[1] Gleason C C, Oller T L, Shayeson M W, et al. Evaluation of fuel character effects on the F101 engine combustion system [R]. AFAPL-TR-79-2018, 1979
[2] Holderness F H, Macfarlane J J. Soot formation in rich

kerosene flames at high pressure[R]. AGARD CP 125, Paper 18, 1973

[3] Rink K K, Lefebvre A H. Influence of fuel drop size and combustor operating conditions on pollutant emissions[J]. International Journal of Turbo and Jet Engines, 1989, 6 (2): 113-121

[4] 金如山. 航空燃气轮机燃烧室[M]. 北京: 宇航出版社, 1985

[5] 汪志强, 张驰, 林宇震. 自稳火双旋流杯在非受限空间内的燃烧特性[J]. 航空动力学报, 2008, 23 (10): 1778-1782

WANG Zhiqiang, ZHANG Chi, LIN Yuzhen. Combustion characteristics of self-stabilized dual-swirl cup in the unconfined case[J]. Journal of Aerospace Power, 2008, 23 (10): 1778-1782 (in Chinese)

[6] Mellor A M. Design of modern turbine combustors [M]. Beijing: Academic Press, 1997

[7] 林宇震, 林培华, 许全宏, 等. 复合式收扩套筒空气雾化喷嘴燃烧室点火研究[J]. 航空动力学报, 2007, 22(3): 342-346

LIN Yuzhen, LIN Peihua, XU Quanhong, et al. Research on ignition performance of a hybrid air-blast atomizer combustor with convergent-divergent sleeve[J]. Journal of Aerospace Power, 2007, 22(3): 342-346 (in Chinese)

[8] 张驰, 张荣伟, 徐国强, 等. 直射式双旋流器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)

[9] 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

[10] Lefebvre A H. Gas turbine combustion[M]. 2nd ed. Philadelphia, PA, U.S. A.: Taylor and Francis, 1999.