

旋流杯近场液雾 SMD 的空间分布模型

高 昭, 刘玉英, 顾鹏程
(北京航空航天大学 能源与动力工程学院, 北京 100191)

摘 要: 旋流杯液雾的空间分布特性对航空发动机燃烧室燃烧性能至关重要。基于旋流杯燃油雾化的物理过程及其近场液雾索太尔平均直径(SMD)空间分布呈“双峰”或“三峰”分布的基本特点,建立了旋流杯近场液雾 SMD 空间分布的半经验模型。该模型将旋流杯近场液雾分为中心区和边界区,其中中心区液雾采用离心喷嘴与内旋流的混合型雾化模型,边界区液雾采用文氏管液膜的气动雾化模型,同时将液雾 SMD 及 SMD 空间分布与正态分布函数相结合。根据空气压降不同,分别对压力雾化主导及气动雾化主导两种形式的旋流杯液雾 SMD 空间分布模型进行了验证,并对供液压力及空气压降的影响规律进行了预测分析,预测结果表明:随着供液压力和空气压降的增大,旋流杯液雾 SMD 呈现整体降低的趋势。

关 键 词: 旋流杯; 近场; SMD 空间分布; 空气压降; 半经验模型

中图分类号: V231.2 **文献标志码:** A

Model of spatial SMD distribution of spray at the near-field of swirl cup

GAO Zhao, LIU Yuying, GU Pengcheng
(School of Energy and Power Engineering,
Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100191, China)

Abstract: A semi-empirical model of spatial SMD distribution at the near-field of swirl cup was proposed based on the physical process of swirl cup atomization and the characteristics of spatial Sauter mean diameter (SMD) distribution. The swirl cup spray at the near-field was divided into central zone and border zone, the hybrid atomization model of pressure swirl with primary air blast atomizer was used for the central zone, and the prefilming air-blast atomization model of Venturi tube was used for the border zone spray. The SMD and SMD spatial distributions of the spray were combined with Gaussian distribution simultaneously. According to the difference of air pressure drop, two types of semi-empirical models: pressure swirl atomization dominated model and airblast atomization dominated model, were validated respectively. Furthermore, the influences of liquid pressure and air pressure drop on the spatial SMD distribution were predicted and analyzed. Prediction results show that: the SMD decrease with the increase of liquid pressure or air pressure drop.

Key words: swirl cup; near-field; spatial sauter mean diameter distribution; air pressure drop; semi-empirical model

收稿日期:2020-02-09

作者简介:高昭(1990—),男,博士生,主要从事航空发动机液雾燃烧研究。

通信作者:刘玉英(1974—),女,副教授,博士,主要从事航空发动机液雾燃烧相关研究。E-mail:yyliu@buaa.edu.cn

引用格式:高昭,刘玉英,顾鹏程.旋流杯近场液雾 SMD 的空间分布模型[J].航空动力学报,2020,35(9):1812-1821. GAO Zhao, LIU Yuying, GU Pengcheng. Model of spatial SMD distribution of spray at the near-field of swirl cup[J]. Journal of Aerospace Power, 2020, 35(9): 1812-1821.

符号表

U	速度	D	直径
μ	动力黏度	下标	
σ	表面张力	a	空气
p	压力	l	液体工质
N_i	流量数	0	标准工况,峰值位置
We	韦伯数	c	中心区
Re	雷诺数	b	边界区
t	液膜厚度	h	外旋流器
ρ	密度	p	液膜,瞬时雾化机制
ω	方差	w	经典波动雾化机制
R	质量比	m	混合型雾化
r	径向位置	max	峰值

燃烧室头部的燃油雾化特性对航空发动机燃烧性能具有关键性作用^[1],早期燃烧室多采用压力雾化喷嘴供油,燃油雾化特性受工况影响较大,燃烧区域靠近喷嘴,喷嘴易积炭,冒烟现象严重^[2],后来随着对气动雾化喷嘴和混合型雾化喷嘴的研究,GE 公司(General Electric)设计了由燃油喷嘴、文氏管和多级旋流器相匹配构成的旋流杯雾化装置,具有稳定优良的雾化特性,被广泛应用于新一代航空发动机燃烧室^[3]。在旋流杯喷雾的众多雾化特性中,其近场液雾索太尔平均直径(SMD,记为 D_{32})空间分布直接影响着整个喷雾场液滴尺寸的空间分布,与燃烧室点火性能以及燃烧场温度分布、燃烧效率等燃烧性能密切相关^[4],具有重要的研究意义。

对于旋流杯近场液雾 SMD 空间分布形态,国内外学者采用激光测试技术进行了大量的试验研究。Jeng、Flohre 和 Giridharan 等^[5-9]采用二维 PDPA(phase Doppler particle analyzer)技术研究了 CFM56 旋流杯近场液雾尺寸的空间分布情况,并研究了空气温度、燃料性质的影响,空气压降为 4%,试验结果表明液雾上游区域 SMD 空间分布沿径向呈现双峰分布形态,两个 SMD 峰值出现在锥形喷雾边界处,最小值出现在中心回流区处。Shanmugadas 等^[10]采用 PDI(phase Doppler interferometer)测试技术对旋流杯出口 SMD 空间分布进行了测量,空气压降为 4%,试验结果同样表明液雾上游区域 SMD 沿径向呈现双峰分布形态,且 SMD 峰值位置与体积流量空间分布的峰值位置基本一致。Wang 等^[11]采用 PDPA 技术测量了 CFM56 旋流杯出口液雾 SMD 空间分布,空气压降为 3%左右,结果显示在中心轴线区域 SMD 也有一个较小的峰值,液雾上游

区域 SMD 空间分布沿径向呈现三峰分布形态。同样地,黄勇等^[12]采用 PDA(patical dynamic analyser)测量方法研究了空气压降、燃料压降对某型旋流杯出口液雾 SMD 分布的影响,结果表明 SMD 分布曲线随燃料压降的增大呈现整体降低的趋势。同时,当空气压降较高时,液雾上游区域 SMD 分布呈现双峰分布形态;空气压降较低时,SMD 空间分布出现三峰分布形态。郭新华等^[13]对某型旋流杯出口液雾 SMD 的研究表明当头部压降大于 3%时,旋流杯以气动雾化为主,雾化效果较好;而当头部压降低于 3%时,气动雾化效果很差,旋流杯以离心喷嘴的压力雾化为主。上述研究结果表明,旋流杯近场液雾 SMD 分布形态的变化与旋流杯不同空气压降下的雾化机制变化有关。

此外,研究者们也针对旋流杯结构参数对其出口液雾 SMD 的影响开展了大量研究工作。例如,Han 等^[14]研究了不同离心喷嘴位置对旋流杯出口 SMD 空间分布的影响,得到离心喷嘴的位置变化会改变打在文氏管上的液体量,从而改变液膜厚度,进而影响出口 SMD 空间分布。Wang 等^[15]和 Ateshkadi 等^[16]分别就旋流杯离心喷嘴流量数和喷雾锥角对旋流杯出口液雾 SMD 的影响进行了研究,结果表明由于文氏管的存在,离心喷嘴流量数和喷雾锥角对旋流杯出口液雾 SMD 分布几乎没有影响。Wang 等^[17]采用 PDA 等测试方法研究了文氏管张角对旋流杯出口 SMD 分布的影响,结果表明文氏管张角改变,SMD 空间分布会发生较大变化。Chin 等^[18]研究了内外旋流器旋向对旋流杯出口液雾 SMD 的影响,试验结果表明内外旋流方向相反有利于雾化性能的提

升。但是由于旋流杯结构复杂,结构参数众多,其雾化过程受压力雾化和气动雾化耦合共同作用,

因此,将液雾 SMD 空间分布与气动、结构参数进行关联并建模预测具有很大的挑战。

目前,有关旋流杯液雾 SMD 的模型研究主要围绕旋流杯或预膜式喷嘴液雾 SMD 的经验^[19-22]、半经验^[23-26]公式的建立上,对于旋流杯近场液雾 SMD 的空间分布建模研究几乎是空白。由于数理分析上的困难以及旋流杯结构、工况的复杂多变,通过纯理论推导对旋流杯近场液雾 SMD 空间分布进行建模难度极大。因此,以物理过程为基础,利用已知的雾化理论建立合理的 SMD 空间分布半经验模型就显得十分必要。

本文即是基于旋流杯雾化的物理过程,采用雾化分区方法,结合正态分布函数对旋流杯近场液雾 SMD 空间分布进行了半经验建模,以实现

1 旋流杯 SMD 空间分布模型简介

1.1 旋流杯 SMD 空间分布特点分析

旋流杯属于组合式雾化装置,燃油雾化通过气动雾化和压力雾化共同完成,图 1 给出了旋流杯雾化物理过程示意图。①燃油从离心喷嘴喷出,在主旋流器(内旋流器)空气作用下,发生混合型雾化过程;②大部分液滴冲击至文氏管表面,在气动力作用下形成液膜,液膜在文氏管出口受到次旋流器(外旋流器)空气的强力剪切作用,气动雾化成小液滴,并在气动力作用下向外喷出形成旋流杯锥形喷雾;③部分未打到文氏管表面的燃油液滴在内旋流作用下直接排出旋流杯。

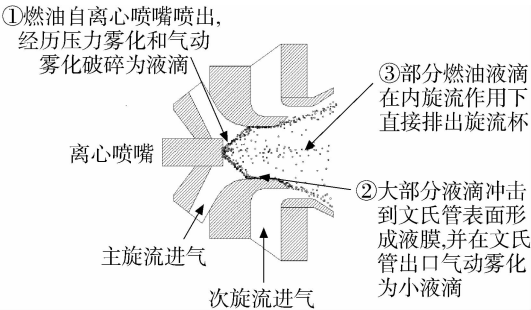


图 1 旋流杯雾化物理过程示意图
Fig. 1 Schematic diagram of atomization process of swirl cup

基于上述旋流杯雾化物理过程,旋流杯出口液雾可根据其来源分为如图 2 所示的中心区和边界区两部分。其中中心区液雾主要来自未打到文氏管上的液滴,其液滴 SMD 主要受内旋流器和离心喷嘴混合型雾化机制的影响;边界区液雾主

要来自文氏管液膜气动雾化产生的液滴,其液滴 SMD 主要受气动雾化作用的影响。同时,旋流杯液雾 SMD 空间分布与燃烧室头部空气压降 Δp_a 密切相关。当 Δp_a 较高时,旋流杯以气动雾化为主导,雾化效果良好且中心区 SMD 较为均匀,液雾 SMD 曲线呈“双峰”分布^[5-6];当 Δp_a 较低时,旋流杯以离心喷嘴压力雾化为主,雾化效果较差,中心区 SMD 分布出现峰值,液雾 SMD 曲线呈“三峰”分布^[11-12],单个峰型都与正态分布相类似。“双峰”分布与“三峰”分布转变的临界空气压降与旋流杯结构有关,例如文献^[5-9,11]中 CFM56 旋流杯临界空气压降在 3%~4% 之间,而文献^[12]旋流杯临界空气压降在 20% 左右。

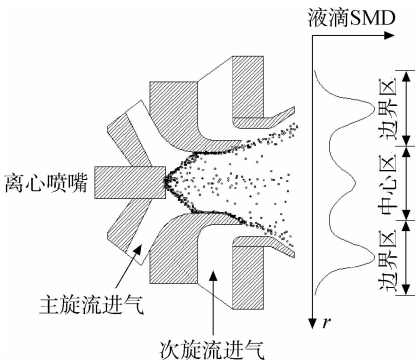


图 2 旋流杯雾化分区示意图
Fig. 2 Schematic diagram of swirl cup atomization partition

1.2 旋流杯 SMD 空间分布模型构建

基于旋流杯雾化的物理过程和近场液雾 SMD 的空间分布特点,将旋流杯 SMD 空间分布模型分为压力雾化主导分布模型和气动雾化主导分布模型,并假定:①空气压降较低时,为压力雾化主导分布模型,液雾 SMD 曲线为“三峰”分布,空气压降较高时,为气动雾化主导分布模型,液雾 SMD 曲线为“双峰”分布;②旋流杯出口液雾分布由中心区和边界区两部分组成;③液雾 SMD 空间分布峰型符合正态分布函数。

图 3 给出了旋流杯 SMD 空间分布模型示意图,图中 $\overline{D_{32c}}$ 为中心区液雾 SMD 的平均值, $D_{32c,max}$ 为中心区液雾 SMD 的峰值, $D_{32b,max}$ 为边界区液雾 SMD 的峰值, r 为距中心轴线距离, r_0 为边界区峰值位置距中心轴线的距离。以旋流杯中心线为对称轴,考虑对称性,构建其单侧的 SMD 分布曲线。

1) 气动雾化主导分布模型, SMD 空间分布呈“双峰”分布,即近似满足

$$D_{32}(r) = \underbrace{\overline{D_{32c}}}_{\text{中心区}} + \underbrace{(D_{32b,\max} - \overline{D_{32c}})}_{\text{边界区}} \exp\left[-0.5\left(\frac{r-r_0}{\omega_b}\right)^2\right]$$

(1)

2) 压力雾化主导分布模型, SMD 空间分布呈“三峰”分布, 即近似满足

$$D_{32}(r) = \underbrace{\left\{D_{32c,\max} - D_{32b,\max} \exp\left[-0.5\left(\frac{-r_0}{\omega_b}\right)^2\right]\right\}}_{\text{中心区}} \exp\left[-0.5\left(\frac{r-r_0}{\omega_b}\right)^2\right] +$$
$$\underbrace{\left\{D_{32b,\max} - D_{32c,\max} \exp\left[-0.5\left(\frac{r_0}{\omega_c}\right)^2\right]\right\}}_{\text{边界区}} \exp\left[-0.5\left(\frac{r-r_0}{\omega_b}\right)^2\right]$$

(2)

式中 ω_c 和 ω_b 分别表示中心区和边界区液雾正态分布的方差。

这在一定程度上表明旋流杯 SMD 峰值 ($D_{32\max}$) 和旋流杯 SMD 平均值 ($\overline{D_{32}}$) 随工况变化的趋势是相似的, 因此, 模型假定旋流杯各部分的 SMD 峰值与其对应的 SMD 平均值大小呈线性关系。

$$D_{32\max} = \alpha \overline{D_{32}}$$

(3)

式中 α 为比例系数。

1.3.2 中心区 SMD 峰值和 SMD 平均值的确定

中心区的液滴主要来自未打到文氏管上的液滴, 其液滴 SMD 主要受内旋流器和离心喷嘴混合型雾化机制的影响, 根据文献[28], 混合型雾化机制下离心喷嘴 SMD 的经验公式为

$$D_{32m} =$$
$$\frac{0.066\left(\frac{1}{R_{al}}\right)^e (\mu_l \sigma_l)^{0.25}}{U_a \left[B + \left(\frac{AU_l}{U_a}\right)^3 - \left(\frac{AU_l}{U_a}\right)^2 + \left(\frac{AU_l}{U_a}\right)\right]^{0.5}} \rho_a^{0.1}$$

(4)

其中 R_{al} 为气液比, μ_l 为液体动力黏度, σ_l 为液体的表面张力, ρ_a 为空气密度, U_l 为液体喷射速度, U_a 为气流速度, N_f 为离心喷嘴流量数, A 、 B 、 e 的求解如下:

$$A = 2\left(\frac{2.65}{N_f^{1.86}}\right)$$
$$B = 0.875(N_f)^{0.254}$$

$$e = 0.0076U_a - 0.0022U_a \exp\left(\frac{1.122}{N_f^{0.4}}\right) - 0.1$$

因此可将旋流杯中心区液雾平均直径 $\overline{D_{32c}}$ 表征为

$$\overline{D_{32c}} = \beta D_{32m}$$

(5)

其中 β 为由于旋流杯结构不同以及中心区液滴从离心喷嘴近场运动至旋流杯近场的沿程变化而引入的修正系数。

根据式(3)和式(5), 得到中心区液滴 SMD 峰值 $D_{32c,\max}$ 表达式为

$$D_{32c,\max} = \alpha_c \beta D_{32m}$$

(6)

式中 α_c 为中心区比例系数。

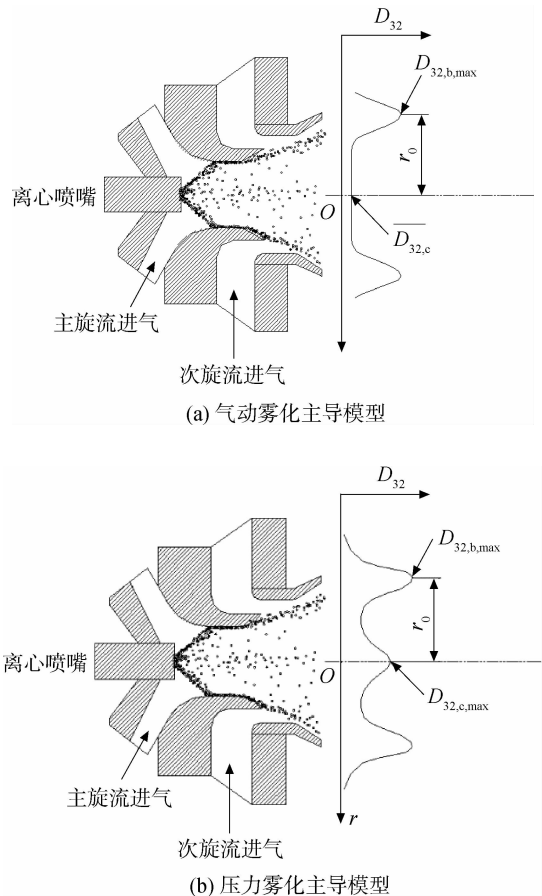


图 3 旋流杯 SMD 空间分布模型示意图
Fig.3 Schematic diagram of spatial SMD distribution model of swirl cup

1.3 SMD 空间分布模型的参数确定

由式(1)和式(2)可以看出, 旋流杯液雾 SMD 空间分布建模的重点在于模型参数 $\overline{D_{32c}}$ 、 $D_{32c,\max}$ 、 ω_c 、 $D_{32b,\max}$ 、 ω_b 和 r_0 的确定。

1.3.1 旋流杯 SMD 峰值与 SMD 平均值的关系

文献[12,27]的数据表明, SMD 空间分布曲线随气动参数的变化呈现整体上下移动的趋势,

1.3.3 边界区 SMD 峰值的确定

边界区液滴主要来自文氏管液膜气动雾化产生的液滴,其液滴 SMD 主要受气动雾化作用的影响。根据文献[19-21],随着来流速度增大,预膜式气动雾化喷嘴的雾化机制由经典波动雾化机制向瞬时雾化机制转变,其液雾的 SMD 经验关系式也不同。文氏管上液膜的气动雾化同样存在这样的雾化机制转变,模型假定:

1) 对于气动雾化主导分布模型,文氏管液膜雾化瞬时雾化机制,液滴 SMD 经验公式^[19-20]为

$$\frac{D_{32p}}{t} = 3 \left(1 + \frac{0.00175 We_p}{1 + R_{al,p}^{-1}} \right)^{-1} \quad (7)$$

2) 对于压力雾化主导分布模型,文氏管液膜雾化为经典波动雾化机制,液滴 SMD 经验公式^[1,21]为

$$\frac{D_{32p}}{D_h} = (1 + R_{al,p}^{-1}) \cdot \left[0.33 \left(\frac{\sigma}{\rho_a D_p U_a^2} \right)^{0.6} \left(\frac{\rho_a}{\rho_l} \right)^{0.1} + 0.068 \left(\frac{\mu_l^2}{\sigma D_p \rho_l} \right)^{0.5} \right] \quad (8)$$

其中 D_p 是文氏管出口外缘直径; D_h 是旋流杯外旋流器出口直径; $We_p = \frac{\rho_l U_a^2 t}{\sigma}$; $R_{al,p}$ 为文氏管液膜气动雾化的气液比,可采用文献[29]中的预膜式气动雾化喷嘴液膜厚度与液膜处气液比关系的半经验公式求得,即

$$\frac{t}{D_h} = 132 \left(\frac{\mu_l}{\rho_l D_h U_a} \right)^{0.4} R_{al,p}^{-0.8} \quad (9)$$

其中液膜厚度 t 由 Batarseh 等^[24-25] 基于撞击理论的旋流杯文氏管液膜厚度半经验式给出:

$$\frac{t}{D_{32m}} = 8.95 \left(\frac{We_m}{Re} \right)^{0.75} \quad (10)$$

其中 $We_m = \frac{\rho_l U_a^2 D_{32m}}{\sigma}$, $Re = \frac{\rho_l U_a D_{32m}}{\mu_l}$ 。

考虑到旋流杯结构不同,引入修正系数 γ ,得到边界区 SMD 平均值 $\overline{D_{32b}}$

$$\overline{D_{32b}} = \gamma D_{32p} \quad (11)$$

进一步地,根据式(3)和式(11),可得边界区 SMD 峰值 $D_{32b,max}$

$$D_{32b,max} = \alpha_b \gamma D_{32p} \quad (12)$$

其中对于经典波动雾化机制,系数为 $\alpha_{b,w}$ 和 γ_w ,对于瞬时雾化机制,系数为 $\alpha_{b,p}$ 和 γ_p 。

1.3.4 中心区方差与边界区方差的确定

中心区方差 ω_c 和边界区方差 ω_b 反映了中心

区和边界区 SMD 空间分布曲线的瘦高程度,当 ω_c 和 ω_b 越小时,曲线越瘦高,而空气压降 Δp_a 和供液压力 Δp_l 是旋流杯的两个重要可调工况参数,文献[12,27]的试验数据表明液雾 SMD 分布曲线的瘦高程度随空气压降和供液压力整体上呈单调变化,可采用幂函数拟合其定量变化,因此模型将 Δp_a 和 Δp_l 作为主要研究变量,将方差简化表示为

$$\omega_c = C \left(\frac{\Delta p_a}{p_0} \right)^a \left(\frac{\Delta p_l}{p_0} \right)^b \quad (13)$$

$$\omega_b = D \left(\frac{\Delta p_a}{p_0} \right)^c \left(\frac{\Delta p_l}{p_0} \right)^d \quad (14)$$

其中 C 和 D 为试验系数, a, b, c, d 为压力项系数,反映空气压降和供液压力变化对 SMD 空间分布曲线变化趋势的影响。

1.3.5 边界区峰值位置 r_0 的确定

文献[5,9]表示旋流杯出口 SMD 峰值位于旋流杯后方空心锥的边界处,其位置与文氏管和套筒的位置、倾角以及两级旋流方向直接相关,对于同一旋流杯,空气压降 Δp_a 和供液压力 Δp_l 的变化对近场边界区 SMD 峰值位置影响很小。因此,模型假定对于固定的旋流杯(结构和旋流方向不变),其近场的 SMD 峰值位置不随工况变化而变化

$$r_0 = E \quad (15)$$

其中 E 为试验值,与旋流杯结构和旋流方向有关,可通过一组标准工况试验确定。

1.3.6 模型参数分析及压力项指数的确定

根据对旋流杯近场 SMD 空间分布模型相关公式(式(3)~式(15))的介绍,可以看出,该模型包含九个试验系数 $\alpha_c, \beta, \alpha_{b,w}, \gamma_w, \alpha_{b,p}, \gamma_p, C, D, E$, 以及四个压力指数项 a, b, c, d , 其中九个试验系数与旋流杯结构直接相关,对于不同的旋流杯结构取值不同,需通过一组标准工况试验值进行确定;四个压力指数反映了空气压降和供液压力变化对 SMD 空间分布曲线变化趋势的影响,在模型中为不变量,需通过对大量试验数据的拟合得到(由于试验数据相对较少,模型只给出了压力指数的初步取值,后续可进行取值的优化)。

模型以 SMD 呈典型“三峰分布”的旋流杯试验数据^[12] (空气压降 $\Delta p_a = 6 \sim 14.4$ kPa, 供液压力 $\Delta p_l = 0.2 \sim 0.55$ MPa) 以及典型“双峰分布”旋流杯试验数据^[27] (空气压降 $\Delta p_a = 30 \sim 100$ kPa, 供液压力 $\Delta p_l = 0.09$ MPa) 来确定四个压力指数项 a, b, c, d 的值。通过对试验数据的拟合得到方差 ω_c 和 ω_b 的值,如表 1、表 2 和表 3 所示,可以看出供液压力变化对方差影响很小,采用式(13)、式

(14)对不同压降下的方差进行拟合,得到各压力指数 $a\approx-0.135,c\approx-0.13,b\approx d\approx0$,因此得到

$$\omega_c \approx C\left(\frac{\Delta p_a}{p_0}\right)^{-0.135}$$

(16)

$$\omega_b \approx D\left(\frac{\Delta p_a}{p_0}\right)^{-0.13}$$

(17)

表 1 文献[12] $\Delta p_1=0.55$ MPa 工况下 ω_c 和 ω_b 随 Δp_a 的变化

Table 1 Variation of ω_c and ω_b with Δp_a under $\Delta p_1=0.55$ MPa in Ref[12]

$\Delta p_a/\text{kPa}$	ω_c	ω_b
6	9	10
10	8.5	9
14.4	8	9

表 2 文献[12] $\Delta p_a=13.5$ kPa 工况下 ω_c 和 ω_b 随 Δp_1 的变化

Table 2 Variation of ω_c and ω_b with Δp_1 under $\Delta p_a=13.5$ kPa in Ref[12]

$\Delta p_1/\text{MPa}$	ω_c	ω_b
0.2	8.5	10
0.35	8	10
0.55	8.5	10

表 3 文献[27] $\Delta p_1=0.09$ MPa 工况下 ω_b 随 Δp_a 的变化

Table 3 Variation of ω_b with Δp_a under $\Delta p_1=0.09$ MPa in Ref[27]

$\Delta p_a/\text{kPa}$	ω_b
30	4.9
60	4.5
100	4.3

表 4 模型验证及应用所用试验数据
Table 4 Experimental data used for model validation and application

试验数据编号	数据来源	$\Delta p_a/\text{kPa}$	$\Delta p_1/\text{MPa}$	p_0/MPa	$(\Delta p_a/p_0)/\%$	分布形态
Data-1	文献[12]	14.4	0.55	0.1	14.21	三峰分布
Data-2	文献[12]	13.5	0.75	0.1	13.32	三峰分布
Data-3	文献[12]	10	0.55	0.1	9.87	三峰分布
Data-4	文献[27]	60	0.09	0.1	59.22	双峰分布
Data-5	文献[27]	100	0.09	0.1	98.69	双峰分布
Data-6	文献[12]	28.6	0.55	0.1	28.22	双峰分布

2 旋流杯 SMD 空间分布模型的验证

模型选用文献[12]和文献[27]的试验数据对旋流杯 SMD 空间分布模型进行验证,所用的试验数据如表 4 所示,环境工况均为常温常压,液体温度均为常温。

2.1 压力雾化主导分布模型的验证

压力雾化主导分布模型的验证选用 Data-1 作为基准,拟合得到该型旋流杯相关试验系数,拟合效果如图 4 所示,决定系数 $R^2=0.9$,相应试验系数如表 5 所示。

采用表 5 所示试验系数,根据压力雾化主导分布模型,分别改变供液压力和空气压降,即对 Data-2 和 Data-3 对应的两组工况进行 SMD 空间分布的预测,并与 Data-2 和 Data-3 进行对比,如图 5、图 6 所示。

从图 5 和图 6 中可以看出,对于旋流杯近场 SMD 的空间分布,模型的预测结果与试验结果整体较为接近,降低空气压降,模型边界区 SMD 峰值的预测值比实际值增大的更加明显,这与模型采用的式(8)有关,最大误差在 20%左右,在可接受范围内,各峰值的变化趋势以及分布曲线形态的变化与试验结果也较为相符,预测模型在一定程度上得到了验证。

2.2 气动雾化主导分布模型的验证

对于气动雾化主导分布模型的验证,模型选用 Data-4 作为基准,拟合得到该型旋流杯相关试验系数,拟合效果如图 7 所示,决定系数 $R^2=0.97$,相应试验系数如表 6 所示。

采用表 6 所示试验系数,改变空气压降,即对 Data-5 对应工况进行 SMD 空间分布的预测,并与 Data-5 进行对比,如图 8 所示。

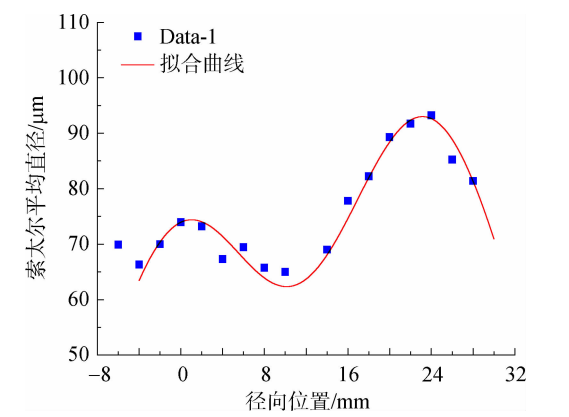


图 4 Data-1 拟合图
Fig. 4 Fitting curve of Data-1

Table 5 Experimental coefficient of swirl cup in Ref. [12]						
α_c	β	$\alpha_{b,w}$	γ_w	C	D	E/mm
1.03	1.0	1.29	1.49	6.16	7	23.5

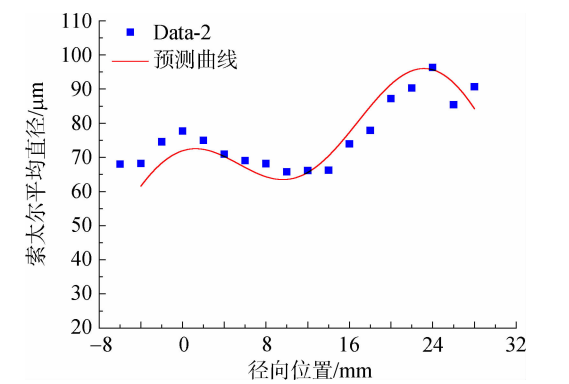


图 5 Data-2 工况 SMD 空间分布预测
Fig. 5 Prediction curve of spatial SMD distribution under working condition Data-2

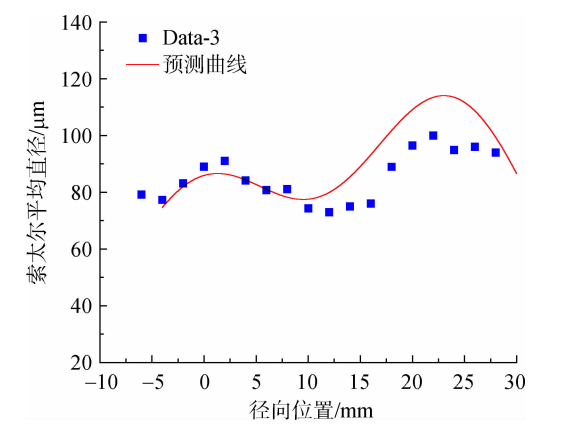


图 6 Data-3 工况 SMD 空间分布预测
Fig. 6 Prediction curve of spatial SMD distribution under working condition Data-3

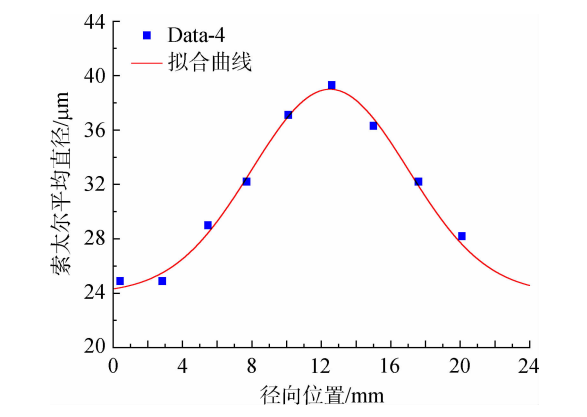


图 7 Data-4 拟合效果图
Fig. 7 Fitting curve of Data-4

Table 6 Experimental coefficient of swirl cup in Ref. [27]				
β	$\alpha_{b,p}$	γ_p	D	E/mm
0.69	1.29	5.5	4.2	12.5

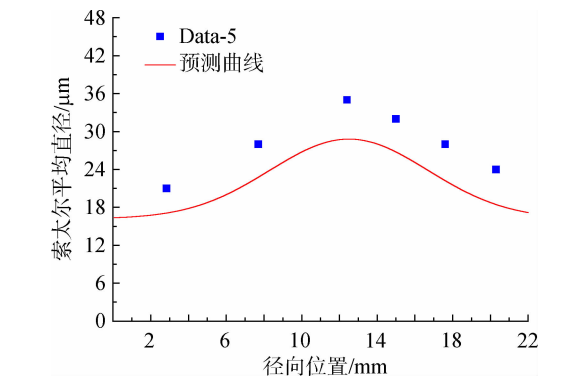


图 8 Data-5 工况 SMD 空间分布预测
Fig. 8 Prediction curve of spatial SMD distribution under working condition Data-5

从图 8 中可以看出,预测值与试验值较为接近,空气压降的增大,使得 SMD 整体降低,模型预测曲线基本体现了 SMD 沿径向的分布变化以及空气压降增大带来的 SMD 空间分布变化,最大误差在 25% 左右,在可接受范围内,预测模型在一定程度上得到了验证。

3 旋流杯 SMD 空间分布模型的应用

采用旋流杯液雾 SMD 空间分布模型,对文献[12]旋流杯在更宽广工况范围下的液雾 SMD 空间分布进行预测。

3.1 液体压力对旋流杯 SMD 空间分布的影响预测

选用 Data-6 作为基准,拟合边界区 SMD 峰

值,得到该旋流杯瞬时雾化机制下的边界区试验系数,如表 7 所示,结合表 5 中该旋流杯的其他试验系数,根据气动雾化主导分布模型,对不同供液压力工况的 SMD 空间分布进行预测,如图 9 所示。

表 7 文献[12]瞬时雾化机制边界区试验系数
Table 7 Experimental coefficient of boundary region under atomization mechanism in Ref. [12]

$\alpha_{b,p}$	γ_p
1.29	5.6

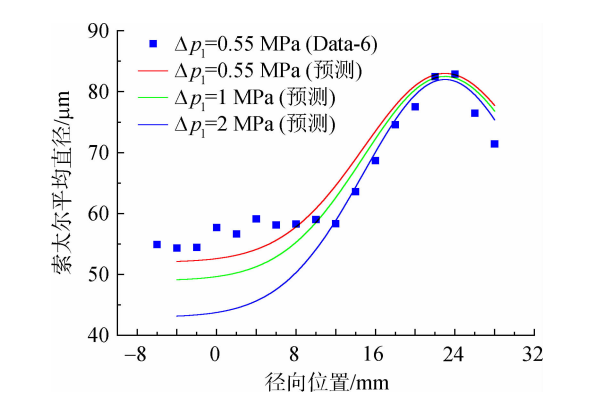


图 9 供液压力对 SMD 分布曲线的影响
(Data-6 为基准)

Fig. 9 Effects of Δp_1 on spatial SMD distribution
(reference Data-6)

由图 9 可以看出,模型对供液压力 $\Delta p_1 = 0.55$ MPa 工况下中心区液滴 SMD 分布的预测较为准确,同时,随着供液压力的增大,中心区与边界区液滴 SMD 均呈现减小趋势,分析其原因:供液压力的增大增强了离心喷嘴的初始雾化效果,使得中心区液滴 SMD 降低,同时,供液压力的增大虽然会使得总的气液比降低,但是模型计算的文氏管液膜的气液比却是增大的,如图 10 所示,增大供液压力增强了离心喷嘴的一次雾化效果,

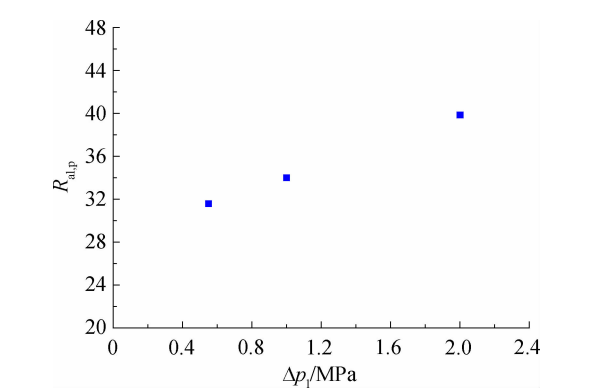


图 10 供液压力对 $R_{sl,p}$ 的影响
Fig. 10 Effects of Δp_1 on $R_{sl,p}$

缩短了液膜破碎长度,同时产生了更多的小液滴,小液滴穿透性较差,没有打到文氏管上,而直接排出旋流杯,使得文氏管液膜上的液体流量降低,边界区气液比增大,气动雾化作用增强,进而降低了边界区的液滴 SMD。

选用 Data-1 作为基准,根据压力雾化主导分布模型,对不同供液压力工况的 SMD 空间分布进行预测,如图 11 所示。

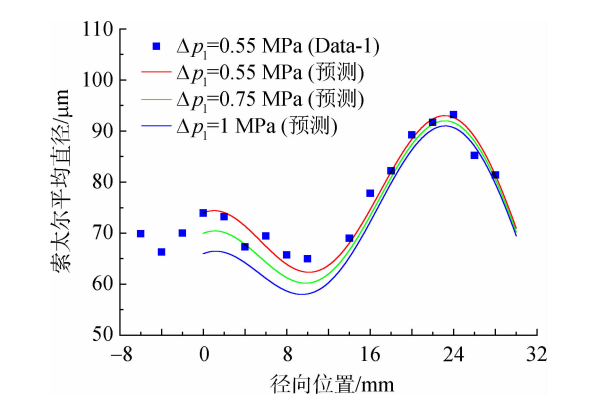


图 11 供液压力对 SMD 分布曲线的影响
(Data-1 为基准)

Fig. 11 Effects of Δp_1 on spatial SMD distribution
(reference Data-1)

由图 11 可以看出,随着供液压力的增大,中心区和边界区液雾的 SMD 均有下降的趋势,原因同样与离心喷嘴初始雾化的增强以及文氏管液膜气液比的增大有关。

3.2 空气压降对旋流杯 SMD 空间分布的影响
预测

选用 Data-6 作为基准,根据气动雾化主导分布模型,对不同高空气压降工况的旋流杯 SMD 空间分布进行预测,如图 12 所示。

由图 12 可以看出,随着空气压降的增大,

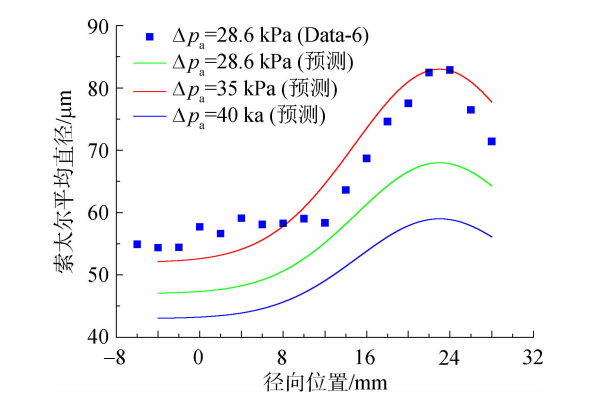


图 12 空气压降对 SMD 空间分布曲线的影响
Fig. 12 Effects of Δp_a on spatial SMD distribution

SMD 的空间分布曲线呈现整体下移的趋势,中心区及边界区液滴 SMD 均降低,其原因在于空气压降的增大,会导致气流速度的增大,中心区及边界区液滴所受气动雾化作用增强,液滴 SMD 因而下降。

综上所述,模型的预测结果符合旋流杯雾化的相关理论,可以提供变空气压降、变供液压力工况的旋流杯液滴 SMD 空间分布,具有一定的工程应用价值。

4 模型误差分析

本文所建立的旋流杯近场液雾 SMD 空间分布模型,可以较好的预测 SMD 分布曲线随空气压降和供液压力的变化趋势,存在的不足和误差来源包括:

1) 模型选用正态分布函数为建模函数基础,正态分布函数虽可以体现旋流杯近场液雾 SMD 分布曲线的峰型特点,但仍只是一种函数近似,没有从本质上反映分布曲线的形成原因,预测曲线会与实际分布曲线有一定形态上的差别,对分布曲线的形成原因有待进一步深入研究。

2) 以已有半经验公式为基础,对各部分液滴平均 SMD 进行预测,由于模型所用雾化公式为常温常压试验所得,且没有考虑蒸发,因此,目前模型所适用的环境工况为常温常压,且对较高液体温度工况适用性存在问题。

3) 模型通过对 SMD 平均值的预测来模化分布曲线的峰值,是一种简化的近似方法,在多工况变化时,可能不能准确反映峰值的定量变化,造成预测误差。

4) 通过一组标准工况得到旋流杯试验系数可能会由于试验测量等原因造成较大预测误差,在模型的实际应用中,可利用旋流杯多组试验数据结果,采用平均等方法得到模型的试验系数,降低预测误差。

5 结论及展望

本文基于旋流杯雾化的物理过程和旋流杯近场液雾 SMD 的空间分布特点,结合正态分布函数,根据空气压降的不同,分别建立了压力雾化主导和气动雾化主导的旋流杯近场液雾 SMD 空间分布半经验模型,主要得到如下结论:

1) 模型将旋流杯出口液雾根据其来源分为中心区液雾和边界区液雾,并考虑了不同空气压降下旋流杯的不同雾化机制,能够对不同空气压

降和不同供液压力工况下旋流杯近场液雾 SMD 空间分布做出较为良好的预测。

2) 一定工况范围内,供液压力的增大增强了离心喷嘴的初始雾化效果,使得中心区液滴 SMD 降低,同时也增大了边界区文氏管液膜气动雾化的气液比,使得边界区液滴 SMD 略有降低。

3) 空气压降的增大会导致气流速度的增大,中心区及边界区液滴所受气动雾化作用增强,液滴 SMD 降低。

液体温度、环境温度和压力对旋流杯雾化具有着重要的影响,目前模型所适用的环境工况为常温常压以及较低的液体温度,在下一步的建模工作中可以进一步考虑环境温度、压力以及液体温度的影响,从而为预测和改善旋流杯 SMD 空间分布提供较为全面的帮助。

参考文献:

- [1] LEFEBVRE A H. Gas turbine combustion[M]. Boca Raton, US: CRC Press, 1998.
- [2] 金如山. 航空燃气轮机燃烧室[M]. 北京: 宇航出版社, 1988.
- [3] 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.
- [4] LIU C, LIU F, YANG J, et al. Investigations of the effects of spray characteristics on the flame pattern and combustion stability of a swirl-cup combustor[J]. Fuel Guildford, 2015, 139: 529-536.
- [5] JENG S M, FLOHRE N M, MONGIA H. Swirl cup modeling-atomization[R]. AIAA-2004-137, 2004.
- [6] FLOHRE N. Experimental of spray atomization properties of an aircraft engine swirl cup[D]. Cincinnati, US: University of Cincinnati, 2003.
- [7] JENG S M, FLOHRE N, MONGIA H. Air temperature effects on non-reacting spray characteristics issued from a counter-rotating swirler[R]. AIAA-2005-355, 2005.
- [8] JENG S M, FLOHRE N, MONGIA H. Fluid property effects on non-reacting spray characteristics issued from a counter-rotating swirler[R]. AIAA-2005-356, 2005.
- [9] GIRIDHARAN M, MONGIA H, JENG S M. Swirl cup modeling: Part VIII spray combustion in cfm-56 single-cup flame tube[R]. AIAA-2003-319, 2003.
- [10] SHANMUGADAS K P, CHAKRAVARTHY S R, CHIRANTHAN R N, et al. Characterization of wall filming and atomization inside a gas-turbine swirl injector[J]. Experiments in Fluids, 2018, 59(10): 1-26.
- [11] WANG H Y, MCDONELL V G, SAMUELSEN S. Influence of hardware design on the flow field structures and the patterns of droplet dispersion: Part I mean quantities[J]. Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 1995, 117(2): 282-289.

[12] 黄勇,郭志辉.某燃烧室头部旋流油雾场特性的实验研究[C]//中国航空学会第五届动力年会论文集.北京:中国航空学会动力专业分会,2003:103-110.

[13] 郭新华,林宇震,张驰,等.离心式同向双旋流器空气雾化喷嘴雾化特性研究[J].航空动力学报,2009,24(10):2249-2254.

GUO Xinhua, LIN Yuzheng, ZHANG Chi, et al. Experimental investigation on atomization characteristic of an air blast atomizer with centrifugal nozzle and co-dual-swirl cup[J]. Journal of Aerospace Powe,2009,24(10):2249-2254. (in Chinese)

[14] HAN Y M, SEOL W S, LEE D S, et al. Effects of fuel nozzle displacement on pre-filming airblast atomization[J]. Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 2001, 123(1):33-40.

[15] WANG H, MCDONELL V, SAMUELSEN G. The influence of spray angle on the continuous-and discrete-phase flowfield downstream of an engine combustor swirl cup[R]. AIAA-92-3231,1992.

[16] ATESHKADI A, MCDONELL V, SAMUELSEN G. Effect of mixer geometry on fuel spray distribution,emissions and stability[R]. AIAA-98-0247,1998.

[17] WANG X, LIN Y, HU H, et al. Effect of swirl cup's venturi shape on spray structure and ignition process[R]. ASME Paper 2014-GT-25216,2014.

[18] CHIN J S, RIZK N K, RAZDAN M K. Effect of inner and outer airflow characteristics on high liquid pressure pre-filming airblast atomization[J]. Journal of Propulsion and Power,2000,16(2):297-301.

[19] RIZKALLA A A, LEFEBVRE A H. The influence of air and liquid properties on airblast atomization[J]. Journal of Fluids Engineering,1975,97(3):316-320.

[20] 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.

[21] LEFEBVRE A H. Twin-fluid atomization;factors influencing mean drop size[J]. Atomization and Sprays,1992,2(2):101-119.

[22] KULKARNI A P, DESHMUKH D. Spatial drop-sizing in airblast atomization-an experimental study[J]. Atomization and Sprays,2017,27(11):949-961.

[23] LEFEBVRE A H. Energy considerations in twin-fluid atomization[R]. ASME Paper 90-GT-003,1997.

[24] BATARSEH F Z M. Spray generated by an airblast atomizer: atomization, propagation and aerodynamic instability [D]. Darmstadt, Germany: Technische Universität Darmstadt, 2009.

[25] BARARSEH F Z, ROISMAN I V, TROPEA C. Characterization of a spray generated by an airblast atomizer with prefilmer[J]. Atomization and Sprays, 2010, 20(10):887-903.

[26] HOLZ S, CHAUSSONNET G, GEPPERETH S, et al. Comparison of the primary atomization model PAMELA with drop size distributions of an industrial prefilming airblast nozzle[R]. Brighton, UK: International Conference for Liquid Atomization and Spray Systems (ILASS), 2016.

[27] HAN Y M, YOON M S, SEOL W S, et al. An experimental study on modeling of fuel atomization for simulating the idle regime of a gas turbine combustor by atmospheric testing[R]. ASME Paper 97-GT-152,1997.

[28] RIZK N, MONGIA H. Performance of hybrid airblast atomizers under low power conditions[R]. AIAA-92-0463, 1992.

[29] RIZK N K, LEFEBVRE A H. The influence of liquid film thickness on airblast atomization[J]. Transactions of the ASME,1980,102(3):706-710.

(编辑:陈 越)