

文章编号: 1000-8055(2003) 06-0799-04

# 离心式喷嘴雾化参数的计算

杨建辉, 樊未军, 杨茂林

(北京航空航天大学 能源与动力工程学院, 北京 100083)

摘要: 根据液膜破碎的线性稳定性分析的结果及离心式喷嘴锥形液膜破碎长度的经验公式, 由离心式喷嘴的结构参数和简化的流动模型, 计算确定锥形液膜破碎厚度  $h_b$ , 进而计算索太尔平均直径  $SMD$ 。计算结果与实验及有关经验关系式计算的结果相符合。本文所提出的计算方法可用于离心式喷嘴雾化参数的预估。

关键词: 航空、航天推进系统; 离心式喷嘴;  $SMD$ ; 雾化参数计算

中图分类号: V 233. 2<sup>+</sup> 2

文献标识码: A

## A Calculation of Spray Parameters of Pressure-Swirl Atomizer

YANG Jian-hui, FAN Wei-jun, YANG Mao-lin

(Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100083, China)

**Abstract:** Based on the results of the linear stability analysis and the experimental correlation of conical liquid sheet break-up length of pressure-swirl atomizer, combined with the structure parameters of pressure-swirl atomizer and simplified flow model, the depth  $h_b$  of the conical liquid sheet at the point of break-up can be obtained through calculation, then Sauter mean diameter  $SMD$  can be determined from  $h_b$ . The results by this method agree well with experiments and Jasuja's relative experimental correlation. The calculating method in this paper can be used to pre-estimate spray parameters of pressure-swirl atomizer.

**Key words:** aerospace propulsion system; pressure-swirl atomizer;  $SMD$ ; atomization parameter calculation

良好的燃油雾化能减小油滴直径, 增大燃油的蒸发速度和燃烧速度, 提高燃烧效率, 改善点火和火焰稳定性能, 提供合适的出口温度分布。长期以来, 离心式喷嘴的雾化特性获得了比较深入的研究, 如阿勃拉莫维奇早就提出了离心式喷嘴几何特性与其出口孔有效面积满足最大流量原理的关系式<sup>[1]</sup>, 并从数学推导上给予了证明; Grant 与 Middleman<sup>[2]</sup>, Sallam et al<sup>[3]</sup>等人进行了实验研究并归纳出特定试验条件下计算液膜破碎长度  $L_b$  的经验关系式。然而燃油在离心式喷嘴中的雾化

机理仍有许多问题未弄清楚, 预估燃油雾化参数仍缺少准确而完善的方法。

通常有两种方法用来确定  $SMD$ , 一种是实验测定。另一种是根据实验归纳的经验公式来计算  $SMD$ , 如 Rizk, Lefebvre<sup>[4]</sup>以及 Jasuja<sup>[5]</sup>等。经验公式的应用有一定的适用范围, 因而在实际使用中受到了限制。最近 Senecal P K, Schmidt D P 等人对厚度为  $2h$  的平面液膜破碎过程进行了线形稳定性分析<sup>[6]</sup>, 给出了由液膜厚度  $h$  来确定其破碎后平均直径的方法, 并与实验符合的比较好, 但尚

收稿日期: 2003- 01- 29; 修订日期: 2003- 03- 25

作者简介: 杨建辉(1972- ), 男, 湖南桃源人, 北京航空航天大学能源与动力工程学院硕士, 主要从事燃烧研究。

未用于分析锥形液膜。Griffen 与 Muraszew<sup>[7]</sup>、Simmons 与 Harding<sup>[8]</sup>、Rizk 与 Iefebvre<sup>[4]</sup> 等人给出了求解喷嘴出口处液膜厚度的公式,但是如何求解液膜破碎点的厚度  $h_b$  却没有涉及。本文针对离心式喷嘴油锥运动的简化模型,运用连续性方程,直接由离心式喷嘴的特性参数和工作状态参数,按照离心式喷嘴几何特性  $A$  与其出口孔有效面积满足最大流量原理的关系式<sup>[1]</sup>,结合 Han et al<sup>[9]</sup> 给出的模化的锥形液膜破碎长度  $L_b$  的半经验公式,确定锥形液膜破碎点处液膜厚度  $h_b$ ;再借鉴 Senecal P K, Schmidt D P 等人关于液膜破碎的线性稳定性分析<sup>[6]</sup> 方法,通过计算的方法求得该喷嘴雾化时的  $SMD$ 。

## 1 根据线性稳定性分析,由液膜厚度 $h_b$ 确定液滴的平均直径

Senecal P K, Schmidt D P<sup>[6]</sup> 等人认为在液膜表面,当扰动波振幅达到最大增长率时,液膜开始破碎。根据对液膜表面波的线性稳定性分析及解的分布关系式,当液体密度  $\rho_L \gg$  气体密度  $\rho_g$  时,得出了粘性液膜最大增长率  $\omega$  与  $k$  的关系表达式<sup>[6]</sup>:

$$\omega = -2\nu k^2 + \frac{4\nu^2 k^4 + Qu^2 k^2 - \frac{\alpha k^3}{\rho_L}}{4\nu k^2} \quad (1)$$

其中:  $\omega$  为破碎时液膜表面扰动波振幅达到的最大增长率,  $k$  为对应于扰动波振幅达到最大增长率时扰动波的波数,由式(1)最大值成立的条件可求出  $k$  的值。 $Q$  值是  $\rho_g / \rho_L$  的比值,  $\nu$  为液体的运动粘性系数,  $U$  为破碎处的气液间的相对运动速度。

$$d_L = \frac{16(h_b/2.0)}{k} \quad (2)$$

式中:  $d_L$  为液膜破碎为液丝时,液丝的直径;  $h_b$  为液膜破碎处的液膜厚度。

$$k_L d_L = \left[ \frac{1}{2} + \frac{3\mu}{2(\rho_L \alpha d_L)^{1/2}} \right]^{-1/2} \quad (3)$$

式中  $k_L$  由式(3)确定。

$$d_b^3 = \frac{3\pi d_L^2}{k_L} \quad (4)$$

式中  $d_b$  为液滴的平均直径,即求得的索太尔平均直径  $SMD$ 。如果已知液膜开始破碎处的液膜厚度  $h_b$  以及破碎处气液间的相对速度  $U$ ,结合线性稳定性分析所列出的公式(1)~(4)就可求出液膜破碎为液滴时液滴的平均直径,即  $SMD$ 。

## 2 简化的油锥模型,液膜破碎点的相对速度 $U$ 与液膜厚度 $h_b$

图1为简化的油锥模型示意图。假定由喷嘴出口流出的密度为  $\rho_L$  的液体在密度为  $\rho_g$  的气体中雾化,在破碎前形成半锥角为  $\theta$  的空心锥形油膜,  $L_b$  为距离喷嘴出口处的液膜破碎长度,  $r_b$  为液膜破碎处距离喷嘴中心线的垂直距离,  $H_b$  为液膜破碎处的径向液膜厚度,  $h_b$  为垂直于扰动波方向的液膜厚度(如图中圆圈部分所示)。截面1-1的平

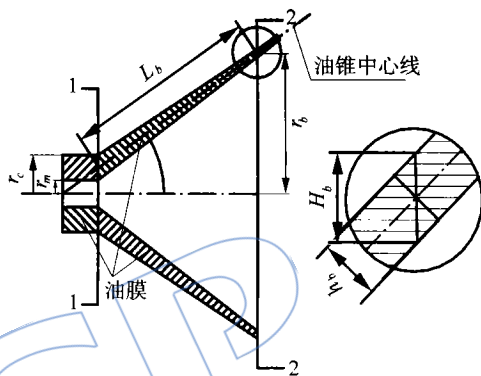


图1 油锥模型示意图

Fig. 1 The simplified spray model

均轴向速度为  $U_{a1}$ , 截面2-2的平均轴向速度为  $U_{a2}$ ,忽略空气阻力时,认为  $U_{a1}$  与  $U_{a2}$  相等。液体为定常不可压,当喷嘴处于正常工作状态时,单位时间内流过1-1截面与流过2-2截面的质量流量应该相等,即有下列等式成立:

$$\rho_L \times \pi \times (r_c^2 - r_m^2) \times U_{a1} = 2\pi \times \rho_L \times r_b \times H_b \times U_{a2} \quad (5)$$

其中:

$$r_b = L_b \times \sin\theta + r_{cp} \quad (6)$$

$$h_b = H_b \times \cos\theta \quad (7)$$

式中:  $r_c$  是已知的喷嘴出口处的孔半径,  $r_m$  按照离心式喷嘴几何特性  $A$  与其出口孔有效面积满足最大流量原理<sup>[1]</sup> 的关系式求出,  $r_{cp}$  为喷嘴出口处液膜厚度中心点距离喷嘴中心线的垂直半径,其值为  $r_{cp} = (r_c + r_m) / 2.0$ , 喷嘴出口处气液间的相对速度  $U_1$  可以根据喷嘴出口前后的压降  $\Delta P$  求出,同时假定在截面2-2时的气液间的相对速度  $U_2$  与  $U_1$  相等。 $L_b$  为锥形液膜的破碎长度,可由半经验公式(8)求得。

对于离心式喷嘴, Han et al 给出的模化的锥形液膜破碎长度  $L_b$  的半经验公式<sup>[9]</sup> 为:

$$L_b = C \left[ \frac{\rho_l \sigma h \ln(\eta/\eta_0) \cos\theta}{\rho_g^2 U^2} \right]^{0.5} \quad (8)$$

式(8)中  $C$  为经验常数,其值在文献[9]中的取值为3.0。 $\sigma$ 为液体的表面张力系数,  $\rho_l$ ,  $\rho_g$  分别为液体与气体的密度。 $h$  为喷嘴出口处的液膜厚度,其值为  $h = r_c - r_m$ 。当喷嘴的工作状态参数确定后,假定锥形液膜破碎长度  $L_b$  在整个圆周上保持为一个定值,即  $r_b$  沿周向不变,同时假定液膜破碎厚度  $H_b$  沿周向不变。由公式(5)~(8)可以求得在破碎点处的液膜厚度  $h_b$ 。

以上的推导计算出了理想情况下的  $SMD$ 。实际工程应用时计算空心涡的半径  $r_m$  需要进行修正,因此按文献[9]根据修正的几何特性参数  $A$  计算空心涡的半径  $r_m$ 。同时实际过程中液滴在空气中运动时受到空气的阻力,而液膜破碎点的相对速度  $U$  对破碎后的液滴大小有重要的影响,根据:

$$U_{理论} = C_d \times U_{实际} \quad (9)$$

由实验确定速度修正系数  $C_d$  的大小,并假定测量截面的速度  $U$  与破碎点的速度  $U$  大小相等。

3 实验与计算结果的分析对比

以某双油路离心式喷嘴的副喷嘴为研究对象,对它的雾化参数  $SMD$  进行了实验与计算。该离心式喷嘴的理想几何特性参数  $A = 2.67$ , 喷嘴油流出口半径  $r_c = 0.8\text{ mm}$ 。油从切向流入喷嘴涡流室,进口孔口的中心线与油流出口的中心线成  $60^\circ$  的角度。以水作为液体介质,  $10^\circ\text{C}$  时水的物性参数<sup>[10]</sup>为: 液体密度  $\rho_l = 1000\text{ kg/m}^3$ , 表面张力系数  $\sigma = 0.07416\text{ N/m}$ , 动力粘度  $\mu_l = 1.306 \times 10^{-3}\text{ kg/m}\cdot\text{s}$ , 运动粘性系数  $\nu = 1.306 \times 10^{-6}\text{ m}^2/\text{s}$ 。  $10^\circ\text{C}$  时的空气密度  $\rho_g = 1.247\text{ kg/m}^3$ 。对副油路喷嘴在压降  $\Delta P$  为  $0.8\text{ MPa} \sim 1.60\text{ MPa}$  下的雾化情况进行了实验研究,采用 PDA 相多谱勒测速测粒仪测量该离心式喷嘴雾化时的索太尔平均直径  $SMD$  及粒子通量  $FLUX$ 。由于实验中测量的  $SMD$  是喷雾场当地的值,它在喷嘴下游某个截面上,随径向距离  $L$  变化而变化,而计算时所求得的  $SMD$  是雾化破碎时整个喷嘴喷雾场的  $SMD$ 。因此将实验时不同点处的  $SMD$  在该测量截面上沿径向按通量进行加权平均,求得该截面喷雾场的平均  $SMD$ 。

图2、图3分别为喷嘴压降为  $\Delta P = 1.20\text{ MPa}$  时,采用 PDA 测量的喷嘴出口下游  $25\text{ mm}$  截面上的  $SMD$  及通量  $FLUX$  沿径向距离  $L$  的变化

图。采用加权平均的方法处理后,得到喷嘴在压降  $\Delta P$  为  $1.20\text{ MPa}$ , 该截面喷雾场的平均  $SMD$  为  $94\text{ }\mu\text{m}$ 。类似地采用这种计算  $SMD$  加权平均的方法可以得到其他压降条件下同一截面处的平均直径  $SMD$ 。

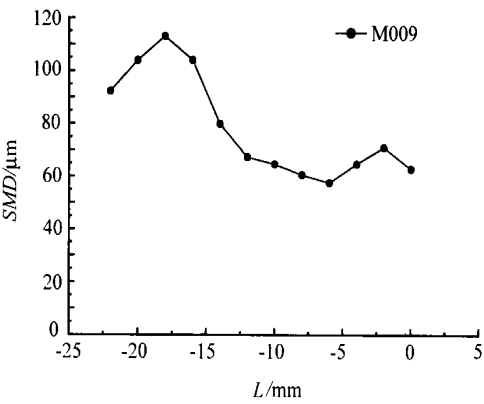


图2 测量  $SMD$  随径向距离  $L$  的变化  
(压降为  $\Delta P = 1.20\text{ MPa}$ , 下游截面  $X = 25\text{ mm}$ )

Fig. 2  $SMD$  as a function of  $L$

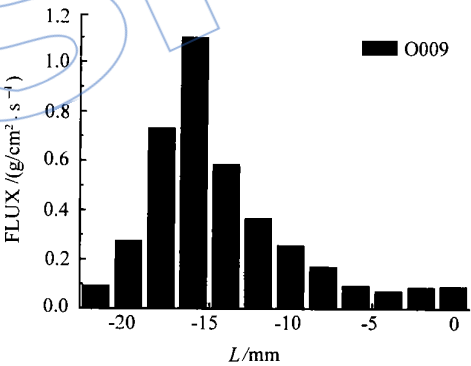


图3 测量通量  $FLUX$  随径向距离  $L$  的变化  
(压降为  $\Delta P = 1.20\text{ MPa}$ , 下游截面  $X = 25\text{ mm}$ )

Fig. 3  $FluX$  as a function of  $L$

按照本文提出的离心式喷嘴简化模型来计算喷雾参数  $SMD$  方法,相应的计算该喷嘴副油路出口下游平面上不同压降情况下的索太尔平均直径  $SMD$ ,可以得到不同压降情况下计算的  $SMD$  值。将这些计算的  $SMD$  值连在一起可以得到计算的该离心式喷嘴的副油路雾化参数  $SMD$  随喷嘴压降的变化曲线图。

Jasuja, Abou Ellail et al 等人研究了影响离心式喷嘴雾化参数  $SMD$  的各种因素,归纳出了计算离心式喷嘴雾化参数  $SMD$  的经验公式。Jasuja<sup>[5]</sup>用于计算  $SMD$  的经验关系式为:

$$SMD = 4.40 \nu^{0.6} \mu_l^{0.16} m_l^{0.22} (\Delta P_l)^{-0.43} \quad (10)$$

Abou Ellail et al<sup>[11]</sup>给出的  $SMD$  的经验关系式为:

$$SMD = 2.250 \sigma^{0.25} \mu_l^{0.25} m_l^{0.25} (\Delta P_l)^{-0.5} \rho_A^{0.25} \quad (11)$$

图4是用实验与计算等方法得到的该离心式喷嘴副油路的雾化参数  $SMD$  随喷嘴压降  $\Delta P$  变化的关系图。在所实验的喷嘴压降测量范围内,从

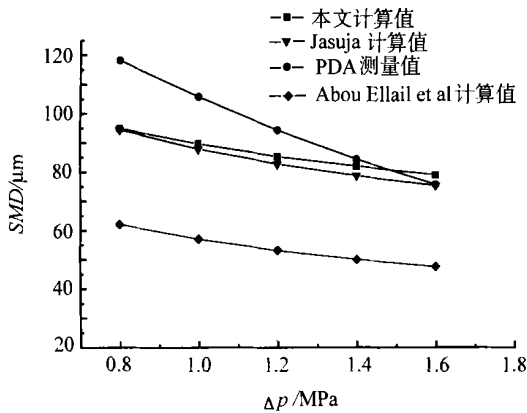


图4 计算  $SMD$  与实验结果对照图

Fig. 4 The results of comparison between the experiment and the calculations

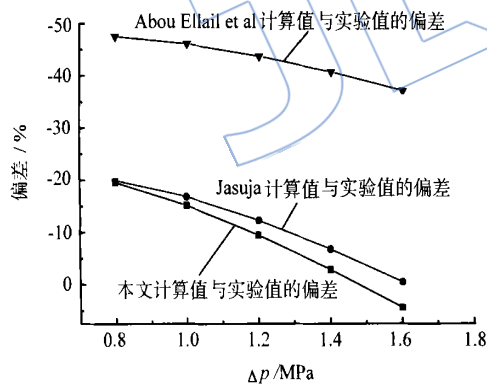


图5 计算结果与实验值偏差比较

Fig. 5 The deviation of the calculations related to the experimental result

图中可以看出:(1) 本文的计算方法得到的索太尔平均直径  $SMD$  与 Jasuja 采用经验关系式计算所得的  $SMD$  值比较一致,尤其在低压降的情况下符合更好;(2) 用本文的计算方法所得的  $SMD$  与

实验测量的  $SMD$  在低  $\Delta P$  的情况下差别较高  $\Delta P$  的情况下大,在高  $\Delta P$  的情况下与实验符合的比较好;(3) 本文计算的  $SMD$  值曲线相对于 Jasuja, Abou Ellail et al 等人的经验关系式,与实验测量值更接近(图5)。

## 4 结 论

本文结合液膜破碎的线性稳定性分析的结果以及锥形液膜破碎长度  $L_b$  的经验公式,给出了由离心式喷嘴的结构参数和简化的流动模型来估算离心式喷嘴雾化时的索太尔平均直径  $SMD$  的方法。计算结果与实验结果和 Jasujad 的经验关系式计算的结果比较一致。本方法可较方便地用于离心式喷嘴  $SMD$  的估算,并对分析改善喷嘴的雾化特性具有实际意义。

## 参考文献:

[ 1 ] 黄兆祥. 航空燃气轮喷气发动机燃烧室[ M ]. 北京: 国防工业出版社, 1979.

[ 2 ] Grant R P, Middleman S. Newtonian Jet Stability [ J ]. AIChE, 1996, 12: 669- 678.

[ 3 ] Sallam K A, Dai Z, Faeth G M. Breakup of Turbulent Liquid Jets in Still Gases[ R ]. AIAA Paper No. 99- 3759, 1999.

[ 4 ] Rizk N K, Lefebvre A H. Spray Characteristics of Spill-Return Atomizers[ J ]. Journal of Propulsion and Power, 1985, 1( 1 ): 200- 204.

[ 5 ] Jasuja A K. Atomization of Crude and Residual Fuel Oils[ R ]. ASME Paper 78/ GT/ 83.

[ 6 ] Senecal P K, Schmidt D P, Nouar I, et al. Corradini Modeling High-Speed Viscous Liquid Sheet Atomization [ J ]. International Journal of Multiphase Flow, 1999, 25: 1073- 1097.

[ 7 ] Griffen E, Muraszew A. The Atomization of Liquid Fuels [ M ]. Chapman and Hall, 1953.

[ 8 ] Simmons H C, Harding C F. Some Effects of Using Water as a Test Fluid in Fuel Nozzle Spray Analysis[ R ]. ASME Paper 80- GT- 90, March 1980.

[ 9 ] Han Z, Parrish S, Farrell P V, et al. Modeling Atomization Processes of Pressure-Swirl-Hollow -Cone Fuel Spray[ J ]. Atomization and Sprays, 1997, 7: 663- 684.

[ 10 ] 马建隆, 宋之平编. 实用热工手册[ Z ]. 北京: 水利电力出版社, 1988.

[ 11 ] Abou- Ellail M M, Elkotb M M, Rafat N M. Effect of Fuel Pressure, Air Pressure and Air Temperature on Drop Size Distribution in Hollow -Cone Kerosene Sprays[ A ]. First International Conference On Liquid Atomization and Spray System[ C ]. PP: 85- 92, 1978.