

单腔离心喷嘴出口空心涡直径和平均液雾锥角的半理论预测

刘志林^{1,2}, 黄勇^{1,2}

(1. 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;
2. 先进航空发动机协同创新中心, 北京 100191)

摘 要: 利用流体控制体法结合质点系动量矩守恒定理,分析了液体的黏性作用对离心喷嘴空心涡尺寸的影响机制,建立了相关理论模型,并给出了喷嘴出口空心涡直径和平均液雾锥角的半理论预测公式.同时,用多组不同工况条件下的实验测量数据对该预测公式进行了验证.结果表明:提出的预测公式计算离心喷嘴出口空心涡直径和平均液雾锥角是有效的,且具有较高的计算精度;空心涡直径的预测不确定度约为 $\pm 13\%$,平均液雾锥角的预测不确定度在 $-20\% \sim 6\%$ 之间.

关 键 词: 理论预测; 离心喷嘴; 黏性; 空心涡; 液雾锥角

中图分类号: V231.2

文献标志码: A

Semi-theoretical prediction of air core diameter and averaged spray cone angle at simplex swirl atomizer exit

LIU Zhi-lin^{1,2}, HUANG Yong^{1,2}

(1. 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;
2. Collaborative Innovation Center for Advanced Aero-Engine, Beijing 100191, China)

Abstract: Influence of the liquid viscosity on air core size in the pressure swirl atomizer was investigated. And theoretical analysis model was established in a control volume with the conservation law of angular momentum in the particles system. Eventually, the semi-theoretical prediction formula was derived, and used to calculate air core size and spray cone angle. In addition, validity of the prediction formula was verified by experimental data under different operation conditions. Results show that the present prediction formula can availablely and accurately calculate air core size and averaged spray cone angle, exhibiting a prediction uncertainty of $\pm 13\%$ for air core diameter calculation and from -20% to 6% for spray cone angle determination.

Key words: theoretical prediction; swirl atomizer; viscosity; air core; spray cone angle

收稿日期:2016-04-30

作者简介:刘志林(1986—),男,博士生,主要从事液体射流雾化研究. E-mail:zhilinliu86@buaa.edu.cn

引用格式:刘志林,黄勇.单腔离心喷嘴出口空心涡直径和平均液雾锥角的半理论预测[J].航空动力学报,2017,32(4):926-931.
LIU Zhilin, HUANG Yong. Semi-theoretical prediction of air core diameter and averaged spray cone angle at simplex swirl atomizer exit[J]. Journal of Aerospace Power, 2017, 32(4): 926-931.

离心喷嘴作为一种常见的液体雾化装置,因其结构简单,雾化效果好,被广泛应用于内燃机、航空发动机、农林喷雾、金属粉末生产等工农业领域.实际应用中,单腔离心喷嘴一般主要由切向入口、旋流腔室、收缩旋流室、流出喷口四部分组成.在压力作用下,液体从切向入口处进入喷嘴,在旋流室内作旋转运动,并形成自由涡.这种旋转运动在收缩旋流室中得到强化,使得液体以一定的速度从喷口喷射出去.旋流室内液体的离心运动在喷嘴出口附近会造成一个低压区,并形成沿着中轴线分布的空心涡;由于喷嘴喷口处的强化旋流作用,液体离开喷嘴时,会被拉伸成空心锥形液膜^[1].一旦液膜离开喷嘴,在其内外表面,就会形成表面波.液膜与周围空气的气动作用会扩大表面波的运动幅度,当达到某一临界状态时,就会导致液膜的破碎^[2-3].可见,喷嘴中形成的空心涡和液膜喷射锥角对液膜的厚度及其内外表面上的表面波的形成和演化有着直接且重要的影响.

Taylor^[4]最早对离心喷嘴进行了无黏分析,认为液体在喷嘴内部作旋转运动的同时,伴有轴向流动,结合伯努利方程对流量系数、空心涡直径和液雾锥角等参数进行了计算.周猛等^[5]根据动量守恒原理,分析了离心喷嘴的结构参数与喷嘴雾化特性之间的关系,推导并建立了相应的无黏理论模型.但喷射液体的黏性会影响喷嘴的雾化特性,为此,Taylor^[6]理论分析了收缩喷嘴的边界层流动,将流动区域分为边界层和核心区两部分.由于空心涡的形成,假设喷嘴喷口处的液膜厚度近似等于边界层厚度.Som等^[7]认为核心区中的液体作自由涡运动,而在边界层内是黏性流体的层流稳态运动,建立极坐标下的层流边界层流动方程,求得边界层厚度,即液膜厚度.Amini^[1]在Taylor^[6]和Binnie等^[8]分析的基础上,根据旋流腔室、流出喷口和收缩旋流室的结构特征,分别在柱坐标和球坐标下,建立忽略小量的简化连续和动量方程,据此求得空心涡和液雾锥角.Dyakowski等^[9]分析气液相界面上的作用力,找出与空心涡半径有关的动力边界,基于喷嘴内部流场,在圆柱坐标系下求解连续方程和动量方程,通过内部压力分布预测液膜的厚度.而Wimmer等^[10]根据喷嘴内部流场特性将其分为3部分,在柱坐标下求解连续方程和动量方程,得到相应流场的速度、压力等流动参数.Rivas等^[11]为考虑黏性对离心喷嘴雾化特性的影响,在Abramovich无黏流体理论^[12]和Kliachko不可压摩擦理论^[13]

基础上,修正由于液体黏性引起的损耗.Rizk等^[14]取液膜中的一个微元进行受力分析,假设该微元上只有压力和黏性力作用,两者在稳态时达到平衡,结合Giffen和Muraszew^[15]提出的最大流量原理,推导了液膜厚度的计算公式,并在文献^[16]中,给出了平均液雾锥角的预测公式.而Lefebvre等^[17]将流量数的具体数学定义代入文献^[14]提出的液膜计算公式,得到包含喷嘴结构、液体物性和运行工况等影响因素的计算公式.FU Qingfei等^[18]对此公式的经验系数进行了实验修正以获得更好的预测结果.葛明龙等^[19]着眼于动量方程,对液体黏性的影响进行了修正.

关于离心喷嘴雾化特性(液膜厚度、液雾锥角等)的有黏分析,关键在于如何更加准确地考虑或者修正液体黏性的影响.本文从一个完全不同以往的全新角度,即流体控制体动量矩定理出发,深入分析和探讨液体黏性对空心涡和液雾锥角的影响.

1 理论分析

在单腔离心喷嘴内部,液体的旋转运动造成喷嘴出口附近区域出现低压区,形成沿着中轴线分布的空心涡,见图1.

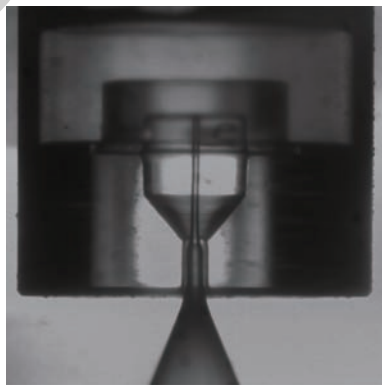


图1 离心喷嘴及空心涡形成实物图

Fig.1 Image of swirl atomizer and air core

在空心涡形成过程中,其尺寸大小受液体黏性作用的影响.为弄清这一影响机制,运用控制体法,将喷嘴和空心涡包含的流体看作一个流体控制体,即左挡面、进口面、外环面、内环面和出口面包围部分,见图2,结合质点系动量矩定理对其进行分析.

假设喷嘴内部液体流动定常,将质点系的动量矩定理^[20]应用于流体控制体,可得定常流动条件下的动量矩方程

$$\iint_{S_c} (\mathbf{r} \times \mathbf{v}) \rho \mathbf{v} \cdot d\mathbf{A} = \sum (\mathbf{r} \times \mathbf{F}) \quad (1)$$

式中 $\mathbf{r}$ 代表绕轴旋转半径, $\mathbf{v}$ 代表流体速度, $\mathbf{F}$ 代

表控制体所受外力, $\mathbf{A}$ 代表作用面积, ρ 代表流体密度, S_c 表示整个控制体的面积. 据式(1)可知: 对于该控制体, 其表面上动量矩的净通量等于作用于控制体上的所有外力矩的矢量和.

由于该流体控制体具有对称性, 液体受到的重力对轴向的力矩之和为零; 除流体黏性力之外, 通过控制面作用在控制体上的表面压力对旋转轴

的力矩也为零. 此时, 作用在控制体内流体上的有效外力矩只有流体黏性引起的黏性力矩, 即

$$\sum (\mathbf{r} \times \mathbf{F}) = M_\tau \tag{2}$$

式中 M_τ 代表黏性力矩.

结合式(1)和式(2), 则有

$$\iint_{S_c} (\mathbf{r} \times \mathbf{v}) \rho \mathbf{v} \cdot d\mathbf{A} = M_\tau \tag{3}$$

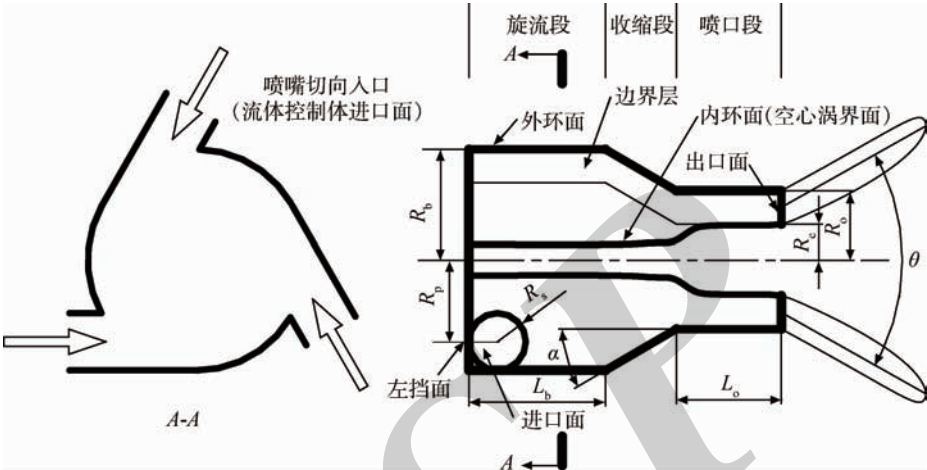


图 2 喷嘴结构和流体控制体示意图

Fig. 2 Schematic of atomizer structure and flow control volume

1.1 控制体进出口表面上动量矩的净通量

在该流体控制体中, 很明显只有进口面(切向入口)和出口面(喷嘴出口)存在动量矩的流通, 则控制体上动量矩的净通量可表示为

$$\iint_{S_c} (\mathbf{r} \times \mathbf{v}) \rho \mathbf{v} \cdot d\mathbf{A} = \iint_{S_{inlet}} r v_t \rho v_u dA - \iint_{S_{outlet}} r v_t \rho v_u dA \tag{4}$$

式中下标 t 和 u 分别代表周向和轴向分量, S_{inlet} , S_{outlet} 分别表示控制体进口和出口截面. 下面分别对其动量矩通量进行分析.

1.1.1 进口面

当流体从喷嘴切向入口进入时, 对该表面的流动进行平均化处理, 则其动量矩通量

$$\iint_{S_{inlet}} r v_t \rho v_u dA = \dot{m} v_s r_s \tag{5}$$

式中 v_s 代表切向入口流体平均速度, r_s 代表切向入口中心线至喷嘴中轴线的距离. 由连续方程, 可得

$$v_s = \frac{\dot{m}}{\rho A_s} \tag{6}$$

式中 $\dot{m}$ 代表质量流量, A_s 代表切向入口有效总面积. 将式(6)代入式(5)中, 可得流体控制体进口面的动量矩通量

$$\iint_{S_{inlet}} r v_t \rho v_u dA = \frac{\dot{m}^2 r_s}{\rho A_s} \tag{7}$$

1.1.2 出口面

假设喷嘴出口面上的周向速度沿径向分布大致如图 3 所示, 即满足

$$v_t r = \text{const} \tag{8}$$

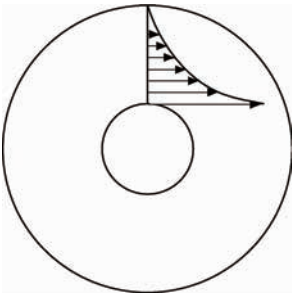


图 3 喷嘴出口面边界层内周向速度沿径向分布示意图
Fig. 3 Schematic of the circumferential velocity distribution in radial of boundary layer at atomizer outlet

若喷嘴出口面上的空心涡半径及其相对应的周向速度分别用 r_c 和 $v_{t,c}$ 表示, 则流体控制体的出口面动量矩通量,

$$\iint_{S_{outlet}} r v_t \rho v_u dA = \dot{m} v_{t,c} r_c \tag{9}$$

综合式(4)、式(7)、式(9), 可得流体控制体表面上动量矩的净通量

$$\iint_{S_c} (\mathbf{r} \times \mathbf{v}) \rho \mathbf{v} \cdot d\mathbf{A} = \frac{\dot{m}^2 r_s}{\rho A_s} - \dot{m} v_{t,c} r_c \tag{10}$$

1.2 流体控制体的黏性力矩

从图 2 中可知,流体控制体的控制面包括内环面、外环面、进口面、出口面和左挡面。相对于喷嘴中轴线,进口面、出口面和左挡面的黏性力矩全都为零。可见,有效黏性力矩仅存在于流体控制体的内、外环面。进一步分析,流体在内环面上满足滑移边界条件,而在外环面上满足无滑移边界条件。很明显,外环面上的黏性作用要远大于内环面。因此,可以忽略内环面上的黏性作用。在喷嘴内部,根据流体的流动特征,大致可以分为 3 部分,即主流区和边界层分界明显的旋流段、主流区逐渐缩减的收缩段和主流区消失的喷口段^[6-7]。由于边界层很薄,可假设上述 3 部分的边界层厚度一致,均等于喷嘴出口处的液膜厚度。进一步假设,喷嘴内部边界层的周向速度沿径向线性分布,如图 4 所示,且其径向梯度沿轴向均匀分布即边界层内的黏性切应力保持不变。

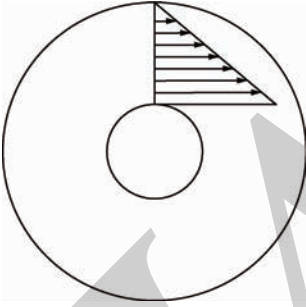


图 4 喷嘴内部边界层内周向速度沿径向分布示意图

Fig. 4 Schematic of the circumferential velocity distribution in radial of boundary layer inside the atomizer

据此,可分别求得流体控制体旋流段、收缩段和喷口段 3 部分的黏性力矩。

旋流段

$$\sum M_{\tau 1} = \int_0^{l_b} r \tau 2\pi r dl = 2\pi \tau r^2 l_b \quad (11)$$

收缩段

$$\sum M_{\tau 2} = \int_0^{l_s} r \tau 2\pi r dl = \frac{2}{3} \pi \tau (r_b^3 - r_o^3) \cot \alpha \quad (12)$$

喷口段

$$\sum M_{\tau 3} = \int_0^{l_o} r_o \tau 2\pi r_o dl = 2\pi \tau r_o^2 l_o \quad (13)$$

式中 l_b , r_b 和 l_o , r_o 分别为离心喷嘴旋流腔室和流出喷口的长度、半径; l_s , α 分别是喷嘴收缩旋流段的长度和收缩角; τ 表示边界层内的平均黏性切应力。则流体控制体的黏性力矩

$$\sum M_{\tau} = 2\pi \tau r_b^2 l_b + \frac{2\pi \tau}{3} (r_b^3 - r_o^3) \cot \alpha + 2\pi \tau r_o^2 l_o \quad (14)$$

为方便处理,将 τ 近似取值

$$\tau = \mu \frac{v_{t,c}}{r_c} \quad (15)$$

其中 μ 为液体动力黏度,综上可得该流体控制体的动量矩方程

$$\frac{\dot{m}^2 r_s}{\rho A_s} - \dot{m} v_{t,c} r_c = 2\pi \mu \frac{v_{t,c}}{r_c} H \quad (16)$$

其中 $H = r_b^2 l_b + \frac{1}{3} (r_b^3 - r_o^3) \cot \alpha + r_o^2 l_o$, 其值取决于喷嘴结构。

1.3 喷嘴出口空心涡

在喷嘴出口空心涡表面上,液体静压等于离心喷嘴的背压,运用黏性伯努利方程^[21],有

$$\frac{\Delta p}{\rho} = \frac{v_{u,c}^2}{2} + \frac{v_{r,c}^2}{2} + \frac{v_{t,c}^2}{2} + h_w \quad (17)$$

式中 Δp 是喷嘴进出口压差; h_w 表示该过程流体黏性造成的损耗; $v_{u,c}$, $v_{r,c}$ 分别是喷嘴出口空心涡表面上的轴向和径向速度分量。

假设离心喷嘴出口面液体的轴向速度均匀分布,并忽略径向速度影响和黏性损耗^[22],式(17)可近似写作

$$\frac{\Delta p}{\rho} = \frac{v_{u,c}^2}{2} + \frac{v_{t,c}^2}{2} \quad (18)$$

结合连续方程,可得喷嘴出口空心涡上的轴向速度

$$v_{u,c} = \frac{\dot{m}}{\rho \pi (r_o^2 - r_c^2)} \quad (19)$$

综合式(16)、式(18)和式(19),并修正上述简化和假设,可得单腔离心喷嘴出口空心涡半径公式。

$$\dot{m}^2 r_s r_c = \omega A_s (\dot{m} r_c^2 + 2\pi \mu H) I \quad (20)$$

式中 ω 为经验修正值,其中

$$I = \sqrt{2\Delta p \rho - \left[\frac{\dot{m}}{\pi (r_o^2 - r_c^2)} \right]^2}$$

1.4 液雾锥角

离心喷嘴的平均液雾锥角 θ ,可用喷嘴出口液体的平均轴向速度 $v_{u,o}$ 和平均周向速度 $v_{t,o}$ 的正切值来近似表示^[21],其关系表达式可写作

$$\tan \frac{\theta}{2} = \frac{v_{t,o}}{v_{u,o}} \quad (21)$$

根据上述假设,可得

$$v_{u,o} = v_{u,c} \quad (22)$$

$$v_{t,o} = \frac{1}{\dot{m}} \int_{r_c}^{r_o} v_t \dot{m} = \frac{2v_{t,c} r_c}{r_o + r_c} \quad (23)$$

将式(22)和代入式(21),可得

$$\tan \frac{\theta}{2} = \frac{2r_c v_{t,c}}{(r_o + r_c) v_{u,c}}$$

(24)

2 实验设置及结果讨论

2.1 实验设置

实验过程中,采用美国 IDT(Integrated Design Tools)公司的 X-stream Vision XS-3 型高速摄像机,对 5 组离心喷嘴(结构参数见表 1)的空心涡现象和喷雾锥角进行拍摄观测.喷嘴材料选用透明有机玻璃,内部进行抛光处理.常温条件下,工作压力范围为 0.1~1.4 MPa,液体工质为纯净水.

表 1 喷嘴结构参数

Table 1 Structure parameters of the atomizers

旋流腔室 尺寸/mm		缩角 /(°)	喷口尺寸/ mm		切向入口 个数	切向入口 直径/mm
长度	直径		长度	直径		
0	4.0	30	3.0	1.0	3	1.0
2.4	4.0	30	3.0	1.0	3	1.0
7.4	4.0	30	3.0	1.0	3	1.0
12.4	4.0	30	3.0	1.0	3	1.0
17.4	4.0	30	3.0	1.0	3	1.0

2.2 结果讨论

在本小节,分别用实验测量数据验证了文中推导的喷嘴出口空心涡直径和液雾锥角计算公式的计算精度.并与文献[17-18]中的空心涡计算公式和文献[16]中的平均液雾锥角计算公式进行了对比分析.式(25)和式(26)分别是文献[17-18]中给出的空心涡半径计算公式

$$r_c = r_o - 3.66 \left(\frac{2r_o \dot{m} \mu}{\rho \Delta p} \right)^{0.25}$$

(25)

$$r_c = r_o - 2.7 \left(\frac{2r_o \dot{m} \mu}{\rho \Delta p} \right)^{0.25}$$

(26)

此计算公式考虑了工况条件、液体物性以及喷嘴出口直径对空心涡直径的影响关系.但有关喷嘴结构的影响作用不够全面,如喷嘴喷口长度、旋流腔室直径和长度、收缩旋流室的收缩角以及喷嘴入口大小等.而式(27)是文献[16]中提出的平均液雾锥角计算公式,其中 $K = \frac{A_s}{4r_o r_b}$, 该式给出喷嘴结构的影响作用也不够全面.

$$\theta = 6K^{-0.15} \left(\frac{4\Delta p r_o^2 \rho}{\mu^2} \right)^{0.11}$$

(27)

图 5 和图 6 分别展示了喷嘴出口空心涡直径、平均液雾锥角的实验测量结果与公式计算值之间的对比关系,图中斜线表征理想计算精度,也就是说,数据点越靠近这条线,计算精度越高.

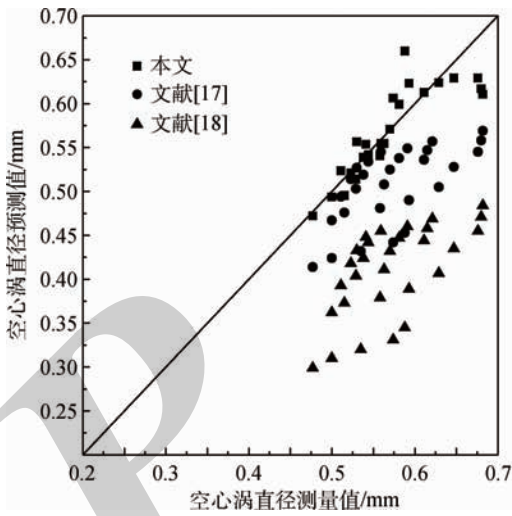


图 5 空心涡直径的测量值与预测值的比较
Fig. 5 Comparison of measurement and prediction diameter of the air core

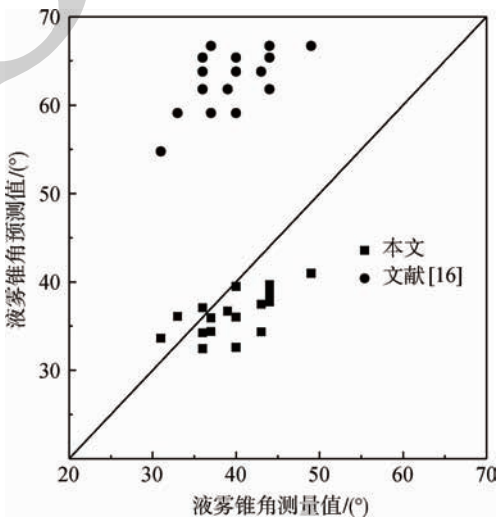


图 6 平均液雾锥角的测量值与预测值的比较
Fig. 6 Comparison of measurement and prediction averaged spray cone angle

图 5 是对 3 种离心喷嘴空心涡直径计算公式的实验验证.结果表明,本文的计算结果基本落在红线附近,计算精度较好,不确定度约为±13%.相比而言,文献[17-18]的计算结果均分布在斜线下方,计算结果偏小,尤其是文献[18].图 6 是对喷嘴平均液雾锥角的计算结果的实验验证,很明显,本文的计算结果较好,不确定度在-20%~

6%之间. 而文献[16]的计算结果几乎是实验测量值的 2 倍.

3 结 论

为了更好地理解液体黏性对离心喷嘴空心涡直径和平均液雾锥角的影响机制, 本文通过流体控制体法, 结合质点系动量矩守恒定理, 建立了相关的理论分析模型. 在 0.1~1.4MPa 的工作压力范围下, 用 5 组单腔离心喷嘴的实验测量数据对该模型进行了验证. 结论如下:

- 1) 用本文理论模型建立的预测公式计算离心喷嘴出口空心涡的直径是有效的, 且具有较高的计算精度, 不确定度约为±13%;
- 2) 对离心喷嘴平均液雾锥角的计算同样具有较高的计算精度, 不确定度在-20%~6%;
- 3) 与部分文献[16-18]中的计算结果相比, 本文公式的计算精度具有较大的改进.

参考文献:

[1] Amini G. Liquid flow in a simplex swirl nozzle[J]. International Journal of Multiphase Flow, 2016, 79: 225-235.

[2] Ibrahim A A, Jog M A. Nonlinear breakup model for a liquid sheet emanating from a pressure-swirl atomizer [J]. Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 2007, 129(4): 945-953.

[3] Jazayeri S A, Li X G. Nonlinear instability of plane liquid sheets[J]. Journal of Fluid Mechanics, 2000, 406(1): 281-308.

[4] Taylor G I. The mechanics of swirl atomizers[R]. London: The 7th International Congress for Applied Mechanics, 1948.

[5] 周猛, 庄逢辰. 离心喷嘴雾化特性的理论计算[J]. 推进技术, 1991, 12(4): 36-41.

ZHOU Meng, ZHUANG Fengchen. Theoretical analysis on spray performance of centrifugal spray nozzle[J]. Journal of Propulsion Technology, 1991, 12(4): 36-41. (in Chinese)

[6] Taylor G I. The boundary layer in the converging nozzle of a swirl atomizer [J]. The Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics, 1950, 3(2): 129-139.

[7] Som S K, Mukherjee S G. Theoretical and experimental investigations on the coefficient of discharge and spray cone angle of a swirl spray atomizing nozzle [J]. Acta Mechanica, 1980, 36(1): 79-102.

[8] Binnie A M, Harris D P. The application of boundary-layer theory to swirling liquid flow through a nozzle [J]. The Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics, 1950, 3(1): 89-106.

[9] Dyakowski T, Williams R A. Prediction of air-core size and shape in a hydrocyclone [J]. International Journal of Mineral Processing, 1995, 43(1): 1-14.

[10] Wimmer E, Brenn G. Viscous flow through the swirl chamber of a pressure-swirl atomizer [J]. International Journal of Multiphase Flow, 2013, 53(1): 100-113.

[11] Rivas J R R, Pementa A P, Rivas G A R. Development of a mathematical model and 3D numerical simulation of the internal flow in a conical swirl atomizer[J]. Atomization and Sprays, 2014, 24(2): 97-114.

[12] Abramovich G N. Applied gasdynamics [M]. Moscow: Izdatel'stvo Nauka, 1976.

[13] Khavkin Y I. Theory and practices of swirl atomizers [M]. London: CRC Press, 2003.

[14] Rizk N K, Lefebvre A H. Internal flow characteristics of simplex swirl atomizers[J]. Journal of Propulsion and Power, 1985, 1(3): 193-199.

[15] Giffen E, Muraszew A. The atomization of liquid fuels [M]. London: Chapman and Hall Limited, 1953.

[16] Rizk N K, Lefebvre A H. Prediction of velocity coefficient and spray cone angle for simplex swirl atomizers[J]. International Journal of Turbo and Jet Engines, 1986, 4(1/2): 65-74.

[17] Lefebvre A H, Suyari M. Film thickness measurements in a simplex swirl atomizer [J]. Journal of Propulsion and Power, 1986, 2(6): 528-533.

[18] FU Qingfei, YANG Lijun, QU Yuanyuan. Measurement of annular liquid film thickness in an open-end swirl injector [J]. Aerospace Science and Technology, 2011, 15(2): 117-124.

[19] 葛明龙. 离心式喷嘴理论的改进[J]. 宇航学报, 1981, 2(2): 88-100.

GE Minglong. An improvement on the theory of swirl injector[J]. Journal of Astronautics, 1981, 2(2): 88-100. (in Chinese)

[20] 杜广生. 工程流体力学[M]. 北京: 中国电力出版社, 2005.

[21] 黄勇. 燃烧与燃烧室[M]. 北京: 北京航空航天大学出版社, 2009.

[22] Lefebvre A H. Atomization and sprays [M]. London: CRC Press, 1988.

(编辑: 王碧珺)