

文章编号:1000-8055(2013)01-0158-06

改变结构参数对旋流喷嘴内外两相流场的影响

史卫东, 张 良, 陈 亮, 何海燕, 刘江海

(防化研究院, 北京 102205)

摘 要: 针对一种超细粉体旋流分散喷嘴, 在不同进气角度和出口锥角的条件下, 采用雷诺应力湍流模型(RSM)并考虑气体的可压缩性, 对喷嘴内部及出口附近的强旋、跨声速流场进行了模拟, 同时结合离散相模型研究了 $1\sim 10\mu\text{m}$ 粒子的运动轨迹和质量浓度分布规律。结果显示: 改变旋流喷嘴的进气角度对旋流强度和湍流强度影响不大, 而出口锥角改变时, 喷嘴内的旋流强度有明显变化; 随着颗粒密度或出口锥角增大, 或进气角度减小, 旋流喷嘴内粒子的临界逃逸粒径相应减小; 在喷嘴后方, 颗粒相达到较好的扩散均匀性所需的掺混距离约为 20 倍喷嘴出口直径。

关 键 词: 旋流喷嘴; 气固两相流; 雷诺应力模型; 离散相模型; 超细粉体分散; 数值模拟

中图分类号: V231; TB126

文献标志码: A

Effect of structural changes of swirl nozzle on two phase flow

SHI Wei-dong, ZHANG Liang, CHEN Liang,

HE Hai-yan, LIU Jiang-hai

(Research Institute of Chemical Defense, Beijing 102205, China)

Abstract: Contraposing a swirl nozzle for aerodynamically dispersing superfine powder, the Reynolds stress model was used to simulate the strongly swirling, compressible and transonic gas flow inside and outside the nozzles with different inlet angles and exit-cone angles. Meanwhile, combined with discrete phase model, a further study was conducted on the tracks and concentration distribution of particles between $1\mu\text{m}$ and $10\mu\text{m}$. The results show that it has little effect on the swirl strength and turbulence intensity when changing the inlet angle. However, the swirl strength changes significantly in the nozzles, when the exit-cone angle is changed. The critical diameter of particles which can escape from swirl nozzle decreases as the particle density or exit-cone angle goes up, or as the inlet angle decreases. In the rear of the swirl nozzle, in order to obtain a good uniformity of concentration distribution, particles need to diffuse through a distance of about 20 times of the diameter of the nozzle outlet.

Key words: swirl nozzle; gas-solid two phase flow; Reynolds stress model; discrete phase model; aerodynamic dispersion of superfine powder; numerical simulation

超细粉体(直径小于 $10\mu\text{m}$ 的粒子)的气动分散^[1]主要通过高速气流的强剪切力、粒子与固体

壁面以及粒子之间的激烈碰撞作用而实现。在旋流喷嘴中, 这几种分散机理能得到很好的发挥; 而

收稿日期: 2012-04-14

网络出版地址: http://www.cnki.net/kcms/detail/11.2297.V.20130114.1726.201301.158_022.html

作者简介: 史卫东(1986—), 男, 河南郸城人, 硕士生, 主要从事超细粉体气动分散研究。

且在旋流喷嘴后方,分散好的粒子随强旋射流迅速扩散开来,射流具有的高湍流度使气溶胶粒子的质量浓度分布快速趋于均匀,从而防止粒子发生二次团聚,达到很高的粉体分散和气溶胶生成效率。

因此,研究旋流喷嘴内部流场及出口射流特征对于改进喷嘴结构、提高气溶胶生成效率具有直接的指导意义。对于旋流喷嘴,其内部流场具有强旋、可压等特点。在强旋流动数值模拟方面,国内外学者多采用改进的 $k-\epsilon$ 湍流模型计算强旋、可压/不可压缩流动^[2-5],或采用 RSM (Reynolds stress model) 模拟强旋、不可压缩流动^[6-10]。对于旋流喷嘴,只有联合使用 RSM 湍流模型与可压缩气体模型才能得到较为准确的流场计算结果^[11],但这样计算很难收敛。本文采用多种方法克服了收敛性困难,并通过改变喷嘴进气角度和出口锥角,对 5 种不同结构参数的旋流喷嘴内部及出口附近的气固两相流场进行了模拟和分析。

1 模型的建立

1.1 几何模型

旋流喷嘴由入口段、衔接段和渐缩段 3 部分组成(如图 1)。其中,入口段由圆柱形衔接段边缘切入,其轴线平行于 xOy 平面,与 $-y$ 轴夹角为进气角度 α ;渐缩段为锥台形,其锥角为 β 。

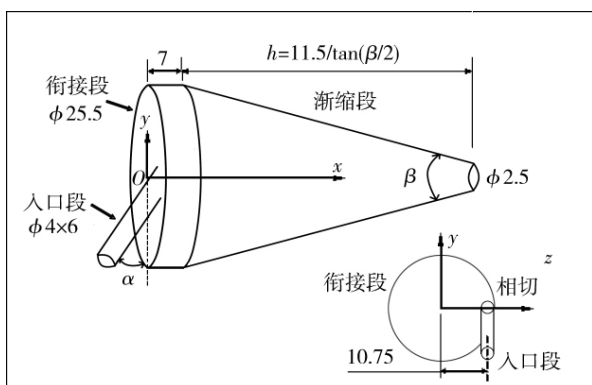


图 1 旋流喷嘴结构尺寸示意图(单位:mm)

Fig. 1 Structure and sizes of swirl nozzle (unit:mm)

为研究改变旋流喷嘴结构参数对超细粉体分散的影响,本文共建立了 5 种不同的旋流喷嘴,分别标记为 $\alpha 30-\beta 45$, $\alpha 15-\beta 45$, $\alpha 5-\beta 45$, $\alpha 5-\beta 60$ 和 $\alpha 5-\beta 90$,其中“ $\alpha 30-\beta 45$ ”代表结构为 $\alpha = 30^\circ$, $\beta = 45^\circ$ 的旋流喷嘴,其余类似。

喷嘴右侧自由区域尺寸为 $\phi(50D) \times 100D$ ($D = 2.5$ mm,为喷嘴出口直径)。为提高内壁及各部

分连接处的几何光滑性,采用软件 Unigraphics NX 对整个计算域进行实体建模(如图 2)。

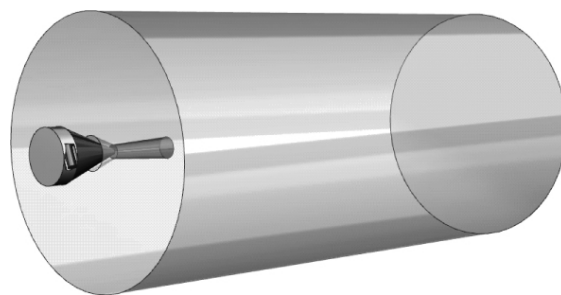


图 2 计算域几何模型($\alpha 5-\beta 45$)

Fig. 2 Geometric model of computational domain ($\alpha 5-\beta 45$)

1.2 网格划分

为满足强旋流场及 RSM 模型对网格的精细性等要求,采用软件 ANSYS Workbench 分区划分网格,在整个计算域内共得到 140 万~150 万个单元体网格。为进一步提高网格质量,在软件 Fluent 中将所有的四面体网格转换为多面体网格(如图 3),优化后的网格达到了较好的歪斜度指标。

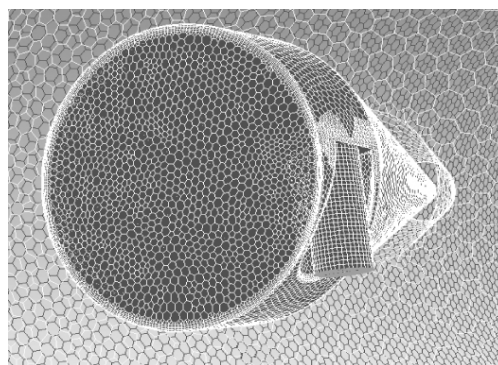


图 3 Fluent 网格优化结果

Fig. 3 Optimization result of meshes in Fluent

1.3 模拟模型的选择

1) 气相流动模型

气相流动模型采用可压缩理想气体模型,选择雷诺应力模型中的二次应力-张力模型对湍流进行模拟,壁面处采用非平衡壁面函数。

2) 离散相模型

离散相模型主要考虑流体曳力、重力、Saffman 升力以及湍流脉动引起的扩散作用对粒子轨迹的影响,曳力模型采用 high-Mach-number 曳力定律。在计算粒子质量浓度分布时,采用稳态

颗粒轨道模型^[12-13],考虑颗粒相与气相之间的双向耦合作用^[14],设置最大积分步数为 10 000,粒子加载率为 1×10^{-6} kg/s.

3) 边界条件设置

考虑到收敛性,喷嘴入口采用压力入口边界条件,总压 $p_0 = 0.3$ MPa. 对于自由区域,右侧边界设置为压力出口 ($p_{\text{out}} = 0.1$ MPa),径向边界设为压力远场 ($p = 0.1$ MPa, $Ma = 0.0001$),左侧边界设为“wall”. 对于离散相边界,鉴于喷嘴中粒子与壁面碰撞十分复杂,这里简化处理为“reflect”,恢复系数为 1.0.

2 模拟结果分析

2.1 射流速度分布特征

如图 4,在入口气流总压为 0.2 MPa(绝对压力)时,分别通过数值计算和粒子图像测速仪(PIV)^[15]测试,得到 $\alpha 30-\beta 45$ 喷嘴后方轴向 10D 和 20D 位置处($y=0$ 截面上)气流轴向速度沿 z 轴分布曲线.

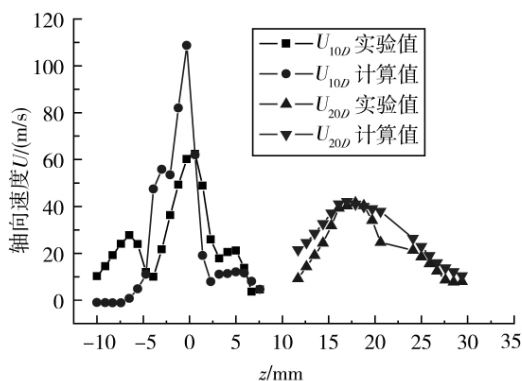


图 4 $\alpha 30-\beta 45$ 喷嘴后方射流轴向速度分布

Fig. 4 Axial velocity distribution of jet flow in the rear of nozzle $\alpha 30-\beta 45$

结果显示:计算值与实验结果符合较好,两者对应速度沿 z 轴变化趋势及峰值位置基本相同,只是模拟值略高于测试值.在喷嘴后方 10D 距离处,射流中心速度的计算值明显高于测试值,而两侧的计算值略低于实验值,这种偏差是由于采用可压缩理想气体模型引起气体过度膨胀加速,以及示踪粒子尺寸不一引起跟随性差异等因素共同作用的结果,但整体偏差程度基本可以接受.

同时发现,在 10D 距离处,轴向速度出现多个峰值,这反映出射流在喷嘴出口附近保持为旋流状态;但在 20D 距离处,轴向速度呈单峰分布,说明气流已基本衰减至无旋状态.

2.2 流场主要参数统计分析

表 1 中列出了各旋流喷嘴对应的几个主要流场参数,其中,射流卷吸率对应于喷嘴后方轴向 40D、径向 50D 的区域.

表 1 各旋流喷嘴对应射流的主要参数

Table 1 Main parameters of jet flow of different swirl nozzles

喷嘴	射流卷吸率	出口马赫数	出口旋流数
$\alpha 30-\beta 45$	1.28	0.956	0.27
$\alpha 15-\beta 45$	1.32	0.921	0.23
$\alpha 5-\beta 45$	1.33	0.924	0.24
$\alpha 5-\beta 60$	1.24	0.916	0.28
$\alpha 5-\beta 90$	1.34	0.893	0.31
无旋喷嘴	0.81	0.988	0

对比可知,在喷嘴后方 $\phi 125 \text{ mm} \times 100 \text{ mm}$ 的区域内,5 种旋流喷嘴的射流卷吸率相差较小,为 1.3 左右,远大于无旋喷嘴(0.81).旋流喷嘴中, $\alpha 5-\beta 60$ 产生的射流卷吸率最小, $\alpha 5-\beta 90$ 最大.随着进气角度 α 减小,射流卷吸率略有增加.射流卷吸能力越强,喷嘴后方气溶胶扩散越快,可使喷嘴出口附近粒子集聚区的质量浓度迅速降低,从而减少发生二次团聚的粒子数,提高气溶胶生成效率.

5 种旋流喷嘴出口处的马赫数都接近但小于声速,其中进气角度最大的 $\alpha 30-\beta 45$ 喷嘴具有最高的出口流速.随着 β 角增加,出口马赫数减小.同时计算结果显示:在喷嘴后方,气流由于突然膨胀而加速至超声速,马赫数最大值接近 1.5.

5 种旋流喷嘴的出口旋流数相差不大,都处于中等强度值,其中 $\alpha 5-\beta 90$ 最大, $\alpha 15-\beta 45$ 最小. β 角增大时,出口旋流强度总体上略有增加.

2.3 旋流强度、湍流强度沿轴向变化规律

为便于对比分析不同喷嘴内外流场的旋流数和平均湍流强度,将 x 坐标无量纲化如下:

$$X = \begin{cases} 10 \lg\left(\frac{x}{L}\right) & x < 0, \text{喷嘴内部} \\ 0 & x = 0, \text{喷嘴出口} \\ \frac{x-L}{D} & x > 0, \text{喷嘴后方} \end{cases} \quad (1)$$

其中 L 为喷嘴出口截面处的 x 坐标.

由图 5 可知,改变进气角度 α 对旋流强度影响不大.在喷嘴内部,旋流数沿轴向迅速减小,并

在出口附近由强旋变为中等旋流强度;在喷嘴后方 $2D$ 距离处,射流降为弱旋状态(旋流数 $s < 0.1$),而且在 $2D \sim 10D$ 范围内旋流数几乎保持不变。

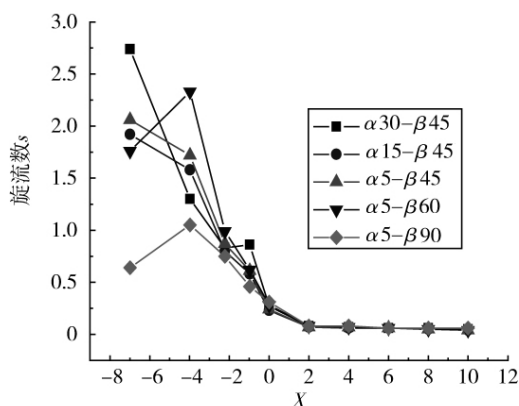


图 5 旋流数沿轴向变化曲线

Fig. 5 Variation curves of swirl number along X-axis

出口锥角 β 改变时,喷嘴内部的旋流强度有明显变化,其中, $\alpha 5-\beta 60$ 对应的旋流强度较大,其最大值 $s_{\max} = 2.33$ 出现在 $x = 11 \text{ mm}$ 附近。在喷嘴出口后方,不同 β 角对应的旋流数相差甚微。喷嘴内部旋流强度越大,粒子与壁面碰撞越激烈,越有利于团聚粒子的破碎。而当喷嘴后方的旋流强度较大时,粒子横向扩散速率加快,能促使射流中心区域粒子质量浓度迅速降低,从而防止发生二次团聚。

由图 6 可知,保持 $\beta = 45^\circ$ 不变,3 种进气角度中, $\alpha = 30^\circ$ 对应各截面的湍流强度较大;保持 α 不变,则湍流强度 I 值随着 β 角增加而增大。整体上,各喷嘴内外的湍流强度沿轴向变化规律保持一致:即在喷嘴内部, I 沿轴向缓慢增大,且处于

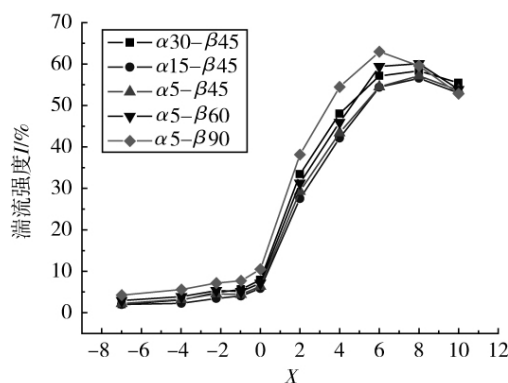


图 6 平均湍流强度沿轴向变化曲线

Fig. 6 Variation curves of average turbulence intensity along X-axis

中等强度值;而在喷嘴后方,旋转射流脉动程度急剧增加, I 值最大超过了 60% 。较大的湍流强度能够提高粒子在扩散区域内的质量浓度分布均匀性。

2.4 不同喷嘴内部粒子的临界逃逸粒径

自喷嘴入口中心加入单颗粒射流源,计算 3000 个时间步内的轨迹(积分步长 $L_s = 0.15 \text{ mm}$),得出能从旋流喷嘴内逃逸出来的粒子最大粒径(定义为临界逃逸粒径 D_{p0}),如表 2 所示。

表 2 不同旋流喷嘴内粒子的临界逃逸粒径

Table 2 Critical-escape diameters of particles

喷嘴	临界逃逸粒径/ μm	
	$\rho_p = 1500 \text{ kg/m}^3$	$\rho_p = 1000 \text{ kg/m}^3$
$\alpha 30-\beta 45$	7.5	8.7
$\alpha 15-\beta 45$	5.5	6.5
$\alpha 5-\beta 45$	4.4	5.8
$\alpha 5-\beta 60$	4.1	5.2
$\alpha 5-\beta 90$	3.5	4.8

结果显示:各个喷嘴对应的临界逃逸粒径 D_{p0} 都小于 $10 \mu\text{m}$,而且,临界逃逸粒径与颗粒密度 ρ_p 密切相关,即 ρ_p 减小, D_{p0} 增大。

同时,随着进气角度 α 减小或出口锥角 β 增大, D_{p0} 逐渐减小。对比喷嘴出口截面上切向速度分布规律可知,减小 α 或增大 β ,壁面附近的旋流强度随之增强。由于大于 $1 \mu\text{m}$ 的粒子主要在壁面附近运动,则它在该区域受到的离心力相应增大,这引起临界逃逸粒径 D_{p0} 随之减小。较小的 D_{p0} 反映出旋流喷嘴生成的气溶胶粒子平均尺寸较小。

2.5 粒子质量浓度分布规律

为对比分析各旋流喷嘴产生的两相射流中颗粒相的扩散均匀性,模拟得到 $2.5 \mu\text{m}$ 粒子的质量浓度分布情况。根据最小二乘法原理,定义颗粒相掺混均匀性因子 L_{mix} 为

$$L_{\text{mix}} = \lg \left[\frac{\bar{C}}{\sqrt{\sum_{A_X} (C - \bar{C})^2}} \right] \quad (2)$$

其中 C 为颗粒相质量浓度, $\bar{C}$ 为某一截面 A_X 上的粒子质量浓度平均值。则掺混因子 L_{mix} 代表了 A_X 截面上颗粒相的总体掺混均匀性。

为便于分析,定义无量纲 x 轴坐标为

$$X = (x - L)/D \quad (3)$$

如图 7,各旋流喷嘴后方,粒子掺混均匀性相差较小,而且沿 x 轴方向具有一致的变化趋势,

即自喷嘴出口至 $20D$ 距离内, 掺混均匀性迅速升高, 之后基本保持不变, 只是略有起伏。

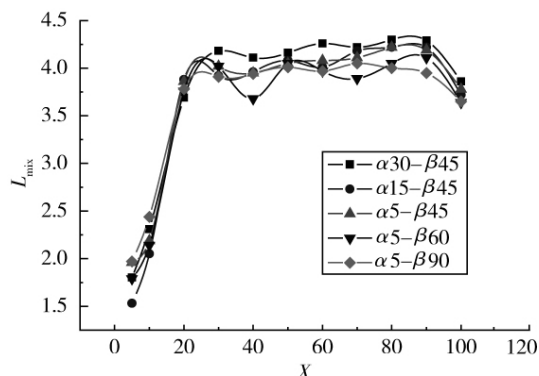


图7 颗粒相掺混均匀性因子沿轴向变化曲线

Fig. 7 Variation curves of uniformity index of particle-mixing along X-axis

在喷嘴后方 $0 \sim 10D$ 距离内, $\alpha 5-\beta 90$ 喷嘴具有最高的颗粒相掺混水平, 而 $\alpha 15-\beta 45$ 喷嘴的掺混均匀性最差, 这与图6中湍流强度的分析结果是一致的, 说明湍流强度对粒子掺混均匀性起到了决定性作用。在 $10D \sim 25D$ 的距离内, 各喷嘴的掺混水平相当。在 $25D \sim 100D$ 的距离内, $\alpha 30-\beta 45$ 喷嘴具有最高的掺混水平, 而 $\alpha 5-\beta 60$ 喷嘴的掺混均匀性最差。

3 结 论

1) 5种旋流喷嘴产生的射流卷吸率相差较小, 且显著大于无旋喷嘴。

2) 改变进气角度 α 对旋流强度和湍流强度影响不大, 而出口锥角 β 改变时, 喷嘴内旋流强度有明显变化, 平均湍流强度 I 随着 β 角增加而增大。

3) 各旋流喷嘴内粒子的临界逃逸粒径 D_{p0} 皆小于 $10 \mu\text{m}$ 。随着颗粒密度 ρ_p 增大, 或进气角度 α 减小, 或出口锥角 β 增大, D_{p0} 相应减小。

4) 各旋流喷嘴后方的颗粒相掺混均匀性相差不大。 $p_0 = 0.3 \text{ MPa}$ 时, $2.5 \mu\text{m}$ 粒子达到较好的扩散均匀性所需的掺混距离为 $20D$ 以上。

参考文献:

[1] Calvert G, Ghadiri M, Tweedie R. Aerodynamic dispersion of cohesive powders: a review of understanding and technology[J]. Advanced Powder Technology, 2009, 20(1): 4-16.

[2] HUANG Yuning, MA Huiyang, CHU Hongjie. Modelling turbulent swirling flows based on the algebraic two-equation

($k-\epsilon$) approach[J]. Int J Numer Meth Fluids, 2006, 51(3): 285-304.

[3] Escue A, CUI Jie. Comparison of turbulence models in simulating swirling pipe flows[J]. Applied Mathematical Modelling, 2010, 34(10): 2840-2849.

[4] 杨成凤, 张靖周. 高旋转雷诺数下预旋进气转-静盘腔流动换热特性[J]. 航空动力学报, 2006, 21(2): 326-330.

YANG Chengfeng, ZHANG Jingzhou. Flow and heat transfer in a pre-swirl rotor-stator cavity under high rotational Reynolds number[J]. Journal of Aerospace Power, 2006, 21(2): 326-330. (in Chinese)

[5] 吴江, 章明川, 田凤国, 等. 一种离心力修正的湍流模型及其在数值模拟中的应用[J]. 动力工程, 2004, 24(1): 106-109.

WU Jiang, ZHANG Mingchuan, TIAN Fengguo, et al. A centrifugal force modified turbulence model and its application on numerical simulation[J]. Power Engineering, 2004, 24(1): 106-109. (in Chinese)

[6] Najafi A F, Saidi M H, Sadeghipour M S, et al. Numerical analysis of turbulent swirling decay pipe flow[J]. International Communications in Heat and Mass Transfer, 2005, 32(5): 627-638.

[7] HU Liyuan, ZHOU Lixing, ZHANG Jian, et al. Studies on strongly swirling flows in the full space of a volute cyclone separator[J]. AIChE Journal, 2005, 51(3): 740-749.

[8] WANG Junye, Priestman G H, Tippetts J R. Modelling of strongly swirling flows in a complex geometry using unstructured meshes[J]. International Journal of Numerical Methods for Heat & Fluid Flow, 2006, 16(8): 910-926.

[9] 胡琛元, 时铭显, 周力行, 等. 旋流分离器三维强旋湍流流动的数值模拟[J]. 清华大学学报: 自然科学版, 2004, 44(11): 1501-1504, 1508.

HU Liyuan, SHI Mingxian, ZHOU Lixing, et al. Numerical simulation of 3-D strongly swirling turbulent flow in a cyclone separator[J]. J Tsinghua Univ: Sci & Tech, 2004, 44(11): 1501-1504, 1508. (in Chinese)

[10] 刘巍, 杨涛. 固体燃料冲压发动机旋流冷流场数值模拟[J]. 航空动力学报, 2009, 24(3): 711-716.

LIU Wei, YANG Tao. Numerical simulation of cold swirl flow field for solid fuel ramjet[J]. Journal of Aerospace Power, 2009, 24(3): 711-716. (in Chinese)

[11] LIU Zhongliang, DING Juntao, JIANG Wenming, et al. Numerical simulation of highly-swirling supersonic flow inside a laval nozzle[R]. Xi'an: 1st Asian Symposium on Computational Heat Transfer and Fluid Flow, 2007.

[12] 淡林鹏, 张振鹏, 赵永忠, 等. 长尾喷管中粒子运动轨迹的数值模拟[J]. 航空动力学报, 2003, 18(2): 197-202.

DAN Linpeng, ZHANG Zhenpeng, ZHAO Yongzhong, et al. Numerical study of particle trajectories in a nozzle with a tail pipe[J]. Journal of Aerospace Power, 2003, 18(2): 197-202. (in Chinese)

[13] 于勇, 刘淑艳, 张世军, 等. 固体火箭发动机喷管气固两相流动的数值模拟[J]. 航空动力学报, 2009, 24(4):

- 931-937.
- YU Yong, LIU Shuyan, ZHANG Shijun, et al. Numerical simulation of gas-particle flow in nozzle of solid rocket motor[J]. Journal of Aerospace Power, 2009, 24(4): 931-937. (in Chinese)
- [14] 蒲舸, 张力, 辛明道. CFBC 旋风分离器气固两相流数值模拟与优化[J]. 工程热物理学报, 2006, 27(2): 268-270.
- PU Ge, ZHANG Li, XING Mingdao. Numerical simulation and optimization of gas-solid two-phase flow in one CFBC cyclone separator[J]. Journal of Engineering Thermophysics, 2006, 27(2): 268-270. (in Chinese)
- [15] 党新宪, 赵坚行, 张欣, 等. 应用 PIV 技术测试模型环形燃烧室流场[J]. 航空动力学报, 2009, 24(7): 1470-1475.
- DANG Xinxian, ZHAO Jianxing, ZHANG Xin, et al. Measurement of the flow fields in a model annular combustor using particle image velocimetry[J]. Journal of Aerospace Power, 2009, 24(7): 1470-1475. (in Chinese)