

Simulation of gas-liquid two-phase flow and atomization characteristics of Y-type nozzle for heavy oil burner

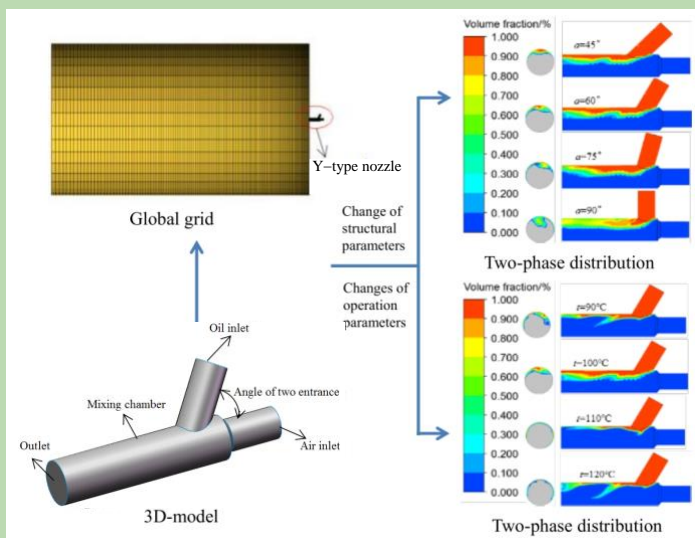
Zhiqi WANG*, Liuming CHEN, Bingying XIAO, Baoqi XIE

Institute of Mechanical Engineering, Xiangtan University, Xiangtan, Hunan 411105, China

Abstract: Heavy oil burner is the key component of asphalt mixing equipment. However, heavy oil is not easy to atomize due to its high viscosity and surface tension, which results in low combustion efficiency and high pollutant discharge in heavy oil burners. Y-type atomizing nozzle is widely used in heavy oil atomization because of its simple structure and wide adjustment range. A large number of experiments and simulations were carried out on the atomization characteristics of heavy oil. However, the existing research only analyzed the atomization characteristics from the aspects of structure or atomization parameters, ignoring the gas-liquid two-phase flow characteristics in the nozzle. Therefore,

the research on the gas-liquid two-phase flow and atomization characteristics of Y-type atomizing nozzle has an important guiding role in the design of heavy oil burner. In order to improve the quality of heavy oil atomization, computational fluid dynamics software were used to explore the influence of nozzle structure parameters (mixing chamber length, inlet diameter ratio, angle between air and fuel inlet) and atomization parameters (mass flow rate of oil, air inlet pressure, temperature of oil) on the gas-liquid two-phase flow and heavy oil atomization characteristics of Y-type nozzle. The results showed that the structure parameters and atomization parameters directly affected the oil film thickness and gas-liquid two-phase velocity difference in the nozzle. Under different parameters, the change rule of gas-liquid rate and droplet Sauter mean diameter was opposite. Considering the two atomization performance indexes, the optimal length of mixing chamber was 15~20 mm, the reasonable range of inlet angle was 60°~75° and the optimal inlet diameter ratio was 1.0~1.1. In order to ensure the better atomization effect of heavy oil, the air inlet pressure should be greater than 0.5 MPa, the above parameters obtained by simulation provide guidance for the structure optimization design and operation parameter setting of Y-type nozzle.

Key words: heavy oil atomization; numerical simulation; Y-type nozzle; two-phase flow; atomization characteristics



收稿: 2020-10-14, 修回: 2020-12-06, 网络发表: 2020-12-24; Received: 2020-10-14, Revised: 2020-12-06, Published online: 2020-12-24

基金项目: 湖南省自然科学基金(编号: 2018JJ2399)

作者简介: 王志奇(1979-), 男, 湖南省湘潭市人, 博士, 副教授, 热能工程专业, E-mail: wangzhiqi@xtu.edu.cn.

引用格式: 王志奇, 陈柳明, 肖炳英, 等. 重油燃烧器Y型喷嘴气液两相流动与雾化特性模拟. 过程工程学报, 2021, 21(10): 1167-1176.

Wang Z Q, Chen L M, Xiao B Y, et al. Simulation of gas-liquid two-phase flow and atomization characteristics of Y-type nozzle for heavy oil burner (in Chinese). Chin. J. Process Eng., 2021, 21(10): 1167-1176, DOI: 10.12034/j.issn.1009-606X.220336.

重油燃烧器Y型喷嘴气液两相流动与雾化特性模拟

王志奇*, 陈柳明, 肖炳英, 谢宝琦

湘潭大学机械工程学院, 湖南 湘潭 411105

摘要: 为改善重油雾化质量, 针对沥青站重油燃烧器Y型喷嘴, 运用CFD (Computational Fluid Dynamics)方法研究了喷嘴结构参数(混合室长度、入口直径比、入口夹角)与雾化参数(重油流量、空气入口压力、重油温度)对喷嘴气液两相流动与雾化特性的影响。结果表明, 结构参数与雾化参数直接影响喷嘴内油膜厚度与气液两相速度差; 不同参数下, 喷嘴气耗率与液滴索泰尔平均直径的变化规律相反; 综合考虑两个雾化性能指标, 混合室的适宜长度为15~20 mm, 入口夹角的合理范围为60°~75°, 入口最佳直径比为1.0~1.1; 为保证重油获得较好的雾化效果, 空气入口压力应大于0.5 MPa, 这为优化Y型雾化喷嘴的结构与运行参数提供了参考。

关键词: 重油雾化; 数值模拟; Y型喷嘴; 两相流动; 雾化特性

中图分类号: V211.1+7

文献标识码: A

文章编号: 1009-606X(2021)10-1167-10

1 前言

重油燃烧器是沥青搅拌设备的核心部件, 重油黏度及表面张力大, 不易雾化, 导致重油燃烧器存在燃烧效率低、污染物排放量大等问题^[1,2]。Y型雾化喷嘴具有结构简单、调节范围大等优点, 在重油雾化中得到广泛应用^[3,4]。研究Y型雾化喷嘴气液两相流动及雾化特性对重油燃烧器设计具有重要指导作用。

雾化喷嘴结构参数与雾化参数是影响其雾化特性的关键因素。在结构参数方面, 张琳等^[5]对内混式喷嘴流场进行了数值模拟, 发现混合室长度最佳值为70~80 mm。年帅奇等^[6]采用VOF法对离心式喷嘴内部流场和油膜的初级破碎进行了模拟, 发现旋流室结构变化会对油膜破碎行为产生影响。Mano等^[7]利用数值模拟方法研究了喷嘴出口锥角对喷嘴出口速度与压力分布的影响。Wooseok等^[8]研究发现, 将多孔喷嘴出口平面型针栓尖端改为偏转型, 可以得到更好的破碎与雾化特性。空气与燃油的入口直径比会对燃油的雾化效果产生影响, 对于大容量Y型喷嘴, 合适的油孔和气孔直径之比为0.75^[9]。在雾化参数方面, Mohammad等^[10]对压力旋流雾化喷嘴进行实验, 发现重油温度升高, 雾化液滴平均直径减小。空气与燃油的流量也会影响喷嘴的雾化效果, 姚康鸿等^[11]通过实验发现, 当保持燃油的进口流量不变时, 提高空气进口流量, 气液两相间相对速度增大, 喷嘴雾化粒径减小, 雾化锥角增大。方勇等^[12]研究环状流气泡雾化机理时发现, 气耗率增加会使空泡率变大进而使环状液膜厚度变小, 进而使液滴索泰尔平均直径(Sauter mean diameter, SMD)变小。袁聪等^[13]研究发

现, 随喷嘴进口压力增加, 一次雾化的诱发位置越接近喷嘴, 且雾化锥角逐渐增大。Yu等^[14]利用数值模拟手段, 对压力旋流喷嘴的初始雾化与二次雾化过程进行了研究, 得到了不同压力下液滴速度、平均直径和浓度的径向和轴向分布规律。此外, 空气进口压力增大, 雾滴SMD减小, 且空气进口压力增大到一定程度时, 液滴直径减小的趋势变缓^[15-17]。

关于重油雾化特性, 国内外学者已经进行了大量的实验与模拟研究, 但已有研究仅从结构方面或雾化参数方面分析雾化特性, 忽略了喷嘴内部的气液两相流动特性。本工作应用数值模拟手段, 从结构参数与雾化参数两个方面研究Y型喷嘴两相流动与雾化特性, 为燃烧器设计提供理论指导。

2 Y型喷嘴两相流动与雾化模型

2.1 物理模型及网格划分

燃烧器喷枪包括燃油与空气流道, 喷枪末端为Y型喷嘴, Y型喷嘴由空气入口、燃油入口、喷嘴出口和混合室组成, 空气进口与燃油进口呈60°夹角, 喷枪与Y型喷嘴的结构如图1所示, 喷嘴的结构参数如表1所示。

燃油喷枪末端周向均匀布置10个Y型喷嘴, 为减少模拟工作量, 取其中1个喷嘴作为研究对象, 并以外流场中心面液滴SMD的变化作为判定依据, 定义式为

$$SMD = \frac{\sum_{i=1}^n n_i \bar{D}_i^3}{\sum_{i=1}^n n_i \bar{D}_i^2} \quad (1)$$

式中, n_i 为第*i*个粒径区间内颗粒的数量, \bar{D}_i 为第*i*个粒径

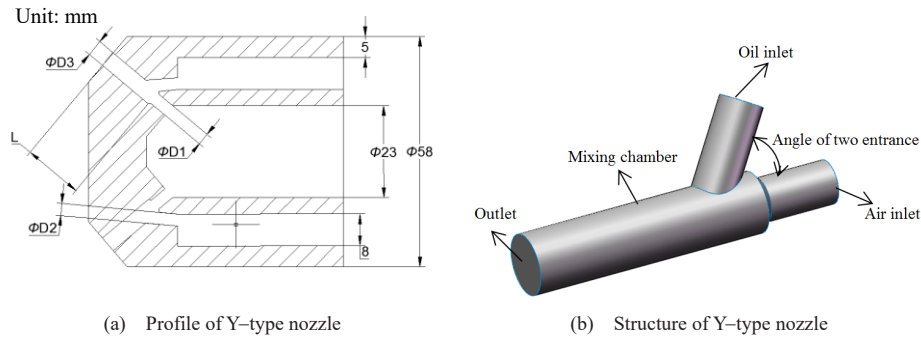


图 1 燃油喷枪与 Y 型喷嘴结构示意图
Fig.1 Structure model of Y-type nozzle and oil spray gun

表 1 喷嘴结构参数

Table 1 Structural parameters of nozzle

Parameter	d_1/mm	d_2/mm	d_3/mm	L/mm
Value	3	3	4.2	15

区间内颗粒的平均粒径。

流场网格划分及网格无关性验证如图 2 所示。喷嘴

采用非结构网格,在壁面处设置九层边界层网格使模拟结果更准确。外流场根据实验中喷雾锥角及轴向距离的要求^[18],建立底面直径 100 mm、长 200 mm 的圆柱体模型。外围流场采用结构网格,并在喷嘴连接处进行了网格加密。网格无关性分析结果表明,当网格数量为 145 万时,外流场轴截面上液滴 SMD 基本稳定。

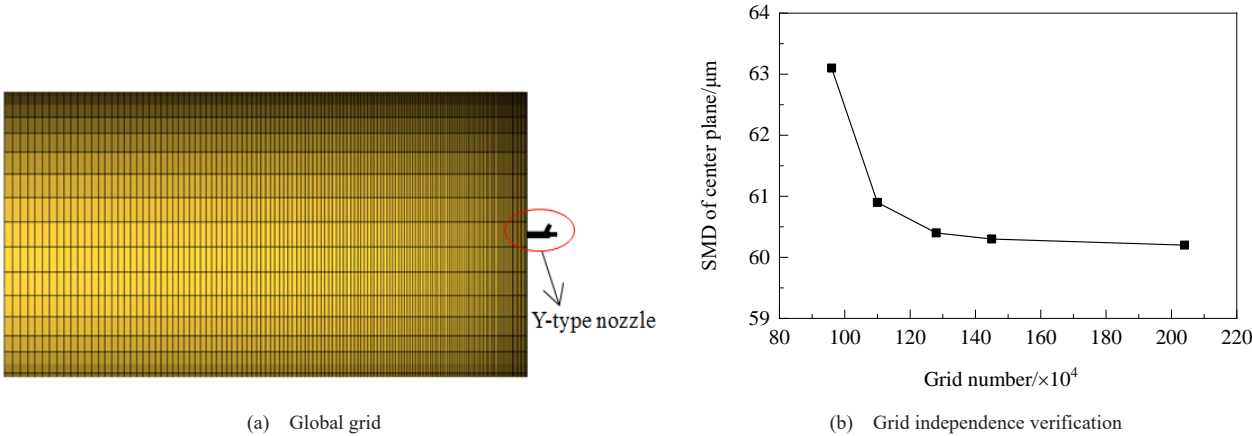


图 2 计算区域网格划分与网格无关性验证
Fig.2 Grid division of calculation area and grid independence verification

2.2 数学模型

(1) 质量守恒方程

根据质量守恒定律,单位时间内控制体的总净流出质量等于相同时间内从外界流入控制体的质量,即:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u}) = \rho_v \tag{2}$$

式中, ρ 为连续相密度(kg/m^3), \mathbf{u} 为连续相速度(m/s), ρ_v 为液滴蒸发连续相增加的质量(kg)。

(2) 动量守恒方程

外界作用在微元体上的各种力之和等于该微元体中流体动量对时间的变化率。流体在 x 方向上的动量守恒方程为

$$\frac{\partial \rho (\rho u)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u \vec{u}) = \nabla \cdot \mu \nabla u - \frac{\partial p}{\partial x} + S \tag{3}$$

式中, μ 为流体动力黏度($\text{N}\cdot\text{s}/\text{m}^2$), p 为压力(N), S 为源项。

(3) 组分输运方程

液滴在空气中流动,往往伴随着蒸发,因此采用组分输运模型描述空气和燃油的变化。其控制方程如下:

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_m \vec{u}) = \nabla \cdot (\rho_s D \cdot \nabla Y_m + \rho_{v,m}) \tag{4}$$

式中, ρ_m 与 ρ_s 分别为组分 m 的密度和混合气体的密度(kg/m^3), $\rho_{v,m}$ 为由液滴蒸发引起的组分 m 质量增加项(kg), Y_m 为组分 m 的质量分数(%), $Y_m = \rho_m / \rho$, D 为组分 m 的扩散系数。

(4) 离散相方程

液滴在喷射过程中动量运动方程为

$$\frac{d\vec{u}_p}{dt} = F_D(\vec{u} - \vec{u}_p) + \frac{\vec{g}(\rho_p - \rho)}{\rho_p} + F \tag{5}$$

式中, F_D 为离散相受到的拽力(N), F 为连续相对离散相的阻力(N), u_p 为颗粒速度(m/s), ρ 为流体密度(kg/m³), ρ_p 为颗粒密度(kg/m³)。

(5) VOF 模型

VOF 模型可以通过求解一组动量方程和跟踪整个区域内每种流体的体积分数来模拟两种或多种不混溶流体。当使用隐式公式时, 体积分数方程按以下方式离散^[19]:

$$\frac{\alpha_q^{n+1} \rho_q^{n+1} - \alpha_q^n \rho_q^n}{\Delta t} + \sum_f (\rho_q^{n+1} U_f^{n+1} \alpha_{q,f}^{n+1}) = \left[S_{\alpha_q} + \sum_{i=1}^n (\dot{m}_{iq} - \dot{m}_{qi}) \right] V \tag{6}$$

式中, $n+1$ 为当前时间步长的索引, n 为上一时间点的索引, α_q 为某时间步长体积分数的单元值, $\alpha_{q,f}$ 为某时间步长体积分数的面值, ρ_q 为 q 相的密度(kg/m³), Δt 为当前时刻与前一时刻的时差(s), U_f 为某时间步长通过表面的体积流量(m³/s), S_{α_q} 为源相(kg), \dot{m}_{iq} 为从 i 相传输到 q 相的质量, V 为单元体的体积(m³)。

2.3 边界条件设置

重油雾化模拟过程分为两个步骤, 首先对喷嘴内气液两相的流动进行瞬态模拟, 时间步长为 2×10^{-6} s; 设置空气为压力入口, 并给定入口水力直径与湍流强度; 燃油进口为质量流量入口, 并设定其入口温度; 喷嘴与外流场的连接面设置为 interface, 使两流域之间进行数据传输实现联通; 外流场出口设置为压力出口; 流体与固体接触面设置为无滑移边界。

通过气液两相流动模拟, 处理得到喷嘴出口的液膜厚度以及油气两相的速度差, 再对燃油在外流场中的雾化过程进行稳态模拟。颗粒注入流量等于燃油的入口流量, 采用空气辅助雾化模型、双向耦合、Wave 破碎模型, 粒子分布采用随机游走模型; 在喷嘴设置中输入喷嘴的位置、喷射方向、液膜厚度、油气相对速度等参数; 外流场与喷嘴的连接面设置为速度入口, 速度大小根据第一步模拟结果确定; 离散相边界条件设置为 escape; 外流场出口设置为压力出口; 无滑移边界。

2.4 模型可靠性验证

根据文献[20]中提供的 Y 型喷嘴结构、实验条件及实验结果, 对雾化模拟模型的可靠性进行验证。当水的进口压力 $p_2=0.4$ MPa 时, 不同空气入口压力下的气耗率

与液滴索泰尔平均直径对比结果如图 3 所示。气耗率为空气与燃油的质量比:

$$K = \frac{m_{\text{air}}}{m_{\text{oil}}} \tag{7}$$

式中, K 为气耗率(%), m_{air} 为雾化过程消耗的空气质量(kg), m_{oil} 为雾化过程消耗的重油质量(kg)。

从图 3 可以看出模拟结果与实验结果符合度良好, 最大相对误差约 10%, 说明模型具有较高的精度。

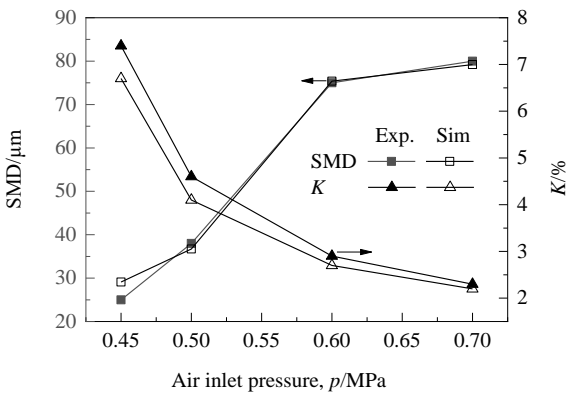


图3 模拟结果与文献实验结果的对比
Fig.3 Comparison of simulation results and literature test results

3 模拟结果与分析

3.1 喷嘴结构参数对两相分布及雾化特性的影响

设计工况下 Y 型喷嘴的边界参数如表 2 所示。在该入口条件下, 研究混合室长度、入口直径比、入口夹角等结构参数对喷嘴两相流动与雾化特性的影响。

表2 设计工况下边界参数
Table 2 Boundary parameters of design conditions

Parameter	Value
Temperature of oil/℃	100
Temperature of air/℃	25
Inlet mass flow rate of oil/(g/s)	66
Air inlet pressure/MPa	0.7
Outlet pressure/MPa	0.1

不同混合室长度下, 喷嘴内气液两相的流动及参数的模拟结果如图 4 所示, 图 4(a) 为喷嘴中心截面燃油的体积分数云图, 取燃油体积分数等于 0.7 的线为气油两相的分界线。从图 4 可以看出, 混合室长度增大, 空气流动损失增大, 气液相对速度减小; 当混合室长度小于 20 mm 时, 燃油集中在混合室的顶部, 并在出口处形成较厚的油膜; 当混合室的长度大于 20 mm 时, 油膜在喷嘴出口处发展完全, 形成较薄且均匀的油膜; 混合室长度为

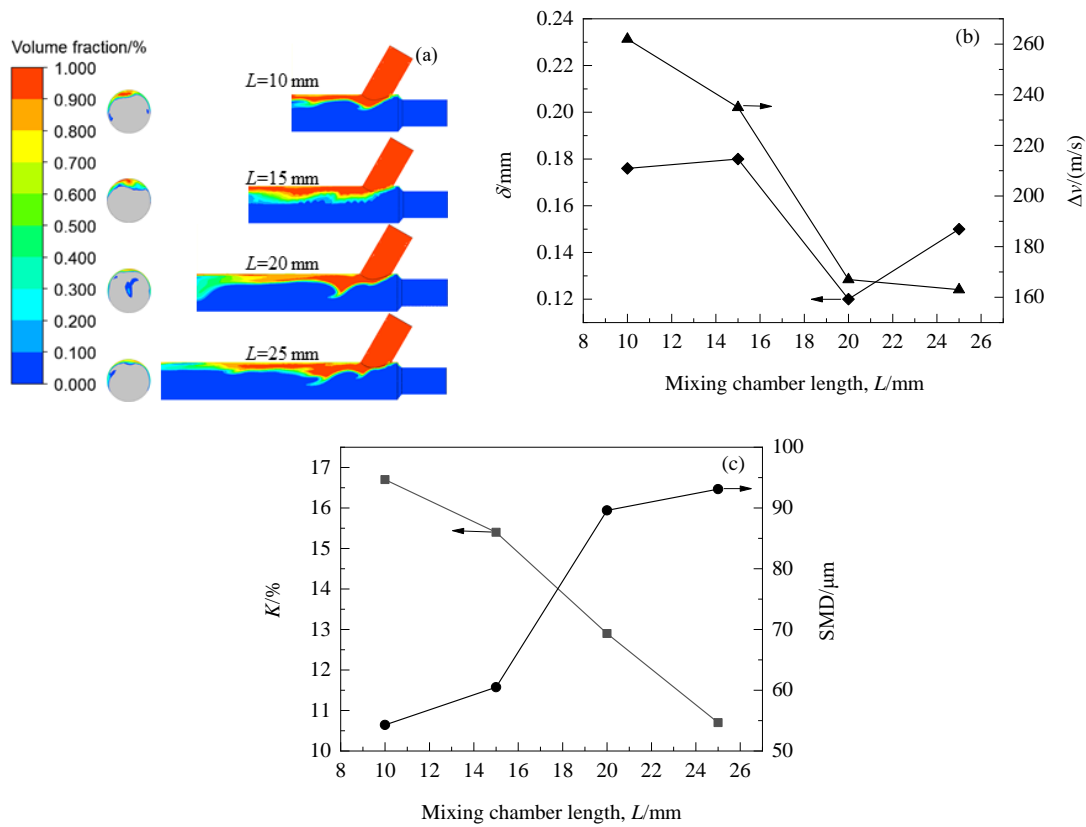


图 4 不同混合室长度下气液两相流动和雾化特性的模拟结果

Fig.4 Simulation results of gas-liquid two-phase flow and atomization characteristic under different mixing chamber lengths

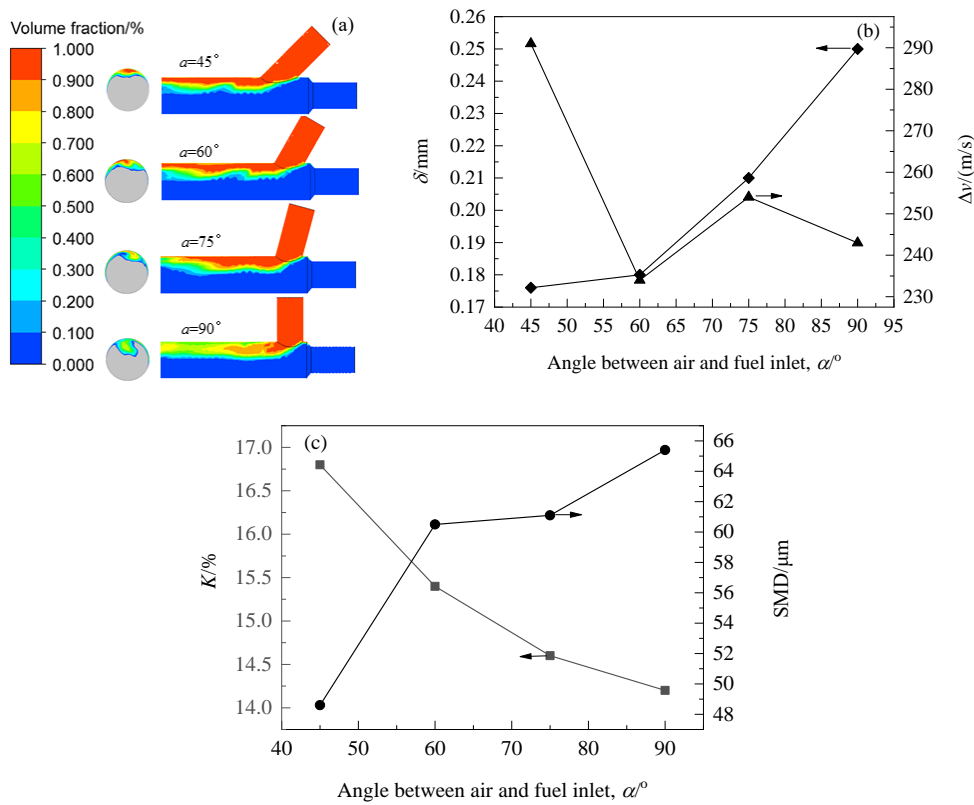


图 5 不同喷嘴入口夹角下气液两相流动和雾化特性的模拟结果

Fig.5 Simulation results of gas-liquid two-phase flow and atomization characteristic under different angles between air and fuel inlet

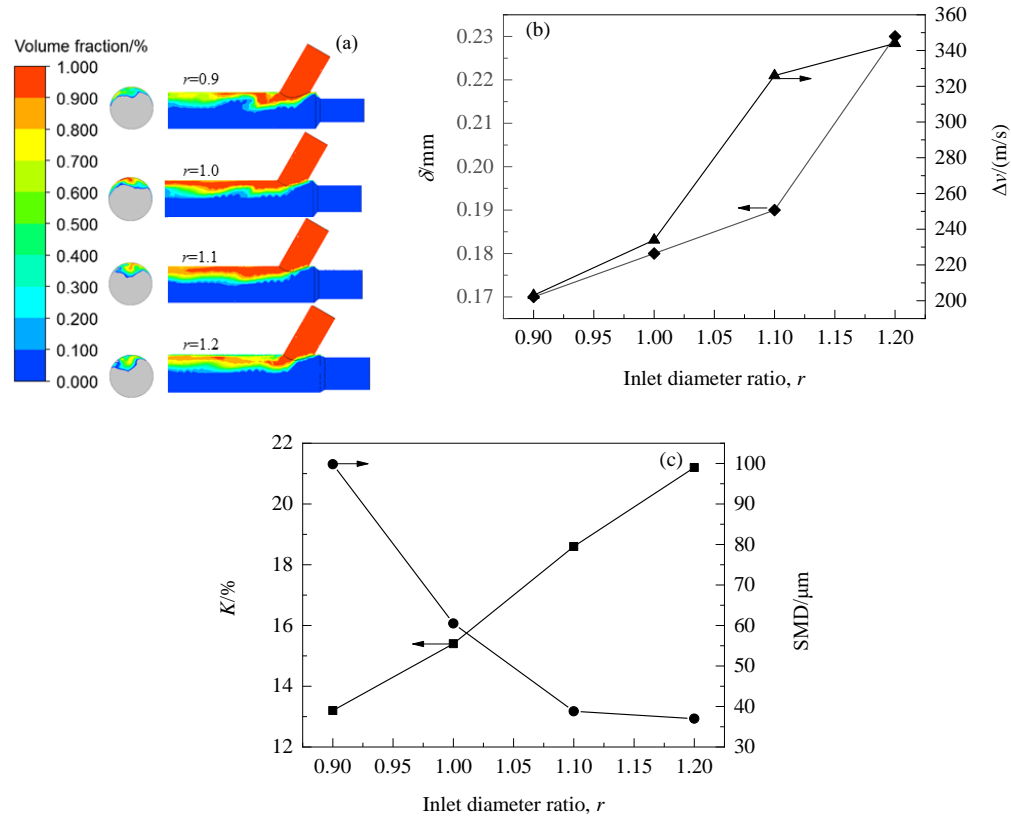


图 6 不同入口直径比下气液两相流动和雾化特性的模拟结果

Fig.6 Simulation results of gas-liquid two-phase flow and atomization characteristic under different inlet diameter ratios

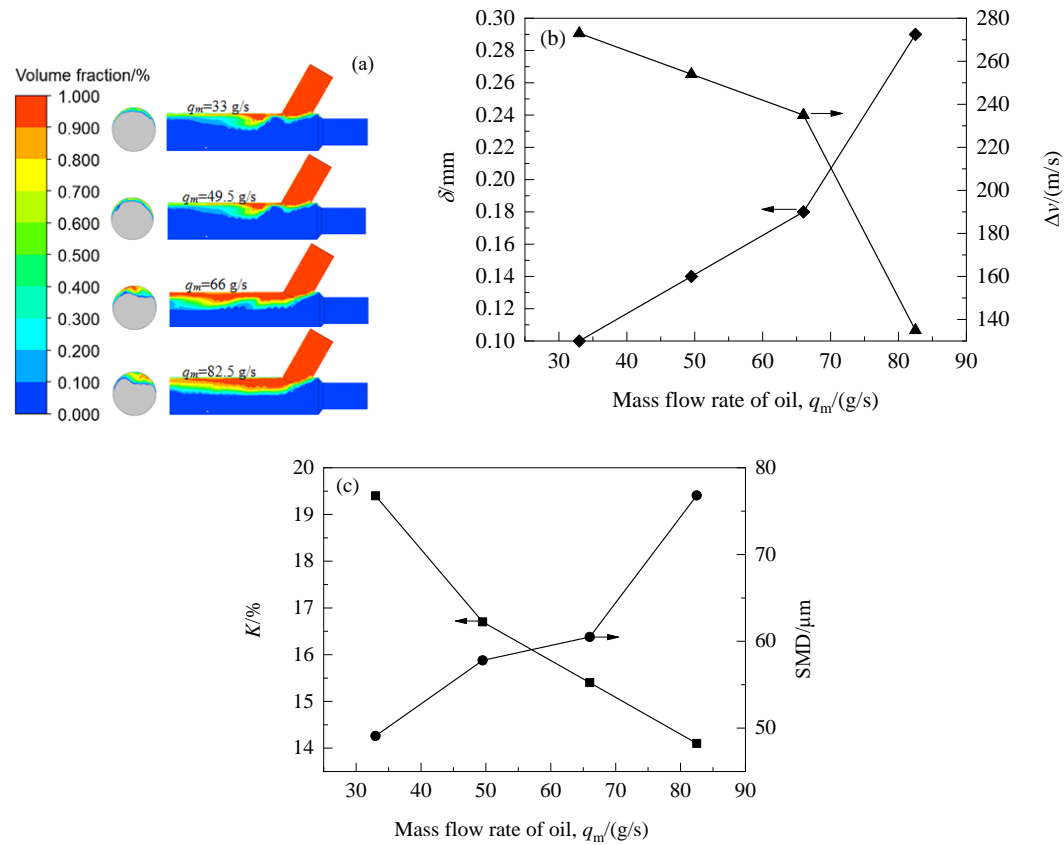


图 7 不同燃油质量流量下气液两相流动和雾化特性的模拟结果

Fig.7 Simulation results of gas-liquid two-phase flow and atomization characteristic under different mass flow rates of oil

20 mm 时在喷嘴出口处油膜厚度(δ)最小。从图 4(c)可看出,增大混合室长度,喷嘴的气耗率下降,液滴 SMD 逐渐增大。这是由于混合室长度增加,流体在混合室内的流动损失变大,空气在管内的速度减小,空气消耗减少,进而导致燃油受到气体的气动力减小,雾化液滴的 SMD 增大。综上可知,为减少气耗率并保证燃油雾化质量,混合室长度的最佳范围为 15~20 mm。

Y 型喷嘴入口夹角变化对混合室内两相流动和参数的影响如图 5 所示。从图可看出,随入口夹角增大,喷嘴出口处油膜逐渐变厚,出口相对速度呈现波动状态;当入口夹角等于 45° 时,空气消耗的动量最少,出口处两相流速差值最大;当入口夹角大于等于 75° 时,虽然空气消耗的动量较大,但由于油膜较厚,空气体积减小,速度在 250 m/s 上下波动。燃油 SMD 随入口夹角的变化如图 5(c)所示。从图可看出,入口夹角增大时,燃油 SMD 逐渐增大,且角度大于 60° 时增大趋势减缓,而气耗率不断降低。喷嘴夹角等于 45° 时可以得到较好的雾化效果,但气耗率过大流入燃烧域的空气增加,会对燃油的

燃烧产生影响,综合考虑入口夹角的合理范围为 $60^\circ \sim 75^\circ$ 。

喷嘴入口直径比对混合室内两相流动和参数的影响如图 6 所示。从图可看出,随空气入口直径增加,出口处油膜逐渐变厚,气液相对速度逐渐增大。这是由于空气入口直径增大,空气流量增大,此时空气由混合室中心向管壁扩散的趋势减弱,空气挤压燃油消耗的能量相对减少,形成的油膜变厚且出口相对速度变大。燃油 SMD 与气耗率随空气入口直径的变化如图 6(c)所示,空气入口直径比增大时,气液相对速度变大,耗气率增大;入口直径比增大,雾化 SMD 迅速降低,当入口直径比由 0.9 增大到 1.0 时, SMD 由 $100 \mu\text{m}$ 减小至 $60 \mu\text{m}$, 减小了 40%;当入口直径大于 1.1 之后, SMD 的变化率减缓,入口直径比由 1.1 增大到 1.2 时, SMD 仅减小了 $2 \mu\text{m}$, 减小幅度为 5%。综上可知,空气入口直径比在 1.0~1.1 范围内,可以得到较小的液滴 SMD 与气耗率。

3.2 雾化参数对两相分布及雾化特性的影响

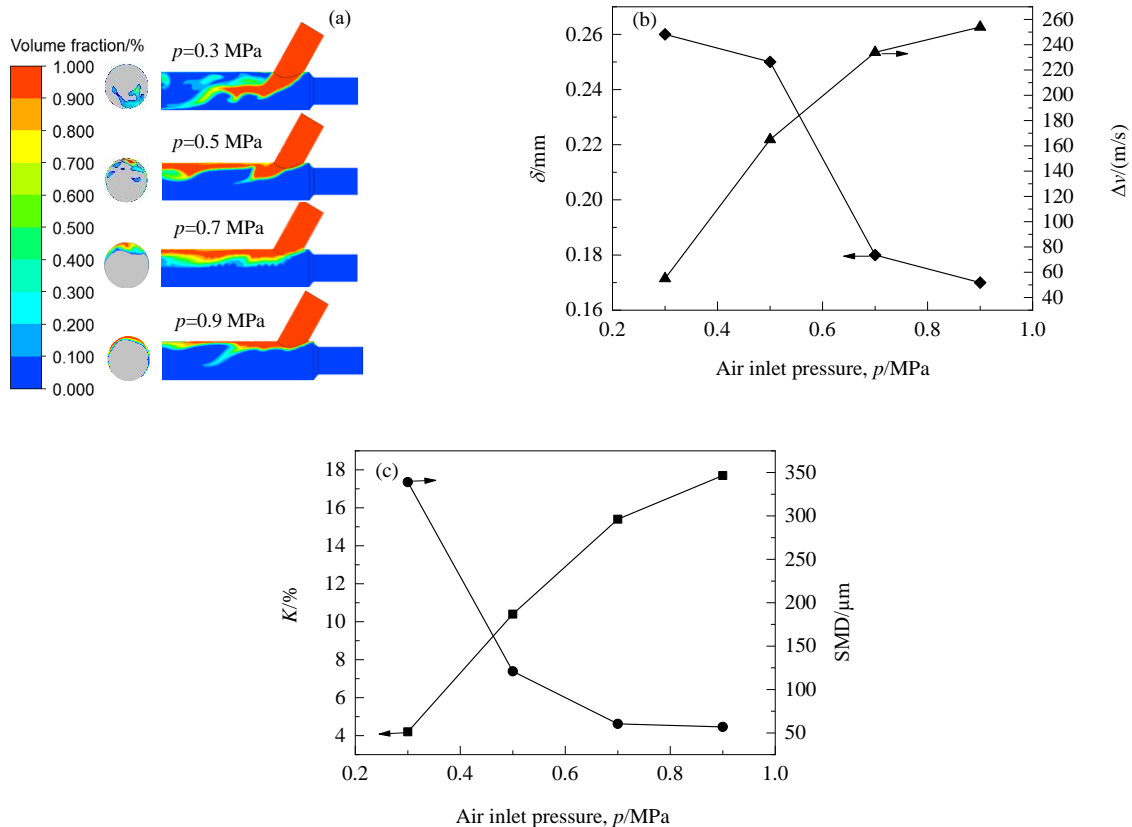


图 8 不同空气入口压力下气液两相流动和雾化特性的模拟结果

Fig.8 Simulation results of gas-liquid two-phase flow and atomization characteristic under different air inlet pressures

燃烧器在实际中根据负荷需求调整燃油流量,不同燃油流量下喷嘴内两相流动及雾化特性如图 7 所示。从

图可看出,随燃油质量流量增加,喷嘴出口处油膜变厚,气液两相相对速度减小,这是由于燃油进入混合室时存

在径向速度,燃油流量越大,对空气的阻力也就越大。从图 7(c)可看出,燃油质量流量增加,空气流速降低,耗气率减小,液滴 SMD 增大,当燃油质量流量由 66 g/s 增至 82.5 g/s 时,液滴 SMD 由 60.5 μm 增至 76.8 μm 。燃油质量流量增加不利于燃油雾化,燃烧器正常运行时喷嘴入口质量流量不宜大于 66 g/s,且燃烧器在高负荷运行条件下,应及时增加空气的入口压力,保证雾化气耗率,改善雾化效果。

调整空气进口压力时,喷嘴内两相流动情况如图 8 所示。从图可看出,空气压力增大时,出口油气相对速度增大;当入口压力等于 0.3 MPa 时,由于空气对燃油作用力较小,导致燃油在混合室下部沉积,未能在喷嘴内形成周向油膜;当入口压力为 0.5 MPa 时,虽然燃油处于混合室上部,但喷嘴周向仍未形成油膜;空气压力大于 0.7 MPa 时,喷嘴出口处形成较薄且均匀的油膜。从图 8 (c)可看出,空气入口压力增大,空气进口速度增大,气耗率增大,液滴 SMD 减小。出口压力由 0.3 MPa 增至 0.9 MPa 时,液滴 SMD 由 339 μm 减小到了 57 μm ,降低了 81%,表明入口压力是影响雾化粒径的重要参数。为保证雾化质量,重油 Y 型喷嘴雾化过程中空气压力不宜低于 0.5 MPa。

表 3 重油物理属性^[21]

Table 3 Physical properties of heavy oil ^[21]			
$T/^{\circ}\text{C}$	$\rho/(\text{kg}/\text{m}^3)$	$\mu/[\text{kg}/(\text{m}\cdot\text{s})]$	$\sigma/\text{N}/\text{m}$
90	931.16	0.0130	0.0309
100	925.18	0.0100	0.0302
110	919.48	0.0078	0.0295
120	913.11	0.0063	0.0287

不同温度下重油的密度、黏度与表面张力如表 3^[21] 所示。

重油温度对喷嘴内气液两相流动的影响如图 9 所示。从图可看出,随温度升高喷嘴出口处的液膜逐渐变薄,气液两相相对速度变大。这是由于温度升高燃油黏度减小,燃油更容易在空气挤压下发生形变,向管壁均匀分布,且空气与燃油的摩擦力减小,空气与燃油的动量交换较少,出口处相对速度增大。燃油的 SMD 随重油温度的变化如图 9(c)所示,从图可看出,随温度升高,气耗率增大,燃油的 SMD 变小,这是由于温度升高燃油的黏度减小,表面张力减小,燃油更容易在空气的作用下破碎成更小的液滴。温度升高有利于重油雾化,但油温过高会导致重油沸腾或快速蒸发影响喷嘴性能,预热温度不建议超过 120 $^{\circ}\text{C}$ 。

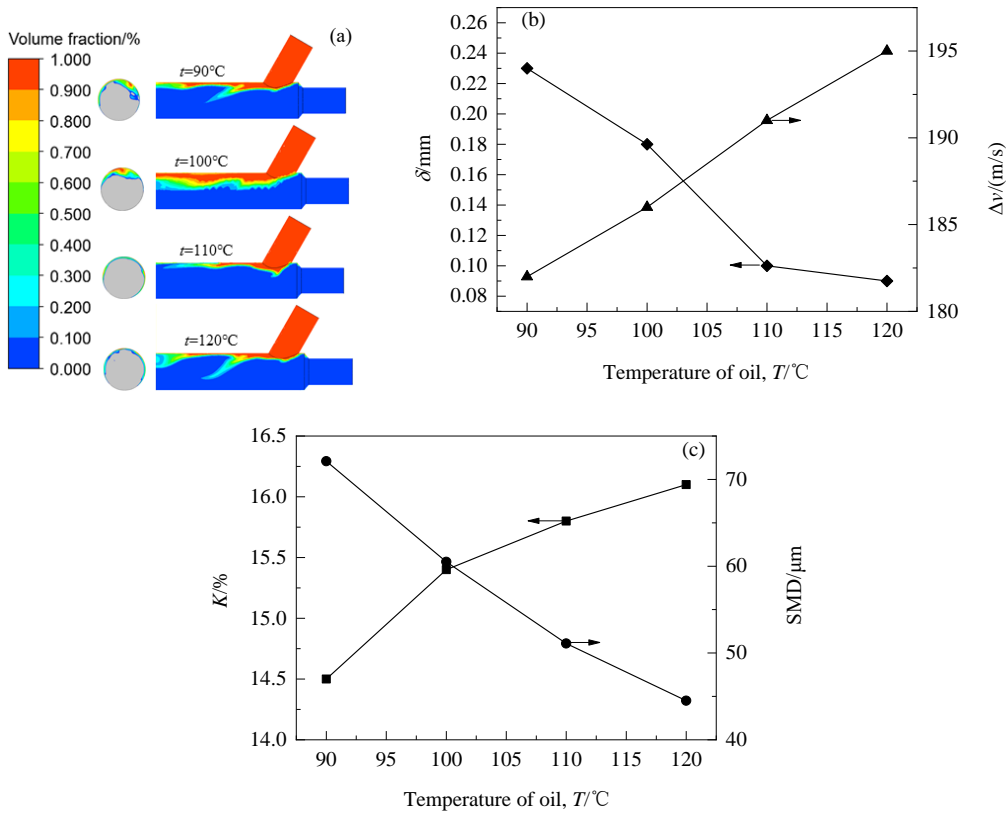


图9 不同温度下气液两相流动和雾化特性模拟结果

Fig.9 Simulation results of gas-liquid two-phase flow and atomization characteristic at different temperatures

4 结 论

本工作针对沥青站燃烧器燃油喷枪,构建了Y型喷嘴的三维模型,研究了喷嘴结构参数与雾化参数对喷嘴内两相流动与雾化特性的影响,得到如下结论:

(1) 在喷嘴结构方面,减小混合室长度、喷嘴入口夹角及增大入口直径比,出口相对速度增大,喷嘴气耗率增大,SMD减小;减小混合室长度、增大喷嘴入口直径比,喷嘴内部油膜厚度增大。

(2) 在雾化参数方面,增大燃油质量流量,喷嘴内液膜厚度变大,出口相对速度减小,气耗率降低,液滴SMD增大;增大空气入口压力与提升燃油温度,液膜厚度变小,气液两相速度差值增大,气耗率增大,雾化SMD减小。这几个因素中,入口压力对雾化粒径的影响更大。

(3) 气耗率与SMD的变化规律相反,综合考虑两个性能指标,混合室的最佳长度为15~20 mm,入口夹角为60°~75°,入口直径比在1.0~1.1范围内;为保证雾化质量,空气入口压力不低于0.5 MPa。

参考文献

- [1] 胡江, 宋炜. 沥青混合料热拌施工节能减排技术分析探究[J]. 交通节能与环保, 2020, 16(4): 98–100.
Hu J, Song W. Analysis and exploration on energy saving and emission reduction technology of asphalt mixture hot mix construction [J]. Transportation Energy Conservation and Environmental Protection, 2020, 16(4): 98–100.
- [2] 冯建良. 热拌沥青混合料施工节能减排技术及工程应用[J]. 交通世界, 2016, (28): 118–119.
Feng J L. Energy saving and emission reduction technology and engineering application of hot mix asphalt mixture construction [J]. Transportation World, 2016, (28): 118–119.
- [3] 李欣. Y型喷嘴的雾化特性研究及其在增湿活化反应器内的应用[D]. 上海: 上海交通大学, 2001: 1–2.
Li X. Atomization characteristics of Y-type nozzle and its application in humidification activation reactor [D]. Shanghai: Shanghai Jiaotong University, 2001: 1–2.
- [4] Mlkvik M, Zaremba M, Stähle P, et al. Influence of working parameters and primary breakup conditions on the quality of twin-fluid atomizers spray quality [J]. Applied Mechanics and Materials, 2016, 821: 91–96.
- [5] 张琳, 王立坤, 薛磊, 等. 内混式喷嘴流场的数值模拟研究[J]. 高校化学工程学报, 2012, 26(6): 959–963.
Zhang L, Wang L K, Xue L, et al. Numerical simulation of internal mixing nozzle flow field [J]. Journal of Chemical Engineering, 2012, 26(6): 959–963.
- [6] 年帅奇, 徐让书. 燃油喷嘴内部流动和油膜破碎的数值模拟[J]. 沈阳航空工业学院学报, 2010, 27(1): 18–21.
Nian S Q, Xu R S. Numerical simulation of flow and film breakage in fuel nozzle [J]. Journal of Shenyang Institute of Aeronautical Technology, 2010, 27(1): 18–21.
- [7] Mano A P, Nandhakumar S, Seenivasana S, et al. Optimal orientation of injectors for efficient spray pattern of fuel flow in a diesel engine [J]. Materials Today: Proceedings, 2021, 37(2): 2890–2896.
- [8] Woosook S, Juhyun H, Jaye K. Atomization of gelled kerosene by multi-hole pintle injector for rocket engines [J]. Fuel, 2021, 285: 119212.
- [9] 马其良, 张松寿, 王国华, 等. 大容量Y型气体雾化油喷嘴的结构特点及冷态实验研究[J]. 动力工程, 1998, (5): 3–5.
Ma Q L, Zhang S S, Wang G H, et al. Structural characteristics and cold state test of large capacity Y-type gas atomizing oil nozzle [J]. Power Engineering, 1998, (5): 3–5.
- [10] Mohammad S, Najafi A, Mikaniki P, et al. Microscopic and macroscopic atomization characteristics of a pressure-swirl atomizer, injecting a viscous fuel oil [J]. Chinese Journal of Chemical Engineering, 2020, 28(1): 9–22.
- [11] 姚康鸿, 金义, 郑妹, 等. 射流式气动雾化喷嘴雾化性能实验研究[J]. 航空发动机, 2020, 46(2): 75–80.
Yao K H, Jin Y, Zheng M, et al. Experimental study on atomization performance of jet type pneumatic atomizer [J]. Aeroengine, 2020, 46(2): 75–80.
- [12] 方勇, 丘纪华, 汤小俊, 等. 环状流气泡雾化机理分析及实验研究[J]. 热能动力工程, 2017, 32(4): 104–108.
Fang Y, Qiu J H, Tang X J, et al. Mechanism analysis and experimental study of annular flow bubble atomization [J]. Thermal Power Engineering, 2017, 32(4): 104–108.
- [13] 袁聪, 张培铭, 宋锦春. 高压水射流数值模拟研究及冲击载荷分析[J]. 液压与气动, 2020, (11): 81–86.
Yuan C, Zhang P M, Song J C. Numerical simulation and impact load analysis of high pressure water jet [J]. Hydraulic and Pneumatic, 2020, (11): 81–86.
- [14] Yu H, Jin Y C, Cheng W, et al. Multiscale simulation of atomization process and droplet particles diffusion of pressure-swirl nozzle [J]. Powder Technology, 2020, 379: 127–143.
- [15] 王松岭, 甄猛, 吴正人, 等. 压力对喷嘴雾化特性影响的数值模拟[J]. 机械设计与制造, 2020, (3): 51–54.
Wang S L, Zhen M, Wu Z R, et al. Numerical simulation of pressure effect on atomization characteristics of nozzle [J]. Mechanical Design and Manufacturing, 2020, (3): 51–54.
- [16] 聂涛, 高贵军. 压力旋流喷嘴雾化特性的实验研究[J]. 科学技术与工程, 2016, 16(7): 162–164.
Nie T, Gao G J. Experimental study on atomization characteristics of pressure swirl nozzle [J]. Science and Technology and Engineering, 2016, 16(7): 162–164.
- [17] 聂文, 彭慧天, 普虎. 喷嘴压力影响采煤机外喷嘴雾化特性变化规律[J]. 中国矿业大学学报, 2017, 6(1): 41–47.
Nie W, Peng H T, Pu H. The influence of nozzle pressure on atomization characteristics of shearer external nozzle [J]. Journal of China University of Mining and Technology, 2017, 6(1): 41–47.
- [18] 白鹏博, 邢玉明, 王泽. 内混式喷嘴雾化特性的实验与模拟研究[J]. 流体机械, 2015, 43(2): 1–6.
Bai P B, Xing Y M, Wang Z. Experimental and simulation study on atomization characteristics of internal mixing nozzle [J]. Fluid Machinery, 2015, 43(2): 1–6.
- [19] Fluent Inc. Fluent theory guide [M]. Boca Raton: Fluent Inc., 2003: 565.
- [20] 周月桂, 曹威城, 柳瑶斌, 等. 大流量单混孔Y型喷嘴的雾化特性[J]. 动力工程, 2007, (6): 980–984.
Zhou Y G, Cao W C, Liu Y B, et al. Atomization characteristics of large flow single mixing orifice Y-shaped nozzle [J]. Power Engineering, 2007, (6): 980–984.

- [21] 李雅琴. 由重油的一个粘度数据预测其不同温度下的粘度 [J]. 石油炼制与化工, 1996, (2): 33.
Li Y Q. Prediction of viscosity at different temperatures from a viscosity data of heavy oil [J]. Petroleum Refining and Chemical Engineering, 1996, (2): 33.