

过热蒸汽管道喷雾冷却特性数值分析

蒋璨¹, 崔龙豪², 夏童玲³, 李奥³, 孙中国^{1,2}, 席光²

(1. 西安交通大学未来技术学院, 710049, 西安; 2. 西安交通大学能源与动力工程学院, 710049, 西安;

3. 广东美的暖通设备有限公司, 528311, 广东佛山)

摘要: 针对蒸汽管道中喷雾冷却效果不佳及冷却后蒸汽温度分布不均匀问题,采用离散相模型对喷雾冷却过程进行数值模拟,研究了喷雾初始粒径、冷却水流量及喷嘴数对冷却过程的影响。首先,验证数值模型的有效性并设计正交实验;然后,通过极差分析探究不同参数对温度降低量、温度不均匀程度及液滴蒸发率的影响规律;最后,探讨液滴粒径不同导致的蒸发破碎现象差异对液滴蒸发率的影响。仿真结果表明:当粒径从 50 μm 增大到 200 μm 时,受到的曳力和撞击壁面引起的二次破碎影响逐渐增强,且随着液滴粒径的增大呈现先减小后增大趋势;冷却水雷诺数每增加 439.04,管道出口平均温度降低约 2 K;喷嘴数对出口温度分布的不均匀程度影响较大,当喷嘴数为 2 时,温度分布最不均匀,喷嘴数为 4、冷却水雷诺数为 4 443.2、粒径为 50 μm 时,冷却效果最优,温度分布最均匀。该研究可为明晰管道内喷雾冷却的影响因素及指导工程中减温器的选择提供理论基础和参考。

关键词: 喷雾冷却;正交实验;离散相模型

中图分类号: TK11 **文献标志码:** A

DOI: 10.7652/xjtuxb202506013 **文章编号:** 0253-987X(2025)06-0122-11

Numerical Analysis of Spray Cooling Characteristics in Superheated Steam Pipelines

JIANG Can¹, CUI Longhao², XIA Tongling³, LI Ao³, SUN Zhongguo^{1,2}, XI Guang²

(1. School of Future Technology, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;

2. School of Energy and Power Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China;

3. Media HVAC and Building Technologies Division Research and Development Center, Foshan, Guangdong 528311, China)

Abstract: To address the issues of insufficient cooling effectiveness and uneven post-cooling temperature distribution in steam pipelines, the discrete phase model for numerical simulations is employed in this study to investigate the effects of initial droplet diameter, cooling water flow rate, and number of nozzles on the cooling process. First, the validity of the numerical model was verified, and an orthogonal experimental design was established. Then, the influence of different parameters on temperature reduction, uniformity, and droplet evaporation rate was analyzed through range analysis. Finally, the impact of varying droplet diameters on evaporation and fragmentation phenomena was explored. The numerical results showed that for droplet diameters ranging from 50 μm to 200 μm , the evaporation rate initially decreased and then increased with the increase in

收稿日期: 2024-11-22。 作者简介: 蒋璨(1999—),男,硕士生;孙中国(通信作者),男,教授,博士生导师。

基金

项目: 国家重点研发计划资助项目(2023YFC3806401);陕西省重点研发计划资助项目(2024PT-ZCK-49)。

网络出版时间: 2025-03-06

网络出版地址: <https://link.cnki.net/urlid/61.1069.T.20250305.2241.002>

diameter, influenced by drag-induced and wall-impact secondary fragmentation. For every increase of 439.04 in the cooling water Reynolds number, the average temperature reduction increased by 2 K. The number of nozzles significantly affected temperature uniformity; with 2 nozzles, the distribution was most uneven. Optimal cooling performance was achieved with 4 nozzles, a cooling water Reynolds number of 4 443.2, and a droplet diameter of 50 μm . This study provides a theoretical foundation for understanding spray cooling factors and selecting desuperheaters in engineering.

Keywords: water spray cooling; orthogonal experiments; discrete phase model

蒸汽减温器是将过热蒸汽温度降低到饱和温度或者接近饱和温度的一种温度调节设备。在多级压缩过程中,运用该设备可降低级间压缩的压缩机耗功,并降低管道由于热膨胀引起的破裂风险。此外,蒸汽减温器还广泛应用于电厂过热器后蒸汽温度控制^[1-3],以调节温度至预期温度。蒸汽减温器分为直接接触式与非接触式两类^[4],其中前者通过喷嘴将冷却水雾化后喷入过热蒸汽管道,冷却水喷雾在过热蒸汽中蒸发从而使蒸汽降温,该减温过程又被称为喷雾冷却;后者则是令温度较低的冷却介质通过保温性较差的管道与蒸汽换热,使其减温。与非接触式减温器相比,直接接触式减温器具有结构简单、调温能力大、延迟小、灵敏度高、易于自动化等优点^[5]。单喷嘴的喷雾冷却过程如图 1 所示,冷却水喷雾逆着或顺着管道方向喷入过热蒸汽并蒸发吸热,使得过热蒸汽迅速降温。

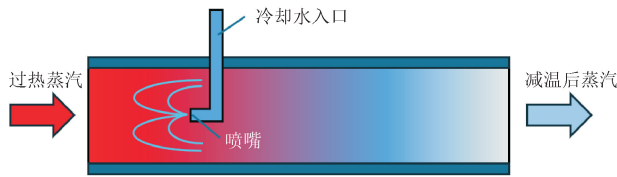


图 1 喷水减温器示意图

Fig. 1 Schematic of desuperheater

目前,对喷雾冷却的研究主要集中在减温器结构创新、喷嘴结构优化设计和喷雾冷却工况分析 3 个方面。减温器结构创新通过采用文丘里内衬或增加混合件,加大液滴流动过程中的破碎力度,使得液滴表面积/体积增大,提高液滴蒸发效率。为区别于冷却水在喷嘴中形成初始液滴的初次破碎,称该类型破碎为液滴的二次破碎。Uruno 等^[6]在考虑液滴二次破碎的情况下,将普通形式减温器、文丘里式减温器、对称结构单喷嘴文丘里式减温器及多喷嘴文丘里式减温器 4 种设计方案进行对比,发现文丘里内衬及多喷嘴减温器能够显著提升液滴的破碎程度,增强降温效果。郑健^[7]以文丘里式减温器为基

础,设计了一种新型螺旋节流结构减温器,通过优化减温器内部流体的流动方式,增大了高温蒸汽与减温水的混合度,使得内部温度分布均匀,提升了喷雾冷却能力。Liang 等^[5]提出一种带有混合器的新型减温器,安装后使得管道流场特性发生变化,提高了两相之间的传热效率,并显著提升了蒸汽的受热均匀性和减温效果;但添加混合器后,局部压降增加较大。司和勇等^[8]分析了喷水减温时减温减压阀内的涡流特性,针对涡流导致的汽液混合效果不均问题,通过在喉部加装旋流板,提升了减温减压效果。

通过设计喷嘴几何结构及结构参数优化喷嘴结构,能够增强喷嘴雾化效果,提高蒸发效率。孙泽刚等^[9]将喷嘴出口直径、旋流槽倾斜角、旋流室收缩角作为优化因素,雾化锥角、流量系数作为雾化性能评价指标对喷嘴结构进行优化。雍丽英等^[10]对弹簧式压力喷嘴开展结构设计和实验研究,通过与传统固定喷嘴雾化进行比较,表明弹簧式压力喷嘴雾化效果好、性能稳定、使用寿命长。曹雄^[11]基于喷嘴雾化性能,从理论设计、数值模拟和实验验证 3 个方面,对核电厂稳压器喷嘴的结构设计方法进行了系统研究。

减温器结构创新和喷嘴结构优化设计能够大大加强液滴破碎能力,提升喷雾冷却效果。但不同工程背景下,管道特性参数的变化将要求重新设计混合器,且此类喷嘴缺乏规模化生产,成本较高,存在一定的局限性。

减温器工况分析通过改变来流高温流体的工况及喷嘴布置、喷嘴流量、喷嘴喷射角度等参数,探究不同工况配置对喷雾冷却效果的影响规律。汤渊等^[12]研究了管道内高温合成气的喷雾激冷过程,发现减少喷嘴直径、增大雾化半角和冷却水流量有利于管内合成器降温,使得下游温度均匀。薛绒等^[13]分析了液氮喷雾对低温风洞大空间的冷却特性,比较了不同流场速度与喷射角度对下游温度场的影响,结果发现:高流场速度使得液氮蒸发量增加,虽

然降低了下游温度场的平均温度,但会使得下游温度场变得不均匀,且垂直喷射明显优于顺流喷射。王荣^[14]模拟了多喷嘴减温器的喷水减温过程,研究了不同喷嘴喷射角度对喷水减温效果的影响,发现喷射角为钝角的减温效果要好于锐角,但过大的喷射角度会使喷雾不能充分向蒸汽流中心扩散,导致蒸气与水雾的混合范围减小。Heidarinejad 等^[15]研究了水雾系统在不同喷嘴方向时对冷水机组能效比的影响,发现增大喷嘴喷出角能够减少液滴的水平动量,使得液滴在管道停留时间较长,从而增强了冷水机组能效比。

综上所述,对于管道中一定流量和温度的高温蒸汽,减温器中喷嘴数及布置方法、喷嘴角度、冷却水流量、雾化后液滴粒径、喷雾锥角对管道内温度均匀程度、液滴蒸发效率、降温效果都有直接影响,选择不合理的配置会降低喷雾冷却效率。因此,为了加强喷雾冷却效果并使减温器下游的蒸汽管道截面温度尽可能均匀,有必要对上述参数进行优化设计。

本文采用 ANSYS Fluent 软件对喷雾冷却过程进行仿真,采用正交实验法对液滴粒径、冷却水流量及喷嘴数开展研究,定量分析了液滴初始粒径对液滴蒸发率的影响,并获得了降温效果最优的运行工况,为工程中喷嘴液滴粒径、喷嘴数及冷却水流量的选择提供了一定参考。

1 喷雾冷却数值模拟方法及验证

喷雾冷却过程涉及过热蒸汽以及雾化液滴在管道中两相的传热传质问题。相较于过热蒸汽,液滴的体积分数较小,因此本文采用离散相模型(DPM)对液滴进行求解。该模型将过热蒸汽在欧拉坐标系中视为连续相,将雾化后液滴在拉格朗日坐标系中视为离散相^[16]。该方法已在模拟雾状流、喷雾干燥、液体燃料燃烧和喷雾冷却中得到广泛应用^[17-20],且表现出足够的可靠性。考虑到计算成本,本文在模拟过程中作出以下假设:①将过热蒸汽视为理想气体;②将管壁视为绝热管壁;③忽略过热蒸汽对液滴的热辐射作用;④忽略喷嘴在过热管道内的几何结构以及对流场的扰动效果;⑤液滴内部温度均匀无温度梯度。

1.1 数值模拟方法

采用 DPM 模型模拟冷却水在过热蒸汽中的蒸发过程,即将欧拉法与拉格朗日法相结合进行计算。对于连续相(即过热蒸汽),采用欧拉法对 N-S 方程

进行求解。对于离散相(即液滴),采用拉格朗日法对其在流动过程中的传热传质进行求解。

湍流模型主要包括直接模拟方法(DNS)、大涡模拟(LES)及雷诺平均法(RANS)^[21]。根据 Shih^[22]等的研究结果,RANS 中的 Realized $k-\epsilon$ 模型能更精准地模拟圆形射流发散,故本文采用该湍流模型。

1.1.1 离散相控制方程

在连续相流场计算结果的基础上,加入喷射源进行非稳态计算,通过 DPM 模型计算液滴传热传质、流动及其对连续相的影响。液滴模拟主要涉及颗粒运动方程、破碎方程、液滴撞壁方程及传热传质方程。颗粒运动方程可写为

$$\frac{du_d}{dt} = F_D(u_g - u_d) + \frac{g(\rho_d - \rho_g)}{\rho_d} + F_{\text{other}} \quad (1)$$

其中

$$F_D = \frac{18\mu}{\rho_d d_p^2} \frac{C_D Re_d}{24}; Re_d = \frac{\rho_g d_p v_R}{\mu}$$

式中:下标 d、g 表示液滴和蒸汽; u 为速度; ρ 为密度; μ 为蒸汽动力黏度; d_p 为液滴直径; C_D 为曳力系数; Re 为雷诺数; v_R 为液滴与蒸汽的速度差。式(1)中右边 3 项分别为单位质量液滴所受的曳力、浮力和附加力 F_{other} ,其中附加力包括热泳力、虚拟质量力和萨夫曼升力。由于本文所研究的液滴颗粒尺寸在微米级以上,且颗粒密度远大于流体密度,因此附加力与曳力及浮力相比均较小,故可忽略不计。

采用 Morsi 等^[23]提出的球形颗粒曳力模型,其曳力系数 C_D 和液滴雷诺数 Re_d 的关系式可写为

$$C_D = \alpha_1 + \frac{\alpha_2}{Re_d} + \frac{\alpha_3}{Re_d^2} \quad (2)$$

式中: α_1 、 α_2 、 α_3 为常数,本文取 Morsi 等^[23]在 $Re_d < 50\,000$ 时通过实验拟合得到的数值。

采用泰勒类比破裂(TAB)模型,用于模拟雾化射流中的液滴破碎现象。该模型来源于弹簧质量系统与液滴振荡变形之间的泰勒类比^[24],适合于低韦伯数的射流雾化。其将液滴的表面张力、液滴所受阻力、液滴黏性力类比为弹簧的恢复力、所受外力和阻尼力,然后代入弹簧振子的受迫振动控制方程计算液滴形变。当液滴形变到一定程度时,会进一步破碎。受迫振动控制方程为

$$F - kx_c - d \frac{dx_c}{dt} = m \frac{d^2 x_c}{dt^2} \quad (3)$$

式中: x_c 为液滴形变量;外力 F 、弹性系数 k 、阻尼系数 d 及质量 m 的关系可根据类比分析表示如下

$$\frac{F}{m} = C_F \frac{\rho_g v_R^2}{\rho_d r}$$

(4)

$$\frac{k}{m} = C_k \frac{\sigma}{\rho_d r^3}$$

(5)

$$\frac{d}{m} = C_d \frac{\mu_d}{\rho_d r^2}$$

(6)

其中, r 为液滴初始半径, μ_d 为液滴黏度, σ 为表面张力, C_F 、 C_k 、 C_d 均为无量纲常数, 取 $C_F = 1/3$, $C_k = 8$, $C_d = 5^{[5]}$ 。

当液滴变形超过半径的一定比例时, 将发生二次破碎形成子液滴

$$x_c > C_b r$$

(7)

式中: 系数 C_b 取 $0.5^{[25]}$ 。

由于重力作用以及喷嘴布置发生变化, 液滴不可避免地会接触壁面, 采用液膜模型描述液滴与下游管道碰撞时的瞬态效应, 具体在壁面边界条件中设定。该模型将液滴撞击壁面分为黏附、扩散、反弹、飞溅 4 种类型^[26], 这些行为由冲击能量和壁面温度共同决定, 表达式为

$$E^2 = \frac{\rho_g V_r^2 d_p}{\sigma} \frac{1}{\min(t_0/d_p, 1) + Re_w^{-1/2} D/d_p}$$

(8)

其中

$$Re_w = \rho_g V_r D / \mu$$

式中: E 为无量纲冲击能量; V_r 为液滴与壁面的相对速度; t_0 为液膜厚度; D 为蒸汽管道直径; Re_w 为液滴与管壁的相对雷诺数。由文献^[26]可知, 当壁面温度小于液滴沸腾温度且 E 小于 16 时, 液滴发生黏附; 当壁面温度小于液滴沸腾温度且 E 介于 16 到 57.7 时, 液滴扩散; 当壁面温度大于液滴沸腾温度且 E 小于 57.7 时, 液滴反弹; 当 E 大于 57.7 时, 液滴飞溅。

液滴传热方程可写为

$$hA_d(T_s - T_d) = m_d c_p \frac{dT_d}{dt} + \frac{dm_d}{dt} h_{fg}$$

(9)

式中: h 为对流传热系数; A_d 为液滴表面积; T_s 为蒸汽温度; T_d 为液滴温度; m_d 为液滴质量; c_p 为液滴比定压热容; h_{fg} 为液滴汽化潜热。

对于有一定温度、压力和流量的高温蒸汽, 设计减温温度后, 可以通过能量守恒粗略计算出所需冷却水的温度和流量, 表达式为

$$m_{cw} = \frac{m_s(h_s - h_d)}{(h_d - h_{cw})}$$

(10)

式中: m_{cw} 为喷雾冷却水的质量流量; m_s 为蒸汽流量; h_s 、 h_{cw} 、 h_d 分别为过热蒸汽、冷却水和减温后过热蒸汽的焓值。

1.1.2 网格划分及条件

参考 Liang 等^[5]使用的管道几何参数和条件, 结合某厂实际工况, 以 1 m 处水平位置的减温器和下游 5 m 处的管道为研究对象, 分析其在 0.4 MPa 压力下的喷雾冷却过程。其中, 流量设计根据式 (10) 得到, 473 K 的过热蒸汽将减温至 435 K (高于饱和温度 10 K)。已有研究^[27]表明, 相较于顺流注入冷却水, 逆流在降温强度上更有优势, 并能在更短距离内降温, 故本文仅考虑逆流工况。表 1 给出了管道的几何参数及研究工况。

表 1 管道几何参数及研究工况

Table 1 Pipeline geometric parameters and study conditions

参数	数值
管道直径/mm	150
管道长度/m	6
过热蒸汽温度/K	473
过热蒸汽流量/(kg · s ⁻¹)	1.111 1
冷却水管直径/mm	10
冷却水温度/K	393
冷却水流量/(kg · s ⁻¹)	0.040 6
压力/MPa	0.4

流体域网格如图 2 所示, 对其采用 O 切划分并设置边界层。考虑到计算成本, 忽略喷嘴接入管道后的几何结构。选取网格数分别为 30 万、62 万、102 万、155 万和 212 万, 进行后续网格无关性验证。

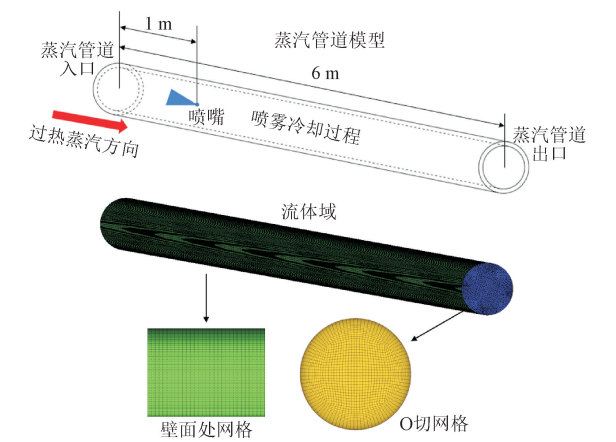


图 2 蒸汽管道模型及流体域网格划分
Fig. 2 Steam pipe model and fluid domain meshing

1.2 模型验证

将蒸汽管道出口截面各节点平均温度 T_{ave} 作为网格无关性和模拟数据有效的验证标准, 采用与文

献[5]相同的工况和几何参数开展计算,与经过实验验证的距离管道入口轴向 5.8 m 处截面的温度进行对比,结果如图 3 所示。 T_{ave} 的表达式写为

$$T_{ave} = \sum_{i=0}^n T_{out,i} / n \quad (11)$$

式中: $T_{out,i}$ 为管道出口截面第 i 个网格节点处的蒸汽温度; n 为出口截面网格节点总数。

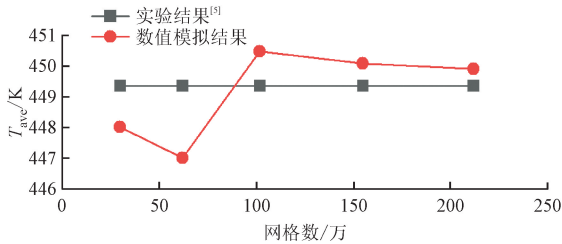


图3 网格无关性及有效性验证

Fig. 3 Grid independence and validation of effectiveness

由图 3 可见,网格数小于 155 万,温度随网格数的变化较大;网格数大于 155 万,随着网格数的增加,出口温度的变化较小。当网格数为 155 万时,出口截面平均温度与文献[5]实验结果的相对误差小于 0.1%,能够满足精度要求,故后续采用该网格数开展研究。

为确定出口温度达到稳定的时间,进一步计算出口截面的温度不均匀系数^[5],表达式为

$$\Phi = \sqrt{\sum_{i=0}^n (T_{out,i} - T_{ave})^2 / n} \quad (12)$$

图 4 展示了出口截面平均温度和温度不均匀系数随时间的变化情况。为更好地对图 4 加以解释,绘制不同时刻轴截面和横截面的温度云图,如图 5 所示。由图 4 和图 5 可见,0.187 5 s 前,管道上游冷却喷雾的冷却效果未能传递到管道出口截面,故温度并未发生变化,温度不均匀系数为 0。0.187 5 s 到 0.3 s,冷却效果抵达出口,此时出口截面温度迅速降低,但由于出口的降温程度并不均匀,温度不均匀系数迅速增大。0.3 s 至 0.6 s,出口截面沿管道周向及径向的温度逐渐扩散后趋于稳定,温度不均匀系数亦逐渐减低并趋于稳定,但相对平均温度而言存在明显滞后,这也表明了将温度不均匀系数纳入考虑的必要性。进一步观察后可知,0.487 5 s 后,出口平均温度和温度不均匀系数均达到相对稳定状态。0.487 5 s 到 0.525 s 时,出口截面温度和温度不均匀系数的变化率随时间变化极小,分别为 0.09%、1.20%,故认为此时流动传热已达到稳定。为节省计算资源,本文选取 0.525 s 作为仿真时间。

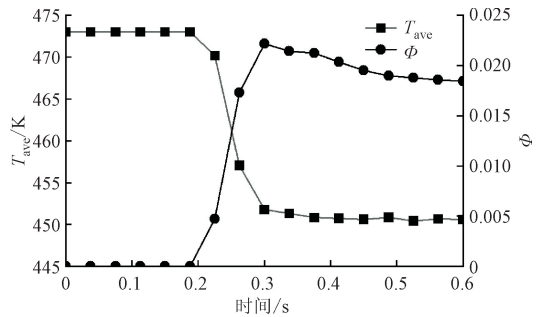


图4 出口截面平均温度和温度不均匀系数随时间的变化

Fig. 4 Variation of T_{ave} and Φ with time

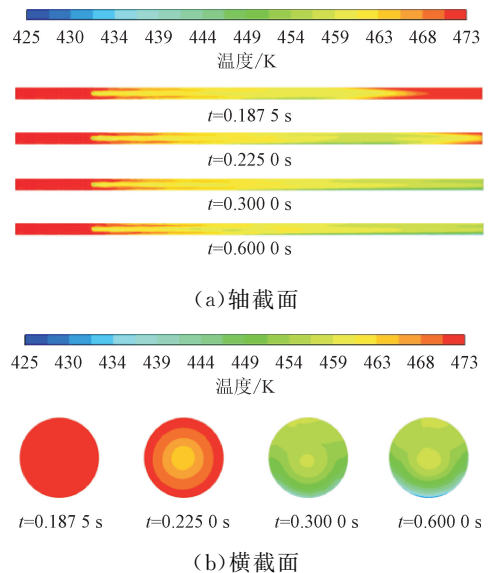


图5 不同时刻轴截面和出口横截面的温度云图

Fig. 5 Temperature contour of axial and cross-sectional profiles of outlet at different time steps

2 正交实验设计及分析

2.1 正交实验设计

正交实验是一种多因素实验设计方法^[28],旨在高效探索多个因素对产品或过程性能的影响,以期在降低实验次数和成本的同时,确定最佳因素组合,达到优化过程目的。本文设计三因素四水平正交表,通过正交实验设计得到 16 种实验方案。采用因素 A 表征喷嘴数,因素 B 表征冷却水流量,因素 C 表征喷雾粒径。同时,根据实际设计工况确定了变量范围。其中,喷嘴数为 1~4,排布规则如图 6 所示,每个喷嘴到蒸汽管道中轴线的距离均为 30 mm。当多喷嘴布置时,流量在各喷嘴均匀分布。在文献[5]实验冷却水流量的基础上,以 $0.005 \text{ kg} \cdot \text{s}^{-1}$

为间隔,选取冷却水流量为 0.035 6、0.040 6、0.045 6、0.050 6 kg · s⁻¹开展研究,其对应的雷诺数分别为 3 126.0、3 565.1、4 004.1 和 4 443.2,喷雾粒径选取 50、100、150、200 μm 这 4 种典型尺寸。具体的因素及水平设定如表 2 所示。

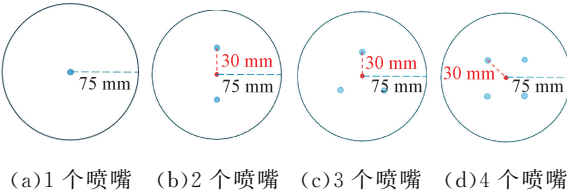


图 6 不同数量喷嘴的排布

Fig. 6 Arrangements of different numbers of nozzles

表 2 正交实验设计因素及水平

Table 2 Factors and levels of orthogonal experiment design

水平	喷嘴数	冷却水流量/(kg · s ⁻¹)	喷雾粒径/μm
I	1	0.035 6	50
II	2	0.040 6	100
III	3	0.045 6	150
IV	4	0.050 6	200

将上述因素及水平进行组合,对温度降低量 Δ*T*、归一化温度不均匀系数 *K_{un}* 及液滴蒸发率 *R_e* (统称关注变量) 进行分析。其中,Δ*T* 定义为高温蒸汽入口温度与出口截面平均温度的温差

$$\Delta T = T_{\text{in}} - \sum_{i=1}^n T_{\text{out},i} / n$$

(13)

式中: *T_{in}* 为管道入口蒸汽温度,取 473 K。

对式(12)做归一化处理,得到归一化温度不均匀系数

$$K_{\text{un}} = \frac{\Phi - \min \Phi}{\max \Phi - \min \Phi}$$

(14)

定义液滴蒸发率 *R_e* 为统计得到的整个流场域的液滴蒸发速率与冷却水入口质量流量之比

$$R_e = \frac{\sum_{i=1}^n m_{e,i}}{m_{\text{cw}}} \times 100\%$$

(15)

式中: *m_{e,i}* 为第 *i* 个液滴向蒸汽传递质量的速率。

为了研究喷嘴数、冷却水流量、液滴粒径对温度降低量、温度不均匀度和液滴蒸发率的影响规律,设计如表 3 所示的正交实验,其中因素 *A*、*B*、*C* 水平如表 2 所示,通过仿真得到的各组实验的温度降低量、归一化温度不均匀系数和液滴蒸发率也同时列于表 3。

表 3 正交实验设计及仿真结果

Table 3 Orthogonal experiment and simulation results

编号	因素水平			Δ <i>T</i> /K	<i>K_{un}</i>	<i>R_e</i> /%
	<i>A</i>	<i>B</i>	<i>C</i>			
1	I	I	I	31.64	0.098 8	88.45
2	I	II	II	22.54	1.000 0	49.21
3	I	III	III	24.89	0.679 0	50.91
4	I	IV	IV	29.41	0.827 2	53.50
5	II	I	II	19.60	0.864 2	50.91
6	II	II	I	34.38	0.987 7	83.31
7	II	III	IV	25.69	0.901 2	53.22
8	II	IV	III	27.99	0.987 7	53.30
9	III	II	III	16.60	0.370 4	47.29
10	III	II	IV	24.23	0.654 3	58.37
11	III	III	I	37.72	0.135 8	81.60
12	III	IV	II	26.47	0.925 9	49.19
13	IV	I	IV	22.98	0.432 1	65.69
14	IV	II	III	23.77	0.543 2	46.74
15	IV	III	II	24.67	0.827 2	50.83
16	IV	IV	I	40.23	0	87.34

2.2 正交实验极差分析

极差分析通过计算各因素不同水平下关注变量平均值的极差,量化各因素对关注变量的影响。极差越大,表明该因素的水平变化对关注变量的影响越大。

2.2.1 温度降低量极差分析

温度降低量是喷雾冷却最主要且直观的评价指标。表 4 给出了温度降低量 Δ*T* 的极差分析结果,其中 *R_A*、*R_B*、*R_C* 表示因素 *A*、*B*、*C* 在水平为 I ~ IV 时 Δ*T* 的极差,其值分别为 1.66、8.32、12.68,表明各因素对 Δ*T* 的影响由大到小排序为喷雾粒径、冷却水流量、喷嘴数。

表 4 温度降低量极差分析结果

Table 4 Range analysis results of temperature reduction

水平	温度降低量均值/K		
	<i>A</i>	<i>B</i>	<i>C</i>
I	27.12	22.70	36.00
II	26.92	26.29	23.32
III	26.25	28.25	23.36
IV	27.97	31.02	25.58
极差	<i>R_A</i> = 1.66	<i>R_B</i> = 8.32	<i>R_C</i> = 12.68

由表 4 可知,液滴粒径变化对高温蒸汽管道降温效果的影响最为明显。初始粒径为 50 μm 时,平均温度降低 36 K;初始粒径为 100、150、200 μm 时,平均温度降低量变化不大。冷却水流量对降温效果

影响较大,流量越大,降温效果越明显,当流量为 $0.0506\text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$ 时,平均温度降低 31 K ,且冷却水雷诺数每增加 439.04 ,高温蒸汽管道的温度降低量提高约 2 K 。喷嘴数对温度降低量没有显著影响,这是因为喷嘴改变了温度场的分布,但未改变冷却介质总流量和液滴粒径。

2.2.2 归一化温度不均匀系数极差分析

运输高温高压气体时,温度分布不均匀将导致热应力较大,使高温蒸汽管道存在开裂或失效风险^[29-30],对生产和工作人员的安全产生巨大威胁。因此,实现温度均匀分布对提高工业生产的运行安全性具有重要意义。表 5 给出了归一化温度不均匀系数 K_{un} 的极差分析结果,其中 R_A 、 R_B 、 R_C 表示因素 A、B、C 在水平为 I ~ IV 时 K_{un} 的极差,其值分别为 0.48 、 0.35 、 0.6 ,表明各因素对 K_{un} 的影响由大到小排序为喷雾粒径、喷嘴数、冷却水流量。

表 5 归一化温度不均匀系数极差分析结果
Table 5 Range analysis results of normalized temperature nonuniformity coefficient

水平	归一化温度不均匀系数均值		
	A	B	C
I	0.65	0.44	0.31
II	0.93	0.79	0.90
III	0.52	0.64	0.65
IV	0.45	0.69	0.70
极差	$R_A=0.48$	$R_B=0.35$	$R_C=0.60$

粒径大小决定了液滴的表面积/体积比,同样流量下,液滴越小,高温蒸汽管道内单位体积中的液滴数越多、分布越均匀,与蒸汽的传热相对越均匀。当喷嘴数为 2 时,其归一化温度不均匀系数远远大于其他喷嘴个数时的。由于初始粒径为 $50\text{ }\mu\text{m}$ 时,液滴与蒸汽的传热效果更好,因此对初始粒径为 $50\text{ }\mu\text{m}$ 、流量为 $0.0406\text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$ 时,不同喷嘴数的喷雾冷却过程进行仿真。图 7 展示了出口截面温度云图的对比结果。

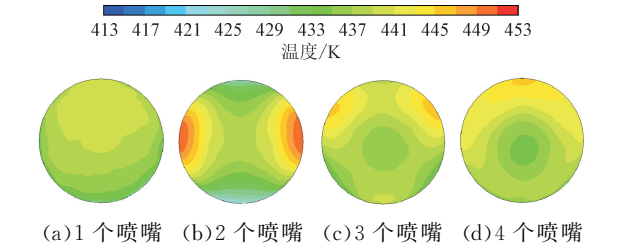


图 7 $50\text{ }\mu\text{m}$ 粒径时不同喷嘴数下出口截面的温度云图
Fig. 7 Temperature contour at the outlet cross-section for various numbers of nozzles with a $50\text{ }\mu\text{m}$ diameter particle size

由图 7 可知,喷嘴数为 2 时,温度分布明显不均匀。为探究其原因,对液滴粒径为 $50\text{ }\mu\text{m}$ 、流量为 $0.4060\text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}$ 、喷嘴数为 2(正交实验编号为 6)时,管道内不同轴向距离的截面温度云图进行分析。图 8 给出了轴向距离为 $1\sim6\text{ m}$ 横截面处的温度云图,其中 x 为轴向距离, L 为管道长度。由图可见,两喷嘴的布置导致温度场发展过程不均匀,冷却水喷雾沿着垂直方向扩散降温速度快于水平方向,最终使上下壁面附近的温度为 420 K ,水平方向壁面附近温度最高为 450 K 。

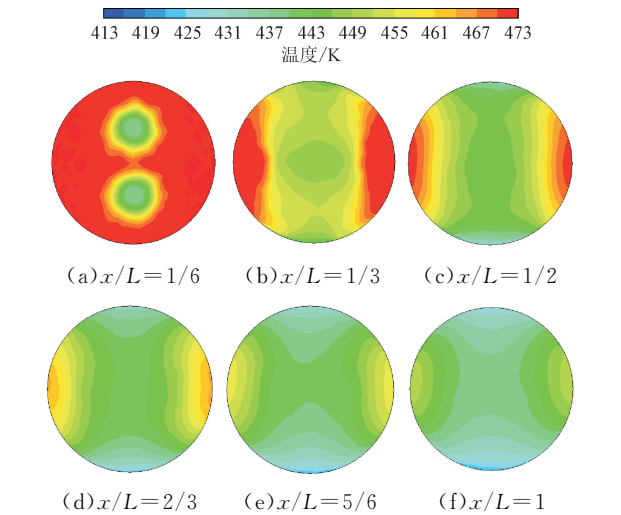


图 8 正交实验编号为 6 的管道内不同轴向位置处的温度云图
Fig. 8 Temperature contour at different axial positions inside the pipe with orthogonal experiment number 6

2.2.3 液滴蒸发率极差分析

在高温管道喷雾降温中,液滴蒸发率至关重要。一方面,对于需要使用热电偶测温的下游管道,液滴蒸发率过低会令测量结果不可靠^[6];另一方面,若蒸汽应用场景不允许含有液滴,则还需要吸水孔板除水,增加了成本^[31]。表 6 给出了液滴蒸发率 R_e 的极差分析结果,其中 R_A 、 R_B 、 R_C 表示因素 A、B、C 在水平为 I ~ IV 时 R_e 的极差,其值分别为 3.53 、 4.03 、 35.7 。由此可知,粒径对液滴蒸发率的影响远远大于冷却水流量和喷嘴数。

表 6 液滴蒸发率极差分析结果
Table 6 Range analysis results of evaporation rates coefficient

水平	液滴蒸发率均值/%		
	A	B	C
I	60.43	63.09	85.18
II	60.19	59.41	50.04
III	63.71	59.05	49.47
IV	62.65	60.83	57.70
极差	$R_A=3.53$	$R_B=4.03$	$R_C=35.70$

不同初始粒径时的液滴平均蒸发率如图 9 所示,由图可见,液滴粒径为 50 μm 时的液滴平均蒸发率最高,达到 85.18%;随着液滴粒径增大,液滴平均蒸发率先减小后增大。这是因为:一方面,液滴初始粒径越小,表面张力越大,更不易发生破碎,因此相较于初始粒径为 150 μm 和 100 μm 的液滴,初始粒径为 200 μm 的液滴破碎效果更好,其液滴平均蒸发率要明显大于前两者;另一方面,液滴的初始粒径越小,重量越小,轴向加速度更大,会出现撞击不到壁面就抵达蒸汽管道出口的情况,这样会使得撞击壁面而发生二次破碎的液滴量减少,从而降低了液滴蒸发率。

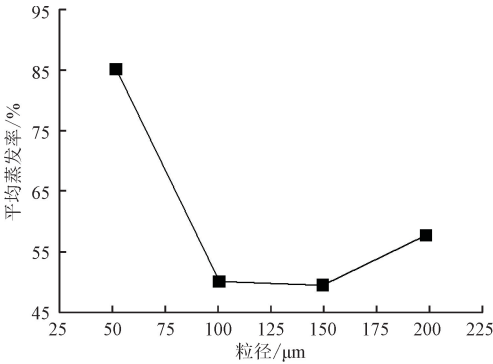


图 9 液滴平均蒸发率随初始粒径的变化
Fig. 9 Average evaporation rate of the droplet varies with initial particle size

图 10 展示了冷却水流量为 0.040 6 $\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$ 、单喷嘴时,4 种初始粒径喷雾冷却过程中沿轴向的粒径分布情况。下面通过分析粒径变化规律,阐明上述两因素对液滴平均蒸发率的影响机制。

根据图 10,可将液滴在喷雾冷却过程中的行为分为 3 类:①蒸发过程中大部分液滴粒径减小,绝大部分液滴不发生二次破碎。如图 10(a)所示,液滴从 1 m 处喷出后,大部分由于直接蒸发而导致粒径沿着轴向逐渐变小。②存在蒸发过程和由于曳力所引发的二次破碎。如图 10(b)所示,大部分液滴由于蒸发而粒径减小,少部分液滴在管内因曳力大于表面张力而破碎。③存在蒸发过程,同时存在由于曳力和撞击壁面所引发的二次破碎。如图 10(c)、10(d)所示,随着粒径增大,少部分液滴在喷出后由于直接蒸发导致粒径逐渐减小,大部分液滴由于曳力而发生二次破碎,少部分液滴由于撞击壁面而二次破碎,使得直径大大减小。由上述分析可知,并非液滴初始粒径越小,液滴后续二次破碎效果就会越好。

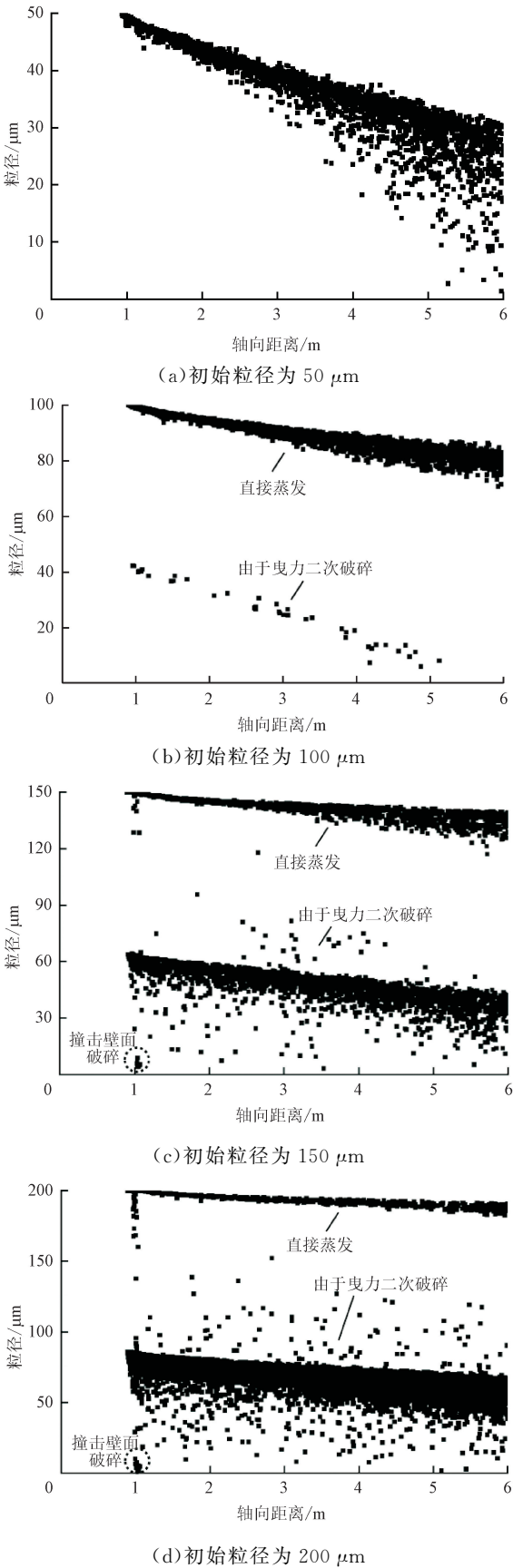


图 10 不同初始粒径下沿轴向的粒径分布

Fig. 10 Particle size distribution along the axis with different initial particle diameters

在图 10(c)和 10(d)左下角的圆形虚线框内,可发现明显的粒子聚集现象。图 11 展示了喷雾初始粒径为 $150\text{ }\mu\text{m}$ 时,喷雾稳定后管道内粒径小于 $10\text{ }\mu\text{m}$ 的液滴在喷嘴附近的分布情况。可以看出,大量从喷嘴喷出的液滴撞击壁面,在轴向距离约 1 m 处发生二次破碎,表明聚集现象源于液滴撞击壁面。

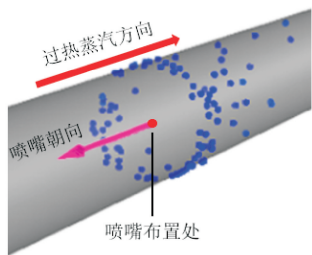
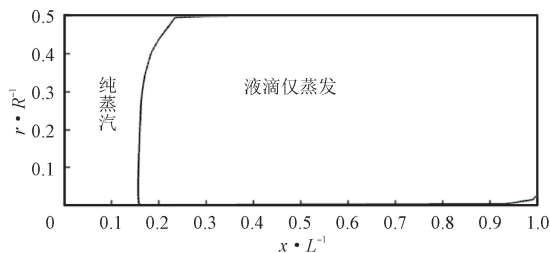


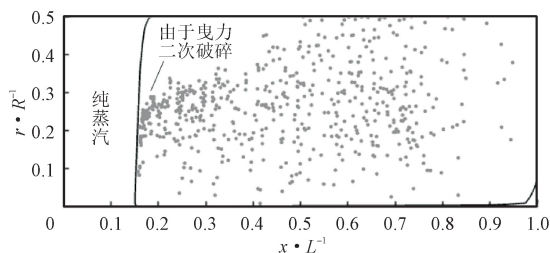
图 11 管道内粒径小于 $10\text{ }\mu\text{m}$ 液滴的分布情况

Fig. 11 Distribution of droplets with a particle size less than $10\text{ }\mu\text{m}$ in the pipe

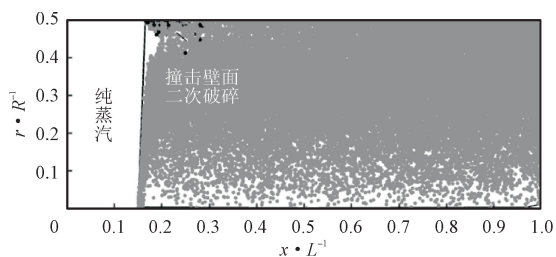
为明确不同初始粒径液滴在喷雾冷却过程的行为分区,图 12 绘制了管道内各初始粒径液滴的行为分区图,其中横轴为轴向距离 x 与管道长度 L 之比,纵轴为径向距离 r 与管道半径 R 之比。根据图 10 中不同破碎行为的粒径范围,将液滴粒径尺寸作为判断液滴不同行为的依据。根据图 10(b)、(c)、(d),当初始粒径为 100 、 150 、 $200\text{ }\mu\text{m}$ 时,粒径小于 50 、 75 、 $100\text{ }\mu\text{m}$ 的液滴为发生二次破碎后的子液滴。将满足条件的子液滴分别绘制在图 12 中,表示二次破碎发生的区域。管道内不存在液滴的区域为纯蒸汽区域。图 12 中,浅灰色表示由于曳力发生二次破碎的液滴,深黑色表示撞击壁面发生二次破碎的液滴。



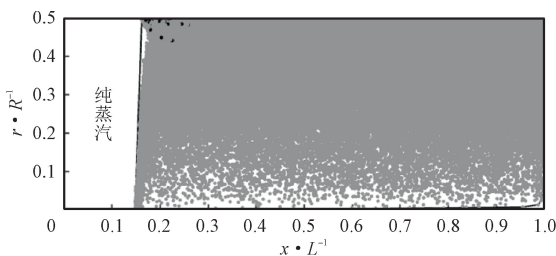
(a) 初始粒径为 $50\text{ }\mu\text{m}$



(b) 初始粒径为 $100\text{ }\mu\text{m}$



(c) 初始粒径为 $150\text{ }\mu\text{m}$



(d) 初始粒径为 $200\text{ }\mu\text{m}$

图 12 不同初始粒径液滴的行为分区

Fig. 12 Droplet behavior partition diagram with different initial particle diameters

由图 12 可知,液滴粒径为 $50\text{ }\mu\text{m}$ 时,液滴在管内仅发生蒸发;液滴为 $100\text{ }\mu\text{m}$ 时,部分区域存在由于曳力发生二次破碎的液滴,其余大部分液滴仅发生蒸发;液滴粒径为 $150\text{ }\mu\text{m}$ 和 $200\text{ }\mu\text{m}$ 时,绝大部分区域存在由于曳力发生二次破碎的液滴,而不存在液滴仅发生蒸发的区域。纯蒸汽区域的轮廓线随着液滴初始粒径增大而趋向直线,表明液滴初始粒径会影响液滴轨迹,并决定其是否撞击壁面。

3 结 论

本文结合正交实验方法,采用 DPM 模型对高温蒸汽管道内的喷雾冷却过程进行了数值研究,得到如下主要结论。

(1)通过正交实验极差分析,比较了喷雾粒径、冷却水流量、喷嘴数对温度降低量、温度不均匀系数和液滴蒸发率的影响。结果表明:温度降低量受喷雾粒径的影响最大,其次是冷却水流量,受喷嘴数的影响不显著;温度不均匀系数受喷雾粒径影响最大,其次是喷嘴数,受冷却水流量的影响不显著。喷嘴数为 2 时,出口温度会形成不均匀分布。液滴蒸发率受喷雾粒径的影响最大,而受冷却水流量和喷嘴数的影响较小。

(2)通过分析正交实验设计及数值仿真结果,确定本文方案中,4 个喷嘴、冷却水雷诺数为 4 443.2 及粒径为 $50\text{ }\mu\text{m}$ 时,减温器的冷却效果最佳,此时温度降低量达到 $40.23\text{ }^{\circ}\text{C}$,液滴蒸发率升至 87.34% 。

温度分布均匀,达到优化设计的预期目标。

(3)通过分析液滴粒径沿着管道轴向的变化规律,将冷却水喷雾在管道内粒径变小的原因分为3类:蒸发、受曳力而破碎和撞击壁面而破碎。液滴粒径变化会引发不同的破碎现象,当粒径为 $100\ \mu\text{m}$ 时,由曳力引起的二次破碎对液滴蒸发率的影响较大;当粒径为 $150\ \mu\text{m}$ 和 $200\ \mu\text{m}$ 时,由液滴撞击壁面而引发的破碎和由曳力引起的二次破碎共同对液滴蒸发率产生影响。不同初始粒径下喷雾冷却过程中液滴的行为分区表明,当初始粒径为 $50\ \mu\text{m}$ 时,液滴在管道内仅蒸发;初始粒径为 $100\ \mu\text{m}$ 时,部分液滴由于曳力而二次破碎;初始粒径为 $150\ \mu\text{m}$ 和 $200\ \mu\text{m}$ 时,绝大部分区域存在由于曳力而发生二次破碎的液滴,并存在液滴撞击壁面的情况。

本文研究成果为理解喷雾冷却过程提供了思路,并为实际工程中减温器喷嘴的选择以及流量设置提供参考。考虑到液滴破碎效应,后续可针对喷嘴与管道的距离对液滴破碎及蒸发降温过程的影响,以及多喷嘴时喷嘴间距对喷雾液滴之间聚合现象的影响继续深入研究。此外,可在本文基础上进一步考虑流域中喷嘴几何结构的影响。

参考文献:

- [1] 高万博,陈玉翔,詹腾腾,等. 减温减压器的减压特性分析研究[J]. 热能动力工程, 2020, 35(3): 129-137.
GAO Wanbo, CHEN Yuxiang, ZHAN Tengpeng, et al. Simulation study on thermodynamic performance of the desuperheater and decompressor [J]. Journal of Engineering for Thermal Energy and Power, 2020, 35(3): 129-137.
- [2] 陈瑶,张小松,薛海君. 喷雾降温技术在大型发电厂直接空冷系统中的应用[J]. 制冷与空调, 2013, 13(9): 102-106.
CHEN Yao, ZHANG Xiaosong, XUE Haijun. Application of spray cooling technology in direct air cooling system of large power plants [J]. Refrigeration and Air-Conditioning, 2013, 13(9): 102-106.
- [3] CHO B, CHOI G, URUNO Y, et al. One-dimensional simulation for attemperator based on commissioning data of coal-fired steam power plant [J]. Applied Thermal Engineering, 2017, 113: 508-518.
- [4] 纪静迪. 基于 Fluent 的减温水喷雾效果分析[J]. 中国水运, 2015, 15(9): 333-336.
JI Jingdi. Analysis of the effect of cooling water spray based on Fluent [J]. China Water Transport, 2015, 15(9): 333-336.
- [5] LIANG Huizhen, ZHAO Binjie, HUANG Changcheng, et al. Numerical simulation study on performance optimization of desuperheater [J]. Energy Reports, 2021, 7: 2221-2232.
- [6] URUNO Y, CHUNG J, KIM H, et al. Three-dimensional simulation of droplet breakup and evaporation in attemperator [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2022, 196: 123300.
- [7] 郑健. 减温器内部结构设计 with 动态模拟研究[D]. 大庆: 东北石油大学, 2023.
- [8] 司和勇,曹丽华,胡博,等. 耦合喷水的旁路减温减压阀性能分析及优化[J]. 中国电机工程学报, 2021, 41(16): 5616-5623.
SI Heyong, CAO Lihua, HU Bo, et al. Performance analysis and optimization of temperature and pressure reducing valve coupled with water spraying [J]. Proceedings of the CSEE, 2021, 41(16): 5616-5623.
- [9] 孙泽刚,胡自强,何德文,等. 喷水减温阀离心喷雾雾化性能的优化研究[J]. 液压与气动, 2022, 46(11): 124-131.
SUN Zegang, HU Ziqiang, HE Dewen, et al. Optimization of atomization performance of centrifugal nozzle with spray desuperheating valve [J]. Chinese Hydraulics & Pneumatics, 2022, 46(11): 124-131.
- [10] 雍丽英,孙福才,张永标. 弹簧旋流雾化喷嘴的设计与研究[J]. 黑龙江冶金, 2015, 35(2): 1-3.
YONG Liying, SUN Fucui, ZHANG Yongbiao. Spring swirl atomizing nozzle design and research [J]. Heilongjiang Metallurgy, 2015, 35(2): 1-3.
- [11] 曹雄. 核反应堆稳压器旋流喷嘴的设计方法研究[D]. 上海: 上海交通大学, 2016.
- [12] 汤渊,潘伟童,梁钦锋,等. 管道内高温合成气喷雾激冷过程数值模拟研究[J]. 华东理工大学学报(自然科学版), 2021, 47(2): 154-162.
TANG Yuan, PAN Weitong, LIANG Qinfeng, et al. Numerical simulation of spray shock chilling process of high temperature syngas in the pipeline [J]. Journal of East China University of Science and Technology, 2021, 47(2): 154-162.
- [13] 薛绒,阮一道,赖欢,等. 低温风洞大空间液氮喷雾冷却数值模拟分析[J]. 低温工程, 2019(1): 35-40.
XUE Rong, RUAN Yixiao, LAI Huan, et al. Numerical simulation of liquid nitrogen spray cooling in cryogenic wind tunnel [J]. Cryogenics, 2019(1): 35-40.
- [14] 王荣. 空冷机组减温减压装置设计研究[D]. 上海: 上海交通大学, 2016.
- [15] HEIDARINEJAD G, ASADI MOGHADDAM M R,

- PASDARSHAHRI H. Enhancing COP of an air-cooled chiller with integrating a water mist system to its condenser: Investigating the effect of spray nozzle orientation [J]. *International Journal of Thermal Sciences*, 2019, 137: 508-525.
- [16] WOJTAN L, URSENBACHER T, THOME J H. Investigation of flow boiling in horizontal tubes: part II development of a new heat transfer model for stratified-wavy, dryout and mist flow regimes [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2005, 48(14): 2970-2985.
- [17] TORFEH S, KOUHIKAMALI R. Numerical investigation of mist flow regime in a vertical tube [J]. *International Journal of Thermal Sciences*, 2015, 95: 1-8.
- [18] JASKULSKI M, WAWRZYNIAK P, ZBICINSKI I. CFD simulations of droplet and particle agglomeration in an industrial counter-current spray dryer [J]. *Advanced Powder Technology*, 2018, 29(7): 1724-1733.
- [19] ENAGI I I, AL-ATTAB K A, ZAINAL Z A. Liquid fuels spray and combustion characteristics in a new micro gas turbine combustion chamber design [J]. *International Journal of Energy Research*, 2019, 43(8): 3365-3380.
- [20] LAO Xingsheng, LIU Yong, DAI Chunhui, et al. Simulation study of two phase flow in temperature and pressure reducing device [C]//IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. Bristol, United Kingdom: IOP Publishing, 2020: 012029.
- [21] 任志安, 郝点, 谢红杰. 几种湍流模型及其在 FLUENT 中的应用 [J]. *化工装备技术*, 2009, 30(2): 38-40.
- REN Zhian, HAO Dian, XIE Hongjie. Several turbulent models and their application in FLUENT [J]. *Chemical Equipment Technology*, 2009, 30(2): 38-40.
- [22] SHIH T H, LIOU W W, SHABBIR A, et al. A new $k-\epsilon$ eddy viscosity model for high Reynolds number turbulent flows [J]. *Computers & Fluids*, 1995, 24(3): 227-238.
- [23] MORSI S A, ALEXANDER A J. An investigation of particle trajectories in two-phase flow systems [J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 1972, 55(2): 193-208.
- [24] OROURKE P J, AMSDEN A A. The tab method for numerical calculation of spray droplet breakup [C]//1987 SAE International Fall Fuels and Lubricants Meeting and Exhibition. Warrendale, PA, USA: SAE International, 1987: 872089.
- [25] TASKIRAN O O, ERGENEMAN M. Trajectory based droplet collision model for spray modeling [J]. *Fuel*, 2014, 115: 896-900.
- [26] LIU A B, MATHER D, REITZ R D. Modeling the effects of drop drag and breakup on fuel sprays [J]. *SAE Transactions*, 1993, 102(3): 83-95.
- [27] RAHIMI E, TORFEH S, KOUHIKAMALI R. Numerical study of counter-current desuperheaters in thermal desalination units [J]. *Desalination*, 2016, 397: 140-150.
- [28] 方开泰, 马长兴. 正交与均匀实验设计 [M]. 北京: 科学出版社, 2001.
- [29] 杨燕. 高温蒸汽管道开裂失效分析及处理措施 [J]. *石油化工腐蚀与防护*, 2023, 40(3): 47-51.
- YANG Yan. Failure analysis for cracking of high-temperature steam pipeline and its treatment measures [J]. *Corrosion & Protection in Petrochemical Industry*, 2023, 40(3): 47-51.
- [30] 刘建华. 高压主蒸汽管焊缝裂纹原因分析及处理 [J]. *化工管理*, 2018(16): 145-146.
- LIU Jianhua. Analysis and treatment of crack causes in the weld seam of high-pressure main steam pipes [J]. *Chemical Enterprise Management*, 2018(16): 145-146.
- [31] 王惠杰, 杨杰, 董学会, 等. 燃气轮机进气管道内喷雾蒸发冷却数值模拟 [J]. *汽轮机技术*, 2019, 61(1): 33-36.
- WANG Huijie, YANG Jie, DONG Xuehui, et al. Numerical simulation of spray evaporative cooling in gas turbine intake duct [J]. *Turbine Technology*, 2019, 61(1): 33-36.

(编辑 李慧敏)