

液-液射流雾化的数值模拟与实验研究

彭正标, 梁坤峰, 袁竹林

(东南大学能源与环境学院, 江苏 南京 210096)

摘 要:建立了液-液雾化机理的数值模拟平台与实验研究平台, 对水在非相溶溶液中的喷射雾化机理进行了研究。应用 VOF-CSF 多相流模型对雾化过程进行了数值模拟, 并在相同工况下进行了实验验证和对比。研究表明, 所建立的数学模型能成功地模拟连续射流雾化过程, 与实验结果取得了非常好的一致性。通过数值模拟和实验相结合的方法, 对雾化过程中的射锥高度、射流速度、非相溶介质流速等关键因素的影响进行了探讨, 获得了相应的规律; 在确定的雾化条件下, 雾化液滴粒径呈现出离散性; 液滴的运动方式随射流速度的增加由规则逐渐过渡为紊乱; 射流速度为 3.5 m/s 与非相溶介质流速为 0.18 m/s 时, 雾化射锥高度变化趋势发生转变。本文的研究结果对认识液-液射流雾化机理以及相应的工程应用, 具有重要的指导意义和实用价值。

关 键 词:液-液雾化; 数值模拟; 实验研究; VOF-CSF 多相流模型

中图分类号: O359 文献标识码: A

引 言

冰蓄冷技术是缓解电网电力供需矛盾, 削峰填谷的重要措施^[1]。目前用于冰蓄冷的主要有冰球和盘管两种制冰方法, 但它们在制冰中都存在如下问题^[2]: 冰在固体制冷面上形成后, 由于冰的导热系数很低, 导致传热温差大, 制冰能耗大, 制冰效率低。针对这个问题, 近些年来, 流体冰的产生和应用引起了制冰界的广泛重视, 流体冰^[3,5](或称为冰浆, Ice Slurry)通常是由直径为 50~100 μm 的冰晶颗粒和水构成的混合物。由于冰晶颗粒很小, 大大地增加了换热表面积, 且在制冰过程中实现完全流动换热, 不存在固体传热面上冰层热阻问题, 因此制冰效率得到了很大的提高, 实际应用表明, 制取流体冰的性能系数 COP 可比制取块冰提高近 1 倍^[4]。

液-液循环流化床是以制取流体冰为背景而提

出的一种新型制冰技术(见图 1), 其原理是用泵将从水箱中抽出的水直接喷入与之不相溶的另一种低温载冷液体(油)中, 喷入的水雾化成细小的水滴与循环液体(油)一起向床的上方流动, 水滴与周围低温载冷介质(油)直接接触换热, 在流动过程中被冻结成冰颗粒; 冰颗粒流出床体后通过过滤装置与低温循环液体分离而获得流体冰; 载冷介质(油)升温后经过下方的制冷循环而得到降温, 再次由泵送入循环床进行换热。液-液雾化形成细小水滴大大增加了两种液体的接触表面积, 极大地强化了两相间的传热, 使制冰过程的热效率显著提高。

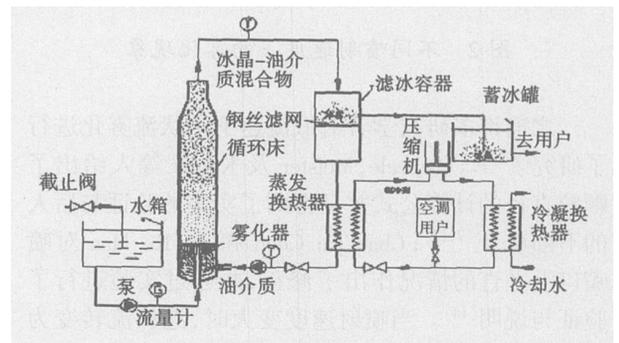


图 1 液-液循环流化床系统图

本文所探讨的液-液射流雾化是液-液循环流化床制取流体冰的关键技术之一。迄今为止, 液体在气体中的雾化已经得到了较为完善的研究^[2], 而在液-液雾化方面的研究甚少, 是目前亟待解决的问题。本文采用数值模拟与实验研究相结合的方法对液-液雾化过程的关键因素进行了研究, 获得了相应的规律。

1 数值模拟研究

收稿日期: 2006-09-14; 修订日期: 2006-12-20

基金项目: 国家重点基础研究发展计划(973)基金资助项目(2004CB217707)

作者简介: 彭正标(1981-)男, 湖北天门人, 东南大学博士研究生

数值模拟方法以理论为前提,对所研究的对象采用数值方法进行模拟研究,具有很大的灵活性,克服了在实验中由于经费投入、工况选择盲目性及测量精度等方面的限制。

Scheele、Meister 及 Richards 等人研究了一种液体通过一个圆形喷嘴垂直喷入另一种与之不相溶的液体中的雾化机理,并取得了一系列的成果^[7-10],得出了液-液雾化机理定性上的结论:当喷射速度很低时,在一定的时间间隔内,液体从喷嘴以鼓泡的方式进入另一种液体,并且慢慢地长大,最后从喷嘴处脱离断开(简称泡状流,见图 2(a));当喷射速度达到一定大小时,液体由泡状变为连续射流,在喷嘴上方形成一段射锥,射锥达到一定长度时,会破碎雾化成液滴(简称连续射流,见图 2(b))。

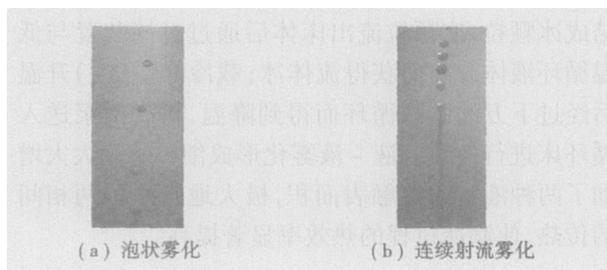


图 2 不同喷射速度下的雾化现象

之前许多研究学者对低流速下泡状流雾化进行了研究^[7-12]。Scheele、Meister 及 Kumar 等人给出了颗粒直径的计算公式并且得到了实验的验证与后人的不断修正^[7,13];Chao-Tai Chen 和 Jer-Ru Maa 对喷嘴口沿平直的情况作出了修正,并通过实验进行了验证与说明^[14]。当喷射速度变大时,泡状流转变为连续射流,雾化机理变得复杂,目前对连续射流雾化的研究成为热点。本文不作泡状阶段雾化的研究,对产生射锥现象的连续射流雾化进行了数值模拟与实验研究。

1.1 数学模型

之前关于液-液雾化机理的研究存在太多不合理的简化,严重影响到了数值模拟结果准确性^[7]。在雾化中主要作用的力包括:粘性力、升力、表面张力、惯性力、喷射收缩力以及两种液体的相对速度引起的作用力。Cuvelier 和 Schulkes 应用有限元方法(FEM)模拟了稳态及非稳态多相流自由表面的追踪,但对于复杂的连续射流破碎生成小颗粒的现象及之后一连串的颗粒行为的模拟,无能为力^[13];Mansor 与 Lundgren 应用边界元方法(BEM)来研究雾化,但是 BEM 方法仅限于无粘流体,并且由于基于 Lagrangian 方法,需

要在颗粒的断裂处进行特别的处理^[14];Lattice-gas 是一种完全不同的方法,根据分子运动理论建立简化的动力学模型,最终反映的是平均的宏观物理行为,使用方法的前提是宏观的流体特性是由系统中微观粒子的相互作用引起的,而对微观特性的潜在细节不敏感^[17]。近年来,出现了双流体模型:破前追踪(Front tracking)^[18]和界面追踪(Volume tracking)^[19-20],Yeung、Hyman、Unverdi、Tryggvason 和 Sussman 等人进行这方面的研究。波前追踪(Front tracking)是用于解决一维守恒问题,方法在于将解的推进在 ROE 近似解的基础上看作元素波的叠加,每个元素波以各自的速度传播,计算得到下一时刻的每个元素波之后,再叠加起来得到物理解。界面追踪(Volume tracking)是利用 MAC(Maker and Cell)或 VOF(Volume of Fluid)方法几何重建自由表面,能够捕获不规则形状的自由表面,在对喷射条件的要求不很严格的情况下,能很好的模拟雾化颗粒的形成及运动。但 MAC 法需要较大的计算机内存和较大的计算量,并且对于非均匀流场在网格中会出现虚假的密度很高或很低的标记点,造成自由液面的形状的失真。本文应用 VOF-CSF 方法进行研究^[21]。

VOF 方法模拟的两种或多种流体(或相)必须没有互相穿插(interpenetrating),即互不相溶。模型里增加每一附加相时,就引进一个变量:网格单元里该相与网格体积比函数 f (the volume fraction of the phase)。在每个控制容积内,所有相的体积比函数 f 的和为 1。VOF 方法是通过研究网格单元中流体与网格体积比函数 f 来确定自由面,追踪流体的变化,而非追踪自由面上质点的运动,可以处理自由面重入等强非线性现象。

1.1.1 流体体积函数方程^[22]

可以相应地、灵活地定义流体体积函数形式来确定介质面、自由面、间断面以及其它各种内部的运动界面。在本文的研究背景下,将流体体积函数 f , 定义为第二相-离散相-水所占的体积分。 f 的值为一个单元内水的体积与该单元体积之比,该函数满足:

$$f(x, y, z, t) = \begin{cases} 1, & \text{该网格内充满水} \\ > 0, < 1, & \text{该网格内含有分界面} \\ 0, & \text{该网格内充满油} \end{cases} \quad (1)$$

式中: x, y, z —坐标; t —时间。

在具有速度场 $\vec{v} = (u, v, w)$ 的运动介质中,流体体积函数的求解方程为:

$$\partial f / \partial t + (\vec{v} \cdot \nabla) f = 0 \quad (2)$$

对于不可压流体, 上述方程的守恒形式为:

$$\partial f / \partial t + \nabla \cdot (\vec{v} f) = 0 \quad (3)$$

1.1.2 基本控制方程

$$\nabla \cdot \vec{v} = 0 \quad (4)$$

$$\frac{\partial \vec{v}}{\partial t} + \nabla \cdot (\vec{v} \vec{v}) = -\frac{1}{\rho} \nabla p + \frac{1}{\rho} \nabla \cdot \tau + \vec{g} + \frac{1}{\rho} F_b \quad (5)$$

即:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u) + \rho(\vec{v} \cdot \nabla) u = -\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left[2\mu \frac{\partial u}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\mu \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\mu \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right) \right] + \rho g_x + F_{bx} \quad (6)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho v) + \rho(\vec{v} \cdot \nabla) v = -\frac{\partial p}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial x} \left[\mu \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[2\mu \frac{\partial v}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\mu \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right) \right] + \rho g_y + F_{by} \quad (7)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho w) + \rho(\vec{v} \cdot \nabla) w = -\frac{\partial p}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial x} \left[\mu \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\mu \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[2\mu \frac{\partial w}{\partial z} \right] + \rho g_z + F_{bz} \quad (8)$$

式中: \vec{v} —速度 (u, v, w), m/s; ρ —两种流体混合物的密度, kg/m³; p —两种流体混合物的压力, Pa; τ —粘性力, N; \vec{g} —重力加速度, m/s²; F_b ——体积力, N。

通过求解整个区域内的单一的动量方程, 作为结果的速度场是由各相共享的。

1.1.3 附加标量方程^[23]

计算网格内混合流体物性参数密度 ρ 和粘度 μ 由下列二式进行计算:

$$\rho = f \cdot \rho_w + (1-f) \cdot \rho_o \quad (9)$$

$$\mu = f \cdot \mu_w + (1-f) \cdot \mu_o \quad (10)$$

式中: ρ_w —水的密度, kg/m³; ρ_o —油的密度, kg/m³; μ_w —水的粘度, kg/(m·s); μ_o —油的粘度, kg/(m·s)。

1.1.4 界面张力^[23]

CSF 方法的核心思想是把界面张力作为一种体积力作用在一定区域的流体单元里, 在计算中实现为在动量方程中加入体积力这一项。界面上法向力与毛细作用力相平衡, 因为流体物性保持不变而忽略切向力。体积力 \vec{F}_b 在 VOF-CSF 模型中由下式定义:

$$\vec{F}_b = \sigma k \nabla f \quad (11)$$

式中: σ —表面张力系数, N/m; k —为界面曲率。

从上式可以看出, 体积力集中在分界面区域, 其它地方由于 $\nabla \cdot f = 0$, 而为零值:

$$\vec{n} = (n_x, n_y, n_z) = -\nabla f \quad (12)$$

$$\hat{n} = \vec{n} / |\vec{n}| \quad (13)$$

$$k = \nabla \cdot \hat{n} \quad (14)$$

式中: \vec{n} —表面法线向量; \hat{n} —单位法向量。

1.2 数值求解方法及条件

在连续射流雾化阶段, 流动已不是稳定的层流, 两相在三维空间上的相互作用不能忽略, 即不能简化模型为二维轴对称模型来进行模拟计算^[5~8], 本文采用 3D 模型进行模拟, 由于 VOF 模型的计算对网格质量要求很高, 模型中划分的六面体结构网格数达 147 436 个, 模型截面图尺寸及划分的网格简图如图 3 所示。应用有限体积法获得离散的偏微分方程组, 压力方程插植格式选择含有大体力流动的 body force weighted 方法, 流动方程的离散格式选择一阶迎风格式, 而压力速度耦合方式采用 piso 算法^[24]; 处理两项之间界面附近单元的插植格式, 采用了几和重建方法来获得界面的形状^[25]。计算稳定, 在一个时间步内, 很快得到了收敛。

首先在油速恒定为 0.15 m/s 时, 依次改变射流速度为 1.2、2.3、3.5、4.7、5.9 m/s 进行模拟计算; 然后改变油速为 0.18、0.20 m/s 时, 同样对上面的几种射流工况进行计算。相关参数见表 1 (其中: v_{water} 为射流速度; v_{oil} —变压器油在喷头处的平均流速; Δt —计算时间步长; ρ_w —雾化水的密度; ρ_o —变压器油的密度; μ_w —雾化水的粘度; μ_o —变压器油的粘度; σ —两相间的界面张力系数)。

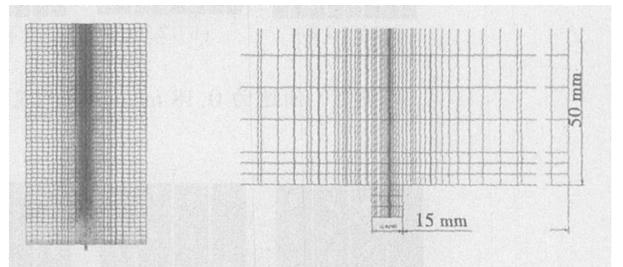


图 3 数值模拟的 3D 物理模型中截面尺寸及采用的网格

1.3 数值计算结果

对于计算中的每种工况, 完成 1000 时间步长的计算。每种工况计算耗时约 12.24 × 3 600 s。计算过程中每隔 0.1 s 自动存盘一次。图 4~图 6 为在 3

种不同的油速下,射流速度(v_{water})由小变大时,从硬盘数据中抽取的 15 组工况雾化结果图片。

表 1 数值模拟工况

	数值
$v_{oil}/m \cdot s^{-1}$	0.15 0.18 0.20
$\rho_o/kg \cdot m^{-3}$	895
$v_{water}/m \cdot s^{-1}$	1.2 2.3 3.5 4.7 5.9
$\mu_w/kg \cdot (m \cdot s)^{-1}$	0.001
$\Delta t/s$	0.001
$\mu_o/kg \cdot (m \cdot s)^{-1}$	0.179
$\rho_w/kg \cdot m^{-3}$	998.2
$\sigma/N \cdot m^{-1}$	0.072 69

片可以看出:模拟计算的每种工况都体现出相同的雾化过程,即先在喷嘴上方一定高度形成一段射锥,然后破碎雾化生成小水滴;从每种工况结果图片中可以看出,即使模拟条件完全相同,射锥破碎雾化的位置也在变,射锥高度时长时短,且雾化液滴大小不一;图 4~图 6 分别展示了 3 组油速下,射流速度由小变大时的雾化结果,从统计上看,我们可以发现,对于每一组油速,随着射流速度的增大,射锥高度发生了变化,射锥破碎程度加剧,雾化液滴数目增多,液滴粒径随射流速度的增大,呈现出一定的变化规律;对比图 4~图 6 中每一列的 3 组图片,即在相同的射流速度下,周围油介质流速增大时的雾化结果同样可以发现,随着油速的增大,雾化结果也发生了变化,包括射锥高度,雾化频率及液滴粒径都存在一定的变化趋势,其定量分析将在第 3 节中给出。

对比图 4~图 6 所展示的 15 组工况雾化结果图

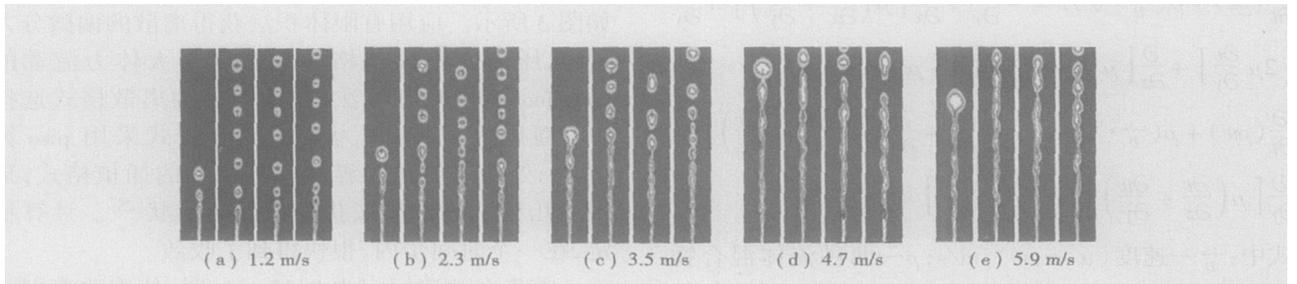


图 4 油速为 0.15 m/s 时射流速度由小变大时数值模拟的雾化结果

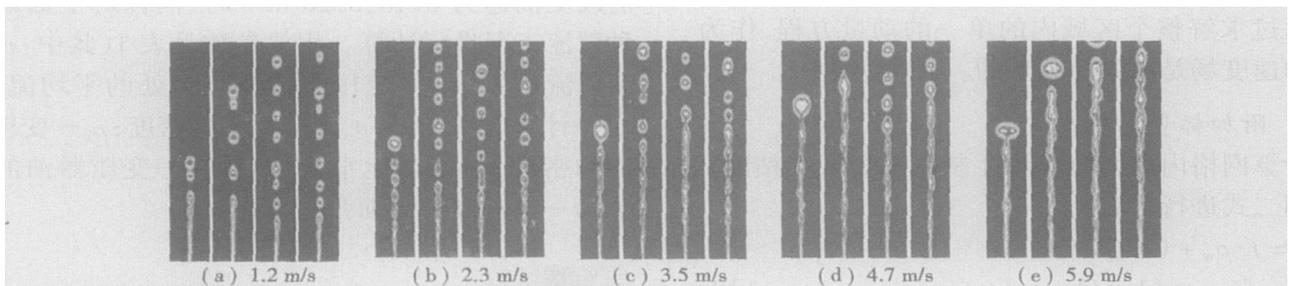


图 5 油速为 0.18 m/s 时射流速度由小变大时数值模拟的雾化结果

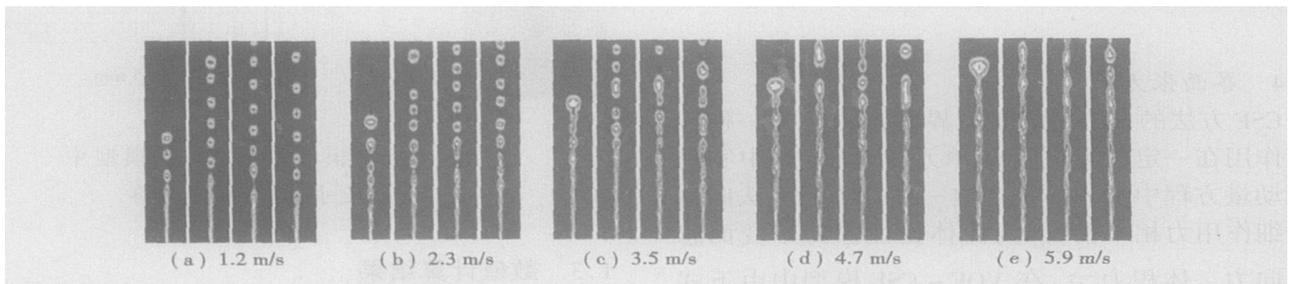


图 6 油速为 0.20 m/s 时射流速度由小变大时数值模拟的雾化结果

2 实验平台与实验结果

2.1 实验装置

所建立的实验系统如图 7 所示, 图 7(a)为实验台照片, 图 7(b)实验系统简图。

集雾化、制冰为一体的流化床体, 由高 2 000 mm, 厚 5 mm 的有机玻璃管制成, 流化床底部有两个入口, 一个是可安置喷头的接口, 根据实验需要设计喷头 (在本实验中, 喷头采用圆形喷孔, 内径 0.4 mm, 外径 0.5 mm); 另一个在喷头以下 300 mm 处为油的进口, 管内径 30 mm, 进口方向与流化床主体相垂直。在流化床的拍照高度, 且在玻璃通道的另一侧设置采光室, 以有效合理地利用光源, 采光室的尺寸为 400 mm × 400 mm × 400 mm, 上部开口, 在玻璃通道的一侧开 80 mm × 45 mm 的透光口。

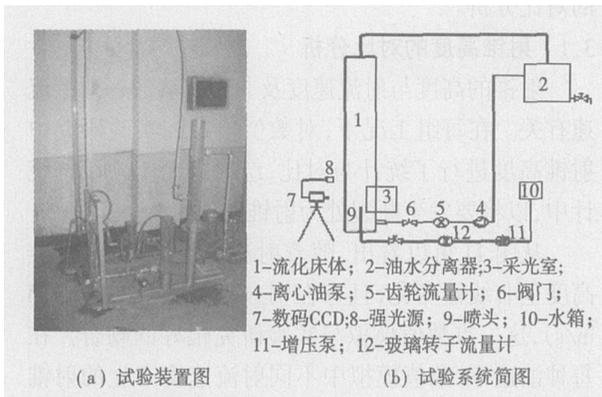


图 7 液-液循环流化床试验系统

2.2 实验过程及实验条件

两个入口形成并列的两路: 变压器油流动的油路及溶有红色染料的水流动的水路。油路中, 变压器油在离心油泵的作用下, 流经过滤器, 通过阀门控制流量, 并采用齿轮流量计测出实验工况下油的流量。在油路流动稳定后, 打开增压泵, 从水箱中抽出染色水, 通过阀门控制, 由玻璃转子流量计测出实验工况下水的流量, 增压后的水最后由喷嘴喷出。打开采光室上部的光源开关, 光线直接从液滴上反射到摄像机上。摄像机设定的相关参数为: 1/2000, $f4.8$, 点测光, 100 f/s 超速连拍模式。所拍摄的对象为喷孔以上 50 mm 内。

对数值模拟中计算的 15 组工况, 在常温下水喷入油中的雾化进行了相应的实验研究, 实验用油采用 25 号变压器油, 实验工况见表 2。(其中 t 为每个工况下, 高速摄像机连续拍摄的时间)

表 2 实验研究工况

	工况参数				
$v_{oil}/m \cdot s^{-1}$	0.15	0.18	0.20		
$v_{water}/m \cdot s^{-1}$	1.2	2.3	3.5	4.7	5.9
t/s	1				

2.3 实验结果

图 8 ~ 图 10 是在每组实验工况下, 高速摄像机连续拍摄的四幅图片 (间隔 0.01 s), 来展示实验研究中雾化的结果。

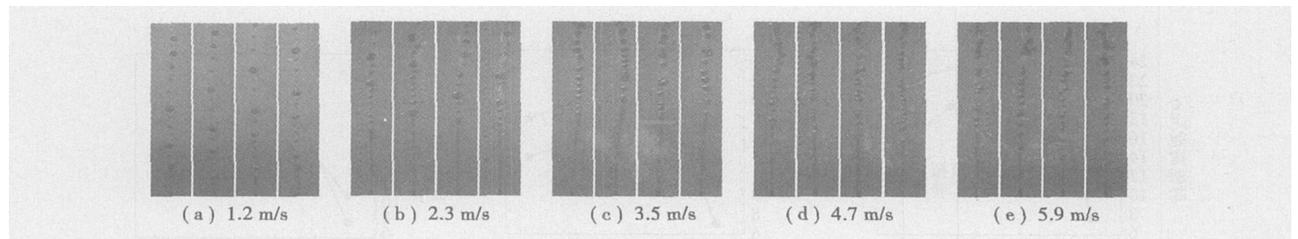


图 8 油速为 0.15 m/s 时射流速度由小变大时实验研究雾化结果

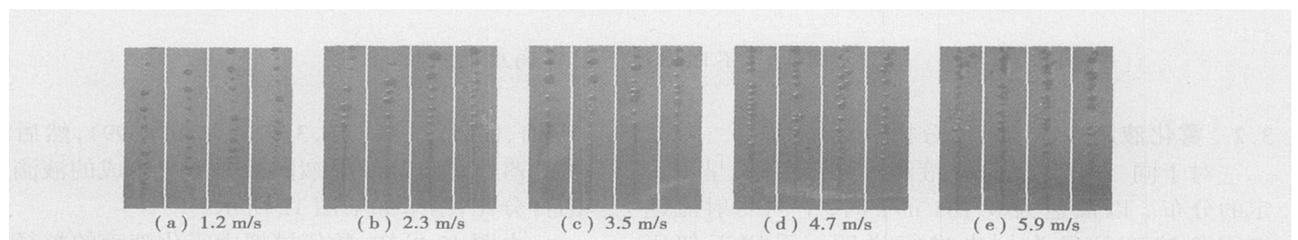


图 9 油速为 0.18 m/s 时射流速度由小变大时实验研究雾化结果

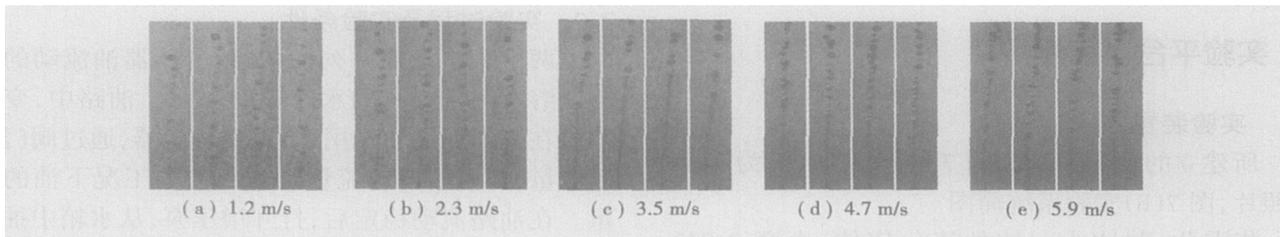


图 10 油速为 0.20 m/s 时射流速度由小变大时实验研究雾化结果

图 8 ~ 图 10 展示了实验研究中的 15 组工况下的雾化结果,从中可以看出:每组工况下雾化情况完全相同,同样也是先形成一段长度的射锥,然后再断裂生成小水滴;从每组工况所对应雾化照片中可以看出,即使在同一实验工况下,射锥破碎雾化的位置并不稳定,射锥高度发生着变化,同时雾化液滴的大小也不相同;图 8 ~ 图 10 分别展示了 3 组油速下,射流速度由小变大时的雾化结果,从统计上看,我们可以发现,随着射流速度的增加,射锥高度发生了变化,雾化程度加剧,生成的液滴数目增多,液滴粒径也发生了变化,呈现出一定的变化趋势;同样对比图 8 ~ 图 10 中每一列的 3 组照片,即在相同的射流速度下,油速变化时的雾化情况,我们可以发现改变油速,同样可以得到不同的雾化结果,包括射锥高度,雾化液滴粒径及雾化频率等都在发生变化。

3 数值模拟结果与实验研究结果的对比分析

由图 4 ~ 图 6 及图 8 ~ 图 10 可以看出,对本文

所研究的每种工况,雾化的情形,数值模拟结果与实验研究所得结果完全相符,即当射流速度超过临界速度时,先在喷嘴上方的一定高度形成一段射锥,然后雾化生成小水滴。在数值模拟及实验研究所得结果的基础上,采用图像处理与数值计算相结合的方法,对每组工况下的射锥高度及液滴粒径进行统计整理,对数值模拟结果与实验研究结果进行了定量的对比分析。

3.1 射锥高度的对比分析

射锥的高度与射流速度及非相溶溶液—油的流速有关。在每组工况下,对数值模拟与实验研究中射锥高度进行了统计与对比,结果如图 11 所示(统计中,以将要发生断裂处为射锥的顶点)。

从图 11 可以看出,随着射流速度的变大,射锥高度呈非线性变化,且存在明显的峰值($v_{water} = 3.5$ m/s),这一点数值模拟与实验研究很好的吻合。在每种油速下,数值模拟中不同射流速度产生的射锥高度要大于实验中对应工况下的射锥高度,而在定性上能达到很好的一致。

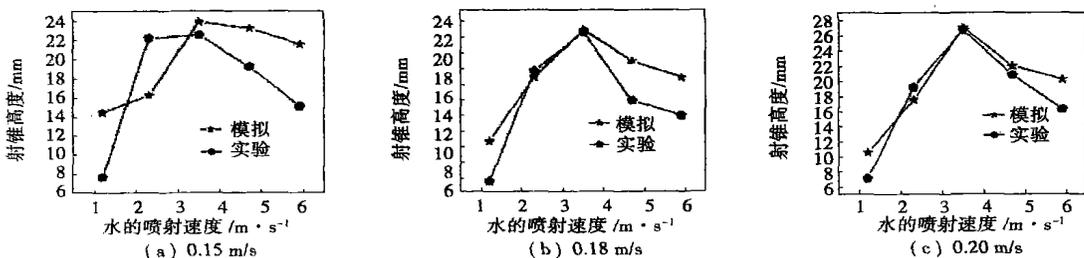


图 11 不同油速下射锥高度的对比

3.2 雾化液滴大小的对比分析

对于同一条件下,雾化液滴的大小不一,呈现一定的分布。以油速为 0.184 m/s 时,不同的射流速度雾化液滴粒径为例来进行说明。采用近似于 Rosin-Rammler 统计的方法:把粒径区间 1 ~ 5 nm 分成 8 段 (0, 0.99)、(1, 1.49)、(1.5, 1.99)、(2,

2.49)、(2.5, 2.99)、(3, 3.49)、(3.5, 4.99), 然后统计粒径落在那个区间的液滴数占雾化生成的液滴总数的百分比,结果如下图 12 所示。

由图 12 可知,数值模拟中雾化液滴的粒径分布与实验结果能很好的吻合,每种工况下在某一段区域达到粒径的最密区;且随着射流速度的增加,液滴

粒径也表现出一定的变化趋势。

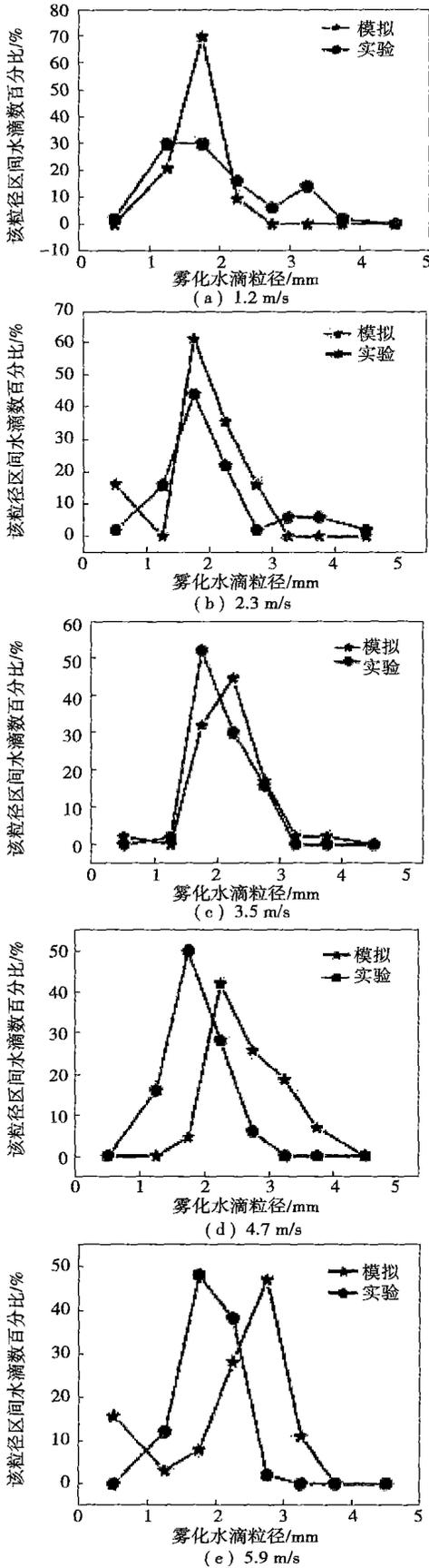


图 12 不同射流速度下液滴粒径的对比

3.3 雾化液滴的运动对比分析

由图 4 ~ 图 6 及图 8 ~ 图 10 可以看出, 在射流速度较小时 ($v_{water} < 4.7 \text{ m/s}$), 雾化液滴呈单线、稳定的向上运动方式, 相邻的两液滴间保持一定的间隔; 在喷射速度较大的情况下 ($v_{water} > 4.7 \text{ m/s}$ 后), 图 4 ~ 图 6 中数值模拟研究结果表明, 射锥呈不稳定状态, 雾化程度加剧; 图 8 ~ 图 10 中实验研究结果表明, 射锥剧烈破碎生成小水滴, 且数目明显增多, 呈密集型的、多液滴并排向上的运动方式; 从图 8(e)、图 9(e) 和 10(e) 中可以看出, 雾化趋向于产生卫星液滴 (satellite drops)^[29], 此时, 数值模拟结果与实验研究结果出现了较大的偏差。

3.4 油速的影响分析

在相同的射流速度下, 油介质的流速对雾化的效果也产生了一定的影响。以射流速度为 3.5 m/s 时, 在不同的油速下对雾化液滴粒径及射锥高度进行统计对比, 结果如图 13 所示。

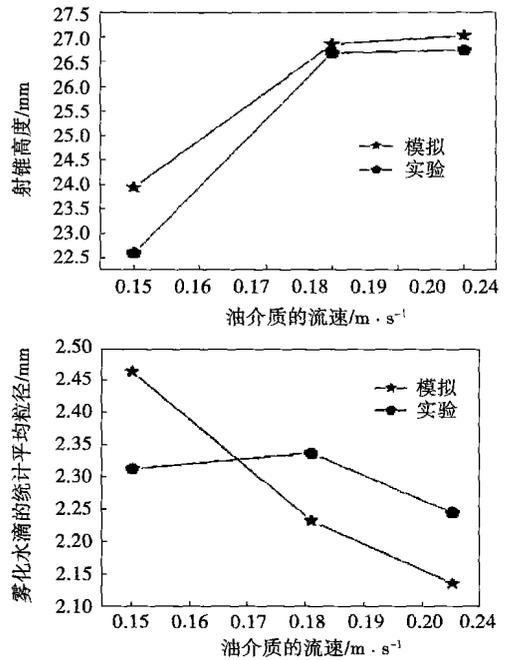


图 13 油速对雾化液滴粒径及射锥高度的影响

由图 13 可见在不同的油速下, 实验研究与数值模拟中的雾化水滴的粒径与射锥长度都有变化的趋势: 射锥高度在 $v_{oil} < 0.18 \text{ m/s}$ 时, 随着油速的增加, 变化幅度很大, 而当 $v_{oil} > 0.18 \text{ m/s}$ 后变化平缓, 统计上表明此时油速增加时, 射锥高度不受影响; 液滴粒径在 $v_{oil} > 0.18 \text{ m/s}$ 后, 模拟结果与实验结果都呈下降的趋势, 即随着油速的增大而减小。合理选择油速, 对优化雾化效果有着重要的意义。

4 结 论

(1) 本文所建立的 VOF-CSF 数学模型, 能够成功地模拟水在油介质中雾化过程, 从水滴的产生、长大、脱离, 以及到下一个水滴的形成与实验结果取得非常好的一致性;

(2) 数值模拟和实验结果共同表明, 对于确定的雾化条件, 所生成的液滴粒径大小不一, 存在着离散性; 在射流速度小于 4.7 m/s 时, 雾化生成的液滴呈单线、有秩序地向上运动方式; 当射流速度大于 4.7 m/s 后, 转变为多液滴并排向上、紊乱的运动方式;

(3) 在相同的油介质流速下, 射流雾化所形成的射锥高度随射流速度的增大呈非线性变化, 在喷射速度为 3.5 m/s 时射锥达到最大值;

(4) 在相同的射流速度下, 雾化所形成的射锥高度随油介质流速的增大而表现出的变化趋势, 以油介质流速 0.18 m/s 时为分界点, 前半段呈陡峭的线性变化; 后半段变化平缓, 基本上保持稳定不变。

参考文献:

[1] 张永铨. 中国蓄冷技术应用的新发展[J]. 制冷, 2000, 19(1): 33-37.

[2] 袁竹林. 制取流体冰新方法及高效冰蓄冷研究[J]. 能源研究与利用, 2004(4): 36-40.

[3] GREGOR P HENZE, MONCEF KRATI, MICHAEL J B. Guidelines for improved performance of ice storage systems[J]. Energy and Buildings, 2003, 35(2): 111-127.

[4] 梁坤峰, 彭正标, 袁竹林. 液-液循环流化床制冰过程的分析[J]. 东南大学学报(自然科学版), 2006, 36(5): 774-779.

[5] 章国芳. 水在油介质中雾化特性的研究[D]. 南京: 东南大学, 2006.

[6] 袁竹林. 海水冰浆的制取与应用 // 江苏省制冷学会 2002 年学术会议论文集[C]. 南京: 江苏省制冷学会, 2002.

[7] SCHEELE G F, MEISTER B J. Drop formation at low velocities in liquid-liquid systems[J]. AICHE Journal, 1969, 4(1): 9-15.

[8] RICHARDS J R, BERIS A N, LENHOFF A M. Steady laminar flow of liquid-liquid jets at high Reynolds numbers[J]. Physics of Fluids, 1993, A5(7): 1703-1717.

[9] RICHARDS J R, LENHOFF A M, BERIS A N. Dynamic breakup of

liquid-liquid jets[J]. Phys Fluid, 1994, 6(8): 2640-2655.

[10] RICHARDS J R, BERIS A N, LENHOFF A M. Drop formation in liquid-liquid systems before and after jetting[J]. Physics of Fluids, 1995, 7(11): 2617-2630.

[11] GONZALEZ MENDIZABAL D, OLIVERA-FUENTES C, GUZMAN J M. Hydrodynamics of laminar liquid jets. Experimental study and comparison with two models[J]. Chemical Engineering Commun., 1987, 56: 117-129.

[12] JENS EGGERS. Theory of drop formation[J]. Phys Fluids, 1995, 7(5): 941-953.

[13] KUMAR R, KULOOR N R. The formation of bubble and drops[J]. Chem Eng Sci, 1969, 24: 731-749.

[14] CHEN CHAO TAI, MAO JER RU, YANG YU MIN, et al. Drop formation from flat tip nozzles in liquid-liquid system[J]. Int Comm Heat Mass Transfer, 2001, 28(5): 681-692.

[15] CUVELIER C, SCHUIKES R M S M. Some numerical methods for the computation of capillary free boundaries governed by the Navier-stokes equation[J]. SIAM Rev, 1990, 32(3): 355-423.

[16] NAGI N MANSOR, THOMAS S LUNDGEN. Satellite formation in capillary jet breakup[J]. Phys Fluids, 1990, A2(7): 1141-1144.

[17] 周菊光. 悬浮颗粒运动及生长规律的格子波尔兹曼数值模拟[D]. 南京: 中国人民解放军理工大学, 2002.

[18] 王志峰, 刘儒勋. 波前追踪方法[J]. 力学与实践, 2000, 22(3): 1-14.

[19] 王志东, 汪德灌. VOF 方法中自由液面重构的方法研究[J]. 水动力学研究与进展, 2003, 18(1): 52-56.

[20] HIRT C W, NICHOLS B D. Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries[J]. Journal of computational Physics, 1981, 39(1): 201-225.

[21] BRACKBILL J U, Kothe D B, Zemach C. A continuum method for modeling surface tension[J]. Journal of Computational Physics, 1992, 100(2): 335-354.

[22] 刘儒勋, 王志峰. 数值模拟方法与运动界面追踪[M]. 合肥: 中国科学技术大学出版社, 2001.

[23] GAO DONGHONG, NEIL B MORLEY, VIJAY DHIR. Understanding magnetic field gradient effect from a liquid metal droplet movement[J]. Journal of Fluids Engineering, 2004, 126: 120-124.

[24] 王福军. 计算流体动力学分析: CFD 软件原理与应用[M]. 北京: 清华大学出版社, 2004.

[25] 赵大勇, 李维仲. VOF 方法中几种界面重构技术的比较[J]. 热科学与技术, 2003, 2(4): 318-323.

[26] PATRICK K NOTZ, ALIVIN U CHEN, OSMAN A BASARAN. Satellite drops: unexpected dynamics and change of scaling during pinch-off[J]. Physics of Fluids, 2001, 13(3): 549-552.

(编辑 辉)

(Thermal Energy Engineering Research Center under Zhengzhou University, Zhengzhou, China, Post Code: 450002) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2007, 22(2). — 197 ~ 200

On the basis of a three dimensional thermal-mechanical coupled model, a study has been conducted of some key issues concerning the reliability simulation of heat exchangers by using probability finite-element Monte Carlo method and reaction surface method. It was found that a direct simulation method can more accurately simulate the reliability of the integral structure of a heat exchanger. Presented were uncertainty treatment skills for multiple variables under complicated boundary conditions and the TMC (thermal-mechanical coupled) process. By giving a definition of multi-dimensional tabular data functions, a sectioned linear interpolation method was adopted to realize an application of randomly-changed temperature boundary conditions. The simulation accuracy of fatigue life can be enhanced through a logarithmic transformation. A practical example of simulation calculation of industrial heat exchangers indicates that finite-element random simulation technology applied to the reliability calculation and fatigue life prediction of complicated structures can bring about a high confidence result regarding loads and materials as well as geometric uneven characteristics entirely reproducing the actual structures in service. **Key words:** heat exchanger, finite-element probability analysis, reliability, thermal-mechanical coupled

非均匀截面自激振荡流热管内热传输特性实验研究 = **Experimental Study of Heat Transmission Characteristics inside Self-excitation Oscillation Flow Heat-pipes of Non-uniform Section** [刊, 汉] / SHANG Fu-min, LIU Deng-ying, XIAN Hai-zhen, et al (Education Ministry Key Laboratory on Power Plant Equipment Condition Monitoring and Control under the North China Electric Power University, Beijing, China, Post Code: 102206) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2007, 22(2). — 201 ~ 204

For two kinds of loop type self-excitation oscillation flow heat-pipes with different sectional structures, i. e. one of a uniform section with an inner diameter of 3 mm and another, on the basis of the above-mentioned uniform section, having an elliptical non-uniform section obtained by machining its heating and adiabatic segments into a vertically staggered arrangement, studied was the internal heat transmission performance of the above loop type heat-pipes of non-uniform section under the condition of being heated by laser with various power ratings. The study has been conducted by adopting an experimental study method and through an acquisition and analysis of temperature data monitored from the heat-pipe wall. To perform the above study, various temperature measurement points were arranged at different locations on the heat pipe wall. Furthermore, a contrast analysis has been conducted with respect to the performance of the uniform section self-excitation flow heat pipes. The results of the analysis show that the pulsation mechanism and heat transmission characteristics of the self-excitation oscillation-flow heat-pipes of non-uniform section are quite different from those of uniform section heat pipes. At medium and high loads, non-uniform section structured heat pipes can obviously strengthen heat transfer effect. Compared with heat pipes of uniform section, they can increase the heat transmission power by 13.6%. **Key words:** self-excitation oscillation flow heat-pipe of non-uniform section, heat transmission characteristics, experimental study

液-液射流雾化的数值模拟与实验研究 = **Numerical Simulation and Experimental Study of Liquid-liquid Jet-flow Atomization** [刊, 汉] / PENG Zheng-biao, LIANG Kun-feng, YUAN Zu-lin (College of Energy Source and Environment under the Southeast University, Nanjing, China, Post Code: 210096) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2007, 22(2). — 205 ~ 212

A platform for numerical simulation of liquid-liquid atomization mechanism and another one for experimental study have been established. By employing the above platforms, water jet atomization mechanism in indissolvable solutions has been studied and its atomization process numerically simulated by using a VOF-CSF multi-phase flow model. An experimental verification and comparison was performed under identical working conditions. The study shows that the mathematical model set up by the authors can successfully simulate a continuous jet-flow atomization process and the simulation results are in extremely good agreement with the experimental ones. Through a combination of numerical simulation and experiments an exploratory study has been conducted of the influence of such key factors as jet-flow cone height, jet flow speed, indissolvable working-medium velocity etc. As a result, the following relevant law has been identified: under a certain

atomization condition, the particle diameters of the atomization liquid droplets appear to be discrete; with an increase in jet flow velocity, the movement mode of liquid droplets assumes a gradual transition from being regular in shape to becoming turbulent. When the jet flow velocity is 3.5 m/s and the indissolvable medium velocity 0.18 m/s, the development trend of the atomization jet-flow cone height will undergo a change. The research findings are of major significance and have practical value for understanding liquid-liquid jet-flow atomization mechanism and better guiding relevant engineering applications. **Key words:** liquid-liquid atomization, numerical simulation, experimental study, VOF-CSF multi-phase flow model

旋流格栅式新型烟气脱硫装置研究 = A Study of an Innovative Swirling-flow Grid-type Desulfurizer of Flue-gases [刊, 汉] / LI Li-qing (College of Energy Science and Engineering under the South China University, Changsha, China, Post Code: 410083), GUO San-xia, TANG Lin, WANG Xiao-gang (College of Environmental Science and Engineering under the Hunan University, Changsha, China, Post Code: 410082) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2007, 22(2). — 213 ~ 215, 220

On the basis of combining such principles as sprinkling, impingement, self-excitation and swirling flow, integrated were the specific features of a swirling-flow and grid structure so as to intensify the mass transfer between gas and liquid. A series of tests have been performed of such main factors affecting the desulfuration efficiency as sealing liquid height, pH value of sprinkling liquid, flue-gas wetness and inner tower perforation air velocity. The tests indicate that when the sprinkling quantity is 110.68 m³/h, sealing liquid height is set at 1230 mm, humidity of flue gas controlled at about 5.56, pH value kept at a value between 8 and 9 and inner tower perforation air velocity is around 14.5 m/s, the desulfuration efficiency can attain 98.5%, which is a comparatively good operating-condition point. The applications in industry show that the desulfuration efficiency of the device exceeds 97% and the resistance of the device is less than 1200 Pa. **Key words:** flue gas desulfuration, swirling-flow grid, desulfuration efficiency, gas-liquid mass transfer

石灰石—石膏湿法烟气脱硫过程的试验研究 = Experimental Study of Limestone/Gypsum-based Wet Process Flue Gas Desulfuration [刊, 汉] / DU Qian, MA Chun-yuan, DONG Yong (College of Energy Science and Engineering under the Shandong University, Jinan, China, Post Code: 250061), WU Shao-hua (College of Energy Science and Engineering under the Harbin Institute of Technology, Harbin, China, Post Code: 150001) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2007, 22(2). — 216 ~ 220

By making use of a parallel-flow orderly falling film type of wet process desulfuration device established by the authors, an experimental study has been conducted of limestone/gypsum-based wet flue gas desulfuration process. The test results show that along the flue gas path, the rising trend of the desulfuration rate gradually weakened. When the desulfuration rate is comparatively high, to further raise the desulfuration rate will require an increase of the absorption section height or the liquid-gas ratio by a large margin. When the desulfuration rate of a boiler unit in a thermal power plant is to be determined, a proper choice must be made. The pH value of the desulfuration slurry decreases and there will be a rapid reduction of the pH value of the desulfuration slurry in an area from the inlet of the absorption tower extending to 0.5 m distance followed by a slower pH value reduction. The reduction trend of the limestone content in the slurry should be gradually intensified. In the meantime the concentration of Ca²⁺, S⁶⁺ and S⁴⁺ will be all enhanced. The increase of Ca²⁺ and S⁶⁺ concentration will somewhat increase the supersaturation of the gypsum. **Key words:** wet process flue gas desulfuration, desulfuration rate, limestone, pH value