

烟气脱硫循环流化床内的温度分布与干燥特性

董 勇, 马春元, 王文龙, 徐夕仁

(山东大学能源与动力工程学院能源与环境研究所, 山东 济南 250061)

摘 要: 分析了烟气循环流化床内的绝热饱和温度, 设计了烟气脱硫循环流化床内温度测量装置, 在烟气脱硫中试验台上用该装置测得了床内烟气温度分布和湿球温度分布。试验结果表明, 在烟气循环流化床中, 在喷入增湿水后, 存在烟气温度逐渐降低和增湿水温逐渐升高两个不同的温度场。烟气温度经过快速降温及缓慢降温两个阶段; 而增湿水温度快速升高并蒸发, 烟气温度与增湿水温度在液滴干燥完毕时趋于一致。试验结果还表明, 烟气循环流化床内雾化液滴的干燥时间约为 1.5~2.0 s。

关 键 词: 循环流化床; 烟气脱硫; 温度分布; 干燥时间

中图分类号: X701.3 文献标识码: A

1 引 言

烟气循环流化床脱硫工艺已成为中小型燃煤电厂主要烟气脱硫工艺之一, 由于其占地面积少, 投资较省, 尤其适合于老机组烟气脱硫。目前在海外此工艺已应用在 100~300 MW 机组。

在典型的烟气循环流化床脱硫工艺中, 由锅炉排出的未经处理的烟气从吸收塔(即流化床)底部进入。吸收塔底部为一个文丘里装置, 烟气流经文丘里管后加速, 并在此与很细的吸收剂浆液互相混合, 颗粒之间、气体与颗粒之间剧烈磨擦, 形成流化床, 在喷入均匀水雾降低烟温的条件下, 吸收剂与烟气中的二氧化硫反应生成 CaSO_3 和 CaSO_4 。脱硫后携带大量固体颗粒的烟气从吸收塔顶部排出, 进入分离器, 被分离出来的颗粒经再循环系统返回吸收塔^[1~2]。典型的烟气循环流化床脱硫工艺, 当燃煤含硫量为 2% 左右, 钙硫比不大于 1.3 时, 脱硫率可达 90% 以上, 排烟温度约 70 °C。此工艺所产生的副产物呈干粉状, 其化学成份与喷雾干燥法脱硫工艺类似, 主要由飞灰、 CaSO_3 、 CaSO_4 和未反应完的吸收剂 $\text{Ca}(\text{OH})_2$ 等组成, 适合作废矿井回填、道路基础物料等。

在烟气循环流化床中, 排烟温度是一个重要参数, 它直接影响着循环流化床内的增湿水量的多少以及下

游电除尘器的稳定运行。排烟温度由下式确定:

$$t'' = t_{\text{is}} + AAST \quad (1)$$

式中:

t'' —烟气循环流化床出口烟气温度, °C。

t_{is} —烟气绝热饱和温度, °C; 它主要由入口烟气温度和相对湿度确定。

$AAST$ —近绝热饱和温差, °C。

由上式可见, 在烟气循环流化床脱硫工艺中, 烟气的绝热饱和温度是确定排烟温度的基础。在国内, 烟气脱硫循环流化床技术还处于应用初期, 在以往的研究中, 由于烟气循环流化床内气、液、固并存, 以及流动的复杂性, 只关注了排烟温度的控制, 忽视了绝热饱和温度的测量及其确定, 因此也就不能确定床内温度分布及烟气循环流化床的干燥特性, 而这些参数及特性直接影响该工艺的推广应用。本文在分析烟气循环流化床内湿球温度和绝热饱和温度的基础上, 用特制的温度测量装置, 测得到烟气循环流化床内烟气温度分布以及液滴的湿球温度变化情况, 并确定出了液滴干燥时间。

2 烟气循环流化床内的湿球温度和绝热饱和温度

假定烟气脱硫流化床是绝热的, 当湿度 H 、温度 t 的不饱和烟气与喷淋的(浆)液滴密切接触时, 水分不断向烟气中汽化, 汽化所需的潜热只能来自烟气, 因此烟气温度随过程的进行逐渐下降, 湿度则升高, 但是烟气焓却不变化。若该过程进行到烟气被水饱和, 即达到稳定状态时, 烟气温度不再下降, 此时的温度称为初始状态烟气的绝热饱和温度, 用 t_{is} 表示, 相应的饱和湿度为 H_{is} 。其变化过程见图 1 中 13 线。此变化过程的实质是: 绝热、增湿、等焓。

根据绝热饱和过程的热量平衡, 有:

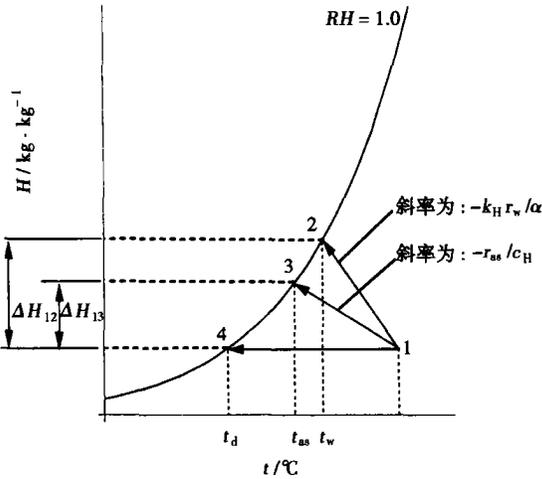


图 1 露点温度、绝热饱和温度、湿球温度示意图

$$c_H(t - t_{as}) = (H_{as} - H)r_{as} \quad (2)$$

$$t_{as} = t - \frac{r_{as}}{c_H}(H_{as} - H) \quad (3)$$

式中:

- H —含湿气体的湿度, kg/kg ;
- t —含湿气体的干球温度, $^{\circ}\text{C}$;
- H_{as} —含湿气体在 t_{as} 下的饱和湿度, kg/kg ;
- c_H —含湿气体在初始状态的比热, $\text{kJ}/(\text{kg}^{\circ}\text{C})$;
- r_{as} —水在 t_{as} 下的汽化潜热, kJ/kg 。

由式(3)可知, 绝热饱和温度 t_{as} 是初始状态下空气温度和湿度的函数, 即 t 、 H 一定时, 必有一对应的 t_{as} , 它是烟气在等焓情况下, 绝热冷却增湿达到饱和时的温度。若将湿球温度计置于一定温度和湿度的湿空气流中, 达到平衡或稳定时的温度称为该空气的湿球温度 t_w 。

现在考察上述绝热饱和过程中接近于蒸发液滴的情况, 横穿边界层的湿度变化, 如图 2 所示。根据热量平衡, 假如没有热辐射, 液滴蒸发的热量与空气对流传热量相平衡, 则有:

$$\alpha(t - t_w) = k_H r_w (H_w - H) \quad (4)$$

$$t_w = t - \frac{k_H r_w}{\alpha} (H_w - H) \quad (5)$$

式中:

- H_w —含湿气体在 t_w 下的饱和湿度, kg/kg ;
- r_w —水在 t_w 下的汽化潜热, kJ/kg ;
- α ——空气与湿纱布之间的对流传热系数, $\text{kW}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$;
- k_H ——以湿度差为传动力的传质系数, $\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})(\times \Delta H)$

$\text{s})(\times \Delta H)$

湿球温度变化过程见图 1 中线 12 所示。在相同入口烟气条件下, 湿球温度稍高于绝热饱和温度。

但是对于烟气—水系统, 实验表明, 当烟气

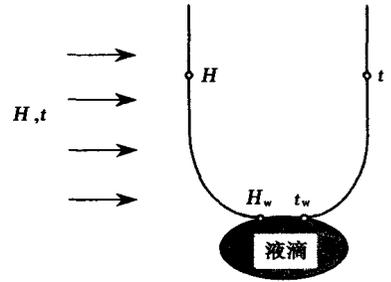


图 2 蒸发液滴周围的湿热情况

速度在 $3.8 \sim 10.2 \text{ m/s}$ 范围内, c_H 值与 α/k_H 非常接近^[4], 由式(3)和式(5)可以看出, 入口条件相同的湿烟气, 其湿球温度和绝热饱和温度近似相同, $t_w \approx t_{as}$ 。这一点在试验中至关重要, 因为通过测得湿球温度, 即可近似得到烟气的绝热饱和温度。

3 试验装置和测量方法

3.1 试验装置

循环流化床烟气脱硫系统由 4 个子系统组成: 锅炉燃烧系统; 循环流化床烟气脱硫装置; 浆液制备系统及浆液雾化系统; 烟气测量及温度显示控制系统(如图 3 所示)。

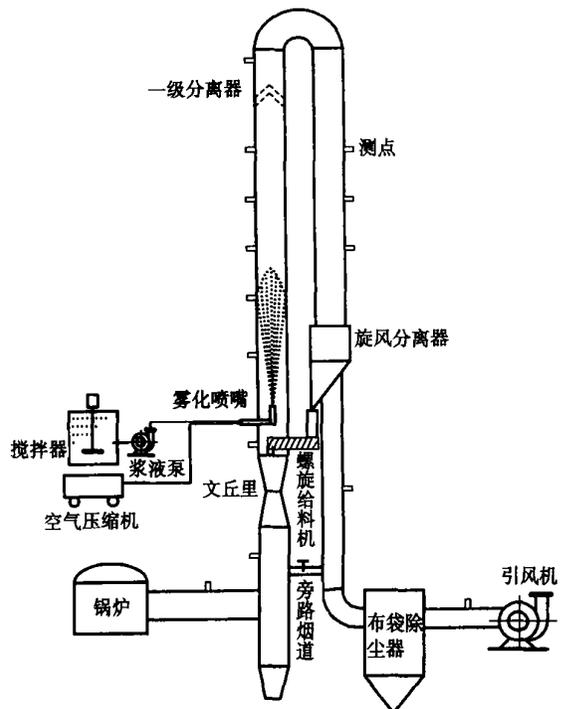


图 3 循环流化床烟气脱硫装置试验系统图

锅炉燃烧装置为 1 t/h 蒸汽锅炉。为了对脱硫烟气量进行调节, 设置一旁路烟道, 以便调节塔内烟气流速。

循环流化床烟气脱硫装置的主体是一个直径为 360 mm, 主段高为 10 m 的 II 型筒体结构, 入口是一文丘里, 其上部设置了雾化喷嘴, 由 CaO 和水组成的浆液与烟气顺流喷射到吸收塔底部。在脱硫塔内, 烟气悬浮、干燥、输送吸收剂。直管段的上方布置一级惯性分离器, 对脱硫产物及未反应脱硫剂进行初步分离; 在下降管段的下方布置一旋风分离器, 对脱硫灰进一步分离, 分离下的灰经锁气器落下后由螺旋回送系统输入文丘里上方。

试验采用双流体雾化喷嘴, 用压缩空气进行雾化。

试验工况为: 烟气流速: 3 000 m³/h, 排烟温度: 175 °C, 烟气原始相对湿度 2.4%~2.7%。烟气中二氧化硫浓度为 1 000 mL/m³。Ca/S=1.0~3.5, 近绝热饱和温差为 2~20 °C。脱硫剂为齐鲁石化化工公司生产, 其参数如下表 1。

表 1 3 种脱硫剂参数

	纯 度 / %	粒 度 / %
生石灰粉	91.25	325 目通过率 89.5
熟石灰粉	96.57	325 目通过率 91.6
石灰石粉	98.62	325 目通过率 90.0

图 4 为用三维 PDA 测试的两相流喷嘴浆液液滴粒径分布, 浆液粒径范围为 0~150 μm, 平均粒径为 70 μm。

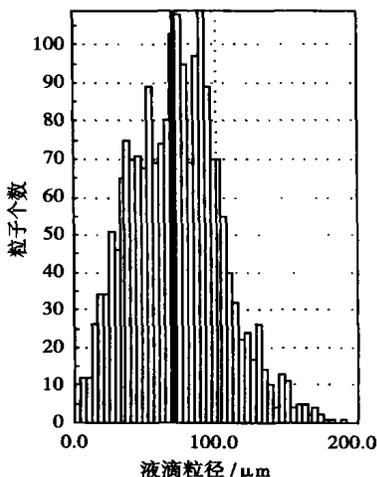


图 4 浆液粒径分布图

3.2 流化床内温度测量方法

根据前述烟气循环流化床内湿球温度与绝热饱和温度的分析, 为了正确表征烟气循环流化床内温度分布以及干燥特性, 本研究中使用了两类热电偶——裸露热电偶和屏蔽热电偶, 如图 5 所示。在塔体每个测点上, 不同径向位置布置了裸露热电偶和屏蔽热电偶。这样, 在液滴干燥之前, 屏蔽热电

偶测得的是烟气温度(干球温度)。由于存在液滴蒸发, 裸露热电偶读出的是湿球温度, 也就是液滴温度变化的情况。

4 试验结果及分析

4.1 烟气脱硫循环流化床内温度分布

图 6 和图 7 给出了用裸露热电偶和屏蔽热电偶测得的烟气温度和湿球温度分布情况。

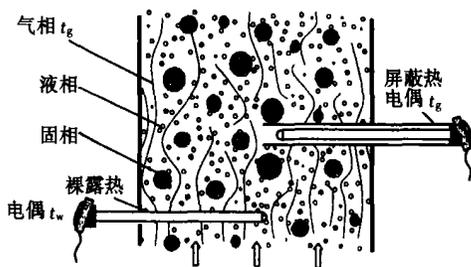


图 5 脱硫塔内温度测量方式

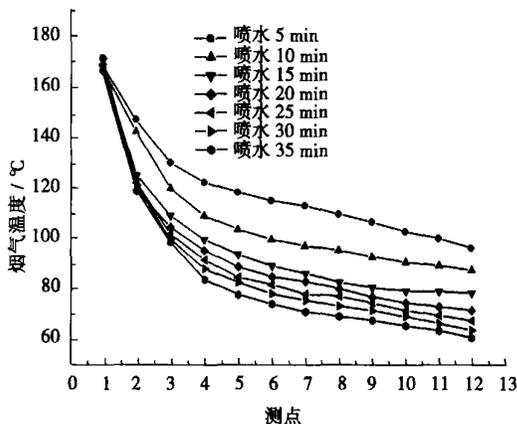


图 6 喷水后烟气温度分布

由图 6 可以看出, 在喷水之后, 烟气沿程温度依次降低, 经过 35 min 后达到平衡。这主要是由于喷入的水分一方面要冷却、增湿烟气, 同时一部分热量也要使塔体降温。由图 6 还可以看出, 烟气温度在喷水点前后降温幅度较大, 然后温度降温幅度慢慢平缓, 这一点与图 7 中给出的液滴蒸发干燥情况是相一致的。根据干燥理论, 随着浆液滴喷入脱硫塔, 在起始干燥阶段, 水分开始快速蒸发, 水分的蒸发从液滴的自由表面开始发生, 此段为恒速干燥阶段; 干燥的第二阶段为降速干燥阶段。

4.2 液滴干燥时间

基于上述测量方式, 脱硫塔中心线的烟气温度

分布常用来推测干燥时间, 当脱硫塔内足够多的未蒸发液滴在烟气中存在并润湿热电偶时, 温度值接近绝热饱和温度(湿球温度)。当接近完全蒸发时, 热电偶读数接近脱硫塔出口烟气温度(干球温度)。这样, 浆液滴干燥时间可以从温度分布趋于平坦的那一点估测^[9]。当裸露热电偶和屏蔽热电偶的读数的差值小于 1~2 °C 时, 并且裸露热电偶的读数基本保持恒定时, 即可认为液滴已经干燥完毕。

CaO、Ca(OH)₂、CaCO₃ 浆液滴的干燥时间约为 1.5~2.0 s, 它们的干燥时间相差不是太大, 这主要是由以下因素决定: 首先, 3 种脱硫剂的分子量分别为: 56、74、100。因此, 在烟气温度、近绝热饱和温差、Ca/s 相同的条件下, 3 种脱硫剂浆液重量浓度依次为: CaCO₃ 浓度 > Ca(OH)₂ 浓度 > CaO 浓度, 这样, 在相同雾化条件下, 液滴的干燥时间依次为: CaCO₃ 浓度 > Ca(OH)₂ 浓度 > CaO 浓度。其次, 在脱硫试验中配置的 CaO 浆液是随配随用, 由于水合作用, CaO 浆液的温度高于 CaCO₃ 浆液, 即 CaO 液滴的初始温度稍高, 其干燥时间相应会缩短。再次, 由于脱硫塔内的脱硫灰浓度非常高, 增加了液滴与灰结合的几率。综合以上因素, 三者的干燥时间相差不大。

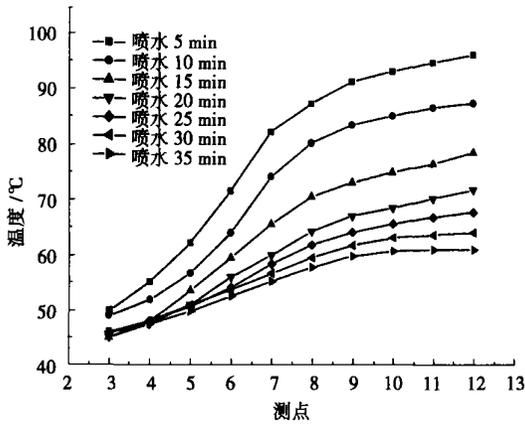


图 7 喷水后湿球温度分布

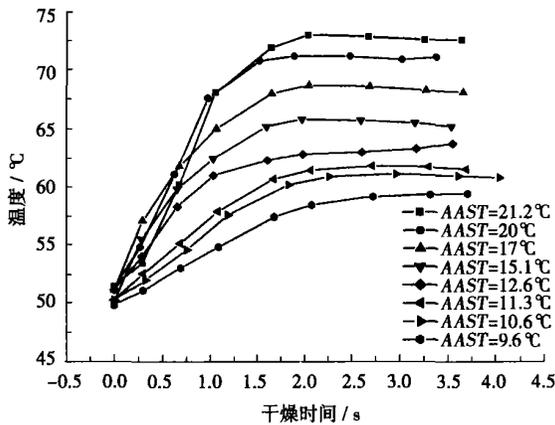


图 8 不同近绝热饱和和温差下 CaO 浆液滴的干燥时间

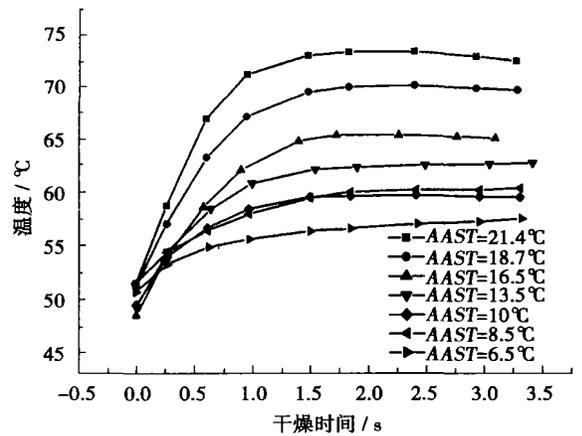


图 9 不同近绝热饱和和温差下 Ca(OH)₂ 浆液滴的干燥时间

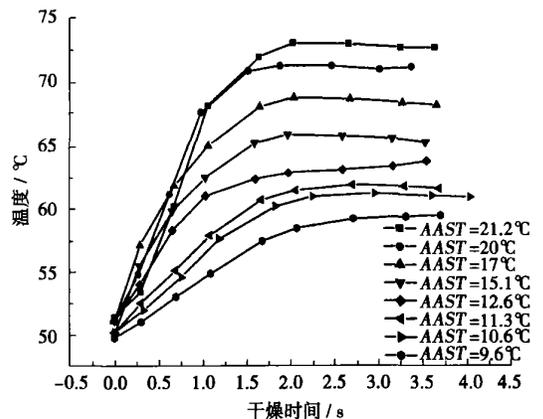


图 10 不同近绝热饱和和温差下 CaCO₃ 浆液滴的干燥时间

在脱硫试验中, 分别测定了不同近绝热饱和和温差下 CaO、Ca(OH)₂、CaCO₃ 浆液滴的干燥时间, 如图 8~图 10 所示。需要说明的是, 由于试验中的燃煤锅炉为手烧炉以及燃煤的原因, 使得脱硫塔入口的烟气温度和湿度稍有变化, 因此其湿球温度也随之波动。图中起始点的温度即为湿球温度(约为绝热饱和温度), 每个工况的湿球温度稍有差别。从图中可以看出,

此外, 在液滴的喷雾干燥过程中, 液滴的团聚对液滴干燥也有影响。Chawla 通过试验研究了双流体

喷嘴雾距方向液滴团聚对喷雾干燥的影响^[9], 并计算了不同烟气条件、不同喷嘴情况下液滴团聚对喷雾干燥塔所需高度的影响。计算表明, 当湿球温度为 50 ℃, 烟气温度由 140 ℃ 降到 70 ℃, 在没有液滴团聚时完全蒸发需要的喷雾干燥塔高度为 5.6 m; 有液滴团聚时的高度为 11 m, 也就是说在相同条件下, 液滴团聚使得喷雾干燥塔的高度增加了 80%。

在本研究中, 液滴的干燥时间基本维持在 1.5 ~ 2.0 s, 这主要是由于脱硫灰的再循环对浆液滴的干燥有利, 使得烟气循环流化床具有较好的干燥性能。烟气循环流化床中由于脱硫灰的再循环, 使得塔内的脱硫灰浓度很高, 有时高达 600 g/m³。虽然流化床内也存在液滴团聚现象, 但是液滴的团聚增加了液滴的粒径, 使得它更容易粘附脱硫灰颗粒, 同时由于高浓度脱硫灰的存在, 使得液滴极易与脱硫灰颗粒碰撞并粘附, 加大了液滴的蒸发面积, 提高了蒸发速率。

5 结 论

(1) 在烟气脱硫循环流化床内, 烟气的绝热饱和温度近似等于湿球温度, 可用屏蔽热电偶测量烟气

温度, 用裸露热电偶测量湿球温度。

(2) 在烟气循环流化床中, 在喷入增湿水后, 存在烟气温度逐渐降低和增湿水温逐渐升高两个不同的温度场。烟气温度经过快速降温及缓慢降温两个阶段; 而增湿水温度快速升高并蒸发。烟气温度与增湿水温度在液滴干燥完毕时趋于一致。

(3) 烟气循环流化床内雾化液滴的干燥时间约为 1.5 ~ 2.0 s

参考文献:

- [1] 马果骏. 烟气循环流化床(CFB)脱硫技术简介[J]. 电力环境保护 1994, 10(1): 46-48.
- [2] 沈伯雄, 姚 强. 基于流态化的半干法烟气脱硫技术[J]. 煤炭转化, 2002, 25(2): 14-16.
- [3] GUTIERREZ F J. A technical pilot plant assessment of the flue gas desulfurization in a circulating fluidised bed[J]. *Advances in Environmental Research*, 2002(7): 73-85.
- [4] 谭天恩. 化工原理(下)[M]. 北京: 化学工业出版社, 1984.
- [5] YOON H, STOUFFER M R, ROSENHOVER W A, *et al.* Pilot process variable study of coalside desulfurization[J]. *Environ Prog*, 1988, 7(2): 104-111.
- [6] CHAWLA J M. Effect of the droplet agglomeration on the design of spray dryer tower[J]. *Drying Technology*, 1994, 12(6): 1357-1365.

(上接第 491 页)

热负荷的增强, 在复平面上特征值的实部向右移动, 表明系统稳定性逐渐减弱。这一结果与作者的实验结果得出的结论是一致的^[3~4]。

5 结 论

(1) 提出了描述两相流不稳定性的线性分相模型, 运用系统控制原理的方法来预测两相流密度波型脉动。

(2) 根据分相模型导出了描述系统稳定性的状态空间表达式, 计算了质量流速、热负荷和系统压力的变化对系统特征方程式的特征根的影响, 计算结

果表明: 各个参数对两相流密度波型脉动界限值的影响规律与实验值是一致的。

参考文献:

- [1] DYKHUIZEN R C. Two-fluid model simulation of density-wave oscillations in a boiling flow system[J]. *Nuclear Science and Engineering* 1986, 94(2): 167-179.
- [2] BERGLES A E. Review of instability in two-phase systems[A]. *Two-Phase Flow and Heat Transfer*[C]. United State: Hemisphere Published Co 1977. 382-389.
- [3] 周云龙. 高温气冷堆蒸汽发生器两相流不稳定性[D]. 西安: 西安交通大学, 1991.
- [4] 周云龙. 并联管内高压汽液两相流密度波型不稳定性实验研究[J]. 工程热物理学报, 1996(增刊): 215-218.

transition system is different from that of a simple compressible single-phase system. The phase transition force-stable marginal curves constitute a limit or boundary which cannot be overstepped during a phase transition. **Key words:** non-equilibrium thermodynamics, liquid-vapor phase transition system, available energy, equilibrium stability

并联蒸发管内两相流密度波型脉动线性分相模型 = **Linear Phase-separation Model for the Two-phase Flow Density-wave Type Pulsations in Parallel-connected Evaporating Tubes** [刊, 汉] / ZHOU Yun-long, HONG Wen-peng, ZHAO Xue-feng, et al (Energy & Mechanical Engineering College under the Northeast China Electric Power Institute, Jilin, China, Post Code: 132012) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2005, 20(5). — 489 ~ 491, 496

Methods for the theoretical analysis of two-phase flow density-wave type pulsations can be divided into two categories: 1. numerical analysis method and 2. approximate analysis method. Many academics have conducted a huge amount of research on the first method, while relatively little research has been undertaken on the second method. In particular, even less research by using the method of system control theory has been conducted to analyze the two-phase flow density-wave type pulsations. In view of this, the authors have employed the method of system control theory to study the above-mentioned pulsations, proposing a linear phase-separation model for describing the two-phase flow density-wave type pulsations in parallel-connected boiling tubes. A status-space expression for describing system stability has been derived. Calculations were performed to determine the impact of the variation of mass flow velocity, thermal load and system pressure on the characteristic root of a system characteristic equation. The results of the calculation indicate that the law governing the impact of various parameters on the density-wave type pulsation limit values is in agreement with that of the experimental values. **Key words:** parallel-connected evaporating tubes, two-phase flow, density wave, phase-separation model

烟气脱硫循环流化床内的温度分布与干燥特性 = **Temperature Distribution and Drying Characteristics in a Flue Gas Desulfurization-based Circulating Fluidized Bed** [刊, 汉] / DONG Yong, MA Chun-yuan, WANG Wen-long, et al (Institute of Energy & Power Engineering under the Shandong University, Jinan, China, Post Code: 250061) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2005, 20(5). — 492 ~ 496

The adiabatic saturation temperature in a flue-gas circulating fluidized bed was analyzed. A device was designed for measuring the temperature in a flue gas desulfurization-based circulating fluidized bed. With the help of this device and on the flue-gas desulfurization pilot test rig measurements were taken of the temperature distribution of the flue gas and wet ball temperature distribution in the fluidized bed. The results of the measurements indicate that after the injection of humidifying water there exist in the circulating fluidized bed two different temperature fields, i.e., one being characterized by a gradual lowering of flue gas temperature and another one featuring a gradual rise of the humidifying water temperature. The flue gas temperature underwent two stages, namely, a rapid reduction and a slow reduction of temperature. However, the humidifying water experienced a rapid rise in temperature and then evaporated. Upon completion of the liquid-droplet drying process the flue gas temperature and the humidifying water temperature tend to coincide. Test results also indicate that the drying time of the atomized liquid droplet in the flue gas circulating fluidized bed is approximately 1.5 ~ 2.0 seconds. **Key words:** flue gas desulfurization, circulating fluidized bed, temperature distribution, drying time

循环流化床脱硫塔直/旋流复合流化下的两相流场试验研究 = **Experimental Study of Two-phase Flows under the Composite Fluidization of Desulfurizer Straight/rotating Flows in a Circulating Fluidized Bed** [刊, 汉] / HAO Xiao-wen, MA Chun-yuan, ZHANG Li-qiang (Institute of Energy & Power Engineering under the Shandong University, Jinan, China, Post Code: 250061), HUANG Sheng-zhu (The School of Energy Science & Engineering under the Harbin Institute of Technology, Harbin, China, Post Code: 150001) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2005, 20(5). — 497 ~ 500, 505

The Venturi straight-flow fluidization speed of a circulating fluidized bed desulfurizer will change with a change in boiler load. This has a negative influence on desulfurization efficiency. The authors have come up with a straight/rotating flow