

利用一维热膜探针对旋流燃烧器出口冷态旋流流场的测量

(哈尔滨工业大学, 黑龙江哈尔滨 150001) 孙 锐 马春元* 李争起 吴少华 秦裕琨

摘 要: 测量了在不同偏航角 α 、俯仰角 θ 及风速下一维热膜探针偏航系数 k 和俯仰系数 h 的数值, 研究了其变化规律, 并利用一维热膜探针对空间气流的方向敏感性对径向浓淡旋流煤粉燃烧器模型出口的冷态旋流流场进行测量。确定了气流湍流脉动水平较高, 有利于煤粉燃烧的区域。

关键词: 旋流燃烧器, 旋转射流, 湍流应力, 热膜风速仪

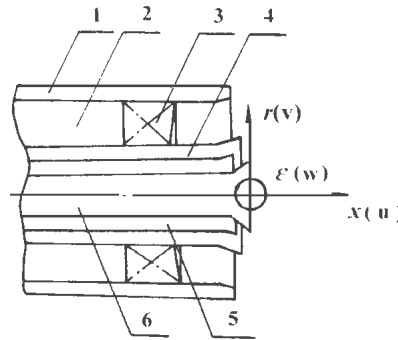
中图分类号: TK223.23

文献标识码: A

1 引言

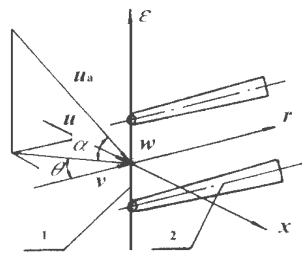
旋流煤粉燃烧器在出口附近形成稳定的中心回流区, 卷吸下游的高温烟气, 将一次风粉混合物迅速加热着火, 调节二次风旋转强度的大小可有效地控制中心回流区的范围、一次风与回流的热烟气及二次风之间的混合, 保证煤粉颗粒具有高的燃尽率。结合高浓度煤粉燃烧技术^[1]和旋流燃烧器^[2]的特点, 哈尔滨工业大学热能工程教研室提出并开发了一种新型旋流煤粉燃烧器一径向浓淡旋流煤粉燃烧器(中国专利: ZL93 2 44359.1)。新型旋流煤粉燃烧器是利用一次风风管中的环形百叶窗式煤粉浓缩器, 将一次风出口气流中的煤粉浓度分布沿径向进行浓淡分离, 由层为易于着火的浓煤粉气流, 外层为煤粉浓度相对较低的淡煤粉气流, 二次风分成内层旋流和外层直流的两股气流, 利用旋流和直流二次风的不同比例来改变整个旋转射流的旋流强度。浓煤粉气流在中心回流区附近形成较高的煤粉浓度首先着火, 随后引燃外层的淡煤粉气流, 最后外层二次风适时地混入, 保证煤粉颗粒燃尽, 同时降低污染物 NO_x 的生成量。在一台 670 t/h 燃用贫煤锅炉上的热态工业性试验表明, 新型旋流燃烧器具有优良的低负荷稳燃能力, 在燃用挥发份较低的贫煤($V^r = 16.9\%$)时, 可保证锅炉在 55% 额定负荷下稳定运行, 并达到 97% 以上的燃烧效率^[3]。

为了对径向浓淡旋流煤粉燃烧器燃烧机理进行深入研究, 建立了单相冷态燃烧器试验台进行冷态试验研究^[4]。单相旋转射流流场的测量多采用球形



1—直流二次风通道, 2—旋流二次风通道, 3—旋流叶片, 4—淡一次风通道, 5—浓一次风通道, 6—中心管, x —轴向坐标, r —径向坐标, ϵ —切向坐标, u —轴向速度, v —径向速度, w —切向速度

图1 燃烧器喷口结构简图



1—热膜探头, 2—支杆, α —偏航角, θ —俯仰角, u_a —空间气流速度矢量

图2 气流速度与一维探针空间位置关系系

五孔探针, 取得了较好的效果^[5], 但五孔探针在测量具有大范围回流、回流速度较小的非受限射流时, 往往传感器压力平衡时间长, 引起测量精度下降。另外为了对新型旋流燃烧器单相冷态出口流场的湍流特性有深入认识, 必须选用能

对流体瞬时流速变化响应的测量工具, 采用了现代电子测量技术的热膜风速仪系统^[6,7]能够满足湍流测量的要求, 可对有回流且速度分布不均匀性大的湍流流场进行精确测量。

2 试验设备及测量方法

冷态试验中燃烧器模型按 1:3 比例制成, 根据喷口结构优化结果^[8]确定了不同风道扩口角度和外伸长度, 二次风旋流叶片倾角为 65° , 喷口结构如图。出口气流为喷入大空间内的多股同轴环形等温组合射流, 测量截面选在燃烧器轴线方向 $x/d = 0.0, 0.25, 0.5, 1.0, 1.5, 2.0$ 各个截面上 (d —燃烧器喷口直径), 热膜探针固定在精密坐标架上, 在测量截面上对半径方向各点

收稿日期: 1999-03-22; 修订日期: 1999-04-27 * 山东工业大学动力工程系

基金项目: 本课题为“九五”重点科技攻关资助项目(96-A19-01-01)

作者简介: 孙锐(1970-), 男, 黑龙江哈尔滨人, 工学博士, 哈尔滨工业大学热能工程专业讲师。

的气流速度及湍流量进行测量, 利用小飘带标示中心回流区范围和射流扩展角, 试验的操作参数按燃烧器出口气流流动进入自模化区内选取, 如表 1。测速仪器采用了美国 TSI 公司生产 IFA300 型恒温

式热膜风速仪系统, 它包括: 一至十六通道热膜风速仪主机, A/D 转换器, 配有数据采集和分析软件的计算机, 1210—20 型一维热膜探头, 热电偶测温探头及相关连接电缆。一维热膜探头的标定精度为 ±2%。

表 1 燃烧器模型冷态试验参数

一次风率 (%)	二次风率 (%)	直流二次风风率 ^a (%)	一次风出口风速 (m/s)	二次风出口轴向风速 (m/s)	出口雷诺数 Re	旋流强度 ^b S
19.5	80.5	15.0	8.5	12.0	1.6 × 10 ⁵	2.22

a—直流二次风占总二次风风量的百分比, b—旋流强度由实测的出口轴向、切向风速计算出。

利用一维热膜探针对空间气流速度进行测量, 文献[9, 10]采用了多方位转动法。如图 2, 为得到热膜探针多方位转动时的冷却速度方程, 设定热膜探头的热丝起始位置垂直于轴向速度方向, 在测量时, 热丝在空间同一位置的三个方向上分别测量气流有效冷却速度, 这三个方向由热膜探针绕其轴线连续转动两次得到, 每次转动间隔的角度为 30°。根据 Jorgensen 给出有效冷却速度 u_{eff} 的表达式^[11] 可得三个方向上的气流冷却方程为

其中, Z_1, Z_2, Z_3 为探针处于三个不同方向时的有效冷却速度, u, v, w 为沿空间任意方向的气流速度在坐标轴 (x, r, ϵ) 上的投影, k, h 为偏航系数和俯仰系数。解以上三个方程可得三个速度分量 u, v, w 的瞬时表达式, $u = u(Z_1, Z_2, Z_3), v = v(Z_1, Z_2, Z_3), w = w(Z_1, Z_2, Z_3)$ 。考虑到湍流脉动速度的影响, 利用统计平均的方法, 对瞬时速度分量表达式在 $(\bar{Z}_1, \bar{Z}_2, \bar{Z}_3)$ 处作泰勒级数展开, 并做适当变换, 得时均速度 \bar{u} 、正应力 $\overline{u^2}$ 及切应力 \overline{uv} 的表达式 (以 x 方向时均速度和湍流应力的计算为例)

$$Z_1^2 = v^2 + h^2 u^2 + k^2 w^2 \tag{1}$$

$$Z_2^2 = v^2 + h^2 (u \cos 30^\circ + w \sin 30^\circ)^2 + k^2 (u \cos 30^\circ - u \sin 30^\circ)^2 \tag{2}$$

$$Z_3^2 = v^2 + h^2 (u \cos 60^\circ + w \sin 60^\circ)^2 + k^2 (w \cos 60^\circ - w \sin 60^\circ)^2 \tag{3}$$

$$\overline{u^2} = \sum_{i=1}^3 \left(\frac{\partial u}{\partial Z_i} \right)^2 \overline{Z_i^2} + \sum_{i \neq j}^3 \sum_{i \neq j}^3 \frac{\partial u}{\partial Z_i} \frac{\partial u}{\partial Z_j} \overline{Z_i Z_j} - \left[\frac{1}{2} \sum_{i=1}^3 \frac{\partial^2 u}{\partial Z_i^2} \overline{Z_i^2} + \sum_{i < j}^3 \frac{\partial^2 u}{\partial Z_i \partial Z_j} \overline{Z_i Z_j} \right] \tag{5}$$

$$\overline{uv} = \sum_{i=1}^3 \frac{\partial u}{\partial Z_i} \frac{\partial v}{\partial Z_i} \overline{Z_i^2} + \sum_{i \neq j}^3 \sum_{i \neq j}^3 \frac{\partial u}{\partial Z_i} \frac{\partial v}{\partial Z_j} \overline{Z_i Z_j} - \left[\frac{1}{2} \sum_{i=1}^3 \frac{\partial^2 u}{\partial Z_i^2} \overline{Z_i^2} + \sum_{i \neq j}^3 \sum_{i \neq j}^3 \frac{\partial^2 u}{\partial Z_i \partial Z_j} \overline{Z_i Z_j} \right] \times \left[\frac{1}{2} \sum_{i=1}^3 \frac{\partial^2 v}{\partial Z_i^2} \overline{Z_i^2} + \sum_{i \neq j}^3 \sum_{i \neq j}^3 \frac{\partial^2 v}{\partial Z_i \partial Z_j} \overline{Z_i Z_j} \right] \tag{6}$$

为了考察一维热膜探针多方位转动法的测量精度, 还将一维热膜探针测得的出口时均流量与风道内标定了的测速管所测流量相比较, 流量的测量误差为 12%。

3 一维热膜探针的方向敏感性

一维热膜风速仪对复杂的三维有回流流动测量过程中, 需确定式(1)~(3)中偏航系数 k 和俯仰系数 h 的取值。影响 k, h 数值的因素有气流流动方向 (偏航角 α 及俯仰角 θ) 和气流绝对冲刷速度 u_0 (u_0 为偏航角 α 及俯仰角 θ 均为 0° 时的标准风源出口风速)。

3.1 偏航系数 k 的测定

如图 2, 当保持俯仰角 $\theta = 0^\circ$, 气流速度矢量在

$r - \epsilon$ 平面内, 将探针绕 x 轴旋转, 变化偏航角 α , 测得有效冷却速度和气流绝对冲刷速度比值 u_{eff}/u_0 与 α 的关系如图 3。可见, 在较低风速 $u_0 = 8.8 \text{ m/s}$ 时, 偏航角 α 在 $0^\circ \sim 90^\circ$ 之间, u_{eff}/u_0 与 $\cos(\alpha)$ 曲线吻合和较好, k 值可取为零。在较高风速时, 偏航角 α 在 $0^\circ \sim 60^\circ$ 范围内 u_{eff}/u_0 亦与余弦线吻合和较好, k 值也取为零, 但当 α 在 $60^\circ \sim 90^\circ$ 之间时, 由于沿热丝轴线方向上速度的附加冷却作用的增强, u_{eff} 超过 $u_0 \cos \alpha$ 的数值, 因此在较高气流速度 ($u_0 > 8.8 \text{ m/s}, \alpha = 60^\circ \sim 90^\circ$) 下计算有效冷却速度时, 必须考虑气流沿热膜轴线方向冲刷引起的附加冷却作用, k 取值在 $0.02 \sim 0.22$ 之间, 平均值为 0.1 。

3.2 俯仰系数 h 的测定

当保持偏航角 $\alpha = 0^\circ$, 气流速度矢量在 $x - r$ 平面内, 将探针绕 ϵ 轴旋转, 可测得俯仰系数 h , 如图 4。可见当俯仰角 θ 在 $20^\circ \sim 90^\circ$ 范围内, h 值均在 1.0 以上, 并且随气流绝对冲刷速度 u_0 减小 h 值增大,

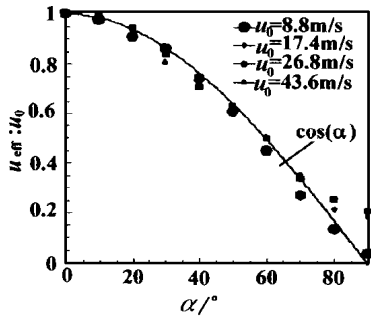


图 3 无因次有效冷却速度 u_{eff}/u_0 与偏航角 α 的关系

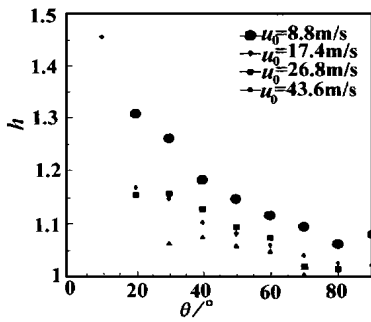


图 4 俯仰系数 h 与俯仰角 θ 的关系

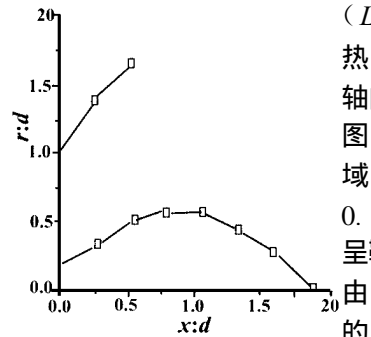


图 5 射流中心回流区结构和扩展角

且俯仰角越小 h 值越大。在风速 u_0 为 43.12 m/s 时, h 值随俯仰角减小增加渐趋平缓, 在 $\theta < 30^\circ$ 后 h 值有所下降。综合气流速度及俯仰角的影响测得俯仰系数 h 的平均值为 1.103。

4 利用一维热膜探针对旋流燃烧器出口流场的测量

4.1 时均速度的测量

利用飘带法得出射流扩展角和中心回流区范围如图 5, 回流区的无因次直径 (D_h/d) 为 1.08、无因次长度 (L_h/d) 为 2.01。一维热膜探针测得无因次轴向、切向时均速度如图 6。在燃烧器出口区域 ($x/d = 0.0 \sim 0.25$), 时均速度 \bar{u} 、 \bar{w} 呈鞍形分布, 在其中心由于燃烧器中心扩口的钝体作用和旋转射流的空气动力特性, \bar{u} 在轴线附近具有较强、稳定的反向速度, 形成

侧为强制涡、外侧为自由涡的“郎肯涡”结构, 中心回流区域内的切向速度较小, 在出口各股气流中二次风的流动起主导作用, 决定了整个旋转射流的流动特性。同时射流主流区与中心回流区域之间存在很大的速度梯度, 这是新型旋流燃烧器出口气流湍流脉动水平高、湍流混合能力强的主要原因。距离燃烧器喷口一定距离 ($x/d > 0.75$) 后切向速度的分布趋于平坦, 数值较小, 轴向流动逐渐成为射流的主要流动特性。

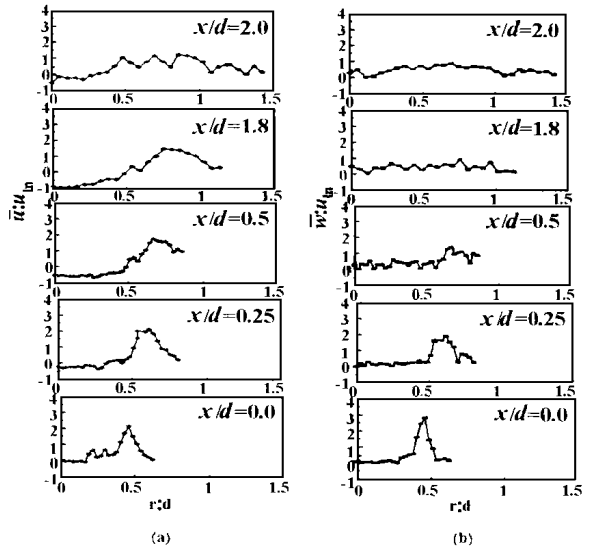


图 6 旋流燃烧器出口冷态流场轴向时均速度 (a) 和切向时均速度 (b) 的无因次分布, u_m —平均出口时均流速

4.2 湍流正应力和切应力的测量结果

无因次轴向和切向湍流正应力测量结果如图 7, 可见在强旋流场中湍流正应力分布呈较大非均匀性和各向异性。正应力在中心回流区内和射流的边界附近数值较小, 在回流区和二次风主流交界处具有径向最大值。在射流出口处 ($x/d = 0.0$) 轴向和切向正应力 $\overline{u'^2}$ 、 $\overline{w'^2}$ 并不大, 而在射流下游 ($x/d = 0.25 \sim 1.0$) 区域逐渐增加到很高的水平, 这是由于强旋流在此区域内存在反向流动的回流区, 时均速度 \bar{u} 、 \bar{v} 、 \bar{w} 轴向和径向梯度均较大, 大量的湍流能量在此区域产生, 使气流的湍流脉动强度加强。因此多股同轴环形旋转射流发展初期是湍流能量大量生成的阶段, 在射流出口区域正应力增大很快并迅速达到最大值, 湍流脉动强烈, 射流之间混合较强。径向浓淡旋流煤粉燃烧器使易着火的浓煤粉气流恰进入此区域, 大大提高了析出挥发份的燃烧反应速率和强度, 有利于提高煤粉颗粒的着火稳定性和燃尽率。在 $x/d = 1.0$ 以后, 由于湍流能量的输运和耗散作用, $\overline{u'^2}$ 、 $\overline{w'^2}$ 的径向分布逐渐平坦, 数值减小。无因次的湍流切应力分布如图 8, 切应力的数值在

旋流流场初期较正应力小,表明流动初期湍流切应力的产生速率和产生量较正应力要小得多,但其对旋转射流在径向和切向的湍流输运能力具有重要影响,特别是湍流切应力 $-\overline{uv}$ 对径向输运具有重要作用。 $-\overline{uv}$ 和 \overline{uw} 在回流区边界附近存在半径上的峰值,表明回流区内回流流体与主流流体之间具有较强的湍流输运强度,有利于煤粉气流与高温、具有大量活性反应基团的回流区内气体进行强烈的热质交换。湍流切应力在 $x/d > 1.0$ 后整个数值提高,其强度接近湍流正应力后期的强度,保证了各股气流在射流流动后期仍有较高湍流混合能力。

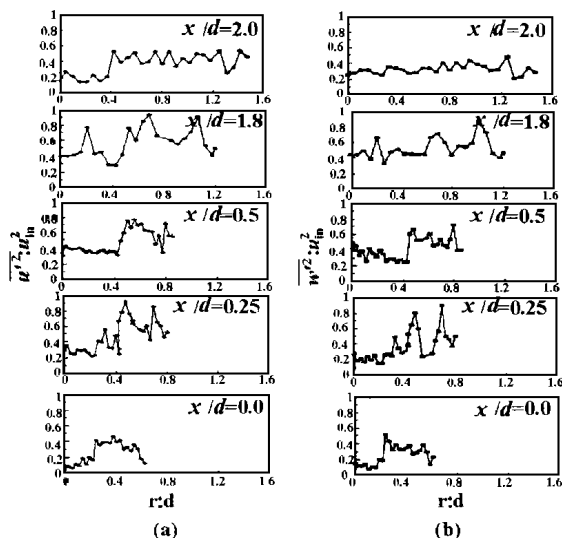


图7 轴向(a)和切向(b)湍流正应力的无因次分布

5 结论

由以上冷态试验结果,可得出以下结论:

(1) 一维热膜探针针对空间气流的冲刷具有方向敏感性,在较高气流速度下,偏航系数受气流绝对速度及偏航角的影响,测得偏航系数 $k = 0.2 \sim 0.22$,平均值为0.1。俯仰系数 h 随风速 u_0 和俯仰角的减小而增大,实测俯仰系数 h 的平均值为1.103。

(2) 对新型旋流燃烧器冷态流场的测量表明,合理的燃烧器喷口结构可在燃烧器出口形成较大并稳定的中心回流区,适当的回流区形状、尺寸和回流量,为内层浓煤粉气流的着火提供稳定的热源,是燃烧器具有较强的低负荷稳燃能力的重要原因。回流区和主流区之间较高的速度梯度,是出口处旋转射流具有较高湍流脉动强度和较强湍流输运能力的主要原因。

(3) 燃烧器出口气流湍流正应力和切应力测量结果表明,旋转射流在出口轴向距离 $x/d = 0.25 \sim$

1.0的中心回流区和二次风主流交界处的速度剪切层区域,具有较高的湍流脉动强度和很强的湍流输运能力,是煤粉气流着火有利区。气流流动后期湍流切应力水平较高,保证了各股气流后期的湍流混合程度。

致谢:试验过程中,山东工业大学内燃机教研室陆晨老师、李国祥老师在仪器设备的调试和使用方面给予了热情的帮助,山东工业大学热动教研室许夕仁、李京老师和石伟、徐晓城同学参加了部分试验工作,在此对以上各位老师和同学对试验工作的大力支持和帮助表示衷心感谢。

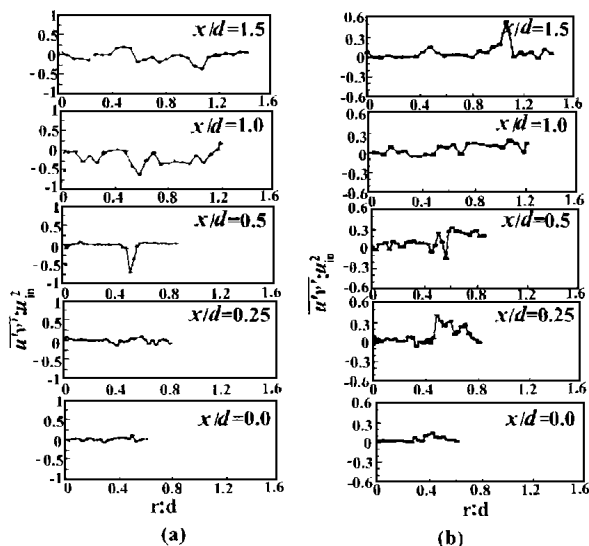


图8 湍流切应力 $-\overline{uv}$ (a)、 \overline{uw} (b)的无因次分布

参考文献

- [1] 韩才元. 高浓度煤粉燃烧理论和技术发展现状. 电站系统工程. 1993, 9(4): 40~45.
- [2] 何佩敷. 旋流燃烧器(一). 电站系统工程. 1988(1): 4~19.
- [3] 李争起等. 径向浓淡旋流煤粉燃烧器的工业性试验研究. 动力工程. 1998, 18(4): 63~67.
- [4] 马春元等. 径向浓淡旋流煤粉燃烧器的冷态试验研究. 动力工程. 1997, 17(1): 10~15.
- [5] 李京. 径向浓淡旋流煤粉燃烧器空气动力特性实验研究:[硕士学位论文], 哈尔滨工业大学动力系, 1996, 3.
- [6] Eric Nelson. Hot wire and hot film anemometer. Sensors, 1984 (9): 17~21.
- [7] 盛森芝等. 流速测量技术. 北京: 北京大学出版社, 1987.
- [8] 孙锐等. 径向浓淡旋流煤粉燃烧器喷口结构的优化及其混合特性的试验研究. 电站系统工程. 1998, 14(6): 15~17, 22.
- [9] 郑楚光等. 测量三维流场及温度场的双热线多方位转动法. 空气动力学学报. 1993, 11(1): 1~8.
- [10] Janjua S I, et al. Turbulence measurements in confined jets using a rotating single-wire probe technique. AIAA J., 1983, 21: 1609~1610.
- [11] Jorgensen F E. The computer-controlled constant-temperature anemometer. Meas. Sci. Technol., 1996, 7: 1378~1387.

(何静芳 编辑)

ent will be beneficial for decreasing transverse flow losses. The analysis of vorticity isolines shows that the horse-shoe vortex and passage vortex measure and strength in the positively-curved blades have been found to be smaller than those in the straight blades. Furthermore, from the distribution picture of energy loss factors one can see that the use of positively-curved blades can bring about a decrease in energy loss of a cascade inner-flow field.

Key words: positively-curved blade, energy loss, secondary flow

基于过程系统工程理论的热力系统性能模拟 = **Thermal System Performance Simulation Based on a Process System Engineering Theory** [刊, 汉] / Ding Yanjun, Wang Peihong, Lu Zhengzhong, et al (Southeastern University) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2000, 15(2). — 153 ~ 155

Based on the introduction of a process system engineering (PSE) theory this paper sets up a process unitary model and a system model for a power plant steam turbine thermodynamic system through the use of a sequential-module method of the PSE theory. A performance simulation has been conducted using a loop fracture and convergence algorithm, and the accuracy of the above-cited model verified. Finally, analyzed and discussed is the feasibility and importance of applying PSE theory for the power plant performance simulation, analysis, optimization and diagnosis. **Key words:** process system engineering, sequential-module method, thermodynamic system, performance simulation

浅析《统一建筑法规》地震荷载的计算与应用 = **A Preliminary Analysis of Seismic Load Calculation on the Basis of “Uniform Building Code of 1997” and its Practical Use** [刊, 汉] / Wang Jianhua, Yue Xue, Zhou Chengli (Harbin Boiler Co. Ltd.) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2000, 15(2). — 156 ~ 159

This paper describes a seismic load calculation method as set forth in “Uniform Building Code of 1997”. The selection of various factors in the seismic load calculation is discussed and practical engineering-calculation examples given. **Key words:** seismic-proof design, basic seismic design, sole shear

过热器管束断裂分析 = **Superheater Tube-Bank Fracture Analysis** [刊, 汉] Li Ming, Wang Yanbin (Harbin No.703 Research Institute) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2000, 15(2). — 160 ~ 161

With the help of a finite-element method a thermal stress calculation and analysis was performed of a heat recovery boiler superheater tube-bank and an outer tube network system. It is noted that during a boiler start-up the superheater tube-bank is subjected to a most unfavorable load-bearing condition. Moreover, the layout rigidity of the outer tube network can influence the service life and safe operation of the superheater tube bank. **Key words:** superheater, thermal stress, outer tube network, rigidity

锅炉一次风通过节流孔板时的数值模拟 = **Numerical Simulation of a Boiler Primary-Air Flow through a Throttle Orifice-plate** [刊, 汉] / Pan Weiguo, Shen Feng, Zheng Puyan, et al (Shanghai Electric Power Institute) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2000, 15(2). — 162 ~ 164

A numerical simulation was conducted of the air and pulverized-coal multi-phase flow pattern after an adjustable throttle orifice-plate was installed in the pulverized-coal horizontal feed-pipe of a boiler combustion system. It has been found through the above-mentioned simulation that an effective numerical simulation method consists in the following: a gas-phase turbulent flow model is first described by the use of a $K-\epsilon$ dual-equation model and with the help of SIMPLE algorithm the gas-phase speed field can be calculated. Then, a FSRT model and Lagrange method are employed to calculate the particle field characteristics. **Key words:** gas-solid multiple-phase flow, numerical simulation

利用一维热膜探针对旋流燃烧器出口冷态旋流流场的测量 = **Measurements of Cold-state Rotating Flow**