

常温空气无焰燃烧中 CO 生成的研究

邢献军, 林其钊

(中国科学技术大学 热科学与能源工程系, 安徽 合肥 230026)

摘 要: 研究了常温空气无焰燃烧中 CO 的生成规律。常温空气无焰燃烧在整个炉膛内同时发生弥散燃烧反应, 炉膛内燃烧气混合均匀, 燃烧反应稳定, 因而 CO 的生成量低。实验研究和计算分析表明: CO 主要生成在离燃烧器喷口约 600~3 000 mm、 $\phi 400$ mm 的柱状空间内, 在柱状空间外的其它区域, 燃烧充分, CO 几乎为零。过量空气系数与容积热负荷对烟气中 CO 生成量的影响不大。与传统的有焰燃烧和近代的高温空气无焰燃烧相比, 常温空气无焰燃烧中 CO 生成低, 且排放稳定。

关键词: 常温空气无焰燃烧; CO 生成; 实验研究

中图分类号: TK16 文献标识码: A

1 概 述

高温空气燃烧是一种新的燃烧技术^[1-3], 它具有温度分布均匀、热效率高、NO_x 和 CO 等污染物排放低等优点。由于这种燃烧方式需要将空气预热到 1 073 K 以上, 又无可见的火焰前沿, 通常称为高温空气无焰燃烧或无焰燃烧。

利用专门的燃烧器, 在试验炉中燃烧天然气, 不预热空气, 实现了稳定的常温空气下的无焰燃烧反应。同高温空气无焰燃烧一样, 常温空气无焰燃烧也具有无可见火焰、温度场均匀且波动幅度小、NO_x

和 CO 排放低和燃烧效率高等特点。本文在实现常温空气无焰燃烧反应的条件下, 对不同工况燃烧反应过程中 CO 的生成进行了实验研究。

2 实 验

实验装置结构如图 1 所示。由一个特别设计的 2.0 MW 同轴射流燃烧器和一个几何尺寸为 W 1 000 mm \times H 1 000 mm \times L 3 000 mm 的炉膛组成。

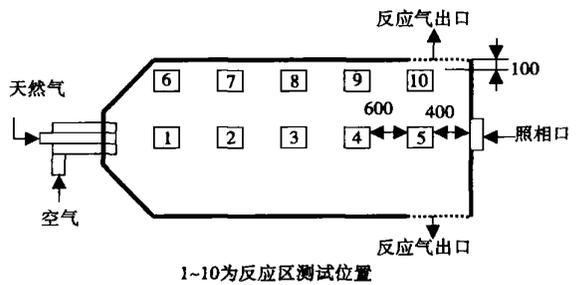


图 1 燃烧实验装置(mm)

用热值为 35.8 MJ/m³ 的天然气为燃料, 其主要成份如表 1 所示, 实验测试仪器见表 2。

表 1 天然气成份

甲烷	乙烷	丙烷	异丁烷	正丁烷	新戊烷	异戊烷	正戊烷	碳	硫化氢	氧	氮	一氧化碳	二氧化碳	氢
含量/%	96.21	1.62	0.31	0.05	0.06	0.01	0.01	0.01	0.5 \times 10 ⁻⁶	0.02	1.19	0.50	未检出	未检出

表 2 实验测试仪器

测试参数	仪器型号	精度	工作范围
天然气流量	LWQZ-III-200A 型气体智能流量计	1.5 级	$G = 20 \sim 1\,000 \text{ m}^3/\text{h}$, $t = -30 \sim 80 \text{ }^\circ\text{C}$
空气流量	LFQX-100 型气体智能流量计	1.5 级	$G = 50 \sim 3\,000 \text{ m}^3/\text{h}$, $t = -30 \sim 80 \text{ }^\circ\text{C}$
温度	铂铑 30-铂铑 6 热电偶	$\pm 2\text{K}$	$t = 0 \sim 2\,000 \text{ }^\circ\text{C}$
烟气成份	KANE-MAY KM9106 QUINTOX 气体分析仪	O_2 : 0.1%	NO_x , CO , CO_2 , O_2 , C_xH_y
		CO : 1×10^{-6}	
		NO_x : 5×10^{-6}	
		C_xH_y : 5×10^{-6}	

收稿日期: 2006-03-08; 修订日期: 2006-06-13

作者简介: 邢献军(1964-)男, 安徽合肥人, 中国科学技术大学博士研究生。

将常温空气和天然气按照扩散燃烧的方式, 分别从燃烧器出口送入炉膛。测温位置如图 1 所示, 其中 1 号~5 号放于炉膛水平面中心位置, 6 号~10 号放于中心水平面离炉壁 100 mm 位置。直接在炉膛出口处连续测试烟气成份中的 CO。

在启动过程或热负荷小于 0.4 MW 时, 炉膛温度较低, 炉膛燃烧为传统的有焰燃烧方式; 天然气流量 G 大于 $50 \text{ m}^3/\text{h}$ 时, 火焰前沿开始缩短, 当 G 增大到约 $80 \text{ m}^3/\text{h}$ 时, 火焰前沿慢慢淡化; 当 G 达到 $100 \text{ m}^3/\text{h}$ 时, 火焰消失, 炉膛内透明, 形成了看不见火焰的无焰燃烧, 图 2 是从燃烧器对面拍摄的炉膛内的燃烧照片。

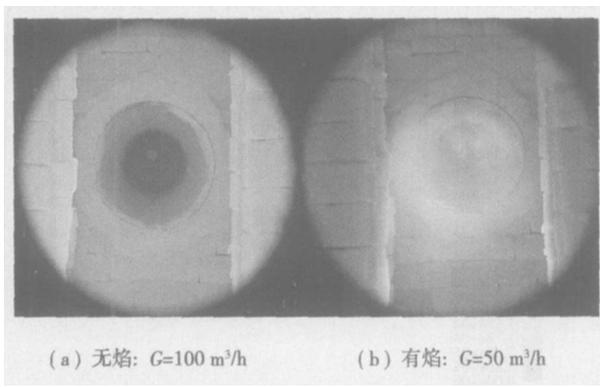


图 2 天然气燃烧实验图

不同工况燃烧反应实验见表 3。

表 3 不同工况燃烧反应实验

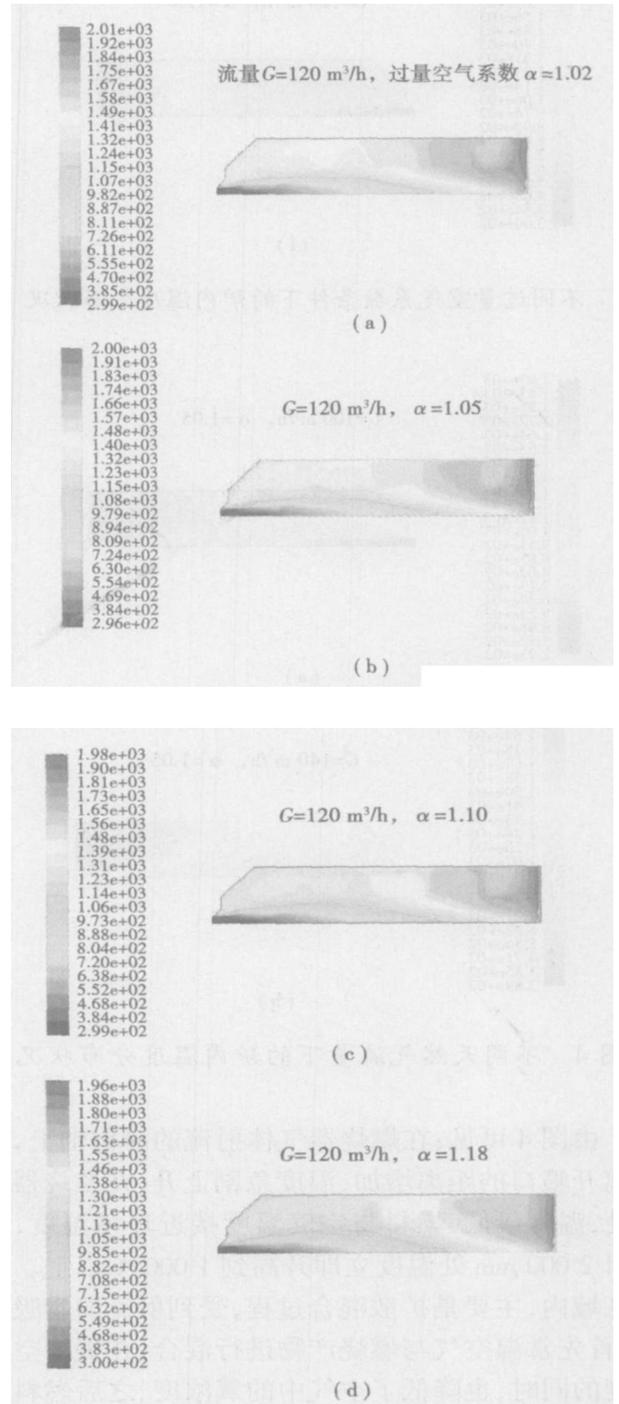
天然气流量 G	过量空气系数 α					
$100 \text{ m}^3/\text{h}$	1.02	1.05	1.10	1.18	1.24	1.30
$120 \text{ m}^3/\text{h}$	1.02	1.05	1.10	1.18	1.24	1.30
$140 \text{ m}^3/\text{h}$	1.02	1.05	1.10	1.18	1.24	1.30
$160 \text{ m}^3/\text{h}$	1.02	1.05	1.10	1.18	1.24	1.30

3 计算分析

使用 Fluent 商业软件进行模拟计算^[6-8]。在计算过程中, 采用 Simple 算法, 选择 PDF 方法, 准雷诺应力粘性模型, Discrete Transfer [DTRM] 辐射模型。

图 3 计算显示: 过量空气系数 $\alpha=1.02$ 时, 炉内平均温度最高, 且在炉膛后端中心部位出现最高温度, 为 2 010 K, 此温度均高于其它过量空气系数下炉膛内同部位的温度。过量空气系数在 1.02 以上时, 燃烧所释放出来的能量需要加热过量的空气, 因而, 炉内温度随过量空气系数的增加而下降。根据计算, 图 3 炉内的平均温度分别约为 1 580 K、1 540

K、1 480 K、1 400 K、1 340 K 和 1 290 K, 这一结果与实测的数据变化趋势是一致的。根据整个炉膛的温度场分布可以看出: 随着过量空气系数的增加, 炉内的最高温度和平均温度均降低, 但在燃烧器射流对称轴上 $\phi 300 \text{ mm} \times 2 000 \text{ mm}$ 柱状空间以外的空间区域, 在每一过量空气系数下, 炉内的温度场分布均匀, 温差不大, 燃烧稳定, 说明当 $\alpha=1.30$ 时, 炉内也能形成稳定的常温空气无焰燃烧。过量空气系数影响炉内的最高温度和平均温度。



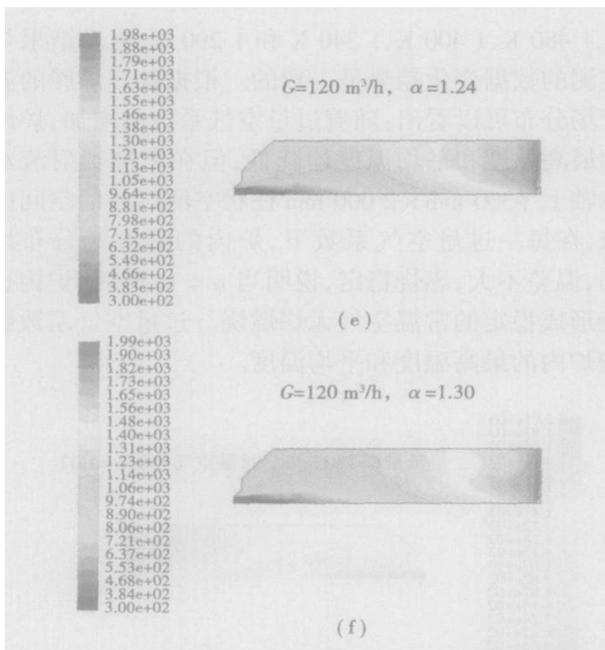


图 3 不同过量空气系数条件下的炉内温度分布状况

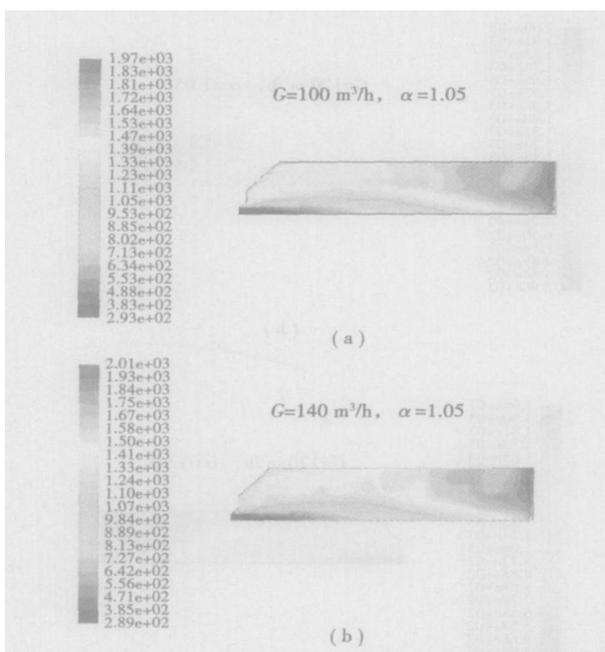


图 4 不同天然气流量下的炉内温度分布状况

由图 4 可见:在燃烧器气体射流的对称轴上,随着离开喷口的距离增加,温度急剧上升,在燃烧器喷口处,温度最低,燃料与空气温度接近环境温度,离喷口 2 000 mm 处温度立即升高到 1 000 °C 以上。在此区域内,主要是扩散混合过程,受到射流的卷吸作用,首先常温空气与燃烧产物进行混合,在提高空气温度的同时,也降低了空气中的氧浓度,之后燃料再与高温低氧的氧化剂混合,边混合、边进行燃烧反

应,形成弥散的无焰燃烧。在燃烧器射流对称轴上,温度较低,反应强度较低,在 $\phi 300 \times 2\,000$ mm 柱状空间以外,温度均在 1 000 °C 以上,且温差相差不大,说明在柱状空间外燃烧反应强度基本相同。最高温度出现在燃烧器对面的炉膛后部,同时 OH 浓度达到最高(见图 5)^[11]。在同一横截面上,越靠近炉膛边缘,温度越高。根据整个炉膛的温度场分布可以看出:燃烧反应同时在整个炉膛内进行,燃气与空气在柱状空间内充分混合后,由回流将可燃混合气运输到整个炉膛,从而产生弥散燃烧反应。比较图 4 还可以看出,随着天然气流量的增大,后者炉膛内大部分区域的温度比前者炉膛内相应点的温度平均要高,说明燃料的增加使炉膛内的容积热负荷增加。

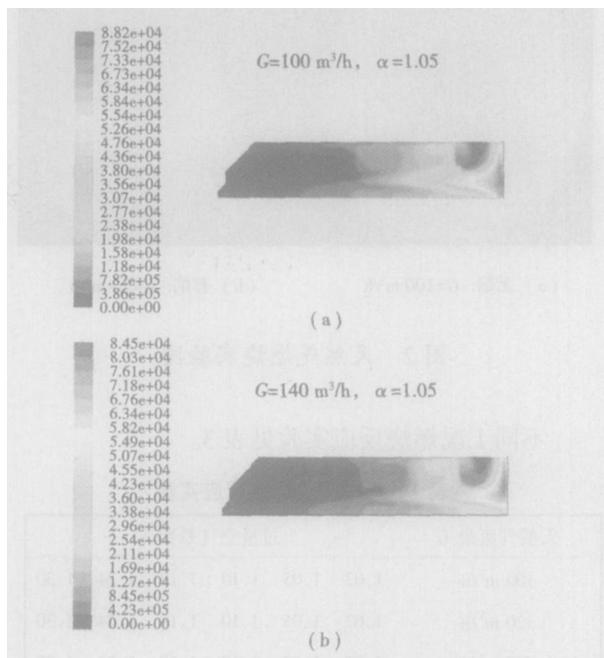


图 5 不同天然气流量下的炉内 OH 浓度分布状况

图 6 是炉内 O₂ 浓度分布状况。靠燃烧器喷口处,O₂ 质量分数最高,离燃烧器喷口越远,O₂ 质量分数越低。图 6(a)显示:在炉膛中心轴线上,离燃烧器喷口约 2 000 mm 处,O₂ 质量分数大约为 9%,在燃烧器前 $\phi 300 \times 2\,000$ mm 柱状空间内,O₂ 质量分数由喷口处的 23.3%到 1 800 mm 处降为 9%,说明在燃烧器前的柱状空间内,燃烧产物与空气发生剧烈混合;在此柱状空间外的更宽广的区域,O₂ 质量分数为 4%~9%,在反应器出口处达到最低点。炉膛后部靠出口的拐角处,O₂ 质量分数为 1.5%~2.8%,其它大部分区域为 2.7%~8.5%。图 6(b)

显示: 在燃烧器前 $\phi 300 \times 2\ 100\ \text{mm}$ 柱状空间内, O_2 质量分数由喷口处的 23.3% 到 2 100 mm 处降为 11%, 在柱状空间外离燃烧器喷口约 700 ~ 1 400 mm 一个圆柱范围内, O_2 质量分数约为 14%, 说明空气过量后, O_2 扩散慢, 在炉膛前中部形成一个相对高的氧浓度区; 在炉膛前部到 2 100 mm 处的其它区域, O_2 质量分数均约为 10%; 炉膛后部 O_2 质量分数在 1.5% ~ 10% 之间, 出口中心处最低约 1.5%, 边缘区域在 3% ~ 9% 之间, 过量的氧从出口排出。其它空气过量系数下, $\alpha = 1.02$ 和 1.10 时, 炉膛内 O_2 质量分数的分布与图 6(a) 相似; $\alpha = 1.18$ 和 1.30 时, 炉膛内 O_2 质量分数的分布与图 6(b) 相似; 只是空气过量系数越大, 对应点的 O_2 质量分数相应增大。总体来说, 离燃烧器喷口越远, 离炉壁越近处, O_2 质量分数越小, 说明在柱状空间外的其它区域, 发生的均是高温低氧的无焰燃烧反应^[3,9]; 随着 O_2 质量分数降低, 燃烧进行的比较充分, 同时温度升高; 当 O_2 耗尽或过量时, 因不能继续进行燃烧反应, 温度反而降低。

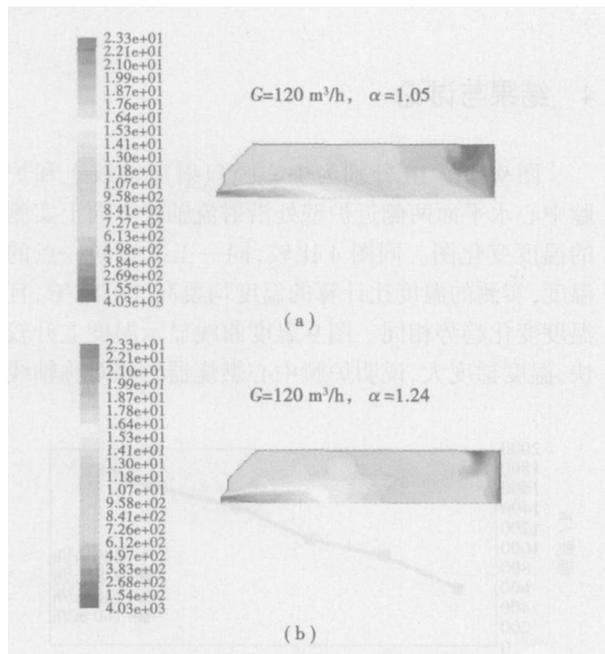
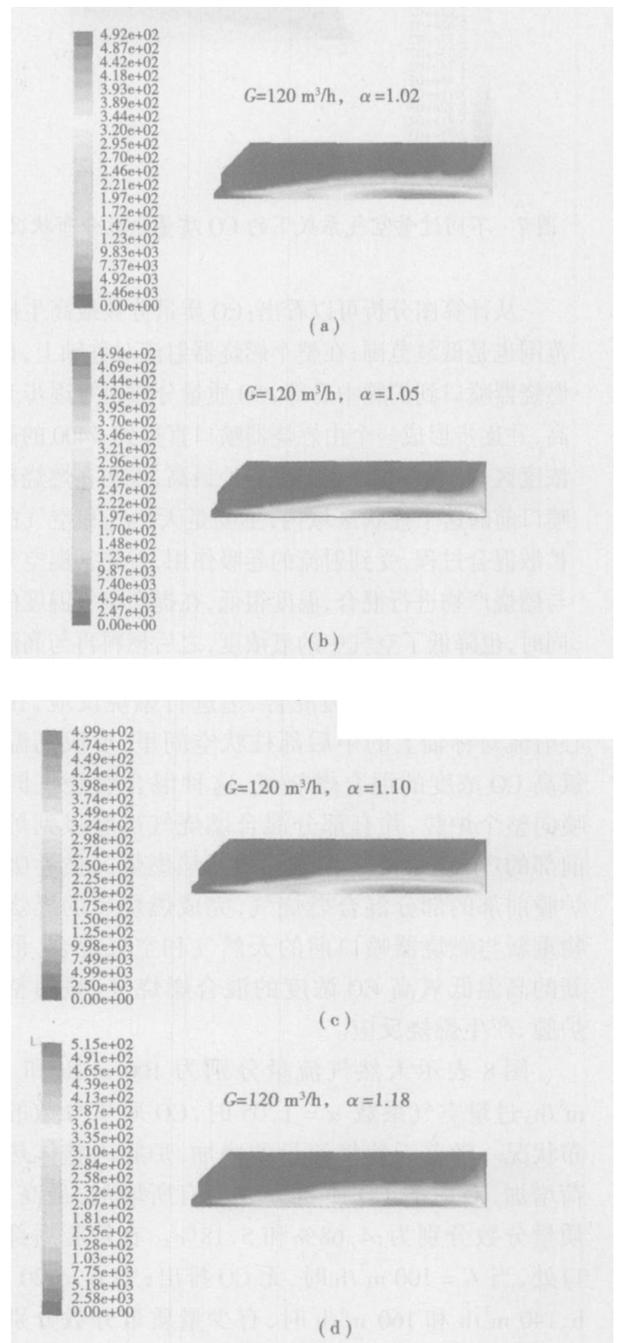


图 6 炉内 O_2 质量分数分布状况

图 7 表示 $G = 120\ \text{m}^3/\text{h}$ 在不同过量空气系数下, 炉内的 CO 质量分数分布状况。在燃烧器射流对称轴上, 离喷口 100 mm 处, CO 开始生成, 质量分数约为 2.5%, 到 600 mm 处 CO 质量分数达到 2%; 在离燃烧器喷口 1 600 ~ 3 000 mm 范围, CO 质量分数超过 4.0%, 并出现最高值, 最高值出现在 1 900 ~

2 700 mm 之间。随着过量空气系数的增大, CO 最高质量分数从 $\alpha = 1.05$ 的 4.92% 到 $\alpha = 1.30$ 升高到 5.57%, 过量空气系数越大, 在燃烧器射流对称轴上, 天然气的氧化速度越快; 炉膛内 CO 主要产生在离燃烧器喷口约 600 ~ 3 000 mm、 $\phi 400\ \text{mm}$ 的柱状空间内, 在柱状空间外的其它区域, CO 几乎为零; 在炉膛后部出口处, 当 α 小于 1.05 时, 有少量质量分数小于 2.5% 的 CO 排出, 其它燃烧状况下, 均无 CO 排出, 空气过量越多, 燃烧越充分。在常温空气无焰燃烧条件下, CO 的生成量很小, 受过量空气系数影响不大。



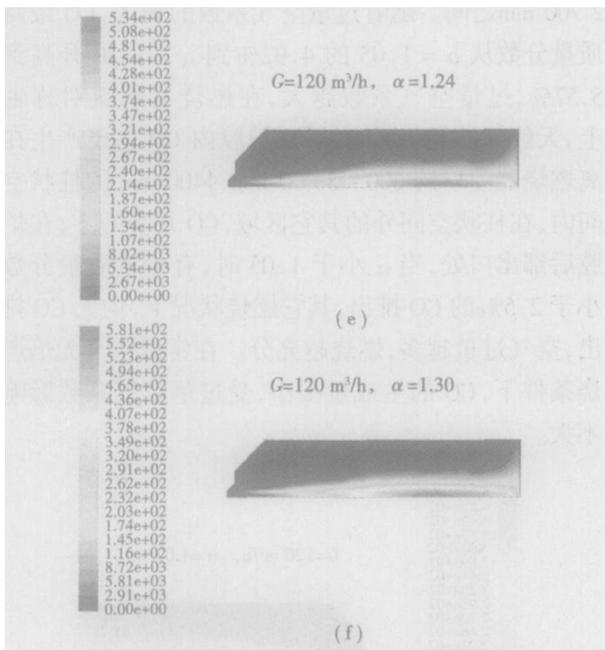


图 7 不同过量空气系数下的 CO 质量分数分布状况

从计算图分析可以看出: CO 质量分数最高生成范围也是低氧范围;在整个燃烧器射流对称轴上,自燃烧器喷口到炉膛中后部,CO 质量分数由零逐步升高,并逐步形成一个由燃烧器喷口直径到 $\phi 400$ 的高浓度区,而不是在燃烧器喷口处最高,说明在燃烧器喷口前的这个柱状区域内,主要是天然气和空气的扩散混合过程,受到射流的卷吸作用,首先常温空气与燃烧产物进行混合,温度很低,在提高空气温度的同时,也降低了空气中的氧浓度,之后燃料再与高温低氧的氧化剂混合,边混合、边进行燃烧反应,在中心射流对称轴上的中后部柱状空间里,形成高温低氧高 CO 浓度的混合燃烧气,这种混合燃烧气同时喷向整个炉膛,并有部分混合燃烧气被卷吸到炉膛前部的广大空间,形成弥散的无焰燃烧。被卷吸到炉膛前部的部分混合燃烧气,完成燃烧后的燃烧产物重新与燃烧器喷口前的天然气和空气混合,形成新的高温低氧高 CO 浓度的混合燃烧气,喷向整个炉膛,产生燃烧反应。

图 8 表示天然气流量分别为 $100 \text{ m}^3/\text{h}$ 和 $140 \text{ m}^3/\text{h}$, 过量空气系数 $\alpha = 1.05$ 时, CO 质量分数的分布状况。随着天然气流量的增加,炉膛内整体热负荷增加,对应的 CO 质量分数均有所增加,最高 CO 质量分数分别为: 4.68% 和 5.18%。在炉膛后部出口处,当 $G = 100 \text{ m}^3/\text{h}$ 时,无 CO 排出;当 $G = 120 \text{ m}^3/\text{h}$ 、 $140 \text{ m}^3/\text{h}$ 和 $160 \text{ m}^3/\text{h}$ 时,有少量质量分数分别小于 2.47%、2.60% 和 2.71% 的 CO 排出,但总体变化

不大。可见,在常温空气无焰燃烧条件下,CO 的生成量受天然气流量的影响不大。

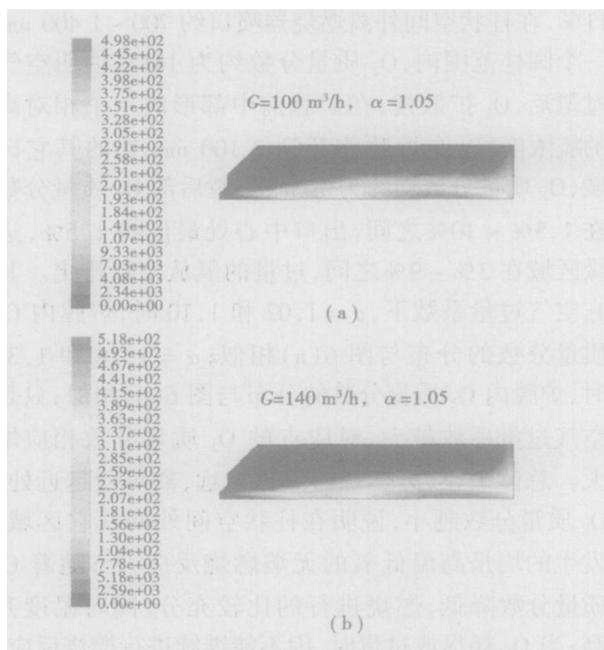


图 8 不同天然气流量下的炉内 CO 分布状况

4 结果与讨论

图 9 和图 10 分别为中心喷口射流轴线上和炉膛中心水平面两侧近炉壁处沿射流轴线方向上实测的温度变化图。同图 4 比较,同一工况下同一点的温度,实测的温度比计算的温度均要高 $5 \sim 20 \text{ }^\circ\text{C}$,且温度变化趋势相同。图 9 温度曲线显示温度上升较快,温度梯度大,说明炉膛中心燃烧器射流对称轴线

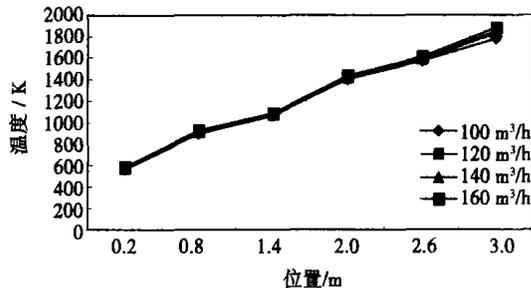


图 9 中心喷口射流轴线方向上的温度变化($\alpha = 1.05$)

上混合扩散过程剧烈;图 10 的温度曲线比较平缓,温度梯度小,说明炉膛四周的温度比较均匀,燃烧强度低,也就是说,形成无焰燃烧后,炉膛四周温度场

是均匀的, 燃烧稳定, 这与高温空气无焰燃烧特性是一致的^[1,4-5]; 因炉膛后墙绝热, 则在炉膛后部有很小的高温区, 温度梯度大。与高温空气无焰燃烧特性不同的是, 燃烧器喷口射流对称轴线上温度较低。随着天然气流量的增大, 实测的各点温度均有所上升, 说明燃料的增加使炉膛的容积热负荷增加。

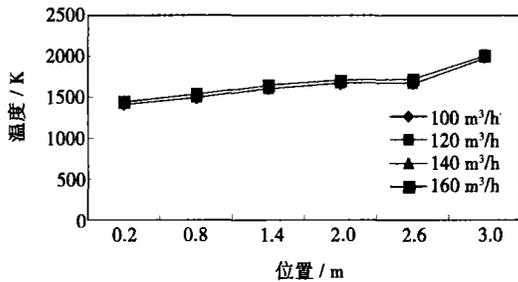


图 10 中心水平面两侧近炉壁处沿射流轴线方向上的温度变化($\alpha=1.05$)

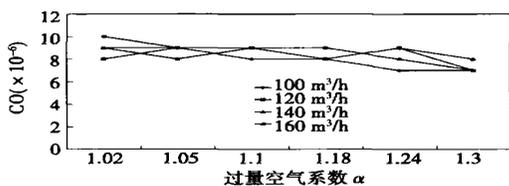


图 11 天然气流量和过量空气系数与 CO 排放量的关系

图 11 表示实测的天然气流量和过量空气系数与 CO 排放量的关系。随着过量空气系数的增大, CO 的浓度减小, 但变化不大; 随着天然气流量的增大, CO 的浓度略有增大, 但增幅很小。总体来说, 过量空气系数和天然气流量的变化, 对 CO 生成量的影响不大。对于不同的天然气流量和过量空气系数, 烟气中 CO 的最大浓度为 10×10^{-6} , 最小浓度为 7×10^{-6} 。也就是说, 在常温空气条件下实现无焰燃烧, 燃烧充分, CO 的生成量变化不大。这是因为常温空气无焰燃烧是在整个炉膛内实现的弥散燃烧, 燃烧气混合均匀, 燃烧反应稳定。与传统的有焰燃烧和近代的高温空气无焰燃烧相比, 在燃烧器射流对称轴上, 常温空气无焰燃烧主要是燃气与氧化剂的混合, 燃烧反应弱, 温度低, 在整个炉膛内同时产生弥散燃烧反应; 而传统的有焰燃烧和高温空气无焰燃烧在燃烧器前则发生燃烧反应, 反应强度高, 温度高, 且燃气与氧化剂混合不均匀, 因而炉膛内的燃

烧反应不均匀, CO 排放浓度要高于常温空气无焰燃烧。从图 10 可以看出: 常温空气无焰燃烧产生均匀的温度场, 说明燃烧反应均匀, 燃烧效率高, CO 生成量低, 这是由其特定的燃烧机理决定的^[9-10]。

5 结 论

(1) 常温空气无焰燃烧反应在整个炉膛内同时进行, 发生弥散燃烧, 炉膛内燃烧气混合均匀, 燃烧反应稳定, 因而 CO 的生成量低。

(2) 常温空气无焰燃烧, CO 主要生成在离燃烧器喷口约 600 ~ 3 000 mm、 $\phi 400$ mm 的柱状空间内, 在柱状空间外的其它区域, 燃烧充分, CO 几乎为零。

(3) 过量空气系数与容积热负荷对烟气中 CO 生成量的影响不大。

(4) 同传统的有焰燃烧和近代的高温空气无焰燃烧相比, 常温空气无焰燃烧中 CO 生成量低, 且排放稳定。

参考文献:

- [1] KATSUKI M, HASEGAWA T. The science and technology of combustion in highly preheated air [J]. *Proc Combust Inst*, 1998, 27: 3135-3146.
- [2] NIIOKA T. Proceedings of the fifth ASME/JSME joint thermal engineering conference [R]. San Diego, CA, 1999.
- [3] PRESSING T, PETERS N, WUENNING J G. Laseroptical investigation of highly preheated combustion with strong exhaust gas recirculation [J]. *Proc Combust Inst* 1998, 27: 3197-3204.
- [4] CAVALIERE A, JOANNON M DE. Mild combustion prog [J]. *Energy and Combust Sci* 2004 30: 329-366.
- [5] MILANI A, SAPONARO A. Diluted combustion technologies [J]. *IFRF Combustion Journal*, 2001(1): 1-32.
- [6] 王力军, 蔡九菊. 高温空气燃烧炉内湍流混合特性的数值研究 [J]. *计算物理*, 2004, 21(3): 357-361.
- [7] 朱 彤. 低热值煤气高温空气燃烧数值模拟 [J]. *同济大学学报* 2002, 30(8): 932-937.
- [8] 杜 军, 饶文涛, 朱 彤. CFD 在蓄热式烧嘴设计上的应用 [J]. *工业加热*, 2002(3): 29-31.
- [9] ALESSANDRO CAVIGIOLLO, MAURO A G GALBIATI, RENATO ROTA, et al. Mild combustion in a laboratory-scale apparatus [J]. *Combustion Science and Technology*, 2003, 175: 1347-1367.
- [10] 岑可法, 姚 强. 高等燃烧学 [M]. 杭州: 浙江大学出版社, 2002.
- [11] WUNNING J G. Flameless combustion in the thermal process technology [A]. *Second International Seminar on High Temperature Combustion in Stockholm Sweden* [C]. Stockholm: Second International Seminar on High Temperature Combustion in Stockholm-Sweden, 2000.

(渠源 编辑)

for Thermal Energy & Power. — 2006, 21(6). — 598 ~ 602

To study the change in configuration of oil droplets and their heat exchange with high-temperature wall surfaces when film boiling occurs as a result of spray-mist oil beam impinging on the high-temperature wall surfaces, the authors have improved an impingement model featuring oil droplet impingement on hot wall surfaces. The wall-impingement heat exchange model has been derived from an empirical model of relevant experiments. After Kiva-3V program has been combined with this wall-impingement and heat exchange model, a numerical calculation was conducted of the spray-mist oil beam perpendicularly impinging on the high-temperature wall surfaces. The calculation results show that the above model could successfully simulate the impingement process between the oil mist and the high-temperature wall surfaces. To verify the rationality of a numerical model, a corresponding numerical calculation was performed under the experimental conditions given in relevant literature. The calculation results are in good agreement with the experimental ones. **Key words:** spray mist oil beam, film boiling, fracture, impingement model, heat exchange model

用渐近分析法研究蜂窝蓄热体温度分布 = A Study of Temperature Distribution in a Honeycomb Heat Accumulator by Using an Asymptotic Analysis Method [刊, 汉] / AI Yuan-fang, MEI Chi, HUANG Guo-dong, et al (College of Energy Science and Engineering under the Central South University, Changsha, China, Post Code: 410083) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2006, 21(6). — 603 ~ 607

A new perturbation-analysis method is proposed to find a solution to a non-steady heat transfer problem concerning a counter-flow type of honeycomb heat-accumulation based heat exchanger. A gas-solid two-phase heat transfer model has been established based on a thin-wall assumption. A non-dimensional heat-transfer partial differential equation taking into account axial solid heat-conduction along channels has been derived. As the coefficient of the heat conduction term of the heat transfer equation is a small parameter, the perturbation method is adopted to find a solution. After a Laplace transformation, a first-order asymptotic solution to the gas-solid temperature distribution during the weak heat conduction of the heat exchanger was attained by using a multi-dimensional method. The perturbation analysis of the temperature distribution in the heat accumulator coincides with the results of experiments and finite difference calculations. The foregoing has demonstrated that by using the perturbation semi-analytic method it is feasible to enhance the efficiency, cost-effectiveness and accuracy of the heat transfer research for a heat-accumulation type heat exchanger. **Key words:** honeycomb heat accumulator, temperature distribution, asymptotic analytic method

隔代强制进化遗传算法在换热网络优化中应用 = The Application of Atavistic Forced-evolution Genetic Algorithms in the Optimization of Heat Exchange Networks [刊, 汉] / ZHANG Qin, CUI Guo-min, ZHANG Lei-lei, et al (Thermodynamic Engineering Research Institute under the Shanghai University of Science and Technology, Shanghai, China, Post Code: 200093) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2006, 21(6). — 608 ~ 611

Based on graded superstructures, the authors have studied the synthetic optimization of heat exchange networks. Through an improvement of the genetic algorithm, presented is an atavistic forced-evolution genetic algorithm for a heat exchange network. By using this method, a specific heat-exchange network is subject to a synthetic optimization. The results of the optimization show that the forced-evolution genetic algorithm can avoid a localized minimum point phenomenon caused by a premature convergence, making it possible to effectively enhance the searching quality and efficiency. The use of a forced-evolution genetic algorithm to synthesize the heat exchange network can result in a network structure possessing a good comprehensive performance. **Key words:** heat exchange network, forced evolution, genetic algorithm

常温空气无焰燃烧中 CO 生成的研究 = An Investigation of CO Generation during Flameless Combustion of Normal-temperature Air [刊, 汉] / XING Xian-jun, LIN Qi-zhao (Thermal Sciences and Energy Engineering Department, Chinese National University of Sciences and Technology, Hefei, China, Post Code: 230026) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2006, 21(6). — 612 ~ 617

Investigated is the law governing CO generation during the flameless combustion of normal-temperature air. The above-

mentioned combustion can be accompanied by a dispersion combustion reaction in the furnace as a whole. As the combustion gases can be blended in the furnace uniformly and the combustion reaction is stable, a low quantity of CO is produced. An experimental study as well as calculations and analyses indicate that CO is mainly generated in a cylindrical space of $\phi 400$ mm about 600 mm ~ 3000 mm away from the burner spray nozzle. In other areas outside the cylindrical space, the combustion proceeds fully and almost no CO is produced. Excess air factor and volumetric heat release rate have little effect on the generation quantity of CO in flue gases. Compared with traditional flame combustion and present-day high-temperature air flameless combustion, the flameless combustion of normal-temperature air features a low CO generation quantity and stable emissions. **Key words:** flameless combustion of normal-temperature air, CO generation, experimental study

TGA 基点漂移量的测试与分析 = **Measuring-testing and Analysis of TGA Base-point Drift Magnitude** [刊, 汉] / YU Na, FU Pei-fang, ZHOU Huai-dun (National Key Laboratory on Coal Combustion under the Central China University of Science and Technology, Wuhan, China, Post Code: 430074) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2006, 21 (6). — 618 ~ 622

The base-point drift magnitude pertains to the same order of magnitude as the low-temperature oxygen absorption quantity of coal and can seriously affect the accuracy of experimental results. It has been found during experiments that the base-point drift magnitude of a high-precision STA 409C thermogravimetric analyzer could reach 3% to 7% with its absolute value being 0.2 to 0.5 mg. Through a theoretical calculation and the use of TGA blank experiment method, the main factors affecting STA 409C base-point drift magnitude are identified as the temperature-rise caused buoyancy increment assuming the same direction as gravity, the lifting forces of streaming and a viscid tractive force sparked by an upward gas flow. To choose an appropriate gas flow rate, slow down the speed of temperature rise, change the constituent of gases inside the furnace to decrease density and enhance the emission and absorption capacity of gases can all contribute to decreasing the base-point drift magnitude. When the base-point drift magnitude reaches 7%, the deviation of activation energy will be 0.28%. **Key words:** TGA (thermogravimetric analyzer), base-point drift, variation in buoyancy, variation in lifting forces

对用烃类和氨为还原剂的脱硝技术的计算分析 = **Calculation and Analysis of Denitration Technology with Hydrocarbons and Ammonia Serving as a Reducing Agent** [刊, 汉] / ZHANG Yan-wen, CAI Ning-sheng (Education Ministry Key Laboratory on Thermal Sciences and Power Engineering under the Tsinghua University, Beijing, China, Post Code: 100084) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2006, 21 (6). — 623 ~ 627

Through the adoption of a plug flow reactor in Chemkin 4.0 software package and chemical dynamic models established by Miller (1989) and others, a simulation calculation and contrast analysis have been conducted of the principle of reburning, advanced reburning, SNCR (selective non-catalytic reduction) and hydrocarbon-added SNCR reactions. In this connection, the effect of different reaction temperatures, reburning fuel ratios and residence time on denitration efficiency has also been studied. The calculation results show that the advanced reburning with the introduction of an amido reducing agent is better than conventional reburning technology, because it can broaden the effective temperature range for the denitration process, accelerate the reaction speed and enhance denitration efficiency by about 20%. The addition of a very small quantity of hydrocarbon ($\text{hydrocarbon}/\text{NO} < 1$) in the SNCR reaction can widen the effective denitration temperature range, speed up the denitration reaction rate, shorten the time required for completing the denitration reaction by one half and attain a comparatively high denitration efficiency at a relatively low reaction temperature. However, the advanced reburning will need over and above more than 15% of reburning fuel to reach a corresponding denitration efficiency. **Key words:** nitrogen oxide, reduction, denitration, reburning, advanced reburning, selective non-catalytic reduction

管式 SOFC 热电特性的三维数值研究 = **A Three-dimensional Numerical Study of Thermoelectric Characteristics of Tubular Solid-oxide Fuel Cells** [刊, 汉] / ZHANG Xiong-wen, LI Jun, LI Guo-jun, et al (College of Energy Source