

等离子发生器燃烧流场的数值模拟

张明昌¹, 包吉威², 刘 敏¹, 陈晓红¹

(1. 哈尔滨·第七 三研究所, 黑龙江 哈尔滨 150036;

2. 哈尔滨工程大学 动力与核能工程学院, 黑龙江 哈尔滨 150001)

摘 要: 采用漩涡破碎(EBU)燃烧模型、 $k-\epsilon$ 双方程湍流模型及SIMPLEC算法对等离子发生器内部的燃烧流场进行了数值模拟, 得到温度场、压力场以及湍流脉动动能、湍流平均动能耗散率等参数分布图。

关 键 词: 等离子发生器; 数值模拟; 燃烧; 湍流模型; 流场

中图分类号: O643.2 文献标识码: A

1 前 言

等离子发生器中注入的燃料与空气等离子流发生复杂的剧烈的一系列物理化学燃烧过程, 它带有气体的高温裂解、回流和湍流, 在流动中进行激烈的化学反应。这些过程强烈耦合在一起, 相互影响。以前, 对于点火器内的燃烧流场和燃烧过程的研究主要靠试验的方法, 但是试验工作周期长, 耗资大, 等离子发生器的内部尺寸比较小, 同时受检测手段的限制, 其内部许多参数不易测到, 如温度分布、浓度分布等。这些重要的参数无法获得, 这给它的结构设计带来很多不便。

因此对等离子发生器内流体流动、传热、传质和化学燃烧反应等情况进行数值模拟, 事先了解其内部所发生的复杂过程, 这对等离子发生器的实际几何尺寸和结构的优化设计有重要的指导意义。

本文根据数值模拟的思想, 对描述等离子发生器内部燃烧反应流动现象的数学模型, 采用SIMPLEC算法对等离子发生器的二维燃烧流场进行了模拟。

2 数学模型

等离子发生器内部进行着流体流动、传质、传热及剧烈的化学反应等复杂的过程。本文将流场简化为轴对称问题处理, 并且主要研究主燃区的流场分布。空气进口处内径 2 mm, 外径 4 mm; 喷嘴处直径 1.6 mm; 等效加热区厚度 0.1 mm。主燃区直径 5 mm; 燃料进口宽为 0.1 mm。

从输运定律出发, 建立描述等离子发生器内部流场流动的化学流体力学方程:

连续方程:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_j) = 0$$

动量方程:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_j u_i) = - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\tau_{ij})$$

式中: τ_{ij} 为粘性应力, $\tau_{ij} = \mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) -$

$$\frac{2}{3} \mu \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \delta_{ij}。$$

能量方程:

$$\frac{\partial (\rho h)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_j h) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_h \frac{\partial h}{\partial x_j} \right) + \frac{\partial p}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\sum (\Gamma_l - \Gamma_h) h_l \frac{\partial m_l}{\partial x_j} + (\mu - \Gamma_h) \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{u_j u_i}{2} \right) \right] + S_{rad}$$

组元方程:

$$\frac{\partial (\rho m_l)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_j m_l) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_l \frac{\partial m_l}{\partial x_j} \right) + R_l$$

$$l = 1, 2, \dots, n - 1$$

式中: n 系统中组分的个数。

$k-\epsilon$ 双方程模型: 湍流动能 k 和湍流动能耗散率 ϵ 各自为变量的方程为:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + G_k - Y_k + S_k$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \epsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho \epsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_\epsilon \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right) + G_\epsilon - Y_\epsilon + S_\epsilon$$

在湍流动能方程 k 和湍流动能耗散率 ϵ 方程中, 有效粘性系数 μ 为:

$$\mu = \mu_t + \mu_l$$

式中: μ_l — 分子粘性系数; μ_t — 湍流粘性系数。

μ_t 可表示为:

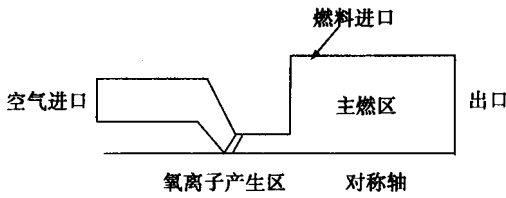


图 1 等离子发生器流场几何模型

$$\mu_t = C_\mu C_D \frac{\rho k^2}{\epsilon} = 0.09 \frac{\rho k^2}{\epsilon}$$

模型 (EBU): 把湍流燃烧区考虑为燃气微团和已燃气微团的混合物; 化学反应在这两种微团的交接面上发生; 认为化学反应速率取决于已燃气微团在湍流作用下破碎成更小微团的速率; 认为破碎速率与湍流脉动动能衰变的速率成正比。旋涡破碎模型给出二维问题湍流燃烧的速率的公式:

$$R_{t, EBU} = - C_{EBU} \rho g^{1/2} \frac{\epsilon}{k}$$

3 数值模拟方法

对于计算区域的离散, 使用贴体坐标技术, 同时在计算过程中, 采用自适应网格技术, 使网格的完善与数值求解过程结合, 先以所生成的网格进行计算, 根据所得到的物理量场的分布来改进网格, 并在改进后的网格上重新进行计算, 如此反复数次, 旨在以接近于最合适的方式来布置节点及确定其间的联系。由于描述等离子发生器内部流动数学方程组具有强烈的非线性和耦合性, 其计算采用迭代法是适宜的。本文将采用 SIMPLEC 算法求解压力-速度耦合, 动量、能量、组分、湍流动能、湍流耗散率的离散格式均取为一阶迎风差分格式; 壁面采用标准的壁面函数法处理。

4 边界条件

● 空气进口处

为轴向进气: $u = u_0$
 T — 常温; P — 常压。

混合气体的组分为 79% 的 N_2 和 21% 的 O_2 , 不考虑其它组分影响。

● 氧离子流产生区

尝试使用能量添加机制, 使氧气在一定的能量条件下, 发生裂解反应生成离子流。

● 出口处

认为流动已获得充分发展:

$$\frac{\partial \Phi}{\partial x} = 0, \Phi = u, v, T, k, \epsilon$$

● 壁面边界

引进壁面函数法处理。

● 对称轴

根据轴对称假设得到:

$$\frac{\partial \Phi}{\partial x} = 0, \frac{\partial \Phi}{\partial y} = 0, \Phi = u, v, T, k, \epsilon$$

● 燃料进口处

径向喷入: $v = v_0$
 $P = P_0$

5 计算结果及分析

流场数值模拟的结果及分析如下:

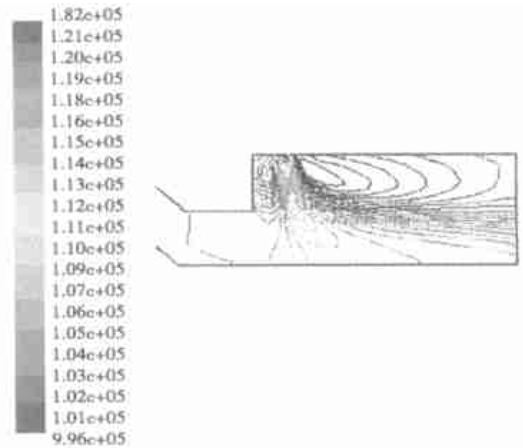


图 2

(1) 压力场 (如图 2 所示): 由于等离子发生器内部主燃区台阶和燃流喷射所产生的负压梯度, 使得流场产生两个明显的旋流区, 旋流区的存在, 事实上在燃料喷入前, 等离子发生器内部已建立了稳定的流场, 在台阶后形成了一个气流的旋流区, 如果燃料喷嘴正好位于旋流区内, 在燃料喷射的瞬间, 特别是在旋流区内, 压力温度和组分浓度场都将随着时间变化而发生变化。在这个旋流区域的压力、温度和较高而燃料浓度又达到可燃极限, 就会诱发激烈的化学反应。化学反应释放的能量又促使回流区流场进一步发生变化。当喷入燃料和流场的结构趋于稳定时, 在台阶后靠近主燃料流的回流区边缘即剪流层将形成稳定的自动点火源并向主流区传播。

(2) 温度场 (如图 3 所示): 有文献模拟计算同一模型高温等离子化学反应流场, 在计算中它是纯空气流动考察离子发生区的温度, 得到了温度场的

分布, 通过与它的比较我们可以看出高温区都集中在轴线附近, 特别是轴线附近阴极头部区域温度达到最高。当气流速度较大时, 高温区的分布将相对不再集中, 这样能很好的缓解由于高温所带来的烧蚀的问题。这样也可以在燃料和空气流的混合过程中, 加快反应速度, 从而大大提高燃料的燃烧效率。

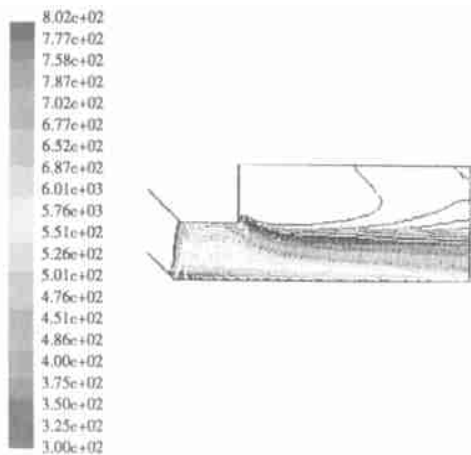


图 3

(3) 速度场(如图 4 所示): 由于壁面粘性的作用, 造成了在燃烧区域壁面速度的相对减小。同时由于燃料是径向进入燃烧区域的, 并且速度很大, 因此造成了很大的速度梯度和压力梯度, 在其左右区域形成两个明显的回流区域。

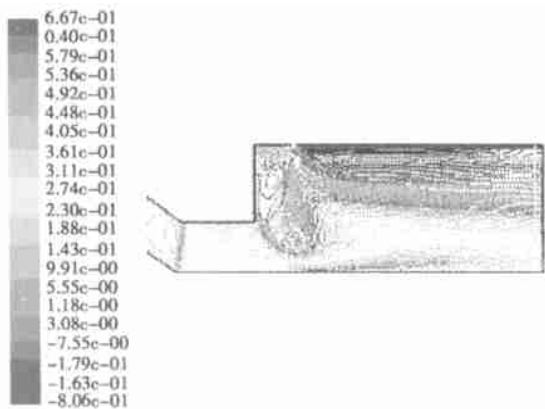


图 4

(4) 湍流脉动动能 k 的分布(如图 5 所示): 等离子发生器内部的湍流平均脉动动能的分布, 燃烧区域中靠近台阶的旋流处湍流平均脉动动能最大, 同时湍流脉动动能的相对最大值的分布区域将减小, 集中在等离子氧气流出口附近。随着燃料的射流深度的加深, 湍流动能分布得不再集中, 燃料与空气流的混合剧烈, 这将有助于燃料的燃烧, 提高燃烧

速率, 同时将燃料和空气流的混合和反应的脉动将使温度场的分布趋于均匀, 这样会缓解局部高温所带来的等离子发生器内部烧蚀问题。

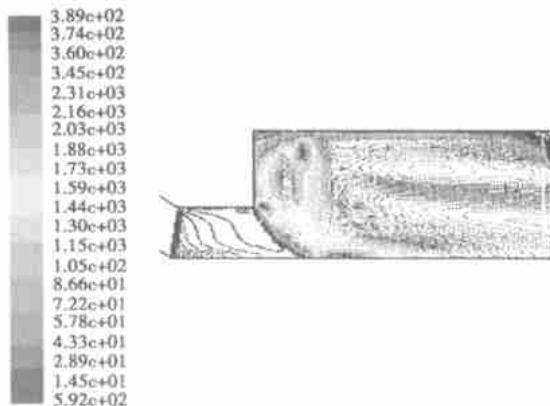


图 5

(5) 湍流耗散率 ϵ 的分布(如图 6 所示): 湍流动能耗散率的分布大致与湍流平均脉动动能的分布相同。都是在氧气流出口, 旋流区附近的值较大。同时在半径较大的燃烧区域, 由于燃料流与氧气流的相撞在轴线附近也出现最大值的分布。由于湍流脉动使整个温度场的分布不平衡现象得到改善, 此外脉动所造成反应产物由于浓度分布不均而引起的分子扩散也可以改善温度场的均匀程度。

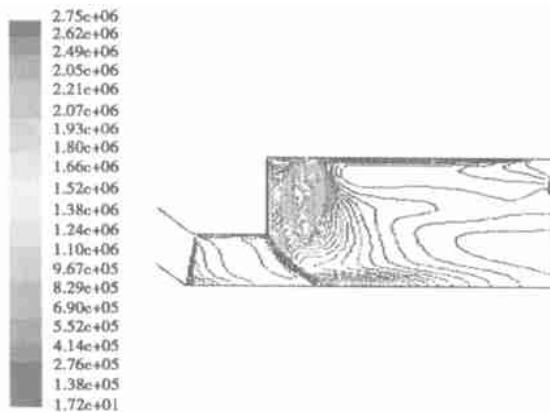


图 6

(6) 空气进口速度与最高温度的关系: 根据数值模拟的计算结果, 我们得到空气进口速度与等离子发生器内部发生燃烧化学反应的最高温度关系的拟和曲线(如图 7 所示), 此时燃料的进口速度比较高, 大致有 80 m/s 左右, 从图 7 中我们可以看出: 在燃料进口速度一定的条件下, 等离子发生器内部燃烧流场的最高温度与空气进口速度有很大的关系, 当空

(下转第 80 页)

改性时压力的变化情况是与孔径的增扩情况相对应的, 闪蒸改性时的试验温度不能超过水的饱和温度, 否则改性效果将下降。

4 结 论

由石灰石闪蒸改性和脱硫试验研究得到如下结论:

(1) 闪蒸改性处理能够增大石灰石颗粒的小孔孔径, 闪蒸改性后石灰石的脱硫效率随着颗粒孔径的增大而得到显著提高;

(2) 压力对石灰石的闪蒸改性效果影响较大, 压力升高时改性效果增大, 但当压力超过饱和压力后, 继续增加压力对改性效果的提高幅度不大;

(3) 温度对石灰石的闪蒸改性效果影响较大, 水的饱和温度是影响闪蒸改性效果的关键点, 当温度低于饱和压力时, 升高温度闪蒸改性效果明显增加, 但当温度超过水的饱和温度后, 闪蒸改性效果就会急剧下降, 因此, 闪蒸改性时温度不能超过水的饱和温度;

(4) 不同种类石灰石的闪蒸改性效果和脱硫性能是不同的。

参考文献:

[1] STUFFER M R, YOON H. The effect of pore structure on the SO_2

lime reaction[J]. *AICHE J*, 1989, 35(8): 1253.

[2] PAOLO DAVINI. An investigation of the influence of sodium chloride on the desulphurization properties of limestone[J]. *Fuel*, 1992, 71(1): 831-834.

[3] YANG R T, SHEN M S, STEINBERG MEYER. Fluidized-bed combustion of coal with lime additives: catalytic sulfation of lime with iron compounds and coal ash-environment[J]. *Sci & Tech*, 1978, 12(8): 915-1015.

[4] DESAL N J, YANG R T. Catalytic fluidized-bed combustion: enhancement of sulfation of calcium oxide by iron oxide[J]. *Ind Eng Process Des Dev*, 1983, 22(2): 119-123.

[5] TSUCHIAI H, ISHIZUKA T, UENO T, *et al.* Study of flue gas desulfurization absorbent from coal fly ash: effect of the composition of the absorbent on the activity[J]. *Ind Eng Chem Res*, 1996, 35(7): 2322-2326.

[6] GARCIA LABIANO F, HAMPARTSOUMIAN E, WILLIAMS A. Determination of sulfur release and its kinetics in rapid pyrolysis of coal[J]. *Fuel*, 1995, 74(7): 1072-1079.

[7] WEI S H, MAHULI S K, AGNIHOTRI R, *et al.* High surface area calcium carbonate: pore structural properties and sulfation characteristics[J]. *Ind Eng Chem Res*, 1997, 36: 2141-2148.

[8] SIMONS G A, GARMAN A R. Small pore closure and the deactivation of the limestone sulfation reaction[J]. *AICHE*, 1986, 32(9): 1491-1499.

[9] ROSANA MOREIRA, JAINME PLAN, SUN XIUZH. Simultaneous heat and mass transfer during the deep fat frying of tortilla[J]. *J of Food Process Engineering* 1995, 18: 307-320.

(何静芳 编辑)

(上接第 68 页)

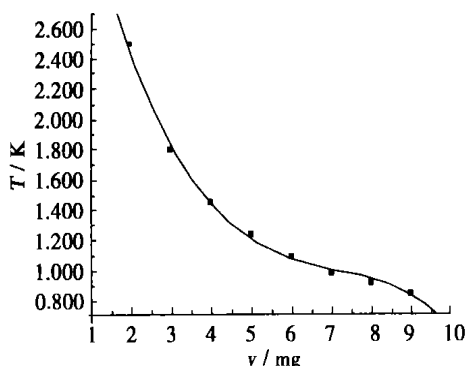


图 7

气进口速度 2 m/s 又增加到 9 m/s 时, 最高温度的值由 2 600 °C 下降到 800 °C 左右, 由此对于等离子发生器的结构设计来讲, 温度太高, 将影响等离子发生器的阴极材料的烧蚀和整个等离子发生器的使用寿命, 同时温度太低, 也将影响燃料的点火能量和化学

反应的速率和燃料燃烧效率。所以在实际的结构设计中, 可以依据本文数值模拟的结果来选择合适的结构参数和进气参数。

本文的数值模拟是初步的, 还可以在此基础上, 模拟更多中间化学反应的发生。同时, 我们也看到, 数值模拟等离子发生器内部燃烧反应流场是可行的。

参考文献:

[1] 周力行. 燃烧理论与化学流体力学[M]. 北京: 科学出版社, 1986.

[2] 刘陵, 张榛. 台阶后横喷氢气超音速燃烧流场模拟研究[J]. 推进技术, 1996(4): 1-7.

[3] 张祥福. 火箭燃气射流流体力学[M]. 北京: 国防工业出版社, 1988.

[4] 陶文铨. 计算传热学的近代进展[M]. 北京: 科学出版社, 2000.

[5] 赵坚行. 燃烧的数值模拟[M]. 北京: 科学出版社, 2002.

(何静芳 编辑)

The operating principle and causes of damage of a honeycomb ceramic regenerator during high-temperature air combustion are described. By using an algebraic Reynolds-stress model and a revised speed-pressure coupled algorithm SIMPLEC a coupling of fluid flow and heat exchange process in the regenerator was implemented. With the help of a finite-element analysis method a numerical study of the stress variation law at the cellular-hole wall-surface of the honeycomb ceramic regenerator was performed. On the basis of calculation results operating parameters were improved on. It has been found that a very frequent switching-over of the process of heat accumulation and release will subject the cellular-hole wall-surface alternately to tension and extrusion stresses. The greater the fluid flow speed, the greater will be the variation of stresses. The shorter the direction-change time, the greater will be the influence of the stress alternating effect. A proper lowering of the load of burner nozzles and a prolongation of the direction-change time of a four-way valve will be conducive to increasing the service life of the regenerator. The calculation results can serve as a basis for the structural design of the regenerator and the optimization of the operating parameters. **Key words:** high-temperature air combustion, honeycomb ceramic regenerator, stress, fatigue failure, finite element

等离子发生器燃烧流场的数值模拟 = Numerical Simulation of the Combustion Flow Field in a Plasma Generator [刊, 汉] / ZHANG Ming-chang, LIU Min, CHEN Xiao-hong, et al (Harbin No. 703 Research Institute, Harbin, China, Post Code: 150036) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2004, 19(1). — 66~68, 80
The numerical simulation of a combustion flow field in a plasma generator was performed with the use of an eddy-breakage combustion model, a $k-\epsilon$ two-equation turbulence model and a SIMPLEC algorithm. As a result, a diagram was obtained, which shows the distribution of temperature fields, pressure fields and such parameters as turbulence pulsation kinetic-energy and its average dissipation rate, etc. **Key words:** plasma generator, numerical simulation, combustion, turbulence model, flow field

磁稳流化床除尘装置的设计与验证 = Design and Experimental Verification of a Dust Removal Device for a Magnetically Stabilized Fluidized Bed [刊, 汉] / WANG Ying-hui, GUI Ke-ting, SHI Ming-heng (Education Ministry Key Laboratory of Clean Coal Power Generation and Combustion Technology under the Southeastern University, Nanjing, China, Post Code: 210096) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2004, 19(1). — 69~72
The design method of a dust removal device for a magnetically stabilized fluidized bed is presented with a focus on the description of key component design. Meanwhile, an experimental verification was conducted of the major factors having an impact on the dust removal efficiency. The results of the experiments indicate that keeping the dust removal device in a magnetically stabilized state is a key factor for achieving high dust-removal efficiency. Other factors, such as bed layer thickness, gas apparent flow-speed ratio, etc also exert some influence on the dust removal efficiency. **Key words:** magnetically stabilized fluidized bed, dust removal, particle regeneration, dust removal efficiency

高温空气发生器冷态实验研究 = Cold-state Experimental Research of a High-temperature Air Generator [刊, 汉] / CAO Xiao-ling, WENG Yi-wu, LIU Yong-wen (Institute of Mechanical & Power Engineering under the Shanghai Jiaotong University, Shanghai, China, Post Code: 200030), JIANG Shao-jian (Institute of Energy & Power Engineering under the Zhongnan University, Changsha, China, Post Code: 410083) // Journal of Engineering for Thermal Energy & Power. — 2004, 19(1). — 73~76

The necessity for developing a high-temperature air gasification system for biomass is expounded. For the research of high-temperature air gasification from biomass the authors have developed a key component, a high-temperature air generator experimental device, on which cold-state experiments were carried out. The results of the experiments indicate that the generator is capable of a normal and stable operation under cold-state experimental conditions. It is also possible to conduct further a hot-state experimental study. Through a cold-end regulation a divided flow of the high-temperature air can be realized. The flow rate and pressure at the outlet of the divided flow will gradually increase with an increase in the opening degree of a forced draft fan and a decrease in the opening degree of a fume exhaust fan. The quantity of high-