

循环流化床预热燃烧试验研究及数值模拟

潘 飞^{1,2}, 朱建国^{1,2}, 刘敬樟²

(1. 中国科学院大学, 北京 100049; 2. 中国科学院 工程热物理研究所, 北京 100190)

摘要:循环流化床预热燃烧过程中, 预热燃料在下行燃烧室的燃烧过程至关重要。为了研究预热燃料在下行燃烧室中的流动和燃烧特性, 采用计算流体力学软件 Fluent, 结合试验手段, 对不同二次风喷嘴配风方式下, 预热燃料在下行燃烧室的燃烧过程进行试验及数值模拟, 对比了不同配风方式下, 流动特性、温度特性、组分浓度分布特性以及氮氧化物排放特性的差异。结果表明, 预热燃料在下行燃烧室的燃烧过程中, 二次风会卷吸烟气在下行燃烧室上部产生回流, 稀释反应物, 在中心喷嘴配风时回流区域更大。不同配风方式下, 下行燃烧室中的温度分布不同。环形喷嘴配风时下行燃烧室中的温度峰值为 1 459 K, 而中心喷嘴配风时下行燃烧室的温度峰值为 1 555 K, 同时环形喷嘴配风时下行燃烧室的高温区域较小, 温度分布更加均匀。环形喷嘴配风时, 预热燃料和二次风的混合更加充分, 高温煤气和空气的反应更加强烈, 有助于燃料的着火及升温。而中心喷嘴配风时下行燃烧室顶部的 CO 和 H₂ 等还原性气体浓度较高, 有助于还原 NO_x。同时较高的温度促进了气化反应, 生成更多的 CO 和 H₂, 在燃尽风喷入前的区域形成还原性气氛, 有助于进一步还原 NO_x。二次风中心喷嘴配风时, 更多的氮氧化物被还原, 尾部烟气中的 NO_x 排放浓度为 107×10⁻⁶, 二次风环形喷嘴配风时, 尾部烟气中的 NO_x 排放浓度为 121×10⁻⁶。

关键词:循环流化床; 预热燃烧; 数值模拟; 燃烧特性; NO_x 排放

中图分类号: TQ426.6 文献标志码: A 文章编号: 1006-6772(2021)04-0180-09

Experimental study and numerical simulation of preheating combustion in circulating fluidized bed

PAN Fei^{1,2}, ZHU Jianguo^{1,2}, LIU Jingzhang²

(1. University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China; 2. Institute of Engineering Thermophysics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China)

Abstract: In the process of preheating combustion of circulating fluidized bed, the combustion process of the preheated fuel in the down-fired combustor (DFC) is very important. In order to study the flow characteristics and combustion characteristics of the preheated fuel in the DFC, the computational fluid dynamics software Fluent was used, combined with experimental methods, to test and simulate the combustion process of the preheated fuel in the DFC under different secondary air nozzles. The differences in flow characteristics, temperature characteristics, component concentration distribution characteristics and nitrogen oxide emission characteristics under different air distribution methods were compared. The results show that during the combustion process of the preheated fuel in the DFC, the secondary air can entrain the flue gas and reflow in the upper part of the down-fired combustor to dilute the reactants, and the recirculation area is larger when the air is distributed at the central nozzle. Under different air distribution modes, the temperature distribution is different. The peak temperature in the DFC is 1 459 K when the air is distributed at the annular nozzle, while the temperature peak is 1 555 K when the central nozzle is distributed. At the same time, when the air is distributed at the annular nozzle, the high temperature area is smaller and the temperature distribution is more evenly. When the air is distributed at the annular nozzle, the mixing of preheating fuel and secondary air is more sufficient, and the reaction between high temperature gas and air is more intense, which is helpful to the ignition and heating

收稿日期: 2020-11-09; 责任编辑: 白娅娜 DOI: 10.13226/j.issn.1006-6772.CE20110901

基金项目: 国家自然科学基金面上资助项目 (51676178)

作者简介: 潘 飞 (1995—), 男, 湖北孝感人, 博士研究生, 研究方向为富氧预热燃烧技术。E-mail: panfei@iet.cn。通讯作者: 朱建国, 研究员, 博士, 研究方向为煤炭清洁高效燃烧技术。E-mail: zhujianguo@iet.cn

引用格式: 潘飞, 朱建国, 刘敬樟. 循环流化床预热燃烧试验研究及数值模拟[J]. 洁净煤技术, 2021, 27(4): 180-188.

PAN Fei, ZHU Jianguo, LIU Jingzhang. Experimental study and numerical simulation of preheating combustion in circulating fluidized bed[J]. Clean Coal Technology, 2021, 27(4): 180-188.



移动阅读

of fuel. When the air is distributed at the central nozzle, the concentration of CO and H₂ at the top of the DFC is higher, which helps to reduce NO_x. What's more, a higher temperature promotes the gasification reaction, forming a reducing atmosphere, which is conducive to further reduce NO_x. When the central nozzle is used for air distribution, more nitrogen oxides are reduced, the NO_x emission in the tail flue gas is 107×10⁻⁶. When the annular nozzle is used for air distribution, the NO_x emission is 121×10⁻⁶.

Key words: circulating fluidized bed; preheated combustion; numerical simulation; combustion characteristics; NO_x emission

0 引 言

煤炭在中国能源结构中占据主导地位,燃煤过程中产生的氮氧化物(NO_x)是大气污染的主要来源之一^[1]。随着中国对于节能减排、污染物排放要求的提高,如何减小燃煤过程 NO_x排放成为当前热点。

降低燃煤过程 NO_x排放的方法主要分为2类:低氮燃烧技术和烟气脱硝技术。低氮燃烧技术主要包括低 NO_x燃烧器技术、燃料分级燃烧技术、空气分级燃烧技术和 MILD 燃烧技术等^[2-5]。低 NO_x燃烧器技术通过调整煤粉气流与二次风的混合方式,在燃烧器出口形成低氧富燃料的区域,强化着火的同时抑制 NO_x的生成^[2]。燃料分级燃烧技术将炉膛空间分为主燃区、再燃区和燃尽区,主燃区内生成的 NO_x经再燃区的还原性气氛被还原,达到降低 NO_x排放的目的。空气分级燃烧技术使一次风煤粉气流在低空气当量比下燃烧,形成还原性气氛还原 NO_x,最终脱硝效率达到 50%~70%^[6]。MILD 燃烧过程中,反应物在燃烧区域内被稀释且分布均匀,燃烧温度较低且无局部高温区域,NO_x的生成受到显著抑制^[7-8]。烟气脱硝技术主要利用选择性催化还原反应(SCR)和选择性非催化还原反应(SNCR)来降低 NO_x排放^[9-11],通过额外的脱硝装置可以实现较低的 NO_x排放,但催化剂、氨逃逸带来的二次污染问题以及高额的运行成本不能忽视。

中国科学院工程热物理研究所提出一种燃煤清洁高效利用技术——循环流化床预热燃烧技术^[12]。预热燃烧技术分为预热过程和燃烧过程2个阶段,燃料在循环流化床内以较低的空气当量比加热到 850℃以上,再进入下行燃烧室燃烧。前期研究表明,预热燃烧技术有良好的煤种适应性,较高的燃烧效率,可以实现燃煤 NO_x超低排放^[13-16]。循环流化床预热燃烧技术也可以与富氧燃烧技术结合,在实现较低 NO_x排放的同时,将烟气中 CO₂富集到 90%以上,易于回收分离^[17-18]。

近年来,研究者主要通过试验研究预热燃烧过程中 NO_x排放特性及燃烧特性,而现有的试验测量手段很难对炉膛内部气固流动以及反应特性进行深入研究。数值模拟逐渐成为研究煤粉燃烧的重要工

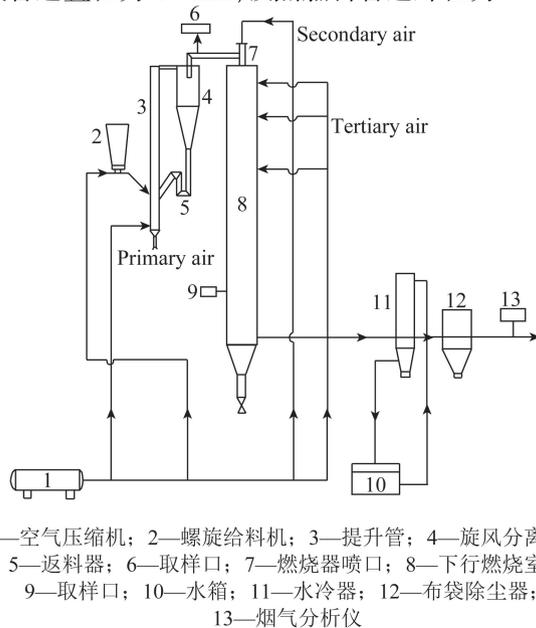
具,利用数值模拟可以对炉膛内的流动过程、燃烧过程以及污染物生成过程进行详细描述,为研究预热燃烧特性提供支持帮助。

本文对预热燃烧中下行燃烧室的燃烧过程进行模拟,与试验结果对比验证其准确性,讨论了不同二次风喷口配风方式下,下行燃烧室内的燃烧特性(包括流动特性、温度特性以及组分浓度分布特性)及 NO_x排放特性的差别。

1 预热燃烧试验

1.1 试验系统

试验装置由循环流化床、下行燃烧室和辅助系统3部分组成(图1)。循环流化床提升管的内径和高度分别为78和1500mm。在循环流化床(CFB)和下行燃烧室(DFC)之间安装水平管道,用于输送预热后的燃料。下行燃烧室的直径为260mm,高度为3000mm。燃料首先在循环流化床中燃烧,然后将高温煤气和预热后的焦炭经水平管道、二次风喷口送至下行燃烧室燃烧。二次风喷口包括中心风管道、预热燃料管道以及环形风管道3部分(图2),由内到外布置,各管道中轴向与炉膛中轴向重合,中心风管道直径为14mm,预热燃料管道外径为57mm,



1—空气压缩机; 2—螺旋给料机; 3—提升管; 4—旋风分离器;
5—返料器; 6—取样口; 7—燃烧器喷口; 8—下行燃烧室;
9—取样口; 10—水箱; 11—水冷器; 12—布袋除尘器;
13—烟气分析仪

图1 试验系统示意

Fig.1 Schematic diagram of test system

环形风管道为宽度 1 mm 的环缝。在距下行燃烧室顶部 200、600 和 1 200 mm 处设置 3 处燃尽风喷口,布置方式如图 3 所示,每层均匀布置 3 个喷口。本次试验中,燃尽风由 1 200 mm 处燃尽风喷口给入。气体体积流量 (Nm^3/h) 由质量流量计控制,质量流量计测量精度为 $\pm 2\%$ 。

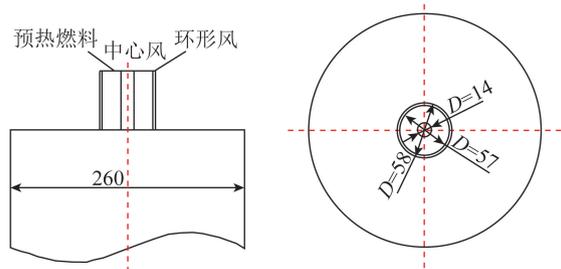


图2 二次风喷口示意

Fig.2 Schematic diagram of secondary air nozzle

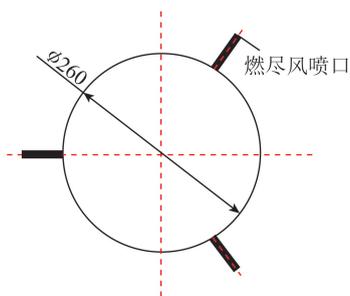


图3 燃尽风喷口布置示意

Fig.3 Schematic diagram of burmout air nozzle

在循环流化床和下行燃烧室上设置了温度和压力测量点。在距提升管底部 100、500、1 450 mm 处设置 3 个温度测点 (Ni-Cr/Ni-Si 热电偶 测量范围: $0\sim 1\ 100\text{ }^\circ\text{C}$)。3 个压力测点设置在与温度测点相同的地方,用于监测循环流化床稳定运行。在返料器和旋风分离器出口设置 2 个温度测点 (Ni-Cr/Ni-Si 热电偶)。1 个压力测点设置在旋风分离器出

口。在距下行燃烧室顶部 100、400、900、1 400 和 2 400 mm 处设置了 5 个温度测量点 (Pt/Pt-Rh 热电偶 测量范围: $0\sim 1\ 600\text{ }^\circ\text{C}$),用于测量下行燃烧室中心轴向温度。在预热燃料管道出口下行燃烧室入口位置设置 1 个温度测点 (Ni-Cr/Ni-Si 热电偶),测量预热燃料 (包括高温煤气和预热后的焦炭) 的温度。温度测量误差为 $\pm 5\text{ }^\circ\text{C}$ 。

在循环流化床和下行燃烧室之间的水平横管上设置取样口,用滤筒收集预热后的焦炭颗粒,气体样品 (CO 、 H_2 、 CH_4 、 CO_2 、 NO 、 N_2O 、 NO_2) 由气相色谱分析仪和德图气体分析仪进行分析。在距下行燃烧室顶部 100、400、900、1 400 和 2 400 mm 处设置了 5 个取样口,采用 Gasmeter FTIR DX-4000 烟气分析仪、KM9106 气体分析仪和气相色谱分析仪对气体进行分析。在水冷器出口横管处设置取样口,采用 Gasmeter FTIR DX-4000 烟气分析仪和 KM9106 气体分析仪对尾部烟气进行分析。气体测量精度为 $\pm 2\%$ 。

1.2 试验样品

试验煤种为神木烟煤,粒径为 $0\sim 0.355\text{ mm}$,粒径分布如图 4 所示。试验煤种的工业分析和元素分析见表 1。

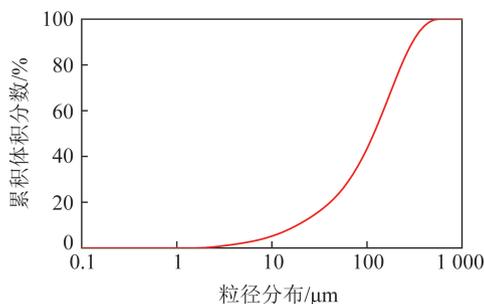


图4 神木烟煤粒径分布

Fig.4 Particle size distribution of Shenmu coal

表1 神木烟煤的工业分析与元素分析

Table 1 Proximate and ultimate analysis of Shenmu coal

工业分析/%				元素分析/%					$Q_{\text{net,ar}}/(\text{MJ}\cdot\text{kg}^{-1})$
M_{ad}	A_{ad}	V_{ad}	FC_{ad}	C_{ad}	H_{ad}	O_{ad}	$S_{\text{t,ad}}$	N_{ad}	
5.39	6.39	30.18	58.04	70.84	4.15	11.80	0.52	0.91	27.72

1.3 试验工况

工况参数见表 2,将二次风中心喷口定义为喷口 A,将二次风环形喷口定义为喷口 B。将 λ_{CFB} 、 λ_{Se} 和 λ_{Te} 分别定义为一次风、二次风和燃尽风空气当量, λ 定义为过量空气系数,表达式为

$$\lambda_{\text{CFB}} = \frac{V_{\text{Pr}}}{V_{\text{Stoic}}}, \quad (1)$$

$$\lambda_{\text{Se}} = \frac{V_{\text{A}} + V_{\text{B}}}{V_{\text{Stoic}}}, \quad (2)$$

$$\lambda_{\text{Te}} = \frac{V_{\text{Te}}}{V_{\text{Stoic}}}, \quad (3)$$

$$\lambda = \lambda_{\text{CFB}} + \lambda_{\text{Se}} + \lambda_{\text{Te}}, \quad (4)$$

其中, V_{Stoic} 为预热燃烧系统中的总空气流率; V_{Pr} 、 V_{A} 、 V_{B} 和 V_{Te} 分别为一次风、中心喷口二次风、环形喷口二次风和燃尽风的空气流率, Nm^3/h 。本次试验中,神木烟煤给煤量 M_1 保持在 2.95 kg/h ,燃尽风全部由距下行燃烧室顶部 1 200 mm 燃尽风喷口给入,过量空气系数保持在 1.27。

表2 试验工况

Table 2 Experimental conditions

V_{Pr}	λ_{CFB}	V_A	V_B	λ_{Se}	V_{Te}	λ_{Te}
9.93	0.47	8.88	0	0.42	8.04	0.38

注: V_{Pr} 、 V_A 、 V_B 、 V_{Te} 单位均为 Nm^3/h 。

2 数值模拟

2.1 模拟参数

本文主要研究高温煤气及预热焦炭在下行燃烧室的燃烧特性,对下行燃烧室内的燃烧过程进行模拟。试验过程中,流化床的运行温度维持在 $880\text{ }^\circ\text{C}$,维持下行燃烧室入口条件(预热焦炭、高温煤气组分)不变。由于无法直接测量预热焦炭和高温煤气的质量流量,本文通过预热焦炭的工业分析、元素分析以及煤气组分计算其质量流量。预热焦炭的工业分析与元素分析结果见表3。基于灰平衡^[14]计算预热焦炭的质量流量 M_2 为 1.1 kg/h ,预热焦炭的粒径分布如图5所示。高温煤气的组分分析见表4。

表3 预热焦炭工业分析及元素分析

Table 3 Proximate and ultimate analysis of preheated char

工业分析/%				元素分析/%				
M_{ad}	A_{ad}	V_{ad}	FC_{ad}	C_{ad}	H_{ad}	O_{ad}	$S_{t,ad}$	N_{ad}
2.71	17.20	9.67	70.42	70.19	1.56	6.80	0.61	0.93

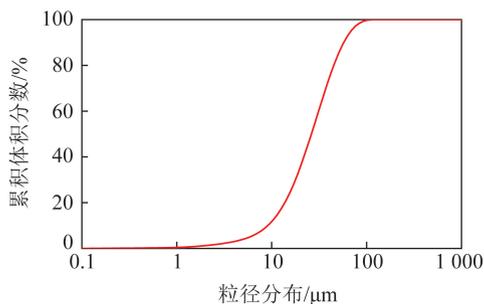


图5 预热焦炭粒径分布

Fig.5 Particle size distribution of preheated char

表4 预热煤气组分

Table 4 Preheat gas composition

煤气组分	数值
H_2 体积分数/%	4.67
CO_2 体积分数/%	14.53
CH_4 体积分数/%	0.89
CO 体积分数/%	7.84
O_2 体积分数/%	0
NO 浓度/ $(mg \cdot Nm^{-3})$	0
NO_2 浓度/ $(mg \cdot Nm^{-3})$	0
N_2O 浓度/ $(mg \cdot Nm^{-3})$	0

假定预热过程中,煤粉中一部分 C 存在于焦炭中,另一部分 C 以气态形式释放出去,主要包括 CO 、 CO_2 、 CH_4 和其他碳氢化合物,考虑到其他碳氢化合物含量非常少,计算过程中不予考虑。在此基础上,计算预热过程的 C 平衡。

$$M_1 C_1 - M_2 C_2 = M_{Cg} \left[\frac{12Y(CO)}{28} + \frac{12Y(CO_2)}{44} + \frac{12Y(CH_4)}{16} \right], \quad (5)$$

其中, M_{Cg} 为高温煤气的质量流量; $Y(CO)$ 、 $Y(CO_2)$ 、 $Y(CH_4)$ 分别为 CO 、 CO_2 和 CH_4 质量分数; M_1 、 M_2 分别为神木烟煤、预热焦炭的质量流量; C_1 、 C_2 分别为神木烟煤、预热焦炭中 C 元素质量分数。计算得到高温煤气的质量流量为 14.27 kg/h 。煤气组分中水分无法直接测量,考虑到高温煤气中水分较少,数值计算中忽略煤气中水分的影响,以干煤气的成分作为入口边界条件。本文主要研究不同二次风喷口配风方式的影响,工况参数见表5(工况1为试验基础工况)。其中 m_A 为二次风中心喷口质量流量; m_B 为二次风环形喷口质量流量; m_{Te} 为燃尽风质量流量, kg/h 。

表5 模拟工况

Table 5 Simulation conditions

工况	$m_A / (kg \cdot h^{-1})$	$m_B / (kg \cdot h^{-1})$	λ_{Se}	$m_{Te} / (kg \cdot h^{-1})$	λ_{Te}
1	11.48	0	0.42	10.4	0.38
2	0	11.48	0.42	10.4	0.38

2.2 数值模型

计算采用三维模型,为节约计算量,建立实体模型的 $1/3$,划分周期性结构网格,同时对燃烧器喷口、炉膛中心及燃尽风喷口附近进行加密处理。测试网格数分别为 58 万及 80 万的网格模型,验证网格无关性,选择 58 万网格。采用 SIMPLE 算法进行压力-速度耦合,压力方程采用 PRESTO! 格式,其他所有控制方程均采用二阶迎风格式。燃料二次风和三次风均设为质量入口,出口设置为压力出口,壁面传热条件设置为恒定壁温,根据图5预热焦炭的粒径分布,采用 Rosin-Rammler 粒径分布函数拟合预热焦炭的粒径分布,在粒径 $5 \sim 90\text{ }\mu\text{m}$ 设置 10 个粒径等级,平均粒径为 $33.4\text{ }\mu\text{m}$ 。

采用 realizable $k-\varepsilon$ 模型求解雷诺时均纳维-斯托克斯方程 (Reynolds average Navier - Stokes, RANS)。用 DO 辐射模型计算辐射换热,考虑气体和颗粒热辐射的影响,其中气体的辐射吸收系数采用 WSGGM 模型计算,气体的散射系数设置为

0.15 m^{-1} , 颗粒的辐射发射率设置为 0.9。

湍流与化学反应的相互作用对下行燃烧室的燃烧过程有重要影响, 合理的湍流气相反应模型至关重要, 采用 Finite-Rate/Eddy-Dissipation (FR-ED) 模型计算湍流与化学反应的相互作用。该模型同时考虑基于阿累尼乌斯方程的化学动力学反应速率和基于湍流的扩散反应速率, 反应速率取两者间较小值。

煤粉燃烧过程分为水分蒸发、脱挥发分、挥发分燃烧和焦炭燃烧 4 个阶段, 煤粉经过 $880 \text{ }^\circ\text{C}$ 预热过程进入下行燃烧室燃烧, 其水分蒸发阶段已经结束, 对于预热焦炭在下行燃烧室的燃烧过程来说, 水分蒸发过程可以忽略。采用 CPD 模型描述煤粉的脱挥发分过程, CPD 模型中使用的化学结构参数包括 5 个: 煤晶格中桥的初始分数 (p_0)、炭桥初始分数 (c_0)、侧链分子量 (M_δ)、芳香团簇分子量 (M_{clust}) 和配位数 ($\sigma+1$)。针对不同煤种, CPD 模型中使用的化学结构参数不同, 需试验测量得到。考虑到不同条件下预热焦炭化学结构的差异, 为获得更广的适应性, 本文采用 Genetti 等^[19-20] 基于工业分析、元素分析建立的经验关系式, 插值计算得到 CPD 模型参数值, 结构参数值见表 6。挥发分主要由 H_2 、 CO 和其他碳氢化合物组成, 高温煤气中的燃烧组分主要包括 H_2 、 CO 和 CH_4 , 为了描述燃烧过程气相组分的反应, 需要考虑气相反应机理。根据广泛应用于碳氢燃料燃烧过程中的气相组分反应机理^[21-22], 选取 4 个总包反应用于模拟气相反应, 即

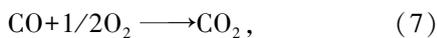
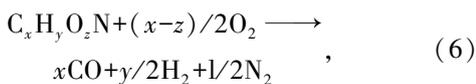


表 6 预热焦炭的化学结构参数

Table 6 Chemical structure parameters of preheated char

参数	p_0	c_0	M_δ	M_{clust}	$\sigma+1$
数值	0.625	0.012 6	32.1	302	5.12

焦炭气化反应生成 H_2 和 CO 对空气分级燃烧过程形成还原性气氛十分关键^[23], 对于焦炭燃烧反应, 考虑焦炭非均相反应, 采用多表面反应模型, 焦炭的氧化反应和气化反应见式 (10)~(12)。所有反应的阿累尼乌斯方程反应参数见表 7, A 、 E 分别为反应的指前因子和活化能。



表 7 反应动力学参数^[26-31]

Table 7 Reaction kinetic parameters^[26-31]

反应	A/s^{-1}	$E/(\text{J} \cdot \text{kmol}^{-1})$
6	2.119×10^{11}	2.027×10^8
7	2.239×10^{11}	1.7×10^8
8	3.9×10^{17}	1.7×10^8
9	4.4×10^{11}	1.255×10^8
10	0.002	7.4×10^7
11	1.5	2.306×10^8
12	0.05	1.807×10^8

通过后处理方式预测 NO_x 的生成。燃煤过程 NO_x 的生成分为 3 类: 燃料型 NO_x 、热力型 NO_x 和快速型 NO_x , 其中快速型 NO_x 占比很少, 本文模拟过程中忽略快速型 NO_x 的生成。采用扩展 Zeldovich 机理来描述热力型 NO_x 的生成。假设燃料 N 中的焦炭 N 全部转化为 NO , 挥发分 N 转化为 NH_3 和 HCN 。挥发分 N 和焦炭 N 的分配比例根据经验公式确定^[24]。根据 Pohl 和 Sarofilm 等^[25] 对不同空气当量比下挥发分 N 和焦炭 N 转化率的相关研究, 设置了挥发分 N 和焦炭 N 的转化率。挥发分 N 生成 HCN 和 NH_3 的比例设置为 9:1。考虑 NO_x 的均相还原反应和异相还原反应, 固相还原比表面积根据预热焦炭比表面积的测量值来设置。

计算结果收敛的标准定义为: ① 能量方程和 DO 辐射计算残差小于 10^{-6} , 其他方程残差小于 10^{-4} ; ② 出口平面温度变化小于 1 K。

2.3 模型验证

为了验证模拟结果的准确性, 将试验结果与模拟结果进行对比。温度、 CO_2 、 CO 和 H_2 的模拟值与试验值对比如图 6 所示。可知模拟预测的温度与试验值较好, 但在燃烧器扩张段区域, 沿轴线的模拟温度远小于试验值, 原因在于实际燃烧过程中, 煤粉脱挥发分过程和焦炭燃烧过程同时进行, 而模拟过程中, 这 2 个过程依次发生, 导致该区域焦炭的燃烧反应比实际过程偏慢, 因此模拟结果中轴线上的温度偏低。考虑到下行燃烧室炉膛直径较小, 轴向截面平均温度也能反映下行燃烧室的温度分布, 对比了试验测量温度和轴向截面平均温度, 两者吻合良好。 CO_2 轴向模拟值在趋势上与试验测量值吻合较好, 然而在 1 400 mm 处模拟值较试验值偏小, 这是因为在 1 200 mm 处注入燃尽风, 附近区域湍流强度较高, 而在 FR/ED 模型中反应速率由湍流扩散速率控制, 导致此处 CO_2 浓度预测出现偏差, 通过对比截面平均值和试验测量值, 可以发现两者较为吻合, 说明

CO₂浓度预测整体上和试验数据吻合良好。CO和H₂的浓度预测值与试验值较接近,说明选取的动力

学参数可以很好地预测CO和H₂的生成特性,预测还原性区域也是准确预测NO_x排放的关键。

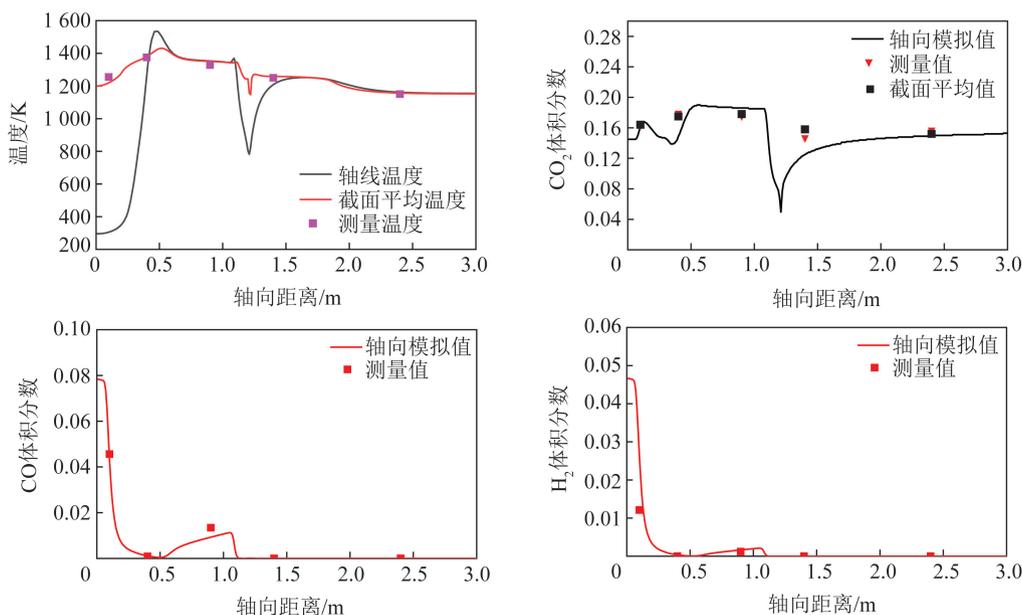


图6 模拟值试验值对比

Fig.6 Comparison of simulated and experimental values

下行燃烧室出口烟气组分的试验值及模拟值见表8。结果表明模拟得到O₂、CO₂和NO与试验结果非常接近,说明本文采用的方法可较好还原预热燃料在下行燃烧室的燃烧特性。

表8 出口烟气组分

Table 8 Composition of flue gas

项目	O ₂ (dry)/%	CO ₂ (dry)/%	NO(dry)/10 ⁻⁶
测量值	4.40	15.50	102
模拟值	4.07	15.61	107

3 结果与讨论

二次风喷口包括中心喷口和环形喷口,工况1中二次风全部由中心喷口进入下行燃烧室,中心喷口的射流速度为17.5 m/s;工况2中二次风全部由环形喷口进入下行燃烧室,环形喷口的射流速度为29.7 m/s。本文主要研究二次风喷口对下行燃烧室流场、燃烧特性(温度分布、组分分布)以及NO_x排放的影响。

3.1 二次风喷口配风方式对流场的影响

2种二次风喷口配风方式下的流场和流线分布如图7所示。无论是中心喷口配风还是环形喷口配风,由于二次风的高速注入,预热燃料流和二次风合并产生的高温烟气膨胀产生低压区域,导致烟气回流,产生一个较大的回流区域,烟气回流有助于稀释反应物,在入口区域形成低氧气浓度区域。相较于环形喷口配风,中心喷口配风产生的回流区域更大,

原因在于环形喷口配风条件下,速度相较于中心喷口配风衰减更快。因此回流区域的大小与注入湍流的动量以及组织形式有较大关系。

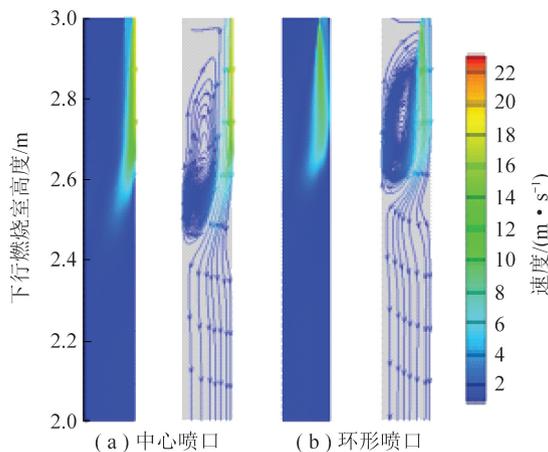


图7 流场分布和流线分布

Fig.7 Flow field distribution and streamline distribution

3.2 二次风喷口对温度分布的影响

工况1、2的温度分布云图如图8所示。无论是二次风中心喷口配风还是环形喷口配风,下行燃烧室内的最高温度都不超过1600 K,其中二次风为中心喷口配风时,最高温度为1555 K,二次风为环形喷口配风时,最高温度为1459 K,较低的反应温度有助于降低热力型NO_x的生成。2种配风方式下,火焰锋面都是在燃烧器入口预热燃料和二次风接触的位置形成,说明预热后的高温燃料在进入下行燃烧室和二次风接触以后迅速发生反应并着火,实现

燃料的稳定着火燃烧。相较于中心喷口配风,环形喷口配风方式下,下行燃烧室内的高温区域更小,且高温区域的温度更低,表明环形喷口配风有助于形成更低、更均匀的温度分布。

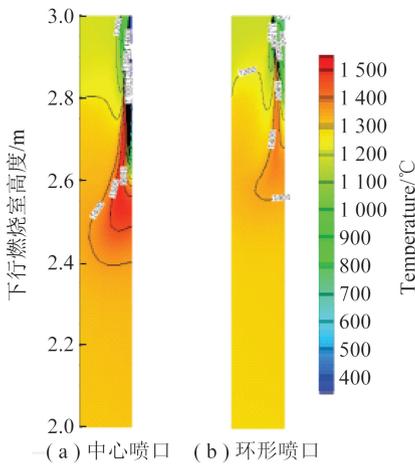


图8 温度分布

Fig.8 Temperature distribution

3.3 二次风喷口对组分分布的影响

2种二次风喷口配风方式下氧气浓度分布云图如图9所示。可知由于空气分级给入,在距下行燃烧室顶部500 mm以后的区域,2种二次风配风方式都形成了贫氧区域,这些区域有助于抑制 NO_x 的生成以及还原 NO_x 。同时,氧气分布区域也与高温区域重合。相较于中心喷口配风,环形喷口配风下氧气分布的区域更小,说明环形配风方式下二次风和预热燃料的接触更加充分,两者间反应也更加充分,环形喷口配风有助于燃料的点火和升温。

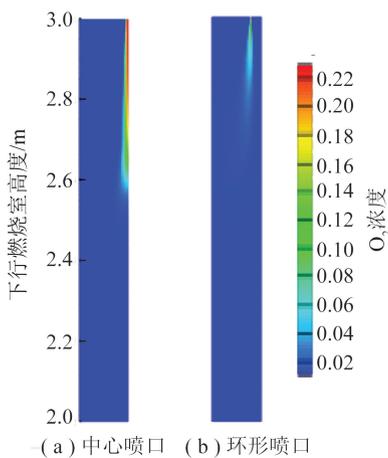


图9 氧气浓度分布

Fig.9 Oxygen concentration distribution

2种二次风喷口配风方式下CO浓度分布云图如图10所示。在中心喷口配风方式下,由于二次风与预热燃料的接触区域较小,高温煤气未能与空气充分混合,在下行燃烧室的上部,仍有部分CO未参

与反应,形成一个高CO浓度的区域。而在这个区域下方,发现与3.2节中烟气回流的区域重合,烟气的回流消耗并稀释了下部的CO。同时再往下的区域,CO浓度有所升高,这是因为此时氧气浓度几乎为0,焦炭的气化反应占据主导地位,生成CO和 H_2 ,形成还原性气氛。环形喷口配风方式下有着相似的规律,区别在于环形喷口配风方式下更大的接触面积导致高温煤气迅速反应,CO被迅速消耗。同时环形喷口配风方式下形成的还原性区域中的CO浓度也较低。一方面源于高温煤气被迅速消耗,另一方面中心喷口配风方式下,更高的燃烧温度导致更强烈的气化反应。

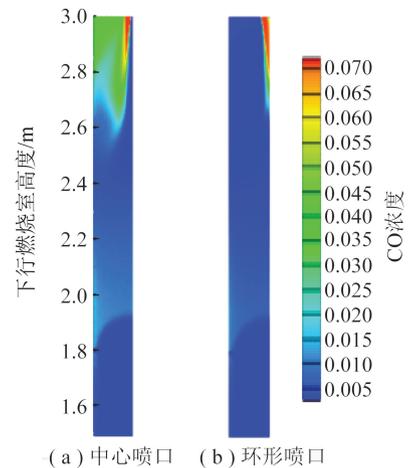


图10 CO浓度分布

Fig.10 CO concentration distribution

3.4 二次风喷口配风方式对NO排放的影响

本次研究中,假设焦炭N全部转化为NO,挥发分N转化为 NH_3 和HCN,考虑氮氧化物的均相还原反应和异相还原反应。计算过程中,分别开启、关闭 NO_x 的还原途径来计算出口NO的排放,以两者差值来表征NO的还原。不同二次风喷口工况下 NO_x 的生成和还原途径如图11所示。模拟结果表明,2个工况下热力型 NO_x 的生成都可以忽略(小于 1×10^{-6}),预热燃料在下行燃烧室的燃烧处于较低温度,可以有效减小热力型 NO_x 的生成。此外,对于中心喷口配风和环形喷口配风,燃料N对于NO生成的贡献分别为 166×10^{-6} 和 156×10^{-6} 。然而二次风中心喷口配风时出口NO排放浓度为 107×10^{-6} ,小于环形喷口配风下的 121×10^{-6} 。中心喷口配风时,NO的还原反应更强,考虑到2个工况下NO的异相还原反应动力学参数一致,中心喷口配风时入口处的强还原性气氛和更强的气化反应是NO排放较低的原因。

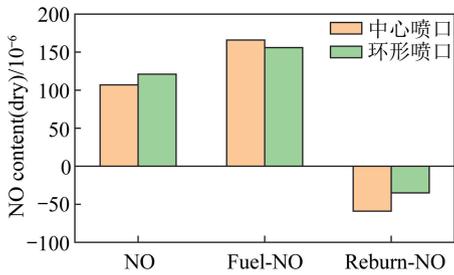


图 11 NO 生成和还原的主要途径

Fig.11 Main ways of NO production and reduction

4 结 论

1) 无论是中心喷口配风还是环形喷口配风, 在下行燃烧室的上部区域都会形成一个回流区域, 当二次风喷口为中心喷口时, 回流区域更大。

2) 相较于中心喷口配风, 环形喷口配风方式下, 下行燃烧室内部的温度峰值更低, 高温区域更小。

3) 环形喷口配风方式下, 预热燃料与二次风的接触更加充分, 高温煤气和氧气迅速反应并消耗, 有利于预热燃料在下行燃烧室着火。中心喷口配风方式下, 焦炭的气化反应更加强烈。

4) 中心喷口配风方式下, 下行燃烧室尾部 NO_x 排放较低, 原因在于中心喷口配风方式下焦炭的气化反应更加强烈, 有利于形成还原性区域, 还原氮氧化物。

参考文献 (References):

- [1] DE Foy B, LU Z, STREETS D G. Satellite NO_2 retrievals suggest China has exceeded its NO_x reduction goals from the twelfth Five-Year Plan[J]. Scientific Reports, 2016, 6(1): 1-9.
- [2] KUANG M, LI Z. Review of gas/particle flow, coal combustion, and NO_x emission characteristics within down-fired boilers[J]. Energy, 2014, 69: 144-178.
- [3] MCCARTHY J M, OVERMOE B J, CHEN S L, et al. Pilot-scale process evaluation of reburning for in-furnace NO_x reduction. Final report, October 1984-October 1985[R]. Irvine, CA (USA): Energy and Environmental Research Corp., 1986.
- [4] FAN W, LIN Z, LI Y, et al. Effect of air-staging on anthracite combustion and NO_x formation[J]. Energy & Fuels, 2009, 23(1): 111-120.
- [5] WEBER R, SMART J P, KAMP W V. On the (MILD) combustion of gaseous, liquid, and solid fuels in high temperature preheated air[J]. Proceedings of the Combustion Institute, 2005, 30(2): 2623-2629.
- [6] 程晓磊. 低氮燃烧技术在煤粉工业锅炉上的应用[J]. 洁净煤技术, 2018, 24(4): 109-113.
CHENG Xiaolei. application of low- NO_x combustion technology on pulverized coal industrial boiler[J]. Clean Coal Technology, 2018, 24(4): 109-113.
- [7] STADLER H, TOPOROV D, FOERSTER M, et al. On the influence of the char gasification reactions on NO formation in flameless coal combustion[J]. Combustion & Flame, 2009, 156(9): 1755-1763.
- [8] MAO Z, ZHANG L, ZHU X, et al. Experiment investigation of coal MILD - oxy combustion integrated with flue gas recirculation at a 0.3 MW_{th} furnace[J]. Fuel Processing Technology, 2017, 162: 126-134.
- [9] SRIVASTAVA R K, HALL R E, KHAN S, et al. Nitrogen oxides emission control options for coal-fired electric utility boilers[J]. Journal of the Air & Waste Management Association, 2005, 55(9): 1367-1388.
- [10] DAOOD S S, JAVED M T, GIBBS B M, et al. NO_x control in coal combustion by combining biomass co-firing, oxygen enrichment and SNCR[J]. Fuel, 2013, 105: 283-292.
- [11] MAHMOUDI S, BAEYENS J, SEVILLE J P K. NO_x formation and selective non-catalytic reduction (SNCR) in a fluidized bed combustor of biomass[J]. Biomass and Bioenergy, 2010, 34(9): 1393-1409.
- [12] 吕清刚, 朱建国, 牛天钰, 等. 煤粉高温预热方法: CN200710175526.3[P]. 2008-04-09.
- [13] OUYANG Z, ZHU J, LU Q, et al. The effect of limestone on SO_2 and NO_x emissions of pulverized coal combustion preheated by circulating fluidized bed[J]. Fuel, 2014, 120: 116-121.
- [14] YAO Y, ZHU J G, LU Q G. Experimental study on nitrogen transformation in combustion of pulverized semi-coke preheated in a circulating fluidized bed[J]. Energy & Fuels, 2015, 29: 150526165241009.
- [15] ZHU S, LYU Q, ZHU J, et al. Experimental study on NO_x emissions of pulverized bituminous coal combustion preheated by a circulating fluidized bed[J]. Journal of the Energy Institute, 2019, 92(2): 247-256.
- [16] ZHANG Y, ZHU J, LYU Q, et al. The ultra-low NO_x emission characteristics of pulverized coal combustion after high temperature preheating[J]. Fuel, 2020, 277: 118050.
- [17] LYU Q G, ZHU S J, ZHU J G, et al. Experimental study on NO emissions from pulverized char under MILD combustion in an O_2/CO_2 atmosphere preheated by a circulating fluidized bed[J]. Fuel Processing Technology, 2018, 176: 43-49.
- [18] ZHU S, ZHU J, LYU Q, et al. NO emissions under pulverized char combustion in $\text{O}_2/\text{CO}_2/\text{H}_2\text{O}$ preheated by a circulating fluidized bed[J]. Fuel, 2019, 252: 512-521.
- [19] GENETTI D, FLETCHER T H, PUGMIRE R J. Development and application of a correlation of ^{13}C NMR chemical structural analyses of coal based on elemental composition and volatile matter content[J]. Energy & Fuels, 1999, 13(1): 60-68.
- [20] FLETCHER T H, KERSTEIN A R, PUGMIRE R J, et al. Chemical percolation model for devolatilization. 3. Direct use of carbon-13 NMR data to predict effects of coal type[J]. Energy & Fuels, 1992, 6(4): 414-431.
- [21] WESTBROOK C K, DRYER F L. Simplified reaction mechanisms for the oxidation of hydrocarbon fuels in flames[J]. Combustion-

- Science and Technology, 1981, 27(1/2):31-43.
- [22] JONES W P, LINDSTEDT R P. Global reaction schemes for hydrocarbon combustion[J]. Combustion and Flame, 1988, 73(3): 233-249.
- [23] 陈登高, 李振山, 蔡宁生. 煤粉空气分级燃烧中还原性气氛的模拟预测及分析[J]. 洁净煤技术, 2019, 25(1):112-125.
CHEN Denggao, LI Zhenshan, CAI Ningsheng. Numerical simulation and analysis of reductive atmosphere in air staged pulverized coal combustion[J]. Clean Coal Technology, 2019, 25(1):112-125.
- [24] 李振山, 陈登高, 张志, 等. 煤粉燃烧中 NO_x 的预测: 参数数据库及 CFD 实践[J]. 煤炭学报, 2016, 41(12):3142-3150.
LI Zhenshan, CHEN Denggao, ZHANG Zhi, et al. Prediction of NO_x during pulverized coal combustion: Parameter database and CFD application [J]. Journal of China Coal Society, 2016, 41(12):3142-3150.
- [25] SMOOT L D, PRATT D T. 粉煤燃烧与气化[M]. 北京: 清华大学出版社, 1983.
- [26] TU Y, LIU H, CHEN S, et al. Numerical study of combustion characteristics for pulverized coal under oxy-MILD operation[J]. Fuel Process Technology, 2015, 135:80-90.
- [27] HAUTMAN D J, DRYER F L, SCHUG K P, et al. A multiple-step overall kinetic mechanism for the oxidation of hydrocarbons [J]. Combustion Science & Technology, 1981, 25(5/6): 219-235.
- [28] WESTBROOK C K, DRYER F L. Simplified reaction mechanisms for the oxidation of hydrocarbon fuels in flames [J]. Combustion Science and Technology, 1981, 27(1/2):31-43.
- [29] JONES W, LINDSTEDT R. Global reaction schemes for hydrocarbon combustion [J]. Combustion and Flame, 1988, 73(3): 233-249.
- [30] DERSHOWITZ M S. High temperature gasification of coal char in carbon dioxide and steam[D]. Cambridge: Massachusetts Institute of Technology, 1979.
- [31] GONZALO-TIRADO C, JIMÉNEZ S, BALLESTER J. Gasification of a pulverized sub-bituminous coal in CO_2 at atmospheric pressure in an entrained flow reactor [J]. Combustion and Flame, 2012, 159(1):385-395.