DOI:10. 3969/j. issn. 1674-1951. 2020. 12. 005

调整内外二次风与加装贴壁风方法对缓解炉内 高温腐蚀的数值模拟研究

Numerical simulation study on reducing high temperature corrosion in furnace by adjusting internal and external secondary air and taking closing-to-wall air

杨振¹,王新宇²,朱宣而²,黄亚继^{2*},岳峻峰¹,张强³,徐力刚²,谢灵鸥³ YANG Zhen¹,WANG Xinyu²,ZHU Xuan'er²,HUANG Yaji^{2*},YUE Junfeng¹, ZHANG Qiang³,XU Ligang²,XIE Ling'ou³

(1.江苏方天电力技术有限公司,南京 210000;2.东南大学 能源热转换及其过程测控教育部重点实验室,南京 210096;3.江苏国信扬州发电有限责任公司,江苏扬州 225000)

(1.Jiangsu Frontier Electric Technology Company Limited, Nanjing 211102, China; 2.Key Laboratory of Energy Thermal Conversion and Control, Ministry of Education, Southeast University, Nanjing 210096, China; 3.Jiangsu Guoxin Yangzhou Power Generation Company Limited, Yangzhou, 225000, China)

摘 要:选取1台650 MW超临界锅炉作为研究对象,在数值试验中同时将贴壁风配风方式与内外二次风配比作为 变量,探究了1种贴壁风与内外二次风配比调整协同解决高温腐蚀的方法。研究结果表明:模拟结果与试验结果的 侧墙近壁区域CO体积分数变化趋势基本一致,数理模型具备较好的准确性。当两侧燃烧器内二次风占比调整至 0.22和0.32时,对侧墙近壁区域CO位置分布影响不明显,炉膛出口飞灰中碳的质量分数及NO。质量浓度会随配比 的调整出现小幅波动。当两侧燃烧器内二次风占比提高至0.37时,CO聚集区的面积及体积分数均出现大幅下降, 但炉膛出口NO。质量浓度进一步升高,在缓解高温腐蚀的炉膛改造工程中应结合实际情况做出判断。

关键词:高温腐蚀;数值模拟;贴壁风;协同;防腐

中图分类号:TK 227.1 文献标志码:A 文章编号:1674-1951(2020)12-0028-09

Abstract: In a research on a 650 MW supercritical boiler, taking closing-to-wall air distribution scheme and distribution ratio of internal and external secondary air as variables, a proposed solution to high-temperature corrosion is adjusting air distribution proportion of closing-to-wall air and internal/external secondary air. According to the research results, the variation trends of CO volume fractions near the wall obtained by simulation and test were convergent, while the mathematical model was more accurate. When the ratios of secondary air in furnaces on two sides were adjusted to 0.22 and 0.32, their influence on CO distribution near the wall was minor, while the unburned carbon in fly ash and NO_x mass concentration at the furnace outlet showed a slight fluctuation with the adjustment of the ratio. When the ratio reached 0.37, the accumulation area and volume fraction of CO reduced dramatically, while the mass concentration of NO_x at the furnace outlet had a further increase. To alleviate high-temperature corrosion, judgment should be made in line with the actual situation of furnace reconstruction projects.

Keywords: high-temperature corrosion; numerical simulation; closing-to-wall air; collaboration; anticorrosion

0 引言

当前针对炉膛高温腐蚀问题,主流应对措施分为4种:涂层喷涂^[1-2]、管材优化^[3-4]、燃烧调整^[5-6]和贴壁风技术^[7-8]。这4种措施均能一定程度上缓解

高温腐蚀问题,但也都不可避免地存在一定的局限 性。对于涂层喷涂方法,由于过厚的涂层将增加水 冷壁热阻,对传热性能产生负面影响,所以这种方 法通常存在涂层寿命不长的问题,因此只常见于腐 蚀程度和热负荷不高的亚临界锅炉^[9]。对于管材优 化方法,一方面大面积更换材料成本较高的高合金 钢将影响电厂的经济效益,另一方面2种管材连接 处的焊缝在炉膛内腐蚀和高温环境下也存在一定

收稿日期:2020-08-20;修回日期:2020-10-15

基金项目:江苏省产业前瞻与共性关键技术资助项目 (BE2017037)

的安全隐患,所以当前我国燃煤机组并未大规模应 用此方法^[10]。对于燃烧调整方法,目前大量研究表 明,虽然单独采用此方法可以使水冷壁近壁区域还 原性气氛有所减少,但难以从根本上解决高温腐蚀 问题^[11]。而对于贴壁风方法,因其存在一定的风量 限制^[12],即使已对喷口结构和布置方案进行了充分 的优化,也很难保证在高负荷下完全消减高腐蚀风 险区域^[13-19]。

因此对于协同多种方法解决高温腐蚀问题的 研究具有重要的现实意义,目前已有部分学者协同 了燃烧调整方法与贴壁风方法。文献[20]首先对 炉膛靠外侧燃烧器进行了结构改造,把燃烧器外二 次风扩锥增大了35°并更换了内二次风导流筒,随 后在炉膛前后墙分别布置了4层贴壁风。改造后, 侧墙近壁面还原性气氛得到有效改善。文献[21] 在将1台旋流对冲锅炉同层燃烧器配风方式调整为 碗式配风后,在前后墙各加装了4层喷口形状为矩 形的贴壁风喷口,改造后有一半以上的测点达到0, 体积分数大于2%,CO体积分数小于0.5%的标准。 文献[22]将1台600 MW 超临界前后墙对冲锅炉的 内二次风质量流量增大了20%,外二次风扩锥增大 了35°,随后为锅炉加装了贴壁风设备,改造后各层 燃烧器平面H,S和CO的平均体积分数降幅可达2 个数量级。

综上所述,虽然当前对于调整配风方式与加装 贴壁风协同解决高温腐蚀问题的相关研究和报道 很多,但已有研究和报道也基本局限在确定配风方 案后的贴壁风工程试验上,难以反映同时改变配风 方式与加装贴壁风的防腐效果。因此,本文选取了 内外二次风配比调整这种已被证实过能够使高温 腐蚀问题有所减缓的燃烧调整方法^[23]与贴壁风方 法进行协同,在数值研究中同时将内二次风风量在 二次风总量中的占比与贴壁风配风方式作为变量, 以此来探究2种方法协同作用时的防腐效果。

1 研究对象概况

研究对象为1台650 MW 超临界锅炉,燃烧形式 为前后墙对冲燃烧,锅炉前后墙各布置有3层,每层 5 只 AireJet 低 NO₄ 燃烧器,燃烧器总计30 只。 AireJet 低 NO₄燃烧器结构如图1所示,燃烧器中的 风由内到外分为4股,分别为中心风、一次风、内二 次风和外二次风。其中中心风为直流风,其余各股 风都为旋流风。各层燃烧器标高分别为下层 20.849 m,中层25.892 m,上层30.934 m。在上层 燃烧器标高上方3.529 m处另布置有1层双风区燃 尽风(OFA)喷口。OFA喷口前后墙各布置有5只 AireJet,共计10只。燃煤煤质分析见表1。



图1 AireJet低NO_x燃烧器结构

Fig. 1 Structure of an AireJet burner with low NO_x emission

表1 燃煤煤质分析 Tab 1 Cool analysis

1	Tab. 1 Coar analysis				
项目	1	数值			
	$\omega({ m M}_{ m ar})$	17.40			
工业分析/%	$\omega(\mathrm{V}_{\mathrm{daf}})$	36.96			
	$\omega({ m A}_{ m ar})$	8.90			
	$\omega(C_{ar})$	58.44			
	$\omega({ m H}_{ m ar})$	3.71			
元素分析/%	$\boldsymbol{\omega}(\mathrm{O}_{\mathrm{ar}})$	10.16			
	$\omega(\mathrm{N_{ar}})$	1.01			
	$\omega(\mathrm{S}_{\mathrm{ar}})$	0.38			
低位发热量 $Q_{net,ar}$	低位发热量 Q _{net,ar} /(MJ·kg ⁻¹) 22.26				

为了解对象锅炉侧墙腐蚀性气氛实际分布,在 锅炉大修期间将烟气取样管分别布置于腐蚀较为 严重的侧墙中部区域。取样管于每侧墙布置2层, 其中下层取样管水平标高26m,上层水平标高31 m。左、右墙每层各安装有3个取样管,每层取样管 等距分布。测点位置L₁,L₂示意如图2所示。



分别在锅炉 650 MW(锅炉最大连续蒸发量(BMCR)),488 MW以及 325 MW负荷下测试炉膛侧 墙贴壁烟气成分。测试过程中首先将贴壁区域烟 气抽出,随后对烟气脱水除灰处理后,采用 Optima 7 便携式烟气分析仪测量CO,O₂,H₂S3种气体的体积 分数。单测点测试时间均大于2min,各测点的实际 记录值为测试时间段内的气体平均体积分数,测试 结果见表2-4。

		表 2	650 MW 侧墙,	佔壁烟气成分测	试结果		
		Tab. 2 Compos	ition of the closing	g-to-wall flue gas i	n a 650 MW boile	r	%
雄战鬼目	西日		左墙:前→后			右墙:前→后	
然 윴 奋 云	坝日	测孔1	测孔2	测孔3	测孔1	测孔2	测孔3
	$\varphi(0_2)$	1.300 0	0.000 0	0.900 0	0.000 0	0.000 0	0.400 0
上	$\varphi(CO)$	10.970 0	10.980 0	6.010 0	9.840 0	10.760 0	7.140 0
	$\varphi(H_2S)$	0.031 1	0.025 0	0.015 8	0.030 1	0.024 2	0.024 2
	$\varphi(0_2)$	0.800 0	0.000 0	—	0.900 0	0.000 0	0.500 0
下	$\varphi(CO)$	9.620 0	10.890 0	_	3.230 0	10.900 0	8.750 0
	$\varphi(H_2S)$	0.031 0	0.026 8	_	0.008 6	0.019 4	0.025 3

表3	488 MW	侧墙贴壁烟气成分测试结果
AX J	400 IVI VV	则恒加至松飞风刀侧风知木

		Tab. 3 Compos	ition of the closing	g-to-wall flue gas i	in a 488 MW boiler	•	%
辦戊鬼目	而日		左墙:前→后			右墙:前→后	
深沉和云	坝日	测孔1	测孔2	测孔3	测孔1	测孔2	测孔3
	$\varphi(0_2)$	0.700 0	0.300 0	0.000 0	0.100 0	0.100 0	0.200 0
上	$\varphi(CO)$	10.840 0	10.850 0	7.830 0	9.820 0	8.540 0	6.460 0
	$\varphi(H_2S)$	0.034 3	0.029 4	0.023 7	0.037 7	0.023 3	0.022 5
	$\varphi(0_2)$	0.000 0	—	_	0.100 0	0.100 0	1.000 0
下	$\varphi(\text{CO})$	10.850 0	—	—	10.680 0	10.690 0	1.000 0
	$\varphi(H_2S)$	0.033 3		_	0.020 8	0.037 6	_

		表4	325 MW侧墙则	^{佔壁烟气成分测}	试结果		
		Tab. 4 Compos	ition of the closing	g-to-wall flue gas i	n a 325 MW boile	•	%
湖伐卑巨	而日		左墙:前→后			右墙:前→后	
邓小方亡有计方式	坝目	测孔1	测孔2	测孔3	测孔1	测孔2	测孔3
	$\varphi(0_2)$	0.300 0	0.200 0	0.200 0	0.100 0	0.100 0	0.100 0
上	$\varphi(CO)$	6.770 0	9.540 0	6.830 0	7.170 0	8.110 0	4.670 0
	$\varphi(H_2S)$	0.038 9	0.050 1	0.023 5	0.041 2	0.037 8	0.020 7
	$\varphi(0_2)$	0.100 0	—	_	0.200 0	0.000 0	0.000 0
下	$\varphi(CO)$	9.970 0	—	—	5.590 0	10.170 0	9.560 0
	$\varphi(H_2S)$	0.044 8	—	_	0.023 5	0.042 4	0.038 7

表 2—4 中"—"表示测试过程中因测孔堵塞而 未测到对应数据。

由表2—4可知,主燃区侧墙近壁区域气氛具有 很强的还原性,除堵塞的测孔外,其余各测孔基本 处于无氧或低氧氛围,且还原性气体的体积分数随 负荷的提高进一步增强,在BMCR工况下,近壁区域 CO体积分数局部最高可达10.97%。

沿炉膛深度方向,CO和H₂S的分布基本呈现出 中间测孔处体积分数较高,两边测孔处体积分数较 低的特点。而沿炉膛高度方向,各测孔处的还原性 气氛的体积分数差别不明显,仅在BMCR工况下层 靠前墙一侧的测孔处 CO和H₂S具有较低的体积 分数。

2 模拟及计算方法

2.1 网格划分

本文采用分块网格划分技术对炉膛进行结构 化网格划分,根据内部流场情况,将整个计算域划 分成5个区域,包括炉膛上部、左侧墙、主燃区、右侧 墙及冷灰斗区域,相邻区域交界面设置为 interface 边界条件。由于主燃区是中湍流流动及化学反应 较为剧烈的区域,因此额外对主燃区及左右侧墙网 格进行加密处理。此外,为减小伪扩散对计算结果 的影响,划分在燃烧器出口处的网格时,保证网格 与流场方向近似一致。炉膛整体网格如图 3a所示, 燃烧器出口处局部网格如图 3b所示。经网格无关 性检验,本文最终确定整体网格数量约为270万。



2.2 数学模型及边界条件

本文采用带有旋流修正的 Realizable k-e 模型 模拟炉内气流的湍流流动:因为炉膛内气相反应速 率极快,化学反应的时间尺度远小于湍流混合的时 间尺度。因此,选取基于快速反应假设的混合分 数-概率密度函数模型(PDF)模拟气相湍流燃烧^[24]; 由于煤粉体积在炉膛内气相体积中的占比低于 10%,因此洗取离散颗粒模型(DPM)模拟煤粉的输 入;选用拉格朗日随机轨道模型模拟炉膛内煤粉的 运动轨迹;挥发分的析出选取双竞争反应模型模 拟:采用动力-扩散模型描述焦炭的燃烧:炉内辐射 换热过程选取P1模型进行描述^[25]:对于燃煤锅炉, NO.排放的质量浓度主要取决于热力型和燃料型 NO,的生成量,快速型NO,的生成量可忽略不计。考 虑到NO排放是NO_x排放的主体^[26],故本文仅模拟热 力型NO和燃料型NO的生成,采用捷里道维奇机理 模拟燃料型NO生成^[27],采用De Soete机理模拟燃料 型NO生成^[28];采用Ansys-Fluent软件的Simple算法 进行求解。

为准确控制炉内风量,炉膛入口边界条件均设 置为质量入口。入口气流温度及质量流量见表5。 煤粉颗粒总质量流量为71.30 kg/s,通过一次风入 口随气流进入炉膛,颗粒直径满足Rosin-Rammler 方法分布,最大颗粒直径为120 μm,最小颗粒直径 为2 μm,平均颗粒直径为36 μm,均匀性系数为 3.5。整个模型每迭代10次更新一次煤粉轨迹,每 条煤粉轨迹计算80次,每次更新76800条轨迹。炉 膛壁面简化为无厚度无滑移的定温壁面。炉膛出 口设置为压力出口,负压为-100 Pa。

	表5 入口边界工况	
 -		

inuar y conun	tion of the infet
温度/K	质量流量/(kg•s ⁻¹)
353	5.03
590	7.54
590	2.67
590	0.98
590	6.86
590	7.18
	温度/K 353 590 590 590 590 590

2.3 变内外二次风配比及贴壁风布置说明

锅炉原始工况下(工况1)内二次风在内外二次 风总量中占比0.27,各个燃烧器均等配风,基于原 始工况本文共设置了3组变内外二次风配比工况。 为减小燃烧方式变化对炉内燃烧的影响,各工况仅 对两侧燃烧器进行了调整:如工况4,内二次风占比 0.37,每层中间*2,*3,*4燃烧器保持内二次风占比 0.37,每层中间*2,*3,*4燃烧器保持内二次风占比 0.37,每层中间*2,*3,*4燃烧器保持内二次风占比 加1*5燃烧器的内 二次风占比调整至0.37,而且由于AireJet燃烧器结 构特性,*1,*5燃烧器风量相对原始工况增加18%, *2,*3,*4燃烧器风量相对原始工况减少12%。其他 各组变内外二次风配比工况及其余各层燃烧器可 依此类推。各工况详情见表6。

表6 组合方案工况

Tab. 6	Working	condition	of the	integrated	scheme
--------	---------	-----------	--------	------------	--------

 1日	内二次	风量偏差/%				
上优	工机 风占比	燃烧器#1,#5	燃烧器#2,#3,#4			
1	0.27	0	0			
2	0.22	<u>†</u> 6	$\downarrow 4$			
3	0.32	<u>†</u> 12	$\downarrow 8$			
4	0.37	<u>†</u> 18	↓ 12			

本文采用的贴壁风布置示意如图4所示。该方 案中喷口为圆形槽状喷口,喷口高度为40mm,喷口 截面直径为428mm。其中喷口3,6分别位于上层 燃烧器与中层燃烧器高度的侧墙中心,喷口1,2,4, 5,7,8的位置与各层燃烧器中心同一高度,对称分 布于侧墙中心线两侧,距离侧墙中心线3m。

3 结果与分析

3.1 模型的验证

图 5 为炉膛对称截面温度场。由图 5 可知,在 折焰角下方温度场基本对称,距离水冷壁不远处大 部分区域温度超过 1 500 K,局部温度超过 2 500 K, 旋流燃烧器能在出口形成卷吸气流,利用高温烟气 快速点燃煤粉。炉膛温度场总体在深度方向上呈 现中间高、两侧低的状态。这是因为两侧是模拟的



Fig. 5 Temperature field on the symmetrical section of the furnace

水冷壁吸热,而且燃烧器气流、煤粉和燃尽风温度 都低于炉膛温度,这对于炉膛来说相当于冷风,会 在入口降低局部温度。沿炉膛纵向方向,气流温度 在燃烧区最高,煤粉越过燃烧器后逐渐燃烧完全, 烟气温度稍有上升,随后因为不断向壁面散热,导 致炉膛上部至出口的烟气温度逐渐下降。

为验证本文数理模型选取和边界条件设置的 准确性,将BMCR工况下右墙近壁区域实测CO体积 分数与模拟CO体积分数分别沿L₁,L₂进行了对比。 由于实际测试前抽出烟气中的水蒸气已被脱除,为 避免烟气中水蒸气对对比结果的干扰,在对比数据 之前需将模拟结果换算为干烟气下CO体积分数。 沿L₁,L₂的CO体积分数对比结果如图6所示。

由图6可知,相比实测CO体积分数,模拟值总体偏小,一方面可能是锅炉实际运行过程中各层燃烧器对应的磨煤机燃煤成分存在一定差异,而输入参数为实测燃煤成分的质量加权结果,因此在局部煤种特性上模拟输入与实际运行存在一定区别;另一方面可能是燃烧器风煤配比的均匀性。本文在



模拟过程中假定煤粉从各燃烧器均匀喷入炉膛,但 在锅炉实际运行过程中,煤粉沿着燃烧器出口周 向、径向分布必然是不均匀的,而这种情况也将使 炉内局部CO体积分数进一步提高。但总体而言, 侧墙近壁区域CO体积分数的模拟结果与实测结果 变化趋势基本一致。

此外,BMCR工况下炉膛出口实测平均烟温为 1310 K,模拟平均烟温为1208 K;炉膛出口实测氧 气体积分数为2.50%,模拟所得氧气的体积分数为 2.73%。出口烟温和氧气体积分数的相对误差均在 10%以内,说明本文数理模型的建立和选取具备准 确性。

3.2 贴壁风方案与内二次风占比0.22的协同防腐 效果(工况1)

本节将对象锅炉两侧燃烧器内二次风占比调整至0.22,基于上述贴壁风方案分别进行了3组配风方案的数值模拟试验,并将一种锅炉原始运行工况(内二次风占比为0.27)下贴壁风率为3.47%的贴壁风配风方案作为对照工况。对照工况及3种协同方法下的贴壁风配风方案见表7。

P截面为右侧墙下层燃烧器中心高度下方3m (模型纵坐标y=0.007m,实际标高18.179m)至燃 尽风喷口中心高度上方3m(模型纵坐标y=19.541 m,实际标高37.713m)、距离侧墙壁面30mm的平 面。图7为各配风方案下P截面CO体积分数分布

表7 贴壁风配风方案(工况1)

1)
	1

西日	对照	配风方案		
坝日	工况	1	2	3
喷口1,2风速/(m・s⁻¹)	30	20	30	35
喷口3风速/(m·s⁻¹)	35	20	30	35
喷口4,5风速/(m・s⁻¹)	35	20	25	30
喷口6风速/(m・s⁻¹)	35	25	30	35
喷口7,8风速/(m・s⁻¹)	30	30	35	35
贴壁风率/%	3.47	2.80	3.33	3.73

对比。由图7可知,当两侧燃烧器内二次风占比减 小至0.22时,各协同方案P截面CO体积分数与对 照工况基本相似。喷口2,5右侧及喷口7,8与炉膛 上升主流形成的交界面以下聚集有较高体积分数 的CO。此外,由于配风方案1中贴壁风风量总体较 小,在P截面上部还分布有部分体积分数不高的CO 聚集区。而当各喷口风量增大至配风方案2与配风 方案3后,P截面上部CO聚集情况出现了明显改 善,但P截面主要高CO体积分数的分布区域,即喷 口2,5右侧及喷口7,8下部的CO聚集情况并未得 到明显改善。





图8为各配风方案下锅炉主要参数对比。根据 图8可知,各协同方案出口飞灰中碳的质量分数与 对照工况相比出现了小幅上升,出口NO_x质量浓度 与对照工况相比出现了小幅下降。综合以上因素, 本文认为内二次风占比0.22与贴壁风的协同方法 实际工程应用价值不高。

3.3 贴壁风方案与内二次风占比0.32的协同防腐 效果(工况2)

本节在对象锅炉的两侧燃烧器内二次风占比 调整至0.32的基础上,基于上述贴壁风方案分别进 行3组配风方案的数值模拟试验,并将一种锅炉原 始运行工况(内二次风占比0.27)下贴壁风率为



3.47%的贴壁风配风方案作为对照工况。对照工况及3种协同方法下的贴壁风配风方案见表8。

	表 8	贴壁风配风方案(工况2)
Tab. 8	Closing-to-	wall air distribution (working condition 2)

项目	对照 工况	配风方案		
		1	2	3
喷口1,2风速/(m・s⁻¹)	30	30	30	35
喷口3风速/(m⋅s ⁻¹)	35	30	30	35
喷口4,5风速/(m⋅s⁻¹)	35	15	25	35
喷口6风速/(m・s⁻¹)	35	30	25	30
喷口7,8风速/(m⋅s⁻¹)	30	10	30	30
贴壁风率/%	3.47	2.27	3.00	3.53

图9为各配风方案下P截面CO体积分数分布 对比。由图9可知,当两侧燃烧器内二次风占比增 大至0.32时,各协同方案高CO体积分数的分布区 域与对照工况基本相似,说明当采用内外二次风配 比与贴壁风方法协同时,较小的配比变化幅度不会 对侧墙近壁区域CO体积分数的分布产生明显影 响。此外,根据图9b,c,d可知,各CO聚集区的附近 喷口风量对其分布面积和体积分数影响较大,当配 风方案3下的贴壁风风率增大至3.53%时,P截面 右侧及下部两处高CO体积分数聚集区可显著 缩小。

图 10 为各配风方案下锅炉主要参数对比。由 图 10 可知,各协同方法出口 NO_x质量浓度与飞灰中 碳的质量分数相比对照工况分别有小幅升高与小 幅下降,这是因为内二次风占比的增加强化了煤粉 与二次风在射流初期的混合,使煤粉着火提前。但 其同时也提高了射流初期氧气的体积分数,削弱了 对 NO_x的还原效果。因此综合来看,本文认为内二 次风占比 0.32 与贴壁风的协同方法实际工程应用







价值较低。

3.4 贴壁风方案与内二次风占比**0.37**的协同防腐 效果(工况3)

本节在对象锅炉的两侧燃烧器内二次风占比 调整至0.37的基础上,基于上述贴壁风方案分别进 行3组配风方案的数值模拟试验,并将一种锅炉原 始运行工况(内二次风占比0.27)下贴壁风率为 3.47%的贴壁风配风方案作为对照工况。对照工 况及3种协同方法下的贴壁风配风方案见表9。

图11为各配风方案下P截面CO体积分数分布

对比。由图 11b 可知,由于配风方案 1 所用贴壁风 风量较小,炉膛侧墙近壁区域大量 CO 积聚在了贴 壁风气流与炉膛上升主流形成的交界面背侧。当 各喷口风量增大至配风方案 2 时,P 截面各 CO 聚集 区的分布面积及体积分数均有大幅下降,其中喷口 7,8 下部的高 CO 体积分数区最高已由 6.80% 降至 4.20%。配风方案 3 相比配风方案 2 减少了喷口 4, 5 的风量,增大了喷口 1,2 的风量。根据图 11d,这 种配风方案使P 截面上部高 CO 体积分数区的面积 有所减小,且对喷口 4,5 上方高 CO 体积分数区的面 积减小的效果明显。图 12 为各配风方案锅炉主要 参数对比。由图 12 可知,当两侧燃烧器内二次风占 比增大至 0.37 后,协同方法下出口 NO,质量浓度相

表 9 贴壁风配风方案(工况 3) Tab. 9 Closing-to-wall air distribution (working condition 3)

项目	对照 工况	配风方案		
		1	2	3
喷口1,2风速/(m⋅s⁻¹)	30	30	30	35
喷口3风速/(m⋅s ⁻¹)	35	30	35	35
喷口4,5风速/(m⋅s⁻¹)	35	20	30	25
喷□6风速/(m⋅s⁻¹)	35	30	30	35
喷口7,8风速/(m⋅s⁻¹)	30	0	25	25
贴壁风率/%	3.47	2.13	3.13	3.20





比对照工况进一步升高,出口飞灰中碳的质量分数 相比对照工况进一步下降。从总体来看,本文认为 配风方案3为与内二次风占比0.37协同时的最优 配风方案,但在实际工程应用中,还需综合考虑如 燃煤煤质、选择性催化还原技术(SCR)系统裕度等 因素对此方案做进一步评估和改进。



4 结论

(1)模拟结果与实测结果的侧墙近壁区域CO 质量分数变化趋势基本一致,模拟及实测炉膛出口 温度、氧气体积分数均误差较小。因此可认为本文 数理模型的建立和选取具备足够的准确性,能够对 炉内实际燃烧过程做出较好的预测。

(2)当两侧燃烧器内二次风占比调整至0.22和0.32时,较小的配比变化幅度不会对侧墙近壁区域CO体积分数分布产生明显影响,且炉膛出口飞灰中碳的质量分数及NO_x质量浓度会随配比的调整出现小幅波动。因此在内外二次风配比调整与贴壁风的协同方法中,当配比调整较小时实际工程应用价值较低。

(3)当两侧燃烧器内二次风占比提高至0.37 时,CO聚集区的面积及体积分数均出现了大幅下降,但结合炉膛出口NO。质量浓度进一步升高的情况,本文认为在实际工程应用中,还需综合考虑燃 煤煤质、SCR系统裕度等因素对此方案做进一步评 估和改进,以便在缓解高温腐蚀的实际改造中更具 指导意义。

参考文献:

[1]王健.电站燃煤锅炉水冷壁高温腐蚀特性研究[D].南京: 东南大学,2018.

- [2]STEIN-BRZOZOWSKA G, NORLING R, VIKLUND P, et al.Fireside corrosion during oxyfuel combustion considering various SO₂ contents [J]. Energy Procedia, 2014, 51: 234-246.
- [3]KAUR M, SINGH H, PRAKASH S, et al. Surface engineering analysis of detonation gun sprayed Cr₃C₂-NiCr coating under high - temperature oxidation and oxidation erosion environments [J]. Surface and Coatings Technology, 2011,206(2-3):530-541.
- [4]AGÜERO A, GUTIÉRREZ M, MUELAS R.Aluminum solidsolution coating for high - temperature corrosion protection [J].Oxidation of Metals, 2017, 88:145-154.
- [5]孙俊威,戴维葆,陈国庆,等.600 MW超临界对冲燃烧锅 炉水冷壁高温腐蚀运行优化调整[J].热能动力工程, 2019,34(6):178-183.

SUN Junwei, DAI Weibao, CHEN Guoqing, et al. Operation optimization and adjustment for high-temperature corrosion of water wall of 600 MW supercritical opposed firing boiler [J].Journal of Engineering for Thermal Energy and Power, 2019,34(6):178-183.

- [6]赵冬勇.组合贴壁风对水冷壁腐蚀环境影响模拟及防腐 效果分析[D].湘潭:湘潭大学,2018.
- [7]YANG W J, YOU R Z, WANG Z H, et al.Effects of near-wall air application in a pulverized-coal 300 MW_e utility boiler on combustion and corrosive gases [J]. Energy & Fuels, 2017,31(9):10075-10081.
- [8]LIU H, HU S J, ZHANG L, et al. Influence of near-wall air position on the high-temperature corrosion and combustion in a 1 000 MWth opposed wall-fired boiler[J].Fuel, 2019, 257.https://doi.org/10.1016/j.fuel.2019.115983.
- [9]许尧.1 000 MW 超超临界锅炉低氮燃烧改造后水冷壁腐 蚀及其防治的研究[D].南京:东南大学,2017.
- [10]何涛.600 MW 墙式布置对冲燃烧锅炉贴壁风技术研究 [D].哈尔滨:哈尔滨工业大学,2019.
- [11]李永生,刘建民,陈国庆,等.对冲旋流燃烧锅炉侧墙水 冷壁近壁区还原性气氛分布特性[J].动力工程学报, 2017,37(7):513-519,539.

LI Yongsheng, LIU Jianmin, CHEN Guoqing, et al. Characteristic for high temperature corrosion of water wall tube under gas-solid phase sulfur [J]. Journal of Chinese Society of Power Engineering, 2017, 37(7):513-519, 539.

[12]姚露,陈天杰,刘建民,等.组合式贴壁风对660 MW锅
 炉燃烧过程的影响[J].东南大学学报(自然科学版),
 2015,45(1):85-90.

YAO Lu, CHEN Tianjie, LIU Jianmin, et al. Influence of closing - to - wall air on combustion process in 660 MW opposed firing boiler [J]. Journal of Southeast University (Natural Science Edition), 2015, 45(1):85–90.

[13]ZHANG Y, FANG Y, JIN B S, et al.Effect of slot wall jet on combustion process in a 660 MW opposed wall fired pulverized coal boiler[J].Nephron Clinical Practice, 2019, 2019,17(4):425-442.

[14] 白昊,张健,郭欣维,等.煤粉锅炉中空气分级与烟气循环协同调控脱硝的数值模拟研究[J].华电技术,2020,42(9):9-15.

BAI Hao, ZHANG Jian, GUO Xinwei, et al. Numerical simulation for synergistic control on denitration in the pulverized coal boiler with air staging and flue gas circulation[J].Huadian Technology, 2020, 42(9):9-15.

[15]欧阳子区,满承波,李增林,等.35 t/h纯燃超低挥发分碳 基燃料预热燃烧锅炉运行特性研究[J].华电技术, 2020,42(7):50-56.

OUYANG Ziqu, MAN Chengbo, LI Zenglin, et al.Study on operation characteristics of a 35 t/h preheating combustion boiler with pure ultra-low volatile carbon-based fuels [J]. Huadian Technology, 2020, 42(7): 50-56.

- [16]王云鹏,段小云.330 MW热电联产机组锅炉低氮燃烧器 改造和燃烧调整[J].华电技术,2020,42(6):35-42.
 WANG Yunpeng, DUAN Xiaoyun.Retrofit and combustion adjustment of a low nitrogen burner in a 330 MW cogeneration unit[J].Huadian Technology, 2020, 42(6): 35-42.
- [17]赵阳,陈炳安,王鹏翔,等.大比例半焦煤粉掺混燃烧排 放数值模拟研究[J].华电技术,2020,42(10):64-72.
 ZHAO Yang, CHEN Bing'an, WANG Pengxiang, et al. Numerical study of the emission from co-combustion of large - proportion semi - coke and pulverized coal [J]. Huadian Technology,2020,42(10):64-72.
- [18]王钢.一种提高锅炉二次风量测量准确性的反吹扫方案 设计[J].华电技术,2019,41(6):76-77.
 WANG Gang.Design of anti purge device for improving the accuracy of boiler secondary air quantity measurement[J]. Huadian Technology,2019,41(6):76-77.
- [19]武岳.W形火焰锅炉粉量均匀性优化特性研究[J].华电 技术,2018,40(1):5-9.

WU Yue. Study on characteristics of uniformity optimization on pulverized coal flow in a W-flame boiler [J].Huadian Technology, 2018, 40(1):5–9.

- [20] 闫超.600 MW 超临界前后墙对冲锅炉水冷壁高温腐蚀 机理分析及其治理[D].广州:华南理工大学,2016.
- [21]关键,陈锡炯,项群扬,等.配风方式及贴壁风对锅炉贴 壁气氛影响规律研究[J].电站系统工程,2017,33(3): 21-23,26.

GUAN Jian, CHEN Xijiong, XIANG Qunyang, et al. Effect of air distribution and near-wall air on near water-wall flue gas atmosphere distribution for coal firing boiler[J].Power System Engineering, 2017, 33(3):21-23, 26.

[22]陈敏生,廖晓春.改造燃烧系统降低对冲锅炉侧墙还原 性气氛[J].中国电力,2014,47(1):91-95.
CHEN Minsheng, LIAO Xiaochun. Modification on combustion system of opposed firing boiler to reduce deoxidation atmosphere at sidewalls [J]. Electric Power, 2014,47(1):91-95.

[23]贾宏禄.锅炉低氮燃烧改造与高温腐蚀控制分析[J].电 力科学与工程,2015(6):68-73.

JIA Honglu. Analysis of low NO_x combustion system retrofit and high temperature corrosion control [J]. Electric Power Science and Engineering, 2015(6):68–73.

- [24]SANKAR G, KUMAR D S, BALASUBRAMANIAN K R. Computational modeling of pulverized coal fired boilers-A review on the current position [J]. Fuel, 2019, 236 (15) : 643-665.
- [25]LAUBSCHER R, ROUSSEAU P. Numerical investigation into the effect of burner swirl direction on furnace and superheater heat absorption for a 620 MWe opposing wallfired pulverized coal boiler [J]. International Journal of Heat & Mass Transfer, 2019, 137:506-522.
- [26]李想.1000 MW 超超临界前后墙旋流对冲锅炉燃烧数 值模拟[D].武汉:华中科技大学,2012.
- [27] HILL S C, SMOOT L D. Modeling of nitrogen oxides formation and destruction in combustion systems [J].
 Progress in Energy and Combustion Science, 2000, 26(4): 417 - 458.
- [28]SOETE G G D. Overall reaction rates of NO and N₂ formation from fuel nitrogen[J].Symposium (International) on Combustion, 1975, 15(1):1093-1102.

(本文责编:张帆)

杨振(1988一),男,江苏扬州人,工程师,工学硕士,从事 电厂锅炉性能测试与评估方面的研究(E-mail:yangzhen_ 616@126.com)。

黄亚继*(1975一),男,江苏南通人,教授,工学博士,博 士生导师,从事洁净煤燃烧和可再生能源利用技术方面的研 究(E-mail:heyyj@seu.edu.cn)。

作者简介: