

DOI: 10.19666/j.rlfed.202212214

超临界 650 MW 机组对冲燃烧锅炉结焦 防控研究

熊 辉¹, 宗 涛¹, 吴元元¹, 毛志慧¹, 黄德馨²,
江 龙², 胡 松², 向 军²

(1.湖北能源集团鄂州发电有限公司, 湖北 鄂州 436006;
2.华中科技大学煤燃烧国家重点实验室, 湖北 武汉 430074)

[摘 要] 针对某超临界 650 MW 机组对冲燃烧锅炉结渣问题, 通过热力计算校核不同煤种对其炉膛出口烟温及锅炉热负荷影响, 采用计算流体力学 (CFD) 模拟计算分析炉内配风及燃烧器扩锥角对炉膛烟动力场与烟温的影响。研究表明: 锅炉设计参数及煤种不是该炉结渣的主要影响因素; 变风量模拟结果表明调整内、外二次风比例可明显改变炉膛烟动力场, 但在实际调整过程中变风量对于抑制锅炉结渣效果不显著; 变扩锥角模拟表明将燃烧器扩锥角由 45° 改为 30° 可降低水冷壁区域热负荷, 可抑制燃烧器周围区域结渣; 在现场实验中, 将燃烧器扩锥角由 45° 改为 30° 并调整配风后, 锅炉结渣情况得到大幅改善; 适量降低 SOFA 风比例可以降低炉膛火焰中心高度及炉膛出口烟温; 二次风旋向对炉内流场特性影响明显, 在后续调整中可考虑针对 SOFA 风比例和二次风旋向作进一步调整。

[关 键 词] 对冲燃烧锅炉; 结焦防控; 热力计算; 数值模拟

[引用本文格式] 熊辉, 宗涛, 吴元元, 等. 超临界 650 MW 机组对冲燃烧锅炉结焦防控研究[J]. 热力发电, 2023, 52(5): 37-47. XIONG Hui, ZONG Tao, WU Yuanyuan, et al. Study on coking prevention of supercritical 650 MW opposed firing boiler[J]. Thermal Power Generation, 2023, 52(5): 37-47.

Study on coking prevention of supercritical 650 MW opposed firing boiler

XIONG Hui¹, ZONG Tao¹, WU Yuanyuan¹, MAO Zhihui¹, HUANG Dexin²,
JIANG Long², HU Song², XIANG Jun²

(1.Hubei Energy Group Ezhou Power Generation Co., Ltd., Ezhou 436006, China;
2.State Key Laboratory of Coal Combustion, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China)

Abstract: In order to effectively prevent the slagging of a supercritical 650 MW opposed firing boiler, the influence of different coal types on the flue gas temperature at the furnace outlet and the heat load of the boiler was checked by thermodynamic checking calculation, and the influence of the air distribution in the furnace and the cone-expanding angle of the burner on the flue gas dynamic field and flue temperature of the furnace was analyzed by CFD simulation. The results of the thermodynamic checking calculation showed that the boiler and the coal type were not the main reason for slagging. The variable air volume simulation showed that adjusting the ratio of internal and external secondary air could have effect on the dynamic field of flue gas. But in operation, changing the air volume did not solve the slagging problem well. The simulation results pointed out that the heat load of the water wall area could be reduced by reducing the cone-expanding angle of the burner from 45° to 30°, so as to inhibit the slagging. In the actual adjustment, after changing the cone expansion angle of the burner from 45° to 30° and adjusting the air distribution, the slagging situation of the boiler was greatly improved. The calculation results of variable SOFA wind showed that the appropriate reduction of SOFA wind proportion could reduce the flame height and the flue gas outlet temperature. The simulation of variable secondary air rotation showed that the secondary air rotation had a significant influence on the flow field and the slagging risk would significantly increase if the rotation of the burner was not arranged according to designed value. Further adjustments to SOFA wind ratio and secondary wind swirl could be considered in following adjustments.

修回日期: 2022-12-01

第一作者简介: 熊辉 (1972), 男, 高级工程师, 主要研究方向为燃煤电站锅炉诊断运行优化, ezppxh2011@qq.com.

Key words: opposed firing supercritical boiler; slagging prevention and control; thermodynamic calculation; numerical simulation

火力发电作为煤炭利用的重要途径之一,一直在我国电力生产中起着不可替代的作用。2021年,我国全年发电量约 8.53 万亿 kW·h,其中火力发电量约为 5.81 万亿 kW·h,占总发电量的 68%以上^[1]。火电行业中煤炭大量的使用会带来严峻的环境问题,其中氮氧化物的排放问题尤为严重。为减少 NO_x 排放,燃煤电厂常使用低氮燃烧技术,采用空气深度分级燃烧技术、选择性催化还原技术(selective catalytic reduction, SCR)等技术手段降低锅炉炉膛出口 NO_x 生成。低氮燃烧技术虽然能使锅炉排放的 NO_x 含量符合国家标准,但同时会带来其他问题,如低氮燃烧下水冷壁管易发生高温腐蚀,低氮燃烧方式下炉内气温偏差大,低氮燃烧方式下炉内发生结渣结焦等^[2-4]。其中,炉内结焦结渣会严重影响锅炉的安全生产,附着在换热面上的焦块会恶化传热,造成换热面过热超温;当结渣块过大时,会从锅炉炉膛水冷壁、屏过等换热面表面脱落,形成垮焦现象,造成炉压剧烈波动,带来炉膛灭火风险;垮焦也容易砸坏冷灰斗区域水冷壁管,或造成炉底水封破坏,严重影响锅炉安全运行。

针对低氮燃烧方式下锅炉结焦结渣等问题,已有不少学者做了相关研究工作。王振明等^[5]对某超超临界 660 MW 机组锅炉采用东锅自主设计的低 NO_x 旋流燃烧器后出现锅炉结焦严重现象进行分析,发现结焦主要发生在前后墙燃烧器区域,且焦块较为疏松,并从燃烧器结构、旋流风强度、煤种特性等方面对结焦原因进行分析,提出了相应的解决办法。郝振^[6]采用双尺度低氮燃烧器改造实际案例出发,指出该方案中同时采用横向、纵向空气分级技术不仅能达到降低 NO_x 排放目的,横向双区布置还能有效防止炉内结焦和高温腐蚀。吕太等^[7]对某 330 MW 机组锅炉低氮燃烧器改造后上层主燃区发生严重结焦现象进行温度场实验与 Fluent 软件模拟计算,采用改变上层燃烧器一、二次风配风方式对炉内燃烧进行优化调整达到抑制结焦效果。毛晓飞等^[8]对某贫煤锅炉低氮改造后发生严重结焦问题,结合煤种特性,炉膛结构,炉内空气动力场及卫燃带布置等方面对结焦原因及进行分析,针对性地提出了一次风速冷态调平、减小卫燃带面积等有效防治措施。靖东平^[9]对某超临界对冲旋流燃烧锅炉低氮改造后 NO_x 锅炉燃烧器周围及燃尽风区域均发生严重结焦问题进行研究,通过变旋流强度试验,变煤粉细度试验,变燃尽风量试验等方法解

决了炉内结焦问题。曹瑞杰等^[10]对某低氮改造后四角切圆锅炉进行实验研究和数值模拟,结果表明随着燃尽风(SOFA)所占份额的增大,燃烧器上部火焰形成的切圆直径扩大,高温下灰中结焦液体含量升高,反映了炉内 SOFA 风上部炉壁更易结焦。

综上所述,对冲锅炉低氮燃烧发生结焦结渣的部位主要为锅炉燃烧器区域、锅炉上层主燃烧区及燃尽风区^[11-13],而产生结渣的原因主要有入炉煤煤质特性改变、低 NO_x 燃烧器二次风旋流强度过大造成二次风刷墙、SOFA 风占比份额过高使煤粉不完全燃烧加剧及炉内空气动力场不合理等原因^[14-17]。本文针对某超临界 650 MW 机组对冲燃烧锅炉结渣垮焦运行问题进行综合评估与诊断,对设计煤种、校核煤种和实际煤种锅炉进行热力计算校核,并对调整一次风强度、二次风占比、扩锥角角度、SOFA 风比例及二次风旋向等因素造成的影响进行了模拟分析,结合理论分析以及现场试验,最后确定改变燃烧器扩锥角角度方案,成功解决了锅炉结渣问题,为电厂锅炉结渣防控提供了理论和技术指导,确立了可借鉴的治理方案。

1 锅炉本体

某超临界 650 MW 机组变压直流锅炉,采用前后墙对冲火焰燃烧、Π型布置、一次再热、单炉膛、尾部双烟道结构;采用平行挡板调节再热汽温,固态排渣,全钢构架,平衡通风,半露天布置。锅炉前后墙总共布置有 3 层煤粉燃烧器,每层 8 个,前后墙每侧各 4 个,共计 24 个。燃烧器上方布置有 2 层燃尽风,分别为侧燃尽风(第 4 层)和主燃尽风(第 5 层),侧燃尽风有 4 个喷口,前后墙各 2 个,主燃尽风有 8 个喷口,前后墙各 4 个。该锅炉从投产调试开始就一直存在比较严重的结渣垮焦现象,检查发现结渣的位置在前墙上层燃烧器与燃尽风间的区域。频繁垮大焦经常造成炉底水封破坏,甚至引发非计划停机,严重影响了锅炉的运行安全。

2 热力计算及数值模拟方法

2.1 热力计算

2.1.1 热力计算方法

炉膛热力计算通过对设计煤种、校核煤种等的计算,得到炉膛出口烟温,炉膛热负荷分布和炉膛水冷壁吸热量等参数,并与设计值对比,从而分析造成锅炉结渣的可能原因。

2.1.2 计算煤种煤质参数

该锅炉设计煤种采用烟煤，校核煤种 1 采用低挥发分烟煤，校核煤种 2 采用烟煤和无烟煤的混煤，实际燃煤煤种采用混煤，煤质信息见表 1。

表 1 计算煤种煤质信息
Tab.1 Characteristics of different coals

煤质特性	设计煤种	校核煤种 1	校核煤种 2	实际煤种	
元素分析	$w_{ar}(C)/\%$	55.69	50.89	57.20	56.26
	$w_{ar}(H)/\%$	3.52	2.90	2.45	3.68
	$w_{ar}(O)^d/\%$	6.01	3.77	3.61	9.12
	$w_{ar}(N)/\%$	0.96	0.83	0.64	1.15
	$w_{ar}(S)/\%$	0.81	0.50	0.44	0.66
工业分析	$w_{ar}(A)/\%$	24.31	33.91	26.85	20.20
	$w_{ar}(M)/\%$	8.70	7.20	8.81	8.93
	$w_{ar}(FC)^d/\%$	43.12	45.60	53.72	42.11
	$w_{ar}(V)/\%$	23.87	13.29	10.62	28.76
	灰熔点分析	变形温度/ $^{\circ}C$	1 230	1 200	1 330
软化温度/ $^{\circ}C$		1 250	1 280	1 370	1 484
半球温度/ $^{\circ}C$		1 250	1 280	1 370	1 484
熔化温度/ $^{\circ}C$		1 280	1 350	1 430	>1 500
低位发热量	$Q_{LHV}/(kJ \cdot kg^{-1})$	21 520	19 220	20 900	21 727

注：ar 为收到基，d 为差减法得出。

2.2 旋流燃烧器建模与工况设置

为研究单个旋流燃烧器的流场和燃烧情况，采用数值模拟的方式进行研究：采用 Fluent 软件进行计算流体动力学（computational fluid dynamics, CFD）的分析，采用 Gambit 软件进行网格划分，采用 Realizable $k-\epsilon$ 模型模拟湍流流动、P1 模型模拟辐射换热、随机颗粒轨道模型模拟煤粉粒子的运动轨迹、混合分数/概率密度函数（PDF）模型模拟气相燃烧过程、双方程竞争模型模拟挥发分热解过程、动力学/扩散控制速率模型模拟焦炭的非均相反应过程^[10,18]。

燃烧器具体网格划分情况如图 1 所示。在燃烧器模型的出口设置一个供燃料着火和燃烧的区域，同时由于燃烧器内部结构比较复杂，故在局部位置采用非结构化网格进行划分，并在燃烧器出口，叶片流域等位置进行加密。经网格无关性验证，该网格划分符合计算条件。

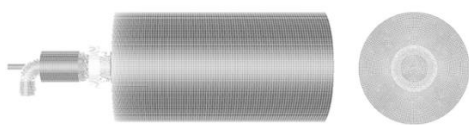


图 1 燃烧器网格划分
Fig.1 Burner grid division

旋流燃烧器在外二次风旋流强度较大时，容易出现二次风贴壁现象，造成燃烧器区域结焦结渣现象严重^[19]。为研究内二次风占比及二次风喷口角度对冷态流场的影响，设置了 6 个工况进行模拟，具体相关设置见表 2。

表 2 燃烧器模拟工况设置
Tab.2 Working conditions of burner simulation

项目	工况 1-1	工况 1-2	工况 1-3	工况 1-4	工况 1-5	工况 1-6
中心风质量流量/($kg \cdot s^{-1}$)	0.29	0.29	0.29	0.29	0.29	0.29
一次风质量流量/($kg \cdot s^{-1}$)	4.00	4.00	4.00	4.00	4.00	4.00
二次风质量流量/($kg \cdot s^{-1}$)	15.70	15.70	15.70	15.70	15.70	15.70
二次风喷口角度/ $^{\circ}$	45	45	45	45	30	20
内二次风占比/ $\%$	20	30	40	50	40	40

2.3 炉膛热态模拟建模与工况设置

为分析炉内火焰刚度和燃烧情况，对全炉膛进行建模^[20-21]：在 Fluent 前处理软件 ICEM 中，采用全结构化的网格划分方案，对整个炉膛进行细致的分块；在燃烧器区域，由于其是燃烧发生的主要场所，存在着较高强度的气固两相流，流动情况比较复杂，因而在燃烧器区域网格划分较为密集；为分析炉膛整体情况，对燃烧器进行简化处理，仅将燃烧器作为边界条件输入，不考虑其具体结构的影响；同时，在中心风、一次风、内二次风和外二次风喷口以及 SOFA 风的直流和旋流喷口处进行网格加密；对于冷灰斗区和炉膛上部空间，由于气体湍流、煤粉着火燃烧情况相对不复杂，故采用较为稀疏的网格划分方案。最后划分得到的网格和燃烧器区域局部网格情况如图 2 所示。经网格无关性验证，该网格划分符合计算条件。模拟设置与燃烧器部分相同。

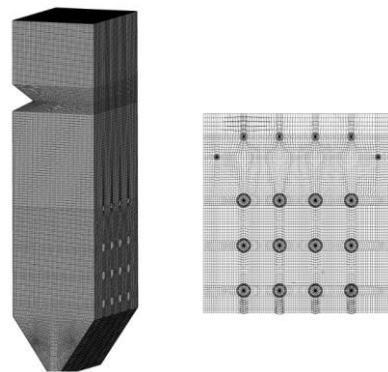


图 2 炉膛和燃烧器局部喷口划分情况
Fig.2 Furnace and the nozzles of burner grid division

为研究内外二次风的占比和一次风强度的影响,设置了表3所示的工况。全模拟时,给煤总量为251.352 t/h;一次风、二次风和中心风等入口均设置为质量流量入口,出口设置为压力出口,二次风设置为旋流入口,中心风喷口不供风;一次风风温设置为493 K,内二次风温和外二次风温设置为614 K;一次风流量依次设置4.29、6.00、8.00 kg/s,二次风总流量为15.7 kg/s;内、外二次风占比依次设置为20%、30%、40%和50%。

表3 炉膛模拟工况设置
Tab.3 Working conditions of furnace simulation

工况	一次风流量/(kg·s ⁻¹)	内二次风占比/%	内二次风流量/(kg·s ⁻¹)	外二次风流量/(kg·s ⁻¹)
2-1-a	4.29	50	7.85	7.85
2-1-b		40	6.28	9.42
2-1-c		30	4.71	10.99
2-1-d		20	3.14	12.56
2-2-a	6.00	50	7.85	7.85
2-2-b		40	6.28	9.42
2-2-c		30	4.71	10.99
2-2-d		20	3.14	12.56
2-3-a	8.00	50	7.85	7.85
2-3-b		40	6.28	9.42
2-3-c		30	4.71	10.99
2-3-d		20	3.14	12.56

3 结果与分析

3.1 不同煤种的炉膛热力计算

设计煤种和校核煤种在炉内燃烧热力计算结果主要参数对比见表4。由表4可见,设计煤种锅炉计算效率与设计值基本一致,但同样位置处的锅炉烟温低约30~55℃,这种差异可能由辐射系数、沾污系数等参数取值差异引起。

表4 设计煤种及校核煤种热力计算结果
Tab.4 Design coal and check coal thermal calculation results

项目	设计煤种设计值	设计煤种校核值	校核煤1校核值	校核煤2校核值
灰软化温度/℃	1 250	1 250	1 280	1 370
锅炉计算效率/%	93.35	93.34	92.29	92.36
屏过进口烟温/℃	1 449	1 394	1 369	1 373
屏过出口烟温/℃	1 179	1 150	1 132	1 131
炉膛出口烟温/℃	1 045	1 014	1 004	1 004

设计煤种校核计算结果表明锅炉烟温相对锅炉出厂设计略有减小。该锅炉的设计特点是容积较大,容积热负荷较低,但炉膛高度相对较短,不利

于煤粉燃尽,火焰中心相对较高,使炉膛上部受热面及出口烟温较高,该区域易发生结渣。比较校核煤种1、校核煤种2与设计煤种的计算结果可看出,使用这2种煤时,尽管挥发分较低推迟燃烧,但由于热值更高与风粉比更大等因素,使得对应处烟温计算值分别低约10~20℃,且其灰熔点相对设计煤种分别高30、120℃,可进一步降低结渣风险。

设计煤种、实际煤种热力计算结果及与电力标准(DL/T 831—2015)、机械标准(NB/T 10127—2018)的对比见表5。实际煤种的绝热火焰燃烧温度较高,相比于设计煤种升高约15℃。这是由于实际燃煤煤种的氧含量比设计煤种高约3%,因而实际燃煤混煤燃烧所需的理论空气量更小,由过量空气带走的热量更少,导致实际煤种的理论燃烧温度更高。较高的绝热火焰温度可能会使烧损风险提高,更易产生结焦结渣现象。但考虑到燃煤设计煤种和实际煤种的锅炉热力负荷(包括容积热负荷,截面热负荷及燃烧器区域面积热负荷)和炉膛出口烟温基本一致,且2种煤种的热力负荷均符合行业标准,说明锅炉本体以及煤种可能不是该炉结焦的主要原因。

表5 设计煤种及实际煤种热负荷及烟温对比
Tab.5 Comparison of heat load and flue gas temperature between design coal and actual coal

项目	设计煤种	实际煤种	电力标准	机械标准
燃料热值/(kJ·kg ⁻¹)	21 520	21 727		
炉膛容积热负荷/(kW·m ⁻³)	79.4	79.3	85.0~95.0	80.0~105.0
炉膛截面热负荷/(MW·m ⁻²)	4.667	4.663	4.000~4.800	4.100~5.000
燃烧器区壁面热负荷/(MW·m ⁻²)	1.602	1.601	1.300~1.800	1.100~1.800
炉膛出口烟温/℃	1 014	1 012		
绝热燃烧温度/℃	1 997	2 013		

3.2 锅炉配风影响

该锅炉冷态调整过程中,发现前后墙均存在燃烧器旋流过大扫墙的情况,表明运行过程中存在煤粉贴壁燃烧导致结渣的可能性。冷态实验结果显示:一次风速的测量表明前后墙燃烧器喷口风速最小为23.77 m/s,最大33.05 m/s,超过设计风速20.5 m/s较多,且前后墙对冲速度相差较多;同时,二次风一侧风量显著低于另一侧,两侧同一层实测风量偏差最低为2.34%,最大可达22.02%,二次风量不均匀、偏烧严重,导致炉内整体动力场混乱。初步分析当前结渣原因可能在于一次风速较高、二次风动量小、回

流能力差导致的结果是火焰拉长后燃，火焰中心抬升，使得上部区域结渣。需要对锅炉在不同一、二次风下的燃烧情况进行模拟分析。

3.2.1 不同内二次风占比下燃烧器单喷口冷态流场的变化

以工况 1-2，内二次风占比 30% 时为例，其轴截面速度云图如图 3 所示。由图 3 可以看出：一次风经过弯管进入煤粉浓缩器后速度有稍微的增长，然后经过稳焰齿环进入大空间后便立即扩散且与周围二次风相互作用，速度迅速减小；内二次风经过旋流叶片截面积迅速收缩，其速度迅速增大到最大值，在获得一定旋流强度后进入燃烧区，与直流一次风相互作用，形成一定的回流区；外二次风在经过具有一定角度的导叶后，获得一定的旋流强度，随后由于截面积的收缩，速度变大，并在进入燃烧区后迅速衰减，同时与不断卷吸直流一次风外侧的气流，形成回流区。

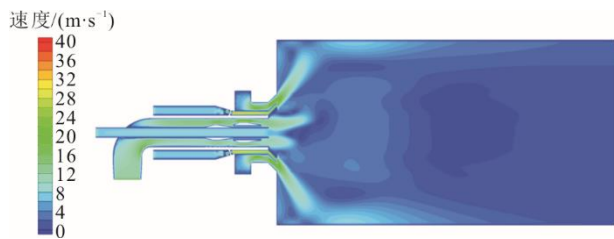


图 3 燃烧器轴截面速度云图
Fig.3 Velocity contour of burner shaft section

燃烧器出口面及轴截面速度矢量图如图 4 所示。由图 4 可知，在一次风离开燃烧器进入燃烧区后，旋流二次风开始与直流射流发生作用。首先在内二次风的作用下，刚进入燃烧区的一次风立即被卷吸形成回流区，一次风的刚性受到一定影响，使得射程迅速变短。同时，随着一次风进一步的扩散，在外二次风的作用下，在一次风周围形成了更大的回流区，进一步强化卷吸效果，使得煤粉更好地燃烧，保证稳定着火、燃尽的过程^[13]。

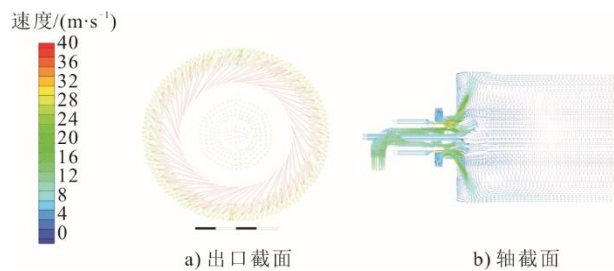


图 4 燃烧器速度矢量图
Fig.4 Velocity vector of burner

当内二次风和外二次风流量占比发生变化的时候，回流区大小、一次风刚性等因素会发生相应的变化^[22]。在维持总过量空气系数不变的情况下，改变内外二次风流量分配，得到不同二次风流量占比情况下轴截面速度云图如图 5 所示。由图 5 可知，当内二次风占总二次风比例由 20% 逐渐增大至 50% 时，一次风的刚性迅速减小，内二次风占比达到 50% 时，速度云图中甚至看不到显著的直流一次风射程。这说明，随着贴近直流一次风的内二次风强度不断增加，一次风刚扩散时受到旋流的卷吸效果增强，导致一次风的刚性受到较大的影响。当内二次风强度非常大而一次风强度较小时，一次风刚离开旋流燃烧器便被内旋流二次风卷吸形成回流，无法继续向前扩展。形成的回流有利于点燃下一时刻出来的煤粉气流并使其着火，在一定程度上可以降低炉内飞灰含量，减少机械不完全燃烧热损失；但回流也会使得着火火焰贴近燃烧器出口，无法伸展到炉膛中心，从而导致燃烧器区域局部热负荷显著增加，炉膛水冷壁近壁面温度过高。如果煤粉中混有低灰熔点的劣质煤，在燃烧器局部高热负荷区域结渣可能性会大大增加。

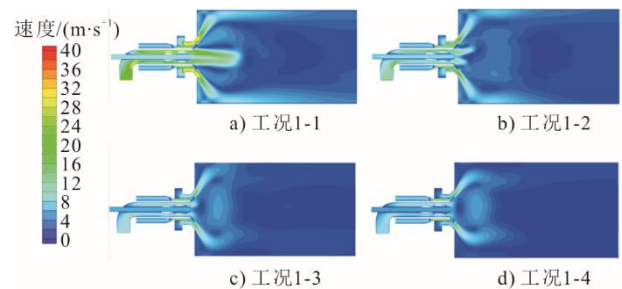


图 5 不同二次风流量占比下轴截面速度云图
Fig.5 Velocity contour of different working conditions under different secondary air flow

图 6 显示了在内二次风占比分别为 20%、30%、40% 和 50% 时轴截面速度矢量图。由图 6 可以看出，当内二次风比例由 20% 增加至 30% 时，一次风刚性迅速降低，一次风射流距离迅速缩短，且外二次风包裹区域内的一次风及内二次风回流混合强度迅速提升。这是由于内二次风比例增加后，其旋流在一次风射流周围区域形成低压环境，空气压差作用于一次风射流形成卷吸作用。当内二次风占比继续增加，内二次风旋流卷吸作用持续加强，一次风刚性持续降低，且外二次风沿扩锥角射流距离也有所降低，更早地改变射流方向，这将使得高温烟气更迅速地离开燃烧器喷口周围区域，降低燃烧器周围

区域热负荷,相应地也会降低燃烧器附近区域结渣风险。然而,当内二次风占总二次风比例过大时,其旋流卷吸作用十分强烈,大量高温烟气会回流至燃烧器内喷口附近。大量高温烟气与一次风混合可有效助燃,保证炉内着火、燃烧稳定,但同时也将极大地增加燃烧器喷口的烧损风险。因而,在一次风量一定时,适中的内二次风比例可平衡一次风刚性及回流能力,同时降低燃烧器周围及上部区域结渣风险。

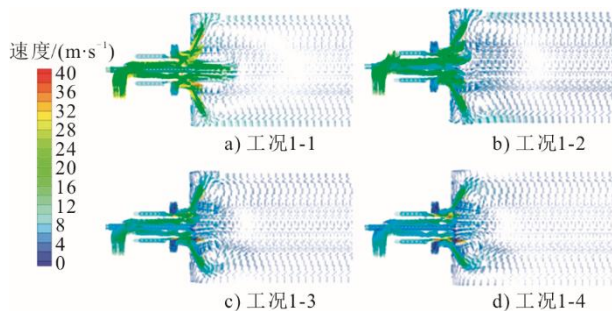


图6 不同二次风流量占比下轴截面速度矢量图
Fig.6 Velocity vector of different working conditions under different proportion of secondary air flow

3.2.2 变一次风量对炉内燃烧的影响

图7显示了在相同二次风占比下,改变一次风量对炉膛垂直截面温度的影响。布置在对墙的旋流燃烧器喷出的一次风粉混合物着火燃烧,产生高温火焰,火焰相互对冲。由于对墙旋流方向相反,在二次风旋流的相互作用下,总体表现为使得烟气向上流动的作用,继而出现如图所示的火焰向上偏移现象。由于SOFA的存在,在主燃区未燃尽的煤粉和还原性气体如CO等在主燃区上方的燃尽区进一步着火燃烧,使得在主燃区上方再次出现一个燃烧区,使得炉膛出口烟温增加。随着一次风强度的增加,炉内高温火焰向内集中,有效减少了燃烧器前后墙及周围水冷壁区的局部热负荷。在内二次风占比较高时,虽然火焰刚性受到内二次风卷吸作用减弱,但一次风强度的增加能有效提高一次风刚度,增加火焰在炉内的射程,降低燃烧器喷口烧损风险^[23]。

图8显示了给定内外二次风分配(40%)时,改变一次风量的炉膛出口截面温度对比。为简化模拟计算,未充分考虑到屏过受热面的吸热,导致炉膛出口烟温相对理论计算值偏高。由图8可以看出,随着一次风强度的不断增加,炉膛出口截面高温区逐渐扩大,炉膛出口平均温度增加。

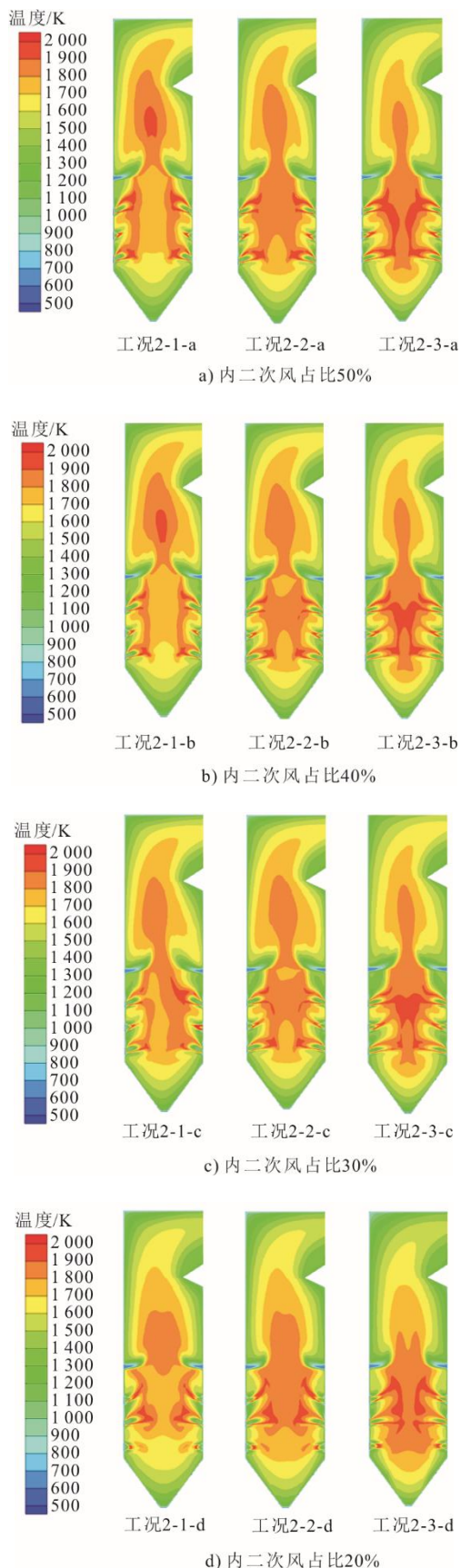


图7 增加一次风量对炉膛垂直截面温度场的影响
Fig.7 Influence of increasing primary air volume on temperature field of vertical section of the furnace

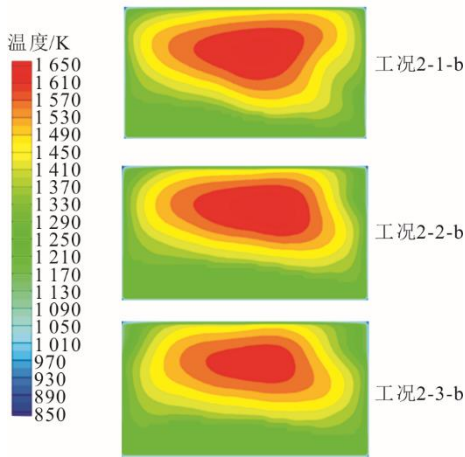


图 8 不同一次风强度下炉膛出口温度云图
Fig.8 Temperature field of furnace exit under different primary air volume

但一次风量的增加会使得主燃区的氧量增加，从而使主燃区的不完全燃烧减少，还原性氛围减弱。图 9 为不同一次风量下炉膛竖直截面的 CO 质量浓度占比云图，其中，x 轴沿炉膛深度方向。由图 9 可以看出，不论炉膛哪个竖直截面，随着一次风量的增加，主燃区的 CO 浓度都呈现出明显的下降趋势。这是因为主燃区氧量的升高使得在空气分级条件下所形成的还原性气体在主燃区不断被氧化，而再燃区的进一步燃烧减少，这与图 8 中燃尽区的高温区域随着一次风的增加而明显收缩的现象一致。

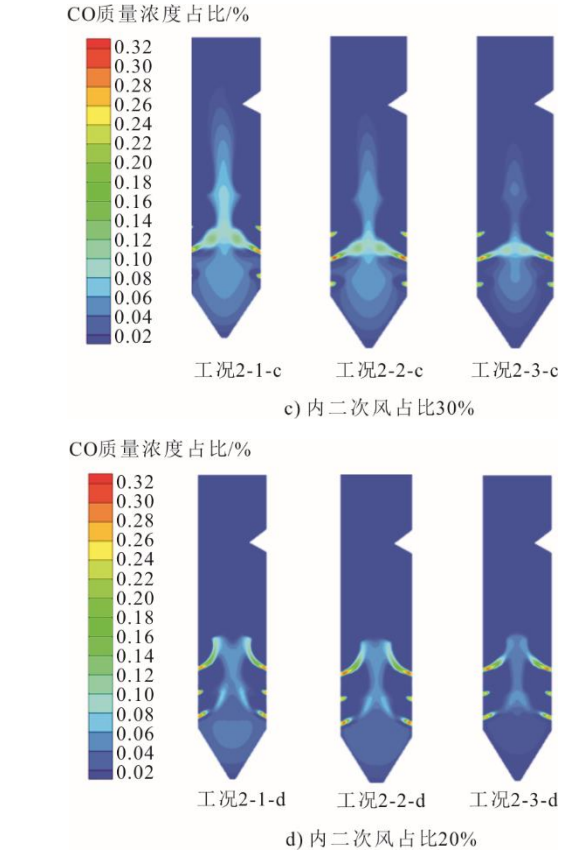
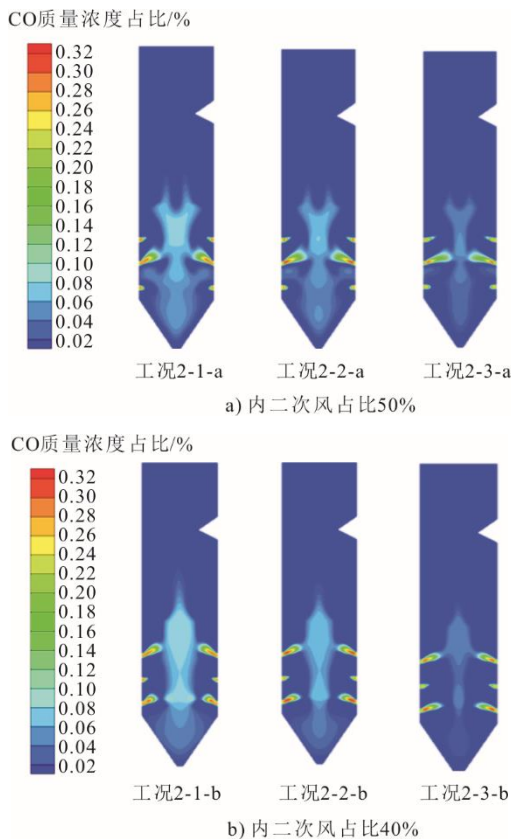


图 9 不同一次风量下炉膛竖直截面 CO 质量浓度占比
Fig.9 CO concentration of vertical section of furnace under different primary air volume

表 6 为不同一次风量下炉膛内 CO 平均质量分数在不同高度位置的变化情况。由图 6 可以看出，燃烧器区域的 CO 质量分数高于燃尽风区，但随着一次风量的增加，此质量分数差异逐渐减小。不论是主燃区还是燃尽区，在氧量增加的情况下，还原性氛围都在减弱，这虽能有效降低燃尽区温度，降低炉膛出口烟温，减缓锅炉结焦结渣趋势，但是随着还原性氛围的减弱，炉内空气分级效果不明显，主燃区的燃料型 NO_x 生成会进一步增加，不利于 NO_x 的控制。因此需综合评估合适的一次风量，兼顾氮氧化物排放和炉内结渣控制。

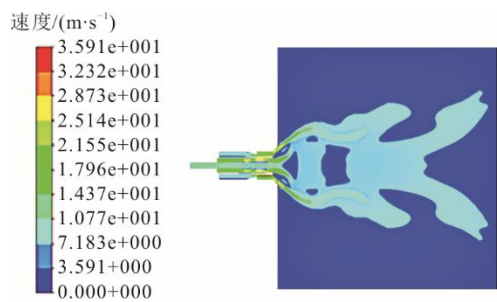
表 6 不同一次风量下炉膛内不同高度 CO 平均质量分数的变化
Tab.6 CO concentration at different furnace heights under different primary air volume

位置	一次风流量/(kg·s ⁻¹)		
	4.29	6.00	8.00
第一层燃烧器 w(CO)/%	0.045 77	0.042 39	0.033 80
第二层燃烧器 w(CO)/%	0.041 31	0.039 08	0.033 37
第二层燃烧器 w(CO)/%	0.041 25	0.035 76	0.028 64
侧燃尽风 w(CO)/%	0.024 61	0.019 94	0.013 99

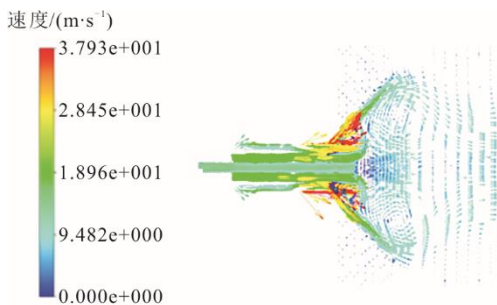
该锅炉在随后的热态燃烧调整中, 试图纠正燃烧器配风和旋流扫墙的不合理情况, 并多次进行一、二次风强度调整, 虽然结渣情况得到一定程度的改善, 但调整效果不佳, 需要对锅炉结渣原因进行进一步的分析。

3.3 变燃烧器扩锥角的影响

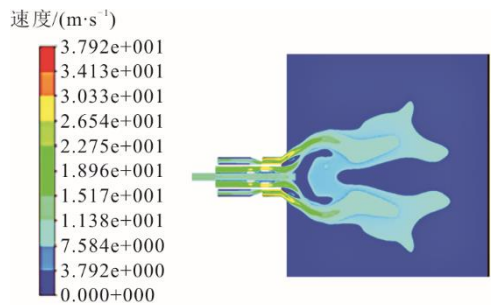
燃烧器扩锥角对空气动力场有较大影响。当扩锥角增大时, 回流增强, 对燃烧有一定积极影响。但当二次风扩角增大到一定程度, 容易发生“飞边”现象。该机组停炉时, 发现结渣的位置在前墙上层燃烧器与燃尽风间的区域, 该位置靠近燃烧器, 煤粉扫墙贴壁燃烧的可能性较大, 因而需要综合考虑该锅炉变燃烧器扩锥角对结渣的影响。在工况 1-3、工况 1-5 与工况 1-6 条件下, 内二此风占比均为 40%, 而燃烧器扩锥角分别为 45° 、 30° 和 20° , 3 种工况下的轴截面速度云图及矢量图如图 10 所示。



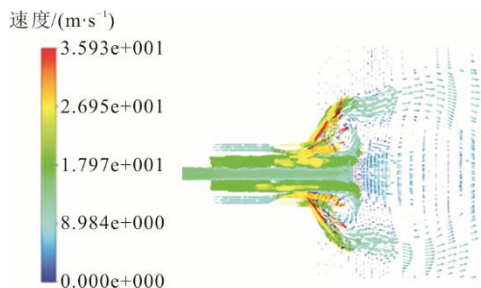
a) 工况1-3速度云图



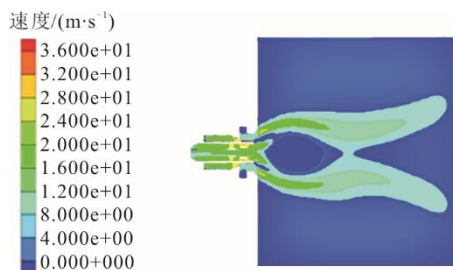
b) 工况1-3速度矢量图



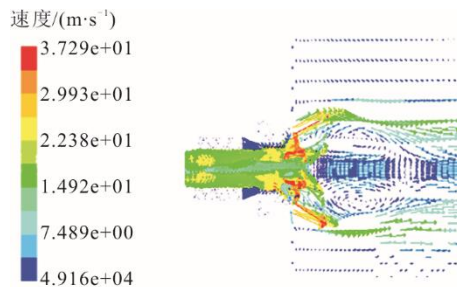
c) 工况1-5速度云图



d) 工况1-5速度矢量图



e) 工况1-6速度云图



f) 工况1-6速度矢量图

图 10 不同扩锥角下轴截面速度及矢量图
Fig.10 Velocity under different cone expanding angles

由图 10 可知, 当扩锥角为 30° 时, 由于二次风射流方向与水冷壁夹角更大, 二次风经过扩锥角之后, 距离水冷壁区域的距离更远, 故当煤粉被点燃时, 该区域的热负荷会比扩锥角为 45° 时的低, 因此燃烧器区域的结渣的风险会下降。相应地, 二次风与一次风更为贴近, 由 2 股风间压差引起的卷吸作用降低, 所形成的回流区将减小, 这将导致燃烧的稳定性的降低^[24]。而当扩锥角进一步减小后, 卷吸作用过小, 着火稳定性较差, 且燃烧器喷口处因燃烧区域集中可能导致局部热负荷过大。综合考虑该锅炉燃用煤种为着火性能较好的烟煤, 改用扩锥角为 30° 的燃烧器可在保证着火稳定性同时, 降低燃烧器周围区域结渣风险。

在后续的锅炉改造中, 基于此部分研究结果将燃烧器扩锥角由 45° 改为 30° 后, 结渣情况得到大幅改善, 未再发生炉底水封被垮焦破坏的情况, 解决了该锅炉的严重结渣问题。

3.4 SOFA 对出口烟温的影响

虽然锅炉结渣问题在进行扩锥角改造后得到基本解决, 但为进一步改善及预防可能出现的问题, 需要对 SOFA 比例等问题进行进一步分析。空气分级燃烧技术在燃烧器区域上部布置 SOFA 喷口来完成燃料燃尽过程, 但 SOFA 的引入使得火焰中心上移, 炉膛出口烟温升高。实际运行时需要工况需求来改变 SOFA 的比例以便更好的优化燃烧^[25]。炉膛出口烟温及火焰中心相对高度随 SOFA 比例的变化情况如图 11 所示。由图 11 可以看出, 随着 SOFA 风率增加, 炉膛火焰中心高度升高, 炉膛出口烟温不断增加。SOFA 的风率越大, 燃尽区的过量空气系数 α 越大, 主燃区的 α 越小, 主燃区还原性气氛越强烈, 从而对燃料型 NO_x 的生成有较好的抑制作用。但主燃区还原性气氛会导致灰熔融点降低, 增加炉内水冷壁结渣风险。随着燃尽风比率增大, 煤粉着火延迟, 煤粉不完全燃烧情况加剧, 火焰中心上移, 炉膛出口烟温增加, 屏过、未过结渣风险增加。因此需适当控制 SOFA 比例, 兼顾 NO_x 控制和炉内结焦倾向控制。在锅炉 NO_x 排放满足要求的情况下, 为降低锅炉结焦风险, 可适量降低 SOFA 比例, 降低炉膛火焰中心高度, 减小炉膛出口烟温。

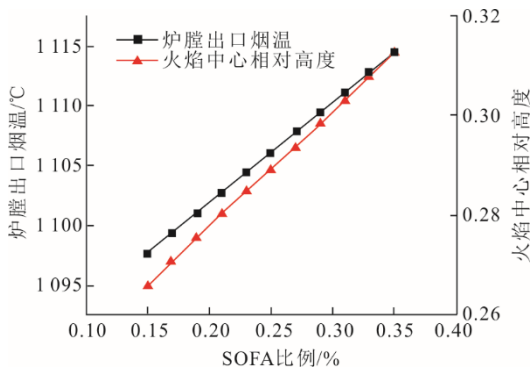


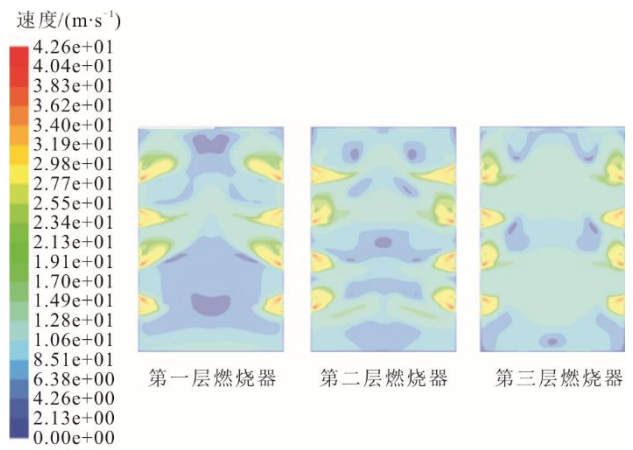
图 11 炉膛出口烟温及火焰中心相对高度随 SOFA 比例的变化

Fig.11 The variation of outlet flue gas temperature and relative height of flame centre with SOFA wind ratio

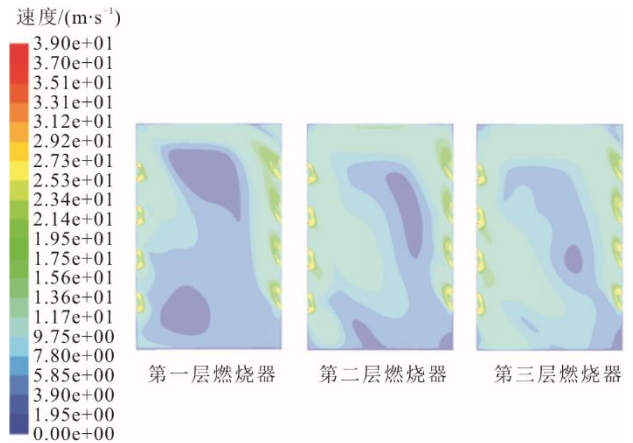
3.5 二次风旋向对炉膛烟气动力场的影响

对单个旋流燃烧器而言, 出口气流受燃烧器出口扩口和二次风旋流强度影响, 扩口和旋流强度过大均容易导致二次风刷墙。而对全炉膛而言, 二次风旋流方向会卷吸周围烟气朝同一方向旋流^[26]。为验证二次风旋向对炉膛烟气动力场的影响, 将 3 层燃烧器二次风旋向统一设置为同一旋向, 得到燃烧

器截面速度流场如图 12 所示。由图 12 可以明显看出: 当二次风布置处于设计旋向时, 炉内烟气空气场基本处于对称状态, 且喷口处射程较远, 无明显烟气尾端贴墙现象, 燃烧器喷口处烧损风险也较低; 但当二次风处于同一旋向时, 炉内烟气明显向前后墙偏折, 且喷口处射程极小, 这将导致强烈的刷墙效果, 且燃烧器喷口附近局部热负荷较大, 带来较强的结渣风险。这说明二次风旋向对炉内流场特性影响明显, 燃烧器旋向未按设计方向布置将显著增加炉内结渣风险。



a) 二次风为设计旋向



b) 二次风为同一旋向

图 12 燃烧器截面速度流场
Fig.12 Velocity flow field of burner section

4 结 论

1) 燃用挥发分含量较低的煤种时, 炉膛出口烟温将会有 10~20 °C 的降幅; 当前实际燃用煤种氧含量较高, 使得燃烧所需的理论空气量更小, 带走的热量更少, 理论燃烧温度更高。

2) 随着 SOFA 风率增加, 炉膛火焰中心高度升高, 炉膛出口烟温不断增加, 在锅炉 NO_x 排放满足

要求的情况下,为降低锅炉结渣风险,可逐步适量降低 SOFA 比例。

3) 内二次风的占比增加可降低燃烧器周围区域结渣风险,但同时会使燃烧器喷口烧损风险增大。燃烧器扩锥角由 45° 减小为 30° 后,可减小燃烧器喷口附近水冷壁结渣风险。

4) 增加一次风强度可有效降低燃烧器前后墙及周围水冷壁区的局部热负荷,同时增加火焰刚性,降低燃烧器喷口烧损风险。但一次风的增强不利于 NO_x 的控制,应综合考虑后调节一次风强度。

5) 二次风旋向对炉内流场特性影响明显,燃烧器旋向未按设计方向布置将显著增加炉内结渣风险。

[参考文献]

- [1] BP 公司. bp 世界能源统计年鉴 2022 年版[R/OL]. (2022-06-28)[2022-06-30]. <https://www.bp.com/en/global/corporate/energy-economics/statistical-review-of-world-energy.html>
BP p.l.c. bp Statistical Review of World Energy 2022 [R/OL]. (2022-06-28)[2022-06-30]. <https://www.bp.com/en/global/corporate/energy-economics/statistical-review-of-world-energy.html>
- [2] 邹磊,王健,岳峻峰,等. 低氮燃烧方式下锅炉水冷壁高温腐蚀研究现状[J]. 电站系统工程, 2018, 34(2): 6-10.
ZOU Lei, WANG Jian, YUE Junfeng, et al. Research status of high temperature corrosion of boiler water wall under low-nitrogen combustion[J]. Power System Engineering, 2018, 34(2): 6-10.
- [3] 刘志江. 低氮燃烧器改造及其存在问题处理[J]. 热力发电, 2013, 42(3): 77-81.
LIU Zhijiang. Low NO_x burner modification and the problems processing[J]. Thermal Power Generation, 2013, 42(3): 77-81.
- [4] 于英利,刘永江,高正平,等. 600 MW 机组锅炉低氮燃烧技术改造与性能评价[J]. 内蒙古电力技术, 2013, 31(5): 11-15.
YU Yingli, LIU Yongjiang, GAO Zhengping, et al. Performance evaluation and technical transformation of low NO_x combustion of 600 MW unit boiler[J]. Inner Mongolia Electric Power, 2013, 31(5): 11-15.
- [5] 王振明,周典望,许卫军. 东方 660 MW 超超临界锅炉结焦防治[J]. 广西电业, 2010(8): 90-94.
WANG Zhenming, ZHOU Dianwang, XU Weijun. Coking control of Dongfang 660 MW ultra-supercritical boiler[J]. Guangxi Electric Power, 2010(8): 90-94.
- [6] 郝振. 双尺度低氮燃烧技术在 600 MW 燃煤锅炉上的应用[J]. 中国电业(技术版), 2014(2): 44-47.
HAO Zhen. Application of double scale low nitrogen combustion technology in 600 MW coal-fired boiler[J]. China Electric Power(Technology Edition), 2014(2): 44-47.
- [7] 吕太,许贺,贺培叶,等. DG1146/17.55-II13 型锅炉防结焦优化调整[J]. 热能动力工程, 2015, 30(6): 903-910.
LYU Tai, XU He, HE Peiye, et al. Coking optimization of DG1146/17.55-II13 boiler[J]. Journal of Engineering for Thermal Energy and Power, 2015, 30(6): 903-910.
- [8] 毛晓飞,江卫国,万中平,等. 330 MW 贫煤锅炉结焦原因分析及治理[J]. 电站系统工程, 2016, 32(4): 16-20.
MAO Xiaofei, JIANG Weiguo, WAN Zhongping, et al. Reason analysis and treatment measures of slagging on a 330 MW meager coal boiler[J]. Power System Engineering, 2016, 32(4): 16-20.
- [9] 靖东平. 旋流燃烧锅炉低 NO_x 改造后结渣分析与运行调整[J]. 电力工程技术, 2017, 36(3): 120-124.
JING Dongping. Analysis and operation adjustment for slagging after low NO_x combustion retrofit of boiler with swirl burner[J]. Electric Power Engineering Technology, 2017, 36(3): 120-124.
- [10] 曹瑞杰,张健,毕德贵,等. 130 t/h 四角切圆煤粉炉低氮燃烧改造的试验研究及数值模拟分析[J]. 热能动力工程, 2018, 33(10): 75-82.
CAO Ruijie, ZHANG Jian, BiDegui, et al. Experimental and numerical investigations on effects of low- NO_x combustion in a 130 t/h tangentially firing furnace of pulverized coal[J]. Journal of Engineering for Thermal Energy and Power, 2018, 33(10): 75-82.
- [11] 陈飞. 对冲锅炉结焦原因分析与治理[J]. 发电设备, 2018, 32(1): 57-60.
CHEN Fei. Cause analysis and treatment of coking in an opposed firing boiler[J]. Power Equipment, 2018, 32(1): 57-60.
- [12] 徐应辉,吴成珊,樊欣. 1 000 MW 对冲燃烧锅炉水冷壁高温腐蚀分析与治理[J]. 山东工业技术, 2017(11): 7.
XU Yinghui, WU Chengshan, FAN Xin. High temperature corrosion analysis and treatment of water wall of 1 000 MW opposed firing boiler[J]. Shandong Industrial Technology, 2017(11): 7.
- [13] 曾健云. 350 MW 对冲燃烧锅炉水冷壁高温腐蚀分析与治理[J]. 工业锅炉, 2022(1): 51-53.
ZENG Jianyun. High temperature corrosion analysis and treatment of water wall of 350 MW opposed firing boiler[J]. Industrial Boiler, 2022(1): 51-53.
- [14] 陈洪. 电厂锅炉结焦原因与预防性措施探讨[J]. 中国设备工程, 2021(24): 187-188.
CHEN Hong. Discussion on cause and preventive measure of coking of boiler in power plant[J]. China Plant Engineering, 2021(24): 187-188.
- [15] 王恩宝,冯兆兴,王嘉奇,等. 600 MW 对冲燃烧锅炉燃烧优化试验研究[J]. 沈阳工程学院学报(自然科学版), 2020, 16(4): 26-31.
WANG Enbao, FENG Zhaoxing, WANG Jiaqi, et al. Experimental study on combustion optimization of 600 MW opposed combustion boiler[J]. Journal of Shenyang Institute of Engineering(Natural Science), 2020, 16(4): 26-31.
- [16] 沈碧璟. 300 MW 机组配风优化降低 NO_x 的研究[J]. 应用能源技术, 2020(11): 20-23.
SHEN Bijing. Study on optimizing and reducing NO_x of 300 MW air distribution unit[J]. Applied Energy Technology, 2020(11): 20-23.
- [17] 王承亮,姜仕涛. 300 MW 锅炉结焦和飞灰高冷态动力场试验研究[J]. 华电技术, 2016, 38(2): 14-17.
WANG Chengliang, JIANG Shitao. High cold dynamic field test study on coking and fly ash of 300 MW boiler[J]. Huadian Technology, 2016, 38(2): 14-17.
- [18] 苏胜,蔡兴飞,吕宏彪,等. 采用双混合分数/概率密度函数方法模拟混煤燃烧[J]. 中国电机工程学报,

- 2012, 32(2): 45-52.
- SU Sheng, CAI Xingfei, LYU Hongbiao, et al. Simulation of coal blended combustion with the two-mixture-fraction/PDF method[J]. Proceedings of the CSEE, 2012, 32(2): 45-52.
- [19] 林正春, 范卫东, 李友谊, 等. 一种低 NO_x 旋流燃烧器流场特性的研究[J]. 动力工程, 2008, 28(3): 355-360.
- LIN Zhengchun, FAN Weidong, LI Youyi, et al. Experimental research on aerodynamic field characteristic of a low NO_x swirl burner[J]. Journal of Power Engineering, 2008, 28(3): 355-360.
- [20] 穆延非, 闫姝, 马玉华, 等. 锅炉水冷壁腐蚀、结焦问题的数值模拟研究[J]. 热能动力工程, 2019, 34(6): 116-121.
- MU Yanfei, YAN Shu, MA Yuhua, et al. Numerical simulation of corrosion and coking of boiler water wall[J]. Journal of Engineering for Thermal Energy and Power, 2019, 34(6): 116-121.
- [21] 刘建全, 孙保民, 白涛, 等. 600 MW 超临界旋流燃烧锅炉炉内温度场数值模拟及优化[J]. 中国电机工程学报, 2011, 31(2): 15-21.
- LIU Jianquan, SUN Baomin, BAI Tao, et al. Numerical simulation and optimization on temperature field of 600 MW supercritical swirl combustion boiler[J]. Proceedings of the CSEE, 2011, 31(2): 15-21.
- [22] 李超亮. 某 1 000 MW 超超临界旋流对冲锅炉外二次风叶片开度对燃烧及 NO_x 排放影响的数值模拟[J]. 湖北电力, 2017, 41(5): 25-31.
- LI Chaoliang. Numerical simulation of effect of different outer secondary-air vane opening degrees on coal combustion characteristic and NO_x emission in a 1 000 MW ultra-supercritical opposed swirling fired utility boiler[J]. Hubei Electric Power, 2017, 41(5): 25-31.
- [23] 李文博. 风量配比对 600 MW 超临界 W 火焰锅炉燃烧特性影响的研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2015: 1.
- Li Wenbo. Research about effect of air volume ratio on a 600 MW supercritical down-fired boiler combustion characteristic[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2015: 1.
- [24] 周平, 张广才, 徐勇, 等. 改进型 HT-NR3 旋流燃烧器在超(超) 临界机组锅炉上的应用[J]. 热力发电, 2015, 44(5): 91-97.
- ZHOU Ping, ZHANG Guangping, XU Yong, et al. Application of improved HT-NR3 swirl burner in supercritical and ultra supercritical unit boilers[J]. Thermal Power Generation, 2015, 44(5): 91-97.
- [25] 钟亚峰, 孙保民. 600 MW 锅炉 SOFA 风率降低 NO_x 影响研究[J]. 电站系统工程, 2013, 29(6): 33-36.
- ZHONG Yafeng, SUN Baomin. Study on the effect of SOFA rate to reduce NO_x on a 600 MW boiler [J]. Power System Engineering, 2013, 29(6): 33-36.
- [26] 匡江红, 曹汉鼎, 林碧玉. 旋流燃烧锅炉炉内温度场优化的数值研究[J]. 动力工程, 2009, 29(7): 613-617.
- KUANG Jianghong, CAO Handing, LIN Biyu. Optimization of temperature field in the furnace of boiler with swirling burners[J]. Journal of Power Engineering, 2009, 29(7): 613-617.

(责任编辑 邓玲惠)