

DOI: 10.19666/j.rlfed.202502056

# 基于能量平衡的亚临界循环流化床锅炉 压火时长计算方法

刘众元<sup>1,2,3</sup>, 高义斌<sup>1,2,3</sup>, 刘志兵<sup>1</sup>, 梁五洲<sup>1</sup>, 马素霞<sup>2,3</sup>, 魏绍青<sup>2,3</sup>, 柳成亮<sup>2,3</sup>

(1. 国网山西省电力公司电力科学研究院, 山西 太原 030001;

2. 北京怀柔实验室, 北京 101499;

3. 怀柔实验室山西研究院, 山西 太原 030001)

**[摘要]** 压火时长作为压火调峰的核心控制参数, 直接影响机组运行的安全性和经济性。然而, 由于压火过程中各热力学参数的复杂耦合与动态特性, 现有计算方法难以实现高效、精准计算。针对亚临界 CFB 锅炉压火调峰, 提出一种基于能量平衡的压火时长计算方法, 建立压火期间锅炉蓄热量、汽轮机利用热量与散热量的动态平衡模型, 推导出床料、浇注料、金属受热面、工质及碳燃烧等关键热源的蓄放热公式, 最终计算得到压火时长。以某 300 MW 亚临界 CFB 机组为例, 计算值与实测值绝对误差控制在 5 min 内, 相对误差小于 10%, 能够满足压火调峰工程需要。研究结果表明: 蓄热方面, 金属受热面蓄热对压火时长的贡献度为 35%~41%、床料与浇注料的贡献度各约 20%、床料中碳燃烧的贡献度为 10%~15%, 气体和工质蓄热的贡献度不足 2%, 可忽略; 耗热方面, 发电耗热占比最高, 且随电负荷增大而增大, 汽轮机克服本身转动阻力所需的热占比约 20%, 机组散热占比低于 5%。通过提高压火初始温度、增加床料量、燃用高挥发分煤种、降低机组压火期间电负荷可显著延长压火时长。通常只有将压火期间平均电负荷降低至 1% 额定负荷以下, 压火时长才能够大于 2 h。

**[关键词]** 压火时长; 能量平衡; 调峰; 蓄热量

**[引用本文格式]** 刘众元, 高义斌, 刘志兵, 等. 基于能量平衡的亚临界循环流化床锅炉压火时长计算方法[J]. 热力发电, 2025, 54(11): 161-168. LIU Zhongyuan, GAO Yibin, LIU Zhibing, et al. Calculation method for banking fire duration of subcritical circulating fluidized bed boilers based on energy balance[J]. Thermal Power Generation, 2025, 54(11): 161-168.

## Calculation method for banking fire duration of subcritical circulating fluidized bed boilers based on energy balance

LIU Zhongyuan<sup>1,2,3</sup>, GAO Yibin<sup>1,2,3</sup>, LIU Zhibing<sup>1</sup>, LIANG Wuzhou<sup>1</sup>, MA Suxia<sup>2,3</sup>,  
WEI Shaoqing<sup>2,3</sup>, LIU Chengliang<sup>2,3</sup>

(1. State Grid Shanxi Electric Power Research Institute, Taiyuan 030001, China;

2. Beijing Huairou Laboratory, Beijing 101499, China;

3. Shanxi Research Institute of Huairou Laboratory, Taiyuan 030001, China)

**Abstract:** As a core control parameter in peak regulation via banking fire, the banking fire duration directly affects the safety and economic efficiency of unit operation. However, due to the complex coupling and dynamic characteristics of thermodynamic parameters during the banking process, it is difficult for existing calculation methods to achieve efficient and accurate calculations. An energy-balance-based method was proposed for banking fire duration calculation in subcritical CFB boilers. A dynamic equilibrium model was established for heat storage and turbine heat utilization and heat dissipation during banking fire, deriving heat storage and release formulas for

收稿日期: 2025-02-25

基金项目: 怀柔实验室项目 (ZD2023008A)

Supported by: Program of Huairou Laboratory (ZD2023008A)

第一作者简介: 刘众元 (1982), 男, 博士, 正高级工程师, 主要研究方向为电站锅炉节能降碳和循环流化床锅炉技术, trisuns@126.com。

通信作者简介: 柳成亮 (1971), 男, 正高级工程师, 主要研究方向为燃煤发电节能降碳技术, liuchengliang@126.com。

key heat sources, such as bed material, refractory, metal heating surfaces, working fluid, and carbon combustion. Finally, the banking fire duration was obtained. Taking a 300 MW sub-critical CFB unit as an example, the absolute error between the calculated value and the measured value is controlled within 5 minutes, and the relative error is less than 10%, which can meet the engineering requirements of fire-hold peak-shaving. The results demonstrate that, in terms of heat storage, the heat storage of metal heating surfaces contributes 35%~41% to the banking fire duration. The contributions of bed material and refractory are each approximately 20%, and the contribution of carbon combustion in the bed material is 10%~15%. The contributions of gas and working fluid heat storage are less than 2% and can be neglected. In terms of heat consumption, heat consumption for power generation accounts for the highest proportion, and it increases with the electrical load. The heat required for the steam turbine to overcome its own rotational resistance accounts for approximately 20%, and the proportion of heat dissipation of the unit is less than 5%. By raising the initial temperature of banking fire, increasing the amount of bed material, using coal with high volatile content, and reducing the electrical load of the unit during banking, the banking fire duration can be significantly prolonged. Notably, the banking fire duration exceeds 2 hours only when the average electrical load during banking is reduced to 1% of rated load.

**Key words:** banking fire duration; energy balance; peak regulation; heat storage capacity

近年来,风能和太阳能等可再生能源大规模接入电网,其间歇性和随机性的特点给电力系统带来巨大影响<sup>[1-2]</sup>。为解决新能源并网消纳,适应电网灵活性调峰的要求,需对火电机组进行深度调峰<sup>[3-5]</sup>。循环流化床(circulating fluidized bed, CFB)锅炉机组由于具有燃料适应性广、污染物排放低等优点<sup>[6-7]</sup>,在火电机组中的占比越来越大<sup>[8]</sup>。CFB 锅炉机组炉膛内存在大量炙热的床料和浇注料,使其蓄热量很大,燃烧稳定,利用其自身蓄热,在合适的条件下,能够实现压火不投油启动<sup>[9]</sup>。

为消纳新能源电量,提高 CFB 锅炉的调峰能力,提出 CFB 压火调峰方式<sup>[10]</sup>。在电网用电低谷时,进行 CFB 锅炉压火,发电机和汽轮机维持极低出力运行,配合电网调峰;在电网需要升负荷时,机组无需进行汽轮机冲转、发电机并网等操作,可以快速恢复至正常运行水平,调峰灵活性大大提高。并且,只要合理控制并利用炉内床料和浇注料等的蓄热,启动时床温在投煤允许温度之上,即可直接投煤启动,显著降低启动成本和启动时间<sup>[11]</sup>。

目前国内关于 CFB 锅炉压火检修(锅炉、汽轮机和发电机全停)、厂用电失电后受热面安全性和是否需要配备紧急补水系统的研究报道较多<sup>[12-13]</sup>。而关于压火调峰,即锅炉跳闸而汽轮发电机组运行的调峰方式,鲜有相关研究报道,还处于探索阶段。

压火时长是指机组在压火后床温维持在所用煤种的快速启动时着火温度之上,在锅炉再次启动时燃烧器能够不投油(天然气)而直接投煤启动的时间。最大压火时长受锅炉压火时床温、床压等运行条件、锅炉散热、机组负荷和燃煤着火特性等影响。以调峰为目的压火,由于需要一定量的蒸汽来

维持汽轮发电机组在压火后继续运转,并发出少量的电,其最大压火时长显著小于停机炉电方式的压火时长<sup>[14]</sup>,通常压火时长达到 2 h 以上,压火调峰才有意义;对于检修目的的压火,最大压火时长关系到在压火期间检修工作是否能够顺利完成。

锅炉压火期间,由于床层温度分布不均匀,床温测点不能准确反映床料的平均温度,非常容易造成压火启动的误判,从而导致启动失败,需要重新投油助燃。根据压火时锅炉的运行状态准确计算压火时长,从而确定最佳启动时刻,提高压火调峰的安全性和减少启动失败次数。同时,通过压火时长还能确定压火调峰时机组所能稳定运行的最高负荷。

对特定机组,可以进行不同条件下的压火试验,测试压火时长,但这种方法风险大,成本高,结果随机性和偶然性大,推广应用困难。因此,亟需开发一种简便易行的 CFB 锅炉压火时长计算方法指导压火调峰实践。本文通过分析压火调峰期间机组的能量平衡,建立数学模型,得到机组压火调峰时最大压火时长计算方法,并计算典型 300 MW 亚临界 CFB 锅炉机组的压火时长,得到影响压火时长的主要因素,为压火调峰的实践提供参考和借鉴。

## 1 CFB 锅炉机组压火的物理过程

### 1.1 锅炉在压火期间的物理过程

1) CFB 锅炉压火深度调峰时,锅炉跳闸(BT),给煤机和风机全停,燃料和风全部停止供应,炉膛内大量炙热的床料静止堆积到床面,炉内物料循环停止;

2) 静止的床料一方面向炉膛水冷壁和屏式受热面进行换热, 由于炉膛内气体流动基本停止, 因此床料与炉膛床面上部受热面的换热主要是辐射换热<sup>[14]</sup>; 另一方面通过布风板上的浇注料和风帽等向布风板下面的水冷管传热, 同时还与炉膛内的气体进行换热。焖炉压火期间床料中未燃尽碳会在少量漏风的作用下, 缺氧缓慢燃烧放热, 生成 CO 和少量 CO<sub>2</sub> 等;

3) 随着床料不断对外放热, 其平均温度越来越低。研究表明, 床料上部、下部和四周温度下降很快<sup>[15]</sup>, 尤其是上层床料和底层床料温度下降最快, 中间层床料温度下降较慢;

4) 炉膛内密相区四周的浇注料在压火期间会不断向被其包覆的水冷壁管进行导热换热, 同时向炉膛空间内的水冷壁管进行辐射换热, 从而使温度不断下降;

5) 压火期间浇注料通过导热和辐射的方式向炉内受热面放热;

6) 蒸汽参数逐渐降低, 原高温受热面向工质传热, 管壁温度下降, 将其蓄热释放。蒸汽参数降低后, 同样的水汽容积, 参数降低, 蓄热减少, 水汽释放蓄热;

7) 压火期间, 锅炉内烟气也同周边水冷壁及过再热器受热面进行换热。同时, 锅炉四周的水冷壁和其他受热面还不断向锅炉外散热。

## 1.2 汽轮发电机在压火时的物理过程

CFB 锅炉机组压火时, 汽轮机在锅炉产生的少量蒸汽推动下稳定在 3000 r/min 运行, 并带动发电机少量发电。

随着锅炉蓄热量下降, 传给汽水系统的热量越来越少, 锅炉蒸发量和汽温不断下降。当主蒸汽流量或主蒸汽温度不能满足汽轮机运行要求时, 汽轮机就需要打闸停机。因此, 在压火期间必须保持主蒸汽压力和温度满足汽轮机组最低运行要求。实际操作过程中, 为了尽力延长压火时长, 在压火初期就尽量降低机组发电负荷, 减少机组耗热量。

随着压火时间的不断加长, 锅炉不断向炉内工质传递热量, 同时向炉外散热, 锅炉各处蓄热量不断减少, 温度逐渐降低。当锅炉床料温度降低到燃料的最低着火温度时, 必须进行扬火启动。

## 2 CFB 锅炉机组压火时能量平衡模型

在整个循环流化床锅炉机组压火期间, 汽轮机

维持额定转速转动和发电机发电的能量均间接来自锅炉床料、浇注料、受热面管材、烟气及工质本身蓄热和床料中的碳燃烧所释放的热量。

### 2.1 模型的基本假设

鉴于循环流化床锅炉机组在压火调峰时, 炉内传热和流动等物理过程非常复杂, 为了便于分析, 本文引入如下基本假设:

1) 以床料和浇注料各自平均温度计算其蓄热量;

2) 在压火过程中, 取浇注料内外表面温度的平均值作为浇注料平均温度, 考虑到压火过程中浇注料的换热属于典型的非稳态导热过程, 在计算时引入温度非线性分布修正系数进行修正;

3) 物性参数按所计算区间材料平均温度计算;

4) 由于工质侧换热系数远大于烟气侧, 受热面管子温度的下降幅度近似为管内工质的下降幅度;

5) 计算时假设沿流程的温度平均分布, 用计算区间进出口参数的平均值代替整段参数;

6) 立管和回料阀内没有受热面布置, 且浇注料内没有埋受热面管子, 基本处于绝热状态, 换热量很小, 故忽略其换热量, 假设其换热量为零;

7) 进行压火时长预测时, 压火终止条件为床温不大于最低投煤温度加 50 °C, 主蒸汽压力不大于 10 MPa 或温度不大于 430 °C。

### 2.2 压火期间锅炉所释放蓄热量的计算

CFB 锅炉机组压火期间所释放的热量主要由锅炉床料、浇注料、金属受热面、工质蓄热、烟气所释放的蓄热量和床料中的碳燃烧所释放的热量组成。

#### 2.2.1 压火期间床料释放的热量

压火期间床料所释放的热量按式(1)计算:

$$Q_{bm} = m_{bm} c_{bm} (t_{b1} - t_{b2}) \quad (1)$$

式中:  $Q_{bm}$  为压火期间床料所释放的热量, kJ;  $m_{bm}$  为压火时炉膛内床料的质量, kg;  $c_{bm}$  为压火时床料的平均比热容, kJ/(kg·°C);  $t_{b1}$  为压火开始时床料的平均温度, °C;  $t_{b2}$  为扬火启动时床料的平均温度, 为了保证扬火的顺利进行, 需要扬火启动床温比最低投煤温度高 50 °C。

#### 2.2.2 压火期间浇注料所释放的热量

压火期间浇注料所释放的热量按式(2)来计算:

$$Q_{cr} = m_{cr,b} c_{cr,b} \nabla t_{cr,b} + m_{cr,c} c_{cr,c} \nabla t_{cr,c} \quad (2)$$

式中:  $Q_{cr}$  为压火期间的浇注料所释放的热量, kJ;

$m_{cr,i}$  为压火时炉膛内各部分浇注料的质量, kg;  $c_{cr,i}$  为压火时各部分浇注料的平均比热容,  $\text{kJ}/(\text{kg}\cdot^\circ\text{C})$ ;  $\nabla t_{cr,i}$  为各部分浇注料压火开始和压火结束平均温度之差,  $^\circ\text{C}$ 。

由于炉膛内浇注料包覆的水冷壁管和分离器浇注料所包覆的低温过热蒸汽管在压火期间温度变化很小, 相对于床温和烟温变化可忽略; 根据模型假设 2), 故浇注料压火开始和压火结束平均温度之差为:

$$\nabla t_{cr,b} = k_b(t_{b1} - t_{b2})/2 \quad (3)$$

式中:  $k_b$  为浇注料温度分布非线性修正系数, 取值 0.8~1.0。

### 2.2.3 压火期间炉内气体释放的热量

压火期间炉内气体所释放的热量按式(4)计算:

$$Q_f = m_f c_f \nabla t_f \quad (4)$$

式中:  $Q_f$  为压火期间炉内气体所释放的热量,  $\text{kJ}$ ;  $m_f$  为压火时炉膛内炉内气体的质量,  $\text{kg}$ ;  $c_f$  为压火时炉内气体的平均比热容,  $\text{kJ}/(\text{kg}\cdot^\circ\text{C})$ ;  $\nabla t_f$  为从压火开始到结束炉内气体的平均温度之差,  $^\circ\text{C}$ , 近似取压火前后床温之差。

### 2.2.4 压火期间床料中的碳燃烧释放的热量

压火期间床料中的碳燃烧所释放的热量按式(5)计算:

$$Q_c = m_{bm} \varphi_c \phi_c [\varphi_{co} q_{co} + (1 - \phi_{co}) q_{co_2}] \quad (5)$$

式中:  $Q_c$  为压火期间炉内气体所释放的热量,  $\text{kJ}$ ;  $\phi_c$  为床料的含碳量, %;  $\varphi_c$  为床料中的碳在压火期间所燃烧的比例, %;  $\varphi_{co}$  为床料中的碳在压火期间燃烧后生成  $\text{CO}$  的比例, %, 由于压火期间床料静止, 里面通风量很少, 床料中的碳是在缺氧状态下燃烧, 燃烧主要生成  $\text{CO}$ ,  $\varphi_{co}$  取 85%;  $q_{co}$  为床料中的碳燃烧生成  $\text{CO}$  所释放的热量,  $\text{kJ}/\text{kg}$ ;  $q_{co_2}$  为床料中的碳燃烧生成  $\text{CO}_2$  所释放的热量,  $\text{kJ}/\text{kg}$ 。

考虑到随着压火时间的增加, 床料中的碳在压火过程中总燃烧量增加, 同时床温降低, 燃烧速率减弱, 故根据工程经验假设:

$$\phi_c = 1 - 0.5^{\tau/3600} \quad (6)$$

式中:  $\tau$  为压火时长,  $\text{s}$ 。

### 2.2.5 压火期间金属受热面释放的热量

从工质侧考虑, 压火主要受主蒸汽温度和压力限制, 因此在热量计算中, 金属受热面只考虑过热器和水冷壁。

压火期间金属受热面所释放的热量按式(7)计算:

$$Q_{cm} = \sum m_{cm,i} c_{cm,i} \nabla t_{cm,i} \quad (7)$$

式中:  $Q_{cm}$  为压火期间的炉内金属受热面所释放的热量,  $\text{kJ}$ ;  $m_{cm,i}$  为压火时炉内各部分金属受热面的质量,  $\text{kg}$ ;  $c_{cm,i}$  为压火时各部分金属受热面的平均比热容,  $\text{kJ}/(\text{kg}\cdot^\circ\text{C})$ ;  $\nabla t_{cm,i}$  为各部分金属受热面压火开始和压火结束平均温度之差,  $^\circ\text{C}$ 。因为工质侧换热远远大于烟气侧换热, 近似取压火开始和结束时工质温度之差, 其中压火结束时过热蒸汽管取压火最低允许气温  $430^\circ\text{C}$ , 水冷壁管取  $10\text{MPa}$  所对应的饱和温度  $311^\circ\text{C}$ 。

### 2.2.6 压火期间工质释放的热量

压火期间工质所释放的热量按式(8)计算:

$$Q_w = \sum m_{ws,i} h_{ws,i} - \sum m_{we,i} h_{we,i} \quad (8)$$

式中:  $Q_w$  为压火期间的工质所释放的热量,  $\text{kJ}$ ;  $m_{ws,i}$  和  $m_{we,i}$  分别为压火开始和结束时各部分工质的质量,  $\text{kg}$ ;  $h_{ws,i}$  和  $h_{we,i}$  分别为压火开始和结束时各部分工质的平均比焓,  $\text{kJ}/\text{kg}$ 。

## 2.3 压火期间汽轮机利用热量的计算

CFB 锅炉机组压火期间汽轮机所利用的热量一部分用于维持汽轮机保持  $3000\text{r}/\text{min}$  转速转动, 另一部分带动发电机做功。由于机组在极低负荷下效率很低, 在没有测试数据时, 将汽轮机所需的热量分为 2 部分, 便于分析计算所需要的热量, 提高计算的准确度。

### 2.3.1 汽轮机克服本身转动阻力对锅炉蓄热的消耗功率

压火期间汽轮机克服本身转动阻力维持  $3000\text{r}/\text{min}$  正常转动所需要的能量, 由所进入汽轮机的蒸汽提供。给水进入锅炉, 然后被锅炉的蓄热加热, 生成蒸汽进入汽轮机供其克服本身转动阻力维持  $3000\text{r}/\text{min}$  正常转动, 这个过程中锅炉蓄热的消耗功率可通过蒸汽流量以及蒸汽和锅炉给水的焓差计算得到。

汽轮机克服本身转动阻力维持  $3000\text{r}/\text{min}$  正常转动对锅炉蓄热的消耗功率按式(9)计算:

$$P_{tr} = m_s (h_s - h_f) / 3.6 \quad (9)$$

式中:  $P_{tr}$  为汽轮机克服本身转动阻力维持  $3000\text{r}/\text{min}$  正常转动对锅炉蓄热的消耗功率,  $\text{kW}$ ;  $m_s$  为汽轮机克服本身转动阻力维持  $3000\text{r}/\text{min}$  正常转动所需要的蒸汽流量,  $\text{t}/\text{h}$ , 根据机组现有数据统计, 对于

300 MW 级汽轮机维持 3 000 r/min 所需的蒸汽量通常在 10~15 t/h, 可以根据机组在冲转未并网时的运行数据得到;  $h_s$  为锅炉主蒸汽焓值, kJ/kg;  $h_f$  为给水的焓值, kJ/kg。

### 2.3.2 发电所需的热功率

压火期间发电机发电所需要的能量可以根据发电功率和机组效率进行计算。压火期间发电机发电所需的热功率按式(10)计算:

$$P_h = 100P_e / \eta \quad (10)$$

式中:  $P_h$  为维持汽轮机发电所需要的热功率, MW;  $P_e$  为机组发电有功功率, MW;  $\eta$  为汽轮发电机组整体效率, %。

### 2.4 散热量的计算

压火期间, 锅炉及主蒸汽管道会不断向外散热, 造成热量损失。根据锅炉额定工况下散热损失计算额定出力下绝对散热量。由于机组绝对散热量主要与炉外表面温度与环境温度的差值有关。外表面温度主要受管内工质温度影响, 压火期间管内工质温度要比正常运行时低, 所以外表温度下降, 其温差也下降, 所以换热量需要进行温度修正, 如式(11)所示:

$$q_r = kBQ_{ar.net} q_5 \quad (11)$$

式中:  $k$  为温差修正系数, %;  $q_r$  为压火期间机组由于散热造成的热量损失, kJ/s;  $B$  为设计耗煤量, kg/s;  $q_5$  锅炉额定负荷下设计散热损失, %。

考虑到随着压火时间的增加, 锅炉外壁与周围环境温差减小, 故假设:

$$k = a^{\tau/3600} \quad (12)$$

式中:  $a$  为考虑锅炉散热衰减的常数, 取 0.8;  $\tau$  为压火时长, s。

### 2.5 CFB 锅炉机组压火时能量平衡方程式

机组在压火期间所释放的热量扣除散热量之后和汽轮机所利用的热量平衡。机组压火时能量平衡方程式如式(13)所示:

$$\frac{(Q_{bm} + Q_{cr} + Q_f + Q_c + Q_{cm} + Q_w)}{(P_{tr} + P_h + q_r) \tau} / 100 = \quad (13)$$

式中:  $\tau$  为压火时长, s。

将式(1)一式(12)代入式(13), 通过迭代计算, 可求出压火时长。

## 3 300 MW CFB 机组压火时长计算

以某 300 MW 亚临界 CFB 锅炉机组的设计参

数和 2022 年 4 月开展的压火调峰运行参数为基础, 计算得到该机组不同运行参数压火调峰时压火时长。

该机组为 300 MW CFB 直接空冷供热机组。其中, 锅炉为亚临界参数、一次中间再热、自然循环、汽包炉, 半露天布置、平衡通风、固态排渣、全钢架悬吊结构。汽轮发电机组为 300 MW 亚临界一次中间再热单轴双缸双排汽、直接空冷调整抽汽凝汽式汽轮发电机组。该 300 MW CFB 锅炉主要设计参数见表 1。

表 1 锅炉主要设计参数  
Tab.1 Main design parameters of the boiler

项目	数值
机组额定电负荷/MW	300
锅炉额定蒸发量/(t·h <sup>-1</sup> )	1 033.6
主蒸汽压力/MPa	17.50
主蒸汽温度/°C	541
再热蒸汽压力/MPa	3.46
再热蒸汽温度/°C	541
额定负荷下床温/°C	880
额定负荷下燃煤量/(t·h <sup>-1</sup> )	257.5
额定负荷下锅炉效率/%	90.60
额定负荷下锅炉耗煤量/(t·h <sup>-1</sup> )	232.0
设计煤种低位发热量/(kJ·kg <sup>-1</sup> )	12 243
设计煤总挥发分/%	29.38
锅炉额定负荷下散热损失/%	0.20
布风板面积/m <sup>2</sup>	133
床料比热容/(kJ·(kg·K) <sup>-1</sup> )	1.102
耐火材料比热容/(kJ·(kg·K) <sup>-1</sup> )	1.048

进行压火时长计算所用到的锅炉结构参数、浇注料参数、受热面参数和机组效率等见表 2。各压火试验工况条件见表 3。

表 2 压火时长计算参数  
Tab.2 Parameters for calculating the banking fire duration

项目	数值
炉膛内浇注料质量/t	166
旋风分离器浇注料质量/t	151
水冷壁总质量/t	625
过热器总质量/t	650
再热器总质量/t	305
汽包容积/m <sup>3</sup>	53.95
水冷壁总容积/m <sup>3</sup>	143.10
过热器总容积/m <sup>3</sup>	108.80
再热器总容积/m <sup>3</sup>	53.65
汽机维持 3 000 r/min 空转所需蒸汽量/(kg·s <sup>-1</sup> )	4.17
设计机组效率/%	38

表 3 各压火试验工况条件  
Tab.3 Conditions for various banking fire test scenarios

项目	工况 1	工况 2	工况 3
压火床温/°C	814.6	794.6	806.8
扬火床温/°C	642.6	598.7	594.5
床压/kPa	9.20	10.20	11.20
床料含碳量/%	2	2	2
电负荷/MW	16.9	9.9	8.6
压火时主蒸汽压力/MPa	15.71	16.05	14.74
扬火时主蒸汽压力/MPa	14.13	15.22	14.60
压火时主蒸汽温度/°C	538.5	541.5	547.6
扬火时主蒸汽温度/°C	453.0	436.8	430.5

不同工况计算得到的压火时长和试验得到的压火时长见表 4。

表 4 压火试验计算时长和测试时长对比  
Tab.4 Comparison between the calculated duration and the actual test duration for banking fire tests

	计算压火时长/min	测试压火时长/min	绝对误差/min	相对误差/%
工况 1	28.6	31.7	-3.1	-9.78
工况 2	54.0	50.3	3.7	7.36
工况 3	64.1	59.6	4.5	7.55

从表 4 中可以看出, 同工况下计算得到的压火时长和实际试验得到的压火时长非常接近, 绝对误差小于 5 min, 相对误差在 10% 以内, 能够满足压火调峰工程需要, 说明计算方法是可行的。

计算得到在机组进行压火过程中, 不同条件下蓄热放热量占比如图 1 所示。

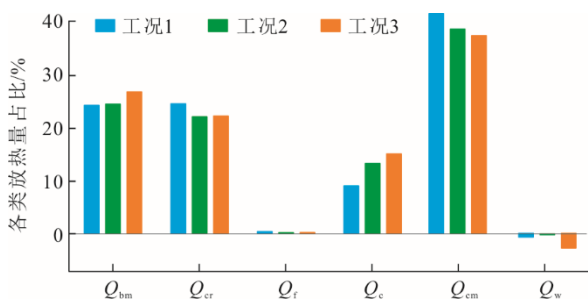


图 1 机组压火期间各类放热量占比  
Fig.1 Proportions of various heat release quantities during unit banking fire

从图 1 可以看出: 机组在压火期间, 锅炉过热器、再热器和水冷壁等金属受热面所释放的蓄热量最大, 约为总蓄热量的 35%~41%; 炉膛内床料和浇注料所释放蓄热量次之, 均约为总放热量的 20%; 接下来是床料中的碳燃烧放出的热量, 约占总热量的 10%~15%; 最后是炉内气体所释放的热量和

工质由于参数降低所释放的热量, 不足 2%, 可忽略不计。

计算得到在机组进行压火过程中, 不同条件下各部分耗热量占比如图 2 所示。

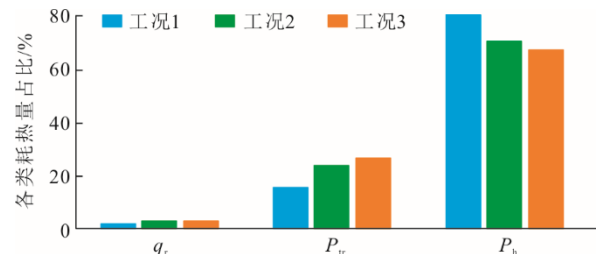


图 2 机组压火期间各类耗热量占比  
Fig.2 Proportions of various heat consumptions quantities during unit banking fire

从图 2 可以看出, 机组在压火期间, 机组发电耗热量占比很大, 在电负荷大于 3%Pe 时, 耗热量占比在 70% 以上, 而且随着电负荷的增大而明显增大。汽轮机克服本身转动阻力所需的热约占总耗热量的 20%, 机组散热所消耗的热量较小, 通常低于机组总耗热量的 5%。

进一步, 假设工况 3 在其他参数不变的情况下, 只改变压火期间平均电负荷, 从 8.6 MW 降为 3.0 MW (1%Pe) 时, 计算得到压火时长为 124.5 min, 大于 2 h, 能够满足电网调度对压火调峰的时长要求。

## 4 CFB 锅炉机组压火时长的计算方法

从式(13)可以看出, 压火时长主要由锅炉各部分的蓄热量和机组的耗热功率决定。蓄热量越大, 耗热功率越小, 机组的压火时长越长。

在机组蓄热中, 受热面工质的蓄热量最大, 床料和浇注料的蓄热量次之。并且由于金属受热面的导热系数远远大于床料和浇注料的导热系数, 受热面管的蓄热更能有效地传递给工质, 而床料和浇注料的蓄热并不能有效地传递给工质。

受热面蓄热量为压火及扬火开始时受热面管壁温差、受热面质量和管道比热容的乘积。当机组固定时, 受热面质量和管道比热容基本固定, 因此蓄热量仅与压火和扬火时管壁温差有关。而管壁温主要由蒸汽参数决定, 因此, 提高压火时蒸汽参数, 降低扬火时蒸汽参数能够提高受热面的放热量, 延长压火时长。

床料放热量为床料质量、压火先后床温差和比热容三者的乘积。在比热容变化不大时, 将其看作

常数。床料放热量随床料质量和床温差的增大而增大。因此,可通过适当增加床料量(提高运行床压)和提高压火时运行温度,采用优质煤降低扬火时的平均常温,能够提高压火时长。

对于炉内浇注料的放热量,由于浇注料总量不可调,运行温度也不能主动调节,因此不能通过浇注料的蓄热主动调节压火时长。但是浇注料的导热性能对压火时长有一定的影响。采用高导热浇注料,能够增加压火过程中浇注料和床料中的热量向受热面传递的份额,从而增加压火时长。

床料碳燃烧放热量主要受床料含碳量和压火期间碳燃烧份额影响。为了延长压火时长,可以适当增加压火前锅炉的给煤量,并在压火后期适量通风供氧,提高碳燃烧份额,同时也提高锅炉受热面的换热系数。

机组的散热功率和机组空载耗热功率主要与机组保温性能和结构有关,是不能进行调控的。只有机组压火期间的电负荷是可以进行调控的。压火期间,可以通过适当降低机组的电负荷来延长机组的压火时长。

进一步通过对机组压火期间各部分蓄热量和耗热量的变化量分析,对于特定机组压火时长主要与床压、床温和压火期间电负荷的影响,可以表示为压火开始时床压、床温和压火期间电负荷的函数,具体如式(14)所示:

$$\tau \approx f(t_{b1}, p_b, P_e) \quad (14)$$

式中:  $t_{b1}$  为压火开始时床料平均温度,  $^{\circ}\text{C}$ ;  $p_b$  为压火开始时床压,  $\text{kPa}$ ;  $P_e$  为机组发电有功功率,  $\text{MW}$ 。

设法提高压火时床温和床压,降低压火期间发电功率,燃用易着火煤降低启动床温可以延长压火运行时长。

## 5 结 论

1) 通过压火前后机组各部分蓄热量和耗热量的能量平衡,可以计算得到机组不同工况下的压火时长。计算得到的结果和试验结果绝对误差在  $5 \text{ min}$  之内,相对误差在  $10\%$  内,准确度能够满足压火调峰工程需要。

2) 机组在压火期间,金属受热面所释放的蓄热量最大,约为总蓄热量的  $35\% \sim 41\%$ 。炉膛内床料和浇注料所释放蓄热量次之,均约为总放热量的  $20\%$ ,床料中的碳燃烧放出的热量约占总热量的

$10\% \sim 15\%$ ,炉内气体所释放的热量 and 工质由于参数降低所释放的热量可忽略不计。

3) 机组在压火期间,机组发电耗热量占比最大,汽轮机克服本身转动阻力所需的热量约占总耗热量的  $20\%$ ,机组散热所消耗的热量通常低于  $5\%$ 。

4) 通常,只有将压火期间平均电负荷降低至  $1\%P_e$  以下,压火时长才能够大于  $2 \text{ h}$ 。

5) 通过提高压火时床温和床压,降低压火期间发电功率,燃用易着火煤降低启动床温可以延长压火运行时长。

## [参 考 文 献]

- [1] YAO X, YI B, YU Y, et al. Economic analysis of grid integration of variable solar and wind power with conventional power system[J]. Applied Energy, 2020, 264: 114706.
- [2] QI Y, HU W, DONG Y, et al. Optimal configuration of concentrating solar power in multienergy power systems with an improved variational autoencoder[J]. Applied Energy, 2020, 274: 115124.
- [3] XIN S W, WANG H, LI J B, et al. Discussion on the feasibility of deep peak regulation for ultrasupercritical circulating fluidized bed boiler[J]. Energies, 2022, 15(20): 7720.
- [4] 舒印彪, 张丽英, 张运洲, 等. 我国电力碳达峰、碳中和路径研究[J]. 中国工程科学, 2021, 23(6): 9-22.  
SHU Yinbiao, ZHANG Liying, ZHANG Yunzhou, et al. Carbon peak and carbon neutrality path for China's power industry[J]. Strategic Study of CAE, 2021, 23(6): 9-22.
- [5] LIU Z Y, MA S X, PAN X F, et al. Experimental study on the load response rate under the dynamic combined combustion of PC coal and CFB coal in a CFB boiler[J]. Fuel, 2019, 236: 445-451.
- [6] 于浩洋, 高明明, 张缦, 等. 循环流化床机组深度调峰性能分析与评价[J]. 热力发电, 2020, 49(5): 65-72.  
YU Haoyang, GAO Mingming, ZHANG Man, et al. Performance analysis and evaluation of deep peak-regulating for circulating fluidized bed units[J]. Thermal Power Generation, 2020, 49(5): 65-72.
- [7] HONG F, WANG R, SONG J, et al. A performance evaluation framework for deep peak shaving of the CFB boiler unit based on the DBN-LSSVM algorithm[J]. Energy, 2021, 238: 121659.
- [8] 吕俊复, 蒋苓, 柯希玮, 等. 碳中和背景下循环流化床燃烧技术在中国的发展前景[J]. 煤炭科学技术, 2023, 51(1): 514-522.  
LYU Junfu, JIANG Ling, KE Xiwei, et al. Future of circulating fluidized bed combustion technology in China for carbon neutralization[J]. Coal Science and Technology, 2023, 51(1): 514-522.
- [9] 刘众元, 武晓俊. 循环流化床锅炉压火启动调峰技术综述[J]. 热能动力工程, 2024, 39(3): 1-8.  
LIU Zhongyuan, WU Xiaojun. Review of banked fire and start-up peak regulation technology of circulating fluidized bed boilers[J]. Journal of Engineering for Thermal Energy and Power, 2024, 39(3): 1-8.
- [10] 吕俊复, 王君峰, 姜孝国, 等. 超超临界循环流化床锅炉技术研发进展[J]. 中国电机工程学报, 2024, 44(17):

6883-6899.  
 LYU Junfu, WANG Junfeng, JIANG Xiaoguo, et al. Research and development of ultra-supercritical circulating fluidized bed boiler[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(17): 6883-6899.

[11] 佟博恒, 李玉, 马乐乐, 等. 350 MW 超临界循环流化床机组压火调峰试验研究[J]. 热力发电, 2025, 54(7): 82-90.  
 TONG Boheng, LI Yu, MA Lele, et al. Experimental study on banked fire for peak regulation of supercritical circulating fluidized bed units[J]. Thermal Power Generation, 2025, 54(7): 82-90.

[12] 宋海峰, 王君峰, 安仲红, 等. 350 MW 超临界循环流化床煤电机组启停调峰试验[J]. 热力发电, 2025, 54(7): 63-70.  
 SONG Haifeng, WANG Junfeng, AN Zhonghong, et al. Experimental study on start-stop peak regulation of a 350 MW supercritical circulating fluidized bed coal-fired power unit[J]. Thermal Power Generation, 2025, 54(7): 63-70.

[13] 乔磊磊, 王孝全, 聂浩, 等. 循环流化床锅炉全负荷调峰特性研究[J]. 中国电机工程学报, 2025, 45(1): 184-193.  
 QIAO Leilei, WANG Xiaoquan, NIE Hao, et al. Research on peak shaving characteristics of circulating fluidized bed boilers at full load[J]. Proceedings of the CSEE, 2025, 45(1): 184-193.

[14] 申欣, 赵强, 乔晓磊, 等. 超临界 CFB 锅炉压火特性现场试验与数值模拟[J]. 煤炭学报, 2022, 47(7): 2797-2807.  
 SHEN Xin, ZHAO Qiang, QIAO Xiaolei, et al. Field test and numerical simulation of banked fire characteristics of supercritical CFB boiler[J]. Journal of China Coal society, 2022, 47(7): 2797-2807.

[15] YAO Y G, JIANG L, DENG B Y, et al. Heat transfer analysis of stationary bed materials in a CFB boiler after a sudden power failure[J]. Fuel Processing Technology, 2021, 211: 106587.

(责任编辑 邓玲惠)

### 广告目次

《热力发电》 ..... 封三

浙江顺豪新材料有限公司 ..... 后彩插 1

上海冠龙阀门节能设备股份有限公司 ..... 后彩插 2