

文章编号: 1006-3080(2025)01-0081-08

DOI: 10.14135/j.cnki.1006-3080.20240105001

## 基于数值模拟的纯氧燃烧玻璃窑炉性能分析

蒋鹏, 胡贵华

(华东理工大学能源化工过程智能制造教育部重点实验室, 上海 200237)

**摘要:** 将纯氧燃烧玻璃窑炉作为研究对象, 使用火焰空间与池窑双向热耦合的方法建立数值模拟耦合模型。在此基础上对窑炉性能进行研究, 以提高传热效率和延长使用寿命为目的, 使用正交试验方法对氧化剂中氧气含量(A)、空气预热温度(B)、燃料质量流量(C)、过剩氧气系数(D)、喷嘴距玻璃液面高度(E)、烟气出口面积(F)这6个因素进行优化。结果表明, 所选因素的影响程度由高到低依次为:  $B > E > C > A > D > F$ , 忽略次要因素D、F的影响, 选取  $A_1 B_3 C_3 E_1$  水平为优化工况进行模拟验证, 与原工况相比, 窑顶相对温差降低了18.8%, 传热效率提高了7.7%, 有较好的优化效果。

**关键词:** 玻璃窑炉; 数值模拟; 耦合模型; 正交试验; 参数优化

**中图分类号:** TQ038.4

**文献标志码:** A

玻璃行业作为传统的高耗能行业, 其熔制过程中的能耗、污染以及窑炉的使用寿命一直是行业内研究的热点问题<sup>[1]</sup>。近年来, 相对成熟的纯氧燃烧技术通过使用高纯度氧气代替空气作为助燃剂, 消除了氮的主要来源, 有效减少了氮氧化物排放, 使得玻璃行业得到了进一步发展。

玻璃窑炉的结构分为上层的火焰空间和下层的池窑空间, 面对熔制过程中复杂的流动和传热, 低成本、高效率的计算流体力学(Computational Fluid Dynamics, CFD)数值模拟技术成为了重要的研究手段<sup>[2-3]</sup>。目前有较多学者对火焰空间部分构建独立模型进行了研究, 文献[4-7]分别研究了烟气出口面积、氧气含量、高窑顶结构、喷嘴安装高度对玻璃窑炉火焰空间流场和温度场的影响。考虑到熔窑作为一个整体, 单独研究火焰空间会导致模拟结果与实际情况不符, 吕树欣等<sup>[8]</sup>提出以玻璃液面温度残差作为收敛标准的迭代耦合方法, 在快速收敛的同时提高了模拟结果的精度。

在构建准确的数值模型后, 研究参数对传热和窑炉寿命的影响, 进而获得玻璃窑炉的优化运行条件具有重要的现实意义。由于燃烧过程对反应环境非常敏感, 需要考虑众多影响因素, 正交试验方法是克服大量试验找到显著因素的一种有效的方法<sup>[9]</sup>。Chen等<sup>[10]</sup>将试验设计和数值模拟相结合, 分析了轴流风机的风量流量与导叶参数之间的关系, 得到了优化参数。Wei等<sup>[11]</sup>采用基于数值模拟的正交试验方法确定了高温空气燃烧炉运行参数对 $\text{NO}_x$ 排放的影响并进行参数优化, 在最佳工况下,  $\text{NO}_x$ 排放浓度较原工况降低45%。

本文采用Fluent软件对纯氧燃烧玻璃窑炉进行研究, 采用玻璃液面与火焰空间底部双向热耦合的方式进行数值模拟耦合建模。在此基础上使用正交试验方法分析参数对传热和窑炉使用寿命的影响, 通过选取优化的工艺参数来提高窑炉性能, 指导实际生产过程。

收稿日期: 2024-01-05

基金项目: 国家重点研发计划项目(2023YFB3307800); 国家自然科学基金(62273149, 62203173); 新疆维吾尔自治区重大科技专项项目(2022A01006-4); 上海市重型燃气轮机领域联合创新计划(UIC计划)

作者简介: 蒋鹏(1999—), 男, 硕士生, 主要研究方向为数值模拟。E-mail: y80210124@mail.ecust.edu.cn

通信联系人: 胡贵华, E-mail: huguihua@ecust.edu.cn

引用本文: 蒋鹏, 胡贵华. 基于数值模拟的纯氧燃烧玻璃窑炉性能分析[J]. 华东理工大学学报(自然科学版), 2025, 51(1): 81-88.

Citation: JIANG Peng, HU Guihua. Performance Analysis of Oxy-Fuel Glass Furnace Based on Numerical Simulation[J]. Journal of East China University of Science and Technology, 2025, 51(1): 81-88.

## 1 数值模型

### 1.1 几何模型及网格划分

纯氧燃烧玻璃窑炉几何结构如图 1 所示, 火焰空间总长为 10.0 m, 玻璃液面宽 4.6 m, 两侧胸墙高度为 1.3 m, 碓顶高度为 0.5 m, 玻璃池窑与火焰空间长度相同。玻璃液从距前脸墙 1 m 处的进口流入, 6 个纯氧喷枪均安装在玻璃液面上方 30 cm 处, 与前脸墙的距离分别为 2.8、4.7、5.5、6.6、7.8 m 以及 8.7 m。使用 Gambit 软件进行几何建模并划分网格, 具体划分情况如图 2 所示, 主体部分采用结构化网格, 火焰空间喷枪部分采用非结构网格进行局部加密, 玻璃

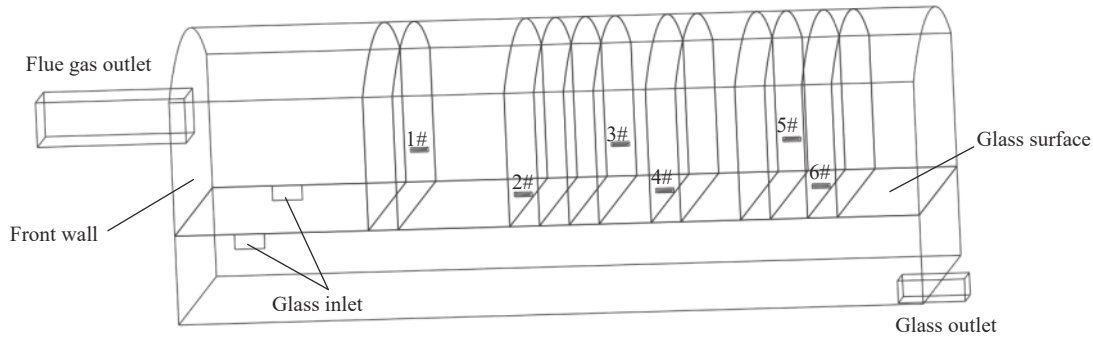


图 1 玻璃窑炉几何结构

Fig. 1 Geometric structure of the glass furnace

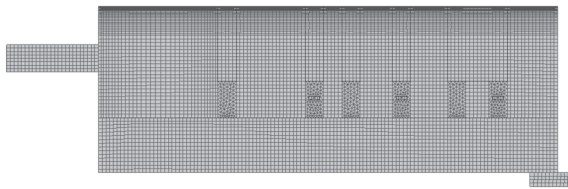


图 2 玻璃窑炉网格划分情况

Fig. 2 Mesh division of the glass furnace

式中,  $\rho$  是密度,  $\phi$  是因变量,  $u$  是流体速度,  $\Gamma$  是广义扩散系数,  $S$  是广义源项。

1.2.2 辐射模型 离散坐标模型适用所有光学深度的问题, 具有较好的通用性<sup>[13]</sup>, 所以窑炉内部的辐射传热由离散坐标模型表征, 其数学表达式如下:

$$\nabla \cdot (I(\mathbf{r}, \mathbf{s})\mathbf{s}) + (\alpha + \sigma_s)I(\mathbf{r}, \mathbf{s}) = \alpha n^2 \frac{\sigma T^4}{\pi} + \frac{\sigma_s}{4\pi} \int_0^{4\pi} I(\mathbf{r}, \mathbf{s}')\phi(\mathbf{s}, \mathbf{s}')d\Omega \quad (2)$$

式中,  $I$  是辐射强度,  $\alpha$  是吸收系数,  $\mathbf{r}$  是位置矢量,  $\mathbf{s}$  是方向矢量,  $\sigma_s$  是散射系数,  $n$  是折射率,  $T$  是局部温度,  $\Omega$  是立体角。

由于纯氧燃烧过程中存在高浓度的二氧化碳和水蒸气, 而烟气的辐射特性高度依赖于其吸收和发

窑炉网格总数约为  $1.02 \times 10^6$ , 扭曲率小于 0.4 的网格占比均在 98% 以上, 满足后续数值计算精度要求。

### 1.2 数学模型

1.2.1 湍流模型 由于湍流的烟气流动, 火焰空间内部是复杂的燃烧和传热过程, 所以采用 Reynolds 平均的 Navier-Stokes 方程对窑炉建模, 控制方程包括质量、动量、能量和组分输运方程。其中, Realizable  $k-\varepsilon$  模型与其他湍流模型相比在提高火焰稳定性、反应效率等方面有更好的效果<sup>[12]</sup>, 所以本文选用 Realizable  $k-\varepsilon$  湍流模型封闭方程。其中控制方程的一般形式可写为:

$$\frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} + \text{div}(\rho u\phi) = \text{div}(\Gamma \text{grad}\phi) + S \quad (1)$$

射辐射的波长光谱, 所以本文选用具有较高计算精度和效率的加权灰色气体模型。

1.2.3 燃烧模型 本文研究的玻璃窑炉中的燃烧反应动力学选用 GRI-Mech 3.0 简化机理, 而要在模拟中引入燃烧机理就需要耦合其他模型。涡耗散概念 (Eddy Dissipation Concept, EDC) 模型可以考虑详细的燃烧化学反应机理, 但是 EDC 模型的计算收敛缓慢。小火焰 (Steady Diffusion Flamelet, SDF) 模型是一种应用广泛、计算高效的模型<sup>[14]</sup>, 但该模型会过高估计氮氧化物相关的预测, 考虑到纯氧燃烧环境下氮氧化物的排放得到了极大的减少, 且本研究涉及温度场和流场, 主要关注传热过程。因此, 我们选择高效的 SDF 模型耦合燃烧机理, 而不是计算代价昂贵的 EDC 模型。

### 1.3 边界条件与计算方法

边界条件的设定基于实际工况, 燃料、助燃剂的入口为质量流量入口且预热温度均为 300 K, 具体数值采用工厂实际进料数据, 过剩氧气系数为 1.05, 烟气出口采用压力出口。燃气组成与各喷枪进口燃气配比见表 1、2 所示, 其中  $\varphi_B$  为燃气体积分数。

表 1 燃气组成

Table 1 Composition of fuel gas

Composition	$\varphi_B/\%$
CH <sub>4</sub>	96.00
C <sub>2</sub> H <sub>6</sub>	2.42
C <sub>3</sub> H <sub>8</sub>	0.58
CO <sub>2</sub>	0.34
N <sub>2</sub>	0.66

表 2 各进口燃气配比

Table 2 Ratio of inlet fuel gas

No.	Mass flow of inlet/(kg·h <sup>-1</sup> )
1#	41
2#	46
3#	53
4#	42
5#	29
6#	29

火焰空间的碓顶、胸墙以及池窑空间的池壁、池底均设置为壁面, 采用自然对流边界, 对流传热系数为 10 W/(m<sup>2</sup>·K), 隔热材料的导热系数设置为 1.5 W/(m·K)。火焰空间底部的玻璃表面采用恒温度场壁面边界条件, 池窑空间顶部的玻璃表面采用恒热流场壁面边界条件, 通过双相迭代热耦合方法将两部分的玻璃液面进行耦合模拟, 将火焰空间底部的热流取负, 导入池窑空间进行模拟, 再将池窑空间得出的顶部温度导入火焰空间进行模拟, 当前后 2 次迭代的玻璃液面所有节点的温度偏差小于 1% 时, 则收敛完成, 循环迭代结束, 否则继续进行迭代。双相热耦合迭代计算关系式具体如下:

$$T_{bot}^n = T_{top}^{n-1} \quad (3)$$

$$H_{top}^n = -H_{bot}^{n-1} \quad (4)$$

式中,  $T$  和  $H$  分别代表玻璃表面的温度和热流, 上标  $n$  与  $n-1$  分别表示迭代次数, 下标 top 和 bot 分别表示池窑空间顶部玻璃表面和火焰空间底部玻璃表面。

对于质量、动量、能量等离散格式采用二阶迎风格式提高求解精度, 采用压力联立方程的半隐式解法进行流场计算, 当能量和辐射方程的残差小于 10<sup>-6</sup>、其余方程的残差小于 10<sup>-3</sup> 时, 达到收敛标准。

#### 1.4 网格无关性分析与模型验证

网格数量对数值模拟的计算效率和精度有明显的影响, 网格无关性分析的作用就是在保证计算可

靠的前提下, 选择网格数量更少的划分情况以提高计算效率。本文根据不同疏密程度对玻璃窑炉进行网格划分, 设计了 5 种不同数量的划分方案, 并采用相同的数学模型、边界条件和计算方法进行数值模拟。选取烟气出口和玻璃液出口的温度作为判断指标, 结果如表 3 所示。从表中可以得出, 方案 A 划分稀疏导致网格质量不高, 模拟结果与其他方案差距较大, 通过对整体和局部进行网格加密得到了后续的划分方案, 当网格数量达到 1 000 000 以上时, 模拟结果趋于稳定, 烟气出口和玻璃液出口的温度不再发生明显变化, 这表明经网格无关性验证, 方案 C、D 以及方案 E 均可视为高精度的网格划分方案。

表 3 网格无关性验证结果

Table 3 Grid independence verification results

Solution	Mesh number	Verification indicator	
		Temperature of flue gas outlet/K	Temperature of glass melt outlet/K
A	281 725	1 624.6	1 374.1
B	745 233	1 677.5	1 413.3
C	1 022 187	1 696.9	1 428.8
D	1 586 135	1 703.7	1 435.5
E	2 178 129	1 698.2	1 438.3

考虑到随着网格数量变多, 数值模拟所需的计算时间会显著增加, 所以在保证模拟精度的前提下采用方案 C 进行后续研究, 可兼顾计算精度和效率。使用该方案进行双向热耦合迭代模拟, 计算收敛后的火焰空间燃烧器平面温度分布如图 3 所示。从图 3 可以看出, 错位排开的 6 个燃烧器火焰形状细长, 各火焰之间相互影响较小, 与燃烧器对位排布的结构相比火焰更加稳定, 防止因为对流而导致火焰向上偏转, 降低耐火材料使用寿命。同时火焰大小与各燃烧器入口燃气比例相关, 入口质量流量较大的 2#、3#燃烧器有更高的火焰温度, 入口质量流量较小的

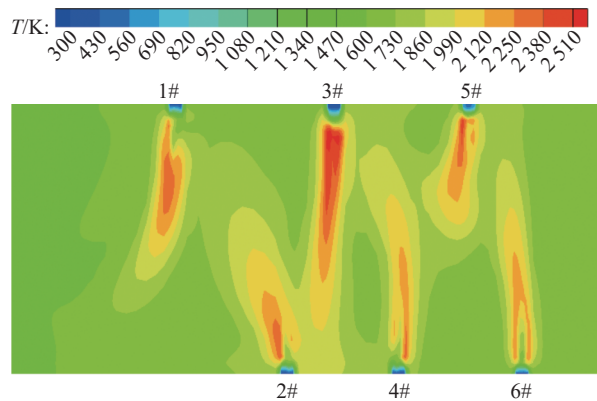


图 3 火焰空间燃烧器平面温度分布

Fig. 3 Temperature distribution of burner plane at flame space

5#、6#燃烧器火焰温度则偏低,温度整体分布较为均匀。池窑空间顶部热流分布如图 4 所示,可以看出,热流分布与预设相吻合,玻璃液流入温度与火焰空间温度相比整体偏低,所以在左侧玻璃液入口处会有热流量较高的区域。在玻璃液直接与火焰空间进行热交换的部分,热流分布与火焰空间的温度分布相匹配,玻璃液面上热流量最高的区域对应火焰空间的热点位置。

综合耦合计算方法较高的收敛性可知,玻璃窑炉的火焰空间与池窑空间的热耦合数值模型是有效且稳定的,其模拟结果与纯氧燃烧玻璃窑炉实际工况下的总体运行趋势相符合,可靠性较高。

## 2 基于 CFD 的正交试验

### 2.1 确定优化目标

本文旨在寻找高传热效率、低温差的操作参数,以达到优化窑炉性能、延长窑炉使用寿命的目的。研究的优化目标如下:(1)火焰空间的传热效率,即火焰空间通过玻璃液传递给池窑空间的热量,通过降低热量损耗提高传热效率可以有效节约燃料成本;(2)碓顶的相对温差,即碓顶的最高温度与平均温度的差值,碓顶部分温度过高或温差过大都会导

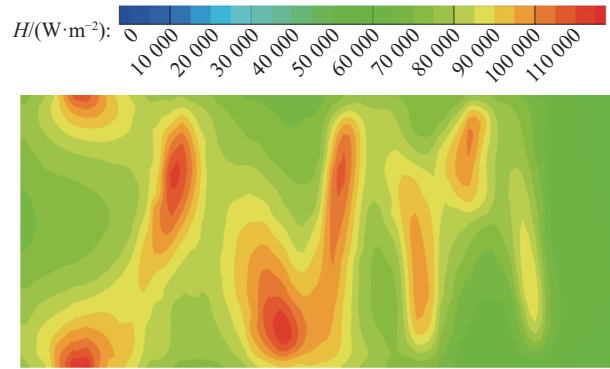


图 4 池窑空间顶部热流分布

Fig. 4 Heat flux distribution at top of melting tank

致窑炉受损,通过缩小相对温差可以有效改善碓顶受热不均问题,延长窑炉使用寿命,减少设备维护方面的成本。

### 2.2 因素和水平的选择

根据文献 [15-16],选取以下对传热效率和碓顶温差有影响的潜在因素:氧化剂中氧气含量(A)、空气预热温度(B)、燃料质量流量(C)、过剩氧气系数(D)、喷嘴距玻璃液面高度(E)、烟气出口面积(F)。考虑到纯氧燃烧玻璃窑炉的特点,根据工厂实际情况对 6 个因素分别设置了 3 个水平,具体的因素和水平选择情况见表 4。

表 4 选用的因素与水平

Table 4 Selected factors and levels

Level	Factor					
	Mole fraction of oxygen in the oxidizer/%	Air preheating temperature/K	Fuel mass flue rate/(kg·h <sup>-1</sup> )	Excess oxygen coefficient	Height of the nozzle from the glass liquid surface/cm	Flue gas outlet area/m <sup>2</sup>
	(A)	(B)	(C)	(D)	(E)	(F)
1	87	300	192	1.00	20	0.15
2	93	400	240	1.05	30	0.25
3	99	500	288	1.10	40	0.35

目前的问题包括 6 个因素,每个因素有 3 个水平,在不考虑各因素之间相互作用的情况下,自由度的数目总和为 12。因此,选用的正交试验表为 L27 (13),即需要按照正交试验表进行 27 次 CFD 数值模拟,与阶乘试验的建模检验次数相比,效率显著提高。

## 3 结果与分析

### 3.1 结果处理与分析

传统的单指标试验设计可以直接根据试验结果进行后续分析,本文选取碓顶温差和传热效率这两

个指标作为优化目标,构成了多指标问题,需要引入性能综合响应值  $M$  来评估正交试验的效果。其中第  $i$  次试验的性能综合响应值  $M_i$  通过下式计算:

$$M_i = \omega_1 a_i + \omega_2 b_i \quad (5)$$

式中,  $\omega_1$  与  $\omega_2$  分别为碓顶温差和传热效率指标的权值,且有  $\omega_1 + \omega_2 = 1$ ;  $a_i$  与  $b_i$  分别表示第  $i$  次试验中碓顶温差和热效率的隶属值,用于消除量纲的影响,具体计算公式如下:

$$x_i = \frac{n_i - n_{\min}}{n_{\max} - n_{\min}} \quad (6)$$

式中,  $x_i$  为碓顶温差、热效率隶属值的计算通式,  $n_i$

为第  $i$  次试验中碓顶温差、热效率的数值,  $n_{\min}$  为全部试验中的最小值,  $n_{\max}$  为全部试验中的最大值。

通过引入  $M$  值为试验分析添加了更多灵活性: 当  $\omega_1$  取 0 时, 表示多指标分析退化为仅关于传热效率的单指标分析; 当  $\omega_2$  取 0 时, 表示多指标分析退化为仅关于碓顶温差的单指标分析。玻璃液面作为火焰空间与玻璃池窑的直接接触面, 其主要作用在于传递热量, 而传热效率更是评价能源利用率的重要指标, 所以设置  $\omega_1 = 0.4$ 、 $\omega_2 = 0.6$  进行计算, 以充分考虑这些因素对传热效率的影响。同时为了便于分析各因素对窑炉性能的综合影响, 采用 1 减去传热效率得到的耗散率来计算  $M$  值, 这样  $M$  值越小表示窑炉的综合性能越好, 各试验标准化后的结果和计算得到的  $M$  值见表 5。

在正交试验结果的基础上, 可以采用直观分析和方差分析两种方法对因素显著性进行分析。

直观分析法通过计算各因素的极差值大小来反应因素的影响程度, 在任一因素列上可用下式计算:

$$R = \max\{K_1, K_2, \dots, K_i\} - \min\{K_1, K_2, \dots, K_i\} = \max\{k_1, k_2, \dots, k_i\} - \min\{k_1, k_2, \dots, k_i\} \quad (7)$$

式中,  $R$  表示极差,  $K_i$  表示因素第  $i$  水平上对应的试验结果之和,  $k_i = K_i/s$ ,  $s$  表示水平出现的次数。

对正交试验结果进行直观分析, 结果如表 6 所示。从表中可以看出, 影响玻璃窑炉性能的 6 个因素极差从大到小依次为:  $B > E > C > A > D > F$ , 这表明对玻

表 5 正交试验结果

Table 5 Orthogonal experimental results

Exp.	$a$	$b$	$M$	Exp.	$a$	$b$	$M$
1	0.070	0.896	0.566	15	0.086	0.657	0.429
2	0.050	0.730	0.458	16	0.067	0.252	0.178
3	0.687	0.594	0.632	17	0.160	0.523	0.379
4	0.314	0.601	0.486	18	0.025	0.078	0.057
5	0.160	0.432	0.323	19	0.186	1.000	0.675
6	0.065	0.638	0.409	20	0.115	0.827	0.543
7	0.135	0	0.054	21	0.545	0.457	0.493
8	0.132	0.360	0.269	22	0.867	0.726	0.783
9	0.229	0.237	0.234	23	0.027	0.526	0.327
10	0.093	0.719	0.469	24	0.050	0.728	0.457
11	0	0.962	0.578	25	0.060	0.235	0.165
12	0.523	0.572	0.553	26	1.000	0.437	0.662
13	0.535	0.767	0.675	27	0.250	0.191	0.215
14	0.145	0.351	0.269				

表 6 直观分析表

Table 6 Visual analysis

Factor	$K_1$	$K_2$	$K_3$	$k_1$	$k_2$	$k_3$	$R$
A	3.388	3.587	4.319	0.376	0.399	0.480	0.104
B	4.966	4.157	2.171	0.552	0.462	0.241	0.311
C	4.315	4.029	2.949	0.479	0.448	0.328	0.151
D	4.008	3.807	3.479	0.445	0.423	0.387	0.058
E	3.135	3.228	4.931	0.348	0.359	0.548	0.201
F	3.895	3.611	3.789	0.433	0.401	0.421	0.032

璃窑炉综合性能影响程度顺序分别为: 空气预热温度 > 喷嘴距玻璃液面高度 > 燃料质量流量 > 氧化剂中氧气含量 > 过剩氧气系数 > 烟气出口面积。

方差分析法通过计算因素的方差比来分析因素的影响是否显著, 因素的方差可用下式计算:

$$E_i = \frac{S_i}{f_i} = \frac{\sum_{j=1}^s s(k_{ij} - \bar{m})^2}{f_i} \quad (8)$$

式中,  $E_i$  为第  $i$  个因素的方差,  $S_i$  是第  $i$  个因素的偏差平方和,  $f_i$  是第  $i$  个因素的自由度, 其值等于该因素的水平数减 1,  $k_{ij}$  是第  $i$  个因素的第  $j$  个水平对应的试验结果之和,  $\bar{m}$  是试验结果的均值。

方差分析运用  $F$  分布来进行显著性检验, 通过判断各因素的  $F$  比值 ( $F_{\text{ratio}}$ ) 与  $F$  临界值 ( $F_{\text{crit}}$ ) 的大小关系可以得出该因素是否显著。如果  $F_{\text{ratio}}$  大于  $F_{\text{crit}}$ , 则说明该因素为显著因素; 如果  $F_{\text{ratio}}$  小于  $F_{\text{crit}}$ , 则说明该因素为非显著因素,  $F_{\text{ratio}}$  可用下式计算:

$$F_i = \frac{E_i}{E_e} \quad (9)$$

式中,  $F_i$  是第  $i$  个因素的  $F$  比值,  $E_e$  是误差列的方差。

对正交试验结果进行方差分析, 选用显著性水平  $\alpha=0.05$  情况下的  $F$  分布临界值得到表 7, 从方差分析表得出, 因素  $B$ 、 $E$  的  $F_{\text{ratio}}$  远大于  $F_{\text{crit}}$ , 所以空气预热温度、喷嘴距玻璃液面高度这两个因素对窑炉性能综合响应值的作用高度显著; 因素  $C$ 、 $A$  的  $F_{\text{ratio}}$  大于  $F_{\text{crit}}$ , 所以燃料质量流量、氧化剂中氧气含量对窑炉性能综合响应值的作用显著; 因素  $D$ 、 $F$  的  $F_{\text{ratio}}$  小于  $F_{\text{crit}}$ , 所以过剩氧气系数、烟气出口面积这两个因素对窑炉性能综合响应值的作用不显著。

为了更直观地说明所选因素对窑炉综合性能指标的影响程度, 图 5 示出了所选因素的  $F_{\text{ratio}}$  和各因素对  $M$  值的累计贡献率。从图中可以看出, 因素  $A$ 、 $B$ 、 $C$ 、 $E$  是影响窑炉性能的主要因素, 对应的累计贡献率占整体的 97.7%, 所以确定其为影响显著的因

表 7 方差分析表 ( $\alpha=0.05$ )  
Table 7 Variance Analysis ( $\alpha=0.05$ )

Factor	$S$	$f$	$E$	$F_{ratio}$	$F_{crit}$	Significance
A	0.0535	2	0.0268	3.9337	3.738	*
B	0.4598	2	0.2299	33.8088	3.738	**
C	0.1153	2	0.0577	9.8462	3.738	*
D	0.0158	2	0.0079	1.1618	3.738	
E	0.2272	2	0.1136	16.7059	3.738	**
F	0.0046	2	0.0023	0.3382	3.738	
Error	0.0955	14	0.0068			

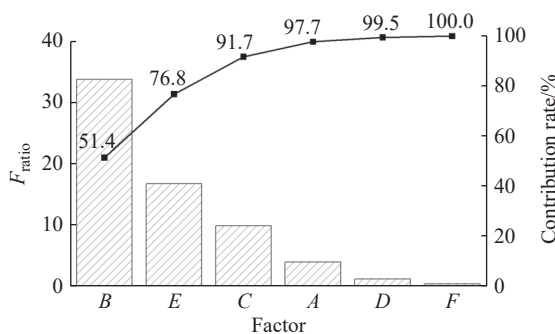


图 5 各因素对  $M$  值的贡献度

Fig. 5 Contribution of the selected factors to the  $M$  value

素;而因素  $D$ 、 $F$  占据的份额仅为 2.3%, 所以是次要因素。

因此, 确定窑炉性能优化以氧化剂中氧气含量、空气预热温度、燃料质量流量、喷嘴距玻璃液面高度这 4 个显著因素为优化参数。根据正交试验的水平设计结果, 所选的优化参数各水平对综合评价指标  $M$  值的影响如图 6 所示。考虑到  $M$  值为碓顶温差和耗散率的综合评价指标,  $M$  值越小表示窑炉性能越好, 所以选取  $A_1$ (87%) 为氧化剂中氧含量的优化选择,  $B_3$ (500 K) 为空气预热温度的优化选择,  $C_3$ (288 kg/h) 为燃料质量流量的优化选择,  $E_1$ (20 cm) 为喷嘴距玻

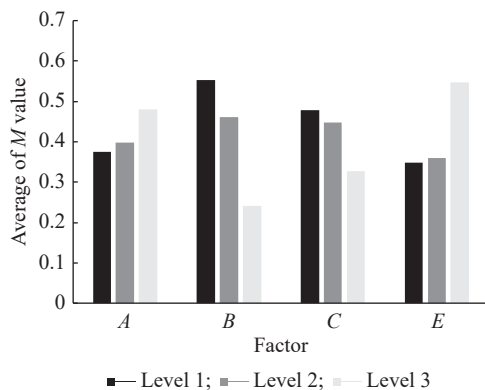


图 6 因素各水平对  $M$  值的影响

Fig. 6 Effect of each level of factors on the  $M$  value

璃液面高度的优化选择。

### 3.2 优化工况验证

考虑到正交试验表中未包含根据直观分析和方差分析得出的优化工况, 所以需要对优化工况的效果进行验证。选取  $A_1B_3C_3E_1$  为优化工况, 其他参数和设置与原始工况保持一致, 进行对比试验。优化工况和原始工况的火焰空间  $y$  方向中心平面温度场对比如图 7 所示。从图中可以看出, 原始工况温度分布波动较大, 第 2、3 号燃烧器射流有混合碰撞部分, 导致一部分热流向上偏转, 使得碓顶会有更高的温度。优化工况的温度分布较为均匀且温度更高, 这是因为较高的燃料入口质量流量会使入口流速变快, 对应更充分的燃烧和更稳定的火焰形状。同时与原始工况相比, 优化工况的燃烧器与玻璃液面距离更近, 这使得火焰热点更靠近玻璃液面, 一方面热量可以更有效地传递给玻璃液, 有效降低热量损耗, 另一方面火焰中心远离窑炉顶部, 有利于降低碓顶温度, 减小温差延长使用寿命。

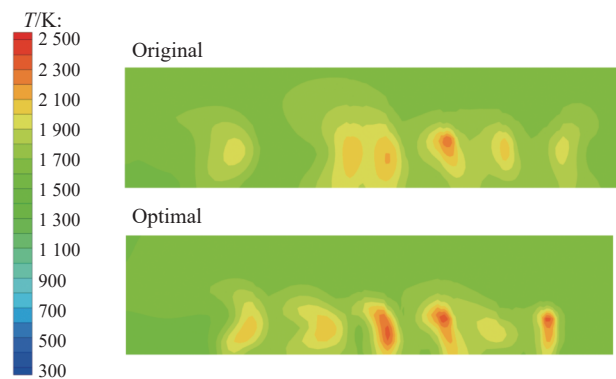


图 7 火焰空间温度场对比云图 ( $y=2.3$  m)

Fig. 7 Comparative contour of temperature distribution at flame space ( $y=2.3$  m)

沿玻璃窑炉长度方向的碓顶温度分布对比如图 8 所示。从图中可以看出, 温度分布与燃烧器排布相吻合, 原始工况和优化工况两者整体趋势相同, 左侧远离燃烧器区域温度最低, 靠近燃料质量流量最大的第 2、3 号燃烧器的中心位置温度最高, 到右侧质量流量较小的第 5、6 号燃烧器时温度又逐渐降低。原始工况碓顶温度整体较高, 平均温度为 1639 K, 且在中心位置有明显局部热点, 最高温度达 1671 K; 优化工况的碓顶温度整体较低, 平均温度为 1618 K, 且温度分布更均匀, 最高温度为 1644 K。

图 9 示出了窑炉传热效率的对比情况, 可以看出优化工况更高的燃料质量流量带来了更多的输入总热量。在热量损耗方面, 两者的壁面热量损耗 ( $Q_{wall}$ ) 相差不大, 优化工况的烟气热量损耗 ( $Q_{fg}$ ) 更低, 这是因为优化工况有更高的空气预热温度, 整体

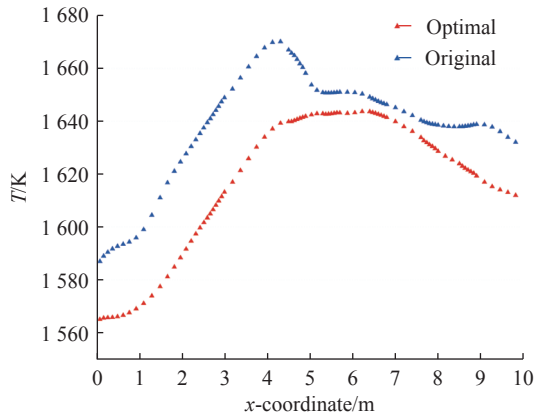


图 8 碓顶温度分布对比

Fig. 8 Comparison of temperature distribution at the crown

而言, 热量损耗从 42.9% 降低至 38.5%, 能源利用率得到了提高。

优化工况与原始工况的具体性能对比结果如表 8 所示, 碓顶最高温度与最低温度间的最大温差 ( $\Delta T_m$ ) 从 84 K 降低到 79 K, 优化效果为 6.0%, 碓顶最高温度与平均温度间的相对温差 ( $\Delta T_r$ ) 从 32 K 降低到 26 K, 优化效果达 18.8%, 更小的温差表明温度有更好的均匀性, 改善了碓顶受热不均问题, 能有效延长窑炉使用寿命。同时, 火焰空间与玻璃液面间的传热效率 ( $\eta$ ) 从原始的 57.1% 提升到 61.5%, 优化效果约 7.7%, 改善了能源的利用率, 能有效节约生产成本。综上, 通过正交试验方法得到的优化工况能有效提升窑炉性能。

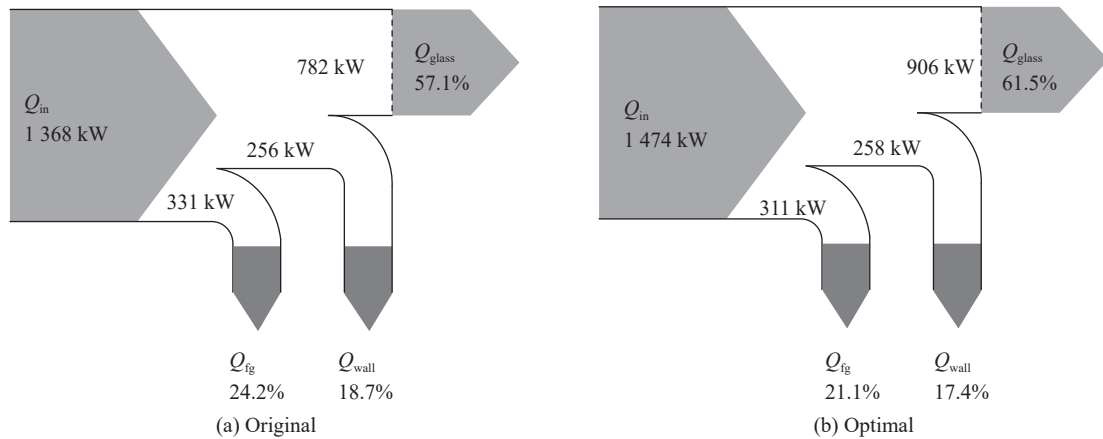


图 9 窑炉传热效率对比

Fig. 9 Comparison of heat transfer rates in the glass furnace

表 8 工况对比结果

Table 8 Comparison results of operating conditions

Solution	$\Delta T_m/K$	$\Delta T_r/K$	$\eta/\%$
Original	84	32	57.1
Optimal	79	26	61.5

## 4 结 论

本文使用火焰空间与池窑空间双向热耦合的方法建立了某纯氧燃烧玻璃窑炉的 CFD 耦合模型, 并通过数值模拟验证了该模型的有效性。在此基础上, 为了实现提高传热效率, 降低碓顶温差的效果, 使用正交试验方法进行分析, 得到以下结论:

(1) 正交试验的直观分析结果表明, 各因素对玻璃窑炉综合性能的影响程度从大到小依次为: 空气预热温度 ( $B$ ) > 喷嘴距玻璃液面高度 ( $E$ ) > 燃料质量流量 ( $C$ ) > 氧化剂中氧气含量 ( $A$ ) > 过剩氧气系数 ( $D$ ) > 烟

气出口面积 ( $F$ )。

(2) 正交试验的方差分析结果表明, 空气预热温度 ( $B$ )、喷嘴距玻璃液面高度 ( $E$ ) 对窑炉综合性能的影响高度显著; 燃料质量流量 ( $C$ )、氧化剂中氧气含量 ( $A$ ) 对窑炉综合性能的影响显著; 过剩氧气系数 ( $D$ )、烟气出口面积 ( $F$ ) 对窑炉综合性能的影响不显著。因此, 确定窑炉性能优化以  $A$ 、 $B$ 、 $C$ 、 $E$  为优化参数。

(3) 根据正交试验的水平设计, 选取  $A_1B_3C_3E_1$  为优化工况, 保持因素  $D$ 、 $F$  与原工况一致进行模拟验证。结果表明, 相较于原工况, 优化工况的碓顶相对温差的优化效果降低了 18.8%, 传热效率的优化效果提高了 7.7%, 有较好的优化效果, 可以为实际玻璃窑炉熔制过程提供可靠的理论指导。

## 参考文献:

[1] YOU X J, JIANG H, TIAN R P. Influence of oxy-fuel tech-

- nology on design of glass furnace[J]. *Glass*, 2013(1): 12-13.
- [2] BASSO D, CRAVERO C, REVERBERI A P, *et al.* CFD analysis of regenerative chambers for energy efficiency improvement in glass production plants[J]. *Energies*, 2015, 8(8): 8945-8961.
- [3] 刘希祥, 陈剑佩. 螺旋管强化传热的 CFD 模拟与优化[J]. 华东理工大学学报(自然科学版), 2018, 44(3): 296-302.
- [4] LV S X, GAO H, LIU Y, *et al.* Numerical investigation of pressure in oxy-fuel float glass furnace[J]. *Energy Engineering*, 2010(5): 11-14.
- [5] HAN Y, MENG X X. Study on temperature field and flow field of combustion space in glass furnace under different oxygen content[J]. *Industrial Heating*, 2018, 47(3): 52-54.
- [6] TANG B J, CHEN G P, YIN H R. Three-dimensional simulation of oxy-fuel combustion space in high crown glass furnace[J]. *Glass*, 2009, 36(6): 3-7.
- [7] 谢峻林, 金明芳, 梅书霞. 全氧燃烧玻璃熔窑燃烧器安装高度的优化模拟[J]. *武汉理工大学学报*, 2011, 33(3): 26-31.
- [8] 吕树欣, 刘涌, 宋晨路, 等. 基于火焰空间与玻璃液热耦合的玻璃熔窑数值模拟[J]. *材料科学与工程学报*, 2012, 30(1): 24-28.
- [9] XIE J H, GE Z J. Structural optimization of lithium-ion battery pack with forced air cooling system[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2017, 126: 583-593.
- [10] CHEN F B, ZHU G Z, XI D Y. Air volume flow rate optimization of the guide vanes in an axial flow fan based on DOE and CFD[J]. *Scientific Reports*, 2023, 13(1): 4439-4439.
- [11] WEI Z, LI X, XU L, *et al.* Optimization of operating parameters for low NO<sub>x</sub> emission in high-temperature air combustion[J]. *Energy & Fuels*, 2012, 26(5): 2821-2829.
- [12] 倪城振, 杜文莉, 胡贵华. 乙烯裂解炉耦合模拟中湍流模型的影响分析[J]. *化工学报*, 2019, 70(2): 450-459.
- [13] 叶庆元, 黄建科, 陈剑佩. 釜式光生物反应器内光分布及光能吸收的 CFD 研究[J]. 华东理工大学学报(自然科学版), 2016, 42(2): 149-156.
- [14] YAO Q, ZHANG Y, WANG X J, *et al.* Investigation of NO<sub>x</sub> emission under different burner structures with the optimized combustion model[J]. *Neurocomputing*, 2022, 482: 224-235.
- [15] HU G H, YE Z C, DU W L. Effect of combustion-supporting air on NO<sub>x</sub> emission of ethylene cracking furnace[J]. *CIESC Journal*, 2020, 71(2): 698-707.
- [16] 杨楚航, 贾绍辉, 马晔城, 等. 全氧燃烧高铝玻璃熔窑三维数值工程仿真[J]. *浙江大学学报(工学版)*, 2021, 55(2): 411-418.

## Performance Analysis of Oxy-Fuel Glass Furnace Based on Numerical Simulation

JIANG Peng, HU Guihua

(Key Laboratory of Smart Manufacturing in Energy Chemical Process, Ministry of Education, East China University of Science and Technology, Shanghai 200237, China)

**Abstract:** Taking the oxy-fuel combustion glass furnace as the research object, a numerical simulation coupling model is established using the method of two-way thermal coupling between the flame space and the pool space. On this basis, the performance of the furnace is studied with the aim of improving heat transfer efficiency and extending service life. The orthogonal experimental method is used to optimize six factors, including oxygen content in the oxidizer (*A*), air preheating temperature (*B*), fuel mass flow rate (*C*), excess oxygen coefficient (*D*), the height of the nozzle from the glass liquid surface (*E*), and flue gas outlet area (*F*). The results indicate that the degree of influence of the selected factors, from high to low, is as follows:  $B > E > C > A > D > F$ . Ignoring the influence of secondary factors *D* and *F*,  $A_1 B_3 C_3 E_1$  level combinations are selected as the optimal operating conditions for simulation verification. Compared with the original operating conditions, the relative temperature difference at the crown has decreased by 18.8%, and the heat transfer efficiency has increased by 7.7%, showing a good optimization effect.

**Key words:** glass furnace; numerical simulation; coupled model; orthogonal experiment; parameter optimization

(责任编辑: 李娟)