

doi:10.3963/j.issn.1671-4431.2021.07.000

不同助燃空气减少量下浮法玻璃熔窑梯度 燃烧减排 NO_x 的数值模拟^{2号黑体}

梅书霞, 何峰, 王志敏, 金明芳, 杨虎, 范云飞, 谢峻林^{仿宋体}
(武汉理工大学材料科学与工程学院, 武汉 430070) ^{小五号宋体}

摘要: 为了减少玻璃熔窑在燃料燃烧过程中产生的 NO_x, 针对一燃重油的空气助燃浮法玻璃熔窑建立模型进行了数值模拟。在保证助燃气体总氧量不变的条件下, 通过减少助燃空气用量并补充等量氧气的来进行全氧助燃梯度燃烧, 对助燃空气量分别减量 6% 和 8% 时的两种工况进行了对比研究。结果表明: 当空气减少量由 6% 提高至 8% 时, 一方面, 火焰空间的总热通量和玻璃液面热通量相对更高, 分别提高了 0.86% 和 0.63%; 另一方面, CO 的生成量更多, 且因 N₂ 的减少量更多, 最终使得火焰空间中 NO_x 的生成量更低, 其中小炉出口处 NO_x 排放量降低了 3.64%。

关键词: 浮法玻璃; 梯度增氧燃烧; 数值模拟; 减排 NO_x

中图分类号: TQ 171.62

文献标识码: A

文章编号: 1671-4431(2021)07-0000-00

Numerical Simulation of NO_x Emission Reduction by Gradient Combustion in a Float Glass Furnace with Different Combustion Air Reduction

MEI Shu-xia, HE Feng, WANG Zhi-min, JIN Ming-fang, YANG Hu, FAN Yun-fei, XIE Jun-lin
(School of Material Science and Engineering, Wuhan University of Technology, Wuhan 430070, China)

Abstract: In order to reduce the NO_x produced in the fuel combustion process of the glass melting furnace, aiming at a heavy oil-burning air-assisted float glass melting furnace, a numerical simulation was carried out. Ensuring the same amount of oxygen consumption, the oxygen gradient combustion process was studied by reducing the amount of combustion air and supplementing the same amount of oxygen. A comparative study was carried out when the amount of combustion supporting air was reduced by 6% and 8%, respectively, in order to obtain a better scheme. The research results show that when the air reduction increases from 6% to 8%, on the one hand, the total heat flux of the flame space and the heat flux of the glass liquid surface are relatively higher, increasing by 0.86% and 0.63%, respectively. On the other hand, the amount of CO generated is more, and because the amount of reduction of N₂ is more, the generation of NO_x in the combustion space is finally lower, and the average NO_x emission at the outlet is reduced by 3.64%.

Key words: float glass; gradient oxygenation combustion; numerical simulation; NO_x emission reduction

随着平板玻璃行业 NO_x 排放标准日益严格^[1], 如何降低生产过程中 NO_x 的生成量成为 NO_x 减排的关键。在浮法玻璃生成过程中, NO_x 产生于玻璃熔窑火焰空间^[2]。在火焰空间, 燃料与高温助燃空气相接触, 充分燃烧后释放热量, 产生的温度超过 1 500 °C, 从而导致热力型 NO_x 的快速生成^[3]。

热力型 NO_x^[4] 是助燃空气中的 N₂ 在高温下经氧化生成的。为了从源头上降低热力型 NO_x 的生成量, 有效的解决手段是尽可能降低火焰空间中 N₂ 的含量。为此, 玻璃熔窑全氧燃烧技术应运而生^[5-6]。该技术用工业氧气代替空气, 由于无 N₂ (或者因密封性能不佳仅有少量 N₂) 参与燃烧过程, 理论上不会产生或者极少产生热力型 NO_x。但该技术存在氧气纯度不高且制氧费用高的问题。鉴于此, 一些玻璃厂和设计院设计

收稿日期: 2021-04-07.

基金项目: “十三五”国家重点研发计划国家科技支撑计划(2017YFC0210802).

作者简介: 梅书霞(1980-), 女, 博士, 教授级高级实验师. E-mail: msx0303@163.com

通讯作者: 何峰(1965-), 男, 博士, 教授. E-mail: he-feng2002@163.com

了一种玻璃熔窑梯度增氧技术^[7-9],即在传统空气助燃的玻璃熔窑中使用富氧或全氧气体部分代替助燃空气进行梯度燃烧的技术。该技术将玻璃熔窑全氧助燃技术与传统的空气助燃技术相结合,在弥补了空气助燃技术劣势的同时也发挥了全氧助燃技术的优势。因为 N_2 的含量降低了,因此从理论上讲梯度增氧技术可以降低 NO_x 的排放量。该技术在国内外小型玻璃熔窑上已经有所应用,其节能减排效果较好^[10]。但对于大型的浮法玻璃熔窑来说,使用梯度增氧技术后,因火焰空间内的燃烧方式发生了改变,势必会影响温度制度及传热效果,因此需要对梯度增氧的布置方式、位置、氧气的喷射角度、增氧比例等参数仔细考量。其中,氧气的增加对应着助燃空气的减少,因此助燃空气减少量是需要考量的重要参数之一。若助燃空气减少量过小,则 N_2 的减少量会过低,从而影响 NO_x 的减排效果;若助燃空气减少量过大,则会对熔窑温度制度带来较大影响。目前关于助燃空气减少量的选取缺乏理论指导,因此有必要研究助燃空气减少量对 NO_x 减排效果的影响。

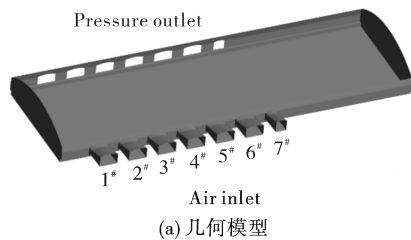
对于玻璃熔窑火焰空间燃烧反应及 NO_x 生成问题的研究,CFD 数值模拟技术是一种必不可少的重要研究手段^[11-14]。鉴于此,使用 Ansys Fluent 软件,针对一燃重油空气助燃浮法玻璃熔窑建立模型进行了梯度增氧的数值模拟研究。具体研究内容为:基于空气助燃工况,将燃料上方的助燃空气分别减少 6% 和 8%,减少的 O_2 由燃料下方的全氧气体进行补充,即保证燃烧所需的 O_2 总量不变。通过对比研究,分析了两种工况下的温度制度、气流分布特点和气体组分的变化规律,旨在探究改变助燃空气减少量时熔窑温度制度的变化规律和 NO_x 减排效果,研究结果将对实际浮法玻璃生产过程中采用梯度增氧技术减排 NO_x 提供重要的理论参考价值。

1 模型与计算方法 **4号黑体,上下各空0.5**

1.1 几何模型

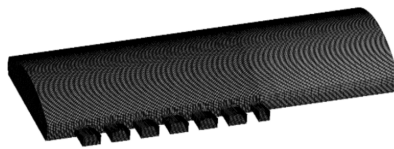
玻璃熔窑火焰空间的几何尺寸为长 40 m×宽 12 m×高 3.6 m,模型如图 1(a)所示。该玻璃窑有 7 对小炉,燃料喷枪均匀分布于小炉下方,其中 1#~6# 小炉下方分别有 3 个燃料喷枪,7# 小炉下方有两个燃料喷枪;全氧气体入口设于燃料喷枪下方,其中 1#~6# 小炉下方分别有 2 个全氧进口,7# 小炉下方有 1 个全氧进口。底面为玻璃液液面。采用高质量的六面体网格进行网格划分,并对燃烧区域和全氧进口处的网格进行了局部细化处理,如图 1(b)所示。

图 2 为梯度增氧助燃技术示意图。燃料上方为助燃空气入口,通过减少一部分助燃空气量来实施贫氧减氮燃烧;燃料下方为氧气入口,用以补充助燃空气中所减少的氧气,以保证熔窑中燃料燃烧所需的 O_2 总量不变。



(a) 几何模型

图中的字号为7.5,图名为8.5,方正书床简体



(b) 网格

图1 模型与网格划分

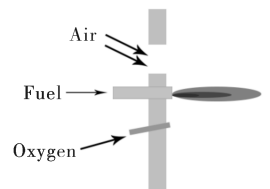


图2 梯度增氧助燃技术示意图

1.2 数学模型

浮法玻璃熔窑火焰空间中存在气相湍流流动、气液两相流动(该玻璃熔窑所使用的燃料为液态重油,燃料进入熔窑时被雾化为液滴)、燃料燃烧及辐射传热等过程,模拟计算时湍流模型选择 Realizable $k-\epsilon$ 模型

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu + \frac{\mu_i}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \epsilon - Y_M + S_K \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \epsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \epsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\mu + \frac{\mu_i}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right] + \rho C_1 S \epsilon - \rho C_2 \frac{\epsilon^2}{k + \sqrt{\nu \epsilon}} + C_{1s} \frac{\epsilon}{S} C_{3s} G_b + S_s \quad (2)$$

式中, ρ 为气流密度; t 为时间; μ 为气流粘度; k 为湍动能; ϵ 为湍动能耗散率; G_k 为平均速度所引起的湍动能 k 的产生项; σ_k 和 σ_ϵ 为与湍动能 k 和耗散率 ϵ 对应的 Prandtl 数; C_1 和 C_2 为常数项。

气液两相流模型使用 DPM 离散相模型,该模型可以在考虑油滴所受重力和阻力条件下模拟液滴的流

动并对液滴轨迹进行追踪; 燃烧模型基于实际工况选择非预混燃烧模型; 辐射模型选用 DO 辐射模型。

1.3 边界条件

边界条件的设定基于实际工况。玻璃熔窑日消耗重油量为 128 t, 重油热值为 4.23×10^7 J/kg, 其元素分析如表 1 所示。空气助燃和梯度增氧时各小炉所对应的燃料分配比例和空气过剩系数保持一致, 如表 2 所示。助燃空气和全氧气体进口采用速度进口; 烟气出口设定为压力出口。底面玻璃液面设定为壁面, 内部辐射率为 0.75; 碓顶和胸墙设置为壁面, 传热方式为对流传热, 传热系数分别为 $16.53 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ 和 $20.34 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ 。

表 1 重油元素分析

元素	C_{daf}	H_{daf}	O_{daf}	N_{daf}
质量分数/%	83.4	12.8	3.2	0.6

表 2 燃料分配和空气过剩系数

小炉编号	1 [#]	2 [#]	3 [#]	4 [#]	5 [#]	6 [#]	7 [#]
燃料比例/%	14	14	15.5	15.5	18	16	7
过剩系数	1.05	1.05	1.10	1.10	1.10	1.08	1.10

基于原始空气助燃工况, 分别将各个空气入口处的气流流量减少 6% 和 8%, 则 3 种工况下助燃空气的进口速度如表 3 所示。减少的空气中的氧气量, 由燃料下方的全氧气体补充, 其中全氧气体的 O_2 浓度为 90%。

表 3 助燃空气进口速度 / $(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$

小炉编号	1 [#]	2 [#]	3 [#]	4 [#]	5 [#]	6 [#]	7 [#]
原空气助燃工况	5.70	5.70	6.60	6.60	7.70	6.70	5.00
空气减量 6%	5.36	5.36	6.20	6.20	7.24	6.30	4.70
空气减量 8%	5.24	5.24	6.07	6.07	7.08	6.16	4.60

1.4 数值解法

压力项离散格式为 STANDRAD, 其余各项离散格式为二阶迎风格式, 精度为二阶精度; 压力-速度耦合关系求解采用分离求解中的 SIMPLE 算法, 收敛标准为能量项和辐射项残差小于 1×10^{-6} , 其余各项小于 1×10^{-3} 。

2 结果与讨论

2.1 模型验证

为保证模拟计算结果的合理性, 监测实际熔窑的碓顶上的 6 个测温点数据, 并与空气助燃模型模拟计算结果进行对比, 如表 4 所示。由表 4 中数据可见, 模拟结果与实际工况相差不大, 表明模拟结果合理, 方法可靠。

表 4 碓顶测点温度测量值与计算值 /K

测量点	1 [#]	2 [#]	3 [#]	4 [#]	5 [#]	6 [#]
测量值	1 715	1 765	1 833	1 815	1 795	1 777
预测值	1 743	1 782	1 865	1 797	1 772	1 744

2.2 气流流动特性

图 3~图 5 分别是玻璃熔窑助燃空气减量 6% 和 8% 时的整体气流流线图、4[#] 小炉处的气流流线图以及燃烧中心面上的速度云图。观察图 3、图 4 可见: 从整体上看两种方案下火焰空间皆形成了范围较大的纵向回流和横向回流; 相比之下, 当助燃空气减量 8% 时, 左侧回流区的面积要大得多, 从而导致 1[#] 小炉处的气流向右偏离很多, 因而使得在 1[#] 和 2[#] 小炉处, 两种工况下的速度变化差别较大, 而在 3[#]~7[#] 小炉处, 两种

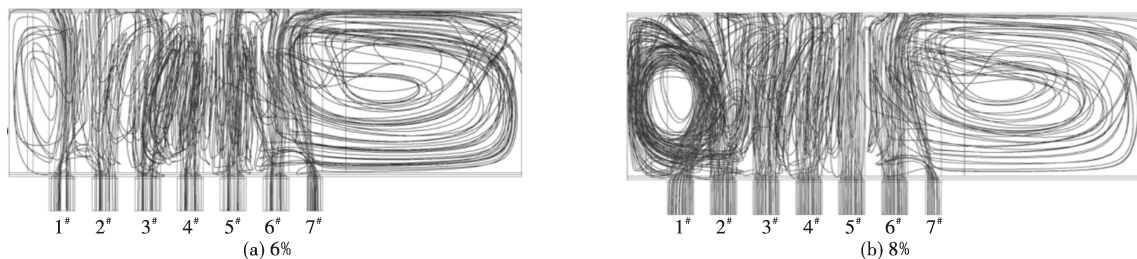


图 3 整体气流流线图

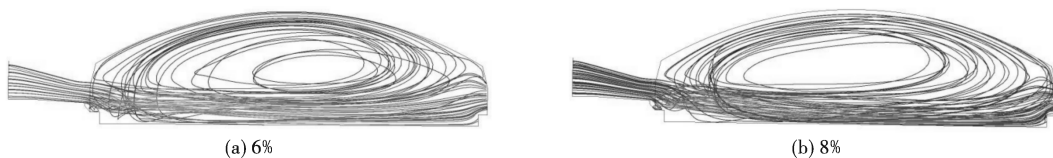


图 4 4[#] 小炉气流流线图

工况下的速度变化则差别不大(图5)。

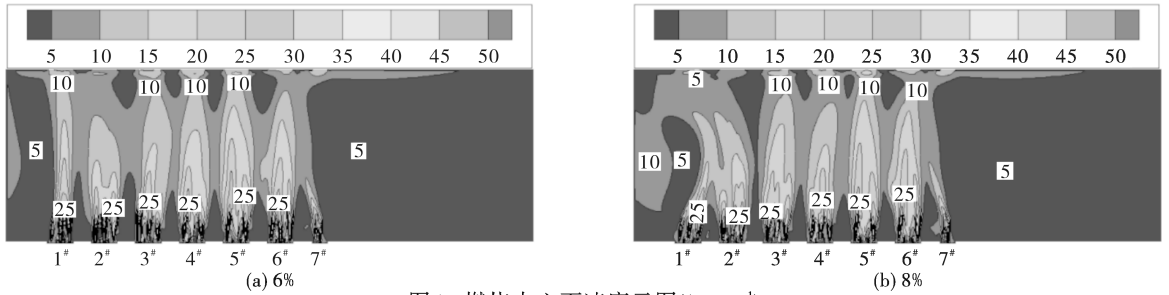


图5 燃烧中心面速度云图/($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)

2.3 燃料燃烧特点

图6、图7分别为助燃空气减量6%和8%时燃烧中心面温度云图及沿窑长方向平均温度曲线图。由图6、图7可见:两种工况下各小炉燃烧状况较好,燃烧中心面上的最高温度约为2500~2600K;产生的高温区在横向上连成一片,在纵向上延伸至对面小炉口附近;在窑长方向上,两种工况均在1#~6#小炉燃烧中心处分别产生了6个明显的温度峰值,整体温度呈现升高趋势,其中7#小炉处因燃料分配比例最低,温度峰值不明显,之后温度迅速降低并在澄清区缓慢降低;2#小炉右侧~7#小炉右侧澄清区的温度分布云图无太大差异,沿窑长方向平均温度曲线也几乎重合;而左侧配合料熔化区~2#小炉左侧区域的温度分布云图及平均温度曲线则差异很大。

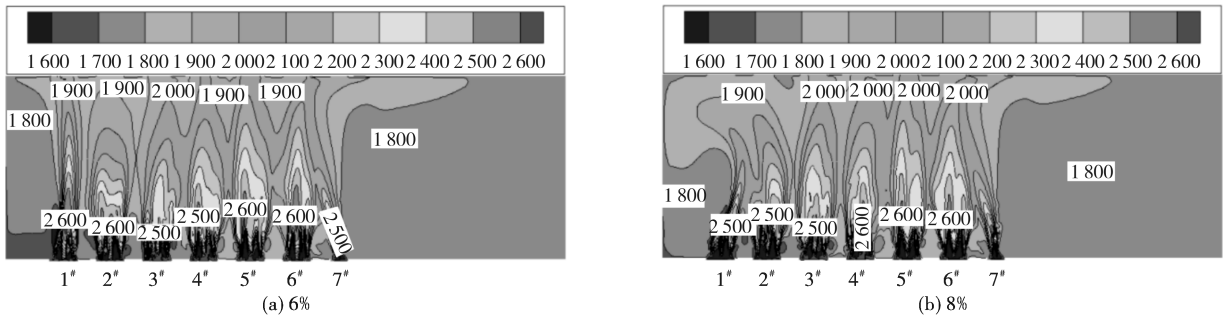


图6 燃烧中心面温度云图/K

图8为1#小炉沿窑宽方向平均温度曲线。结合图6~图8,对比两种工况下2#小炉左侧区域的温度分布情况可知:空气减量6%时高温区从小炉入口指向对面小炉出口,覆盖区比较直,高温区向左侧配合料区域回流的部分较少,因而沿着窑宽方向,该处的平均温度迅速上升,而沿着窑长方向,在配合料部分的平均温度较低,且在1#小炉处则形成了一个很高的温度峰值;而空气减量8%时,因1#小炉左侧的回流区域较大,所以在配合料区域的高温覆盖面积很大,该处的平均温度远高于工况6%时,这有利于配合料的熔化;但同时,在工况8%时,因1#小炉处的高温区在从小炉入口“流”向对面出口的过程中,先朝右偏向2#小炉,再朝左偏向左侧配合料区域,因而在窑宽方向上,平均温度有比较大的起伏(图8),而在窑长方向上,1#与2#小炉处的峰值区几乎合二为一,两者之间没有温度低谷区(图7)。

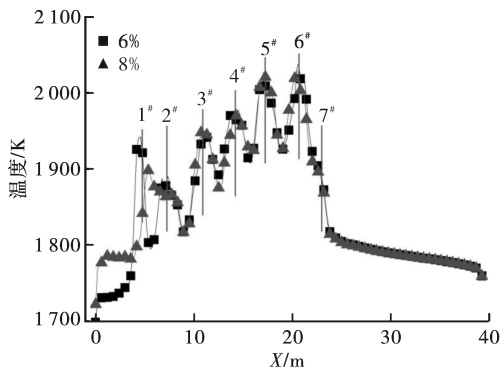


图7 沿窑长方向平均温度曲线

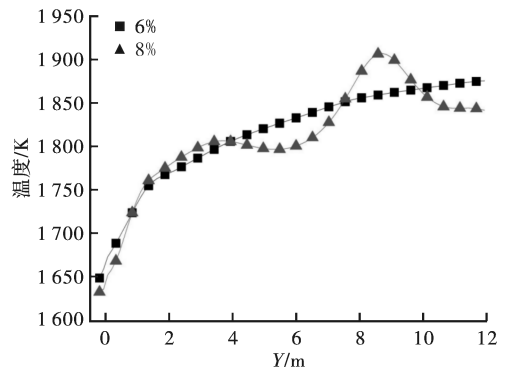


图8 1#小炉沿窑宽方向平均温度曲线

4#小炉受其他小炉燃烧影响最小,燃烧最为稳定,可据此了解两种工况下较稳定的温度制度。图9

和图 10 分别是助燃空气减量 6%和 8%时 4# 小炉处纵切面的温度云图、沿窑宽和窑高方向的平均温度曲线图。

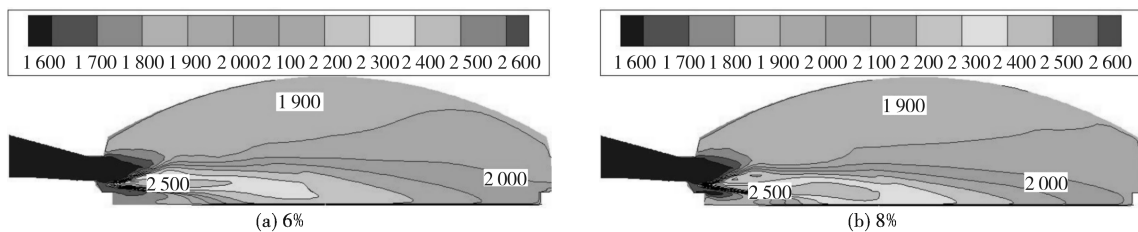


图9 4#小炉纵切面温度云图/K

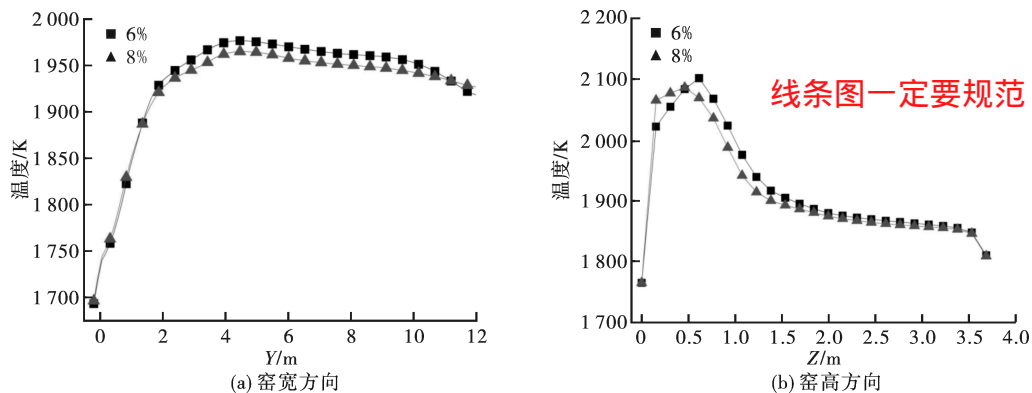


图10 4#小炉平均温度曲线

由温度云图可见,两种工况下的温度变化相似,但 8%工况下的燃烧中心高温面积更大一些,更贴近玻璃液面。对比窑宽方向温度曲线可见,两种工况下温度变化基本一致,工况 6%时的温度稍高,可见助燃空气的比例较为合适,燃料整体燃烧较好。对比窑高方向的温度曲线可见,工况 6%时的温度峰值位置高于梯度增氧 8%时,且峰值温度更高,峰形更尖锐这是因为上方助燃空气减量 8%时,助燃空气减少比例更大,这使得燃料与上方助燃空气的反应不如工况 6%时充分,因而转而与下方的全氧气体发生反应,进而使得总体温度峰值位置有所下移,这对于“火焰”下方玻璃液的熔化来说是非常有利的。

2.4 热通量

图 11 为助燃空气减量 6%和 8%时近玻璃液面沿窑长方向平均温度曲线图。由图 11 可见:在配合料熔化区,梯度增氧 8%时平均温度较高,这有利于配合料的熔化;而在 1# 和 2# 小炉区域,工况 8%时的平均温度远低于工况 6%时;在 3# ~7# 小炉处两种工况温度曲线重合度较好。由上可见,两种工况下 1#、2# 小炉处玻璃液面的吸热情况差异较大,而 3# ~7# 小炉处玻璃液面传热影响不大。

图 12 是助燃空气减量 6%和 8%时熔窑内总热通量和底部热通量。由图 12 中数据经计算可知,相比于工况 6%时,工况 8%时的总热通量和底部热通量分别提高了 0.86%和 0.63%。

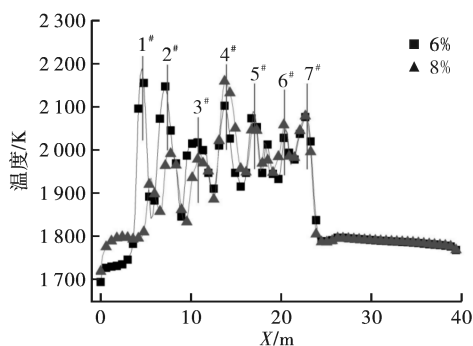


图11 近玻璃液面沿窑长方向平均温度曲线

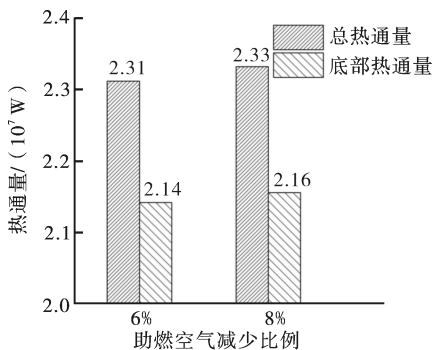


图12 热通量

2.5 NO_x 排放规律

表 5 为助燃空气减量 6%和 8%时各小炉出口处 NO_x 浓度。由表 5 可见:两种工况下 1# 和 7# 小炉出口的 NO_x 浓度均高于其他小炉,这是由于这两个小炉出口处的回流较多,使得 NO_x 聚集所致;根据表 5 数据经过计算可知,相比于工况 6%时,工况 8%时 NO_x 的平均排放浓度减少了 3.64%,可见该工况更利于 NO_x 减排。

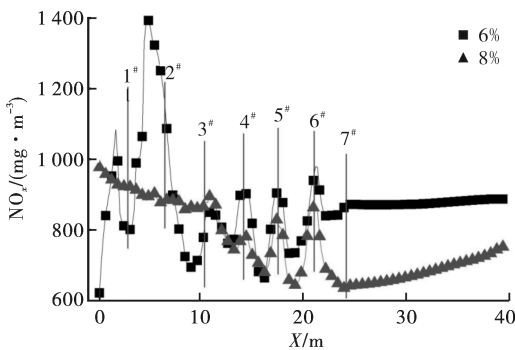
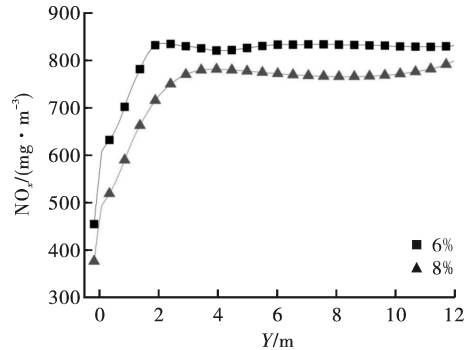
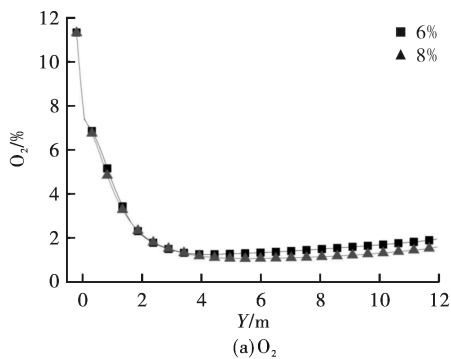
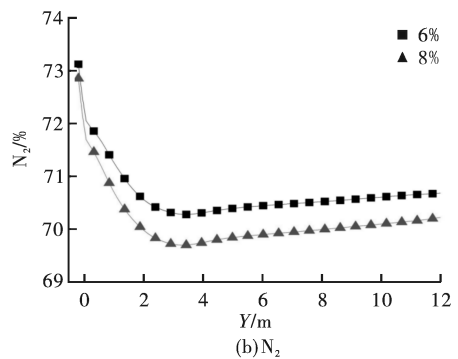
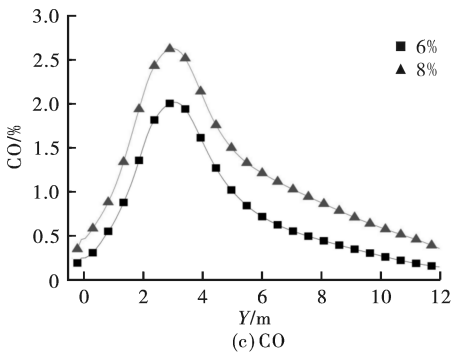
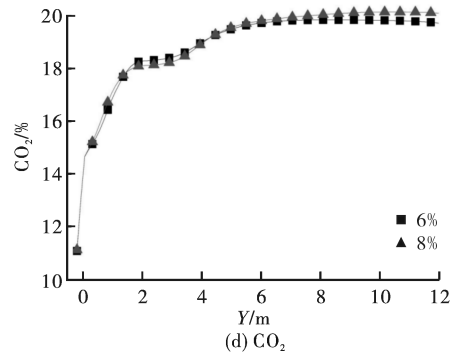
表5 各小炉出口处 NO_x 浓度

出口	1 [#]	2 [#]	3 [#]	4 [#]	5 [#]	6 [#]	7 [#]	平均值
6%/($\text{mg} \cdot \text{m}^{-3}$)	1 330	851	781	864	853	870	1 016	934
8%/($\text{mg} \cdot \text{m}^{-3}$)	1 024	920	894	802	851	847	1 003	900

对比助燃空气减量6%和8%时沿窑长方向的 NO_x 平均浓度,如图13所示。由图13可见,两种工况下窑长方向上的 NO_x 平均浓度差异较大。工况6%时,在配合料熔化区、1[#]小炉和2[#]小炉所在区域分别出现了一个较大的 NO_x 浓度峰值。这是因为在此工况下1[#]和2[#]小炉处的燃料燃烧非常集中,产生了局部高温区,形成了大量 NO_x 所致;在3[#]~6[#]小炉处,也都有明显的 NO_x 峰值出现,但整体浓度相对不高,其中在6[#]小炉处,由于温度较高,其浓度峰值略高于其他3个小炉;澄清区的 NO_x 平均浓度基本稳定。工况8%时,因为左侧配合料区大量回流的影响, NO_x 平均浓度在该区最大,之后沿着窑长方向 NO_x 平均浓度缓慢降低;在1[#]~3[#]小炉处无明显浓度峰值;在4[#]小炉处开始出现峰值,但该小炉区域整体 NO_x 平均浓度较低;5[#]和6[#]小炉处燃烧中心区的浓度峰值较为明显,但仍低于配合料熔化区的浓度值;在澄清区, NO_x 浓度逐步回升,这是由烟气回流所致。总体上,当助燃空气减量8%时,火焰空间整体 NO_x 浓度相对不高, NO_x 减排效果更佳。

为研究梯度增氧稳定燃烧时的气体组分变化,图14展示了助燃空气减量6%和8%时4[#]小炉窑宽方向的 NO_x 浓度图。对比可见,两种工况下,随着温度升高, NO_x 浓度皆迅速升高到一定值后保持稳定,其中工况8%时 NO_x 浓度整体上更低。

图15是助燃空气减量6%和8%时4[#]小炉处沿窑宽方向的 O_2 、 N_2 、 CO 和 CO_2 平均质量分数曲线图。

图13 沿窑长方向 NO_x 平均浓度曲线图14 4[#]小炉沿窑宽方向 NO_x 平均浓度曲线(a) O_2 (b) N_2 (c) CO (d) CO_2 图15 4[#]小炉沿窑宽方向 O_2 、 N_2 、 CO 和 CO_2 平均质量分数曲线

对比可见,总体上两种工况下气体组分变化规律相一致,说明其主要反应过程相一致。因为两种工况下 O_2 的流量相同,因而 O_2 浓度曲线几乎重合(图 15(a));对比两种工况下的 CO 曲线可见,助燃空气减量 8% 时 CO 浓度峰值更大,这有利于抑制 NO_x 的生成,结合 4# 小炉窑宽方向平均温度图(图 10(a))可见,该工况下的平均温度也低于工况 6%,另一方面,助燃空气减量 8% 时整体 N_2 量也更低了,综合 3 种因素,助燃空气减量 8% 时 NO_x 浓度相对更低。

3 结 论

针对一实际浮法玻璃熔窑建立模型进行数值模拟,对比了助燃空气减量 6% 和 8% 时的气流流动特点、温度制度变化情况和 NO_x 排放规律,结果表明助燃空气减量 8% 为更佳工况。

a. 两种工况下,2# 小炉往右区域的气流流动规律、温度场分布情况基本一致,而左侧配合料熔化区~2# 小炉左侧区域的温度分布情况则差异很大。其中,当助燃空气减量 8% 时,1# 小炉处的高温区向右偏向 2# 小炉处的高温区,且在其左侧配合料部分形成了大面积回流,导致该区域温度很高,有利于配合料的熔化。

b. 助燃空气减量 8% 时,火焰空间的总热通量和玻璃液面热通量相对更高,分别提高了 0.86% 和 0.63%。

c. 与助燃空气减量 6% 相比,当助燃空气减量 8% 时,火焰空间 NO_x 的生成量更低,且小炉出口处 NO_x 的平均排放量降低了 3.64%。

参考文献

- [1] 李智. 新国标《玻璃工业大气污染物排放标准(征求意见稿)》对平板玻璃行业的影响[J]. 玻璃,2021,48(6):32-35.
- [2] 何峰,金明芳,赵玉华,等. 浮法玻璃窑炉用燃料及其烟气污染物排放特性与治理技术分析[J]. 玻璃,2019,46(3):18-25.
- [3] 王征. 降低玻璃熔窑氮氧化物(NO_x)生成的措施[J]. 玻璃,2020,47(5):34-36.
- [4] Carlo Cravero, Philippe J Leutch, Davide Marsano. CFD Modelling of Regenerative Pre-heating Systems for Recycled Glass Raw Material[J]. IIETA,2019,63(2-4):189-197. **英文文献的每个单词第一个字母大写**
- [5] Thomas K Dankert, Geoffrey B Tuson. Demonstration on an Ultra-low- NO_x Oxygen-fuel Glass Melting System[J]. Ceram Eng Sci Proc,1996,17(2):47-54.
- [6] 姜宏. 浮法玻璃全氧燃烧技术发展[J]. 玻璃与搪瓷,2018,46(2):20-35.
- [7] 孙余凭,尹燕,沈光林. 局部增氧梯度燃烧技术在国内玻璃熔炉中的应用进展[J]. 硅酸盐通报,2007(1):113-117.
- [8] 赵恩录,张文玲,王志平. 降低 NO_x 排放的玻璃熔窑分阶段梯度增氧助燃技术[J]. 玻璃,2013(5):12-15.
- [9] 黄治斌,牟竹生,何威,等. 梯度增氧助燃玻璃窑炉蓄热室结构的改进设计[J]. 玻璃,2018,45(9):17-20.
- [10] 徐伟,赵晓. 浮法玻璃窑炉全氧助燃技术能耗分析[J]. 能源研究与利用,2014(6):47-48.
- [11] Alan Poolos W. Mathematical Modeling of Glass Melting Systems[J]. Am Ceram Soc Bull,2004,83(1):25-27.
- [12] Abbassi A, Kh Khoshmanesh. Numerical Simulation and Experimental Analysis of an Industrial Glass Melting Furnace[J]. Applied Thermal Engineering,2007,28(5):450-459.
- [13] Mette Bugge, Øyvind Skreiberg, Nils Erland L Haugen, et al. Numerical Simulations of Staged Biomass Grate Fired Combustion with an Emphasis on NO_x Emissions[J]. Energy Procedia,2015,75:156-161.
- [14] 谢峻林,韩达. 不同烟道位置全氧燃烧玻璃熔窑的数值模拟[J]. 武汉理工大学学报,2009,31(22):51-54.