

零维模型模拟氢气喷吹对高炉主要指标及二氧化碳减排的影响



朱国海*

液化空气（中国）研发有限公司工艺过程与工程, 上海 201108

摘要: 钢铁行业占人类二氧化碳总排放的约 7%，面对巨大的减排压力，尤其是二氧化碳排放量较高的高炉工艺。高炉喷吹氢气是减排的重要技术措施之一。然后，有关高炉喷吹氢气的极限及氢气喷吹对高炉主要指标变化影响的研究仍然较少。为评估高炉喷吹氢气的极限及这些影响，本文详细介绍了应用 Excel MMULT(MINVERSE (zone 1), (zone 2))函数建立高炉物料平衡和热平衡模型和应用 Excel Solver Add-In 中的广义缩减梯度(Generalized Reduced Gradient, GRG)非线性优化器进行高炉参数优化的方法，模拟了氢喷吹的可能极限，氢喷吹置换高炉焦炭/煤粉、对 CO₂ 减排、产量增加及对回旋区理论燃烧温度(RAFT)、炉顶温度和使用风温、富氧进行热补偿的影响；模拟了氢喷吹对高炉直接还原度 (Dr)、CO 和 H₂ 利用率 (η_{CO} 和 η_{H_2}) 的影响；还进一步模拟了氢加热喷吹对焦比、CO₂ 减排及使用风温、富氧热补偿的影响，全面而定量地评估了高炉喷氢的各种影响。模拟结果表明氢气在常温(298 K)下喷入，在全焦、1250 °C 风温、富氧和保持 1800 °C RAFT 下，高炉最大 CO₂ 减排可以达到~30%；如果允许的 RAFT 为 1900 °C，最大氢喷吹量比 1800 °C 时约减少 1/3，最大 CO₂ 减排量将为~20%。吨铁喷入 1 kg 的氢气可以代替约 2kg 的碳，该数值会随着风温和富氧率的变化而变化，但不受混合矿成分的影响。

关键词: 高炉喷氢；模拟；高炉 CO₂ 排放；产量；焦比；煤比；氢加热

DOI: [10.57237/j.mater.2022.01.004](https://doi.org/10.57237/j.mater.2022.01.004)

Simulation of the Effects of Hydrogen Injection on the Main Indicators of Blast Furnace and Carbon Dioxide Emission Reduction by Zero-Dimensional Model

Zhu Guohai*

Air Liquide (China) R&D Co., Ltd. Process & Engineering, Shanghai 201108, China

Abstract: The steel industry accounts for about 7% of the total human carbon dioxide emissions, and faces enormous pressure to reduce emissions, especially the blast furnace (BF) process with high carbon dioxide emissions. BF hydrogen injection is one of the important technical measures for emission reduction. However, there are still few studies on the limit of hydrogen injection in BF and the influences of hydrogen injection on the changes of main indicators of BF. To evaluate the limits of BF hydrogen injection and these effects, this paper introduces in detail the application of Excel MMULT (MINVERSE (zone 1), (zone 2)) function to build BF mass and heat balance model and application of the Generalized Reduced Gradient (GRG) nonlinear optimizer of Excel Solver Add-In for BF operation optimization. The

*通信作者: 朱国海, guohai.zhu@airliquide.com

paper simulates the effects of hydrogen injection on the replacement of BF coke and pulverized coal, the reduction of CO₂ emission, the increase of production, and the changes of raceway adiabatic flame temperature (RAFT) and top gas temperature (TGT), the use of blast temperature (BT), and oxygen enrichment for thermal compensation. The possible limits of hydrogen injection are simulated. The influences on BF direct reduction degree (Dr), CO and H₂ utilization rate (η_{CO} and η_{H_2}) are also simulated. Further, the influences of hydrogen preheating injection on coke ratio, CO₂ emission reduction and use of BT, oxygen-enrichment for thermal compensation are simulated. The paper comprehensively and quantitatively evaluated the various aspects of BF hydrogen injection. The simulation results show that when hydrogen is injected at room temperature (298 K), under condition of full coke, 1250 °C BT, oxygen enrichment and maintaining 1800 °C RAFT, the maximum CO₂ emission reduction of the BF can reach ~30%. If the allowable RAFT is 1900 °C, the maximum hydrogen injection volume is about 1/3 less than 1800 °C, and the maximum CO₂ emission reduction will be ~20%. 1 kg/thm of hydrogen injected can replace about 2 kg/thm of carbon; this value varies with BT and oxygen enrichment rate, but is not affected by the composition of the mixed ore.

Keywords: BF Hydrogen Injection; Simulation; BF CO₂ Emission; Output; Coke Ratio; Coal Ratio; Hydrogen Preheating

1 前言

众所周知，中国钢铁行业二氧化碳排放约占全国总排放量的~18%，这其中高炉生产占了很大份额，因为长流程生产在中国占约 90%的粗钢产量比例，而高炉炼铁在长流程钢厂的碳排放中占约 70%以上。因此，降低碳排放已成为长流程钢厂生死攸关的头等大事。有许多低碳减排技术已经众所周知，如顶煤气循环[1, 2]及 CCUS[3, 4]、高炉富氢[5, 6]、使用生物质[7, 8]、使用铁碳复合炉料[9]和加废钢改变还原平衡、提高煤气利用率等[10]。这些不同技术选项及其组合应用对高炉减排效果和技术经济的影响是非常不同的。因此，钢厂需要一个可靠的模型来评估了解这些影响。理想情况下，这个模型工具除能适应各种工艺技术措施外，还应简单好用，易于调整修改。

高炉模拟和仿真技术已经得到了充分的发展，有各种不同的模型用于不同的目的。迄今为止的高炉模型可分为五类[11]：基于热力学的高炉热分析、操作线的应用、动力学模型、控制模型和基于观察到的数据高炉内部情况模拟。在每一类中，有基于不同方法或理论的各种模型。然而，物料平衡和热平衡组合的计算模型（零维模型）是大多数模型类别（特别是前 3 类）的基础或必不可少部分。但是，大多数国内现用的零维模型除假定存在稳定的热储备区外，还需假设 η_{CO} , η_{H_2} 或 Dr；此外，对新工艺的应用，如使用 DRI 或废钢铁炉料以及各种工艺的组合等，可能需要用户修改模型，比较费力。

本文将介绍应用 Excel MMULT(MINVERSE (zone

1), (zone 2))函数开发的一种高炉零维模型[12]，模拟氢气喷吹对高炉的影响。模型无需假设 η_{CO} , η_{H_2} 或 Dr，可方便模拟各种新工艺的应用效果，希望有助于工厂对高炉减排技术进行评估。需要说明的是：本文是纯理论模拟，旨在应用高炉冶炼的基本原理说明氢喷吹的内在趋势。这需要作者在某些情况下探索并不总是在实际操作条件范围的边界操作条件下进行模拟研究。

2 模型和假设、结果优化及可靠性验证

2.1 模型和假设

模型将高炉分为 3 个区域：上部预还原区 (<750~1000 °C)，中部热储备区 (750~1000 °C) 和下部熔炼区 (>750~1000 °C，即直接还原熔化区)。储备区温度确定是模型计算的关键，主要取决于焦炭的反应性（即焦炭开始 CO₂ 反应的温度）以及煤气组成(H₂ 含量)[13]。此温度确定后，可根据吉布斯自由能和 CO/H₂ 与浮氏体还原的平衡常数计算确定 CO₂(g)/CO(g)和 H₂O(g)/H₂(g)的平衡质量或摩尔比，也就意味着从下部熔炼区顶部离开的 CO₂(g)/CO(g)和 H₂O(g)/H₂(g)的质量或摩尔比，等于离开储备区进入上部预还原区底部的 CO₂(g)/CO(g) 和 H₂O(g)/H₂(g)的质量或摩尔比。由于从动力学上讲，随温度降低，碳气化反应显著减慢，因此在温度低于储备区温度的上部预还原区几乎没有焦炭中碳的气化。故上部预还原

区的所有还原都依赖于储备区下方下部熔炼区产生的一氧化碳。通常的做法是假设储备区温度介于 900~1000℃ 之间。在本文的模拟中，该温度假定为 930℃。与其它零维模型相似，计算还假设：不考虑炉尘；焦炭在通过炉顶和储备区下降过程中没有氧化，即入炉料中焦炭碳的质量等于下降到下部熔炼区焦炭碳的质量；废钢或 DRI 在通过炉顶和储备区下降过程中没有氧化或还原，即炉料中 DRI 或废钢的质量等于下降到熔炼区的 DRI 或废钢的质量；上升气体从下部熔炼区顶部离开的成分和流量与进入上部预还原区底部的气体组成和流量相等；而下降到下部熔炼区顶部的固体炉料的成分和质量与炉顶炉料的成分和质量相等（铁矿石除外，它被从上部预还原区炉料中的 Fe_2O_3/Fe_3O_4 还原成 $Fe_{0.947}O$ ，进入下部熔炼区）。

在模型的下部熔炼区，考虑了 43 个参数/变量和 43 个方程；在上部预还原区，考虑了 50 个参数/变量和 50 个方程；而对于风口回旋区域，则考虑了 18 个参数/变量和 18 个方程，共 111 个变量和方程（见附录），旨在模拟各种高炉工艺，例如从风口喷入天然气、煤粉、各种碳氢化合物及油、氢气和各种还原性气体的多重组合喷吹、废钢和 DRI 的顶部装入、顶煤气循环与炉身喷吹等。在回旋区热平衡计算中，模型考虑了焦炭和喷吹剂中的 Al_2O_3 和 SiO_2 变量进入和离开回旋

区。每个区域考虑的变量和方程及每个方程参数/变量的系数的确定方法及模型所用的热力学数据来源可以在参考文献[12]中找到。

模型的计算方法简单直观，即把每一区域所有需要求解的变量以及这些变量之间的所有关系（方程）以矩阵的形式列出，然后使用 Excel MMULT(MINVERSE(zone1), (zone 2))函数，用于在区域 3 中得到矩阵的解(所有变量的值/解决方案)。区域 1 包括所有方程（每个方程列一行）的所有变量的系数（每个变量列一列）。区域 2 包括一列方程值的单元格（平衡方程的值通常为零。但可以根据工艺过程条件为每个方程指定一个特定的值）。区域 3 是一列包括所有变量的值/解决方案的单元格。请注意，变量（列）的总数必须等于方程（行）的数量，以便 Excel 函数可以在区域 3 的单元格中获得相等数量的值/解决方案。区域 3 中的每个单元格为每个变量提供解值。例如，我们想知道示图 1 中方程式 1 到 7 中变量 X1、X2、X3、X4、X5、X6、X7 的值，在把各方程系数 a1, a2, ..., g6, g7（是 X1, X2, X3, X4, X5, X6, X7 变量的系数）和值分别输入区域 1 和 2 后，我们可以通过在单元格 B13 到 B19(区域 3)中输入 Excel 函数 MMULT(MINVERSE(C3:B9), B3:B9)直接解得变量 X1~X7，如图 1 所示。

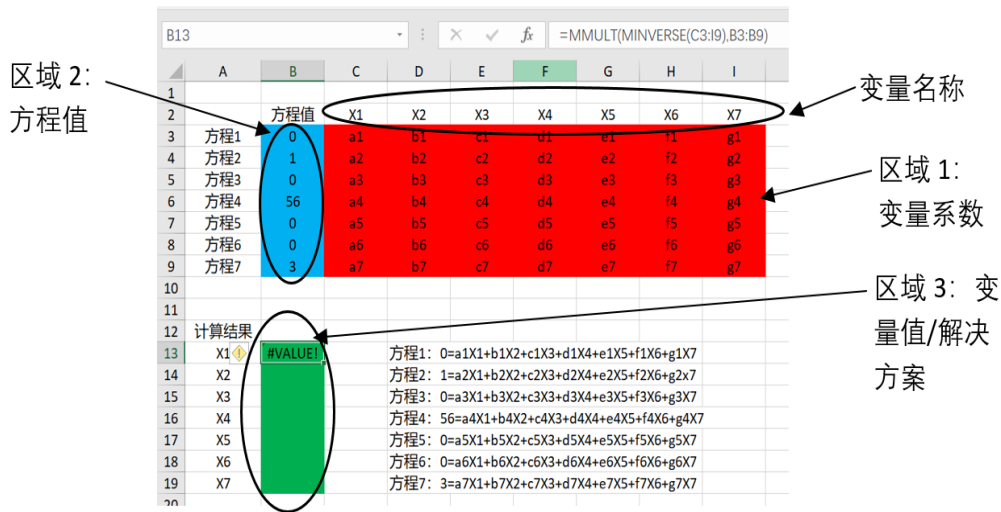


图 1 模型函数使用示例

Figure 1 Demonstration of using MMULT and MINVERSE function

将模型应用于工业高炉的仿真，需要首先调整以下参数：a)调整离开下部熔炼区的 CO_2/CO 及 H_2O/H_2 平衡质量比，以匹配实际焦比和顶煤气中的 CO_2/CO 及 H_2 ，

因为实际高炉可能由于气体分布不均匀及不同的焦炭气化温度而非处于 930℃ 平衡状态。b)分别调整预还原/熔炼段的热损失，以匹配炉顶煤气温度、焦比或风口回

旋区温度。经过上述调整以后，炉身效率就为实际炉身工作效率。此外，如果高炉在给定的原料、透气性等条件下以最大生产率（利用系数）稳定运行，那么在模拟预测相同原料条件、但不同鼓风和喷吹情况下的生产率时，炉腹煤气透气性指标应保持不变。模型在完成上述调整/校准后，可以在没有假设的情况下模拟/计算新工艺的应用影响和结果，因此大大简化了模型的模拟应用。

对于新的高炉工艺/工作条件，模型只需添加新的变量和方程并修改各区域中相关方程的变量系数来应用。可以看出，应用此模型方法的关键是根据炼铁理论正确地列出各个方程式并确定各个方程的系数。

2.2 结果优化

由于基于原始条件计算的结果可能并不理想，因此工艺条件和模拟结果往往需要进一步优化。Excel Solver Add-In 中的 GRG 非线性优化器提供了一种优化高炉操作的方法，参见图 2。根据优化的目的，目标函数可以是模型直接计算的结果，例如：焦/燃料比、生产率、CO₂ 排放量、生产成本等，或者是输入的工艺条件，例如喷吹和鼓风参数（水分含量、温度和氧含量）。目标函数位于界面的“设置目标 (Set Objective)”部分，

应按名称（例如 C54）引用包含要优化参数的单元格。可操纵变量必须是模型的输入而不是输出单元格。常用的操纵变量是喷吹和鼓风参数。但也可以操纵所需的炉渣成分、原材料特性或模型输入的任何条件组合。操纵变量放置在界面的“通过更改变量单元格 (By Changing Variable Cells)”部分中，它可以引用任意数量的单元格（变量），但应该只引用要改变以优化目标函数的单元格。与目标函数和可操纵变量不同，优化的约束条件不需要仅仅是模型输入或模型输出，优化可以受任意数量和任意组合的参数的约束。顶煤气温度 (TGT) 和风口回旋区温度 (RAFT) 是非常常见的输出变量，它们都必须保持在一定范围，以保护高炉炉顶设备并允许高炉稳定运行。这个范围就代表模型输出的一种约束。约束被添加到界面的“受约束 (Subject to the Constraints)”部分。可以添加的约束的类型和数量没有限制。此外，应选中“Make Unconstrained Variables Non-Negative”框，这会将可操纵变量限制为正值。图 2 示例中目标函数为最低焦比 C54，可操纵变量为 K54（天然气比）和 K55（煤比），约束条件为：焦比计算结果 $AZ77 \geq 240$ kg/t，TGT (BE121) 在 100~200 °C 间，RAFT (F145) 在 1800~2300 °C 间和风温 (K50) ≤ 1250 °C。

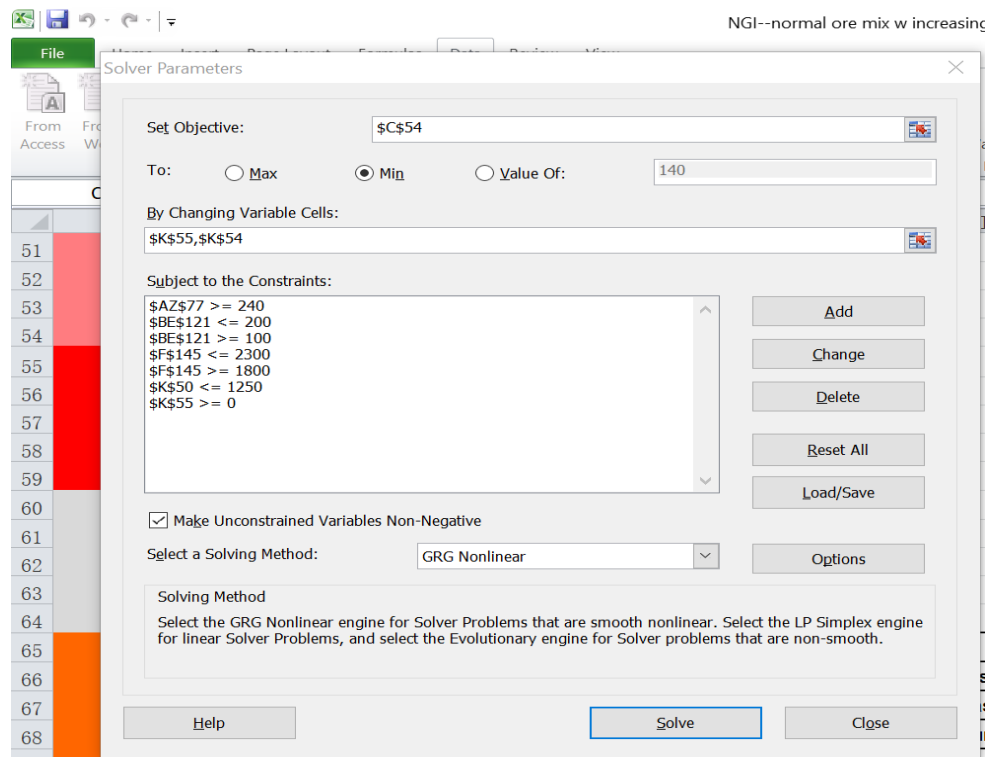


图 2 Excel 广义缩减梯度 (GRG) 非线性优化界面

Figure 2 The Excel Generalized Reduced Gradient (GRG) Nonlinear optimization interface

2.3 模型可靠性验证

由于零维模型是基于基本的炼铁理论，因此在给出具有正确系数的模型方程情况下，结果可以说是自证的。另外，将模型用于天然气喷吹的模拟，其结果与工厂实践和炼铁文献报道的有关天然气喷吹的结果高度一致，见表1，从而验证了模型的可行性和准确性（可靠性）。

表1 模型模拟结果与工业实践和文献报道比较

Table 1 Comparison of simulation results with industrial practice and literature reports

比较项目	工业实践与文献报道	模拟结果	简评
天然气对焦炭/煤粉置换比, kg/kg	~0.9—1.1 (文献[14, 15])	~0.9—1.1	误差可以忽略
天然气喷吹量变化对 RAFT 影响, K/kg 或 °C/kg	2.28—2.48 (文献[15])	2.36—2.48	误差可以忽略
天然气喷吹量变化对富氧率的影响, %/kg	0.06—0.08 (文献[15])	0.05—0.06	由于 RAFT 下限不同, 有轻微的偏差
不预热天然气最大喷吹量, kg/thm	150—160 (文献[16])	145—161	可比, 取决于工艺条件
预热天然气最大喷吹量, kg/thm	~180 (文献[16])	~181	可比, 取决于工艺条件

3 高炉氢气喷吹模拟的计算条件和内容

3.1 模拟条件

在所有模拟计算中，原材料及产品成分见表 2~6：

表2 模拟使用的不同混合矿成分

Table 2 Different burden mix compositions used in the simulation

质量, %	Fe ₂ O ₃	Fe ₃ O ₄	FeO	SiO ₂	CaO	MgO	Al ₂ O ₃	MnO	合计
普通混合矿	81.37%	0.00%	4.70%	5.04%	6.35%	1.60%	0.49%	0.46%	100.00%
劣质混合矿	77.87%	0.00%	4.49%	6.38%	8.04%	2.02%	0.62%	0.58%	100.00%
优质混合矿	87.07%	0.00%	5.02%	2.86%	3.60%	0.91%	0.28%	0.26%	100.00%

表3 模拟使用的焦炭成分

Table 3 Coke composition used in the simulation

入炉焦炭	C	SiO ₂	Al ₂ O ₃	CaO	MgO	其它	合计
质量, %	86.18%	6.01%	3.51%	0.41%	0.14%	3.75%	100.00%

表4 模拟使用的煤粉成分

Table 4 Composition of pulverized coal used in the simulation

煤粉	C	H	O	N	SiO ₂	Al ₂ O ₃	CaO	MgO	其它	合计
质量, %	81.38%	2.19%	4.07%	0.50%	4.51%	3.43%	0.53%	0.26%	3.13%	100.00%

表5 模拟使用的铁水成分

Table 5 Composition of hot metal used in the simulation

成分	[Fe]	[C]	[Si]	[Mn]
质量, %	94.60%	4.50%	0.40%	0.50%

表6 模拟使用的主要炉渣组元比例

Table 6 The proportion of main slag components used for simulation

成分	SiO ₂	CaO	MgO	Al ₂ O ₃
质量, %	39	41	10	10

假设：干风含 21%(Vol.)氧气、79% (Vol.)氮气，每 Nm³ 干风含 12.6 克水；风温最高：1250 °C；如果不进行预热，所有入炉原材料（包括煤粉和氢）都处于 25 °C；铁水和炉渣温度：1500 °C。

高炉参数：工作容积：3500 m³；炉膛直径：13.5 m；鼓风压力：4.6 bar（表压）；炉顶压力：2.5 bar（表压）；高炉总热损失：400 MJ/t 铁，其中下部熔炼区(>930 °C)热损失：320 MJ/t 铁。

对于氢喷吹的所有模拟，离开风口回旋区的 TCE

(热能和化学能) 应始终大于 $1\text{GJ}/\text{thm}^{[14-18]}$ 。

3.2 模拟内容

3.2.1 全焦操作喷吹氢气

模拟了恒定风温 (2 种工况) 和增加风温 (3 种工

况) 情况下, 使用 3 种混合矿石 (劣质混合矿、普通混合矿和优质混合矿) 共 15 种不同矿石质量、风温和富氧水平工况下的氢喷吹 (表 7)。研究了各种混合矿条件下, 喷氢对产量、焦比、 CO_2 排放、RAFT 和 TGT 的影响、随风温和富氧水平的变化以及最大许可喷氢量。

表 7 全焦喷氢每种矿石条件下模拟的工况

Table 7 Simulated operation regimes for each kind of ore mix under full coke operation

氢代焦路线 1: 恒定风温		氢代焦路线 2: 增加风温到最大并保持	
工况 1	恒定风温, 不富氧	工况 a	增加风温直到 $1250\text{ }^\circ\text{C}$, 不富氧
工况 2	恒定风温, 富氧	工况 b	风温 $1250\text{ }^\circ\text{C}$, 不富氧
劣矿: $960\text{ }^\circ\text{C}$; 普通矿: $999\text{ }^\circ\text{C}$; 优化矿: $1063\text{ }^\circ\text{C}$		工况 c	风温 $1250\text{ }^\circ\text{C}$, 富氧

3.2.2 煤粉和氢共喷、氢气置换焦炭

模拟了 2 种不同喷煤量 7 种工况下使用 3 种混合矿共 21 种不同矿石质量、风温和富氧水平工况下的氢喷吹 (表 8)。

表 8 煤、氢共喷以氢代焦每种矿石条件下模拟的工况

Table 8 Simulated operation regimes for Hydrogen replacing coke with PCI operation

氢代焦路线 1: 恒定喷煤量 $200\text{kg}/\text{thm}$, 风温 $1250\text{ }^\circ\text{C}$		氢代焦路线 2: 恒定喷煤量 $150\text{kg}/\text{thm}$, 风温 $1150\text{ }^\circ\text{C}$	
工况 1	RAFT 降低, 顶温增加到 $200\text{ }^\circ\text{C}$, 不富氧	工况 a	RAFT 降低, 顶温增加到 $200\text{ }^\circ\text{C}$, 不富氧
工况 2	RAFT 降低到 $1800\text{ }^\circ\text{C}$, 顶温 $200\text{ }^\circ\text{C}$, 少量富氧	工况 b	RAFT 降低到 $1800\text{ }^\circ\text{C}$, 顶温 $200\text{ }^\circ\text{C}$, 少量富氧
工况 3	RAFT $1800\text{ }^\circ\text{C}$, 顶温降低, 富氧	工况 c	RAFT $1800\text{ }^\circ\text{C}$, 顶温降到 $100\text{ }^\circ\text{C}$, 富氧
工况 4	RAFT 增加, 顶温降到 $100\text{ }^\circ\text{C}$, 大量富氧		

3.2.3 煤粉和氢共喷、氢气置换煤粉

模拟了 2 种不同焦比 6 种工况下使用 3 种混合矿共 18 种不同矿石质量、风温和富氧水平工况下的氢喷吹 (表 9)。

表 9 煤、氢共喷以氢代煤每种矿石条件下模拟的工况

Table 9 Simulated operation regimes for Hydrogen replacing pulverized coal

氢代煤路线 1: 恒定焦比, 风温 $1250\text{ }^\circ\text{C}$		氢代煤路线 2: 恒定焦比, 风温 $1150\text{ }^\circ\text{C}$	
工况 1	RAFT 降低, 顶温增加, 不富氧	工况 a	RAFT 降低, 顶温增加, 不富氧
工况 2	RAFT 降低到 $1800\text{ }^\circ\text{C}$, 顶温 $200\text{ }^\circ\text{C}$, 少量富氧	工况 b	RAFT 降低到 $1800\text{ }^\circ\text{C}$, 顶温 $200\text{ }^\circ\text{C}$, 少量富氧
工况 3	RAFT $1800\text{ }^\circ\text{C}$, 顶温降到 $100\text{ }^\circ\text{C}$, 大量富氧	工况 c	RAFT $1800\text{ }^\circ\text{C}$, 顶温降到 $100\text{ }^\circ\text{C}$, 富氧
焦比 (kg/thm): 劣矿 292; 普通矿: 286; 优化矿: 278		焦比 (kg/thm): 劣矿: 350; 普通矿: 343; 优化矿: 333	

3.2.4 模拟氢气预热的影响

使用普通混合矿全焦冶炼情况下, 模拟喷入预热氢气对最大喷氢量、焦炭置换比、富氧率和高炉 CO_2 排放的影响。模拟了三种工艺路线, 如图 3 所示。

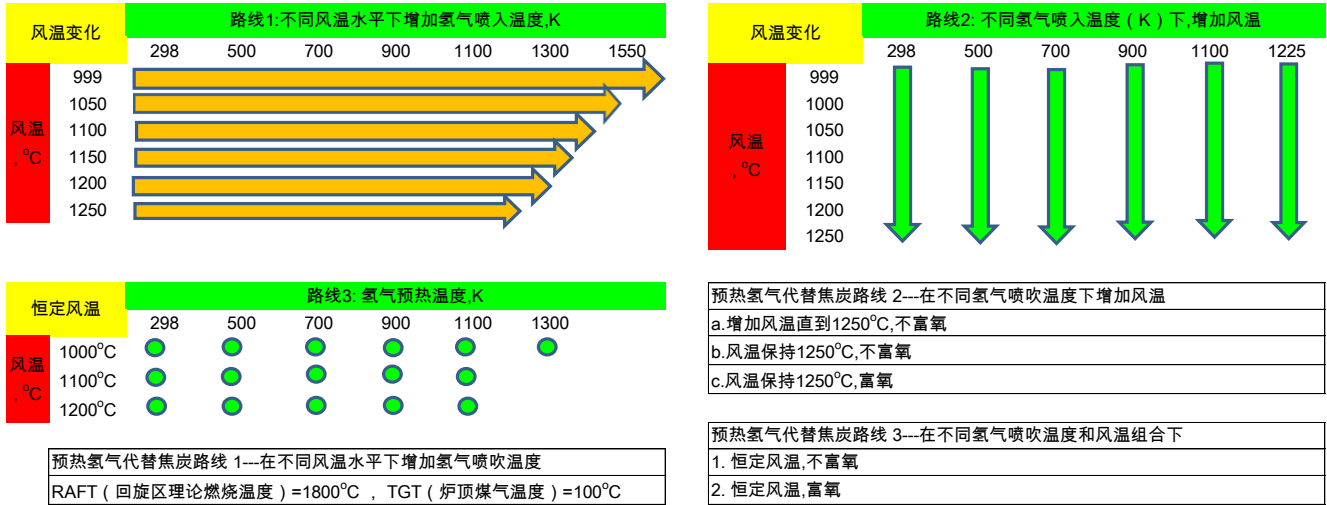


图 3 氢气预热喷吹不同工艺路线模拟

Figure 3 Simulated operation regimes for preheated Hydrogen replacing coke operation

4 模拟结果及讨论

4.1 最大氢气喷入量

表 10 氢在 298 K 温度下最大喷吹量

Table 10 Maximum hydrogen injection amount at 298 K

		RAFT=1800 °C			
氢气喷吹极限	富氧与否	全焦, 1250 °C BT	在 1250 °C BT 下 代替焦炭/代替煤粉	在 1150 °C BT 下 代替焦炭/代替煤粉	全焦、恒定风温
劣质混合矿	否	41.32	15.49 (21%, 煤比 200kg/thm)/ 31.41 (21%, 焦比 292kg/thm)	20.36 (21%, 煤比 150kg/thm)/ 31.45 (21%, 焦比 350kg/thm)	28.05 (@960 °C)
	是	47.21 (24.37% O ₂)	40.59 (34.42% O ₂ , 煤比 200kg/thm)/ 45.77 (28.73% O ₂ , 焦比 292kg/thm)	43.12 (32.80% O ₂ , 煤比 150kg/thm)/ 44.61 (26.75% O ₂ , 焦比 350kg/thm)	40.89 (@960 °C, 26.35% O ₂)
普通混合矿	否	40.14	9.35 (21%, 煤比 200kg/thm)/ 28.21 (21%, 焦比 286kg/thm)	14.59 (21%, 煤比 150kg/thm)/ 30.09 (21%, 焦比 343kg/thm)	29.25 (@999 °C)
	是	47.41 (25.47% O ₂)	37.90 (35.53% O ₂ , 煤比 200kg/thm)/ 45.96 (30.37% O ₂ , 焦比 286kg/thm)	43.47 (34.87% O ₂ , 煤比 150kg/thm)/ 44.96 (27.99% O ₂ , 焦比 343kg/thm)	42.36 (@999 °C, 27.13% O ₂)
优化混合矿	否	38.42		5.63 (21%, 煤比 150kg/thm)/ 19.93 (21%, 焦比 333kg/thm)	30.97 (@1063 °C)
	是	47.70 (27.38% O ₂)	33.98 (37.41% O ₂ , 煤比 200kg/thm)/ 46.25(33.31% O ₂ , 焦比 276kg/thm)	43.97 (38.67% O ₂ , 煤比 150kg/thm)/ 45.47(30.17% O ₂ , 焦比 333kg/thm)	44.39 (@1063 °C, 28.55% O ₂)

如果在 298K 温度下喷入氢气, 则最大氢气喷入量在~5~48 kg / t 铁水之间变化, 取决于具体操作和矿石条件, 见表 10。可以发现: a)在相同风温、无富氧条件下, 矿质量越好, 最大可喷氢量越少; 然而, 增加风温和富氧允许更高的氢气喷入量; 使用优质混合矿, 由于高炉接受的风温和富氧率较高, 氢喷入上限明显

增加; b)在氢气和煤粉共同喷吹条件下, 将降低最大氢喷吹量, 在 RAFT 限制范围内热补偿需要更高的风温和富氧率; 与替代煤粉相比, 喷氢替代焦炭的最大喷入量更低, 所需的富氧率更高, 这与喷天然气情况相同, 符合炼铁理论, 因为与煤粉相比, 焦炭将更多热量带入风口回旋区。

表 11 不同鼓风温度和氧含量下的最大喷氢量（普通矿）

Table 11 Maximum hydrogen injection amount under different blast temperature (BT) and oxygen content (normal ore mix)

风温富氧对最大氢气喷吹量的影响	单位	基准值	999 °C 风温		1000 °C 风温		1050 °C 风温		1100 °C 风温		1150 °C 风温		1200 °C 风温		1250 °C 风温	
最大氢气可喷吹量	Kg/thm	0	29.25	42.36	29.30	42.38	31.74	43.43	34.02	44.46	36.18	45.46	38.22	46.45	40.14	47.41
风温	°C	999	999	999	1000	1000	1050	1050	1100	1100	1150	1150	1200	1200	1250	1250
鼓风氧含量	%	21.00	21.00	27.13	21.00	27.12	21.00	26.79	21.00	26.46	21.00	26.13	21.00	25.80	21.00	25.47
鼓风含湿	g/Nm ³	12.60	12.60	12.60	12.60	12.60	12.60	12.60	12.60	12.60	12.60	12.60	12.60	12.60	12.60	12.60
RAFT	°C	2129	1800	1800	1800	1800	1800	1800	1800	1800	1800	1800	1800	1800	1800	1800
顶煤气温度	°C	100	172	100	172	100	167	100	161	100	156	100	152	100	147	100
焦比	Kg/thm	499	430	398	430	398	417	390	406	383	395	376	385	369	375	362
高炉 CO ₂ 排放	kg/thm	1413	1194	1093	1193	1093	1154	1069	1117	1046	1083	1023	1051	1001	1020	979
CO ₂ 最大减排量, %		0	15.54	22.64	15.60	22.68	18.35	24.36	20.93	26.01	23.36	27.61	25.66	29.19	27.83	30.73
每公斤 H ₂ 减排 CO ₂	kg/kg	0.00	7.51	7.56	7.52	7.56	8.17	7.93	8.69	8.27	9.13	8.58	9.49	8.88	9.80	9.16

增加风温和氧含量允许更多的氢喷入，这取决于风温和制氧厂的可用能力（表 11）。较高的风温与富氧相结合，可以提高喷氢量。但当风温大于 1000 °C 时，在相同的风温下，富氧比不富氧 CO₂ 减排变得更小 (kg CO₂/kg H₂)，见图 4。还值得注意的是，随着风温的增加，氢喷吹量增加，但所需的富氧率降低。显然，风温越高，可以喷入的氢气量越多，而氧气需求量越少，高炉的 CO₂ 排放量越低。此外，在不同的 RAFT 下限下，使用普通混合矿对最大可喷氢量进行模拟，结果如图 5。模拟结果表明，在不富氧的情况下，降低 RAFT 可以扩大可行的操作范围，从而允许更多的喷氢量。降低 100 °CRAFT 允许增加约 8~10 kg/thm 的喷氢量，具体取决于风温和矿石条件。

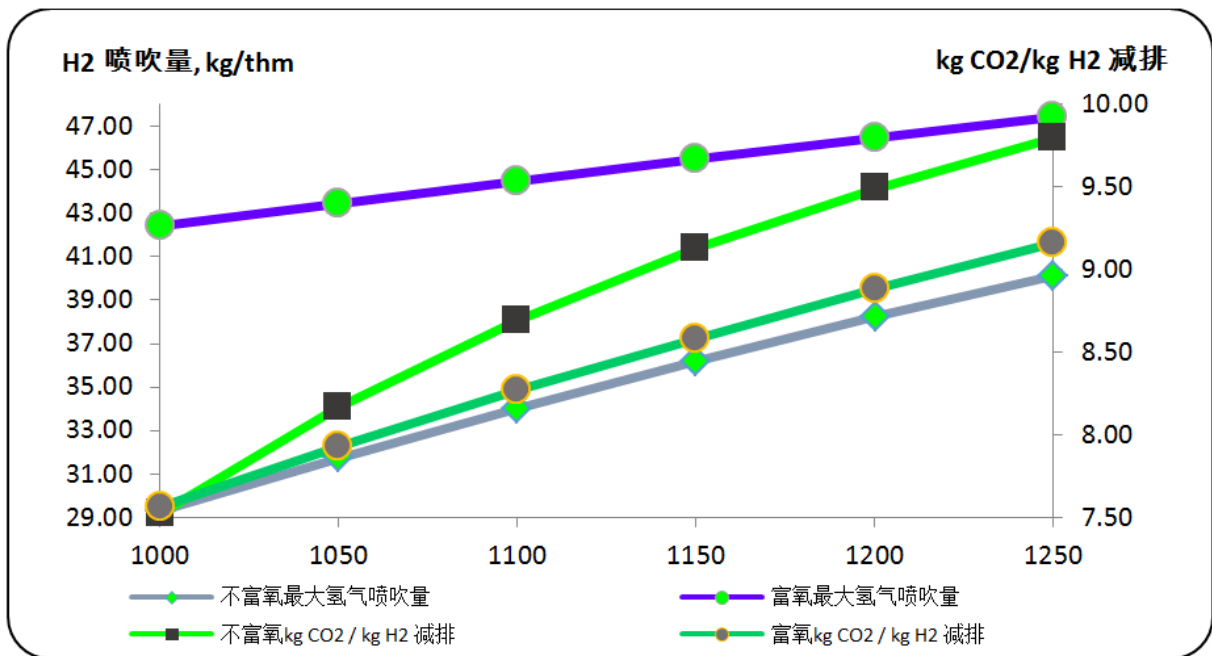


图 4 不同风温和富氧下的喷氢极限和减排效果

Figure 4 Hydrogen injection limits and CO₂ reduction under various BTs and oxygen enrichment

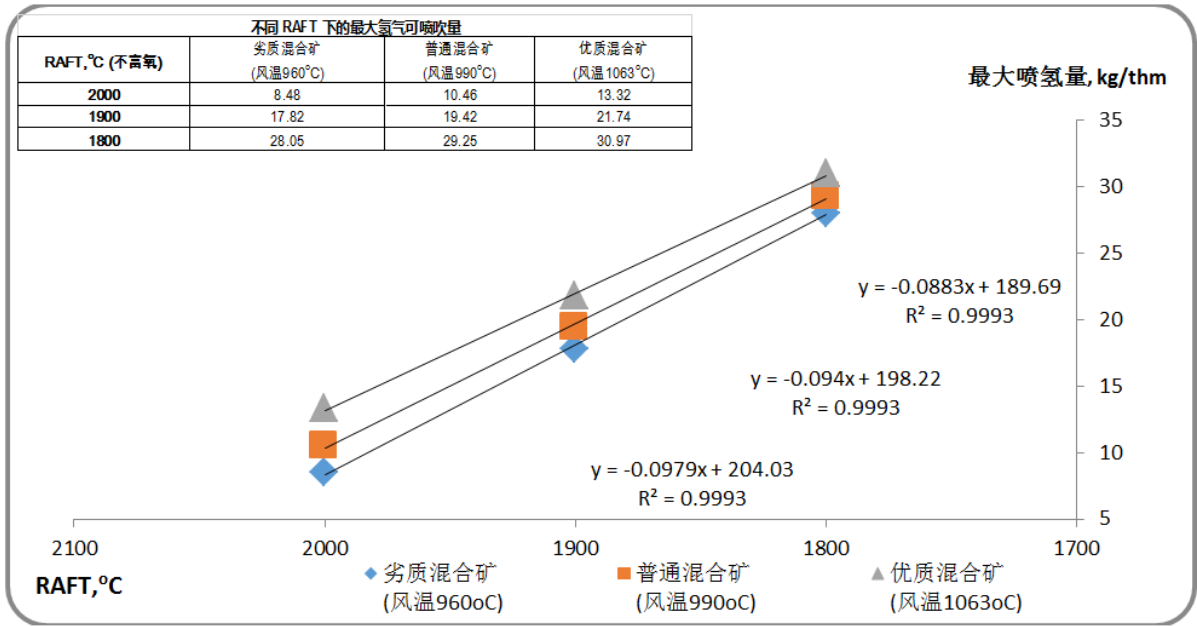


图 5 不同 RAFT 限值下的最大喷氢量

Figure 5 Limits of hydrogen injection under different RAFT limits

4.2 氢喷吹对替代焦炭或煤粉及高炉 CO₂ 减排的影响

喷氢对替代焦炭或煤粉的影响可总结为表 12、13 和表 14。

表 12 恒定风温下喷氢替代焦炭的效果

Table 12 The effect of hydrogen injection to replace coke under constant BT

增加氢喷吹 1kg/thm 代替焦比 kg/thm	不富氧	富氧(顶煤气温度 200 °C)	富氧 (RAFT=1800 °C)	操作条件
960 °C 风温下	-2.42		-2.42(ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.41)	不喷煤
999 °C 风温下	-2.39		-2.39ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.47)	
1063 °C 风温下	-2.34		-2.34(ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.56)	
1150 °C 风温下	-2.35	-2.25~-2.26(ΔO ₂ %/ΔH ₂ :0.13-0.15)	-2.05(ΔO ₂ %/ΔH ₂ :0.67-0.92)	喷煤
1250 °C 风温下	-2.33	-2.16~-2.17(ΔO ₂ %/ΔH ₂ :0.15-0.18)	-1.78(ΔO ₂ %/ΔH ₂ :0.73-0.79)	

1kg 氢代替焦炭中碳: 不富氧: 2.01 (=2.33*0.8618) ~2.08 (=2.42*0.8618) kg; 富氧: 1.53 (=1.78*0.8618) ~2.08 kg

表 13 增加风温下喷氢替代焦炭的效果

Table 13 The effect of H₂ injection to replace coke with increasing BT

不富氧不喷煤, 增加风温	增加氢喷吹 1kg/thm 代替焦比 kg/thm
从 960 °C 到 1250 °C	-3.66
从 999 °C 到 1250 °C	-3.63
从 1063 °C 到 1250 °C	-3.58

可以发现, a)当高炉在没有富氧的情况下运行时, 吨铁喷入 1 kg 的氢气可以代替约 2 kg 的碳。该数值会随着风温和富氧率的变化而变化, 但不受混合矿成分的影响。高风温和富氧率下, 氢对碳的置换比减少,

而富氧影响更大(表 12); b)在较低的风温(<1100 °C)水平、不喷煤情况下, 在风温相同的情况下富氧, 氢对焦炭的置换比没有影响; 在 1150 °C 及 1250 °C 风温喷煤情况下, 当鼓风富氧时, 氢对焦炭的置换比会降低(表 12); c)当氢喷入同时增加风温时, 置换比会更高, 这与天然气喷吹时增加风温的情况相同(表 13); d)与喷氢置换焦炭相比, 置换煤粉所需的富氧率较低(因焦炭进入回旋区携带更多的热量; 而喷煤粉需升温、分解耗热, 与喷氢较相似), 因此喷氢代替煤粉中碳的置换比更高些, 但仍在约 2 kg/thm 左右; 富氧越高, 置换比越低(表 14);

表 14 喷氢对替代煤粉的影响

Table 14 The effect of hydrogen injection on replacing pulverized coal

增加氢喷吹 1kg/thm 代替煤比 kg/thm	不富氧	富氧(顶煤气温度 200 °C)	富氧(RAFT=1800 °C)	操作条件
1150 °C 风温下	-2.58	-2.54($\Delta O_2\%/\Delta H_2=0.05$)	-2.31($\Delta O_2\%/\Delta H_2:0.44-0.54$)	喷煤
1250 °C 风温下	-2.55	-2.48~-2.50($\Delta O_2\%/\Delta H_2:0.05-0.06$)	-2.05($\Delta O_2\%/\Delta H_2:0.53-0.70$)	

1kg 氢代替煤粉中碳: $1.67 (=2.05*0.8138) \sim 2.10 (=2.58*0.8138)$ kg

喷氢对高炉 CO₂ 排放（指高炉煤气中 CO₂ 及 CO 全折算为 CO₂ 的数量）的影响与替代焦炭或煤粉的变化规律相同。每公斤氢喷入所减排的 CO₂ 量正好对应于焦炭或煤粉中碳的置换比乘以折算系数，焦炭的系数为 $3.16(=44/12*1*0.8618)$ ，PCI 的系数为 $2.98(=44/12*1*0.8138)$ 。取决于鼓风参数（风温和富氧率），喷入 1 kg 氢气可以减少 6~8 kg 的 CO₂ 排放（对应于表 12 和 14）；对应于表 13，在增加风温下增加 1 kg 氢气喷吹，减排 CO₂ 可达~12kg 的效果。

表 15 表明，如果氢气在常温（298 K）下喷入，

在全焦、1250 °C 风温和富氧条件下，高炉最大 CO₂ 减排可以达到~30%，并随矿石质量和鼓风及操作参数（风温、富氧率、RAFT 下限）而变；氢代替煤粉，由于置换比略升高，因此对高炉的 CO₂ 减排更显著。从表可看出，风温、富氧率、混合矿成分都对最大 CO₂ 减排有明显影响。如图 5，允许的 RAFT 对最大喷氢量有最为明显的影响，如果允许的 RAFT 为 1900 °C，最大氢喷吹量比 1800 °C 约减少 1/3，最大 CO₂ 减排量也将为~20%。这与其它文献及各种报道的数据是一致的。

表 15 喷氢高炉 CO₂ 最大减排率(RAFT 设定为 1800 °C)Table 15 Maximum abatement rate of CO₂ emission@BF with H₂ injection

减排 CO ₂ , %	富氧与否	全焦、恒定风温	全焦、风温增加	1150 °C 风温、煤比 150kg/thm 代替焦炭/代替煤粉	1250 °C 风温、煤比 200kg/thm 代替焦炭/代替煤粉
劣质混合矿	否	14.53 (@960 °C)	29.08(从 960 到 1250 °C)	10.88 / 17.41	8.42 / 17.65
	是	21.54 (@960 °C, 26.35% O ₂)	31.35 (@1250 °C, 24.37% O ₂)	21.76 (32.80% O ₂) / 23.95 (26.75% O ₂)	19.72 (31.21% O ₂) / 24.12 (28.73% O ₂)
普通混合矿	否	15.54 (@999 °C)	27.83(从 999 到 1250 °C)	7.92 / 16.92	5.16 / 16.09
	是	22.64 (@999 °C, 27.13% O ₂)	30.73 (@1250 °C, 25.47% O ₂)	22.20 (34.87% O ₂) / 24.43 (27.99% O ₂)	18.48 (29.56% O ₂) / 24.42 (30.37% O ₂)
优质混合矿	否	17.10 (@1063 °C)	25.89(从 1063 到 1250 °C)	3.13 / 11.47	
	是	24.21 (@1063 °C, 28.55% O ₂)	29.74 (@1250 °C, 27.38% O ₂)	22.86 (38.67% O ₂) / 25.15 (30.17% O ₂)	16.61 (27.30% O ₂) / 24.88(33.31% O ₂)

4.3 喷氢对增产的影响

氢气喷吹对产量增加的影响总结在表 16 中。

表 16 喷氢对增加产量的影响

Table 16 Effects of hydrogen injection on output increase

每公斤氢喷吹产量增加(吨/天)	富氧与否	全焦、恒定风温	全焦、风温增加	全焦、1250 °C 风温	1150 °C 风温、煤比 150kg/thm 代替焦炭/代替煤粉	1250 °C 风温、煤比 200kg/thm 代替焦炭/代替煤粉
劣质混合矿	否	2.41 (@960 °C)	33.68 (从 960 到 1250 °C)	2.13	1.83 / 4.17	1.50 / 3.88
	是(少量)				31.25 ($\Delta O_2\%/\Delta H_2=0.13$) /	33.44($\Delta O_2\%/\Delta H_2=0.15$) /

每公斤氢喷吹产量增加(吨/天)	富氧与否	全焦、恒定风温	全焦、风温增加	全焦、1250 °C 风温	1150 °C 风温、煤比 150kg/thm 代替焦炭/代替煤粉	1250 °C 风温、煤比 200kg/thm 代替焦炭/代替煤粉
	是 (大量)	92.11 (@960 °C, ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.41)		116.44 (ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.57)	122.11 (ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.67) / 91.34 (ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.44)	130.53 (ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.73) / 103.96 (ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.53)
普通混合矿	否	2.47 (@999 °C)	35.24 (从 999 到 1250 °C)	2.21	1.87 / 4.41	1.53 / 4.09
	是 (少量)				33.24 (ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.14)/	35.43 (ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.16)/ 17.03 (ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.06)
	是 (大量)	103.60 (@999 °C, ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.47)		126.46 (ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.61)	136.87 (ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.76) / 99.41(ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.47)	138.57 (ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.76) / 113.94(ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.58)
优质混合矿	否	2.55 (@1063 °C)	38.07 (从 1063 到 1250 °C)	2.34	1.93/ 4.66	
	是 (少量)				36.31 (ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.15)/ 16.32(ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.05)	39.28 (ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.18)/ 15.90 (ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.05)
	是 (大量)	123.98 (@1063 °C, ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.56)		143.14 (ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.69)	162.07 (ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.92) / 114.27 (ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.54)	151.99 (ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.79) / 134.34 (ΔO ₂ %/ΔH ₂ =0.70)

很明显，产量增加取决于矿石质量和鼓风条件。在不富氧、恒定风温条件下喷吹氢气，产量增加有限（每公斤氢或增产 1.50~4.66 t/天）；并且，在相同矿石条件下，风温越高，产量增加越低；优质混合矿产量增加更快。随着富氧增加，产量增加更快。富氧时，由于替代焦炭比替代煤粉需要更高的富氧率，因此替代焦炭产量增加更快。但在不富氧的情况下，喷煤时由于煤气中氢含量较高及煤气量发生变化，因此，替代煤与替代焦炭相比，会导致产量增加更快。

4.4 喷氢对 RAFT 和 TGT 变化的影响

表 17 氢喷吹对 RAFT 的影响

Table 17 Effects of hydrogen injection on RAFT

对 RAFT 的影响	富氧与否	全焦、恒定风温	全焦、增加风温到 1250 °C	全焦 风温 1250 °C	1150 °C 风温、煤比 150kg/thm 代替焦炭/代替煤粉	1250 °C 风温、煤比 200kg/thm 代替焦炭/代替煤粉
劣质混合矿	否	-10.56 (@960 °C)	-5.60	-10.73	-11.45/-8.82	-12.25/-9.20
	是				-6.95/	-7.48/
普通混合矿	否	-11.21 (@990 °C)	-6.07	-11.30	-12.13/-9.05	-12.97/-9.46
	是				-7.41/	-8.01/-7.15
优质混合矿	否	-12.19 (@1063 °C)	-6.88	-12.20	-13.23/-9.80	
	是				-8.21/-7.52	-8.89/-8.73

如表 17 所示，在不富氧、恒定风温的情况下运行时，增加每 kg 氢气喷吹导致 RAFT 降低约 10~13 °C；由于使用更好的矿石产生的炉缸煤气量更少，因此与使用劣质混合矿相比，喷氢对 RAFT 的冷却效果会更大；相同的推理适用于不同的风温和煤粉喷吹量对 RAFT 的影响。随着富氧或增加风温，RAFT 的降低将减少到 5.6~8.9 °C 左右；当氢气与煤粉共同喷入时，氢置换焦炭比置换煤粉将更多地减少 RAFT。

表 18 总结了喷氢对 TGT 变化的影响。显然，当高炉以恒定风温不富氧运行并置换焦炭时，增加喷氢将导致 TGT 增加约 2.3~2.9 °C；代替煤粉时约 0.67~0.86 °C（保持焦比不变）。然而，当高炉保持 1800 °C 恒定 RAFT、富氧运行时，由于富氧运行下鼓风带入的热量和产生的煤气量减少，因此增加喷氢会导致 TGT 降低 5.2~6.7 °C 左右。影响高炉煤气量和上部热交换的因素会影响 TGT 的变化。

表 18 喷氢对 TGT 变化的影响

Table 18 Effects of hydrogen injection on TGT change

对 TGT 的影响	富氧与否	全焦、恒定风温	全焦、风温 1250 °C	1150 °C 风温、煤比 150kg/thm 代替焦炭/代替煤粉	1250 °C 风温、煤比 200kg/thm 代替焦炭/代替煤粉
劣质混合矿	否	2.39(@960 °C)	2.88	2.43 / 0.81	2.47 / 0.87
	是	-5.21 (@960 °C)	-6.33	-6.07 / -5.77	-6.37 / -6.16
普通混合矿	否	2.47 (@990 °C)	2.92	2.41 / 0.78	2.45 / 0.82
	是	-5.50 (@990 °C)	-6.50	-6.31 / -5.93	-6.45 / -6.34
优质混合矿	否	2.59 (@1063 °C)	2.94	2.37 / 0.67	
	是	-5.97 (@1063 °C)	-6.75	-6.67 / -6.20	-6.58 / -6.70

4.5 喷氢对所需富氧和风温补偿的影响

在喷入常温氢（298K）的情况下，喷氢需要富氧和更高的风温进行热补偿。其影响见表 19 和 20。

表 19 氢气喷吹对所需富氧量的影响

Table 19 Effects of hydrogen injection on the required oxygen enrichment

对富氧的影响 (RAFT=1800 °C)	操作条件	全焦、恒定风温 ($\Delta O_2\%/\Delta H_2$)	全焦、增加风温 ($\Delta O_2\%/\Delta H_2$)	1150 °C 风温、煤比 150kg/thm 代替焦炭/代替煤粉 ($\Delta O_2\%/\Delta H_2$)	1250 °C 风温、煤比 200kg/thm 代替焦炭/代替煤粉 ($\Delta O_2\%/\Delta H_2$)
劣质混合矿	TGT=200 °C			0.13/	0.15/
	RAFT=1800 °C	0.41(@960 °C)	0.57(从 960 到 1250 °C)	0.67/0.44	0.73/0.53
普通混合矿	TGT=200 °C			0.14/	0.16/0.06
	RAFT=1800 °C	0.47(@990 °C)	0.61 (从 999 到 1250 °C)	0.76/0.47	0.76/0.58
优质混合矿	TGT=200 °C			0.15/0.05	0.18/0.06
	RAFT=1800 °C	0.56(@1063 °C)	0.69 (从 1063 到 1250 °C)	0.92/0.54	0.79/0.70

表 20 喷氢对所需风温补偿的影响

Table 20 Effects of hydrogen injection on the required increase of BT

对风温补偿的影响(TGT=100 °C)	全焦、增加风温到 1250 °C
劣质混合矿	$y = 10.31x + 948.07$
普通混合矿	$y = 10.51x + 991.08$
优质混合矿	$y = 11.00x + 1058.80$

当高炉在最低许可 RAFT 如 1800 °C 运行时，喷氢需要富氧来补偿 RAFT 的降低。模拟结果表明，较高喷煤量时，需要较高的富氧率；而氢代焦炭与氢代煤粉相比需要较高的富氧水平，因为焦炭将更多的显热带入回旋区。此外，优质混合矿需要更高的富氧水平（因吨铁煤气量减少）。当高炉恒定在 200 °C TGT 条件下运行时，需要富氧来抵消由于增加氢气喷吹而可能导致的 TGT 增加。模拟结果表明，所需的富氧变化与保持恒定 RAFT 情况相似，即更高的喷煤量需要更高的富氧水平，而氢替代焦炭与氢替代煤相比，需要更高的富氧水平；然而，恒定 TGT 情况下所需的富氧率远低于保持恒定 RAFT（1800 °C）情况（0.05%~0.18%对比 0.44%~0.92%的 $\Delta O_2\%/\Delta H_2$ 喷入）。这是合理的，因喷氢对 RAFT 的影响比对 TGT 的影响更大（见 4.4 节）。

当高炉不喷煤并在最低 TGT（100 °C）下操作，使用增加风温来补偿喷氢引起的 RAFT 下降，对所需风温增加的影响是喷每公斤氢约 10 °C，矿质量越好，与富氧相似、需要越高风温补偿。这是合理的（表 20）。

4.6 喷氢对 Dr、ηCO 和 ηH₂ 的影响

表 21 喷氢对直接还原度 Dr、ηCO 和 ηH₂ 的影响

Table 21 The effect of hydrogen injection on the direct reduction degree Dr., ηCO and ηH₂

对 Dr./ηCO/ηH ₂ 的影响	全焦、恒定风温	全焦、增加风温到 1250 °C	代替煤粉、1150 °C 风温 煤比 150kg/thm	代替煤粉、1250 °C 风温 煤比 200kg/thm	代替焦炭、1150 °C 风温 煤比 150kg/thm	代替焦炭、1250 °C 风温 煤比 200kg/thm
劣质混合矿	-0.77%/-0.13%/-0.11%	-0.69%/-0.10%/-0.09%	-0.72%/-0.12%/-0.10%	-0.73%/-0.12%/-0.11%	-0.79%/-0.13%/-0.11%	-0.80%/-0.13%/-0.12%
普通混合矿	-0.77%/-0.13%/-0.12%	-0.71%/-0.12%/-0.10%	-0.72%/-0.12%/-0.11%	-0.73%/-0.12%/-0.11%	-0.79%/-0.13%/-0.12%	-0.80%/-0.14%/-0.12%
优质混合矿	-0.78%/-0.14%/-0.13%	-0.75%/-0.13%/-0.12%	-0.72%/-0.12%/-0.11%	-0.73%/-0.13%/-0.11%	-0.79%/-0.14%/-0.12%	-0.80%/-0.15%/-0.13%

喷氢对 Dr、ηCO 和 ηH₂ 的影响如表 21 所示。显然，增加氢喷吹会导致 Dr、ηCO 和 ηH₂ 降低。在相同的风温下喷氢对 Dr 降低的影响似乎是相同的，并且与混合矿的质量无关。使用恒定的风温，风温越高，每公斤氢喷入对 Dr 降低的影响越大。氢替代焦炭的影响大于替代煤炭。喷氢对 Dr 降低的影响最明显，对 ηH₂ 的影响最小，对 ηCO 的影响居中。本文中，直接还原度 Dr 指直接还原碳的摩尔数与全部还原的氧的摩尔数之比。

4.7 氢预热喷吹的影响

4.7.1 预热氢气代替焦炭路线 1——不同风温水平下增加氢气喷吹温度的影响

在普通混合矿、不同风温水平下，随着氢喷入温度的升高，对最大可喷氢量的影响（当高炉在 1800 °CRAFT 和 100 °CTGT 下运行时）总结在图 6 和 7 中。很明显，喷热氢的最大可喷氢量为 58.55 kg/thm（图 6）。风温与氢气喷入温度之间存在一种等显热交换关系：使用的风温越高，所需的最高氢气预热温度越低。增加 100 °C 风温，可以降低发生最大喷氢量温度约 129 °C (K)，见图 7。

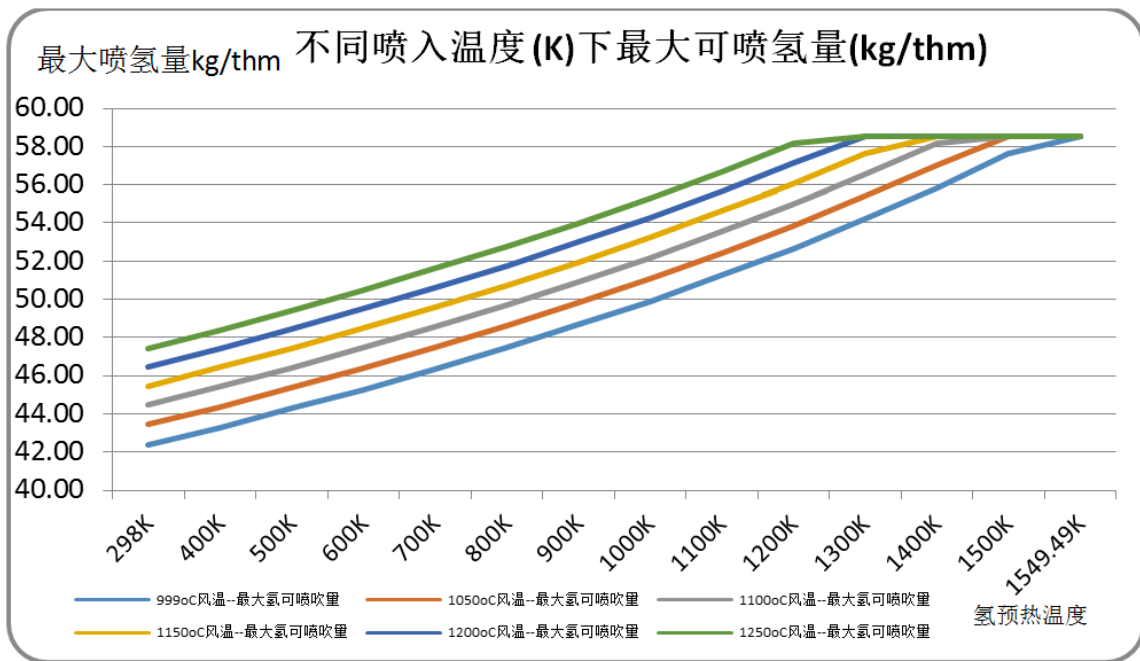


图 6 不同鼓风和氢气喷入温度水平下的最大喷氢量

Figure 6 Limits of H₂ injection at different blast and hydrogen preheating temperature level

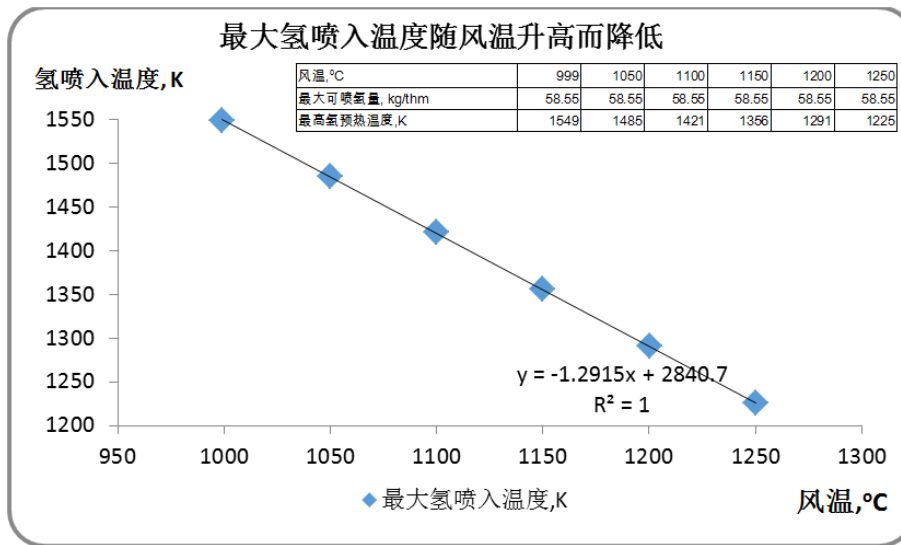


图 7 不同风温所需的最高氢气预热温度

Figure 7 highest hydrogen preheating temperature required at different BT

随着氢气喷入温度的升高，所需富氧率将降低，直到在最高喷入温度下以最大许可喷吹量喷入氢气时不需要富氧，见图 8。显然，氢喷入温度越高，所需富氧率越低。如图 8，在所有风温水平下，氢气喷入温度升高与鼓风所需氧含量下降之间的关系不是线性的，但下降速度几乎相同。使用线性回归可以发现所有风温水平下，增加 100K 喷入温度将导致平均鼓风含氧量降低 0.48%。当达到最大喷氢量时，超过所需的最高喷入温度，进一步提高氢气喷入温度需要降低风温，见图 9。提高 100 K 氢气喷入温度需要降低约 77 至 81 °C 风温。

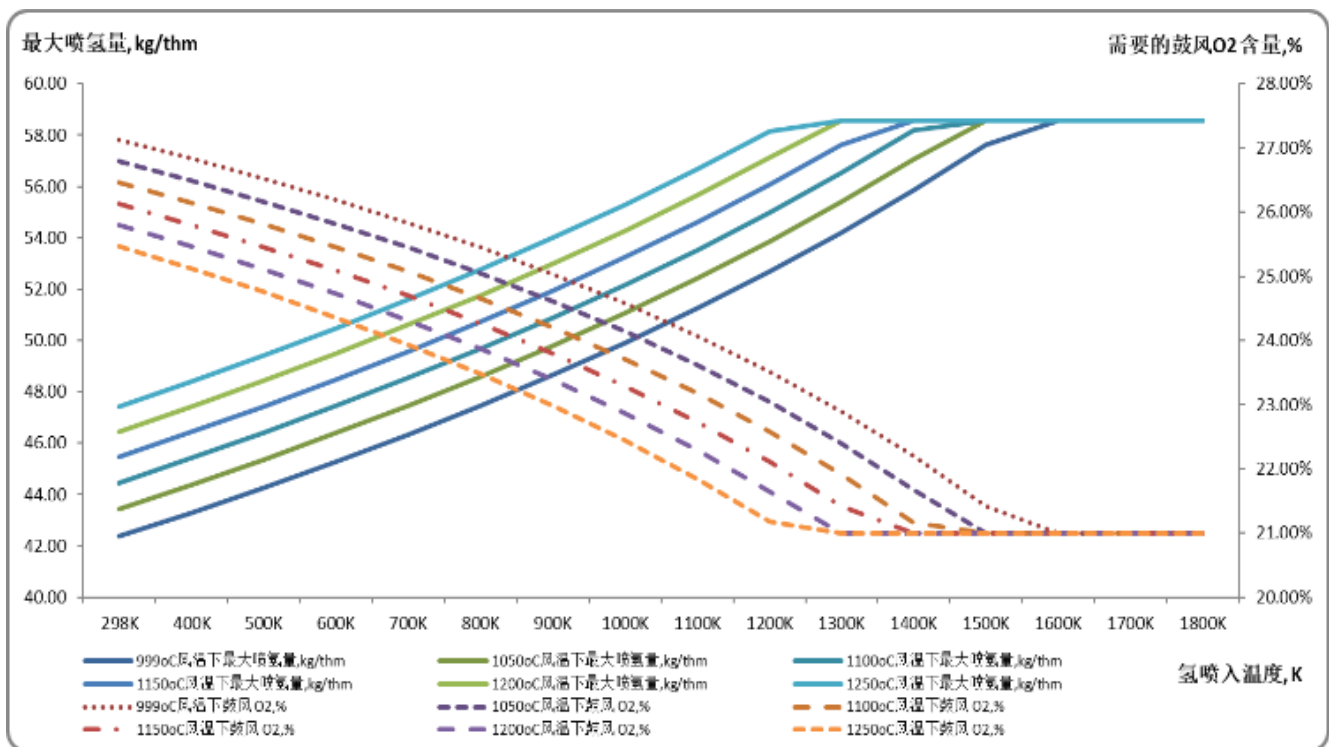


图 8 不同风温和氢气喷入温度下鼓风所需富氧量

Figure 8 Required O₂ in blast at different blast and hydrogen preheating temperature level

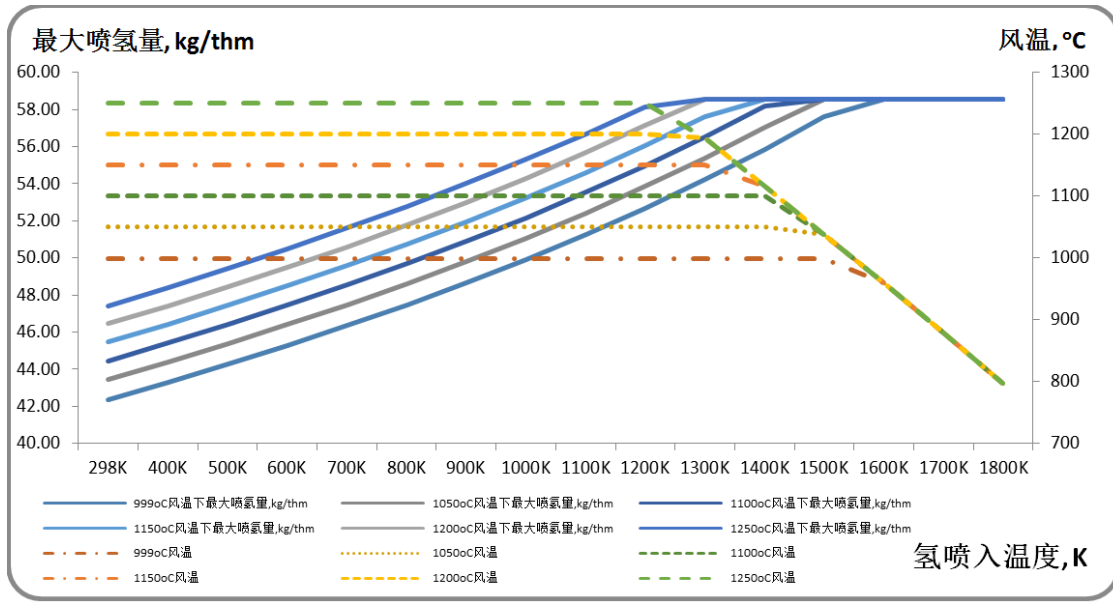


图9 超出最高氢气预热温度时风温变化

Figure 9 changes of BT beyond the required highest H2 preheating temperature

不同风温水平下，提高氢喷入温度对提高产量、降低焦比和高炉 CO₂ 排放的影响可总结为表 22。显然，在较低的风温下，每 100 K 氢喷入温度的提高对降低焦比和 CO₂ 排放量以及提高产量和增大最大可喷氢量的效果更好。

表 22 在不同风温水平下提高氢气喷入温度的影响

Table 22 Effects of injecting preheated hydrogen at different BT levels

风温, °C	氢喷入温度每增加 100 K			
	焦比变化, kg/thm	CO ₂ 排放变化, kg/thm	产量变化, ton/day	最大喷氢量变化, kg/thm
999	-9.13	-28.84	102.48	1.27
1050	-9.02	-28.51	102.05	1.26
1100	-8.82	-27.89	101.40	1.23
1150	-8.73	-27.58	100.93	1.22
1200	-8.67	-27.41	101.02	1.21
1250	-8.39	-26.52	99.16	1.17

(注：表中数据为线性回归得到，但实际关系并非完全线性)

在最大氢气喷入量和温度下，与接近最佳高炉指标水平的基准值相比，在绿氢喷吹和绿电加热的情况下，产量增加和高炉 CO₂ 减排可分别达到~24%和~46%，见表 23。在这种情况下，煤粉完全被 1225K 热氢喷吹所取代。

在工业上，天然气或还原性气体已在 DRI 工艺中成功预热到 900 °C 以上，目前电加热气体的技术已经见于报道，但商业化尚有待时日。如果氢气可以使用绿色能源预热到 950 °C 以上，那么将预热的氢气喷

入高炉将是一个非常有意义的 CO₂ 减排途径，至少从理论上考虑如此。

表 23 氢气加热喷入对高炉产量和 CO₂ 排放的影响

Table 23 Effects of hydrogen preheating injection on BF production and CO₂ emission

项目	单位	基准	极限	变化
产量	吨/天	8952	11080	24%
高炉 CO ₂ 排放	公斤/吨铁	1335	726	-46%
焦比	公斤/吨铁	285.88	282.05	
煤比	公斤/吨铁	200.00		
氢喷吹量	公斤/吨铁		58.55	
风温	°C	1250	1250	
富氧量	%	21	21	
直接还原度	%	45.26	11.32	

4.7.2 预热氢气代替焦炭路线 2——不同氢气喷吹温度下增加风温的影响

正如已经模拟的那样，氢气喷入高炉需要更高的风温和富氧率来补偿 RAFT 的下降。然而，由于各种原因，不同工厂甚至同一工厂高炉可用风温水平并不相同。因此，有必要了解在不同氢喷吹温度水平下，随风温增加，喷热氢的效果或益处。模拟结果如表 24 和图 10 所示。从表 24 可以清楚地看出，在喷入较高温度氢气时，要求风温的补偿减少，而对提高产量、降低焦比和高炉 CO₂ 排放的更好效果，特别是当氢气预热高于 900 K 时，见图 10。

表 24 不同氢喷入温度下增加风温的影响

Table 24 Effects of hydrogen injection at different preheating temperature level with increasing BT

氢喷入温度, K	风温, °C	鼓风中氧, %	RAFT, °C	TGT, °C	H2, kg/thm	Δ产量 /ΔH2, 吨/天/kgH2	Δ焦比/ΔH2, kg/吨铁/kgH2	ΔCO 排放 /ΔH2, kg/吨铁/kgH2	ΔRAFT/ Δ H2, °C/kgH2	Δ风温/ ΔH2, °C/kgH2
298	从 999 到 1250 °C	21%	从 2129 到 1984	100	从 0 到 23.90	35.24	-3.63	-11.46	-6.07	10.51
500	从 999 到 1250 °C	21%	从 2129 到 1963	100	从 0 到 27.54	36.17	-3.64	-11.49	-6.0	9.10
700	从 999 到 1250 °C	21%	从 2129 到 1937	100	从 0 到 32.39	37.94	-3.66	-11.55	-5.90	7.85
900	从 999 到 1250 °C	21%	从 2129 到 1900	100	从 0 到 39.17	39.61	-3.67	-11.60	-5.82	6.38
1100	从 999 到 1250 °C	21%	从 2129 到 1847	100	从 0 到 49.30	43.32	-3.70	-11.69	-5.67	5.11
1225	从 999 到 1250 °C	21%	从 2129 到 1800	100	从 0 到 58.55	46.54	-3.72	-11.75	-5.58	4.22

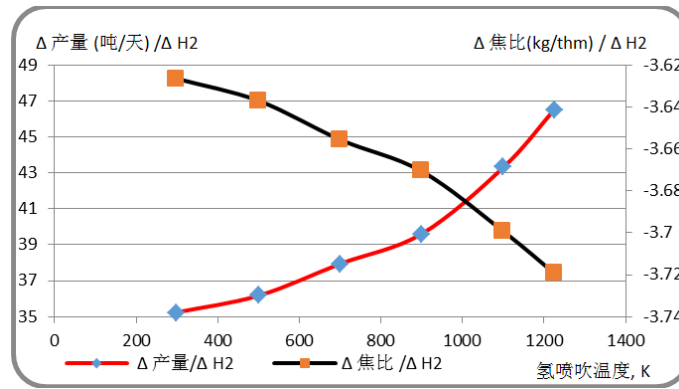


图 10 提高氢气喷入温度水平的影响

Figure 10 Effects of hydrogen injection at different preheating temperature level

4.7.3 预热氢气代替焦炭路线 3——不同氢气喷吹温度和风温组合下

如图 3 所示，在不同风温（1000、1100 和 1200 °C）和氢气喷吹温度（298、500、700、900、1100K 和 1300K（仅在 1000 °C 风温））的 16 种组合下，模拟了增加氢喷吹量和喷入温度对焦比、高炉 CO₂ 排放和所需富氧率的影响。结果如图 11-13 和表 25 所示。

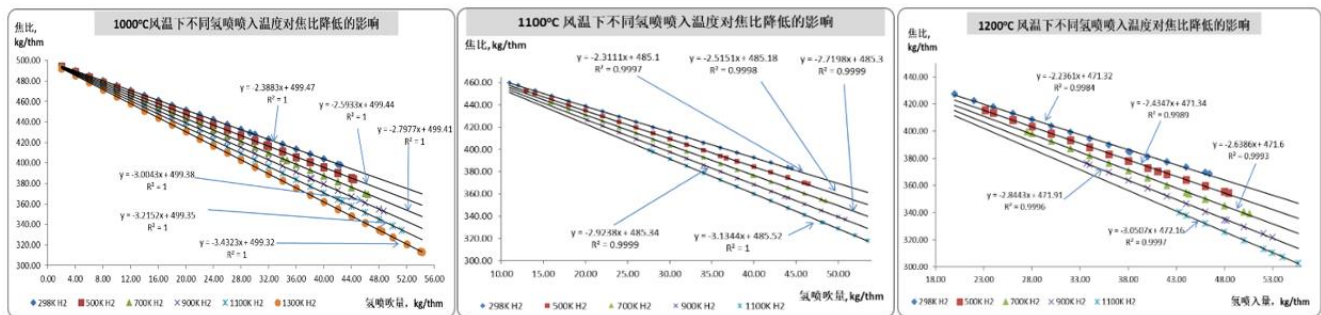


图 11 1000、1100 和 1200 °C 风温水平下不同氢气喷入温度对焦比降低的影响

Figure 11 Effects of various H₂ preheating temperature on the replacement of coke rate at 1000, 1100 and 1200 °C BT levels

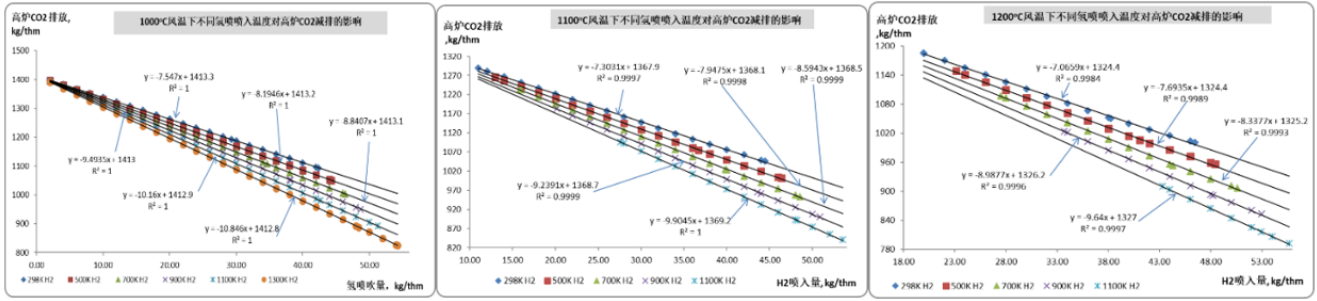


图 12 1000、1100 和 1200 °C 风温水平下不同氢气喷入温度对高炉 CO₂ 排放的影响

Figure 12 Effects of various H₂ preheating temperature on the CO₂ emission @BF at 1000, 1100 and 1200 °C BT levels

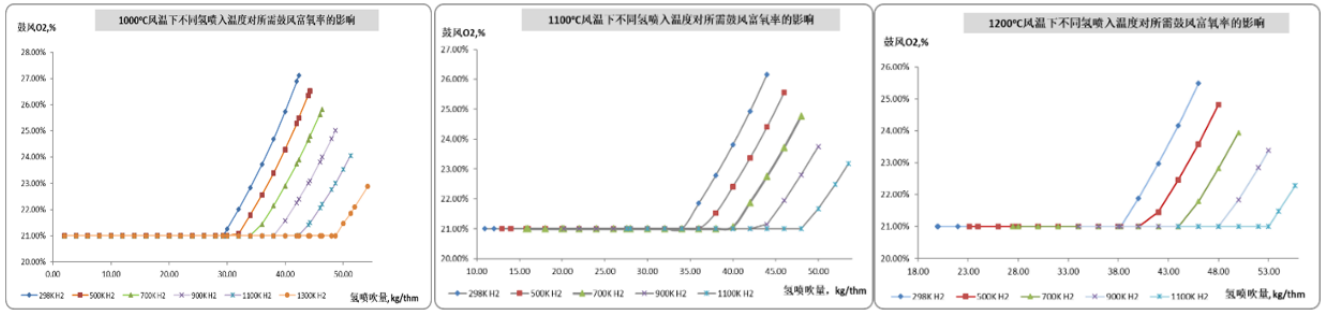


图 13 1000、1100 和 1200 °C 风温水平下不同氢气喷入温度对鼓风富氧的影响

Figure 13 Effects of various H₂ preheating temperature on the required Oxygen enrichment rate at 1000, 1100 and 1200 °C BT levels

表 25 1000、1100 和 1200 °C 风温水平下不同氢气喷入温度增加氢气喷吹的效果总结

Table 25 Summary of effects of increasing H₂ injection at various H₂ preheating temperature at 1000, 1100 and 1200 °C BT level

氢喷入温度	替代焦炭, kg/thm		
	at 1000 °C B.T.	at 1100 °C B.T.	at 1200 °C B.T.
298K	$y = -2.39x + 499.47$	$y = -2.31x + 485.1$	$y = -2.24x + 471.32$
500K	$y = -2.59x + 499.44$	$y = -2.52x + 485.18$	$y = -2.43x + 471.34$
700K	$y = -2.80x + 499.41$	$y = -2.72x + 485.3$	$y = -2.64x + 471.6$
900K	$y = -3.00x + 499.38$	$y = -2.92x + 485.34$	$y = -2.84x + 471.91$
1100K	$y = -3.22x + 499.35$	$y = -3.13x + 485.52$	$y = -3.05x + 472.16$
1300K	$y = -3.43x + 499.32$		

氢喷入温度	高炉 CO ₂ 减排, kg/thm		
	at 1000 °C B.T.	at 1100 °C B.T.	at 1200 °C B.T.
298K	$y = -7.55x + 1413.3$	$y = -7.30x + 1367.9$	$y = -7.07x + 1324.4$
500K	$y = -8.19x + 1413.2$	$y = -7.95x + 1368.1$	$y = -7.69x + 1324.4$
700K	$y = -8.84x + 1413.1$	$y = -8.59x + 1368.5$	$y = -8.34x + 1325.2$
900K	$y = -9.49x + 1413$	$y = -9.24x + 1368.7$	$y = -8.99x + 1326.2$
1100K	$y = -10.16x + 1412.9$	$y = -9.90x + 1369.2$	$y = -9.64x + 1327$
1300K	$y = -10.85x + 1412.8$		

氢喷入温度	鼓风富氧率		
	at 1000 °C B.T.	at 1100 °C B.T.	at 1200 °C B.T.
298K	$y = 0.0047x + 0.0709$	$y = 0.0053x + 0.029$	$y = 0.0059x - 0.0153$
500K	$y = 0.0044x + 0.069$	$y = 0.0050x + 0.026$	$y = 0.0056x - 0.0193$
700K	$y = 0.0041x + 0.0646$	$y = 0.0047x + 0.0239$	$y = 0.0053x - 0.0248$
900K	$y = 0.0039x + 0.0613$	$y = 0.0044x + 0.0191$	$y = 0.005x - 0.0302$
1100K	$y = 0.0035x + 0.0582$	$y = 0.0041x + 0.0126$	$y = 0.0047x - 0.0386$
1300K	$y = 0.0033x + 0.0522$		

很明显，在较低的风温下，增加氢气喷吹量和喷吹温度对降低焦比和高炉 CO_2 排放的效果更好，而高氢气喷入温度对降低焦比和高炉二氧化碳排放量的效果更显著。在较高的风温下，增加氢喷吹只需要更低的富氧率；提高氢气喷入温度对降低所需富氧率的影响在更高风温水平下更显著。

4.8 讨论

虽然氢喷吹可以增加产量、降低焦、煤比，从而降低高炉 CO_2 排放，但在目前 CO_2 排放价格、氢生产和运输成本下，其经济可行性还不确定。只有在更高 CO_2 排放成本、更低氢到厂成本（如工厂副产氢喷吹）或更高焦、煤价格下，喷氢才更具可行性。但上述模拟结果为我们提供了氢喷吹对高炉影响的较全面的定量理解。模拟结果无论是对产量、燃料比等生产指标的影响，还是对各种操作条件如矿石质量、鼓风参数（风温富氧）、RAFT 和 TGT 的影响，都能为炼铁理论所解释、相吻合。需要说明的是，首先，文中对 RAFT 下限的选择，是借鉴有关文献[14-18]报道的北美天然气操作高炉依据 TCE 概念确定 RAFT 方法而得出的。根据本文模拟（图 5），不同的 RAFT 下限，对最大允许喷氢量、从而对高炉 CO_2 减排量有明显的影响；其次，本文的模拟结果是在优化条件下得出的，也即根据最低高炉 CO_2 排放量（焦、煤比）和指定工艺边界条件（如 RAFT 和 TGT）为目标函数和约束条件求解得出的，实际操作是很难稳定在边界条件上进行的；尤其是在大喷氢量情况下，由于氢还原的特点[18]，炉内温度场分布在空间上会发生较大的变化、从而对本文模拟设定的上、下部热损失值构成挑战。但是，只要氢喷吹不影响稳定热储备区的存在，本文模拟的结果仍是理论上正确、并具有较大参考价值。当然，实际操作方法甚至高炉炉型在较大喷氢量的情况下，仍是有待探索试验才能确定。

5 结论

从上述理论模拟结果可以得出以下关于高炉喷吹氢气的结论：

- 1) 在特定的 RAFT(1800 °C)和 TGT(100 °C)约束和特定的混合矿条件下，高炉氢可喷量有限制。不同的 RAFT 条件，对氢气喷吹极限有重大影响，在没有富氧的情况下，降低 100 °C RAFT

可增加 8~10 kg/t 铁氢喷入量，具体取决于矿石条件。混合矿的品位/质量对允许的喷氢量具有决定性影响。在没有富氧的情况下，更好的矿石质量降低了相同鼓风条件下的可喷氢量；然而，增加风温和富氧率允许更高的氢气喷入量；使用优质混合矿，由于高炉接受更高的风温和富氧率，可喷氢量明显增加。当高炉氢气和煤粉共喷时，可喷氢量会降低，并且需要更高的富氧量，特别是在煤粉喷吹量一定、用氢气喷吹代替焦炭时。使用普通混合矿，在 1250 °C 风温下，如果在 298 K 温度下喷入氢气，则在没有富氧的情况下喷入氢的极限为 40.14 kg/t 铁，在鼓风含氧为 25.47% 的情况下，可喷氢的极限为 47.41 kg/t 铁。

- 2) 在 1250 °C 风温下和 1800 °C RAFT 下限下，假设使用绿色氢和电，对于普通混合矿，如果吨铁喷入 298 K 温度、47.41 kg 的氢气，高炉 CO_2 排放量可以从 1413 kg/t 铁（对应于 499kg 焦比/t 铁、不喷吹的高炉排放）降到 979 kg/t 铁，可减排约 30%；如果氢气以 1225K 和吨铁 58.55 kg 的极限量喷入，则高炉 CO_2 排放可从 1335 kg/t 铁（286 kg/t 铁焦比和 200 kg/t 铁煤比）降低至 726 kg/t 铁，减排约 46%，但目前尚没有氢气加热的工业实践。由于不同 RAFT 极限会影响最大可喷氢量，从而对最大 CO_2 减排量也会有影响。
- 3) 提高氢喷入温度对降低高炉焦比、 CO_2 排放量和提高产量有更好的效果，特别是在较低的风温和 900 K 以上的喷氢温度下。较高的氢喷入温度会增加氢喷入量的上限。对于普通混合矿，假设 1250 °C 鼓风温度和 12.6 g/Nm³ 含湿量，1225 K 温度下氢喷入量上限可达 58.55 kg/t 铁；较低的风温允许较高的氢气喷入温度，而增加 100 °C 风温可以降低允许最大喷氢量的喷入温度约 129 °C (K)；超过最大喷氢量 58.55 kg/t 铁的上限，进一步提高氢喷入温度将需要将风温降低约 77 至 81 °C 而不会增加喷氢量。随着氢气喷入温度的升高，所需的富氧率会降低，直到不需要富氧为止。喷氢温度越高，所需的富氧率就越低；增加 100 K 喷入温度将导致平均 0.48% 鼓风含氧量的降低(非线性)。
- 4) 在所模拟条件下，喷入 298K 温度的每公斤氢气

对产量、焦/煤比、高炉 CO₂ 排放、RAFT、TGT、直接还原度以及 CO 和 H₂ 的利用率变化的影响

可总结如表 26, 随鼓风参数和矿石质量而变化。

表 26 喷入氢气对高炉产量、焦/煤比、CO₂ 排放、RAFT、TGT、直接还原度以及 CO 和 H₂ 的利用率变化的影响

Table 26 Effects of hydrogen injection on BF production, coke/coal ratio, CO₂ emissions, RAFT, TGT, degree of direct reduction, and changes in CO and H₂ utilization

吨铁喷入 1 kg H ₂	产量, t/day	焦/煤比, kg/t 铁	CO ₂ 减少, kg/t 吨	RAFT, °C	TGT, °C	Dr., %	η CO, %	η H ₂ , %
恒定风温、无富氧 氢替代焦炭	+ 1.50~2.55	- 2.01~2.08	7.37~7.63	- 10.56~13.23	2.37~2.94	- 0.77~0.80	- 0.13~0.15	- 0.11~0.13
恒定风温、少量富氧 氢替代焦炭	+ 31.25~39.28	- 1.86~1.95	6.84~7.14	- 6.95~8.89				
恒定风温、大量富氧 氢替代焦炭	+ 92.11~162.07	- 1.53~2.08	5.62~7.63	- 5.21~6.75				
恒定风温、无富氧 氢替代煤粉	+ 3.88~4.66	- 2.08~2.10	7.63~7.69	- 8.82~9.80	0.67~0.86	- 0.72~0.73	- 0.12~0.13	- 0.10~0.11
恒定风温、少量富氧 氢替代煤粉	+ 15.91~17.03	- 2.02~2.07	7.40~7.59	- 7.15~8.73				
恒定风温、大量富氧 氢替代煤粉	+ 91.34~134.34	- 1.67~1.88	6.12~6.90	- 5.77~6.70				
增加风温、无富氧 氢替代焦炭	+ 33.68~38.07	- 3.08~3.15	11.31~11.56	- 5.60~6.88		- 0.69~0.75	- 0.10~0.13	- 0.09~0.12

在使用优质混合矿和增加风温、特别是富氧的情况下，产量增加更为明显。无论矿石质量如何，不富氧时，吨铁喷入 1 kg 氢气可以在恒定风温下代替约 2 kg 的碳；然而，提高风温和富氧率会减少氢对碳的置换，富氧的影响更大。代替煤粉所需的富氧率较低，因此与代替焦炭相比，置换比更高。吨铁喷入 1 kg 氢气可减少 CO₂ 排放约 6~12 kg，取决于鼓风参数。在增加风

温条件下喷入氢气会增加 CO₂ 减排量，而富氧可能会减少它。在相同的鼓风参数和喷氢量下，每公斤氢减排的 CO₂ 量似乎与混合矿条件/质量无关。

5) 喷氢对直接还原度的影响在各种矿石条件下几乎相同，但在不同风温条件下不同；更好的矿石质量可能有更好的氢利用率。

附录

模型中考虑的变量和方程

1. 模型考虑的变量：

表 A1 模型中回旋区使用的计算变量

Table A1 Calculated variables used in the raceway segment in the model

	Raceway calculated values
1	mass O ₂ entering raceway in blast air
2	mass N ₂ entering raceway in blast air
3	mass O ₂ in injected impure Oxygen
4	mass N ₂ in injected impure Oxygen
5	mass H ₂ O entering raceway in blast
6	mass C entering raceway in falling Coke particles
7	mass Al ₂ O ₃ entering raceway in falling Coke particles
8	mass SiO ₂ entering raceway in falling Coke particles
9	mass tuyere injected CH ₄ /NG
10	mass Coal/CnHm injected through tuyere
11	mass CO in raceway output gas

	Raceway calculated values
12	mass N ₂ in raceway output gas
13	mass H ₂ in raceway output gas
14	mass Al ₂ O ₃ in raceway output gas
15	mass SiO ₂ in raceway output gas
16	mass H ₂ injected through tuyere
17	mass Oil injected through tuyere
18	mass CO injected through tuyere

附表 A2 模型中下部熔炼区使用的计算变量

Table A2 Calculated variables used in the bottom segment in the model

	Bottom segment calculated values
1	mass Fe _{0.947O} into bottom segment
2	mass scrap steel descending into bottom
3	mass DRI descending into bottom
4	mass C in descending Coke
5	mass [Fe] out in molten iron
6	mass [C] out in molten iron
7	mass [Si] out in molten iron
8	mass [Mn] out in molten iron
9	mass [Ti] out in molten iron
10	mass CO out in ascending gas
11	mass CO ₂ out in ascending gas
12	mass N ₂ out in ascending gas
13	mass H ₂ out in ascending gas
14	mass H ₂ O out in ascending gas
15	mass O ₂ in blast air
16	mass N ₂ in blast air
17	mass H ₂ O(g) injected through tuyere
18	mass O ₂ in injected impure Oxygen
19	mass N ₂ in injected impure Oxygen
20	mass tuyere injected CH ₄ /NG
21	mass Coal/CnHm injected through tuyere
22	mass H ₂ injected through tuyere
23	mass Oil injected through tuyere
24	mass CO injected through tuyere in bottom
25	SiO ₂ in descending ore
26	Al ₂ O ₃ in descending ore
27	CaO in descending ore
28	MgO in descending ore
29	MnO in descending ore
30	TiO ₂ descending in ore
31	SiO ₂ in descending Coke
32	Al ₂ O ₃ in descending Coke
33	CaO in descending Coke
34	MgO in descending Coke
35	SiO ₂ out in molten slag
36	Al ₂ O ₃ out in molten slag
37	CaO out in molten slag
38	MgO out in molten slag
39	MnO out in molten slag
40	TiO ₂ out in molten slag
41	SiO ₂ or Al ₂ O ₃ in descending flux
42	CaO in descending flux
43	MgO in descending flux

表 A3 模型中上部预还原区使用的计算变量

Table A3 Calculated variables used in the top segment in the model

	Top segment calculated values
1	mass Fe ₂ O ₃ in BF charge
2	mass Fe ₃ O ₄ in BF charge
3	mass FeO in BF charge
4	mass other in BF charge
5	mass SiO ₂ in top charged ore
6	mass Al ₂ O ₃ in top charged ore
7	mass CaO in top charged ore
8	mass MgO in top charged ore
9	mass MnO in top charged ore
10	mass TiO ₂ in top charged ore
11	mass top charged SiO ₂ or Al ₂ O ₃ flux
12	mass top charged CaO flux
13	mass top charged MgO flux
14	Mass top charged scrap steel
15	Mass top charged DRI pellets
16	mass CO injected into top segment
17	mass C in Coke charge
18	mass SiO ₂ in top charged Coke
19	mass Al ₂ O ₃ in top charged Coke
20	mass CaO in top charged Coke
21	mass MgO in top charged Coke
22	mass H ₂ O(l) in top charged ore, coke and fluxes
23	mass CO ascending from bottom gas
24	mass CO ₂ ascending from bottom gas
25	mass N ₂ ascending from bottom gas
26	mass H ₂ ascending from bottom gas
27	mass H ₂ O ascending from bottom gas
28	mass CO out in top gas
29	mass CO ₂ out in top gas
30	mass N ₂ out in top gas
31	mass H ₂ out in top gas
32	mass H ₂ O(g) from reactions departing in top gas
33	mass H ₂ O(g) from top charged H ₂ O(l)
34	mass Fe _{0.947} O descending into bottom segment
35	mass SiO ₂ in ore descending into bottom segment
36	mass Al ₂ O ₃ in ore descending into bottom segment
37	mass CaO in ore descending into bottom segment
38	mass MgO in ore descending into bottom segment
39	mass MnO descending into bottom segment
40	mass TiO ₂ in ore descending into bottom segment
41	mass SiO ₂ or Al ₂ O ₃ flux descending into bottom segment
42	mass CaO flux descending into bottom segment
43	mass MgO flux descending into bottom segment
44	mass C in Coke descending into bottom segment
45	mass SiO ₂ in Coke descending into bottom segment
46	mass Al ₂ O ₃ in Coke descending into bottom segment
47	mass CaO in Coke descending into bottom segment
48	mass MgO in Coke descending into bottom segment
49	Mass scrap steel descending into bottom segment
50	Mass DRI pellets descending into bottom segment

2. 模型考虑的方程:

表 A4 模型中风口回旋区使用的方程

Table A4 Equation used in the raceway segment in the model

Equation	Description
1	mass O ₂ entering raceway in blast air
2	mass N ₂ entering raceway in blast air
3	mass O ₂ in injected impure Oxygen
4	mass N ₂ in injected impure Oxygen
5	mass H ₂ O(g) injected through tuyere
6	mass tuyere injected CH ₄ /NG
7	mass Coal/CnHm injected through tuyere
8	mass Al ₂ O ₃ entering raceway in falling Coke particles
9	mass SiO ₂ entering raceway in falling Coke particles
10	Raceway carbon balance
11	Raceway oxygen balance
12	Raceway nitrogen balance
13	Raceway hydrogen balance
14	Raceway Al ₂ O ₃ balance
15	Raceway SiO ₂ balance
16	mass H ₂ injected through tuyere
17	mass Oil injected through tuyere
18	mass CO injected through tuyere in bottom

表 A5 模型中下部熔炼区使用的方程

Table A5 Equation used in the bottom segment in the model

Equation	Description	Equation	Description
1	Fe out in molten iron specification	22	SiO ₂ descending in Coke
2	Fe mass balance	23	Al ₂ O ₃ descending in Coke
3	O mass balance	24	CaO descending in Coke
4	C mass balance	25	MgO descending in Coke
5	N mass balance	26	SiO ₂ mass balance
6	H mass balance	27	Al ₂ O ₃ mass balance
7	N ₂ in air specification	28	CaO mass balance
8	Equilibrium H ₂ O/H ₂ mass ratio	29	MgO mass balance
9	Equilibrium CO ₂ /CO mass ratio	30	Enthalpy balance
10	[C] out in molten iron specification	31	mass H ₂ O(g) injected through tuyere
11	[Si] out in molten iron specification	32	CH ₄ /NG injected through tuyere
12	[Mn] out in molten iron specification	33	Mass O ₂ in injected impure Oxygen
13	Mn mass balance	34	Mass N ₂ in injected impure Oxygen
14	Mn reduction efficiency	35	Coal CnHm injected through tuyere
15	Ti mass balance	36	mass H ₂ injected through tuyere
16	Ti reduction efficiency	37	mass Oil injected through tuyere
17	[Ti] out in molten iron specification	38	mass scrap steel descending into bottom
18	SiO ₂ descending in ore	39	mass DRI descending into bottom
19	Al ₂ O ₃ descending in ore	40	mass CO injected through tuyere in bottom
20	CaO descending in ore	41	Al ₂ O ₃ out in molten slag specification
21	MgO descending in ore	42	CaO out in molten slag specification
		43	MgO out in molten slag specification

表 A6 模型中上部预还原区使用的方程

Table A6 Equation used in the top segment in the model

Equation	Description	Equation	Description
1	mass CO ascending from bottom gas	26	Mn mass balance
2	mass CO ₂ ascending from bottom gas	27	mass TiO ₂ descending into bottom segment

Equation	Description	Equation	Description
3	mass H ₂ ascending from bottom gas	28	TiO ₂ mass balance
4	mass H ₂ O ascending from bottom gas	29	mass SiO ₂ or Al ₂ O ₃ flux descending into bottom segment
5	mass N ₂ ascending from bottom gas	30	SiO ₂ or Al ₂ O ₃ in flux mass balance
6	mass C in Coke descending into bottom segment	31	mass CaO flux descending into bottom segment
7	mass SiO ₂ in Coke descending into bottom segment	32	CaO in flux mass balance
8	SiO ₂ in Coke mass balance	33	mass MgO flux descending into bottom segment
9	mass Al ₂ O ₃ in Coke descending into bottom segment	34	MgO in flux mass balance
10	Al ₂ O ₃ in Coke mass balance	35	C mass balance
11	mass CaO in Coke descending into bottom segment	36	H mass balance
12	CaO in Coke mass balance	37	N mass balance
13	mass MgO in Coke descending into bottom segment	38	O mass balance
14	MgO in Coke mass balance	39	unreacted C in coke specification
15	mass Fe _{0.947O} into bottom segment	40	H ₂ /CO reaction ratio equation
16	Fe mass balance	41	mass H ₂ O(l) in top charged ore, coke and fluxes
17	mass SiO ₂ in ore descending into bottom segment	42	mass H ₂ O(g) from top charged H ₂ O(l)
18	SiO ₂ in ore mass balance	43	mass Scrap balance
19	mass Al ₂ O ₃ in ore descending into bottom segment	44	Mass top charged scrap steel
20	Al ₂ O ₃ in ore mass balance	45	mass DRI pellets balance
21	mass CaO in ore descending into bottom segment	46	Mass top charged DRI pellets
22	CaO in ore mass balance	47	mass CO injected into top segment
23	mass MgO in ore descending into bottom segment	48	mass Fe ₂ O ₃ in BF charge
24	MgO in ore mass balance	49	mass Fe ₃ O ₄ in BF charge
25	mass MnO descending into bottom segment	50	mass FeO in BF charge

基金项目

液化空气集团研发项目

致谢

感谢液化空气集团允许本文发表;感谢 Mike Grant, Philippe BLOSTEIN, Bryce WILLIAMS, 张婷和承旭对本文发表和完成的支持。

参考文献

- [1] Wei Zhang, Jing Dai, Chengzhi Li, Xiaobing Yu, Zhengliang Xue, and Henrik Saxn. A Review on Explorations of the Oxygen Blast Furnace Process [J]. *Steel research int.* 2020, 200032.
- [2] J. van der Stel, M. Hattink, C. Zeilstra, G. Louwerse, A. Hirsch, U. Janhsen, D. Sert, M. Grant, A. Delebecque, P. Diez-Brea, J. Adam, O. Anseau, A. Feiterna, R. Lin, A.M. Zagaria, W. Kuttner, R. Schott, N. Eklund, M.Pettersson, A. Boden, B.-E. Skald, L.Sundqvist, J.-P. Simoes, N. Edberg, J. Lovgren, T. Burgler, C. Feilmayr, M. Sihvonen, O. Kerkkonen, A. Babich, S. Born. EUR 26414 - ULCOS top gas recycling blast furnace process (ULCOS TGRBF) [R], Final report. European Commission, 2014.
- [3] Kevin De Ras, Ruben Van de Vijver, Vladimir V Galvita, Guy B Marin and Kevin M Van Geem. Carbon capture and utilization in the steel industry: challenges and opportunities for chemical engineering [J]. *Current Opinion in Chemical Engineering* 2019, 26:81–87.
- [4] Samantha Eleanor Tanzer, Kornelis Blok, Andrea Ramez. Can bioenergy with carbon capture and storage result in carbon negative steel? [J]. *International Journal of Greenhouse Gas Control* 100 (2020) 103104.
- [5] Yanbiao Chen and Haibin Zuo. Review of hydrogen-rich ironmaking technology in blast furnace [J]. *IRONMAKING & STEELMAKING*, 2021 Institute of Materials, Minerals and Mining.
- [6] Can Yilmaz, Jens Wendelstorf, Thomas Turek. Modeling and simulation of hydrogen injection into a blast furnace to reduce carbon dioxide emissions [J]. *Journal of Cleaner Production* 154 (2017) 488-501.
- [7] Alexander BABICH, Dieter SENK, Jon SOLAR and Isabel de MARCO. Efficiency of Biomass Use for Blast Furnace Injection [J]. *ISIJ International*, Vol. 59 (2019), No. 12, pp. 2212–2219.
- [8] Jianliang Zhang, Hongyuan Fu, Yanxiang Liu, Han Dang, Lian Ye, Alberto N. Conejio, and Runsheng Xu. Review on biomass metallurgy: Pretreatment technology, metallurgical mechanism and process design [J]. *Int. J. Miner. Metall. Mater.*, 29 (2022), No. 6, 1133-1149.

- [9] Kanji Takeda¹, Takashi Anyashiki, Takeshi Sato, Nobuyuki Oyama, Shiro Watakabe, and Michitaka Sato. Recent Developments and Mid- and Long-Term CO₂ Mitigation Projects in Ironmaking [J]. *Steel research int.* 82 (2011) No. 5, 512-520.
- [10] Tatsuro Ariyama, Koichi Takahashi, Yuki Kawashiri and Taihei Nouchi. Diversification of the Ironmaking Process toward the Long-Term Global Goal for Carbon Dioxide Mitigation [J]. *Journal of Sustainable Metallurgy* (2019) 5:276–294.
- [11] Committee on Reaction within Blast Furnace, Joint Society on Iron and Steel Basic Research. The Iron and Steel Institute of Japan: Blast furnace phenomena and modelling [M]. ELSEVIER APPLIED SCIENCE LONDON and NEW YORK, DOI: 10.1007/978-94-009-3431-3, 1987.
- [12] Ian Cameron, Mitren Sukhram, Kyle Lefebvre, William Davenport. Blast furnace ironmaking-- analysis, control, and optimization [M]. Elsevier, 2020.
- [13] A. Rist and N. Meysson. A Dual Graphic Representation of the Blast Furnace Mass and Heat Balances [C]. *Ironmaking Proceedings*, 1966, 88-98.
- [14] J.C. Agarwal, F.C. Brown, D.L. Chin, G.S. Stevens, F.C. Gambol, and D.M. Smith. Results of Ultra High Rates of Natural Gas Injection Into the Blast Furnace at Acme Steel Company [C]. *ICSTI/ Ironmaking Conf. Proc.*, 1998, vol. 57, 443–461.
- [15] Maarten Geerdes: Coal-Gas Co-Injection in Blast Furnaces. Are There Hidden Benefits? [C]. *AISTech 2015 Proceedings*, 908.
- [16] MEGHA JAMPANI, JORGE GIBSON, and PETRUS CHRISTIAAN PISTORIUS. Increased Use of Natural Gas in Blast Furnace Ironmaking: Mass and Energy Balance Calculations [J]. *METALLURGICAL AND MATERIALS TRANSACTIONS B* 50, 1290–1299 (2019). <https://doi.org/10.1007/s11663-019-01538-8>
- [17] J.C. Agarwal, F.C. Brown, D.L. Chin, A.R. Frydenlund, N.S. Jessiman. The use of total Thermal-plus-Chemical Energy above 2700 °F to describe blast furnace operations [C]. 1991, *IRONMAKING CONFERENCE PROCEEDINGS*, Volume: 50, Pages: 473-479.
- [18] 朱国海. 高炉富氢还原研究 [J]. *钢铁*. 2020, 55 (10), 1. (ZHU Guohai, A review on hydrogen enriched reduction in blast furnace [J], *Iron and Steel*, 2020, 55 (10): 1).

作者简介

朱国海

1966年生，本科，高级研究员。研究方向：工业气体在冶炼中应用。

E-mail: guohai.zhu@airliquide.com