

DOI: 10.30041/CQ

燃燒

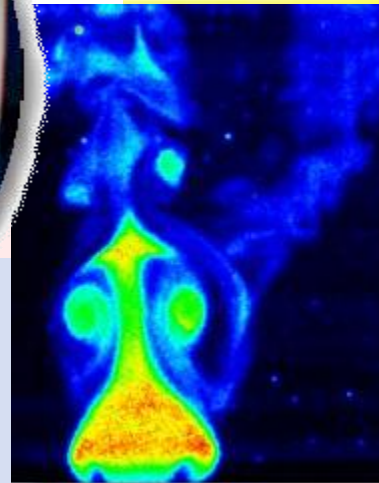
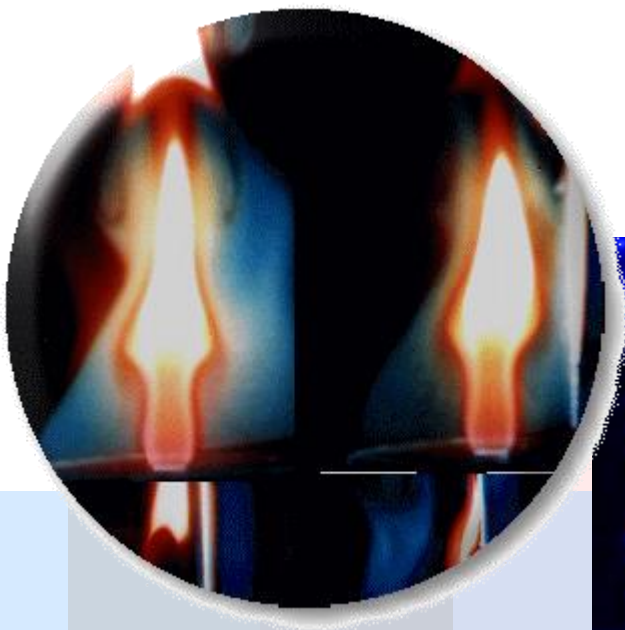


中華民國燃燒學會
The Combustion Institute of R.O.C

季刊

Combustion Quarterly

120



中華民國一百一十二年二月

Vol. 32, No. 1

燃 燒 季 刊

Combustion Quarterly

第三十二卷 第一期 中華民國一百一十二年二月出版

Vol. 32, No. 1

Feb 2023

目 錄

CONTENTS

編輯札記	3
蔡建雄、侯順雄	
氣噴吹操作下之高爐風徑區反應特性	4
林柏志、杜憲文、蔡建雄、許聖彥	
絕熱火焰溫度數值模擬分析	12
郭皇承、陳彩蓉、蔡建雄、張銘致	
低排碳鋼品冶煉熱補償技術開發	22
黃永達、張顧齡、劉永章	
高爐焦爐氣經鼓風嘴噴吹之數值模擬	29
吳鉉忠、陳冠宥、林惠娟	
高爐下部焦爐氣及粉煤共吹模擬分析	38
岳祺、許聖彥、黃峻豪	
徵稿說明	46

編輯札記

淨零永續為全球高度關注的議題，因此，低碳冶煉製程的開發成為近年鋼鐵業在研究發展上的重要項目。高爐噴吹富氫氣為具減碳潛力的氫能冶金技術之一。在國科會與經濟部支持下(NSTC 111-2622-8-006-029-)，成功大學林士剛教授集合國內十一所大專院校與鋼鐵業龍頭中鋼公司，提出「高爐低碳煉鐵技術」開發，發展適合台灣的次世代低碳冶煉技術，協助我國鋼鐵業減碳，進而幫助台灣達成2050淨零碳排的宏大目標。

「燃燒季刊(Combustion Quarterly)」是我國燃燒/能源領域的代表性刊物，本期秉持一貫之實務應用與學術研究交流，共刊登五篇有關於富氫氣體噴吹子項之相關研發成果。其一「氣噴吹操作下之高爐風徑區反應特性」，文中指出與噴粉煤高爐相較，在氫氣噴吹條件下，在高爐風徑區的上方亦觀察到有明顯的吸熱現象，因此高爐噴吹富氫氣體之操作，需進一步考量熱補償(thermal compensation)，以避免爐溫走低的情況發生。其二「絕熱火焰溫度數值模擬分析」係探討高爐風徑區內反應的理論火焰溫度，並分析添加不同氣體進入高爐後對理論火焰溫度的影響，以便進一步考量熱補償的方案。其三「低排碳鋼品冶煉熱補償技術開發」係分析轉爐各項熱收入和支出，計算合適之熱補償劑投入量，再以模擬計算評估吹氧和底吹操作對熔池升溫速率和廢鋼熔化，建立合適之冶煉模式，並透過現場試驗，驗證所開發之熱補償技術。其四「高爐焦爐氣經鼓風嘴噴吹之數值模擬」係採用數值模擬分析單一輔助燃料粉煤、焦爐氣與雙燃料粉煤+焦爐氣等三個案例在高爐爐下部之燃燒行為。模擬結果顯示僅有粉煤噴吹時，點火燃燒位置與氧氣消耗主要在風徑區。當有焦爐氣注入時，在鼓風嘴內就開始產生燃燒而提高鼓風嘴溫度。此外，焦爐氣注入也造成熱風入口到鼓風嘴出口的壓差增加。因此，未來在高爐製程使用富氫氣體必須考量安全性與穩定性之議題。其五「高爐下部焦爐氣及粉煤共吹模擬分析」以數值模擬探討粉煤(PC)與富氫氣體(COG)噴吹進入高爐爐下部的燃燒情況。模擬結果發現 COG 富氫氣體火焰的點燃位置會大幅提前至鎗口尖端附近，造成鼓風管內壓力變大，增加鼓風管的熱負荷，並影響粉煤的點火位置及風徑區的燃燒情形。增加 COG 噴鎗保護氣體流量可使點火位置後移至風徑區內，但會使風徑區溫度下降，造成粉煤燃燒效率不佳。

本期內容主要涵蓋低碳煉鐵與煉鋼之關鍵技術，研究成果內容相當精闢且新穎。其中 COG 燃燒相關技術也可以應用工業爐使用混氫氣體混燒的情境上。針對未來淨零碳排”以氫代碳”在鋼鐵業的應用，本期拋磚引玉刊登五篇文章，提供讀者對此技術有較全面的了解與思考方向，閱讀過程絕對是一場豐富的知識饗宴，也請讀者繼續支持本期刊並踴躍投稿，共同推動燃燒與能源科技之知識分享及研究交流。

副總編輯 蔡建雄
總編輯 侯順雄

氣噴吹操作下之高爐風徑區反應特性

Characteristics of Reactions in Raceway Zone of Blast Furnace with Hydrogen Injection

林柏志¹、杜憲文²、蔡建雄³、許聖彥⁴

Bo-Jhih Lin, Shan-Wen Du, Chien-Hsiung Tsai, Sheng-Yen Hsu

中鋼公司鋼鐵研究發展處

Iron and Steel Research and Development Department, China Steel Corporation

國立屏東科技大學車輛工程系

Department of Vehicle Engineering,

National Pingtung University of Science and Technology

國立中山大學機械與機電工程學系

Department of Mechanical and Electro-Mechanical Engineering,

National Sun Yat-sen University

摘要

淨零永續為全球高度關注的議題，因此，低碳冶煉製程的開發成為近年鋼鐵業在研究發展上的重要項目。高爐噴吹氫氣為具減碳潛力的氫能冶金技術之一，本研究旨在以數值模擬方式，藉由簡易二維模型，討論粉煤(pulverized coal, PC)及氫氣噴吹在高爐風徑區的反應行為，作為低碳高爐製程開發的重要參考。研究結果指出，在氫氣與粉煤噴吹操作最大的差異，在於噴吹燃料與氧氣的反應行為，進而造成爐下部氣體組成及與焦炭床型態有不同的分佈。此外，在氫氣噴吹條件下，在高爐風徑區的上方亦觀察到有明顯的吸熱現象，因此高爐噴吹富氫氣體之操作，需進一步考量熱補償(thermal compensation)，以避免爐熱走低的情況發生。

關鍵字：風徑區、氫能冶金、低碳高爐、煉鐵製程

Abstract

Net Zero is an important issue for sustainable development in the world. Because of that, the steel industry recently focuses on the development of low-carbon iron and steel making process. Hydrogen injected into blast furnace is one of the hydrogen metallurgy technologies with the potentiality of CO₂ reduction. The aim of present study is to evaluate the reaction behavior with pulverized coal (PC) and H₂ injection through numerical simulation by a 2D simple model, as well as provide conducive information for the development of low-carbon blast furnace. The results indicate that the most different behavior between PC and H₂ injection is the reaction with oxygen.

¹ 中鋼公司鋼鐵研究發展處，工程師
Email: 225060@mail.csc.com.tw

² 中鋼公司鋼鐵研究發展處，組長

³ 國立屏東科技大學車輛工程系，教授

⁴ 國立中山大學機械與機電工程學系，副教授

This leads different phenomenon in gaseous products and coke bed configuration. Meanwhile, a significant endothermic reaction zone can be also observed at the upper side of raceway in the blast furnace under H₂ injection. For that, the thermal compensation should be evaluated while the blast furnace operated with hydrogen-enriched gas injection to avoid excessive heat loss in the furnace.

Keywords: Raceway, Hydrogen metallurgy, Low-carbon blast furnace, Ironmaking process

一、前言

隨著工業化與科技發展，導致溫室效應日益嚴重，特別是二氧化碳的排放。2021 年 COP26 會議中，許多國家已針對減碳方案提出規劃並設定減碳目標，期許於 2050 達淨零碳排(net zero carbon emissions)，以減緩溫室氣體排放與暖化現象。為配合淨零永續發展，鋼鐵產業面臨低碳冶煉轉型的發展階段，因此國際上各大鋼廠開始致力於製程減碳技術的開發，在低碳高爐煉鐵技術發展上，大致可由(1)料源投料、(2)輔助燃料噴吹、(3)爐頂氣再利用等三個部分的製程，進行精進與開發，達製程減碳的目的[1]。在輔助燃料噴吹上，可藉由含氫氣體注入高爐，進而降低焦炭或粉煤的使用。由於富氫氣體做為噴吹燃料，氫氣做為還原氣體，與鐵礦還原後產物主要為水蒸汽，而非二氧化碳，因此對於高爐煉鐵具減碳潛力。

近年，在高爐噴吹氫氣的研究上，Yilmaz 團隊以 Aspen Plus 結合 FactSage/ChemApp 建立模型[2]，以焦炭率(coke rate)極小化為目標，求得高爐噴吹純氫之最適化條件。計算結果表示，在氫氣注入量為 27.5 kg/tHM (氫氣預熱條件為 1200 °C)，焦炭率可降至 389.8 kg/tHM，整體燃料率(包含焦炭與氫氣的使用)為 417.3 kg/tHM，相較於粉煤(pulverized coal, PC)噴吹之燃料率(焦炭與粉煤總用量為 493.9 kg/tHM)降低 15.6%。Barrett 團隊以 2D 高爐模型[3]，計算不同氫氣濃度與粉煤(pulverized coal, PC)共噴吹對於爐頂氣及火焰溫度之影響。研究結果顯示爐頂氣溫度(top gas temperature, TGT)與風徑區絕熱火焰溫度(raceway adiabatic flame temperature, RAFT)隨氫氣噴吹量增加而明顯下降。在固定焦炭率=364 kg/tHM、鐵水產量(7748 tHM/Day)條件下，最大之氫氣噴吹量為 19.54 kg/tHM，TGT 與 RAFT 分別降至 118 °C 與 2050 °C。Barrett 的研究結果也指出爐頂氣之氫氣濃度隨著氫氣噴吹量增加而提升，因此在發展爐頂氣回用(top gas recycling)技術上，需考量氫氣回收機制，以達充分利用氫氣之效益。高爐噴吹氫氣，除了由高爐底部的鼓風嘴噴入外，亦有研究探討由爐身噴吹氫氣對於高爐內部反應的影響，如 Yu 團隊利用建立之 2D 穩態高爐模型[4]，模擬爐身(shaft)噴吹不同量之氫氣(5-30 m³/s)對於高爐煉鐵的影響，結果顯示隨著氫氣注入量的增加，軟融帶(cohesive zone)頂點向更高的位置移動，且鐵礦還原度亦能得以改善。

在高爐噴吹富氫氣體的研究中，大多針對冶金現象與對應操作進行評析，在風徑區內反應特性的文獻資料仍不多。有鑑於此，本研究旨在建立二維穩態之爐下部反應模型，比較不同輔助燃料噴吹(粉煤及氫氣)，對於風徑區反應現象之影響，藉由分析氫氣噴吹條件下的燃燒行為，以瞭解氫氣於風徑區的反應特性，建立富氫噴吹技術之基礎。

二、研究方法

本研究主要使用 ANSYS 軟體進行數值模擬，以計算流體力學(computational fluid dynamics, CFD)的方法，來分析粉煤及氫氣噴吹操作下，對於高爐風徑區反應現象的影響，探討內容包含有氣體流速、氧氣消耗、及爐下部氣體分佈等。在幾何模型的建構上，乃係參考 Nogami 教授團隊的研究論文[5]，建立二維的爐下部反應模型 (圖 1)。

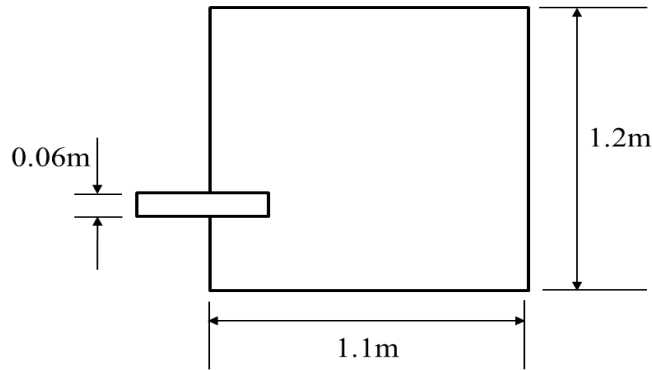


圖 1、二維爐下部反應模型示意。

在數值模擬上，為簡化計算，針對數學模型的基本假設為：(1)流體為牛頓流體；(2)氫氣燃燒之流場為理想氣體，流體之物理參數會隨溫度和壓力變化；(3)二維流場為暫態紊流場，焦炭為自由滾動；及(4)高爐內之焦炭受重力場影響。本研究為高爐爐內計算多相流的空間，包含熱風、燃燒氣體(氫氣或粉煤)及焦炭，所以必須選擇多相流數學模型[6, 7]。利用歐拉-歐拉方法，模擬氣體與焦炭可互相穿透之連續介質，各項之體積分率之和為 1。在操作條件的設定上，鼓風空氣為預熱空氣(1400 K)，輔助燃料噴吹時之起始溫度設定為常溫(300 K)，其他相關邊界條件設定如表 1 所示。

表 1、不同輔助燃料噴吹操作之邊界條件

計算案例	PC 噴吹	H ₂ 噴吹
鼓風條件	1 kg/s (1400 K)	1 kg/s (溫度 1400 K)
輔助燃料噴吹	N ₂ : 0.162 kg/s (300 K) PC (20% of VM) : 0.00405 kg/s (300 K)	H ₂ : 0.0174 kg/s (300 K)
上方出口溫度邊界	1100 K	1100 K
焦炭	直徑 0.03 m	

在風徑區的燃燒反應中，涉及的燃燒化學反應包含有氣體燃燒(氫氣燃燒、一氧化碳燃燒、及水氣轉移等)及固-氣相的燃燒(碳燃燒反應、碳溶損反應及蒸汽氣化反應等)。在粉煤噴吹操作下，則需考量揮發份(Volatile Matter, VM)的氣體燃燒，相關涉及化學反應已整理於表 2。

表 2、粉煤/氫氣噴吹涉及之化學反應

粉煤噴吹操作涉及之氣相化學反應	
1	$\text{H}_2 + 0.5\text{O}_2 \rightleftharpoons \text{H}_2\text{O}$
2	$\text{CO} + 0.5\text{O}_2 \rightleftharpoons \text{CO}_2$
3	$\text{CO} + \text{H}_2\text{O} \rightleftharpoons \text{CO}_2 + \text{H}_2$ (水氣轉移反應, water gas shift reaction)
4	$\text{VM} + 4.53\text{O}_2 \rightleftharpoons 2.90\text{CO}_2 + 3.43\text{H}_2\text{O} + 0.20\text{N}_2$ (VM 燃燒)
氫氣噴吹操作涉及之氣相化學反應	
1	$\text{H}_2 + 0.5\text{O}_2 \rightleftharpoons \text{H}_2\text{O}$
2	$\text{CO} + 0.5\text{O}_2 \rightleftharpoons \text{CO}_2$
3	$\text{CO} + \text{H}_2\text{O} \rightleftharpoons \text{CO}_2 + \text{H}_2$
固-氣相涉及之化學反應	
1	$\text{C} + \text{O}_2 \rightleftharpoons \text{CO}_2$
2	$\text{C} + \text{CO}_2 \rightleftharpoons 2\text{CO}$ (碳溶損反應, carbon solution loss reaction)
3	$\text{C} + \text{H}_2\text{O} \rightleftharpoons \text{CO} + \text{H}_2$ (蒸汽氣化反應, steam gasification reaction)

三、結果與討論

模擬分析結果指出，在氫氣噴吹條件下，進入風徑區之氣體流速約為粉煤噴吹操作下的 2 倍(圖 2)。此現象可歸因於氫氣為高反應性之可燃氣體，自鼓風嘴噴出後即開始燃燒，氣體體積因燃燒反應而劇烈變化。此一現象也可由氧氣濃度分佈獲得驗證(圖 3)，在粉煤噴吹條件下，氧氣在進入風徑區後才消耗殆盡；然而，在氫氣噴吹條件下，氧氣在進入風徑區前已幾乎完全消耗，即表示在燃燒過程中氫氣的反應性與搶氧能力高於粉煤許多。

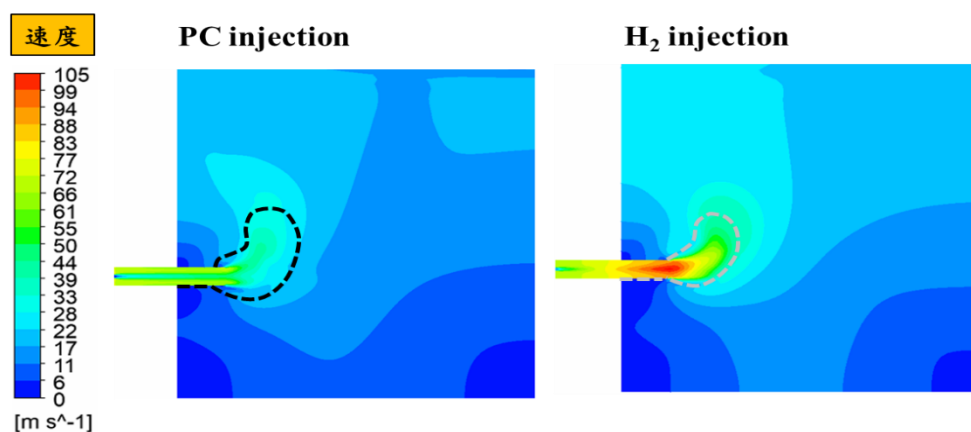


圖 2、粉煤與氫氣燃燒之氣體流速分佈。

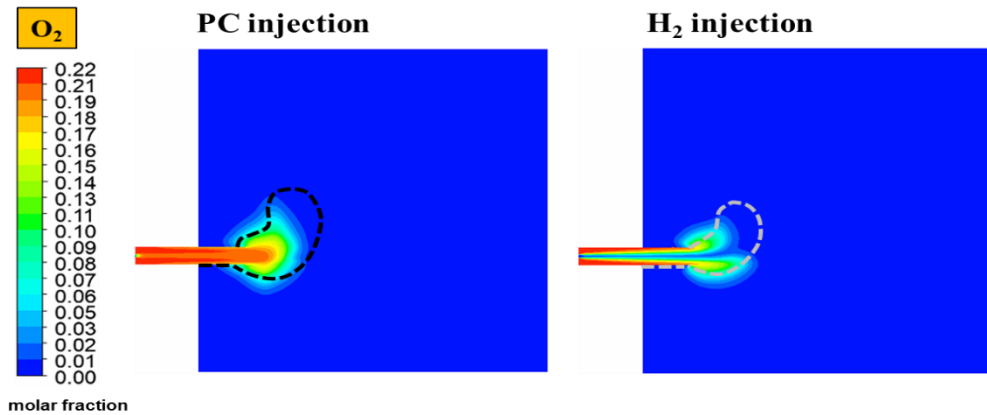


圖 3、粉煤與氫氣燃燒之氧氣分佈。

在氣體組成分佈上，在粉煤噴吹操作下，因燃燒反應主要發生在鼓風管出口附近，因此在鼓風管出口附近之二氧化碳濃度明顯較氫氣噴吹條件下高(圖 4)，產出之二氧化碳再與焦炭發生碳溶損反應，還原生成一氧化碳。然而，在氫氣噴吹條件下，由於氫氣在出口處即與氧氣發生燃燒反應，因此水的濃度分佈在鼓風管出口處明顯較粉煤噴吹高(圖 5)。並可同時觀察到，氫氣濃度在風徑區外的焦炭床持續提升，氫氣濃度最大值約發生在風徑區的上方外圍。此一現象與 Zhuo 團隊在高爐噴吹氫氣的模擬研究結果相似[6]，該論文研究結果指出，氫氣在進入風徑區前即與氧氣進行燃燒反應，而轉化為水蒸汽。產生之高溫蒸汽在風徑區的邊界與焦炭床的接觸，進一步發生蒸汽氣化反應，而再一次產生氫氣。

依圖 4 與圖 5 分析結果，粉煤與氫氣噴吹操作的主要差異為燃料與氧的反應行為，在粉煤噴吹操作下，熱鼓風的氧氣先與碳反應，產生二氧化碳後再發生碳溶損反應，生成一氧化碳；而氫氣噴吹操作下，氧氣與氫氣先反應成水，水再與焦炭反應成氫氣與一氧化碳，所以在氫氣噴吹條件下，氫氣乃係先氧化再還原出來，而粉煤噴吹條件下，部分氧氣與粉煤中的固定碳反應，剩餘的氧才再與焦炭反應。相關研究論文指出[8]，水與焦炭反應的速度為二氧化碳的 1.3~6.5 倍。因此所以在相同的熱風量下，預期氫氣噴吹操作下，與焦炭床的反應，會較粉煤噴吹操作劇烈。因此，在氫氣噴吹操作下，對於高爐的爐腹及爐蕊焦炭強度可能造成的影響，為需另注意的部分。

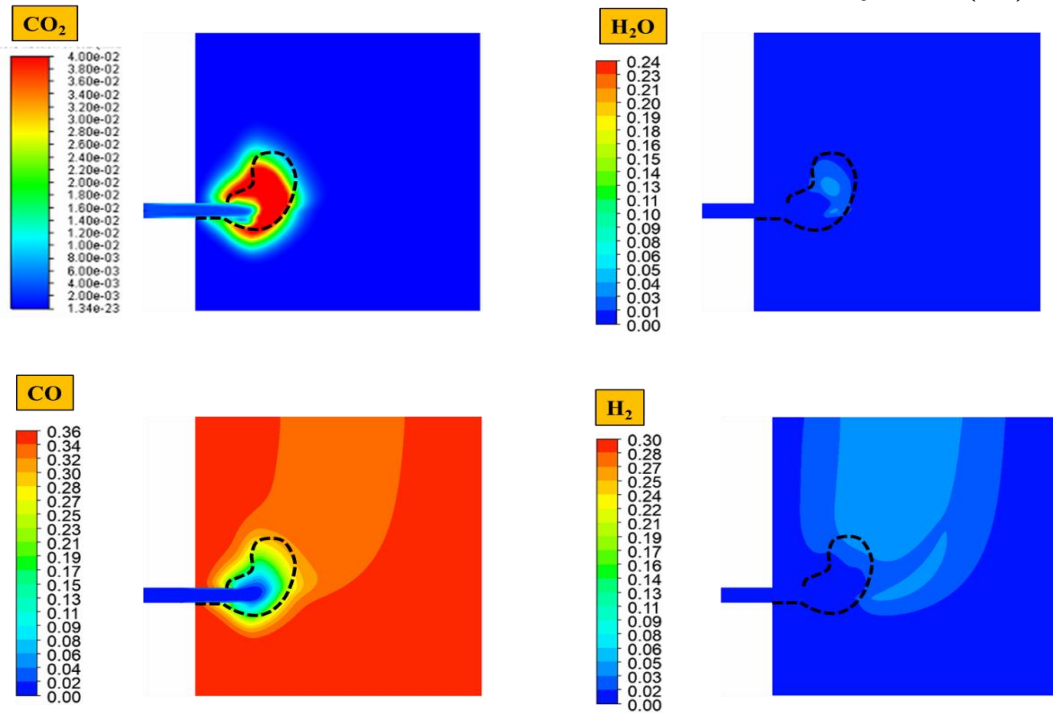


圖 4、粉煤噴吹操作下之氣體組成分佈。

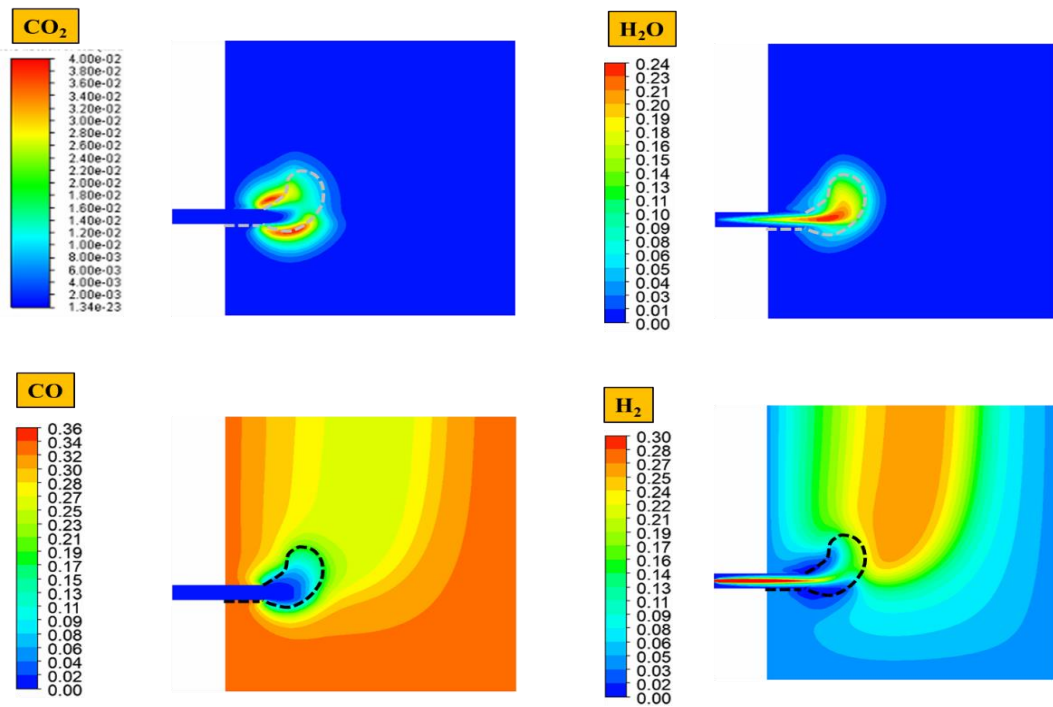


圖 5、氫氣噴吹操作下之氣體組成分佈。

本研究為瞭解粉煤與氫氣噴吹對於焦炭床的影響，亦藉由分析不同操作條線下焦炭床的反應熱(圖 6)，大於 0 表示該操作條件下的焦炭床為放熱反應，反之(小於 0)則表示為吸熱反應。分析結果指出，在粉煤及氫氣噴吹的操作，風徑區右上方的焦炭床，均有吸熱反應區，該現象分別自於碳溶損反應(粉煤噴吹)與蒸汽氣化反應(氫氣噴吹)。在氫氣噴吹下，焦炭床的吸熱現象明顯高於粉煤噴吹。因此，為避免過多的吸熱造成整體爐熱過低，相較於粉煤噴吹操作，在氫氣噴吹條件下，需藉由調整富氧(oxygen enrichment)作為熱補償(thermal compensation)，

而維持操作的火焰溫度。

近年，相關研究亦有針對氫氣噴吹對於富氧率及風徑區火焰溫度的變化進行討論，Tang 等人以模擬方式[9]，針對氫氣與粉煤的共噴吹操作對於高爐內部的反應特性進行分析，在考量熱補償的條件下，當氫氣噴吹至 $120 \text{ Nm}^3/\text{tHM}$ ($\sim 10 \text{ kg/tHM}$)，富氧率需由提升 3% 至 10.38%。Okosun 等人以 CFD 方式探討高爐噴吹天然氣(natural gas, NG)及氫氣的反應行為[7]，並指出氫氣噴吹對於火焰溫度下降幅度約為天然氣噴吹的 5 倍(下降幅度分別為 $-14.2 \text{ }^\circ\text{C}/\text{kg-H}_2$ 與 $-2.8 \text{ }^\circ\text{C}/\text{kg-NG}$)。

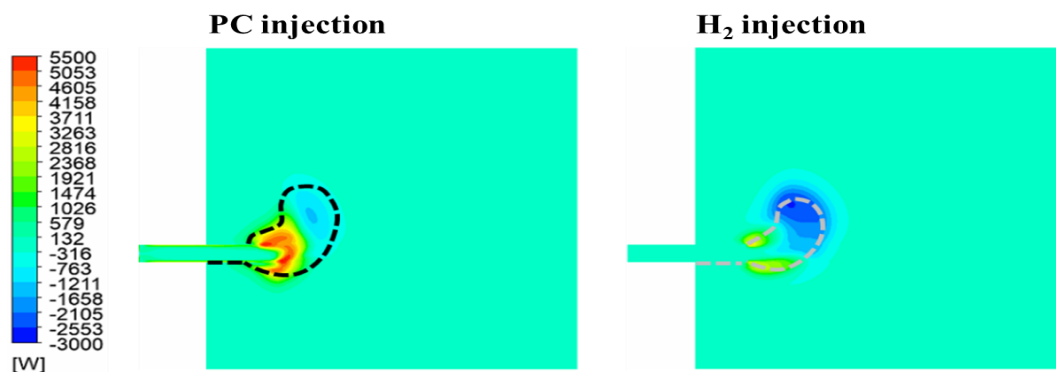


圖 6、粉煤與氫氣噴吹操作下之焦炭床反應熱分佈。

四、結論

本研究以簡易二維爐下部模型，探討不同輔助燃料噴吹操作下對於風徑區反應現象的影響，依據模擬分析並與文獻比較，所得結果可作為低碳高爐發展的重要參考，整理之結論如下：

1. 在氫氣噴吹操作下，鼓風嘴出口氣體流速明顯高出粉煤許多(約為粉煤操作的 2 倍)，並藉由氧氣濃度分佈結果，瞭解到氫氣與氧氣的反應及燃燒行為較粉煤劇烈。
2. 爐下部氣體組成分析結果指出，在氫氣噴吹條件下，風徑區有明顯的水生成，且會與焦炭床進一步反應，將水還原為氫氣。相同的鼓風條件下，預期氫氣噴吹操作，與焦炭床的反應會較於劇烈，因此富氫噴吹對於爐蕊及爐腹焦炭強度造成的影響為另外需注意的部分。
3. 在焦炭床反應熱分析結果指出，在氫氣噴吹條件下，焦炭床有更為明顯的吸熱反應，此現象可能影響爐熱；因此，在富氫氣體噴吹操作上，需進一步考量熱補償，以利高爐穩定操作。
4. 本研究已藉由數值模擬方式，初步瞭解氫氣噴吹對於高爐風徑區的影響，在未來相關研究規劃，可進一步針對富氫氣體噴吹方式及相對應的高爐操作進行探究與評估。

五、致謝

本研究之部分工作承蒙國家科學及技術委員會支持(計畫編號 NSTC 111-2622-8-006-029-)，使本文得以完成，特此致上感謝之意。

六、參考文獻

1. European Parliamentary Research Service (EPRS): Carbon-free steel production: Cost reduction options and usage of existing gas infrastructure, 2021.
2. Yilmaz, C., Wendelstorf, J., and Turek, T. Modeling and simulation of hydrogen injection into a blast furnace to reduce carbon dioxide emissions. *Journal of Cleaner Production*, Vol. 154, pp. 488-501, 2017.
3. Barrett, N., Zulli, P., O'Dea, D., Mitra, S., and Honeyands, T. Replacement of Pulverised Coal Injection (PCI) with hydrogen and its impact on blast furnace internal conditions. In: *Iron Ore Conference*, 2021.
4. Yu, X., Hu, Z., and Shen, Y. Modeling of hydrogen shaft injection in ironmaking blast furnaces. *Fuel*, Vol. 302, pp.121092, 2021
5. Nogami, H., Kashiwaya, Y., & Yamada, D. Simulation of blast furnace operation with intensive hydrogen injection. *ISIJ international*, Vol. 52(8), pp. 1523-1527, 2012.
6. Zhuo, Y., Hu, Z., and Shen, Y.. CFD study of hydrogen injection through tuyeres into ironmaking blast furnaces. *Fuel*, 302, pp. 120804.
7. Okosun, T., Nielson, S., and Zhou, C. (2022). Blast Furnace Hydrogen Injection: Investigating Impacts and Feasibility with Computational Fluid Dynamics. *JOM*, Vol. 74(4), pp. 1521-1532.
8. Chen, Y., and Zuo, H. Review of hydrogen-rich ironmaking technology in blast furnace. *Ironmaking & Steelmaking*, Vol. 48(6), pp. 749-768, 2021.
9. Tang, J., Chu, M., Li, F., Zhang, Z., Tang, Y., Liu, Z., and Yagi, J. (2021). Mathematical simulation and life cycle assessment of blast furnace operation with hydrogen injection under constant pulverized coal injection. *Journal of Cleaner Production*, Vol. 278, pp. 123191, 2021.

絕熱火焰溫度數值模擬分析

Numerical Simulation and Analysis of Adiabatic Flame Temperature

郭皇承¹、陳彩蓉²、蔡建雄³、張銘致⁴

Huang-Cheng Guo, Tsai-Jung Chen, Chien-Hsiung Tsai, Ming-Chih Chang

屏東科技大學車輛工程系

Department of Vehicle Engineering, National Pingtung University of
Science and Technology

摘要

本研究旨在探討高溫爐內反應產生的溫度，並模擬不同氣體和粉煤的燃燒情況。我們使用 Excel 中的 VBA 撰寫程式，運用能量守恆原則和熱力學第一定律的絕熱火焰溫度公式，通過計算出口焓總值等於入口焓總值時的絕熱火焰溫度來推導最高溫度。本研究確認了焦爐氣（COG）、噴吹煤（PCI）和其他氣體的參數，並列出燃燒方程式，以遵循質量守恆定律。最後，我們使用牛頓法計算理論絕熱火焰溫度。

關鍵字：高溫爐、絕熱火焰溫度、牛頓法

Abstract

This study aims to investigate the highest temperature generated by the reaction in the high-temperature furnace and simulate the combustion of different gases and pulverized coal. We developed a program using the energy conservation principle and the adiabatic flame temperature formula of the first law of thermodynamics, utilizing VBA in Excel, to derive the highest temperature by calculating the adiabatic flame temperature at which the total outlet enthalpy equals the total inlet enthalpy. The study confirms the parameters of coke oven gas (COG), pulverized coal injection (PCI), and other gases, and lists the combustion equations to follow the law of conservation of mass. Finally, we used the Newton-Raphson method to calculate the theoretical adiabatic flame temperature.

Keywords: High-temperature furnace, Adiabatic flame temperature, Newton-Raphson method

¹ 屏東科技大學車輛工程系(所)，碩士生

² 屏東科技大學車輛工程系，助理教授，
Email: turtlechen29@hotmail.com

³ 屏東科技大學車輛工程系，教授

⁴ 屏東科技大學車輛工程系，碩士

一、前言

全球暖化已成為當今社會面臨的嚴重挑戰之一，氣候變遷已對世界造成不少負面影響，例如極端氣候、海平面上升、生物多樣性喪失等。然而，能源需求不斷增加，人類必須尋找並開發更清潔和高效的能源來取代化石燃料，以減少二氧化碳等溫室氣體的排放，從而達到減緩全球暖化的目的。

高溫爐是許多行業的關鍵設備，如冶金、化工、鋼鐵、水泥等，它們在生產過程中大量使用燃料，並且產生大量的排放物。因此，對於高溫爐的燃燒過程進行控制和優化，對於減少燃料消耗和減少二氧化碳等污染物的排放具有重要的意義。本研究以高溫爐燃燒過程中的理論最高溫度為出發點，探討不同氣體和煤粉在高溫爐內反應所產生的最高溫度，進一步了解各種燃料對燃燒效率和環境污染的影響，為研發更清潔、高效的能源提供理論基礎。

因此，我們希望透過本研究，能夠深入瞭解不同氣體和煤粉的燃燒特性，並為減少環境污染和溫室氣體排放，提供一定的理論基礎。同時，我們也將關注高溫爐燃燒過程中產生的排放物，如二氧化碳、一氧化碳、氮氧化物等，以及其對環境的影響，以期能對環境保護和全球氣候變化問題做出貢獻。

二、實施步驟或研究方法

2.1 研究步驟

為了只使用氣體參數來計算絕熱火焰溫度，需要先了解每種氣體的比熱和焓值方程式，接著運用熱力學第一定律的能量守恆原則建立絕熱火焰溫度的計算公式[1]。當進口端和出口端的焓值總和相等時，就可以計算出理論最高溫度。我們使用 Excel 和其內建的 VBA 程式語言建立了計算機程式[2]。結果顯示，透過我們所開發的程式所計算出來的絕熱火焰溫度與實際測量值之間的誤差小於 10%。本研究流程圖如圖 1 所示。

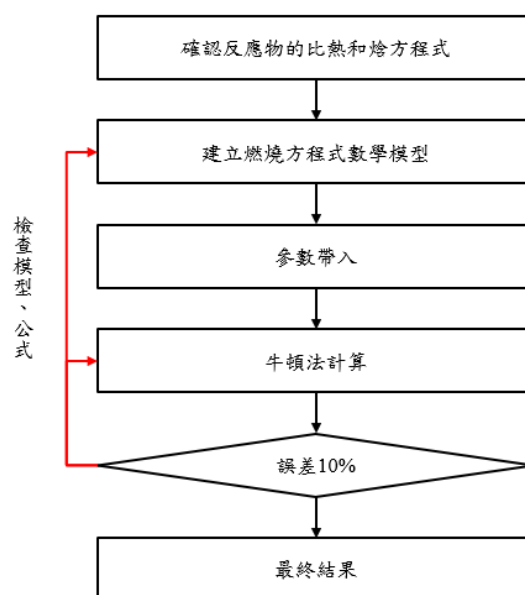


圖 1、數值模擬流程圖。

2.2 研究方法

本研究使用 Excel 中的 VBA 程式，建立一個簡單易用的計算機，透過建立比熱和焓的方程式，建立一個數學模型，將必要的參數帶入模型中，並使用牛頓法來計算出理論溫度。

2.2.1 氣體參數

表 1、各氣體比熱。

氣體	$C_p\left(\frac{J}{kg \cdot K}\right) \quad x = T(K)$	範圍(K)
N ₂	$979.043 + 0.4179639x^1 - 0.001176279x^2 + 1.674394e - 06x^3 - 7.256279e - 10x^4$	300-1000
	$868.6229 + 0.4416295x^1 - 0.000168723x^2 + 2.996787e - 08x^3 - 2.004386e - 12x^4$	1000-5000
O ₂	$834.8265 + 0.292958x^1 - 0.0001495637x^2 + 3.413885e - 07x^3 - 2.278359e - 10x^4$	300-1000
	$960.7523 + 0.1594126x^1 - 3.270885e - 05x^2 + 4.612765e - 09x^3 - 2.952832e - 13x^4$	1000-5000
C	$200 + 2x^1 - 0.001x^2 + 1.7e - 07x^3$	-
CO	$968.3899 + 0.4487877x^1 - 0.001152217x^2 + 1.656882e - 06x^3 - 7.34637e - 10x^4$	300-1000
	$897.9305 + 0.4282316x^1 - 0.0001671392x^2 + 3.023444e - 08x^3 - 2.05137e - 12x^4$	1000-5000
H ₂	$13602.45 + 3.402317x^1 - 0.003358423x^2 - 3.907953e - 07x^3 + 1.705345e - 09x^4$	300-1000
	$12337.53 + 2.887275x^1 - 0.000232356x^2 - 3.807379e - 08x^3 + 6.527742e - 12x^4$	1000-5000
CH ₄	$403.5847 + 9.057335x^1 - 0.01442509x^2 + 1.580519e - 05x^3 - 6.343051e - 09x^4$	300-1000
	$872.4671 + 5.305473x^1 - 0.002008295x^2 + 3.516646e - 07x^3 - 2.33391e - 11x^4$	1000-5000
C ₂ H ₄	$-255.3168 + 8.286911x^1 - 0.01004293x^2 + 8.254279e - 06x^3 - 2.885988e - 09x^4$	300-1000
	$1045.708 + 3.403833x^1 - 0.001309465x^2 + 2.324883e - 07x^3 - 1.560921e - 11x^4$	1000-5000
CO ₂	$429.9289 + 1.874473x^1 - 0.001966485x^2 + 1.297251e - 06x^3 - 3.999956e - 10x^4$	300-1000
	$841.3764 + 0.5932393x^1 - 0.0002415168x^2 + 4.522728e - 08x^3 - 3.15313e - 12x^4$	1000-5000
H ₂ O	$1563.077 + 1.603755x^1 - 0.002932784x^2 + 3.216101e - 06x^3 - 1.156827e - 09x^4$	300-1000
	$1233.234 + 1.410523x^1 - 0.0004029141x^2 + 5.542772e - 08x^3 - 2.949824e - 12x^4$	1000-5000

表 2、各氣體標準生成焓。

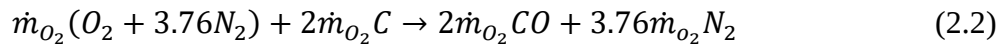
氣體	標準狀態h(j/kg)
C	-8.439
CO	-3947842.857
CH ₄	-4680948.75
CO ₂	-8.94E+06
H ₂ O	-1.34E+07

2.2.2 理論火焰溫度計算方法

本研究採用熱力學第一定律能量守恆為基礎，可知當入口與出口能量一致就可得出結果。

$$H_R = H_P \quad (2.1)$$

我們假定在高爐中氣體燃燒最終產物為 CO、N₂ 與 H₂。以噴吹熱風為例，氧氣的質量流率為 $\dot{m}_{O_2}$ 、N₂ 質量流率為 $3.76\dot{m}_{O_2}$ 。且熱風入口溫度為 T_0 ，其燃燒方程式如 2.2 所示。



根據能量守恆可得

$$\dot{m}_{O_2}(\Delta h_{O_2} + 3.76\Delta h_{N_2}) + 2\dot{m}_{O_2}(h_C + \Delta h_C) = 2\dot{m}_{O_2}(h_{CO} + \Delta h_{CO}) + 3.76\dot{m}_{O_2}\Delta h_{N_2} \quad (2.3)$$

其中 $\Delta h_i = \int_{298}^{T_i} C_{pi}(T)dT$ ， T_i 為氣體溫度，下標 $i = N_2, O_2, C, CO$ 。

其中入口反應物溫度 $T_{N_2} = T_{O_2} = T_0$ ，我們假設高爐內焦炭溫度 $T_C = 0.85(T_{CO} - 273) + 273$ ，產物溫度 $T_{CO} = T_{N_2}$ 。透過牛頓法求解得溫度爐內產物溫度。

2.2.3 參數

為了得知高溫爐的最高溫度，需要使用燃燒方程式計算反應物的參數條件，參數條件所需的要空氣(熱風)、焦爐氣(COG)、噴吹煤(PCI)，以下參數為假定參數，如表 3、4、5 所示。

表 3、空氣假定參數條件。

體積流率	1	Nm ³ /s
密度	1.293	kg/m ³
質量流率	1.293	kg/s
溫度	1473	K

表 4、反應物焦爐氣(COG)之假定參數條件。

焦爐氣(COG)	體積流率	0.01	Nm ³ /s
	密度	1.38	kg/m ³
	質量流率	0.0138	kg/s
	溫度	300	K

表 5、反應物噴吹煤(PCI)之假定參數條件。

A煤	質量流率	0.01	kg/s
	溫度	300	K
B煤	質量流率	0.01	kg/s
	溫度	300	K

焦爐氣(COG)為一混和氣體，其體積占比如表 6 所示。

表 6、反應物焦爐氣(COG)之體積占比。

體積占比	CO ₂	CO	H ₂	CH ₄	N ₂	C ₂ H ₄	(%)
	1.9%	5.6%	62.2%	25.1%	2.5%	2.7%	100%

三、結果與討論

本研究利用熱力學第一定律的能量守恆原則，建立了絕熱火焰溫度公式，並在 Excel 上利用 VBA 程式語言撰寫一個簡便計算機，使用者可以快速設定參數條件，獲得所需的絕熱火焰溫度。此外，如圖 2 所示顯示本研究所得數值與模擬值的誤差小於 10%。

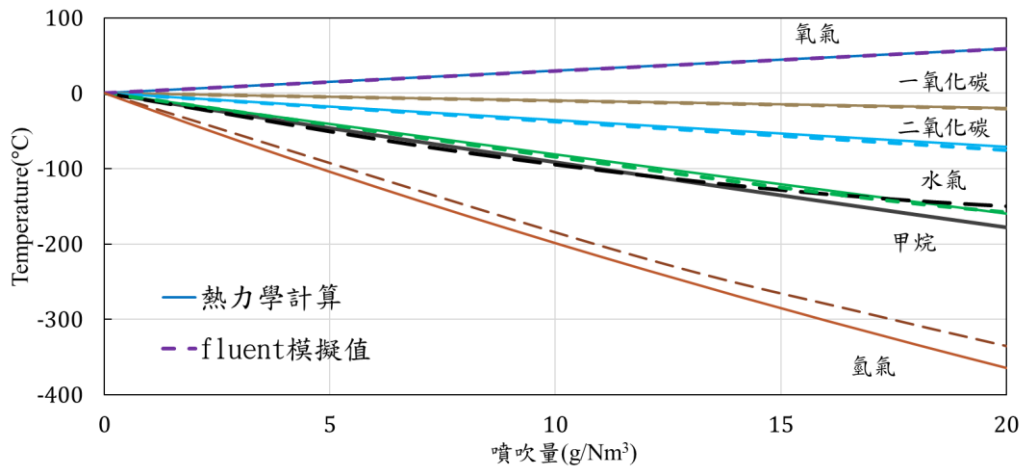


圖 2、熱力學理論公式與模擬值比對。

3.1 各氣體理論火焰溫度計算

計算各氣體在相同的參數假設下的理論公式，假設入口空氣溫度為1410K、入口焦炭溫度為0.85絕熱火焰溫度(°C)，各氣體計算方式如圖3至圖8所示。

O₂+熱風

燃燒方程式:

$$1. \quad \dot{m}_{O_{2_1}}(O_2) + \dot{m}_{O_2}(O_2 + 3.76N_2) + (2\dot{m}_{O_2} + \dot{m}_{O_{2_1}})C \rightarrow (2\dot{m}_{O_2} + \dot{m}_{O_{2_1}})CO + 3.76\dot{m}_{O_2}N_2$$

解:

$$1. \quad 6.2502e - 0.4(\Delta h_{O_2}) + 0.0073(\Delta h_{O_2} + 3.76\Delta h_{N_2}) + 0.0158(h_C + \Delta h_C) \rightarrow 0.0158(h_{CO} + \Delta h_{CO}) + 0.0274\Delta h_{N_2}$$

$$6.2502e - 0.4 \int_{298}^{300} C_{PO_2} dT + 0.0073 \int_{298}^{1410} C_{PO_2} dT + 3.76 \cdot 0.0073 \int_{298}^{1410} C_{PN_2} dT + 0.0158 \left(h_C + \int_{298.15}^{(0.85(x-273)+273)} C_{PC} dT \right) =$$

$$0.0158(h_{CO} + \int_{298}^x C_{PCO} dT) + 0.0274 \left(\int_{298}^x C_{PN_2} dT \right)$$

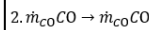
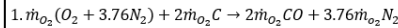
最後利用牛頓法求解x得到理論絕熱溫度

註: $\dot{m}_{CH_4}$, $\dot{m}_{O_2}$, $\dot{m}_{O_{2_1}}$ 以 kmol/sec 為單位表示
 h_C , h_{CO} 為氣體標準生成焓, 以 kJ/kmol 為單位表示

圖 3、當 O₂ 噴 20g 的理論計算公式。

CO+熱風

燃燒方程式:



解:

$$7.1403e - 0.4(h_{CO} + \int_{298}^{300} C_{PCO} dT) + 0.0094 \int_{298}^{1410} C_{PO_2} dT + 3.76 \cdot 0.0094 \int_{298}^{1410} C_{PN_2} dT + 0.0195 \left(h_C + \int_{298.15}^{(0.85(x-273)+273)} C_{PC} dT \right) =$$

$$0.0195(h_{CO} + \int_{298}^x C_{PCO} dT) + 0.0354 \left(\int_{298}^x C_{PN_2} dT \right)$$

最後利用 **牛頓法** 求解x得到**理論絕熱溫度**

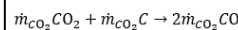
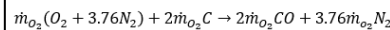
註: $\dot{m}_{CO}$, $\dot{m}_{O_2}$ 以 **kmol/sec** 為單位表示

h_C , h_{CO} 為氣體標準生成焓, 以 **kJ/kmol** 為單位表示

圖 4、當 CO 噴 20g 的理論計算公式。

CO₂+熱風

燃燒方程式:



解:

$$4.5445e - 0.4(h_{CO_2} + \int_{298}^{300} C_{PCO_2} dT) + 0.0094 \int_{298}^{1410} C_{PO_2} dT + 3.76 \cdot 0.0094 \int_{298}^{1410} C_{PN_2} dT + 0.0197 \left(h_C + \int_{298.15}^{(0.85(x-273)+273)} C_{PC} dT \right) =$$

$$0.0197(h_{CO} + \int_{298}^x C_{PCO} dT) + 0.0354 \left(\int_{298}^x C_{PN_2} dT \right)$$

最後利用 **牛頓法** 求解x得到**理論絕熱溫度**

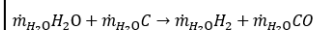
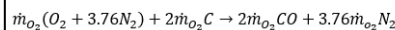
註: $\dot{m}_{CO_2}$, $\dot{m}_{O_2}$ 以 **kmol/sec** 為單位表示

h_C , h_{CO_2} , h_{CO} 為氣體標準生成焓, 以 **kJ/kmol** 為單位表示

圖 5、當 CO₂ 噴 20g 的理論計算公式。

H₂O+熱風

燃燒方程式:



解:

$$0.0011(h_{H_2O} + \int_{298}^{300} C_{PH_2O} dT) + 0.0094 \int_{298}^{1410} C_{PO_2} dT + 3.76 \cdot 0.0094 \int_{298}^{1410} C_{PN_2} dT + 0.0188 \left(h_C + \int_{298.15}^{(0.85(x-273)+273)} C_{PC} dT \right) =$$

$$0.0011 \left(\int_{298}^x C_{PH_2} dT \right) + 0.0199(h_{CO} + \int_{298}^x C_{PCO} dT) + 0.0354 \left(\int_{298}^x C_{PN_2} dT \right)$$

最後利用 **牛頓法** 求解x得到**理論絕熱溫度**

註: $\dot{m}_{H_2O}$, $\dot{m}_{O_2}$ 以 **kmol/sec** 為單位表示

h_C , h_{H_2O} , h_{CO} 為氣體標準生成焓, 以 **kJ/kmol** 為單位表示

圖 6、當 H₂O 噴 20g 的理論計算公式。

CH₄+熱風

燃燒方程式:

$$\dot{m}_{O_2}(O_2 + 3.76N_2) + 2\dot{m}_{O_2}C \rightarrow 2\dot{m}_{O_2}CO + 3.76\dot{m}_{O_2}N_2$$

$$\dot{m}_{CH_4}CH_4 \rightarrow \dot{m}_{CH_4}C + 2\dot{m}_{CH_4}H_2$$

解:

$$0.00125(h_{CH_4} + \int_{298}^{300} C_{P_{CH_4}} dT) + 0.0094 \int_{298}^{1410} C_{P_{O_2}} dT + 3.76 \cdot 0.0094 \int_{298}^{1410} C_{P_{N_2}} dT + 0.0176 \left(h_C + \int_{298.15}^{(0.85(x-273)+273)} C_{P_C} dT \right) =$$

$$0.0025 \left(\int_{298}^x C_{P_{H_2}} dT \right) + 0.0188(h_{CO} + \int_{298}^x C_{P_{CO}} dT) + 0.0354 \left(\int_{298}^x C_{P_{N_2}} dT \right)$$

最後利用牛頓法求解x得到理論絕熱溫度

註: $\dot{m}_{CH_4}$, $\dot{m}_{O_2}$ 以 kmol/sec 為單位表示

h_C , h_{CH_4} , h_{CO} 為氣體標準生成焓, 以 kJ/kmol 為單位表示

圖 7、當 CH₄ 噴 20g 的理論計算公式。

H₂+熱風

燃燒方程式:

$$\dot{m}_{O_2}(O_2 + 3.76N_2) + 2\dot{m}_{O_2}C \rightarrow 2\dot{m}_{O_2}CO + 3.76\dot{m}_{O_2}N_2$$

$$\dot{m}_{H_2}H_2 \rightarrow \dot{m}_{H_2}H_2$$

解:

$$0.0099 \left(\int_{298}^{300} C_{P_{H_2}} dT \right) + 0.0094 \int_{298}^{1410} C_{P_{O_2}} dT + 3.76 \cdot 0.0094 \int_{298}^{1410} C_{P_{N_2}} dT + 0.0188 \left(h_C + \int_{298.15}^{(0.85(x-273)+273)} C_{P_C} dT \right) =$$

$$0.0099 \left(\int_{298}^x C_{P_{H_2}} dT \right) + 0.0188(h_{CO} + \int_{298}^x C_{P_{CO}} dT) + 0.0354 \left(\int_{298}^x C_{P_{N_2}} dT \right)$$

最後利用牛頓法求解x得到理論絕熱溫度

註: $\dot{m}_{H_2}$, $\dot{m}_{O_2}$ 以 kmol/sec 為單位表示

h_C , h_{CO} 為氣體標準生成焓, 以 kJ/kmol 為單位表示

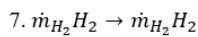
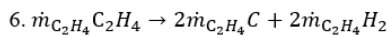
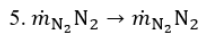
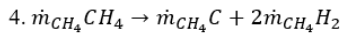
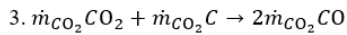
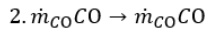
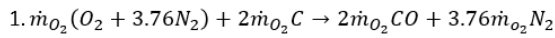
圖 8、當 H₂ 噴 20g 的理論計算公式。

3.2 焦爐氣(COG)理論火焰溫度計算

焦爐氣是由六種氣體組成, 由表 5 可知體積占比, 而計算模式與單一氣體相同, 假設入口空氣溫度為 1410K、入口焦炭溫度為 0.85 絕熱火焰溫度(°C), 列出所有燃燒方程式如圖 9 所示。

焦爐氣(COG)+熱風

燃燒方程式:



最後利用牛頓法求解x得到理論絕熱溫度

圖 9、六種氣體與空氣之燃燒方程式。

利用牛頓法求解 x 得到最後絕熱火焰溫度，並與各氣體比對如圖 10 所示。

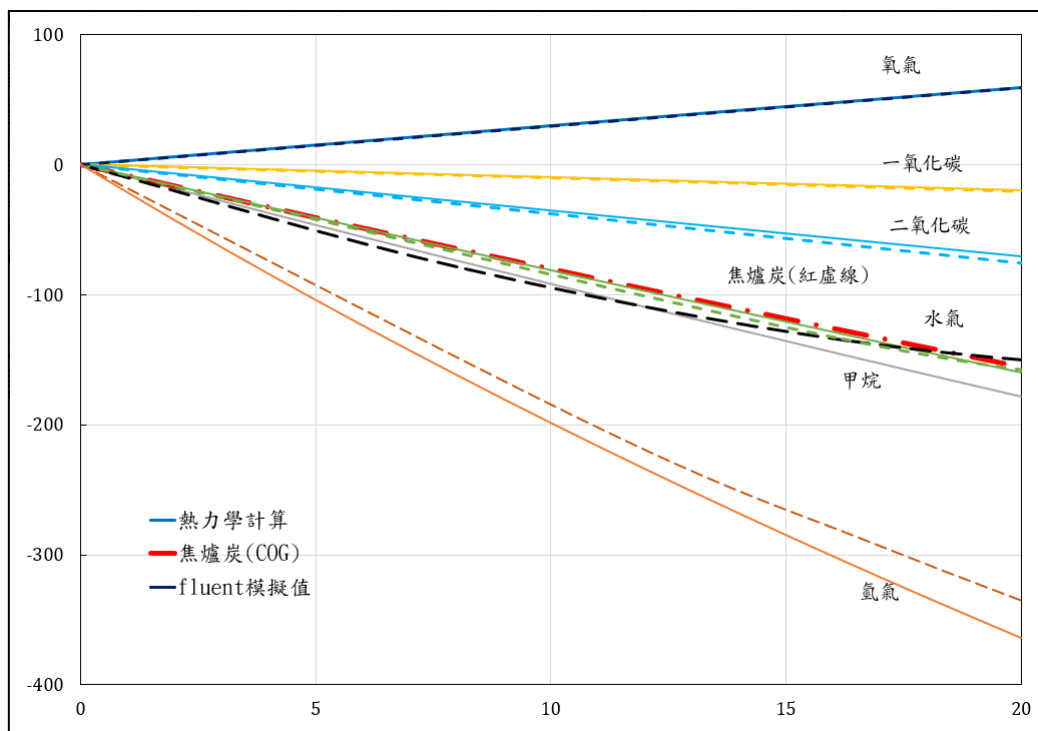


圖 10、焦爐炭(COG)與各氣體與模擬值比對。

3.3 噴吹煤(PCI)理論火焰溫度計算

本研究研究了兩種不同的煤，分別為 A 煤和 B 煤。我們通過實驗得到 A 煤和 B 煤的高熱值(HHV)，並將其帶入我們編寫的程式進行絕熱火焰計算。如圖 11 是程式之結果。

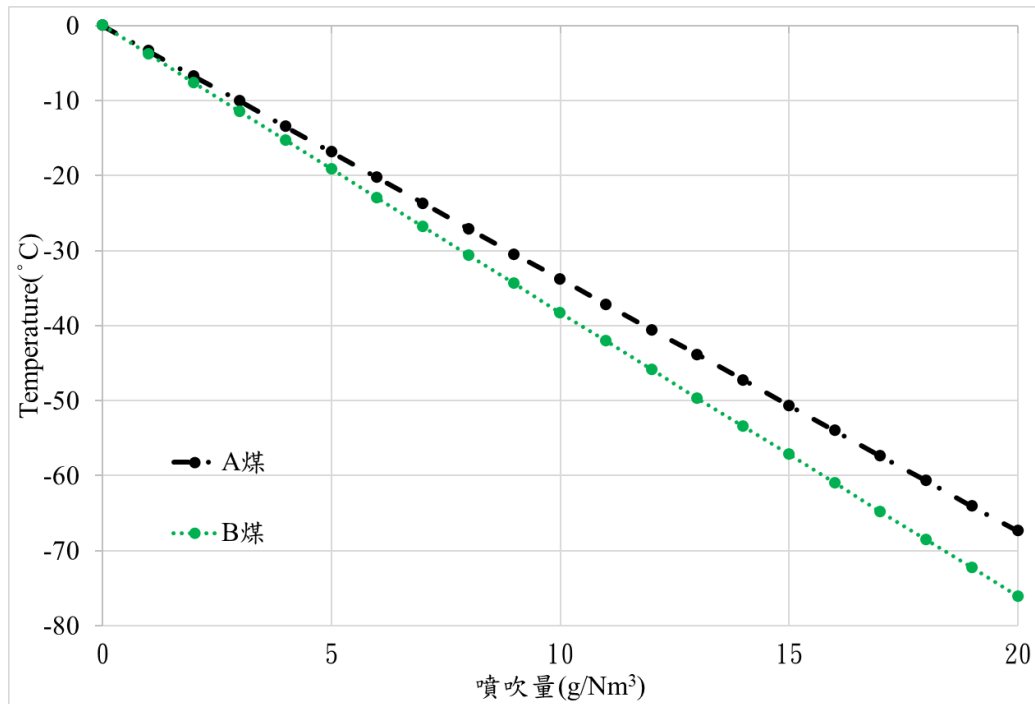
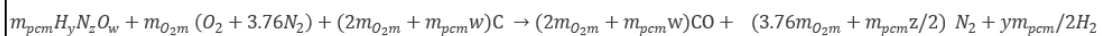


圖 11、A、B 煤之溫度關係圖。

噴吹煤公式是根據空氣燃燒方程式建立的，根據能量守恆定律，煤炭在高溫爐內燃燒時會產生溫度變化(圖 12)。本研究假設煤為 $C_xH_yN_zO_w$ ，利用在 1atm，298.15K 下找出標準形成焓。

$$1 C_xH_yN_zO_w + \left(\frac{y}{4} + \left(x - \frac{w}{2} \right) \right) (O_2 + 3.76N_2) \rightarrow xCO_2 + \frac{y}{2}H_2O + 3.76 \left(\frac{y}{4} + x - \frac{w}{2} + \frac{z}{2} \right) N_2 + Q \quad (2.5)$$

燃燒方程式:



最後利用牛頓法求解x得到理論絕熱溫度

圖 12、噴吹煤絕熱火焰溫度燃燒方程式。

3.4 熱力學絕熱火焰溫度計算機

為了快速方便地計算不同氣體參數下高溫爐內的理論最高溫度，本研究選用了一款方便且常見的工具 - Microsoft 公司的 Excel。Excel 是一個擁有統計、計算、排版等功能的優質軟體，使用的程式語言為由 Microsoft 公司製作的 VBA 語言，該語言語法簡單且易於控制 Excel。圖 13 顯示了本研究所使用的熱力學絕熱火焰溫度計算機。該計算機能快速設定參數條件，以取得使用者所需的絕熱火焰溫度。

邊界條件		紅字為可更改之位置																		
熱風	體積流率	1	Nm ³ /s	COG 噴吹量	0.02	Nm ³ /s	體積占比	CO2	CO	H2	CH4	N2	C2H4	(%)						
	密度	1.293	kg/m ³		1	kg/m ³		1.9%	5.6%	62.2%	25.1%	2.5%	2.7%	100%						
	質量流率	1.293	kg/s		0.02	kg/s														
	溫度	1410	K	溫度	300	K	A煤		B煤											
	富氧	0%					質量流率	0	kg/s	質量流率	0	kg/s								
							溫度	300	K	溫度	300	K								
結果																				
		絕熱火焰溫度	2453.324	K																

圖 13、熱力學絕熱火焰溫度計算機介面。

四、結論

1. 絕熱火焰程式可以快速且精確知道特定參數下，高溫爐內部理論最高溫度為多少。
2. 由溫度關係圖可知碳在燃燒時對於高溫爐的溫度變化是小的。

五、致謝

本研究之部分工作承蒙國家科學及技術委員會支持(計畫編號 NSTC 111-2622-8-006-029-)，使本文得以完成，特此致上感謝之意。

六、參考文獻

1. 金萍，寶鋼高爐測試與評價研究，碩士論文，遼寧科技大學，pp.18-23，2007
2. 張銘致，高爐噴氫燃燒對風徑區形成之影響，碩士論文，國立屏東科技大學，車輛工程系研究所，屏東，pp.60-66，2022

低排碳鋼品冶煉熱補償技術開發

Development of Thermal Compensation Technology for Low Carbon Emission Steel Making Products

黃永達¹、張顧齡²、劉永章³

Yung-Ta Huang, Ku-Ling Chang, Yung-Chang Liu

中鋼公司 鋼鐵研究發展處

China Steel Corporation Steel Making Process Development Section

摘要

因應全球鋼市競爭與碳中和挑戰，中鋼公司規劃在轉爐製程增加廢鋼添加量，以開發低排碳鋼品，但當熱原料鐵水減少、冷原料廢鋼增加，轉爐需有額外熱源熔化多添加之廢鋼，且需開發對應之冶煉模式。本研究藉由分析轉爐各項熱收入和支出，計算合適之熱補償劑投入量，再以模擬計算評估吹氧和底吹操作對熔池升溫速率和廢鋼熔化，建立合適之冶煉模式，最終，透過現場試驗，驗證所開發之熱補償技術。研究結果顯示，在相近鐵水溫度和成份，透過投入熱補償劑矽鐵和鹼性副原料石灰，並提高吹氧和底吹流量，可使增用廢鋼爐次之廢鋼順利熔完，而矽鐵和石灰與氧反應形成之渣層亦能有效控制，最終冶煉之鋼液溫度和成份與常態廢鋼爐次水準相當，在噸鋼排碳量上可減少約 9%，未來將持續將此熱補償技術應用在中鋼各項低排碳鋼品。

關鍵字：低排碳鋼品、轉爐製程、熱補償技術、模擬計算

Abstract

In response to global steel market competition and the challenge of carbon neutrality. China Steel plans to add more scrap in the converter steel-making process to develop low carbon emission products. However, with the reduction of hot metal, the converter needs extra heat source to melt the scrap as well as a corresponding blowing pattern. In this study, by analyzing the heat balance of converter, an appropriate amount of heat compensating agent is calculated. Then, the effect of top oxygen blowing and bottom blowing on bath temperature and scrap melting rate are evaluated through numerical simulation. Finally, repetitive field tests were delivered to examine the developed thermal compensation technology. Results show that at similar temperature and composition of hot metal, by adding ferrosilicon and lime, and increasing the oxygen blowing rate and bottom stirring strength, the scrap can be melt smoothly. The

Keywords: Low carbon emission products, Converter process, Thermal compensation technology, Numerical simulation

¹ 中鋼公司 鋼鐵研究發展處，工程師

² 中鋼公司 鋼鐵研究發展處，研究員

³ 中鋼公司 鋼鐵研究發展處，組長，Email: 150185@mail.csc.com.tw

formed slag layer can also be effectively controlled. The temperature and composition of the end-blow steel are similar to those with standard practice and the carbon emission per ton of steel can be reduced by 9%. The currently developed thermal compensation technology will continue to be used for China Steel low-emission carbon products in the future.

Keywords: Autothermal reforming, PEMFC, Cold-start

一、前言

減排碳近年已成為國際重要議題，許多國際鋼廠預計推出低排碳鋼品，各國或區域經濟體亦將實施碳關稅，如歐盟的「碳邊境調整機制」。而為達 2050 年淨零排碳，國發會先前公布台灣 2030 年前的減排碳目標為 20%~25%，中鋼面對碳中和議題，啟動短程減碳、中長程邁向碳中和路徑規劃，其中，在轉爐製程增加廢鋼添加量，以開發低排碳鋼品為中鋼 2030 年低碳方案之一。

對轉爐煉鋼製程而言，煉鐵製程產出之鐵水為熱原料、廠內外回收之廢鋼為冷原料，除了鐵水自身溫度熱量外，鐵水中碳、矽、錳、磷、硫等元素與氧結合，可釋放大量熱能，提供熔池升溫至下游澆鑄製程要求之溫度。然而，增用冷廢鋼會使轉爐熱源減少，需開發轉爐熱能補償技術。常見熱補償技術為投入碳系或矽系原料，其中，碳系升溫劑如焦炭或無煙煤，可增加熔池碳含量，經吹氧燃燒可釋放大量熱能，補償投入廢鋼之溫降，但碳系升溫劑與氧反應後會生成 CO 和 CO₂，降減因廢鋼增用帶來之減碳效益。

因此，投入不含碳之矽系升溫劑，如矽鐵，為冶煉低排碳鋼品之較佳選擇，此外，矽鐵熔點低，在吹煉初期即可迅速熔化，增加熔池矽含量，經吹氧燃燒可釋放大量熱能，然而，投入矽系升溫劑仍需面臨幾項問題，矽-氧反應生成物為 SiO₂，會增加冶煉過程之渣量，當渣量增加過多時，溢出爐口會造成工安危險，此外，SiO₂ 為酸性物質，不利於轉爐操作所需之鹼性氣氛，需額外投入更多鹼性原料，如石灰，導致煉鋼成本增加，且為了使石灰能儘快參與反應，需提高熔池升溫速率，如此一來，整體製程操作與冶煉特性與一般鋼品煉製大不相同。

本研究透過分析轉爐製程各項熱收入和支出，計算為使廢鋼完全熔化所需之矽系熱補償劑投入量，並輔以模擬計算評估轉爐吹氧和底吹操作對熔池升溫速率和廢鋼熔化之影響，以建立合適之冶煉模式，最終，透過現場試驗，驗證所開發之熱補償劑技術。

二、研究方法

2.1 熱平衡理論計算

轉爐熱平衡計算收入項包含鐵水帶進熱量、鐵水和廢鋼中元素氧化放熱以及成渣熱、煙塵氧化放熱、爐襯中碳氧化熱，熱支出項則包括加熱鋼液所需之熱量、廢鋼熔化吸熱、爐渣吸熱、爐氣帶走熱量、噴濺金屬液帶走熱量、煙塵帶走熱量、副原料分解吸熱、冷卻材以及吹煉過程爐體熱輻射、鋼液面輻射、對流等熱損失。表 1 為煉鋼溫度下，元素氧化反應、成渣反應以及分解反應之反應熱。而合適之

矽系熱補償劑投入量，可由鐵水溫度、廢鋼溫度、鐵水中碳-氧反應、鐵水中矽-氧反應、副原料反應以及熱損失計算。

表 1、煉鋼溫度 1300°C 之反應熱

化學反應		反應熱 (kJ/kg)
$[C] + 1/2\{O_2\} = \{CO\}$	氧化反應	-11639
$[C] + \{O_2\} = \{CO_2\}$	氧化反應	-34834
$[Si] + \{O_2\} = (SiO_2)$	氧化反應	-29202
$[Mn] + 1/2\{O_2\} = (MnO)$	氧化反應	-6594
$2[P] + 5/2\{O_2\} = (P_2O_5)$	氧化反應	-18980
$[Fe] + 1/2\{O_2\} = (FeO)$	氧化反應	-4250
$2[Fe] + 3/2\{O_2\} = (Fe_2O_3)$	氧化反應	-6460
$(SiO_2) + 2(CaO) = (2CaO \cdot SiO_2)$	成渣反應	-1620
$(P_2O_5) + 4(CaO) = (4CaO \cdot P_2O_5)$	成渣反應	-4880
$CaCO_3 = (CaO) + \{CO_2\}$	分解反應	1690
$MgCO_3 = (MgO) + \{CO_2\}$	分解反應	1405

鐵水和廢鋼之混合溫度計算如(2.1)式：

$$Mix_T = [(W_{HM} \times HM_T) + (W_{Sc} \times Sc_T)] / [W_{HM} + W_{Sc}] \quad (2.1)$$

式中 HM_T 、 Sc_T 分別是鐵水溫度和廢鋼溫度， W_{HM} 、 W_{Sc} 分別是鐵水重和廢鋼重。

考量鐵水中碳氧化放熱帶來之鋼液升溫量 $\Delta T_{[C]}$ ，計算如式(2.2)：

$$\Delta T_{[C]} = \frac{[(W_{HM} + W_{Sc}) \times (Mix_{[C]} - EB[C]) \times (\%C_{CO} \times \Delta H_{CO} + \%C_{CO_2} \times \Delta H_{CO_2})] \times Heat_{eff}}{W_{steel} \times C_{p,steel}} \quad (2.2)$$

式中 $Mix_{[C]}$ 是鐵水和廢鋼之混合碳含量、 $EB[C]$ 是冶煉鋼液目標碳含量、 $\%C_{CO}$ 和 $\%C_{CO_2}$ 分別是碳反應成 CO 和 CO₂ 之比例，本研究假設 $\%C_{CO}=0.9$ 、 $\%C_{CO_2}=0.1$ ， $\Delta H_{CO}=11639\text{kJ}$ 和 $\Delta H_{CO_2}=34834\text{kJ}$ 分別是 CO 和 CO₂ 反應熱，如表 1。 $Heat_{eff}=0.65$ 為考量爐渣、爐氣及熱損失帶走熱量，實際能加熱鋼液之熱效率。 W_{steel} 為冶煉完之鋼液重、 $C_{p,steel}=0.2$ 為鋼液比熱。

鐵水混合溫度 Mix_T 加上碳氧化升溫量 $\Delta T_{[C]}$ 、鐵水中矽氧化升溫量、副原料吸熱冷卻量，可求得鐵水吹氧反應後之溫度 T_{ini} ，計算如式(2.3)：

$$T_{ini} = Mix_T + \Delta T_{[C]} + Mix_{[Si]} \times R_{Si} + \sum W_{副原料} \times R_{副原料} \quad (2.3)$$

式中 $Mix_{[Si]}$ 是混合矽、 R_{Si} 是單位矽氧化升溫量、 $R_{副原料}$ 是單位副原料降溫量，其中，升溫量和降溫量由表 1 計算。

由 T_{ini} 和目標冶煉鋼液溫度 EB_T ，可求得所需之熱補償劑量。75%矽鐵添加量 W_{FeSi} 可計算如式(2.4)：

$$W_{FeSi} = W_{steel} \times \frac{(EB_T - T_{ini})}{R_{Si} \times 0.75} \quad (2.4)$$

2.2 模擬計算

圖 1 為模擬轉爐冶煉過程，鐵水、廢鋼加入轉爐後，藉上方超音速氧氣射流衝擊熔池液面，與熔池中碳、矽、錳、磷、硫等元素反應，脫除雜質元素並生成氧化物，同時釋放熱量。煉製過程為促進冶金反應，投入如石灰、輕燒白雲石、白雲石等副原料，另外，轉爐爐底設置透氣磚，可導入氣體攪拌，均混熔池。整體而言，轉爐製程為一多相質傳和熱傳之複雜過程，牽涉熔池、廢鋼、頂吹氧、渣、底吹氣體、爐壁等交互作用。本研究透過改變吹氧和底吹流量來觀察熔池升溫速率和廢鋼熔化，做為現場試驗之參考。

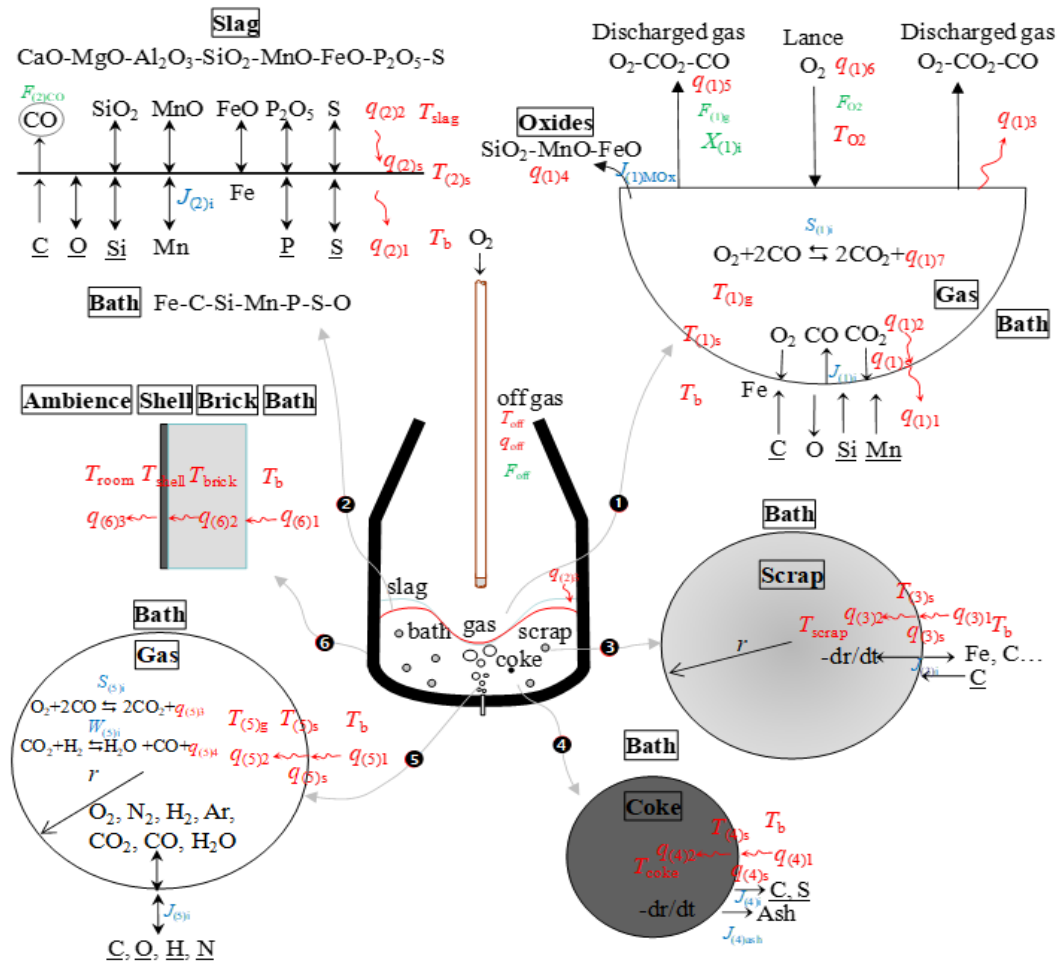


圖 1、轉爐冶煉反應模擬。

2.3 現場試驗

圖 2 為現場試驗流程，先傾斜爐體加入廢鋼，再加入鐵水，當設定之鐵水和廢鋼量到達後，將爐體搖正並關閉爐門，將吹氧系統降下至熔池表面後，開始吹氧。此時，根據鐵水條件和廢鋼量，由(2.1)節建立之熱補償劑計算，投入相應之矽鐵量，吹煉過程按(2.2)節之模擬計算，調整對應之吹氧強度和底吹攪拌流量，當設定之吹氧量到達後，停止吹氧，進行測溫取樣驗證。

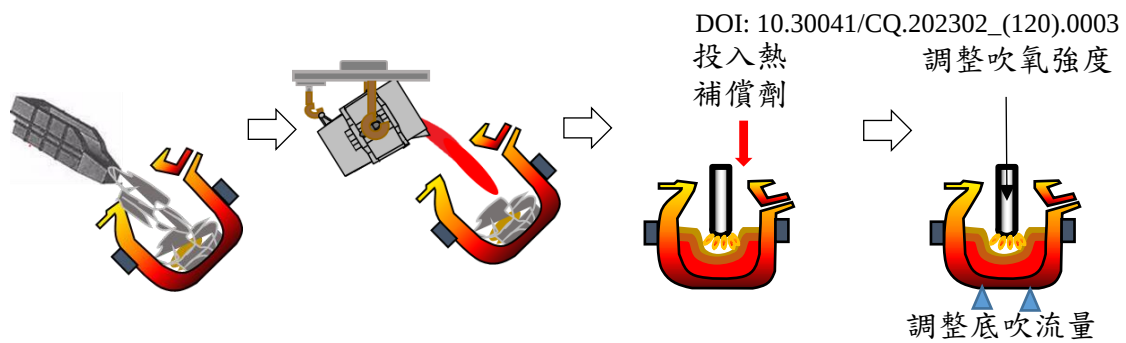


圖 2、現場試驗流程。

三、結果與討論

圖 3(左)為轉爐常態之熱平衡分布，收入項的部分，熱原料鐵水帶入之熱量佔最大宗，其次為鐵水中元素氧化和成渣熱，而碳和矽元素氧化佔了近九成。支出項的部分，升溫鋼液至下游澆鑄溫度之熱量佔最大宗，其次為廢鋼熔化、爐氣吸熱以及爐渣吸熱。由於尚有富餘熱量，投入冷卻劑鐵礦石，而吹煉過程另有爐體熱輻射、鋼液面輻射、對流等熱損失。

由常態熱平衡分布可得知，為提升轉爐廢鋼量，首先要減少冷卻材鐵礦石投入量，再者，由熱收入最大宗項目著手，最直接方式就是提高鐵水溫度，但目前中鋼產出鐵水溫度穩定，故幫助有限，因此，本研究所開發之熱補償技術，可有效提供廢鋼量增加所需之熱源。如圖 3(右)為評估轉爐增用廢鋼後之熱平衡分布，由於鐵水減少、廢鋼增加，故鐵水自身溫度和元素氧化貢獻減少、廢鋼氧化貢獻微升，少掉的這部分熱量由熱補償劑貢獻。支出的部分，因廢鋼量增加，廢鋼熔化所需熱量佔比增加，而因投入熱補償劑，爐內渣量增加，故爐渣帶走之熱量亦增加。

圖 4 為模擬吹氧和底吹流量對熔池升溫和廢鋼熔化之影響，模擬中依序增加吹氧流量以及底吹流量，結果顯示當吹氧流量增加、底吹流量不變時，熔池升溫速率隨吹氧流量增加而提高，廢鋼熔化速率亦增加，廢鋼熔化時間能縮短約 3%，造成此現象是因吹氧流量增加，加快熔池元素與氧反應，故熔池升溫較快。若再進一步提高底吹流量，可增加熔池攪拌強度，縮小局部低溫區，使廢鋼受熱面積增加，廢鋼熔化能更有效率。

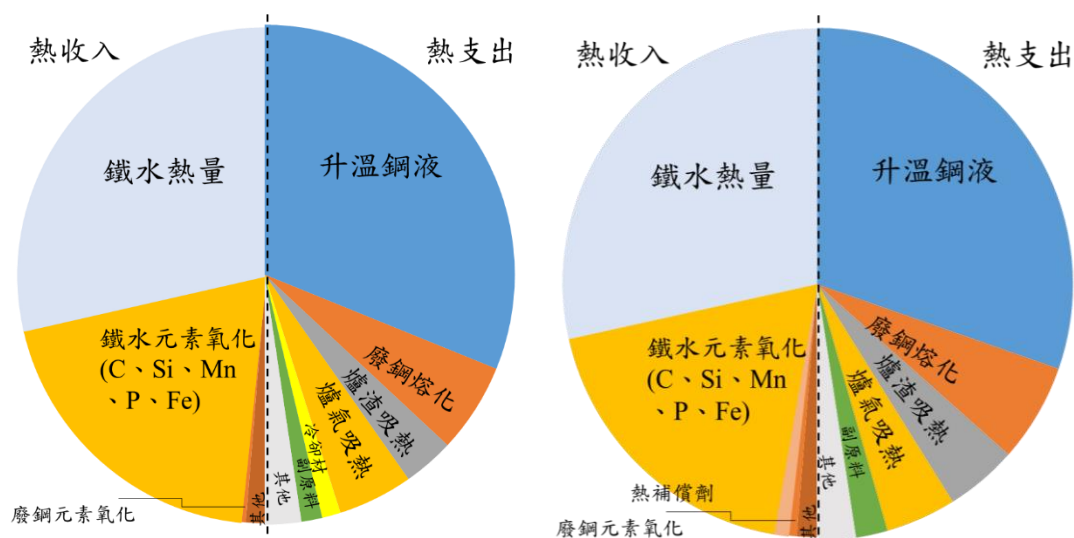


圖3、(左)轉爐常態之熱平衡分布、(右) 轉爐增用廢鋼後之熱平衡分布。

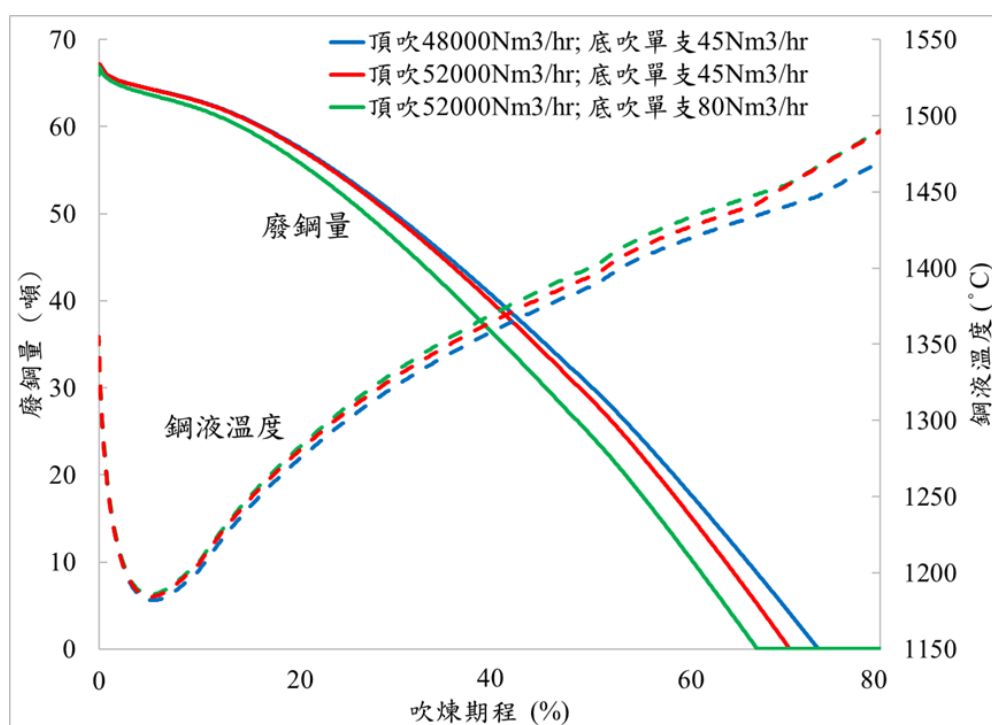


圖4、模擬吹氧和底吹流量對熔池升溫和廢鋼熔化之影響。

表 2 為試驗結果，在相近鐵水溫度和平均碳、矽含量條件下，增用廢鋼爐次透過投入更多熱補償劑矽鐵，可使鋼液終點溫度和碳、磷含量皆與常態廢鋼爐次水準相當，而為維持轉爐內鹼性操作氣氛之要求，增用廢鋼爐次需投入更多鹼性物質石灰，以幫助雜質元素磷之脫除，為使石灰及早熔化並參與反應，增用廢鋼爐次在吹煉中提高最大吹氧流量和底吹流量，可使鋼液終點磷含量得到良好之控制，同時，藉由提高吹氧和底吹流量，所增加之廢鋼都能完全熔化，試驗中沒有發現未熔塊現象。另一方面，增用廢鋼爐次因投入較多之熱補償劑和石灰，故渣量較常態廢鋼爐次多，透過適化各階段之操作流量，可使渣層成長得到控制，因此，試驗中沒有發現明顯渣溢出爐口現象。最終，統計以常態廢鋼爐次生產每

噸鋼排碳量為基準，增用廢鋼爐次之噸鋼排碳量為基準值的 91%。

表2、常態廢鋼和增用廢鋼爐次試驗結果

	鐵水溫度 鐵水碳含量 鐵水矽含量	熱補償劑量	噸鋼排碳
常態廢鋼爐次	Temp.1300°C [C]=4.65% [Si]=0.185%	基準值 (100%)	基準值 (100%)
增用廢鋼爐次	Temp.1315°C [C]=4.52% [Si]=0.189%	475%	91%

四、結論

本研究開發熱補償技術，利用矽-氧反應放熱特性，以添加矽鐵之方式增加爐內熔池矽含量，提供轉爐製程增用廢鋼所需之熱源，並建立合適之廢鋼增量冶煉模式，經提高吹氧和底吹流量，可使廢鋼順利熔完，而矽鐵和石灰與氧反應形成之渣層亦能有效控制，最終冶煉之鋼液溫度和成份與常態廢鋼爐次水準相當，可符合客戶要求，並在噸鋼排碳量上減少約 9%，成功開發低排碳鋼品。

五、參考文獻

1. Ming Gao, et al., Simulation on scrap melting behavior and carbon diffusion under natural convection, International Journal of Minerals, Vol 28(3), 380-390, 2021.
2. Nanyang Deng, et al., Numerical Simulation of the Melting Behavior of Steel Scrap in Hot Metal, Metals, Vol 10(5), 678, 2020.
3. Jianghua Li, et al., Kinetics of scrap melting in liquid steel, Metallurgical and Materials Transactions B, Vol 36(2), 293-302, 2005.
4. H. Sun, Y.-C Liu, C.-S. Lin, K.-J Lin and M.-J Lu, Mass and Heat Transports in Hot Spot Zone of a Top Blown Process, CSC Report 69, 2017

高爐焦爐氣經鼓風嘴噴吹之數值模擬

Numerical Simulation of Injection of Coke Oven Gas through Tuyere in Blast Furnace

吳鉉忠¹、陳冠宥²、林惠娟³

Hsuan-Chung Wu, Kuan-Yu Chen, Huey-Jiuan Lin

明志科技大學材料工程系

Department of Materials Engineering, Ming Chi University of Technology

國立聯合大學材料科學工程學系

Department of Materials Science and Engineering, National United University

摘要

在各種工業製程透過低碳生產來減少二氧化碳排放已成為全球迫切必須面對之議題。高爐製程在降低二氧化碳排放方面，利用富氫氣體作為粉煤或焦炭的替代材料被認為是可行的方法之一。本研究採用數值模擬分析單一輔助燃料粉煤、焦爐氣與雙燃料粉煤+焦爐氣等三個案例在高爐爐下部之燃燒行為。模擬結果顯示僅有粉煤噴吹時，點火燃燒位置與氧氣消耗主要在風徑區。當有焦爐氣注入時，在鼓風嘴內就開始產生燃燒而提高鼓風嘴溫度。此外，焦爐氣注入也造成熱風入口到鼓風嘴出口的壓差增加。因此，未來在高爐製程使用富氫氣體必須考量安全性與穩定性之議題。

關鍵字：焦爐氣噴吹、粉煤噴吹、高爐製程模擬

Abstract

The reduction of carbon dioxide emissions through low-carbon production in various industrial processes has become a pressing global issue. Utilizing hydrogen-rich gas as a substitute for pulverized coal or coke in the blast furnace process is considered one of the feasible methods for reducing carbon dioxide emissions. This study uses numerical simulation to analyze the combustion behavior in the lower part of the blast furnace for three cases, including single auxiliary fuel coal, coke oven gas, and dual fuel coal plus coke oven gas. The simulation results show that when only pulverized coal is injected, the ignition and combustion position and the consumption of oxygen are mainly in the raceway. When coke oven gas is injected, combustion begins in the tuyere and increases the temperature of the tuyere. In addition, the injection of coke oven gas also increases the pressure difference from the blast inlet to

¹ 明志科技大學材料工程系，教授，E-mail: hcwu@mail.mcut.edu.tw

² 明志科技大學材料工程系，研究助理，

E-mail: gychen@mail.mcut.edu.tw

³ 聯合大學材料科學工程學系，教授 E-mail: hjlin@nuu.edu.tw

the tuyere outlet. Therefore, the use of hydrogen-rich gas in future processes must take into account the issues of safety and stability.

Keywords: Coke oven gas injection, Pulverized coal injection, Blast process simulation

一、前言

隨著全球暖化加劇，在各種工業製程透過低碳生產來減少二氧化碳排放已成為全球迫切必須面對之議題。在鋼鐵製程中，二氧化碳排放主要來自於高爐，因此，引入新技術來最大限度減少高爐製程之二氧化碳排放量具有重要意義。

高爐冶煉是把鐵礦還原成生鐵的連續生產過程。鐵礦與焦炭等固體原料由爐頂配料裝置送入高爐並在爐內形成交替分層結構。鐵礦在下降過程中逐步被還原、熔化成鐵，其中所需的還原劑與熱量是透過鼓風機送出的空氣在熱風爐加熱到約 1200°C 通過鼓風管(Blowpipe)經由鼓風嘴(Tuyere)橫向吹入焦炭床並與焦炭產生燃燒，熱風所攜帶的動量在鼓風嘴前端形成空穴，即所謂的風徑區(Raceway)，熱風與焦炭燃燒進行放熱反應並產生 CO₂，由於 CO₂ 在約 2000°C 高溫下不穩定而與焦炭反應生成 CO，提供高爐還原氣體 CO 與熱源。此外，目前高爐的標準配備還包含由噴槍(Lance)注入輔助燃料，用於產生熱量和還原氣體提供鐵礦軟融熔化與還原，粉煤(Pulverized Coal, PC)噴吹是全球高爐廣泛使用的輔助燃料噴吹技術，利用 PC 替代較為昂貴的焦炭。

為了有效減少二氧化碳排放並同時確保還原氣體與熱源提供，已有許多低碳燃料被探索來取代 PC 與焦炭，例如天然氣、高爐爐頂回收氣、焦爐氣(Coke Oven Gas, COG)與氫等富氫氣體。在這些技術中，全氫吹射被認為在減碳方面最有潛力，然而，氫的密度低且經由噴槍注入時易燃造成高爐製程變動大與安全性問題，此外，建置綠氫製備設備之成本亦須考量。因此，目前應循序漸進先採用焦爐氣或天然氣等富氫氣體取代部份 PC 和焦炭的角色較為恰當。

在富氫氣體噴吹位置方面，主要有爐身噴吹與爐下部噴吹兩種方式(圖 1)錯誤! 找不到參照來源。[1]，而爐身噴吹對於目前製程與設備變動較大，因此本文先以爐下部噴吹進行研究。在爐下部噴吹富氫氣體主要有三種方式：(1)由鼓風管增加一噴槍噴吹富氫氣體，和原本的 PC 噴槍形成雙噴槍；(2)將 PC 與富氫氣體使用單一的同軸噴槍；(3)保有原本的 PC 噴槍並在鼓風嘴注入富氫氣體。本研究將以一支 PC 噴槍與鼓風嘴注入富氫氣體的形式來模擬分析單一輔助燃料 PC、COG 與雙燃料 PC+COG 三個案例在噴槍—鼓風管—鼓風嘴—風徑區的燃燒行為，分析的重點包含溫度分佈、組份濃度分佈、PC 的燃燒效率、鼓風嘴內之壓力分佈與壓差。

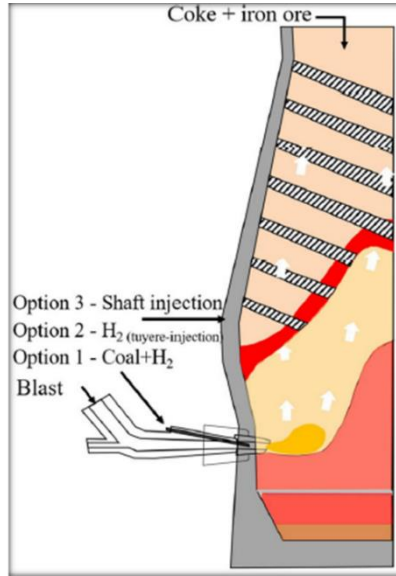


圖 1、富氫氣體噴吹位置[1]。

二、研究方法

高爐 PC 噴吹操作中，PC 由噴槍噴出，經過鼓風管及鼓風嘴到達風徑區，PC 在升溫燃燒過程溫度隨遠離噴槍距離之關係如圖 2 錯誤! 找不到參照來源。[2]所示。PC 由噴槍進入鼓風管，就被高於 1100°C 的鼓風與下游火焰輻射預熱。PC 受到熱裂解而產生釋放揮發分(devolatilization)反應並在 PC 顆粒或在氣相中發生點火，由於熱風的速度相當大(高於 140 m/s)，因此揮發分與熱風的氧氣反應形成紊流燃燒。隨著燃燒的進行，PC 顆粒溫度迅速升高。在大部分的揮發性物質都被釋放出來後，煤焦(char)燃燒成為主導地位，此時煤焦燃燒速率與揮發物釋放或燃燒的速度相比較為緩慢。最後，燃燒完成後會產生灰燼(ash)。

有上述可知，在本研究模擬所採用的模型，除了一般求解速度、壓力與溫度所需的基本輸送現象守恆方程式，也必需具備能夠處理 PC 與富氫氣體燃燒之能力，本研究採用 Fluent 泛用型計算流體力學軟體，以下為採用的理論基礎與方法。

求解氣體連續相之速度、壓力、溫度與組份傳輸的控制方程式如下：連續方程式：

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0 \quad (1)$$

動量方程式：

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \vec{v}) + \nabla \cdot (\rho \vec{v} \vec{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot (\bar{\tau}) + \rho \vec{g} + \vec{F} \quad (2)$$

能量方程式：

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho h) + \nabla \cdot (\rho h \vec{v}) = \nabla \cdot [k \nabla T] + S_h \quad (3)$$

組份傳輸方程式：

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho Y_i) + \nabla \cdot (\rho \vec{v} Y_i) = -\nabla \cdot \vec{J}_i + R_i \quad (4)$$

其中， ρ 為平均密度， $\vec{v}$ 為速度， $\vec{g}$ 為重力， $\vec{\tau}$ 為應力張量， $\vec{F}$ 為各種體作用力源， h 為焓， k 為熱傳導係數， Y_i 為物質的質量分率， $\vec{J}_i$ 為 i 物質的擴散率， $\vec{J}_i$ 為物質在紊流中的擴散通量， R_i 為物質 i 通過化學反應產生的淨速率。

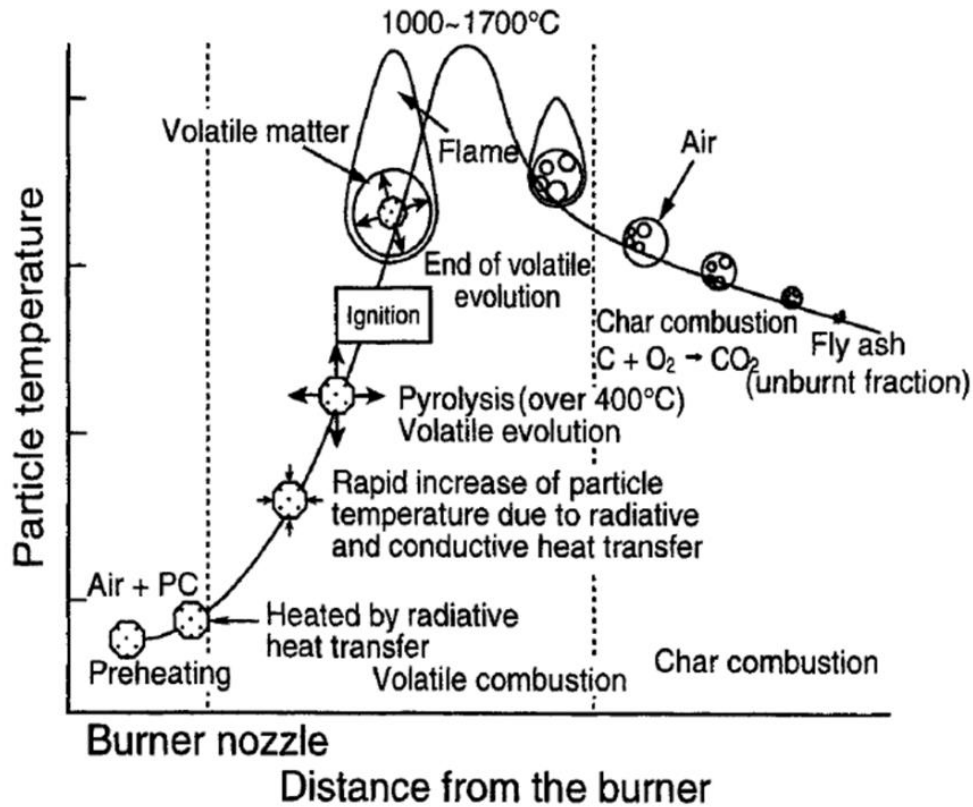


圖 2、PC 燃燒現象[2]。

PC 在注入高爐燃燒過程中主要經歷幾個階段：(1)加熱升溫，(2)PC 熱裂解與揮發，(3)揮發分燃燒，(4)固定碳氧化與氣化。本研究 PC 是以顆粒型式的 DPM(Discrete Phase Model)模型來描述其行為，PC 在加熱後熱裂解產生揮發分氣體以及固定碳，PC 熱裂解速率使用 Two competing rate 計算低溫與高溫下的 PC 裂解與揮發反應速率，最終生成揮發分氣體與固定碳。PC 與 COG 之反應動力學採用非預混燃燒的 PDF(Probability Density Function)模型。固定碳的氧化與氣化反應使用 kinetic/diffusion 模型計算反應速率，表面反應速率由動力學和擴散速率決定。

三、結果與討論

本研究針對爐下部噴槍—鼓風管—鼓風嘴—風徑區區域進行模擬分析三個案例：(1)PC，(2)COG+PC，(3)COG，如圖 3 所示，PC 由噴槍(Lance)吹入，COG 則由鼓風嘴的 Tuyere injection 注入。

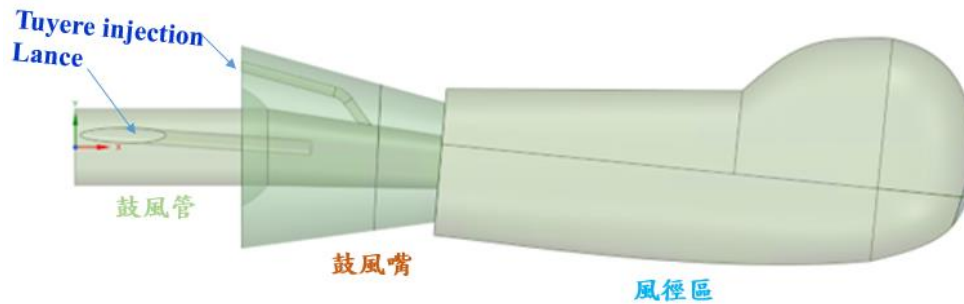


圖 3、爐下部噴槍—鼓風管—鼓風嘴—風徑區之數值模擬區域。

由圖 4(a)的溫度分佈，PC 案例在 PC 注入後到風徑區才開始燃燒；COG 案例則因 COG 反應較為劇烈燃燒較快，在鼓風嘴內即開始點火燃燒而使溫度上升，從鼓風嘴的壽命與安全性觀點，必須重新評估鼓風嘴的冷卻水道設計；COG+PC 案例則因 COG 燃燒溫度上升關係，導致 PC 有提早燃燒之趨勢。由圖 4 (b)中觀察 PC 狀態，由左到右歷經 Heating、VM 燃燒以及 Char 燃燒三種不同狀態，在藍色 Law1 的 Heating 表示 PC 正在升溫階段，隨即來到黃色 Law4 階段，此時開始釋放 VM 並燃燒，最後 Law5 Char 開始燃燒，由此可觀察到 PC 在 COG+PC 案例較 PC 案例更早進入 VM 與 Char 燃燒階段。

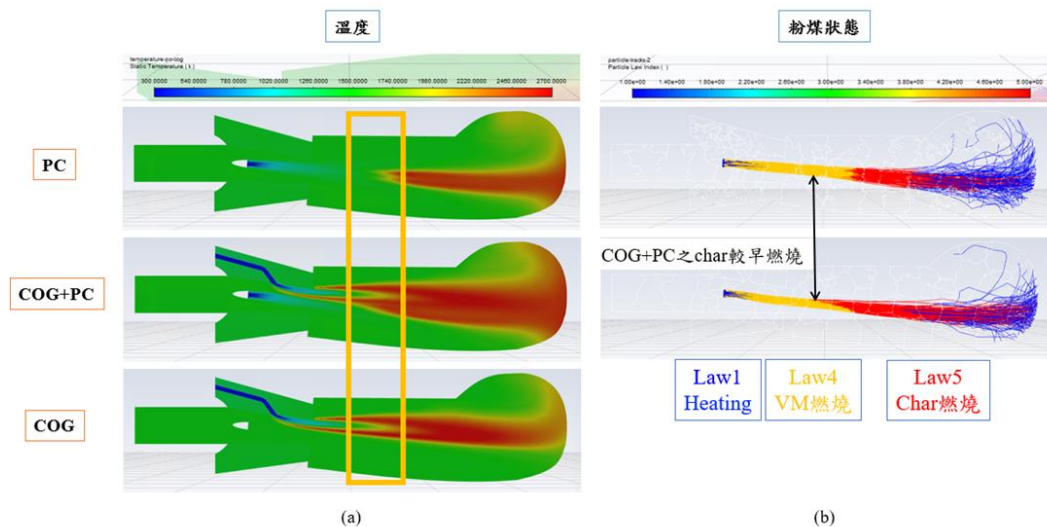


圖 4、PC, COG+PC 與 COG 之模擬結果：(a)溫度，(b)PC 狀態。

沿著圖 1 中心軸位置水平線取出在各案例之溫度分佈如圖 6 所示。圖 6 在 Lance 入口之前(0-0.5 m)溫度三者一致，此區域溫度主要受到鼓風溫度的影響；黑色虛線是非流體區的固體噴槍，模擬上並未計算非流體區，因此沒有數據。虛線之後，PC 與 COG+PC 兩者案例則因有噴槍的常溫載氣注入而使溫度先下降，隨後因熱鼓風或 COG 燃燒的升溫而上升。整體而言，COG+PC 案例的溫度較高。

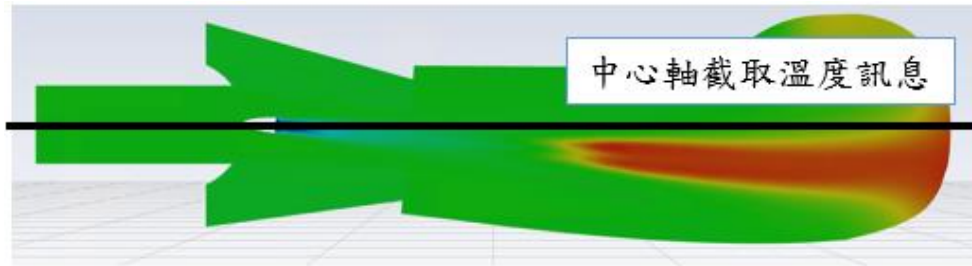


圖 1、中心軸位置示意圖。

溫度隨中心軸曲線圖

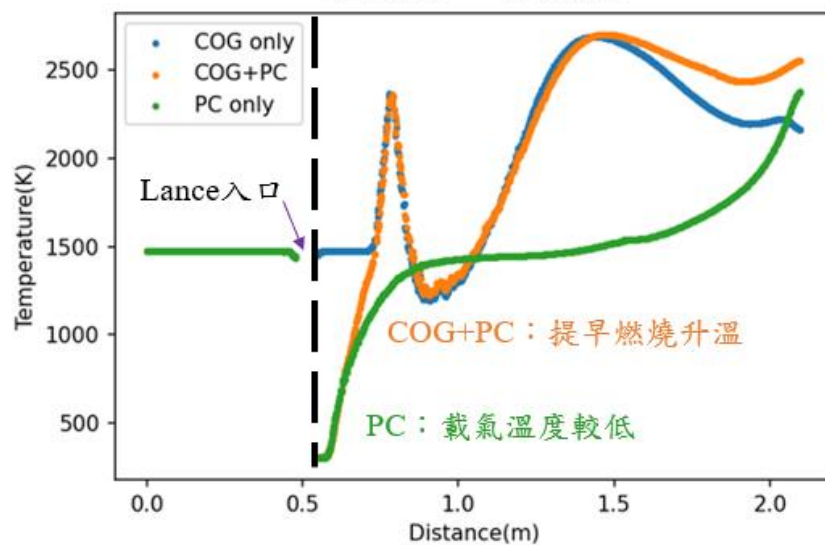


圖 6、三個案例沿中心軸之溫度變化。

圖 7(a)為甲烷組份分佈，可觀察到 COG+PC 與 COG 案例在鼓風嘴內已經消耗大部分的甲烷。圖 7(b)的顯示 PC 案例在風徑區才開始有出現氧氣消耗的現象，代表僅有 PC 情況下，燃燒主要發生在風徑區；有注入 COG 的兩個案例，從鼓風嘴內就已經消耗氧氣，整體而言又以 COG+PC 案例的氧氣消耗量最多。

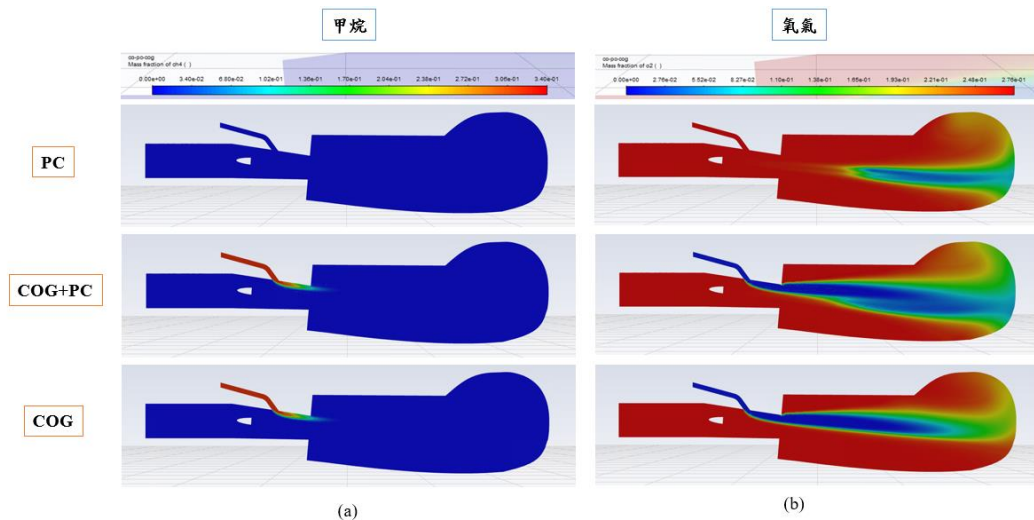


圖 7、模擬結果之組份分佈：(a)甲烷，(b)氧氣。

圖 8 為一氧化碳與二氧化碳之質量分率分佈，PC 案例主要燃燒反應發生在風徑區，因此兩種組份主要分佈在風徑區；另外兩個注入 COG 的案例，則從鼓風嘴內開始反應而有這兩種組份的生成，其中又以 COG+PC 案例的含量較多。

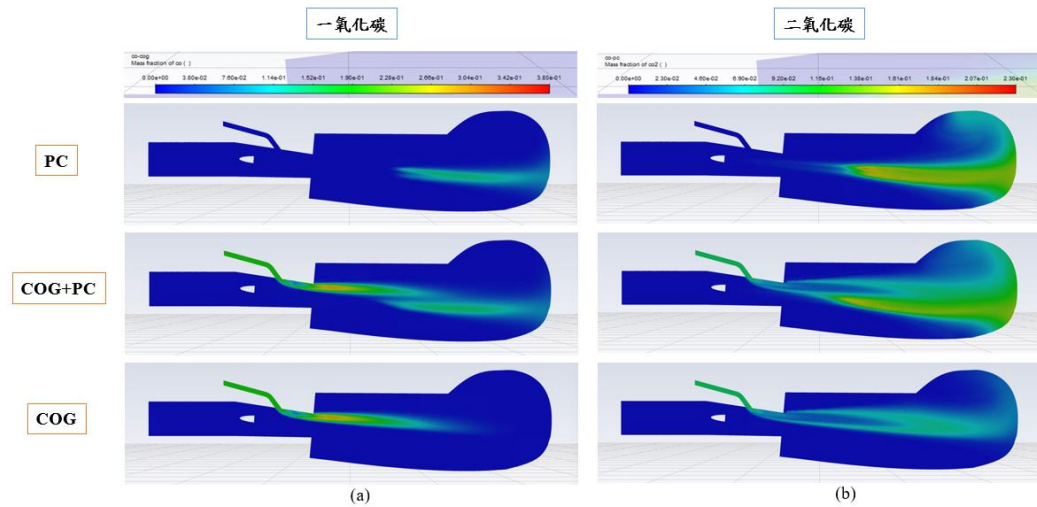


圖 8、模擬結果之組份分佈：(a)一氧化碳(b)二氧化碳。

圖 9(a)為絕對壓力分佈，可觀察到雙燃料噴吹在 COG injection 入口位置的壓力較大。圖 9(b)為速度分佈，PC 案例因為整體流量較小，所以在鼓風嘴出口速度最小；而有注入 COG 的案例，也因整體流量大與 COG 快速燃燒因素，在出口處有較大的速度，然而 COG+PC 案例在鼓風嘴出口中心位置的速度較 COG 案例小，這可能是因為噴槍載氣與 PC 顆粒流速僅約為 10 m/s 之故。

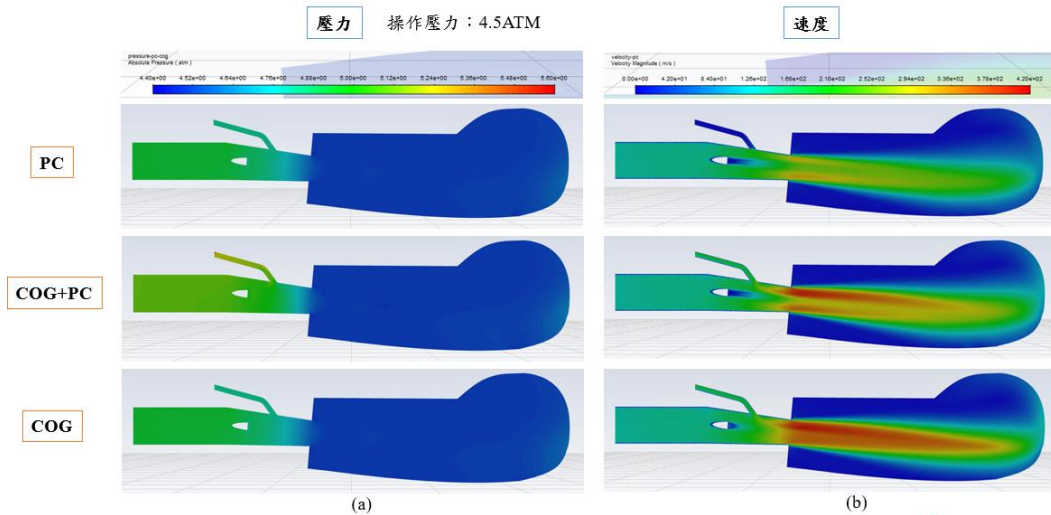


圖 9、模擬結果之(a)壓力，(b)速度分佈。

圖 10 為沿著中心軸從鼓風入口到鼓風嘴出口(約 0.75m 處)的壓力變化，其中 PC 案例在這兩個端點的壓力差(0.2092 atm)最小，COG+PC 案例與 COG 案例的壓力差分別為 0.2851 atm 與 0.2801 atm，由此可知注入 COG 後將使熱風到鼓

風嘴的壓力差變大，後續須注意高爐製程穩定性之議題。

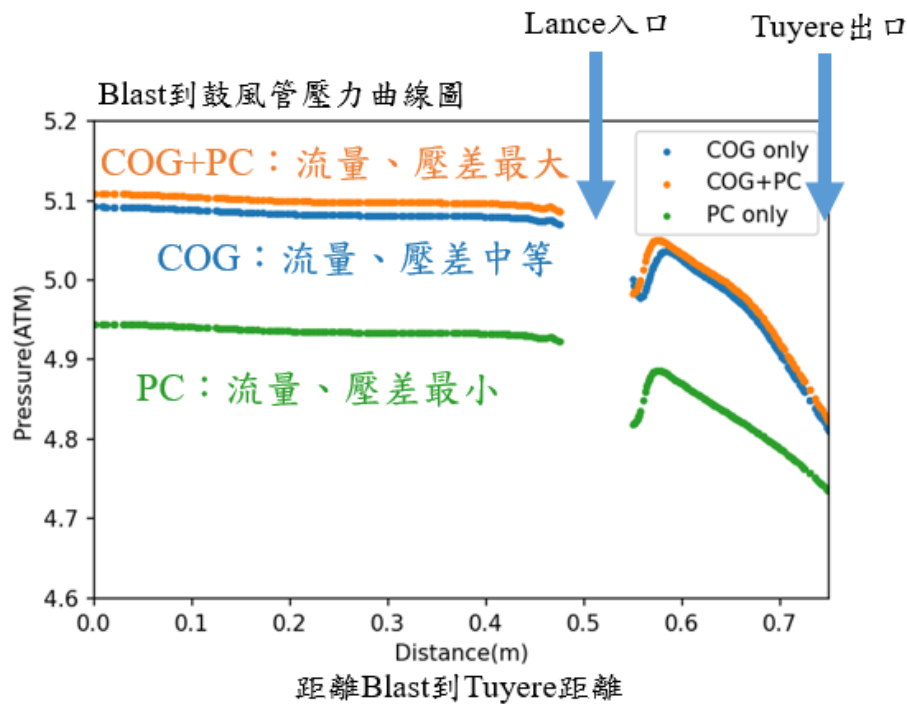


圖 10、壓力沿著中心軸之壓力分佈。

PC 燃燒效率通常以 burnout 率作為指標[4]，如方程式(5)之計算，其中 $m_{a,0}$ 為初始的 ash 質量分率， m_a 為當下情況的 ash 質量分率。比較 PC 與 COG+PC 案例的 burnout(表 1)，結果顯示 burnout 隨著 PC 顆粒尺寸增加而降低，這是因為大顆粒 PC 需要更長時間燃盡。比較兩個案例則以 COG+PC 案例平均 burnout 的 58.03%較 PC 案例的 55.54%為高，這應該是先前所提及因為雙燃料噴吹使得 PC 提早燃燒而提升 PC 的 burnout 率。

$$\text{Burnout} = (1 - \frac{m_{a,0}}{m_a}) / (1 - m_{a,0}) \quad (5)$$

表 1、PC 與 COG+PC 案例之 burnout。

顆粒大小	Burnout (%)	
	PC噴吹	COG+PC雙噴吹
20 μm	80.14	83.91
45 μm	59.74	64.85
63 μm	46.32	47.28
90 μm	35.66	36.06
平均值	55.45	58.03

四、結論

本研究模擬分析 PC, COG 與 COG+PC 案例在噴槍—鼓風管—鼓風嘴—風徑區之燃燒行為，結論如下：

1. 僅有 PC 噴吹時，燃燒位置主要在風徑區；當有 COG 注入時，點火位置將在鼓風嘴內而提高鼓風嘴溫度，從鼓風嘴的壽命與安全性觀點，必須重新評估鼓風嘴的冷卻水道設計。此外，COG 的注入將使 PC 提早燃燒，也會增加 PC 的 burnout。
2. 僅有 PC 噴吹，氧氣主要消耗的區域在風徑區；當有 COG 注入時，在鼓風嘴內已經消耗氧氣與大部分的甲烷。
3. COG 注入將使鼓風入口到鼓風嘴出口的壓差增加，後續須注意高爐製程穩定性之議題。

五、致謝

本文取自國科會 NSTC 111-2622-8-006-029 與 MOST 109-2221-E-131-012-MY2 之計畫成果，感謝國科會的經費支持。此外，感謝中鋼公司與屏東科技大學蔡建雄教授之技術支援，使本研究得以順利進行。

六、參考文獻

1. Liu, Y., et al., CFD Study of Hydrogen Injection in Blast Furnaces: Tuyere Co-injection of Hydrogen and Coal. 2021
2. Ishii, K., Advanced pulverized coal injection technology and blast furnace operation. 2000
3. Liu, Y., et al., CFD study of hydrogen injection in blast furnaces: tuyere co-injection of hydrogen and coal. 2021.
4. ANSYS, Fluent 2021 R1 User's Guide 2021.

高爐下部焦爐氣及粉煤共吹模擬分析

Numerical Study of COG and PC Co-injection in the Bottom of Blast Furnace

岳祺¹、許聖彥²、黃峻豪³

Chi Yueh, Sheng-Yen Hsu, Jyun-Hao Huang

國立中山大學機械與機電工程學系

Department of Mechanical and Electro-Mechanical Engineering,

National Sun Yat-sen University

摘要

本研究利用雙噴鎗-鼓風區-風徑區之三維模型，以數值模擬探討粉煤(PC)與富氫氣體(COG)噴吹進入高爐下部的燃燒情況。模擬結果發現 COG 富氫氣體火焰的點燃位置會大幅提前至鎗口尖端附近，造成鼓風管內壓力變大，增加鼓風管的熱負荷，並影響粉煤的點火位置及風徑區的燃燒情形。增加 COG 噴鎗保護氣體流量可使點火位置後移至風徑區內，但會使風徑區溫度下降，造成粉煤燃燒效率不佳。在富氧鼓風環境下，粉煤的平均燃爐率有提升，也改善噴吹 COG 造成風徑區溫度降低的問題。

關鍵字：雙鎗、COG、氫氣、高爐

Abstract

In this study, a three-dimensional model of the double lance, blast pipe, and raceway is used to simulate the combustion characteristics of pulverized coal (PC) and coke oven gas (COG) co-injected into the lower part of the blast furnace. The simulation results show that the ignition position of the COG flame is greatly advanced near the tip of the nuzzle, leading to the increases of pressure and heat load in the blast pipe and affecting the ignition position and burning efficiency of PC in the raceway. Increasing the gas flow rate of the protection gas of COG lance can cause the ignition position move back to the raceway, but it also results in the temperature decrease in the raceway and poor combustion efficiency of pulverized coal. The oxygen-enriched blast hot air can enhance the average burnout rate of pulverized coal and make up for the temperature drop in the raceway caused by the COG injection.

Keywords: double-lance、COG(coke oven gas)、Hydrogen、blast Furnaces

¹ 國立中山大學機械與機電工程學系(所)，研究生

² 國立中山大學機械與機電工程學系，副教授
Email: syhsu@mail.nsysu.edu.tw

³ 國立中山大學機械與機電工程學系(所)，研究生

一、前言

減碳議題已成為全球主流的趨勢，在煉鐵製程中有 70% 碳排由高爐產生，因此以氫代煤煉鐵成為積極開發的高爐製程技術。目前高爐使用的還原劑主要為一氧化碳，爐下部大多使用粉煤經由噴鎗從鼓風管送入高爐內部，粉煤的大量使用必會產生大量的溫室氣體，為了降低高爐能源消耗（CO₂ 減量）所採取的技術措施有：精料、高溫熱風、富氧鼓風、噴吹替代燃料等。在近年高爐減碳的研究上，使用富氫氣體注入高爐中作為還原鐵礦的還原劑，減少以一氧化碳還原鐵礦比例，可望大幅降低高爐的排碳量。然而，如何安全地將氫氣(富氫氣體)安全的送入高爐中，便是發展富氫高爐製程的重要技術之一。

雖然氫氣熱值高[1]、燃燒乾淨及無碳排等好處，然而現階段對綠氫的取得以及氫氣的儲存與運輸等相關技術都尚未成熟，以致無法獲得大量的綠氫作為高爐使用。鋼鐵廠減碳製程的工作刻不容緩，因此鋼鐵廠內現有煉焦製程中產生的可燃性氣體「COG(coke oven gas)焦爐氣」，其氣體組成主要含氫氣 55-60%、甲烷 23-27%[2]，便成了富氫高爐燃料的一時之選。

從目前有限的富氫氣體爐下部噴吹燃燒研究的文獻可發現，氣體燃料噴吹相較於粉煤噴吹，點燃位置會提前至鎗口端附近[3-5]。而天然氣(NG)的注入會使得風徑區火焰溫度下降[6]，為了抑制火焰溫度下降的現象，混入適當的氫氣可使溫度提升，在 60%H₂ 及 40%NG 下火焰溫度最高[7]，此混和氣體組成比例接近於 COG 氣體。因為富氫氣體燃料的注入，除了會導致溫度下降，在與粉煤共吹時，還會使粉煤燃燼率降低[6, 8]。改善粉煤燃燼率可利用富氧吹入鼓風管，目前富氧注入方式主要為使用氧煤鎗或以富氧熱風方式，來達到提高粉煤燃燼率及火焰溫度上升的目的[9-11]。

為了解 COG 與粉煤在高爐爐下部共吹的燃燒情形，本研究探討 COG 噴鎗保護氣體對點火位置的影響，以及富氧熱風對 COG 與粉煤共吹的燃燒情形。

二、研究方法及數值模型

本研究以數值模擬的方法，即所謂計算流體力學的方法，利用商用 CFD 軟體 FLUENT[12]建立模型並模擬，探討爐下部的噴吹焦爐氣(COG)與粉煤對鼓風口及風徑區以及燃燒行為的影響，並分析風徑區內部的溫度及組成分布。建立之三維模型如圖 1(a)所示，其結構包含雙噴鎗、鼓風管及風徑區。圖 1(b)所示為 PC 及 COG 噴鎗之配置。模擬分析鼓風管內左右噴鎗分別注入常溫之粉煤及焦爐氣燃料，受到熱鼓風的加熱點燃，並進入風徑區內燃燒的現象。使用之統御方程式及模型描述如下：

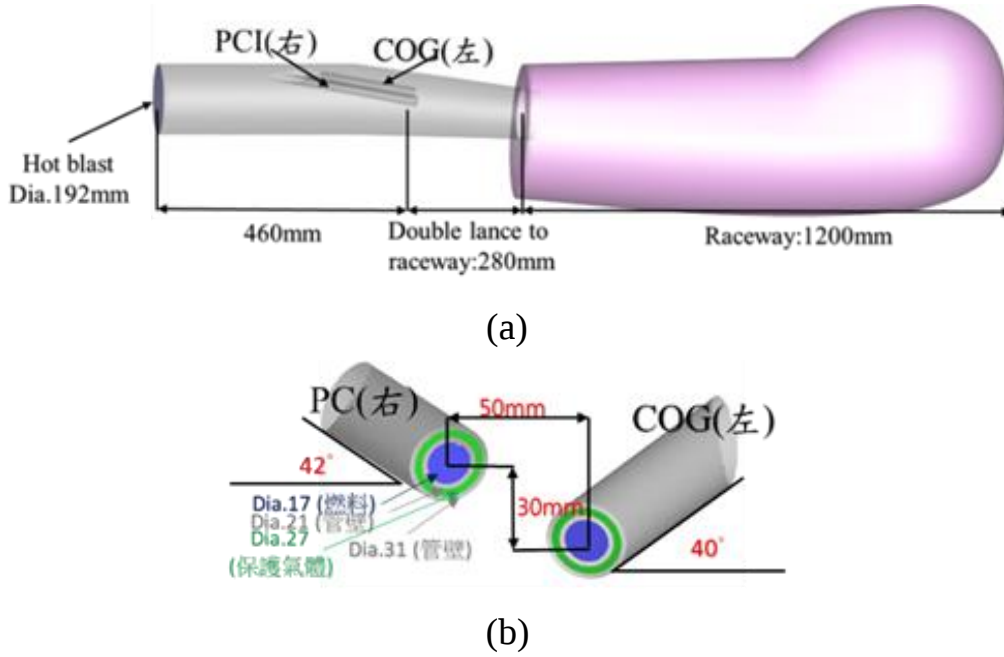


圖 1、(a)雙鎗、鼓風管與風徑區模型。(b)噴鎗配置。

統御方程式

連續方程式：

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0 \quad (1)$$

動量方程式：

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \vec{v}) + \nabla \cdot (\rho \vec{v} \vec{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot [\mu (\nabla \vec{v} + \nabla \vec{v}^T)] + S_D \quad (2)$$

能量方程式：

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho E) + \nabla \cdot [\vec{v} (\rho E + p)] = \nabla \cdot (k \nabla T) + S_h \quad (3)$$

源項 S_h 包含輻射的貢獻，也有其他反應體積熱源。

組份方程式：

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho Y_i) + \nabla \cdot [\rho \vec{v} Y_i] = -\nabla \cdot \vec{J}_i + R_i \quad (4)$$

R_i 是 i 組分之化學反應的淨產生率

紊流方程式：

在紊流模型中最簡單及完整的紊流模型為標準 $k - \varepsilon$ 模型，它是個從實驗現象中總結出來的半經驗的公式，主要是基於湍流動能和耗散率。該模型自從被 Launder 和 Spalding 提出後，就變成計算流體力學中計算紊流的主要工具，主要的優點在於適用範圍廣、經濟效益大、且具有一定合理的精度。其相關的方程式如下：

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M + S_k \quad (5)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M + S_k \quad (6)$$

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}$$

$$C_\mu = 0.09, \sigma_t = 0.85, \sigma_k = 1.00, \sigma_\varepsilon = 1.30, C_{1\varepsilon} = 1.44, C_{2\varepsilon} = 1.92, C_{3\varepsilon} = 0.80$$

此處 G_k 為平均速度梯度所產生的湍流動能； G_b 為浮力所產生的湍流動能； Y_M 為可壓縮中湍流的擴張耗散率； σ_k 和 σ_ε 則為方程中的紊流普朗特（Prandtl）數； S_k 和 S_ε 是用戶定義的源項。

理想氣體方程式：

$$P = \rho RT \quad (7)$$

熱輻射 P1 模型方程式：

$$q_r = - \frac{1}{3(a + \sigma_s) - C\sigma_s} \nabla G \quad (8)$$

離散相模型（粉煤）

質量方程式：

$$\frac{dm_p}{dt} = -N A_p M_w \quad (9)$$

運動方程式：

$$m_p \frac{d\vec{U}_p}{dt} = \vec{F}_d + \vec{F}_g \quad (10)$$

$$\vec{F}_d = \frac{\pi}{8} C_D \rho_g d_p^2 |\vec{V} - \vec{U}_p| (\vec{V} - \vec{U}_p) \quad (11)$$

$$\vec{F}_g = \frac{1}{6} \pi d_p^3 (\rho_p - \rho_g) \vec{g} \quad (12)$$

能量方程式：

$$m_p c_p \frac{dT_p}{dt} = h A_p (T_\infty - T_p) + \frac{dm_p}{dt} h_{fg} + A_p \epsilon_p \sigma (\theta_R^4 - T_p^4) \quad (13)$$

反應模型(Finite rate/eddy dissipation)

本研究使用 Finite rate/eddy dissipation: 有限化學反應與紊流混合燃燒模型，取二者反應速率較小者。Finite rate 模型之 Arrhenius 方程如下：

$$k_{f,r} = A_r \exp(-E_r/(RT)) \quad (14)$$

其中 " A_r " 為 pre-exponential factor(consistent units)，" β_r " 為 temperature exponent (dimensionless)，" E_r " 為 activation energy for the reaction(J/kgmol)，" R "

為 universal gas constant(J/kgmol-K)。其使用之化學反應及反應速率參數列於表 1。
Eddy dissipation rate 使用 ANSYS FLEUNT 內建之預設值。

表 1、化學反應式及反應速率

Reaction	A_r	E_r
$H_2 + 0.5O_2 \rightarrow H_2O$	9.87e+08	3.1e+07
$CO + 0.5O_2 \rightarrow CO_2 + H_2O$	2.239e+12	1.7e+08
$CO_2 \rightarrow CO + 0.5O_2$	5e+08	1.7e+08
$CO + H_2O \rightarrow CO_2 + H_2$	2.35e+10	2.88e+08
$CO_2 + H_2 \rightarrow CO + H_2O$	1.785e+12	3.2606e+08
$CH_4 + 2O_2 \rightarrow CO_2 + 2H_2O$	2.119e+11	2.027e+08
$h\nu_{coal} + 1.598O_2 \rightarrow CO_2 + 1.417H_2O$	2.119e+11	2.027e+08

本研究採用二種燃料共吹之方式，分別為粉煤（PC）與焦爐氣(COG)，雙噴鎗皆有保護氣體，其成份組成比例、注入之條件列於表 2。本研究使用之數值模型網格約 80 萬。

表 2、雙鎗噴吹粉煤及 COG 注入條件

顆粒直徑 (μm)				質量分率		
20				5%		
45				35%		
75				50%		
150				10%		
質量流率				0.156875(kg/s)		
邊界條件(PC 端)						
噴鎗(粉煤)		保護氣體			熱風	
N2:79%	13.5(m/s)	N2:79%	39.3(m/s)	N2:79%	121(m/s)	
O2:21%	300(K)	O2:21%	300(K)	O2:21%	1423(K)	
COG 比例						
H2:60%	CH4:20%	N2:10%	O2:0.2%	CO2:6.8%	CO:3%	100%
邊界條件(COG 端)						
噴鎗(COG)			保護氣體			
0.1058(kg/s) 300(K)			N2:100%		39.3(m/s) 300(K)	

三、結果與討論

本研究已無富氧熱風以及 COG 保護氣體(N₂)流速 39.3m/s 之條件作為參考案例(其他條件列於表 2)，其溫度分佈模擬結果之剖面如圖 2 所示。由圖 2(a)和 2(b)可發現參考案例的點火位置在鼓風管內，會使鼓風管內的壓力變大，相同的熱鼓風壓力下熱風量減少，會導致高爐內部氣氛改變，影響產能。此外點火位置在鼓風管內也會造成鼓風管熱負荷變大，導致鼓風管燒損，縮短使用週期，並可

能造成操作上的危險。圖 2(c)與 2(d)分別沿著 COG 與粉煤噴鎗的軸線剖面，由於粉煤需要加熱、脫水和去揮發過程，不同於可直接快速燃燒的 COG 氣體，因此可發現點 COG 的點火位置較粉煤靠近噴鎗。此外，COG 點燃後溫度上升、氧氣消耗，會提早粉煤的燃燒位置以及不利粉煤在風徑區內的燃燒(圖 2(d))。

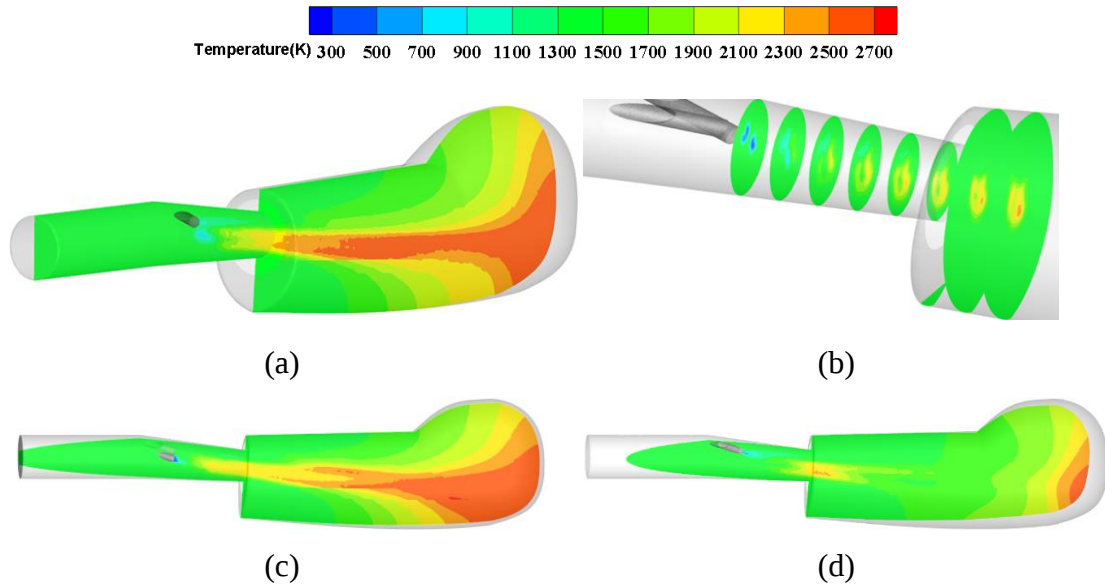


圖2、溫度分佈(a)Z剖面(b)X剖面(c)沿COG噴鎗軸剖面 (d) 沿粉煤噴鎗軸剖面。

由於參考案例的 COG 點火位置太靠近噴鎗，會影響鼓風管內的壓力導致熱風量減少，因此將 COG 噴鎗的保護氣體(N_2)速度提高，使 COG 的點火位置後退。圖 3 顯示將 COG 噴鎗保護氣體流速增加至 95m/s 時，鼓風管及風徑區內的剖面溫度分佈圖，如同預期提高保護氣體流速，可使點火位置後退至風徑區內(如圖 3(a)(b)(c)所示)，然而由於保護氣體為氮氣，大量的氮氣會使風徑區的溫度下降，導致粉煤的燃燒效率不佳(如圖 3(d)所示)。

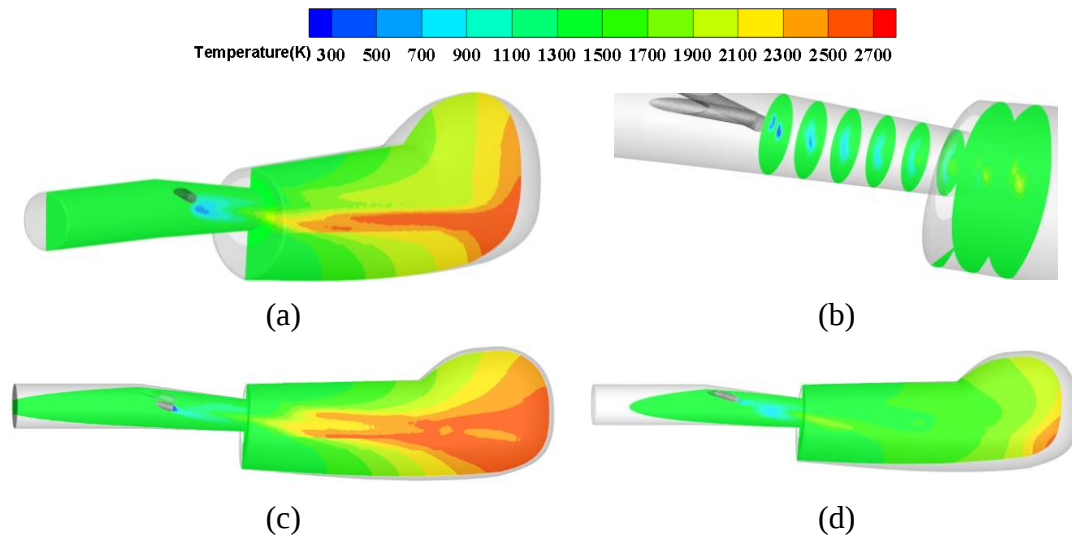


圖3、COG保護氣體增加至95m/s之溫度分佈 (a)Z剖面 (b)X剖面 (c) 沿COG噴鎗軸剖面 (d) 沿粉煤噴鎗軸剖面。

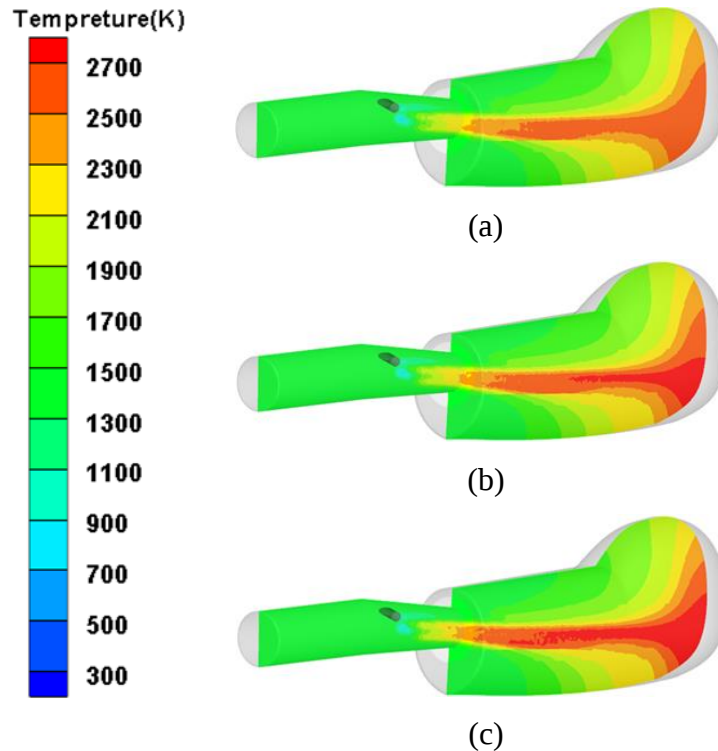


圖 4、不同富氧比例溫度分佈圖。(a)無 (b)2% (c)4%。

由於注入的COG氣體燃料反應快速，在鎗口端會消耗許多氧氣，導致粉煤燃燒反應不佳，會導致爐內溫度機低。因此本研究也探討以富氧熱風導入較多氧氣進入風徑區的燃燒現象。隨著富氧量增多，風徑區的火焰溫度會隨之提高，使原本最高溫在2500K左右提升至2700K以上，如圖4所示，在富氧情況下也使得高溫火焰的長度延長，在2%富氧下高溫火焰僅出現在風徑區末端(如圖4(b)所示)，而增加到4%的情況下高溫火焰則提前出現在風徑區中段(如圖4(c)所示)，然而4%以下的富氧熱風對點燃點位置影響不大。表 2顯示不同富氧比例熱風下不同粉煤顆粒大小及平均之燃燼率，模擬結果指出粉煤燃燼率隨著富氧比例增加而提高，4%的富氧熱風下粉煤平均燃燼率提升6.24%。

表 2、不同富氧比例熱風之粉煤燃燼率

燃燼率			
富氧量 PCI 粒徑	無富氧	2%富氧	4%富氧
20 μ m	88.79	90.10	91.30
45 μ m	70.30	75.72	79.93
75 μ m	52.51	57.96	63.04
150 μ m	31.91	32.99	34.20
Total(%)	60.88	64.19	67.12

四、結論

本研究以雙鎗-鼓風管-風徑區三維模型探討高爐爐下部同時噴吹煉焦爐氣(COG)與粉煤(PC)的燃燒情形，根據模擬結果可得到以下重點：

1. 在富氫氣體燃料與粉煤共吹下，富氫氣體燃燒反應較快發生，其點燃位置會大幅提前至鎗口前端。
2. 使用氮氣作為COG噴鎗保護氣體，可使COG點燃位置後退，避免噴鎗受損；當COG保護氣體增加至95 m/s時，火焰點燃位置後退至風徑區。然而氮氣不參與燃燒反應，因此保護氣體越多爐溫下降越多。
3. 增加熱鼓風富氧比例可提升燃燒溫度及粉煤燃爐率，避免爐溫降低的問題。

富氫燃料與粉煤以雙鎗吹入鼓風管的操作方式很多，例如：粉煤載氣與保護氣體的選擇、流速的設計、以及雙鎗的位置、角度等，皆需進一步探討才能建立安全有效率的噴吹技術，落實富氫高爐製程的操作。

五、致謝

本研究承蒙國科會支持(計畫 NSTC 111-2622-8-006-029)，在此致上感謝之意。

六、參考文獻

1. Prabir Basu, Cen Kefa, and Louis Jestin, Boilers and burners design and theory. Springer; 2000: p. 22.
2. Hongqiang Liao, Baoqing Li, and Bijiang Zhang, Pyrolysis of coal with hydrogen-rich gases. 2. Desulfurization and denitrogenation in coal pyrolysis under coke-oven gas and synthesis gas. Fuel, 1998. 77: p. 1643–1646.
3. Yan Chen, Dong Fu, and Chenn Q. Zhou, Numerical simulation of the co-injection of natural gas and pulverized coal in blast furnace. June 2013.
4. Okosun Tyamo, Numerical Simulation of Combustion in the Ironmaking Blast Furnace. 2018.
5. Yuting Zhuo, Zhongjie Hu, and Yansong Shen, CFD study of hydrogen injection through tuyeres into ironmaking blast furnaces. Fuel, 2021. 302.
6. Cuiliu Zhang, et al., Blast furnace hydrogen-rich metallurgy-research on efficiency injection of natural gas and pulverized coal. Fuel, 2022. 311.
7. Zouhaier Riahi, et al., Numerical investigation of turbulent combustion with hybrid enrichment by hydrogen and oxygen. International Journal of Hydrogen Energy, 2020. 45(4): p. 3316-3326.
8. Yiran Liu, Zhongjie Hu, and Yansong Shen, CFD Study of Hydrogen Injection in Blast Furnaces: Tuyere Co-injection of Hydrogen and Coal. Metallurgical and Materials Transactions B, 2021. 52(5): p. 2971-2991.
9. Zhenfeng Zhou, et al., Combustion Enhancement of Pulverized Coal with Targeted Oxygen-Enrichment in an Ironmaking Blast Furnace. Processes, 2021. 9(3).
10. Robin Schott, optimization strategies for pulverized coal injection into the blast furnace. stahl und eisen 136 (2016) Nr. 3, 2015.
11. 楊源鎰，高爐風徑區中氧煤噴吹與單鎗操作粉煤燃燒行為之比較。國立屏東科技大學車輛工程系 碩士學位論文，中華民國 107 年。
12. ANSYS, I., ANSYS Fluent User's Guide. 2013.

2023 徵稿說明

下列專欄，歡迎大家耕耘：

1. 專題研究--分為五大方向，分別為「能源發展與應用」、「動力設施與燃燒」、「防火與消防」、「燃燒科技發展」、「空污控制與生物效應」。
2. 燃燒科技交流--燃燒應用技術、新技術或新產品介紹、疑難討論與經驗交流、國內外相關研究機構介紹、國內外相關學會、機構、團體之動態等，相關研討會論文摘要或全文、燃燒現象照片等。
3. 燃燒論壇--開放討論基本燃燒現象、基本燃燒原理及燃燒詞彙定義等。
4. 即時資訊--政府相關政策、國內外相關科技資訊、研討會或相關活動訊息等即時之動態資訊。能源委員會、環保署、科技部、消防署等相關機構委託執行計畫之研究成果介紹等。
5. 其他--讀者意見迴響交流與燃燒相關之其他任何訊息或稿件。

來稿請寄本會【電子信箱】或

【71070 台南市永康區崑大路 195 號，機械工程系 侯順雄 教授 收

E-mail：sshou@mail.ksu.edu.tw；Tel：(06) 2727175 ext. 253】

投稿須知

1. 文字：稿件應以中文或英文撰寫，中文文字之字型應為標楷體字，英文文字字型應為Times New Rome。
 2. 題目：應力求簡潔且能充分表達論文之重要概念，請附中、英文題目各一式，英文題目請附於中文題目之後。
 3. 作者：請附上中、英文之作者姓名、服務單位及職稱。作者之服務單位及職稱請以附註之方式書寫同一頁之末端，若作者為兩個人以上者，請以不同之符號標示之。
 4. 摘要：以簡明扼要之方式表達論文之內容。無論以中文或英文撰寫，一律附上500 字以內之中、英文摘要各一份。英文摘要請置於中文摘要之後。
 5. 字型大小：題目以16pt 黑體字，摘要、前言、文章內容之標題請以14pt 黑體字，作者介紹及文章內容以12pt 標楷體字書寫之。
 6. 關鍵字：中英對照關鍵字，最多以5 個為限。
 7. 圖表說明：圖說與表說應統一使用中文或英文，圖標題應在圖之下方；表標題應在表之上方。
 8. 參考文獻：（列於正文之後，書寫時請依於文章中出現之先後順序排列）Combustion Quarterly Vol. 52 17 No. 2 May 2008
- (1) 書籍：作者，書名，出版社，出版地，頁數，年。
- 中文如：柯清水，石油化學概論，正文書局，臺北，pp. 183-191，1992。
- 英文如：Owen K, Coley T. Automotive Fuel Reference Book, 2nd ed., Society of Automotive Engineers, pp. 551-587, 1997.

- (2) 期刊論文：作者，篇名，期刊名稱，年，卷期，頁數。
中文如：葉江榮，鍋爐高溫腐蝕，*台電工程月刊*，第276期，pp. 10-18，1979。
英文如：Zhen, H. S., Leung, C. W. and Cheung, C. S., Emission of impinging swirling and non-swirling inverse diffusion flames, *Applied Energy*, Vol. 88, pp.1629–1634, 2011.
- (3) 研討會：作者，篇名，研討會論文集，出版者，頁數，年月或年。
中文如：萬皓鵬，汽電共生系統效率提升技術，*2002 汽電共生系統技術研討會論文集*，經濟部能源委員會，pp. 84-91，91年4月。
英文如：Law CK. Dynamics of Stretched Flames, Twenty-Second Symposium (International) on Combustion, The Combustion Institute, pp. 1381-1402, 1988.

燃燒季刊 2023年2月

發行單位：中華民國燃燒學會

發行人：楊授印

總編輯：侯順雄

副總編輯：江鴻龍、陳榮洪、蔡匡忠、蔡建雄（依姓氏筆畫排列）

編輯：王派毅、石心怡、朱力民、吳志勇、吳明勳、吳耿東、吳展維
吳澤松、李灝銘、李約亨、杜憲文、林洸銓、林育立、洪榮芳
許聖彥、郭振坤、劉永章、陳維新、楊授印、蔡欣倫、蘇崇輝
（依姓氏筆畫排列）

秘書：楊蕎瑋

發行地址：704臺南市北區小東路25號成大力行校區能源科技與策略研究中心

電話：(06)2084128

中華民國八十一年十二月創刊

中華民國一百一十二年二月出版

局版台誌號第玖玖零捌號