

燃燒季刊

Combustion Quarterly

第二十三卷 第一期 中華民國一百零三年二月出版

Vol. 23, No.1

Feb. 2014

目錄

CONTENTS

編輯札記	1
	蔡建雄、陳維新
多層式複合材料應用於屋頂隔熱之研究	2
	陳長仁、吳宗南
濕鍍技術用超音波液滴產生器及空氣導引裝置之系統開發	12
	吳志勇、楊智博、劉旺林、陳正暉、曾慶慧、洪于舜
車輛火災煙流分析	24
	李昱民、張金龍、梁智創
鐵礦燒結實驗與數值模型建立	36
	陳金豐、許聖彥、黃以松、鄒穎
銅冷卻壁安裝雪茄型冷卻棒冷卻效果評估	52
	陳佑宗、蔡建雄、何忠根
徵稿說明	65

編輯札記

自工業革命以來，機器大量取代人力，人類對能源的需求與耗用不斷地增加，對燃燒化石燃料以取得動力及電力的方式依賴甚深，燃燒的同時也排放鉅量的溫室氣體到大氣中，使得全球暖化進而產生氣候變遷的危機。此外，化石燃料於工業燃燒應用時亦伴隨著各種廢氣污染產生，對全球生態環境造成巨大災害，嚴重影響人類生態環境。因此，發展節能科技及燃燒科技成為各國發展永續之重要發展方向。本期共刊登五篇專業論文，分別來自大專院校、中鋼與財團法人精密機械研究發展中心等單位之研究成果，崑山科技大學陳長仁教授將多層式複合材料應用於屋頂的隔熱，使用不同摻料：輕質粒料(大/中/小)、相變化材料、發泡劑、隔熱漆可增加混凝土的熱阻，有助於降低室內溫度。高苑科技大學吳志勇教授與精密機械研究發展中心楊智博等人開發一套超音波液滴產生器及空氣導引裝置系統，可以應用於濕鍍製程。屏東科技大學、張金龍與梁智創教授利用 FDS 煙流計算軟體對汽車進行火災模擬及煙流分析。針對引擎室起火、後座椅子起火、儀錶起火以及後置物箱起火等四種火災實際狀況進行模擬，發展火燒車之鑑定技術。中山大學許聖彥教授與中鋼公司黃以松與鄒穎博士建立鐵礦燒結實驗設備與數值模型，鐵礦燒結為煉鐵製程中的重要步驟之一，數學模式包含燃燒反應、相變化、以及孔隙介質內的熱傳及質傳等現象，有利於提升燒結技術。屏東科技大學蔡建雄與中鋼公司何忠根先生以 CFD 的方法評估銅冷卻壁安裝雪茄型冷卻棒之冷卻效果，評估不同冷卻棒支數與位置、冷卻水流速、爐內溫度變化等因素的影響，可以提供高爐冷卻壁損壞時之緊急處置之參考

本期的內容相當精彩及多元化，閱讀過程絕對是一場知的饗宴，也請本刊讀者繼續支持及踴躍投稿本期刊，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 陳維新

多層式複合材料應用於屋頂隔熱之研究

The Study of the Multilayer Composite Materials Applied for the Thermo Insulation to the Building's Roof

陳長仁¹、吳宗南²

Chang-Ren Chen¹, Tsung-Nan Wu²

崑山科技大學 機械工程系

Department of Mechanical Engineering, Kun Shan University

摘要

本文目的在探討屋頂混凝土建材對隔熱效果的影響，使用不同摻料:輕質粒料(大/中/小)、相變化材料、發泡劑、隔熱漆，試驗 25cm*25cm*2.5cm 之方形試體，進行單面模擬日照加熱方式進行熱傳導試驗。利用熱傳導公式，求得混凝土之熱傳導係數與熱傳透率，故利用此結果與根據內政部建築研究所「建築技術規則-綠建築篇」規範，本文發現除了純水泥磚大於此數值，其餘添加不同摻料之混凝土磚皆可有助於降低室內溫度。實驗結果顯示，加入不同摻料可增加混凝土的熱阻。

關鍵字：混凝土、發泡混凝土、輕質粒料、相變化材料、隔熱

Abstract

This paper aims to investigate the roof concrete building materials for insulation effect, using different admixtures: lightweight aggregate (large / medium / small), phase change materials, foam, insulation paint, testing 25cm * 25cm * 2.5cm the square specimens, single-sided approach to simulate sunlight heating heat conduction tests. Heat conduction equation, and seek concrete thermal conductivity and heat transmission rate, so take advantage of this result with the Building Research Institute under the Ministry of the Interior "Building Technical Code - Green Building papers' specifications, we find that in addition to pure mud is greater than this value, add the remaining different admixtures of concrete bricks can help reduce the indoor temperature. Experimental results show that adding different admixtures can increase

¹ 崑山科技大學機械工程學系，教授

² 崑山科技大學機械工程學系，研究生，E-mail:ookklb@yahoo.com.tw

the thermal resistance of concrete.

Keyword: Concrete、Foam concrete、Lightweight aggregate、Phase Change material

一、前言

混凝土在建築物上的使用是非常廣大且無所不在的，根據歐洲建築師協會估算，建築物的消耗能源佔全社會能源使用量的一半，其中又有一半使用於空調用電，因為一般混凝土建築材料隔熱效率差，導致室內溫度波動較大，環境不舒適，所以加長了開啟空調的時間，造成能源的浪費。【1-2】

1.1 各摻料簡介

本文使用的隔熱摻料包括：(1)輕質粒料(大/中/小):輕質粒料屬多孔性材料，內部有很多空氣層，質量輕化可減少隔熱磚的重量；(2)相變化材料:利用本身的固液體轉換可吸收大量的熱量，故使用在隔熱建材方面亦可達到良好的隔熱效果，本實驗使相變化材料粒徑 2 mm~3 mm；(3)發泡劑:可使混凝土內含有大量的空氣氣泡，空氣原本就具有良好的隔熱效果，故使用適量的發泡劑可使隔熱磚有更佳的隔熱效果；(4)隔熱漆:在隔熱磚表面均勻塗上隔熱漆(塗抹三層隔熱漆)，使隔熱磚表面光滑，有效地降低隔熱磚表面溫度，使外界溫度不易傳入室內空間。

1.2 熱傳導試驗方法

由於混凝土表面受熱時，熱能將由外表面向內部傳遞，其溫度由外向內形成一坡降，其降低率依混凝土之傳導性、受熱溫度、加溫時間及距受熱表面之距離而定。【3】

實驗設定條件為以照度 800 W/m^2 模擬日光照射各隔熱磚，進行 8 個小時模擬光照實驗，當光照測試時間 4 個小時後，關掉日照燈源使其自然散熱，此實驗目的為測試隔熱磚之隔熱效果以及探討底層溫度溫升快慢。

1.3 研究目的

研究中探討不同摻料:輕質粒料(大/中/小)、相變化材料、發泡劑、隔熱防水漆，對混凝土之熱傳性質之影響，藉由以上所述的隔熱摻料分別添加在混凝土表層和內部，並且分析單層式隔熱磚與複層式隔熱磚對室內溫度的影響。

二、實驗方法與研究方法

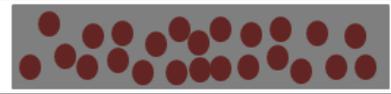
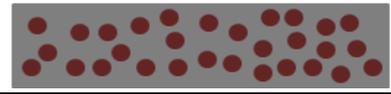
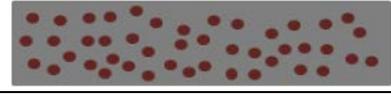
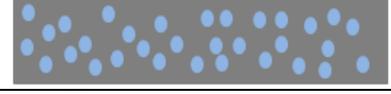
2.1 實驗設備

1. 磚塊配比設計，如表1及表2所示。
2. 日照機模擬平台，如圖1所示。
3. DQA溫度擷取系統，如圖2所示。

2.2 實驗方法與步驟

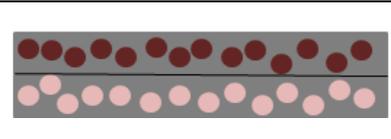
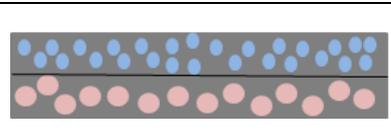
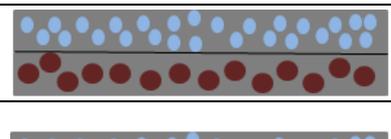
本實驗研究在室內直接架設日照模擬機台，日照時數、日照強度，皆可由人為控制。測試平台上的面積為 30cm*30cm 的正方形，因市售的磚塊大小多為 25cm*25cm，測試平台上方模擬日照光的一盞燈具規格為 110V/500W，測試磚的平均照度為 800W/m²，在測試平台下方的模擬室內空間，體積為 30cm*30cm*60cm，五面皆為隔熱材料。

表1 單層式隔熱磚配比

隔熱磚示意圖	隔熱磚名稱(代號)	隔熱磚配比
	純混凝土隔熱磚(Gc)	水泥：2400g、水：900g
	相變化隔熱磚(Pcm)	水泥：2100g、水：800g、 相變化材料：100g
	輕質粒料(大)隔熱磚 (Bl)	水泥：2100 g、水：800 g、 輕質粒料(大)：220g
	輕質粒料(中)隔熱磚 (Bm)	水泥：2100g、水:800g、輕 質粒料(中):240g
	輕質粒料(小)隔熱磚 (Bs)	水泥：2100g、水：800g、 輕質粒料(小)：300g
	泡沫混凝土磚(Bu)	水泥：1200g、水：500 g

註：■表示混凝土；●表示相變化材料；●表示輕質粒料；●表示空氣

表2 複層式隔熱磚配比

隔熱磚示意圖	隔熱磚名稱(代號)	隔熱磚配比
	複層式(輕質粒料/相變 化)隔熱磚(Bl/Pcm)	水泥：2000g、水：800g、 輕質粒料(大)：110g、相 變化材料：50 g
	複層式(泡沫混凝土/相 變化(50g))隔熱磚 (Bu/Pcm(50g))	水泥：1500g、水：800g、 相變化材料：50 g
	複層式(泡沫混凝土/輕 質粒料)隔熱磚(Bu/Bl)	水泥：1500g、水：800g、 輕質粒料(中)：110g
	複層式(泡沫混凝土/相 變化(100g))隔熱磚 (Bu/Pcm(100g))	水泥：1500g、水：800g、 相變化材料：100 g

註：■表示混凝土；●表示相變化材料；●表示輕質粒料；●表示空氣

複層式(a材料/b材料)隔熱磚，a材料表示為隔熱磚上層、b材料隔熱磚底層



圖 1 日照機模擬平台

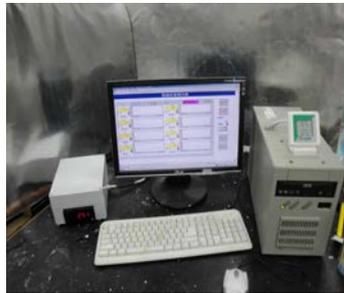


圖 2 溫度擷取系統

三、結果與討論

3.1 單層式隔熱磚總分析

首先對各單層式隔熱磚表面溫度結果分析比較，由圖3所示，發泡混凝土隔熱磚表面溫度溫升為最快溫度也最高，在40分鐘表面溫度達到 60°C ；純混凝土隔熱磚、輕質粒料隔熱磚、相變化隔熱磚表面溫度約在1小時20分表面溫度達 60°C ；且相變化隔熱磚表面溫度有明顯低於純混凝土隔熱磚與輕質粒料隔熱磚。

再對各單層式隔熱磚底層溫度結果分析比較，由圖4所示，純混凝土隔熱磚底層溫度溫升為最快也最高，在2小時底層溫度達 60°C ；輕質粒料隔熱磚、相變化隔熱磚、發泡混凝土隔熱磚皆未超過 60°C ，由此圖表示出所添加的隔熱摻料具有發揮隔熱效果；且相變化隔熱磚底層溫度明顯低於輕質粒料隔熱磚與發泡混凝土隔熱磚。

最後對單層式隔熱磚箱體溫度結果分析比較，由圖5所示，純混凝土隔熱磚箱體溫度溫升為最快也最高，在2小時箱體溫度達 35°C ；輕質粒料隔熱磚、相變化隔熱磚、發泡混凝土隔熱磚皆未超過 35°C ；且相變化隔熱磚底層溫度明顯低於輕質粒料隔熱磚與發泡混凝土隔熱磚。

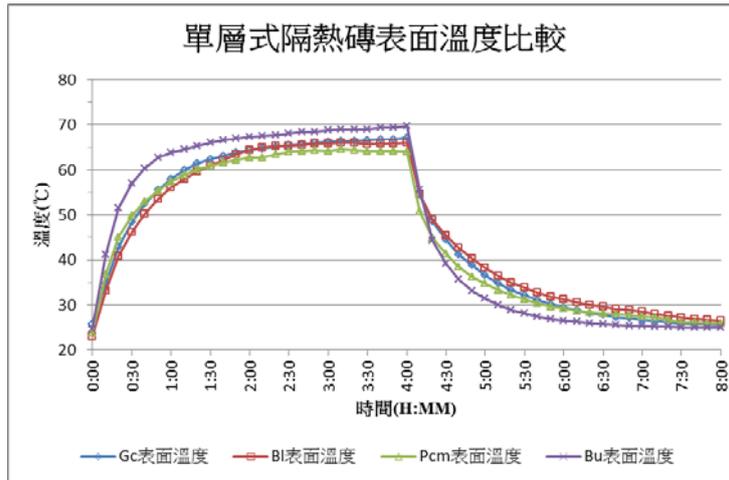


圖 3 單層式隔熱磚表面溫度比較

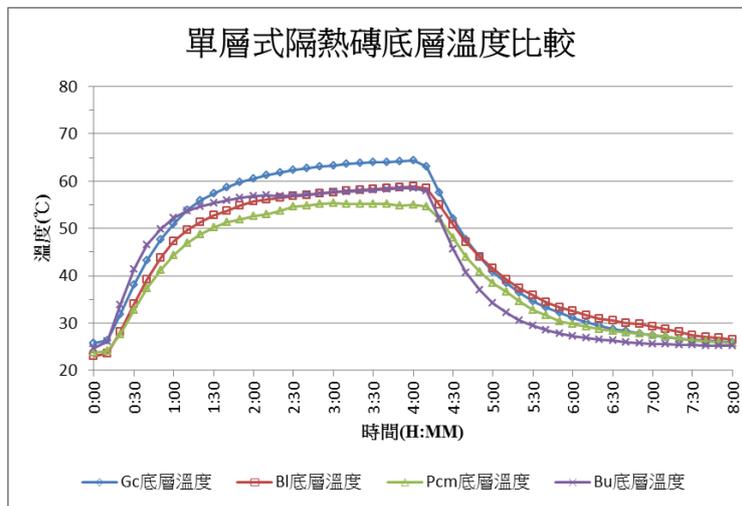


圖 4 單層式隔熱磚底層溫度比較

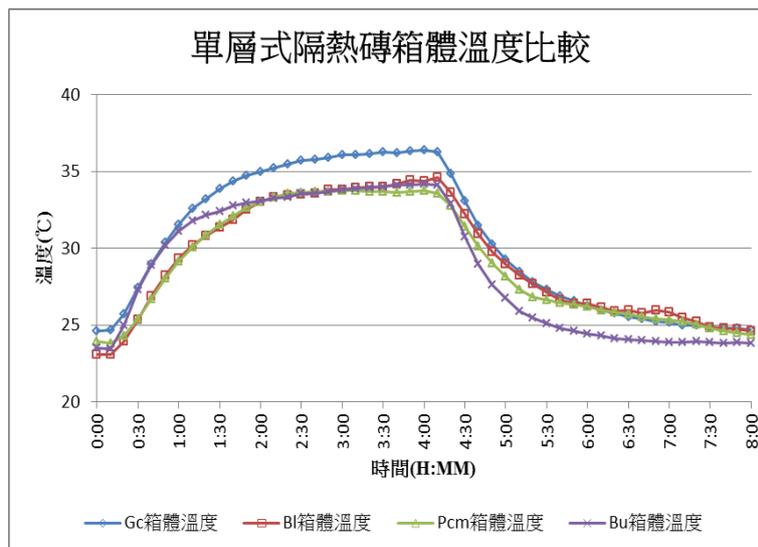


圖 5 單層式隔熱磚箱體溫度比較

3.2 複層式隔熱磚總分析

首先對複層式(輕質粒料/相變化)隔熱磚、複層式(相變化/輕質粒料)隔熱磚進行比較，由圖 6 所示，此兩種隔熱磚的隔熱效果大致相同，在與輕質粒料(大)隔熱磚、相變化隔熱磚比較，由表一所示，輕質粒料(大)隔熱磚與相變化隔熱磚隔熱效果均優於複層式(輕質粒料/相變化)隔熱磚與複層式(相變化/輕質粒料)隔熱磚，代表此隔熱磚材料減半後，嚴重影響到隔熱磚的隔熱效果。

再對複層式隔熱磚進行比較，由圖 7、圖 8、圖 9 所示，複層式隔熱磚表面為發泡混凝土材質溫升雖高於一般混凝土材質，但有搭配發泡混凝土的複層式隔熱磚，磚塊底層溫度和箱體溫度均低於無發泡混凝土的隔熱磚，底層混凝土再搭配隔熱摻料，則可讓隔熱磚有更好的隔熱效果。

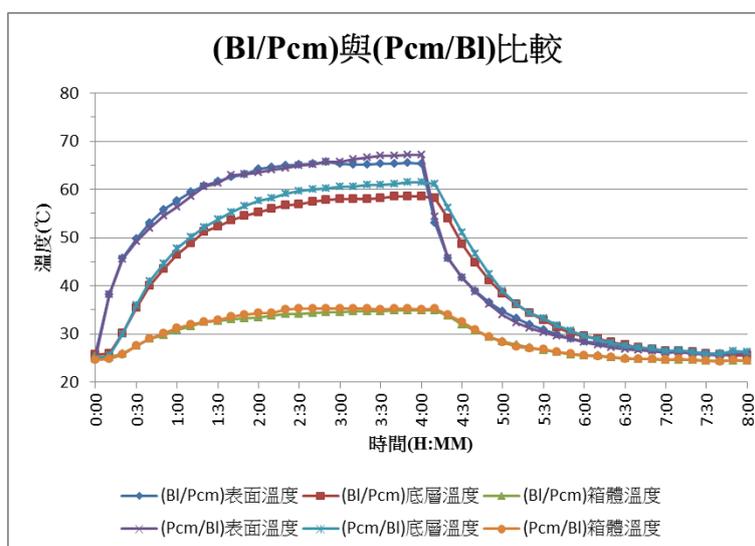


圖 6 (BI/Pcm)與(Pcm/BI)數據比較

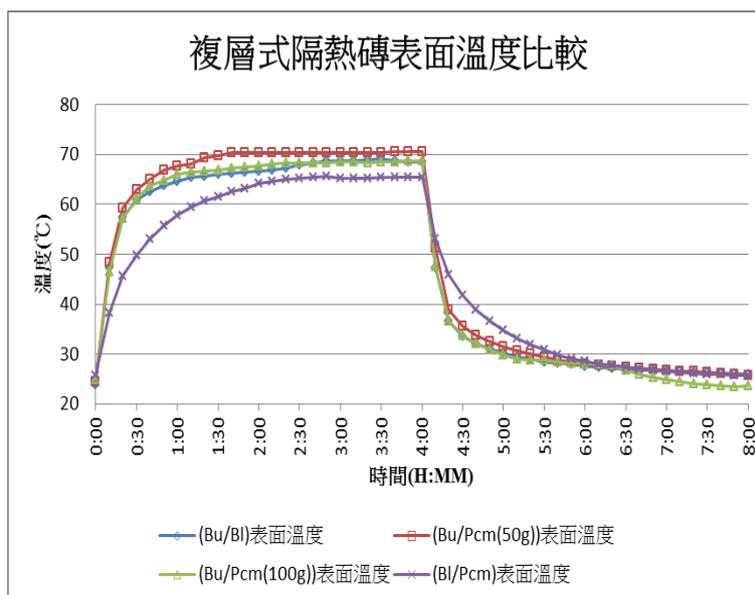


圖 7 複層式隔熱磚表面溫度比較

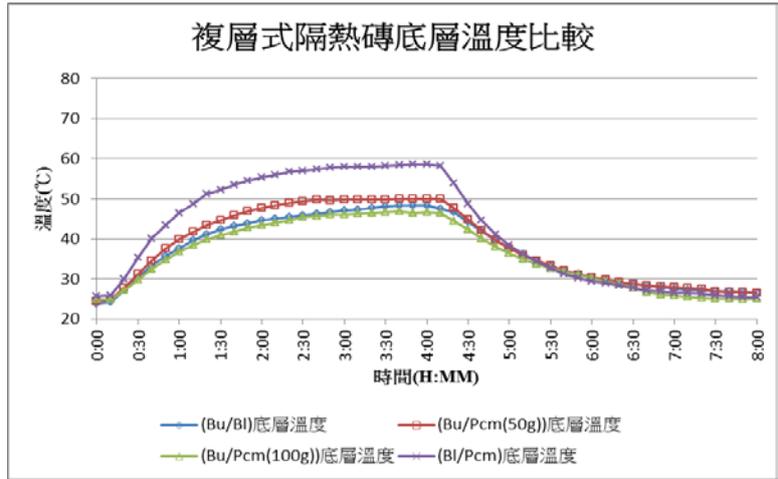


圖 8 複層式隔熱磚底層溫度比較

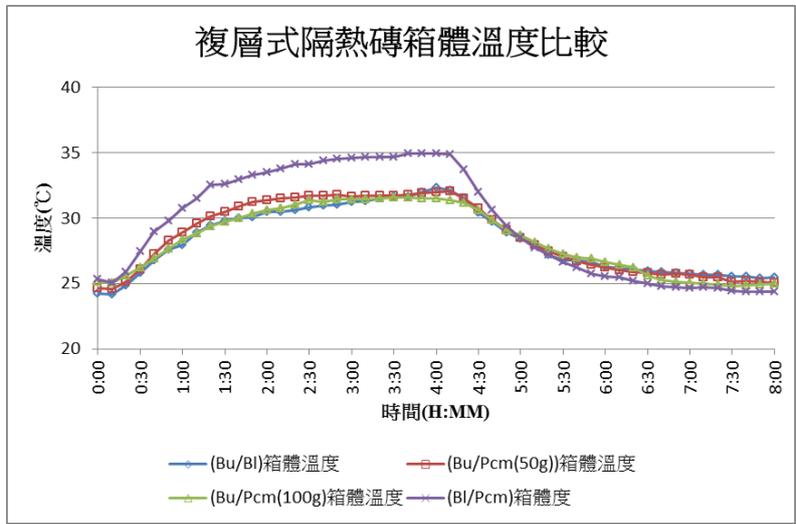


圖 9 複層式隔熱磚箱體溫度比較

3.3 隔熱磚(有/無)隔熱漆總分析

3.3.1 純水混凝土隔熱磚與A、B、C漆比較

由圖 10 所示，A、B、C 漆降溫分別為，表面溫度降低 10.1 °C (15%)、底層溫度降低 14.2 °C (22%)、箱體溫度降低 4.3 °C (11%)；表面溫度降低 8.4 °C (13%)、底層溫度降低 9.3 °C (15%)、箱體溫度降低 3.1 °C (8%)；表面溫度降低 4.3 °C (6%)、底層溫度降低 6.3 °C (10%)、箱體溫度降低 2.6 °C (7%)，數據顯示 A 漆隔熱功能優於 B、C 漆。

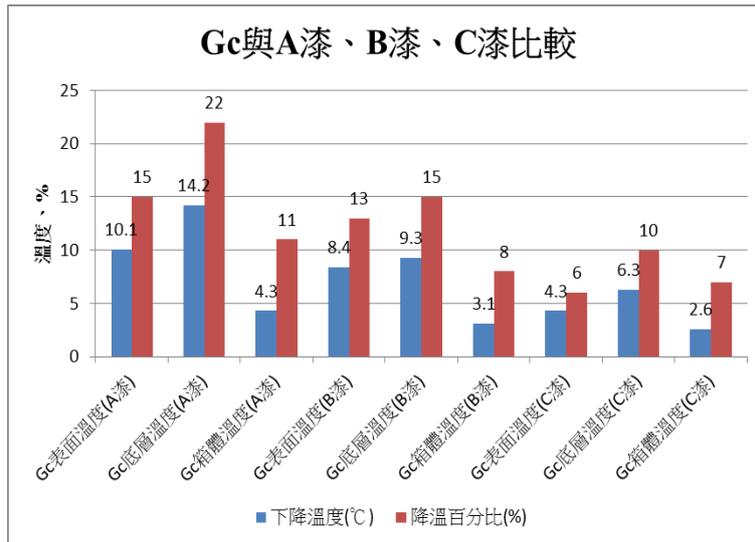


圖 10 A、B、C 隔熱防水漆比較圖

3.3.2 單層式、複層式隔熱磚塗上 A 漆比較

由圖 11 所示，單層式隔熱磚在塗抹 A 漆後，底層溫度降溫比表面溫度多，由相變化隔熱磚與發泡混凝土隔熱磚測試後數據分別為，表面溫度降低 6.2 °C (6.2%)、底層溫度降低 6.2 °C (11%)；表面溫度降低 8.9 °C (12%)、底層溫度降低 10.1 °C (17%)，複層式隔熱磚再塗抹 A 漆後，表面溫度降溫比底層溫度多，由複層式(發泡混凝土/輕質粒料)隔熱磚與複層式(發泡混凝土/相變化(100g))隔熱磚測試後數據分別為，表面溫度降低 8.6 °C (12%)、底層溫度降低 2.8 °C (5%)；表面溫度降低 9.7 °C (14%)、底層溫度降低 1.4 °C (2%)。

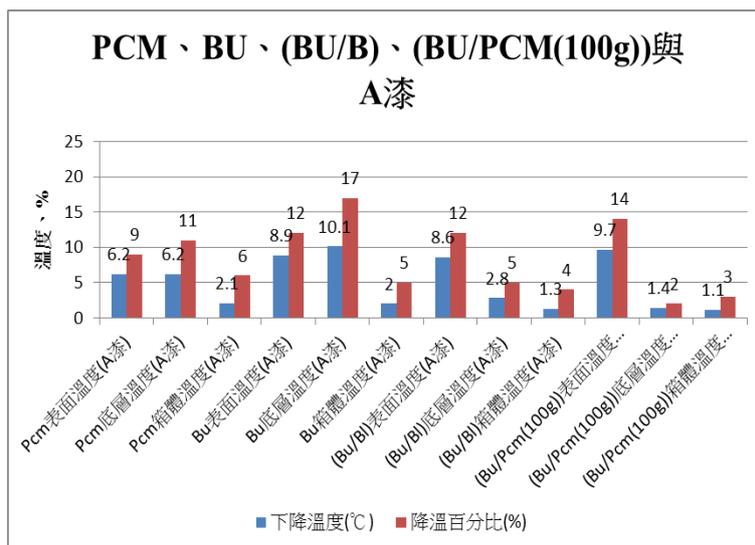


圖 11 單層式、複層式隔熱磚塗 A 漆降溫比例

四、結論

本文以自行設計的隔熱磚，分別為單層式隔熱磚、複層式隔熱磚，並搭配不同的隔熱摻料(輕質粒料(大/中/小)、相變化材料、發泡劑、隔熱防水漆)，經由室內實驗測試分析探討。而經過以上實驗結果與討論可以獲得以下幾項結論。

4.1 單層式隔熱磚

1. 將不同的隔熱摻料添加於單層式隔熱磚內。研究中發現，相變化隔熱磚效果最佳。與純混凝土隔熱磚箱體溫度比較結果約降低 2 °C。
2. 在輕質粒料<大/中/小>的實驗中，因輕質粒料(大)所含的空氣較多，故隔熱效果因此較佳。
3. 在單層式隔熱磚實驗，發現發泡混凝土隔熱磚，具有吸熱、快散熱快的效果。

4.2 複層式隔熱磚

1. 在研究過程中發現，當複層式隔熱磚上層材料為發泡混凝土材料，隔熱效果優於單層式隔熱磚，模擬內部溫度約再下降 2 °C。
2. 對於相變化材料比例多寡，確實會對隔熱磚的隔熱效果有所影響，研究中相變化材料由 50 g 改成 100 g 時，箱體溫度約降低 0.5 °C。
3. 在研究過程中發現，將同一個複層式隔熱磚(有發泡混凝土材質)進行翻面測試後，隔熱的效果將有很大的差異。
4. 在複層式隔熱磚實驗中，再次發現泡沫混凝土隔熱磚，具有吸熱快、散熱快的效果。故複層式隔熱磚上層可考慮使用比熱小之材料。

4.3 隔熱磚塗隔熱漆

1. 在純混凝土隔熱磚與 3 種不同的隔熱漆測試中，得到成大昶閣科技股份有限公司所製造的隔熱防水漆(A 漆)，隔熱性能較佳。
2. 在塗上 A 漆後隔熱磚均有大幅降低溫度，單層式隔熱磚表面平均降低 6 °C~9 °C、底層平均降低 6 °C~10 °C；複層式隔熱磚表面平均降低 8 °C~10 °C、底層平均降低 1 °C~3 °C。
3. 在研究中發現，在單層式隔熱磚在塗上 A 漆後，隔熱磚底層溫度降幅比例明顯較大；在複層式隔熱磚在塗上 A 漆後，隔熱磚表面溫度降幅比例明顯較大。得知，複層式隔熱磚因表面溫度變化幅度大，底層溫度沒有相對大幅度變化，故將隔熱磚製成複層式隔熱磚，可增加隔熱磚的隔熱效果。

五、致謝

1. 感謝崑山科技大學-太陽熱能技術研究室。
2. 本文為國科會編號NSC 102-2622-E-168-001之計畫，由於國科會的支持，使本計畫得以順利進行，特此致上感謝之意。

六、參考文獻

1. 黃兆龍，“混凝土性質與行為”，詹氏書局，台北，1997 年。
2. 襲人俠，“水泥化學概論”，台灣區水泥工業同業公會，1980年。
3. 楊春欽、毛迪，“熱傳遞學”，科技圖書股份有限公司，1989 年。
4. Bye GC. “Portland Cement Composition, Production and Properties”, Published on Behalf of the Institute of Ceramics, New York, 1983.
5. Lea FM. “The chemistry of Cement and Concrete”, Edward Arnold Ltd, London, 1980.
6. Mindess JF, Young. “Concrete” , Prentice Hall, Englewood Cliffs, 1981.

濕鍍技術用超音波液滴產生器及空氣導引裝置之系統開發
Development of Ultrasonic Droplets Generator and Air-guidance
Device for Wet Coating

吳志勇¹

Chih-Yung Wu

高苑科技大學機械與自動化工學系兼先進潔淨節能引擎研發與測試服務中心

Department of Mechanical and Automation Engineering & Advanced Engine

Research Center, Kao Yuan University

楊智博²、劉旺林²

Chih-Po Yang, Wang-Lin Liu

財團法人精密機械研究發展中心

Precision Machinery Research Development Center

陳正暉³

Cheng-Wei Chen, Kun-Ho Chen

高苑科技大學先進潔淨節能引擎研發與測試服務中心

Advanced Engine Research Center, Kao Yuan University

曾慶慧⁴、洪于舜⁴

Yu-Shun Hong, Qing Hui Zeng

高苑科技大學光電科學與工程系

Department of Electro-Optical Science and Engineering, Kao Yuan University

摘要

本研究目的在於探討超音波液滴產生器及氣體導引裝置的特性進行研究與分析，使用一個由財團法人精密機械研究發展中心自行開發之超音波液滴產生器，產生液滴噴入空氣中並且使用雷射診測設施進行研究。根據結果顯示：液滴噴霧可以受到適當的導引空氣而改變特性，研究所得知結果可以提供不同條件下超音波噴霧的相關資訊，供未來噴嘴以及氣體導引裝置的修改及實際應用。

關鍵字：超音波噴霧產生器、濕鍍技術、氣體導引

¹ 高苑科技大學機械與自動化工學系，助理教授，E-mail: chihyungwu@gmail.com

² 財團法人精密機械研究發展中心，工程師

³ 高苑科技大學先進潔淨節能引擎研發與測試服務中心，工程師

⁴ 高苑科技大學光學科學與工程系，大學生

Abstract

The objective of this study is to analyze the spray characteristics of ultrasonic droplets generator coupled with air-guidance devices. The experiments are conducted using a self-developed droplets generator manufactured by PMC. The droplets are injected into the atmosphere and are measured using laser-based imaging technique. Based on results, the droplets spray is altered due to the air-guidance device. With increasing the flowrate of liquid, the spray velocity and the droplet size are also increased. The measured spray characteristics in different conditions can suitably provide bases for the modifications of ultrasonic droplets generator and air-guidance device and feasibility verification for applications.

Keywords: ultrasonic spray generator, wet coating, air-guidance

一、前言

塗佈(Coating)技術的定義係將特殊用途之材料附著於一基材上，雖為一簡單且歷史悠久的技術，但隨著科技的進步，對產品的質量要求也日趨嚴格，因此，如何將特定材料均勻附著於指定的物體上是一重要的課題。根據塗佈過程中有無使用溶劑參與塗佈過程主要可分為濕式塗佈法(Wet Coating Method)與乾式塗佈法(Dry Coating Method)，其中濕式塗佈法具有能在低溫(小於 100°C)且面積較大的基板平面上形成鍍膜，此外其生產成本較乾式塗佈法低，因此較適合用於工業應用上。濕式塗佈的方法種類眾多，其中最傳統的噴塗法(Spray Coating Method)之設備費用低並能在複雜形狀的大面積表面塗佈且適合大量生產，因此最受工業應用歡迎。傳統的單流體壓力式噴嘴(Pressure Nozzle)係透過壓力推擠將工作流體自噴孔射出，其射出之流體與周遭空氣的速度差形成一剪力將流體撕裂而達到霧化效果，其中液滴之動能、噴霧流量與粒徑大小三者的關係會相互影響，容易造成過噴(overspray)、液滴反彈與均勻度不易控制等問題。為解決前述問題，目前塗佈應用方面係以超音波噴霧系統取代傳統的壓力式噴霧系統。不同於壓力式噴霧系統，超音波噴霧系統係以一精密的液體流量控制系統傳輸工作流體至噴嘴，因此能夠提供任意流量之低流速細微噴霧。相關基礎研究早在 1833 年 Savart[1]即有研究液體噴流破碎的相關報導，當時得到的結果顯示一個連續液體噴流維持連續液柱的長度與噴流速度成正比；當速度固定時，其長度與噴口直徑成正比。Rayleigh[3]根據 Savart 以及 Plateau[2]的研究資料建立了噴流穩定度的理論，關於圓柱液體噴流的不穩定特性則稱之為 Rayleigh-Plateau 不穩定；當擾動的波長大於噴流的直徑時，擾動變得不穩定而使得噴流產生破碎狀。根據 Rayleigh 的理論，噴流破碎後的液滴直徑為孔口的 1.89 倍，而且擾動波長 λ 是直徑的 4.508 倍。Weber 延伸 Rayleigh 的理論，發展

出更通用的液滴串流理論，探討了週圍空氣的流速對不穩定度成長因子的影響；Keller 與 Tu[4]則針對空間與時間的不穩定性進行等價分析。

超音波噴嘴的主架構包含壓電陶瓷換能器(Piezoelectric Transducer)、連結機構、變幅桿、霧化刀頭、供料噴嘴等五大部分。壓電陶瓷可接收高頻率之電訊號將電能轉換成振動機械能，透過連結機構與變幅桿將振幅放大並傳送至霧化刀頭，使供料噴嘴輸出工作流體至霧化刀頭表面進行霧化。為了讓超音波振盪能量有效地對工作流體進行霧化，噴頭長度設計為正弦波一半波長的整數倍，其中該波長取決於操作頻率，意即噴嘴尺寸與超音波操作頻率有關，而高頻率的噴嘴尺寸比低頻率小，產生的霧化液滴也較為細緻，但其單位時間內的噴霧產出量較少。此外，超音波霧化機制對工作流體的流體性質也相當要求，一般都是以低黏度的單一成分液體作為溶劑進行塗佈。透過特定的工作流體流量、高頻振盪頻率與振幅，可將噴霧平均液滴粒徑降至 $10\mu\text{m}$ 以下(以水為例)且其液滴保存動能極小，其液滴在無外力影響下會因重力穩定地落於基材上，而不因過大的壓力產生反彈；然而該超音波噴嘴進行塗佈作業時，其工作環境並不為靜止流場，而無法控制液滴到達欲塗佈的目標區域上，此時則須使用氣體導流保護並引導噴霧使其液滴能均勻地附著於目標基材上，此為本項技術之緣起。

二、研究方法

2.1 液體供應

超音波霧化噴嘴由 PMC 所提供，該霧化噴嘴連接注射泵浦，本試驗用的液體係由注射泵浦供應，該注射泵浦可以依照需求更換不同尺寸的針筒，並且調整注射針筒的前進速度而取得所需要的液體的流量。為了實現多變且寬廣的噴霧塗佈條件，本研究開發一向量空氣噴嘴多變導引氣流產生裝置，該裝置之雛型使用電磁閥、移動架構以及分度盤以進行各種不同引導氣流之組合。

2.2 雷射與光學系統

本團隊雷射與光學系統發展相當完整，並透過此設施進行許多研究並發表於期刊[5]，噴霧張角主要是根據雷射光頁進行噴霧攝影再進行數位影像處理後所得，本研究團隊均是使用 Nd:YAG 脈衝雷射系統作為攝影光源，其主要的優點在於雷射的高發光時機控制以及極短的脈衝時間，在極短的脈衝時間內，噴霧型態的現象可以被瞬間凝固，根據噴霧的曝光影像進行噴霧張角之分析，除此之外相同的設施也將應用於數位化粒子影像測速技術，如圖一所示為噴霧系統與雷射系統整合關係與噴霧張角示意圖。雷射系統與取像系統同步，進行相關影像視流擷取時，必須使用適當的影像擷取裝置，而且在執行研究的工作中包含有速度流場的定量，所以非一般 CCD 可以勝任。Pixel fly 為德國 Cooke 公司所生產之 CCD，

其造型與尺寸非常精簡，非常適用於小空間之配置，其中可指定選配俱備畫幅內分(interframe)功能，使其具備顆粒影像測速技術之取像功能，該機型屬於較為經濟的機種，其畫幅內分的時間能達到 $10\ \mu\text{s}$ 。影像擷取後儲存於電腦記憶體中，配合各種數位影像處理技術來取得噴嘴所需釐清之各種物理量。

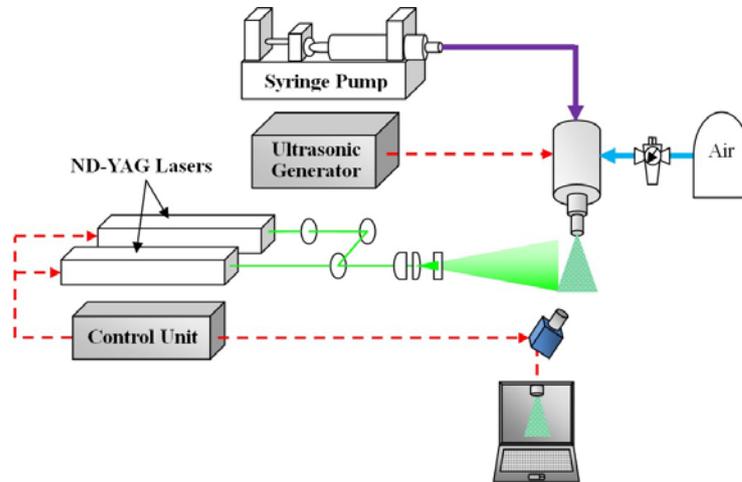


圖 1 典型噴霧雷射攝影

目前應用於定性視流以及數位化粒子影像測速技術所使用的雷射光源為美國 NewWave 公司生產之 Solo III-15 雷射，該雷射系統是專供粒子影像測速儀之照明專用雷射，如圖 1 所示，雷射頭中含有雙管鈹鎂石榴石雷射，並且由雙套閃光燈以及控制電路所激發，雷射之能量為 50mJ/pulse ，每一管雷射擁有獨立的觸發點亮線路，可以分別受到不同訊號的控制，足以應付空氣流場中的數位粒子影像測速技術以及噴霧視流之用。進行相關影像視流擷取時，必須使用適當的影像擷取裝置，而且在執行研究的工作中包含有速度流場的定量，所以非一般 CCD 可以勝任。Pixel fly 為德國 Cooke 公司所生產之 CCD，其造型與尺寸非常精簡，非常適用於小空間之配置，其中可指定選配俱備畫幅內分(interframe)功能，使其具備顆粒影像測速技術之取像功能，該機型屬於較為經濟的機種，其畫幅內分的時間能達到 $10\ \mu\text{s}$ 。影像擷取後儲存於電腦記憶體中，配合各種數位影像處理技術來取得噴嘴所需釐清之各種物理量。PIV 粒子影像測速[6, 7]的基礎原理是利用顆粒或者液滴在空間中受到雷射光照明後所產生的米散射(Mie scattering)，米散射是一種彈性散射過程，當粒子直徑與入射光波長的比值遠小於 1 ($d/\lambda \ll 1$)時稱之為芮利散射(Rayleigh scattering)，當前述的比值非遠小於 1 時則稱之為米散射。米散射的強度與粒子的尺寸有很大的關係，其強度為直徑的平方成正比。懸殊的噴霧尺度將會造成粒子散射光的極大差異，當雷射能量設定較高以觀察微細顆粒時，較大的粒子所產生的散射光強度很容易使 CCD 上被投影的像素(pixel)飽和(saturated)，除此之外飽和區的像素(pixel)也容易產生電子溢出而產生影像暈染(blooming)，所以大顆粒區域的曝光與大顆粒的實際尺度都會造成較大的誤差。雖然較大的顆粒會有前述的問題，不過在速度量測上並不會造成影響，因為速度的分析是根基於影像中所擷取審視窗(interrogation window)中的交叉關連分析(cross-correlation)統計而得。影

像分析系統在軟體上是以 Matlab 為開發平台的程式，該程式自從開發以來以經歷 7-8 年的修改，並且成功的應用於燃燒場中速度的分析與處理[6-9]，透過 Matlab 開發更可以快速的建立訊號處理的數學模型並且可以快速方便地轉換成效率較高的 C/C++ 語言程式。影像取得後必須針對影像的特性進行前處理，前處理完成後進行影像分割以成為審視窗，在訊號處理上主要使用交叉關連分析加以處理，並進行後續處理的工作，相關處理順序如圖 2 所示。

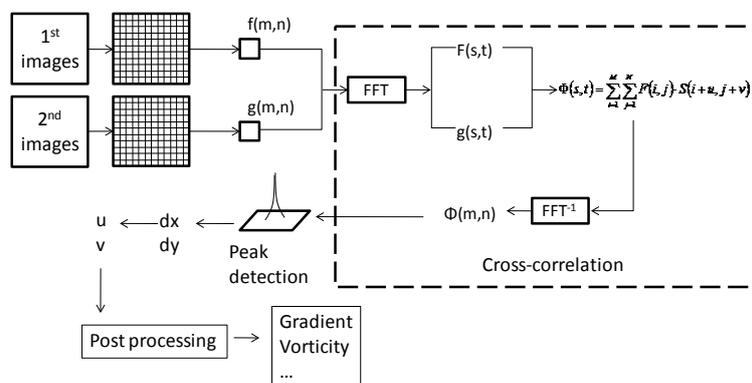


圖 2 影像測速技術之訊號處理順序圖

另外一方面，本實驗研究團隊以 Malvern 雷射繞射粒徑分析儀，進行流體霧化液滴平均粒徑之量測，Malvern 雷射繞射粒徑分析儀可以快速即時之方式量測噴霧流場中，區域之 SMD 分布。一般 Malvern 雷射繞射粒徑分析儀之量測原理是由一部氦-氖(He-Ne)雷射產生紅光雷射，藉著光束擴大器將雷射光擴束為直徑 9mm 之平行光後，穿過噴霧流場中之液滴產生繞射光，再經由傅立葉透鏡收集液滴產生之繞射光後，通過光檢測器。光檢測器是由 31 道環狀光強度感應器組成，可偵測不同粒徑分布產生之繞射光，光訊號經由固態晶體轉換成電子訊號，再經放大後透過類比數位轉換器轉換成光訊號傳送至電腦上，由軟體來執行處理。當使用之傅立葉透鏡焦距為 300mm 時，其有效量測粒徑範圍為 $1.5 \mu\text{m} \sim 564 \mu\text{m}$ 。

三、結果與討論

3.1 噴嘴性能試驗

目前所謂超音波噴嘴性能基礎檢測係指不包含周邊空氣導流之情況下的噴霧基礎特性，唯有先測定噴霧基礎特性作為基礎方能建立後續研究之效果比較以及相關噴霧特性之變異，如所列為噴嘴垂直朝下以及橫置時所得到的狀態，透過多次的測試發現目前 PMC 所提供之超音波噴嘴在噴口朝下直放時會有噴霧產生不穩定的現象，然而當超音波噴嘴橫置時其噴霧產生較為穩定，因此噴霧基礎特性以橫置為主要的分析對象，由於未來將配合導氣裝置進行噴霧引導，因此噴霧的特性將由周圍空氣之動量所主導，使得噴嘴朝下或橫置時所受的重力影像相當輕微。

表 3-1 噴嘴水平擺置時之噴霧狀態

溶液	流量(c. c. /min)	頻率 (Hz)	功率 (w)	穩定度(差/佳)
純水	5	36230-10	12	稍差
純水	10	36230-10	12	稍差
純水	15	36220+10	12	稍佳
純水	20	36220+10	12	稍佳
純水	25	36220-10	12	稍佳
純水	30	36210+10	12	稍差
純水	35	36220-10	12	稍佳
純水	40	36210+10	12	稍佳

3.2 噴嘴雷射影像特徵與速度場分析

如圖 3 所示為不同流量下之噴霧狀態，當流量大於 10cc/min 以上時，噴霧的型態大同小異；除此之外，當噴嘴橫置時，由於重力的因素使得噴霧會有往下掉的情況。要注意的是在接近出口處的顆粒濃度相當高，顆粒濃度過高時不利於速度分析。

由目前現有的影像資料發現(如圖 4 所示)：噴嘴口的噴霧液滴濃度過高而導致局部無法分析，未來將使用數位影像處理方式進行改善；另外一方面，當流量大於 15cc/min 時噴霧錐中心速度大約不超過 1.45 m/s，相關數據將作為未來導流以及數值模擬之參考。

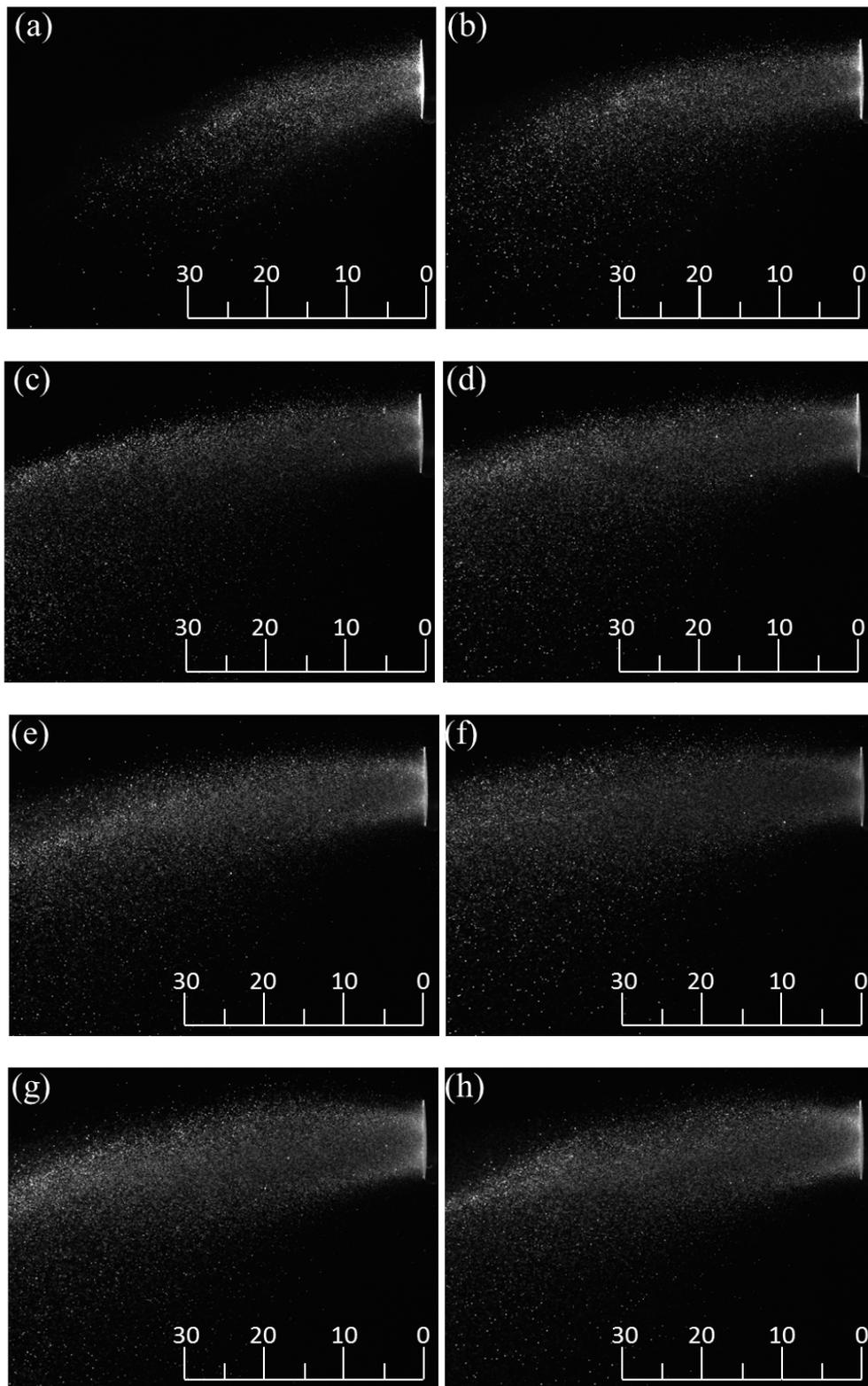


圖 3 在不同流量下：(a)5cc/min (b)10 cc/min (c)15 cc/min (d)20 cc/min (e)25 cc/min (f)30 cc/min (g)35 cc/min (h)40 cc/min 時之噴霧型態

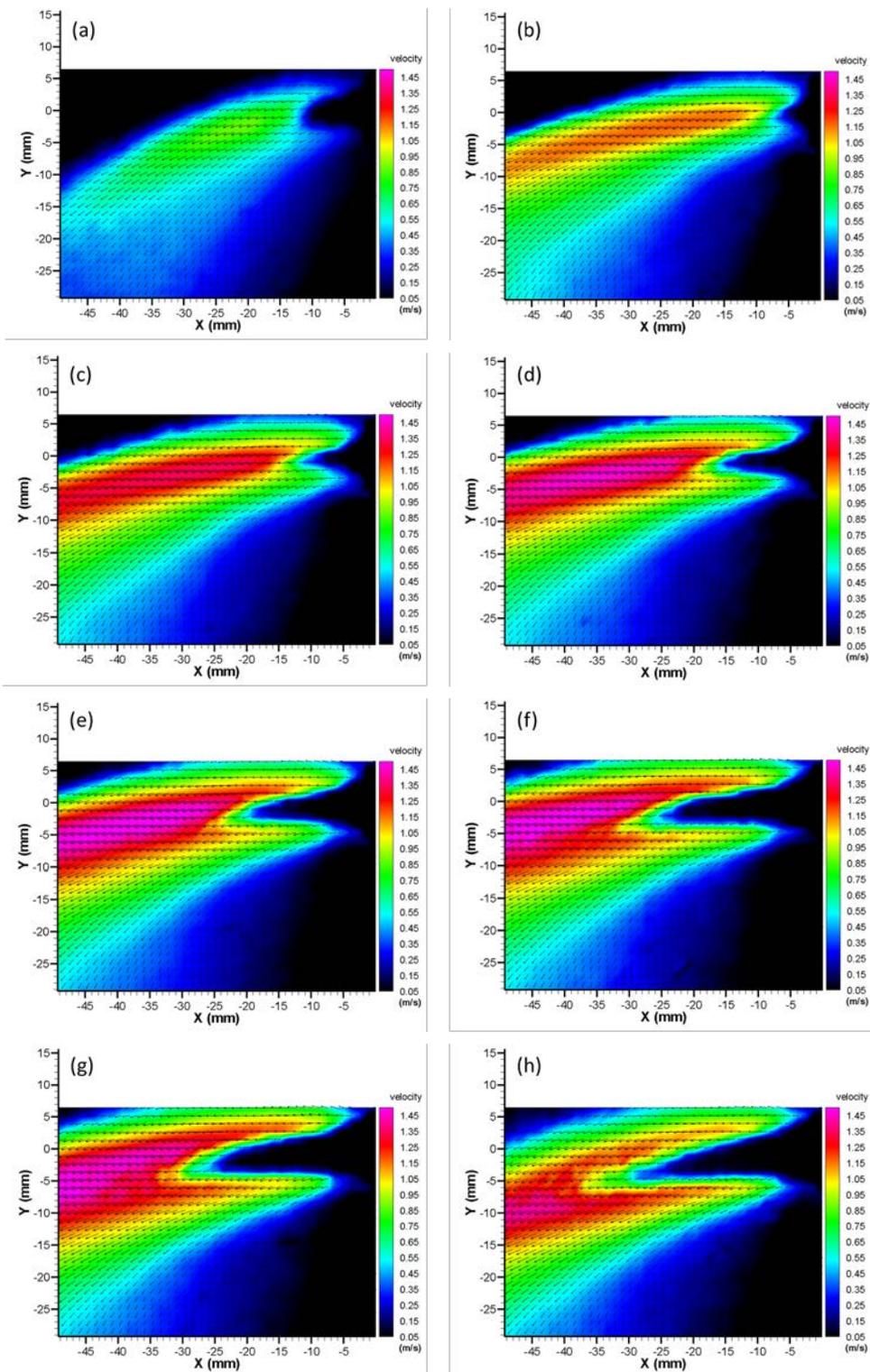


圖 4 在不同流量下：(a)5cc/min (b)10 cc/min (c)15 cc/min (d)20 cc/min (e)25 cc/min (f)30 cc/min (g)35 cc/min (h)40 cc/min 時之噴霧速度

3.3 噴霧粒徑分析

本研究針對不同流量在噴嘴切齊出口處進行分析，根據測得之不同流量時出口處粒徑分佈之結果，各條件分析所得結果總整理如表 3-2 所列，表中所列包含 DV10、DV50、DV90、D32 與 D43，如同速度資訊一樣，相關資訊將作為未來導流以及數值模擬之參考。根據結果顯示，當流量越大時，粒徑有增加的趨勢，但是當流量大於 10cc/min 時增加的趨勢有減緩的現象。

表 3-2 不同流量時之噴霧粒徑統計

流量(c. c. /min)	D _{V10}	D _{V50}	D _{V90}	D ₃₂	D ₄₃
5	39.16	68.70	117.10	62.44	74.14
10	46.30	78.42	130.30	72.13	84.18
15	49.42	83.74	139.30	77.00	89.94
20	51.88	87.92	146.20	80.84	94.42
25	53.86	91.27	151.70	83.91	97.96
30	55.04	93.55	155.80	85.92	100.50
35	56.25	95.60	159.10	87.80	102.70
40	58.02	98.59	164.20	90.54	105.90

由於空氣導引時會造成液體噴霧液滴重新融合的現象，因此粒徑會有成長的狀況發生，相關的事實如表 3-3 所列，基本來說粒徑在噴嘴出口全壓上升時有逐漸升高的現象，但是到達某個特定值之後又會開始往下降，其下降的原因應該是流場將噴霧液滴撕裂的情況，這只有在流場拉伸率高的情況才會發生。

表 3-3 不同導引氣流情況下之噴霧粒徑統計

導流形式	D _{v10}	D _{v50}	D _{v90}	D ₃₂	D ₄₃
對稱、無導流、無錯位	46.30	78.42	130.30	72.13	84.18
對稱、Pt=0.33bar、無錯位	54.19	90.15	147.4	79.88	96.34
對稱、Pt=0.4bar、無錯位	58.39	93.64	148.6	87.58	99.41
對稱、Pt=0.47bar、無錯位	59.95	95.02	149.7	89.21	100.8
對稱、Pt=0.53bar、無錯位	56.56	91.17	146.1	85.24	97.13
P: 0.53 vs 0.4、無錯位	55.5	90.24	145.5	84.11	96.24
P: 0.47 vs 0.4、無錯位	59.37	94.7	149.9	88.77	100.5
對稱、Pt=0.4bar、錯位 0.5mm	52.93	89.45	147.7	80.2	95.78
對稱、Pt=0.4bar、錯位 1.0mm	53.36	89.35	146.4	80.12	95.46

另外一方面針對粒徑分佈之改變如圖 5 所示，其中綠色實心條所指為液體流量 10cc/min 無任何導流情況下的粒徑分佈，藍色範圍則是液體流量 10cc/min 搭配對稱 0.5bar 全壓無錯位之導流，基本上分佈變化不大，前者的顆粒粒徑標準差為 38.4 μm ，而後者的值則為 40.0 μm ，變化差異為 4.17%。

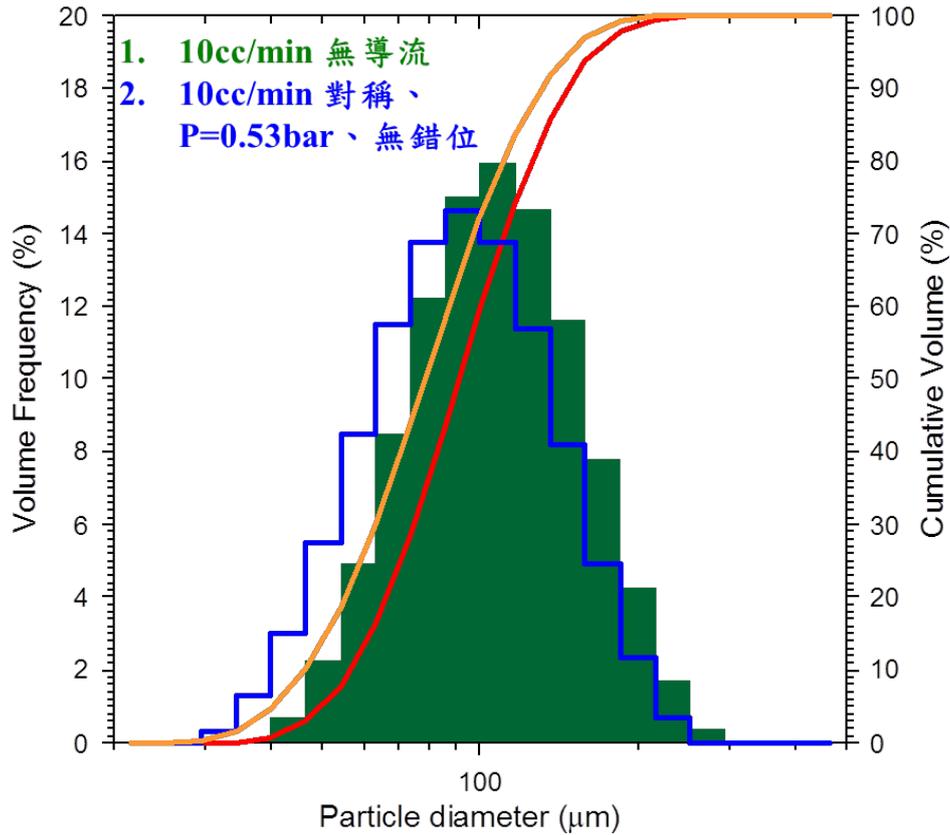


圖 5 導流狀況下粒徑分佈變化

四、結論

本研究主要工作內容計有：超音波噴嘴基礎性能檢測、氣體導流裝置設計與修改，與雷射診測技術應用等相關工作，本研究已經完成超音波噴嘴基礎性能檢測並取得相關基本數據供未來實際應用或數值模擬研究時之使用與參考。依照現有的樣品顯示，噴霧液滴的移動速度及粒徑大小與總流量有關，當總流量越大時噴霧液滴的速度會增加而且粒徑也會隨之增加，但是當流量大於特定數值後其趨勢逐漸減緩。噴嘴建議置於導引氣流上游，使噴霧液滴能夠順利地由導引氣流引導；若置於導引氣流下游時則會影響導引氣流的準確引導。經過導引氣流引導實粒徑會稍微增加，但是當導引氣流的拉伸力夠大時應該會使液滴產生進一步破裂。

五、致謝

本研究承蒙財團法人精密機械研究發展中心之「超音波噴塗模組之導流技術開發」計畫贊助，計畫編號 TF-102-013，始得完成，謹此致謝。

六、參考文獻

1. Savart, F. 1833, "Memoire sur la constitution des veines liquides lancees par des orifices circulaires en minces parois," *Annales de chimie et de physique*, 53:337-386.
2. Plateau, J., *Statique Expérimentale et Théorique des Liquides Soumis aux Seules Forces Moléculaires*, Gauthier-Villars, Paris (1873).
3. Rayleigh, Lord, 1878 "On the Instability of Jets," *Proceedings of the London Mathematical Society*, 10:4-13.
4. Keller, J. B., Rubinow, S. I., and Tu, Y. 1973, "Spatial Instability of a Jet," *Physics of Fluids*, **16**:2052:2055.
5. 吳志勇, 顧詠元, 陳正暉, 陳坤禾, 楊授印, 應用雷射影像法於柴油/生質柴油噴注之瞬時量測," 燃燒季刊, Vol. 21, No. 4, pp. 88-100, 2012,
6. C.-Y. Wu, Y. -C. Chao, T. -S. Cheng, C. -P. Chen, C. -T. Ho, "Effects of CO Addition on The Characteristics of Laminar Premixed CH₄/air Opposed-Jet Flames," *Combustion and Flame*, Vol.156, No.2, pp. 362–373, 2009.
7. K. Okamoto, S. Nishio, T. Saga, T. Kobayashi, "Standard Images for Particle-Image Velocimetry," *Measurement Science and Technology*, Vol.11, No. 6, pp. 685-691, 2000.
8. C.-Y. Wu, *Dissertation for Ph.D.*, Institute of Aeronautics and Astronautics, National Cheng Kung University, Taiwan, 2003.
9. Y.-H. Li, C.-Y. Wu, B.-C. Chen, Y. -C. Chao, "Measurements of High Luminosity Flame Structure by A Shuttered PIV System," *Measurement Science and Technology*, Vol.19, pp.1-11, 2008.

車輛火災煙流分析

Analysis of Smoke Propagation in Vehicle Fires

李昱民¹、張金龍²、梁智創³

Shih-Chieh Lo, Wei-Tai Huang, Ting-Lung Chiang

國立屏東科技大學車輛工程系

Vehicle Engineering Department, National Pingtung University of Science and
Technology

摘要

現今在新聞中常常可以看到許多汽車火災相關的消息，在眾多原因中最常見的就是電氣走火或人為因素。本論文利用 FDS 煙流計算軟體對汽車進行火災模擬及煙流分析。本文分別針對引擎室起火、後座椅子起火、儀錶起火以及後置物箱起火等四種火災實際狀況進行模擬並作較深入的分析，探討的參數包含：火源的位置與熱釋放率。模擬結果發現起火點位置是影響煙流分佈的主要因素。如果引擎室起火，其火勢蔓延較慢。反觀，當車廂內起火，溫度會快速攀升。若置物箱起火燃燒，火勢在尚未蔓延到車廂內就會慢慢減弱熄滅。

關鍵字：汽車、火災、煙流、FDS、計算流體力學方法

Abstract.

News related to car fires are frequently encountered nowadays. Among the various causes of fire, electrical breakdown and human factors are some of the most common ones. Current work simulates car fires using FDS and then analyzes its corresponding smoke flow patterns. The fires are assumed to start in the engine room, the back seat chair, the dashboard, or the rear compartment. A more in-depth discussion has been presented to explore the main parameters, such as the location that catches fire and its heat release rate. Simulation results show that where the fire starts greatly influences the distribution of the plume and smoke propagation. If fires start in the engine room, the fire would spread relatively slowly. In contrast, when fires start in the car cabin, the temperature will rise quickly. If fires start in the rear compartment, the fires will gradually extinguish before they spread into the cabin.

¹ 國立屏東科技大學車輛工程系，研究生

² 國立屏東科技大學機械工程系，教授

³ 國立屏東科技大學機械工程系，教授 (Email:jcleong@npust.edu.tw)

Keywords: car, fire, smoke flow, FDS, computational fluid dynamics

一、前言

隨著時代的進步，科技日新月異，我國幾乎家家戶戶都擁有汽車，汽車已然成為國人不可缺少的代步工具。由於國人對汽車舒適性的要求越來越高，車內裝潢也就隨著越來越高級。因此，易燃材質的使用量也就越來越多，所造成火燒車的嚴重性也相對地大幅增加。發生火燒車的主因是因為汽車電線老舊或鬆脫導致短路造成火災，其次則往往與各種人為因素有關，例如：車內煙蒂沒有完全熄滅而引燃或在車內放置的精油因高溫而起火自燃。其實，一旦汽車發生火災，其後果是不容忽視的，無論是人員的傷害還是金錢上的損失都是相當嚴重的。根據美國統計資料所示，每年約 500 人死於汽車火災相關車禍[1]。所以近年來不管是美國政府單位還是私人機構都投入許多資源來研究這個問題。

在 1994 年，Tessmer[2]發表一份報告分析史料探討車輛碰撞事件、車輛種類、駕駛行為等因素對車輛火災的影響。耿惠民與王鐵強[3]指出中國大陸發生汽車縱火案與汽車電氣故障引發的汽車火災越來越頻繁，而汽油與排氣管系統引發的火災也時有所聞。該文章也介紹各種類型火災的蔓延規律與痕跡特徵、起火點判斷方法與物證提取時該注意之事項。建立於燃燒時熱釋放率的基礎上，Jones 等人[4]在 2007 年發展一套方法適用於透過縮小尺寸模型車火災來模擬實際車輛火災。最近，Cheong 等人[5]則利用 FDS(Fire Dynamics Simulator)模擬貨車在隧道中起火並探討相關的熱流效果。他們使用從 Runehamar 隧道 T1 火災實驗獲取的熱釋放率曲線來校正 FDS 中使用的熱釋放率曲線。

在此汽車燃燒的惡劣環境下，若要以實驗方式進行研究，不但有其實際的危險性與困難度，也難以完整地瞭解車內發生的所有物理現象。因此本文之目的在於使用 FDS 來模擬並探討車輛發生火災時之熱流特性。透過模擬結果，本研究將可觀察車輛起火燃燒時之溫度場變化、濃煙散佈的情形以及火勢的蔓延速度。

二、研究方法及步驟

本論文以 Toyota Camry 為研究對象，計算域長寬高為 7m×4m×5m，而網格總數量為 604,800(140×80×54)。圖 1 為車輛虛擬模型與內部配置，圖中藍色部分為汽車金屬薄板，土黃色為座椅、白色為汽車內裝、橘色為電瓶及車內塑膠零件、淺藍色為擋風玻璃、灰色為汽車輪胎。本研究共探討 4 個不同起火源位置：汽車引擎室、車廂內後座椅椅墊、儀錶以及後置物箱，如圖 2 所示。對應之材料則如表 1 所示，而汽車其他主體則由 upholstery、sheet metal、rubber、glass、plastic 等材料組成。

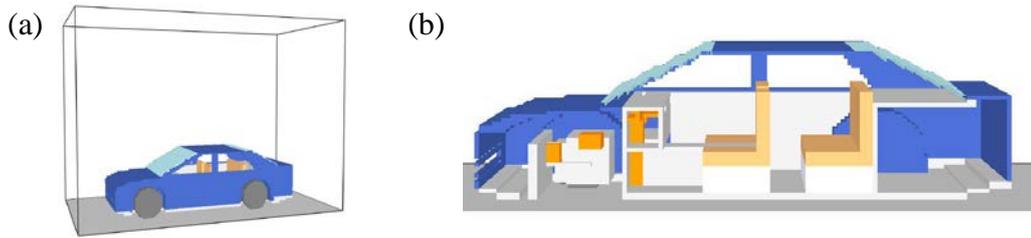


圖 1：車輛模型：(a)外觀，(b)內部

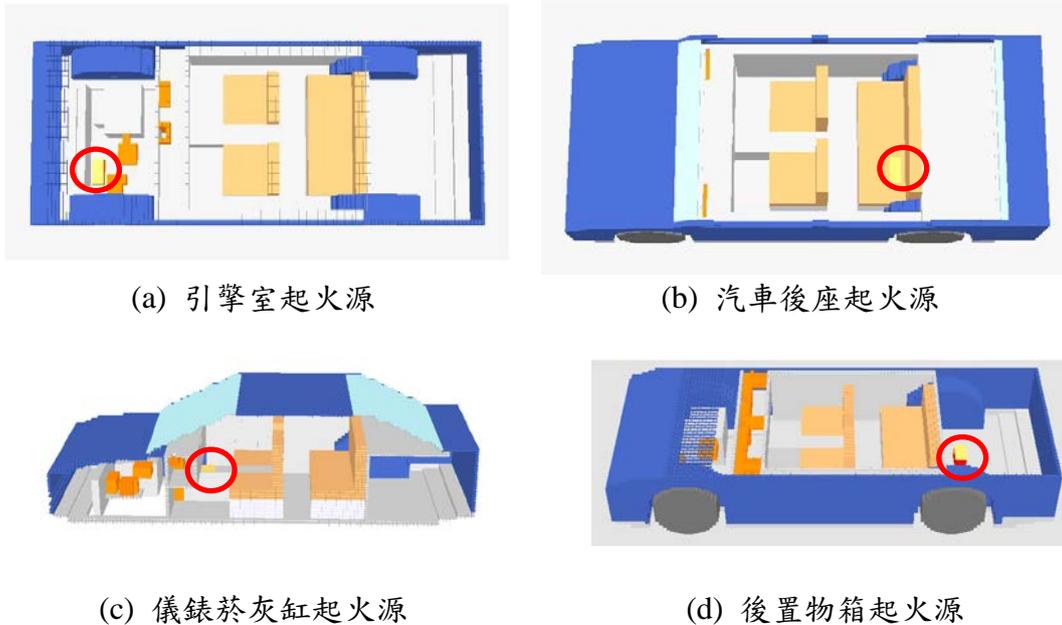


圖 2 火源位置

表 1. 火源材料設定

火源位置	引擎室	後座椅墊	儀錶起火	置物箱
燃燒材料	Plastic	Upholstery	Plastic	Plastic

圖 3 為起火點的熱釋放率變化圖。從 0 秒到 100 秒之間，火源熱釋放率增加幅度非常小。到了 100 秒後，熱釋放率開始急速攀升，時間長達 80 秒。之後，火勢持續以最大熱釋放率燃燒 100 秒後，火勢開始急速減弱。過了 400 秒後，熱釋放率減弱幅度逐漸減緩下來直到 1000 秒時火源熱釋放率為零，表示火源已經熄滅，但是火勢也許已經蔓延到其他地方[6]。在本文中，引擎室、儀錶以及後置物箱起火，其最大熱釋放功率設定為 1.6 MW 而後座椅椅墊起火則為 1 MW。

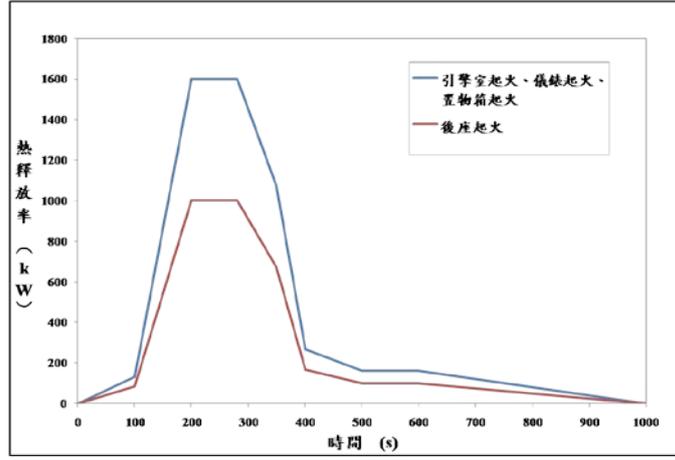


圖 3 火源熱釋放率

如今，FDS 已經成為一個發展相當成熟的一套 CFD 套裝軟體，並常用於燃燒流體流動之模擬[5,7-9]。它對於各種火災現場情況，如開放空間中的火焰溫度，受限空間中的煙霧蔓延狀況模擬都取得了很好的模擬成果，流場參數與實驗結果相當吻合。其實，FDS 是將火場分成無數的小格點，再通過求解以下方程式而取得速度、壓力、溫度等之三維分佈的場模式計算軟體。研究中，由於熱氣以低馬赫數流動，所以對應的連續性方程式、動量方程式、能量方程式以及濃度方程式可簡化成[9]：

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

$$\rho \left[\frac{\partial \mathbf{U}}{\partial t} + (\mathbf{U} \cdot \nabla) \mathbf{U} \right] + \nabla p = \rho \mathbf{g} + \mathbf{f} + \nabla \cdot \boldsymbol{\tau} \quad (2)$$

$$C_p \left[\frac{\partial}{\partial t} (\rho T) + \nabla \cdot (\rho T \mathbf{U}) \right] - \frac{Dp}{Dt} = \dot{q}''' + \nabla \cdot k \nabla T - \nabla \cdot \mathbf{q}^R + \sum \nabla \cdot h_i \rho D_i \nabla Y_i \quad (3)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho Y_i) + \nabla \cdot \rho Y_i \mathbf{U} = \nabla \cdot \rho D_i \nabla Y_i + \dot{m}_i''' \quad (4)$$

由於壓力變化不大，所以式(2)中的壓力項 p 可藉由下式取代

$$p \approx \rho RT \sum \frac{Y_i}{M_i} = \frac{\rho RT}{M} \quad (5)$$

透過 LES(Large Eddy Simulation)， $\nabla \cdot \boldsymbol{\tau}$ 則以 Smagorinsky[10]的模型來計算：

$$\tau_{ij} = -2\bar{\rho} (C_s \Delta)^2 |\bar{S}| \bar{S}_{ij} \quad (6)$$

其中， C_s 為 Smagorinsky 常數， Δ 則是特徵長度。而 S 可用下式計算：

$$|\bar{S}| = \sqrt{2\bar{S}_{ij}\bar{S}_{ij}} \quad (7)$$

$$\bar{S}_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \quad (8)$$

上述方法最大優勢是運算速度比市面上通用 CFD 模擬軟體來的快速，而且模擬出來的結果也相當精確[5,11-12]。基於以上的優點，本研究選用 FDS 來進行車輛火災的模擬。

四、結果與討論

由於 NIST 開發 FDS 時，其主要對象為一般建築物，所以本研究得採用不同尺寸的矩形方塊耐性地逐塊搭建出汽車外觀、格局與內裝佈置，方可以使用 FDS 模擬車輛發生火災的動態情形。下文探討火燒車常見的四種起火位置。

(a) 引擎室起火

許多老舊的汽車因為油路老化發生漏油等現象，若加上汽車電路短路極容易導致汽車火災。因此，本節探討引擎室起火燃燒後煙流擴散之變化以及對應的溫度分佈，如圖 4 所示。在起火 30 秒後，火源周遭空氣的溫度有些微升高，濃煙也明顯已經充滿引擎室上方。到了 60 秒時，濃煙因熱浮力的關係透過空調系統的管路從引擎室蔓延到了車廂內。此時，引擎室內尚未出現明顯的升溫現象。在 120 秒時，濃煙已經充滿了車廂天花板並經過車窗開口擴散到車廂外，火勢只侷限於火源周圍，只有電瓶上方的空氣溫度比較高。由於溫度介於 150°C 到 300°C 之間，內裝塑膠材料尚未達到熔點。到了 300 秒，火勢變大，引擎室的溫度已經超過 300°C，火勢也開始蔓延到了空調管路中。由於濃煙所產生的量太多，無法全部流入車廂內再經過車窗開口排除，所以不少的濃煙滲透水箱罩往外流竄。到了 450 秒，火源的火勢慢慢的減弱，滲透水箱罩往外流竄的濃煙也就減少了，但此時火苗已經延燒到儀錶。由於儀錶幾乎都是由容易起火燃燒熔化的電子儀器及塑膠殼所組成，所以火燄從儀錶往上延著前擋風玻璃燃燒，而儀錶上方溫度已經高達 400°C，可能引致閃燃。起火 600 秒後，雖然儀錶幾乎完全燒毀，但是前座椅墊已經起火燃燒。此時，大部份濃煙都聚集在車廂中且車廂上方溫度更已經高達 600°C 以上。到了 750 秒致 900 秒時，火勢已經一發不可收拾，車廂中溫度超過 900°C，汽車除了車架、車殼和玻璃之外所有內裝都開始燃燒融化。在 1000 秒時，起火源已經完全熄滅，引擎室內火勢也已經停止，但由於火勢已經蔓延到了車廂內，所以車廂內火勢還是持續燃燒。然而，其火勢也呈現逐漸減緩的跡象。此時，車廂所有內裝幾乎燒毀殆盡損失嚴重。

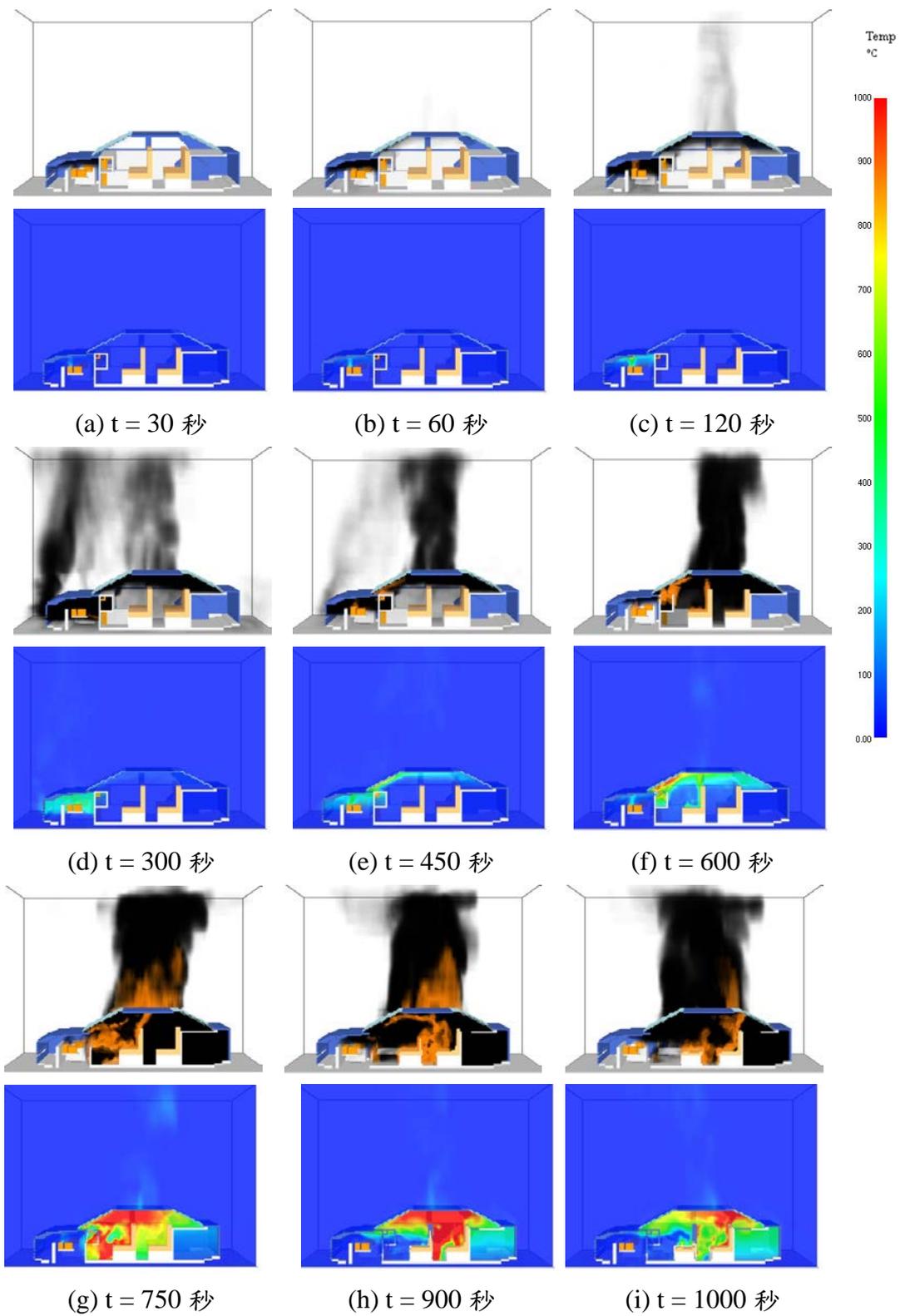


圖 4 引擎室起火後溫度及火焰濃煙分佈

(b) 前座儀錶起火

現今許多年輕的車主都喜歡改車或在車上裝配一些電子設備。其實，如果安裝不慎，這些設備經常會導致電線過熱或短路引起儀錶起火。此外，一般車主經常會在儀錶放置精油或芳香劑。其實，這些物品都屬於揮發性易燃物。若汽車停放於室外，這些易燃物經太陽曝曬吸熱後，可能會起火燃燒。此節模擬儀錶起火燃燒。圖 5 為車子在火源處的剖面圖，呈現起火後煙流擴散的情況以及溫度分佈。

在起火後 30 秒到 60 秒之間，車廂已經出現黑煙竄起且車廂天花板下方已堆積一層濃煙，但只有火源周圍的溫度略高一些。在 120 秒時，車廂上方聚集了更多濃煙，火源周圍空氣溫度高達 200°C。到了 180 秒時，火勢明顯變大，發現有部分濃煙開始蔓延到了空調管路中，火源附近溫度已經超過 350°C。在 300 秒時，整個儀錶都起火燃燒，車廂的濃煙不但已經充滿了超過一半的空間還佔據了引擎室上方空間，火源週圍溫度已超過 600°C，早已滿足閃燃條件。在 450 秒時，車廂正處於火海中，火勢最大，車廂內所有可燃物都起火燃燒熔化。此時溫度達到 700°C 以上，後座後方隔板也被燒穿，所以熱空氣已經流入後置物箱。由於車廂內產生高壓，有一部分濃煙也會經由引擎室前的水箱罩向外排出。在起火 600 秒到 750 秒時，火勢持續燃燒，最高溫度不斷攀升甚至超越 900°C。如圖 5(h) 所示，前座的椅背也被完全燒毀。在 900 秒後，火勢有慢慢減緩的趨勢，但此時車內溫度還是處於高溫中。

(c) 車廂後座起火

在新聞上時有所聞國人抽菸後煙蒂一不留意就釀成火災。此節模擬後座椅墊起火燃燒並把其結果顯示於圖 6 中。在起火 30 秒後，車廂已經出現黑煙竄出，但較高的溫度僅出現於火源周圍。再過 30 秒後，火苗已經延燒到椅背並產生更多的濃煙。此時火源周圍溫度最高只有約 150°C。到了 120 秒時，火源週圍溫度已經超過了 350°C，大幅提升了發生閃燃的機率。在 180 秒時，火源熱釋率最高，車廂頂部溫度已經非常高，但火勢還是仍舊主要侷限於後座座椅附近。到了 300 秒時，火苗已陸續延燒到了前座椅背且後座後方隔板也已經被燒穿。此時因為濃煙產生的量實在太多，除了車廂內充滿了濃煙，還發現許多濃煙都往後置物廂內流竄。在 450 秒時，雖然起火點的火勢開始減弱，但車廂內裝極為易燃，已經開始燃燒並逐漸融化造成車廂中火海的溫度高達 400°C。火焰此時已經延伸出車窗外，因為濃煙產生的速度太快，部分的濃煙也蔓延到引擎室後再穿透水箱罩往外排出。在起火 600 秒後，大火持續燃燒，前後座位椅子都開始燃燒熔化，空調管路及部分儀錶也幾乎燒毀。在 750 秒到 1000 秒之間，全車座位椅墊和椅背陸續被燃燒後幾乎全部熔化，此時就連座位基底也開始燃燒。

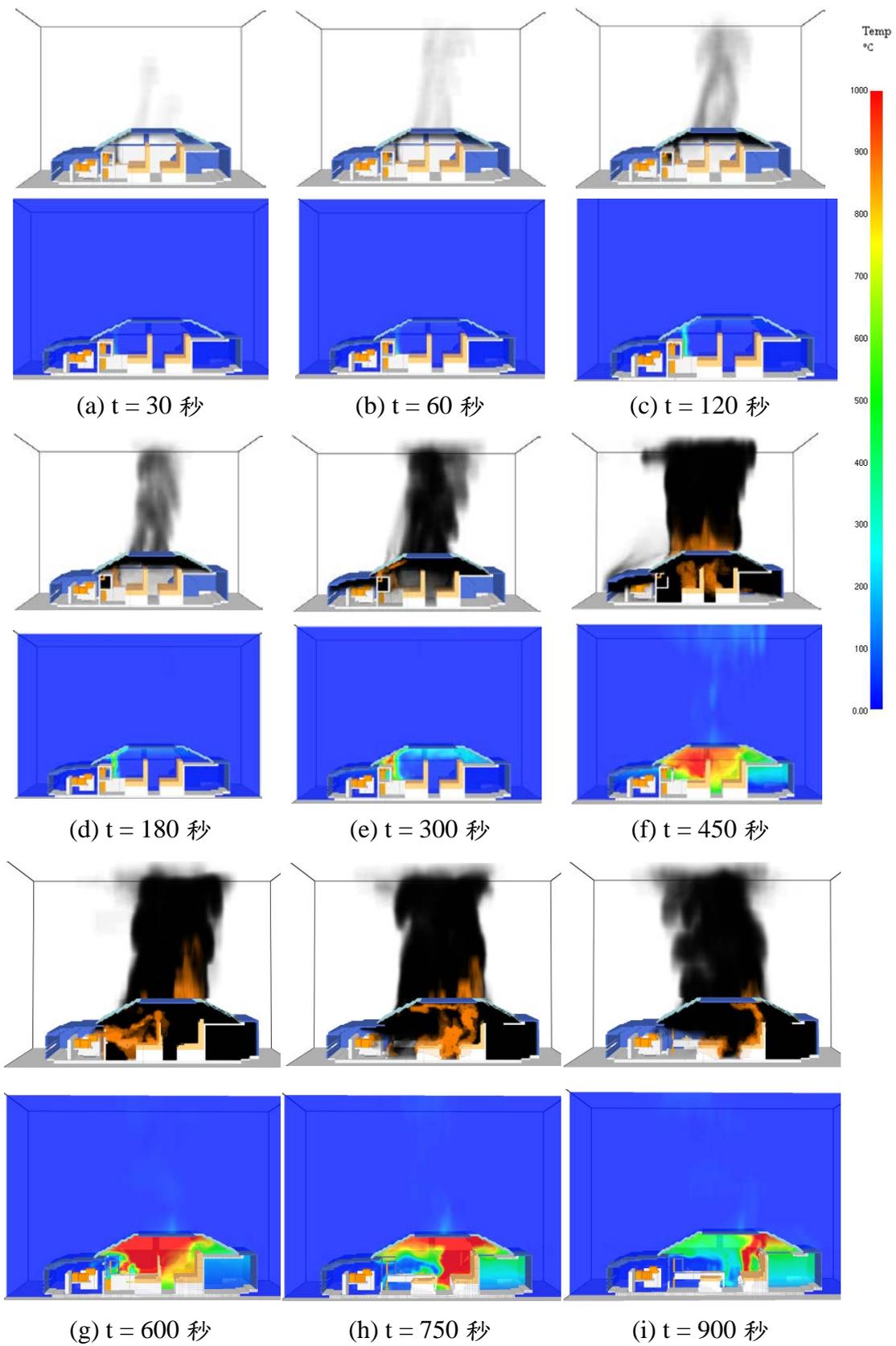


圖 5 儀錶起火後溫度及火焰濃煙分佈

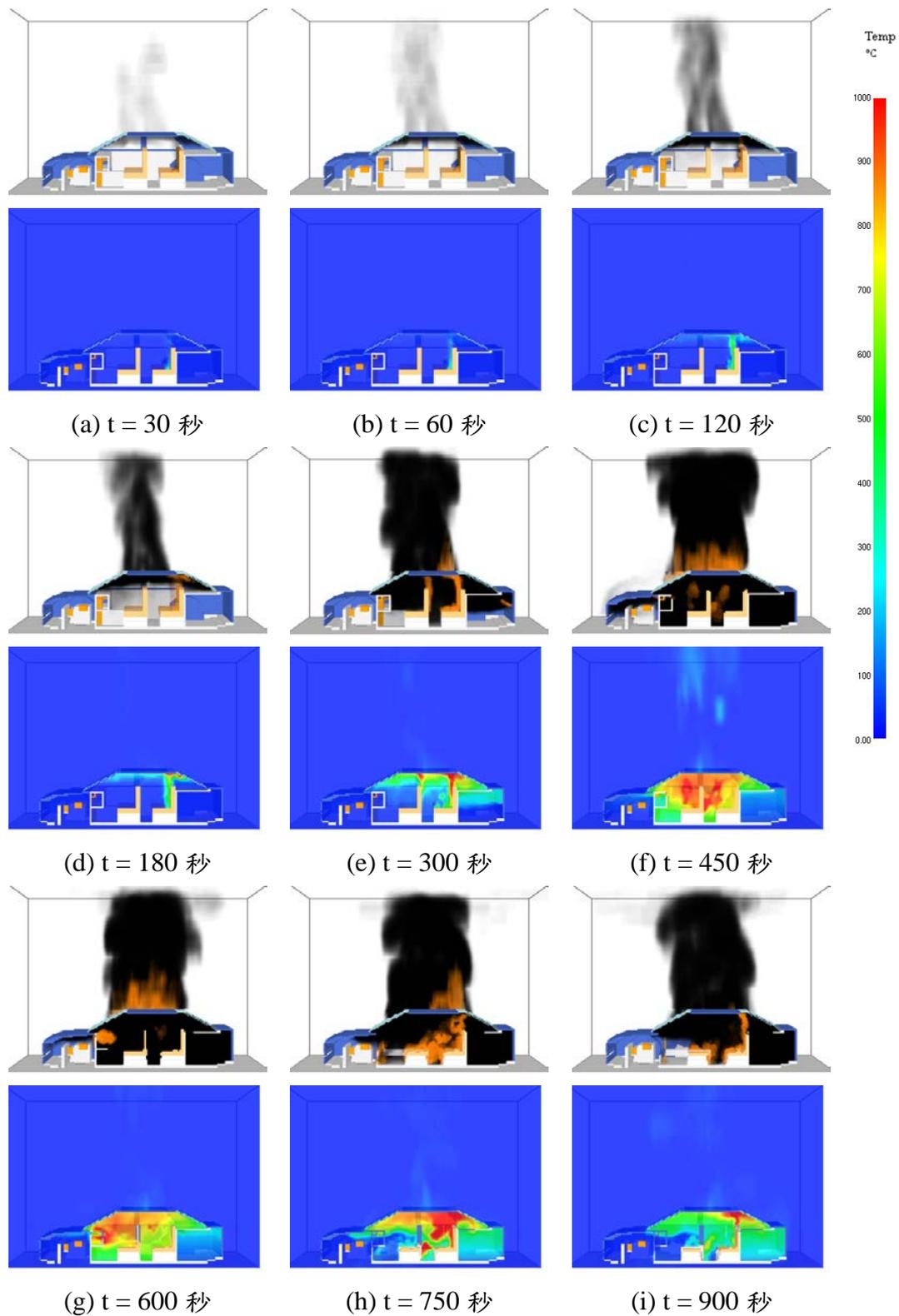
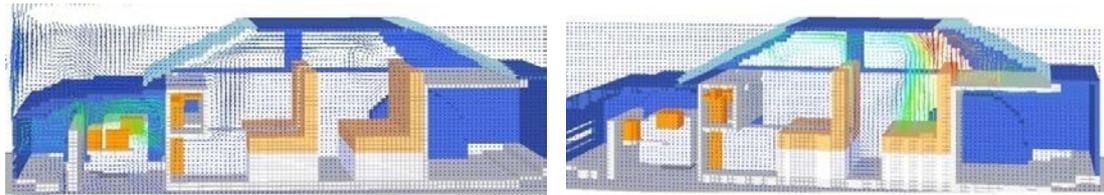


圖 6 後座起火後溫度及火焰濃煙分佈

圖 7 為起火 280 秒後，上述兩起汽車火災之速度向量分佈圖。圖 7(a)呈現當引擎室起火時，因為引擎室內裝置了許多元件，導致引擎室內部空間有限進而產

生許多迴旋的局部氣流。因為火焰產生熱浮力，熱空氣向上流動把引擎室內上方空氣向外推擠，又加上引擎室下方是中空的關係，引擎室下方的冷空氣會被吸入引擎室裡，使引擎室下方空氣溫度不會明顯升高。圖 7(b)為車廂起火的狀況，可見起火處熱浮力推動流場，使車頂殼下方溫度及煙流速度都比較高。由於後座椅背和後置物廂上方有一段高低差距，產生阻礙效應，使後擋風玻璃下方產生渦流，熱空氣比較不容易散開。反觀另一方向的漩渦，冷熱空氣迅速混合，所以熱空氣比較容易被排出。

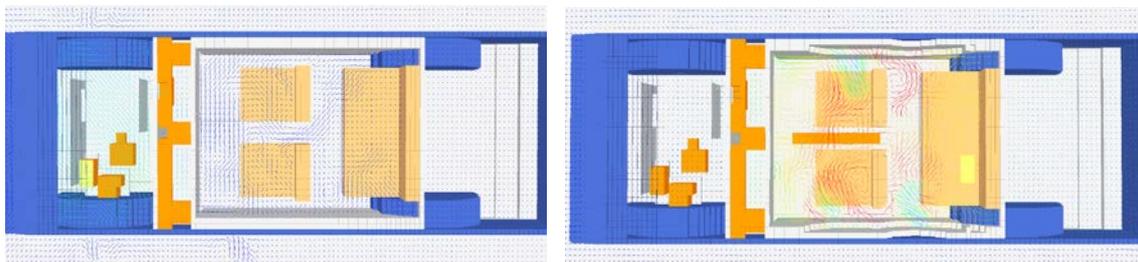
引擎室起火 450 秒後，由圖 8(a)可知道因引擎室空間比較狹小，配備零件又多，造成許多雜亂的局部迴旋氣流產生。引擎室後方雖然配有空調管路，但是空調管路細長且繞行，直接導致動能的消耗，因而促使火勢傳播速度減緩。而後座椅墊燃燒同樣在 450 秒後，從圖 8(b)可看到因為車廂內空間大且阻礙物少，所以產生的渦流尺度比較大也不像引擎室內的渦流雜亂。加上車廂內可燃材質多，當然火勢傳播速度會比前者快。



(a) 引擎室起火

(b)後座椅墊起火

圖 7 在 280 秒時引擎室起火與後座椅墊起火之溫度向量場



(a) 引擎室起火

(b)後座椅墊起火

圖 8 在 450 秒時引擎室起火與後座椅墊起火之氣流狀況

(d) 後置物箱起火

一般車主都習慣在汽車後置物箱內堆放一些雜物。如果這些雜物因高溫起火燃燒也將會造成嚴重的火災。以下是針對後置物箱起火燃燒之模擬結果與分析，當中燃燒材料設定為 Plactic。圖 9 顯示對應置物箱起火後不同時間點所產生之煙流擴散的影響以及溫度分佈。在 0 秒時，火源才剛開始起火燃燒，溫度維持室溫。起火 60 秒後，可看到置物箱上方已經充滿濃煙的分佈，但濃煙只侷限於置物箱內。此時只有起火源週遭溫度提升，溫度大約為 95°C 左右。在起火 180 秒後，濃煙已經完全充滿整個置物箱，且上方隔板也被火舌燒穿，部分濃煙也就從置物箱蔓延到了車廂，再從兩側車窗開口向外排出。此時置物箱內溫度明顯升高到 140°C 以上。再過 120 秒時，火勢已經充滿了整個置物箱，而其最高溫度早已超過 200°C。但是，再過 150 秒後，從溫度分佈圖可發現置物箱內溫度已經開始下降了，表示火勢有慢慢減弱的趨勢。到了 600 秒後，火源開始熄滅，火勢也不再蔓延到車廂內。這是因為後置物箱是幾乎處於密封狀態，其熱空氣因熱浮力的關係一直向上排出，導致外部空氣不容易流入置物箱內。就算置物箱上方隔板被燒穿，置物箱內部含氧量還是由於置物箱內火源正處於燃燒狀態而隨時間慢慢地變少，因此在 420 秒後，置物箱內缺乏氧氣，使火勢慢慢熄滅也沒有擴大蔓延到車廂內。

五、結論

本研究成功使用 FDS 來模擬發生車輛火災時，濃煙擴散的情況、溫度分佈及火勢蔓延速度之情形。如果火災是由引擎室起火所引起，火勢蔓延速度不快，乘客有比較充裕的時間反應與逃離汽車。如果起火點位於車廂內，火勢則會迅速成長。若置物箱起火燃燒，火苗在尚未蔓延到車廂內就會慢慢減弱熄滅，原因是置物箱內熱空氣因熱浮力一直向上排出而新鮮空氣不易進入置物箱內，造成箱內缺氧，加速火源熄滅。由於現今汽車生產廠家為了使車輛舒適、美觀，而對車輛產品進行大量裝修以提高市場競爭力。在成本的考量下，裝修多為廉價的可燃材料且未不進行任何阻燃處理，所以火災一旦發生很容易釀成大火，所以車廂裝飾應改採用不燃材料或阻燃材料，減少災害的發生。

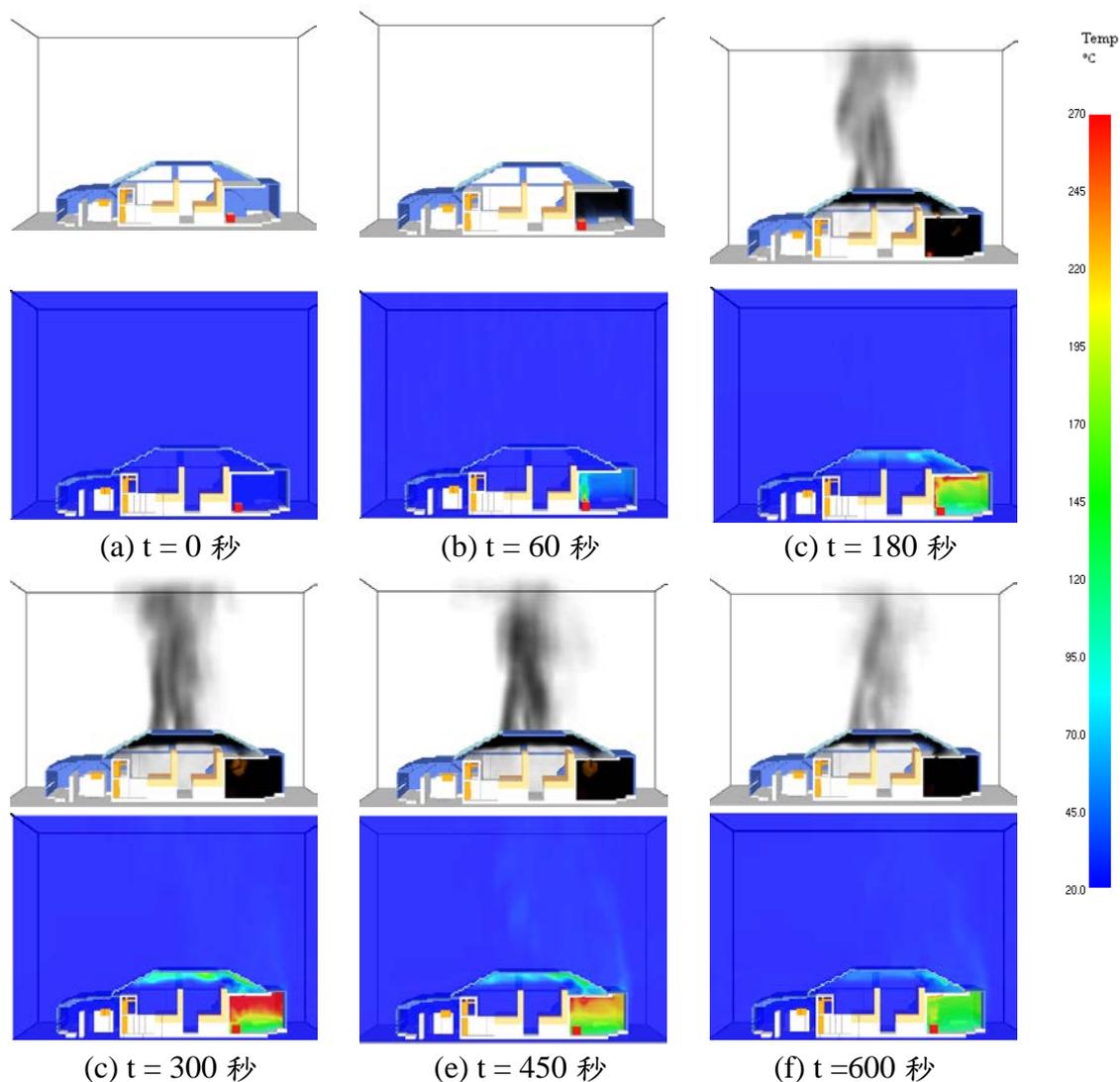


圖 9b 後置物箱起火後溫度及火焰濃煙分佈

七、參考文獻

1. Digges KH, Gann RG, Grayson SJ, Hirschler MM, Lyon RE, Purser DA, Quintiere JG, Stephenson RR, Tewarson A. Human survivability in motor vehicle fires. *Fire Mater.* 2008; 32: 249–258.
2. Tessmer J. “An analysis of fires in passenger cars, light trucks, and vans”, National Highway Traffic Safety Administration, Washington DC, 1994.
3. 耿惠民、王鐵強，“汽車火災的研究”，消防科學與技術，第 23 卷，第 6 期，第 596-599 頁，2004。
4. Jones JC, Noonan T, Riordan MC. An examination of vehicle fires according to scaling rules. *International Journal on Engineering Performance-Based Fire*

Codes 2007; 9(3): 111–117.

5. Cheong MK, Spearpoint MJ, Fleischmann CM. Calibrating an FDS simulation of goods vehicle fire growth in a tunnel using the Runehamar fire experiment. *J. of Fire Prot. Eng.* 2009; 19(3):177–196.
6. Karlsson B, Quintierre JG. “Enclosure Fire Dynamics” CRC Press, 2000.
7. McGrattan K, Forney G. “Fire Dynamics Simulator User’s Guide”, Version 4, NIST Special Publication 1019, 2004.
8. McGrattan K. “Fire Dynamics Simulator Technical Reference Guide”, Version 4, NIST Special Publication 1018, 2004.
9. Rehm RG, Baum HR. The equations of motion of thermally driven buoyant flows. *Journal of Research* 1978; 83: 297-308.
10. Smagorinsky J. General circulation experiments with the primitive equations. I. The basic experiment. *Mon. Weather Rev.* 1963; 91: 99-164.
11. Hu LH, Huo R, Peng W, Chow WK, Yang, RX. On the maximum smoke temperature under the ceiling in tunnel fires. *Tunn. Undergr. Sp. Tech.* 2006; 21(6): 650-655.
12. Hadjisophocleous G, Jia Q. Comparison of FDS prediction of smoke movement in a 10-storey building with experimental data. *Fire Tech.* 2009; 45: 163-177.

鐵礦燒結實驗與數值模型建立

Iron Ore Sintering Experiment and Numerical Model Development

陳金豐¹、許聖彥²

Chin-Feng Chen, Sheng-Yen Hsu

國立中山大學機械與機電工程學系

Department of Mechanical and Elector-Mechanical Engineering, National Sun Yat-Sen University, Kaohsiung, Taiwan

黃以松³、鄒穎⁴

Yi-Sung Huang, Ying Tsou

中國鋼鐵股份有限公司新材料研發處

Department of New Materials Research & Development, China Steel Corporation, Kaohsiung, Taiwan

摘要

鐵礦燒結為煉鐵製程中的重要步驟之一，其包含了燃燒反應、相變化、以及孔隙介質內的熱傳及質傳等現象。本研究的目的主要包括二個部分：(1)利用中鋼公司現有的燒結杯實驗設備進行實驗量測，實驗所量測之數據，將提供數值模型所需之參數修正及驗證。(2)建立一燒結數值模型，配合實驗所量測之相關參數，使模擬結果更具可靠性。利用此數值模型來探討各參數的影響，以進一步了解燒結現象，有利於提升燒結技術。

實驗主要量測內容包含了造粒後生料之體密度、燒結料層內之溫度變化、進氣端與排氣端之壓差以及入口空氣之流速，以及量測不同礦料在堆疊不同高度下，所對應之流速與壓差關係。並將量測結果以線性回歸方法找出模型內孔隙介質壓力損耗所需之係數。此數值模型考慮了能量、動量、質量及組份守恆方程式，以及燒結過程中重要的熱傳及質傳現象-水分的蒸發與凝結以及細焦炭的燃燒放熱。細焦炭燃燒放熱為燒結製程中的熱量來源，使燒結料層達到燒結所需的溫度(1300°C~1400°C)；而燒結料層內的水分會於高溫區前緣吸熱蒸發，至下游低溫區後凝結放熱，該現象為燒結料層內重要的質傳及熱傳現象。

¹ 中山大學機械與機電工程學系，專任研究助理

² 中山大學機械與機電工程學系，助理教授，E-mail: syhsu@mail.nsysu.edu.tw

³ 中國鋼鐵股份有限公司新材料研發處，研究員

⁴ 中國鋼鐵股份有限公司新材料研發處，研究員

研究顯示此模型可成功地模擬細焦炭的燃燒放熱、水分的蒸發與凝結以及燒結料層內高溫燒結區的移動等現象。模擬結果發現水分的相變化熱傳，會使尚未燒結料層內的溫度很快地升至 50-60°C 左右，模擬結果與量測結果於燒結杯內之溫度變化有良好的一致性。

關鍵字：數值模型、鐵礦燒結、燒結製程、孔隙介質、燒結模擬

Abstract.

Iron ore sintering is one of the important steps in the Iron making process, including combustion reaction, phase change, and the heat transfer and mass transfer in the porous media. This study is mainly divided into two parts, experimental measurement and numerical simulation: (1) The experimental measurement part is to use the existing sinter cup to extract the experimental data, and the data are used in the parameter correction and the verification of the numerical results. (2) The numerical simulation part is to establish a sintering numerical model, corresponding the experimental setup. The model parameters and results are adjusted and compared with the measured data to make the simulation reliable. In the end, this numerical models is used to predict the effect of several parameters to further understand the sintering phenomena and improve the sintering technology.

This experiment includes the bulk density measurements of raw material after the granulation process, the temperature variation inside the sinter bed, the inlet air flow speed and pressure drop of the sintering cup in the sintering process. In addition, the air flow speed and pressure drop at different height are also measured at room temperature for the coarse litter, fine litter and sintering raw material. The measured data is processed by linear regression methods to find the pressure loss coefficients of the porous medium inside the model.

This numerical model considers the conservations of mass, momentum, energy and species. The heat and mass transfer in the sintering process includes the water evaporation and condensation and fine coke combustion heat release. The coke combustion heat release is the main heat source in the sintering process, heating the sinter bed to the desired temperature (1200°C~1400°C). Water in the sinter bed is evaporated by absorbing heat at the leading edge of the high temperature area, and condensed by releasing heat in the downstream low temperature area, which is also the significant phenomenon inside the sinter bed.

This study shows this model can successfully simulate the fine coke combustion, water evaporation and condensation and the movement of high temperature sinter area in sinter bed. Simulation shows the phase change of water cause the temperature quickly rise to 50-60 °C in the dowsteram. This simulation shows the good consistency in the temperature variation between the simulation result and the measured data.

Keywords: numerical model, iron ore sinter, sinter process, porous media, sinter simulation

一、前言

鐵礦燒結是一個非常複雜的系統，燒結製程涉及燃燒、鐵礦的氧化還原、碳酸鈣分解、水分蒸發凝結、鐵礦熔化與凝結等物理現象及化學反應。這些都與料層溫度息息相關並決定燒結礦的品質。因此，若能了解各料層溫度變化，所對應到的壓差與空氣流速等參數，所代表的意義，對於進一步了解燒結理論及操作參數之設定有重要的意義。

燒結床內依據不同的物理化學性質大致可區分為五個區域[1]：燒結礦區(sintering ore zone)、燃燒區(combustion zone)、預熱區(preheat zone)、乾燥區(dry zone)及過濕區(over-wetting zone)，如圖 1 所示。

Hayashi 等人[2]利用電腦 2D 與 3D 模型模擬鐵礦燒結鑲嵌遷入過程(Mosaic Embedding Iron Ore Sintering, MEBIOS)，此過程乃基於多層共享空間(Multiply Shared Space, MUSES)的概念。他們模擬燒結生料顆粒的表面及內部溫度並與實驗量測比較。Kasia[3]等人則利用 X-rays CTS 探測鐵礦燒結鑲嵌遷入過程(MEBIOS)，探討燒結床在燒結過程中的孔隙結構變化，並利用電腦模擬鐵礦在燒結過程中聚集程度與間隙所造成之影響。

Hou 等人[4]為了在數值上準確地預測燒結床的過程，發展了擬似粒子(pseudo particle)內的燃燒模型，擬似粒子內包含了鐵礦、細焦炭以及石灰石。他們利用單粒子燃燒模型來探討三種不同分布的擬似粒子，研究擬似粒子內溫度及氧氣濃度梯度對熱傳、質傳以及燃燒行為的影響。他們發現在擬似粒子內的溫度梯度並不明顯，但在氧氣濃度梯度上卻有明顯的變化，在他們研究中也有系統地分析如何依照燃料分布獲得最佳的燒結反應速率。最後發展之粒子內之燃燒模型(Intra-Particle Combustion Model)也應用於燒結的數值模型中。

Yang 等人[5,6]考量燒結過程中物理現象及化學變化，建立一維的數值模型。他們的模型中大致分為固相與氣相模型，氣相模型中包含多種氣體組成

(CO, H₂O, H₂, CO₂, O₂, N₂)。在固相模型中，他們建立孔隙介質內各成份獨立的能量方程式，其固相物質包含水、細焦炭、石灰石、鐵礦、氧化鈣以及其他物質。其模型方程組之間的能量與質量轉換，則利用次模型來連結。除了熱傳導外，也使用了熱對流及熱輻射等模型。模型中模擬進入氣體的流速由實驗量測獲得為時間的函數，所得之模型模擬結果也與實驗所量得之數據相符。然而他們的研究中，對於次模型的重要性以及參數影響並無深入地探討。

Venkataramana 等人[7]以實驗所獲得之量測數據驗證其所建立之數值模型，發現該模型在燒結床不同高度的動態燒結溫度剖面預測，與實驗數據有良好的一致性，該模型也能夠模擬重要的過程指標，如燒結時間，最高燒結溫度，和燒結在升高溫度時的停留時間。

燒結現象為一個非常複雜的系統，若能根據數值模型分析燒結過程，將參數調整至最佳化，對燒結場的燒結品質與節能上皆能有所幫助。本研究欲建立簡化的燒結模型，並以實驗量測方式驗證模型的可靠性，以便逐步分析燒結現象中各模型的重要性，進而探討各參數在燒結過程中的影響。

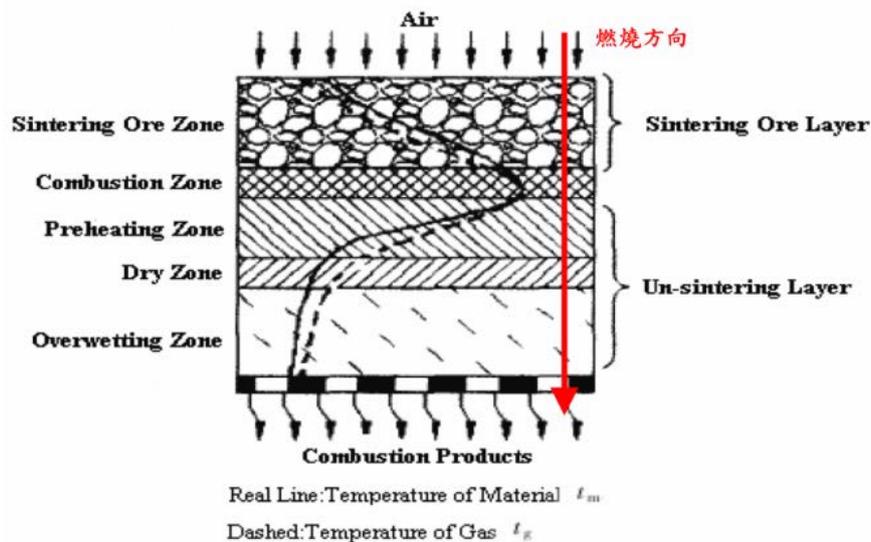


圖 1. 燒結過程之溫度變化及區域示意圖[1]。

二、實驗設備及方法

2.1 實驗儀器與設備

在本研究的燒結實驗中，所涉及之設備甚多，主要可分成二個部分來說明。(1)燒結前之備料設備：原料礦烘乾之烘料機、配料秤重之電子天秤等。(2)燒結時之設備：HIOKI 紀錄器、點火罩、燒結杯、熱電偶(Thermocouple)、真空幫浦等。

2.1.1 燒結前之備料設備：

烘料機：因燒結所使用之各原料礦濕度皆不同，為了使實驗所需配製之燒結

生料比例更為精準，所以必須先將各原料礦置於托盤，放入烘料機內，將其水分烘乾。

電子天秤：實驗每次所需之燒結生料約為 1.5kg，所以本實驗所選用之電子天秤最大負重為 3kg，最小精準度為 0.01g，為配製燒結生料時之秤重用。

2.1.2 燒結時之設備：

HIOKI 記錄器：本實驗於燒結過程所量測之數據資料擷取，採用了日本 HIOKI 暫態波型記錄器，可支援各式標準感測器，如熱電偶(Thermocouple)、差壓計等，量測檔位(10 div)：10 mV~50 V/div，12 檔位；最大輸入電壓：DC 400V；頻率：DC~50kHz；時間軸：100 us ~ 5 min/div，20 檔位可選擇；其他功能：數值演算，光標測量，定標，畫面拷貝，波形數據處理/設定功能支持，起始狀態記錄，自動保存，瞬間值和有效值的保存。並可將數據儲存於 CF 記憶卡內，再移至個人電腦內做處理與分析。

點火罩：用於燒結時點火之用，以 NG 為燃料，空氣為助燃氣體。

燒結杯：為燒結實驗之主體，其規格為外徑 15cm、內徑 8.2cm、高 33cm 之圓柱體，並設有 5 個不同位置之測溫孔，可分別置入 5 組熱電偶(Thermocouple)，其置入深度約為 7.5cm，約為燒結杯之中心位置，以量測中心點之燒結溫度，將杯壁熱散失之二維效應影響降至最低。

熱電偶(Thermocouple)：用於量測燒結過程燒結杯不同位置之溫度，其量測結果會傳送至記錄器顯示及儲存，本實驗所使用之熱電偶(Thermocouple)型式與中鋼公司現場使用之 K-type 相同，最高量測溫度約 1380℃。

真空幫浦：在燒結過程中，連接燒結杯末端抽氣用，使空氣經由燒結杯上方進入燒結杯內，提供細焦炭燃燒所需之氧氣。

2.2 實驗方法與步驟

2.2.1 燒結佈料

實驗首先將燒結礦料依一定比例充分攪拌混合後，加水造粒即為燒結生料，然後分別將粗墊料、細墊料及燒結生料裝填於燒結杯內，圖 2 為燒結杯之佈料示意圖。粗墊料為最底層直徑 8.2cm、高 4cm 之圓柱體。造粒後之生料利用直徑 6cm 的中空金屬圓柱，送入燒結杯內實施分層佈料。為了避免燒結燃燒過程燒壞燒結杯本體，因此於燒結生料最外層佈上細墊料，其中生料為直徑 6cm、高 28.5cm 之圓柱體，細墊料為內徑 6cm、外徑 8.2cm、高 28.5cm 之環形圓柱體。圖 3 為完成佈料之燒結杯上視圖。

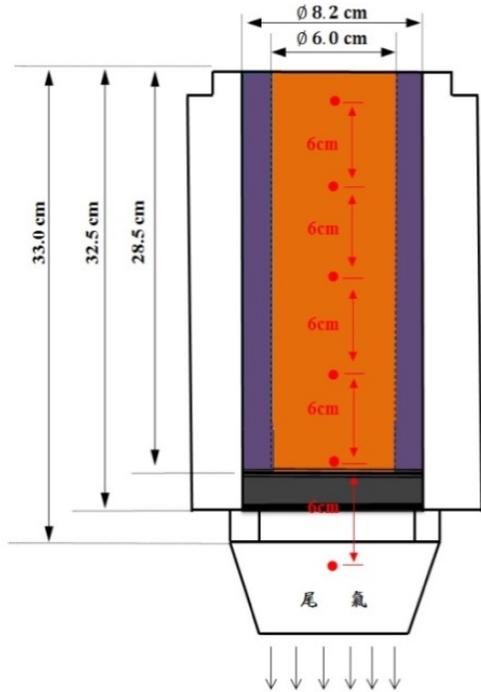


圖 2. 燒結杯佈料示意圖



圖 3. 完成佈料之燒結杯上視圖

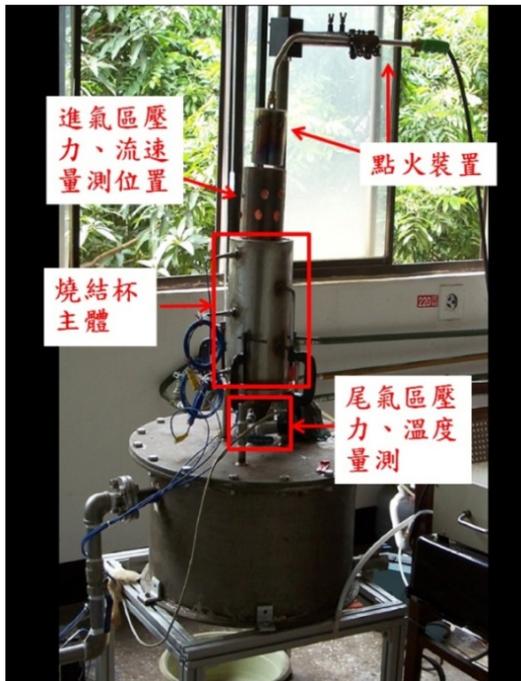


圖 4. 燒結設備點火實體示意圖



圖 5. 燒結設備加裝入口量測裝置實體示意圖

2.2.2 燒結實驗

實驗時，先將已完成裝填佈料之燒結杯，放置於燒結實驗設備系統上，以 C 型固定夾固定，並在燒結杯上方添加少許焦炭，以提供足夠的熱能將燒結生料點燃。接下來將熱電偶(Thermocouple)、流量計、壓力計與記錄器連接，連接後打開真空幫浦，檢查紀錄器運作是否正常，將燒結杯裝上點火罩，打開點火器(將燃氣火焰調至藍色火焰)實施點火(如圖 4 所示)，開始點火 90 秒後，移開點火器，隨即將點火罩更換成量測入口流量、壓力之量測套管(如圖 5 所示)。最後觀察記錄器讀值，設定以尾氣溫度達最高溫時，再加 10% 的時間做為燒結結束點。最後，關閉真空幫浦，並收集量測數據。

三、數值模擬

由於燒結過程是一個非常複雜的系統，其包含了燃燒反應、相變化、以及孔隙介質內的熱傳及質傳等現象。若能透過數值模型的建立，將可解析燒結過程的物理化學反應現象，因此本研究欲建立一簡化的燒結數值模型，以便於進一步了解燒結現象，並探討各參數在燒結過程中的影響，用以提升燒結技術。

3.1 數學模型

本研究使用一維非穩態孔隙介質模型，考慮燒結過程中重要的熱傳及質傳現象，水分的蒸發與凝結以及細焦炭的燃燒放熱。細焦炭燃燒放熱為燒結製程中的熱量來源，使燒結床達到燒結所需的溫度(1200°C~1400°C)；而燒結床內的水分會於高溫區前緣吸熱蒸發，至下游低溫區後凝結放熱，該現象為燒結床內重要的質傳及熱傳現象。

圖 6 顯示本研究所建立之一維燒結模型示意圖。中間部分為假設均勻孔隙介質之燒結床，在燒結床的上下分別為進氣區及尾氣區。

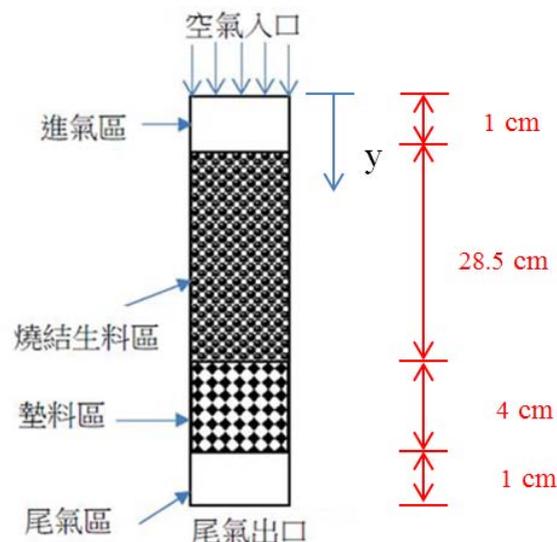


圖 6. 一維燒結模型示意圖

在氣體模型上採用簡單的孔隙介質內流體流動模型，包含組份方程式。在能量方程式上，使用部分能量平衡(local thermal equilibrium)，即單位體積內的氣體與孔隙介質的溫度一致。

統御方程式

此模型主要考量的方程式為：連續方程式、動量方程式、組份守恆方程式，以及能量方程式。

1. 連續方程式：

$$\frac{d(\gamma\rho)}{dt} + \frac{d}{dy}(\gamma\rho v) = \gamma \sum \dot{\omega}_i \quad (3.1)$$

2. 動量方程式：

$$\frac{d(\gamma\rho v)}{dt} + \frac{d}{dy}(\gamma\rho v^2) = -\gamma \frac{dp}{dy} + \frac{d}{dy} \left[\gamma \left(\frac{-2}{3} \right) \mu \frac{dv}{dy} \right] + S_i \quad (3.2)$$

3. 組份守恆方程式

$$\frac{d(\gamma\rho Y_i)}{dt} + \frac{d}{dy}(\gamma\rho v Y_i) = \frac{d}{dy} \left(\gamma D_i \frac{dY_i}{dy} \right) + \gamma \dot{\omega}_i \quad (3.3)$$

4. 能量方程式：

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} (\gamma\rho E_f + (1-\gamma)\rho_s E_s) + \frac{d}{dy} (\gamma v (\rho E_i + p)) = \frac{d}{dy} \left\{ k_{eff} \frac{dT}{dy} - \left(\gamma \sum_i h_i \rho D_i \frac{dY_i}{dy} \right) + \right. \\ \left. \left[\gamma v \left(\frac{-2}{3} \right) \mu \frac{dv}{dy} \right] \right\} + \gamma S_f^h \end{aligned} \quad (3.4)$$

其中 y 為座標方向、 t 為時間、 ρ 為氣體密度、 $\dot{\omega}_i$ 為 i 組份之單位體積反應率(i 為各氣體組份 CO、O₂、CO₂、H₂O、N₂ 用於組份平衡計算。)、 p 為壓力、 D_i 為組份之質量擴散係度 (mass diffusivity)、 S_i 為壓損源項 $S_i = - \left(\frac{\mu}{\alpha} v_i + C_2 \frac{1}{2} \rho |v| v_i \right)$ 、 $|v|$ 為速度大小、 α 為滲透率、 C_2 為慣性阻力係數、 Y_i 為 i 組份之質量分率、 E_f 為氣體總能 E_s 為固(液)體介質總能 ($E = h - \frac{p}{\rho} + v^2/2$; $h = \sum Y_i h_i$)、 h_i 為組分之焓、 γ 為介質孔隙度(假設燒結生料

區為 0.4、墊料區為 0.55、進氣區與尾氣區皆為 1)、 S_f^h 為氣體焓源項、 k_{eff} 為介質的有效熱傳導係數(effective thermal conductivity) $k_{eff} = \gamma k_f + (1 - \gamma)k_s$ 、 k_s 為固體介質的熱傳導係數。

本燒結模型在能量方程式中，在燒結杯上下表面含有固體輻射熱散失機制。氣體假設為不可壓縮之理想氣體，符合理想氣體方程式：

$$p = \rho R^0 T / \bar{M} \quad (3.5)$$

其中 \bar{M} 為混合氣體的平均分子量、 R^0 為萬有氣體常數。

氣體黏滯係數 μ 假設為 $1.81 \cdot 10^{-5} (T/298)^{0.7}$ kg/m s，氣體熱傳導係數 k_f 為 $2.58 \cdot 10^{-5} (T/298)^{0.7} \cdot C_p$ W/m K，各組份的 Lewis number 假設為 1 及質量擴散

係數 D_i 皆假設為 $5.86 \cdot 10^{-5} (T/1250)^{0.7} / \rho$ m²/s，各組份的熱容積(heat capacity)

則使用參考文獻[8]。

固相孔隙介質部分，本模型將組份分成細焦炭、水以及其它物質(粉鐵礦、石灰石等)。細焦炭可燃燒放熱，水有相變化現象，其他物質不考慮相變化及化學反應。

在固(液)相與氣相的質傳互換上，細焦炭先氧化為氣相的一氧化碳，一氧化碳再與氧反應為二氧化碳。而水分在燒結過程中會先被加熱蒸發再放熱凝結。其燃燒放熱反應與水分的相變化反應式如下：



Yang 等人[6]考慮到在偽粒子(pseudoparticle)內氧氣擴散過程跟單獨的 coke 粒子是不同的，提出了在各種的燃料分布下燃燒速率的修正因子。本研究所用的

模型是將燒結生料顆粒假設為燃料分佈在顆粒內部的偽粒子，燒結過程的速度由焦炭燃燒的速率決定，這會受到氧氣濃度、焦炭燃燒、焦炭粒子大小、焦炭質量分率以及氣體流速等因素的影響，而焦炭燃燒的反應速率由化學反應速率、擴散速率以及粒子灰燼層內部質傳的影響。但本研究認為粒子灰燼層的影響不大，故將此效率忽略不看。如下式所示，偽粒子內之化學反應速率採用文獻[9]之表示式：

$$\dot{\omega}_I = k_I [O_2];$$

$$\dot{\omega}_{II} = k_{II} ([H_2O]^* - [O_2]);$$

$$\dot{\omega}_{III} = k_{IV} ([CO_2]^* - [CO_2]);$$

$$[CO_2]^* = K_I = \frac{e^{(7.35-5211/T)}}{(R^0 T)};$$

$$k_i = \frac{a}{\frac{1}{k_f} + \frac{1}{k_{m_i}} \frac{a}{\rho_{bc}}}$$

k_I 為反應速率常數，反應速率常數中使用之參數分別為：

$$a = \frac{6}{\phi d_p} \left(\frac{\rho_{bc}}{1400} \right)$$

$$k_f = \frac{D_{O_2}}{\phi d_p} \cdot \left(2 + 0.6 \left(\frac{|v| d_p}{0.7 \cdot D_{O_2}} \right)^{0.5} \right)$$

$$k_{m_I} = 6.53 \times 10^5 \cdot T^{0.5} \cdot e^{\left(\frac{-22140}{T} \right)}$$

$$k_{m_{II}} = \text{infinite fast}$$

$$k_{m_{III}} = 250 \cdot T \cdot e^{\left(\frac{-20143.4}{T} \right)}$$

其中

ϕ ：形狀因子

d_p ：粒子直徑 $(1.6 \cdot 10^{-3} \left(\frac{\rho_{bc}}{\rho_{bc}^0} \right)^{1/3} \text{ mm})$

ρ_{bc}^0 ：初始細焦炭體積密度

v ：氣體流速

氣體化學反應中，一氧化碳之一步驟氧化反應速率 IV 為：

$$\dot{\omega}_{IV} = 2.239 \cdot 10^{12} \cdot e^{\left(\frac{-20447.4}{T}\right)} [\text{CO}][\text{O}_2]^{0.25} [\text{H}_2\text{O}]^{0.5} \quad (\text{單位: kmol/s-m}^3)$$

在水的蒸發與凝結上，模型假設達到准穩態飽和蒸汽壓(quasi-steady state)。即在模擬非穩態燒結過程中，水一直維持在飽和蒸氣壓狀態。其飽和水蒸氣密度與溫度的關係為當溫度大於 40°C 時，水的蒸發速率採用方程式 3.6；若溫度小於 40°C 時，水的蒸發速率採用方程式 3.7。

$$(T > 40^\circ\text{C}) \quad \text{VD} = 6.335 + 0.6718T_c - 2.0887 \times 10^{-2}T_c^2 + 7.3095 \times 10^{-4}T_c^3 \quad (3.6)$$

$$(T < 40^\circ\text{C}) \quad \text{VD} = 5.018 + 0.32321T_c + 8.1847 \times 10^{-3}T_c^2 + 3.1243 \times 10^{-4}T_c^3 \quad (3.7)$$

(單位: g/m³)

$$[\text{H}_2\text{O}]^* = \text{VD} / \text{WM}_{\text{H}_2\text{O}}$$

3.2 數值方法

本研究將把上述的數值模型建立在商業套裝軟體 ANSYS FLUENT[20]上。並配合 UDF (User Defined Functions) 檔案的使用，將研究所需而 FLUENT 軟體中未包含之相關方程式及化學反應式等功能，以 UDF (User Defined Functions) 掛載檔案的方式加入模擬計算中，以彌補 FLUENT 軟體內建功能所不足的地方。

本研究使用 FLUENT 二維空間計算模型(見圖 6)，設定為非穩態模式，並考慮能量、質量、動量以及組份等效應，在組份傳遞與反應部分選用一氧化碳-空氣模組。材料則設定為混合物與固體兩部分，混合物部分選用內建一氧化碳-空氣模組，固體部分則因為造粒後的燒結生料為鐵礦、助熔劑、回料以及焦炭粉等混合料，所以以 UDF (User Defined Functions)掛載檔案的方式定義此固體密度。

此模型主要劃分為四個區塊，由上而下分別為進氣區、燒結料區、墊料區以及尾氣區，而燒結料區與墊料區皆設定為孔隙介質並考慮 Source Terms 的效應。在模型上方邊界條件設定為壓力入口邊界，空氣從上方往下方流動，下方邊界條件為壓力出口邊界，並假設模型之左右兩邊為對稱邊界，因此本模型之模擬結果可視為一維。

本文中非穩態燒結模擬研究，初始溫度假設為 27°C，孔隙介質內的氣體為空氣，流速 v 為 1 m/s。模擬初將於模型上方(見圖 6) 給一熱源點燃燒結床內之細焦炭，產生高溫，熱源於 90 秒後移除(與實驗步驟同)。此外，動量部分以 Third-Order-MUSCL 演算法計算，氣體組份以 Power Law 演算法計算，能量部分則以 QUICK 演算法計算，最後設定顯示輸出參數分別為壓力、速度、溫度以及各氣體組份(CO、CO₂、H₂O、O₂)濃度等。

四、結果與討論

實驗量測的部分，也量測了粗墊料、細墊料及燒結生料，在燒結杯內裝填不同高度時之平均流速與平均壓差關係(如圖 7、圖 8 所示)。圖中顯示平均粒徑最大的粗墊料，在燒結杯內不同的堆疊高度下，對於入口空氣流速和燒結杯壓差的影響最小(斜率最平緩)。而平均粒徑最小的燒結生料，在燒結杯內不同的堆疊高度下，對於入口空氣流速和燒結杯壓差的影響最大(斜率最陡峭)。因此，可以得知平均粒徑越大的礦料，在燒結杯內所堆疊出的孔隙率也越大，在固定真空度下，粒徑越大的礦料在不同的堆疊高度下，對於入口空氣流速與壓力差的影響越小；相反的，平均粒徑越小的礦料，在燒結杯內所堆疊出的孔隙率也越小，在固定真空度下，粒徑越小的礦料在不同的堆疊高度下，對於入口空氣流速與壓力差的影響越大。

本研究的數值模型是比照燒結杯實驗，燒結墊料的位置在 1cm ~5cm，燒結料層的位置在 5cm ~33.5cm；總高度為 32.5cm。在模擬中燒結床的參數使用上，假設單一孔隙率，燒結料層為 0.4，墊料層為 0.55[6]。燒結床內各物質的體積密度(bulk density)分別為細焦炭 C(s) 45 kg/m³、水 H₂O(l) 112.5 kg/m³、碳酸鈣 CaCO₃

185 kg/m³ 以及其他物質 1157.5kg/m³。並將堆疊不同礦料高度的量測結果以線性回歸方法近似 $\frac{\Delta P}{L} = \frac{\mu}{\alpha} V + \frac{1}{2} C_2 \rho V^2$ (等效 Ergun equation)，而將所得到的值代入設定模型中的黏性阻力和慣性阻力參數(如圖 9 所示)。點火裝置之模擬採用 Yang 等人[5,6]之模型及參數，於點火期間進氣溫度為 1400K，點火熱源將在 90 秒後移除，入口空氣流速為壓力邊界、溫度 300K 之空氣進入燒結床內。本研究著重在燒結床點燃後高溫燒結區的傳播現象。對於點火裝置及熱功率等對燒結過程的影響，目前不在討論範圍。

圖 10 顯示時間在第 250 秒時，燒結杯內部之凝相組成分佈圖，由圖可發現本模型可以成功模擬出燒結過程的五個區域(燒結礦區、燃燒區、預熱區、乾燥區及過濕區)。圖 11 顯示燒結過程中實驗量測與模擬結果之溫度分佈圖，圖中顯示燒結杯中 5 個測溫孔(如圖 2 所示)的溫度分佈情形。t=90 秒為點火器移開時刻，模擬與實驗量測結果顯示出此模型可以大概成功的模擬出燒結實驗的高溫區與升溫時間。但由於本研究的模型假設為左右對稱邊界，因為無熱散失的絕熱條件，所以模擬由上而下的燒結過程中會產生熱堆疊效應影響，因此導致燒結杯下層測溫孔的溫度曲線比上層測溫孔的溫度曲線還要寬闊的現象。而由於燒結杯實驗的尺寸規模較小，所以在燒結過程中容易產生二維熱效應影響，導致燒結杯下層測溫孔的溫度曲線並無明顯變寬闊的現象。

此外，本模型也可成功模擬預測燒結過程中尾氣區 CO、CO₂、H₂O、O₂ 莫耳濃度百分比分佈(如圖 12 所示)，圖中顯示於點火開始後細焦炭在高溫下氧化燃燒反應使氣體中之 CO 及 CO₂ 迅速產生 O₂ 含量下降，並且由於水的沸騰蒸發，水蒸氣含量迅速上升。點火 90 秒移除點火器後，CO、CO₂、H₂O 及 O₂ 莫耳濃度百分比開始趨於穩定，分別約為 2.33%、10.42%、16.34% 以及 9.16%，大約在 350~400 秒時，燒結燃燒區抵達料層中後段，乾燥區抵達料層末端，故水蒸氣含量迅速下降，造成 CO、CO₂ 及 O₂ 莫耳分率上升。大約在 450 秒燒結燃燒區抵達料層末端，焦炭燃料耗盡，故 CO、CO₂ 莫耳分率開始下降，O₂ 莫耳分率上升。另外，實驗也量測了燒結杯尾氣區莫耳濃度百分比分佈(未量測 H₂O)如圖 13 所示，圖中顯示點火開始，O₂ 莫耳分率持續下降至 8.5% 左右，研判是由於實驗採用 NG 預混火焰點火，因此導致點火時，入口 O₂ 濃度偏低，因而使前段燒較不完全，CO 的莫耳分率也較高。而模擬點火過程是給定一固定高溫，因此不影響入口空氣的 O₂ 濃度，所以導致模擬前期與實驗量測結果不同。由於實驗量測尾氣莫耳濃度的位置與設備整體的密封性的關係，所以導致實驗所量測到的 O₂ 濃度較高。

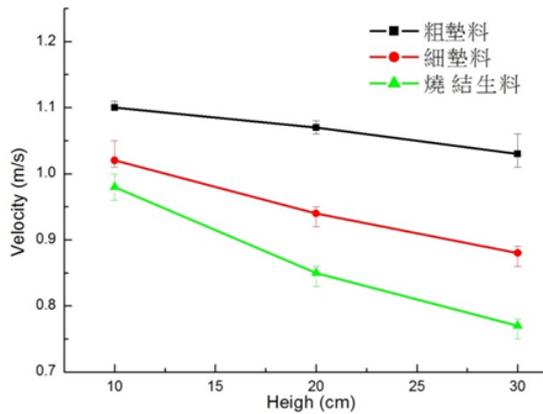


圖 7. 各礦料在燒結杯內裝填不同高度時與平均流速之關係圖

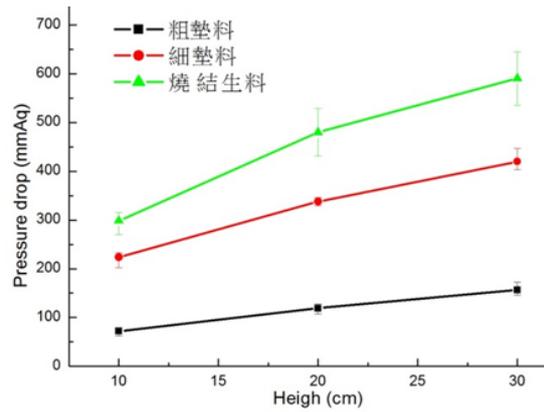


圖 8. 各礦料在燒結杯內裝填不同高度時與平均壓差之關係圖

五、結論

本研究模擬過程初步考慮燒結過程中細焦炭於偽粒子中的燃燒放熱以及水分的蒸發與凝

結等現象。並將實驗量測結果以線性回歸方法近似 $\frac{\Delta P}{L} = \frac{\mu}{\alpha} V + \frac{1}{2} C_2 \rho V^2$ (等效 Ergun equation)，而將所得到的值代入設定模型中的黏性阻力和慣性阻力參數。最後以實驗量測結果驗證模擬結果。

結果顯示此模型結果與燒結杯實驗數據比較，燒結之最高溫度誤差 10% 以下。且此模型可成功地模擬細焦炭的燃燒放熱、水分的蒸發與凝結、孔隙介質內高溫燒結區的移動現象以及燒結料層內重要的熱傳與質傳現象，並預測尾氣區 CO、CO₂、H₂O、O₂ 莫耳濃度百分比分佈情形。且此模型可以大概成功的模擬出燒結實驗的高溫區與升溫時間。而模擬結果也與相關文獻之數據做驗證，發現文獻量測結果與模擬結果下層測溫孔的溫度曲線皆有變寬闊的現象。因此，研判此燒結杯實驗的二維熱效應影響仍然偏大。

實驗量測不同粒徑的礦料，在堆疊不同高度下的平均流速與平均壓差關係，發現在固定真空度下，粒徑越大的礦料在不同的堆疊高度下，對於入口空氣流速與壓力差的影響越小；相反的，粒徑越小的礦料在不同的堆疊高度下，對於入口空氣流速與壓力差的影響越大。

六、誌謝

感謝中鋼公司計畫編號 RE101639。

七、參考文獻

1. J. Si, G. Lou, Z. Wen and X. Liu, Mathematical Model and Experimental Research of Heat Transfer Process in Sintering, University of Science and Technology Beijing, Beijing, China, 2008
2. N. Hayashi, S. V. Komarov and E. Kasai, Heat Transfer Analysis of Mosaic Embedding Iron Ore Sintering (MEBIOS) Process, ISIF International 49 (2009): 681-686
3. E. Kasai, S. Komarov, K. Nushiro and M. Nakano, Design of Bed Structure Aiming the Control of Void Structure Formed in the Sinter Cake, ISIJ International 45 (2005): 538-543
4. P. Hou, S. Choi, W. Yang, and E. Choi, H. Kang, Application of Intra-Particle Combustion Model for Iron Ore Sintering Bed, Materials Sciences and Applications, 2011, 2, 370-380
5. W. Yang, C. Ryu, S. Choi, E. Choi, D.W. Ri and W. Huh, Mathematical Model of Thermal Processes in an Iron Ore Sintering Bed, Metals and Materials International 10 (2004): 493-500.
6. W. Yang, C. Ryu, S. Choi, E. Choi, D.W. Ri and W. Huh, Modeling of Combustion and Heat Transfer in an Iron Ore Sintering Bed with Considerations of Multiple solid Phase, ISIJ International 44 (2004): 492-499.
7. R. Venkataramana, S.S. Gupta, P.C. Kapur and N. Ramachandran, Mathematical Modelling and Simulation of the Iron Ore Sintering Process, Tata Search, 1998.
8. R. J. Kee, F.M. Rupley and J. A. Miller, The CHEMKIN Thermodynamic Data Base, SAND 87-8215B, 1987.
9. M. Gu, N. Selvarasu, F. Huang, P. Chaubal and C. Zhou, Numerical Analysis on the Coke Combustion Inside Raceway, AISTech Conference Proceedings, 2007.
10. ANSYS FLUENT 14, Lebanon, N.H., 2011.

銅冷卻壁安裝雪茄型冷卻棒冷卻效果評估

An Investigation into the Cooling Performance of Cigar cooler installed in Blast Furnace

陳佑宗¹、蔡建雄²

You-zong Chen, Chien-Hsiung Tsai

國立屏東科技大學車輛工程系

Mechanical Engineering Department, National Pingtung University of Science and Technology

何忠根³

Chung-ken Ho

中鋼公司鋼鐵研究發展處煉鐵製程組

Iron and steel Research and Development Department, China Steel Co.

摘要

銅冷卻壁在現今高爐中為主要的冷卻設備，由於高爐內爐料的磨耗與煤氣的侵蝕、沖刷等因素，隨著爐齡增加，將侵蝕銅冷卻壁表面，進而使壁內原有的冷卻水道破裂，甚至是爐氣、爐料的外洩，產生工安疑慮。因此，必須使用高爐冷卻補救方式，一般有穿管冷卻、插入雪茄型冷卻棒(Cigar Cooler)等方法。本研究針對冷卻棒的冷卻效果進行數值模擬，評估不同冷卻棒支數與位置、冷卻水流速、爐內溫度變化等因素的影響，為未來中鋼公司高爐冷卻壁損壞時緊急處置之參考。從模擬結果中得知單支冷卻棒的影響效果，以冷卻棒為圓心，同心圓的方式逐漸減弱，影響範圍以 0.3m 直徑的圓內的冷卻效果最為明顯。另外，當在高爐冷卻壁正中心位置增加冷卻棒時，能夠有效降低鐵殼與冷卻壁的溫度；從計算結果中顯示銅冷卻壁冷卻效果優劣依次為正常水道、穿管冷卻和現場使用的 24 支冷卻棒，值得一提的是，當爐氣溫度愈高，三種冷卻方式能力相差愈大。

關鍵字：高爐、銅冷卻壁、雪茄型冷卻棒

Abstract.

The cooling water inside the copper stove of blast furnace will leak out because of the persistent erosion of burden materials and gas motion. Since it might result in the explosion of blast furnace, two usual countermeasures are applied to fix the cooling performance the blast furnace. One was to insert a flexible tube into the original cooling pipe, and the other was to insert cigar coolers in stove. In the present paper, the effects of number and position of cigar coolers, cooling water velocity and

¹ 國立屏東科技大學車輛工程系，研究生

² 國立屏東科技大學機械工程系，教授 (Email:chtsai@mail.npust.edu.tw)

³ 中鋼公司鋼鐵研究發展處煉鐵製程組，研究員

furnace temperature on the cooling performance is numerically studied. The results show that the cooler can effectively lower the temperature of cooper stove wall, and the area ranges from the cooler inlet to 0.3m alone. Moreover, compare the cooling performance of original cooling method, insert the flexible method and the 24 cigar coolers, the original cooling method is best and the cigar cooler is not so effective than the other two methods. Increasing the temperature of blast furnace, the difference of capability between three types of cooler is more noticeable.

Keywords: blast furnace, cooper stove, cigar cooler

一、前言

高爐為一氣、固、液三相，在高溫、高壓下連續生產鐵水的巨大反應爐。由於高爐內部的燃燒反應發生在環形管之鼓風嘴前，所以高爐爐身下半部的熱流衝擊很大。因此，高爐在正常冶煉的情況下，如何建立一個無過熱的冷卻體系是值得關注的課題。一般而言，為了保護爐壁鐵殼溫度能維持在安全範圍內，通常會在鐵殼內安裝冷卻器。研究指出，高爐冷卻系統的壽命在很大的程度上決定了高爐的使用壽命。因此，在研究高爐長壽問題時，首先應探討冷卻設備的冷卻性能與壽命問題。目前冷卻器的種類主要包括冷卻壁與冷卻板等，早期高爐均使用銅冷卻板，國外對冷卻板的種類與溫度場進行了許多相關的研究[1-2]，冷卻板雖然有安裝方便的特點，然而由於數量太多，維護作業負荷重、複雜昂貴的殼體設計等問題，故現今高爐大都使用冷卻壁取代[3]。

銅冷卻壁作為現今高爐主要的冷卻設備，主要原因為其導熱性好、冷卻效果佳、抗熱、抗震性能良好、熱承載能力大，可以延長高爐壽命，減少大修費用和停產損失。然而由於高爐爐氣溫度相當高，尤其在爐身下半部之溫度的劇烈變化將引起冷卻壁體產生熱應力，若此應力超過材料的抗拉強度，經過多次不穩定溫度變化則會造成壁體疲勞並導致裂紋的產生甚至使壁體產生變形。因此，許多學者針對高爐冷卻壁進行熱傳分析時，主要著重在冷卻壁本體的溫度場與熱應力分析。北京科技大學學者 Cheng 等人[4-8]利用數值模擬的方法對冷卻壁的種類、鑲磚厚度、爐渣厚度等作大量的探討。結果顯示，冷卻壁裸露面若有渣皮的存在，高爐內熱量的損失與熱面溫度就能大大的降低，並藉由實驗操作經驗分析說明爐渣吸附生成所需的條件與環境[4-5]；另外，不同的冷卻壁種類和鑲磚尺寸對於冷卻壁內溫度場的分佈也都會有明顯的影響[6-8]。可是這些研究並沒有考慮到輻射熱效應的影響，所以這樣的研究結果與銅冷卻壁真實的溫度分佈、熱流密度等存在著很大的誤差。近年來，Zheng 等人藉由熱態實驗爐進行實測，過程中考慮輻射熱並反推出銅冷卻壁與高溫爐氣之間的複合熱傳係數，實驗結果發現，銅冷卻壁熱面的熱對流係數在爐氣溫度為 1200°C 時高達 424 W/(m²°C)，與 Cheng 等人[4-8]模擬所採用的對流係數值為 232 W/(m²°C) 有著相當大的差異；2006-2008 年間，在馬鞍山鋼鐵公司的委託研究下，上海同濟大學學者 Wu 等人[9-12]也大量地藉由有限元素法進行數值模擬並與熱態實驗相互驗證，來設計冷卻壁的最佳化結構，所探討的參數有冷卻水管橫截面的幾何、管徑的大小、流速等，並考慮了冷卻壁的熱應力分佈。近來，Chang

等人[13]也藉由商用 CFD 套裝軟體 ANSYS 來分析冷卻壁材質與溫度分佈之間的關係。研究指出，冷卻壁冷卻性能的好壞主要是受冷卻壁內冷卻水管相關幾何尺寸設計的影響；若單純改變冷卻水的流速與入口溫度則效果有限。

綜合上述文獻分析可以瞭解以往對於冷卻壁的研究大多著重於不同的材質或設計改良上，計算模型也大多以冷卻壁裸露的情況下，以數值方法進行溫度與熱應力分析，並且用熱態實驗進行驗證。此一結果雖然可以應用於新型冷卻壁的設計上，可是在冷卻壁緊急補救處置上卻無法提供重要的參考。實際上，銅冷卻壁初期開始是靠耐火材料來保護本體；當耐火材料被侵蝕完後，冷卻壁在裸露的情況下，銅冷卻壁則是靠自身的強冷卻能力在其熱面形成一層爐渣來保護本體，並避免受爐料與煤氣的侵蝕、沖刷。然而，銅冷卻壁熱面的渣皮並非能夠很穩定地吸附在冷卻壁上，而是不斷地生成和脫落的動態變化，所以銅冷卻壁還是多少會受到沖刷侵蝕，其厚度隨著爐齡的增加而逐漸變薄；相對的，鐵殼溫度、熱電偶溫度、冷卻水溫差也就越來越大，嚴重的話，可能導致冷卻水管暴露或損壞。

中鋼 2 號高爐由 2006 年 10 月至今，爐腹熱負荷變化相當大，造成爐腹之銅冷卻壁發生彎曲變形。BSL 曾有鑄鐵冷卻壁損壞而導致漏水嚴重的問題，其解決方式是採用在冷卻水管入口直接鑽孔，使用雪茄型冷卻棒進行冷卻。而中鋼 3 號爐爐腹冷卻壁破裂是採用穿管方式來補救。一般在冷卻壁損壞補強的方案中，如果不希望破壞壁體結構的前提下，可經由原冷卻壁水道直接穿管 (insert flexible tubes) 並以灌漿固定來進行修補；但利用穿管冷卻的方式時，銅壁和穿管之間隙有著一層低導熱性的灌漿層 ($k=1.5W/m^{\circ}C$)，即使銅具有很高的熱傳能力，穿管內的冷卻水仍然無法有效的將壁體熱量帶走。為增加高爐冷卻功能，目前計劃使用 24 支冷卻棒的方式進行補救。本研究針對冷卻棒的冷卻效果進行數值模擬，評估不同冷卻棒支數與位置、冷卻水流速、爐內溫度變化等因素的影響以及探討 24 支冷卻棒的安裝效果，為未來高爐冷卻壁損壞時緊急處置之參考。

二、 數學模型

本計劃是以數值模擬的方法，即所謂計算流體力學的方法，來探討高爐使用雪茄型冷卻棒(Cigar cooler)的冷卻效果以及對冷卻壁熱負荷與鐵殼溫度的影響。計算流體力學套裝軟體 FLUENT 是採用控制體積法(control volume method)來建立統御方程式組的差分方程式(finite difference equation)，並以 SIMPLE (semi-implicit method for pressure-linked equation) 方法來處理速度場與壓力場耦合的關係。

2.1 統御方程

2.1.1 流體

描述冷卻水之流場與溫度場的數學統御方程式為三維的雷諾平均 Navier-Stokes 方程式組，其方程式如下所示：

連續方程式：

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (2-1)$$

連續方程式的存在，是表達了流體滿足質量守恆之定律，其中 \bar{u}_i 表示流體各方向的平均速度。
動量方程式：

$$\rho \bar{u}_j \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} - \rho \overline{u'_i u'_j} \right) \quad (2-2)$$

座標中 i 方向的動量守恆方程為上式 (2-2) 所表示，其中 p 、 μ 分別表示為壓力與流體黏度， $-\rho \overline{u'_i u'_j}$ 為紊流所引起的雷諾應力。

能量方程式：

$$\rho C_p \bar{u}_j \frac{\partial \bar{T}}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\lambda(\bar{T}) \frac{\partial \bar{T}}{\partial x_j} \right] + \mu \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} (-\rho C_p \overline{u'_j T'}) \quad (2-3)$$

其中 C_p 、 $\lambda(\bar{T})$ 分別表示為流體比熱與溫度為 T 時的熱傳導係數， $-\rho C_p \overline{u'_j T'}$ 為紊流所引起的雷諾熱傳。

2.1.2 紊流模式

為了封閉 (2-2)、(2-3) 方程式中紊流所引起的雷諾應力與雷諾傳熱項，研究中擬採用典型的 k - ε 紊流模式：

$$\frac{\partial}{\partial x_j} (\rho \bar{u}_j k) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k - \rho \varepsilon \quad (2-4)$$

$$\frac{\partial}{\partial x_j} (\rho \bar{u}_j \varepsilon) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} G_k - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (2-5)$$

$$G_k = -\rho \overline{u'_i u'_j} \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \quad (2-6)$$

$$-\rho \overline{u'_i u'_j} = \mu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij} \quad (2-7)$$

$$-\rho C_p \overline{u'_j T'} = C_p \frac{\mu_t}{Pr_t} \frac{\partial \bar{T}}{\partial x_j} \quad (2-8)$$

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (2-9)$$

上述方程式中 G_k 為平均速度梯度所產生的紊流動能。 $C_{1\varepsilon}$ 、 $C_{2\varepsilon}$ 、 Pr_t 為常數， σ_k 、 σ_ε 分別為 k

方程與 ε 方程的紊流普朗特數。

典型的 $k-\varepsilon$ 紊流模式之係數值如下表所示：

	C_μ	σ_k	σ_ε	$C_{1\varepsilon}$	$C_{2\varepsilon}$	Pr_t
係數值	0.09	1.00	1.30	1.44	1.92	0.85

2.1.2 固體

熱傳導方程：

$$\frac{\partial}{\partial x_j} \left[\lambda_{si}(T_{si}) \frac{\partial T_{si}}{\partial x_j} \right] = 0 \quad (2-10)$$

其中 $\lambda_{si}(T_{si})$ 為固體溫度為 T_{si} 時的熱傳導係數。

2.2 模型與邊界條件

2.2.1 物理系統

評估高爐安裝雪茄型冷卻棒時冷卻效果，模擬區域以中鋼 2 號高爐冷卻系統的幾何外型為對象，並使用原始設計的八支雪茄型冷卻棒模組，研究中擬採用單一銅冷卻壁進行模擬比較，幾何中假設耐火材料已侵蝕殆盡，冷卻壁裸露，圖 1 為冷卻棒的各部位材料性質與冷卻棒冷卻水流動之方式，從流動方式可得知雪茄型冷卻棒之冷卻方式與先前穿管冷卻的方式差異性極大，屬於單點冷卻，而其冷卻效果與範圍在本文中將會進行分析探討。

另外，計劃中為了能夠深入了解雪茄型冷卻棒的效果，也進行使用單支與多支冷卻棒的效果模擬，以利於分析探討冷卻棒的效果。

2.2.2 邊界條件

圖 2 為安莊雪茄型冷卻棒的完整邊界條件示意圖，各邊界條件在以下詳細說明：

1. 爐殼與大氣（冷面）：自然對流邊界，空氣室溫假設為 35°C (308K)，而自然對流係數 $h_{cold} = 9.3 \text{ W}/(\text{m}^2\text{°C})$ ，在冷面的邊界條件上也考慮熱對流與熱輻射的效應。

2. 爐牆與高溫氣流（熱面）：在對銅冷卻壁的溫度場進行數值模擬時，其中最為重要的一個參數就是系統冷卻壁的熱面與高爐爐氣之間的複合熱傳係數。國內外對於銅冷卻壁溫度場之模擬探討所採用的複合熱傳係數大多為 $232 \text{ W}/(\text{m}^2\text{°C})$ [4-8]，可是此係數值並沒有考慮輻射熱的影響。因此，為了能夠更準確的預測實際狀況，本研究在熱面的邊界條件上一併考慮熱對流與熱輻射的效應。其強制對流係數 $h_{hot} = 232 \text{ W}/(\text{m}^2\text{°C})$ ；銅冷卻壁、冷卻壁間之搗固材的放射係數分別為 0.16 與 0.86 [15-16]；而爐氣溫度範圍則假定為 $400\text{-}1200^\circ\text{C}$ 。

3. 側面、上下面邊界：在實際高爐中，相鄰兩塊銅冷卻壁之間會填充搗固材，由於搗固材的熱傳係數很小，因此銅冷卻壁側面的邊界條件可以合理的視為對稱型邊界來簡化系統的複雜度。

4. 冷卻棒冷卻水入口：冷卻壁內的冷卻水相關參數採用中鋼設計的冷卻水流速 2.03 m/s 、冷卻水溫度 38°C 來進行模擬，本研究其中一節將針對冷卻水流速大小進行分析比較。

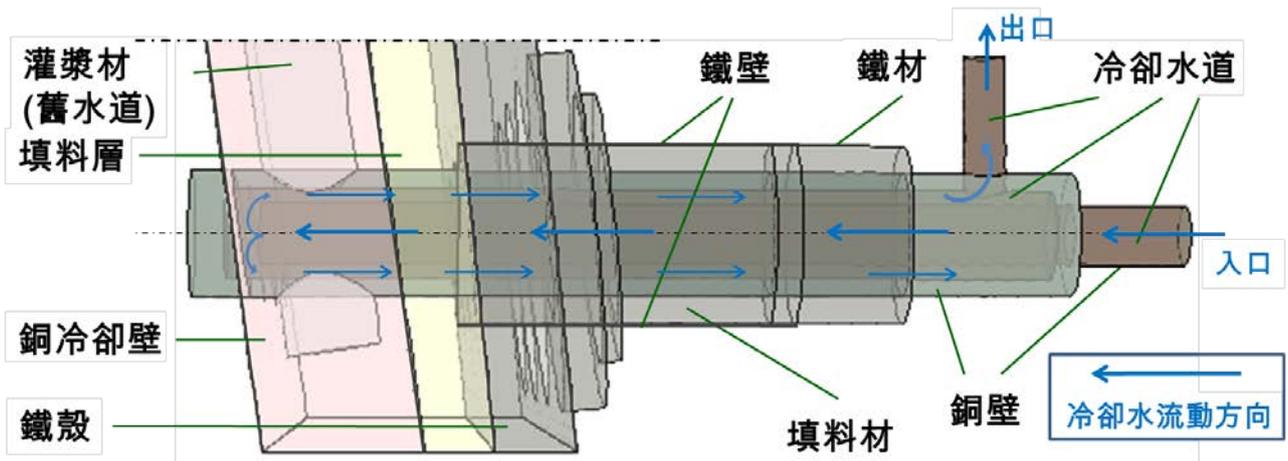


圖 1 雪茄型冷卻棒各部位材質與冷卻水流動方式示意圖

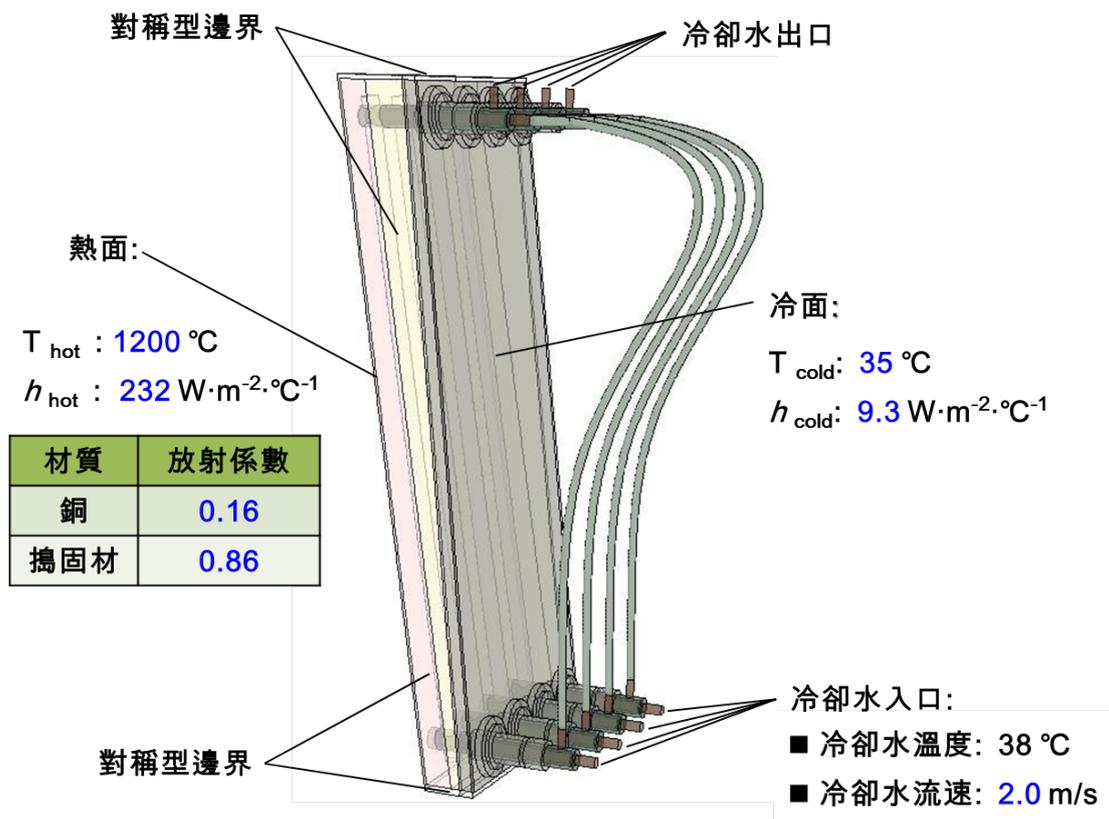


圖 2 冷卻壁模組邊界條件

三、 結果與討論

本研究中採用三維之雷諾平均 Navier-Stokes 方程式組為統御方程式組，以典型的 $k-\varepsilon$ 紊流模式來模擬流體的行為，並結合固體的能量方程來探討高爐銅冷卻壁內的熱傳效應。探討舊冷卻水道灌漿後鐵殼溫度分佈、單支雪茄型冷卻棒的效果與影響範圍、多支冷卻棒的效果、冷卻棒中冷卻水流速大小之影響。

3.1 舊冷卻水道灌漿後鐵殼溫度分佈

當冷卻水道必須進行灌漿處理，當爐氣溫度 1200°C 時，水道灌漿後其熱傳情況如圖 3a，當銅冷卻壁沒有冷卻系統時，因為灌漿部分只在於舊水道部分，所佔的體積不多，所以灌漿材的導熱係數對於整體熱傳情況則影響不大，從圖 3b 中可看出鐵殼中心線溫度依照爐壁厚度大小，溫度由低至高，爐壁厚度較大的位置溫度較低，厚度較小則反之；圖 4 中可清楚看出灌漿材料 A ($k = 15\text{W}/\text{m}^{\circ}\text{C}$) 的熱傳導係數雖然大於灌漿材 B ($k = 1.5\text{W}/\text{m}^{\circ}\text{C}$) 十倍之多，但不管爐氣溫度為何，其熱傳結果兩者幾乎相同。

模擬結果顯示，當高爐冷卻舊水道只使用灌漿處理時，鐵殼溫度會高於使用冷卻系統許多，因其熱傳方式僅為固體與固體間的熱傳遞，還是必須使用其他補救的冷卻系統來幫助高爐冷卻壁冷卻。

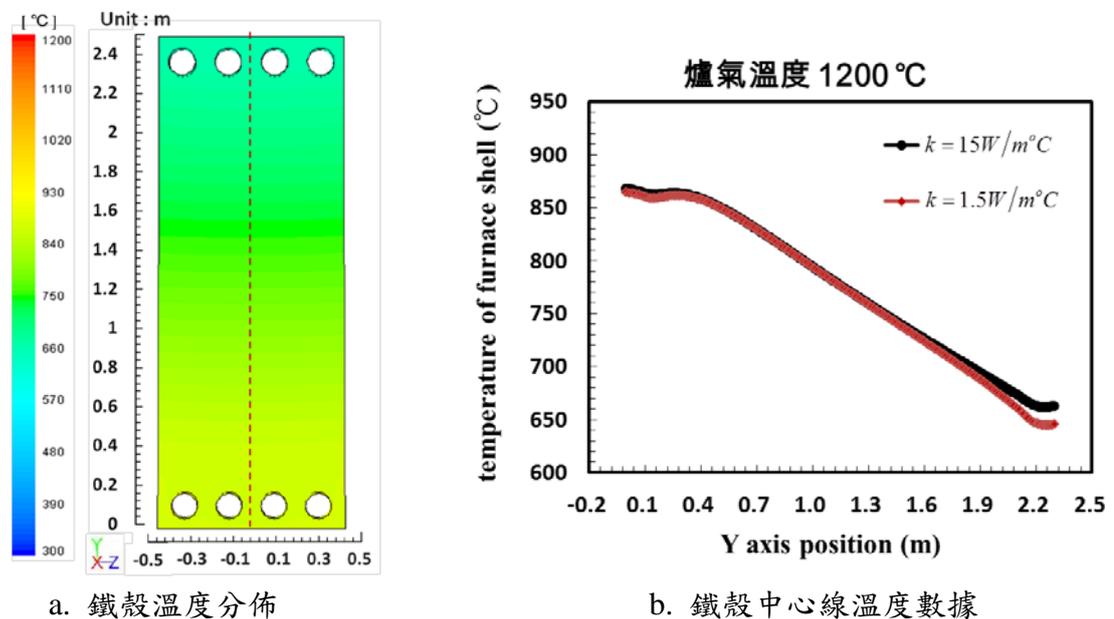


圖 3 舊冷卻水道灌漿後鐵殼溫度分佈

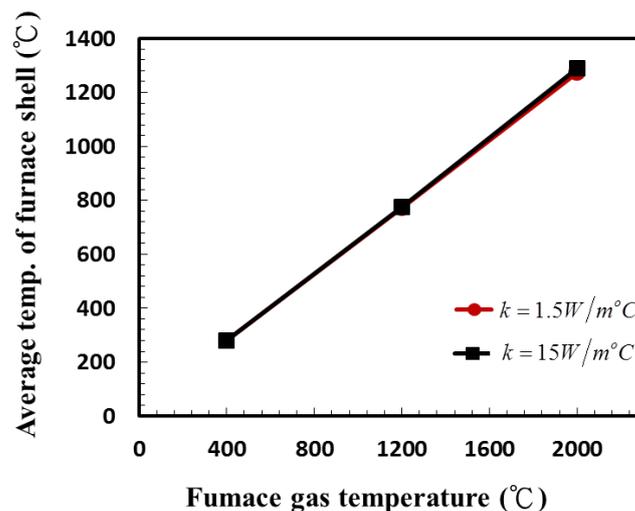


圖 4 不同灌漿材對鐵殼溫度的影響

3.2 單支雪茄型冷卻棒效果與影響範圍

說明單支雪茄型冷卻棒效果與影響範圍前，首先針對冷卻棒的安裝方式進行探討，依安裝設計圖中，冷卻棒的銅壁將直接穿入在填料層與銅冷卻壁中，如圖 5a 所示，但在現場實際施工時，通常可能將其穿洞貫穿後再安裝冷卻棒，而周圍縫隙部分則使用灌漿材使其填滿，圖 5b 中灰色部分即是灌漿材料；為了清楚得知兩者之間的差異，本節使用單支雪茄型冷卻棒模組，並利用鐵殼與冷卻壁模組之 Z 軸中心線溫度數據做為比較依據，圖 6a 為單支冷卻棒的模組尺寸與座標示意圖；在圖 6b 溫度數據中發現當冷卻棒周圍使用灌漿材料填滿縫隙時，對於鐵殼的溫度影響不大，冷卻的效果依然存在，但對銅冷卻壁的冷卻效果卻大幅降低，主要的影響範圍也從 0.3 m 降至 0.1 m。為使各個模擬結果有一致性，其之後模組依照安裝設計圖為主，使用圖 5a 冷卻棒周圍無填料的模組進行各種比較。

在爐氣溫度 1200°C 時，從圖 6 中的 Y 軸與 Z 軸中心線的溫度數據中得知，單支冷卻棒最大的影響範圍為以冷卻棒為圓心，0.5 m 半徑範圍；其中又以在 0.3m 的半徑範圍內，冷卻棒的效果最為明顯。從圖 7 表面溫度數據中看出，冷卻棒的散熱效果以同心圓之方式向外遞減，其結果顯示使用單一冷卻棒時，不足以冷卻整個銅冷卻壁與鐵殼。

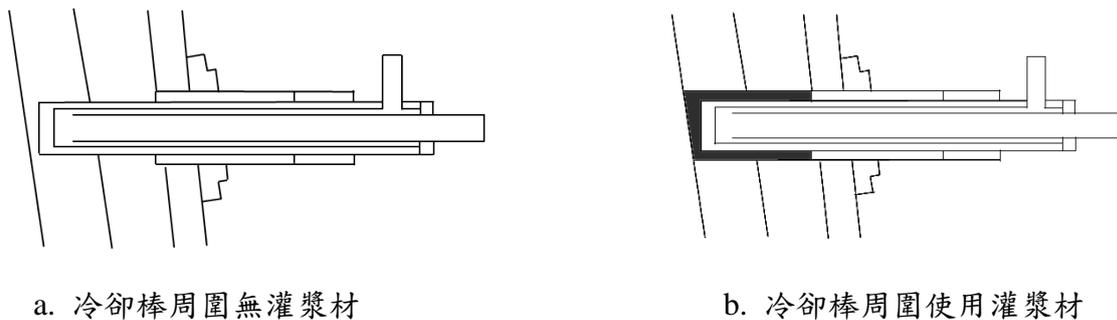


圖 5 雪茄型冷卻棒安裝方式差異

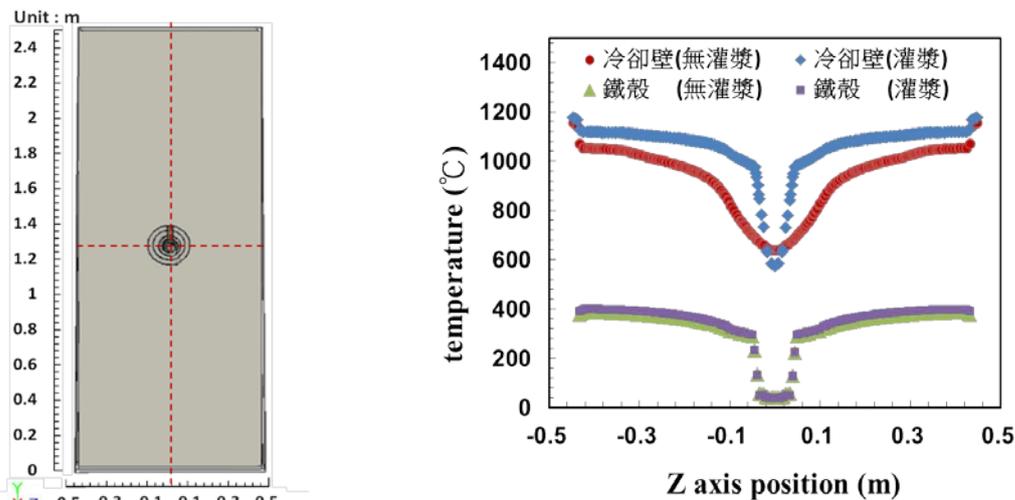
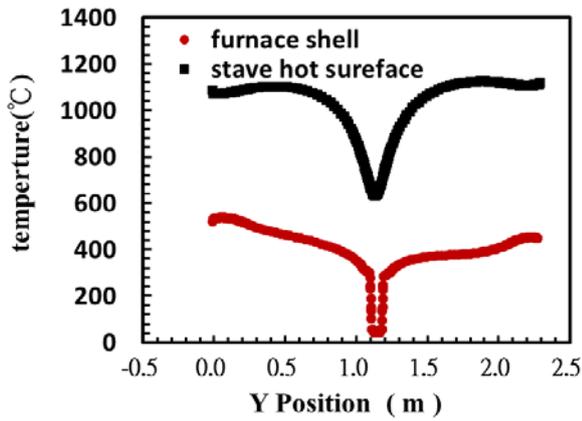
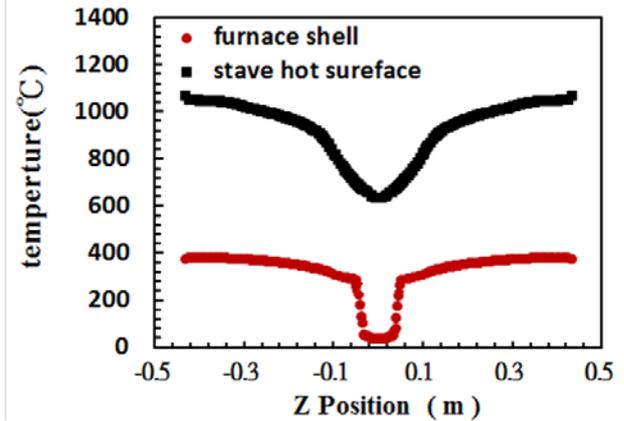


圖 6 單支冷卻棒周圍有無灌漿材比較



a. 單支冷卻棒模組 Y 軸中心線溫度



b. 單支冷卻棒模組 Z 軸中心線溫度

圖 7 單支雪茄型冷卻棒影響範圍

3.3 冷卻棒安裝位置與間距

依中鋼規劃使用的冷卻棒間距最遠和最近冷卻棒位置，規劃兩種不同冷卻棒位置，並假設冷卻棒與銅冷卻壁間無灌漿材的情況下，其鐵殼和銅冷卻壁溫度分佈如圖 8、圖 9 所示，從 Case A 和 Case B 兩者的溫度圖中可得知冷卻棒間的距離在冷卻壁模組中的位置影響極大，從鐵殼溫度的比較中可以看出冷卻壁下方因填料層較薄，銅冷卻壁表面的熱能傳至鐵殼的距離較短，因此若是冷卻棒間的距離過長，容易造成鐵殼表面溫度過高的情形，如 Case B 的鐵殼溫度分布情形；反之，在冷卻壁上方，因熱傳導途徑較長，即使冷卻棒間的距離較長，鐵殼表面溫度也不會高於冷卻壁下方。本節利用兩組不同冷卻棒的距離來得知對於冷卻壁中不同安裝位置的影響，從分析結果中建議，冷卻壁下方因熱傳距離較短，冷卻棒帶走的熱能有限，因此在設計安裝時，冷卻棒間的距離必須更為接近。

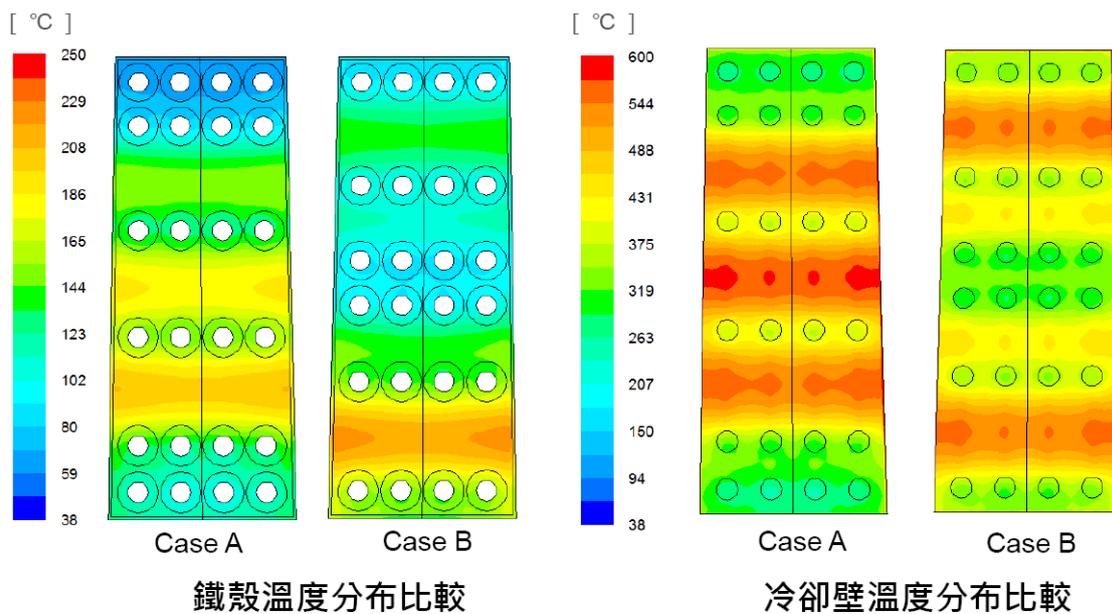


圖 8 兩種不同冷卻棒位置之鐵殼和冷卻壁溫度分佈

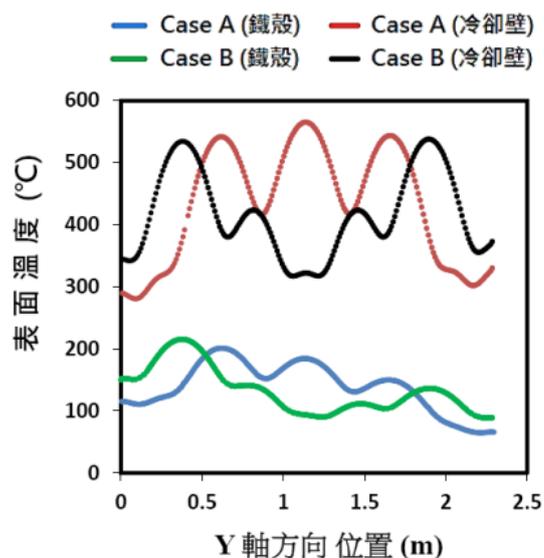


圖 9 兩種不同冷卻棒位置之中心鐵殼和冷卻壁溫度

3.4 冷卻水流速對冷卻效果之影響

冷卻水帶走的熱量等於冷卻水的質量流率、比熱與水溫差的乘積，因此可以得知在相同熱負荷的情況下，改變冷卻水的流量能夠降低銅冷卻壁、鐵殼的溫度以及冷卻水溫差。因此本節探討改變雪茄型冷卻棒的冷卻水流速對於鐵殼表面的溫度改善程度多寡。而冷卻水流速使用 1 m/s、2 m/s、3 m/s 三種流速進行比較，從單支冷卻棒冷卻效果來看，爐氣溫度 1200 °C 時，圖 10 為 Z 軸中心線溫度數據，從中得知當冷卻水流速從 1 m/s 增加至 2 m/s 時，對鐵殼溫度有明顯的改善，但流速再增至 3 m/s 後效果就開始不明顯，影響的範圍也沒有增大的趨勢，其結果與八支冷卻棒的模組有相同趨勢。

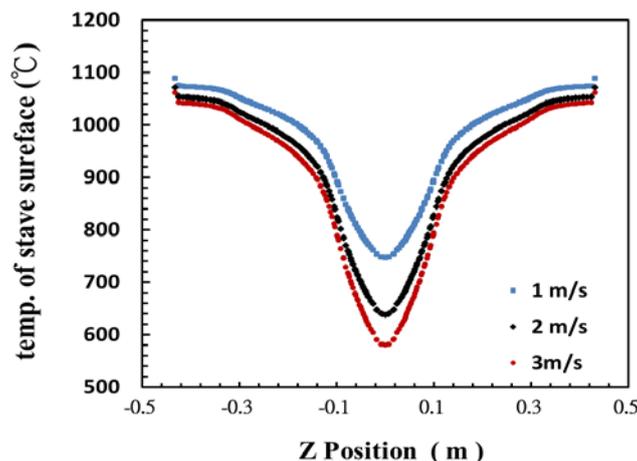


圖 10 冷卻水流速對冷卻效果之影響

3.5 不同灌漿材導熱係數、冷卻壁冷卻方式效果比較

從前述分析得知有無灌漿材對銅冷卻壁溫度影響很大，主要原因來自於灌漿材料的低熱傳導係數為 1.5 W/m°C，因此此節比較 24 支冷卻棒使用不同導熱係數的灌漿材以及比較不同冷卻補救方式(4 支穿管冷卻)與正常水道之鐵殼和銅冷卻壁溫度，逐一模擬後將結果各情況下的最高溫度與平均溫度整理為表 1。結果顯示，隨著灌漿材熱傳導係數增加，冷卻效果也增

強，但利用冷卻棒的冷卻效果相較於其他冷卻方式還是較為遜色；數據中也可以看出即使爐氣溫度高達 2000°C，原始設計 4 支正常水道之銅冷卻壁平均溫度僅 261°C，且鐵殼最高溫度僅 173°C，此意謂原始設計銅冷卻壁可因應高爐爐內高、低溫度之變化。比較灌漿材導熱係數 15 W/m°C 與 4 支穿管冷卻，得知前者鐵殼和銅冷卻壁最高和平均溫度均略大於後者(除爐氣溫度 2000°C 時，鐵殼平均溫度略低於後者)，此意謂 24 支冷卻棒加上灌漿材導熱係數 15 W/m°C 後之功效僅略低於 4 支穿管冷卻。

表 1 不同灌漿材導熱係數之鐵殼和銅冷卻壁溫度

單位:°C		灌漿材料對冷卻棒效果影響						
水流速 1.7 m/s			K=1.5	K=10	K=15	無灌漿	穿管冷卻	正常水道
爐氣 400度	鐵殼溫度	最高溫	161	133	125	89	129	55
		平均溫	127	107	100	74	101	49
	冷卻壁溫度	最高溫	352	294	275	190	181	95
		平均溫	331	255	233	145	164	66
爐氣 1200度	鐵殼溫度	最高溫	373	321	303	209	289	102
		平均溫	283	244	231	159	237	82
	冷卻壁溫度	最高溫	1094	930	874	590	554	475
		平均溫	1038	769	734	425	494	140
爐氣 2000度	鐵殼溫度	最高溫	527	485	469	354	466	173
		平均溫	404	369	355	264	373	134
	冷卻壁溫度	最高溫	1921	1745	1677	1219	1138	641
		平均溫	1853	1551	1449	661	1024	261

K= Thermal Conductivity (W/m°C)

為進一步評估 24 支冷卻棒、4 支穿管冷卻和 4 支正常水道之冷卻能力，乃分析鐵殼與銅冷卻壁表面溫度與爐氣溫度的關係，如圖 11 所示。此顯示冷卻效果從大到小依次為 4 水道、4 穿管和 24 支冷卻棒，且爐氣溫度愈大，3 種冷卻方式能力相差愈大。

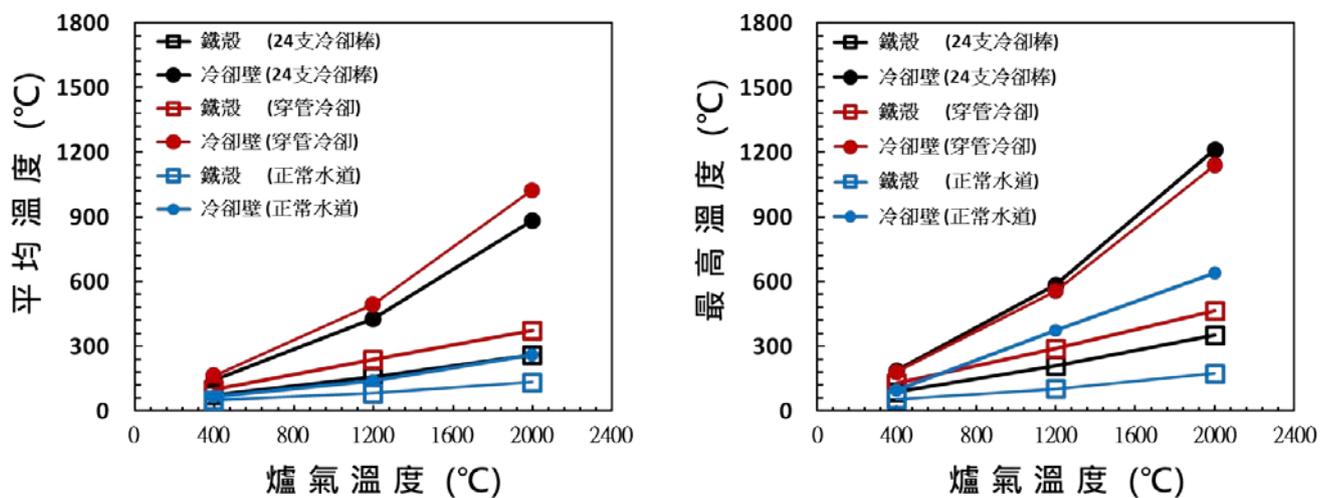


圖 11 鐵殼與銅冷卻壁表面溫度與爐氣溫度關係圖

四、 結論

本研究採用計算流體力學的方式，使用 FLUENT 軟體來模擬高爐銅冷卻壁安裝冷卻棒後的熱傳效應；三維模型是以中鋼 2 號高爐爐腹之銅冷卻壁的幾何外型為對象。並結合固體的熱傳方程式來探討雪茄型冷卻棒(Cigar cooler)的效果與對鐵殼溫度的影響，計算結果顯示：

1. 比較單支雪茄型冷卻棒(Cigar cooler)周圍有無使用灌漿材料時填滿縫隙時，周圍灌漿後的冷卻棒冷卻範圍從 0.3 m 下降至 0.1 m。
2. 雪茄型冷卻棒之冷卻水流速從 1 m/s 增加至 2 m/s 時，對鐵殼溫度有明顯的改善，但流速再增至 3 m/s 後影響的效果與範圍就沒有增大的趨勢。
3. 冷卻壁與鐵殼之間的搗固材厚度影響冷卻棒效果，搗固材較厚之位置因熱傳導途徑較長、熱阻抗高，冷卻棒間的距離可較遠，反之，搗固材較薄位置，冷卻棒間的距離則須更近。
4. 模擬顯示冷卻水帶走熱量能力從大到小依次為 4 水道、4 穿管和 24 支冷卻棒，且爐氣溫度愈大，3 種冷卻方式能力相差愈大。

五、 參考文獻

1. Cheng S, Sun L, Yang T. Study on steady temperature field of cooling plate and lining of blast furnace. *Iron and Steel*, **39** (2) (2004) 14-7 (in Chinese).
2. Cheng S, Sun L, Yang T. Unstudy state temperature field for blast furnace cooling plate and lining in abnormal operation process. *Journal of University of Science and Technology Beijing*, **26** (4) (2004) 360-5 (in Chinese).
3. Heinrich P, Hille H, Bachhofen HJ, Kowalski W. Copper blast furnace staves developed for multiple campaigns. *Iron and Steel Engineer*, **2** (1992) 49-55.
4. Cheng S, Yang T. Analysis of heat transfer and temperature field of blast furnace copper stave. *Iron and Steel*, **36** (2) (2001) 8-11 (in Chinese).
5. Qian L, Cheng S. Realizing the self-protect ability of a blast furnace cooling system with copper stave. *Journal of University of Science and Technology Beijing*, **28** (11) (2006) 1052-7 (in Chinese).
6. Xie NQ, Cheng S. Analysis of effect of gas temperature on cooling stave of blast furnace. *Journal of Iron and Steel Research*, **17** (1) (2010) 01-6.

7. Cheng S, Yang T, Xue Q, Zuo H, Gao X, Yang W. Optimum design and layout of the cooling apparatus for long campaign blast furnace. *Journal of University of Science and Technology Beijing*, **10** (4) (2003) 24-8.
8. Qian L, Cheng S, Zhao H. Quantificational indexes for design and evaluation of copper staves for blast furnaces. *Journal of University of Science and Technology Beijing*, **15** (1) (2008) 10-6.
9. Wu L, Zhou W, Su Y, Li X. Structure optimization of blast furnace cast steel stave. *Journal of Iron and Steel Research*, **18** (7) (2006) 06-9.
10. Wu L, Zhou W, Cheng H, Su Y, Li X, Song C. The study of cooling channel optimization in blast furnace cast steel stave based on heat transfer analysis. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, **29** (1-2) (2006) 64-9.
11. Wu L, Zhou W, Cheng H, Su Y, Li X. The study of structure optimization of blast furnace cast steel cooling stave based on heat transfer analysis. *Applied Mathematical Modelling*, **31** (2007) 1249-62.
12. Wu L, Xu X, Zhou W, Su Y, Li X. Heat transfer analysis of blast furnace stave. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, **51** (1-2) (2008) 2824-33.
13. Wei F, Chang J. Temperature field analysis on cooling stave material and stave body. *Applied Mechanics and Materials*, **130-134** (2012) 931-4.
14. ANSYS Fluent 6.3.26, Fluent Incorporated, Lebanon, NH, USA, (2006).
15. Levenspiel O. *Engineering flow and heat exchange*. Plenum Press, New York, (1984).
16. Incropera FP, Dewitt DP, Bergman TL, Lavine AS. *Fundamentals of heat and mass transfer*. 6th Edition, J. Wiley, New York, (2002).

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、國科會、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

【70101 台南市大學路1號，航空太空工程學系 陳維新 教授 收
E-mail：vwhchen@gmail.com；Tel：(06) 2757575 ext. 63621】

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：Kummer JT. Catalysts for Automobile Emission Control, Progress in Energy and Combustion Science. 1981;6:177-199.
- (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 2014年2月

發行單位：中華民國燃燒學會

發行人：施聖洋

總編輯：陳維新

副總編輯：江金龍、江鴻龍、侯順雄、蔡建雄（依姓氏筆畫排列）

編輯：石心怡、朱力民、吳志勇、吳明勳、吳耿東、洪榮芳、姜庭隆、郭振坤、黃俊賢、陳建中、梁智創、楊授印、楊進丁、管衍德、趙裕、蔡欣倫、劉昭忠、劉國基、蘇崇輝（依姓氏筆畫排列）

秘書：陳立龍

發行地址：32001桃園縣中壢市中大路300號
國立中央大學工學院能源研究中心

電話：(03) 4267354 ; 4267391

中華民國81年12月創刊

中華民國103年2月出版

局版台誌號第玖玖零捌號