

燃燒

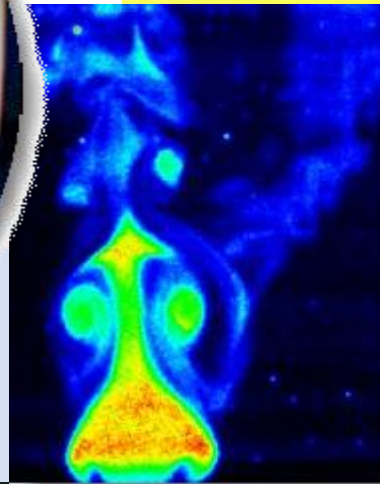
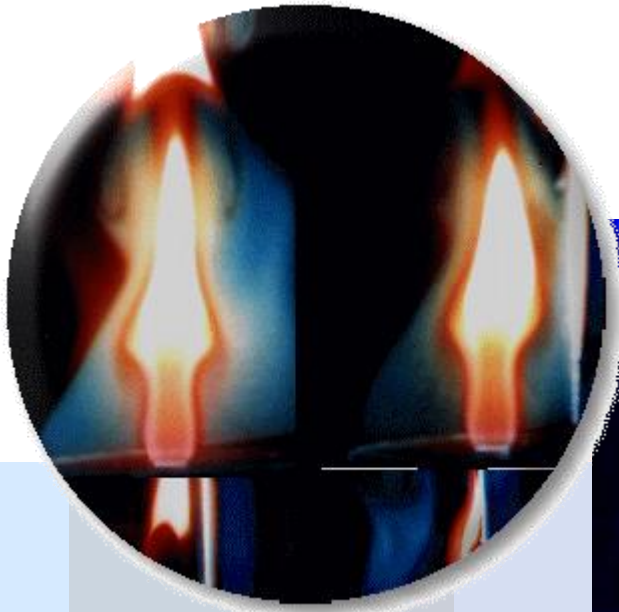


中華民國燃燒學會
The Combustion Institute of R.O.C

季刊

Combustion Quarterly

105



中華民國一百零八年五月

Vol. 28, No. 2

燃燒季刊

Combustion Quarterly

第二十八卷 第二期 中華民國一百零八年五月出版

Vol.28, No.2

May 2019

目錄

CONTENTS

編輯札記	3
蔡匡忠、侯順雄	
輻射加熱測試平台熱流場分析與膨脹型防火塗料測試	4
林欣儀、許聖彥	
含氮磷矽聚氨基甲酸酯混成材料之製備與焦炭分析及難燃性質研究	22
柯青榆、江金龍、沈銘原	
實尺寸鋼構實驗屋區劃空間之木框架燃燒行為	42
鍾興陽、趙翊翔、李其忠、卓俊成	
以數值分析法進行既有辦公室自然式排煙系統性能分析與改善	56
蘇崇輝、殷文竹、蔡明哲、鄭宇凱	
台灣鋼鐵業能源效率與能源轉型分析	73
黃啟峰、潘子欽	
徵稿說明	88

編輯札記

本期季刊收錄四篇防火研究文章及一篇能源研究分析，四篇防火研究文章是繼 101 期後再一次以防火消防研究為主題。防火消防作為分為被動式(passive fire protection)及主動式(active fire protection)防火作為，被動式作為(passive fire protection)為火災發生前已需發揮功能之動作，例如防火材料、防火區劃等，而主動式作為(active fire protection)為火災發生後方啟動之動作，例如火災探測、警報、滅火等。本期內容包含被動式防火作為之防火塗料及鋼結構防火區劃，塗料為以阻熱為主要目的之膨脹型防火塗料分析，以及含氮磷矽聚氨基甲酸酯混成防火材料之製備；此外，本期特別收錄使用內政部建築研究所設置之實尺寸火災研究設備之實尺寸鋼構實驗，可以研究建築物的結構用構件於高溫火害下的真實結構行為，透過實尺寸鋼構屋的火害實驗分析木框架燃燒行為下實尺寸鋼構實驗屋區劃空間性能。另外在主動式消防設計常使用自然排煙，自然式排煙系統具有低設置成本及維修保養費用等優點，但其效能值得進一步分析俾利開口位置設計。

此外，鋼鐵行業屬於能源密集產業之一，如何降低鋼鐵生產的能源消費與碳排放已為當前重要的課題。本期季刊收錄文章分析鋼鐵產業之產銷與能源效率趨勢，說明我國鋼鐵業在推動節能減碳之努力與成效，並比較國際鋼鐵行業的能源轉型策略與國內鋼鐵業之作法，最後提出我國鋼鐵行業的能源轉型建議方向，以作為鋼鐵業節能減碳之決策參考。

副總編輯 蔡匡忠
總編輯 侯順雄

輻射加熱測試平台熱流場分析與膨脹型防火塗料測試

The analysis of thermal flow field in the radiating heating platform and the tests of intumescent fire-retardant coating

林欣儀¹、許聖彥²

Xin-Yi Lin, Sheng-Yen Hsu

國立中山大學機械與機電工程學系

Department of Mechanical & Electro-Mechanical Engineering, National Sun Yat-sen University

摘要

本研究建立了實驗室規模的實驗平台，並測試膨脹型塗料的防火表現，並使用相應的數值模型，分析測試過程中難以量測的熱流場，可進一步了解測試平台的特性與對塗料測試結果的影響。熱流場模擬結果指出，試片在測試平台上加熱時是由輻射熱傳主導。另外，塗料測試結果發現塗層越厚，基材表面溫度越低；而輻射熱源的大小，對所需的塗層厚度有明顯的增加，在本研究的熱通量範圍(25 kW/m² → 37 kW/m²)，熱通量增加 0.5 倍，塗層厚度約需要增加 3 倍。

關鍵字：膨脹型塗料、輻射熱傳、實驗測試、模擬分析、防火安全。

Abstract

In this study, an experimental platform is built to test the performance of intumescent coating. In addition, a corresponding numerical model for the platform is developed to analyze the thermal flow field during the test, which is different to be observed and/or measured. It can help understand the feature of the platform and the effects on the test result of coating. The numerical simulation represents that the coating sample is heated up primarily by radiation. On the other hand, the experimental tests show that the substrate temperature decreases with the increase in coating thickness. In addition, to have the same heat-blocking efficiency, the required coating thickness increases with the intensity of radiant source. In this study, the heat flux increases with 50% (25 kW/m² → 37 kW/m²), the coating thickness needs to increase by 3 times.

Keywords: Oil Separation system, Oil and droplet separation efficiency

¹ 國立中山大學機械與機電工程學系，碩士

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

一、前言

膨脹型防火塗料在防火安全應用上的認可，UL Standard 1709[1] (Rapid Rise Fire Tests of Protection Materials for Structure Steel)測試是國際採用的測試方法之一。該測試方法是將塗料塗覆在全尺寸的鋼樑上，並將其放入加熱爐中，來評估塗料的表現。然而，這樣的測試所花費的時間長且價格昂貴，並且在實驗過程中，無法詳細了解塗料的受熱變化及隔熱特性。因此，有學者利用實驗室規模的實驗[2-8]，直接加熱塗覆塗料的工件表面，藉由量測工件溫度、塗料膨脹後的內部溫度、塗料膨脹速度與質量損失等，分析膨脹型防火塗料在遭受熱源時的變化及防火表現。另一方面，也有學者建立理論及數值模型[2, 3, 7-11]，分析膨脹型防火塗料在膨脹過程的熱傳現象，此基礎理論分析，除了對塗料的防火隔熱機制可進一步了解外，對膨脹型防火塗料的調配設計也有很大的參考價值。

關於膨脹塗料在小規模實驗中的量測，大多針對基材溫度與塗料膨脹厚度與質量損失[2, 4, 5, 7, 8]。Fry[5]以不同的基材形狀、厚度，塗料的厚度以及輻射加熱源的強度，實驗量測包含了膨脹厚度，膨脹碳層內部溫度變化、固體基材溫度、基材背面的熱通量，以及塗料的質量損失等，獲得全面的巨觀性質變化過程，探討膨脹塗料的防火表現。Gillet 等人[12]以外部輻射熱源加熱膨脹防火塗料，並控制角度來調整熱輻射量。進一步了解塗料的膨脹過程，並且改進防火系統中的塗料性能。他們也以一維非線性偏微分數學模型，探討邊界的膨脹移動、塗料熱傳及塗料加熱後熱分解造成的質量流失。

Anderson 等人[2, 13]為最早建立膨脹塗料模型的研究學者之一，他們明確的指出膨脹的現象主要跟質量流失有密切直接的關係，並建立一膨脹塗料的反應機制模型[2]，此模型成為預測膨脹隔熱塗料中熱現象的雛形，而被廣泛的使用。後來Buckmasters等人[9]改進了此模型，他們假設膨脹反應區非常小，將模型分為二區，分別為初始塗料與膨脹塗料區。塗料被加熱後，質量流失並膨脹為多孔隙介質，因此膨脹後的塗料使用比初始狀態低的熱傳導係數。此外，他們假設膨脹塗料為黑體，將膨脹區的輻射熱傳以熱傳導模型的方式考慮。Shih 等人[7]也建立類似的模型，將數值模擬結果與實驗數據比較，認為只要知道膨脹塗料的潛熱以及膨脹反應的溫度範圍，其基材的溫度是可以被準確預測的。Hsu[14]另外考慮了膨脹塗料內的輻射熱傳機制，並探討塗料的熱及輻射性質參數對防火表現的影響。此外，Hsu[15]也利用數值模型分析不同熱源對膨脹塗料的膨脹過程及隔熱特性。

目前對於防火塗料的防火表現的認可，皆以大尺度的測試為主。大尺度的爐火測試雖然較接近真實火場情況，但測試價格昂貴且費時，此外無法對膨脹塗料

的防火表現做詳細的分析與探討。而過去的小規模實驗中，對於測試過程的熱流場並沒有加以控制，對其影響也無分析探討。因此，本研究欲建立一小尺度實驗室規模的測試平台，並利用模擬分析其測試過程的熱流場，了解及控制測試平台狀態，並執行多種測試，進一步分析膨脹塗料對基材的熱保護機制，使膨脹防火塗料可良好地應用，在可能發生的火場環境中達到最佳的表現。

二、實驗設備與方法

本研究所建立的實驗室規模測試平台，是以輻射熱源加熱測試膨脹型防火塗料，來了解塗料的防火表現。防火塗料測試實驗平台的設計如圖1所示，輻射加熱器設計為數條電熱線圈對均溫板加熱，再透過均溫板輻射熱傳至試件上，由於均溫板的面積大於試件面積，可讓塗料受到較均勻的加熱。在試件周圍設有高於試片耐火圍板，但在出口方向沒有，以利實驗觀察。此外，在均溫板尚未達到目標溫度前，在圍板上方放置一蓋板，防止塗料在受到輻射熱源加熱。

圖2顯示塗覆膨脹塗料的基材，基材經打孔處理後，在基材背面、內部以及基材塗料上方，安置多個熱電偶，記錄加熱過程的溫度變化。基材上方的熱電偶，在加熱過程中，會被膨脹碳層覆蓋，用以量得膨脹碳層的內部溫度。此外，如圖1所示，基材背面將設置熱通量計，量測傳至基材後方之熱通量。並且試件置於電子天秤上，可量得塗料在測試過程的質量損失變化，測試時也將使用攝影機記錄塗料膨脹過程。本實驗將測試不同基材厚度、不同塗層厚度與不同熱源強度，加熱時間約為30分鐘。

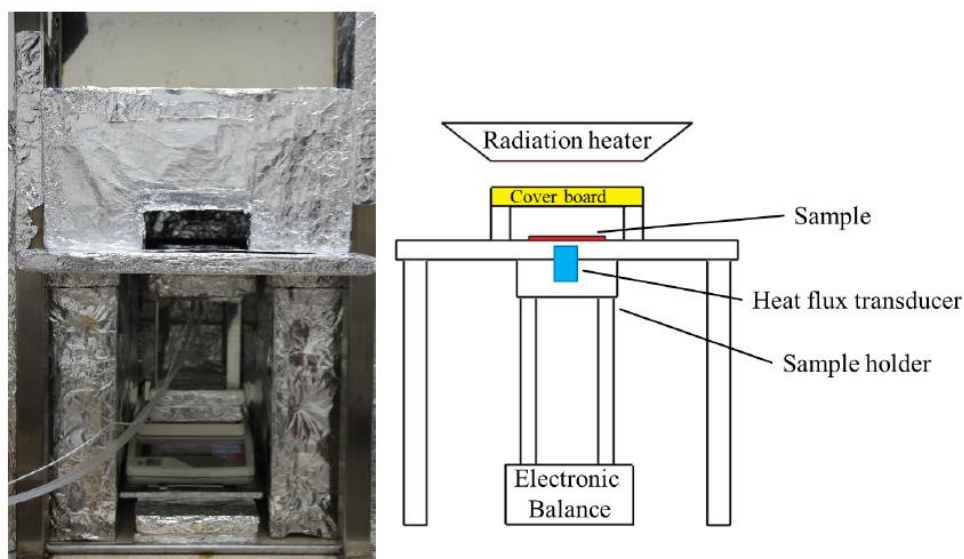


圖1、輻射加熱平台實驗測試示意圖。

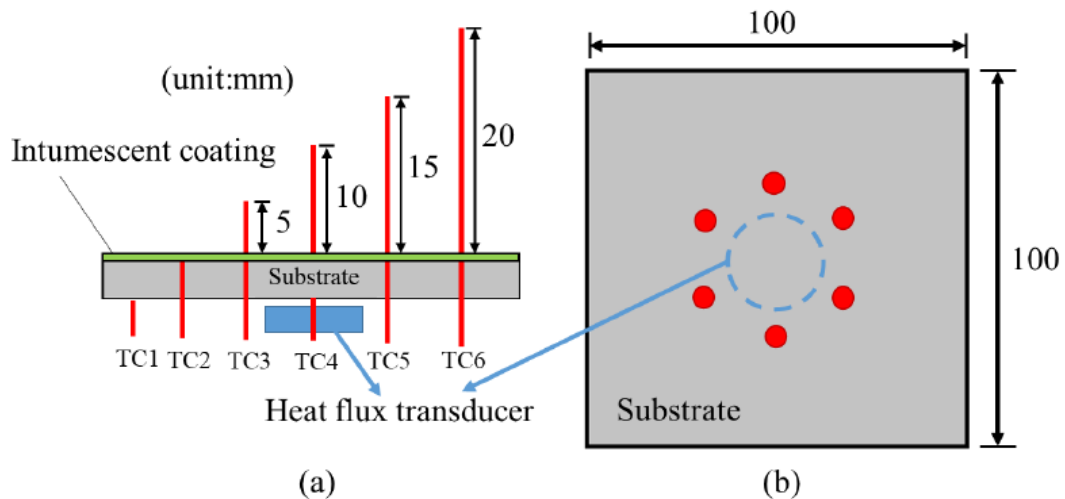


圖2、膨脹型塗料覆蓋基材的示意圖。(a) 側視圖。(b) 上視圖。

實驗測試前，需先校正加熱在試片上的輻射熱通量，本研究使用水冷式熱通量計放置在試片位置，量得其加熱的熱通量，利用調整均溫板溫度，來達到設定的加熱熱通量。試片準備方面，將基材單面均勻塗覆膨脹塗料，其塗覆需等其乾燥後反復塗覆多次，以達到所需厚度。實驗操作步驟流程如下：

1. 將試件安裝熱電偶，並確認所有熱電偶皆固定在正確的量測位置，將試件放置試件平台上。
2. 在試件架後方安置熱通量計，並置於電子天平上。
3. 打開溫度記錄器、熱通量計的冷卻泵浦、電子天平以及錄影機。
4. 打開加熱器加熱均溫板。
5. 均溫板達到目標熱通量之相對溫度後，將蓋板抽出，使得輻射熱源得以直接加熱試件。
6. 待塗料受到輻射熱通量加熱時間到達30分鐘後關閉熱源。
7. 實驗完成。

本實驗使用的輻射熱通量為 25kW/m^2 與 37kW/m^2 (試片距離熱源260mm)，測試的試件參數如表1所示。

表 1、輻射熱板實驗試件參數表。

Sample No.	Steel thickness (mm)	Coating thickness (mm)	Heat flux (kW/m^2)
R1	2	0.3	37
R2	2	0.5	37
R3	2	1	37

R4	3	0.3	37
R5	3	0.5	37
R6	3	1	37
R7	4	0.3	37
R8	4	0.5	37
R9	4	1	37
R10	2	0.3	25
R11	2	0.5	25
R12	2	1	25
R13	3	0.3	25
R14	3	0.5	25
R15	3	1	25
R16	4	0.3	25
R17	4	0.5	25
R18	4	1	25

三、數值模型

為了解本研究自行設計的測試平台，研究也將利用數值模型，分析測試平台內不易觀察及量測的熱流場，分析其可能造成的影響，除了可更加了解測試平台的特性外，也可協助測試平台的修改及操作，以符合實驗測試需求。模型模擬是在無膨脹塗料下，分析試片位置所受的熱通量及測試過程的熱流場。圖3顯示本研究所建立的等尺寸三維實驗平台數值模型。紅色部分為輻射加熱源，黑色部分為防火棉（周圍有很薄的白鐵包覆），灰色部分為耐火板，綠色的是試片，藍色是試片圍板。以上材料的性質如表2所示，主要分為三大部分，分別為防火棉、耐火板、熱板以及基材(鋼板)。

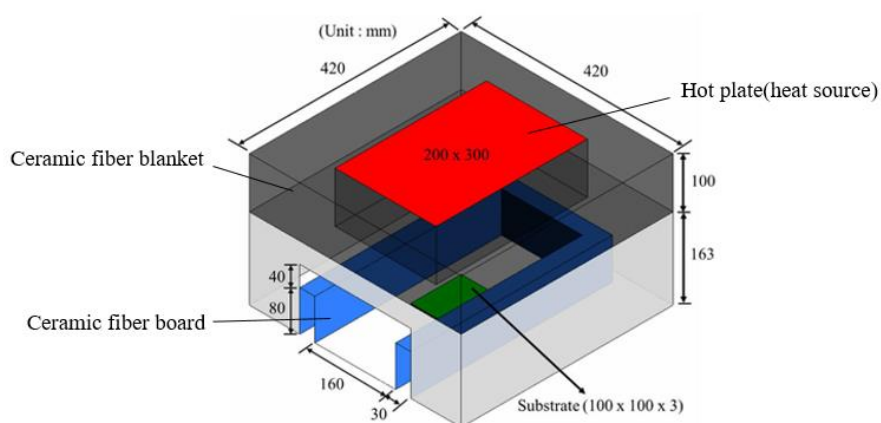


圖1、三維輻射加熱平台模型示意圖。

表 2、輻射加熱器固體材料性質。

	density (kg/m ³)	specific heat (J/kg-K)	thermal conductivity (W/m-K)
ceramic fiber blanket	96	1140	0.27
ceramic fiber board	250	1190	0.2
substrate & hot plate (steel)	8030	502.48	16.27

本研究使用CFD套裝軟體ANSYS FLUENT[16]輔助模型的建立及運算，模型中的氣體為牛頓流體並遵守理想氣體狀態方程式。在試片受熱期間假設為準穩態過程，因此使用穩態模型模擬平台內的溫度分佈與流場，模型所使用的統御方程式如下：

連續(continuity)方程式：

$$\nabla \cdot (\rho v) = 0 \dots\dots\dots (1)$$

動量(momentum)方程式：

$$\nabla \cdot (\rho \vec{u}\vec{u}) = -\nabla p + \nabla \cdot (\bar{\tau}) + \rho \vec{g} \dots\dots\dots (2)$$

此處 p 為靜壓， g 為重力場， $\bar{\tau}$ 為應力張量，其定義如下：

$$(\bar{\tau}) = \mu \left[(\nabla \cdot \vec{v} + \nabla \vec{v}^T) - \frac{2}{3} \nabla \cdot \vec{v} I \right]$$

μ 為流體黏滯係數； I 為單位張量。

能量(energy)方程式：

$$\nabla \cdot (\vec{v}(\rho E + \rho)) = \nabla \cdot (k_{eff} \nabla T - \sum_j h_j \vec{j}_j + (\bar{\tau}_{eff} \cdot \vec{v})) + S_h \dots\dots\dots (3)$$

此處 k_{eff} 是等效熱傳導係數， \vec{j}_j 為成分 j 的擴散通量。右方程式的前三項分別描述了熱傳導、成分擴散和黏性耗散造成的能量傳輸。 S_h 包括了化學反應熱或者輻射熱以及其他使用者定義的體積熱源項。

紊流(realizable k-ε)方程式：

$$\frac{\partial}{\partial x_j} (\rho k u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M + S_k \dots\dots\dots (4)$$

$$\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \varepsilon u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + \rho C_1 S \varepsilon - \rho C_2 \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{v \varepsilon}} + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} C_{3\varepsilon} G_b + S_\varepsilon \dots (5)$$

$$C_1 = \max \left[0.43, \frac{\eta}{\eta + 5} \right], \quad \eta = S \frac{k}{\varepsilon}, \quad S = \sqrt{2 S_{ij} S_{ij}}$$

$$C_{1\varepsilon} = 1.44, \quad C_2 = 1.9, \quad \sigma_k = 1.0, \quad \sigma_\varepsilon = 1.2$$

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 為可壓縮流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數 (Prandtl number)。

理想氣體定律 (ideal gas law) :

$$\rho = \frac{P_{op}}{\frac{RT}{M_w}} \dots \dots \dots (6)$$

P_{op} 為操作壓力； R 為理想氣體常數 (8314 J / kmol-K)； M_w 為平均分子量； T 為氣體溫度。

輻射熱傳 (radiative heat transfer) 方程式 :

$$\nabla \cdot (I(\vec{r}, \vec{s}) \vec{s}) + (a + \sigma_s) I(\vec{r}, \vec{s}) = a n^2 \frac{\sigma T^4}{\pi} + \frac{\sigma_s}{4\pi} \int_0^{4\pi} I(\vec{r}, \vec{s}') \phi(\vec{s} \cdot \vec{s}') d\Omega' \dots \dots \dots (7)$$

I 為輻射強度，取決於位置 (\vec{r}) 與方向 (\vec{s})；(\vec{r}) 為位置向量；(\vec{s}) 為方向向量； \vec{s}' 為散射方向向量； a 為吸收係數； n 為折射率； σ 為斯蒂芬-波茲曼常數 ($5.67 \times 10^{-8} \text{ W} / \text{m}^2 \cdot \text{K}^4$)； σ_s 為散射係數； T 為溫度； ϕ 為相位函數； Ω' 為立體角。

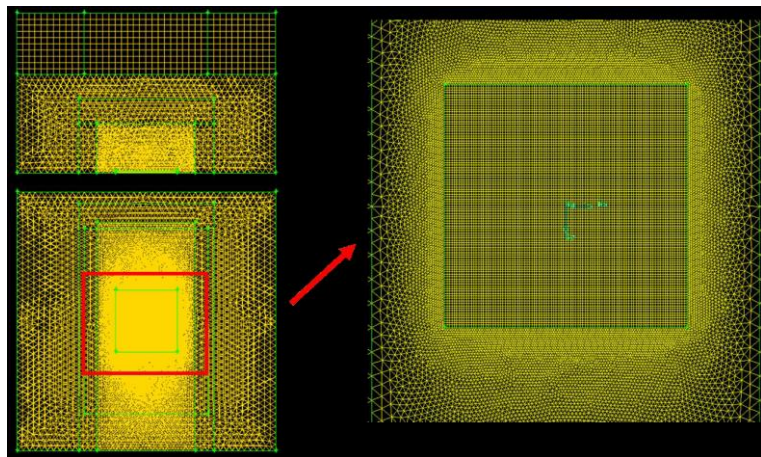


圖4、輻射模型網格示意圖。

在建立模型方面，本研究以 Gambit 套裝軟體 [17] 建立模型及配置網格 (如圖 4 所示)，在靠近基材表面的網格較小且密集，以詳細解析該位置附件的熱流場，

越外圍網格越大，降低整體網格數量減少計算時間，總網格數為 479,500。本研究採用有限體積法(finite volume method)離散方程式，並採用 SIMPLE 為演算法來求解速度場與壓力場的耦合。在輻射模型方面，則使用 DO(Discrete Ordinates) 輻射模型運算。

四、結果與討論

本研究的結果分為加熱平台的熱流場模擬分析與塗料的測試結果。

4.1 測試平台熱流場模擬分析

為了瞭解輻射加熱實驗中難以測量的熱流場和塗料上所受的熱通量，模擬設定加熱板溫度分別為 750°C 與 660°C 下，基材在不同溫度時所受的熱通量，熱源與基材的距離為 260 mm。

圖 5 顯示基材未升溫時，加熱板溫度為 750°C 下，所受的淨總熱通量與淨輻射熱通量分別為 43.5 kW/m² 與 41.5 kW/m²；加熱板溫度為 660°C 下，所受淨總熱通量與淨輻射熱通量分別為 30 kW/m² 與 28.2 kW/m²，基材所受的熱約 94% 來自輻射熱傳。隨著基材溫度上升，表面所受到的淨熱通量會逐漸下降，當基材表面溫度上升到一定程度(>270°C)，基材所受輻射熱傳加熱會接近 100%。

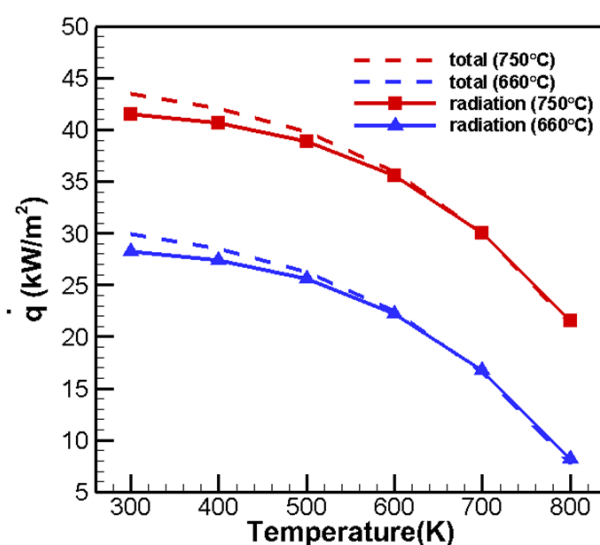


圖5、輻射加熱器熱源比例與基材溫度變化關係圖。

圖 6(a)和(b)分別顯示熱板溫度為 750°C 及 660°C 時(基材溫度 27°C)，基材表面的熱通量分布。由圖可發現，高熱通量集中在上方，而下方的熱通量較低，是由於下方靠近低溫出口處。而在實驗成品中也觀察到，遠離出口處的防火塗料較容易因高溫崩塌，此與模擬熱通量的分佈相符。

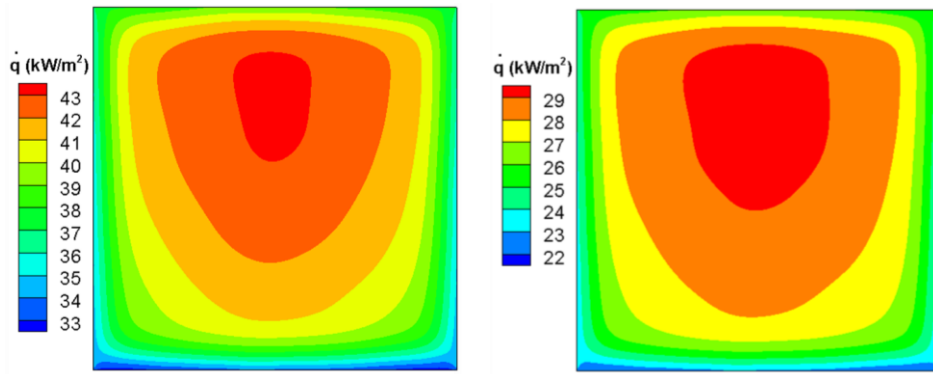


圖6、基材表面熱通量分布圖。(a)熱源750°C。(b)熱源660°C。

圖7為測試平台內之溫度分布圖，從溫度分佈可發現，基材附近的流場溫度較低，這是由於該處氣體流動率較低，且接近出口；圖8為流場流線圖可以看到由耐火圍板圍起來的範圍，氣體主要在Z方向流動，試件周圍流場對流不強烈，降低對流熱傳的影響。將測試平台內的溫度分布與速度流線繪出，能有效的分析熱流場的情況，輔助了解測試平台，並分析其對試片測試的影響，由於熱源 660°C 與熱源 750°C 的溫度分布與流場流動情形十分相似，故僅列出熱源 750°C 的模擬結果。

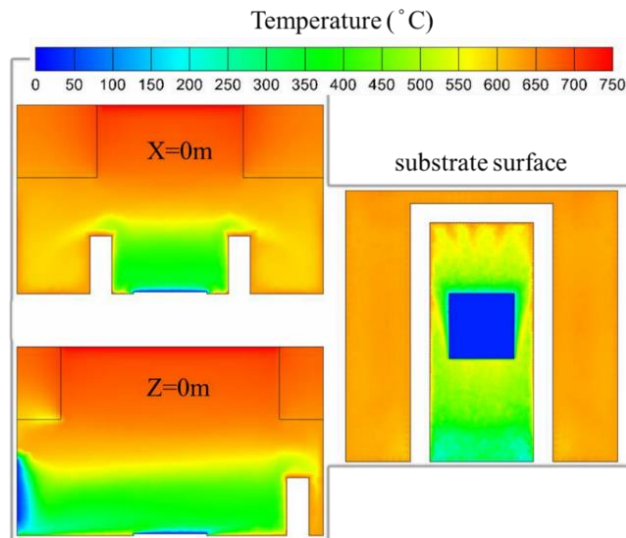


圖7、熱源750°C溫度場分布圖。

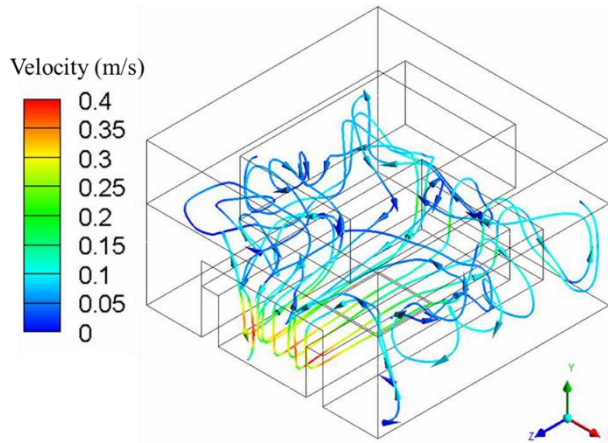


圖8、熱源750°C下之流場流線。

4.2 輻射加熱實驗結果

由於膨脹塗料膨脹後，會縮短與加熱板的距離，因此膨脹過程中，塗料暴露表面所接受的热通量會變化。本實驗將加熱板溫度設定 750°C，並透過水冷式熱通量計量測各高度位置的热通量變化，可顯示在不同膨脹高度時，所受的热通量。實驗量測每次移動間距為 25mm，圖 9 顯示熱通量與量測間距的關係，高熱源與低熱源的趨勢十分相近，基於安全與保護熱通量計免於燒壞，且高低熱源在較遠的四個測量點間的變化相似，故高熱源下熱通量計距離熱源為 160mm 的數據是利用線性外差法所求得的结果，不是由熱通量計量得。膨脹型防火塗料可膨脹數十倍，而本實驗塗層厚度最厚為 1mm，因此塗料最高膨脹厚度不會超過 100mm。

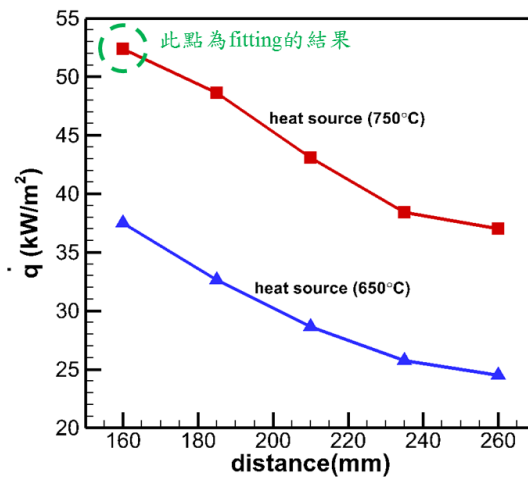


圖9、熱源距離與熱通量關係圖。

4.2.1 塗層厚度 0.3mm 實驗結果

表 3 列出塗層厚度皆為 0.3mm 的試件及 30 分鐘時之基材溫度及後方的熱通

量。圖 10 顯示塗料重量、膨脹倍率與質量損失率，從圖中可發現，膨脹倍率與塗層厚度無直接關係。其中 R10 號試片的膨脹倍率較大的原因，可能是由於塗料不均，質量損失率與塗層厚度無直接關係，介於 50% 至 60% 間，此乃因為塗料均已完全膨脹。圖 11 顯示溫度與熱通量隨時間的變化，在實驗的熱通量下，防火塗料厚度 0.3mm (塗料已完全膨脹)，許多試件基材表面溫度較膨脹塗層內部溫度高，顯示大部分的輻射熱直接穿透至在基材上，沒有發揮出防火塗料的阻熱效果。

表 3、塗層厚度 0.3mm 試件參數及 30 分鐘時之基板溫度及後方的熱通量。

Sample No.	Substrate thickness (mm)	Applied heat flux (kW/m ²)	Substrate temperature (°C)	Back-side heat flux (kW/m ²)
R1	2	37	528	17.2
R13	3	37	542	17.5
R7	4	37	530	18.4
R10	2	25	440	6.4
R4	3	25	460	12.4
R16	4	25	444	10

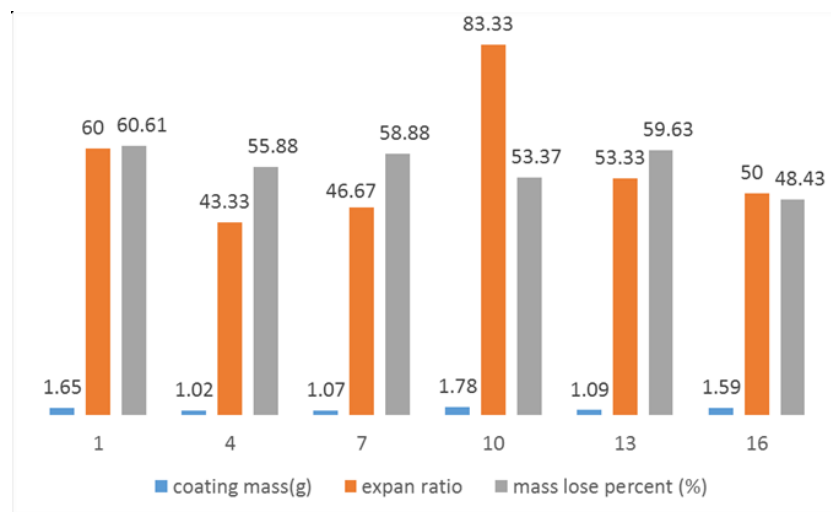
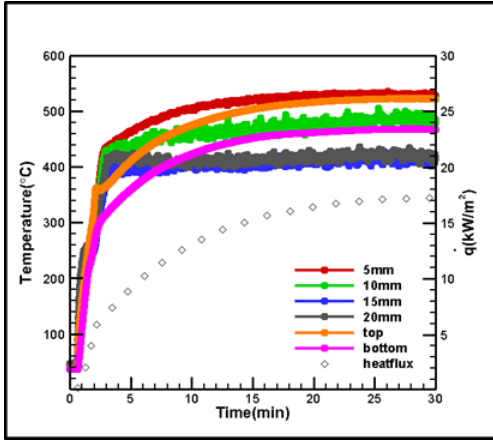
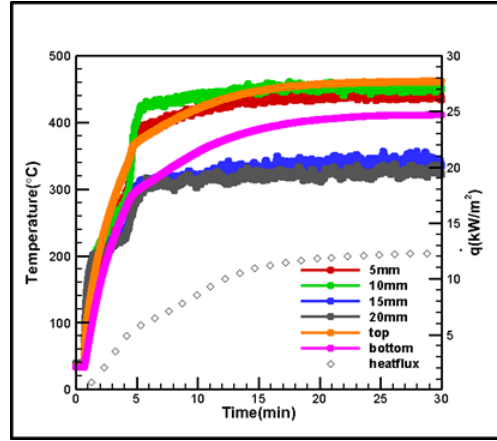


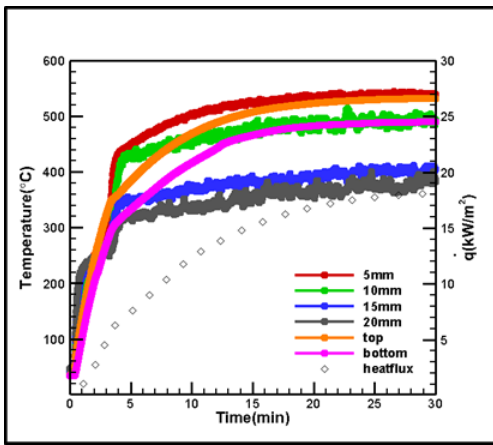
圖 10、塗料重量、膨脹倍率與重量損失百分比(塗層厚度0.3mm)。



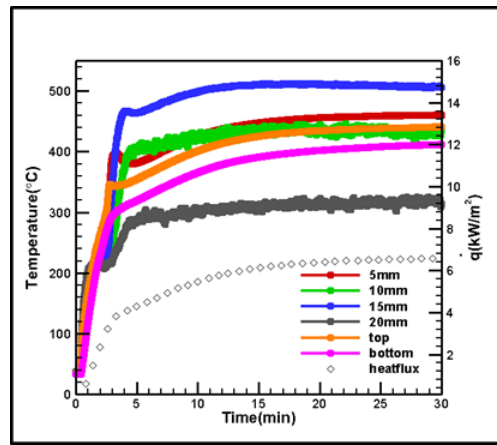
(a)



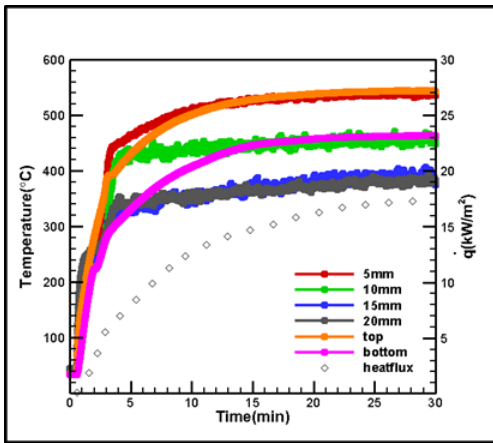
(b)



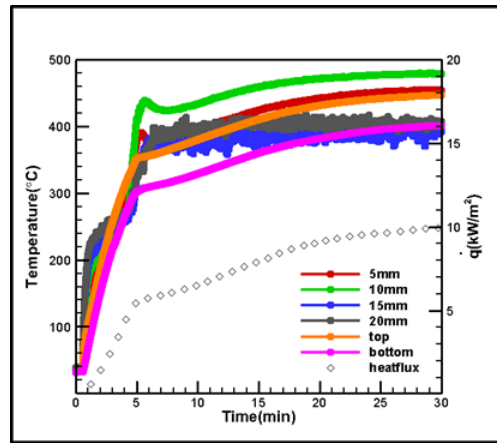
(c)



(d)



(e)



(f)

圖 11、溫度與熱通量隨時間變化結果圖。試片(a) R1 號。(b) R4 號。(c) R7 號。(d) R10 號。(e) R13 號。(f) R16 號。

4.2.2 塗層厚度 0.5mm 實驗結果

表 4 列出塗層厚度皆為 0.5mm 的試件及 30 分鐘時之基材溫度及後方的熱通量。圖 12 顯示塗料重量、膨脹倍率與質量損失率，從圖中可發現膨脹倍率與塗層厚度無直接關係；在質量損失率的部分，可以發現熱通量較大者，質量損失率較高。在塗料厚度夠厚時，塗料未完全膨脹，因此塗料的質量損失率在高低熱通量時會有差異。圖 15 顯示溫度與熱通量隨時間的變化，在此塗層厚度(0.5mm)下，基材表面溫度比膨脹塗層內部溫度低，意味著塗層有發揮其熱阻絕的效能。

表 4、塗層厚度 0.5mm 試件參數及 30 分鐘時之基板溫度及後方的熱通量。

Sample No.	Substrate thickness (mm)	Applied heat flux (kW/m ²)	Substrate temperature (°C)	Back-side heat flux (kW/m ²)
R3	2	37	470	13.4
R6	3	37	468	13.4
R9	4	37	499	14.1
R11	2	25	364	7.3
R14	3	25	352	7.8
R17	4	25	364	3.9

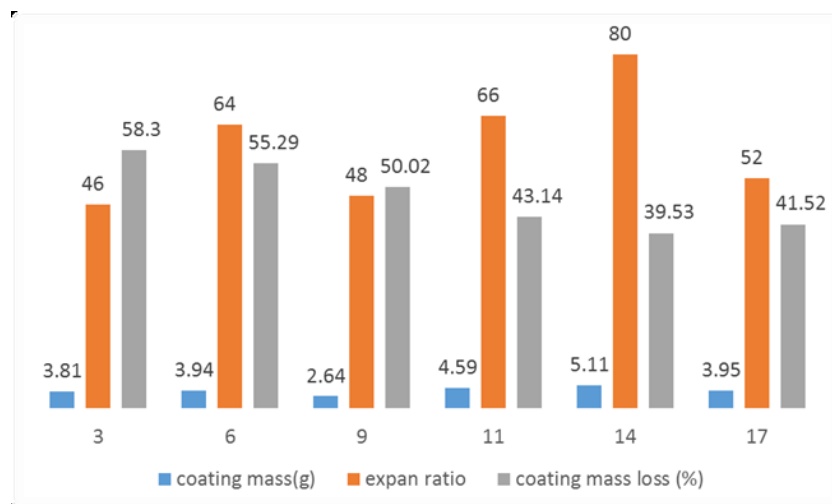
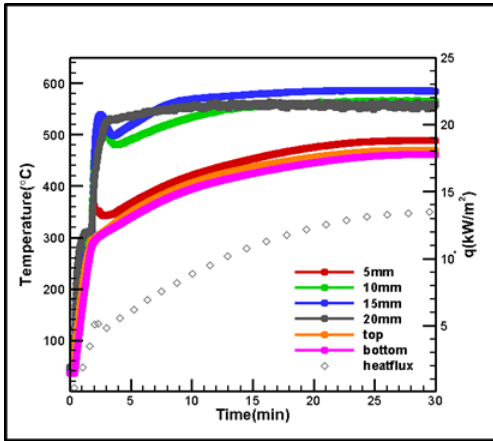
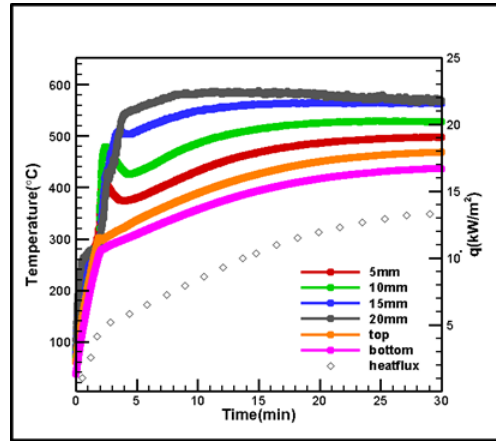


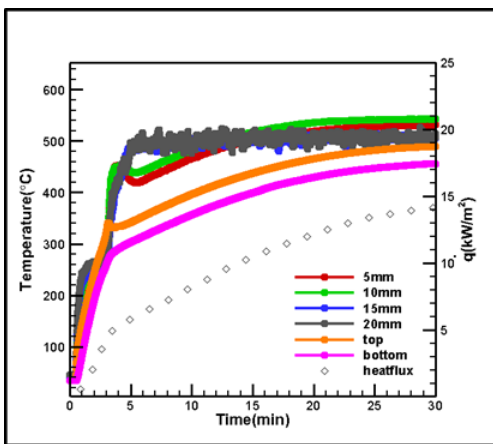
圖 12、塗料重量、膨脹倍率與重量損失百分比(塗層厚度0.5mm)。



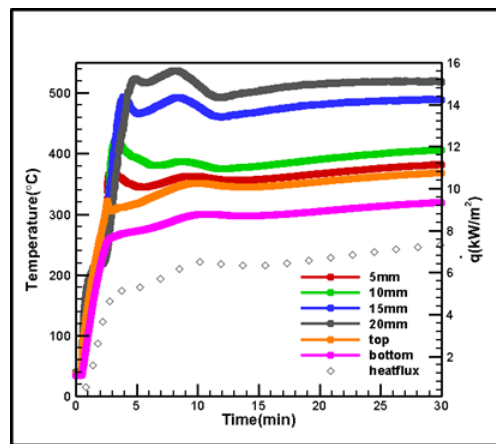
(a)



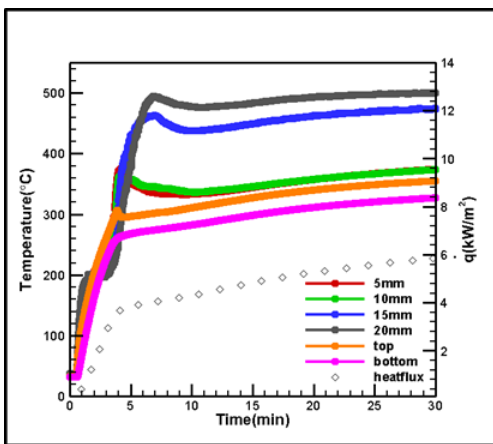
(b)



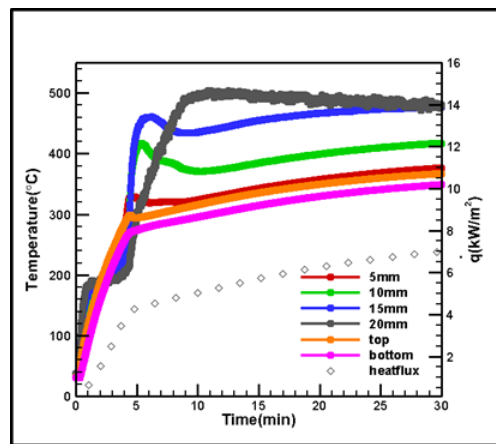
(c)



(d)



(e)



(f)

圖 13、溫度與熱通量隨時間變化結果圖。試片(a) R3 號。(b) R6 號。(c) R9 號。(d) R11 號。(e) R14 號。(f) R17 號。

4.2.3 塗層厚度 1.0mm 實驗結果

表 5 列出塗層厚度皆為 1 mm 的試件及 30 分鐘時之基板溫度及後方的熱通量。圖 14 顯示塗料重量、膨脹倍率與質量損失率，從圖中可發現膨脹倍率與塗層厚度也無直接關係，不論是在何種厚度皆可發現此現象；在質量損失率的部分，可以明顯發現受到較大熱通量的防火塗料，質量損失率較高。圖 15 顯示溫度與熱通量隨時間變化結果，與塗層 0.5mm 的試件比較，可發現基材表面溫度與塗層內靠近基材的溫度十分接近，其原因為基材表面有較多的塗料膨脹不完全所致。

表 5、塗層厚度 1.0mm 試件參數及 30 分鐘時之基板溫度及後方的熱通量。

Sample No.	Substrate thickness (mm)	Applied heat flux (kW/m ²)	Substrate temperature (°C)	Back-side heat flux (kW/m ²)
R2	2	37	438	10.4
R5	3	37	430	9.9
R8	4	37	448	11.2
R12	2	25	340	5.4
R15	3	25	335	5.8
R18	4	25	335	5.5

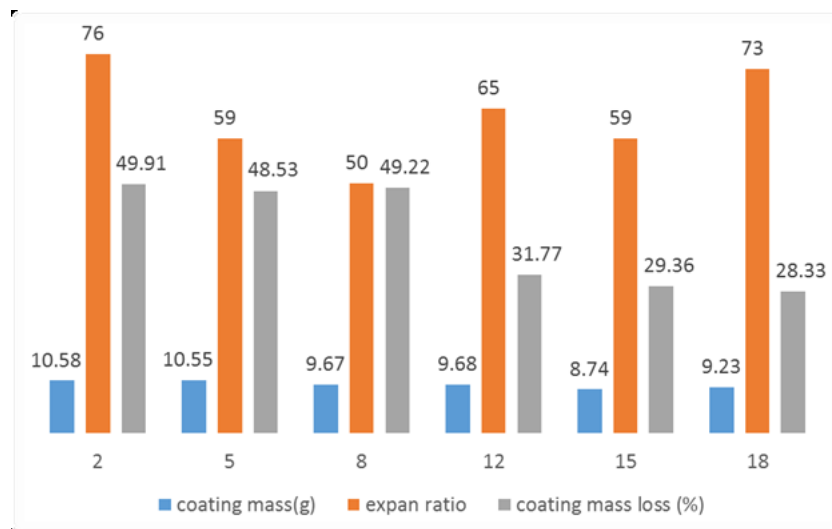
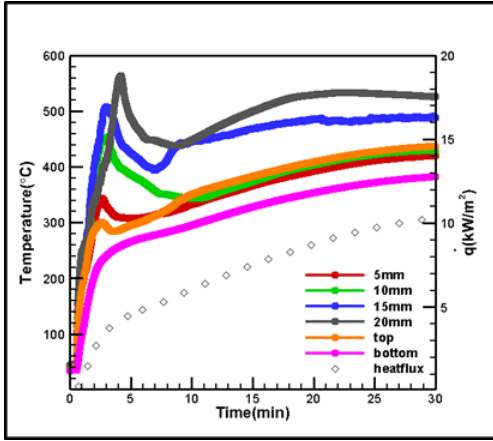
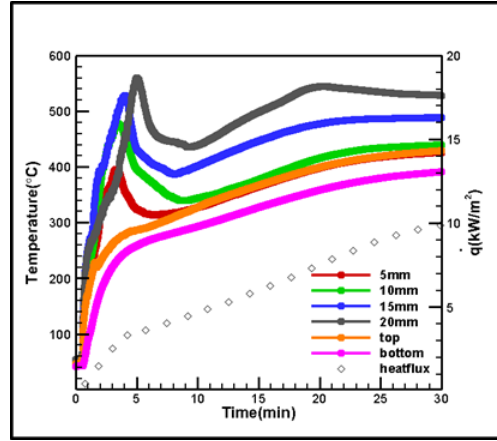


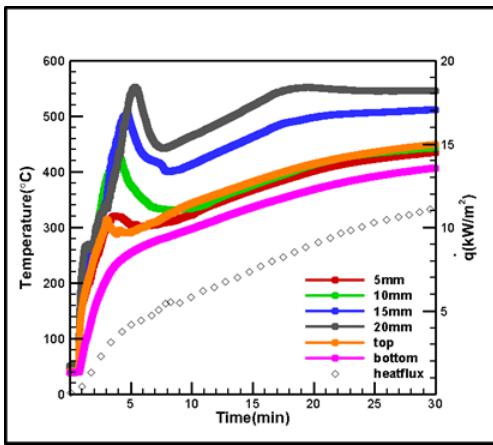
圖14、塗料重量、膨脹倍率與重量損失百分比(塗層厚度1mm)。



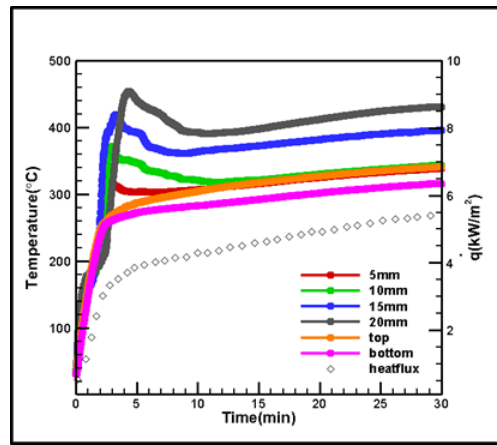
(a)



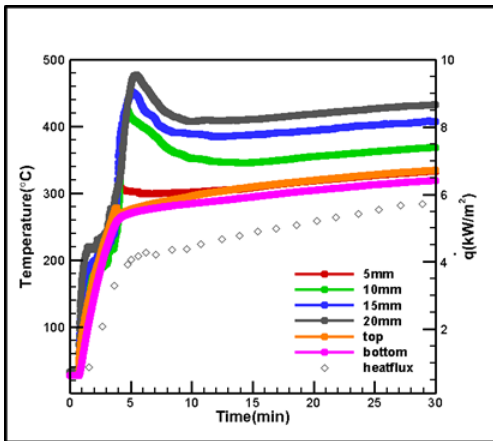
(b)



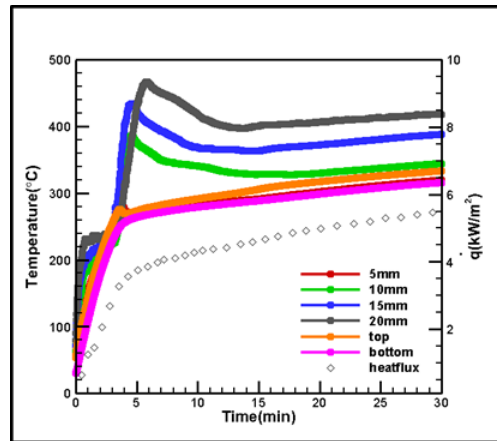
(c)



(d)



(e)



(f)

圖 15、溫度與熱通量隨時間變化結果圖。試片(a)R2 號。(b) R5 號。(c) R8 號。(d) R12 號。(e) R15 號。(f) R18 號。

五、結果與討論

膨脹型塗料應用在基材上是被動防火措施非常有效的方法之一。為了更好地了解塗料性能，本研究建立了實驗室規模的實驗來進行測試，以輻射熱源加熱塗層測試其效能，研究也使用相應的數值模型，獲得測試中難以量測的熱流場，利用數值模型的模擬結果，輔助實驗設計及分析，可進一步了解測試平台的特性與塗料測試結果。

實驗平台的熱流場模擬結果指出，試片在平台測試接近完全由輻射主導。然而，從基材上的熱通量分佈發現，由於試片在出口端沒有圍板，造成試件在出口側的熱通量明顯較少。此外，流場模擬結果指出靠近試件周圍流速較小且方向單一，對流不強烈。另外，塗料測試實驗結果發現，塗層越厚，基材表面溫度越低；而高低熱通量對防火效果的影響中，可清楚看出輻射熱源大小，對所需塗層的厚度有明顯差異，以本研究所測試的熱通量範圍，熱通量增加 0.5 倍，塗層厚度需要增加 3 倍，才足達到相同的保護效果。

六、致謝

本文承科技部編號 MOST 105-2221-E-110-008-MY2 之計畫部分成果，感謝科技部的支持，使本計畫得以順利進行，特此致上感謝之意。

七、參考文獻

1. Underwriters Laboratories (UL), UL 263, *Standard for Safety for Fire Tests of Building and Construction Materials*, 13th edition, UL, Northbrook, IL, 2003.
2. Anderson, C.E. , Jr., J. Dziuk , Jr., W.A. Mallow and J. Buckmaster, A Study of Intumescent Reaction Mechanisms , *Journal of Fire Sciences*, Vol. 3(3), pp.161-194, 1985.
3. Chaboki, A., Kneer, M., Schneider, M., and Koo, J, Experimental and Numerical Results for Thermo-Physical Properties and Thermal Response of a Fire-Retardant Polymer, in ASME Experimental/Numerical Heat Transfer in Combustion and Phase Change Conference, 1991.
4. Duquesne, S., Magnet, S., Jama, C., and Delobel, R., Intumescent paints: fire protective coatings for metallic substrates, *Surface and Coatings Technology*, Vol. 180, pp.302-307, 2004.
5. Fry, Z.S., A laboratory scale study of intumescent coatings for protection of building structure members from fires, Case Western Reserve University School of Graduate Studies, Cleveland, OH, August,2014.
6. Keyhani, M. and Krishnan, V., Thermal response of a decomposing polymer. ASME-PUBLICATIONS-HTD, Heat Transfer in Porous Media, Vol. 240, pp.35-

- 35, 1993.
7. Shih, Y., Cheung, F., and Koo, J., Theoretical modeling of intumescent fire-retardant materials, *Journal of Fire Sciences*, Vol. 16(1), pp. 46-71, 1998.
 8. Zhang, F., Zhang, J., and Wang, Y., Modeling study on the combustion of intumescent fire-retardant polypropylene, *Express Polym. Lett*, Vol. 1(3), pp. 157-165, 2007.
 9. Buckmaster, J., Anderson, C., and Nachman, A., A model for intumescent paints, *International Journal of Engineering Science*, Vol. 24(3), pp. 263-276, 1986.
 10. Henderson, J. and Wiecek, T., A mathematical model to predict the thermal response of decomposing, expanding polymer composites, *Journal of composite materials*, Vol. 21(4), pp. 373-393, 1987.
 11. Butler, K.M., Baum, H.R., and Kashiwagi, T., Three-dimensional modeling of intumescent behavior in fires, *Fire Safety Science*, Vol. 5, pp. 523-534, 1997.
 12. Gillet, M., Autrique, L., and Perez, L., Mathematical model for intumescent coatings growth: application to fire retardant systems evaluation, *Journal of Physics D: Applied Physics*, Vol. 40(3): pp. 883, 2007.
 13. Anderson Jr, C.E. and Wauters, D.K., A thermodynamic heat transfer model for intumescent systems, *International Journal of Engineering Science*, Vol. 22(7), pp. 881-889, 1984.
 14. Hsu, S.-Y., Modeling of Heat Transfer in Intumescent Fire-Retardant Coating Under High Radiant Heat Source and Parametric Study on Coating Thermal Response, *Journal of Heat Transfer*, Vol. 140(3), pp. 032701-032701-11, 2017.
 15. Hsu, S.-Y., The Thermal Response of Intumescent Coating Under Different Combinations of External Heat Fluxes, *Journal of Heat Transfer*, Vol. 140(8), pp. 082001-082001-8, 2018.
 16. ANSYS FLUENT 14, Theory Guide.
 17. GAMBIT 2.2 , Tutorial Guide.

含氮磷矽聚氨基甲酸酯混成材料之製備與焦炭分析及難燃性質研究

Study on preparation, char analysis and flame retardancy of polyurethane hybrid containing nitrogen, phosphorus and silicon

柯青榆¹、江金龍²、沈銘原³

Cing-Yu Ke, Chin-Lung Chiang, Ming-Yuan Shen

弘光科技大學環境與安全衛生工程系

Department of Safety, Health and Environmental Engineering, Hung kuang University

國立勤益科技大學機械工程學系

Department of Mechanical Engineering, National Chin-Yi University of Technology

摘要

本研究利用溶膠-凝膠法合成一種無鹵難燃劑，導入聚氨基甲酸酯(PU)基材中形成有機-無機混成材料，利用²⁹Si NMR、EDS的P、Si-Mapping、SEM、XDS，探討有機、無機之分散性、形態學分析及難燃機制，²⁹Si NMR計算出PU/HBNPSi混成材料之縮合密度(Dc%)為74.4%，當縮合密度越高時，代表其材料的網狀結構越緻密，P、Si-mapping顯示無機物不管是20%還是40%都是良好分散在基材裡，進一步說明了均勻性，且無團聚現象的產生，代表著有機相與無機相之間相容性極佳，在燃燒試驗中，UL-94從Fail提升到V-2等級，結果顯示無鹵難燃劑導入PU後改善PU的易燃及易滴融現象，因此證實含氮、磷、矽元素之難燃劑有極佳之難燃協成效應。

關鍵字：溶膠-凝膠法、聚氨基甲酸酯、難燃劑、混成材料。

Abstract

In this study, a sol-gel method was used to synthesize a halogen-free flame retardant, which was introduced into a polyurethane (PU) matrix to form an organic-inorganic hybrid material, using ²⁹Si NMR, EDS P, Si-Mapping, SEM, XDS were used to explore the dispersibility, morphological analysis and flame retardant mechanism. ²⁹Si NMR was used to calculate the condensation density (Dc%) of PU/HBNPSi mixed

¹ 弘光科技大學環境與安全衛生工程系職業安全與防災研究所，碩士

² 弘光科技大學環境與安全衛生工程系職業安全與防災研究所，教授
E-mail: dragon@sunrise.hk.edu.tw

³ 國立勤益科技大學機械工程學系，助理教授

material to be 74.4%. When the condensation density is higher, it represents the denser network of the material. P, Si-mapping shows that the inorganic matter is well dispersed in the matrix, whether it is 20% or 40%, further illustrating the uniformity and the absence of agglomeration, representing the phase between the organic phase and the inorganic phase. In the combustion test, UL-94 was upgraded from fail (pristine PU) to V-2. The results showed that the halogen-free flame retardant was introduced into PU to improve the flammability and dripping phenomena of PU. Therefore, the synergistic effect of nitrogen, phosphorus and silicon-containing is quite useful to protect polyurethane.

Keyword: sol-gel method, polyurethane, flame retardant, hybrid material.

一、前言

聚氨基甲酸酯(PU)具有很多種形式，如：發泡材料、黏著劑、塗料及彈性體等。因有著良好的機械性能、耐化學性和耐磨性等性能。聚氨基甲酸酯材料廣泛運用於汽車製造、紡織工業、運動器材、鞋底及塗料等[1-3]。PU 是工業和日常生活中最常用的商業聚合物材料，然而聚氨基甲酸酯存在一些缺點，包括熱穩定性差及易燃，例如聚氨基甲酸酯在 80-90°C 以上機械性質會迅速惡化，且在 200°C 以上之溫度下發生嚴重的熱裂解，並容易燃燒導致火災風險增加，因此改善 PU 的難燃性，勢必將成為高分子材料發展中的一大重點[1, 4-5]。

與鹵素難燃劑相比，無鹵難燃劑受到很多的關注，因在燃燒過程中沒有有毒氣體及煙霧，難燃劑的作用可以在氣相和凝聚相中的發生，鹵素難燃劑通常遵循氣相機制，而含磷和氮難燃劑則是凝聚相及氣相機制[4,6-7]，以及矽氧烷，其主鏈為 Si-O 鍵，鍵能較高及顯著 Si-O 鍵段的柔韌性，有助於在高溫下具有優異的熱穩定性[8]。

本研究所使用 PU 的運用非常廣泛，但卻有著易燃及易滴熔這些致命的缺點，以至於受限其應用面，因此本研究利用溶膠-凝膠法(sol-gel method)製備出含氮、磷、矽的難燃劑與 PU 結合形成混成材料，藉由 ^{29}Si NMR 觀察縮合密度；再藉由 UL-94 探討混成材料的難燃性；並利用 SEM 觀察混成材料的形態學及利用 XPS 觀察難燃劑之難燃機制。

二、實驗流程與步驟

2.1. 材料

- (1) Isophorone diisocyanate (IPDI) ; 購自 Acros Chemical Co, New Jersey, USA ;
Formula : $C_{11}H_{14}N_2O_3$; M.W= 222.24
- (2) ARCOLPOLYOL 1021(Polyol) ; 購自 Bayer MaterialScience Taiwan Limited ;
Formula : $H(OCH_2CH_2CH_2CH_2)_nOH$; M.W = 700
- (3) Dibutyltin dilaurate (DBTDL) ; 購自 Alfa Aeser, A Johnson Matthey Company, London, UK ; Formula : $C_{32}H_{64}O_4Sn$; M.W=631.55
- (4) 1,4- Butanediol(1,4-BD) ; 購自 Acros Organics Corporation, Janssen, Pharmaceuticaan, 3A 2240 Geel, Belgium. ; Formula : $C_4H_{10}O_2$; M.W=90.12
- (5) 3-Isocyanatopropyltriethoxysilane (IPTS) ; 購自 GELEST, Inc., 11 steel Rd. EAST, Morrisville, PA, USA. ; Formula : $C_{10}H_{21}NO_4Si$; M.W=247.37
- (6) Triglycidyl isocyanurate(TGIC) ; 購自 TCI, Tokyo, Japan ; Formulal : $C_{12}H_{15}N_3O_6$; M.W=297.26
- (7) 10-(2,5-Dihydroxyphenyl)-10H-9-oxa-10-phospha-phenantbrene-10-oxide(DOPO-BQ) ; 購自 Sigma-Aldrich Co Ltd, Taipei, Taiwan ; Formula : $C_{18}H_{13}O_4P$; M.W=324.27
- (8) Tetrahydrofuran (THF) , 購自 TEDIA Co. Fairfield, Ohio, USA.
- (9) Hydrogen chloride (HCl) , 購自 ECHO Chemical Co., LTD, Taiwan.
- (10) H_2O , Deionized Water (DI water).

2.2. DOPO-BQ-IPTS-TGIC 之製備

先將 DOPO-BQ(7.58g)和 IPTS(5.78g)置入 100ml 血清瓶加入 80ml 的 THF 溶劑並滴入金屬催化劑(0.2g), 在 60°C下進行攪拌反應 2 小時, 接下來將 THF 加入 0.72ml 的 DI water 與滴入 HCl, 並將 pH 值調至 4, 進行 sol-gel 反應, 將可得到 HBPSi 產物, 接著將 TGIC(6.95g)溶於 THF, 當 HBPSi 進行 sol-gel 反應 2 小時, 溫度 60°C後將 TGIC 緩緩滴入 HBPSi 中以溫度 60°C反應 2 小時後, 形成 HBNPSi 難燃劑, 其反應如圖 1。

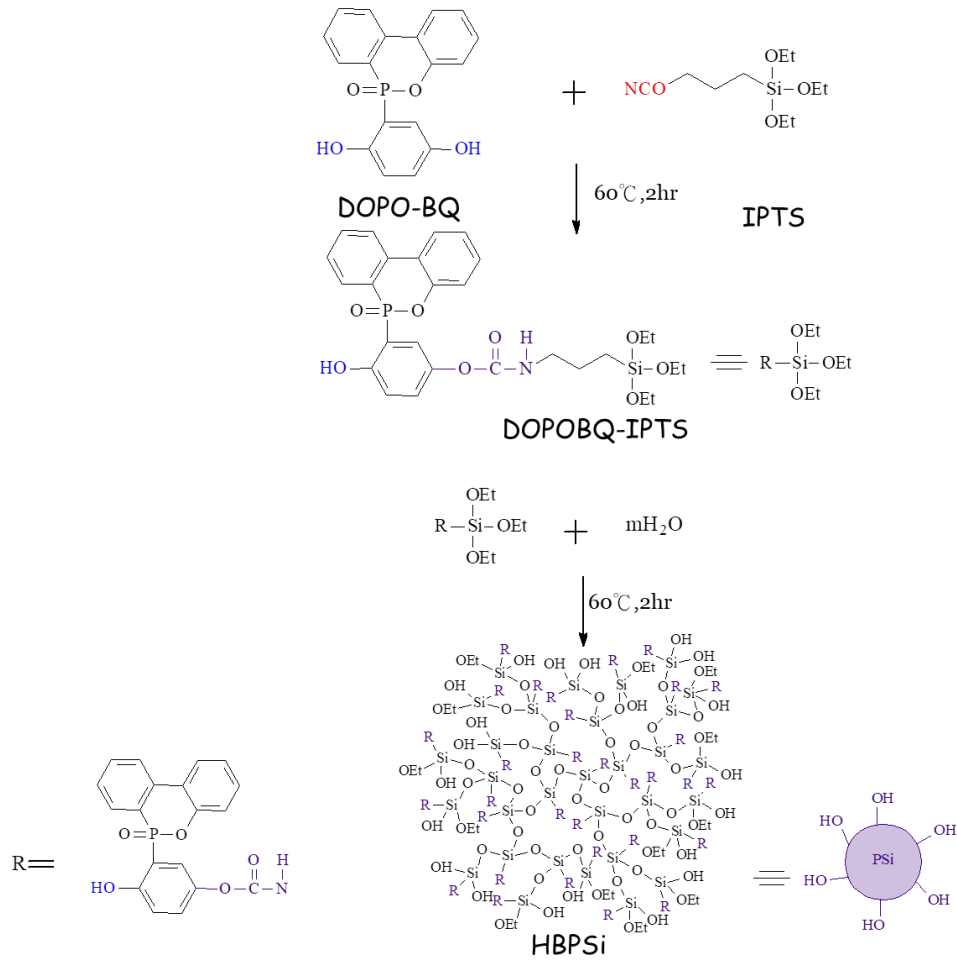


圖 1、The reaction of HBNPSi.

2.3. PU/HBNPSi 之製備

將 IPDI(9.88g)和 Polyol(20g)置入四頸瓶中(氮氣環境)並在 60°C 下磁力機械攪拌，接著再將 DBTDL 催化劑(0.3g)加入四頸瓶內一起反應形成預聚物，等待反應時間 2 小時後，將 HBNPSi 緩緩滴入四頸瓶裡，在反應 2 小時後，再將 1-4 BD(0.8g)，反應 2 小時，觀察黏度是否上升及液面是否下降，黏度上升後即可倒出至鐵氟龍模具裡，放入真空烘箱進行脫泡 24 小時，溫度為 60°C 後，再放入循環烘箱 24 小時，溫度為 60°C 後取出成品放在室溫下冷卻，即可完成 PU/HBNPSi 之製備。其反應式如圖 2。

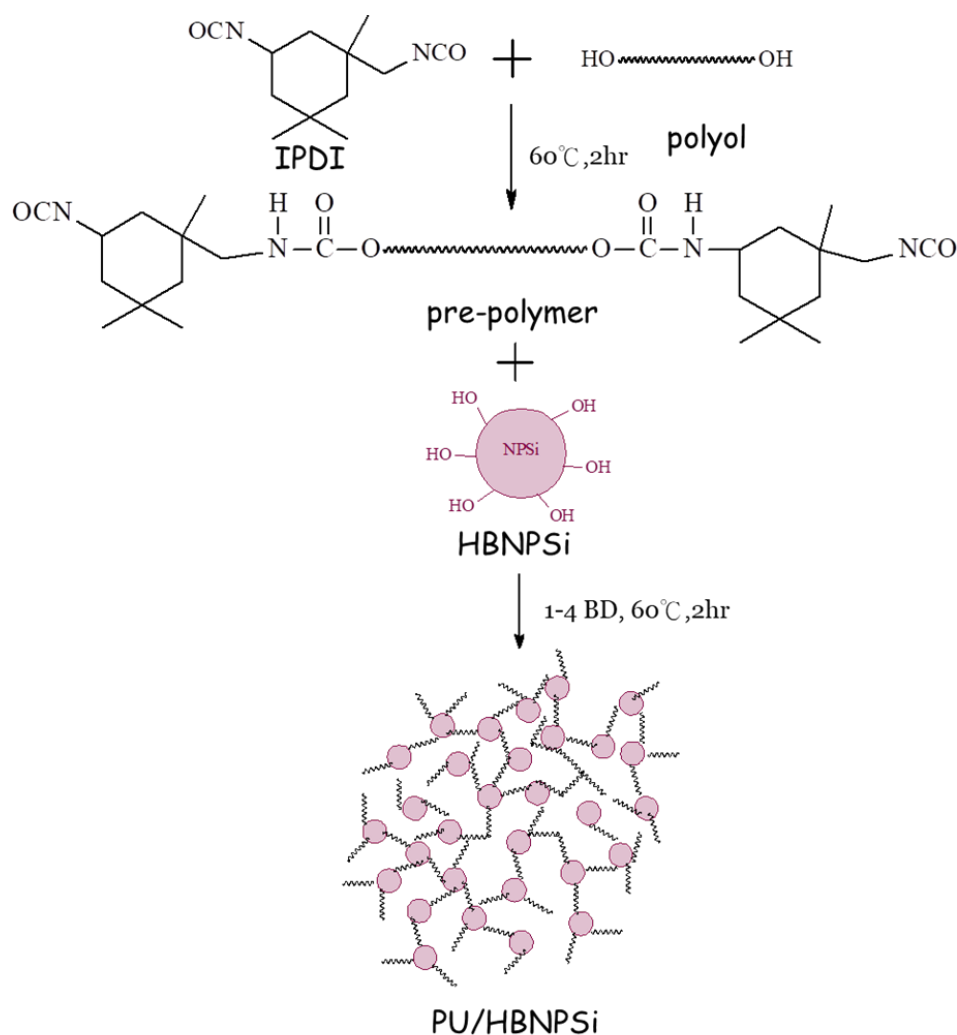


圖 2、The reaction of PU/HBNPSi.

三、結果與討論

3.1 ^{29}Si NMR

藉由固態 ^{29}Si NMR 光譜儀器鑑定 PU/HBNPSi 混成材料合成反應結構，其 DOPO-BQ-IPTS 之反應過程透過溶膠-凝膠法觀察水解縮合程度，由於 IPTS 一端具有三個矽氧基(Trialkoxy group, T)，因此其結構為 T 型，而另一端為有機鏈段-NCO 官能基與 DOPO-BQ 的-OH 官能基進行反應，其矽氧基端進一步水解縮合形成 Si-O-Si 的網狀結構較為穩定結構，依據水解縮合程度分為單取代吸收峰為 -45~-48ppm 被定義為 T1 結構[10, 11]；二取代吸收峰為 -56~-62ppm 為 T2 結構[10, 12]；三取代吸收峰為 -66~-69ppm 為 T3 結構[10,11]。

圖 3 為 PU/HBNPSi 混成材料的固態 ^{29}Si NMR 光譜圖，由 Fig. 1 可以觀察到其混成材料之結構皆為 T 型結構組合而成，也可看出其結構主要以 T3 為主，

利用波峰分離可以取得 T1、T2、T3 每個結構之面積，再經由以下公式[11]計算出 PU/HBNPSi 混成材料之縮合密度(Dc%)為 74.4%，當縮合密度越高時，代表其材料的網狀結構越緻密，Si-O-Si 鍵形成極佳的網狀結構且 Si-O 鍵能高，能有效提高材料之熱穩定性質及難燃性，結果顯示於表 1。

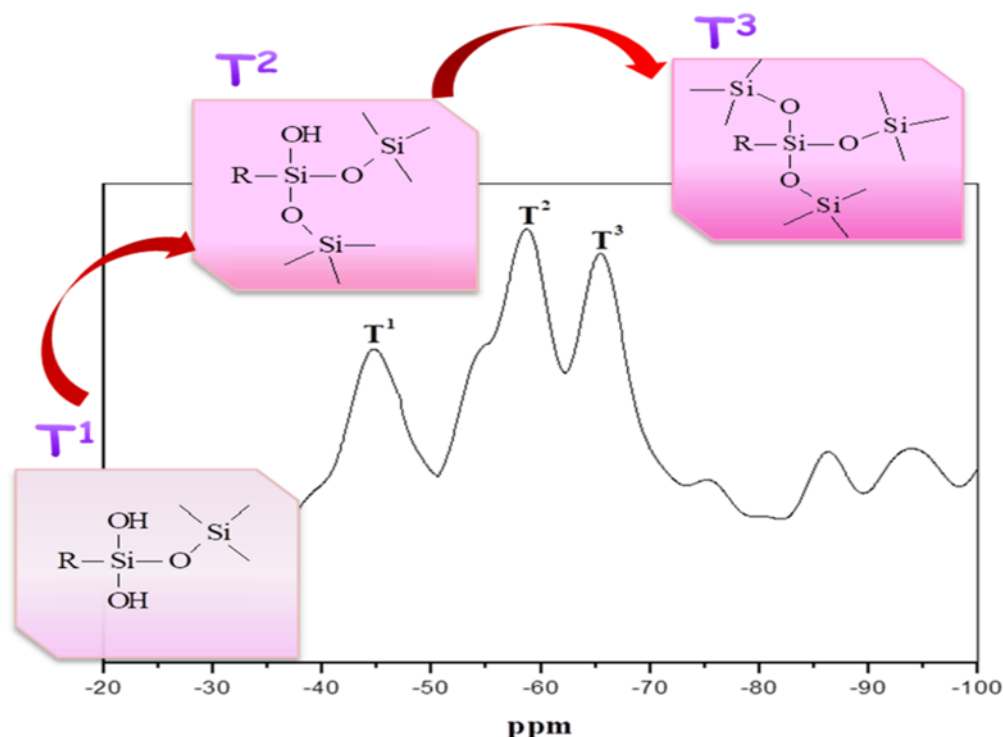


圖 3、Solid-state ^{29}Si NMR spectra of PU/HBNPSi.

表 1、Distribution of area proportion.

Sample NO.	Area(%)		
	T ¹	T ²	T ³
PU/HBNPSi 40%	24.3	44.3	36.8

3.2 EDS 之 P、Si-Mapping

本研究是利用 Pristine PU 和 HBNPSi 混和反應來觀察其兩者之間的相容性，其兩相間在不同作用力下會有些許差異，藉由 EDS 之 P、Si-mapping 來判定無機相摻入到有機相當中反應是否分散性與均勻性皆為良好，有無團聚情形產生，分散性好亦表示兩相之間的相容性優異，對混成材料的性質而言極為重要。

圖 4 為 PU/HBNPSi 20%、40% 的 P、Si-mapping 圖，所顯示的結果為針對無

機成分 P、Si 在有機相當中的分布情形，由圖中可觀察到每一個亮點代表著材料的 P、Si 元素分布，因此發現材料當中的無機物不管是 20% 還是 40% 都是良好分散在基材裡，進一步說明了均勻性，且無團聚現象的產生代表著有機相與無機相之間相容性極佳，P、Si 元素也隨著含量增加而增加。

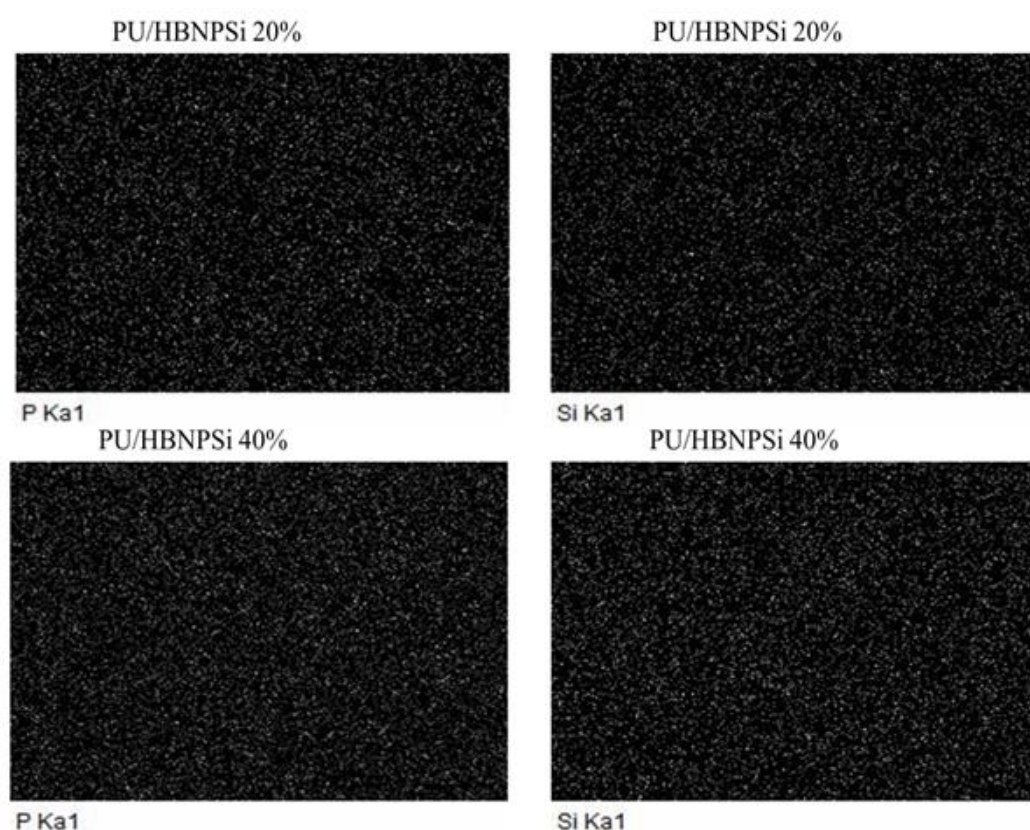


圖 4、Mapping photograph of P、Si-containing hybrid：PU/HBNPSi.

3.3 難燃性質分析(UL-94)

UL-94 是利用火焰燃燒標準試片，紀錄兩次燃燒時間相加的總燃燒時間有無通過標準，且觀察燃燒過程中是否會滴熔引燃鋪設在下方的棉花，用來判定高分子材料之難燃性等級，分為 V-0、V-1 及 V-2 等級，從圖 5 及表 2 發現，Pristine PU 是沒通過任何等級為 Fail，且有產生滴熔現象燃燒下面所鋪放的棉花，而隨著濃度增加至 40%，PU/HBNPSi 混成材料火焰燃燒時間分別為 0.7 及 16.1 秒後熄滅，但由於有產生滴熔現象，所以等級為 V-2 等級，這也意味著 HBNPSi 難燃劑擁有優異的難燃效果，是因為結構當中的磷在熱裂解過程中會成氣相捕捉自由基及凝聚相中存在並催化焦炭形成，且矽會表面遷移(surface migrates)現象[12-13]，形成緻密的二氧化矽結構來保護基材的內部；而苯環則是供應焦炭之生成量，因而焦炭層有阻擋高溫的燃燒。

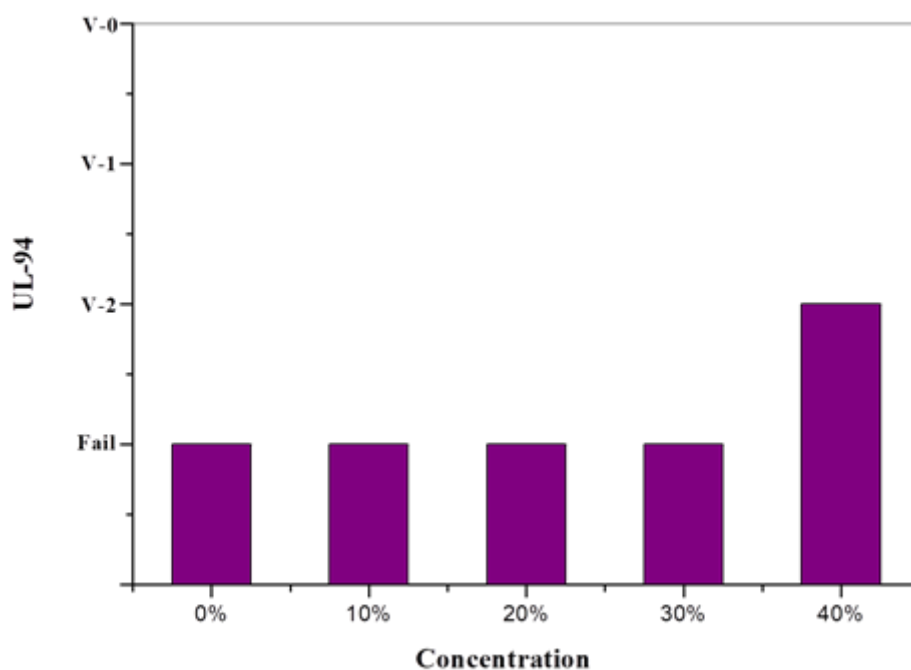


圖 5、Effect of various HBPSi contents on the UL-94 of PU/HBNPSi hybrid.

表 2、The flame retardance of PU/HBNPSi hybrid by UL-94 values.

Sample	UL-94		
	t1+t2(s)	Ranking	Dripping
Pristine PU	>30	Fail	Yes
PU/HBNPSi 10%	>30	Fail	Yes
PU/HBNPSi 20%	>30	Fail	Yes
PU/HBNPSi 30%	>30	Fail	Yes
PU/HBNPSi 40%	16.8	V2	Yes

3.4 形態學分析(SEM)

透過場發掃描式電子顯微鏡觀察混成材料中表面微觀、顆粒大小及表面成核情況等影像形態學，由圖 6 所示，圖(a)觀察出 Pristine PU 在未燃燒前表面是平

整均一相沒有相分離的狀況，圖(b)為燃燒過表面的 Pristine PU，由於 Pristine PU 是屬於容易燃燒的材料，經過燃燒後會有熔融態，所以可看到有些微的波紋型態發生，圖(c)為 PU/HBNPSi 20% 未燃燒前表面大致上算平整，可觀察出沒有因為添加 HBNPSi 而有相分離的狀態，圖(d)為 PU/HBNPSi 20% 表面燃燒過後可以觀察到有形成些許矽顆粒，是因為矽在燃燒時會表面遷移，但由於成炭量不夠多，因此導致阻隔效果不佳，可跟 UL-94 相呼應，因此 PU/HBNPSi 20% 還是易燃的，圖(e)為 PU/HBNPSi 40% 未燃燒前其表面有更明顯的 HBNPSi 顆粒，但並沒有因添加量達到 40% 而有相分離之傾向，圖(f)為燃燒過表面的 PU/HBNPSi 40%，可以觀察到表層已經有形成緻密焦炭層覆蓋材料的表面，是因為 P 元素先行脫水催化形成焦炭及 Si 元素在燃燒時會表面遷移形成緻密的焦炭層皆覆蓋於材料表面[11-13]，阻隔氣體及火源之間傳遞，提高熱穩定性質。

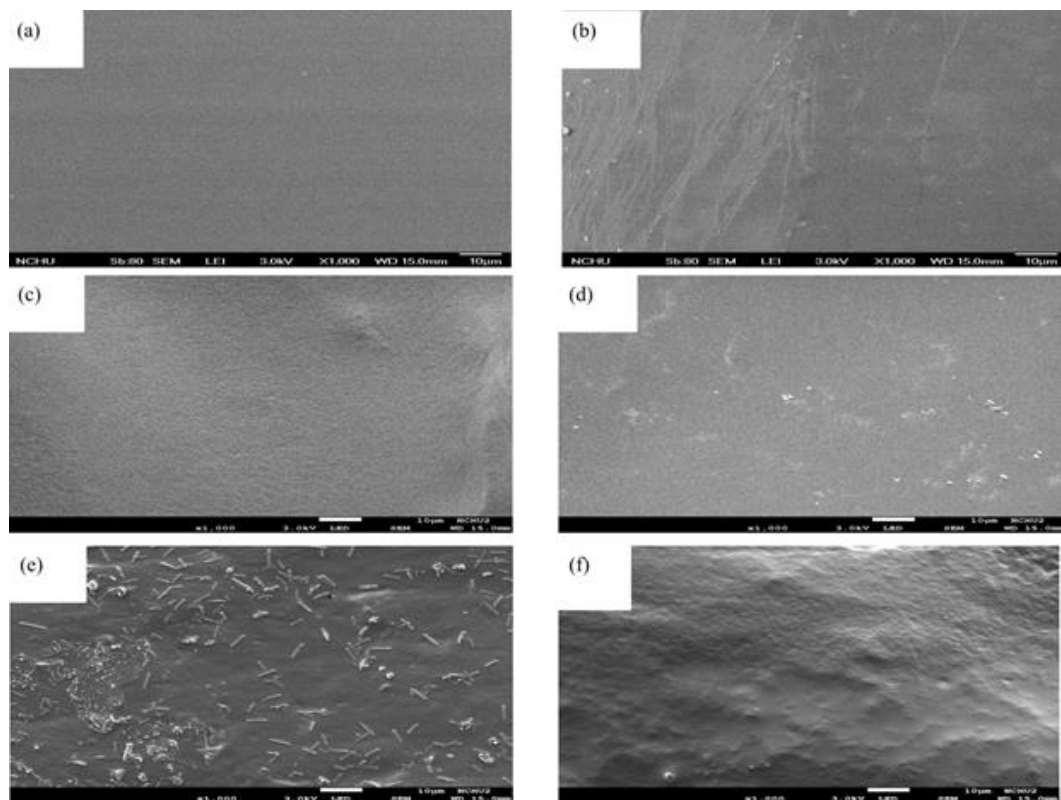


圖 6、SEM micrographs of composites (a)Pristine PU (before burning)($\times 1K$)、(b)Pristine PU (after burning)($\times 1K$)、(c)PU/HBNPSi 20%(before burning)($\times 1K$)、(d)PU/HBNPSi 20%(after burning)($\times 1K$)、(e)PU/HBNPSi 40%(before burning)($\times 1K$)、(f)PU/HBNPSi 40%(after burning)($\times 1K$)。

3.5 焦炭分析(XPS)

透過 XPS 來應證 PU/HBNPSi 混成材料在室溫下與利用高溫爐燃燒 800°C 後所產生的化學鍵種變化，並且觀察難燃劑添加至 PU 中燃燒前後的官能基變化，利用波峰分離計算抗氧化特性，結果顯示在圖 7~12 以及表 3、4，透過以下進行說明。

從圖 7 的 XPS 粗掃圖可以看到 Pristine PU、室溫下 PU/HBNPSi 10%、室溫下 PU/HBNPSi 40%和高溫爐燃燒 800°C 下的 PU/HBNPSi 40%混成材料之元素變化，圖(a)出現的元素有 C、O、N 三種元素，圖(b)為添加 20%難燃劑的混成材料可發現多了 P、Si 元素的出現，這是因為利用 DOPO-BQ 與 IPTS 反應，藉由 XPS 粗掃圖應證混成材料中具有 P、Si 元素存在，圖(c) 添加 40%矽氧無機物的混成材料，由於添加含量增加因此 P、Si 元素含量也提升，接著圖(d)為燃燒後的 40%矽氧無機物的混成材料，可看到利用高溫燃燒混成材料的 P、Si 元素有些微提升，這是因為 P 元素在燃燒過程中會脫水形成焦炭，而 Si 在經過燃燒時會產生表面遷移的現象[12-13]，在材料表層形成一層含 P、Si 的焦炭層來保護材料。

由圖 8~12 分別為 Cls、O1s、P2p 和 Si2p 之細掃圖譜在室溫下及高溫 800°C 後的鍵種的變化。

首先從 Cls 圖譜當中，可以觀察到共有六種官能基，個別位於 284eV(C-C/C-H)[14]、285.4eV(C-N)[15]、288.5 eV (C=O)[16]、284.5 eV(C=C)[17]及 286eV(C-O)[18]，因材料的添加物含矽化物，所以在圖譜中測得 282.9eV(C-Si)[19]，經過高溫 800°C 熱氧化後，材料在高溫燃燒後結構多為石墨化，C=C 結構含量提升，結果顯示於圖 8、9。

接著為 O1s 圖譜中可以觀察到共有四種官能基，個別位於 531.2eV(C=O)、532.2eV(C-O)、531.5eV(P=O)及 530.6eV(Si-O)[20-24]，說明室溫下和高溫熱氧化，鍵種種類變化情形，由於材料添加物是經過 sol-gel 反應後所產生 Si-O-Si 結構具有淺層氧化及深層氧化的鍵結，再透過高溫熱氧化後會與氧產生一連串的化學反

應，讓=O 深層氧化的波峰強度也提升，結果顯示於圖 10。

P2p 圖譜中有 131.5eV(P-C)[26]和 133eV(P-O-C)[25]，是因於使用 DOPO-BQ 難燃劑所出現的鍵種，經過高溫深層氧化後，產生 135eV(P2O5)[26]和 133.1±0.3eV(P2O74-)[27]無機磷化物，形成焦炭保護材料，以上兩種無機磷化物是由燃燒前的鍵種轉換而來的，結果顯示於圖 11。

再看到 Si2p 圖譜中，圖 12(a)及(b)為燃燒前後鍵結強度產生很大的變化，圖 (a)因矽氧烷耦合劑進行水解縮合反應之關係，測得三種鍵結為 100.7eV(Si-C)、101.6eV(Si(-O1))及 102.2eV(Si(-O2))，圖(b)為透過燃燒熱氧化後 Si-C 會消失，出現 101.6eV(Si(-O1))、102.2eV(Si(-O2))及 103.5eV(Si(-O4))[28]，由於矽化物會轉換成二氧化矽所以(Si(-O4))波峰強度增加，此結果表示 PU/HBNPSi 混成材料經過燃燒後會產生焦炭層包覆基材保護基材。

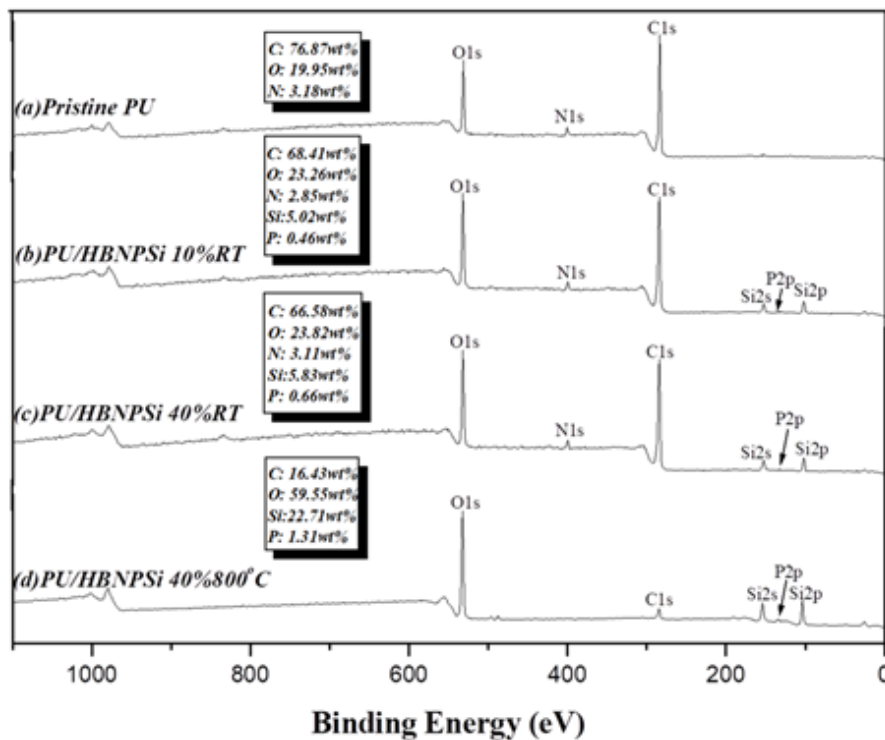
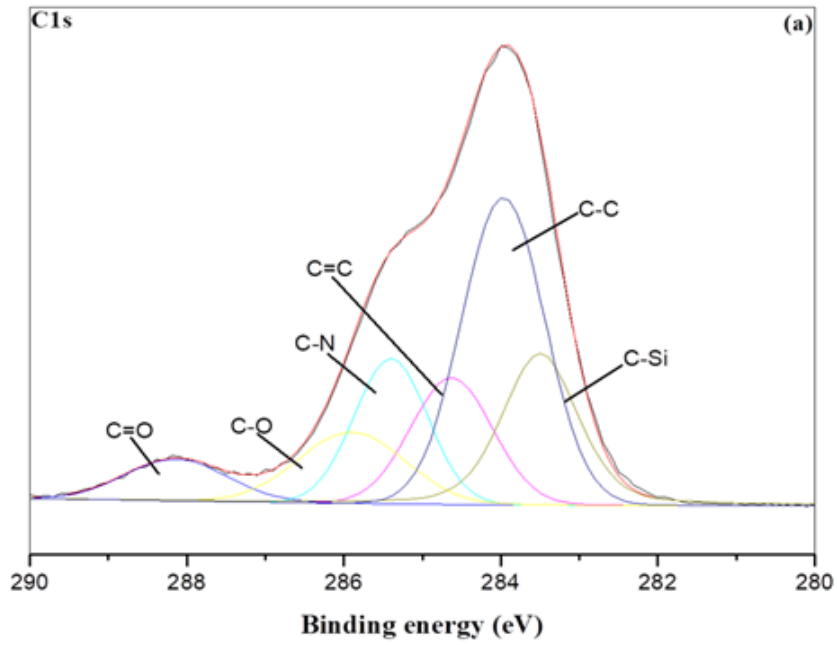
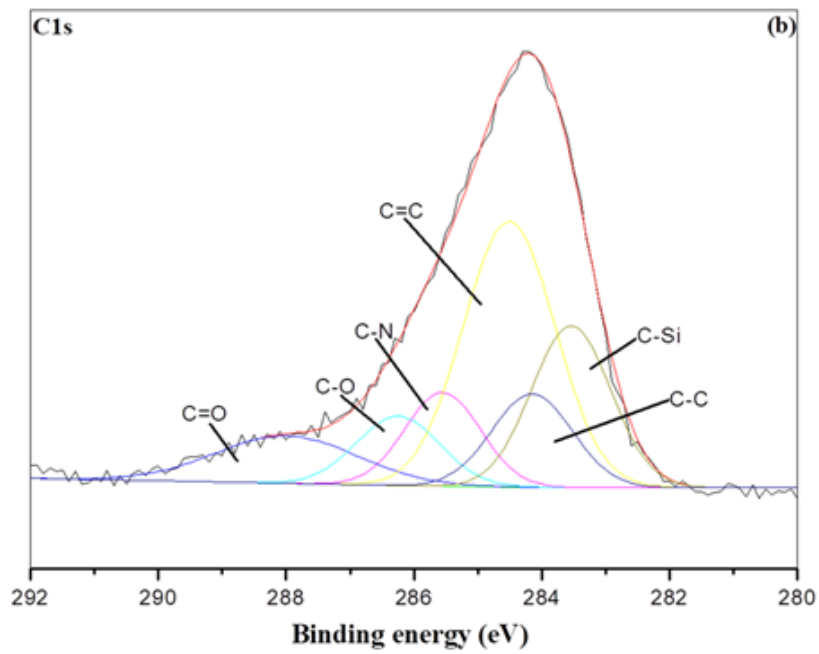


圖 7、XPS survey spectra of (a) Pristine PU、(b) PU/HBNPSi 10% at RT、(c) PU/HBNPSi 40% at RT、(d) PU/HBNPSi 40% at 800 °C。

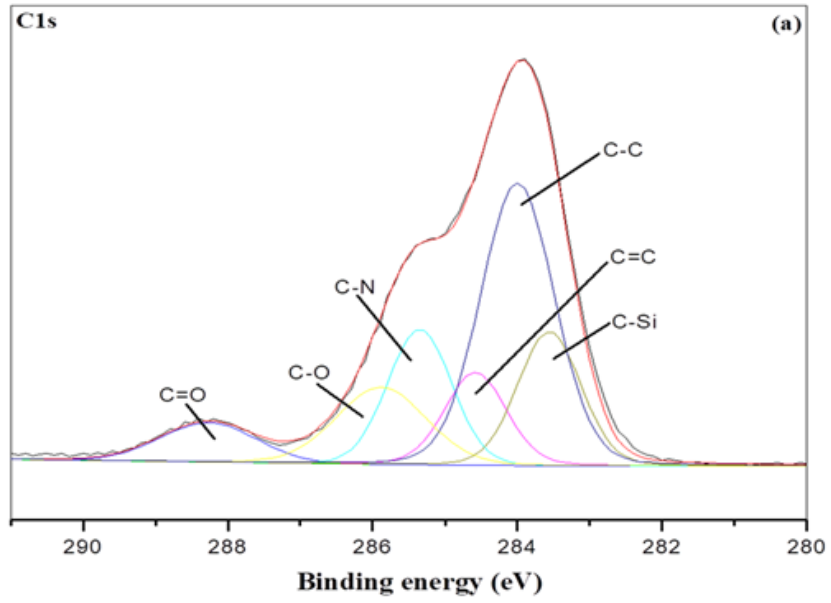


(a) RT

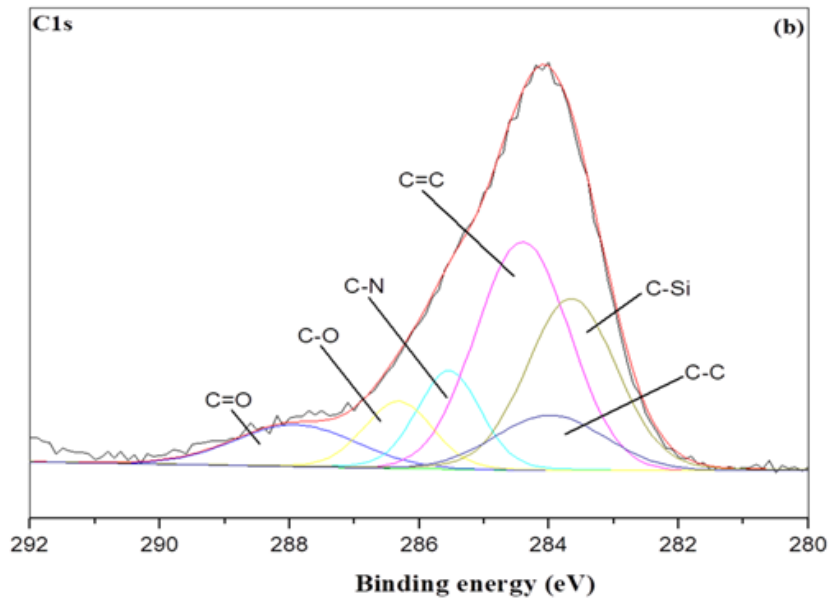


(b) under air atmosphere at 800°C for 30 min

圖 8、C1s spectra of PU/HBNPSi 10% (a) RT (b) under air atmosphere at 800°C for 30 min.

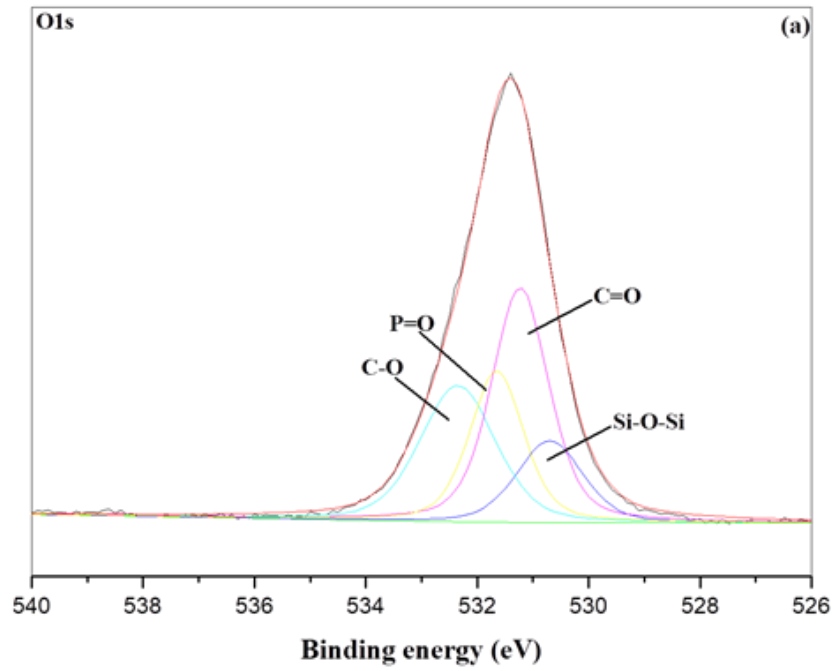


(a) RT

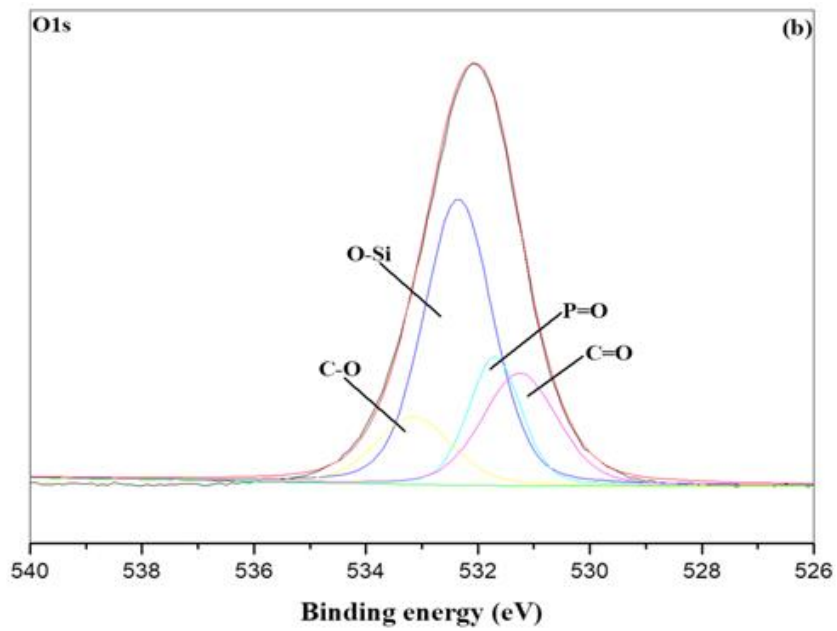


(b) under air atmosphere at 800°C for 30 min

圖 9、C1s spectra of PU/HBNPSi 40% (a) RT (b) under air atmosphere at 800°C for 30 min.

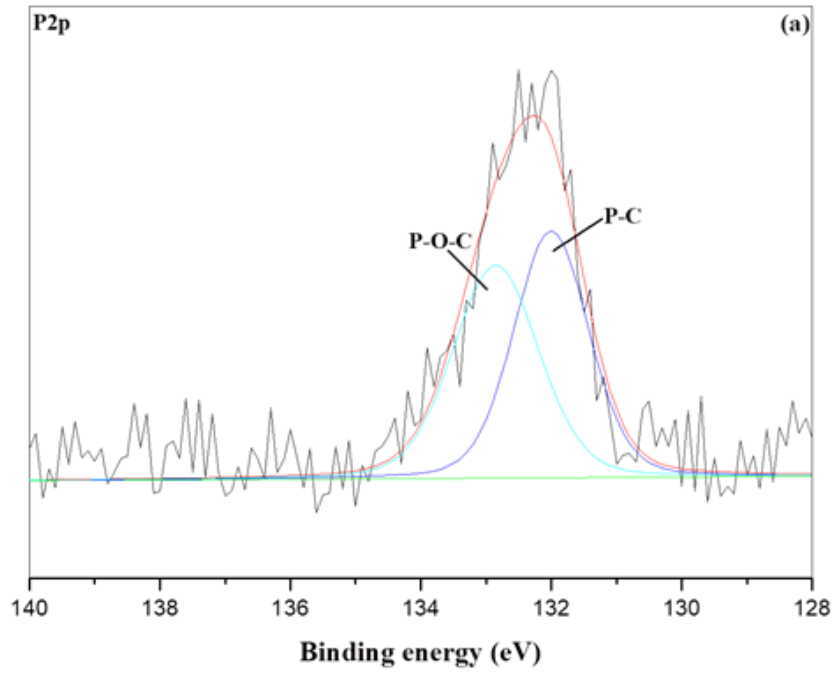


(a) RT

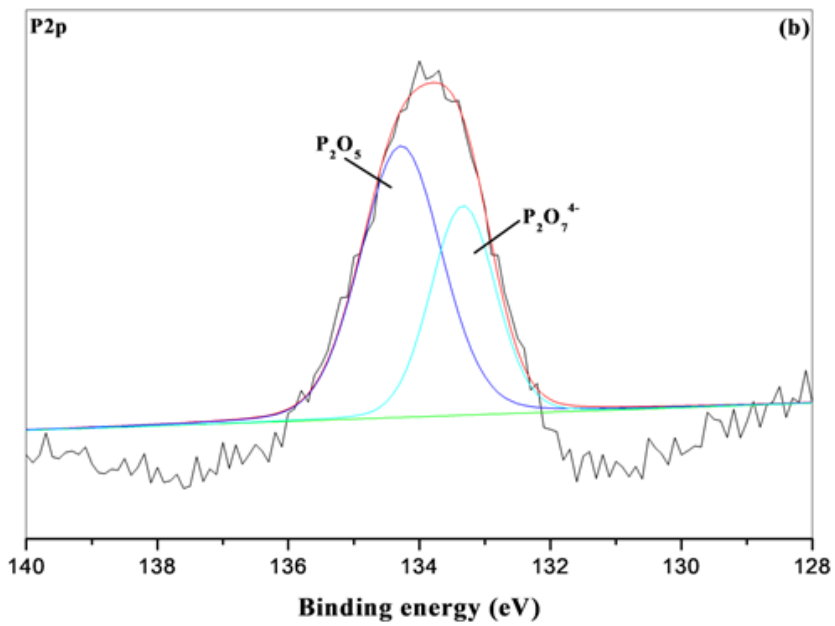


(b) under air atmosphere at 800 °C for 30 min

圖 10、O1s spectra of PU/HBNPSi 40% (a) RT (b) under air atmosphere at 800 °C for 30 min.

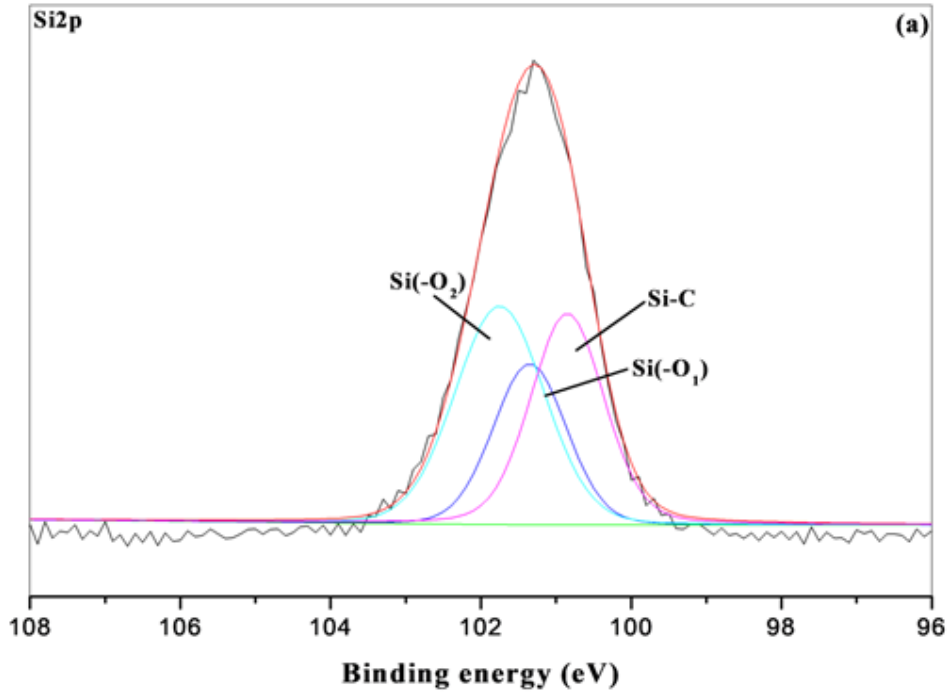


(a) RT

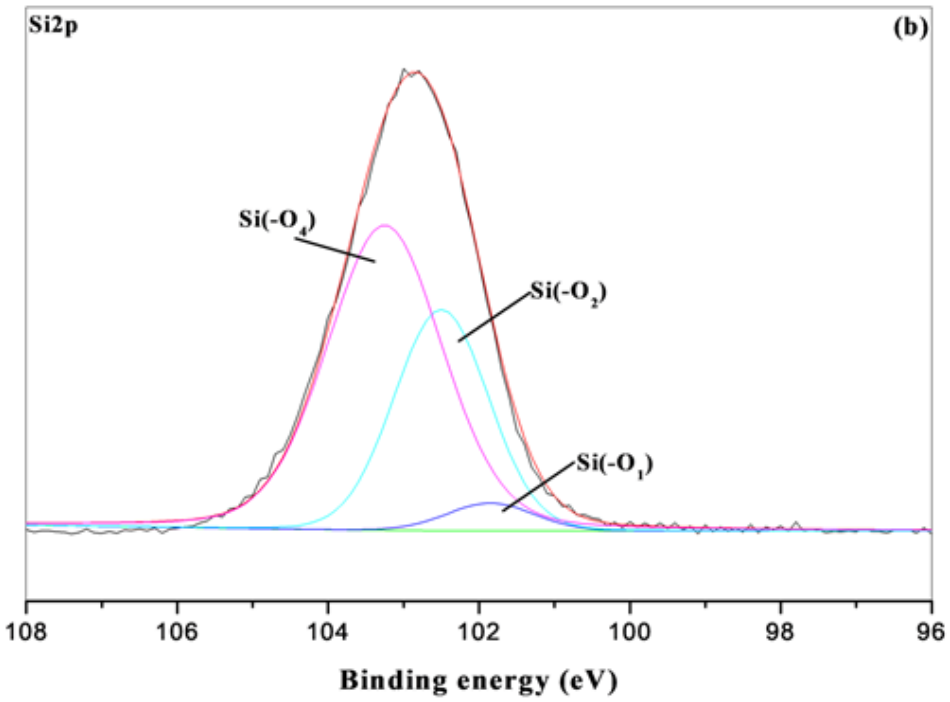


(b) under air atmosphere at 800 °C for 30 min

圖 11、P2p spectra of PU/HBNPSi 40% (a) RT (b) under air atmosphere at 800 °C for 30 min.



(a) RT



(b) under air atmosphere at 800 °C for 30 min

圖 12、Si2p spectra of PU/HBNPSi 40% (a) RT (b) under air atmosphere at 800 °C for 30 min.

表 3、Binding energy (eV) and relative peak intensities(%) of the various components of C1s peak-fitted signals.

Sample NO.	C1s					
	C-C/C-H	C-Si	C=C	C-N	C-O	C=O
PU/HBNPSi 10%-RT	0.31	0.16	0.11	0.12	0.15	0.08
PU/HBNPSi 10%-800°C	0.11	0.20	0.37	0.11	0.09	0.10
PU/HBNPSi 40%-RT	0.38	0.15	0.10	0.15	0.13	0.08
PU/HBNPSi 40%-800°C	0.14	0.38	0.48	0.12	0.05	0.07

表 4、The values of Cox/Ca of composites at RT and 800°C.

Sample NO.	Temperature	
	RT	800°C
PU/HBNPSi 10%	0.33	0.24
PU/HBNPSi 40%	0.27	0.11

四、結論

本研究利用 ^{29}Si NMR 可以得到 PU/HBNPSi 混成材料中矽氧烷的縮合程度為 74.4%，當縮合密度越高代表越能提升材料之性質。再從 P、Si-mapping 可觀察到 HBNPSi 添加至基材中的分散性是非常平均，並沒有因添加濃度增加而有團聚現象，證明材料和添加劑有良好的相容性。利用 UL-94 判定混成材料的難燃性質，結果顯示 UL-94 的結果，Pristine PU 是 Fail 等級經由添加至 40% 後有提升至 V-2 等級，再次證明難燃劑的添加有效改善 Pristine PU 的難燃性質。並透過 XPS 針對 PU/HBNPSi 混成材料進行焦炭分析，用來判定焦炭形成與熱性質之間的相關性，從 XPS 的 Cls、Ols 及 Si2p 圖譜，結果顯示磷化物及矽氧烷在燃燒過後的機制，以達到保護材料的成效，當濃度越高效果越明顯，達到提高熱穩定性及抗氧化性的效果。

五、參考文獻

1. Song L., Hu Yuan., Tang Y., Zhang R., Chen Z., Fan W., Study on the properties of flame retardant polyurethane/organoclay nanocomposite, *Polymer Degradation and Stability*, Vol. 87(1), pp. 111-116, 2005.
2. Kumar R., Yadav R., Kolhe M. A., Bhosale R. S., Narayan R. 8-Hydroxypyrene-1,3,6-trisulfonic acid trisodium salt (HPTS) based high fluorescent, pH stimuli waterborne polyurethane coatings, *Polymer*, Vol. 136, pp. 157-165, 2018.
3. Bedó D., Imre B., Domján A., Schöne P., Vancsoe G. J., Pukánszky B., Coupling of poly (lactic acid) with a polyurethane elastomer by reactive processing. *Eur. Polym. J.*, Vol. 97, pp. 409-417, 2017.
4. Zhu S. W., Shi W. F., Flame retardant mechanism of hyperbranched polyurethane acrylates used for UV curable flame retardant coatings, *Polymer Degradation and Stability*, Vol. 75, pp. 543-547, 2002.
5. Chena J., Zhanga J., Zhua T., Huaa Z., Chenb Q., Yu X., Blends of thermoplastic polyurethane and polyether-polyimide: preparation and properties, *Polymer*, Vol. 42, pp. 1493-1500, 2001.
6. Chen X., Ma C., Jiao C., Enhancement of flame-retardant performance of thermoplastic polyurethane with the incorporation of aluminum hypophosphite and iron-graphene, *Polymer Degradation and Stability*, Vol. 129, pp. 275-285, 2016.
7. Lorenzetti A., Modesti M., Besco S., Hrelja D., Donadi S., Influence of phosphorus valency on thermal behaviour of flame retarded polyurethane foams. *Polymer Degradation and Stability*, Vol. 96(8), pp.1455-1461, 2011.
8. Zhao Z., Jin Q., Zhang N., Guo X., Yan H., Preparation of a novel polysiloxane and its synergistic effect with ammonium polyphosphate on the flame retardancy of polypropylene, *Polymer Degradation and Stability*, Vol. 150, pp. 73-85, 2018.
9. Fan Y., Wang G., Huang X., Bu J., Sun X., Jiang P., Molecular structures of (3-aminopropyl) trialkoxysilane on hydroxylated barium titanate nanoparticle surfaces induced by different solvents and their effect on electrical properties of barium titanate based polymer nanocomposites, *Appl. Surf. Sci.*, Vol. 364, pp. 798-807, 2016.
10. Jin Q.F., Liao G.X., Jian X.G., Synthesis and characterization of trimethoxysilyl-functionalized poly (phthalazinone ether ketone), *Chin. Chem. Lett.*, Vol. 8, pp. 1137-1140, 2007.
11. Paquet O., Brochier Salon M.-C., Zeno E., and Belgacem M.N., Hydrolysis-

- condensation kinetics of 3-(2-amino-ethylamino) propyl-trimethoxysilane, *Materials Science and Engineering: C*, Vol. 32(3), pp. 487-493, 2012.
12. Velencoso M. M., Ramos J. M., Klein R., Lucas A. D., Rodriguez F. J., Thermal degradation and fire behaviour of novel polyurethanes based on phosphate polyols, *Polymer Degradation and Stability*, Vol. 101, pp. 40-51, 2014.
 13. Shi Y., Wang G., The novel silicon-containing epoxy/PEPA phosphate flame retardant for transparent intumescent fire resistant coating, *Appl. Surf. Sci.*, Vol. 385, pp. 453-463, 2016.
 14. Wu C.S., Liu Y.L., and Chiu Y.S., Epoxy resins possessing flame retardant elements from silicon incorporated epoxy compounds cured with phosphorus or nitrogen containing curing agents, *Polymer*, Vol. 43(15), pp. 4277-4284, 2002.
 15. Liu W, Chen DQ, Wang YZ, Wang DY, Qu MH., Char-forming mechanism of a novel polymeric flame retardant with char agent, *Polymer Degradation and Stability*, Vol. 92, pp. 1046-1052, 2007.
 16. Chen X, Hu Y, Jiao C, Song L., Preparation and thermal properties of a novel flame-retardant coating, *Polymer Degradation and Stability*, Vol. 92, pp.1141-1150, 2007.
 17. Wang Z., Wei P., Qian Y., and Liu J., The synthesis of a novel graphene-based inorganic-organic hybrid flame retardant and its application in epoxy resin, *Composites Part B: Engineering*, Vol. 60, pp. 341-349, 2014.
 18. Teng C.C., Ma C.C.M., Lu C.H., Yang S.Y., Lee S.H., Hsiao M.C., Yen M.Y., Chiou K.C., and Lee T.M., Thermal conductivity and structure of non-covalent functionalized graphene/epoxy composites, *Carbon*, Vol. 49(15), pp. 5107-5116, 2011.
 19. Zhou S, Song L, Wang Z, Hu Y, Xing W. Flame retardation and char formation mechanism of intumescent flame retarded polypropylene composites containing melamine phosphate and pentaerythritol phosphate, *Polymer Degradation and Stability*, Vol. 93, pp.1799-1806, 2008.
 20. Dutkiewicz M., Przybylak M., Januszewski R., Maciejewski H., Synthesis and flame retardant efficacy of hexakis (3-(triethoxysilyl)propyloxy) cyclotriphosphazene/silica coatings for cotton fabrics, *Polymer Degradation and Stability*, Vol. 148, pp.10-18, 2018.
 21. Kim H. S., Kim H. J., Enhanced hydrolysis resistance of biodegradable polymers and bio-composites, *Polymer Degradation and Stability*, Vol. 93(8), pp.1544-1553, 2008.
 22. Kannan G. A., Choudhury N. R., Dutta K. N., Synthesis and characterization of

- methacrylate phospho-silicate hybrid for thin film applications, *Polymer*, Vol. 48(24), pp.7078-7086, 2007.
23. Chana M. I., Lau K. T., Wong T.T., Cardona F., Interfacial bonding characteristic of nanoclay/polymer composites, *Appl. Surf. Sci.*, Vol. 258(2), pp. 860-864, 2011.
 24. Chai B., Yan J., Wang C., Ren Z., Zhu Y., Enhanced visible light photocatalytic degradation of Rhodamine B over phosphorus doped graphitic carbon nitride, *Appl. Surf. Sci.*, Vol. 391, pp.376-383, 2017.
 25. Zhang W., Li X., Fan H., Yang R., Study on mechanism of phosphorus–silicon synergistic flame retardancy on epoxy resins, *Polymer Degradation and Stability*, Vol. 97(11), pp. 2241-2248, 2012.
 26. Zhang Y., Ni Y. P., He M. X., Wang X. L., Chen L., Wang Y. Z., Phosphorus-containing copolyesters: The effect of ionic group and its analogous phosphorus heterocycles on their flame-retardant and anti-dripping performances, *Polymer*, Vol. 60, pp. 50-61, 2015.
 27. Huang C., Puziy M. A., Sun T., Poddubnaya I. O., Fabián S. G., Juan M.D. T., Denisa H. J., Capacitive Behaviours of Phosphorus-Rich Carbons Derived from Lignocelluloses, *Electrochim. Acta*, Vol. 137, pp. 219-227, 2014.
 28. Brookes N. P., Fraser S., Short D. R., Hanley L., Fuoco E., Roberts A., Hutton S., The effect of ion energy on the chemistry of air-aged polymer films grown from the hyperthermal polyatomic ion $\text{Si}_2\text{OME}^{5+}$, *Journal of Electron Spectroscopy and Related Phenomena*, Vol. 121, pp.281-297, 2001.

實尺寸鋼構實驗屋區劃空間之木框架燃燒行為

The Combustion Behavior of Wood Cribs in a Compartment of the Full-Scale Experimental Steel Building

鍾興陽¹、趙翊翔²、李其忠³、卓俊成⁴

Hsin-Yang Chung, Yi-Hsiang Chao, Chi-Chung Lee, Jyun-Cheng Jhuo

國立成功大學土木工程學系

Department of Civil Engineering, National Cheng Kung University

內政部建築研究所

Architecture Building Research Institute, Ministry of Interior

摘要

火害對鋼構造建築的危害性較鋼筋混凝土建築和包覆式的鋼骨鋼筋混凝土建築為嚴重，隨著我國鋼構造大樓興建的日益風行，實有必要針對火害對於鋼構造建築的影響進行完整且深入的研究。目前我國現行對於建築物的結構用構件(如：梁、柱)的耐火能力檢驗，主要是依據國家標準 CNS 12514-1「建築物構造構件耐火試驗法—第 1 部：一般要求事項」及相關規範，對於單一構件進行火害試驗，藉以獲得其在火害高溫下的耐火時效與強度，然而，此種試驗方法未能考慮真實鋼構造建築受到高溫火害時，構件與構件相連接所造成的束制內力，因此，透過實尺寸鋼構屋的火害實驗，可以研究建築物的結構用構件於高溫火害下的真實結構行為，並討論其與現行試驗方法之差異。本研究團隊在內政部建築研究所和科技部的計畫贊助下，在台南國立成功大學歸仁校區完成我國第一次的實尺寸鋼構實驗屋的現地真實火害實驗，本文特別針對此次火害實驗中有關區劃空間火災實驗的部分進行說明。

關鍵字：實尺寸鋼構架屋、區劃空間、真實火災、木框架

Abstract

Fire is more hazardous for steel buildings than RC and SRC buildings. It is necessary to conduct complete and thorough research for the fire influences to steel buildings. At present in Taiwan, the fire-resistance test for a building structural member (such as beam or column) mainly follows CNS 12514-1 and the related codes, which test a structural member in fire to obtain the fire-resistant time and strength. However, this kind of test method does not consider the restraint forces between member-to-

¹ 國立成功大學土木工程學系，副教授

E-mail: hychung@mail.ncku.edu.tw

² 國立成功大學土木工程學系，碩士

³ 內政部建築研究所防火實驗中心，副研究員

⁴ 國立成功大學土木工程學系，碩士

member connections in a real steel building on fire. Hence, through the fire test of an experimental steel building, we can study the real structural behavior of a structural member, and discuss the differences between the real fire test and the standard fire test. Under the supports from Architecture and Building Research Institute (ABRI) and Ministry of Science and Technology (MOST), our research team conducted the first in-site real fire experiment for a full-scale experimental steel building. This paper describes the compartment fire test portion of this fire experiment.

Keywords: Full-Scale Experimental Steel Building, Compartment, Natural Fire, Wood Cribs

一、前言

火害對鋼構造建築的危害性較鋼筋混凝土建築和包覆式的鋼骨鋼筋混凝土建築為嚴重，民國 90 年發生的臺北縣汐止市的東方科學園區鋼構大樓火災，延燒十數層樓，總延燒時間長達 35 小時，造成該大樓內部鋼梁、鋼柱、樓板的嚴重損壞，受波及的廠商超過 230 餘家，損失金額超過新臺幣 50 億元，造成國家社會的重大損失，顯示火害對於鋼構造建築危害的嚴重性，隨著我國鋼構造大樓興建的日益風行，實有必要針對火害對於鋼構造建築的影響進行完整且深入的研究。

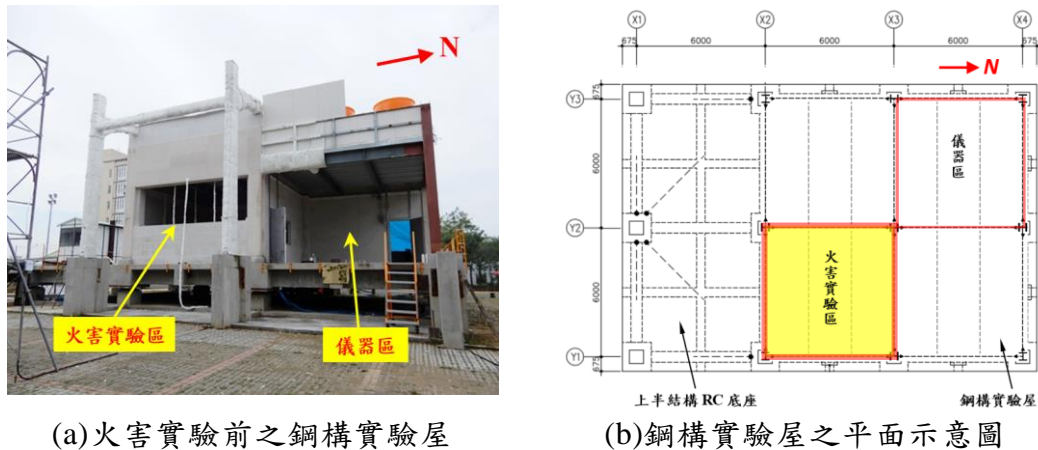
英國 BRE (British Research Establishment) 於 Cardington 的八層樓實尺寸鋼構架屋在 1993 年至 2003 年之間進行了七次火害實驗[1,2,3]，藉以研究鋼構大樓建築受到真實火害侵襲下，其內部鋼構件(梁、柱、版)在真實大樓的結構束制下的結構行為，此研究的成果已廣泛應用在歐盟鋼結構防火設計規範和實際區劃空間火災之溫度模擬，然而，英國鋼構大樓建築之構件接合形式與我國不盡相同，因此進行本土實尺寸鋼構建築火害實驗有其必要，因此，2016 年本研究團隊在內政部建築研究所和科技部的計畫贊助下，在台南國立成功大學歸仁校區完成我國第一次的實尺寸鋼構實驗屋的現地真實火害實驗，本文將特別針對此次火害實驗中有關區劃空間火災實驗的部分進行說明，其中包括：火災區劃空間設計、火載量設計、空間溫度量測規劃與實驗結果分析。

二、鋼構實驗屋之現地火害實驗規劃

2.1 實尺寸鋼構實驗屋

本研究所要進行火害實驗的實尺寸鋼構實驗屋為一層樓 2 跨×2 跨的建築，樓高 4 m，其平面 X 方向有 2 跨，每跨 6 m，總長 12 m，其平面 Y 方向亦有 2 跨，每跨 6 m，總長亦為 12 m，共有 9 支鋼柱。所有鋼柱下端底板將以高強度錨定螺栓固定於上半結構 RC 底座，鋼柱上端將延伸至 1 樓頂版上方 1.1 m 處，此鋼構實驗屋位於台南國立成功大學歸仁校區的內政部建築研究所防火實驗中心

戶外實驗場，此鋼構實驗屋之照片與平面圖分別如圖 2-1 所示，鋼構實驗屋之鋼梁與鋼柱皆採用 H 型鋼，梁柱接頭採用梁翼板與柱銲接，梁腹板與柱栓接的彎矩接頭，小梁與大梁接頭採用小梁腹板與大梁加勁板栓接之剪力接頭，所有大梁與小梁上翼板以剪力釘與上方 RC 鋼承樓版形成複合鋼梁。本文將探討 2016 年 11 月 29 日在此鋼構實驗屋東南角隔間的火害實驗區(如圖 2-1(b)所示)所進行現地火害實驗的區劃空間火災部分成果。



(a)火害實驗前之鋼構實驗屋

(b)鋼構實驗屋之平面示意圖

圖 2-1、火害實驗之歷時照片。

2.2 火害實驗區之防火隔間與熱電偶樹佈置

本實驗採用具有耐火時效的高壓蒸氣養護輕質混凝土 (Autoclaved Lightweight Concrete)所製成的輕質白磚(簡稱 ALC 磚)來進行火害實驗區與儀器區的防火隔間工程，如圖 2-2 所示，火害實驗區僅在東面開單一窗口，其餘三面皆以 ALC 磚築牆，東面窗口面積為 $5.6\text{m} \times 1.73\text{m}$ ，提供火害實驗區燃燒時進氣與排氣之用，窗口下方築牆，如圖 2-1(a)所示。

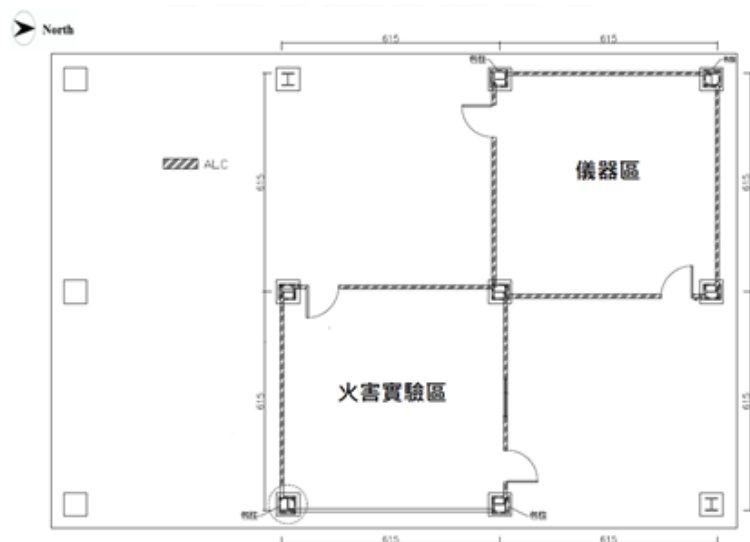


圖 2-2、ALC 白磚之防火隔間示意圖。

為了記錄火害實驗區在火害實驗進行時的室內空氣溫度的分佈與變化，本研究團隊在火害實驗區的區劃空間內掛置 9 組熱電偶樹，如圖 2-3(a)所示，其中，6 組熱電偶線掛置在小梁下方，3 組熱電偶線掛置在樓版下方，圖 2-3(b)為小梁下方與樓版下方熱電偶樹的測溫點佈設立面圖。

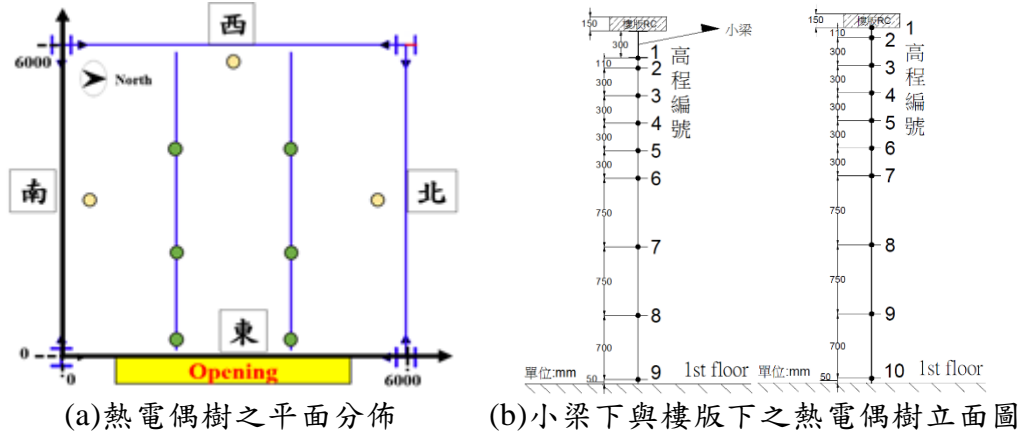


圖 2-3、空間熱電偶樹之佈置。

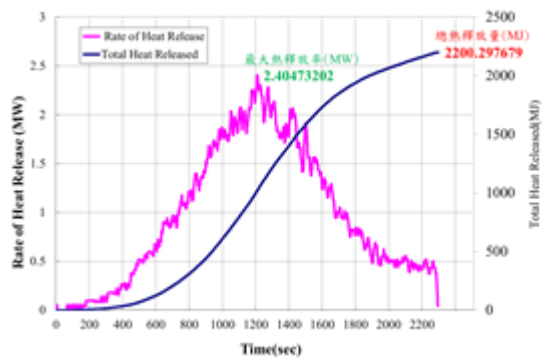
2.3 火載量與木框架燃料設計

本次鋼構實驗屋現地火害實驗的燃料採用阿拉斯加雲杉之木條所堆疊而成木框架(wood crib)來燃燒，研究團隊在現地火害實驗前，先在內政部建築研究所防火實驗中心進行單堆木框架(140kg)和雙堆木框架(280kg)的燃燒試驗，透過防火實驗中心的集煙罩與氣體分析儀設備，藉以計算出木材的熱值，木框架的堆疊參考國內滅火器規範—CNS 1387 規範[4]之 A 類火災試驗模型，下方以鋼架支撐，木框架下方以鐵盆盛裝酒精膏為火源，圖 2-4 為單堆與雙堆木框架燃燒試驗的情形與所量測計算出的熱釋放率曲線，由圖 2-4(b)可推算出單堆木框架的熱值約為 15.7MJ/kg，圖 2-4(d)可推算出雙堆木框架的熱值約為 14.5MJ/kg，兩次木框架燃燒實驗可推算出本次火害實驗所使用的阿拉斯加雲杉的平均熱值為 15.1MJ/kg。

為了模擬歐盟規範 EN1991-1-2 [5]所建議的一般辦公室火災之火載能量密度 500MJ/m² 至 600MJ/m²，以及參考英國 BRE 於 Cardington 進行之第七次實尺寸鋼結構火害實驗[1,2,3]之配置，本研究團隊計算出本實驗的木材堆放密度為 40 kg/m²，約可產生 604 MJ/m² 的火載量能量密度(e_f)，由於火害實驗區的面積為 6m×6m=36m²，因此本次火害實驗需要 1440kg 之木條燃料，以 9 堆木框架的方式佈置如圖 2-5 所示。



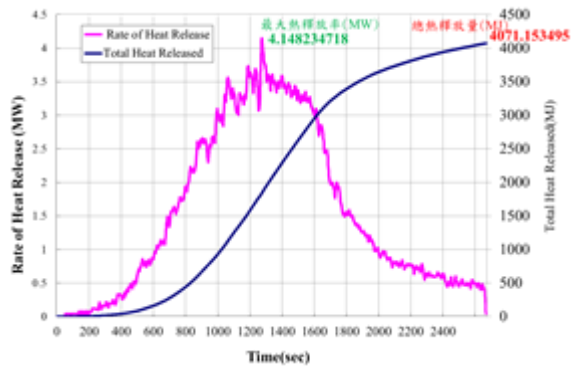
(a)單堆木框架燃燒實驗



(b)單堆木框架燃燒熱釋放率曲線



(c)雙堆木框架燃燒實驗



(d)雙木框架燃燒熱釋放率曲線

圖 2-4、木框架燃燒試驗。



(a)單堆木框架



(b)9堆木框架佈設

圖 2-5、火害實驗區內之木框架佈設情形。

2.4 預估之區劃空間空氣溫度歷時曲線

本研究團隊採用歐盟規範 EN1991-1-2 [5]中所提供的區劃空間火場空氣平均溫度歷時曲線，藉以預測本次鋼構實驗屋內區劃空間火場的空氣平均溫度歷時曲線，其升溫段的公式如下：

$$\Theta_g = 20 + 1325 (1 - 0.324e^{0.2t^*} - 0.204e^{-1.7t^*} - 0.472e^{-19t^*}) \quad (2-1)$$

$$t^* = t \Gamma (\text{hr}); \quad (2-2)$$

$$\Gamma = (F_v / b)^2 / (0.04 / 1160)^2 \quad (2-3)$$

其中， Θ_g 為區劃空間內之平均氣溫(單位:°C)，而 t^* 為時間(t)乘上一時間因子(Γ)如公式(2-2)所示，時間因子 Γ 和區劃空間內開口因子 F_v 以及空間邊界使用之熱慣量 b 有關，而熱慣量 b 之定義如下：

$$b = (\rho c \lambda)^{0.5} (\text{J/m}^2 \text{s}^{1/2} \text{K}); \quad (2-4)$$

其中， ρ =空間邊界材料之密度(kg/m^3); c =空間邊界材料之比熱(J/kg K); λ =空間邊界材料之熱傳導係數(W/mK)。

本火害實驗區的區劃空間內部邊界上使用了三種材料，分別為鋼承板、混凝土樓版、ALC 輕質磚牆，參照公式 2-4 將材料性質代入後，可分別計算出三種材料之熱慣量($b_1=1120, b_2=1694, b_3=335$)，而再依照各材料所佔之面積加權平均算出區劃空間之總熱慣量：

$$b = \frac{[b_1 \cdot 36 + b_2 \cdot 36 + b_3 \cdot 87.6]}{159.6} = 818.7 (\text{J/m}^2 \text{s}^{1/2} \text{K}) \quad (2-5)$$

此外，火害實驗區的區劃空間之長 $L_1=6\text{m}$ 、寬 $L_2=6\text{m}$ 、高 $H_r=3.65\text{m}$ ，採用單一開口，此單一開口之寬度 $B=5.6\text{m}$ 、開口之高度設計為 $H_v=1.73\text{m}$ ，因此，單一窗戶開口面積 A_v 、區劃空間內所有邊界面之總面積 A_t 、開口因子 F_v 的計算如下：

$$A_v = B \times H = 5.6 \times 1.73 = 9.688 (\text{m}^2) \quad (2-6)$$

$$A_t = (L_1 \times L_2 + L_1 \times H_r + L_2 \times H_r) \times 2 = 159.6 (\text{m}^2) \quad (2-7)$$

$$F_v = A_v \times (H_v^{0.5}) / A_t = 0.0798 \quad (2-8)$$

將公式(2-5)和(2-8)所得之熱慣量 b 及開口因子 F_v 代入公式(2-3)計算出時間因子 Γ ，便可以獲得公式(2-1)之升溫段的溫度歷時曲線。而降溫段的公式如下：

$$\Theta_g = \Theta_{max} - 625(t^* - t^*_{max}), \quad \text{for } t^*_{max} \leq 0.5 \quad (2-9)$$

$$\Theta_g = \Theta_{max} - 250(3 - t^*_{max})(t^* - t^*_{max}), \quad \text{for } t^*_{max} < 2 \quad (2-10)$$

$$\Theta_g = \Theta_{max} - 250(t^* - t^*_{max}), \quad \text{for } t^*_{max} \geq 2 \quad (2-11)$$

$$t^*_{max} = t_{max} \Gamma (\text{hr}); \quad (2-12)$$

$$t_{max} = \text{maximum of } (0.2 \times 10^{-3} \times e_t / F_v) \text{ or } (t_{lim}) \quad (2-13)$$

$$e_t = e_f \times A_f / A_t \quad (2-14)$$

其中， Θ_{max} =升溫段之最高溫度(°C); t_{max} =到達 Θ_{max} 之時間; e_t =由總表面積(A_t)算

出的火載能量密度; $t_{lim}=25\text{min}$ (慢的火災成長率); $t_{lim}=20\text{min}$ (中等火災成長率); $t_{lim}=15\text{min}$ (快的火災成長率); e_f 由樓板面積($A_f=36\text{m}^2$)算出的火載能量密度(604MJ/m^2)。

圖 2-6 為由以上公式計算所預估之火害實驗區的平均溫度歷時曲線，由圖 2-6 可看出本次火害實驗區的火場溫度預估在約 20 分鐘(1230 秒)時達到最高溫 1093°C ，之後進入火場衰減期，而整個火災總歷時預估約 53 分鐘；由此溫度曲線可預測出本次火害實驗區的火場屬於通風充足之燃料控制型燃燒，其特點為溫度上升之速度非常迅速，火場總歷時不長。

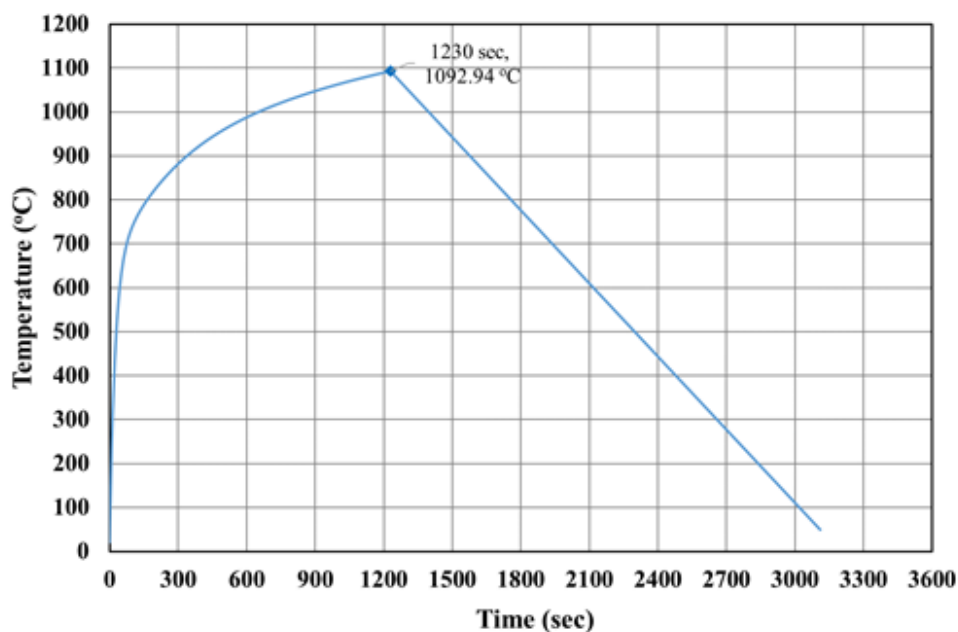


圖 2-6、EN1991-1-2 [5]規範預估之區劃空間火場的空氣平均溫度歷時曲線。

三、實驗結果與討論

3.1 現地火害實驗概述

本實驗於 2016 年 11 月 29 日下午 1:40 舉行，第一個木堆點火後分 53 秒室內開始產生明顯的煙霧，3 分 37 秒室內煙霧飄向戶外，4 分 45 秒室內看見火焰，6 分 33 秒室內北側之火焰碰觸到天花板，7 分 33 秒以手持式測溫計測得開口部中央溫度為 180°C ，12 分 53 秒室內南側開始看見火焰，14 分 04 秒以手持式測溫計測得開口部中央溫度為 800°C ，14 分 59 秒發生閃燃，18 分 36 秒室內全面燃燒，25 分 28 秒室內持續旺盛燃燒，32 分 29 秒火勢減小，41 分 30 秒室內中上層已看不見火焰，50 分 00 秒只有在木堆之灰燼中發現零星火苗。圖 3-1 為火

害實驗各階段之照片。



(a) 點火前



(b) 點火後 12 分 28 秒



(c) 點火後 14 分 00 秒



(d) 點火後 18 分 57 秒



(e) 點火後 31 分 12 秒



(f) 點火後 50 分 00 秒

圖 3-1、火害實驗之歷時照片。

3.2 鋼構實驗屋區劃空間溫度分佈

圖 3-2 為火害實驗區劃空間之天花板下方 41cm (即：火場上層)，相同高程之 9 個分佈在區劃空間中的溫度測點所量測之室內空氣溫度歷時曲線，由此 9 條室內空氣溫度歷時曲線可明顯看出真實火災的引燃期、成長期、全盛期、衰退期；火害實驗在點火後 250 秒為引燃期，各曲線約在 250 秒開始溫度明顯上升，約在 1000 秒時，各熱電偶所量測之溫度集中且迅速上升，推測火場在此時發生閃燃，所有可燃物瞬間燃燒，空間溫度急速上升，大約在 1400 秒至 2400 秒時，在此高

程(即：天花板下方 41cm)，大部份溫度測點的最高溫度，皆在 940°C 至 1200°C 的溫度區間，只有位於距離開口最遠且靠近內牆的 TT-CW2 點位，量測到此高程的最高溫度 1380°C，在各溫度測點達到最高溫後，溫度開始下降進入衰退期，但是 TT-CB1、TT-CB2、TT-CB3 三個測點在 3000 秒至 6500 秒時所量測之空氣溫度，其衰退情形較其他測點為慢，甚至有略微上升之現象，推測在這些測點下方的木框架有二次燃燒的現象，其原因可能是木框架燃燒不均勻所致。圖 3-3 為第一次火害實驗區劃空間天花板下方 41cm 高程之空氣溫度分佈在 1000 秒、1500 秒、2500 秒、5000 秒時的變化圖，綜合圖 3-2 與圖 3-3 來看，可以發現整個火場的最高溫區位在中間偏內牆處，且隨著火害時間增加有向內牆移動的趨勢(1000 秒至 1500 秒)，之後又再往中間移動(1500 秒至 2500 秒)，5000 秒的溫度分佈圖亦可看出圖 3-2 中，TT-CB1、TT-CB2、TT-CB3 三個測點下方木框架二次燃燒的現象。圖 3-4 和圖 3-5 為火害實驗區劃空間之天花板下方 236cm 高程(即：火場中層)，9 個溫度測點所量得之室內空氣溫度歷時曲線和空氣溫度分佈變化，其相關現象與變化與前述區劃空間天花板下方 41 cm 高程相似，在天花板下方 236cm 高程測點之最高溫的平均值僅略低於天花板下方 41cm 高程測點之最高溫的平均值。

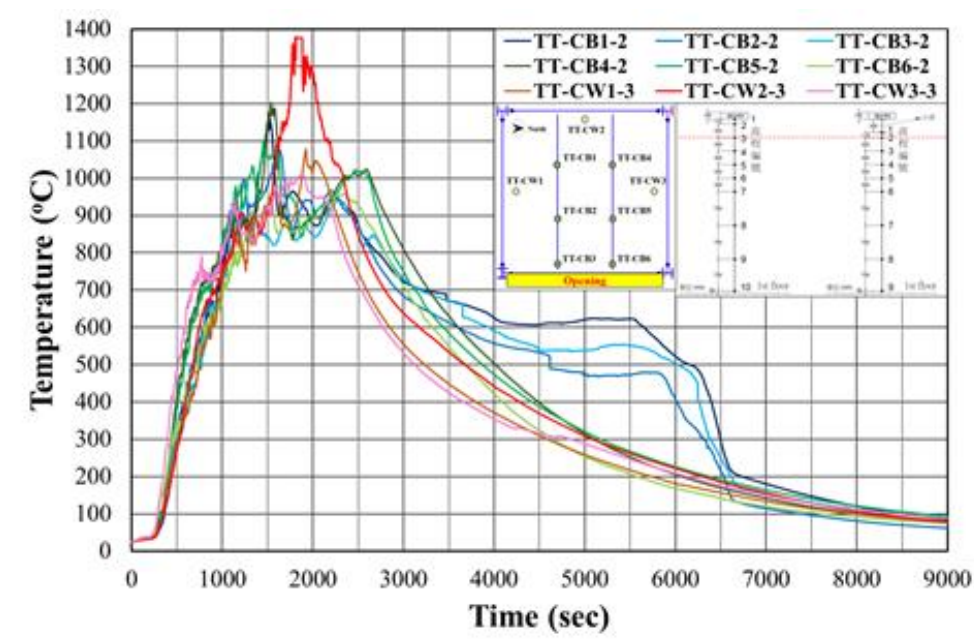
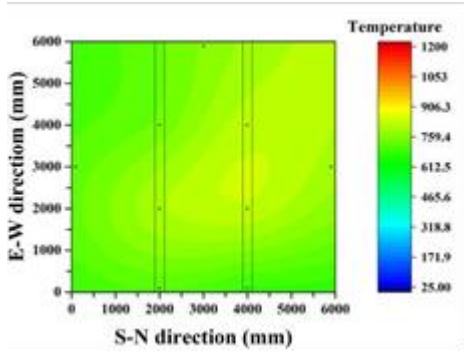
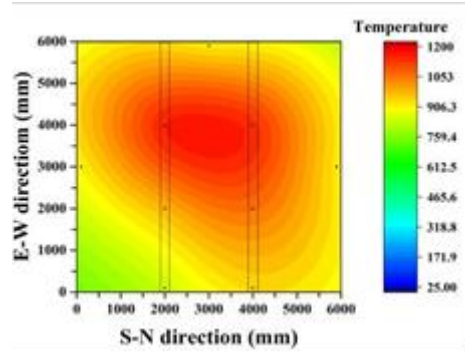


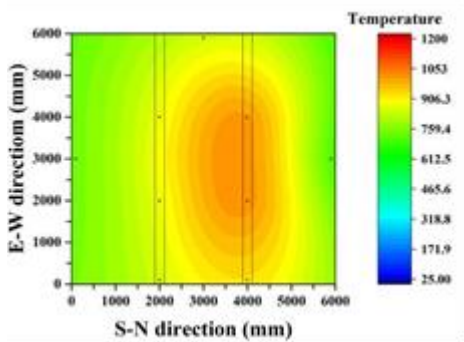
圖 3-2、火害實驗區天花板下方 41 cm 高程之空氣溫度歷時曲線。



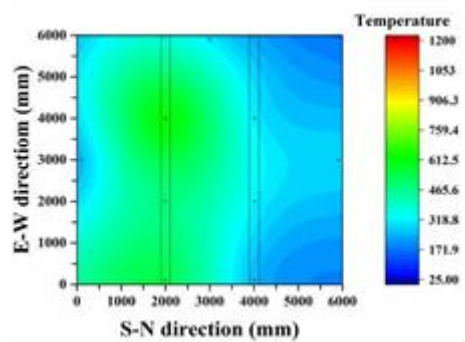
(a) 實驗歷時 1000 秒



(b) 實驗歷時 1500 秒



(c) 實驗歷時 2500 秒



(d) 實驗歷時 5000 秒

圖 3-3、火害實驗區天花板下方 41 cm 高程之空氣溫度分佈變化。

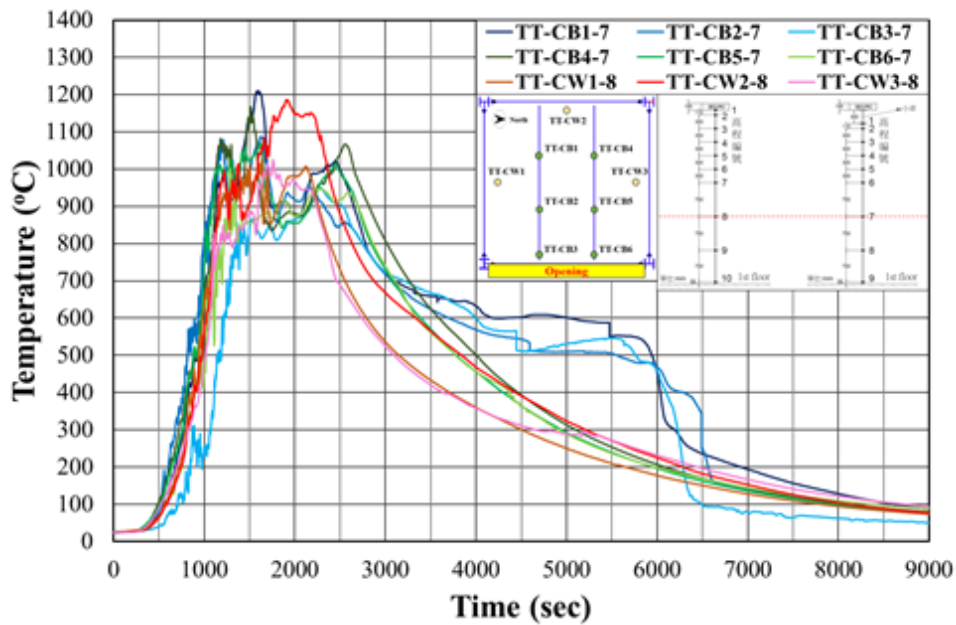
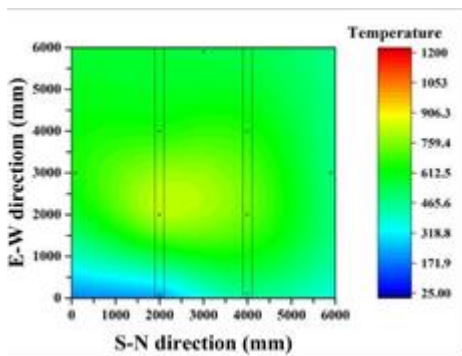
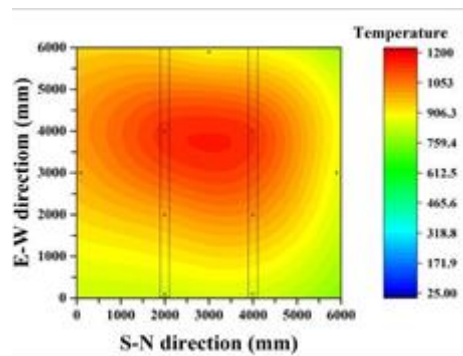


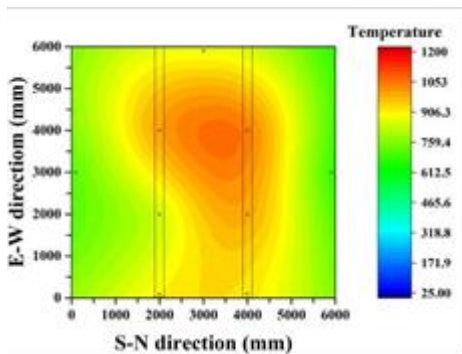
圖 3-4、火害實驗區天花板下方 236 cm 高程之空氣溫度歷時曲線。



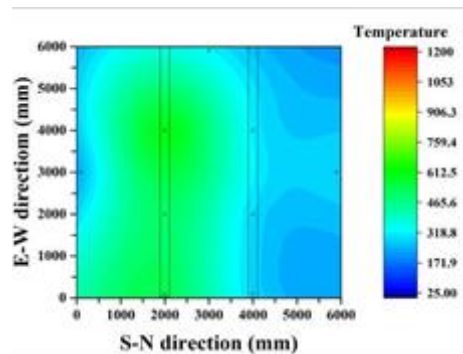
(a) 實驗歷時 1000 秒



(b) 實驗歷時 1500 秒



(c) 實驗歷時 2500 秒



(d) 實驗歷時 5000 秒

圖 3-5、火害實驗區天花板下方 236 cm 高程之空氣溫度分佈變化

3.3 火害實驗區劃空間之平均溫度歷時曲線

圖 3-6 為火害實驗區劃空間空氣之平均溫度歷時曲線與 ISO-834 標準升溫曲線[6]之比較，為了瞭解本次鋼構實驗屋內區劃空間的真實火害實驗相對於採用 ISO-834 升溫曲線標準爐試驗所造成的等效火害嚴重度(Equivalent Fire Severity)，本文採用 Ingberg 於 1928 年所提出的等面積法(Equal Area Concept) [7]來進行分析；如圖 3-6 所示，本次火害實驗區劃空間空氣平均溫度曲線之 A 點代表閃燃後火場平均溫度攀上高原區且升溫趨緩的初始溫度 850°C，其火害之等效嚴重度對應到 ISO-834 升溫曲線的溫度為 668°C，亦相當於在標準爐中受熱約 9 分鐘；B 點代表木框架開始燃燒後空氣平均溫度曲線的最高溫點 978°C，其火害之等效嚴重度對應到 ISO-834 升溫曲線的溫度為 770°C，亦相當於在標準爐中受熱約 19 分鐘；C 點代表木框架開始燃燒後空氣平均溫度曲線的次高溫點 941°C，其火害之等效嚴重度對應到 ISO-834 升溫曲線的溫度為 845°C，亦相當於在標準爐中受熱約 58 分鐘；D 點代表火場空氣平均溫度曲線降溫到 300°C 的點位，其火害之等效嚴重度對應到 ISO-834 升溫曲線的溫度為 958°C，相當於在採用 ISO-834 標準升溫曲線的標準爐中燃燒約 65 分鐘；表 3-1 列出火害實驗區內空氣平均溫度

曲線上 A、B、C、D 四個點位與 ISO-834 標準升溫曲線在採用等面積法的相對應溫度。

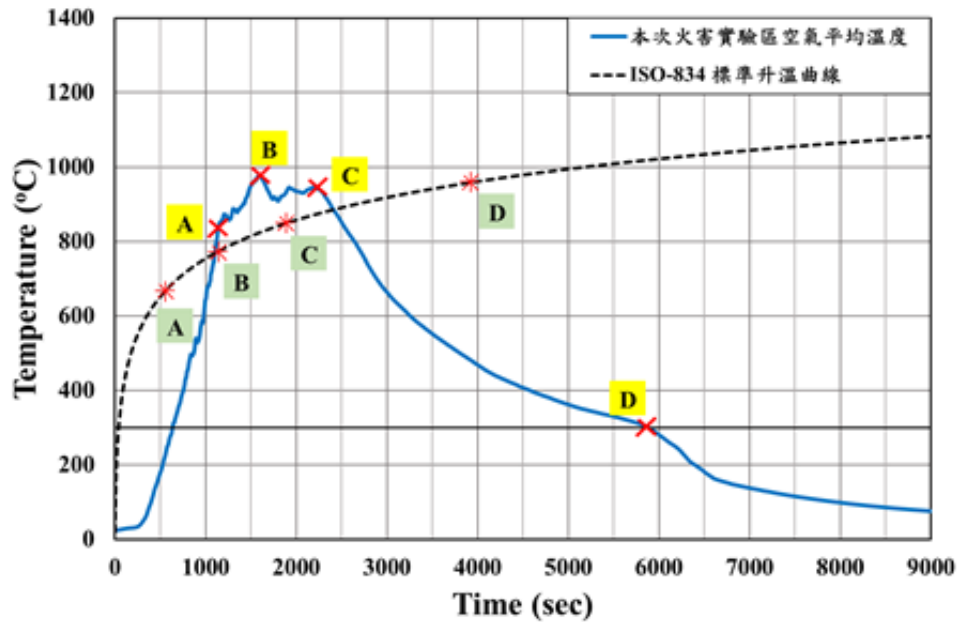


圖 3-6、火害實驗區之空氣平均溫度曲線與 ISO-834 標準升溫曲線比較。

表 3-1、火害實驗區之空氣平均溫度與 ISO-834 升溫曲線溫度之對應表(等面積法)

積分點		火害實驗區 空氣平均溫度	對應 ISO-834 升溫曲線溫度
點位	說明		
A	溫度高原區之 初始點	850 °C	668 °C
B	最高溫點	978 °C	770 °C
C	次高溫點	941 °C	845 °C
D	降溫至 300 °C 點	300 °C	958 °C

圖 3-7 為本次火害實驗區劃空間火場之空氣平均溫度歷時曲線與歐盟規範 EN1991-1-2 [5]所計算出的區劃空間火災的空氣模擬溫度歷時曲線比較圖，由圖 3-7 可看出，實際火場平均溫度的最高溫(978°C)較歐盟模擬曲線的最高溫(1093°C)低 115°C，且實際火場平均溫度到達最高溫的時間(1602 秒)較歐盟模擬曲線的最高溫時間(1230 秒)約慢 6 分鐘，且實際火場的降溫速率較歐盟模擬曲線為慢，可能與部分火框架的二次燃燒有部分關係，顯示實際火場的影響因素較複雜，此外，

本研究團隊在半年後亦在鋼構實驗屋的西北區劃空間(即本次火害實驗的儀器區)進行第二次火害實驗[8]，其區劃空間的火場佈置、火場面積、火載量、開口大小、邊界材料皆與本次火害實驗相同，然而第二次火害實驗的火場平均溫度歷時曲線與第一次的火場平均溫度歷時曲線亦有相當之差異，第二次火害實驗的火場平均最高溫(920°C)較第一次火害實驗的的火場平均最高溫(978°C)低 58°C，其到達最高溫的時間(1278 秒)較第一次實驗到達最高溫的時間(1602 秒)快約 5 分鐘，較接近歐盟模擬曲線火場最高溫度的時間，推測兩次火害實驗火場溫度的差異主要來自木材含水率和實驗區內部濕度與溫度的不同，此外，現地火害實驗當天的風向與天氣，以及實驗當週的天氣情形亦會有所影響。

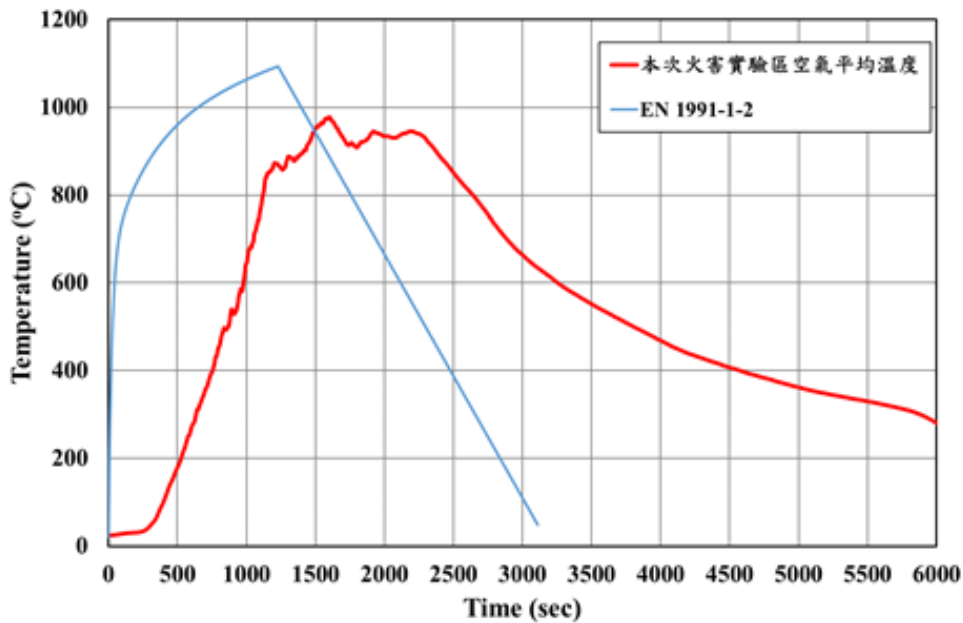


圖 3-7、本次火害實驗室內空氣平均溫度曲線與歐盟規範模擬曲線比較。

四、結論

1. 現地鋼構實驗屋的火害實驗受到天氣影響甚大，天氣的晴雨、空氣濕度的高低、氣溫的高低、實驗場的風向皆會影響火場內木框架燃燒的結果。
2. 本研究團隊比較本次火害實驗與第二次火害實驗[8]的結果發現：兩次現地火害實驗火場溫度的差異主要來自木材含水率和實驗區內部濕度與溫度的不同，這些因素主要與現地當天與當週的天氣有直接關係。
3. 本次鋼構實驗屋內部區劃空間的真實火災實驗，透過空間熱電偶樹的量測記錄可以觀察到真實火災的引燃期、成長期、全盛期、衰退期等階段；整個火場的最高溫區位在中間偏內牆處，且隨著火害時間增加有向內牆移動的趨勢(1000秒至1500秒)，之後又再往中間移動(1500秒至2500秒)，大約在3000秒

時亦觀測到木框架二次燃燒的現象，其原因可能是木框架燃燒不均勻所致。

4. 本文採用Ingberg所提出的等面積法(Equal Area Concept) [7]來進行本次現地火害實驗的等效火害嚴重度分析，本研究發現火場平均溫度達到最高溫的978oC時，其火害之等效嚴重度對應到ISO-834升溫曲線的溫度為770oC，亦相當於在標準爐中受熱約19分鐘，當火場平均溫度下降至300oC時，其火害之等效嚴重度對應到ISO-834升溫曲線的溫度為958oC，相當於在採用ISO-834標準升溫曲線的標準爐中燃燒約65分鐘。

五、致謝

特別感謝內政部建築研究所和科技部對於本研究的支持與各項協助，亦感謝中鋼結構公司與中鋼公司的贊助，內政部建築研究所防火實驗中心與國立成功大學提供完善設備與場地亦一併誌謝。

六、參考文獻

1. Main Report of the DETR-PIT Project, Behaviour of Steel Framed Structures under Fire Conditions, School of Civil and Environmental Engineering, University of Edinburgh, June, 2000.
2. O'Connor, M. A. and Martin, D. M., Behaviour of a Multi-Storey Steel Framed Building Subjected to Fire Attack, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 46(1-3), Paper NO.169, 1998.
3. Wald, F., Simões da Silva, L., Moore, D. B., Lennon, T., Chladná, M., Santiago, A., Beneš, M., Borges, L., Experimental Behaviour of a Steel Structure under Natural Fire, *Fire Safety Journal*, Vol. 41(7), pp. 509-522, 2006.
4. 中華民國國家標準，「消防-手提滅火器-性能及構造」，CNS 1387, Z2003，經濟部標準檢驗局，2015。
5. EN 1991-1-2, Eurocode 1: Actions on structures. (2002): General Actions—Actions on structures exposed to fire, Brussels: European Committee for Standardization, Belgium, 2002.
6. ISO 834-1, Fire Resistance Tests – Elements of Buildings Construction, Part-1 General Requirements, International Organization for Standardization, Switzerland, 1999.
7. Ingberg, S.H., Tests of Fire Severity of Building Fires, *National Fire Protection Quarterly*, Vol. 22(1), pp. 43-61, 1928.
8. 李其忠、鍾興陽、趙翊翔、卓俊成、郭彥廷、陳博政、陳嘉倫、朱聖浩、蔡銘儒、蔡綽芳，實尺寸鋼構架屋區劃空間之真實火害燃燒行為初探，中華民國第14屆結構工程及第4屆地震工程研討會，Paper No. 15013，2018年。

以數值分析法進行既有辦公室自然式排煙系統性能分析與改善

Performance analysis and improvement of the natural smoke exhaust system in an existing office using numerical analysis method

蘇崇輝¹、殷文竹²、蔡明哲³、鄭宇凱⁴

Chung-Hwei Su, Wen-Chu Jin, Ming-Je Tsai, Yu-Kai Zheng

國立高雄科技大學 環境與安全衛生工程系(所)

Department of Safety, Health and Environmental Engineering,

National Kaohsiung University of Science and Technology, Kaohsiung, Taiwan

摘要

自然式排煙系統具有低設置成本及維修保養費用等優點。本研究利用國際間著名的火災模擬軟體 Fire Dynamics Simulator (FDS) 及疏散模擬軟體 Pathfinder 進行既有辦公室的自然式排煙系統效能分析與改善。首先，探討內部人數 15 人於面積 325 平方公尺的辦公室進行避難時間為何。再以 FDS 進行既有狀況與 3 種不同改善狀況予以分析，並比對 REST 與 ASET 的時間。結果顯示，排煙區劃內各隔間的開口均開啟下，起火房間的隔間開口如面向大辦公室及接近自然排煙口，可有較長的避難容許時間。當排煙口下降 20 公分，對 R2 起火房間及後側 R1 房間的避難環境變差。經分析，排煙口上方牆壁增加煙流的阻力及輻射熱反饋效果影響了火場的避難環境。

關鍵字：自然式排煙系統、Fire Dynamics Simulator (FDS)、Pathfinder、居室火災、排煙口、避難容許時間

Abstracts

Low installation costs and maintenance costs are the advantages of a natural smoke extraction system in buildings. The efficiency analysis and improvement of the natural smoke exhaust system in an existing office were carried out in this study. The internationally renowned simulation software Fire Dynamics Simulator (FDS) and the evacuation simulation software Pathfinder were used. First, the evacuation time were

¹ 國立高雄科技大學環境與安全衛生工程系，教授

² 國立高雄科技大學環境與安全衛生工程系，碩士，
E-mail: wenchu.jin88@gmail.com

³ 國立高雄科技大學環境與安全衛生工程系，碩士

⁴ 國立高雄科技大學環境與安全衛生工程系，碩士

analyzed when 15 people took refuge in an existing office of 325 m². The results of the study showed that the compartment opening of the fire room was changed to face the large office and close to the natural smoke vents if all openings of small rooms were opened, there was a longer available safe egress time (ASET). For the Room R2 fire and the rear Room R1, there would be a worse evacuation environment in Case 4 that the height of the natural smoke exhaust was reduced by 20 cm. After detailed analysis, the wall above the exhaust vent increases the resistance of the smoke flow and the radiant heat feedback will affect the egress environment of personnel.

Keywords: natural smoke exhaust system, Fire Dynamics Simulator (FDS), Pathfinder, compartment fire, smoke exhaust vent, available safe egress time (ASET)

一、前言

本研究案以某大型辦公室為案例。目前其排煙系統採用自然式設備。在台灣地區，常遇到的狀況為建築物進行新建時，因用途還未確認，空間使用型態也未知，許多場所的內部規劃會在人員進駐後進行重新隔間。此為常見之毛胚屋型態[1]。很多裝修後的小房間以隔間開口設計方式替代排煙口，以符合現有的排煙系統設計法規。目前法令的規定僅包含自然排煙口與隔間開口面積、高度和排煙區劃面積。對於隔間開口的長寬比例、開口位置與啟閉方式無所規定。自然排煙口僅被要求在天花板下方 80 公分範圍內，對於位置較佳的高度亦無相關規範。

煙具有高溫、毒性及遮蔽的特性，會對人的心理及身體產生重大危害。建築物於設計階段即須規劃如何符合排煙法規。台灣地區的許多辦公大樓為採取「先建後售」方式興建，導致室內空間完成時尚未知用途為何，因而未能進行詳細的規劃。對於建築物在後續進行裝修隔間時，排煙系統如何確認有效性、如何進行改善，均為值得研究的課題。

排煙系統可分為機械式與自然式。自然式排煙設備具有不少優點，如低設置成本、無須動力，及後續維修保養費用低廉等[2]。依據「各類場所消防安全設備設置標準」規定，排煙口的開口面積須為防煙區劃面積 2% 比例以上，並以自然方式直接排至戶外[3]。另依據消防署的函示，小型房間天花板下方 80cm 內的隔間開口如達樓地板面積的 2% 以上，可無須設置設排煙口[4][5]。

現行消防法規對於自然排煙設備的查核方式僅為檢查排煙口面積、高度及涵蓋範圍是否符合規定，至於是否能有效將煙除，卻較少關注。機械式排煙設備至少尚有五點量測方式確認排煙量[6]。建築物火場的濃煙係由氣流帶動而排除，包

含壓力差、熱浮力及熱膨脹等因素[7]。確認火場熱氣流的流動，濃煙可獲得有效控制。本研究使用火災模擬軟體 FDS 及人員疏散模擬軟體 Pathfinder 作為研究工具，探討現有辦公室建築物的最佳自然排煙設計方案，包含有效性分析與改善方式的釐定。

二、蓄熱式燒結爐設計開發

本研究利用火災模擬軟體 Fire Dynamics Simulator (FDS) 及疏散模擬軟體 Pathfinder 進行既有辦公室的自然式排煙系統效能分析與改善。首先，Pathfinder 軟體模擬探討內部人數 15 人於面積 325 平方公尺的辦公室進行避難時間為何 (REST)。再以 FDS 進行既有狀況與 3 種不同改善狀況予以分析，並比對 REST 與 ASET 的時間。

2.1 熱壓原理

利用熱壓的原理，可證明自然排煙的可靠性。室外風速和風向是經常變化的，不是一個穩定的因素，在實際計算時僅考慮熱壓的作用，風壓一般不予考慮。室內的熱壓(P 熱壓)見公式(1)：[8]

$$P_{\text{熱壓}} = gh(\rho_w - \rho_n) \quad (1)$$

公式中：h：進風口與排煙(風)口之間的高差(m)

ρ_w ：室外空氣密度(kg/m³)

ρ_n ：室內空氣密度(kg/m³)

g：重力加速度(m/s²)

在排煙時，室內煙氣溫度遠遠高於室外空氣溫度，則 $\rho_w - \rho_n > 0$ ， $gh(\rho_w - \rho_n) > 0$ ，煙氣無疑將因熱壓作用排至室外。利用室內頂部的排煙口實現自然排煙時，補氣量按不少於 50% 的排煙量計算，則可透過公式(2)來校核排煙口和進風口的面積。[8]

$$\frac{F_a}{F_b} = \frac{h_1}{h_2} \quad (2)$$

公式中：F_a：進風口面積(m²)

F_b：排煙口面積(m²)

h₁、h₂：中性面至窗孔 a、b 的距離(m)

透過上述分析，利用室內頂部的排煙口進行自然式排煙，在技術上為可行的。

2.2 安全避難容許時間

ASET(Available Safe Egress Time)為人員能夠安全逃生所容許的時間，ASET 定義為：「自火災引燃並成長至特定環境條件，使得人員無法忍受且不能安全避難逃生的時間」。

RSET(Required Safe Egress Time)定義為：「人員逃生至安全範圍所需要花費的時間」，包含人員發現火災或聽到警報，避難前因心理因素做出反應所需要的時間及開始避難後的路程，到最後抵達安全區域的時間。

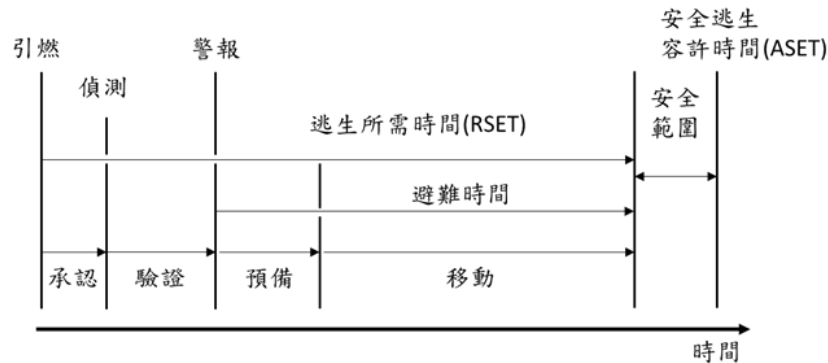


圖 1、避難時間軸。

REST 必須小於 ASET 時間之長短取決於火災發展的狀況與建築物特性，如防火防煙區劃等能夠延緩火勢與濃煙蔓延，或是不良的因素如煙囪效應造成火勢與濃煙加速蔓延。RSET 時間取決於人員對災害反應之速度、人員移動速度及其他影響人員避難之因素如擁擠程度等，其中最重要的基本就是 REST 必須小於 ASET，人員才能安全地逃生。[9]避難時間軸如圖 1 所示。[10]

2.3 數值模擬程式應用

火災研究的方法常用有全尺度實驗、模型實驗、理論公式推導、統計分析與電腦模擬等[11]。理論公式推導及統計分析方法也是由實際實驗或是案例的結果累積歸納整理。當中的實驗條件、變因多為理想化及簡易化，導致有部分因素被忽略或是簡化。全尺度實驗、模型實驗雖可呈現火災情況，然而需要投入較多人力與經費。

現今電腦軟體的進步及硬體設備處理數速度的提升，使得數值計算能力成長快速。特殊結構及複雜大型建築物的火場情境重建及火災模擬等，以數值模擬方式就可取得相關數據及火災模擬圖面[12]。

2.4 數值模擬之網格分析

經由本建築型態的外型尺寸及室內空間設施配置，進行相關邊界條件設定，以期獲得最符合現場的仿真模擬。FDS格點設計為兼顧模擬之準確性及效率，比較選擇格點尺寸之數值計算有收斂狀況者。以最大熱釋放率分析最佳格點尺寸，火源附近最小長度尺度(Length Scale)利用火源特徵直徑(Characteristic Fire Diameter) D^* ，亦即：

$$D^* = \left(\frac{\dot{Q}}{\rho_{\infty} c_p T_{\infty} \sqrt{g}} \right)^{\frac{2}{5}} = \left(\frac{\dot{Q}}{11116} \right)^{\frac{2}{5}} \quad (3)$$

其中 \dot{Q} ：火源熱釋放率(kw)、 ρ_{∞} ：空氣密度(kg/m³)、 c_p ：空氣比熱(J/kg-K)、 T_{∞} ：空氣溫度(K)、 g ：重力加速度(m/s²)。公式(1)經計算與 Baum et.的實驗回歸公式吻合。依模擬格點設定顯示，為兼顧模擬之準確度，本案建築物內部、外部及火源場景處採均勻格點。經計算 D^* 為 0.96 公尺，格點尺寸應在 0.1 D^* 到 0.2 D^* 間，故設定格點尺寸為 0.1 公尺進行火場模擬。

三、節能效益分析

3.1 數值模擬之網格分析

Fire Dynamics Simulator(FDS)為由美國國家標準局與技術研究院(National Institute of Standards and Technology)開發。主要功能為進行建築火災模擬分析，採用大渦流模擬(Large Eddy Simulation)解控制方程式。適用於低馬赫數的流場分析，即為火場中煙流及熱傳遞的過程。

利用統御方程式，可精確預測火災所在位置的格點的速度、壓力、溫度、濃度值。但對複雜形狀之建築，以「場模式」較能準確模擬出實際情況。目前大多採用場模式方法進行模擬[13]。而場模式對火災現象有較仔細、正確的描述。缺點為耗時[14]。FDS 模擬程式運算結果的後處理的工具為 SmokeView 軟體，可同時呈現火場溫度變化、煙流變化、能見度、熱流分布等資料，也可呈現剖面資料。使用者可更快瞭解火場資訊並進一步深入研究或探討統計分析。

3.2 數值模擬模型與參數設定

本研究模擬對象為辦公大樓 7 樓之其中 1 戶，且為同一防火區劃之建築物。該辦公室在建造完成時排煙設備採用自然排煙設計方式，新裝修的房間(小居室)以隔間開口設計的方式替代排煙設備。Case 1 為基礎模型的辦公室平面圖及自然排煙口及隔間開口位置如圖 2 及圖 3。

模擬案例共計 4 個模型，開口開關情形如表 1，模型說明如下：

- (1) Case 1 模型：為基礎模型。除 R3 機房房門關閉外，所有的小居室隔間開口、房間門、Office 大門及自然排煙口均為開啟。
- (2) Case 2 模型：除起火室 R2 隔間開口、房門、Office 大門及自然排煙口開啟外，其餘房間隔間開口、房間門均關閉。
- (3) Case 3 模型：除起火室 R2 隔間的開口改為面向左側大辦公室、接近自然排煙口位置，其餘模擬條件與 Case 1 相同。
- (4) Case 4 模型：除自然排煙口下降 20cm 外，其餘模擬條件與 Case 1 相同。

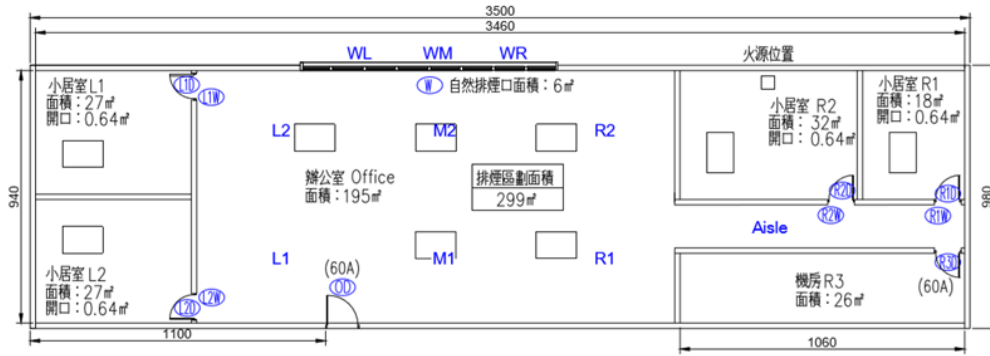


圖 2、辦公室平面圖。

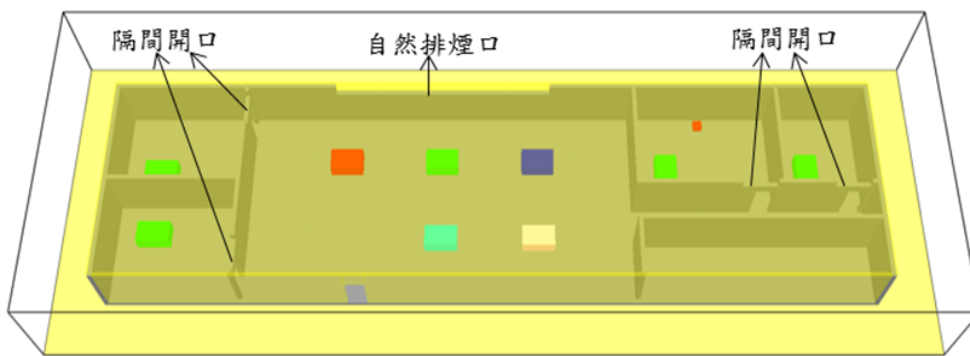


圖 3、自然排煙口及隔間開口位置圖。

表 1、開口開關情形表

開口 \ 模型	Case 1	Case 2	Case 3	Case 4
OfficeW	O	O	O	O
OfficeD	O	O	O	O
L1W	O	C	O	O
L1D	O	C	O	O
L2W	O	C	O	O
L2D	O	C	O	O
R1W	O	C	O	O
R1D	O	C	O	O
R2W	O	O	O	O
R2D	O	O	O	O
R3D	C	C	C	C

備註：R3 房間用途為機房其設計符合免設排煙設備規定，門為常閉式 1 小時以上防火時效防火門。

O : open, C : close

Case 1 為比較基礎的模型，參數設定如下：

- 模擬格點及配置尺寸參數：
 - (1) 總網格數合計約為 3 百萬個格點。
 - (2) 採用均勻網格模式。
 - (3) 模擬空間配置尺寸：40m(L) x 15m(W) x 5m(H)。
 - (4) 模擬空間格點尺寸：0.1m(L) x 0.1m(W) x 0.1m(H)。
- 模擬火源設定參數整理如下：
 - (1) 起火源位置位於 R2 小居室，設定燃燒物上方及側邊四面燃燒。
 - (2) $HRR=1MW$ ， $HRRPUA=1.5625 MW/m^2$ 。
 - (3) 火災燃燒狀況採用 t^2 的成長模式，燃燒速率假設為快速燃燒成長模式。燃燒係數 α 值為 $0.04689 kW/s^2$ 。固定規模的火源，在 185 秒後，熱釋放率達到最大值。
 - (4) 假設火災的發生係屬於偶發性，且以茶几等傢俱為主，燃料化學反應為 FDS 程式內定之木材 (Wood)。
 - (5) 起火位置 R2 小居室內，火源尺寸為 0.4m (L) x 0.4m (W) x 0.3m (H)。
 - (6) 模擬時間為 5 分鐘，共計 300 秒。
- 本研究模擬環境風速溫度設定整理如下：
 - (1) 室內外溫度 $28^{\circ}C$ 。
 - (2) 風速採 0m/s。
- 建築物場景模擬空間尺寸設定如下：
 - (1) 場景尺寸為 40m(L) x 15m(W) x 5m(H)。
 - (2) 建築物空間模型尺寸為 35 m(L) x 9.8m(W) x 3m(H)。
 - (3) 建築物樓地板面積為 $325 m^2$ 。
 - (4) 自然排煙口尺寸：10m x 0.6m。
 - (5) 隔間開口尺寸：1.6m x 0.4m。
 - (6) 門尺寸：0.9m x 2.1m。

- (7) 考量東方人實際呼吸線位置，本研究設定的煙層高度於 1.8m 高度。採用人員安全評估標準如表 2 所示[11]。

表 2、人員安全評估標準

控制指標	NFPA	大空間建築火災性能式煙控系統設計與應用手冊
溫度	<60°C	<60°C
能見度	>10m	>10m
煙層高度	離地 2m 以上	煙層不低於 1.8m

四、結果與討論

本研究採辦公室在建造完成時其排煙設備採用自然排煙設計方式，新裝修的房間(小居室)以隔間開口設計的方式替代排煙口，相關模擬結果說明如下：

- (1) Pathfinder 人員組成比例如表 3。各類人員步行速度設定如表 4。本研究案 Case 1 模型以 Pathfinder 模擬 15 人於辦公室逃生，並加入火災情境以觀察人員避難情形。火災發生初期人員停留時間設定為 36 秒[15]。R2 起火室人員完成避難所需時間為 42 秒，如圖 4、圖 5 所示，而辦公室全員完成避難所需時間為 62 秒。人員避難與時間關係曲線圖如圖 6。

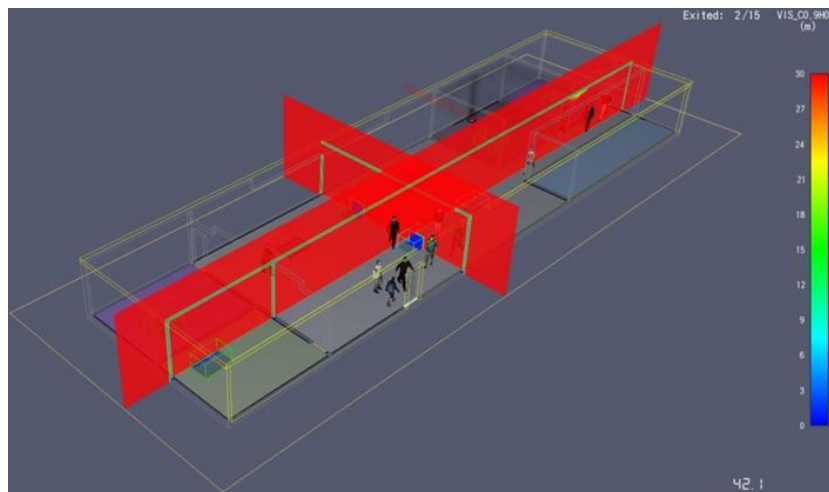


圖 4、Case 1 人員 42 秒避難與火災能見度模擬示意圖。

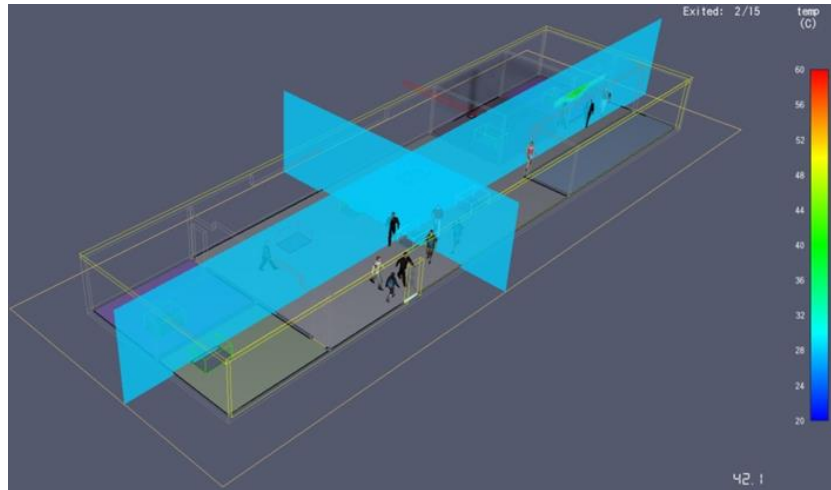


圖 5、Case 1 人員 42 秒避難與火災溫度模擬示意圖。

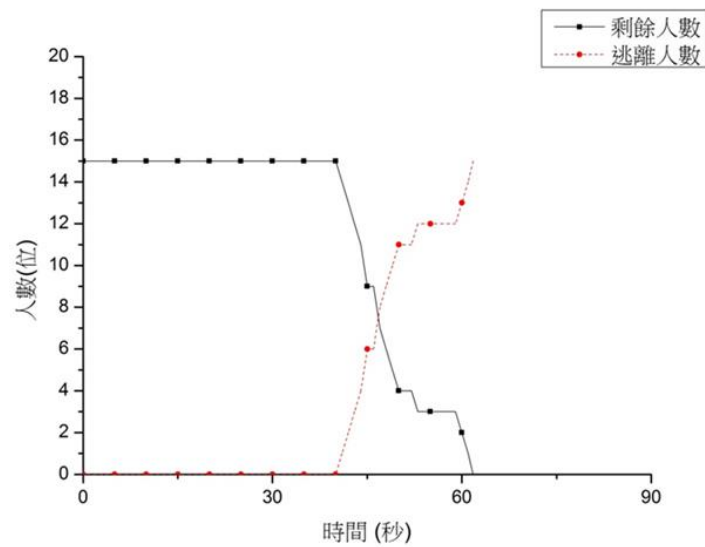


圖 6、Case 1 人員避難與時間關係曲線圖。

表3、Case 1 Pathfinder人員組成比例表

人群模式	男性(%)	女性(%)
一般比例	50	50

表4、Case 1各類人員步行速度設定表

性別	男性	女性
各類人員步行速度(m/s)	1.35	1.15

(2) Case 1 為基礎案例。本模擬實驗以 Pathfinder 人員避難模擬軟體及 FDS 火災數值模擬軟體模擬結果顯示 R2 火災室的 RSET 為 42 秒小於 ASET 74 秒，整體 Office 的 RSET 為 62 秒小於 Office 及走廊 ASET155 秒。故 Case 1 基礎模型的自然排煙及建築空間設計方式，避難人員可於時間內安全逃生。而有關 Case 1 模型的 REST 與 ASET 比對如表 5，表 5 中有關 L1 在 248 秒及 L2 測點在 227 秒時能見度值小於 10 公尺情形係因煙流流至 L1 及 L2 房間外面牆壁後所產生之紊流所造成。ASET 及 RSET 模擬時間如表 5，測點平面圖如圖 3 所示。Case 1 基礎模型溫度值如圖 7 及能見度值如圖 8 所示。

表5、Case 1基礎模型ASET及RSET模擬時間(秒)表

位置 \ 項目		R2 起火 室	走廊	Office					
				L1	L2	M1	M2	R1	R2
ASET	溫度值	75	173	/	/	/	/	/	/
	能見度值	74	155	248	227	286	268	288	/
RSET		42		62					

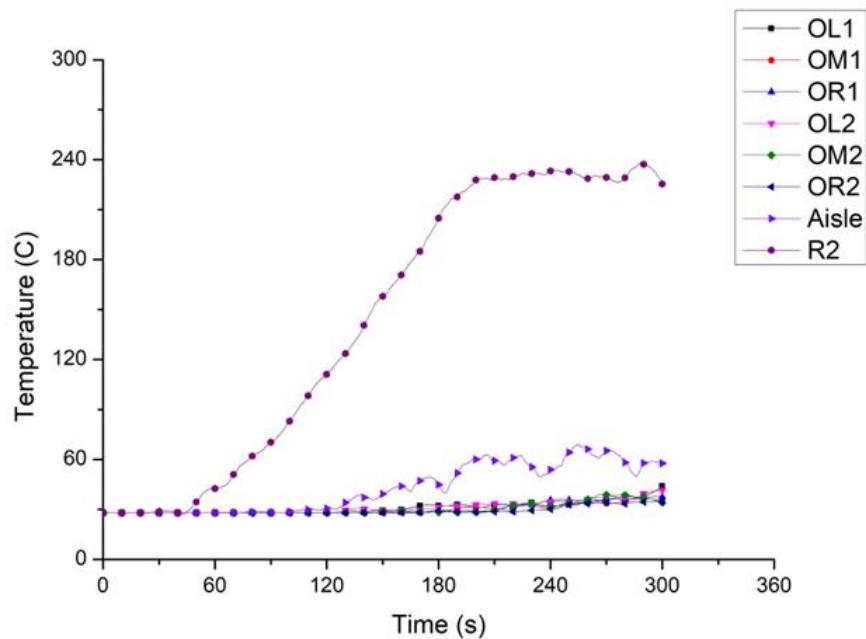


圖 7、Case 1 溫度曲線圖。

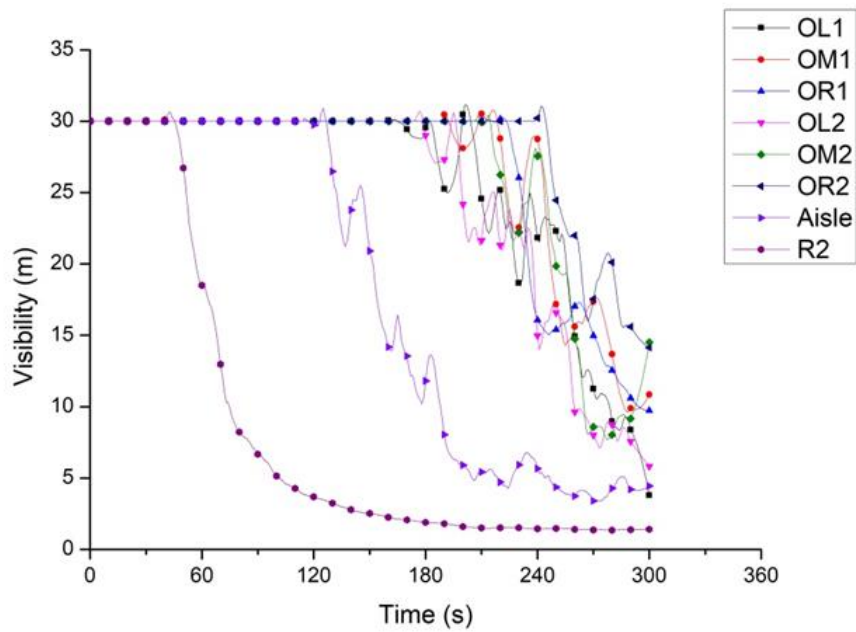


圖 8、Case 1 能見度曲線圖。

(3) Case 1 與 Case2 模擬比較分析如下：

1. 最大熱釋放率(HRR)時間：Case 2：176 秒，Case 1：185 秒，Case 2 提早 9 秒。
2. 起火室測點溫度值大於 60 度時間：Case 2：76 秒，Case 1：75 秒，Case 2 延後 1 秒。
3. 起火室測點能見度值小於 10 公尺時間：Case 2：75 秒，Case 1：74 秒，Case 2 延後 1 秒。
4. 走廊測點溫度值大於 60 度時間：Case 2：168 秒，Case 1：173 秒，Case 2 提早 5 秒。
5. 走廊測點能見度值小於 10 公尺時間：Case 2：132 秒，Case 1：155 秒，Case 2 提早 23 秒。
6. 辦公室測點溫度值大於 60 度時間：Case 2：L2 測點 239 秒時，Case 1：模擬時間 300 秒內均未大於 60 度。
7. 辦公室測點能見度值小於 10 公尺時間：Case 2：L1 測點 170 秒，Case 1：L1 測點 248 秒，Case 2 提早 78 秒。

綜合以上模擬數據分析，Case 2 模型由於非起火室隔間開口及房間門關閉後，整體火場空間規模及排煙區劃蓄煙面積變小由 299 m²下降至 227 m²。對於火災室

之影響不大，但造成走廊及辦公室等避難逃生路徑溫度值大於 60 度時間及能見度值小於 10 公尺時間均比 Case 1 模型差，火場避難逃生環境呈現惡化趨勢。

(4) Case 3 與 Case 1 模擬比較分析如下：

1. 達最大熱釋放率(HRR)時間：Case 3：182 秒，Case 1：185 秒，Case 3 提早 9 秒。
2. 起火室測點溫度值大於 60 度時間：Case 3：82 秒，Case 1：75 秒，Case 3 延後 7 秒。
3. 起火室測點能見度值小於 10 公尺時間：Case 3：71 秒，Case 1：74 秒，Case 3 提早 3 秒。
4. 走廊測點溫度值大於 60 度時間：Case 3：模擬時間 300 秒內均未大於 60 度，Case 1：173 秒。
5. 走廊測點能見度值小於 10 公尺時間：Case 3：238 秒，Case 1：155 秒，Case 3 延後 83 秒。
6. 辦公室測點溫度值大於 60 度時間：Case 3：時間 300 秒內均未大於 60 度，Case 1：模擬時間 300 秒內均未大於 60 度。
7. 辦公室測點能見度值小於 10 公尺時間：Case 3：L2 測點 233 秒，Case 1：L1 測點 248 秒，Case 3 提早 15 秒。

綜合以上模擬數據分析，Case 3 模型由於起火室隔間開口改為面向左側接近自然排煙口位置後，火災室的差異不大，但走廊由於遠離了隔間開口所以避難環境變好。因隔間開口及火災室在火災中期所流出的煙流交互在大辦公室作用，使的大辦公室的避難環境在 233 秒後呈現惡化趨勢。

(5) Case 4 與 Case 1 模擬比較分析如下：

1. 達最大熱釋放率(HRR)時間：Case 4：183 秒，Case 1：185 秒，Case 4 提早 2 秒。
2. 起火室測點溫度值大於 60 度時間：Case 4：79 秒，Case 1：75 秒，Case 4 延後 4 秒。
3. 起火室測點能見度值小於 10 公尺時間：Case 4：77 秒，Case 1：74 秒，Case 4 延後 3 秒。
4. 走廊測點溫度值大於 60 度時間：Case 4：192 秒，Case 1：173 秒，Case 4 延後 19 秒。
5. 走廊測點能見度值小於 10 公尺時間：Case 4：150 秒，Case 1：155 秒，Case 4 提早 5 秒。

6. 辦公室測點溫度值大於 60 度時間：Case 4：模擬時間 300 秒內均未大於 60 度，Case 1：模擬時間 300 秒內均未大於 60 度。Case 4：模擬時間 300 秒內平均溫度 30.89 度，Case 1：模擬時間 300 秒內平均溫度 30.39 度，Case 4 平均溫度上升 0.50 度。
7. 辦公室測點能見度值小於 10 公尺時間：Case 4：L2 測點 213 秒，Case 1：L2 測點 227 秒，Case 4 提早 14 秒。

由 Case 1 自然排煙口 2.6m 及 2.7m 溫度曲線圖(如圖 9)及 Case 4 自然排煙口 2.5m 及 2.6m 溫度曲線圖(如圖 10)可了解隨著時間的增加越高的測點呈現愈高趨勢。另由 Case 1 及 Case 4 自然排煙口 2.6m 溫度曲線圖(如圖 11)可看出 Case 4 自然排煙口 2.6m 高度測點溫度呈現比 Case 1 自然排煙口 2.6m 高的趨勢，係因為 Case 4 自然排煙口下降 20 公分後天花板下方 20 公分範圍內增加了熱蓄積的空間，這些煙流輻射熱反饋效果造成辦公室的避難環境惡化。

從 Case 1 及 Case 4 自然排煙口風量曲線圖(如圖 12)也可看出隨著時間的增加 Case 1 自然排煙口風量大於 Case 4 自然排煙口風量。綜合以上模擬曲線圖及表 6 數據分析，Case 4 模型自然排煙口下降 20cm 後。火災室的差異不大，但走廊在 150 秒後及大辦公室在 213 秒後避難環境呈現惡化趨勢，係因排煙口上方牆壁增加了煙流的阻力造成影響。

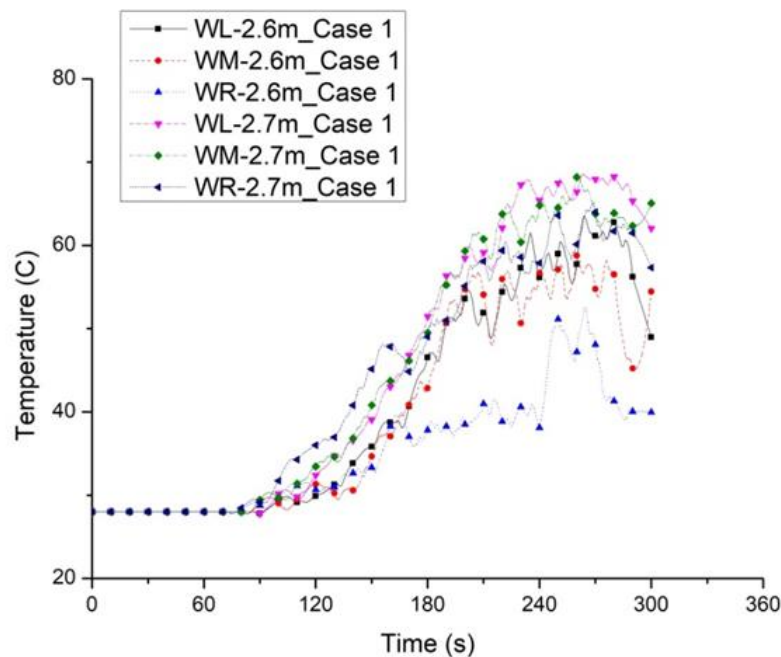


圖 9、Case 1 自然排煙口 2.6m 及 2.7m 溫度曲線圖。

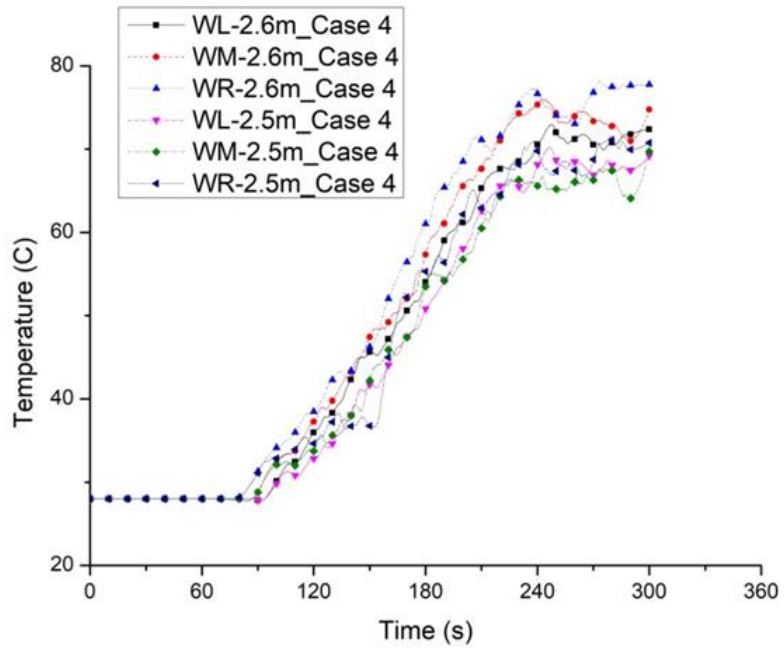


圖 10、Case 4 自然排煙口 2.5m 及 2.6m 溫度曲線圖。

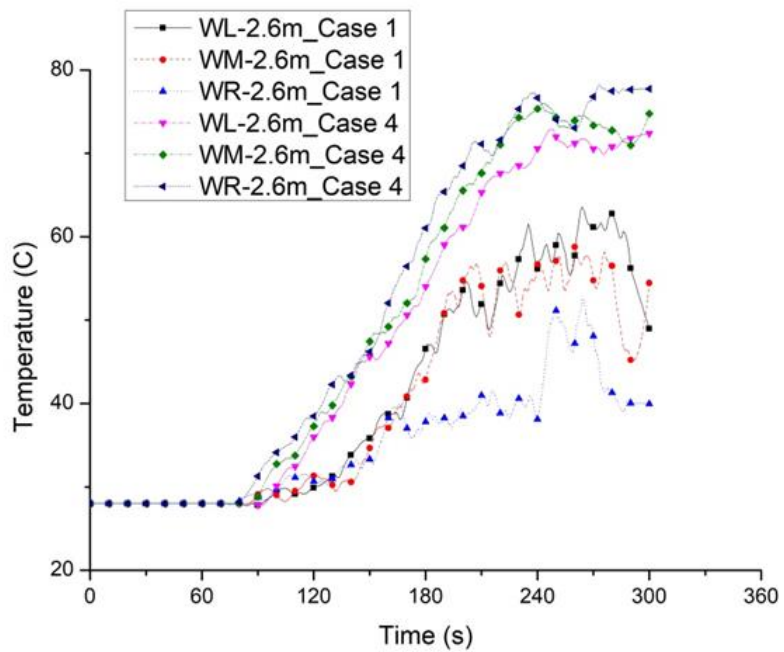


圖 11、Case 1 及 Case 4 自然排煙口 2.6m 溫度曲線圖。

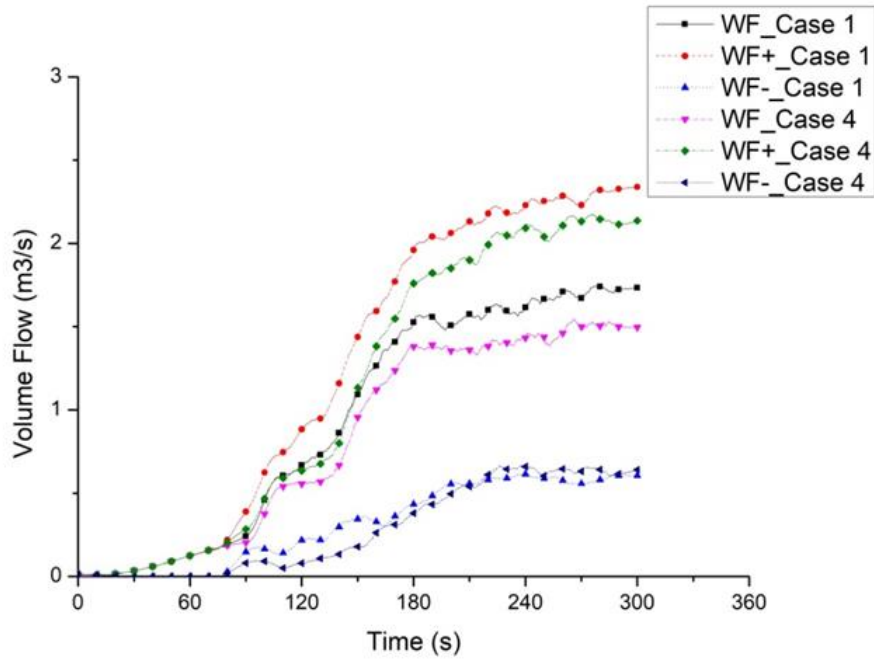


圖 12、Case 1 及 Case 4 自然排煙口風量曲線圖。

表 6、Case 1 及 Case 4 模擬數據分析表

Case	HRR	項目	位置							
			R2	走廊	Office					
					L1	L2	M1	M2	R1	R2
1	185	溫度值	75	173	/	/	/	/	/	/
		能見度值	74	155	248	227	286	268	288	/
4	183	溫度值	79	192	/	/	/	/	/	/
		能見度值	77	150	231	213	274	244	295	/

備註：1. 單位：秒。 2. /：大於 300 秒。

五、結論

建築物火場中濃煙為造成嚴重危害的因子。辦公大樓收容人數眾多，建築物內部火載量極大。如排煙系統設計不良，將無法有效排除濃煙，進而阻礙人員及時逃生。如何對於現行常見之毛胚屋進行排煙效能驗證，對建築物的防火避難安全而言非常重要。

現行消防安全設備有關自然排煙設備設計與查核方式僅為檢查排煙口面積、高度及涵蓋範圍是否符合規定，至於是否能有效排煙卻較少關注。本研究透過火

災模擬軟體 FDS 及人員疏散模擬軟體 Pathfinde 分析工具，比對避難人數、所需避難時間、煙層溫度高於 60°C 度時間、煙層能見度小於 10 公尺時間等數據。結果可檢驗人員逃生至安全區域需要時間(Required Safe Egress Time, RSET)是否小於人員能夠安全逃生所容許的時間 (Available Safe Egress Time, ASET)，以確保辦公室人員可安全的疏散。

模擬結果顯示 Case 1 之 RSET 小於 ASET，表示人員可安全的避難逃生。對於改善的策略，經研究發現本案研究 Case 1 模型辦公室排煙區劃內所有居室隔間開口均開啟增加了整體的蓄煙的空間。Case 3 模型起火室的隔間開口改為左側面向辦公室接近自然排煙口而遠離了走廊的避難路徑位置。Case 4 模型自然排煙口下降 20 公分後排煙口上方牆壁增加了煙流的阻力，且增加的 20 公分的蓄熱空間輻射熱反饋效果，使得避難環境呈現惡化趨勢。

六、參考文獻

1. 呂佳華，高層集合住宅室內毛胚屋隔間之防火避難調查與改善研究-以新北市為例，碩士論文，國立台北科技大學，2018。
2. 楊冠雄，大空間建築自然煙控設計之全尺度實驗與驗證，內政部建築研所專題研究計畫報告，2003。
3. 內政部消防署，消防實用法令.各類場所消防安全設備設置標準，2018。
4. 內政部消防署，台（86）內消字第 8676007 函，1997。
5. 內政部消防署，消署預字第 1041112811 號函，2015。
6. 蕭文雄，建築物消防排煙風機安裝實務之研究，碩士論文，正修科技大學 pp. 67-78，2012.3。
7. 鍾基強、蘇崇輝、謝宗翰，性能式煙控系統設計與驗證規範之研究，內政部建築研所委託研究報告，2006。
8. Song, L.W, Subway Platform RF Electromagnetic Field Strength Test, *Applied Mechanics and Materials*, Vol. 419(1), pp.445-450, 2013.
9. 黃雨濤，高層建築物全棟緊急疏散策略分析-以 C 大樓為例，國立高雄科技大學環境與安全衛生工程系，碩士論文，pp. 10，2018。
10. Klote, J. H., Ferreira, M. J., Kashef, A., Turnbull, P. G., & Milke, J. A., Handbook of smoke control engineering. American Society of Heating Refrigerating and Air-Conditioning Engineers, 2012.
11. Su, C.H., Tsai, K.C., & Xu, M.Y., Computational analysis on the performance of smoke exhaust systems in small vestibules of high-rise buildings, *Journal of Building Performance Simulation*, Vol. 8(4), pp. 239-252, 2015.

12. Su, C.H., Lin, Y.C., Shu, C.M., & Hsu, M C., Stack effect of smoke for an old-style apartment in Taiwan, *Building and Environment*, Vol. 46(12), pp. 2425-2433, 2011.
13. 李文傑、尹志賢、陳春利、蘇崇輝，2013 舊有酒廠產品推廣中心消防安全改善分析—以 C 酒廠為例，*中華民國燃燒學會第 23 屆學術研討會論文集*，102 年 4 月。
14. 林誠興、吳銘恩、虞嘉駿、賴志忠、陳朝彥，重建電子工廠火災案例驗證之研究，*工業安全衛生*，第 303 期，pp. 29-43，2014。
15. 蔡匡忠、鄭元良、林慶元、許宗熙、楊逸詠、簡賢文、陳俊勳、沈子勝…，*建築物防火避難安全性能驗證技術手冊(第二版)*，內政部建築研究所，2016。

台灣鋼鐵業能源效率與能源轉型分析

Analysis of Energy Efficiency and Energy Transition in Taiwan's Steel Industry

黃啟峰¹、潘子欽²

Chi-Feng Huang, Tze-Chin Pan

工業技術研究院 綠能與環境研究所

Green Energy and Environment Research Laboratories,

Industrial Technology Research Institute

摘要

鋼鐵行業屬於能源密集產業之一，對全球能源消費與碳排放的占比極高，我國鋼鐵業能源消費占工業部門 15.7%，僅次於化材業與電子業，如何降低鋼鐵生產的能源消費與碳排放已為當前重要的課題。因此我國政府於 2013 年制定鋼鐵業能源效率規定與 2015 年實施強制性節電 1% 的政策，促使產業推動各項節能措施來提升能源效率，鋼鐵產業能源密集度與節能量均逐年提升，政府之節能政策已顯成效。而國際能源署(IEA)也提出能源密集產業應如何朝向能源轉型之方向，來達到長期的節能減碳目標，我國鋼鐵業在能源轉過程中也發揮了重要貢獻。本文目的為分析鋼鐵產業之產銷與能源效率趨勢，說明我國鋼鐵業在推動節能減碳之努力與成效，並比較國際鋼鐵行業的能源轉型策略與國內鋼鐵業之作法，最後提出我國鋼鐵行業的能源轉型建議方向，以作為鋼鐵業節能減碳之決策參考。

關鍵字：能源效率、能源密集度、產品單位耗能、能源轉型、材料效率、碳捕獲與儲存

Abstract

The steel industry is one of the energy-intensive industries, accounting for a very high proportion of global energy consumption and carbon emissions. Taiwan's steel industry energy consumption accounts for 15.7% of the industrial sector, second only to the chemical industry and the electronics industry, how to reduce energy consumption and carbon emissions in steel production have been an important issue today. Therefore, the government formulated the energy efficiency regulations for the steel industry in 2013 and implemented the mandatory energy-saving 1% policy in 2015, forcing the industries to carry out energy-saving measures to improve their energy efficiency. The energy efficiency of the steel industry has been increasing year by year,

¹ 工業技術研究院 綠能與環境研究所，資深研究員
E-mail: kehon@itri.org.tw

² 工業技術研究院 綠能與環境研究所，經理

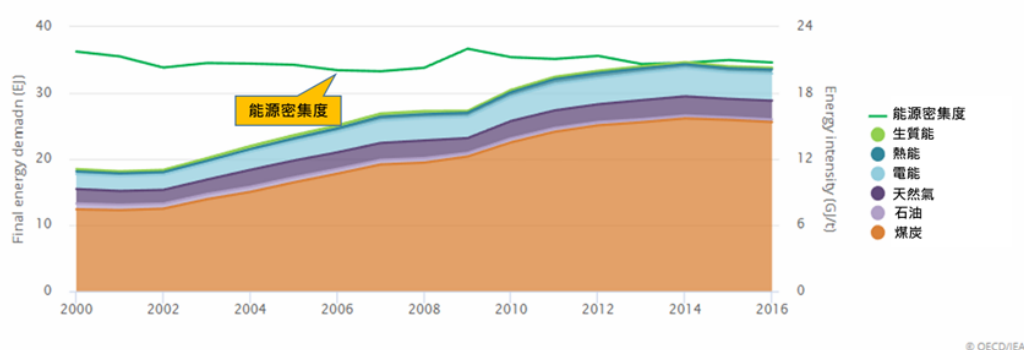
and the government's energy conservation policy has been effective. The International Energy Agency (IEA) also proposed energy transition in energy-intensive industries to achieve long-term energy-saving and carbon reduction targets. Taiwan's steel industry has also played an important role in this energy transition. The purpose of this paper is to analyze the production and energy efficiency trends of the steel industry, explain the efforts and achievements of the domestic steel industry in promoting energy conservation and carbon reduction, compare the energy transformation strategies of the international steel industry with the domestic steel industry, and finally propose the energy of the domestic steel industry.

Keyword: Energy Efficiency, Energy Intensity, Specific Energy Consumption, Energy Transition, Material Efficiency, Carbon Capture and Storage

一、前言

鋼鐵是世界上工程及建築使用上最重要的材料，與我們的生活息息相關，從汽車、建築、手機、冰箱、洗衣機、船舶到手術刀，處處都離不開鋼鐵，鋼鐵可以無限循環再利用且特性不變。目前全球普遍採用的主要煉鋼製程有：高爐-轉爐(Blast Furnace- Basic Oxygen Furnace, BF-BOF)和電弧爐(Electric Arc Furnace, EAF)煉鋼，也有採用兩種煉鋼製程的結合或者其他不同製程的煉鋼方法。而整個鋼鐵行業中，煉鋼製程中生產粗鋼的能源消耗最大，因此粗鋼生產製程成為鋼鐵業節能減碳最重要的一環。

全球鋼鐵業總能源消費隨著粗鋼產量的增加而逐年提升。由於高爐-轉爐製程所生產之粗鋼約占 70%，2016 年更提高至 74%，全球鋼鐵業使用能源種類中以煤炭占大部分，且持續增加，而電弧爐業為主電力消費則居次。2000 年後，全球粗鋼的能源密集度(單位耗能)，並沒有隨著全球產能的增加而明顯的下降，2000 年至 2016 年其單位耗能維持在 20GJ/t 至 22GJ/t 之間，2009 年達到高峰(22GJ/t)，之後每年下降 0.8%，如圖 1 所示。[1]



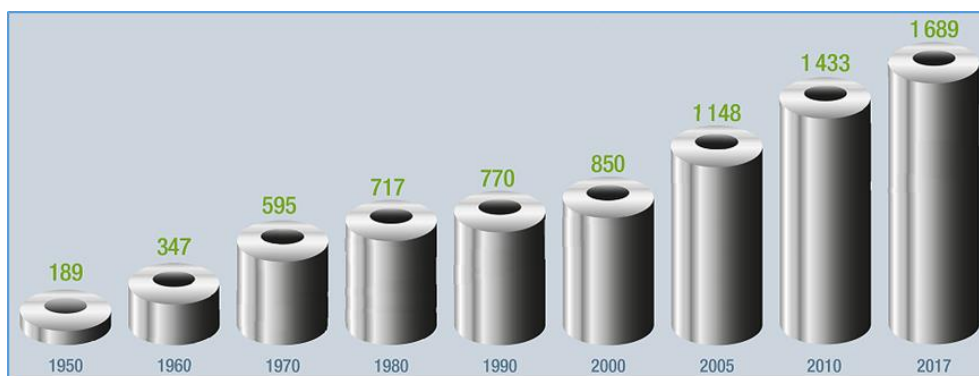
資料來源：IEA(2019), Tracking Clean Energy Progress.

圖 1、全球鋼鐵業能源需求與能源密集度(單位耗能)趨勢。

二、產業發展

2.1 全球粗鋼產量

研根據世界鋼鐵協會(World Steel Association)統計，2017 年全球粗鋼產量達 16.89 億公噸，特別是從 2000 年以後，粗鋼產量增加速度非常快，幾乎達一倍之多，從 2000 年的 8.5 億公噸增加到 2017 年的 16.89 億公噸，如圖 2 所示。[2]



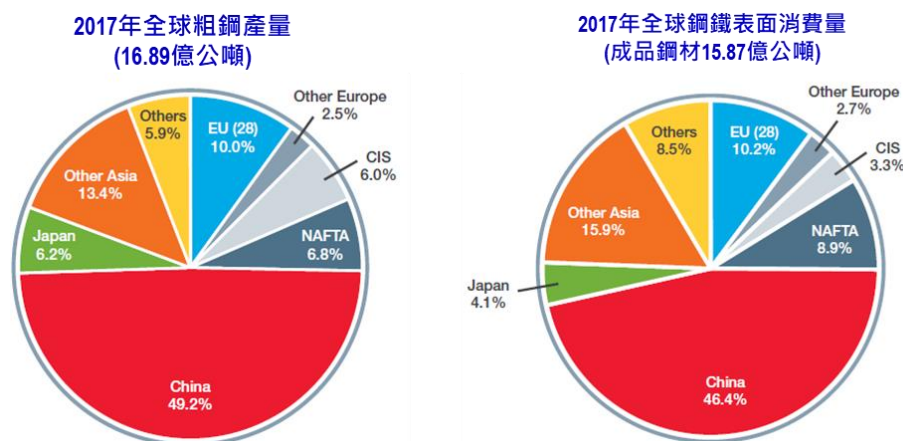
資料來源：World Steel Association (2018), World Steel in Figures 2018.

圖 2、1950 年至 2017 年世界粗鋼產量(百萬噸)。

2.2 鋼鐵消費與生產

2017 年全球粗鋼生產主要地區以中國的占比最高達 49.2%，幾乎占全球的一半，另外其他亞洲地區與日本分別占 13.4%與 6.2%，亞洲全部粗鋼生產合計占了全球的 68.8%，是全球最主要的生產地區；其次歐盟(28 國)占了 10%，北美(NAFATA)占 6.8%，獨立國協(CSI)則占 6%，如圖 3(左)所示。[2]

在鋼鐵(成品鋼材)的表面消費方面，各區域鋼品消費占比與粗鋼生產類似，中國仍是全球最主要的鋼材消費地區，占 46.4%，而亞洲其他地區與日本分別占 15.9%與 4.1%，亞洲鋼鐵表面消費合計占全球的 66.4%。其次歐盟(28 國)占了 10.2%，北美(NAFATA)占 8.9%，獨立國協(CSI)則占 3.3%，如圖 3(左)所示。[2]



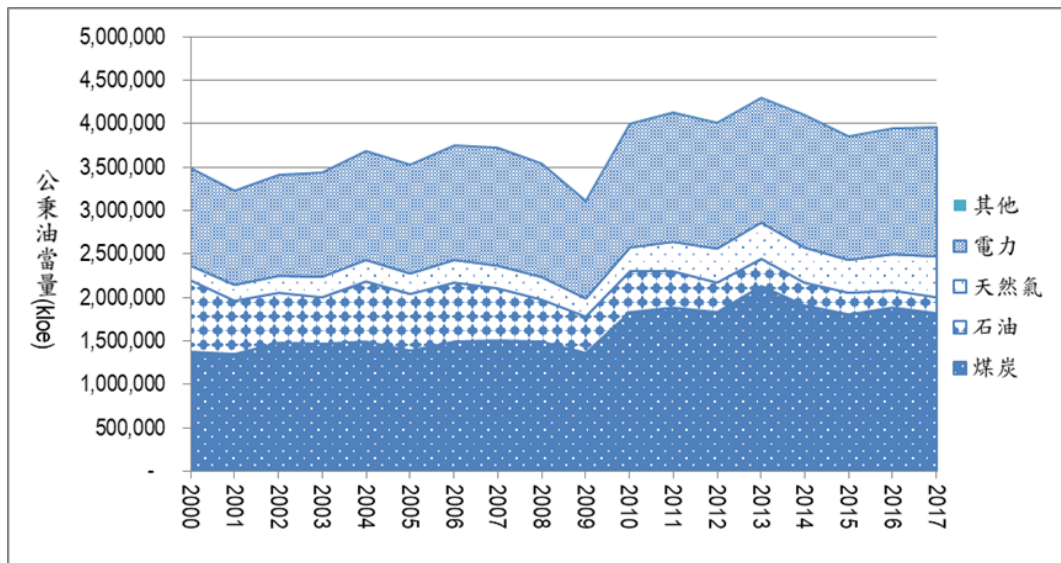
資料來源：World Steel Association (2018), World Steel in Figures 2018.

圖 3、2017 年世界鋼鐵生產與消費地區 (百萬噸)。

三、能源消費與能源效率

3.1 能源消費趨勢

我國鋼鐵業能源消費隨著粗鋼產量的增加而逐年提升，粗鋼產量從 2000 年的 1,649 萬公噸成長至 2017 年的 2,279 萬公噸，能源消費則從 2000 年的 349 萬公秉油當量成長至 2017 年的 397 萬公秉油當量，年均複合成長率為 0.75%；2009 年能源消費呈下降趨勢是由於全球性金融危機所帶來的產業衰退與產能大幅下降所致。2017 年我國鋼鐵業能源消費已占工業部門 15.7%，僅次於化材業與電子業；從能源消費類別來看，2017 年煤炭消費占 46%、電力消費占 38%、天然氣消費占 12%、油品消費占 5%，如圖 4 所示。



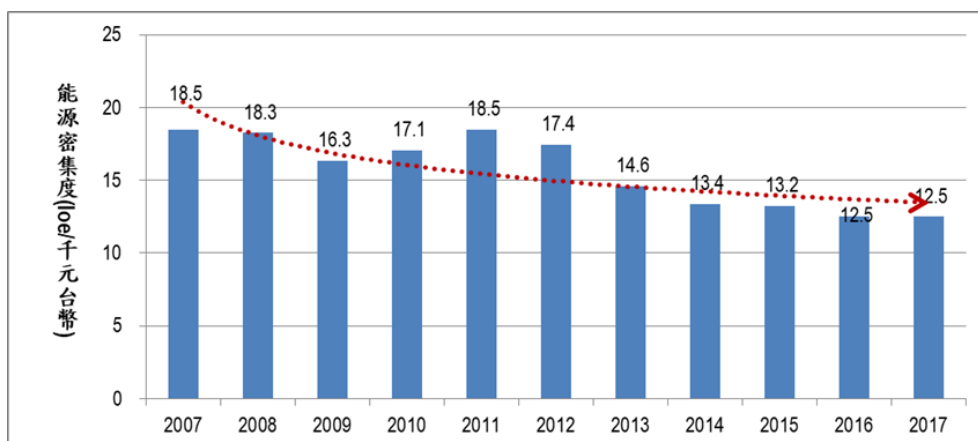
資料來源：經濟部能源局(2018a)，106 年能源平衡表。[3]

圖 4、我國鋼鐵業能源消費趨勢

3.2 能源密集度分析

行政院主計處目前公布的 GDP 僅至金屬基本工業，並無進一步區分至更細行業別，然而，我國鋼鐵業之能源使用量約占金屬基本工業整體約 95%，因此以金屬基本工業 GDP 中仍可反映鋼鐵業的能源密集度變化趨勢。

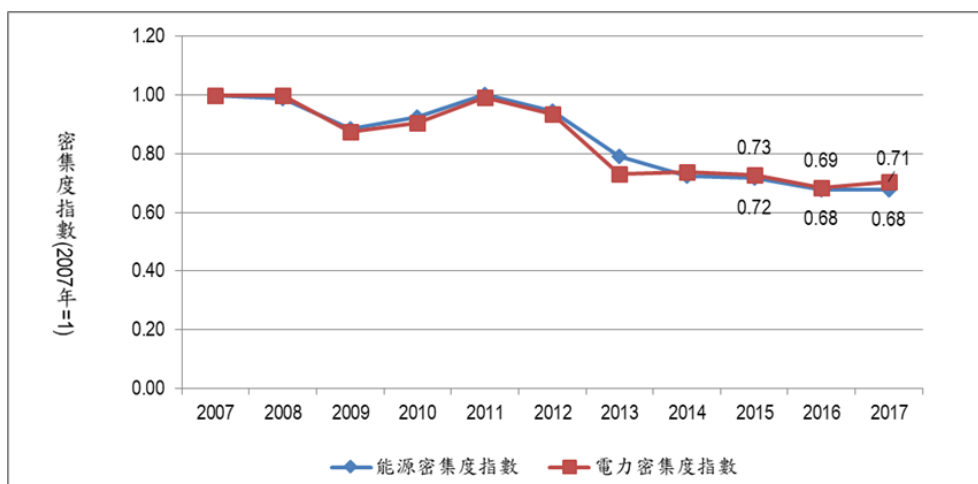
2007 年至 2017 年我國金屬基本工業能源密集度呈下降趨勢，由 2007 年的 18.5 公升油當量/仟元台幣，逐年下降至 2009 年的 16.3 公升油當量/仟元台幣，2011 年稍微升高後再下降，至 2017 年下降至 12.5 公升油當量/仟元台幣，2007 年至 2017 年能源密集度改善幅度 32%，年均複合成長率為-3.8%。如圖 5 所示。



資料來源：經濟部能源局(2018b)，能源統計月報(6 月份)[4]；行政院主計處(2018)，國內各業生產總額[5]。

圖 5、金屬基本工業能源密集度變化趨勢。

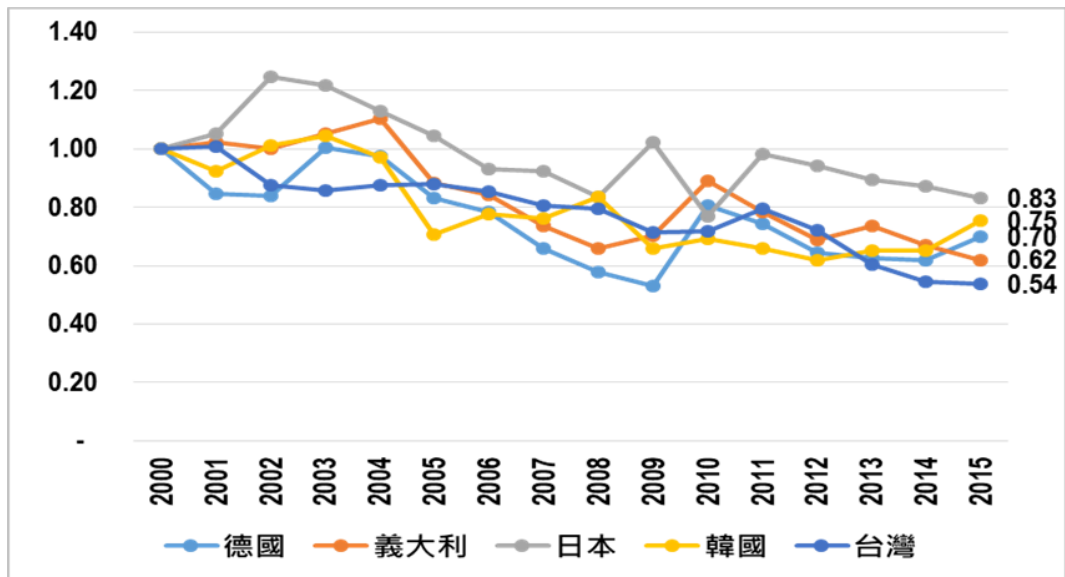
以密集度指數來看能源密集度與電力密集度，電力密集度與能源密集度之趨勢極為類似，如圖 6 所示。造成金屬基本工業能源密集度與電力密集度下降主要原因，2007-2017 年期間金屬基本工業 GDP 成長了 56%，然而能源消費僅增加 4.7%。推其背後原因應為近年鐵礦砂及煤炭等大宗原物料價格下跌所致，上述產品皆為我國鋼鐵業主要之原料，然而，我國多仰賴進口為主，因而受惠其價格下跌促使 GDP 大幅成長。



資料來源：經濟部能源局(2018b)，能源統計月報(6 月份)[4]；行政院主計處(2018)，國內各業生產總額[5]

圖 6、金屬基本工業能源密集度指數與電力密集度指數變化趨勢。

另外，比較與我國經濟條件類似國家(例如德國、韓國、日本、義大利等)之鋼鐵業能源密集度，各主要國家鋼鐵業的能源密集度都有明顯下降之趨勢，可見各國致力節能與產品加值化之努力，如圖 7 所示。



資料來源：1. OECD iLibrary(2018), Dataset: STAN Industrial Analysis[6], World energy balances[7], and World energy statistics[8]. 2.主計處(2018), 國內各業生產總額[5]。

圖 7、主要國家鋼鐵業能源密集度趨勢。

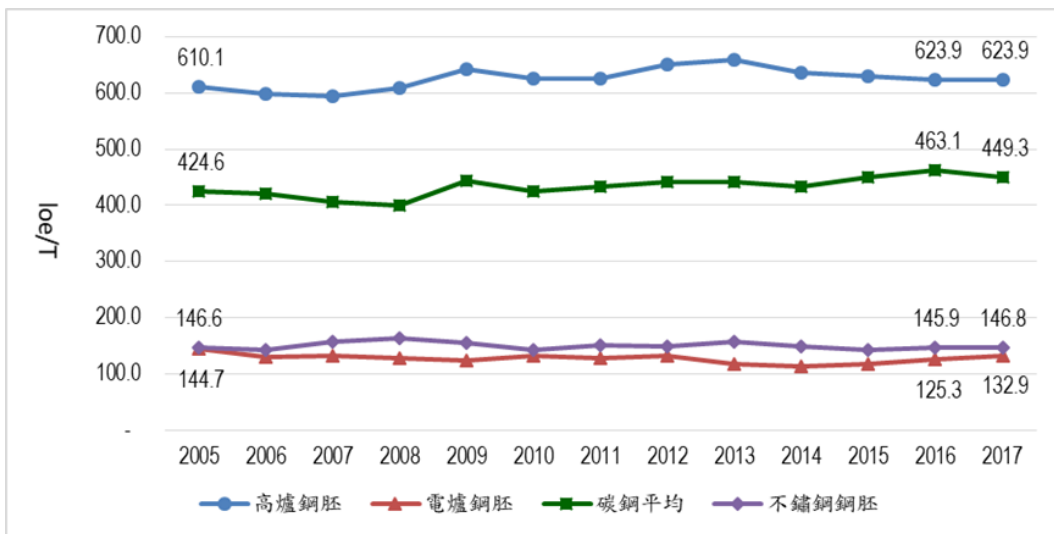
3.3 產品單位耗能分析

鋼胚為鋼鐵業消耗能源最大的產品，超過總能源消費 70%，因此國際鋼鐵產業經常以鋼胚單位耗能來衡量該產業之能源效率。國內鋼胚可分成碳鋼鋼胚與不銹鋼鋼胚，碳鋼鋼胚又可再分成高爐生產的鋼胚與電弧爐生產的鋼胚。國內碳鋼鋼胚的平均單位耗能，從 2005 年的 424.6 loe/T 提高至 2017 年的 449.3 loe/T，2009 年因受到金融海嘯影響，鋼鐵業產能大幅下降，致產品單位耗能呈現上升趨勢。其中，高爐碳鋼 2005 年為 610.1 loe/T，2009 年增高至 641.6 loe/T，近幾年政府與產業推動節能措施，高爐鋼胚單位耗能 2106 年已下降至 623.9 loe/T，如圖 8 所示。

在電弧爐鋼胚方面，其單位耗能從 2005 年的 144.7 loe/T 下降至 2016 年的 125 loe/T，近幾年因為政府推動節電 1% 之成效，單位耗能明顯下降，但 2016 年又微幅上升，主因為國內某電爐廠更新熱進產線，影響產能與生產排程致其單位耗能上升所致。在不銹鋼鋼胚方面，由於產能規模較少，受接單與景氣影響產能，因此其單位耗能波動較大，如圖 8 所示。

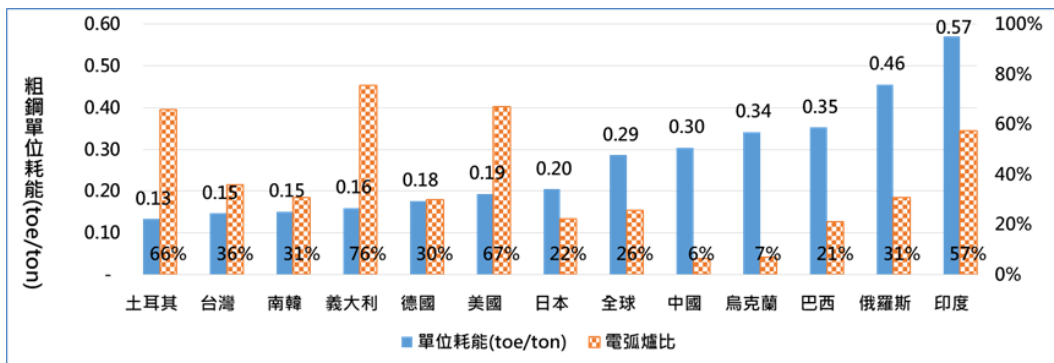
一般而言，各國鋼鐵行業的電弧爐產量占比越高，單位耗能越低；但影響鋼鐵行業單位耗能高低的因素還有很多，例如設備新舊、製程技術、節能努力等等，從各國鋼鐵業的單位耗能來看，一些電弧爐占比高國家，其單位耗能績效也不一定理想。從各主要鋼鐵生產國來進行粗鋼產品單位耗能跨國比較(如圖 9 所示)，我國 2015 年鋼鐵單位耗能为 0.15 toe/t，與電弧爐占比接近的南

韓、德國等國家相比，單位耗能也相近，並優於大部分國家。



資料來源：工研院(2018)，『生產性質行業能源查核申報』資料庫[9]；中國鋼鐵公司(2018a)，106年企業社會責任報告書(CSR)[10]；中龍鋼鐵公司(2018)，2017年企業社會責任報告書(CSR)[11]。

圖 8、我國鋼胚生產單位耗能歷年變化。



資料來源：1. OECD iLibrary(2018), World energy balances[7]; 2. World Steel Association (2017), Steel Statistical Yearbook 2017 updated[12].

圖 9、2015 年主要鋼鐵生產國鋼胚單位耗能比較。

四、結果與討論

3.1 節能法規

能源查核與申報制度實施

依據我國能源管理法之規定[13]，受規範之鋼鐵業能源大用戶必須建立能源查核制度，成立能源查核專責組織與指派能源管理員，每年定期申報能源資料，包括能源耗用統計、量測與管理、能源流程分析、能源設備效率、單位產品耗能

分析等，並應訂定節約能源目標及執行計畫，及定期追蹤。

制定與施行鋼鐵業能效規定

我國政府於 2013 年制定鋼鐵業能源效率指標規定，實施了「鋼鐵製造業應遵行之節約能源及使用能源效率規定」[14]，規範鋼鐵業能源用戶使用連續式加熱爐須符合最末熱回收裝置出口溫度或爐氣含氧體積濃度規定，並規範新設與既設高爐需設立與啟用爐頂氣回收系統、粉煤噴煤系統、爐頂壓能源回收系統、及熱風爐廢熱回收系統。

實施能源大用戶節電 1% 強制規定

2014 年政府公告「能源用戶訂定節約能源目標及執行計畫規定」[15]，規定契約用電容量超過 800 瓩(kW)之能源用戶每年「年度節電率」及 104~108 年期間之「平均年節電率」皆應達 1% 以上能源用戶應於每年 1 月 31 日前，向經濟部申報前一年度節電措施執行情形、年度節電量、年度節電率及平均年節電率。

3.2 節能補助措施

推動廢熱廢冷回收補助示範

為推動節約能源工作，鼓勵工業部門業者進行廢熱與廢冷回收節約能源技術之研究及應用發展，政府自 2012 年起成立廢熱與廢冷回收技術示範應用專案[16]，補助產業購置廢熱與廢冷回收相關設備，提升整體能源使用效率，並帶動國內產業廢熱與廢冷回收再利用。

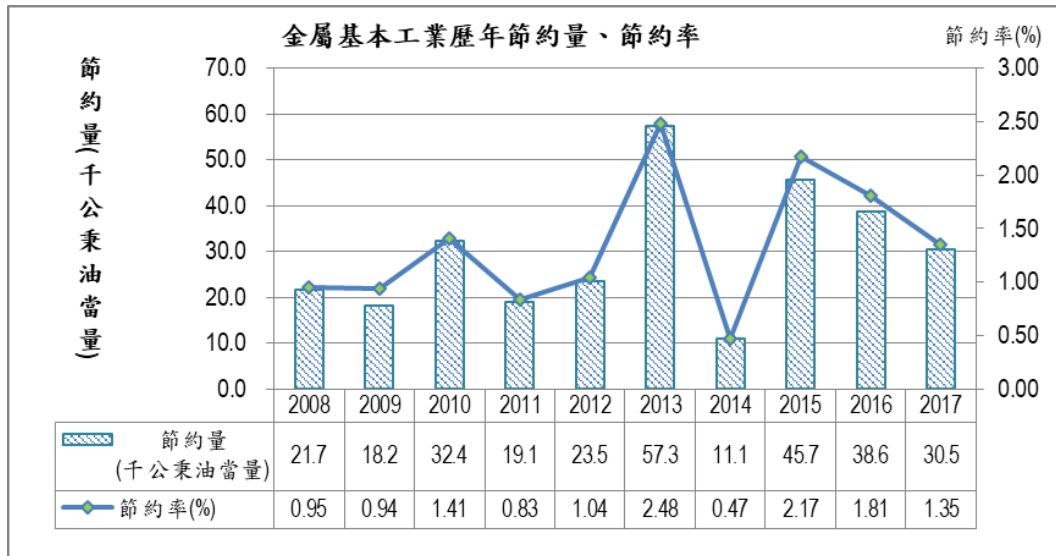
實施高效率動力設備補助要點

2019 年政府為加速推動節能減碳政策，鼓勵能源用戶使用高效率動力設備並加速汰換老舊設備，以提升產業生產效能及整體能源使用效率，期帶動國內動力與公用設備產業之發展，訂定動力與公用設備補助作業要點，補助含電動機之空氣壓縮機、風機及泵等動力設備，符合規定效率可獲得節能補助。[17]

3.3 節能成效

依據工業能源大用戶能源使用申報資料，2008 年至 2017 年間我國金屬基本工業(鋼鐵業占 95% 之能源消費量)之年節約量平均為 29,807 公秉油當量，年節約率平均可達 1.34%，如圖 10 所示。

分析近年節能量變化，發現 2013 年節能量較其他年份來的高，根據工業能源大用戶能源使用申報資料內容，該年中鋼公司針對加熱爐焦爐氣(COG)燃氣進行改造，節省燃料油 26,983 公秉，因而產生較大的節能量。另外，近年因政府推動節能政策，例如節電 1% 以及鋼鐵業能源效率規定等，故近年節能率相對於其他年度還要高。

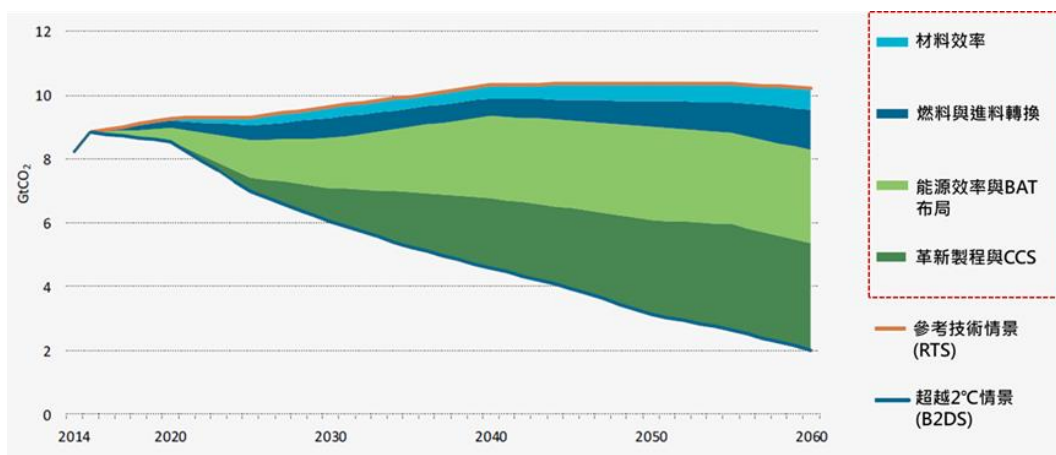


資料來源：工研院(2018)，『生產性質行業能源查核申報』資料庫[9]。

圖 10、我國金屬基本工業歷年節能量與節能率趨勢。

五、鋼鐵業的能源轉型

IEA 提出促成工業部門能源轉型來達到長期節能減碳目標，有四個策略：包含材料效率、能源效率和最佳可行技術(Best Available Technology, BAT)部署、燃料和原料轉換、以及包括碳捕獲與儲存(Carbon Capture and Storage, CCS)在內的創新製程；在其減量情景中，能源效率和 BAT 技術部署貢獻最大占比為 42%，其次是創新性的製程和 CCS 占 37%，轉向低碳燃料與原料占減量的 13%，其餘 8%為材料效率策略，如圖 11 所示。[18]



資料來源：IEA(2017), Energy Technology Perspectives 2017.[18]

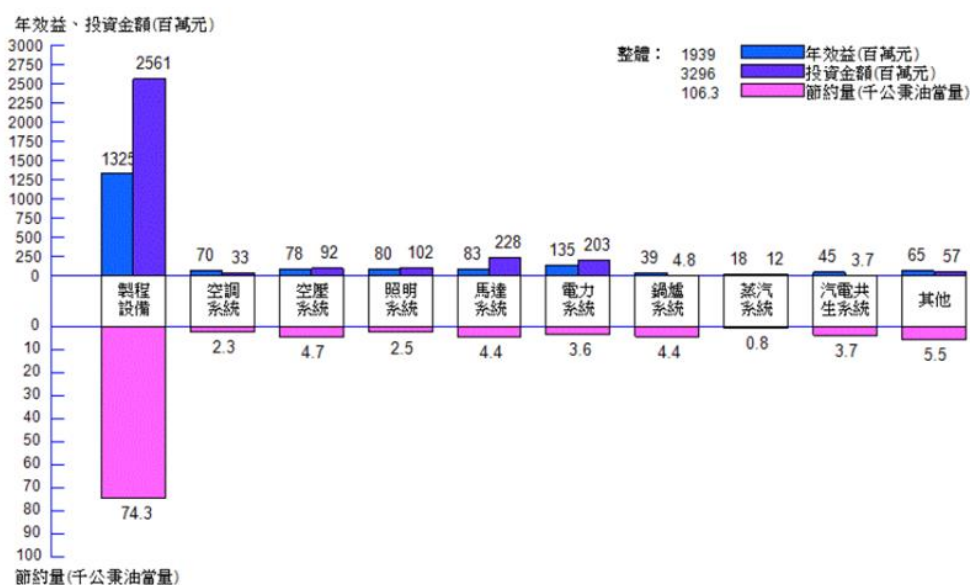
圖 11、IEA 超越 2°C與參考技術情景直接排放之減量策略。

5.1. 能源效率與 BAT 技術

提高能源效率和 BAT 技術的部署是對減緩能源需求和相關二氧化碳排放的重要策略。雖然減量潛力是針對特定地點和製程，但全球能源效率和 BAT 技術部署將使 B2DS 減量情景中的工業總能源密集度在 2060 年前改善 30%。能源效率在 B2DS 減量情景中於 2030 年之前占累計減排放量的 47%。[18]

雖然工業製程通常已經得到很好的優化，但仍然存在具有成本效益的節能機會，並且可以透過額外的經濟激勵措施實現能源效率的額外節能。由於它們在短期內的重要性，因此必須提出進一步提高效率的經濟案例，以刺激所需的投資。鋼鐵業能源效率提升通常以製程的節能效果最大，以我國鋼鐵業為例，製程改善與設備更新為主的投資額占行業 62%，節能量占 66%，節能效益占 56%，如圖 12 所示。

BAT 指的是當前最先進的做法、技術、設備、及製程。如果沒有進一步的技術突破或改進，在新安裝和改造中部署高性能設備和做法可以使該部門更接近當今的 BAT 水平。就我國鋼鐵業 BAT 節能技術來看，以採煉焦爐焦炭乾式淬火、燒結冷卻機廢熱回收、高爐頂壓回收發電、提升高爐粉煤噴吹率、轉爐氣顯熱回收、電爐煤氧同吹、直接軋延、蓄熱式燃燒技術等為主。



資料來源：工研院(2016)，2016 年製造業能源查核年報。[19]

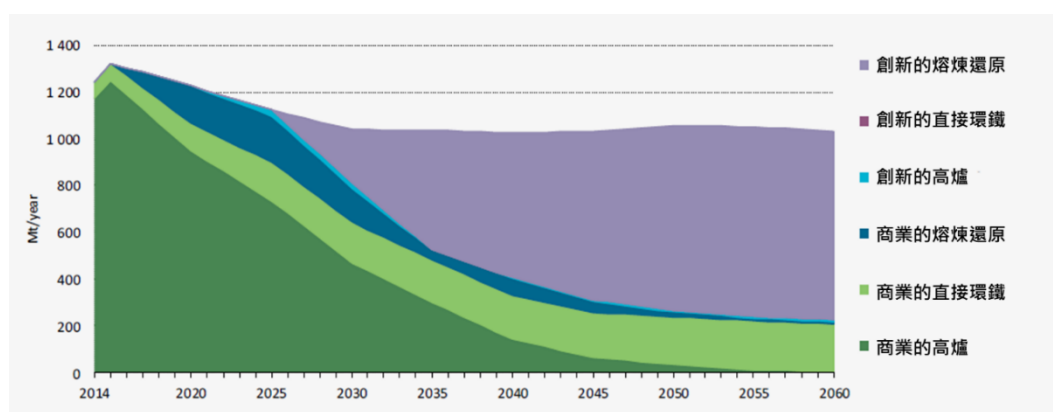
圖 12、2015 年基本金屬工業能源節能與投資額。

5.2. 創新技術與 CCS

鋼鐵業創新的技術包含創新的高爐、創新的直接還源鐵、創新的練還原等。

創新的高爐包括具有頂部氣體回收的高爐，其中在去除廢氣流中包含的 CO₂ 和氫氣放大之後將高爐氣重新注入高爐；創新的直接還原鐵包括 Ulcored，這是一種基於直接還原鐵的技術，以天然氣作為原料來生成並用於還原鐵礦石的合成氣；創新的熔煉還原包括 HIsarna，一種先進的熔煉還原製程。IEA 期望鋼鐵業粗鋼生產中的鐵水生產結構，自 2030 年開始，從高爐-轉爐(CO-BF)生產製程大幅度轉換到升級的熔煉還原(SR)和直接還原鐵(DRI)製程(如圖 13)。然此一部份之創新技術仍存在極大變數，此涉及到未來鋼鐵生產成本與市場競爭等因素之影響。

[18]



資料來源：IEA(2017), Energy Technology Perspectives 2017. [18]

圖 13、鋼鐵業在 B2DS 減量情景全球生產鐵水之創新性技術。

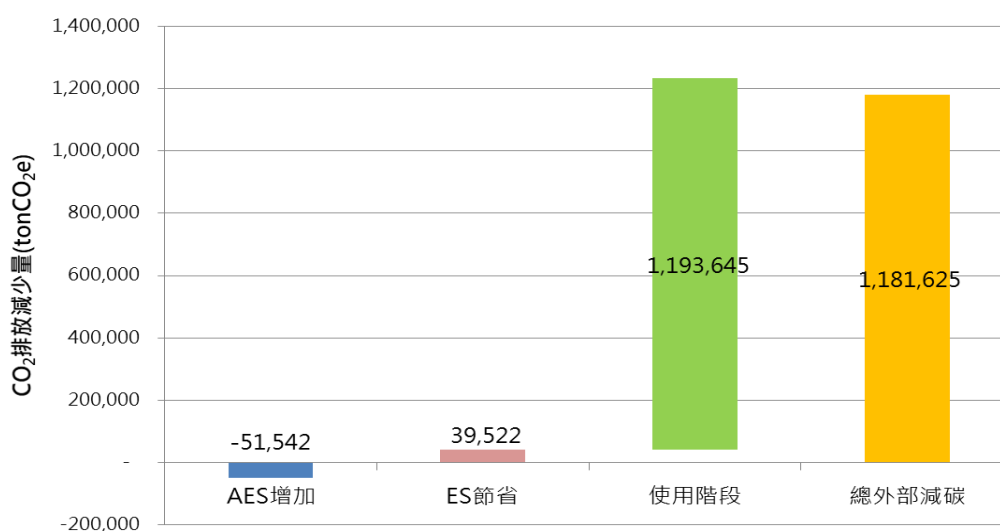
在 CCS 方面，鋼鐵業 CCS 的技術尚在起步中，目前有成功案例僅有 2016 年在阿拉伯聯合大公國以天然氣為主的直接還原鐵(DRI)製程，每年捕獲的二氧化碳 80 萬公噸，用來提高油田的石油採收率。另外，目前日本與韓國也已對 CCS 進行試驗計畫，包含日本的 COURSE 50 CCS 示範計畫，以及韓國浦項鋼鐵 FINEX 尾氣的 CCS 示範。而我國中鋼應用於轉爐石之封存示範，工研院 Taiwan 2050 Calculator 也針對鋼鐵業 CCS 進行情景模擬。

5.3. 材料效率

材料效率是指以較少的總生產材料提供相同材料服務的策略。材料效率與整個生產價值鏈中的各行業相關，例如：在生產材料時可以提高產量，並且可以將消費後廢料投入生產再利用。就鋼鐵業來看，例如製程成材率是影響能耗大小的最敏感因素，另外提高鋼鐵生產中的廢鋼比例，可帶來顯著的節能效益

除上述的提升成材率與提高廢鋼料使用外，在我國鋼鐵業對於高機能鋼材之發展更不遺餘力，高機能鋼材可減少下游供應鏈鋼材用量或是提升下游產品之能源使用效率，例如使用高強度鋼板減輕車輛、船舶、鋼構等之重量，發展出高性

能之電磁鋼可提升馬達之能源使用效率與壽命，發展耐蝕鋼可使橋梁壽命更長，對鋼鐵下游產業之外部節能減碳有相當之貢獻。圖 14 為中鋼公司發展之高性能電磁鋼之 2016 年外部減碳量，高性能電磁鋼用於馬達整體生命週期總外部減碳效益可達到 118.16 萬公噸 CO₂，每公噸高機能電磁鋼減碳 86.65 公噸 CO₂。[20]



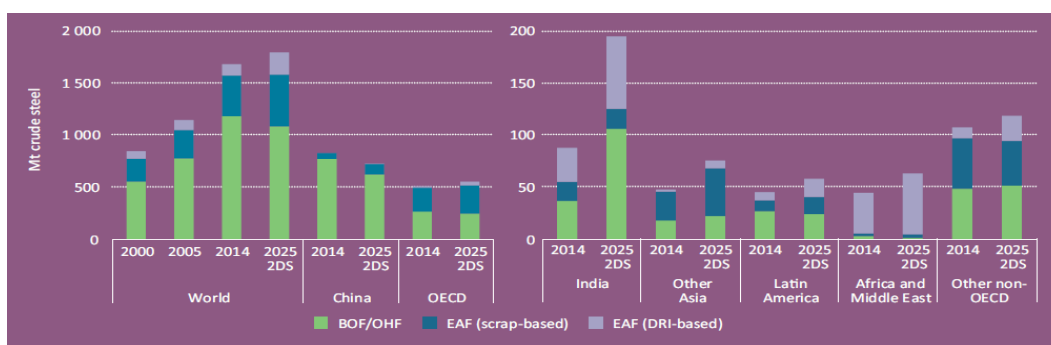
資料來源：中鋼公司(2018b)，H 型鋼、扣件及橋樑之綠色鋼材外部減碳方法學建立，期末報告。

說明：AES 增加：使用高機能電磁鋼；ES 節省：少用傳統電磁鋼。

圖 14、中鋼公司高性能電磁鋼生命週期外部減碳。

5.4. 轉向低碳燃料或能源

就鋼鐵行業而言，雖然已有發展以木炭取代燃料煤的高爐製程（例如 Vallourec 公司發展的木炭高爐），或煉焦爐搭配一定比例的木炭或木屑等一些案例，然而轉換至低碳的燃料，會受設備與製程之限制，使用生質燃料也需要有廣大森林區域才具有經濟可行性。另外，IEA 認為燃料轉換的另一種選擇是電氣化。在低碳世界，電力供應日益脫碳，在工業能源需求中使用更多的電力可以降低總體二氧化碳排放量。鋼鐵主要生產製程方式的全球平均單位耗能為：煉焦爐-高爐-轉爐粗鋼生產為 18.7 GJ/t 粗鋼；接還原鐵電弧爐為 22.4 GJ/t 粗鋼；以及熔煉還原-轉爐(SR-BOF)為 21.4 GJ/t 粗鋼。若以廢鋼為基礎的廢鋼電弧爐的單位耗能為 6.7 GJ/t 粗鋼，與上述的這些生產途徑相比單位耗能與碳排放都較低。因此轉換到以電力為主的電弧爐系統，其直接排放可以大幅下降，如圖 15 所示。[18]



資料來源：IEA(2017), Energy Technology Perspectives 2017. [18]

說明：BOF：高爐；OHF：平爐；EAF：電弧爐；2DS：2°C 減量情景。

圖 15、IEA 規劃粗鋼生產路線情景。

六、結論與建議

6.1. 結論

1. **政府推動節能政策，鋼鐵業節能已顯成效：**政府推動之節能強制法規與節能獎勵補助措施，使我國鋼鐵業之能源密集度與電力密集度持續下降，粗鋼單位耗能績效排名主要鋼鐵生產國之前列，2014 年實施節 1% 的政策後，後續年度之節能量與節率均優於實施年度，顯見我國政府推動節能政策，鋼鐵業之節能已顯成效。
2. **高爐占比高與產能利用率低，致粗鋼單位耗能下降有限：**從 2000 年後全球的粗鋼產量至 2017 年提高了一倍，全球粗鋼產量規模擴大後與新設產線也大幅增加，其單位耗能卻無顯著的下降，主要原因為單位耗能高爐粗鋼產量約占四分之三，單位耗能低的電弧爐粗鋼產量約僅占四分之一，另外，以高爐為主的中國大幅擴充產能，以致全球產能過剩，至 2017 年鋼鐵業全球產能利用率僅約 70%，無法達到最適的產能利用率。
3. **IEA 對直接還原鐵與熔煉還原的期望高，但技術突破仍是極高的挑戰：**為了達成 2030 年節能減碳目標，IEA 規劃電弧爐占比須達 40%，但從現在到 2030 年的短短 10 多年，電弧爐要從當前的 25.2% 提升到 2030 年的 40%，這項挑戰非常的高。IEA 在長期減碳情景中，對直接還原鐵與熔煉還原的期望高，然煉鋼技術之發展受環境、自然能資源、市場競爭等因素限制需。目前熔煉還原技術離商業化距離尚遙遠，商業化技術突破仍是極高的挑戰。
4. **鋼鐵製程 CCS 處於試驗階段的初期：**雖然 CCS 技術研究已有二十年的時間，但真正大規模具商業化的導入仍不顯著。就全球鋼鐵業在 CCS 導入方面，觀察近期 IEA 亞州和美洲區域鋼鐵行業技術發展研討會議內容，CCS 仍僅於紙上探討或模擬分析，有示範階段的計畫也寥寥無幾。

6.2. 建議

各國在節能減碳的策略上必須務實面對各種因素，減碳並須納入的直接與間接排放，並與其他相關部門一併考量，以符合整體產業與經濟發展之能源轉型規劃。對我國鋼鐵行業節能減碳之策略提出以下之建議：

1. 我國鋼鐵業的能源轉型策略方向：
 - **短期**：主要以能源效率提升為主，持續鼓勵企業採以 BAT 技術，擴大 BAT 技術之普及；
 - **中期**：以提升材料效率與外部減碳效果為主，推動生質燃料之使用為輔(受限需有廣大林地)；
 - **長期**：由政府與民間企業合作主導推動 CCS 示範(以高爐和煉焦爐為主)，業界視商業化與市場競爭條件，於適當時機導入革新的低碳生產製程。
2. 需持續推動節能減碳政策配套：
 - **持續實施強制性規範與耗能設備標準**：以法規標準作為節能政策之基礎，引導鋼鐵業採用 BAT 節能技術與先進煉鐵製程技術，提升產業競爭力與節能減碳長期效果。
 - **推動鋼鐵業自發能源效率標竿**：以產品單位耗能引導相同產業之相互比較，藉此工廠可以了解自身可能存在的節能潛力，及目前產業的能源效率現況。
 - **誘因措施之提供**：推動行業別的热能利用與電能節約誘因，以及節能專案型之補助等。

七、致謝

本研究工作受經濟部能源局之經費支援，得以順利進行，特此致上感謝之意。

八、參考文獻

1. IEA(2019), Tracking Clean Energy Progress. Accessed at <https://www.iea.org/tcep/industry/steel/>
2. World Steel Association (2018), World Steel in Figures 2018.
3. 經濟部能源局(2018a)，106年能源平衡表-107年6月20日更新。
4. 經濟部能源局(2018b)，能源統計月報(6月份)。
5. 行政院主計處(2018)，國內各業生產總額。
6. OECD iLibrary(2018a), STAN Industrial Analysis.
7. OECD iLibrary(2018b), World energy balances.
8. OECD iLibrary(2018c), World energy statistics.

9. 工研院(2018),『生產性質行業能源查核申報』資料庫。
10. 中國鋼鐵公司(2018a),106年企業社會責任報告書(CSR)。
11. 中龍鋼鐵公司(2018),2017年企業社會責任報告書(CSR)。
12. World Steel Association (2017), Steel Statistical Yearbook 2017 updated.
13. 法務部 (2019) , 能源管理法 , 網址 :
<https://law.moj.gov.tw/LawClass/LawAll.aspx?pcode=J0130002>
14. 經濟部能源局(2019c),鋼鐵製造業應遵行之節約能源及使用能源效率規定,
網址 :
https://www.moeaboe.gov.tw/ECW/populace/Law/Content.aspx?menu_id=2111
15. 經濟部能源局(2019d),能源用戶訂定節約能源目標及執行計畫規定,
https://www.moeaboe.gov.tw/ecw/populace/Law/Content.aspx?menu_id=2340
16. 經濟部能源局(2019e),廢熱與廢冷回收技術示範應用專案補助要點,網址:
https://www.moeaboe.gov.tw/ECW/populace/Law/Content.aspx?menu_id=4340
17. 經濟部能源局(2019f),動力及公用設備補助作業要點(108年版),網址:
https://www.moeaboe.gov.tw/ECW/populace/Law/Content.aspx?menu_id=5823
18. IEA(2017), Energy Technology Perspectives 2017.
19. 工研院(2016),2016年製造業能源查核年報。
20. 中鋼公司(2018b),H型鋼、扣件及橋樑之綠色鋼材外部減碳方法學建立,期末報告。

2019 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

【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 2019年5月

發行單位：中華民國燃燒學會

發行人：曾重仁

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：陳燕芬

發行地址：54041南投縣南投市文獻路2號
工業技術研究院中分院

電話：(049) 2345225

中華民國八十一年十二月創刊

中華民國一百零八年五月出版

局版台誌號第玖玖零捌號