



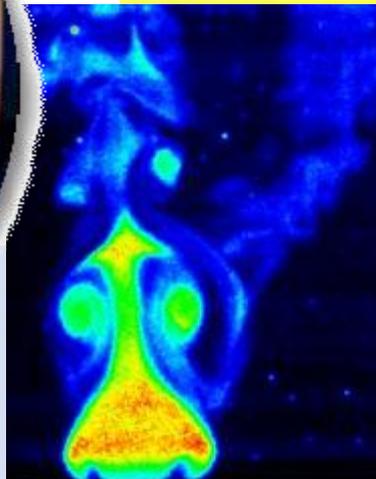
中華民國燃燒學會
The Combustion Institute of R.O.C

燃燒

季刊

Combustion Quarterly

92



中華民國一百零五年 2 月

Vol. 25, No. 1

燃燒季刊

Combustion Quarterly

第二十五卷 第一期 中華民國一百零五年二月出版

Vol. 25, No.1

Feb. 2016

目錄

CONTENTS

編輯札記	3
膨脹塗料一維熱傳模型	4
貧油預混火焰於陶瓷顆粒床燃燒特性	16
高溫熱交換模組有限元素模擬分析	27
機車汽缸頭流量模擬	41
鐵水中噴吹碳粉種類對溶解速率的影響研究	52
以數值模擬研究碳在鐵水中的溶解現象	79
生質熱裂解技術開發	88
徵稿說明	100

編輯札記

本期共刊登七篇專業論文，分別來自大專院校、中鋼、中油、金屬中心等研發單位之研究成果。中山大學許聖彥教授開發一個新的膨脹塗料模型，此模型包含塗料受熱膨脹後，形成多孔隙碳層的內部輻射熱傳現象。可以有效評估防火塗料的熱阻絕性能。核能研究所林士強研究員與虎尾科技大學楊授印教授，研究貧油預混 CH_4/air 、 $\text{H}_2/\text{C}_3\text{H}_8/\text{air}$ 、 $\text{C}_3\text{H}_8/\text{air}$ 燃氣於陶瓷顆粒床(Ceramic Granular Bed, CGB)燃燒之高效能燃燒器，可提升燃料的燃燒效率，達到節能目標。金屬工業研究發展中心陳建成博士與林芳州博士，發展中高溫蓄熱式燃燒系統之蓄熱體熱流模擬技術。屏東科技大學車輛工程系蔡建雄教授以 CFD 來模擬一個機車汽缸頭進氣時的質量流率，將模擬數值與實際量測數值相互比較，探討 Ansys-Fluent 內建的數種紊流模式及網格品質對於流量值大小的影響。中鋼劉永章博士團隊，探討鐵水中噴吹碳粉種類對溶解速率的影響，適化轉爐熔煉廢鋼生產鐵水的製程。而許聖彥教授則以數值模擬研究碳在鐵水中的溶解現象。台灣中油股份有限公司綠能科技研究所謝子賢研究員發展生質熱裂解技術，經累積 400 公斤生物質快速裂解測試後已可穩定產油，單次進料量可達 15kg 以上，最高達 25kg。

本期的內容豐富多元，理論與實務並重，提供讀者有關防火材料、生質能、蓄熱儲能、引擎、高效能燃燒器、低碳鍊鐵製程開發之新知。亦請本刊讀者支持及踴躍投稿本期刊，共同推動燃燒、能源與節能科技知識分享及研究交流。

副總編輯 蔡健雄
總編輯 侯順雄

膨脹塗料一維熱傳模型

One-Dimensional Modeling of Heat Transfer in Intumescent Coating Material

吳翰林¹、許聖彥²

Han-Lin Wu¹, Sheng-Yen Hsu²

國立中山大學機械與機電工程系

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

摘要

本研究開發一個新的膨脹塗料模型，其模型包含塗料受熱膨脹後，形成多孔隙碳層的內部輻射熱傳現象。在模型的數值處理上，將膨脹的效應考慮在性質參數內，使隨著塗料受熱膨脹而改變，而不調整網格系統的分佈與變化。模擬結果顯示本模型可成功模擬膨脹型塗料，受到高輻射熱源的加熱膨脹現象與塗料內部的熱傳現象。此外，本研究也分析熱傳導係數與熱輻射消光係數，對防火塗料的熱阻絕表現之影響。

關鍵字：膨脹型塗料、數值模型、多孔隙介質、防火安全、熱隔絕

Abstract

A new intumescent coating model including the equation of radiative heat transfer in the expanding porous carbon layer is developed in this paper. In addition, the numerical treatment for the expanding coating layer is by considering the expansion effects on the property parameters, instead of dealing with the variation of grid system. The results show the reasonable expansion behaviors and heat transfer phenomena of intumescent coating as subject to a high heat flux. In addition, this study also shows significant effects of thermal conductivity and radiant extinction coefficient on the transient and steady performances of the intumescent coating.

Keyword: Intumescent Coating, Numerical Model, Porous Medium, Fire Safety, Heat-Blocking

¹ 國立中山大學機械與機電工程學系(所)，碩士

² 國立中山大學機械與機電工程學系，助理教授，

E-mail: syhsu@mail.nsysu.edu.tw

一、前言

Intumescent coating has been widely used as an effective method for passive fire protection in buildings. In addition, application to other flammable materials, such as wood, polymer items, etc., has also recently been introduced. As the thin coating subject to an intense external heat flux, it undergoes chemical reactions to form an expanded high-porosity char layer that acts as a heat barrier to protect the substrate from reaching high temperatures.

The researches on the fire retardant performance of intumescent coatings include not only the ingredient effects on the expanding process and the formed porous structure[1-3], but also the laboratory-scale experiments to directly test heat-blocking efficiency as subject to high heat fluxes[4-10]. In the experiments, the temperature of protected substances, the temperatures inside the expanding coating, the mass loss of coating and the expanding rate are usually measured to analyze the overall performance of the intumescent coating. On the other hand, there were also mathematical models developed to analyzing heat transfer behavior during expanding process[11].

Anderson and Wauters[12] established one of the earliest intumescent coating model and was widely used as a prototype to predict the thermal behavior in an intumescent coating as subject to high heat fluxes. They explicitly showed that the expansion rate of coating was directly related to the rate of mass loss. Anderson et al.[13] and Buckmaster et al.[14] came up with an improved model. They added frontal interface to separately consider the virgin and intumescent regions of coating during expansion. The virgin region is the initial state of the coating before reaching the pyrolysis temperature and the intumescent region is the expanding porous char layer.

The heat-blocking mechanism of intumescent coating is often focused on the reduction of thermal conductivity and the separation between protected substances and heat sources, as the expanding process occurs. However, at high temperatures the radiative heat transfer in the high porous char layer is also important and should be also be carefully considered. The previous models used the “effective” thermal conductivity in the intumescent region, instead of considering the conductive and radiative heat transfer separately. This model simplification cannot reveal the real physical heat-blocking mechanism of intumescent coating and may lead to unreliable results. Therefore, the main purposes in this work is to establish an intumescent model with the consideration of both conductive and radiative heat transfer in the intumescent porous layer and carry out the sensitivity analysis of the thermal properties to further understand the physics of the heat-blocking mechanisms.

二、模型與數學方程式

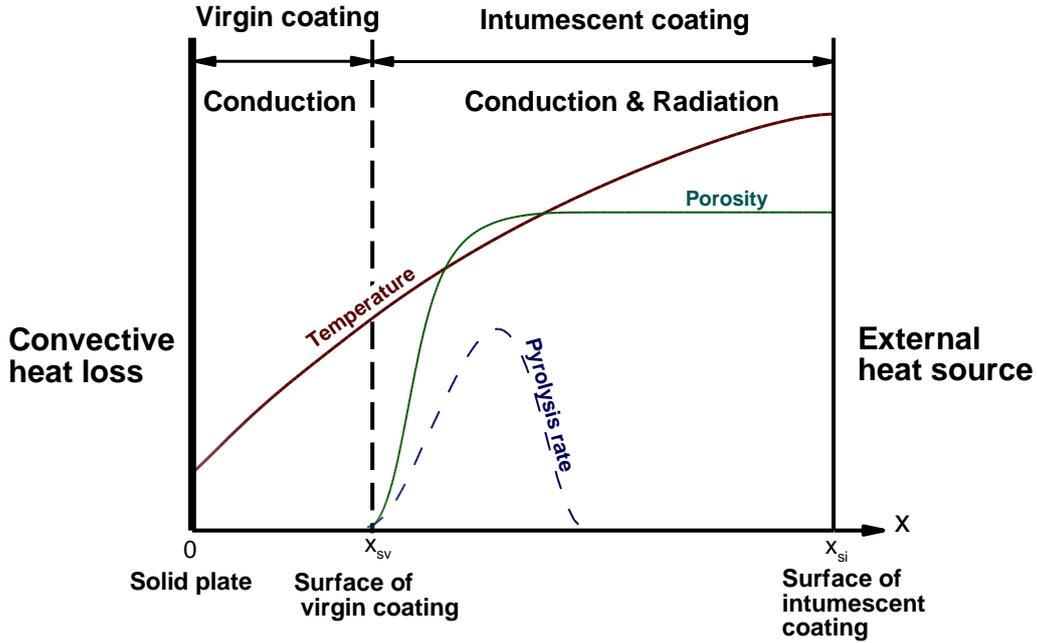


Fig. 1 1-Dimensional model configuration for the heat expansion coating subjected to an external heat source

Figure 1 shows the model configuration of the intumescent coating subject to an external heat source. In the one-dimensional model, different heat transfer mechanisms are in the virgin and intumescent regions of coating. In the virgin region, only heat conduction is considered. However, as subject to high heat flux, the coating expands and forms char layer of porous structure, radiation is important. Therefore, in the intumescent region, the solid-to-solid radiation is included. A one-step endothermic pyrolysis reaction is applied to consider the mass loss of coating. The mass and heat transfer in the gaseous phase is neglected. The temperature of the protected metal substance is assumed to be uniform due to the much higher thermal conductivity as compared to that of coating. According to above assumptions, we can have two governing equations, which are the solid energy equation and radiative heat transfer equation.

Energy equation:

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left[k_e \frac{\partial T}{\partial x} \right] - \frac{\partial \dot{q}_{rad}}{\partial x} + \dot{m} h_L \quad (1)$$

where ρ is density, ϕ is the porosity, C_p is the specific heat, k_e is the effective thermal

conductivity, \dot{q}_r is the radiation heat flux, h_L is the latent heat, and \dot{m} is the mass loss rate:

$$\dot{m} = A\rho\phi_{max}\left(1 - \frac{\phi}{\phi_{max}}\right)e^{-E/RuT} \quad (2)$$

Radiative heat transfer equation:

$$\frac{dI}{d\tau} = -I(\tau) + [1 - \omega]I_b(\tau) + \frac{\omega}{4\pi} \int_{4\pi} I(\tau, \Omega_i)\Phi(\Omega_i, \Omega)d\Omega_i \quad (3)$$

where $\tau = \beta s$ is non-dimensional radiant path, I is the radiant intensity. The albedo $\omega = \frac{\sigma_s}{\sigma_s + \sigma_a}$ and σ_a is the Planck mean absorption coefficient, σ_s is the scattering coefficient. Φ is the scattering phase function. Gray medium and isotropic scattering are assumed.

To model the coating expansion, the grid sizes and/or the distribution of grids should varied during the calculation. To avoid these difficulties, a simplification of the physical model is done as the following.

It is assumed that the expansion factor χ is proportional to the mass lost fraction,

$$\chi = \frac{\phi}{\phi_{max}} \chi_{max}, \quad (4)$$

and the x coordinate can be expressed as

$$x = \int_0^L \chi dx_r \quad (dx = \chi dx_r) \quad (5)$$

The density ρ is assumed to be inversely proportional to the expansion factor

$$\rho = \rho_r(1 - \phi) / \chi, \quad (6)$$

where ρ_r is the local bulk density without the consideration of expansion in x_r coordinate.

By introducing Eqs (4) and (5), Eqs. (1) and (2) can be written as

$$\rho_r(1 - \phi)C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x_r} \left[\frac{k_e}{\chi} \frac{\partial T}{\partial x_r} \right] - \frac{\partial \dot{q}_{rad}}{\partial x_r} + \dot{m}_r h_L \quad (7)$$

$$\dot{m}_r = A\rho_r\phi_{max}\left(1 - \frac{\phi}{\phi_{max}}\right)e^{-E/RuT} \quad (8)$$

The radiative extinction coefficient β is also assumed to be proportional to the

density.

$$\beta = \beta_r \frac{\rho}{\rho_r} \frac{1}{\chi} = \beta_r (1 - \phi) / \chi \quad (9)$$

The non-dimensional radiant path in Eq.(3) becomes $\tau = \int \beta ds = \int \beta_r (1 - \phi) ds_r$.

The coating surface is assumed no heat conduction to the surroundings. The temperature of the solid plate is assumed to be uniform and at quasi-steady state. In addition, a convective heat loss is applied on the solid plate. The boundary conditions for the energy equation (Eq. (7)) are:

$$\left. \frac{\partial T}{\partial x_r} \right|_{x_r = H_{coating}} = 0, \quad (10)$$

and

$$\left. \frac{k_e}{\chi} \left(\frac{\partial T}{\partial x_r} \right) \right|_{x_r=0} - h(T|_{x_r=0} - T_\infty) - q_r|_{x_r=0} = (\rho C_p H)_{plate} \left(\frac{\partial T}{\partial t} \right) \Big|_{x_r=0} \quad (11)$$

As to the boundary conditions for radiative heat transfer equation (Eq. (3)), the coating surface is subjected to an external heat flux and the surface of solid plate is assumed to be black. So the radiant heat boundary conditions are:

$$\dot{q}^- = -\dot{Q}_{rad} \quad (12)$$

And

$$\dot{q}^+ = \sigma (T|_{x_r=0})^4 \quad (13)$$

In this study, the property parameters for the reference case are listed Table 1. The properties of intumescent coating vary according to its formula. In addition, the thermal physical properties of intumescent layer are still lacking. The virgin properties are selected according to the available literature, but the properties for the intumescent layer are assumed to be a function of the mass loss fraction.

The differential equations are discretized by using control volume method and linearized by using finite-difference technique. The linear matrix is solved by using Tri-Diagonal Matrix Algorithm. The radiation transfer equation is solved by the S_N discrete ordinate method with 8 directions of Gaussian quadrature set. The grids are uniform with size 0.0005cm and there are 256 grids in the calculation.

Table 1. Thermal and physical properties (Reference)

Thickness, $H_{coating}$ (cm)	0.127	
Density, ρ_r (g/cm ³)	1	
Specific heat, C_p (J/g-K)	2.6	
Mass loss factor, ϕ	$\int_0^t \dot{m} dt / \rho_r$	$\phi_{max} = 0.375$
Mass loss rate, \dot{m}_r (g/cm ³ -s)	$A \cdot \rho_r \left(1 - \frac{\phi}{\phi_{max}}\right) \cdot e^{-E/R_u T}$	$A = 6.67 \times 10^8$ (1/s) $E = 1.255 \times 10^5$ (J/gmol)
Effective conductivity, k_e (J/cm-K)	$k_0 (1-\phi)$	$k_0=0.0025$
Extinction coefficient, β_r (1/cm)	$\beta_0 (1-\phi)$	$\beta_0=235$
Albedo, ω	0.5	
Expansion factor, χ	$1 + \frac{\phi}{\phi_{max}} (\chi_{max} - 1)$	$\chi_{max} = 30$
Latent heat, h_L (J/g)	-1000	
Lumped solid heat capacity, $(\rho C_p H)_{plate}$ (J/cm ² -K)	1.2	

三、結果與討論

In this study, a laboratory-scale experimental setup for testing the performance of intumescent coating is simulated by a one-dimensional model. A 0.318cm thick steel plate with intumescent coating on one side is subject to a radiative heat flux 7.5 W/cm² and the back of steel plate has convective heat loss to surroundings (300K) with a convective heat coefficient 0.0035 W/cm² K. The thermal and physical property parameters for the reference case are listed in Table 1. The effective conductivity k_0 and radiant extinction coefficient β_0 are respectively 0.0025 Wcm⁻¹K⁻¹ and 235 cm⁻¹.

In the following, the simulation results of the reference case will be described and discussed first. Then, the effects of thermal conductivity and radiant extinction coefficient in the intumescent carbon layer on the heat blocking performance will be tested.

Description of Model Results of the Reference Case

The numerical model calculates the energy and radiative heat transfer equations by varying the properties with the consideration of the expansion effect, instead of varying the grid size but changing intumescent. Figure 2a shows the temperature distribution in the intumescent coating as the function of time. After 1000s, the temperature remains steady. Figure 2b shows the thickness of the expanding coating, it shows the coating increase rapidly in the first 300s and one can also see that the thickness is hardly increase further after 1000s. Figure 2c shows the conductive and radiative heat fluxes to the steel plate at 1000s. One can see that the heat to steel plate is dominated by convection in the reference case and eventually be about 90% of the total heat flux after 1000s.

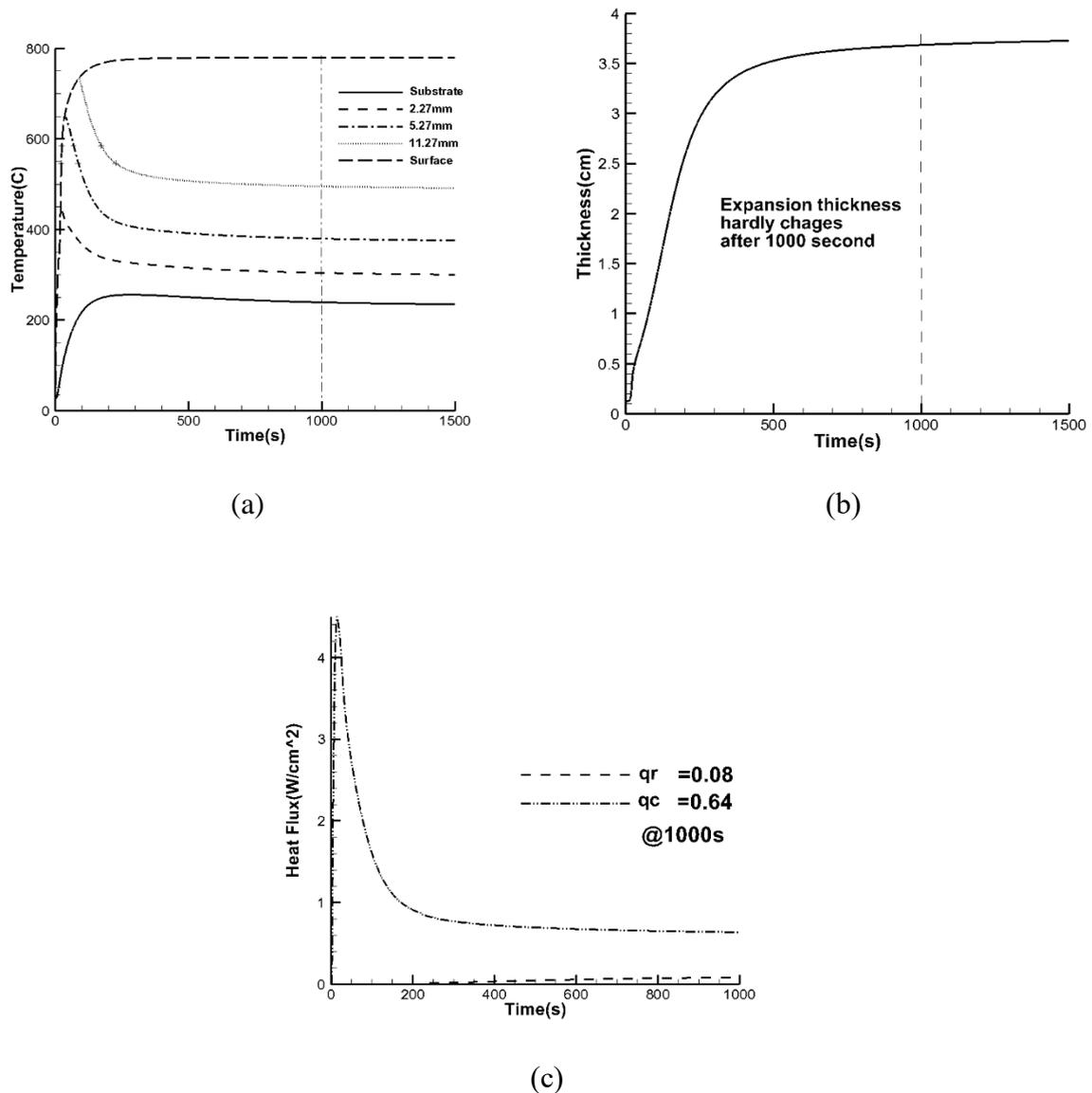


Fig. 2 The variations of (a)temperatures, (b)thickness and (c) the conductive and radiative heat fluxes (q_c and q_r) to the solid substrate as a function of time for reference case.

The following figures show the results of reference case at 1000s. Figure 3a shows the distributions of temperature and mass loss fraction as a function of thickness. Figure 3b shows the distributions of radiative (q_r) and conductive (q_c) heat fluxes (the positive value is to the steel plate). Although the distribution of total heat flux (q_r+q_c) is almost uniform through the expansion layer. One can see that the radiative heat flux is much higher than the conductive one in the full expansion region but decreases as closer and closer to the steel plate and becomes lower than the conductive heat flux.

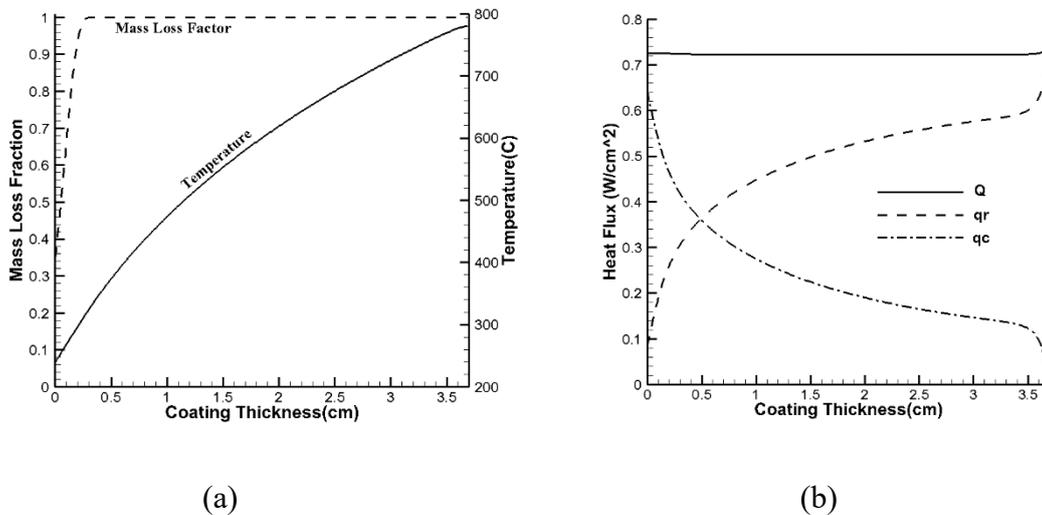


Fig. 3 The simulation results of the reference case in the intumescent coating at 1000s. (a) The distributions of temperature and mass loss fraction. (b) The distributions of conductive(q_c), radiative(q_r) and total heat fluxes at 1000s.

Thermal Conductivity Effects

In this model, the conductivity is assumed to be proportional to the remained density. The temperatures of steel plate as a function of time are represented in Fig.4a. It shows the higher effective conductivity give the faster thermal response on the steel temperature and eventually reaches to a higher steady temperature. Figure 4b shows the variation of thickness as a function of time. It shows the higher conductivity takes longer time for expansion at the very beginning but have thicker expansion layer, and vice versa. Figure 4c shows the fluxes to the steel plate for different thermal conductivities. One can see that the higher thermal conductivity increases both radiative (q_r) and conductive (q_c) heat fluxes, and consequently decreases the heat blocking efficiency.

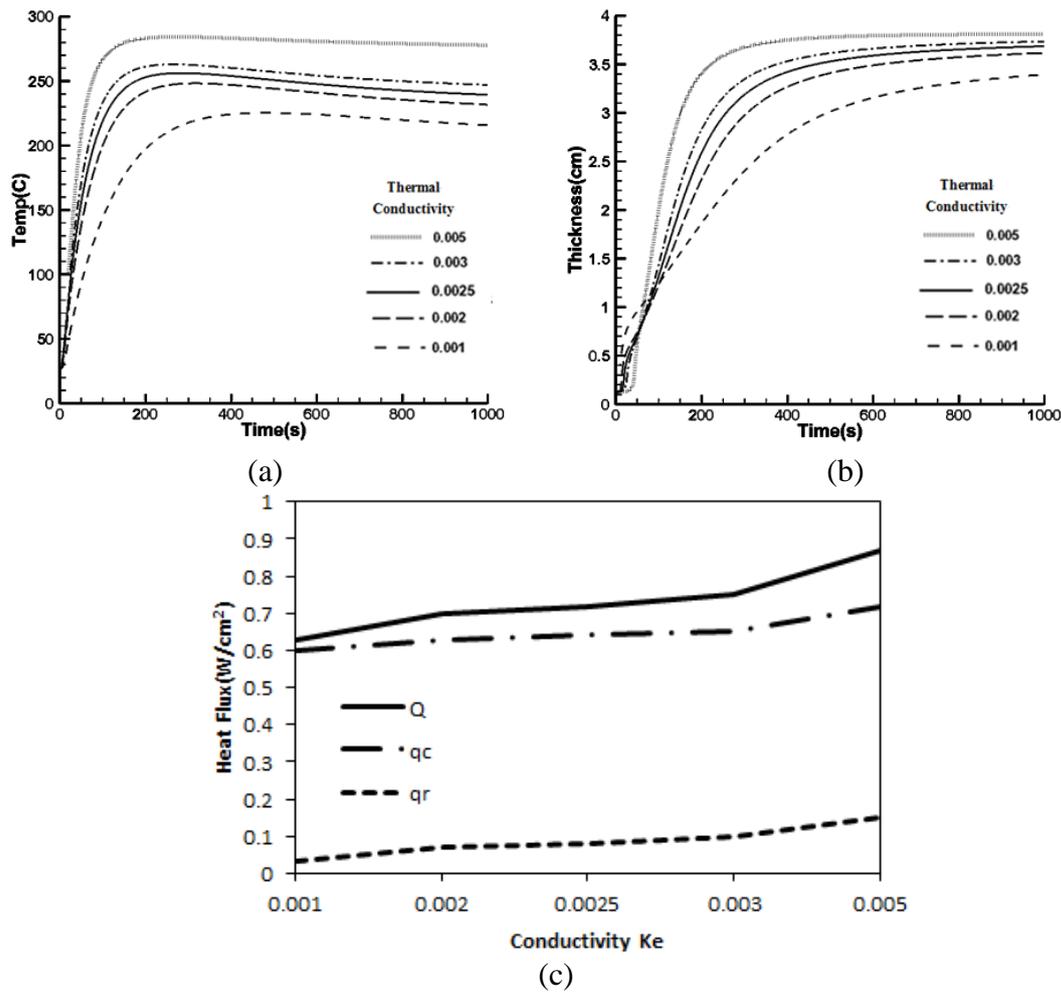


Fig. 4 The simulation results of varying the thermal conductivity (k_0) of virgin coating. (a) The temperature of steel plate as a function of time. (b) The thickness variation as a function of time. (c) The radiative(q_r), conductive(q_c) and total ($Q=q_c+q_r$) heat fluxes to the solid plate for different thermal conductivities.

The radiant extinction Coefficient Effects

The radiant extinction coefficient stands as a factor of radiant heat penetrates through the intumescent coating. The value is assumed to be proportional to the remained density. The temperatures of steel plate as a function of time are represented in Fig.5a. It shows the lower extinction coefficient lead to a higher plate temperature at the end because the radiant heat is less blocked by the high-porosity carbon layer. Consequently, the lower extinction coefficient gives the thicker expansion layer, as shown in Fig.5b. Figure 5c shows the fluxes to the steel plate for different extinction coefficients. One can see that as the extinction coefficient decreases the radiant heat flux increases, while the variation of conductive heat is limited. The total heat flux to the steel plate increases (the heat blocking efficiency decreases) with the decrease in extinction coefficient.

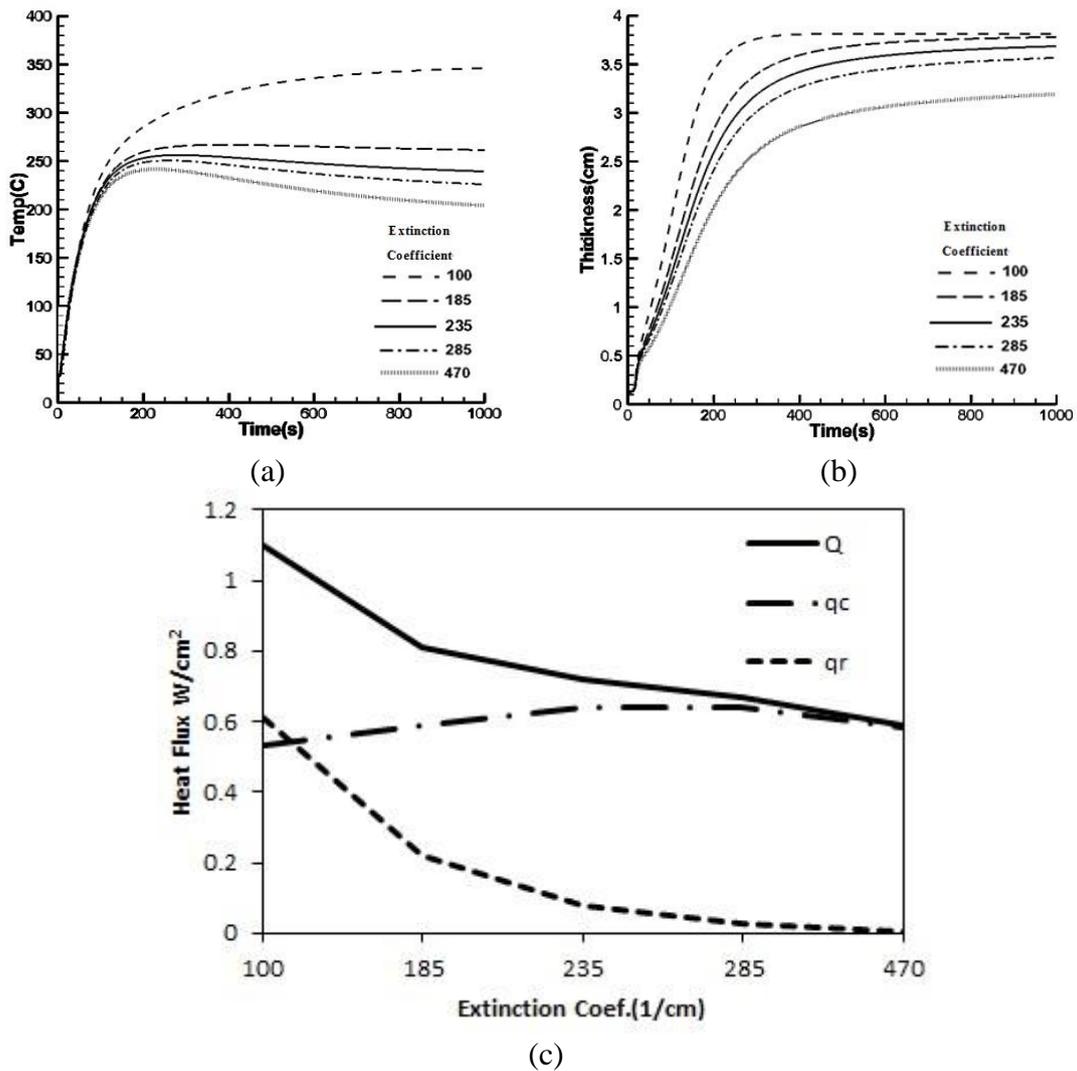


Fig. 5 The simulation results of varying the radiant extinction coefficient (β_0). (a) The temperature of steel plate as a function of time. (b) The thickness variation as a function of time. (c) The radiative(q_r), conductive(q_c) and total ($Q=q_c+q_r$) heat fluxes to the solid plate for different radiant extinction coefficients.

四、結論

A new intumescent coating model with the consideration of radiation in the highly porous carbon layer is developed in this paper. The radiative heat transfer equation is solved by S_N discrete ordinate method. In addition, the numerical treatment for the expanding coating layer is by including the expansion effects on the property parameters, instead of dealing with the variation of grid system.

The results show the reasonable expansion behaviors and heat transfer phenomena of intumescent coating as subject to a high heat flux. Furthermore, more details about the performance and heat blocking mechanisms can be obtained from this model. In the sensitivity tests, this study also shows significant effects of thermal

conductivity and radiant extinction coefficient on the transient and steady performances of the intumescent coating.

To authors' knowledge, the thermal and physical properties in the intumescent carbon layer, such as pyrolysis rate, extinction coefficient, thermal conductivity, etc., are still lacking. To better understanding the expanding process of intumescent coating in a fire, these parameters need to be measured.

五、符號命名

H_{coating}	thickness	(c m)
x	X directional coordinate	(c m)
ρ	density	(g / c m ³)
ρ_r	original density	(g / c m ³)
Ω	albedo	(-)
C_p	specific heat	(J / g - K)
k_e	effective conductivity	(J / c m - K)
β	extinction coefficient	(1 / c m)
b	backward scattering factor	(-)
\dot{m}	mass loss rate	(g / c m ³ - s)
\dot{m}_r	original mass loss rate	(g / c m ³ - s)
ϕ	mass loss factor	(-)
ϕ_{max}	maximum mass loss factor	(-)
χ	expansion factor	(-)
χ_{max}	maximum expansion factor	(-)
h_L	latent heat	(J / g)
T	temperature	(K)
\dot{q}_{rad}	radiative heat flux	(W / c m ²)
A	pre-exponential factor	(1 / s)
E	activation energy	(J / g - m o l)
R_u	universal gas constant	(J / m o l - K)
t	time	(s)
τ	radiant path	(-)
I	radiant intensity	(W / s r)
I_b	backward radiant intensity	(W / s r)
σ_s	scattering coefficient	(1 / c m)
σ_a	absorption coefficient	(1 / c m)
Φ	scattering phase function	
σ	Stefan-Boltzmann constant	

六、參考文獻

1. Zhang, F., Zhang, J., Wang, Y., Modeling Study on The Combustion of Intumescent Fire-Retardant Polypropylene, *Express Polymer Letters*, Vol. 1, No.3, pp. 157-165, 2007.
2. Keyhani, M., Krishnan, V., Thermal Response of a Decomposing Polymer, ASME HTD, Heat Transfer in Porous Media, Vol. 240, pp. 35-41, 1993.
3. Shih, Y. C., Thermochemical Ablation of High-Temperature Thermal Insulation Materials, Ph.D. Dissertation, The Pennsylvania State University, PA. 1997.
4. Koo, J. H., Thermal Characterization of a Ceramic Intumescent Material, *Fire Technology*, Vol. 34, No.1, 1998.
5. Hsu, S. Y., Tien, J. S., Takahashi Fumiaki, Olson, S., Modeling Heat Transfer in Thin Fire Blanket Materials under High External Heat Fluxes, Fire Safety Science-Proceedings of the 10th (International) Symposium, pp. 973-986, 2011.
6. Wang, Y., Goransoon, U., Holmstedt, G., Omrane, A., A Model for Prediction of Temperature in Steel Structure Protected by Intumescent Coating, Based on Tests in the Cone Calorimeter, Fire Safety Science-Proceeding of 8th (International) Symposium, pp. 235-246, 2005.
7. Jimenez, M., Duquesne, S., Bourbigot, S., Characterization of the Performance of an Intumescent Fire Protective Coating, *Surface & Coating Technology*, Vol. 201, pp. 979-987, 2006.
8. Mesquita, L. M. R., Piloto, P. A. G., Vaz, M. A. P., Pinto, T. M. G., Decomposition of Intumescent Coatings: Comparison between a Numerical Method & Experimental Results, *Acta Polytechnica*, Vol. 49, No.1, 2009.
9. Chaboki, A., Kneer, M. J., Schneider, M. E., Koo, J. H., Experimental and Numerical Results for Thermo-physical Properties and Thermal Response of a Fire-Retardant Polymer, ASME, HTD, Experimental/Numerical Heat Transfer in Combustion and Phase Change, Vol. 170, pp.1-9, 1991.
10. Shih, Y. C., Cheung, F. B., Koo, J. H., Theoretical Modeling of Intumescent Fire-Retardant Materials, *Journal of Fire Science*, Vol. 16, pp.46-71, 1998.
11. Henderson, J. B., Wiecek, T. E., A Mathematical Model to Predict the Thermal Response of Decomposing, Expanding Polymer Composites, *Journal of Composite Materials*, Vol. 21, pp.373-393, 1987.
12. Anderson Jr, C. E., Wauters, D. K., A Thermodynamic Heat Transfer Model for Intumescent Systems, *Inf. J. Engng Sri.*, Vol. 22, No.7, pp. 881-889, 1984.
13. Anderson Jr., C. E., Dziuk Jr., J., Mallow, W. A., Buckmaster, J., Intumescent Reaction Mechanisms, *Journal of Fire Sciences*, Vol. 3, pp. 161-194, 1985.
14. Buckmaster, J., Anderson, C. E., Nachman, A., A Model for Intumescent Paints, *Inl. J Engn8 Sci.*, Vol. 24, No.3, pp. 263-276, 1986.

貧油預混火焰於陶瓷顆粒床燃燒特性

Combustion Phenomenons of Lean Premixed Flame in Ceramic Granular Bed

林士強¹、楊授印²、吳敏聖³、徐德利⁴

Shr-Chiang Lin, Shou-Yin Yang, Min-Sheng Wu, De-Li Hsu

行政院原子能委員會核能研究所化學組

Chemistry Division, Institute of Nuclear Energy Research

國立虎尾科技大學動力機械系

Department of Power Mechanical Engineering, National Formosa University

摘要

化石能源大量使用，導致面臨能源短缺問題，因此本研究介紹一種高效能燃燒器，提升燃料的燃燒效率，達到節能目標。

貧油預混 CH_4/air 、 $\text{H}_2/\text{C}_3\text{H}_8/\text{air}$ 、 $\text{C}_3\text{H}_8/\text{air}$ 燃氣於陶瓷顆粒床(Ceramic Granular Bed, CGB)燃燒，具有不同燃燒現象，因此本研究探討混合物流速(mixture velocity, u_g)、當量比(equivalent ratio, ϕ)改變對火焰之影響。實驗選用 5 只熱電偶擷取的方式，從而觀察火焰溫度及絕對傳播速度(Absolute propagation speed, S_{ab})。

結果顯示在 CGB 燃燒時， u_g 和發熱率通量(firing rate flux, Γ)的提升，導致火焰溫度及 S_{ab} 增加；而 S_{ab} 也隨 ϕ 提升而加速。在 H_2 取代 C_3H_8 燃料條件中， H_2 濃度提升使 Γ 略微減少，並且 CGB 熱傳現象的影響，導致溫度下降，同時擴大可燃極限。預混燃氣於陶瓷顆粒床燃燒，具有擴大可燃極限及提升燃燒效率的優點，有助於低熱值燃氣的應用。

關鍵詞：貧油、預混火焰、顆粒床、實驗。

Abstract

Due to extensive usage of fossil fuels, lack of energy become a issue now. Accordingly, a high efficiency burner is introduced in this study, improving combustion efficiency to achieve the goal of energy conservation.

There are various combustion phenomenon of lean premixed CH_4/air 、 $\text{C}_3\text{H}_8/\text{CO}/\text{air}$ and $\text{C}_3\text{H}_8/\text{air}$ flame in Ceramic Granular Bed(CGB). Therefore, this study investigates the effect of mixture velocity (u_g), equivalent ratio (ϕ) to observation of the combustion. Flame temperature and absolute propagation speed (S_{ab}) are measured by five thermocouple in this experiment.

¹ 行政院原子能委員會核能研究所化學組，助理研發師，
E-mail: SCLin@iner.gov.tw

² 國立虎尾科技大學動力機械工程系，副教授

³ 國立虎尾科技大學動力機械工程系，在學博士生

⁴ 國立虎尾科技大學動力機械工程系，碩士

The results exhibit that during combustion in CGB, u_g and firing rate flux (Γ) is increase leading to the raise of flame temperature and S_{ab} ; In addition, S_{ab} is accelerated with ϕ increase. In the H_2 substitution for C_3H_8 fuel conditions, and increase of H_2 concentration leads to the fact that Γ decrease slightly. Furthermore, the thermal conductive phenomenon in CGB result in a decrease of temperature and expansion of the lower flammable limit simultaneously. The premixed flame in CGB has advantages of expansion of the flammable limit and enhancement of the combustion efficiency, that assist the fuel gas application with the lower calorific value.

Keywords: Lean, Premixed flame, Granular bed, Experiment.

一、前言

1.1 化石燃料燃燒之廢氣污染

化石能源及生質能源使用，造成排放廢氣的污染問題，其中包含 SO_x 和 NO_x ，在燃燒未處理而排放至大氣時，將與空氣中的水蒸氣相互結合，形成稀硫酸和稀硝酸，因此降雨同時，便形成所謂的酸雨；而溫室氣體(H_2O 、 CO_2 、 CH_4 、氟氯碳化物(HCFCs)等)導致地球環境溫度提升。經濟部能源局[1]從 1990 年到 2012 年資料統計顯示，隨總燃料應用上的增長，釋放 CO_2 的量也隨之增加，從原先 108,071 千公噸提升至 251,135 千公噸，約上升 2.3 倍，因此本研究開發高效能燃燒器，除了節能及提升燃燒效率外，也降低廢氣排放的產生，達到環境保護的目標。

1.2 高效能燃燒器

顆粒床技術為高效能燃燒器的一種，以多孔性介質置於燃燒器內，使床體具有蓄熱特性，因此預混火焰於多孔性介質燃燒時，形成超焓燃燒(excess enthalpy combustion)的特性，其中熱輻射便為重要的熱傳方式。預混火焰於下游端燃燒時，火焰及高溫顆粒釋放的能量被上游顆粒吸收，造成固相溫度的提升，而高溫顆粒經熱傳導至低溫顆粒時，因上游燃氣行經，導致熱對流影響，提升上游燃氣溫度，形成預熱的條件，如圖1所示。早期Yoshida et al.[2]和Yoshizawa et al.[3]了解熱輻射在顆粒床為重要的參數，而Barra et al.[4]嘗試改變床質長度，結果顯示對熱再循環的效果較不明顯。本團隊先前透過實驗與數值方式研究[5]，觀察預混火焰於陶瓷顆粒床(CGB)燃燒現象，結果顯示熱再循環效率於高當量比(equivalent ratio, ϕ)、高 Γ 的條件，以熱輻射作為主要預熱上游顆粒的方式；而低 ϕ 、低 Γ 時，預熱方式轉成熱傳導為主。

Mujeebu et al.[6]敘述多孔性介質燃燒器可稱為超焓燃燒或過濾燃燒(filtration combustion)，燃燒時產生的熱能，透過熱再循環的效果，造成火焰溫度提升並高於傳統的自由火焰，具有高燃燒速率、低污染排放及擴大可燃極限等優點；而Lee et al.[7]在火焰傳播於顆粒床時，顯示顆粒床熱再循環效果，導致火焰溫度低於絕熱火焰溫度；而Shi et al.[8]觀察到在燃燒反應波及熱波重疊時，產生

超絕熱燃燒現象。上述理論探討熱再循環的改變，對火焰溫度造成的影響，結果顯示火焰於CGB燃燒時，熱傳機制為重要參數之一，因此如何有效的控制操作條件，為本研究之重點。

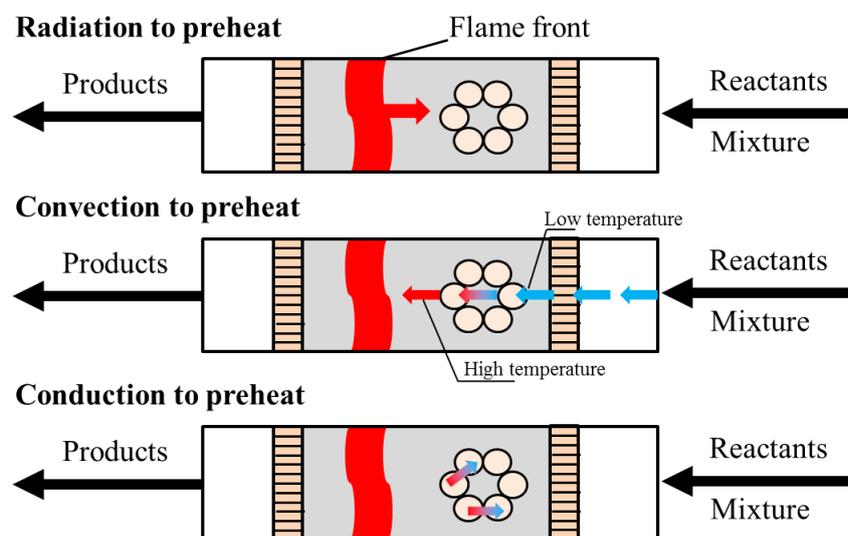


圖1 熱傳示意圖。

1.3 預混燃氣於顆粒床燃燒現象

預混燃氣在顆粒床燃燒，受到顆粒之間蓄熱特性的影響，導致火焰結構與自由火焰有明顯差異，其中Lee et al.[7]以實驗和數值探討 C_3H_8 在層流預混火焰於陶瓷蜂巢板的燃燒情形，結果顯示火焰穩定於下游處，並呈現藍色火焰。Francisco et al.[11]探討低熱值($H_2/CO/CO_2/N_2$)與 CH_4 燃燒現象，觀察到 CH_4 反應所產生的廢氣高於低熱值氣體。Catapan et al.[12]在預混 CH_4/Air 於輻射燃燒器的噴流火焰中，觀察到局部的燃燒速率較高，且具有較低的污染排放。

H_2 和 CO 為碳氫燃料反應時的不完全燃燒產物之一，但由於 H_2 的易燃性及 CO 的毒性，因此安全使用上受到顧慮，所以本研究搭配顆粒床技術進行研究，提升燃燒上的安全性。Voss et al.[13]探討貧油 H_2/CO 於顆粒床中的燃燒現象，結果顯示出火焰在顆粒床的反應厚度較自由火焰寬，而隨 H_2 濃度的提升導致火焰厚度縮窄，Tseng [14]在預混 CH_4/H_2 顯示出相同現象，除了提升火焰速度和縮窄火焰厚度外，也擴大顆粒床中的操作範圍。Mendes et al.[15]以兩步驟化學反應計算低熱值燃燒，觀察到在超貧油條件下，高 H_2 含量穩定性隨 ϕ 和預熱溫度的提升而增加。Francisco Jr. et al.[16]觀察 CH_4 燃燒時，熱輻射效率保持在35%左右；而低熱值混合燃料($H_2/CO/CO_2/N_2$)輻射效率下降至18到26%之間，並隨 H_2 濃度提升而降低。Voss et al.[17]在低壓降的多孔性燃燒器，觀察到預混 H_2/air 具有較低的火焰溫度和 NO_x 排放。Saveliev et al.[18]探討貧油預混 H_2/Air 火焰於 $\epsilon=0.4$ 的氧化鋁床質的燃燒現象，並根據絕熱能量平衡方程式計算，敘述燃料於填充床的燃燒百分比，並與實驗操作範圍進行驗證，結果顯示 H_2 濃度過高時，產生瞬間回火的情形。

本團隊先前研究[19-23]具有相同結果，在預混 H_2/air 於顆粒床燃燒時，產生瞬間回火情況，原因是受到燃料擴散係數以及層流燃燒速度的影響，致使操作範

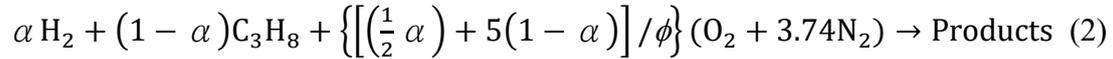
圍的縮窄，另外顆粒床熱損失也導致火焰溫度隨 ϕ 提升而下降。相同 ϕ 及 Γ 條件下，氫氣(0-50%)取代丙烷於顆粒床燃燒時，導致整體火焰溫度下降及NO_x濃度排放降低，原因是受到氫引燃溫度影響，致使火焰結構的改變，而絕對傳播速度(Absolute propagation speed, S_{ab})也受到提升。低 Γ 時，因熱輻射效應使預熱效果增加，造成CO排放提升；在高 Γ 時，具有更高的熱輻射效應，使HC的濃度提升，及CO₂的排放濃度較低。H₂導入CO於顆粒床中，觀察到在較低的氫含量以CO + OH = CO₂ + H為主導，而隨氫濃度的提升，OH、H radical產量增加，從中證明 S_{ab} 的影響。

目前燃燒技術較為成熟，高熱值燃料可直接進行燃燒應用；但由於能源短缺，高效能燃燒器逐漸受到注重。本研究結合顆粒床技術，達到整體燃燒效率的提升，實現節能目標。

二、實驗方法

圖 2 為陶瓷顆粒床燃燒器(Ceramic Granular Bed, CGB)設備圖，分別為燃氣供應系統、CGB 和溫度擷取系統，其中 CGB 是由直徑 4-5mm 陶瓷顆粒球堆疊而成，形成 ε 約為 0.33、長 0.1m、內徑約為 0.085m 區域，並以陶瓷蜂巢板固定前後兩端，使顆粒維持在燃燒器內部。實驗操作時，透過燃氣供應系統控制各流量，並在混合腔形成預混的效果，而 CGB 燃燒器於下游處引燃時，藉由 5 只熱電偶擷取火焰溫度，探討燃燒現象。

燃氣與空氣經由流量計控制體積流量，並透過混合腔形成混合燃氣。預混燃氣 ϕ 及各組成的計算如 Eq. (1、2)所示：



其中 α 為含氫量。

透過 ϕ 和總體積流量(Q_{total})，計算與顆粒床孔隙度(ε)及截面積(A)的關係，觀察預混燃氣於顆粒床內部混合物流速(mixture velocity, u_g)。而 u_g 的公式如下：

$$u_g = \frac{Q_{\text{total}}}{\varepsilon A} \quad (3)$$

預混火焰於不同 α 產生的發熱率通量(firing rate flux, Γ)，計算如下：

$$\Gamma = [HHV_{\text{H}_2} \times \dot{m}_{\text{H}_2} + HHV_{\text{CH}_4} \times \dot{m}_{\text{CH}_4} + HHV_{\text{C}_3\text{H}_8} \times \dot{m}_{\text{C}_3\text{H}_8}] / A \quad (4)$$

其中 HHV_{H_2} 為氫氣的高熱值； \dot{m}_{H_2} 為氫氣的質量流率； HHV_{CH_4} 為甲烷的高熱值； \dot{m}_{CH_4} 為甲烷的質量流率； $HHV_{\text{C}_3\text{H}_8}$ 為丙烷的高熱值； $\dot{m}_{\text{C}_3\text{H}_8}$ 為丙烷的質量流率。

而 S_{ab} 為火焰於 CGB 中，向上游回傳的速度，公式如下：

$$S_{ab} = \frac{L}{\text{TC}_{5,t} - \text{TC}_{1,t}} \quad (5)$$

其中 $\text{TC}_{1,t}$ 為火焰引燃後，燃燒至 TC1 的時間(sec)； $\text{TC}_{5,t}$ 為火焰引燃後，燃燒至 TC5 的時間(sec)； L 為床質長度(0.1m)。

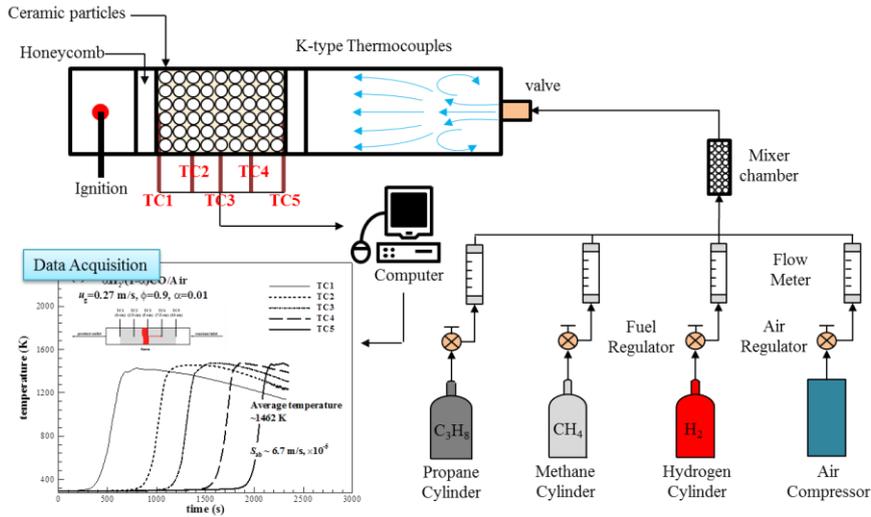


圖 2 陶瓷顆粒床燃燒器之實驗設備。

三、結果與討論

本研究以貧油預混 CH_4/air 、 $\text{C}_3\text{H}_8/\text{air}$ 和 $\text{H}_2/\text{C}_3\text{H}_8/\text{air}$ 探討不同操作條件(u_g 、 ϕ 、 α)，所產生的燃燒現象，結果在下面章節敘述。

3.1 CGB 傳遞特性

預混燃氣引燃時，層流燃燒速度(laminar flame speed, S_L)及 CGB 熱傳特性使化學反應維持於下游處，並藉由熱傳導、熱對流及熱輻射預熱床質及燃氣，造成火焰向上游傳遞，但操作條件的不同，使傳播現象產生變化，並呈現三種燃燒現象，分別為瞬間回火、內部回火以及表面火焰，如圖 3 所示。

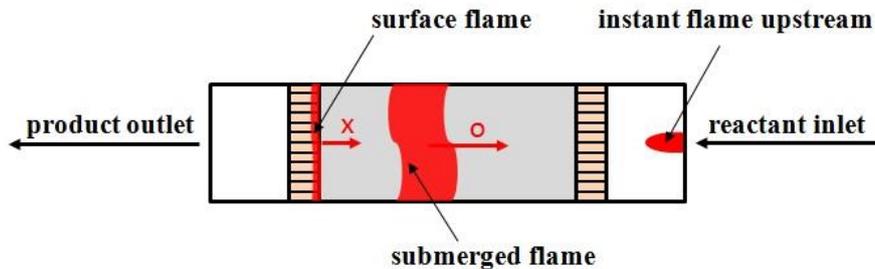


圖 3 預混火焰燃燒現象圖。

3.2 CGB 操作邊界

圖 4a 為預混燃氣於 CGB 燃燒操作範圍， H_2 燃料和碳氫燃料相比，具有寬廣的可燃極限。然而本團隊先前研究[22]，觀察到預混合的 H_2 /空氣火焰於 CGB 燃燒時，並沒有受到延伸。純 H_2 條件在操作範圍($u_g < 1 \text{ m/s}$)中，受到熱傳特性影響，造成瞬間回火、內部回火以及表面火焰。內部回火操作條件在 $\phi = 0.2 \sim 0.4$ 之間，根據先前研究[5]顯示，低 ϕ 條件下，CGB 火焰熱傳特性以熱傳導作為主導，因此在低 ϕ 條件時，逐漸轉變為表面火焰或者火焰被吹出燃燒器外，因此難以形成內部火焰。而 ϕ 提升時，層流燃燒速度的增加，使表面火焰逐漸轉變為內部火

焰。當 $\phi > 0.4$ ，層流燃燒速度急遽增加，因此相對 CGB 熱循環的效果較不明顯，從而產生瞬間回火的情形。

本團隊先前研究[5]探討貧油預混 CH₄/air 於顆粒床燃燒，因此最大 ϕ 為 0.9；而最小極限為 0.5。在高當量比($\phi=0.9$)，所敘述的 u_g 之操作範圍從 0.23 到 0.87m/s。在 $\phi=0.5$ ， u_g 之操作範圍從 0.49 至 0.67 m/s。結果表明當 ϕ 降低時，燃料單位體積減少，因此預混火焰於 CGB 傳播時，操作範圍受到影響。其中低 u_g 和低 Γ 邊界處，由於 CGB 熱損失影響，使火焰停止傳播。隨 u_g 和 Γ 的增加，因為熱傳特性影響，使預混燃氣於 CGB 傳播逐漸穩定，並產生回傳現象，然而當 u_g 及 Γ 提到更高時， u_g 超過 CGB 的 S_{ab} ，因此吹出燃燒器的現象又會產生。

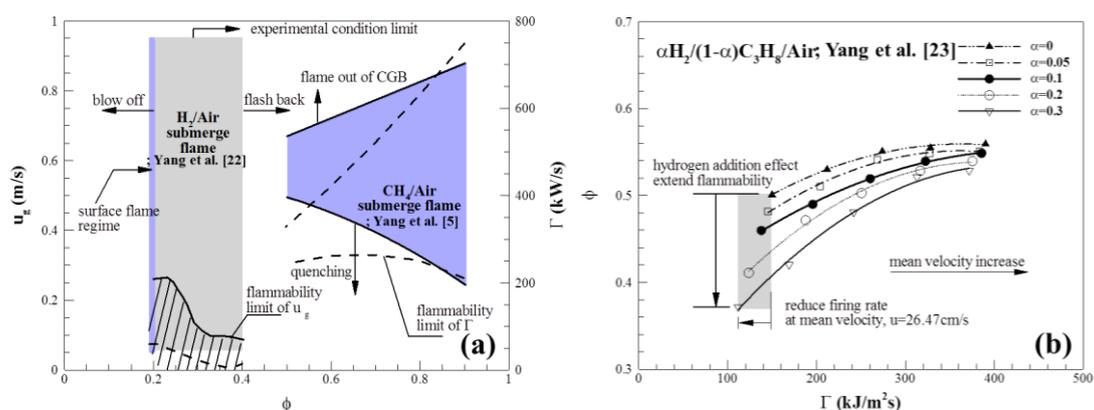


圖 4 預混燃氣於 CGB 操作範圍(a)H₂[22]和 CH₄[5]；(b)C₃H₈+H₂[23]。

圖 4b 顯示本團隊先前[23]在 C₃H₈ 預混燃氣於不同比例的 H₂ 取代後，對操作限制之影響。當 $\alpha = 0$ ，預混火焰隨 Γ 的下降，可燃極限從 0.56 變至 0.5。這變化與熱傳機制有關，在低 u_g 的條件下，當預混燃氣進入 CGB 時，熄滅邊界及火焰溫度較低，是因為熱循環過程中的熱輻射比例降低；相反的，高 u_g 的條件以熱傳導作為主要的熱循環機制[5]，因此可燃極限隨 Γ 下降而擴大。當 α 提升時，可燃極限明顯增加，在 $\alpha = 0.30$ 而 $\Gamma = 372$ kJ/m²s 時，操作邊界為 0.53； Γ 下降至 112 kJ/m²s 時，操作邊界為 0.37。結果顯示，低 Γ 的條件中，能有效提升 ϕ 的可燃極限，並且隨 α 的增加，活化能影響使可燃極限範圍擴張，其中高 α 具有明顯現象，因為 H₂ 質量擴散相對比 C₃H₈ 高，並且低 u_g 及傳導影響，使 H₂ 擴散至上游區域，提升燃氣的可燃性。

3.3 溫度分佈

預混燃氣於 CGB 燃燒時，操作條件的改變使的燃燒現象受到影響，本研究透過熱電偶的方式量測，觀察溫度分佈的變化，其中左方為下游出口端；右方則為上游入口端，並固定 $u_g = 0.4$ m/s、 $\phi = 0.9$ 條件，探討燃料的特性。而本團隊先前研究[5、23]C₃H₈、20% H₂/ 80% C₃H₈ 和 CH₄ 燃氣，觀察 Γ 分別為 484、445 和 463 kJ/m²s，在第一只熱電偶最高溫後 500 秒擷取溫度分佈圖(圖 5)。在點火時，

預混火焰燃燒釋放的能量經由熱輻射傳至上游床體，並造成火焰逐漸從 CGB 下游傳播至上游；當燃氣混合物從上游流經下游處時，高溫顆粒導致燃氣的預熱。

本研究透過熱電偶量測平均平均溫度，結果顯示 C_3H_8 火焰溫度為 1384K；而 H_2 取代 20% 的條件下，火焰溫度略低，下降至 1355K；而 CH_4 為 1297K，略低於兩者燃氣溫度值。預混燃氣在第一只熱電偶呈現最高溫後 500 秒時， C_3H_8 、20% H_2 /80% C_3H_8 燃氣傳播距離皆傳至第三只熱電偶位置處，而 CH_4 則傳至第二只，從圖中可以觀察到 CH_4 的 S_{ab} 低於兩者燃氣。當 H_2 燃氣取代 C_3H_8 時，降低了最高火焰溫度(第三只熱電偶)，但預熱溫度卻高於 C_3H_8 /air 燃氣，由於 H_2 的取代下，降低整體的活化能，並使燃氣更容易預熱陶瓷顆粒，因此在火焰引燃時，改變 S_{ab} 及火焰的反應範圍。

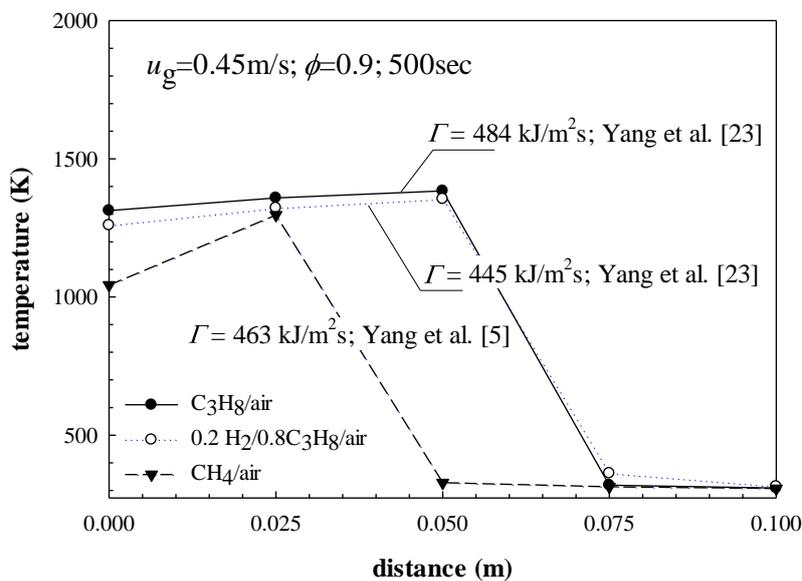


圖 5 預混燃氣溫度分佈圖。

3.4 不同操作條件對火焰溫度關係圖

正常自由火焰於相同 Γ 所形成的溫度是相同的，但受到 CGB 熱傳特性影響，使不同操作條件(u_g 、 ϕ 、燃氣)，導致火焰溫度的變化，因此本研究透過熱電偶量測探討火焰結構的改變。

圖 6 顯示不同 ϕ 及 u_g 在 CGB 燃燒時對火焰溫度的關係。根據本團隊先前研究[5]，預混 CH_4 /Air 在 $\phi=0.9$ 和 $\Gamma=747kJ/m^2s$ ，火焰溫度為 1912K，而火焰溫度隨 Γ 下降而降低； $\Gamma=207kJ/m^2s$ 時，火焰溫度變為 1122K。在 $\phi=0.5$ 和 $\Gamma=344 kJ/m^2s$ ，火焰溫度為 1119K；而 Γ 提升至 331 kJ/m^2s ，火焰溫度為 1361K。結果顯示火焰可在 $\phi=0.5\sim 0.9$ 之間回傳，傳播時最低溫度約為 1120K，表明火焰溫度低於此值無法傳播或造成熄滅。而 Γ 的增加與火焰溫度呈現線性，但 Γ 超過 412 kJ/m^2s 和 $\phi<0.7$ 時，預混火焰溫度隨 Γ 增加而提升彎曲曲線，從熱在循環率推測是 CGB 熱損失的影響所引發的現象。

本團隊先前研究[23]預混 C_3H_8 /Air 於 CGB 操作條件上的溫度影響，如圖 6 所示。當 $\phi=0.9$ ，火焰溫度隨 Γ 的降低而下降， Γ 從 678 kJ/m^2s 降至 291 kJ/m^2s

時，溫度從 2014K 降至 1159K，而傳播時最小的溫度約為 1150K，表明火焰溫度低於此值無法傳播或造成熄滅。而 $\phi=0.5$ 時，由於熱傳機制影響，使火焰產生燃燒極限上的限制，因此在低 u_g 及 ϕ 的條件，以傳導作為主要的預熱條件，火焰可在 CGB 內傳播；但相對高 ϕ 的條件，熱輻射逐漸作為主要的影響，因此預混火焰無法有效回傳於顆粒之間。

圖 6 為預混 C₃H₈/Air 以 30% 的 H₂ 燃料取代 ($\alpha=0.30$) 時[23]，火焰溫度與 Γ 及 ϕ 之間的關係圖。當 $\phi=0.9$ ，火焰溫度隨 Γ 的降低而下降， Γ 從 594 kJ/m²s 降至 255kJ/m²s 時，溫度從 1527K 降至 1015K。而 $\phi=0.5$ 時，擴張可燃極限，在 Γ 從 241 kJ/m²s 降至 145kJ/m²s 時，溫度從 1148K 降至 1052K。結果顯示傳播時最小的溫度約為 1015K，表明火焰溫度低於此值無法傳播或造成熄滅。當 α 提升時 ($\alpha=0\sim 0.3$)，因為 H₂ 擴散[18]及熱傳機制[5]的變化，導致火焰特性的改變，進而導致 Γ 及 ϕ 的影響降低，及火焰溫度的下降。

貧油預混 CH₄/air、C₃H₈/air 和 H₂/C₃H₈/air 於 CGB 燃燒時，在 $\phi=0.9$ 條件下，CH₄/air 相比其他燃氣具有較高的火焰溫度，其次為 C₃H₈/air 和 H₂/C₃H₈/air，而在較高 Γ 的條件下，CGB 熱傳機制及燃氣特性導致 C₃H₈/air 溫度高於 CH₄/air。

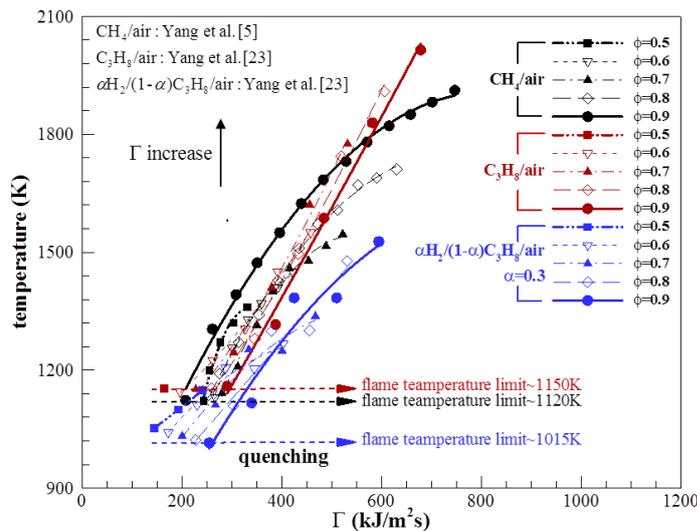


圖 6 預混 CH₄/air[5]、C₃H₈/air[23]和 0.3H₂/0.7C₃H₈/air[23]在 Γ 與火焰溫度關係圖。

3.5 不同操作條件對 S_{ab} 關係圖

基於實驗熱電偶的時間差，作為 CGB 內的 S_{ab} 。圖 7 顯示預混 CH₄/Air 的 Γ 及 ϕ 對 S_{ab} 關係圖[5]。在高當量比 ($\phi=0.9$)，當 Γ 提升使 S_{ab} 的增加，從 8.1×10^{-6} m/s 加速至 5.1×10^{-5} m/s；當 $\phi=0.8$ ，而 S_{ab} 為 7.0×10^{-6} m/s，最大為 2.7×10^{-5} 。結果觀察到 S_{ab} 隨 Γ 率提升而增加，其中 $\phi=0.9$ 的幅度最為明顯；然而 ϕ 降至 0.7 時，其 Γ 對 S_{ab} 變的微不足道了。而 S_{ab} 在 CGB 傳遞因素是非常複雜的，其牽扯到顆粒特性及預混燃料特性，這些特性包含熱輻射、熱對流、熱傳導及反應區影響。自由火焰中，貧油預混甲烷/空氣的 Le number < 1，為不穩定的傳播特性，然而

CGB 傳播是受到顆粒的影響，使火焰產生預熱特性，因此影響到熱擴散及質量擴散。結果顯示在高當量比($\phi=0.8\sim 0.9$)Le 從原先不足 1 變化至大於 1，此外高 Γ 導致高熱輻射及預熱特性，從而加速 S_{ab} ；反之，在低當量比($\phi=0.5\sim 0.7$)，預混火焰因較低 Γ 及火焰溫度導致 S_{ab} 的變化。

本團隊先前研究[23] C_3H_8/Air 和 S_{ab} 關係(圖 7)，當 $\phi=0.9$ ，而 S_{ab} 隨 Γ 的降低而減慢速度，此外 ϕ 的下降(0.9 至 0.5)導致 S_{ab} 下降，但 Γ 對 S_{ab} 的影響卻逐漸降低。 C_3H_8/Air 以 30% 的 H_2 燃料取代($\alpha=0.30$)後，觀察 S_{ab} 之與 C_3H_8/Air 差異，觀察到 α 提升時，而 S_{ab} 相對應提高，低 Γ 條件卻是下降的。結果表明在 H_2 燃料取代下，因 Γ 及 ϕ 的影響，導致預混火焰溫度的下降，並且擴散及熱傳機制[5] 的變化，使 S_{ab} 降低。

貧油預混 CH_4/air 、 C_3H_8/air 和 $H_2/C_3H_8/air$ 於 CGB 燃燒時，在 $\phi=0.9$ 條件下， $H_2/C_3H_8/air$ 相比其他燃氣具有較高的 S_{ab} ，其次為 C_3H_8/air 和 CH_4/air 。

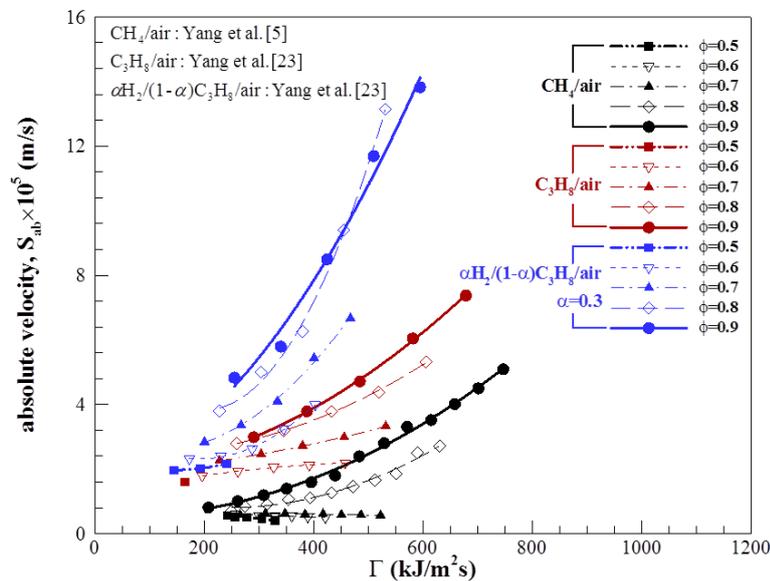


圖 7 預混 CH_4/air [5]、 C_3H_8/air [23]和 $0.3H_2/0.7C_3H_8/air$ [23]在 Γ 與 S_{ab} 關係圖。

四、結論

本研究通過實驗方式，探討貧油預混 CH_4/air 、 $H_2/C_3H_8/air$ 、 C_3H_8/air 燃氣受到 CGB 熱傳機制影響，所造成燃燒現象的改變。結果顯示在改變 u_g 、 ϕ 和燃氣操作條件時，燃料特性及 CGB 熱傳特性的變化，導致溫度趨勢及 S_{ab} 的不同，因此在本研究操作範圍作了以下結論：

1. 貧油預混 C_3H_8/air 在通過 CGB 時，使可燃極限的增加及溫度的降低，在 H_2 取代的條件下，碳氫化合物在 CGB 中能進一步提升易燃性及降低火焰溫度。
2. 貧油預混 CH_4/air 、 C_3H_8/air 燃氣，在 u_g 的提升等同於 Γ 的增加，CGB 熱傳機制也因此受到變化，使火焰溫度提升及 S_{ab} 加速；貧油預混 C_3H_8/air 在 H_2 取代的高 Γ 條件時，而 Γ 的增加使火焰溫度顯著降低，並造成 S_{ab} 的加速；低 Γ 條件， Γ 的提升對火焰溫度和 S_{ab} 影響不大。
3. 預混火焰在 CGB 熱傳的時，高 Γ 條件的主導熱傳機制為熱輻射；而 H_2 燃氣

的性值導致反應區往上游端移動。因此添加 H₂ 燃氣，使火焰厚度及熱損失的提升，並造成火焰溫度的降低，及 S_{ab} 提升。

實驗結果顯示，預混燃氣於陶瓷顆粒床燃燒，具有擴大可燃極限的優點，並且提升燃燒效率，有助於低熱值燃氣的應用。

五、致謝

承蒙科技部編號 MOST 104-2221-E-150-037、MOST 104-3113-E-008-001 和行政院原子能委員會編號 104-2001-02-癸-04 之計劃經費補助得以完成，在此特別感謝。

六、參考文獻

1. 經濟部能源局，"我國燃料燃燒二氧化碳排放統計"，2013。
2. Yoshida, H., Yun, J. H., Echigo, R., Transient characteristics of combined conduction, convection and radiation heat transfer in porous media, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 33, pp.847-857, 1990.
3. Yoshizawa, Y., Sasaki, K., Echigo, R., Analytical study of the structure of radiation controlled flame, *International Journal of Hydrogen Energy*, Vol. 31, pp.311-319, 1988.
4. Barra, A. J., Ellzey, J. L., Heat recirculation and heat transfer in porous burners, *Combustion and Flame*, Vol. 137, pp.230-241, 2004.
5. Yang, S. I., Hsu, D. L., Heat-transfer mechanisms of lean premixed CH₄/air flame in a ceramic granular bed burner, *Combustion and Flame*, Vol. 160, pp.692-703, 2013.
6. Mujeebu, M. A., Abdullah, M. Z., Abu Bakar, M. Z., Mohamad, A. A., Abdullah, M. K., Applications of porous media combustion technology—A review, *Applied Energy*, Vol. 86, pp.1365-1375, 2009.
7. Lee, Y. I., Shin, H. D., Baek, S. W., Experimental and numerical study on the laminar premixed flame stabilized inside a honeycomb ceramic, *Combustion Science and Technology*, Vol. 112, pp.75-93, 1996.
8. Shi, J. R., Xie, M. Z., Liu, H., Li, G., Zhou, L., Numerical simulation and theoretical analysis of premixed low-velocity filtration combustion, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 51, pp.1818-1829, 2008.
9. Cavalierea, A., de Joannon, M., mild combustion, *Progress in Energy and Combustion science*, Vol. 30, pp.329-366, 2004.
10. Khalilarya, Sh., Oryani, H., Jafarmadar, S., Khatamnezhad, H., Nemati, A., Influence of dilution and lean-premixed on mild combustion in an industrial burner, *WASET*, Vol. 47 pp.11-26, 2010.
11. Francisco Jr., R. W., Costa, M., Catapan, R. C., Oliveira, A. A. M.,

- Combustion of hydrogen rich gaseous fuels with low calorific value in a porous burner placed in a confined heated environment, *Experimental Thermal and Fluid Science*, Vol. 45, pp.102–109, 2013.
12. Catapan, R.C., Oliveira, A. A. M., Costa, M., Non-uniform velocity profile mechanism for flame stabilization in a porous radiant burner, *Experimental Thermal and Fluid Science*, Vol. 35, pp.172–179, 2011.
 13. Voss, S., Mendes, M. A. A., Pereira, J. M. C., Ray, S., Pereira, J. C. F., Trimis, D., Investigation on the thermal flame thickness for lean premixed combustion of low calorific H₂/CO mixtures within porous inert media, *Proceedings of the Combustion Institute*, Vol. 34, pp.3335-3342, 2013.
 14. Tseng, C. J., Effects of hydrogen addition on methane combustion in a porous medium burner, *International Journal of Hydrogen Energy*, Vol. 27, pp.699-707, 2002.
 15. Mendes, M. A. A., Pereira, J. M. C., Pereira, J. C. F., On the stability of ultra-lean H₂/CO combustion in inert porous burners, *International Journal of Hydrogen Energy*, Vol. 33, pp.3416-3425, 2008.
 16. Francisco Jr., R. W., Rua, F., Costa, M., Catapan, R. C., Oliveira, A. A. M., On the combustion of hydrogen-rich gaseous fuels with low calorific value in a porous burner, *Energy Fuels*, Vol. 24 pp.880–887, 2010.
 17. Voss, S., Steinbr ck, R., Kautz, M., Schießwohl, E., Arendt, M., Tom Felde, J., Volkert, J., Trimis, D., Premixed hydrogen-air combustion system for fuel cell systems, *International Journal of Hydrogen Energy*, Vol. 36, pp.3697-3703, 2011.
 18. Saveliev, A. V., Kennedy, Lawrence A., Fridman, A. A., Puri, I. K., Structures of multiple combustion waves formed under filtration of lean hydrogen-air mixtures in a packed bed, *Symposium (International) on Combustion*, Vol. 26, pp.3369-3375, 1996.
 19. 林士強，吳敏聖，楊授印，預混氫焰的 mild Combustion 現象，2013 37th NCTAM 2013 and 1st-ICM，國立清華大學，102 年 11 月。
 20. 吳敏聖，林士強，楊授印，氫氣效應於預混丙烷/空氣火焰在陶瓷顆粒床燃燒器中的影響，2013 中華民國燃燒學會第 23 屆學術研討會論文集，國立交通大學，102 年 4 月。
 21. 林士強，楊授印，"H₂/CO/air 於顆粒床的燃燒現象"，2014 中華民國第 24 屆燃燒與能源學術研討會，國立成功大學，台南，103 年 4 月。
 22. Yang, S. I., Lin, S. C., Premixed hydrogen/air flame in ceramic granular bed, *Energy Procedia*, Vol. 75, pp.2033-2037, 2015.
 23. Yang, S. I., Wu, M. S., Properties of premixed hydrogen/propane/air flame in ceramic granular beds, *international journal o f hydrogen energy*, Vol. 39, pp.1734–1735, 2014.

高溫熱交換模組有限元素模擬分析

A High Temperature Heat Exchange Module Finite Element Simulation Analysis

許威傑¹、蔡建雄²、許聖彥³、林芳州⁴、陳建成⁴

Xu Weijie, Cai Jianxiong, Xu Shengyan, Lin Fang Chen Jiancheng State

屏東科技大學 車輛工程系

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

國立中山大學 機械與機電工程學系

Department of Mechanical Engineering and Electrical and Mechanical, National Sun Yat-sen University

財團法人金屬工業研究發展中心 金屬製程研發處

Department of Metal Process Research and Development, Metal Industries Research and Development Center

摘要

本計畫建構國內第一套針對中高溫蓄熱式燃燒系統之蓄熱體熱流模擬分析模組，以計算流體力學CFD (Computational Fluid Dynamics) ANSYS/ FLUENT軟體建立中高溫蓄熱體熱流模擬技術。針對蓄熱體進行CFD分析、建立蓄熱體熱流與結構數值模擬技術，分析蓄熱過程中的熱傳性能、預熱空氣及高溫廢氣的流動阻力，利用Porous media回歸蓄熱體（圓孔型式、六角形6mm、六角形9mm）之C1/C2值、孔隙率。並且利用多孔介質模式來模擬實際全尺寸蓄熱體及效能驗證，確保大場域模擬的可行性。

透過CFD對10顆串接之蓄熱體進行吸/放熱反應時間分析，計算蓄熱體溫度、熱飽和時間及切換時間與速度之關係，並找出最佳之切換時間，以節省能源使用成本。

關鍵字：計算流體力學CFD、多孔介質、熱飽和時間

Abstract

The project construction for the first high temperature regenerative combustion system of regenerator heat flow simulation analysis module.

¹ 屏東科技大學車輛工程系，碩士

² 屏東科技大學車輛工程系，教授，
E-mail: chtsai@mail.npust.edu.tw

³ 國立中山大學 機械與機電工程學系，助理教授，
E-mail: syhsu@mail.nsysu.edu.tw

⁴ 財團法人金屬工業研究發展中心，金屬製程研發處，博士

The CFD simulation analysis for the regenerator, establish heat regenerator and structure simulation technology, analysis regenerative process of heat transfer performance, preheated air and hot exhaust gas of flow resistance. Use porous media regression regenerator (hole pattern, hexagonal 6mm, hexagonal 9mm) of C1 / C2 value and porosity. The use of porous media model to simulate the actual full size regenerator and performance verification, to ensure the feasibility of large-field simulation.

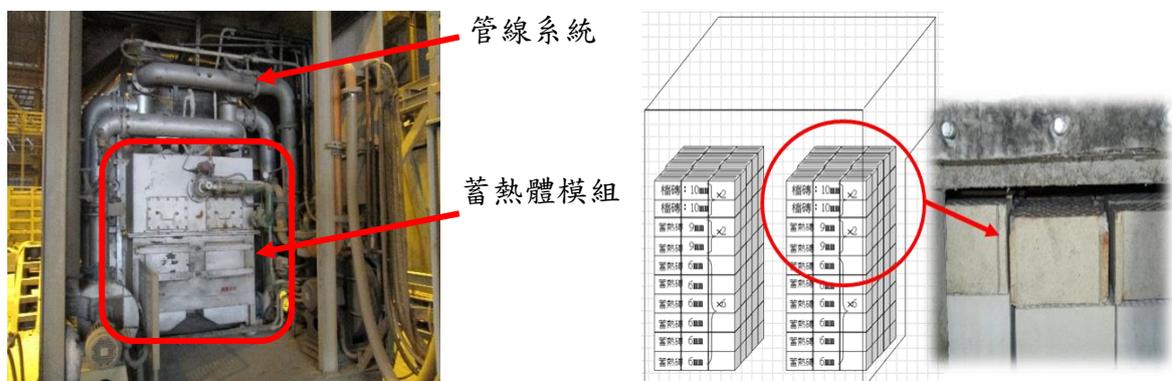
Through CFD to analysis 10 series of the regenerator with endothermic / exothermic reaction time, calculation regenerator temperature, thermal saturation time and switching time with speed relationship, and find out the best time of the switch, in order to save energy costs.

Keywords: Computational Fluid Dynamics CFD, porous medium, heat saturation time

一、前言

根據能源報導研究報告指出，依工業大用戶調查推估之廢熱量計算，攝氏200度以上具熱回收潛力的總廢熱量之能源成本達新台幣303億元。對於講求效率的工業界而言，燃燒系統是現行熱能使用最有效率的方法，同時也是相對最佳的能源選擇。然而燃燒系統必須將燃燒廢氣持續排出以保持穩定燃燒狀態，若無適當回收系統，將造成許多用熱浪費。目前在金屬等高耗能製程廢熱回收方式最常見的是利用金屬式復熱器，由於金屬材料無法承受高溫往復負載，僅能回收400°C以下的廢煙氣，加上廢煙氣在管路中熱交換效率不高，往往導致設備龐大且所達成的廢熱回收效果有限(加熱之新鮮空氣僅約150-200°C)，僅能節省燃料約10~20%。

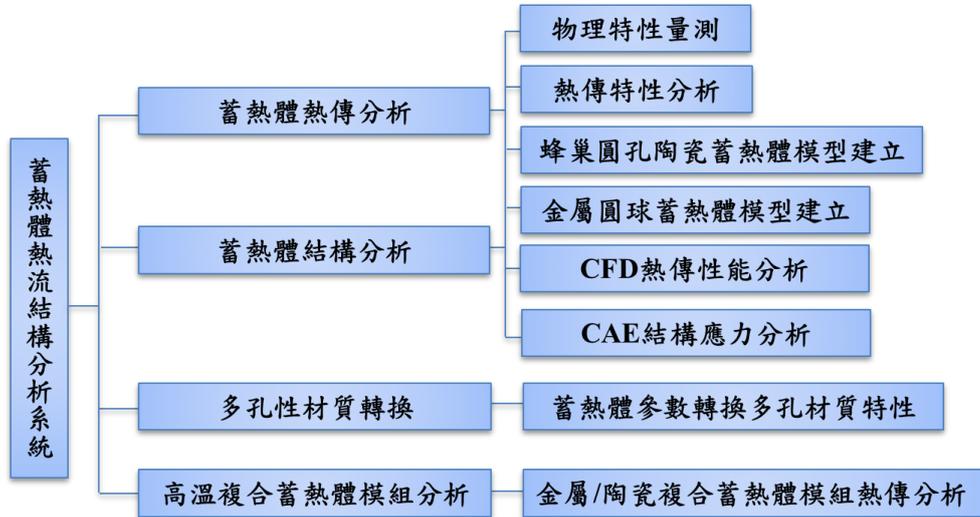
國內過去雖然也引進蓄熱式燃燒技術，針對高溫(1000°C以上)工業爐進行系統整合應用技術之研究，並建置盛鋼桶預熱加熱爐作為示範場域。然而對於蓄熱式燃燒系統的關鍵組件尚未在國內深根，以致於目前業界若有節能改善需求皆需向國外採購，無論在客製化設計能力與後續維修補保均顯不足。



蓄熱式燃燒系統

二、實驗設備與研究方法

本計畫擬以計算流體力學 CFD (Computational Fluid Dynamics) ANSYS/FLUENT 軟體建立中高溫蓄熱體熱流模擬技術。透過理論模擬分析與唐榮場域的實驗驗證，可以提高此技術預測的可靠度。



圖一. 蓄熱體熱流結構分析系統圖

其中在模擬驗證過程中運用了以下方程式：

質量守恆方程式

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

動量守恆方程式

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

Darcy's law

$$S_i = -\left(\frac{\mu}{\alpha} v_i + C_2 \frac{1}{2} \rho |v| v_i\right) \quad (3)$$

能量方程式

$$\frac{\partial}{\partial t}(\gamma \rho f E f) + \nabla \cdot (\vec{v}(\rho f E f + p)) = \nabla \cdot (\gamma k f \nabla T f - \left(\sum i h i J i \right) + (\vec{\tau} \cdot \vec{v})) \quad (4)$$

連續方程式

$$\frac{\partial p}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x i}(\rho u i) = 0 \quad (5)$$

氣體能量平衡方程式

$$\phi \frac{\partial}{\partial t}(\rho g C g T g) = \phi \frac{\partial}{\partial x i} \left(K g \frac{\partial T g}{\partial x i} \right) - \frac{\partial}{\partial x i}(\rho g C g u i T g) + h s g A s g(T s - T g) \quad (6)$$

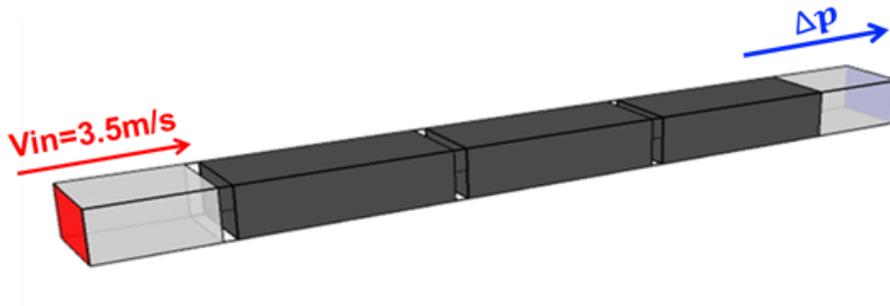
雷諾平均動量方程式

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u i) + \frac{\partial}{\partial X j}(\rho u i u j) = -\frac{\partial}{\partial x i} \left(p + \frac{2}{3} \rho k \right) + \frac{\partial}{\partial X j} (u + u t) \left(\frac{\partial u i}{\partial X j} + \frac{\partial u j}{\partial X i} - \frac{2}{3} \delta i j \frac{\partial u i}{\partial x i} \right) \quad (7)$$

三、結果與討論

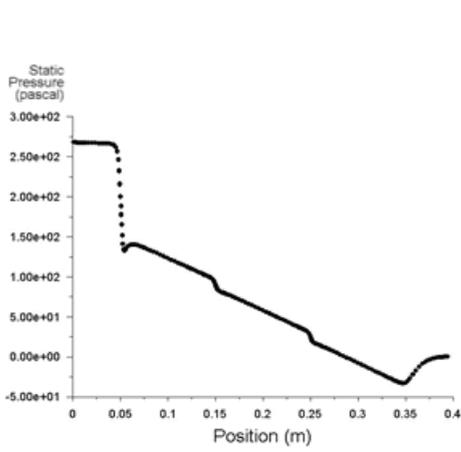
透過CFD軟體對三顆蓄熱體之壓降分析，以Darcy's law與Kozeny-Carmen equations為基礎，將三種不同型式蓄熱體(圓孔型式、六角形6mm、六角形9mm)轉換假設為均質多孔材質，將由三維模擬結果回歸C1/C2、孔隙率。

(一) CFD&POROUS模擬結果(3顆蓄熱磚)

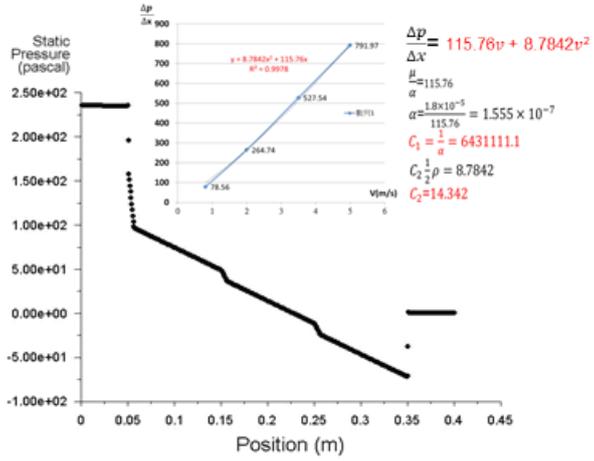


圖二. 三顆蓄熱體示意模型

I. 圓孔型蓄熱磚

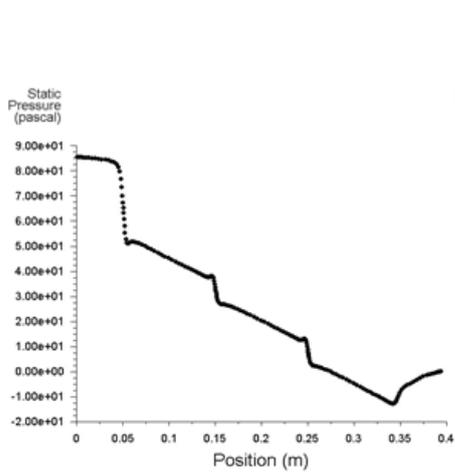


(CFD)壓力與距離關係

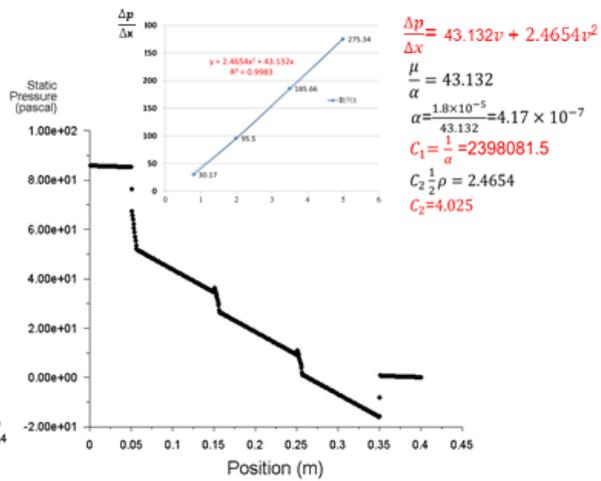


(Porous medium)壓力與距離關係

II. 六角蜂巢式蓄熱磚9mm

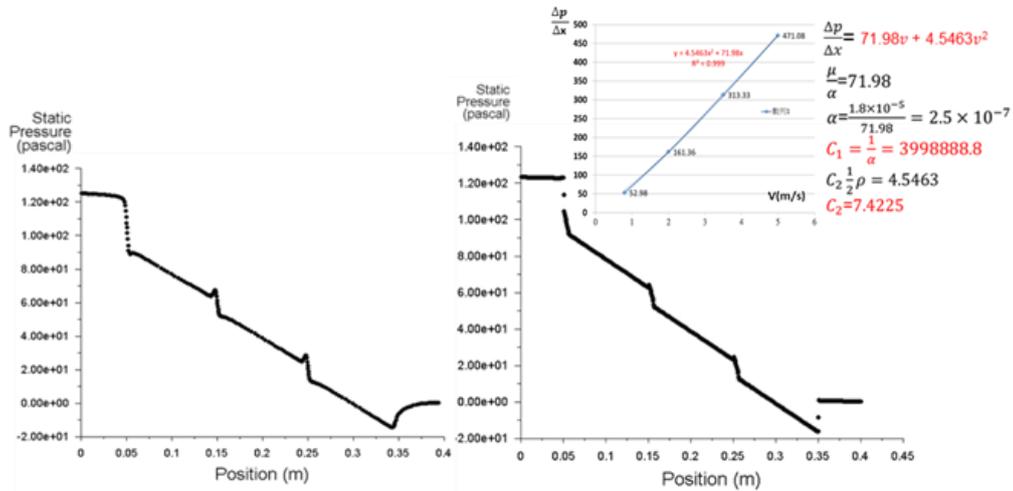


(CFD)壓力與距離關係



(Porous medium)壓力與距離關係

III. 六角蜂巢式蓄熱磚6mm



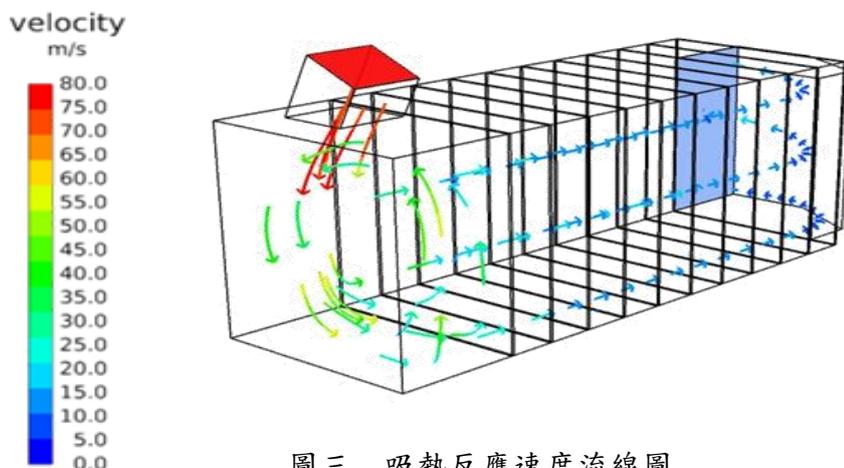
(CFD)壓力與距離關係 (Porous medium)壓力與距離關係

模擬3層蓄熱體堆疊而成之蓄熱體模組並繪製壓力與位置曲線圖。左側為實際蓄熱體進行模擬，右側為多孔介質模型進行模擬，入口速度為3.5m/s，速度造成蓄熱體內部壓力變化，因著蓄熱體各段壓力差，可藉由Darcy's law回歸出C1/C2值。

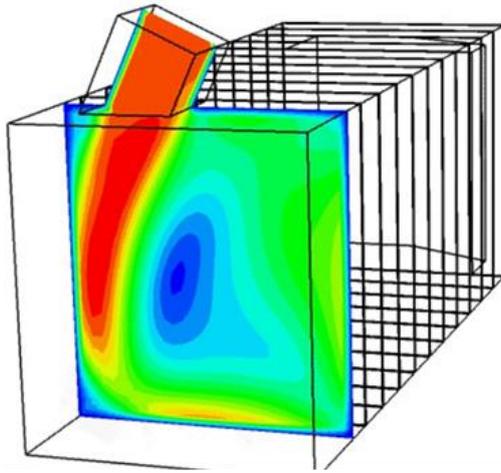
圓孔型蓄熱磚C1=6431111、C2=14.342、六角蜂巢式蓄熱磚9mm C1=2398081.5、C2=4.025、六角蜂巢式蓄熱磚6mm C1=3998888.8、C2=7.4225。得到這些參數後，未來能運用在10顆蓄熱磚上，以減少模擬上的時間。

(二) 全尺寸實際蓄熱體內流場分析

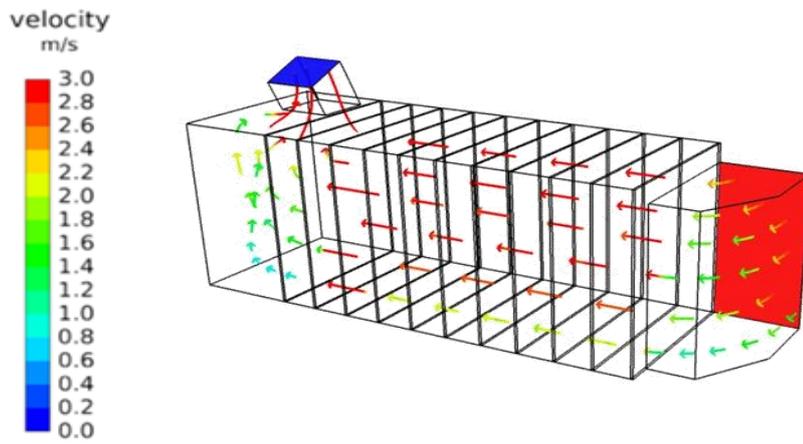
透過CFD軟體將全尺寸蓄熱體進行流場模擬分析，接著以Fieldview軟體進行後處理，分析流場之均勻度、內部流場變化及截面速度分佈趨勢。



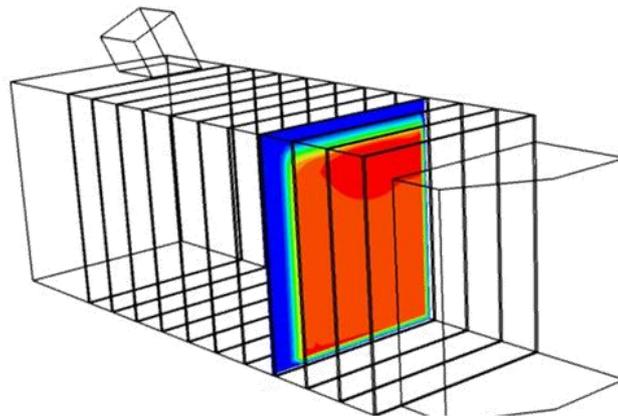
圖三. 吸熱反應速度流線圖



圖四. 吸熱反應速度截面圖



圖五. 放熱反應速度流線圖

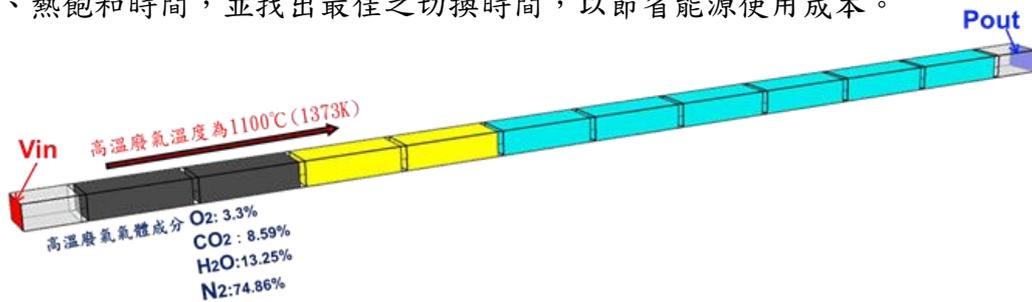


圖六. 放熱反應速度截面圖

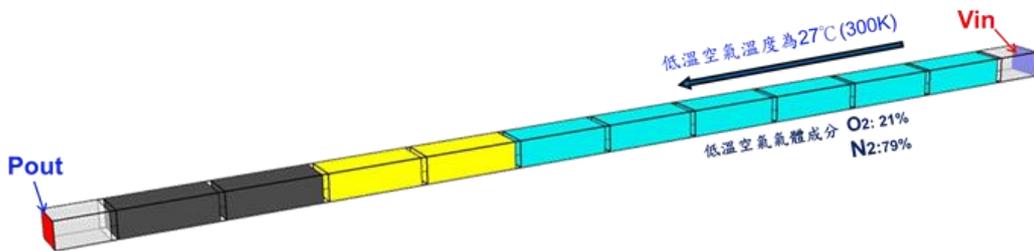
高溫廢氣入口速度為71.2m/s，在吸熱反應階段，由於入口面積太小，造成進入蓄熱腔體內最高速度到達80m/s，在腔體前端形成渦流，使整個流場不均勻，低溫空氣入口速度為2.7m/s，進入蓄熱腔體後，相較之下流場較均勻，最高速度為3m/s，若要提高整個流場的均勻性，在流量不變的情況下，廢氣入口處面積必須加大。

(三) 吸/放熱反應之最佳之切換時間

透過CFD軟體對10顆蓄熱體之吸/放熱反應時間進行分析，計算蓄熱體溫度、熱飽和時間，並找出最佳之切換時間，以節省能源使用成本。



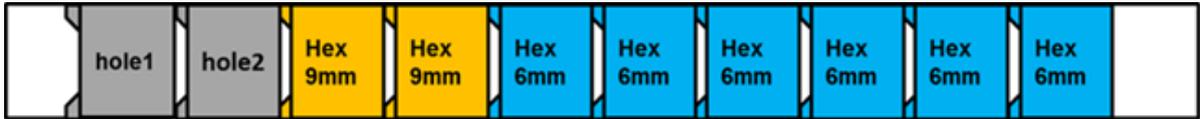
圖七. 吸熱反應蓄熱體示意圖



圖八. 放熱反應蓄熱體示意圖

高溫廢氣溫度為1100°C(1373K)，低溫空氣溫度為27°C(300K)，模擬10層蓄熱體堆疊而成之蓄熱體模組吸放熱之模組溫度分布。由高溫廢氣端先經由兩層之10mm圓孔之高鋁質擋磚，隨後經過兩層9mm六角孔蓄熱體，接著再通過六層的6mm六角孔蓄熱體完成排氣吸熱階段；低溫空氣再經由六層6mm蓄熱體一路流經10mm圓孔之高鋁質擋磚在送至燃燒噴嘴與天然氣進行燃燒反應，此為蓄熱體模組之放熱階段。

在兩個階段的切換時間模擬時設定為30/70/90秒，高溫廢熱端風速為2.6/4.1/5.6m/s低溫空氣端風速為0.55/0.83/1.12m/s，模擬經過50次吸放熱階段後陶瓷蓄熱體模組溫度，與氣體溫度變化。

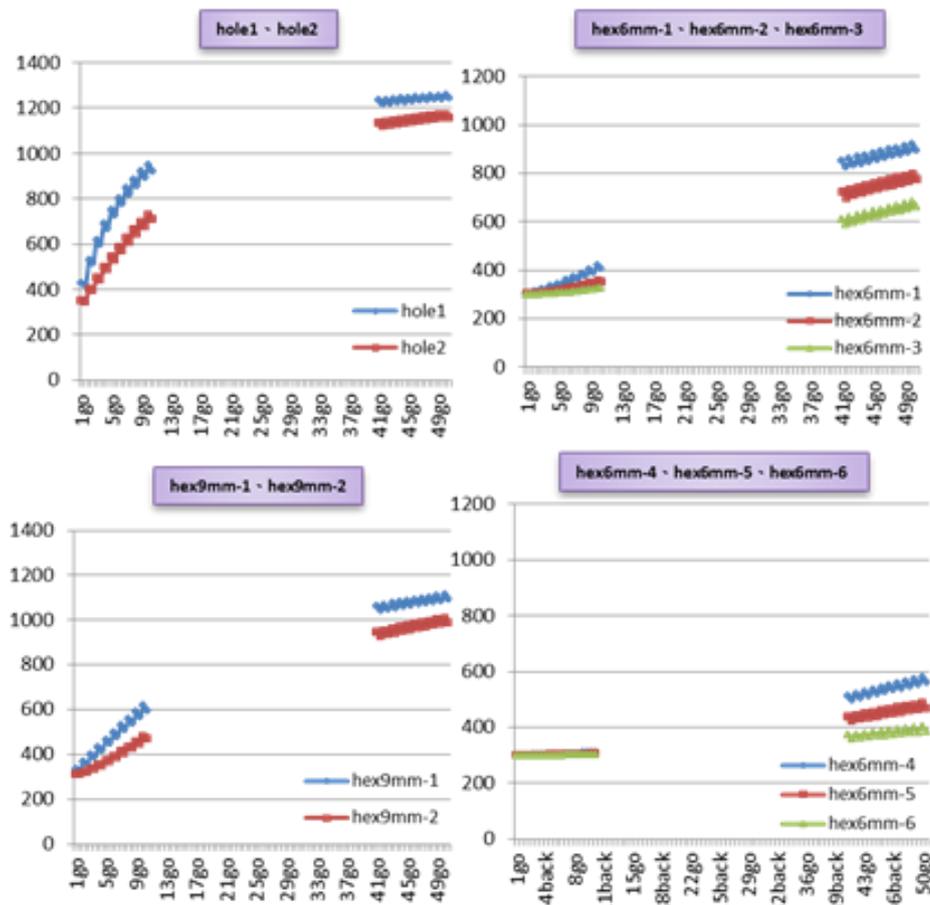


圖九. 蓄熱體 2D 示意圖

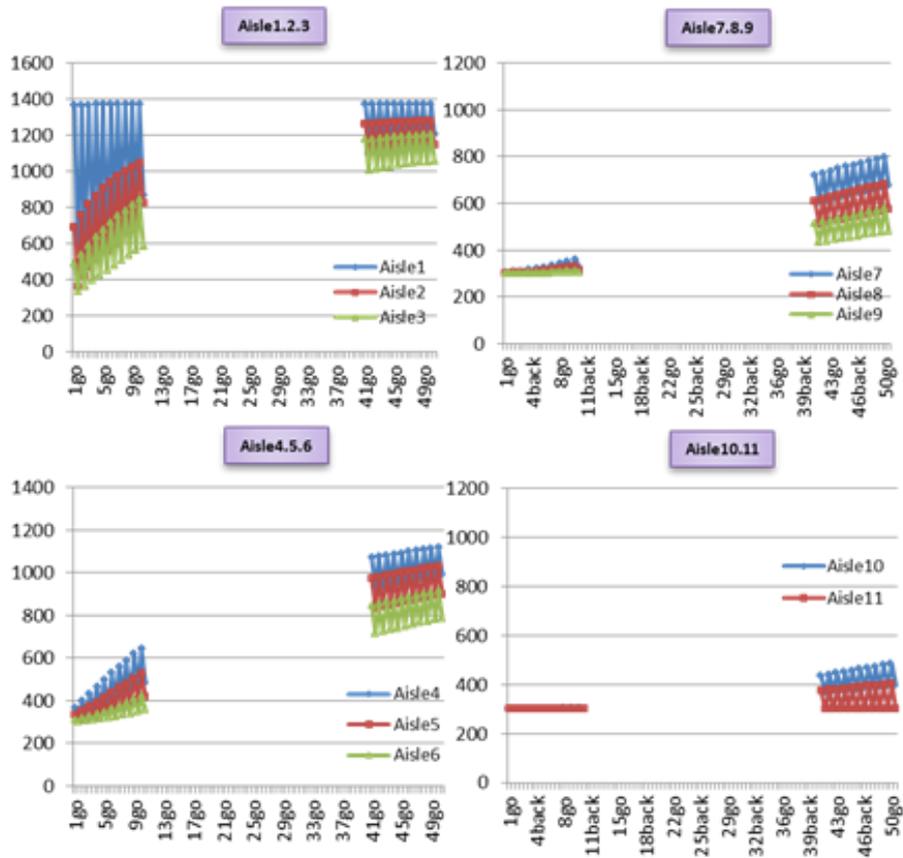


圖十. 蓄熱體氣體部分示意圖

I. 反應時間30s($V_{hot}=4.1m/s$)



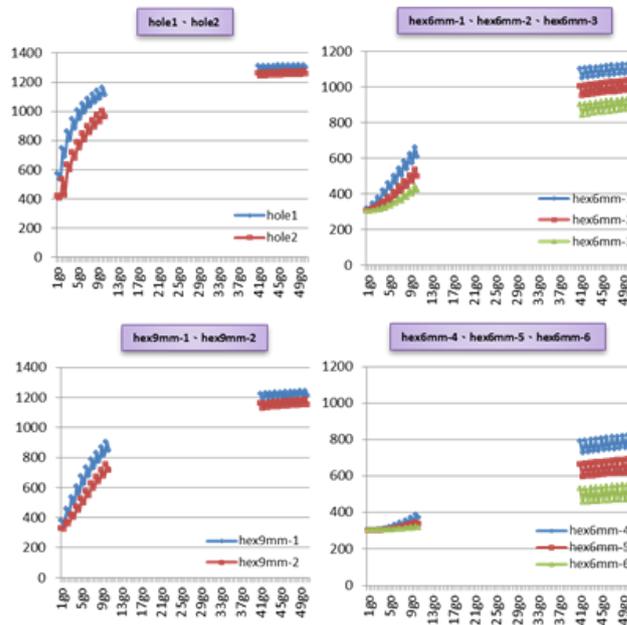
圖十一. 蓄熱體經過50次吸放熱後溫度曲線圖(Regenerator-solid)



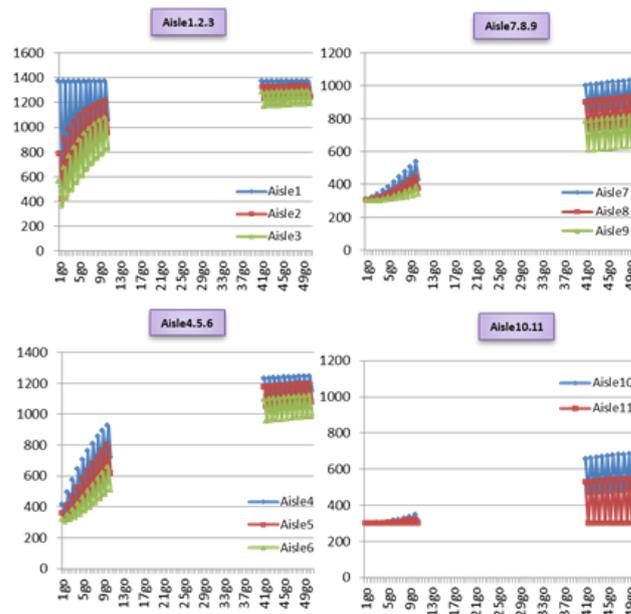
圖十二. 蓄熱體經過50次吸放熱後溫度曲線圖(Aisle-Fluid)

經過吸放熱循環50次後，可以發現不管是高鋁質擋磚、6mm六角形蓄熱體、9mm六角形蓄熱體均，溫度變化均未達到一穩定數值，都呈現未飽和狀態，應再經過15至20次循環才能到達穩態。

II. 反應時間70s($V_{hot}=4.1m/s$)



圖十三. 蓄熱體經過50次吸放熱後溫度曲線圖(Regenerator-solid)

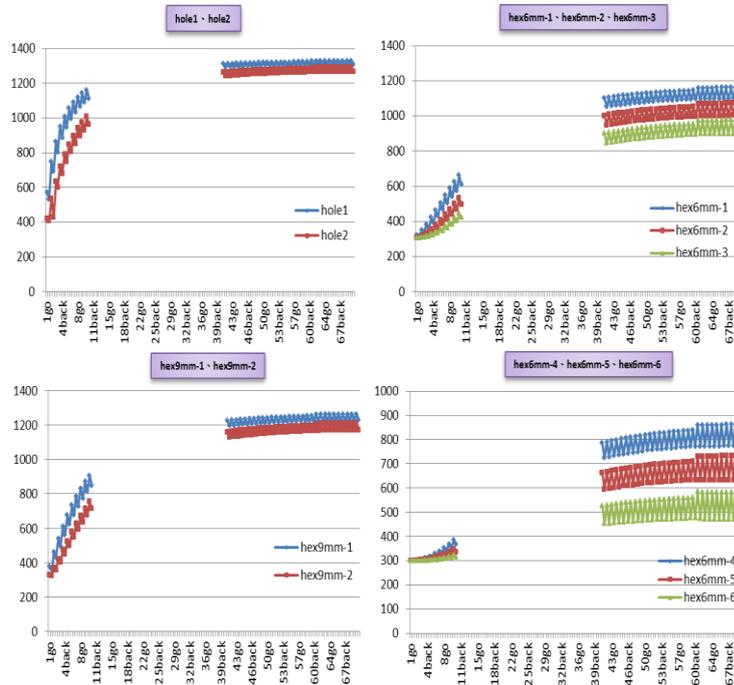


圖十四.. 蓄熱體經過50次吸放熱後溫度曲線圖(Aisle-Fluid)

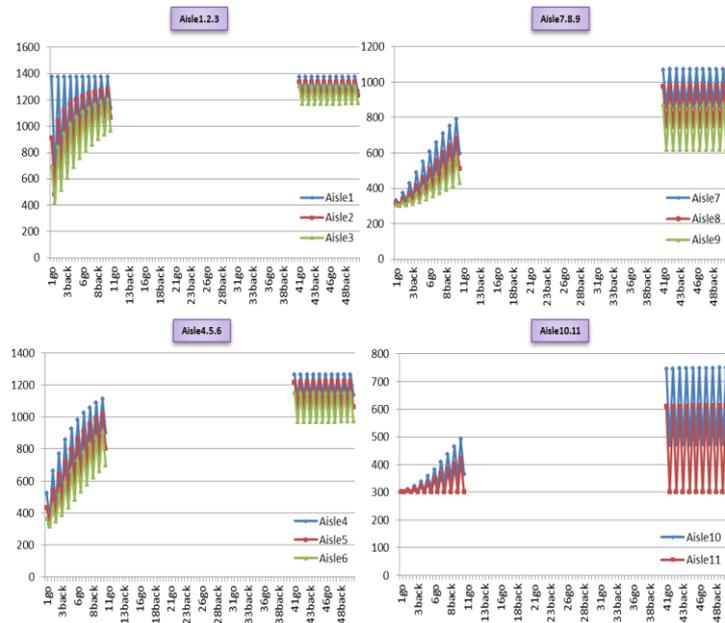
當循環次數約為40次時，可以發現高鋁質擋磚的溫度變化趨於到達一穩定數值，約為1300(1027°C)，顯示在擋磚部分的蓄熱體已經到達飽和狀態。9mm氧化鋁蓄熱體層中，溫度變化雖然尚未達到一個穩定平衡的數據，然而觀察溫度曲線變化的趨勢，應再經過5至10次循環即可到達穩態。6mm氧化鋁蓄熱體在溫度反應上不如高鋁質擋磚以及9mm氧化鋁蓄熱體，尤其在接近低溫空氣入口端之6mm蓄熱

體溫度較低且若要到達穩態，需要較長的時間。

III. 反應時間 90s($V_{hot}=4.1m/s$)



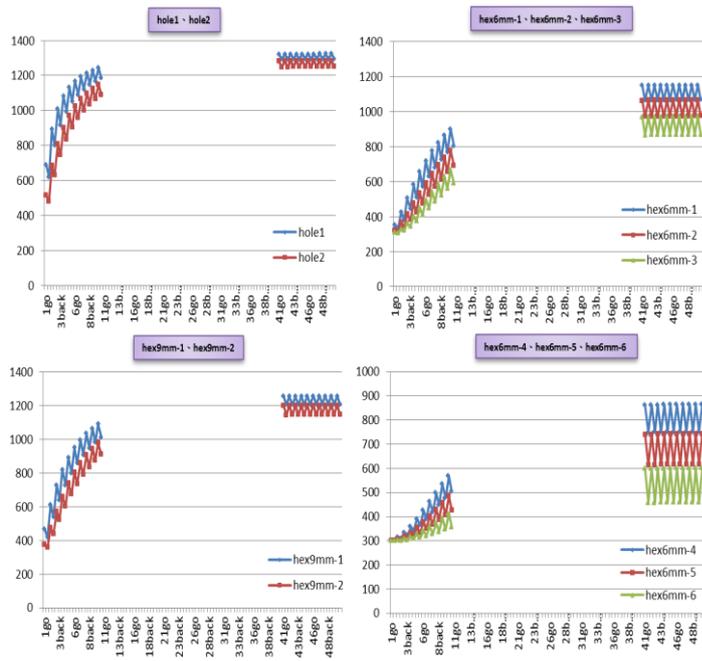
圖十五.. 蓄熱體經過 50 次吸放熱後溫度曲線圖(Regenerator-solid)



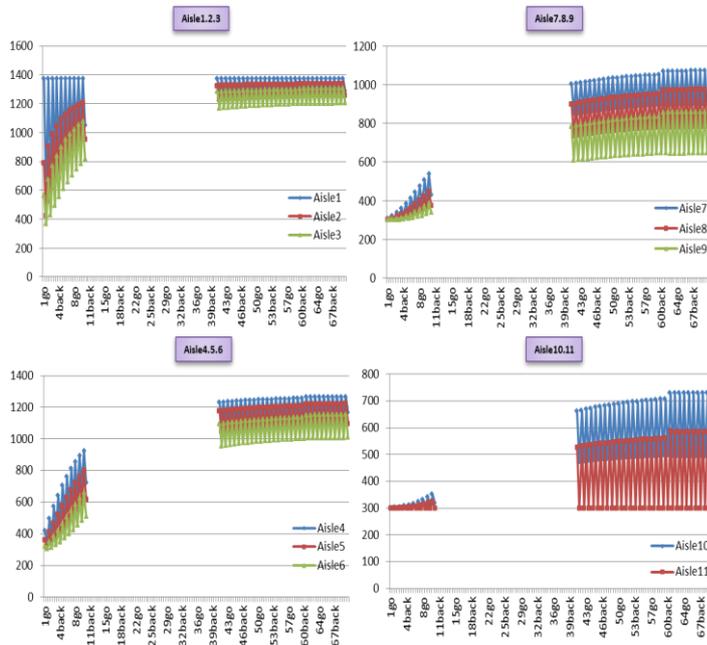
圖十六.. 蓄熱體經過 50 次吸放熱後溫度曲線圖(Aisle-Fluid)

反應時間90s與反應時間30s、70s之案例相比，可以得知，反應時間越長，蓄熱體溫度越能快速的達飽和狀態，蓄熱體能有足夠的時間進行吸熱與放熱。

IV. 反應時間90s($V_{hot}=5.6m/s$)



圖十七. 蓄熱體經過50次吸放熱後溫度曲線圖(Regenerator-solid)



圖十八. 蓄熱體經過 50 次吸放熱後溫度曲線圖(Aisle-Fluid)

反應時間90s，當風速為5.6m/s，循環次數約為40次時，可以發現高鋁質擋磚的溫度變化已趨於一穩定數值(1250K)，蓄熱體已經到達飽和狀態。

四、結論

1. 根據 CFD 模擬，成功將蓄熱體轉換為均質多孔材質，回歸出蓄熱體 C1/C2 值及孔隙率，未來可運用在全尺寸蓄熱體進行模擬，節省模擬上的時間。
2. 若要提高整個流場的均勻性，在流量不變的情況下，廢氣入口處面積必須加大，或重新設計蓄熱體模型。
3. 當入口速度相同時，反應時間越長，蓄熱體溫度越能快速的達到飽和狀態。當反應時間相同時，入口速度越快，能快速的使蓄熱體達溫度達到飽和狀態，蓄熱體的熱量更容易傳遞到空氣，空氣吸收蓄熱體熱量的效果相對越好。

五、致謝

本論文感謝能源局高效率蓄熱式燃燒系統研究計畫(104-E0212)與財團法人金屬工業研究發展中心，使本計畫得以順利進行，特此致上感謝之意。

六、參考文獻

1. 張先珍、戴德彥，換向時間對蓄熱式燃燒的影響。冶金能源，第 24 卷 第 4 期，2005。
2. 景森、程樂鳴、張俊春、邱坤贊、施正倫，蜂窩蓄熱體內單向流及往復流阻力特性試驗研究，能源工程，01 期，2013。
3. 董敏、王延遐，蜂窩陶瓷蓄熱體的溫度場研究。農業裝備與車輛工程，第 50 卷第 5 期，2012。
4. Bahrke , G.D., Howard, C.P., The effect of longitudinal heat conduction on periodic flow heat exchanger performance. *J. Eng. Power*, Vol. 86(2), pp.105-117, 1964.
5. Coppage ,J.E , London , A.L , The periodic - flow generator - a summary of design theory, *Trans , ASME* , 75:779-787, 1953.
6. Hewitt , G.F. ed. *Handbook of Heat Exchanger Design* . Chapter 3.15 , regeneration and thermal energy storage , Begell house . 2002.

機車汽缸頭流量模擬

Simulation of the Flow of Scooter

許賀評¹、蔡建雄²

He-Ping Xu, Chien-Hsiung Tsai

國立屏東科技大學車輛工程系

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

摘要

本研究以 CFD 來模擬一個機車汽缸頭進氣時的質量流率，將模擬數值與實際量測數值相互比較，探討 Ansys-Fluent 內建的數種紊流模式及網格品質對於流量值大小的影響。本研究以穩態進行分析，以一個固定的汽門揚程來比較數種不同紊流模式對於質量流率大小之影響。本研究發現不同紊流模式對於質量流率的大小有明顯的差異，且特定的紊流模式所需的模擬時間較長，故為了挑選準確度高且模擬時間短的紊流模式，慎重地選定何種紊流模式是必須的。最後發現汽缸頭流量模擬時，選定 $k-\omega$ _SST 模式相較於其他模式來得準確。

關鍵字：質量流率、紊流模式

Abstract

In this study, the mass flow rate to CFD simulation of a scooter when the cylinder head intake, the analog value and the actual measurement values compared to each other, discussion the turbulence model of Ansys-Fluent and mesh quality for the mass flow rate of the impact. This research carries on the analysis by the steady state, with a fixed valve lift to compare several different turbulence model for the mass flow rate of the size of the impact. The study found that different turbulence model has significant differences to the size of the mass flow rate, and long simulation time required for specific turbulence model, so in order to pick accuracy and short time of simulation, designated prudently what kind of turbulent flow pattern is must. Finally found the cylinder head flow simulation mode is selected $k-\omega$ _SST more accurate compared to other modes.

Keywords: Mass flow rate, Turbulence Model

¹ 國立屏東科技大學車輛工程系(所)，碩士

² 國立屏東科技大學車輛工程系，教授

E-mail: chtsai@mail.npust.edu.tw

一、前言

隨著世代的演進，能源耗竭與污染的問題越來越受到人們的重視，而提升內燃機的效率也就成了當今最被受到重視的議題之一。藉由電腦輔助模擬分析可清楚地得知引擎內部流場的型態，如此就能以模擬分析的結果進行流場形狀的修改，以達到提升引擎效率、提高進氣流量之目的。

以往關於引擎內部狀況的流場數值分析與模擬有很多例子，呂政剛等人[1]分析了柴油引擎進氣道流場，鄧治東[2]研究進氣管內控制閥對汽缸流場的影響，Yufeng Li 等人[3]分析四閥之 SI 引擎內部的 Swirl 與 Tumble 的渦漩流場現象，S. Bari 等人[4]利用 CFD 模擬以導葉片產生 Swirl 與 Tumble 渦漩以改善 CI 引擎效能之研究。

二、研究方法及實驗理論

本研究中的數據資料分為兩種，分別是 CFD 模擬所得到的值以及實際在流量測試台上量測汽缸頭所得到的值。

在 CFD 模擬所得的值的部分使用了 ANSYS 內建軟體 Fluent 以三維穩態流場進行模擬，三維模型如圖 1 所示，利用穩態的目的是為了仿造出汽缸頭在流量測試台上量測時的真實情形，而在流量台上量測流量時，閥升程為固定，故本研究採取固定閥升程的方式進行模擬。

而實際以流量測試台量測汽缸頭之流量值的部分則是將汽缸頭架設於流量測試台上，進出口的壓差給予 2500pascal，在固定的閥升程下，藉由這個壓差促使氣體流動因而產生流量。

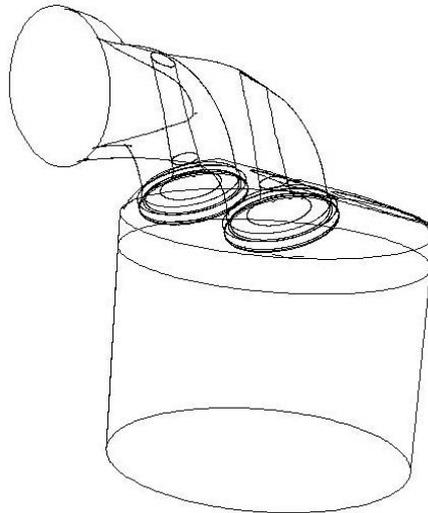


圖 1、本研究之三維模型。

流體與流場的條件假設

1. 利用穩態來取得結果
2. 流體設定為理想氣體
3. 流體模式為紊流

4. 流體為空氣

相關方程式

連續方程式：

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0$$

動量方程式：

$$\rho u \frac{\partial u}{\partial x} + \rho v \frac{\partial u}{\partial y} + \rho w \frac{\partial u}{\partial z} = -\frac{\partial p}{\partial x} + \mu_e \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right)$$

$$\rho u \frac{\partial v}{\partial x} + \rho v \frac{\partial v}{\partial y} + \rho w \frac{\partial v}{\partial z} = -\frac{\partial p}{\partial y} + \mu_e \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial z^2} \right)$$

$$\rho u \frac{\partial w}{\partial x} + \rho v \frac{\partial w}{\partial y} + \rho w \frac{\partial w}{\partial z} = -\frac{\partial p}{\partial z} + \mu_e \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} \right)$$

邊界條件

一般在流量測試台上進行量測時，是將汽缸頭與汽缸固定在測試台上，並以一固定閥開度進行流量量測。流量台是以真空抽氣的方式來模擬汽缸頭進氣情形，通常負壓值為 2500 pascal，故在 Fluent 內模擬時則將上游與下游設置 2500pa 的壓差。本研究中進氣閥門的開度固定為 2.08mm。

網格布置

本研究之網格採用軟體 Gambit 來繪製，利用三角與正交兩種網格交互使用來布置流場，以降低網格數量與電腦運算的時間。幾何形狀較複雜的地方採用三角網格，而幾何形狀較規律之處則利用正交網格，在布置網格同時需注意其疏密程度，在通道狹窄的區域如：汽門與汽門座間、模型的壁面等需有較密的網格，而較寬廣的地方則反之。擷取模型截面之網格如圖 2 所示。

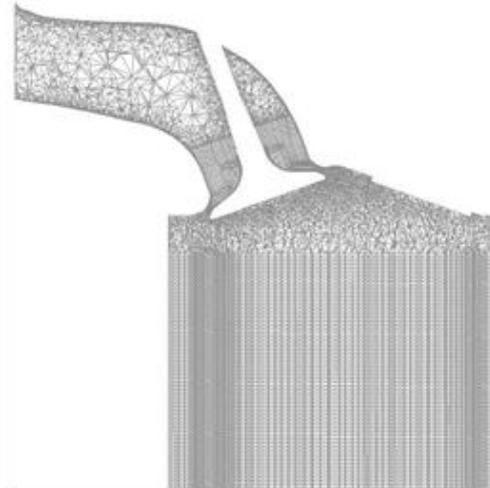


圖 2、模型截面之網格。

三、結果與討論

本研究的模擬項目大致分為兩種，分別是網格數量及紊流模式對於模擬結果的影響。首先探討網格數量對於質量流率的影響，以一固定的紊流模式搭配不同網格數量之模型進行模擬，測試出何種網格數量可使模擬結果數值收斂；在確定合適的網格數量後，以不同的紊流模式進行模擬，挑選出最接近實驗值且執行模擬所花費的時間適中的紊流模式。

網格數量對於模擬結果之影響

利用Gambit與Fluent繪製三種不同網格數量的模型，網格數量有所差異的原因是部分邊界之壁面的格點疏密程度不同，簡單來說，網格數量多的模型其壁面上的格點較網格數量少的模型加密了數層的網格。網格需要加密的地方挑選通道狹小、流體流速快的區域進行加密。表1為三種相異的模型網格數量。

表1、三種模型的網格數量。

	網格數量(萬)
網格A	168
網格B	357
網格C	638

以一固定的紊流模式對三種不同網格數量的模型進行模擬，此紊流模式挑選k-ε的Enhanced Wall 模式。表2為三種網格數量的模擬結果，可看出網格數量到達一定的量之後，質量流率不再有明顯的變動，故挑選網格B為本研究之範本。

表2、三種網格數量的質量流率。

	質量流率(kg/s)
網格A	0.0247
網格B	0.0258
網格C	0.0260

紊流模式對於模擬結果之影響

本研究在Fluent中選定的紊流模式為下列六種：

1. $k-\epsilon$ (Standard)_Standard Wall Functions：最基本的紊流模式，使用範圍廣、經濟、合理的精準度，適用一般工業流場和熱交換模擬。
2. $k-\epsilon$ (Realizable)_Enhanced Wall Treatment：適用於解析渦旋、漩流、旋轉的流場，此模式可增強壁面上的模擬解析，但壁面的網格需較精密些。
3. Large Eddy Simulation(LES)：適用於擁有大渦旋的流場解析，需有較密的網格以及較長的運算時間。
4. Spalart-Allmaras：適用於約束壁面的流動，有利於在邊界層受到逆壓梯度影響時獲得更佳的结果。[5] 若邊界層受到逆壓梯度的影響，使得邊界層相對物體的速度漸漸下降，甚至接近0，此時就會出現邊界層分離的現象。此時流體的流動脫離物體的表面，會產生渦流及渦旋。在空氣動力學中，邊界層分離會使得阻力上昇，特別是因為位在物體前後流體的壓強差上昇，使得壓差阻力變大。在邊界層分離時，物體表面的流體會反向流動。因此邊界層厚度會突然變厚，而且局部反向流動的流體會對物體施力。
5. $k-\omega$ (SST)：適用於逆壓梯度流場、機翼、超音速衝擊波。
6. Detached Eddy Simulation(DES)：適用於高雷諾數的流體流動，其網格的解析度不需像LES如此高，可有效減少計算所花費的時間。

選定好紊流模式後，以網格B套用各模式執行模擬。實驗值與模擬值的統整如表3所示。透過表3可以看出 $k-\omega$ _SST模式最接近實驗值，其誤差為8.1%，而與實驗值誤差最大的為 $k-\epsilon$ (Realizable)_Enhanced Wall模式，其誤差達到33%。

表3、實驗值與六種紊流模式之質量流率。

	質量流率(kg/s)	誤差(%)
實驗值	0.0185	-
k- ϵ (Standard)_Standard Wall Functions	0.0229	23.8
k- ϵ (Realizable)_Enhanced Wall Treatment	0.0246	33.0
Large Eddy Simulation(LES)	0.0211	14.1
Spalart-Allmaras	0.0227	22.7
k- ω (SST)	0.0200	8.1
Detached Eddy Simulation(DES)	0.0245	32.4

模擬結果之流場現象

k- ϵ (Standard)_Standard Wall Functions

此模式為一般較常使用的模式之一，有使用範圍廣、擁有一定的精準度、計算時間短等特點，大多用於工業流場與熱交換模擬等常見的案例當中。圖3與圖4為速度分布圖與速度向量圖。

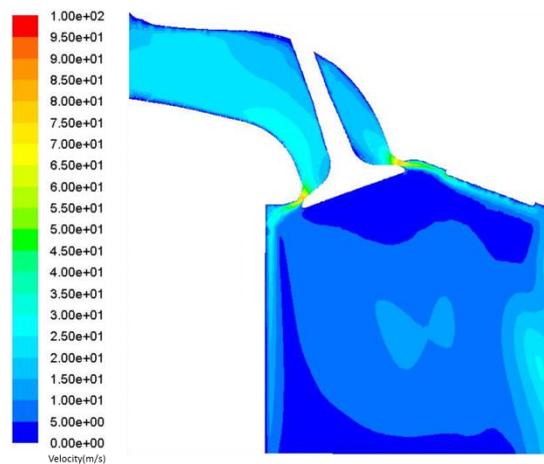


圖3、k- ϵ (Standard)_Standard Wall Functions-速度分布圖。

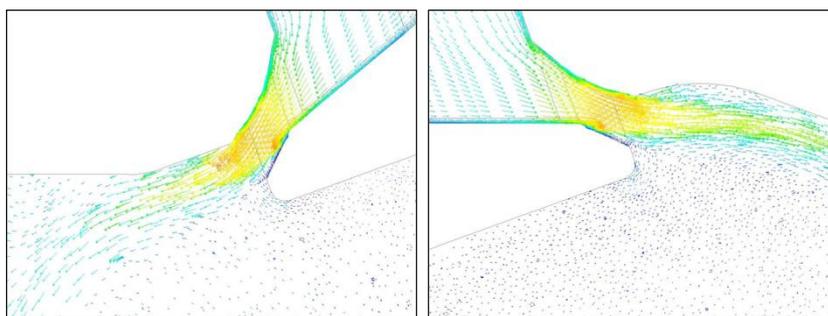


圖4、k- ϵ (Standard)_Standard Wall Functions-汽門與汽門座間之速度向量圖。

k-ε(Realizable)_Enhanced Wall Treatment

此模式適用於解析渦漩、漩流、旋轉的流體旋轉的流場，而點選Enhanced Wall Treatment是為了增強壁面上的模擬解析，因執行汽缸頭流量模擬時，汽門與汽門座的表面速度是重要的，故採取增強壁面解析的模式。圖5與圖6為速度分布圖與速度向量圖。

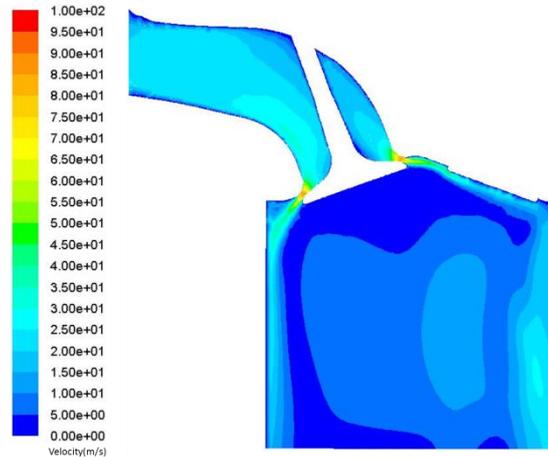


圖5、k-ε (Realizable)_Enhanced Wall Treatment -速度分布圖。

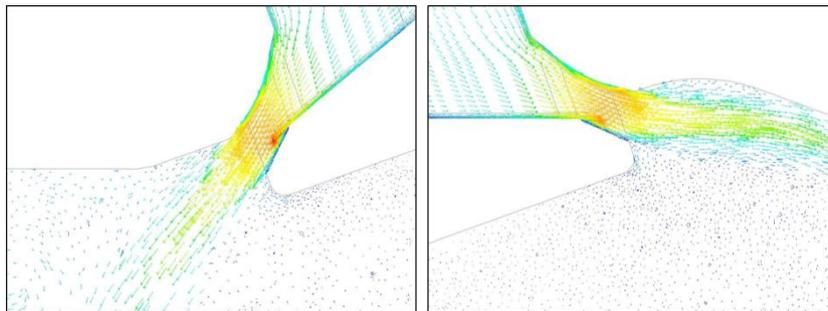


圖6、k-ε (Realizable)_Enhanced Wall Treatment -汽門與汽門座間之速度向量圖。

Large Eddy Simulation(LES)

此模式適用於擁有大渦漩的流場解析，此模式對於網格的品質要求較高，所以模型的壁面上需有較密的網格分布，故此模式需付出較長的運算時間。圖7與圖8為速度分布圖與速度向量圖。

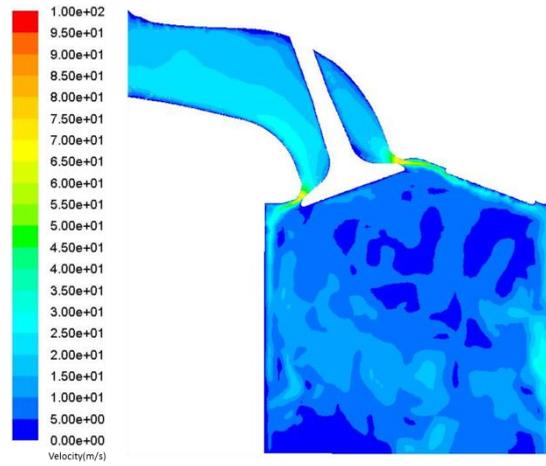


圖7、Large Eddy Simulation(LES)-速度分布圖。

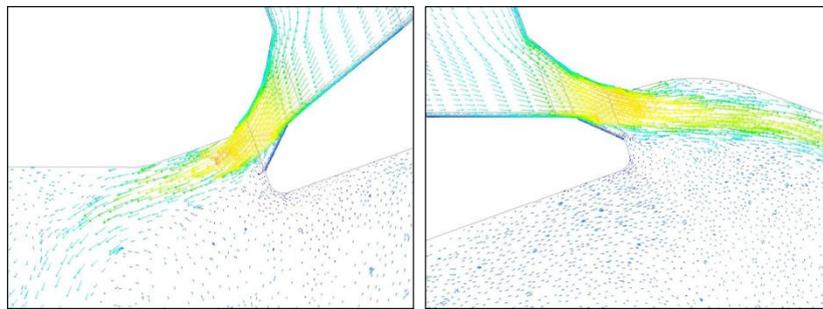


圖8、Large Eddy Simulation(LES)-汽門與汽門座間之速度向量圖。

Spalart-Allmaras

此模式適用於擁有約束壁面的流場，有利於在邊界層受到逆壓梯度影響時獲得更佳的结果。圖9與圖10為速度分布圖與速度向量圖。

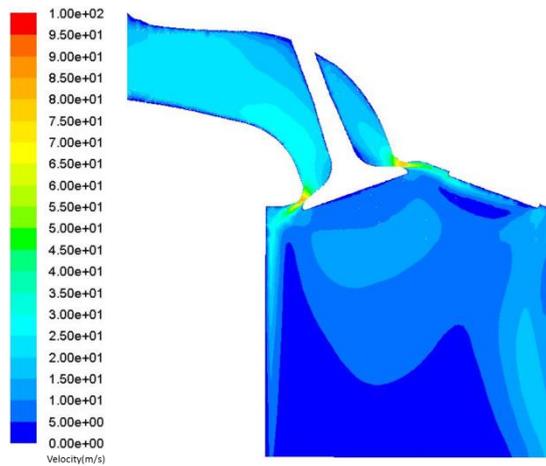


圖9、Spalart-Allmaras -速度分布圖。

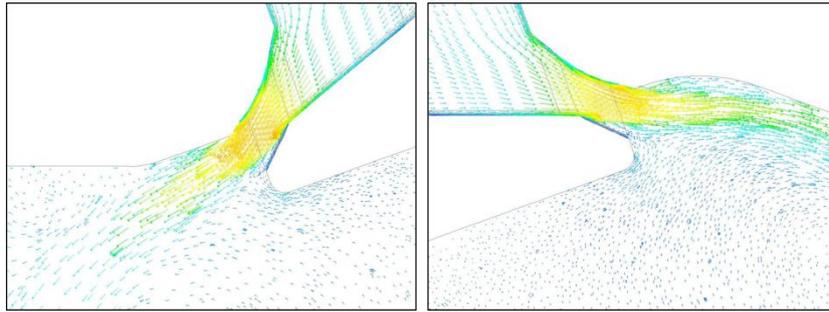


圖10、Spalart-Allmaras -汽門與汽門座間之速度向量圖。

$k-\omega(SST)$

此模式適用於逆壓梯度流場、機翼、超音速衝擊波等高速流場。圖11與圖12為速度分布圖與速度向量圖。

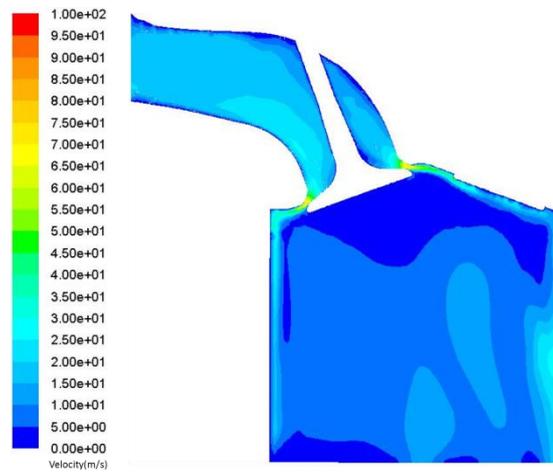


圖11、 $k-\omega(SST)$ -速度分布圖。

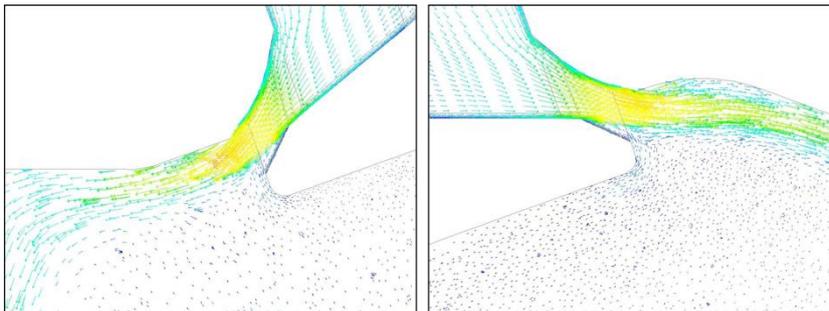


圖12、 $k-\omega(SST)$ -汽門與汽門座間之速度向量圖。

Detached Eddy Simulation(DES)

此模式適用於高雷諾數、大渦漩的流體流動，其特點是網格的解析度不需像LES如此高，所以可有效地減少計算所花費的時間。圖13與圖14為速度分布圖與速度向量圖。

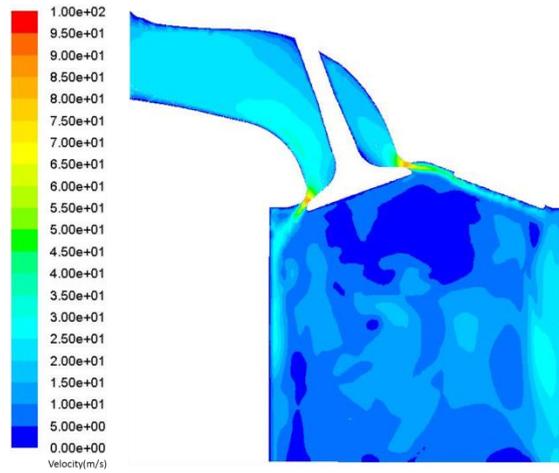


圖13、Detached Eddy Simulation(DES)-速度分布圖。

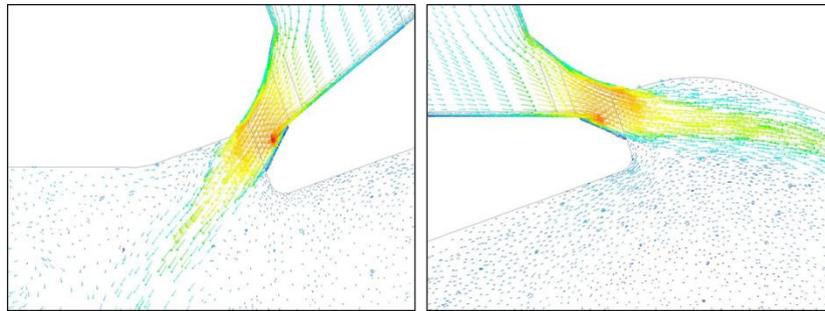


圖14、Detached Eddy Simulation(DES)-汽門與汽門座間之速度向量圖。

透過速度分布圖與向量圖可以看出 $k-\omega$ (SST)模式的模擬結果其汽門與汽門座間有較明顯的回流區，且回流區範圍較其他模式大，故 $k-\omega$ (SST)模式所模擬的質量流率也就較其他模式低。

同時也可從速度分布圖看出LES與DES兩種紊流模式相較於其他模式的流場產生較多的渦旋區域，可以證明這兩種模式對於擁有渦旋的流場有著較高的解析度。

四、結論

經由模擬後可以得知何種模式較適合套用到汽缸頭流量之CFD模擬上，如此可節省許多運算時間並達到最接近實驗值的模擬成果。

藉由模擬可以發現LES及DES兩個模式所耗費的模擬時間較其他紊流模式來得長，其花費的時間約為其他紊流模式的6-7倍。

可以從速度向量圖看出與實驗值最接近的紊流模式為 $k-\omega$ _SST，其閥與閥座間有著較大的渦旋回流區，這是與其他模式差異較大的地方。而與實驗值誤差最大的模式為 $k-\epsilon$ (Realizable)_Enhanced Wall。

五、參考文獻

1. 呂政剛，盧昭暉，李耿昌，林克衛，柴油引擎進氣道流場模擬，第十一屆全國計算流體力學學術研討會，CFD11-2221，台東，台灣，2004。
2. 鄧治東，進氣管內控制閥對汽缸流場影響之數值研究，碩士論文，中原大學機械工程學系，桃園，台灣，2004。
3. Li, Y., Zhao, H., Peng, Z., and Ladommatos, N., Analysis of Tumble and Swirl Motions in a Four-Valve SI Engine, (International) Fall Fuels and Lubricants Meeting and Exposition, San Antonio, Texas, September, pp.24-27, 2001.
4. Bari, S., and Saad, Idris., CFD modelling of the effect of guide vane swirl and tumble device to generate better in-cylinder air flow in a CI engine fuelled by biodiesel, *Computers & Fluids*, Vol. 84, pp. 262-269, 2013
5. <https://zh.wikipedia.org/wiki/%E9%82%8A%E7%95%8C%E5%B1%A4%E5%88%86%E9%9B%A2>
6. <http://wenku.baidu.com/view/0da3f161ddccda38376baf87.html>

鐵水中噴吹碳粉種類對溶解速率的影響研究

The Experimental Study for the Carbon Dissolution Rate of the Source Material Blowing into Hot Metal

劉永章¹、孫海平²、林繼正³

Yung-Chang Liu, Haiping Sun, Chi-Cheng Lin

中國鋼鐵股份有限公司

China Steel Corporation, Kaohsiung, Taiwan.

摘要

近年來，一種替代的煉鐵製程，是利用頁岩氣和碳熱還原鐵礦來生產直接還原鐵 DRI；另一方面，廢鋼量不斷增加，將成為另一個生產鋼鐵的重要原料來源。因此轉爐利用廢鋼和 DRI 生產鋼液或鐵水的製程技術已受到關注，為了適化轉爐熔煉廢鋼生產鐵水的製程，有兩個重要問題必須確認：一是固態廢鋼融化速率及其影響因素；另一是鐵水增碳時，碳的溶解及其影響因素。因此本研究解析各類碳源粉粒在鐵水中的溶解反應，以及探討製程條件對碳源溶解速率和收得率的影響。實驗結果顯示：(a)在鐵水碳含量 4%以下，三種碳源在鐵水中的碳溶解與時間皆為線性關係，也就是溶解速率為定值；(b)三種碳源的硫含量高，鐵水中的硫含量也隨時間作線性變化；(c)三種碳源材料在相同實驗條件下，以增碳劑的溶解速率最快且碳收得率最高。研究結果未來可應用於新開發的轉爐廢鋼熔解製程(CSMP)中。

關鍵字：煉鐵、廢鋼熔解製程、增碳溶解

Abstract

In recent years, as an alternative ironmaking process, the reduction of iron ore by carbothermic reduction or shell gas to produce direct reduced iron (DRI) is being developed in the attempts to replace BF. On the other hand, the amount of steel scrap increases continuously and becomes another important raw material for the steel production. Recently, the production of steel from scrap and DRI by BOF process has attracted the attentions. Two important issues must be acknowledged: One is the solid scrap melting rate and its influencing factors; another is carbon dissolved into hot metal and its influencing factors.

¹ 中國鋼鐵股份有限公司，鋼鐵研發處，研究員，
E-mail:150185@mail.csc.com.tw

² 中國鋼鐵股份有限公司，鋼鐵研發處，研究顧問

³ 中國鋼鐵股份有限公司，鋼鐵研發處，工程師

Therefore, the dissolving reaction of some kinds of carbon powder in the hot metal was studied as well as the effects of process conditions on the carbon dissolution rate and yield were investigated. The results showed that: (a) When the carbon content is less than 4% in hot metal, the amount of carbon dissolving into hot metal is linearly increasing with time. That is, the carbon dissolution rate is constant. (b) The sulfur content in the hot metal is also linearly increasing during the blowing period because the sulfur contents of these carbon sources are high. (c) The dissolution rate of the recarburizer is the fastest and the yield is the highest among these three carbon source material under the same experimental conditions. The results of this study will be applied in the future technology development of China Steel smart melting process (CSMP) in the new converter.

Keyword: ironmaking, scrap melting process, carbon dissolution

一、前言

近年來，高爐煉鐵所需的優質焦煤預料將逐漸短缺，同時大量的二氧化碳排放為高爐冶煉鐵水的主要問題。一種替代的煉鐵製程，是利用頁岩氣和碳熱還原鐵礦生產直接還原鐵（DRI）來取代高爐。另一方面，廢鋼量不斷增加，將成為另一個生產鋼鐵的重要原料。因此，如何在轉爐煉鋼過程中，有效地增加廢鋼或 DRI 的使用比例，減少高爐生產鐵水的總量，將是大幅降低生產每噸鋼 CO₂ 排放量的主要關鍵。

然而，為了適化轉爐熔煉廢鋼生產鐵水的製程，有兩個重要的問題必須確認：一是固態廢鋼融化速率及其影響因素；另一是碳的溶解速率及其影響因素。之前已完成探討固態廢鋼融化速率的影響因素，本研究計畫將利用噴吹的實驗方式，解析各類碳源粉粒在鐵水中的溶解反應動力學，特別是鐵水溫度和碳源粒徑對各類碳源溶化速度和回收率的影響。

二、文獻蒐集與分析

在鐵水中許多研究碳溶解的實驗方法，如圖 1 所示，這些實驗通常利用具有溫度控制的感應爐和電阻爐加熱，並且在各種條件下探討碳的溶解。粒狀或粉狀的碳通常使用覆蓋滲碳(carburizer cover)和噴吹(injection)的方法研究。而旋轉或固定的圓柱(cylinder)，盤狀(disc)和碳桿(rod)的實驗方法，不僅建立了質傳相關性，也提供了樣品固定的幾何形狀；靜滴法(sessile drop) 提供了觀察界面現象的機會；滲透(percolation)和螺旋滑動(spiral sliding)法則可模擬在 BF 或沖天爐(cupola)爐膛內條件之碳溶解。

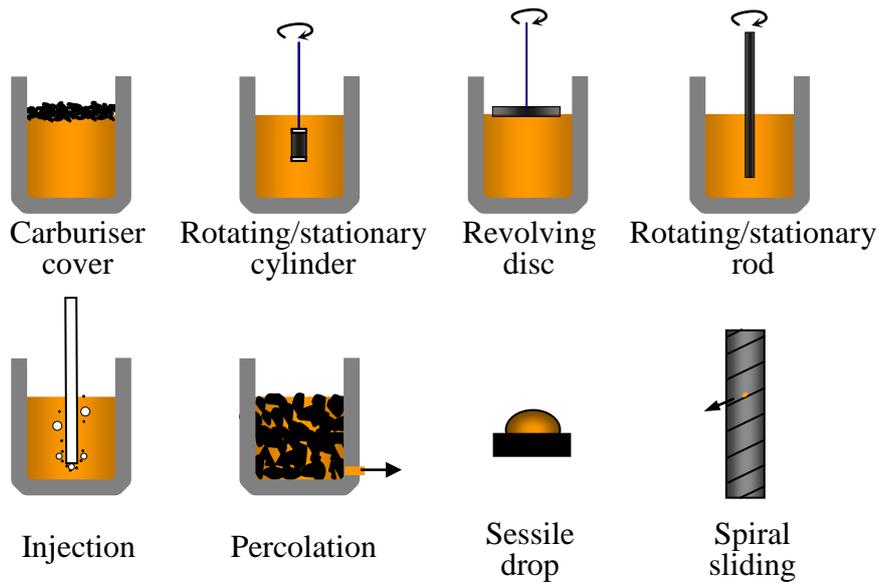


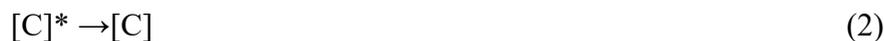
圖 1、研究鐵水碳溶解的實驗方法

2.1 碳溶解理論

當固體碳材料與鐵水接觸，碳溶解機構由二個連續的步驟說明，第 1 個步驟是：固體結構的碳原子($C_{(solid)}$)解離進入液體側的界面，成為在鐵原子間空隙位置的碳原子($[C]^*$)



第 2 個步驟是：在界面鐵原子間空隙位置的碳原子($[C]^*$)質傳進入液體中散佈



然而，過去有二種碳溶解速率的機構控制解釋。一種是碳溶解速率是由前述的第 2 個步驟控制，也就是受鐵水中碳的質傳控制^[1-7]。主要證據為：(1) 碳溶解速率與液體攪拌的相關性相當強，(2) 碳溶解速率與液體溫度和硫含量的相關性非常微弱，(3) 碳溶解速率通常依據一階反應方程式表明。

另一種碳溶解速率是由前述的第 1 個步驟控制，也就是由焦炭或煤粉的界面碳溶解機構控制^[8-16]。主要證據為：(1) 含碳材料的晶格尺寸，(2) 液體溫度，(3) 液體硫含量。

仔細查證這些文獻內容，第 2 個步驟質傳控制的證據，是經由化學和物理原理作很好解釋和說明；但由第 1 步驟界面解離步驟控制的證據，則需經由其他的觀測方法解釋。例如，在焦炭或煤粉的碳原子很少有規則的原子結構，與石墨中的相比較，在化學上是不穩定的，所以焦炭或煤粉的 C 與 C 原子鍵結，可以更容易在固液界面解離，溶解速度超過有規則原子結構的石墨。其次，含礦物質的焦炭於溶解過程中，在界面處形成的礦物層，這層礦物阻礙碳溶解，在較高溫度下，礦物層的阻礙將被削弱，這解釋碳溶解速率與溫度相關性強烈。最後，在鐵

水中的硫與 CaO 反應形成緻密的 CaS 附著於焦炭表面，降低溶解的有效面積，這也可能是硫對碳溶解有顯著抑制效果的另一種原因。

2.2 溶解速率

在上一節的討論中認為碳溶解速率是由第 2 個步驟控制，即液體邊界層中碳質傳擴散為速率的控制步驟，圖 2 顯示出在碳與液體界面附近的碳濃度分佈。當碳溶解速率是由液相質傳控制時，在碳界面與液體的碳濃度差為用於擴散的驅動力，碳溶解速率可由下列方程式表示：

$$J = \frac{Ak}{100M_c} \Delta[C] = \frac{Ak}{100M_c} ([C]_{sat} - [C]) \quad (3)$$

當液體體積已知時，積分上列方程式得到：

$$\ln \frac{([C]_{sat} - [C])}{([C]_{sat} - [C]_0)} = \frac{Ak}{V} t \quad (4)$$

方程式中 J 為碳溶解速率(mol/s)， A 為碳與液體的接觸面積(m^2)， k 為質傳係數(m/s)， t 為溶解時間(s)， V 是鐵水體積(m^3)， $[C]_{sat}$ ， $[C]$ 和 $[C]_0$ 分別為鐵水中碳的飽和、瞬時和初始濃度(mass%)。質傳係數 k 是根據方程式 (4)，由 $\ln \frac{([C]_{sat} - [C])}{([C]_{sat} - [C]_0)}$ 對時間 t 作圖的斜率得到，經常被用來表示溶解速率。

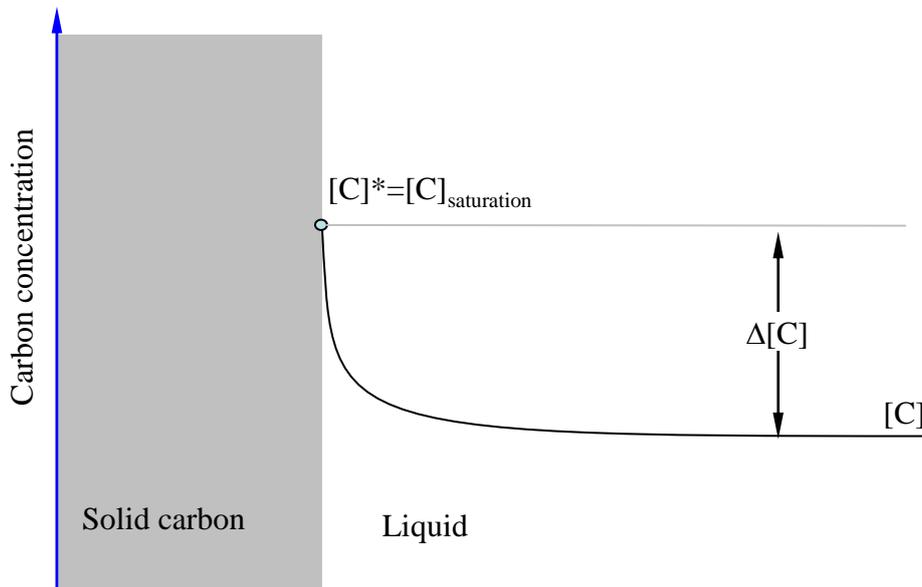


圖 2、碳與液體界面附近的碳濃度分佈關係

2.3 碳溶解速率參數

碳溶解速率可由接觸面積 A 、質傳係數 k 、鐵水中碳的飽和濃度 $[C]_{\text{sat}}$ 和碳濃度 $[C]$ 決定，這些參數稱為碳溶解速率的決定參數，改變這些參數就能改變碳溶解速率。較快的碳溶解速率可由增加接觸面積 A 、質傳係數 k 和鐵水中碳的飽和濃度 $[C]_{\text{sat}}$ ，或者減少鐵水中的碳濃度 $[C]$ 達成。

如表 1 所示，碳溶解速率參數的影響因子有溫度、固體的結構、合金元素、液體攪拌、顆粒大小，和含碳材料中的礦物質、副反應，時間及液體體積。這些碳溶解速率參數的影響因子將在下一節討論。

表 1、碳溶解速率參數的影響因子

Dissolution conditions	Rate dictating parameters			
	A	k	$[C]_{\text{Sat}}$	$[C]$
Temperature	N	S	G	N
Solid structure	N	N	S	N
Alloying elements	N	S	G	N
Liquid agitation	N	G	N	N
Particle size	M	M	N	N
Mineral matters in coke	G	N	N	N
Side reactions	N	U	N	N
Time	N	N	N	G
Liquid volume	N	N	N	G

G: greatly influence

S: slightly influence

M: may influence

U: unclear

N: no influence (may indirectly influence)

2.4 溶解速率的影響因子

2.4.1 鐵水溫度

鐵水溫度不會直接影響接觸面積 A ，但藉由影響碳源材料中的礦物質熔融和黏度，可間接影響有效接觸面積。根據 Fe-C 平衡相圖， $[C]_{\text{Sat}}$ 隨溫度升高而增加^[19]。質傳係數 k 是擴散係數除以邊界層厚度，在鐵水中碳的擴散係數隨溫度升高而增加^[20]。一些副反應對溫度也相當敏感，這也將影響碳的溶解速率。

如圖 3 所示，由 Sun 使用靜止圓柱碳源法^[18]，觀察溫度對溶解速率的影響，在較高的溫度與感應爐中的碳溶解速率比在較低溫度下與電阻爐中的快。增加溫度能使碳溶解速率較快，是因較高的溫度下能增加 $[C]_{\text{Sat}}$ 和 k 。由動力學的分析，質傳係數的活化能約為 50kJ / mol。

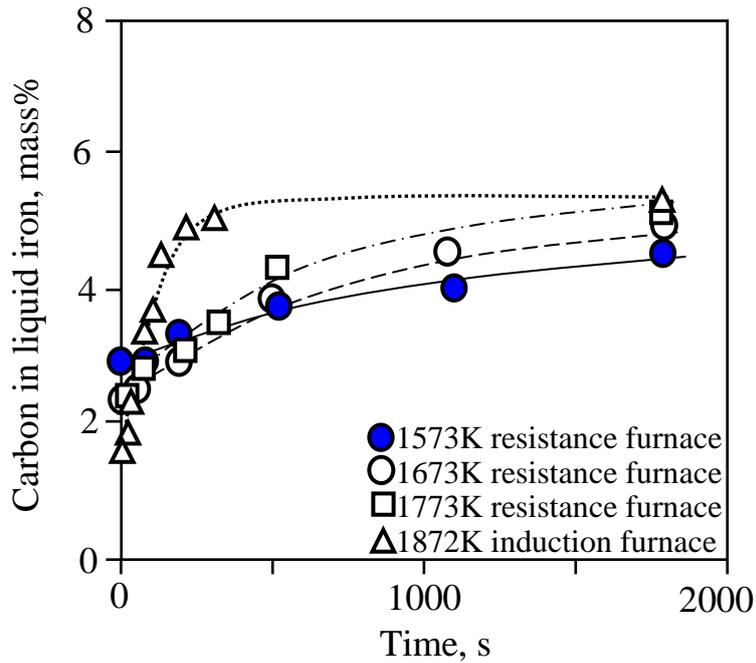


圖 3、鐵水碳含量隨時間的變化

當碳源材料如煤或焦炭含有礦物質，溫度會以不同方式影響碳溶解速率^[21]。石墨和焦炭的溶解速率常數對溫度倒數作圖，如圖 4 所示，溫度與焦炭溶解速率的相關性明顯，而溫度對石墨的溶解速率的相關性則微弱，焦炭的視活化能比石墨的大一個數量級。溫度明顯影響焦炭的溶解速率，主要是由於溫度影響在界面形成的礦物質黏度和熔融，也因此影響碳和鐵水的有效接觸面積，在更高的溫度下，具有較低黏度的熔融礦物也容易從界面去除。

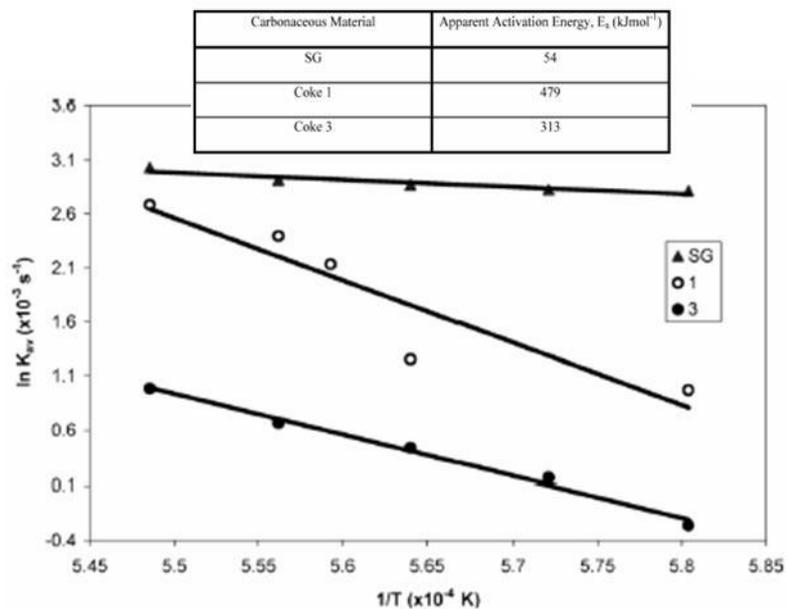


圖 4、碳溶解速率常數對溫度倒數的關係

2.4.2 固體碳的結構

由於碳溶解反應的自由能取決於固體結構，所以碳源材料的結構可能會影響碳飽和濃度 $[C]_{\text{Sat}}$ 。石墨、天然石墨、各種焦炭、煤和金剛石是不同晶體結構的碳，它們的溶解反應將有不同的自由能。 $[C]_{\text{Sat}}$ 是鐵水與固體平衡的碳濃度，隨自由能與固體結構變化，但針對不同碳源材料的自由能則尚未有文獻記載。

Khanna et al^[10,12,13,22]和 Shigeno et al 等人^[23]發現固體結構對碳溶解的影響，並在這基礎上，宣稱碳溶解受界面解離的控制。例如，在圖 5 中^[23]，利用旋轉碳桿法觀察碳的溶解速率，發現非石墨碳的溶解速率較慢，鐵水硫含量對非石墨碳的溶解速率影響比石墨碳的更敏感，因此認為碳的結晶結構影響溶解速率，鐵水硫尤其對非石墨質碳的溶解速率有壓抑作用。然而，深入仔細閱讀文獻後，並沒有完整地探討不純碳源材料的溶解過程，如焦炭、煤或天然石墨等，因為文獻中的解釋，固體結構的影響也和表 1 中列出的其他影響因子相關聯。因此，目前在碳源材料中，固體結構或者原子鍵結類型和強度的影響沒有得到較好的解釋，是由硫產生化學抑制或是由於質傳控制尚未釐清。

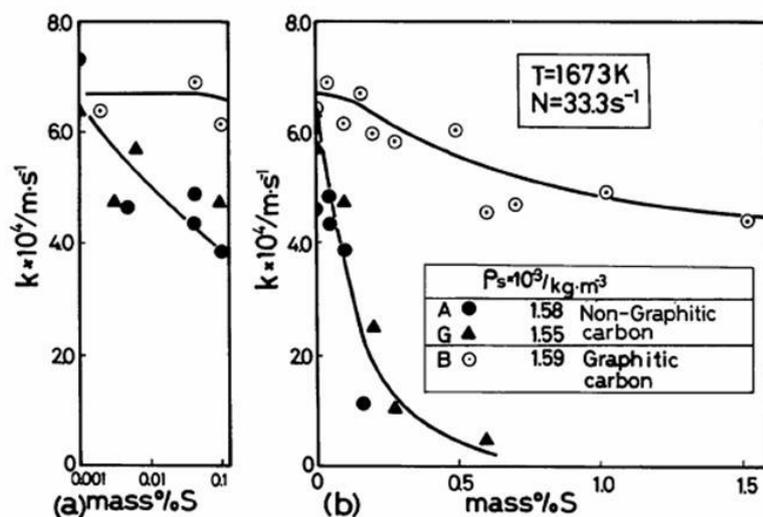


圖 5、使用石墨和非石墨碳探討鐵水硫對質傳係數的影響。(N：旋轉速度)

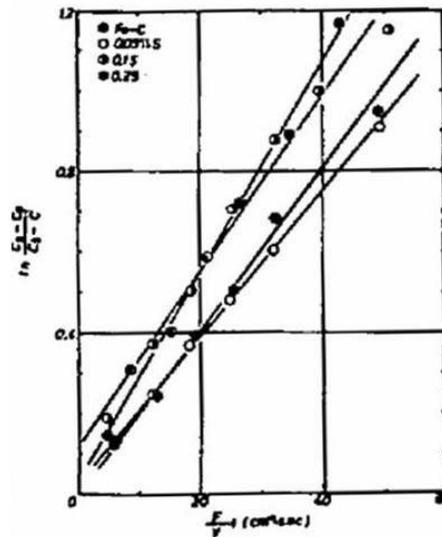


圖 6、鐵水硫對碳溶解速率常數的影響

2.4.3 合金元素

在鐵水中的合金元素 Si、Mn、P 和 S 等，會影響鐵水中碳的活性係數，也因此影響了碳的飽和含量，Neumann 等人^[24]所提出碳的飽和含量如下列所示：

$$[C]_{\text{sat}} = 1.3 + 0.00257T - 0.31\text{Si} - 0.33\text{P} - 0.45\text{S} + 0.28\text{Mn}$$

因此碳的飽和含量和溶解速率隨溫度和錳含量增加而升高，但它們隨鐵水中的矽、硫和磷的含量增加而降低。合金元素藉由影響鐵水黏度和碳的擴散性，也影響了碳的質傳係數。例如，在鐵水中添加 0.2% 的硫，可以減少石墨溶解的質傳係數約 20%^[25]，而在鐵水中添加矽、碳的擴散係數是減少^[2]，因為鐵水組成影響在固液之間的界面張力，也影響了固液二相間的潤濕性^[26]。

由 Inoue 等人^[27] 進行鐵水中的 Si、Mn、P 和 S 對石墨溶解速率的影響研究。結果發現，鐵水中添加矽和磷對碳溶解速率有稍微抑制作用，但錳的影響卻沒有得到證實。如圖 6 中所示，在鐵水中即使添加少量的硫，碳溶解速率常數依然降低，此因硫存在於鐵水中時，增強了石墨與鐵水的潤濕。

重野等人^[28]使用電阻爐和旋轉碳桿的方法，在 1400°C 鐵水中，進行硫和磷對石墨和非石墨碳溶解速率的影響，結果分別顯示於圖 7 和圖 8，後來，分析溶解速率並得出結論^[29]：鐵水中的硫和磷皆使碳的溶解速率降低，並且硫含量影響溶解速率的程度超過磷，特別是非石墨質碳。然而，並沒有解釋在圖 7 和圖 8 的結果，硫在較低的旋轉速度和磷在較高的轉速的抑制效果。當增加旋轉速度或液體的攪拌時，可提高在液體中的質傳，界面反應替換液相質傳，控制了溶解速率，只有當界面反應控制或部分控制溶解速率時，減少界面吸附堵塞能降低碳溶解速率。這解釋了圖 8 中快速旋轉時，為什麼磷的抑制效果特別明顯。然而，在圖 7 中較低旋轉速度時，硫的抑制效果強烈仍無法解釋。

由 Sun 等人的研究^[1]，當鐵水添加 1.9% 的矽，碳溶解速率不改變，而鐵水添加 1% 的硫，碳的溶解速率則降低。由 Wright 和 Taylor 使用噴吹碳粉法的研究實驗^[30]，當鐵水中添加硫，非石墨質的碳溶解速率也減少。

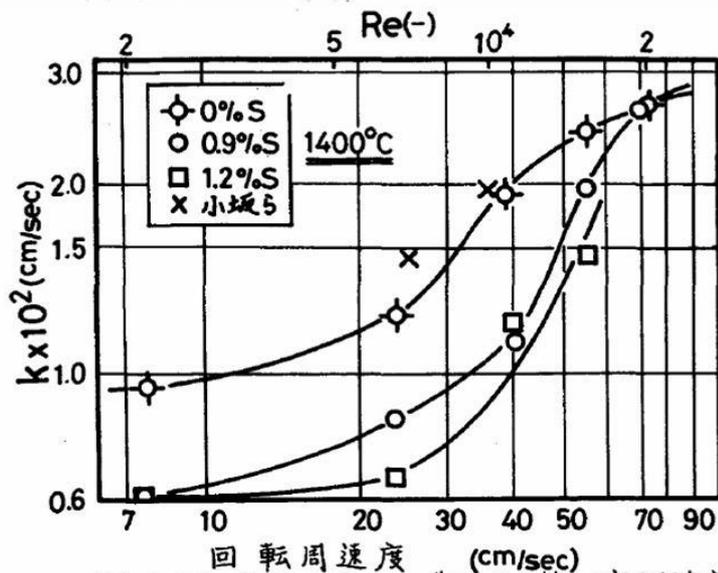


圖 1. Fe-C-S 合金へのグラファイト棒の溶解速度

圖 7、硫和旋轉速度對石墨溶解速率的影響

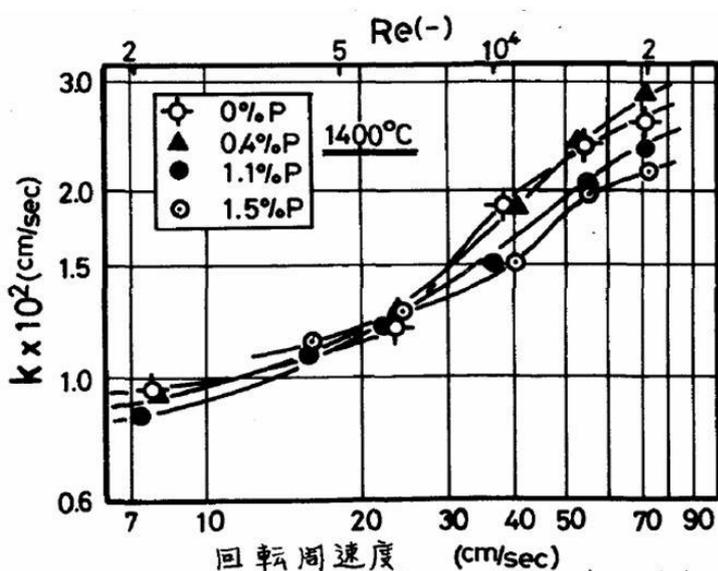


圖 2. Fe-C-P 合金へのグラファイト棒の溶解速度

圖 8、磷和旋轉速度對石墨溶解速率的影響

2.4.4 液體攪拌

液體攪拌增強，可減少鐵水中邊界層的厚度，因而縮短擴散距離，增加界面附近的質傳。假如液體攪拌增加溶解速率，質傳將是最有可能控制溶解速率。為了估計廣義質量轉移與石墨溶解的相關性，進行固定碳桿^[31-34]、旋轉碳桿^[3,23,32,35,36]或旋轉碳盤^[37]等幾何形狀溶解的研究，結果皆認同溶解反應是由於質傳控制。例如，圖 7 和圖 8 清楚地顯示，增加碳樣品的旋轉速度，碳溶解速率增加，這種現象解釋：旋轉運動增強在液體中的質傳。

電阻爐加熱的液態金屬只有自然對流循環，而感應爐加熱中的液態金屬因感應而強制對流運動，因此感應爐的強制對流增加鐵水攪拌。Ebiko 和 Yamai^[38]使用感應爐和電阻爐加熱的鐵水實驗，採用固定碳桿法在 1260-1280°C 下觀察碳的溶解速率，結果如圖 9 所示，在感應爐中碳的溶解速率遠遠超過電阻爐，在感應爐中液體側的邊界層厚度，估計是小于 0.1mm 的，而電阻爐中的約 0.3mm。

由 Sun 使用感應爐靜止圓柱的實驗方法^[18]也證實增強了碳溶解速率，在二種類型的爐子加熱鐵水觀察碳的溶解速率，在相似的反應條件下，結果於圖 3 中可以看出，在 1873K 鐵水時，由感應提供強制對流，感應攪拌使碳溶解速率加快許多。Sun 等人使用其他的實驗方法^[1]證實：使用 Olsson 關係^[3]或滲透理論，濃度和活性驅動模型可適合解釋對每一種情況下的碳溶解速率，這些實驗說明了碳溶解速率是由質傳控制。

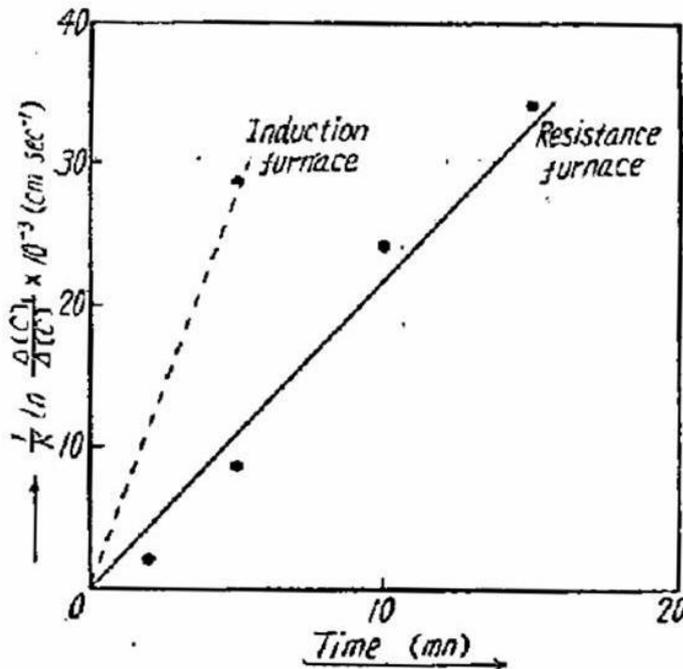


圖 9、加熱爐溫度對石墨溶解速率的影響

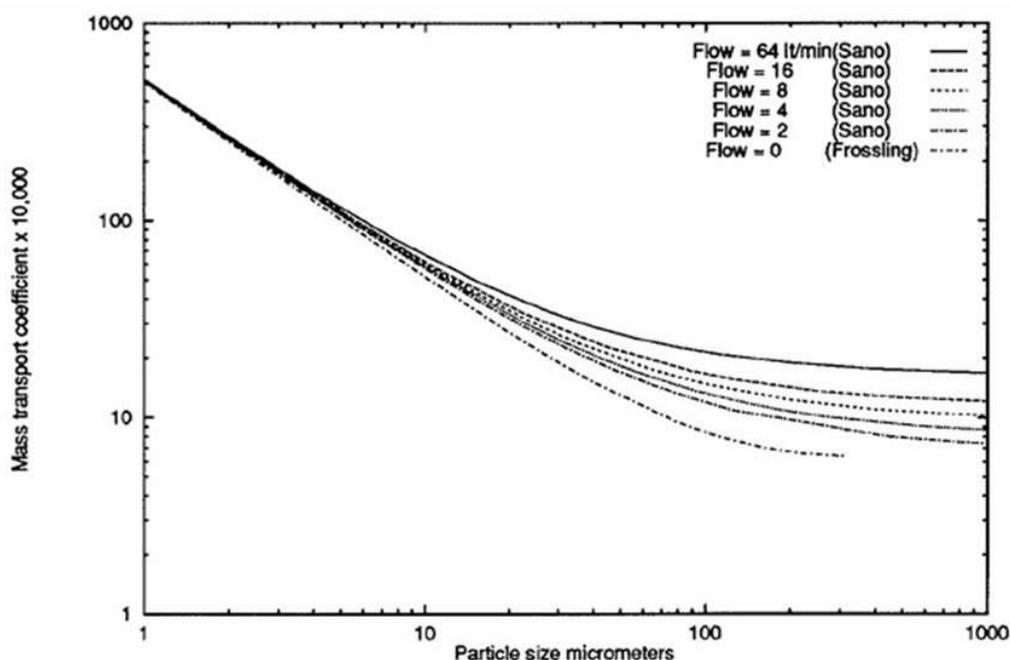


圖 10、噴吹氣體流量和粒徑尺寸與質傳係數的相關性

2.4.5 固體顆粒尺寸

在碳粉噴吹過程中，碳粉尺寸是一個影響碳溶解現象的關鍵。因為碳粒尺寸降低時，將增加碳粒的比表面積，增強碳的溶解；其次，根據黏性流體中粒子運動的標準方程式^[39]，它將減少在液體中顆粒的終端速度，使顆粒駐留在液體中的時間更長，因而提高碳的溶解。最後，它增加質傳係數，增強碳溶解速率。

Wright 和 Taylor^[30]使用 Sano 等人^[40]所建議的相關方法計算質傳係數與粒徑關係，如圖 10 所示，在 1 公斤鐵水中，採用各種流速的氣體噴吹攪拌，研究結果顯示：當粒徑尺寸很小時，增加粒徑尺寸時，大幅降低質傳係數；當粒徑尺寸較大時，質傳係數與粒徑尺寸逐漸成為獨立二項。當顆粒尺寸較大時，增加攪拌氣體流速，質傳係數增加，但是，當粒徑較小時，此攪拌效果變得不重要。

碳粒尺寸對碳溶解速率的整體效率，在於接觸面積、接觸時間和在顆粒附近質傳等效應的結合。例如，以 1 公斤鐵水充分溶解各種尺寸碳粒所需的時間，由 Wright 和 Taylor 模擬計算結果顯示在圖 11 中^[30]，解釋粒徑和鐵水攪拌對溶解的影響程度；圖 11 中的結果顯示，降低粒度顯著減少溶解時間；而攪拌氣體流量的影響明顯僅適用於較大的顆粒尺寸和小流量的條件，或者換句話說，特別是約小於 50 μm 的顆粒，可視為鐵水的一部分，因此氣體攪拌對這些小顆粒的溶解速率影響不大。

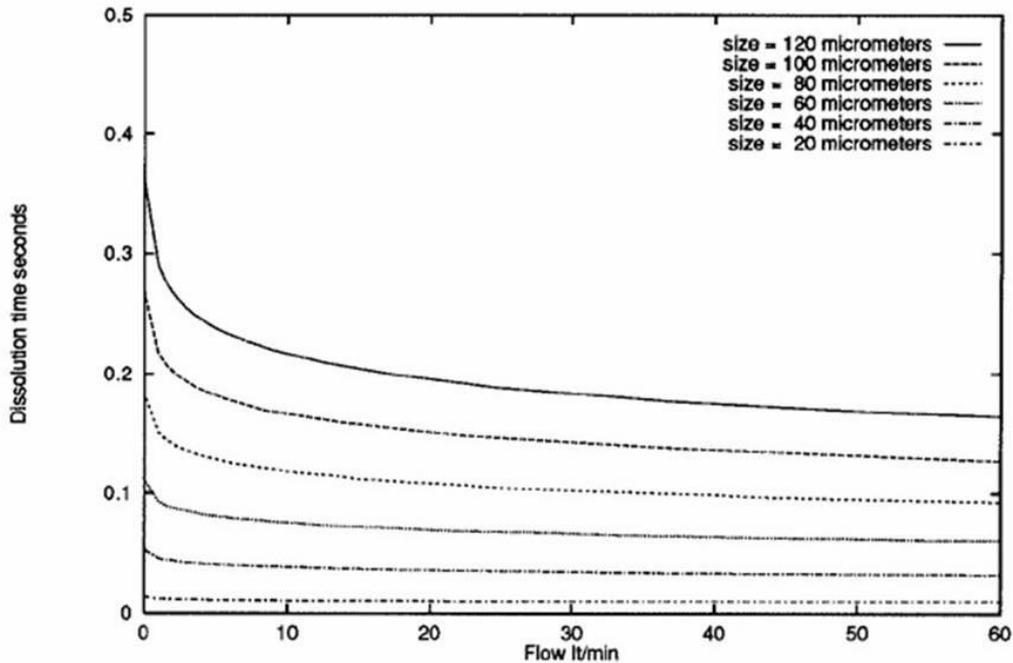


圖 11、噴吹粒徑尺寸和速率與溶解時間的關係

2.4.6 礦物質

煤中總是含有有機或無機的礦物質，冶金焦炭通常含有 10% 的無機礦物，當煤或焦炭被鐵水溶解，不可溶的無機礦物質將遺留在固體表面。如示意圖圖 12 顯示，在溶解過程，碳源材料中的礦物質將積累於界面形成殼層，該殼層被認為是個物理屏障，進一步降低碳溶解的接觸面積，屏障層的“強度”不僅依賴該層的厚度，而且與界面和物理性質相關，如黏度、視密度、熔融溫度及該層和鐵水或固體碳之間的界面張力等，這些界面和物理性質隨溫度、礦物質量和該層組成物而變化，並且強烈受副反應影響，由於固/液界面的部分區域被礦物質替換，在煤或焦炭的界面累積礦物質會改變潤濕性。

許多研究中^[7-9, 21, 41]已經證實，在碳溶解過程中，礦物層形成會降低碳溶解速率。Gudenau 等人^[42]發現，焦炭中添加耐火材料的氧化物、CaO、MgO 和 Al₂O₃ 等會使溶解速率下降，但添加鐵氧化物則會提高碳的溶解速率。在 Wu et al.,^[43] McCarthy et al.,^[44, 45] Khanna et al.,^[22] Cham et al.,^[46] 等人的研究結果顯示，雖然焦炭或煤中含有 SiO₂，但由於副反應，界面層中並不會存在 SiO₂。

若礦物層最初是 Al₂O₃，當溶解時間的增加時，CaO 的比例增加，相對地 Al₂O₃ 的比例將下降，甚至消失。而 Chapman 等人^[47]採用覆蓋滲碳法清楚地證實：在礦物層中 CaO/ Al₂O₃ 比值隨溶解時間增加而增加，當 CaO/ Al₂O₃ 比值增高或在 CA2 相周圍逐漸生成緻密的 CA 細晶相，礦物層將會緻密化而阻礙碳溶解，改變界面層密度和形態將增加溶解的阻礙力。

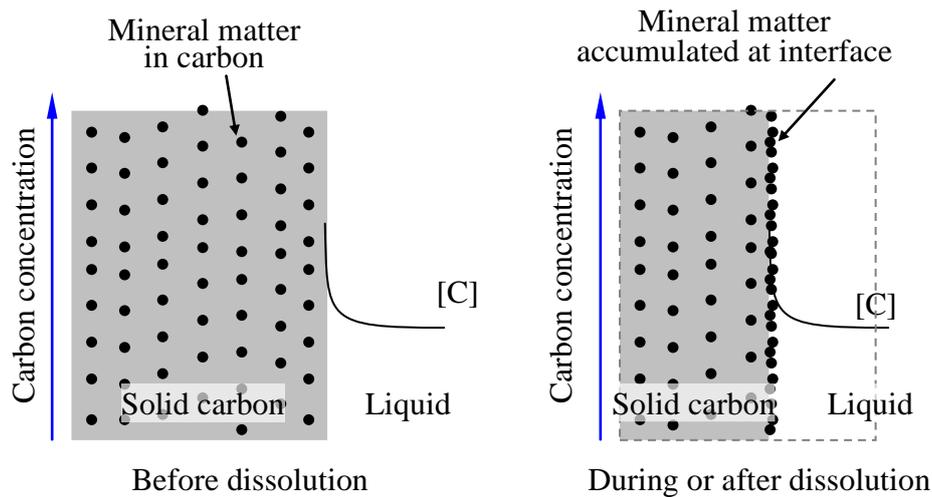


圖 12、溶解過程碳源材料中的礦物質積累於界面形成殼層示意圖

圖 13 顯示：在不同的溫度下，焦炭溶解一段時間後，溶解速率有顯著地改變，三種溫度的斜率減少皆顯示焦炭溶解速率變慢，在較低的溫度下，速率減慢更為顯著，而溶解速率變化應是一個連續變化過程，而不是突變的二個明顯不同的溶解階段^[22]。

因為焦炭中含有 8~12% 礦物質，人造石墨含有小於 0.2% 的礦物質，通常碳溶解過程中，焦炭形成的界面礦物層比人造石墨的更明顯，所以焦炭的溶解速率比人造石墨的明顯低很多，如圖 4 中顯示：溫度對焦炭溶解速率有強烈相關性，可解釋為在高的溫度下，界面層熔融且黏度較低，因為較低黏度的熔融層容易被沖刷，減少阻礙效果，所以在較高溫度下，礦物層的阻礙力被削弱。在圖 13 中較低的溫度下，溶解速率減慢較明顯。

最近，Chapman 等人^[48]觀察到，在鐵水硫含量高時，界面上生成的 CaS 有效地阻礙碳的溶解。如圖 14 所示，鐵水中的硫影響碳的溶解速率，當鐵水硫含量增加時，碳的溶解速率明顯降低。

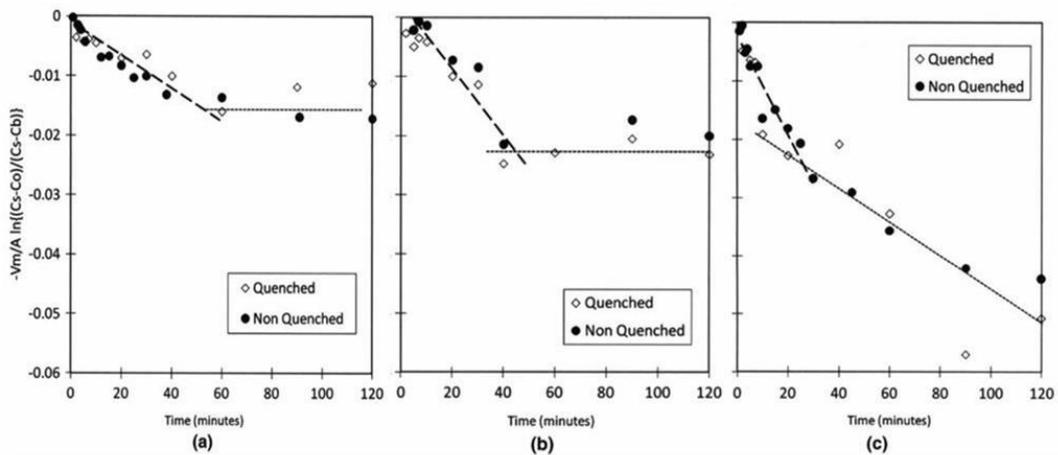


圖 13、三種溫度之一階質傳控制的速率解析(a)1450°C、(b)1500°C、(c)1550°C

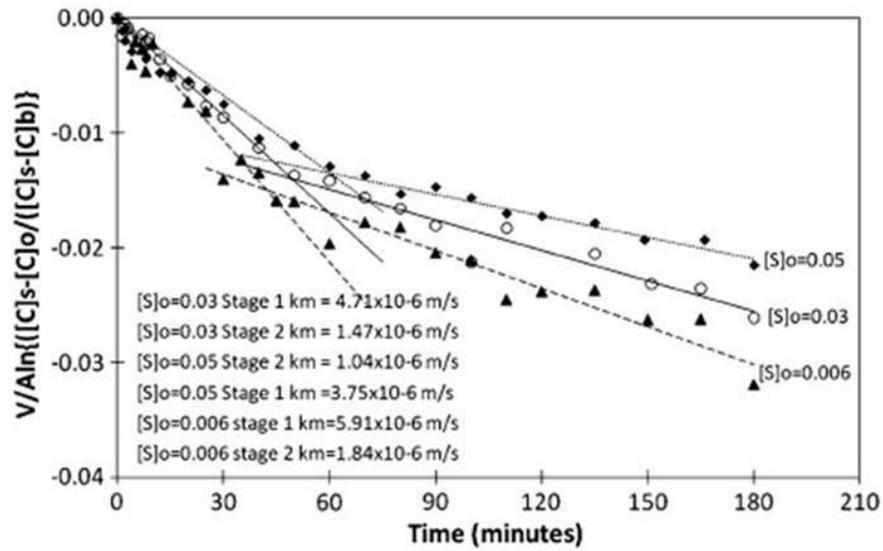


圖 14、硫對質傳控制的碳溶解速率之關係(1500°C)

圖 15 和圖 16 分別顯示鐵水的硫含量 0.006% 和 0.03% 時，在界面處生成的 CaS 層，且證實確實為緻密的 CaS 層，這解釋了在圖 14 鐵水中硫的抑制效果，阻礙了的碳溶解。當鐵水中硫含量高時，CaS 層變厚。這表明硫在鐵水中，對碳的溶解速率是負面的影響效應，且是由於在界面上形成 CaS 層，而不是由 Wu 等人^[8,9]所提出的界面處吸附硫原子堵塞的說法。

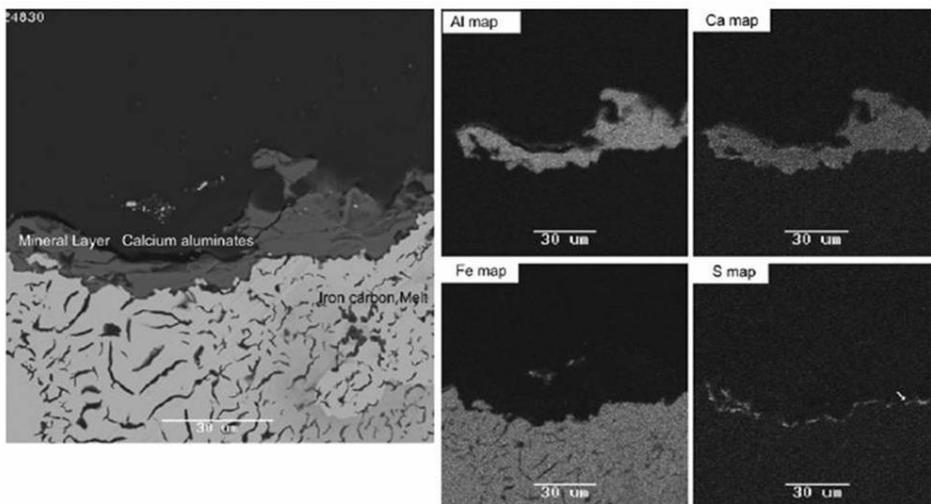


圖 15、SEM 和 X-ray 對界面礦物質元素之解析[S]=0.006%

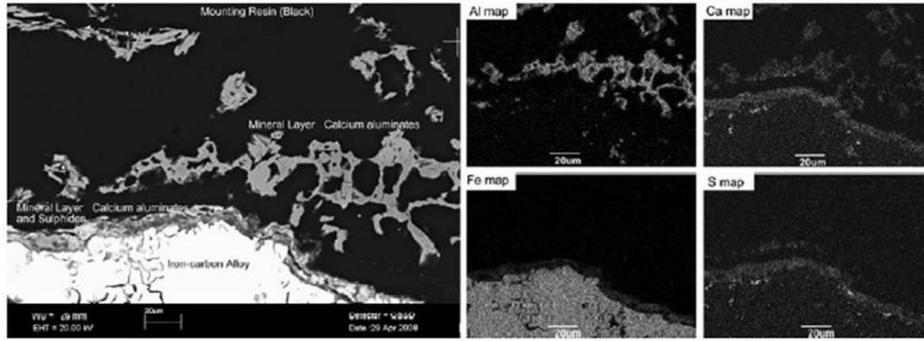
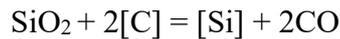


圖 16、SEM 和 X-ray 對界面礦物質元素之解析[S]=0.03%

2-4-7 副反應

在溶解過程中，碳源材料中的礦物成分提供發生在界面處大部分副反應的反應物。副反應不會直接影響碳的溶解速率，但礦物成分會與鐵水碳反應，或者經由改變鐵水組成和界面的無機礦物層而間接影響碳溶解速率。礦物的主要成分為二氧化矽，當融熔礦物接觸鐵水反應時，碳與二氧化矽將發生氧化還原反應：



在圖 15 和圖 16 中的界面層成份分析，無二氧化矽存在情況下，該反應可被確認。

還原二氧化矽將消耗鐵水中部分的碳，鐵水中的矽將增加，在界面處礦物層的二氧化矽也將減少。當觀察碳溶解速率時，首先將會引起混淆，其次在溶解過程中會改變碳的飽和含量，最終將降低該層的黏度。

在碳源材料中經常含有硫元素，存在於碳結構或礦物相中，當焦炭或煤發生溶解時，將產生復硫現象而改變鐵水中碳的飽和濃度。當 CaO 存在於系統時，會發生消耗溶解碳和硫的化學反應，反應的生成物 CaS 將遺留在界面處，如圖 15 和圖 16 所示，藉由減少鐵水與碳的接觸面積，進而阻礙碳溶解。



Chapman 等人採用鐵水覆蓋滲碳法^[48] 探討鐵水溶解焦炭和復硫的現象，結果如圖 17 所示。由於碳溶解產生的復硫速率正比於碳溶解速率和焦炭中的硫/碳比^[41]。然而，圖 17 中可確認碳溶解和復硫之間的依存關係僅在溶解初期。在溶解後期，復硫速率小於初期碳溶解速率的比值，這表明鐵水中的硫部分被移除形成 CaS。

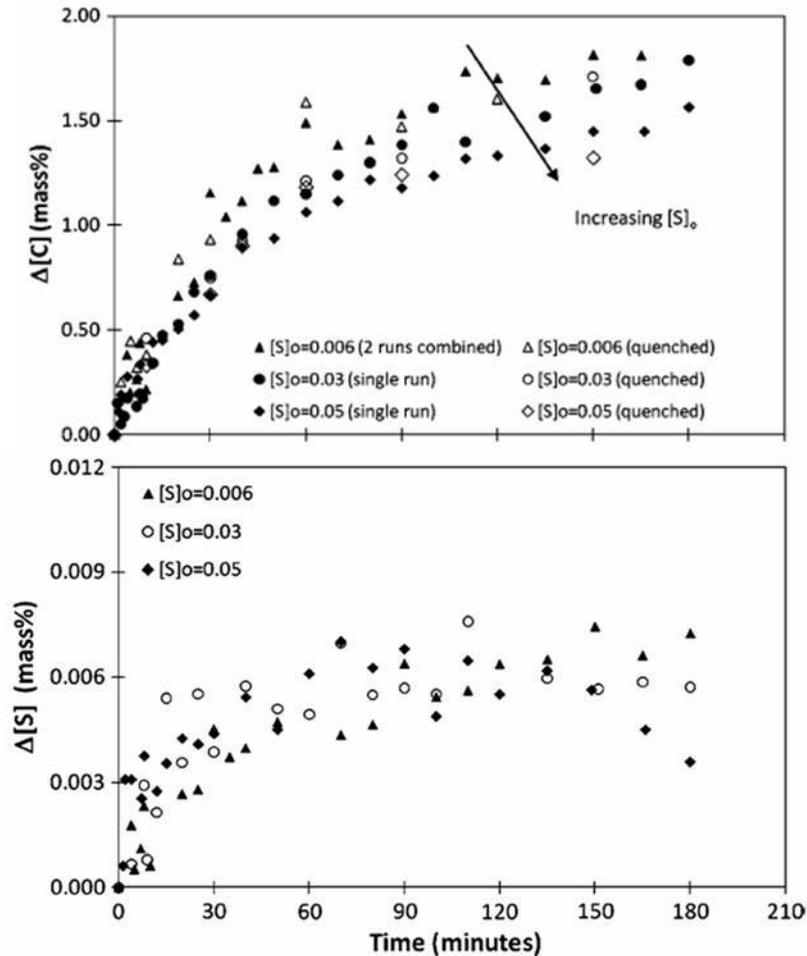
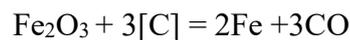


圖 17、鐵水碳和硫變化對溶解時間的關係 1773K

產生 CO 的副反應，如反應 $\text{SiO}_2 + 2[\text{C}] = [\text{Si}] + 2\text{CO}$ 和 $[\text{S}] + [\text{C}] + \text{CaO} = \text{CaS} + \text{CO}$ ，CO 氣泡上升有助於液相攪拌、增加質傳。由 Sakuraya 及 Mori 直接還原鐵(DRI) 熔融的研究^[49]，觀察到由界面處產生的氣體增強質傳的效果，他們發現：當 DRI 含有高的氧含量時，因為固體中的氧會與液體中的碳反應產生 CO 氣體，使 DRI 融化速度較快。在固體表面的 CO 氣泡將驅使更快的碳質傳，而使熔融速率越快。正如前面提到的研究^[6]，碳源材料中存在鐵氧化物，可提高滲碳的溶解速率，此增強可能是由於碳/鐵界面產生下列反應生成的 CO 氣泡。



另一方面，CO 氣泡也可能被卡住的界面處，而減少碳溶解的可用面積。

2-5 碳粉噴吹

至於在鐵水中碳粉粒的溶解而言，Lehner 和 Carlsson 在 6 噸鋼液中噴入碳粉實驗^[33]發現：碳溶解速率很快且與噴入速率相匹配。Dokumitsu 等人^[50]利用感應周波爐熔 20 公斤的鐵水噴入碳粉粒，石墨和焦炭粒徑 50~150 μm ，載氣為氫氣或

氮氣，碳的噴吹速率 110~200g/min，圖 18 顯示在噴吹過程中鐵水碳含量的變化，當鐵水中碳含量為 3% 以下時，碳含量的變化隨噴吹時間呈線性增加，但進一步的噴吹時，碳含量增加越來越慢。在圖 19 中顯示碳噴吹速率與碳溶解速率相比，當鐵水中碳含量低於 3% 時，約超過 90% 的碳是溶解至鐵水中。

而 Wright、Baldock^[51]和 Taylor^[30]的實驗也觀察到類似的結果，在噴吹實驗上，用氮氣作為載氣，在 1 公斤 1450°C 的鐵水中，碳溶解與粒徑大小密切相關，在設定的實驗條件下，石墨的溶解速率與噴入速率相當，直到約 85% 鐵水的碳飽和濃度。這些結果表明，噴入顆粒的石墨溶解速率是由質傳速度控制，且與碳的噴入速率匹配，而碳顆粒尺寸、鐵水硫濃度和攪拌氣體流量的影響輕微。然而，噴入其他非石墨或部分石墨化的碳源，例如：石油焦炭、高級煤，以及煤炭等，這些碳的溶解速率會因鐵水硫含量而減少。

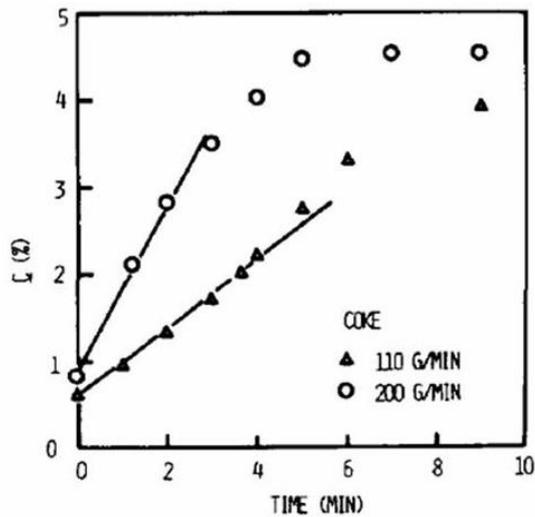


圖 18、噴吹焦炭粉方式、鐵水碳含量對時間之變化

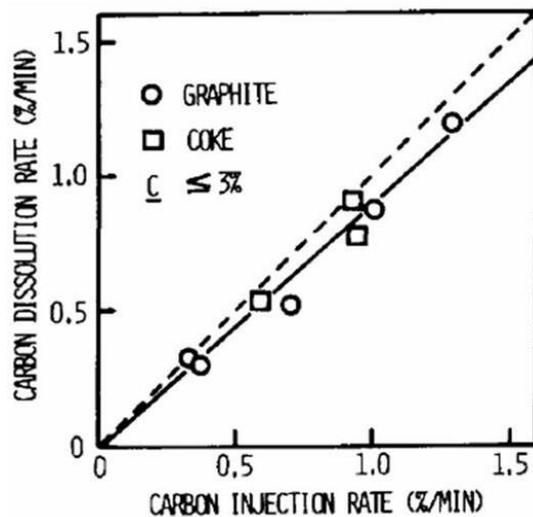


圖 19、噴吹焦炭粉方式、噴吹速率和碳溶解速率之關係

三、研究方法與步驟

3-1 熱模研究實驗設備

實驗裝置如圖 20 之示意圖，主要包含 100kg 周波爐、耐火材料噴吹管、碳粉饋送螺桿、碳粉填充斗槽、噴吹氣體設備和饋送螺桿驅動馬達等，碳粉利用饋送螺桿定速定量送至噴吹管頂端，再用氣體吹入鐵水中，噴吹前後再取樣量測鐵水的碳含量，以計算碳的回收率和溶解速率。

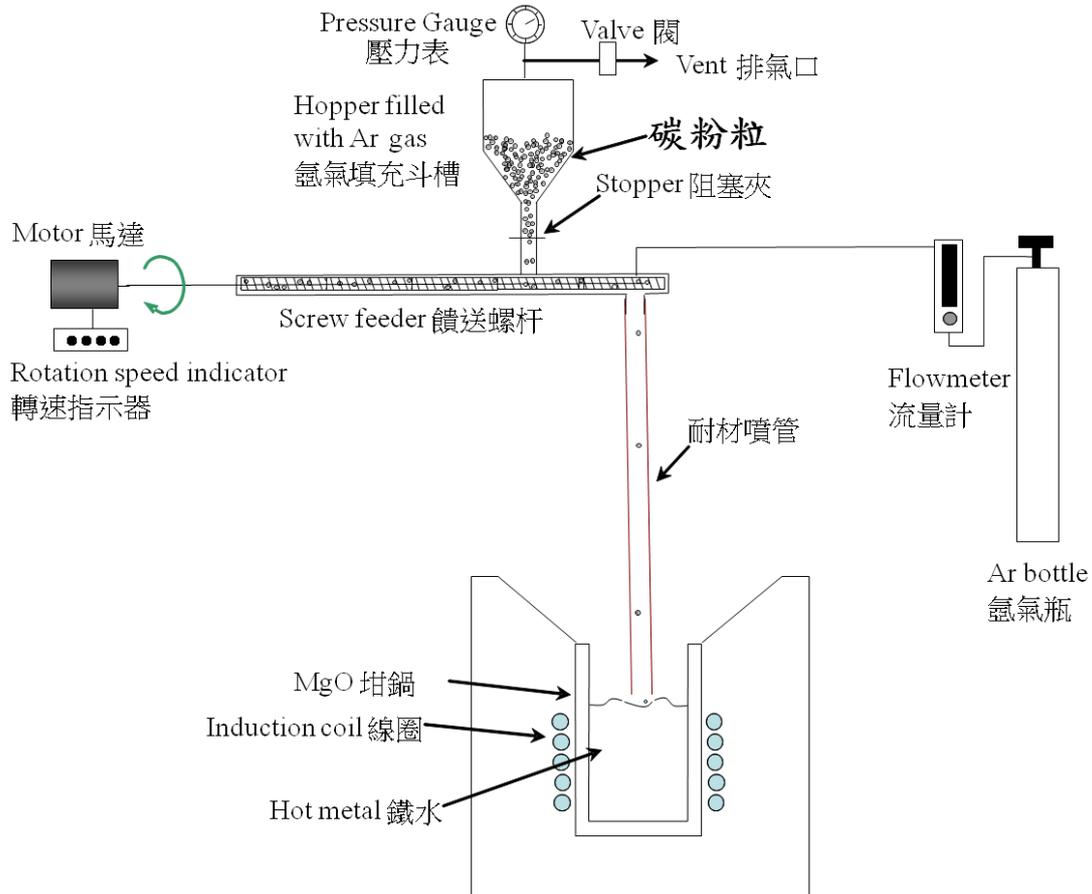


圖 20、實驗裝置示意圖

3-2 研究步驟和策略

- 在鐵水或鋼液等溫條件下，利用噴吹方式，探討各種類碳源粉粒溶化速率的影響。
- 改變噴吹實驗的碳源粒徑，研究粒徑尺寸對碳粉粒溶化的影響。
- 變化鐵水溫度，探討其對碳源粉粒溶化速率的影響。
- 利用實驗數據，解析各類碳源在鐵水中的溶化速率和收得率。

3-3 實驗步驟

- (1) 裝載碳源材料(加 1 包碳粒)，調整 Ar 鋼瓶二次側壓力 $2\text{kg}/\text{cm}^2$ ，氣體流量

調至 20 L/min，螺桿旋轉 430~770rpm，直到有碳顆粒噴出，停止螺桿旋轉，即停止加入碳顆粒。形成空吹狀態。

- (2) 鐵水溫度調至 1500 °C(或 1600°C)，鐵水碳含量調至 2.5%。
- (3) 噴吹管口在鐵水距表面處，氣體流量維持 20 L/min。
- (4) 確認氣體噴入鐵水中、空吹狀態。
- (5) 開始噴吹碳：螺桿旋轉 430~770 轉/分加入碳(約 50g 碳/min)，噴吹碳開始。開始計時。
- (6) 噴吹碳 10 min。
- (7) 停止螺桿旋轉馬達，氣維持體流量空吹，上升噴吹管，停止計時。
- (8) 每 5 分鐘取鐵水樣品、測溫、調溫。
- (9) 返回步驟 1)重複 2 次，共加入 1.2 kg 碳源。

四、結果與討論

原實驗規劃如表 2，將利用 100kg 的周波爐實驗 6 爐次，碳源種類有 3 種，包括：增碳劑、焦炭和煤粉等，其中增碳劑粒徑尺寸有 3 種為 0.1、1 和 2mm，鐵水溫度為 1500°C 和 1450°C，鐵水碳含量為 1~1.5%之間。

表 2、原實驗規劃表

	碳源種類	碳源粒徑(mm)	起始鐵水碳含量 C_L (mass%)	T_L (°C)
1	增碳劑	2	1%	1500
2	增碳劑	1	1%	1500
3	增碳劑	0.1	1%	1500
4	煤粉	1	1%	1500
5	焦炭	1	1%	1500
6	焦炭	1	1.5%	1450

因第 1 次和第 2 次實驗後，噴吹管剛接觸鐵水，管口即發生堵塞的現象，如圖 21 所示，而將鐵水碳含量為由原規劃之 1%提高至 2.5%以上，降低鐵水凝固點，而且將浸入式噴吹調整為貼近鐵水面噴吹。因第 3 次實驗後，發現以速率 50g/min 噴吹粒徑 2mm 的增碳劑時，其溶解速率很慢，所以增加 1 組粒徑 0.3mm 的增碳劑實驗，而焦炭和煤粉則各增加粒徑 0.1mm 的實驗。因噴吹焦炭實驗後，發現在 1500°C 鐵水噴吹粒徑 1mm 的焦炭時，其 1mm 焦炭溶解速率很慢，所以原規劃鐵水溫度 1450°C 噴吹粒徑 1mm 焦炭實驗，鐵水溫度調整為 1600°C 貼近鐵水面噴吹。整體修正後的實驗規劃如表 3，總共於周波爐實驗 8 爐次，碳源種類有 3 種，包括：增碳劑、焦炭和煤粉等，其中增碳劑粒徑尺寸有 3 種為 0.1、0.3 和 1mm，鐵水溫度為 1500°C 和 1600°C，起始鐵水碳含量 C_L 為 2.5%以上。

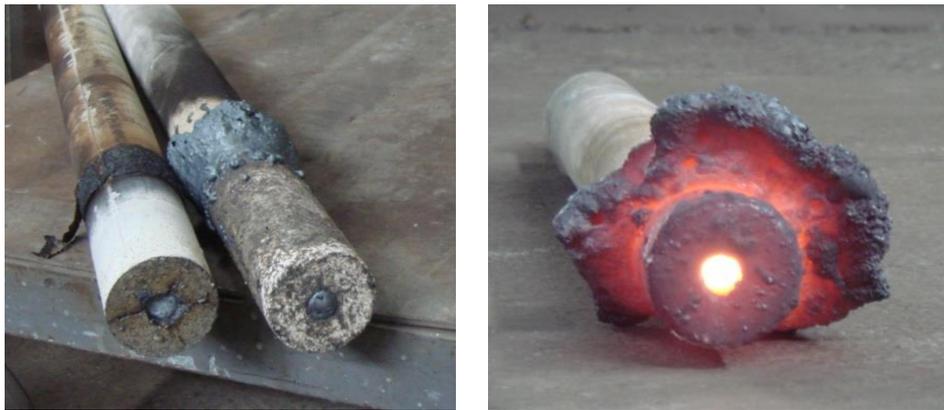


圖 21、第 1 次和第 2 次熱模實驗發生吹管嚴重堵塞現象

表 3、修正後實驗規劃表

	碳源種類	碳源粒徑(mm)	起始鐵水碳含量 C_L (mass%)	T_L ($^{\circ}C$)
1	增碳劑	1	2.5%以上	1500
2	增碳劑	0.3	2.5%以上	1500
3	增碳劑	0.1	2.5%以上	1500
4	焦炭	1	2.5%以上	1500
5	焦炭	0.1	2.5%以上	1500
6	焦炭	1	2.5%以上	1600
7	煤粉	1	2.5%以上	1500
8	煤粉	0.1	2.5%以上	1500

三種碳源成份分析如表 4 所示，增碳劑、焦炭和煤粉的碳含量 C 分別為 99.1%、88.2%和 66.4%，碳含量以增碳劑最高；三種碳源的硫含量 S 以煤粉最高 0.9%，增碳劑 0.61%次之，焦炭硫含量 0.4%最低；揮發物 VM 值也是煤粉最高、佔 24.2%，增碳劑和焦炭的揮發物則佔少量；灰份 ASH 以焦炭最高、佔 11.2%，煤粉的灰份則佔 9.4%，而增碳劑的灰份較低、只佔 0.72%。

因為焦炭和煤粉灰份約佔 10%，因此實驗後有渣塊浮在鐵水表面，如圖 22 顯示的實驗現場照片，實驗後煤粉灰份的成份分析如表 5 所示，以 SiO_2 最多、佔 44.8%，其次為 Al_2O_3 、佔 26.5%。

表 4、三種碳源成份

碳源種類	C (%)	S (%)	VM (%)	ASH (%)
增碳劑	99.1	0.61	0.13	0.72
焦炭	88.2	0.40	0.60	11.2
煤粉	66.4	0.90	24.2	9.4

表 5、實驗後煤粉灰分的成份

灰分組成	Al ₂ O ₃ (%)	SiO ₂ (%)	CaO(%)	MgO(%)
數量	26.5	44.8	3.6	0.9



圖 22、焦炭(左圖)和煤粉(右圖)實驗後浮在鐵水的渣塊照片

4-1 碳源種類的影響

實驗所選擇的碳源種類為增碳劑、焦炭和煤粉，圖 23 和圖 24 分別為碳源粒徑 0.1mm 和 1mm 在 1500°C 起始碳含量 2.6% 的鐵水中噴吹，鐵水碳含量隨累計餵碳時間的變化，明顯的，鐵水碳含量隨噴吹時間呈現線性變化，斜率可視為碳的溶解速率，粒徑 0.1mm 時，溶解速率依序為增碳劑、焦炭和煤粉；粒徑 1mm 時，溶解速率最高仍為增碳劑，其次為煤粉和焦炭，但 1mm 焦炭和煤粉的溶解速率差異較少。

圖 25 顯示三種碳源粉粒碳收得率的比較，粒徑 0.1mm 時，碳收得率依序為增碳劑、焦炭和煤粉；粒徑 1mm 時，碳收得率仍以增碳劑最高，其次為煤粉和焦炭，但 1mm 焦炭和煤粉的碳收得率相差不多。碳收得率大小與溶解速率快慢相同，也就是說碳溶解速率快，碳收得率也高。

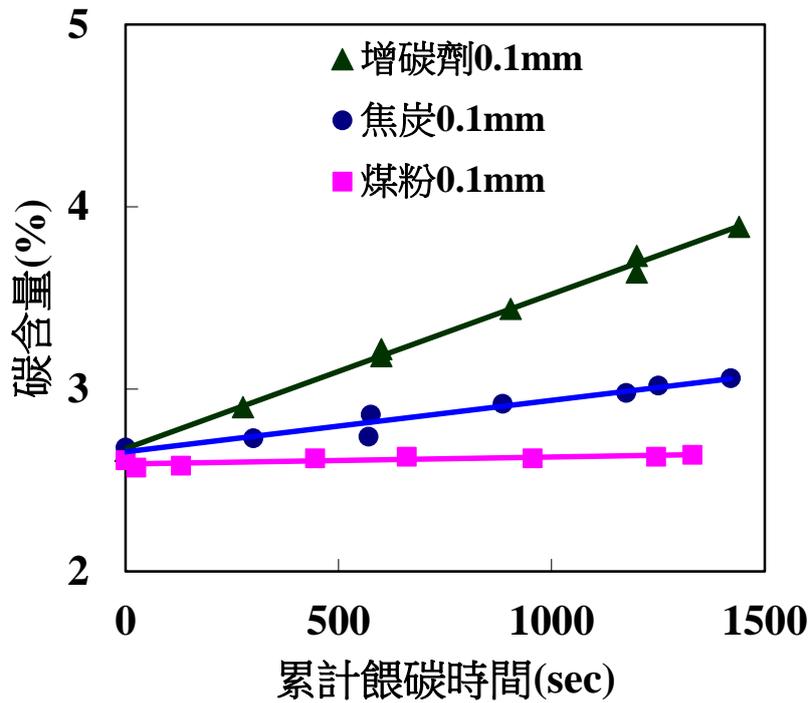


圖 23、三種碳源粒徑 0.1mm 在 1500°C 起始碳含量 2.6% 的鐵水中噴吹，鐵水碳含量隨累計餵碳時間的變化。

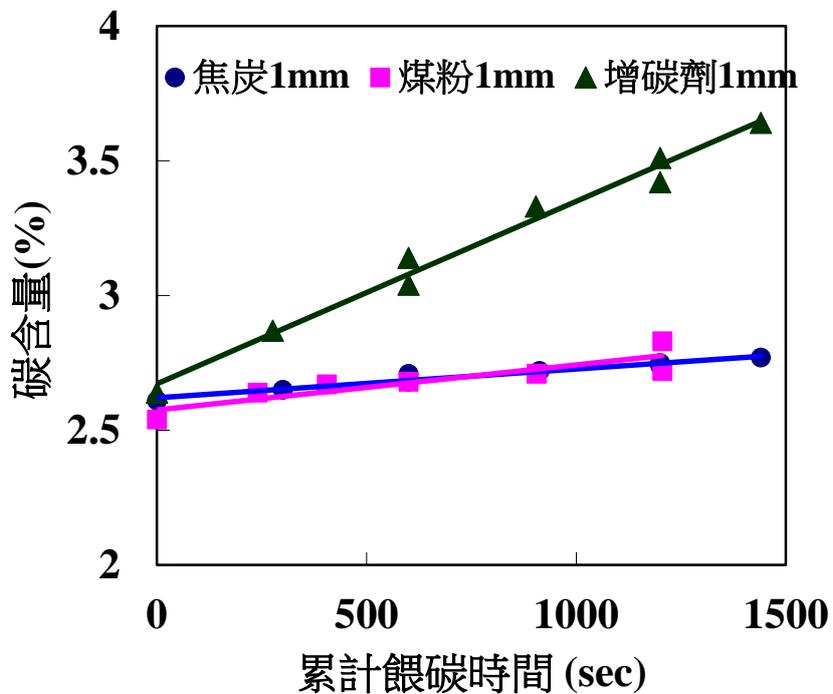


圖 24、三種碳源粒徑 1mm 在 1500°C 起始碳含量 2.6% 的鐵水中噴吹，鐵水碳含量隨累計餵碳時間的變化。

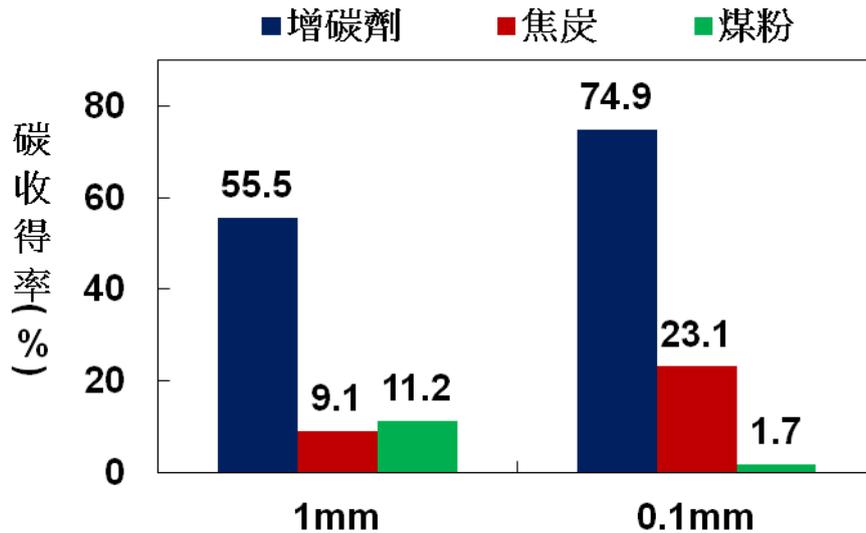


圖 25、在 1500°C 起始碳含量 2.6% 的鐵水中噴吹碳源，三種碳源碳收得率的比較圖。

五、結論

綜合以上的實驗結果和討論，得到以下結論：

- ◆ 在鐵水碳含量 4% 以下，三種碳源在鐵水中的碳溶解與時間皆為線性關係，也就是溶解速率為定值。
- ◆ 三種碳源的硫含量高，鐵水中的硫含量也隨時間作線性變化。
- ◆ 三種碳源材料在相同實驗條件下，以增碳劑的溶解速率最快且碳收得率最高。

六、參考文獻

1. Sun, H., Mori, K., Sahajwalla, V., and Pehlke R.D., Carbon Solution in Liquid Iron and Iron Alloys, *High Temperature Materials and Processes*, Vol. 17, pp.257-270, 1998.
2. Kawai, Y. and Mori, K., Technology Report of Kyushu University, pp.993-997, 1968.
3. G. Olsson, V. Koump and T. F. Perzak: Transactions of the Metallurgical Society of AIME, Vol. 236, pp. 426-429, 1966.
4. Kalvelage, L., Markert, J., and Potschke, J., Messung der Auflosung von Graphit in flussigem Eisen durch Verfolgung des Auftriebs. *Arch. Eisenhüttenwesen*, Vol. 50(3), pp. 107-110, 1979.
5. Angeles, O., Geiger, G. H. and Loper, C. R., AFS Transactions, Vol. 76, pp.3-11, 1968.
6. Gudenau, H. W., Mulanza, J. P. and Sharma, D. G. R., Carburization of Hot Metal by Industrial and Special Cokes, *Steel Research*, Vol. 61, pp. 97-104, 1990.

7. Orsten, S. and Oeters, F., Behaviour of Coal Particles Blown into Liquid Iron, W.O. Philbrook Memorial Symposium Conference Proceeding, Iron and Steel Society, Toronto, Ontario, Canada, pp. 27-38, 1988.
8. Wu, C. and Sahajwalla, V., Dissolution rates of coals and graphite in Fe-C-S melts in direct ironmaking: Influence of melt carbon and sulfur on carbon dissolution, *MET MAT T B*, Vol. 31(2), pp. 243-251, 2000.
9. Wu, C. and Sahajwalla, V., Dissolution rates of coals and graphite in Fe-C-S melts in direct ironmaking: Dependence of carbon dissolution rate on carbon structure", *MET MAT T B*, Vol. 31(1), pp. 215-216, 2000.
10. Sahajwalla, V. and Khanna, R., A Monte Carlo simulation study of dissolution of graphite in iron-carbon melts, *MET MAT T B*, Vol. 31(6), pp. 1517-1525, 2000.
11. V. Sahajwalla, C. Wu and R. Wiblen: Proceedings of The Brimacombe Memorial Symposium, Ed. by G.A. Irons and A.W. Cramb, The Minerals, Metals & Materials Society, The Iron and Steel Society, The Metallurgical Society of CIM, Vancouver, Canada, pp. 243-259, 2000.
12. Sahajwalla, V. and Khanna, R., Effect of sulfur on the dissolution behaviour of graphite in Fe-C-S melts: A Monte Carlo simulation study, *Scandinavian Journal of Metallurgy*, Vol.32(1), pp. 53–57, 2003.
13. Sahajwalla, V. and Khanna, R., Proceedings of Yazawa International Symposium, TMS (The Minerals, Metals and Materials Society) eds Florian Kongoli et al, San Diego, USA, pp. 825-840, 2003.
14. Sahajwalla, V., Waugh, B., Langley, J. M., Farrell, K., Wu, C. and Gao, K., The AUSIMM Proceedings, Vol. 301, pp. 17-21, 1996.
15. Sahajwalla, V., McCarthy, F., S. T., Cham., Hart, J., Sakurovs, R., Saha-Chaudhury, N., Influence of Carbonaceous Materials on Carburisation of Liquid Iron, International Blast Furnace Lower zone Symposium AusIMM, Wollongong, Australia, pp. 12.11-12.14, 2002.
16. Wiblen, R., Sahajwalla, V., Wu, C., Influence of properties of carbonaceous materials on carbon dissolution into iron, Iron and Steel Society/AIME, 60th Ironmaking Conference Proceedings, Baltimore, pp. 1005-1013, 2001.
17. Sun, H., Factors Influencing Dissolution of Carbonaceous Materials in Liquid Iron, *Metallurgical and Materials Transactions B*, Volume 36B, pp. 893-894, 2005.
18. Sun, H., Analysis of Reaction Rate between Solid Carbon and Molten Iron by Mathematical Models, *ISIJ International*, Vol. 45, No.10, pp. 1482-1488, 2005.
19. William D. Callister, "Materials Science and Engineering an Introduction" 6th Edition, Wiley Publisher, 2003

20. Inoue , M. and Mori, K., Handbook of Physical Properties of Molten iron and Molten Slag, Published by ISIJ, Tokyo, pp. 86-106, 1971.
21. Cham, S. T., Sakurovs, R., Sun, H. and Sahajwalla, V., Influence of Temperature on Carbon Dissolution of Cokes in Molten Iron, *ISIJ International*, vol. 46, pp. 652-659, 2006.
22. Khanna, R., McCarthy, F., Sun, H., Sahajwalla, V. and Simento, N., Dissolution of carbon from coal-chars into liquid iron at 1550 °C , *Metallurgical and Materials Transactions B*, Vol. 36, pp. 719-729, 2005.
23. Shigeno, Y., Tokuda, M., and Ohtani, M., *Transactions of Japan Institute of Metals*, Vol. 26, pp. 33-43, 1985.
24. Neumann, F., Scheneck, H. and Patterson, W., *Giesserei*, Vol. 47, pp. 25-95, 1960.
25. Heisterkamp, F. and Lohberg , K., *Arch. Eisenhüttenwes.*, Vol. 37, p. 813, 1966.
26. Sun, H., Yoneda, N., Nakashima, K. and Mori, K., nterfacial tensions between CaO-SiO₂-Al₂O₃ slag and Fe-O-S, Fe-Si, Fe-Al, Fe-C, Fe-Cr or Fe-Ni alloys. *Tetsu-to-hagane*, Vol. 83, pp. 1-6, 1997.
27. Inoue, M., Nagai, R., Maeda, T. and Sasa, K., *Tetsu-to-hagane*, Vol. 54(3), S272, 1968.
28. Shigeno, Y., Tokuda, M. and Ohtani, M., *Tetsu-to-hagane*, Vol. 66(4), S79, 1980.
29. Shigeno, Y., Tokuda, M. and Ohtani, M., *Journal of Japan Institute of Metal*, Vol. 46, p. 713, 1982.
30. Wright, J. K. and Taylor, I. F., *ISIJ International*, Vol. 33, No.5, pp. 529-538, 1993.
31. Kalvelage, L., Markert, J. and Potschke, J., *Arch. Eisenhüttenwes*, Vol. 50, p.107, 1979.
32. Kosaka, M. and Minowa, S., On the Rate of Dissolution of Carbon into Molten Fe-C Alloy, *Transactions of Iron and Steel Institute of Japan*, Vol. 8, p.392-400, 1968.
33. Lehner,T. and Carlsson, G., Scaninject 2, (International) Conference on Injection Metallurgy, Vol.1, 22:1, 1980.
34. Szekely, J., Lehner, T. and Chang, C. W., Flow Phenomena, Mixing and Mass Transfer inArgon Stirred Ladles. *Ironmaking and Steelmaking*, NO.6, pp 285-293, 1979.
35. Orsten, S. and Oeters, F., Proceedings of 5th International Iron and Steel Congress, p.143, 1986.
36. Ericsson, S. O. and Melberg, P. O., Influence of Sulphur on the rate of Carbon Dissolution in Liquid Iron, *Scandinavian Journal of Metallurgy*, Vol. 10[1], pp.

- 15-18, 1989.
37. Grigoryan, V.A., Karshin, V.P., *Russ Metall*, 1:57, 1972.
 38. Ebiko, H. and Yamai, K., *Tetsu to hagane*, Vol. 45, No.3, pp. 220-221, 1959.
 39. Brown, G. G., et al.: *Unit Operations*, Wiley, 1950.
 40. Sano, Y., Yamaguchi, N., and Adachi, T., *Journal of Chemical Engineering of Japan*, Vol. 7, pp.255-261, 1974.
 41. Cham, S. T., Sahajwalla, V., Sakurovs, R., Sun, H. and Dubikova, M., *ISIJ International*, Vol. 44, No. 11, pp. 1835-1841, 2004.
 42. Gudenau, H. W., Mulanza, J. P. and Sharma, D. G. R., *Carburization of Hot Metal by Industrial and Special Cokes*, *Steel Research*, Vol. 61, pp. 97-104, 1990.
 43. Wu, C., Wiblen, R. and Sahajwalla, V., Influence of Ash on mass Transfer and Interfacial Reaction between Natural Graphite and Liquid Iron, *Metallurgical and Materials Transactions B*, Vol. 31B, pp.1099-1104, 2000.
 44. McCarthy, F., Khanna, R., Sahajwalla, V. and Simento, N., Interfacial phenomena occurring during iron/char interactions in a blast furnace, *Iron and Steel Institute of Japan (ISIJ) International*, Vol. 45, No. 9, pp. 1261-1268, 2005.
 45. McCarthy, F., Sahajwalla, V., Hart, J., Saha-Chaudhury, N., Influence of Ash on mass Transfer and Interfacial Reaction between Natural Graphite and Liquid Iron, *Metallurgical and Materials Transactions B*, Vol. 34B, pp. 573-580, 2003.
 46. Cham, S. T., Khanna, R., Sahajwalla, V., Sakurovs, R., French, D., Influence of mineral matter on carbon dissolution from metallurgical coke into molten iron: Interfacial phenomena', *Iron and Steel Institute of Japan (ISIJ) International*, Vol. 49, No. 12, pp. 1860 - 1867, 2009.
 47. Chapman, Michael W., Monaghan, Brian J., Nightingale, Sharon A., Mathieson, John G. and Nightingale, Robert J., Formation of a Mineral Layer during Coke Dissolution into Liquid Iron and Its Influence on the Kinetics of Coke Dissolution Rate, *Metallurgical and Materials Transactions B*, Vol. 39B, pp. 418-430, 2008.
 48. Chapman, Michael W., Monaghan, Brian J., Nightingale, Sharon A., Mathieson, John G. and Nightingale, Robert J., The Effect of Sulfur Concentration in Liquid Iron on Mineral Layer Formation During Coke Dissolution, *Metallurgical and Materials Transactions B*, Vol. 42B, pp.642-651, 2011.
 49. T. Sakuraya and K. Mori, Dissolution of Solid Iron in Fe-C Melts with Evolution of CO, *Tetsu-to-Hagane*, Vol. 69, No.1, pp. 60-66, 1983.

50. Dokumitsu, N., Nagamura, M. and Hayashi, Y., *Tetsu-to-hagane*, Vol. 71, No.12, S926, 1985.
51. Wright, J. K. and Baldock, B. R., Dissolution kinetics of particulate graphite injected into iron/carbon melts, *Metallurgical and Materials Transactions B*, Vol. 19, Issue 3, pp. 375-382, 1988.

以數值模擬研究碳在鐵水中的溶解現象

A Numerical study of carbon dissolution in molten iron

賴昂志¹、許聖彥^{2*}、黃敬堯³

Ang-Chih Lai, Sheng-Yen Hsu, Jing-Yao Huang

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

蔡建雄⁴

Chien-Hsiung Tsai

國立屏東科技大學車輛工程學系

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

劉永章⁵

Yung-Chang Liu

中國鋼鐵公司鋼鐵研發部門

Iron and Steel R&D Department, China Steel Corporation

王峻聲⁶

Jyun-Sheng Wang

國立屏東科技大學車輛工程學系

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

摘要

為改善現有的能源系統，本研究以數值模型探討碳溶解於鋼液中的影響因子。研究中發現在高雷諾數下，在碳粒後方產生尾流區，造成在流場分離點位置溶出速率最低，而在前停滯流點最高，後停滯流點次之；在低雷諾數下，碳粒後方沒有尾流區，因此碳粒溶出速率在前停滯點最高，往後停滯點位置逐漸減少。可發現顆粒表面的質量溶解速率分佈明顯受到尾流區大小、流場流速和擴散速率的影響相關。利用準穩態溶碳過程之假設，模擬不同狀態下的碳粒溶解速率，成功建立 lump 系統。

^{1,3} 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，助理教授，
Email:syhsu@mail.nsysu.edu.tw

⁴ 國立屏東科技大學車輛工程學系，教授

⁵ 中國鋼鐵公司鋼鐵研發部門，研究員

⁶ 國立屏東科技大學車輛工程學系，博士後研究員

由數值模擬中獲得結果之 Sherwood 數與主導流場之 Reynolds 和 Schmidt 數並利用曲線適性法建構出一 lump 系統，其可預測在不同狀態下碳粒溶解時間。本文中建立之關於質傳之回歸式如下：

$$Sh=2.81+0.52Re^{0.52}Sc^{0.38}$$

利用此 lump 溶碳系統，文中也探討分析單顆碳粒粒徑尺寸和鐵水溫度對碳粒溶於鐵水中速率的影響。

關鍵字：數值模擬、碳溶解、鐵水

Abstract

In this study, using a numerical model to investigate the influence factors which carbon dissolved in the molten steel. We find when in the high Re number, it generated circumfluence region. Behind the carbon particles, and causes the minimum dissolution rate in the flow field separation point. The highest in the front stagnation point, followed by behind the stagnation point; And in the low Re number, it doesn't generate circumfluence region behind the carbon particles; Therefore, the highest rate of carbon dissolved occur in the front stagnation point, and gradually reduced to behind the stagnation point. We can find significant influence of the mass dissolution rate of the particle surface distribution with recirculation zone size, flow field velocity and diffusion rate. Assuming a quasi-steady state process of dissolving carbon, simulate of the carbon particles dissolution rate under different conditions. Finally, it successfully established a lump system. The numerical simulation obtains the Sherwood number, the Reynold number and Schmidt number of dominant flow field. By using those data to fitting to a lump system by curve adaptive method, this lump system can predict the time of carbon particles dissolution under different conditions. This study established a mass transfer regression equation as follows:

$$Sh=2.81+0.52Re^{0.52}Sc^{0.38}$$

The study use this lump system of dissolved carbon, also investigate the influence of dissolved rate of carbon particles in the molten iron with carbon particle size and temperature of molten iron.

Keyword: numerical simulation, carbon dissolved, molten iron

一、前言

自十八世紀以降，工業革命帶來的科技發展便利了人們的生活，也同時不斷的侵害環境，伴隨著大量使用石化燃料而產生的二氧化碳導致溫室效應日趨強烈，對於環境的影響也日益增加。改善現有的能源系統，達到更好的效率及污染物減排甚至無排放，將是一個必要的趨勢。

由於煉鋼廠產生廢鋼量不斷增加，將成為另一個生產鋼鐵的重要原料，因此回收廢鋼技術未來十年潛力最大的減碳技術。然而如何在轉爐煉鋼過程中，有效

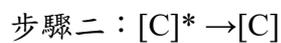
地增加廢鋼或直接還原鐵(DRI)的使用比例，以減少高爐生產鐵水的總量，將是大幅降低生產每噸鋼之二氧化碳排放量的主要關鍵。

高廢鋼比煉鋼過程中多利用碳的氧化，以提供熱量。在廢鋼融化時，幾個重要的影響高爐性能之因素應該被考慮，如熱效率，滲碳速度和攪拌能力[2-4]等。

通常，在滲碳過程中顯著影響的三個因素為：粒徑、液體金屬的溫度和攪拌速率[5-7]。溶解速度主導整個過程的持續時間和生產時間，因此了解高溫鐵水中碳溶解的機制和影響因素是非常重要的。

由於轉爐煉鋼為高溫高壓的環境，使其相關之觀察與實驗受到嚴格的限制，因此以計算流體力學-CFD Code (Computational Fluid Dynamics Code) 為基礎，結合計算反應動力與計算熱力學，建構一轉爐頂/底部之氣體與粉體之噴吹與冶煉廢鋼的數學模型，已成為分析轉爐煉鋼的重要工具，透過模擬分析的結果瞭解其可能涉及到的一些相關技術，包括頂底吹氧氣技術、噴吹煤粉技術、二次燃燒比例提升技術以及廢鋼溶化與預熱技術等。然而對於轉爐模型的模擬結果是否具有參考性，與轉爐模型中的許多模式及參數息息相關。轉爐模型包含了許多數值模式模擬物理及化學現象，其中碳於鐵水中的溶解速率的模式及參數，是左右轉爐模擬結果是否可靠的重要因素之一。

本文研究將以數值模型來研究在高溫鐵水中的碳溶解情形。當固體碳源與鐵水接觸，碳溶解機制可由分為二個連續步驟：第一個步驟是固體結構的碳原子($C_{(solid)}$)解離進入液體側的界面，成為在鐵原子間空隙位置的碳原子($[C]^*$)；第二個步驟是在界面鐵原子間空隙位置的碳原子($[C]^*$)質傳進入液體中散佈。



根據文獻[11]指出碳溶解速率主要是由第二個步驟所控制，也就是受鐵水中碳的質傳速率所控制，所以碳溶解速率會受到接觸面積 A 、質傳係數 k 、鐵水中碳的飽和濃度 $[C]_{sat}$ 和碳濃度 $[C]$ 影響。因此影響第二步驟的操作因素有：鐵水溫度、攪拌速率、碳粒尺寸。

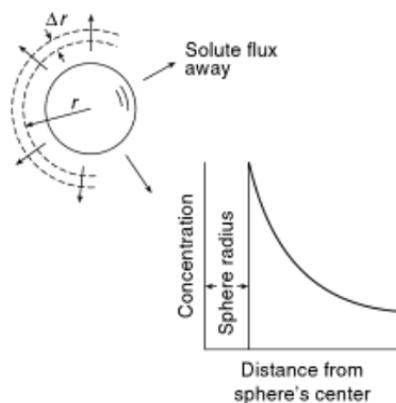


圖 1、碳與液體界面附近的碳濃度分佈關係[11]

本研究將建立二維軸對稱碳溶解模型，模擬分析單顆碳粒周圍流場、碳粒粒徑、攪拌速率及鐵水溫度對碳粒溶解速率的影響，並建立一溶碳的 Lump 系統。

二、數值模型

2-1 統御方程式

為了簡化模型，假設碳粒子為球形，建立了二維軸對稱模型。選擇石墨作為碳粒源，石墨幾乎完全由碳所組成，並且假定碳的溶解率是由溶解的碳的質量擴散速率所支配。商用軟體 FLUENT 中的孔隙介質流場模型的統御方程式與本研究中的模型假設如下[26]：

$$\text{連續方程式：} \frac{\partial(\gamma\rho)}{\partial t} + \nabla \cdot (\gamma\rho\bar{v}) = \gamma S_m \quad (1)$$

$$\begin{aligned} \text{動量方程式：} \frac{\partial(\gamma\rho\bar{v})}{\partial t} + \nabla \cdot (\gamma\rho\bar{v}\bar{v}) = & -\gamma\nabla p \\ & + \nabla \cdot (\gamma\bar{\tau}) + \gamma\bar{B}_f - \left(\frac{\mu}{\alpha} + \frac{C_2\rho}{2}|\bar{v}| \right) \bar{v} \end{aligned} \quad (2)$$

組份方程式：

$$\frac{\partial(\gamma\rho\phi)}{\partial t} + \nabla \cdot (\gamma\rho\bar{v}\phi) = \nabla \cdot (\gamma\Gamma_{C-Fe}\nabla\phi) + \gamma S_\phi \quad (3)$$

能量方程式：

$$\begin{aligned} \text{Liquid：} \frac{\partial(\gamma\rho_f E_f + (1-\gamma)\rho_s E_s)}{\partial t} + \nabla \cdot (\bar{v}(\rho_f E_f + p)) = & \\ \nabla \cdot \left[k_f \nabla T - \left(\sum_i h_i J_i \right) + (\bar{\tau} \cdot \bar{v}) \right] + S_f \end{aligned} \quad (4)$$

$$\text{Solid：} \frac{d(\rho C_s T)}{dt} = \nabla \cdot (k_s \nabla T) \quad (5)$$

研究中假設鐵水中碳溶解速度受到鐵水中碳擴散的質傳控制，此時碳溶解速率為碳在鐵水中的擴散速率，滿足 Fick 定律。

$$J = \Gamma_{C-Fe} \frac{\partial Y_{sc}}{\partial r} \quad (6)$$

$$\Gamma_{C-Fe} = \kappa \frac{(T + 273.15)}{8\mu_r} \quad (7)$$

其中， Y_{sc} 為碳與鐵水界面之飽和濃度， Γ_{C-Fe} 為碳至鐵水之質量擴散係數[9]。

在這項研究中，假設溶解速度為準穩定狀態，所以顆粒表面的碳質量分率在飽和狀態，如下所示：

$$Y_{sc} = 1.35 \cdot 10^{-2} + 2.54 \cdot 10^{-5} \cdot T \quad (8)$$

γ 為流場之孔隙率(鐵水部分孔隙率為 1，碳粒部分孔隙率為 0)； S_m 為碳溶進鐵水中的速率。本研究中假設無浮力效應，動量方程式等號右邊倒數第二項為零。 ϕ 表示鐵水中碳的質量分率； S_ϕ 為碳粒溶進鐵水中的速率。

碳粒和液態金屬的比熱分別 C_s 和 C_p 。模型中使用的鐵水之物理和熱性質[8]列於下式中。溫度的單位為攝氏度。

石墨材料之熱性質公式由[10]獲得。式中， κ 為 Boltzmann 常數

$(1.3807 \times 10^{-23} \text{ J} \cdot \text{K}^{-1})$ and r_c 為碳原子半徑(m)。R 為通用氣體常數(8.314 J/mole/ K)。
 r_c 為碳原子的半徑。

2-2 鐵水與碳粒之物理與熱性質

鐵水[9]

熱傳導係數：

$$k_f = 0.0215 \cdot (T - 1545) + 33.3 \quad (\text{w/m} \cdot ^\circ\text{C}) \quad (9)$$

密度：

$$\rho = \rho_0 + [-0.883 \cdot 10^{-3} \cdot (T - T_m)] \quad (\text{kg/m}^3) \quad (10)$$

粘滯係數：

$$\mu = 0.369910^{-3} \cdot e^{\frac{41.110^3}{R(T+273)}} \quad (\text{kg} \cdot \text{m/s}) \quad (11)$$

比熱：

$$C_p = 900 \quad (\text{J/kg} \cdot ^\circ\text{C}) \quad (12)$$

碳粒質量擴散速率：

$$D_{C-Fe} = \kappa \cdot \frac{T + 273}{8\mu r_c} \quad (\text{m}^2/\text{s}) \quad (13)$$

碳粒[10]

熱傳導係數：

$$k_s = 165 - 0.1362 \cdot (T + 273) + 3.95e^{-05} \cdot (T + 273)^2 - 4.15e^{-09} \cdot (T + 273)^3 \quad (\text{W/m} \cdot ^\circ\text{C}) \quad (14)$$

密度：

$$1900 \quad (\text{kg/m}^3) \quad (15)$$

比熱：

$$C_s = 32.96 + 2.898 \cdot (T + 273) - 0.00141 \cdot (T + 273)^2 + 2.507e^{-07} \cdot (T + 273)^3 \quad (\text{kg} \cdot \text{m/s}) \quad (16)$$

2-3 Lump 系統

煉鋼製程中，在鐵水中大量噴吹碳粒，因此單顆碳粒模型於工程應用上並不實際，須建立一個簡單的碳粒溶解系統，以便應用在大量噴吹的數值模型中。本研究進一步簡化單顆碳粒溶解模式：1. 假設碳溶解過程為準穩態過程。2. 假設碳粒形狀將保持原始球形以建立碳溶解的 Lump 系統。

碳的 Lump 質量溶解速度 (dm_p/dt) 可以通過在顆粒表面的質量通量之模擬結果獲得：

$$\frac{dm_p}{dt} = \dot{m}_p = \int \dot{m}'' dA \quad (17)$$

其每單位面積的平均的質量溶解速率是：

$$\dot{m}_p'' = \frac{\int \dot{m}'' dA}{A} \quad (18)$$

另外，碳粒的溶解速率是由高溫鐵水中碳的擴散速率控制。假設平均質量傳輸常數 k_c (m/s)，每單位面積平均質量的溶解速率是：

$$\dot{m}_p'' = k_c \rho (Y_{cs} - Y_\infty) \Rightarrow k_c = \frac{\dot{m}_p''}{\rho (Y_{cs} - Y_\infty)} \quad (19)$$

$$\dot{m}_p'' = \rho_s \frac{dr_p}{dt} \quad (20)$$

碳粒子的半徑 r_p 變化速率可以表示為：

$$\frac{dr_p}{dt} = \dot{r}_p = k_c \frac{\rho}{\rho_s} (Y_{cs} - Y_\infty) \quad (21)$$

可計算出溶碳時間：

$$t = \frac{\rho_s (R_0 - r)}{\rho k_c (Y_{cs} - Y_\infty)} \quad (22)$$

三、結果與討論

3-1 穩態模型

圖 2 顯示直徑 0.5mm 碳粒之穩態模擬結果。初始條件：溫度為 1550°C、鐵水中碳的質量分率為 1 wt%、鐵水與碳粒相對流動速度為 0.3 m/s。碳粒雷諾數 185.24。在圖 2(a) 的上半部分可以發現顆粒後面有明顯回流現象。圖 2(a) 的下半顯示碳的質量分率在分離點附近達到最大值。圖 2(b) 顯示出了顆粒表面上質量通量隨角度 θ 分佈。有兩個溶出速率的局部極大值，最大值出現在前方停滯點，次之極值出現在後方停滯點，而最小值發生在 $\theta=120^\circ$ 的分離點。

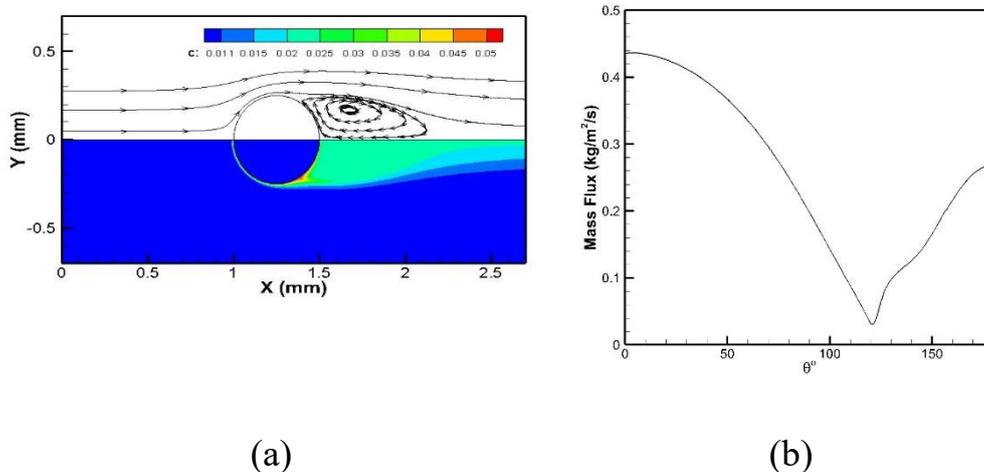
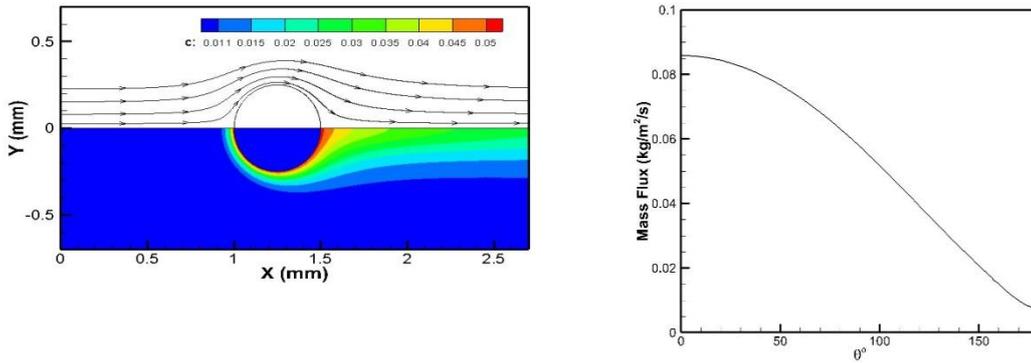


圖 2、粒徑 0.5mm 碳粒的模擬結果(鐵水溫度 1823K 鐵水流速 0.3m/s)

(a)流線(上半部)與碳濃度(下半部)(b)表面質量通量隨角度 θ 變化的關係

圖 3 為碳粒直徑 0.5mm 的模擬結果，其流動速度 0.01 m/s。該碳粒的雷諾數為 6.175。在圖 3 的上半部分中可發現顆粒的後方無回流現象。圖 3(a)顯示出後滯流點的質量分率較高。從圖 3(b)中，可以找到最大和最小質量的溶解速率分別位於前和後滯流點，此結果與圖 2 有很大的差別。顆粒鐵水中溶解的尾流區發生與否，取決於雷諾數，這對粒子溶解速率有顯著影響。



(a)

(b)

圖 3、粒徑 0.5mm 碳粒的模擬結果(鐵水溫度 1823K 鐵水流速 0.01m/s)(a)流線(上半部)與碳濃度(下半部)(b)表面質量通量隨角度 θ 變化的關係

3-2 Lump system 之建立

為了能夠應用在大量噴吹以及煉鋼過程中各種不同碳粒尺寸時的情況，Lump system 的開發是需要的。碳顆粒的 Sherwood number，定義為 $Sh = \frac{k_c \cdot d_p}{D_{C-Fe}}$ 。通常用來結合質傳與流速，半經驗公式如下：

$$Sh = 2.0 + 0.6 \cdot Re^{1/2} Sc^{1/3}$$

這是由 Frössling 提出，用於單顆球體液滴蒸發，在 $0 < Re < 200$ 的預測結果十分準確，其中 Re 以及 Sc 分別定義為 $Re = \frac{ud_p}{\nu}$ 、 $Sc = \frac{\nu}{D_{C-Fe}}$

以不同粒徑之碳粒進行穩態模擬後，將模擬結果進行曲線適性法(curve fitting)獲

得一關係式：

$$Sh = 2.81 + 0.52 \cdot Re^{0.52} Sc^{0.38}$$

Sherwood Number 回歸圖

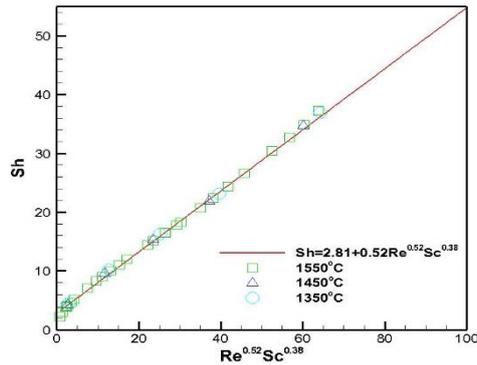


圖 4、不同鐵水溫度、不同流速與不同粒徑下之模擬結果，其 Sh 數與 $Re^{0.52}Sc^{0.38}$ 的關係圖。

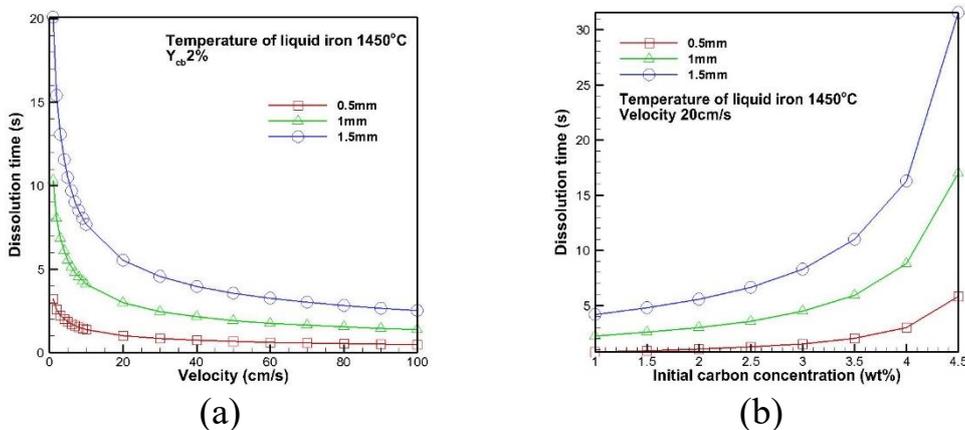


圖 5、1450°C 下，不同初始碳濃度以及流速對各種粒徑完全溶解時間的影響

圖 5(a)顯示在不同粒徑下，溫度為 1450°C 隨速度的碳粒溶解時間，可發現當流速低時，流速對於碳粒溶解時間的影響很大，當流速高時，這個影響似乎就不太大了。而圖 5.(b)發現初始碳濃度對於碳溶解影響很大，當濃度高於 4% 後，溶解時間就變的非常大。

四、結論

本研究中，建立碳粒於鐵水中溶解之數值模型及以其為基礎開發之 lump system。模型中假定溶解於鐵水中之碳以質量擴散為主導溶解速率之因素，並假定反應過程為為準穩態，所以顆粒表面的碳質量分數處於飽和狀態。

結果發現在顆粒表面上的溶解速率分佈明顯受到粒子後方的尾流影響，這與兩者相對流速有關。在大雷諾數時尾流發生，停滯點附近有 2 個最大局部溶解速率，分離點有最小速率。在低雷諾數時無尾流現象，溶解速度由前停滯點一直遞減到後停滯點。

對小於 2mm 之不同粒徑的碳粒進行了模擬。結果發現 Sherwood number 數與相應的粒子 Reynold number 關係為：

$$Sh = 2.81 + 0.52 Re^{0.52} Sc^{0.38}$$

五、誌謝

本文作者特別感謝科技部與台灣中國鋼鐵公司之產學大聯盟計畫編號 NSC102-2622-E006-032 提供經費補助。

六、參考文獻

1. U.S. Environment Protection Agency, Compilation of air pollutant emission factors-Volume I: Stationary point and area sources, AP-42, 5th ed., U.S. Environment Protection Agency, 1995.
2. Schempp, E. G., Increased Scrap Melting Capacity for Oxygen Steelmaking-The New OBM-S process, *Iron Steel Eng.*, Vol. 56, pp. 43-47, 1979.
3. Klein, H., Liesch, J. F., Iso, H., & Nakamura, K. . Scrap Ratio Increase by Coal Injection in the BOF., *Steelmaking Proceedings*, Vol. 68, pp. 129-136, 1985, April.
4. 野崎 努，底吹き転炉法，日本鉄鋼協会，2000.
5. Cham, S. T., Investigating Factors that Influence Carbon Dissolution from Coke into Molten Iron (Doctoral dissertation, The University of New South Wales), 2007.
6. Bartocha, D., Janerka, K., Carburizer particle dissolution in liquid cast iron—computer simulation., *Archives of Foundry Engineering*, Vol. 10, pp. 7-14, 2010.
7. Janerka, K., Bartocha, D., Computer simulation of carburizers particles heating in liquid metal, *Archives of Foundry Engineering*, Vol. 10, pp. 59-66, 2010.
8. Brandes, E.A., Brook, G.B., Smithells, Metal Reference Book, 7th ed., Butterworth-Heinemann, 1992.
9. POST, J. R., Peeters, T., Yang, Y., Reuter, M. A., Hot metal flow in the blast furnace hearth: thermal and carbon dissolution effects on buoyancy, flow and refractory wear, Third International Conference on CFD in the Minerals and Process Industries, CSIRO, pp. 433-440, 2003.
10. Janrak, K., Bartocha, D., Szajnar, J., Quality of carburizers and its influence of carburization process, *Archives of Foundry Engineering*, Vol. 9, pp. 249-254, 2009.
11. Cussler, Edward Lansing, Diffusion: mass transfer in fluid systems, 2nd ed., Cambridge university press, 2009.

生質熱裂解技術開發

Development of Biomass Pyrolysis Technology

謝子賢¹ 莊浩宇² 張揚狀³ 康文成⁴

Tzu-Hsien Hsieh, Haw-Yeu Chuang, Yang-Chuang Chang, Wen-Cheng Kang

台灣中油股份有限公司綠能科技研究所

Green Technology Research Institute, CPC Corporation, Taiwan

摘要

生質能一直是減碳的重要技術，隨著 COP21 結束並訂定對未來減碳目標後，生質能的研究將成為取代化石燃料的關鍵。運用生質物的技術非常多，其中熱化學技術可將生質物透過焙燒、裂解、氣化等製程做有效運用。生質物快速裂解技術其料源為固態生物質並產生生質裂解油，屬第二代生質燃料不會造成民爭糧之問題。生質裂解油可應用於加熱、發電、運輸燃料、化學品，最主要功能為提高生質物能源密度約 4 倍並降低污染物排放。台灣中油公司發展生質熱裂解技術，經累積 400 公斤生物質快速裂解測試後已可穩定產油，單次進料量可達 15kg 以上，最高達 25kg。在流體化氣體流量 60L/min、溫度 480~500°C 下，木屑產油率可達 60% 以上，熱值約 4000kcal/kg，密度在 1.1g/cm³ 以上，裂解氣組成 CO、CO₂、CH₄ 分別約為 5%、3.5%、4%，氫氣與氧氣均為 0%。本研究並進行自產之生質熱裂解油試燒共計測試約 140L，以紅外線測溫槍最高可量得 910°C。

關鍵詞：生質物、裂解、生質油

Abstract

Biomass utilization is a very important carbon reduction technology. After the COP 21 set the target about carbon reduction in the future, bioenergy is the key point to replace fossil fuel. There are many technology to use biomass, and thermochemical technogy convert biomass effectively by torrefaction, pyrolysis, gasification and combustion. Biomass fast pyrolysis technology convert solid biomass to biomass pyrolysis oil which is the second generation biofuel that won't compete the food with human being.

¹ 台灣中油股份有限公司綠能科技研究所，研究員，
E-mail: 295931@cpc.com.tw

² 台灣中油股份有限公司綠能科技研究所，研究員

³ 台灣中油股份有限公司綠能科技研究所，研究員

⁴ 台灣中油股份有限公司綠能科技研究所，再生能源組組長

Heating, power generation, transport fuel and chemical are the way to use biomass pyrolysis oil, and the most important value of biomass pyrolysis oil is to increase energy density to 4 times and reduce pollutant emission. CPC, Taiwan develop biomass pyrolysis technology and test 400kg feedstock and the process stability is good. We feed 15kg biomass to pyrolysis unit in single experiment and up to 25kg. The fluidized gas rate is 60L/min and reactor temperature is 480~500°C, and the yield, HHV, density are 60%, 4000kcal/kg and 1.1g/cm³, respectively. The composition of syngas are 5% CO, 3.5% CO₂, 4% CH₄, O₂ and H₂ are 0%. We also conduct 140L pyrolysis oil combustion test and measure the flame temperature up to 910°C with Infrared Thermometer.

Keywords : Biomass 、Pyrolysis 、Bio-oil

一、前言

生質能一直是減碳的重要技術，為水力、風力、太陽能外最重要的再生能源，隨著 COP21 結束並訂定未來減碳目標後，生質能的研究將成為取代化石燃料的關鍵。運用生質物的技術非常多，其中熱化學技術可將生質物透過焙燒、裂解、氣化等製程做有效運用，產生氣液固三種產品，其組成與反應時間有相當大之關係。以裂解為例，當反應時間變長時生質碳與氣體會增加，液體則會減少。由於生質物之特性差異大須經前處理才可使用，焙燒可與氣化做搭配，可提高生質物氣化效率，且焙燒後之生質碳可廣泛應用於農業。石化燃料目前都有其對應開發之生質替代能源，如生質乙醇、生質柴油/綠色柴油、生質航油可取代化石燃料，工業用燃料油亦可由生質裂解油替代。目前生質裂解油利用快速裂解技術產製而成，其料源為固態生物質，包含能源作物、農林廢棄物與市政固體廢棄物等，屬第二代生質燃料不會造成民爭糧之問題。

生質裂解油可應用於加熱、發電、運輸燃料、化學品，最主要功能為提高生質物能源密度約 4 倍並降低污染物排放，生質裂解油做為燃料應用時與一般燃料油最大差異為酸鹼值、熱值、含水量，但其二氧化碳排放僅為石化燃料的十分之一ⁱ。生質物三種主要成份為纖維素、半纖維素與木質素，三種成份的裂解溫度與反應均不同，其中以木質素反應溫度最高，纖維素次之，半纖維素最低，生質裂解油成分複雜，主要包含多種化合物如醇、酮、酸、furfural、levoglucosan，含苯環的 Guaiacols、Syringols、Alkylphenols、Catechols。快速裂解製程技術依料源不同可獲得 50~70%的裂解粗油(bio crude oil)，15~20%生質焦炭，與 20~25%的裂解氣體；其中生質裂解油的產率與組成會因使用不同生物質料源而有所差異。

木本植物木質素含量高且產油率較高，草本植物因主結構為纖維素與半纖維素，易分解為氣態導致產油率較低。由於熱裂解技術適合處理富含木質素之料源，全球 2014 年木顆粒市場約 1 千萬噸，到 2024 估計可達 5 千萬噸ⁱⁱ，若能利用熱裂解技術將木顆粒價值提昇將有助於此技術發展。

生物質快速裂解技術自 1980 年代開始即有單位投入研究，並有許多製程技術被開發應用，其中以流體化床製程在市場成熟度與技術優勢上最具發展潛力。生物質快速裂解技術進料規模從 1kg/hr 已提高至 1kg/s，顯示技術已具備相當成熟度，在適當條件下生產成本已與現有石化燃料油相近ⁱⁱⁱ，國內燃料油使用目前約 300 萬噸，取代 5%約可有 30 萬噸生質裂解油市場(生質熱裂解油熱值約燃料油一半)。生質裂解油已有 ASTM D7544-10 與 IEA Task 34 兩種規範，也有供應商提供全新鍋爐系統可直接使用生質裂解油以替代傳統石化燃油。目前生質裂解油在國際上主要有 Ensyn、BTG、Fortum 等幾家公司有量產計劃。芬蘭的 Fortum 於 2013 年啟用生質裂解油生產工廠^{iv}，該廠與汽電共生廠結合利用林業廢棄物與木質生質物為原料，目標年產 5 萬噸生質裂解油，可減少相當於 210 GWh 發電之重油使用量，並減少 5.9 萬噸二氧化碳與 320 噸硫化物排放，較傳統石化燃料減少 70%溫室氣體排放。荷蘭 BTG 的生質物裂解廠可年產 2 萬噸的裂解油，已於 2015 年啟用^v。Ensyn 為加拿大之生質燃料與化學品製造公司，主要合作夥伴為 UOP/Honeywell，在該領域商業化已有 20 年經驗，目前已有數座生質裂解油廠，以廢木料為原料生產之生質裂解油，近期更與數家公司簽署每年數百萬加侖生質裂解油之供應合約。Ensyn 專利快速熱製程(Rapid Thermal Process, RTP)處理生質物已經商業化證明為高效之熱裂解製程，產品可應用在加熱、發電，近來並開發與傳統石化之 VGO 共同進料，並已有專利指出可混合 20%裂解油至 VGO 進行流體化床觸媒裂解(FCC)。

生質裂解油除做為燃料用外，其富含酚化物之特性更可開發為酚醛樹脂替代石化原料並已有開發實績^{vi}，惟成本與特性難與石化產品競爭，目前主要研發方向為非甲醛酚樹脂之開發。許多國際大廠開始投入生物精煉(bio-refinery)技術，期望開創全新的生物經濟體系，而以生質裂解油做為原料之生物精煉技術已有初步成果，相信未來幾年，在更多的補助政策與建全的技術建立後，生質裂解油將會快速蓬勃發展。本文就台灣中油公司發展的生質熱裂解技術與生質油初步試燒結果做介紹。

二、研究方法

(1)粉體基本物化特性測試

本研究共進行 5 種床砂粒徑評估測試，以振動篩振盪後，分別統計不同粒徑 (0.5mm、0.42mm、0.297mm、0.104mm、0.074mm、0.053mm) 下之重量分佈如**錯誤! 找不到參照來源。**，5 種床砂分別為 A、B 為一般石英砂，C 為廢觸媒，D 為長期使用之 A 石英砂，E 為白土(CLAY)，可發現除廢觸媒外，都有相似之粒徑分佈，顯示很適合做為現有流體化床砂使用，大約有 50% 在 0.5mm 左右，小於 0.3mm 的不到 20%。

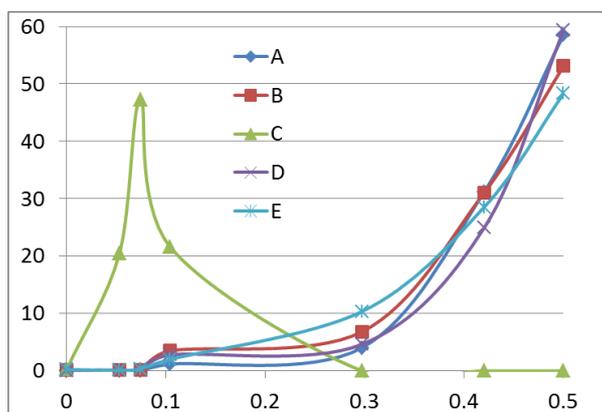
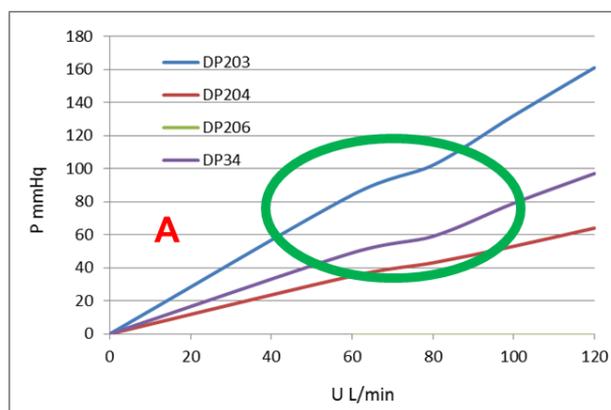


圖 2、床砂粒徑分佈

將 A、B、C 三種床砂進行最小流體化速度量測如圖 3，將流體化氣速由 120L/min 降為 0 並紀錄各點壓力變化，DP206 為乾弦區所以沒有床砂，DP203 與 DP204 為床砂內之壓力分佈，DP34 為 DP203 與 DP204 之差值，可發現 A、B、C 三種床砂之最小流體化流速分別約為 70 L/min、100 L/min、40L/min。



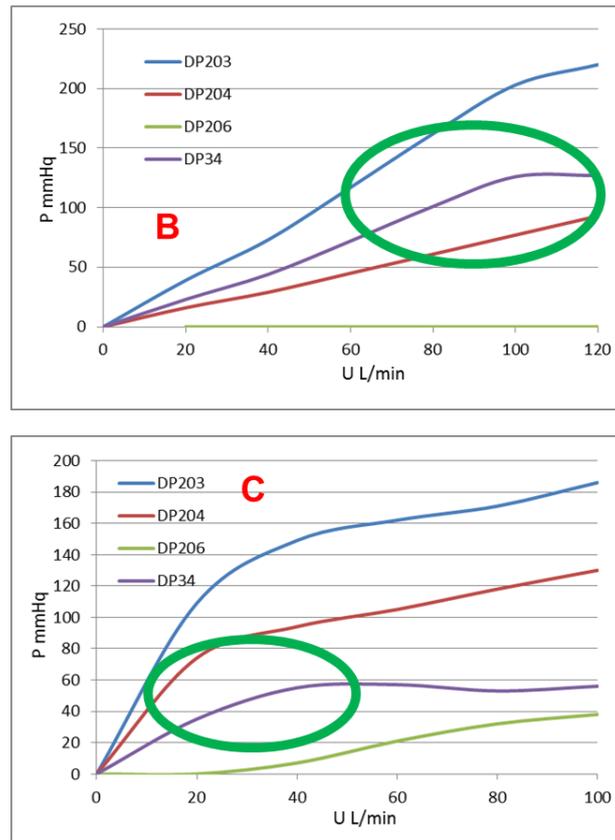


圖 3、床砂最小流體化速度量測

生質物熱裂解最關鍵之技術為粉體生質物的輸送，由於粉體的特性差異大，在進料上要經相當的測試才可瞭解其特性，且在實際進行操作時仍需有其他量測工具瞭解進料情形，遠比一般氣液的輸送複雜，因此在本研究進行的進料測試，也僅能做為參考，實際情況仍需待實驗完成後才能瞭解進料速率，一般約會有 10~20% 的差異，圖 4 為木屑進料速率與螺桿轉速之關係，可發現大致為線性關係，但實際操作仍會以 3kg/hr 為主要測試條件，並於實驗結束後進行進料速率計算。

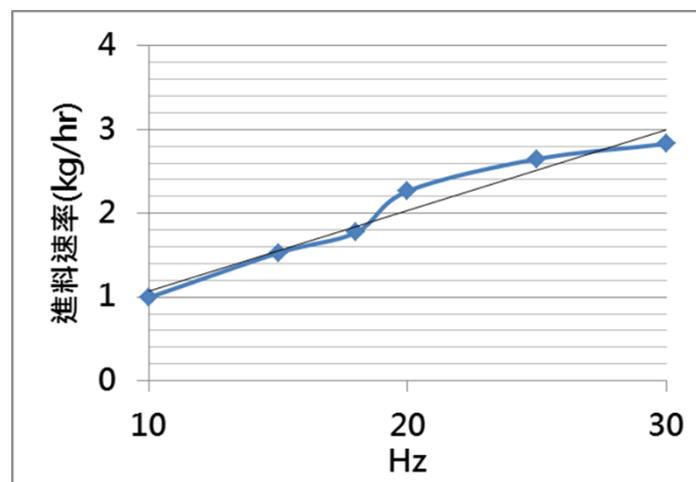


圖 4、木屑進料速率與螺桿轉速之關係

本研究共進行 3 種主要原料之元素分析，氧含量為另外量測而非以扣除法計算，Sawdust 為一般鋸木廠之木屑，Pellet A、Pellet B 分別為不同來源之木顆粒，Char 為裂解後之生質焦炭。Pellet A、Pellet B 的碳含量為 46.6%與 44.51%，較木屑的 39.7%為高，Char 主要含 71.4%的碳(約占裂解後產品 15%)。氧含量則以木屑的 47.7%最高，Pellet A、Pellet B 的氧含量為 45.8%與 38.8%，顯示在製作木顆粒時有部分含氧化合物脫除。從分析中可發現木質生質物之硫與氮含量均很低，為十分潔淨之燃料。

表 1、各種料源與生質碳之元素分析

Element %	Pellet A	Sawdust	Pellet B	Char
C	46.6	39.7	44.51	71.4
H	1.62	1.73	6.75	2.7
O	45.8	47.7	38.8	18.3
N	0.01	0.01	0.15	0.08
S	0.06	0.02	0.06	0.03
Sum	94.09	89.16	90.27	92.51

(2)熱裂解系統簡介

生質物熱裂解產油系統(錯誤! 找不到參照來源。)係將生質物以螺旋進料器送入流體化床反應器內，製程簡圖與功能說明如(圖 6、表 2)，以電熱方式控溫使生質物在氮氣環境下進行生質物熱裂解，裂解後之產物經由 2 道旋風分離器收集生質焦炭，再以 2 道冷凝器收集油品，氣膠經由靜電氣膠去除器收集，剩餘之乾淨裂解氣可作為流體化床之流體化氣體，若有過剩的裂解氣則送入後燃燒器燃燒，廢氣則排出至大氣。生質物熱裂解產油系統的主產品為生質裂解油，副產品為生質焦炭。依表 3 實驗流程操作，目前已可穩定進料最高可達 5 小時(15 公斤)以上。



圖 5、生質熱裂解系統

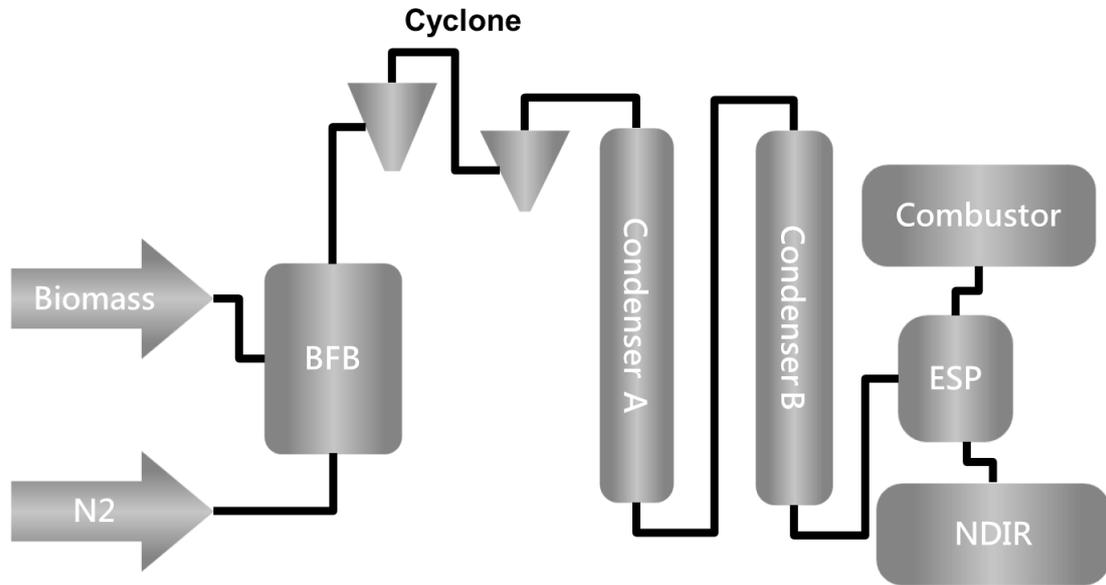


圖 6、熱裂解系統簡圖

表 2、系統單元功能說明

系統單元	功能說明
流體化床反應器	裂解反應器為氣泡式流體化床，流體化床內放置床砂，反應器採用電加熱以控制裂解反應所需的溫度。流體化床的裂解反應溫度依不同生質物而異，一般控制在 450~550 °C 之間。
旋風分離器	旋風分離器為串連之二段式設備，分別收集由裂解反應器所產生之大顆粒及小顆粒生質焦炭。旋風分離器以電加熱並保持於 400 °C，於高溫狀態下分離生質焦炭，以避免裂解油冷凝阻塞旋風分離器。
冷凝器	冷凝器分為二段式冷凝，每一段冷凝器以噴灑式冷凝加上殼管式冷凝進行裂解油收集。冷凝器配置循環泵，提供噴

	霧冷凝用液體所需的動力。在起爐時會以乙醇作為冷卻液降溫，在長時間操作下溶劑可幾乎揮發不計，或是可前次反應產生的裂解油為冷卻液。每一段冷凝器下方各配置一個收集槽，以收集裂解油。
氣膠去除器	以直流高壓靜電方式濾除裂解氣中所含的氣膠，避免氣膠阻塞管路。
氣體分析儀	CO、CO ₂ 、CH ₄ 為 NDIR 量測，O ₂ 為電化學法量測，H ₂ 為 TCD 量測。
裂解氣燃燒器	裂解氣燃燒器以甲烷輔助燃燒方式將裂解氣中所含之碳氫化合物或其他氣體，燃燒後排放至大氣。

表 3、系統操作流程

操作流程	內容
準備原料	準備木屑 10-15kg 做為進料，經破碎至約 1-2mm、乾燥(110°C，100 分鐘)後，含水率約可由 20%降至 5%左右。以酒精作為冷凝用冷卻劑，並以液態氮做為流體化氣體
實驗流程	啟動熱裂解系統後，將氣體與系統預熱至熱裂解所需之溫度後，在穩定床壓下進行生質物進料(約 3kg/hr)，當進料完畢後收油與焦炭(秤重算產率)
氣體特性分析	分析 CO、CO ₂ 、CH ₄ 、O ₂ 、H ₂ 濃度
油品特性分析	量測熱裂解油之熱值(ASTM D240)、灰分(ASTM D482)、黏度(ASTM D445)、閃火點(ASTM D93)、密度，並依實驗需要量測 TGA、GC 分析

三、結果與討論

本系統經累積 400 公斤測試後已可穩定產油，由圖 7 可發現設備剛引進時進料量較低(5kg)與產率過高(溶劑殘留過高)，經多次測試後進料量可達 15kg 以上，最高達 25kg，在流體化氣體流量 60L/min、溫度 480~500°C 下，木屑產油率可達 60%以上，熱值約 4000kcal/kg，密度在 1.1g/cm³ 以上。生質裂解油規範(ASTM D7544-12)與傳統燃油有相當大的差異，本研究自產之裂解油熱值、灰分與密度均符合 ASTM 規範(表 4)，未來將更進一步朝提昇系統穩定性方向研究，以利製程放大並商業化。

熱裂解實驗中以乙醇做為起使的冷卻液並逐步以裂解油替代，由於操作時間

長(大於4小時),溶劑大部分已揮發,從GC-MS可看出幾乎已無乙醇存在(圖 8),圖 9 為實驗操作 17.9kg 進料(約 4.5 小時)之系統數據,系統溫度約 500 度,可發現溫度數據在操作期間十分穩定,T202 為氮氣預熱溫度,T203 為佈風板下溫度,T204~T206 為反應器溫度,T207 為反應器出口溫度,T208、T209 為旋風分離器溫度,T210 為冷凝器溫度,T306 為裂解氣燃燒溫度(控制在 850 度內)。但因焦油會累積於管壁使用系統壓力會隨操作時間增加(P203~P205),但每次添加生質物時壓力會下降(系統通大氣),最後因管線阻塞而使壓力升高停止操作(1000mmHg),氣體分析儀之 CO、CO₂、CH₄ 分別約為 5%、3.5%、4%,氫氣與氧氣均為 0%。

表 4、本年度自產生質裂解油特性

項目	A	B	C	D	E
Sp. Gr	1.121	1.147	1.085	1.099	1.131
Ash %	0.0455	0.0288	0.0219	0.1296	0.0992
HHV	4106	4203	4161	4017	3841
Viscosity	未測	7.4	4.26	4.26	4.8
Flash pt.	35	35	35	40	41

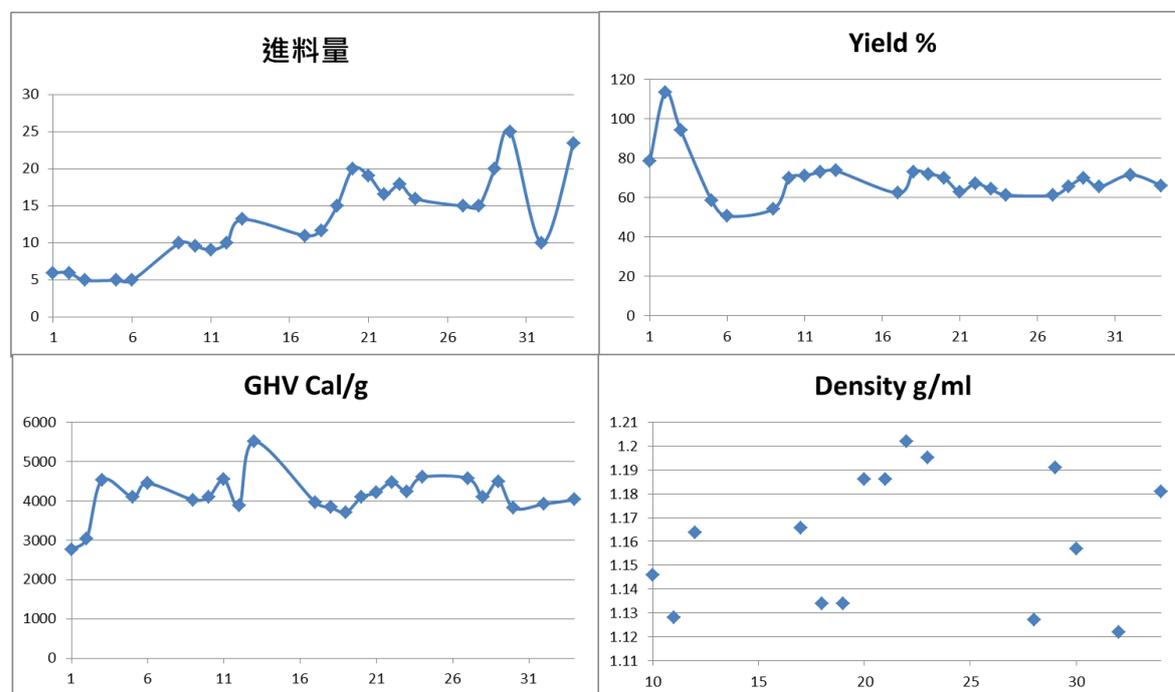


圖 7、生質熱裂解研究進展(橫軸為實驗次數)

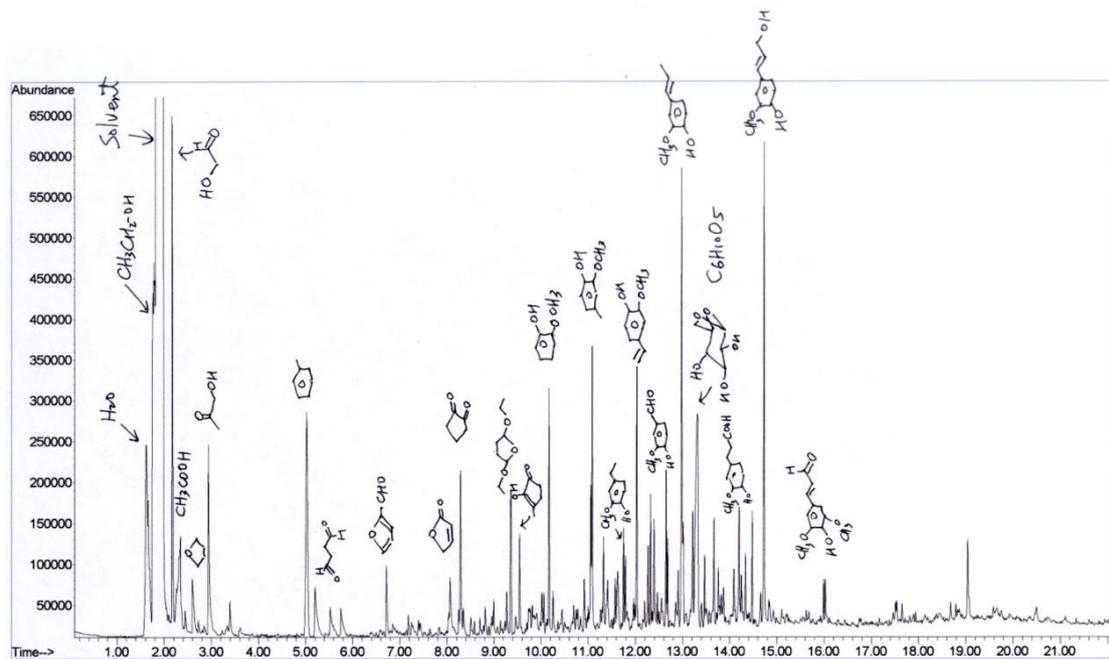


圖 8、油品 GC-MS 分析

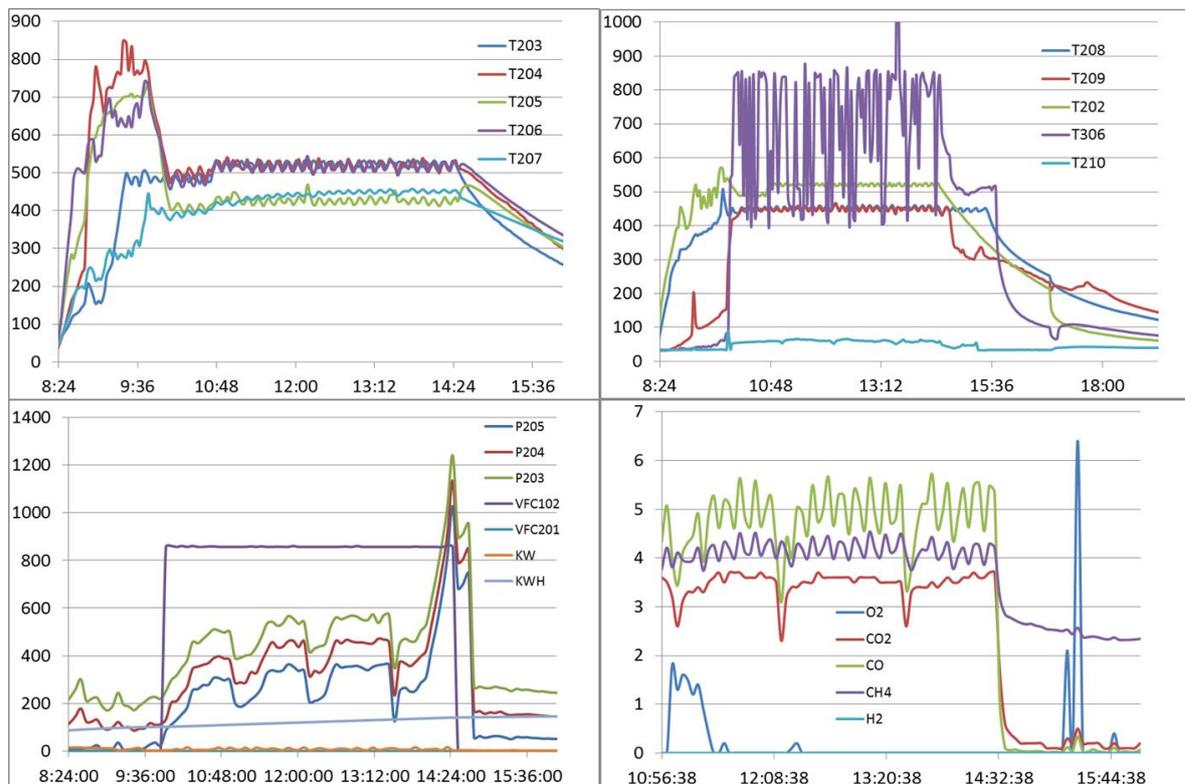


圖 9、熱裂解實驗數據趨勢

本研究共進行自產之生質熱裂解油初步試燒(圖 10)，共計測試約 140L。測

試方式為以瓦斯母火點火，油品未預熱油料不易點燃需升溫至 70°C 以上，以紅外線測溫槍最高可量得 910°C，將再進行後續研究以瞭解其燃燒特性並進行燃燒穩定性測試。由於裂解油高溫固化特性使得燃燒機在開關之間容易堵塞，且需使用大孔徑噴頭較不易堵塞，但需調整霧化條件。文獻有提到生質裂解油具腐蝕性且含有微量固態物質，鍋爐系統(鍋爐元件、噴嘴、運輸管線與儲槽等)經修改選用特定材質即可直接使用^{vii}，使用上並需注意(1)預熱溫度 70~80 度且不能迴流以避免聚合、(2)起停爐用一般燃料可避免管路阻塞、(3)固含量需低於 0.1%。經多次測試後發現，裂解油經濾布過濾後燃燒時較為順利，顯示油品中之固含量為燃料特性中相當重要之參數，未來將透過此經驗建立生質裂解油燃燒技術以利未來應用。

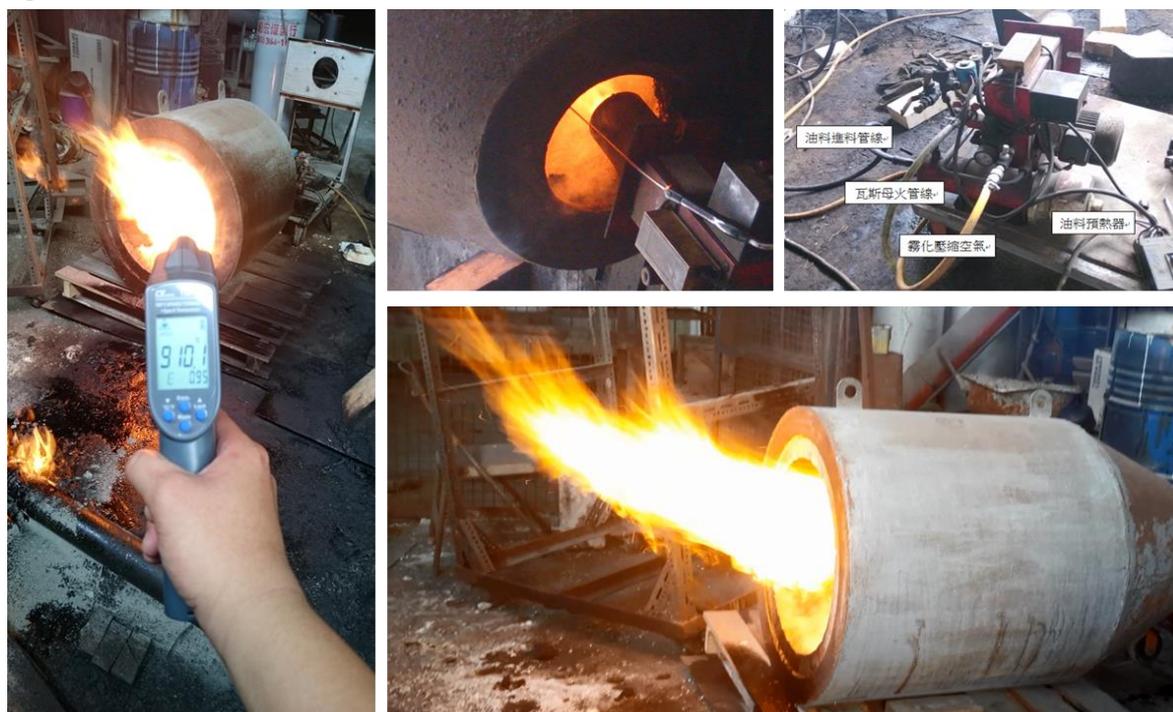


圖 10、生質裂解油試燒情形

四、結論與建議

生質物快速裂解技術已具備相當成熟度，在適當條件下生產成本已與現有石化燃料油相近。本研究經累積 400 公斤生物質快速裂解測試後已可穩定產油，單次進料量可達 15kg 以上，最高達 25kg。在流體化氣體流量 60L/min、溫度 480~500 °C 下，木屑產油率可達 60% 以上，熱值約 4000kcal/kg，密度在 1.1g/cm³ 以上，裂解氣組成 CO、CO₂、CH₄ 分別約為 5%、3.5%、4%，氫氣與氧氣均為 0%。生質裂解油與傳統燃油有相當大的差異，未來將更進一步朝提昇系統穩定性方向研究，以利製程放大並商業化。生質熱裂解油試燒共計測試約 140L，以紅外線測溫槍最高可量得 910°C，將再進行後續研究以瞭解其燃燒特性並進行燃燒穩定性測試。由於裂解油高溫固化特性使得燃燒機在開關之間容易堵塞，且需使用大孔徑噴頭較不易堵塞，但需調整霧化條件。

五、参考文献

- 1 RTP green fuel: An overview for renewable heat and power, Envergent.
- 2 <http://biomassmagazine.com/articles/10883/global-wood-pellet-demand-to-reach-50-million-metric-tons-by-2024>
- 3 Ringer, M., Putsche, V., and Scahill, J., Large-Scale Pyrolysis Oil Production: A Technology Assessment and Economic Analysis, NREL (2006).
- 4 <http://www.fortum.com/en/energy-production/fuels/bio-oil/pages/default.aspx>
- 5 <http://www.btgworld.com/en/news/article?id=134>
- 6 Chum, H., Diebold, J., Scahill, J., Johnson, D. K., Black, S., Schroeder, H., Kreibich, R. E., Biomass pyrolysis oil feedstocks for phenolic adhesives, Adhesives from Renewable Resources, ACS Symposium Series, pp. 135-151, 1989
- 7 Oasmaa, A., Peacocke, C., Gust, S., Meier, D., and McLellan, R., Norms and Standards for Pyrolysis Liquids. End-User Requirements and Specifications, *Energy & Fuels*, Vol. 19, pp.2155-2163, 2005

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 2016年02月

發行單位：中華民國燃燒學會

發行人：林大惠

總編輯：侯順雄

副總編輯：江鴻龍、江金龍、陳榮洪、蔡建雄（依姓氏筆畫排列）

編輯：王偉成、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：曾久珍

發行地址：701臺南市大學路1號
國立成功大學機械工程學系

電話：(06) 2369715

中華民國八十一年十二月創刊

中華民國一百零五年二月出版

局版台誌號第玖玖零捌號