

建築物剪力通風之實驗研究

朱佳仁¹ 陳仁浩²

¹國立中央大學土木工程系教授

²國立中央大學土木工程系碩士

摘要

建築物使用自然通風可改善室內空氣品質及節約空調設施所耗費的能源。本研究針對建築物風壓通風，風向平行於建築物開口之流況，探討其通風換氣的效率。這類流況因風無法由開口直接灌入，僅藉由開口處風剪力所產生之紊流交換室內外空氣，通風效果不佳，房間內很容易產生悶熱、不舒適的居室環境。而國內外研究建築通風的文獻，甚少針對風剪力所產生之通風進行深入的研究。有鑑於此，本研究使用風洞實驗量測建築模型室內外壓力差異及示踪氣體濃度衰減法來探討剪力所產生的通風效果。實驗結果顯示剪力通風的通風量與風速、開口大小有關，而雙側的剪力通風優於單側的剪力通風。此外，本研究亦發現可以用一個餘弦函數計算不同風向下雙側開口的無因次通風量。

關鍵字：建築通風，風剪力，風洞實驗，示踪氣體

1. Introduction

It is a common practice to use wind-driven natural ventilation to improve indoor thermal comfort in tropical climates [1]. Therefore, a reliable prediction method is important for optimal utilization of wind-driven ventilation. The most widely used method to calculate the steady flow rates Q of wind-driven ventilation through building openings is the orifice equation:

$$Q = C_d \cdot A \cdot \sqrt{\frac{2|\Delta P|}{\rho}} \quad (1)$$

where A is the cross-section area of the opening, P is the time-averaged pressure difference across the opening, ρ is the air density, and C_d is the discharge coefficient. Typical discharge coefficients given in the literature are in the range of 0.60 ~ 0.67 for sharp-edged openings [2, 3]. However, several studies [4] have pointed out that the orifice equation could be used to predict the flow rate of wind-driven cross ventilation, but fail to predict the flow rate when wind direction is too large.

For example, for the case of single opening on the lateral side-wall and the wind is parallel to the opening façade when wind direction $\theta = 90^\circ$ (see Figure 1).

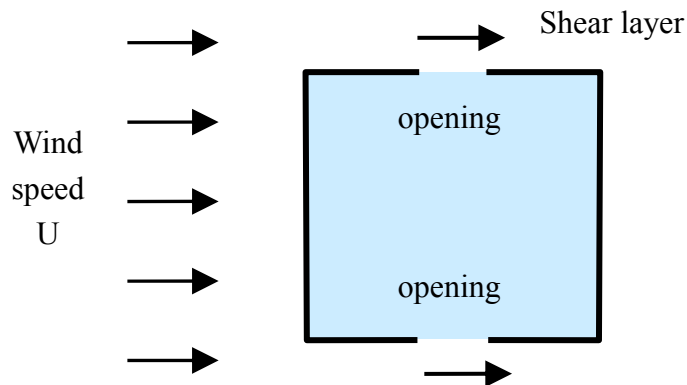


Figure 1. Schematic diagram of shear-induced ventilation for two-sided opening.

The time-averaged pressure difference between the external and internal pressures is close to zero $\Delta P \approx 0$, therefore the flow rate $Q \approx 0$. But the shear layer on the side wall can produce bi-directional, unsteady air flow across the opening. This phenomenon has been observed by Chu et al. [5] in wind tunnel experiment and by Hu et al. [6] using Large Eddy Simulation (LES). This is called shear-induced ventilation by Straw et al. [7]. The shear-induced ventilation is likely to dominate the ventilation process when there is only one opening, or when time-average pressure difference across the opening is small, but large pressure fluctuation [8, 9]. But they [5 – 7] did not give a quantitative analysis of this kind of ventilation.

Kato et al. [10] used wind tunnel experiments and tracer gas technique to investigate the shear-induced ventilation (wind direction $\theta = 90^\circ$) in single-sided openings. Their results showed that the dimensionless flow rate:

$$Q^* = \frac{Q}{AU} = 0.015 \quad (2)$$

where U is the external wind speed at the building height. However, for porosity ratio $r = 12.25\%$, wind direction $\theta = 90^\circ$, the dimensionless flow rate $Q^* = 0.02$.

On the other hand, Warren [11] used tracer gas technique to study the wind-driven ventilation with single opening on the windward façade (wind direction $\theta = 0^\circ$). His results demonstrated that the dimensionless flow rates are in the range of $Q^* = 0.023 - 0.026$ in smooth flow (low turbulence flow), $Q^* = 0.035$ in grid-generated turbulent flow. Larsen and Heiselberg [12] used a full-scale model and tracer gas technique to investigate the air flow through an opening in single-sided ventilation. Their experimental conditions included wind-driven and buoyancy-driven ventilation under various wind directions. Bu et al. [13] used a scale model and constant injection tracer gas technique to investigate the purging flow rates in a residential basement with areaway for a variety of opening configurations. They found that wind direction appears to be an important factor affecting wind-driven ventilation.

In view of above studies, there is a need to improve our knowledge on the shear-induced ventilation. Also, it is essential to quantify the influence of wind direction on the flow rate. This study conducted a series of wind tunnel experiments to investigate the shear ventilation for buildings with single-sided and two-sided openings. The ventilation rates were measured by the tracer gas technique. The influences of external wind speed, wind direction and opening size were investigated.

2010 年 10 月 15 日

2. Experimental setup

The experiments were carried out in an open-circuit, blowing-type wind tunnel. The total length of the wind tunnel was 8.3 m, the test section was 1.8 m long and 1.2 m wide. A cubic model (length, width and height $H = 0.40$ m) was mounted on the centerline of the test section. The wind direction is defined as the incidence angle of the approaching flow. When wind direction $\theta = 0^\circ$, it is cross ventilation for building with two openings on two opposite walls (two-sides opening); when wind direction $\theta = 90^\circ$, it is shear-induced ventilation. The details of the wind tunnel and building model could be found in Chu et al. [14].

The ventilation rates were determined by using the of tracer gas decay method. This technique is based on perfect-mixing assumption inside the building [15] and has been used by numerous studies [16-17]. The transient evolution of the spatial-averaged concentration $C(t)$ in the model was monitored and used to calculate the average air flow rate Q between time t_1 and t_2 :

$$Q = \forall \frac{\ln(C(t_1)/C(t_2))}{t_2 - t_1} \quad (3)$$

where $\forall$ is the interior volume of the model. Diluted CH_4 gas was used as the tracer gas and was measured by a flame ionization detector (FID), with a resolution of 5 ppm. There are four sampling tubes (inner diameter 1 mm, outer diameter 2 mm, length 200 mm) evenly distributed inside the model. All the sampling tubes were connected to an air-pump, and passed to the FID.

Before the start of the experiment, all of the openings on the model were sealed. The tracer gas was injected into the model, then a small mixing fan inside the model was turned on for 2 minutes to mix the tracer gas inside the model. Next, the mixing fan was turned off and the wind tunnel fan was turned on. After several minutes, the opening (or openings) on the model was opened to start the sampling procedure. The sampling procedure took about 15 - 40 min, depending on the flow rate.

3. Results and Discussion

This section presented the results of single opening ventilation measured by the tracer gas technique. The influences of porosity ratio, wind speed and wind direction on the ventilation rate will be analyzed. Figure 2 shows the relationship between the dimensionless flow rate Q^* and porosity ratio for wind direction $\theta = 90^\circ$ (shear-induced ventilation), wind speed $U = 4.2 \text{ m s}^{-1}$. The present results is close to the value $Q^* = 0.015\text{-}0.02$ measured by Kato et al. [10]. This demonstrated that the accuracy of tracer gas technique used in this study. Figure 2 also indicates that the dimensionless flow rate Q^* is independent of porosity ratio (and opening area A).

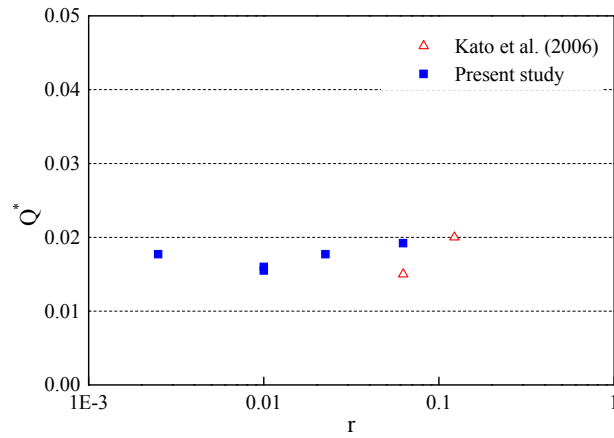


Figure 2. Dimensionless flow rate Q^* as a function of porosity ratio for single-opening shear ventilation (wind direction $\theta = 90^\circ$).

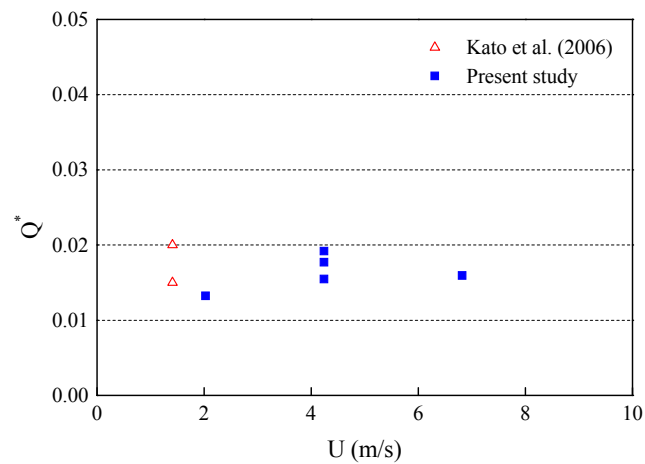


Figure 3. Dimensionless flow rate Q^* as a function of wind speed U for single-opening shear ventilation (wind direction $\theta = 90^\circ$). Porosity ratio $r = 1\%$.

The influence of external wind speed on the dimensionless flow rate Q^* is shown in Figure 3. Wind direction $\theta = 90^\circ$, porosity ratio $r = 1\%$ ($A = 40 \text{ mm} \times 40 \text{ mm}$). As can be seen, the value of Q^* is independent of wind speed U .

Figure 4 shows the dimensionless flow rate Q^* as a function of wind direction θ for single-sided ventilation. Porosity ratio $r = 1\%$. The experimental results of Warren [11], Larsen and Heiselberg [12] are also plotted in the figure for comparison. When the opening façade is on the windward side (wind direction $\theta = 0^\circ$), the value of Q^* of present study was slightly smaller than the results of Warren [11] and Larsen and Heiselberg [12]. However, the dimensionless flow rate of wind direction $\theta = 67.5^\circ$ is larger than those of other wind directions. This is comparable to the results of Larsen and Heiselberg [12] that the maximum Q^* occurred at wind direction $\theta = 60^\circ$. The dimensionless flow rate Q^* has minimum values

2010 年 10 月 15 日

when the opening is located on the leeward side ($\theta = 112.5^\circ - 157.5^\circ$) of the building. It is also worth notice that the flow rate of wind direction $\theta = 180^\circ$ is larger than that of $\theta = 0^\circ$. Similar phenomenon has been report by Jiang et al. [17] and Bu et al. [13]. This is attributed to the suction in the building wake can impel the air exchange better than the fluctuating pressure at the windward opening for single-opening building.

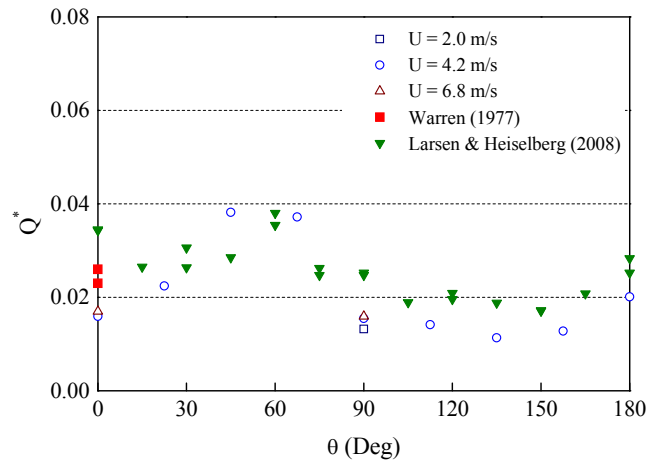


Figure 4. Dimensionless flow rate Q^* as a function of wind direction for single-opening ventilation. Porosity ratio $r = 1\%$.

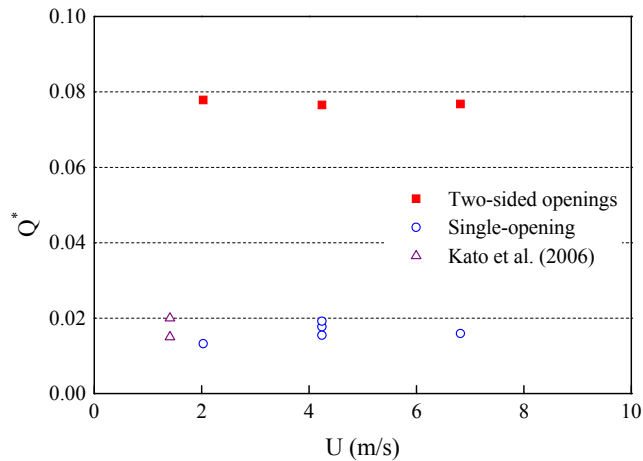


Figure 5. Dimensionless flow rate Q^* as a function of wind speed U for shear ventilation with single-opening (open symbols) and two-sided (solid symbols) openings.

This section discusses the results of two-sided (two opposite walls, each wall has one opening) ventilation. The influences of porosity ratio, wind speed, and wind speed on the ventilation rate were investigated. When wind direction $\theta = 90^\circ$, the openings were symmetrical on the lateral walls and the time-averaged external pressure $P_1 = P_2$. This led to the internal pressure coefficient $C_{pi} \approx C_{p1} = C_{p2}$ and mean flow rate $Q \approx 0$. The

shear-induced ventilation will dominate the ventilation process in this kind of flow condition.

The relationship between the dimensionless flow rate Q^* and external wind speed U for two-sided opening is plotted in Figure 5. Opening area $A_1 = A_2$, porosity ratio $r_1 = r_2 = 1.0\%$. The experimental condition of Kato et al. [10] is single-opening ventilation. As can be seen, the values of Q^* of two-sided shear ventilation were much larger than that of single-opening shear ventilation. This implies that shear-induced pressure fluctuations at two lateral openings interacted with each other and enhanced the air exchange across the opening. The average dimensionless flow rate of two-sided shear ventilation is:

$$Q^* = \frac{Q}{AU} = 0.077 \quad (4)$$

Figure 6 shows the dimensionless flow rate Q^* of two-sided openings under various wind directions. Wind speed $U = 4.2 \text{ m s}^{-1}$, porosity ratio $r_1 = r_2 = 1.0\%$. It is wind-driven cross ventilation when wind direction $\theta = 0^\circ$. The flow rates of wind direction $\theta = 0^\circ$ and 45° were predicted by Eq. (1) using the discharge coefficient found by Chu et al. [5]. The good agreement between the present results and the flow rates calculated by Eq. (1) demonstrated that the orifice equation can be used for wind direction $\theta \leq 45^\circ$.

Figure 7 shows the normalized flow rate Q^*/Q_o^* of two-sided ventilation as a function of wind direction, where Q_o^* is the dimensionless flow rate when wind direction $\theta = 0^\circ$. Wind speed $U = 4.2 \text{ m s}^{-1}$, porosity ratio $r_1 = r_2 = 1.0\%$. The solid line in the figure is a simple cosine law:

$$\frac{Q^*}{Q_o^*} = \cos \theta \quad (5)$$

It shows good agreement between the experimental results and Eq. (5), except for wind direction $\theta = 90^\circ$. This is because the air exchange was caused by shear-induced ventilation when wind direction $\theta = 90^\circ$, whereas the flow rates were dominated cross ventilation for other wind directions.

4. Conclusions

This study used wind tunnel experiments and tracer gas decay method to investigate the flow rate of shear-induced ventilation. The influences of opening porosity, external wind speed and wind direction on the ventilation rate of single-sided and two-sided openings were systemically studied. For single-opening shear-induced ventilation, the good agreement between the present results and that of Kato et al. [10] validated the accuracy of the tracer gas technique used in this study. The experimental results also revealed that the dimensionless flow rate $Q^* = Q/UA$ is independent of wind speed and opening area.

The dimensionless flow rates Q^* of single opening on windward façade (wind direction $\theta = 0^\circ$) is close to the results suggested by Warren [11]. Furthermore, the dimensionless flow rate of two-sided openings was much larger than that of single-sided opening. It is due to the interaction of pressure fluctuations at both lateral openings enhances the air exchange across the openings. For other wind directions, a cosine law was used to describe the influence of wind direction on the flow rate for two-sided ventilation.

5. References

- [1] Aynsley R., "Estimating summer wind driven natural ventilation potential for indoor thermal comfort," *J of Wind Eng & Industrial Aerodynamics*, Vol.83, No.1-3, pp.515-525, 1999.
- [2] Awbi HB., *Ventilation of buildings*. 2nd ed. Taylor and Francis, 2003.
- [3] Linden PF., "The fluid mechanics of natural ventilation," *Annual Review of Fluid Mechanics*, Vol.31, pp.201-238, 1999.
- [4] True JJ, Sandberg M, Heiselberg P, Nielsen PV., "Wind driven cross-flow analyzed as a catchment problem and as a pressure driven flow," *Int J of Ventilation*, Vol.1, pp.88-102, 2003.
- [5] Chu CR, Chiu YH, Chen YJ, Wang YW, Chou CP., "Turbulence effects on the discharge coefficient and mean flow rate of wind-driven cross ventilation," *Building and Environment*, Vol.44, pp.2064-2072, 2009. doi:10.1016/j.buildenv.2009.02.012.
- [6] Hu CH, Ohba M, Yoshie R, CFD modeling of unsteady cross ventilation flows using LES. *J of Wind Eng & Industrial Aerodynamics* 2008; 96: 1692-1706.
- [7] Straw MP, Baker CJ, Robertson AP., "Experimental measurements and computations of the wind-induced ventilation of a cubic structure," *J of Wind Eng and Industrial Aerodynamics*, Vol.88, pp.213-230, 2000.
- [8] Etheridge DW., "Unsteady flow effects due to fluctuating wind pressures in natural ventilation design – mean flow rates," *Building and Environment*, Vol.35, pp.111-133, 2000.
- [9] Etheridge DW., "Unsteady flow effects due to fluctuating wind pressures in natural ventilation design – instantaneous flow rates," *Building and Environment*, Vol.35, pp.321-337, 2000.
- [10] Kato S, Kono R, Hasama T, Takahashi T, Ooka R., "A wind tunnel experimental analysis of the ventilation characteristics of a room with single-sided opening in uniform flow," *Int J of Ventilation*, Vol.5, No.1, pp.171-178, 2006.
- [11] Warren PR., "Ventilation through openings on one wall only, in: C.J. Hoogendorn, N.H. Afgan (eds.), *Int. Conf. Heat and Mass Transfer in Buildings*, Dubrovnik, Yugoslavia. *Energy Conservation in Heating, Cooling and Ventilating Buildings*, Hemisphere, Washington, DC, Vol.1, pp.189-209, 1977.
- [12] Larsen TS, Heiselberg P., "Single-sided natural ventilation by wind pressure and temperature difference," *Energy and Buildings*, Vol.40, pp.1031-1040, 2008.
- [13] Bu Z, Kato S, Takahashi T., "Wind tunnel experiments of wind-driven natural ventilation rate in residential basements with areaway space," *Building and Environment*, Vol.45, pp.2263-2272, 2010.
- [14] Chu CR, Chiu YH, Wang YW., "An experiment study of wind-driven cross ventilation in partitioned buildings," *Energy and Buildings*, Vol.42, pp.667-673, 2010.
- [15] Etheridge D, Sandberg M., "Building ventilation: theory and measurement," *John Wiley and Sons*, England, 1996.
- [16] Gao NP, Niu JL, Perino M, Heiselberg P., "The airborne transmission of infection between flats in high-rise residential buildings: Tracer gas simulation," *Building and Environment*, Vol.43, pp.1805-1817, 2008.

- [17] Jiang Y, Alexander D, Chen Q., “Natural ventilation in buildings: measurements in a wind tunnel and numerical simulation with large-eddy simulation,” *J of Wind Eng and Industrial Aerodynamics*, Vol.91, No.3, pp.331-353, 2003.

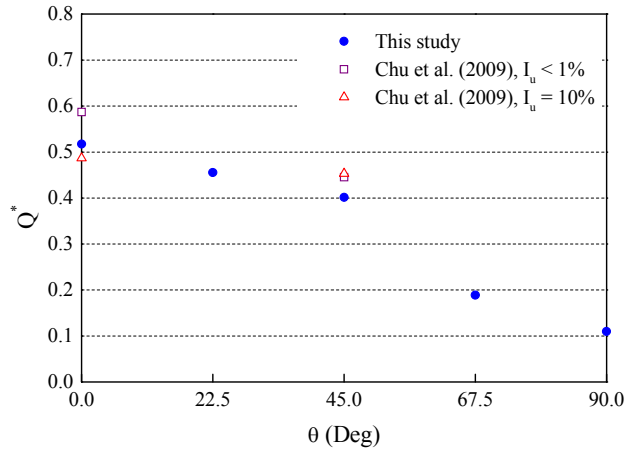


Figure 6. Dimensionless flow rate Q^* as a function of wind direction for two-sided ventilation. The open symbols are the predicted flow rate by Chu et al. for wind direction $\theta = 0^\circ$ and 45° .

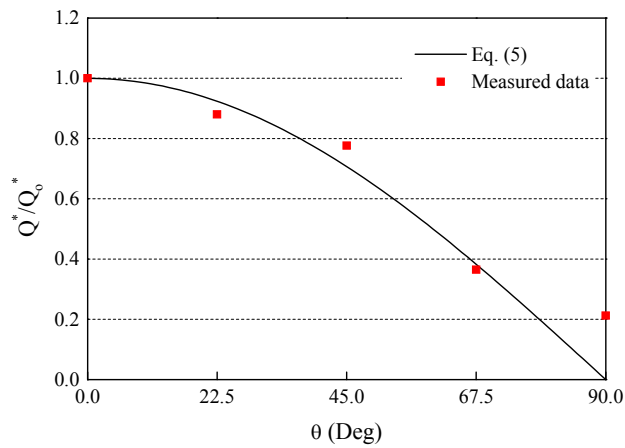


Figure 7. Normalized flow rate Q^*/Q_0^* as a function of wind direction for two-sided ventilation. Wind speed $U = 4.2 \text{ m s}^{-1}$, Opening area $A_1 = A_2$.

外部風場影響低矮建築物室內氣流特性之研究

梁大慶¹ 陳湘琴²

¹國立虎尾科技大學休閒遊憩系助理教授

²國立虎尾科技大學休閒遊憩系助理教授

摘要

為增加建物內的自然氣流之通風效果，降低空調使用量及省電環保效益，達到綠建築之設計原則，本研究中針對建物鄰近的圍牆高低、圍牆與建物距離、來流流況及建物長寬比等因子，進行系列的數值模式研究。研究中數值方法探討風域中建築物之風場特性，風場計算採用空間平均之大渦流模擬配合次網格紊流模型，以正確地反應出風場中紊流特性及溫度擴散效應。

研究結果發現，當來流邊界層指數為 $1/7$ 時，其建物內之流速較快。當建物前方有圍牆時，建物內的渦流區位置會與建物前方無圍牆的狀況不一致。而當建物幾何條件相同時，其相應流場頗為一致。 B/D 比例較大時，其相應流場之最大流速會減小。當建物前方無圍牆時，建物內部各層皆有兩個渦流區；而當建物前有圍牆時，則建物下兩層之渦流區會減為一個渦流區。運用數值模式之方法可有效預測低矮建築物風場內外之渦流特性，進而掌握室內外通風效果。當 $\alpha=0.2$ 之來流狀況時，空氣溫度遞減率較高，且內部流速快，溫度降低較顯著。

關鍵字：數值模擬，低矮建築，通風效果

一、前言

由於台灣地區的建築物幾乎都已裝置冷氣，但電力負載容易過大而發生供電不足的現象。因此，若要真正解決此電力負載問題，應加強建築物自然通風之能力與效率。自然通風不但可改善室內空氣品質，也可避免因主動調節通風系統的不良設計所導致的致病性。所以建築物自然通風的設計與研究，就成為目前主要研究趨勢。

影響建物自然通風效果的因素頗多，研究中針對相同開窗率下(50%)，建物前後圍牆高度及距離、不同地況(都市、郊區)、及不同建物深高比等因子進行流場模擬，並比較在不同建物深高比的情況下，建物鄰近流場變化，以建立流場預測模式。

二、研究方法

研究中風場數值模擬部份採用微可壓縮流的計算方法(Weakly Compressible Flow

Method，簡稱 WCF)，針對二維矩形建築之非恆定(Unsteady)、紊流風場進行模擬，以估算邊界層來流之作用下，不同建物深寬比對建築物鄰近流場之影響。此法為一採用可壓縮流連續及動量方程式為控制方程之有限體積法，業已成功地應用在諸多流場模擬個案中。

在從事數值模擬計算時，計算區域之大小須審慎選定方能在不影響數值精確性之前提下提昇計算效率。研究中計算區域之選定是以建物前緣為界，於上、下游各取八倍及廿五倍建物樓高(D)(見圖 1)，頂面取十二倍樓高。經數值測試，其相應流場結果之誤差小於 4%。研究中網格之設計採用正交(Orthogonal)網格系統，圖 2 顯示典型格網系統。為確保數值計算區域內網格之一致性，於固體邊界四周之網格大小分佈皆取相同。

大渦模擬原僅使用於非黏性流場，經擴展後已具備黏性流場之解析能力。研究中，經推導後相應之連續、動量及溫度方程式為

$$\frac{\partial \bar{p}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho c^2 \bar{u}_j) = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial \bar{u}_i \bar{u}_j}{\partial x_j} = -\frac{\partial (\bar{p}/\rho)}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} (v_t S_{ij} + v \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j}) \quad (2)$$

$$\frac{\partial \bar{t}}{\partial t} + \frac{\partial \bar{t} \bar{u}_j}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left((k_t + \frac{v_t}{(Pr_t)_t}) \frac{\partial \bar{t}}{\partial x_j} \right) \quad (3)$$

其中， v_t 為次網格紊流擴散係數，而 $S_{ij} = (\frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} + \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j})$ ， $(Pr_t)_t = v_t / (k_t)_t$ 為紊流史密

特數(Turbulent Prandtl Number)。為確保顯式計算結果之收斂性， Δt 須受限於 Courant-Friedrichs-Lewy (1967) 條件規範。

由於流體力學相關者皆屬邊界值問題，邊界條件則應審慎給定，以免影響數值結果之正確性及準確度。問題中涉及之邊界狀況可分為不可穿透及可穿透兩種型式討論。研究中採用鏡射點(Phantom Point)之邊界給定方法，以反映出邊界之正確流體特性。在速度方面，入流之數值邊界乃將上游計算區外鏡射點之速度以邊界層流(Boundary Flow)之分佈給定之；而出流之邊界條件係以在該處速度對主流向(x)之變化梯度為零的假設給定。類似於下游之邊界條件之方式，計算區兩側邊界之速度係依速度沿橫流向(y)之變化梯度為零之假設給定。不可穿透邊界之給定係根據不滑動條件(No-Slip Condition)，將鏡射點之速度取與鄰近內部點之相反值，使得平均位置(邊界上)之速度為零。在壓力方面，根據 WCF 中特徵線方法(Method of Characteristics) 之推論，入流及兩側邊界鏡射點之壓力皆取與鄰近計算區內部相應點壓力之等值；而在出流邊界則取其平均壓力為零，以定出整個計算區內之參考壓力(Fang, 1989)。在溫度方面，除建物內為給定定值外，其餘邊界皆採用與外部點之變化梯度為零之假設給定。

計算中以零流(Zero Flow)作為起始條件。當計算開始時，由於上游之邊界條件驟變，使得流場內造成一強大之壓力波(Pressure Wave)，此壓力波在有限的計算區內會來回移動。由於探討之狀況屬黏性流況，此壓力波將會因擴散(Diffusion)效應而隨時間消減。

三、結果與討論

研究中改變建物幾何條件(深高比(B/D)=2、3)、來流狀況($\alpha=0.14$ 、 0.20)及圍牆距離($L/D=0$ 、 1 、 2)進行流場研究及溫度場研究。

(1)溫度場結果分析

由圖 3 結果可知，當 $\alpha=0.14$ 時，其溫度下降率較高，亦即表示溫度消散較快。而當 $\alpha=0.2$ 時，可以發現 $B/D=2$ 的溫度遞減率較高，表示此時建物內部之速度較快，因此使溫度降低較顯著。

(2)流場速度結果分析

由圖 4 及圖 5 可知((a)至(c))，當來流邊界層之冪集數為 0.14 時，其相應流場之流速較大。而來流狀況為何，建物內部之流速與建物頂部前緣(leading edge)約略相同。另當前方圍牆距建物較小時($L/D=0$)，建物最下層之流速較其他狀況為小，其原因應為圍牆與建物中兼有一低速區，致使流速降低所致。另比較建物幾何條件不同時之結果(圖 4 及圖 5 之(d)至(f))，可發現當 B/D 較大時，其相應流場之最大流速會減小，當 $\alpha=0.14$ 時更為明顯。另當建物前方有圍牆時，其圍牆與建物間之流速皆較低。

(3)流場流線結果分析

檢視圖 6 及圖 7 之流場流線圖可發現，當建物前方無圍牆時，基本上建物內部各層皆有兩個渦流區，而當建物前有圍牆時，則建物下兩層之渦流區會減為一個，其原因應為建物與圍牆之間產生一個渦流區，致使流線偏折所引致。而建物最上層因未受到流線偏折影響，因此仍為兩個渦流區。另外，當圍牆距建物為 $1D$ 時，建物後方之渦流區亦產生不同變化。其原因應為圍牆距建物較近，致使流線偏折影響較大所引致。而當建物深高比為 $3D$ 時，建物後方近地面之渦流區會被推移至較後方。

四、結論

運用數值模式之方法可有效預測低矮建築物風場內外之渦流特性，進而掌握室內外通風效果。當 $\alpha=0.2$ 之來流狀況時，空氣溫度遞減率較高，且內部流速快，溫度降低較顯著。 B/D 比例較大時，其相應流場之最大流速會減小。當建物前方無圍牆時，建物內部各層皆有兩個渦流區；而當建物前有圍牆時，則建物下兩層之渦流區會減為一個。未來擬以發展三維以更符合現實狀況。

五、參考文獻

- [1] Courant, R., Friedrichs, K.O., and Lewy, H., "On the Partial Difference Equations of Mathematical Physics," *IBM J.Res.Dev.*, Vol.11, pp.215-234, 1967.
- [2] Fang, Fuh-Min, "Flow Characteristics in Three-Dimensional Channel Contractions," *Ph.D. Dissertation, University of Minnesota, USA*, 1989.
- [3] Germano, M., Piomelli, U., Moin, P., and Cabot, W.H., "A Dynamic Subgrid-Scale Eddy Viscosity Model," *Phys.Fluids, A*, Vol.3, pp.1760-1765, 1991.
- [4] MacCormack, R.W., "The Effect of Viscosity in Hyper-Velocity Impact Createring," *AIAA Paper*, No.69-354, Cincinnati, Ohio, 1969.
- [5] Murakami, S.and Mochida, A., "3-D Numerical Simulation of Airflow around a Cubic Model by

Means of the Model,” *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.31, pp. 283-303, 1988.

- [6] Murakami, S., Mochida, A. and Hayashi, Y., “Examining the Model by Means of a Wind Tunnel test and Large-Eddy Simulation of the Turbulence Structure around a Cube,” *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.35, pp.87-100, 1990.
- [7] Murakami, S. and Mochida, A., “On Turbulent Vortex Shedding Flow Past 2D Square Cylinder Predicted by CFD,” *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.54-55, pp.191-211, 1995.
- [8] Smagorinsky, J., “General Circulation Experiments with the Primitive Equations,” *Mon. Weather Rev.*, Vol.91, pp.99-164, 1963.
- [9] Song, C. and Yuan, M., “A Weakly Compressible Flow Model and Rapid Convergence Method,” *Journal of Fluids Engineering*, ASME, Vol.110, No.4, pp.441-455, 1988.

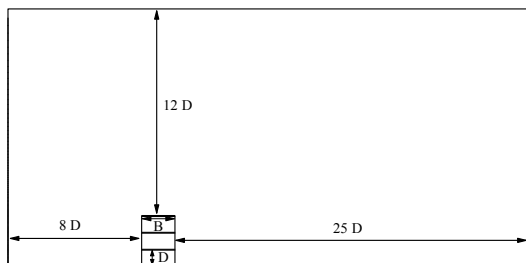


圖 1 計算區域示意圖

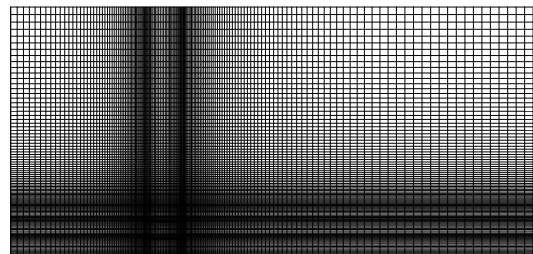


圖 2 計算格網示意圖

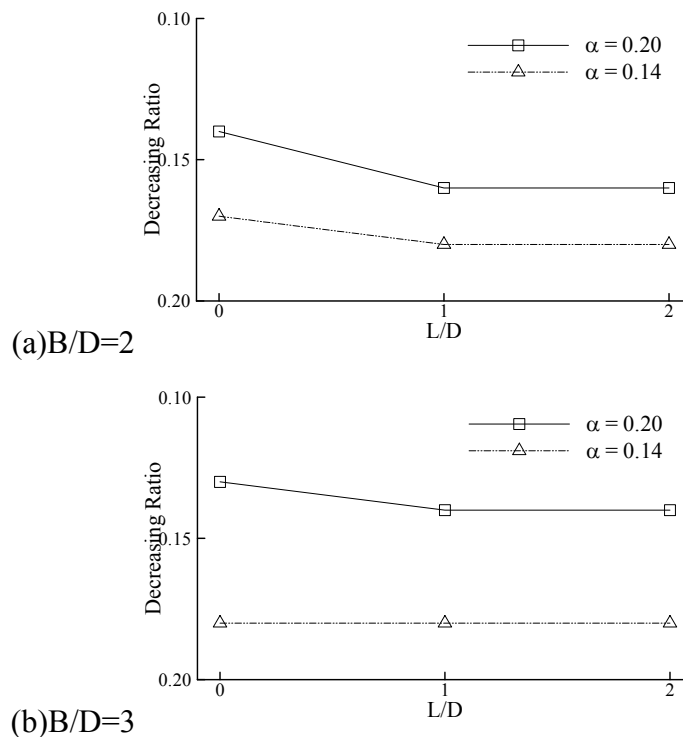
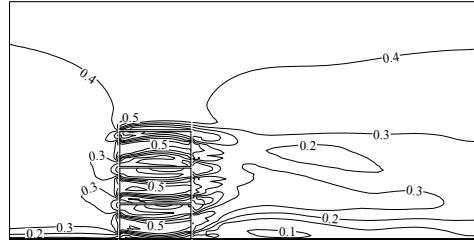
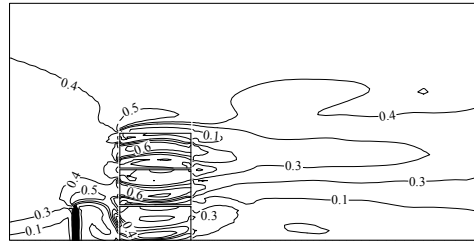


圖 3 不同來流邊界層之溫度下降率

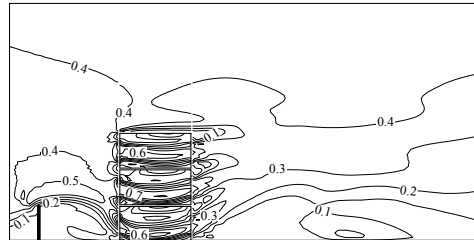
(a) $B/D=2$ ，無圍牆



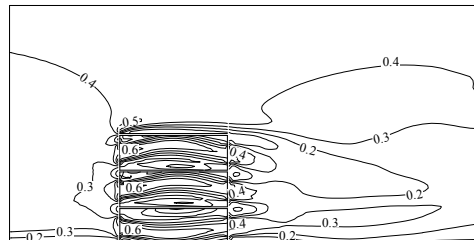
(b) $B/D=2$ ，圍牆距建物 1D



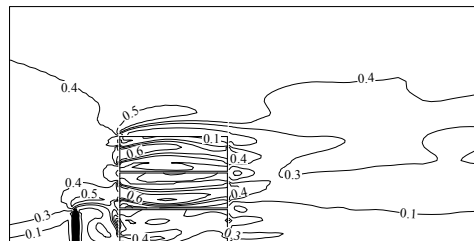
(c) $B/D=2$ ，圍牆距建物 2D



(d) $B/D=3$ ，無圍牆



(e) $B/D=3$ ，圍牆距建物 1D



(f) $B/D=3$ ，圍牆距建物 2D

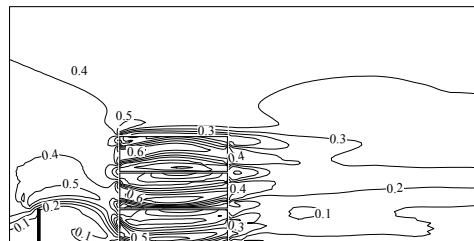
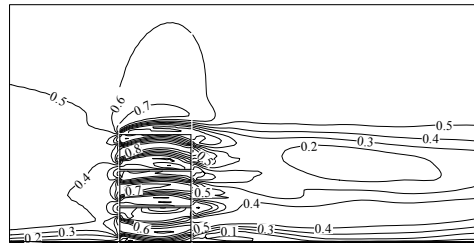
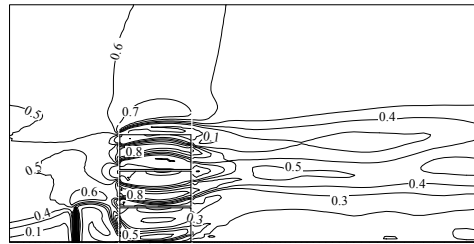


圖 4 平均速度等值圖($\alpha=0.2$)

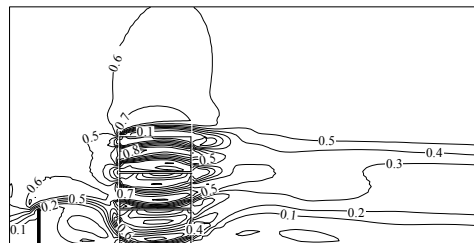
(a) $B/D=2$ ，無圍牆



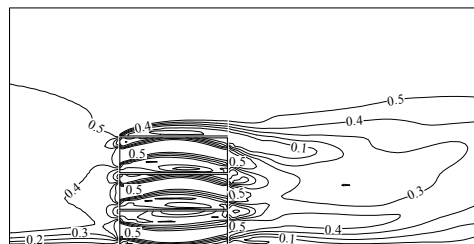
(b) $B/D=2$ ，圍牆距建物 1D



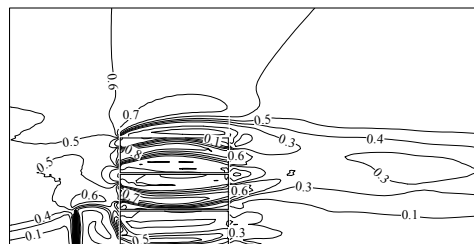
(c) $B/D=2$ ，圍牆距建物 2D



(d) $B/D=3$ ，無圍牆



(e) $B/D=3$ ，圍牆距建物 1D



(f) $B/D=3$ ，圍牆距建物 2D

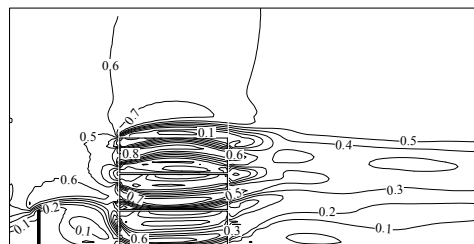
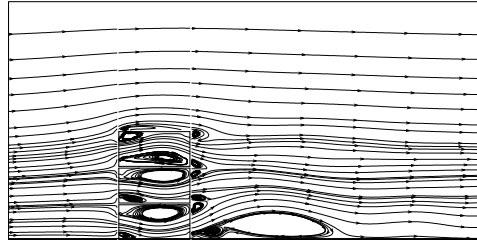
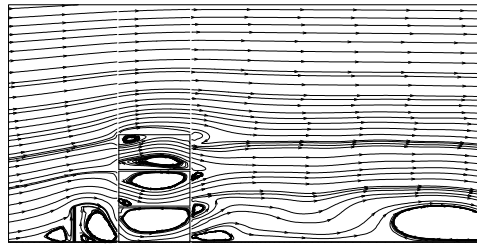


圖 5 平均速度等值圖($\alpha=0.14$)

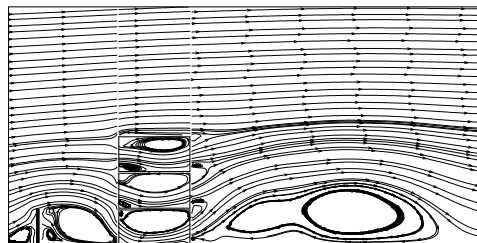
(a) $B/D=2$ ，無圍牆



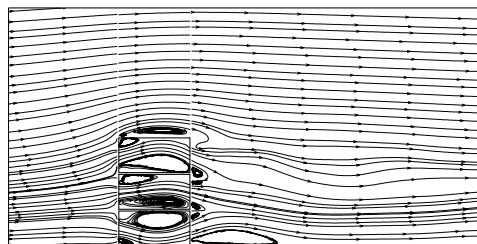
(b) $B/D=2$ ，圍牆距建物 1D



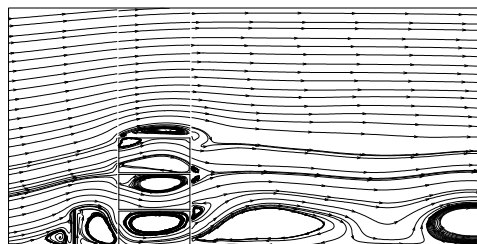
(c) $B/D=2$ ，圍牆距建物 2D



(d) $B/D=3$ ，無圍牆



(e) $B/D=3$ ，圍牆距建物 1D



(f) $B/D=3$ ，圍牆距建物 2D

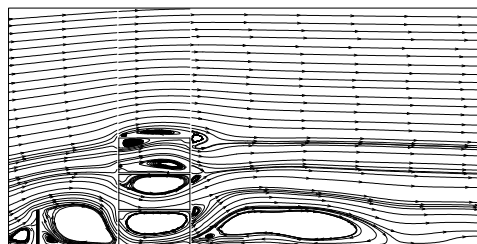
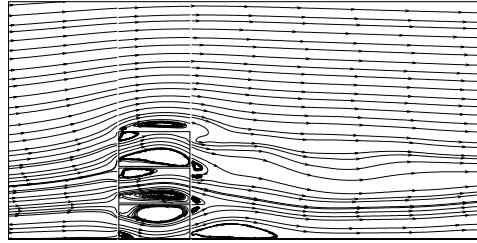
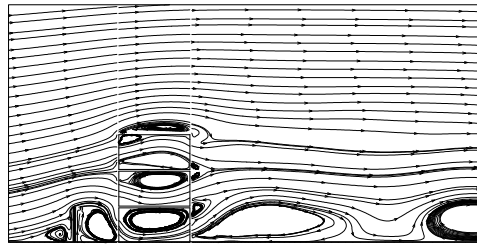


圖 6 平均流場流線圖($\alpha=0.2$)

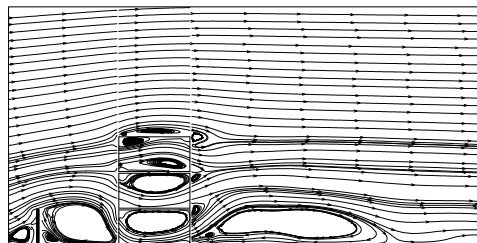
(a) $B/D=2$ ，無圍牆



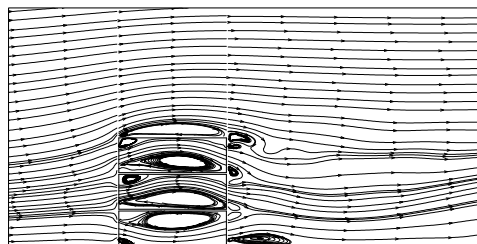
(b) $B/D=2$ ，圍牆距建物 1D



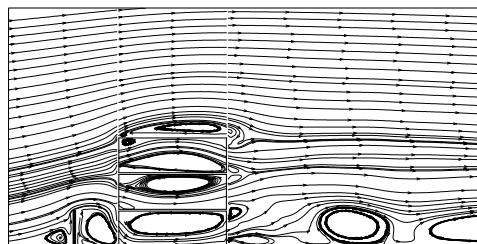
(c) $B/D=2$ ，圍牆距建物 2D



(d) $B/D=3$ ，無圍牆



(e) $B/D=3$ ，圍牆距建物 1D



(f) $B/D=3$ ，圍牆距建物 2D

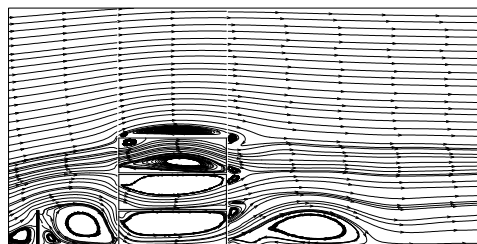


圖 7 平均流場流線圖($\alpha=0.14$)

室內障礙物對貫流通風之影響

周家培¹ 朱佳仁²

¹中央大學土木工程系博士班研究生

²中央大學土木工程系教授

摘要

大多數的建築物通風模式都不考慮室內傢俱對通風量及阻礙氣流運動之影響，因此可能會高估建築物的通風換氣率。本研究利用計算流體動力學(CFD)數值模式，計算室內有屏風之類的障礙物對風壓通風之影響。模擬的流況包括各種不同高度、寬度、位置之隔板障礙物，透過不同組合方式，進行貫流通風的模擬。數值模擬採用 k- ϵ 紊流模式，且網格採局部加密方式進行模擬分析，最後將模擬結果與風洞試驗結果做驗證比較，以確認模擬結果的可信度。研究結果發現數值模擬與風洞試驗兩者阻抗因子具有相同趨勢，證明當室內隔板面積與室內通風面積比值大於 80%時，其阻抗效應將顯著大幅增加。換言之，通風換氣率大幅地減小。

關鍵字：貫流通風，障礙物，計算流體動力學，阻抗因子

一、前言

受全球氣候變遷影響，各地氣溫變化至鉅，夏季氣溫屢創新高，致用電量大幅增加。倘能有效利用周遭環境良好的自然通風，除可提升室內空氣品質，亦可降低空調所需的能源及費用。然而自然通風受諸多因素的影響，譬如室外的風速、風向，建築物門窗開口的面積、位置，室內外溫差，室內隔間、傢俱擺設及建築物周遭建物的位置、大小等因素。因此如何將各影響因子，予以定量的模式評估對建築物室內的自然通風量的影響，需要深入的研究。

近年來，國內外許多學者利用計算流體動力學(Computational Fluid Dynamics, CFD)針對各種不同情況進行數值模擬，以下針對貫流通風的相關研究文獻做概略回顧：

周伯丞[1]係利用 k- ϵ 紊流數值模式，配合全尺寸環境實驗室的實測數據，針對台灣地區的氣候環境，進行室內風場及換氣量方面的模擬驗證比對。研究結果顯示：台灣地區春、秋兩季適合自然通風，可利用門窗之間的風壓差異，形成貫流通風，維持室內舒適性，且風壓通風之效果隨著室外風速增大而遞增。在冬季過冷時期，因夜間睡眠時段緊閉門窗予以保溫，不利自然通風。

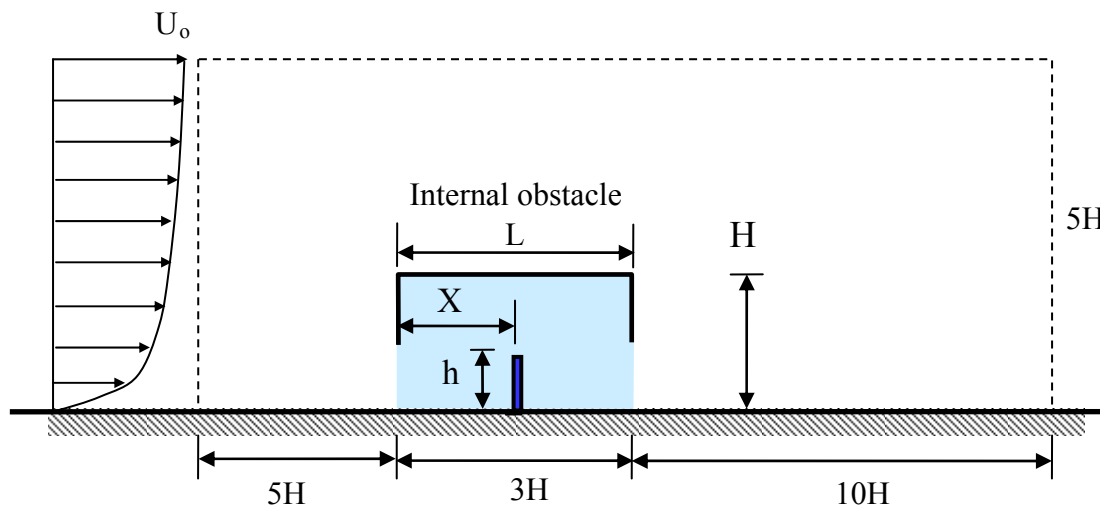


圖 1：建築物有室內障礙物之示意圖

Ohba *et al.*[2]以風洞實驗來探討前後皆有開口模型的室內風場變化，研究結果發現：氣流因受到模型阻礙影響，於迎風面產生向下擾動渦流，同時於模型內部因受到背風面開口的影響，形成逆時針方向的循環渦流，而背風面開口離開模型的氣流，受到外部流場的影響產生逆流向上流動，即室內風場和通風流量會隨室外風場大小及方向而產生變化。

Evola and Popov [3]利用 $k-\varepsilon$ 紊流模式和重整化群(Renormalization Group, RNG)模式研究風壓通風的問題，流況包括貫流通風和單側通風。兩模式計算結果與風洞實驗之數據比較後發現： $k-\varepsilon$ 紊流模式的計算結果誤差較大，重整化群模式的結果則較接近實測之通風量。

Chang [4]利用二維 $k-\varepsilon$ 紊流數值模式，探討室外植栽風擋對於兩層樓建築物貫流通風的影響，研究結果發現於設置植栽風擋後，在孔隙率過低時，氣流被阻擾與過濾後，造成室內、室外空間有循環流或空氣停滯通風效果不佳的狀況產生。靠近建築物($L/H=1.0$)設置植栽風擋，對二樓不但沒有遮蔽效應，反而在植栽的孔隙率較大時，會產生比原本更強勁的風速，故應避免植栽風擋太靠近建築物。

Chiu and Etheridge [5]利用計算流體動力學(CFD)及風洞實驗探討外部風場對銳緣開口和煙囪開口之流量係數的影響。其研究結果顯示：前人的研究之流量係數都是在穩態風場的狀態下所訂定的，並不適用於各種流況下的通風量計算。利用在穩態的氣流狀態下求出的流量係數於非穩態風場中的自然通風系統容易有錯誤。

Hu *et al.* [6]採用LES (Large Eddy Simulation)紊流數值模式，針對前後皆有開口，不同風向角度進行模擬研究，並與模型實驗來驗證LES模式可信度。模擬結果與模型實驗相吻合，由研究結果證明，當風向角度為 0° (朝向著開口)時，氣流平均風速將影響建築物室內通風量變化，而風向角度為 90° (平行於開口)時，氣流擾動大小，決定建築物室內之通風量。

Chu and Wang [7]推導一個阻抗模式，計算室內有隔間建築物的通風量，並以風洞實驗數據來驗證其模式。研究結果顯示：當室外開口率小於3%時，通風量主要受到室

2010 年 10 月 15 日

外阻抗因子的控制，室內隔間並不會對通風量產生很大的影響。反之，當室外開口率大於5%時，通風量的主要影響參數為室內阻抗因子，室內開口面積愈小，阻抗因子愈大，通風量愈小。

以上研究文獻顯示，國內外研究者對於自然通風之研究，多半採用 CFD 的數值模擬或風洞實驗兩種方式，來進行建築物的自然通風研究。研究模型室內無任何阻滯氣流之設施，但一般建築物的內部常配合使用者需求，進行室內隔間設置，如辦公室隔板或隔間等設施。這些阻礙物對大尺度建築物的內部通風影響程度為何？仍需進一步的研究探討。本研究依據流體力學的原理，推導得到通風阻抗模式，運用 CFD 數值模擬方法，進行大尺度建築物室內阻礙物對貫流通風影響之模擬，並以風洞實驗配合分析驗證。期望本研究模擬結果可提供建築設計者，於未來室內實體設計時之參考依據，俾改善辦公室或居家的室內空氣品質與自然通風環境。

二、阻抗模式

本研究主要係計算室內有隔板障礙物對貫流通風影響，假設一棟建築物迎風面、背風面各有一個開口。如將建築物的門窗開口視為銳緣開口(Sharp-edged opening)，由流體力學的伯努利方程式(Bernoulli eqn.)可推導得風壓通風的通風量 Q 為：

$$Q = C_d A \sqrt{\frac{2\Delta P}{\rho}} \quad (1)$$

式中 A 為開口面積， ΔP 為室外和室內壓力的差值， ρ 為空氣密度， C_d 為流量係數(Discharge coefficient)。

依據能量守恆定律，流場的能量方程式(Energy eqn.)為：

$$\frac{P_{r1}}{\rho g} + z_1 + \frac{V_1^2}{2g} = \frac{P_{r2}}{\rho g} + z_2 + \frac{V_2^2}{2g} + k \frac{V_i^2}{2g} \quad (2)$$

式中 g 為重力加速度， z 為高程， P_r 為室內靜壓力， V 為室內平均風速，下標 1 代表房間 1，下標 2 代表房間 2， V_i 為室內隔間開口處平均風速， k 為室內隔間開口處損失因子。由於室內的兩個房間高程相同、通風面積相同，及房間通風面積遠大於開口處通風面積狀況下，(2)式中 z 及 $V^2/2g$ 可消去或忽略不計，經整理簡化可得開口處損失因子如下：

$$k = \frac{P_{r1} - P_{r2}}{\rho V_i^2 / 2} \quad (3)$$

而室內開口處之通風量為：

$$Q = V_i A_i = A_i \sqrt{\frac{2\Delta P_i}{\rho \cdot k}} \quad (4)$$

式中 ΔP_i 為室內相隔房間的壓力差值， A_i 為室內開口通風面積， k 為無因次係數。如圖 1 所示，建物迎風面、室內隔間、背風面均有開口，依據質量守恆定律，整理後可得：

$$\frac{u_i}{U} = \frac{1}{A_i} \left[\frac{C_{p1} - C_{p2}}{\zeta_1 + \zeta_i + \zeta_2} \right]^{1/2} \quad (5)$$

式中 U 為室外風速， u_i 為迎風面開口平均風速， C_{p1} 及 C_{p2} 為建築物迎風面背風面的無因次風壓係數， A_i 為迎風面開口面積， ζ_i 為室內阻抗因子， ζ_1 與 ζ_2 為迎風面背風面開口阻抗因子。室外開口阻抗因子：

$$\zeta_1 = \frac{1}{C_d^2 A_i^2} \quad (6)$$

式中阻抗因子的單位為 $[m^{-4}]$ ， C_d 為開口處的無因次流量係數。若建築物開口的面積、室外風壓為已知值，便可求得通風量。但以上公式係由理論推導求得，是否合適作為室內通風量的運用計算，必須以可靠的數據加以驗證。本研究將以數值模擬來驗證此風壓阻抗模式，探討其是否合適於建築物室內有阻礙物之通風量計算。

三、數值模式

本研究採用標準 $k-\varepsilon$ 紊流數值模式計算紊流風場，紊流黏滯係數為紊流動能 k 及動能消散率 ε 的函數：

$$v_T = c_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (7)$$

式中 c_μ 為模式常數大。 $k-\varepsilon$ 模式除了時間平均之連續方程式與那維爾－史托克方程式，還包含紊流動能及動能消散率的控制方程式：

$$\frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (8)$$

$$\frac{D\bar{U}_i}{Dt} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{P}}{\partial x_i} + v_T \nabla^2 \bar{U}_i \quad (9)$$

$$\frac{Dk}{Dt} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{v_T}{c_k} \cdot \frac{\partial k}{\partial x_i} \right) + v_T \left(\frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{U}_j}{\partial x_i} \right) \cdot \frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_j} - \varepsilon \quad (10)$$

$$\frac{D\varepsilon}{Dt} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{v_T}{c_\varepsilon} \cdot \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} \right) + c_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} v_T \left(\frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{U}_j}{\partial x_i} \right) \cdot \frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_j} - c_{2\varepsilon} \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (11)$$

式中 $c_\mu = 0.09$ ， $c_{1\varepsilon} = 1.44$ ， $c_{2\varepsilon} = 1.92$ ， $c_k = 1.0$ ， $c_\varepsilon = 1.3$ 。

數值模擬整個長方形計算域內共計有 1,433,000 個結構性網格，由於建物周圍及室內的流場變化會較其他區域為大。為獲得較準確的模擬結果，在此區域內的網格採局部

2010 年 10 月 15 日

加密。此外，為確認網格數佈設的合適性，本研究另外又測試 786,000 個與 1,919,000 個兩組計算網格。經比較 786,000 個與 1,919,000 個結構性網格之結果顯示，於建物入口處平均風速的最大差距是 2.34%，誤差值小於 5%，差異性不大，故採 1,433,000 個結構性網格作為數值模擬計算域，其模擬結果之準確度可被接受。

本研究模型建物高度 $H = 3.0$ m，建物長度(L)及寬度(B)皆為 9.0 m，即長度、高度均為 3H。建物的牆、地板、天花板厚度均為 0.1 m，建物的前後均設有開口之落地窗，其尺寸為 2.0 m × 2.0 m，開口率為 14.81% ($r_1=r_2=14.81\%$)。建物內部中央設有屏風類之阻礙物，其厚度為 0.1 m，其長、寬尺寸共有下列三種情況：

Case 1：隔板高度 $h = 2.8$ m，寬度 $b = 4.2 \sim 7.8$ m 等 10 種變化，其阻滯比 $r_p = 47.73 \sim 88.64\%$ 。

Case 2：隔板寬度 $b = 8.8$ m，高度 $h = 1.4 \sim 2.4$ m 等 12 種變化，其阻滯比 $r_p = 50 \sim 89.29\%$ 。

Case 3：隔板高度與寬度同時改變等 9 種變化，其阻滯比 $r_p = 49.68 \sim 88.64\%$ 。

阻滯比的定義： $r_p = A_p/A_w$ ， A_p 為室內阻礙物面積， A_w 為室內總通風面積。

本研究在計算域入口平均風速剖面採用指數律(Power Law)分佈剖面，建築物入口處前 10 m、高 3 m 處之風速 $U = 15$ m/s，紊流強度為 10%。地面、建築牆面等所有的實體採用無滑動邊界條件(No Slip Conditions)與邊牆函數(Wall Function)。本研究採用計算流體動力學軟體 FLUENT 模擬與風洞實驗相同狀況下之小尺度模擬，經模擬結果顯示，數值模擬模型入口處流場之平均風速，與風洞實驗量測結果差異為 2.48%，足以證明本研究進行大尺度建物模擬之合適性。

四、結果與討論

圖 2 為室內中央設有屏風類之阻礙物，建物入口處風速與室內阻滯比之關係圖，來流風速 $U = 15$ m/s，風向角為 0° ，前後開口 2 m × 2 m ($r_1=r_2=14.81\%$)，阻礙物位於室內中央。由此圖可知：當室內阻滯比值增加，進入室內之風速相對減小。藉由 CFD 模擬結果可求得阻抗因子比與室內阻滯比關係圖，如圖 3 所示。將此模擬結果，經由迴歸得到一經驗公式：

$$\frac{\zeta_i}{\zeta_1} = 3.131 \times 10^{-3} \exp(7.929 r_p) \quad (12)$$

經由此公式代入(5)式可求得入口處風速。

圖 4 模擬在不同室外風速對阻抗因子的影響，由此圖結果顯示：其相對阻抗因子不隨風速而改變。換言之，即入口阻抗增加，室內阻礙之阻抗亦隨之增加。圖 5 模擬在不同室外風速，室內阻礙物於不同位置對阻抗因子的影響，室內阻滯比 $r_p = 0.75$ ， X 為阻礙物至迎風面距離， L 為建物長度，由此圖結果顯示：阻礙物靠近迎風面其相對阻抗最大，其次為靠近背風面，阻礙物於室內中央相對阻抗最小。

五、結論

本研究利用阻抗模式及 CFD 數值模式，探討建築物有室內阻礙物的狀況下，對貫

流通風的影響。模擬結果發現：在相同開口率的情況下，阻礙物的阻滯比愈大，進入室內之風量愈小。換言之，室內通風換氣率大幅地減小，對居住者之生活品質造成不良影響。將模擬結果迴歸可得到一個由阻滯比計算室內阻抗因子之公式，此公式不受室外風速的影響而有所不同。此阻抗模式經由已知室外風壓、及建築物開口面積等相關資料，可計算建築物貫流通風之通風量，俾作為建築師評估、規劃建築物自然通風之用。

六、誌謝

本研究承蒙國家高速網路與計算中心提供軟硬體資源及部分研究經費由國科會專題研究案(計畫編號：NSC 99-2221-E-008-076)提供，使本研究得以順利進行，在此表達最誠摯的感謝。

七、參考文獻

- [1] 周伯丞，“建築軀殼開口部自然通風效果之研究”，國立成功大學建築研究所博士論文，2000 年。
- [2] Ohba M, Irie K, Kurabuchi T., “Study on airflow characteristics inside and outside a cross-ventilation model, and ventilation flow rates using wind tunnel experiments,” *J. of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.89, pp.1513-1524, 2001.
- [3] Evola G, Popov V., “Computational analysis of wind driven natural ventilation in buildings,” *Energy and Building*, Vol.38, No.5, pp.491-501, 2006.
- [4] Chang WR, “Effect of porous hedge on cross ventilation of a residential building,” *Building and Environment*, Vol.41, pp.549-556, 2006.
- [5] Chiu YH, Etheridge DW., “External flow effects on the discharge coefficients of two types of ventilation opening,” *J. of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.95, pp.225-252, 2006.
- [6] Hu CH, Ohba M, Yoshie R, “CFD modeling of unsteady cross ventilation flows using LES,” *J of Wind Eng & Industrial Aerodynamics*, Vol.96, pp.1692-1706, 2008.
- [7] Chu CR, Wang YW, “The loss factors of building opening for wind-driven ventilation,” *Building and Environment*, Vol.45, pp.2273-2279, 2010.

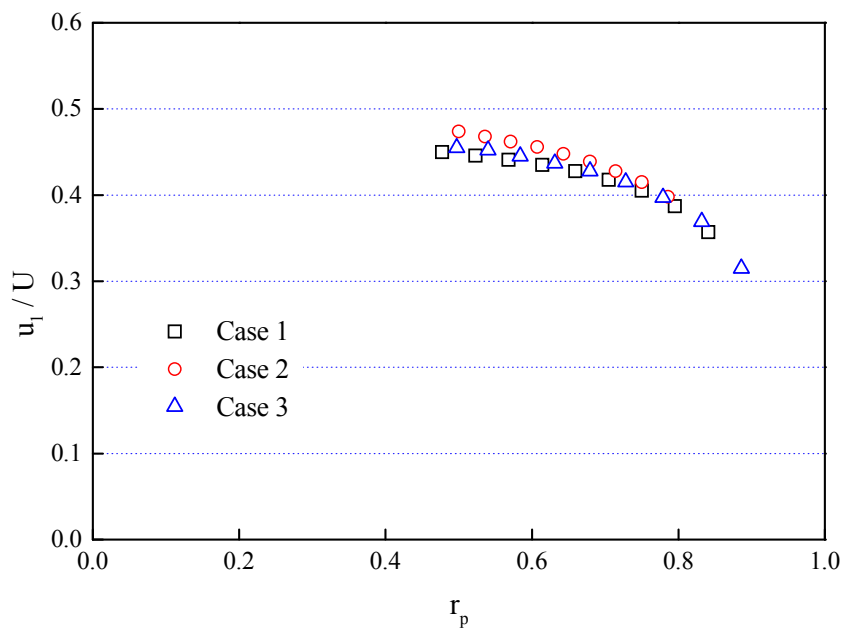


圖 2：數值模擬建物入口處風速與室內阻滯比關係圖

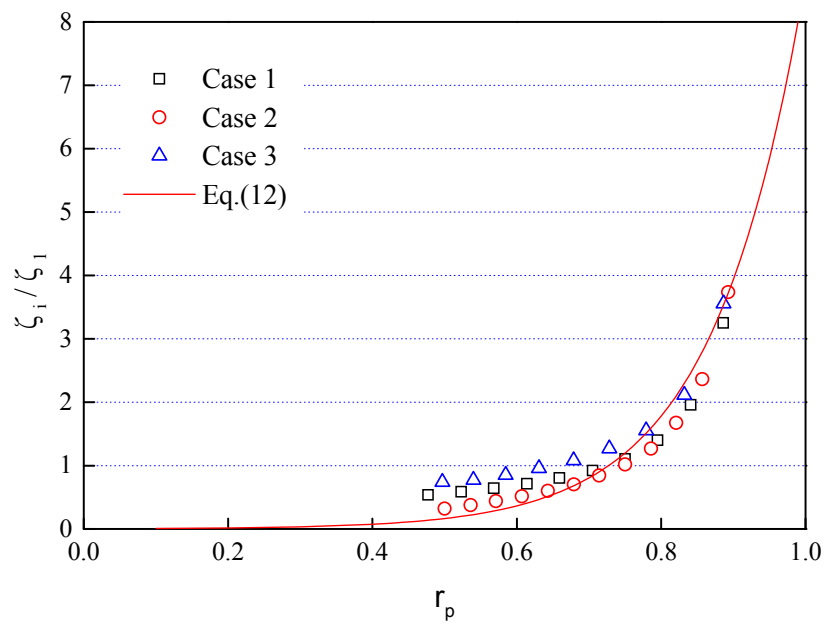


圖 3：建築物室內阻抗因子與室內阻滯比之關係圖

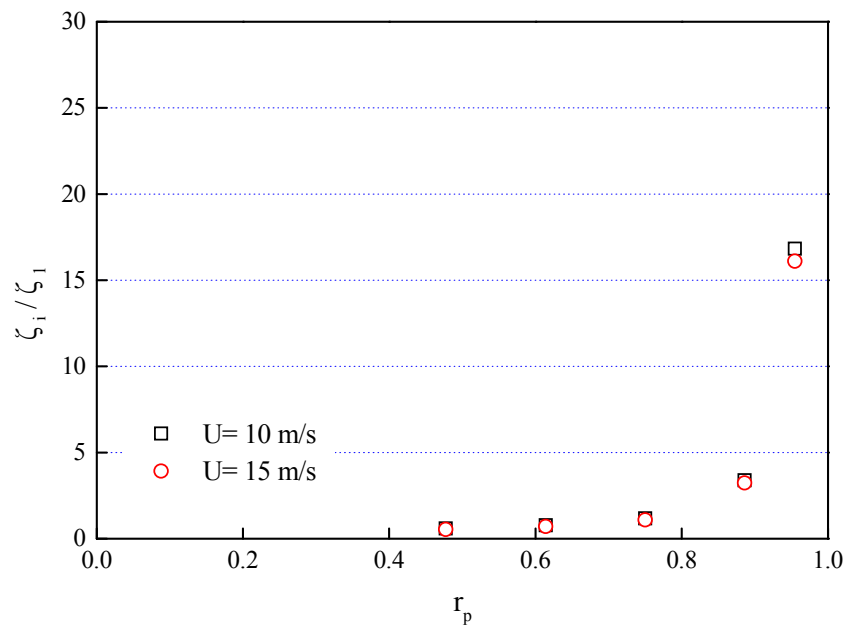


圖 4：不同室外風速下，建物阻抗因子與室內阻滯比之關係圖

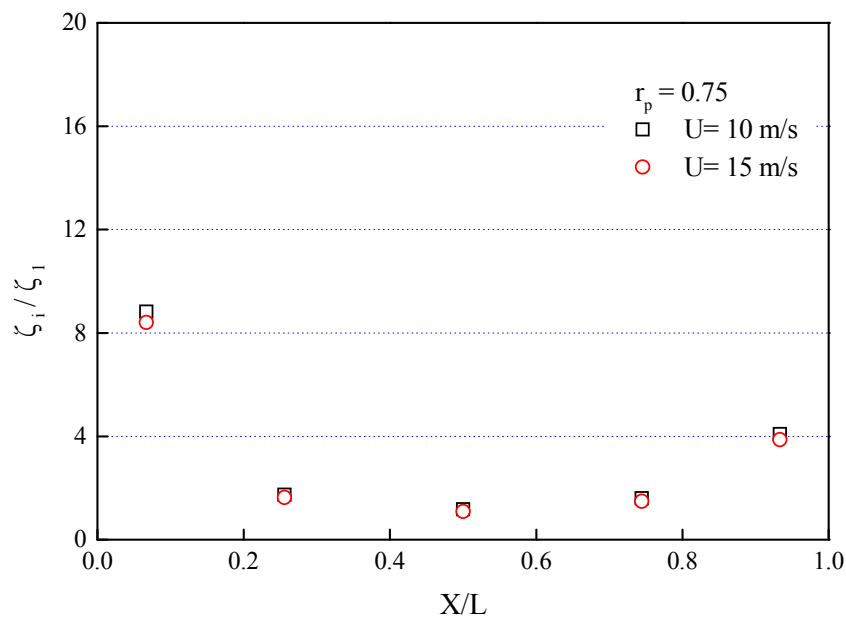


圖 5：不同室外風速下，阻礙物於室內不同位置阻抗因子與阻滯比之關係圖

不同建築物配置與面寬對街谷流況之影響¹

吳孟芳¹ 邱英浩²

¹中國文化大學建築及都市設計研究所 博士生/行政院國家科學委員會專任助理

²中國文化大學建築及都市設計學系 副教授

摘要

街道是都市中最大的公共空間，其空間的形成是由建築物所圍塑，且微氣候與此空間的大小(如建築高度、寬度及建築的形狀)相關。建築物高度(H)與街道寬度(W)之比值稱為街道尺度(H/W)。根據邱英浩等[2]可知：街道尺度越小(街道越寬)，街谷內所產生的風速越大，且與基準風速甚為接近，換氣率效果亦較佳。以行人風場(高度 1.5 公尺處)之風速比而言，其街谷內流況會因氣流穿越時產生風剪力而在建築物高度位置產生渦流；反之，街道尺度越大(街道越窄)，其風速比越小，亦即街道內之風速較小，且周邊建築物表面風壓亦較小，所以建築內之換氣率亦較差。其街谷內流況則因街谷內外相臨處之風剪力變化，故建築物上方(街谷外)所產生的漩渦亦越大；邱英浩等 [3]：不論何種建築排列形式，隨著尺度越小(街道越寬、中庭尺寸越小、建築物越矮)，平均風速比變化越小，而建築物面寬越大，則街谷內風速變化越易受街道尺度之影響而產生變化，且建築物面寬較小時，其街谷風速較易隨建築物高度產生明顯之變化，尤其當高度約與建築物同高時之風速變化較大。本研究主要延續不同街道尺度、建築物配置形式對周邊物理環境影響之研究，探討建築物面寬(L)對街谷流況、平均風速比之影響，預期分析出不同街道尺度(H/W)與建築物面寬比(L/W)對街谷流況之影響與變化。

關鍵字：街道尺度，街谷流況，都市風場，平均風速比

一、前言

街道是都市中最大的公共空間，其空間的形成是由建築物所圍塑，且微氣候與此空間的大小(如建築高度、寬度及建築的形狀)相關。建築物高度(H)與街道寬度(W)之比值稱為街道尺度(H/W)。根據邱英浩等[2]可知：街道尺度越小(街道越寬)，街谷內所產生的風速越大，且與基準風速甚為接近，換氣率效果亦較佳。以行人風場(高度 1.5 公尺處)之風速比而言，其街谷內流況會因氣流穿越時產生風剪力而在建築物高度位置產生渦

¹本研究為行政院國家科學委員會 97、98 年度「都市水域空間對周圍物理環境之影響研究」(計畫編號 NSC 97-2410-H-034 -013 -MY2)研究計畫之部分研究成果，在此特別感謝行政院國家科學委員會之獎助。

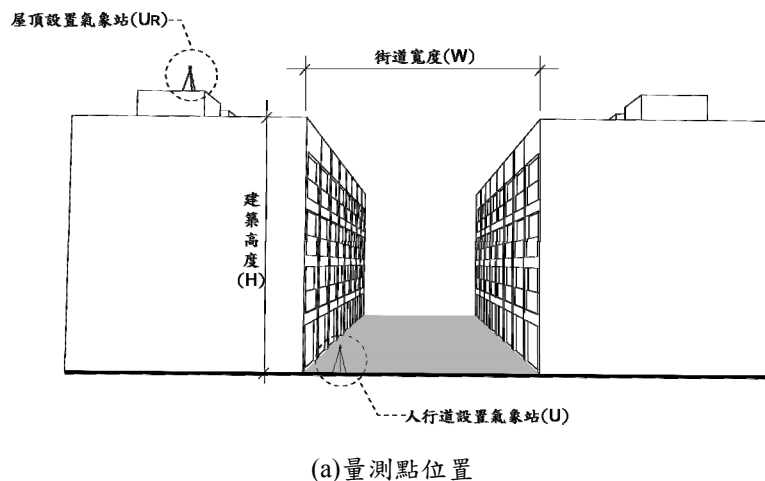
流；反之，街道尺度越大(街道越窄)，其風速比越小，亦即街道內之風速較小，且周邊建築物表面風壓亦較小，所以建築內之換氣率亦較差。其街谷內流況則因街谷內外相臨處之風剪力變化，故建築物上方(街谷外)所產生的漩渦亦越大；邱英浩等 [3]：不論何種建築排列形式，隨著尺度越小(街道越寬、中庭尺寸越小、建築物越矮)，平均風速比變化越小，而建築物面寬越大，則街谷內風速變化越易受街道尺度之影響而產生變化，且建築物面寬較小時，其街谷風速較易隨建築物高度產生明顯之變化，尤其當高度約與建築物同高時之風速變化較大。本研究主要目的包括：

- (一)延續不同街道尺度、建築物配置形式對周邊物理環境影響之研究，探討建築物面寬(L)對街谷流況、平均風速比之影響
- (二)預期分析出不同街道尺度(H/W)與建築物面寬比(L/W)對街谷流況之影響與變化。

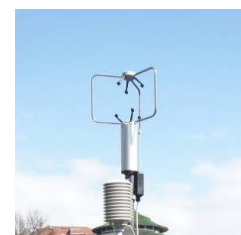
二、研究方法

2.1 實際測量

本研究以不受街道尺度影響的屋頂測點風速為基準風速(U_r)，並於同時間於街谷進行風速量測(U)，兩測點風速比相除即可以求得平均風速比($U_n = U/U_r$)，為降低量測之誤差值並增加可信度，量測時間及數據以越長且越多為佳，且各量測點的選定還需考量不同的街道尺度(即建築物高度與街道寬度的比值)²，如此可瞭解不同的街道尺度所產生不同風場。詳圖一所示，測量所使用之儀器包括微型氣象站與三軸風速計。



(b) 微型氣象站



(c) 三軸風速計

圖一：量測點位置與儀器說明

²街道尺度： H/W ， H =建築物高度， W =街道寬度

2.2 數值模擬(Numerical simulation)

1.街道尺度

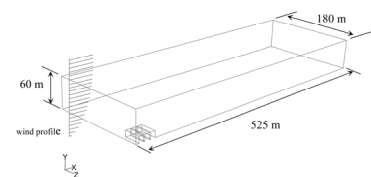
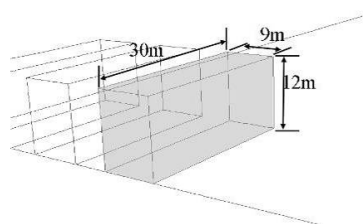
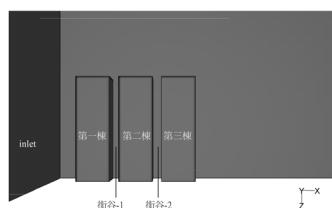
本研究之數值模擬主要以計算流體力學(Computational Fluid Dynamics，簡稱 CFD)進行求解，所使用之商用軟體為 Fluent。模擬首先將欲求解空間分割成若干單元的三維網格，並配合適當的邊界條件設定、紊流模型等，進行不同街道尺度、建築街谷環境風場的變化與比較，選擇 8 種不同街道尺度(詳表一)進行模擬，其中街道尺度 1.6、1.87、2 為實驗所進行之街道尺度，後續將與實驗數據進行比較。

表一：街道尺度表

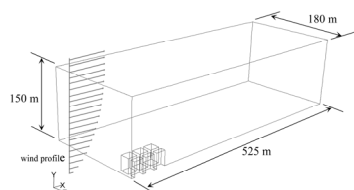
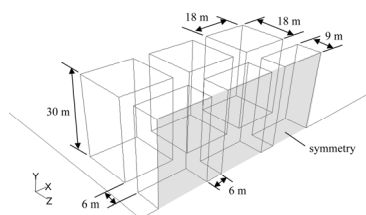
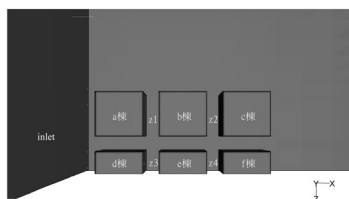
街道尺度	剖面圖	街道尺度	剖面圖
H/W=0.5 (H-12m W-24m)		H/W=2 (H-12m W-6m)	
H/W=1 (H-12m W-12m)		H/W=2.5 (H-15m W-6m)	
H/W=1.6 (H-15m W-9.33m)		H/W=3 (H-12m W-4m)	
H/W=1.87 (H-15m W-8m)		H/W=4 (H-12m W-3m)	

2.模擬對象

本研究主要探討建築物面寬(L)對街谷流況、平均風速比之影響，連棟建築物面寬(L)為 30 公尺、獨棟並排建築物面寬為 18 公尺。



(a) 連棟建築(建築物面寬 30 公尺)



(b) 獨棟並排(建築物面寬 18 公尺)

圖二：計算域設定圖

3.邊界設定

進行 CFD 數值解析必須依據物理條件或相關研究設定邊界之參數值，而設定值之正確與否將直接影響模擬結果及收斂之速度。因此為能求得更接近真實的解答，故入風口處以風梯度(wind profile)作為邊界條件之設定，其他部分建築所接觸之下方設為地面，其餘外部空間之面皆設為對稱邊界條件，以降低阻塞比之影響。各邊界條件設定說明如下表二：

表二：邊界條件設定說明

設定對象	邊界條件	變因	設定值
背景環境	--	壓力	1 atm
入風口	Velocity inlet (速度入口)-風梯度	風速	2、4、8、12 m/s
		紊流強度	5%
地表、牆壁	wall	--	--
其他外部風場	Symmetry(對稱)	--	--
出風口	Pressure outlet (壓力出口)	外部壓力	0
		風速	In cell
		外部紊流	In cell

在不穩定的大氣狀態下，地表附近空氣之流動由於受到地形起伏、建築物等分布之摩擦作用影響，使平均風速形成一垂直分佈之速度剖面，越近地表面則風速越小，一般稱此種受地表粗糙度等因素影響之範圍為所謂大氣邊界層或混合層，且大氣穩定度對風場中的大氣擴散、污染物的傳輸影響較大，一般而言，平均風速的垂直風向分布可以較簡單的指數或對數剖面表示，其中梯度高度與指數，需視地表的粗糙程度而定，根據 British Standards Institution 所建議不同地況的邊界層高度與指數(BS, 1991[5])。本研究假設模擬之區域為大城市之市中心，因此設定指數為 0.33，梯度高度為 500 公尺。

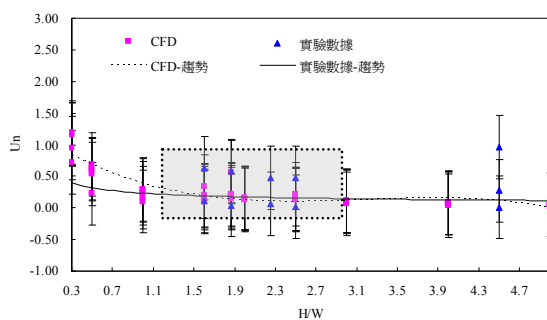
四、數據分析

4.1 驗證-CFD與實驗結果比較

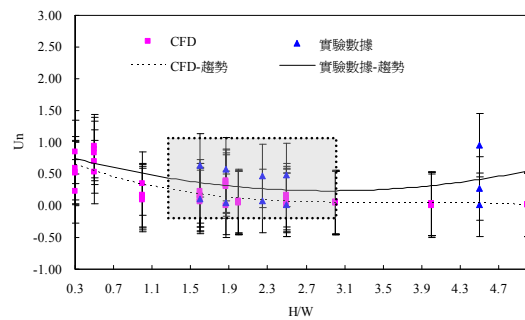
根據朱佳仁[1]，為驗證數值模擬之假設及計算具有可信度，須進行量測實驗，因此，本研究進行現場量測與 CFD 進行比對驗證，分別將 CFD 與實測數據之風速比繪製成比較圖 (如表三、圖三)，研究結果可知，CFD 模擬所得之結果與實測所得之數據相近，顯示出本研究於進行 CFD 模擬時所採用之多項式、物理條件設定均屬合理，意即後續研究若需探討更多不同街道尺度(H/W)或不同建築配置形式之環境風場等，可利用本研究之 CFD 設定亦可得到趨近於實際量測之結果。

表三：實測數據與 CFD 模擬風速比較

街道尺度	街谷 1			街谷 2		
	實測數據	CFD 模擬	誤差(%)	實測數據	CFD 模擬	誤差(%)
1.6	0.11	0.2	9 %	0.63	0.16	14 %
1.87	0.04	0.22	18 %	0.58	0.34	6 %
2.5	0.02	0.14	12 %	0.48	0.1	10 %



(a)街谷 1



(b)街谷 2

圖三：CFD 與實測數據之比較

4.2 建築物面寬(L)對平均風速比之影響

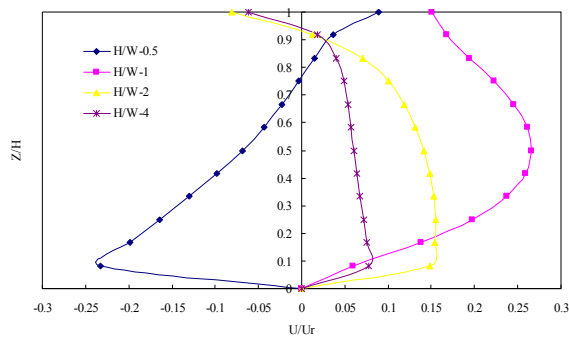
Harman *et al.*, [6]所探討之街谷流況主要針對上風處第一街谷進行討論，其情況與本研究探討之建築物面寬 30 公尺街谷 1，及建築物面寬 18 公尺之街谷 z3 條件相同，故以下針對上風處第一街谷進行分析：

1. 建築物面寬 30 公尺

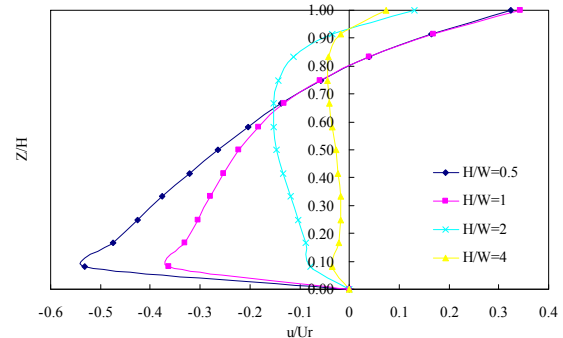
如圖四(a)所示，多呈現出當街道尺度(H/W)為 0.5(街道寬度 24 m、建築物高度 12 m)時之街谷風向與自由風向相反(負值、均為迴流區)，隨著高度越高(Z/H 越大)則風速越小，且風向與自由風向相同(正值)，而當 Z/H 大於 0.83 時，街谷內之風向則明顯呈現出與自由風向相反(負值)，亦即產生渦流，探究其原因在於較不受建築物影響之情況下，隨著高度越高，所產生的風速越大。

2. 建築物面寬 18 公尺

如圖四(b)所示，街道尺度(H/W)越小(建築物高度越矮)，平均風速比(U/U_r)變化越大。隨著街道尺度(H/W)越大、建築物高度越高，則風速比變化越小，顯示出受到建築物遮蔽之影響，導致街谷內風速越小。



(a) 建築物面寬30公尺

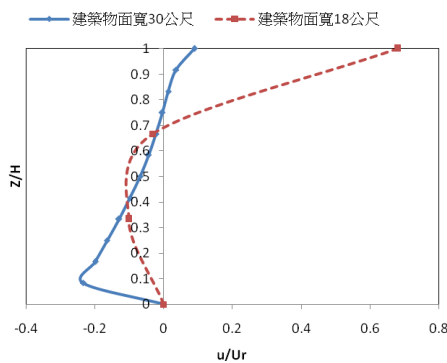


(b) 建築物面寬18公尺

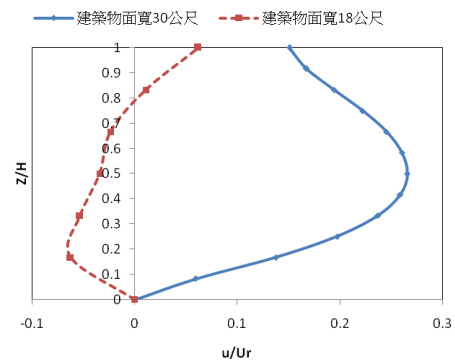
圖四：街谷內平均風速比(U/U_r)-街谷 1、基準風速 4 m/s

3.比較分析

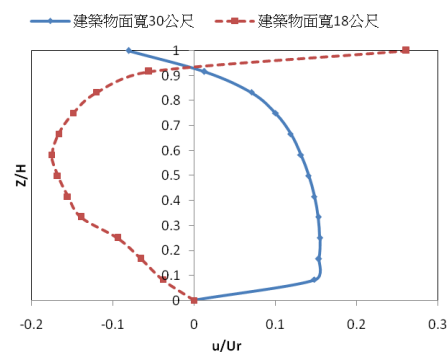
經由上述比較結果可知，如圖五所示，街道尺度越大(街道越窄)，街谷內之風速易受建築物面寬之影響而異，顯示出建築物面寬越小，街谷內之風速變化越大，相較之下，建築物面寬越寬，因受到建築物屏蔽之影響，使得街谷內之風速變化較穩定。



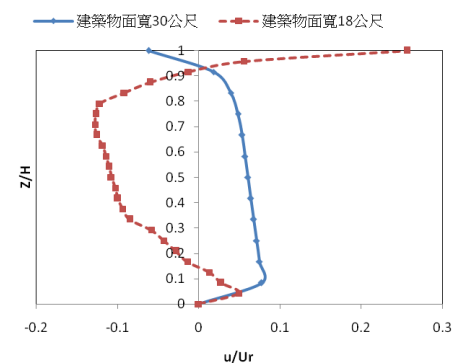
(a)街道尺度0.5



(b)街道尺度1



(c)街道尺度2



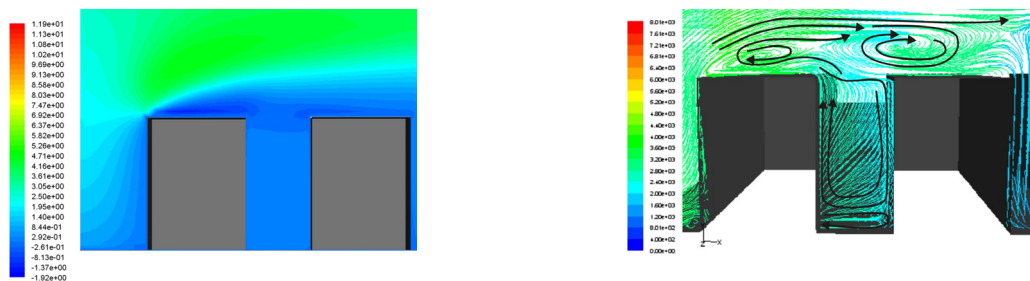
(d)街道尺度4

圖五：建築物面寬不同街道尺度之比較-街谷 1、基準風速 4 m/s

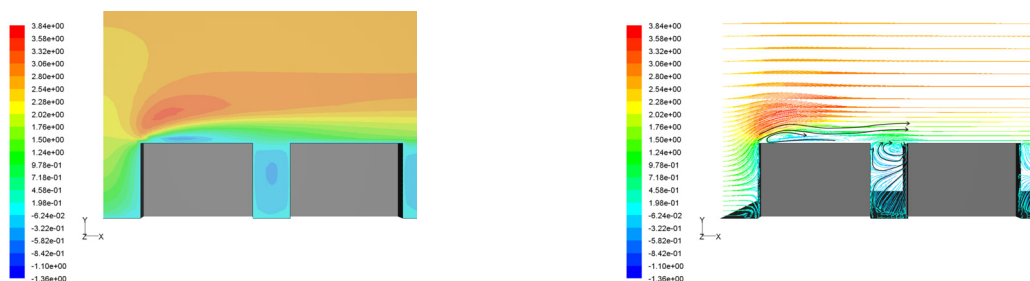
2010 年 10 月 15 日

4.3 建築物面寬(L)對街谷流況之影響

以相同基準風速 4 m/s、尺度為 2 進行探討，如圖六所示，當建築物面寬為 30 公尺時因受建築物面寬(30 m×12 m)較大之影響，使得氣流穿越時街谷內外壓力差，導致街谷上方在建築物高度(12 m)以上產生渦流，而於街谷內則僅產生一個不明顯的渦流。就建築物面寬 18 公尺之建築形式而言，於街谷內之風速隨建築物高度越高則越小，且其風向與自由風向相反(呈現負值)，亦即街谷中有渦流之氣流迴流現象，而當Z/H為 0.58(高度約為 7 公尺處)，隨著Z/H越高其風速越大，於街谷內呈現兩層漩渦形式。根據Harman et al.,(2004)之理論，進行相同建築物高度(12 m)之街道尺度之街谷 1 流況分析²，以建築物高度(He)、街道寬度(We)、迴流區底部長度(Lr)探討漩渦大小。街道尺度 2 因建築物高度與街道寬度比遠大於 2/3，故屬窄型街谷。探討迴流區底部長度(Lr)與建築物高度之關係可以發現，建築物面寬越大其迴流區長度越短，顯示出越受到週邊建築物之影響。



(a) 建築物面寬 30 公尺-街谷 1



(b)建築物面寬 18 公尺-街谷 Z3

圖六：不同建築物面寬之街谷流況-基準風速 4 m/s

五、結論

本研究以 CFD 所求得之結果與實測所得之數據相近，證明 CFD 於街谷風場之研究具有一定可信度，雖兩者之間仍有差異，但是仍屬可接受之合理範圍，此方法仍可於規劃設計階段運用以增加準確度。經過上述數值模擬與實驗之成果，可整理出以下二點結論，透過此研究成果，預計可有效的藉由數值模擬推導不同建築物面寬與街道尺度所導

²Harman et al., (2004)所探討之街谷流況主要針對上風處第一街谷進行討論，其情況與本研究街谷 1 之條件相同，亦即並不適用於街谷 2 之流況，故暫不探討。

致之微氣候變化。

5.1 平均風速比

以建築物面寬為 30 公尺探討其平均風速比(U/U_r)可知，不論風速大小，多呈現高度比(Z/H)越大則平均風速比(U/U_r)變化越大，顯示出在建築街谷內側點(Z)高度越高則風速(風場擾動)越大，其中，街谷 1 為上風處第一個街谷，因僅受第一排建築物的影響，顯示出隨著街道尺度(H/W)越大，對於不同風速所造成之平均風速比(U/U_r)之影響差異越小，且變化較為穩定。當街道尺度(H/W)為 1 時(建築物高度 12 公尺，街道寬度 12 公尺)，高度比(Z/H)為 0.8~1.25(約與建築物 12~15m 同高)時，平均風速比(U/U_r)則呈現負值，顯示出於該高度之風向與基準風向相反；街谷 2 則因受到前兩棟建築物影響，平均風速比(U/U_r)多為負值，且隨著高度比(Z/H)越大平均風速比(U/U_r)呈現趨緩增加(由 0.3 提升至 0.4，就基準風速 4 m/s 而言，風速由 1.2m/s 增加至 1.6m/s)；隨著街道尺度(H/W)增加至 2 以上時(街道越窄)，高度比(Z/H)在 1 以上(約於建築物高度 12m 上方)所造成之平均風速比(U/U_r)差異較大，顯示出在與建築物同高處(12m 上方)，因受到平滑流帶動風速之影響，導致風速明顯較街谷內風速大且呈現與自由風向相反之迴流狀態(負值)；當建築物面寬為 18 公尺，隨著街道尺度(H/W)越小(建築物高度越矮)之情況下，街谷內風速比變化越大，亦即在相同街道寬度條件下，街谷內風速越易受建築物高度之變化而產生而影響，呈現出越接近地面處之風速越小，隨著高度比(Z/H)越大(亦即越接近與建築物同高處)則風速越大。

5.2 街谷流況

以街谷內流況可知，建築物寬度(L)越小，其街谷流況越易成現出街谷內為迴流、街谷外為平滑流，顯示出外部風較不易進入街谷內，故街谷內外空氣不易交換導致街谷內之污染物不易排出。相較之下，建築物寬度越大，隨著街道越寬於街谷內呈現迴流區與通風區，顯示出外部風可流入街谷內，達到通風、排除污染物之效益。

六、參考文獻

- [1] 朱佳仁，“風工程概論”，科技圖書股份有限公司出版，台北，2006 年。
- [2] 邱英浩、吳孟芳，“不同街道尺度對環境風場之影響”，都市與計畫，(審稿通過，接受刊登)，2009 年。
- [3] 邱英浩、吳孟芳、譚政泓，“不同街谷形式對都市風場之影響”，建築與規劃學報，9/2，2008 年。
- [4] 邱英浩，“不同街道尺度對環境風場之影響”，2009 年第十六屆海峽兩岸城市發展研討會，2009 年。
- [5] BS 5925, “Code of practice for ventilation principles and design for natural ventilation,” *British Standards Institution*, London, 1991.
- [6] Harman, I. N. Barlow, J. F., and Belcher, S. E., “Scalar fluxes from urban street canyons. Part II: model,” *Boundary- Layer Meteorol*, Vol.113, pp.387-409, 2004.

生物安全櫃水平氣流和垂直氣流對落塵關係研究

陳遠斌

萬能科技大學營建科技系副教授

摘要

生物安全櫃用途多且廣，可說是我國生化科技暨其他諸多科技產業進步的無形推手，其重要性不言而喻。由於其有水平氣流和垂直氣流兩種型式，將兩種型式生物櫃對落塵影響做比較，可以讓使用者能有較清晰且明確的選擇。另外還有一部潔淨空間相當的進口水平流生物櫃亦加入量測比較，其結果可提供給國產生物安全櫃之參考。

本計畫擬使用兩個國產的生物安全櫃，一為垂直氣流，其潔淨空間為 620Hx1170Wx590D 公厘；一為水平氣流其潔淨空間為 580×580×510mm。另一為新加坡進口之水平氣流生物安全櫃，其潔淨空間為 580×580×620mm。利用熱線風速儀、落塵計數器量測潔淨空間氣流場，比較、分析與討論其間差異，期能讓使用者對生物安全櫃之潔淨空間的流場及潔淨度能有明確的資訊可供選擇。

關鍵詞：生物安全櫃，水平氣流，垂直氣流，熱線風速儀，落塵計數器

一、前言

潔淨空間常因入流的控制條件、潔淨工作空間的機具及回風條件，以致操作空間存在著不穩定分佈的氣流。事實上，在一垂直流空間的水平剖面，氣流速度除了在同一點位的分佈不穩定外，同一平面的分佈差異亦相當大，造成移除塵粒的死角。1979 年 Ljungqvist[1]提出氣流速等於 0.2m/s，仍會產生紊流並明顯影響塵粒移除。1988 年美國環境平衡局[2]提出氣流速低於 0.34m/s，污染會自由擴散；流速高於 0.56m/s，雖對污染移除略有助益，但會引起紊流，而高污染常集中於亂流區。潔淨室中紊流由 1%增至 10%，大於 0.33 μ m 顆粒停留在晶圓上比率由 39%增至 46%，Milberg 等人於 1991[3]提出。由此可見紊流強度對潔淨度的傷害，而適度的流速、穩定且均勻的氣流對潔淨度則有正面而重要的幫助。

潔淨室氣流速均勻性之電腦模擬研究可見於 Sadjadi[4] 1991 年，入流形狀對氣流分佈之數值模擬見於 Fujita 等人[5]1992。潔淨室空氣濾清氣後之紊流研究見於 Suwa 等人[6]。Kuehn 等人[7]於 1988 用一維熱線風速儀量測潔淨室垂直流流場特徵。M.Cheng[8]等人於 1999 年針對潔淨空間孔洞底板下之高度、孔洞配置及入流速度剖面分佈等主題以電腦數值模擬對潔淨室垂直流均勻度作分析討論。除了提高底板下之高度外，恰當的孔洞配置及入流速度剖面分佈的控制都可獲得較佳之均勻氣流。

二、使用儀器與設備

所使用的垂直氣流為一國產中型生物安全櫃，型號為 4BH-24，操作空間大小為 620Hx 1170Wx590D 公厘，潔淨度為 100。水平氣流國產生物安全櫃，型號為 2HT-24，其潔淨空間為 580×580×510mm，潔淨度為 100；另一為新加坡進口之生物安全櫃，廠牌為 ESCO，其潔淨空間為 580×580×620mm，潔淨度亦為 100。

風速量測機組為 Ahlborn 出廠之熱線風速計，取樣頻率 33Hz；塵粒計數器為 Particle measuring systems Inc. 出產之 Lasair II，Laser Diode 光源，可偵測 0.3 μ m、0.5 μ m、1 μ m、3 μ m、5 μ m、10 μ m 等六種粒徑微塵粒子，0.1cfm 流量。

圖 1 為安全櫃之實體照片，氣流由上層之濾網吹到操作空間，再進入孔洞底板。圖 2 為操作空間之剖面示意圖，為了方便作量測及分析，將和氣流流向垂直之操作空間分成 A、B、C 三平行層，其中 C 層最接近出風口，B 層次之，A 層最接近孔洞底板。該機檯為一垂直單向流，將每層均分為 15 個區塊，共計有 45 個區塊，每區塊之中心即為量測點。圖 3 為操作檯各種孔洞底鈹實景，其中長條形及圓形的孔洞率(孔洞面積佔有底鈹總面積的比率)各為 44%及 43%，但有孔洞之底鈹配置在底鈹兩側，其面積僅佔全部底鈹的 1/4。為了提升均勻度，圓形全孔洞乃將底鈹全部佈滿圓形孔洞。圖 4 為水平流生物安全櫃之照片，圖 5 則為安全櫃操作空間之剖面示意圖，為了方便作量測及分析，將和氣流流向垂直之操作空間分成 A、B、C 三平行層，其中 C 層最接近出風口，B 層次之，A 層最接近外面。該機檯為一水平單向流，將每層均分為 9 個區塊，共計有 27 個區塊，每區塊之中心即為量測點。

三、實驗方法與步驟

1. 為了風速、塵粒數及壓力量測，將垂直氣流生物安全櫃有效的工作空間分成三層，每層細分 15 個點位，共計 45 個量測點。
2. 在淨空(無雜物)條件下運轉潔淨檯，量測 45 點位之風速，每點位量測時間為 6 分鐘。
3. 調整多孔洞底板之孔洞形狀、直徑、數量及孔洞分佈，(孔洞的形狀有長條圓形及圓形，參圖 3)餘皆在淨空條件下，重複步驟 2。



圖 1 垂直氣流生物安全櫃照片

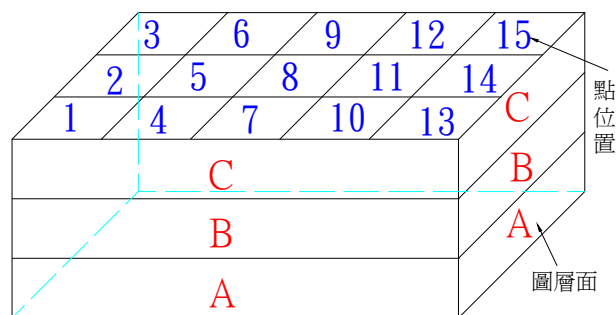


圖 2：垂直氣流安全櫃操作空間之剖面示意圖

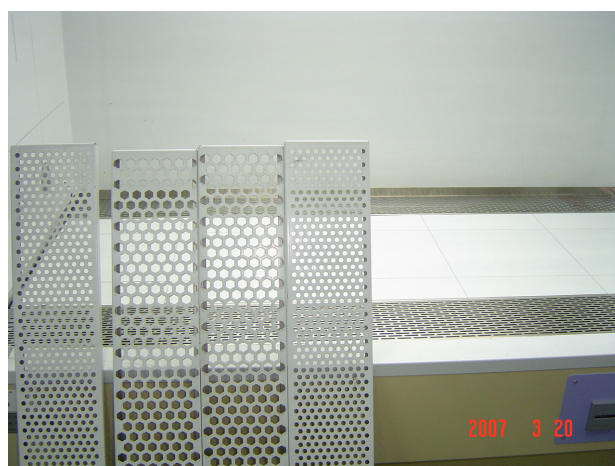


圖 3：安全櫃底鈹孔洞實景



圖 4 為水平流生物安全櫃照片

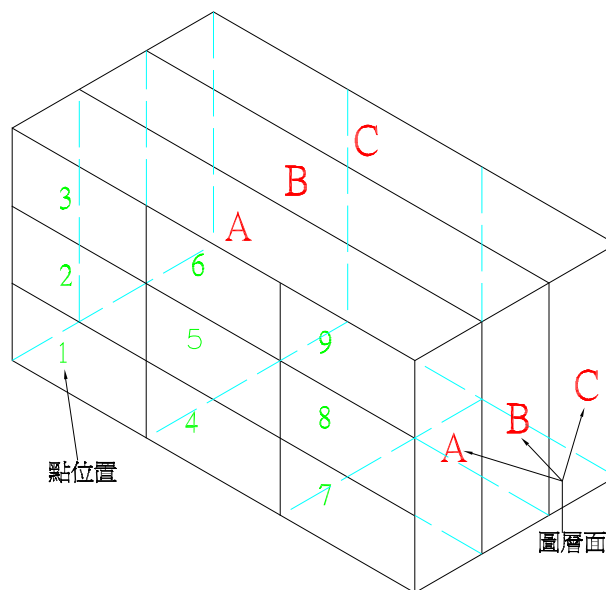


圖 5 水平流生物安全櫃示意圖

4. 利用落塵儀量出各點位在不同的入流條件及不同的孔洞配置下的落塵量，據以作為不同條件下的實際檢測，量測時間為 1 分鐘。
5. 水平流生物安全櫃操作步驟同前。
6. 有關各點位風速平均值定義如下：
各點位風速平均值：將所有風速量測值取其算數平均數

$$V_{\text{avg}} = (V_1 + V_2 + \cdots + V_N) / N \quad (1)$$

2010 年 10 月 15 日

V_{avg} ：各點位平均風速， V_N ：各點位風速， N =每點有 6000 筆風速數據
各點位氣流速的均方根值， V_{rms} ：計算各點位 6000 筆風速量測值

$$V_{rms} = \sqrt{\frac{(V_1 - V_{avg})^2 + (V_2 - V_{avg})^2 + \cdots + (V_N - V_{avg})^2}{N}} \quad (2)$$

各層氣流速均勻度 UN ：將 100%扣除(各層各點位平均風速的均方根值除以該層風速平均值，再乘以 100%)[9]，該值愈大表示該層氣流速愈均勻。

四、實驗結果與討論

表 1 為垂直流生物櫃操作空間各層落塵、均勻度、均風速統計表，第一欄之長孔洞為該生物櫃原廠配置之長條形孔洞，其配置面積僅佔全部底板的 1/4；圓孔洞則為建議廠商之圓形孔洞，其配置與前者相似。圓孔全洞乃將底板全部佈滿圓形孔洞。可發現原廠之孔洞配置無論在各層落塵、均勻度之表現均最差，A、B、C 各層之落塵量分別為 1136、1098、514；各層之均勻度分別為 29%、54%、57%。而建議廠商之圓形孔洞配置在 A、B、C 各層落塵分別為 130、93、173，各層之均勻度分別為 46%、47%、69%，兩者之表現都有明顯之進步。至於圓孔全洞其均勻度在三種配置中表現最佳，各層之均勻度分別為 71%、88%、82%，其各層之落塵量分別為 412、132、298，雖優於原廠配置之表現，但比圓形孔洞為差。

圖 6 為垂直流生物櫃操作空間 A 層落塵、均勻度、均風速比較圖，為了方便比較三種孔洞配置之落塵與均勻度表現，遂把各層之落塵量除以 10。該圖可輕易看出原廠之孔洞配置無論在各層落塵、均勻度之表現均最差；而建議廠商之圓形孔洞配置在 A、B、C 各層落塵之表現最佳，其均勻度則次之；至於圓孔全洞其均勻度在三種配置中表現最佳，落塵之表現比圓形孔洞為差。圖 7 為垂直流生物櫃操作空間 B 層落塵、均勻度、均風速比較圖，而圖 8 為垂直流生物櫃操作空間 C 層落塵、均勻度、均風速比較圖，其表現皆和 A 層相似，不再贅述。

表 2 為水平流生物櫃 2HT-24 及 ESCO 操作空間各層落塵、均勻度、均風速統計表。2HT-24 各層的風速約在 0.9m/s 到 0.99m/s，ESCO 各層的風速約在 1.29m/s 到 1.33m/s。兩生物櫃之氣流速均勻度頗高，但 ESCO 落塵之表現較佳，2HT-24 仍有進步的空間可以努力。

潔淨空間的理想氣流速乃介於 0.34m/s 和 0.56m/s 之間 [2]，否則將會影響落塵的表現。文中垂直流大致上都能符合此條件，但文中水平流生物櫃的氣流速表現卻明顯高於此條件，然而其落塵表現依舊不差？似乎值得以後再進一步探討之！

表 1 垂直流生物櫃操作空間各層落塵、均勻度、均風速統計表

A 層	落塵	均勻度%	均風速 m/s
長孔洞	1136	29	0.39
圓孔洞	130	46	0.37
圓孔全洞	412	71	0.42
B 層	落塵	均勻度%	均風速 m/s
長孔洞	1098	54	0.41
圓孔洞	93	47	0.38
圓孔全洞	132	88	0.41
C 層	落塵	均勻度%	均風速 m/s
長孔洞	514	57	0.43
圓孔洞	173	69	0.43
圓孔全洞	298	82	0.43

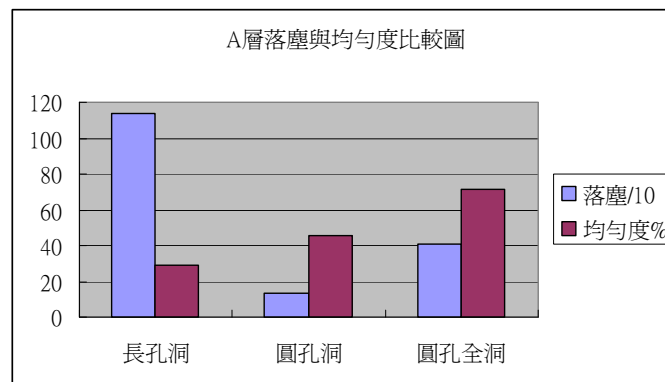


圖 6 垂直流生物櫃操作空間 A 層落塵、均勻度、均風速比較圖

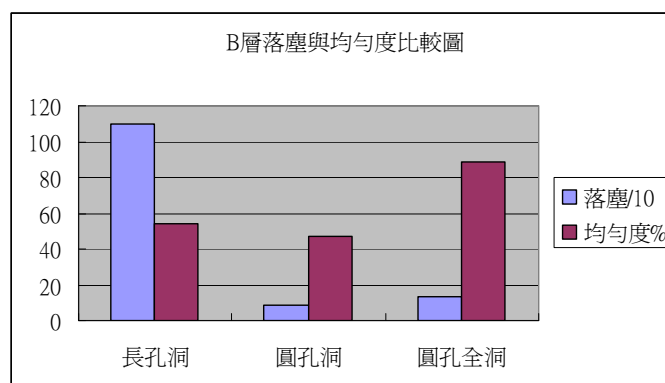


圖 7 垂直流生物櫃操作空間 B 層落塵、均勻度、均風速比較圖

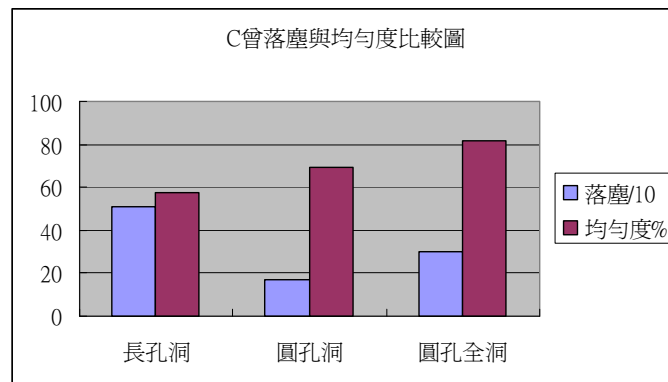


圖 8 垂直流生物櫃操作空間 C 層落塵、均勻度、均風速比較圖

表 2 水平流生物櫃 2HT-24 操作空間各層落塵、均勻度、均風速統計表

2HT-24	落塵	均勻度	均風速
A 層	928	0.86	0.9
B 層	73	0.91	0.92
C 層	58	0.53	0.99
ESCO	落塵	均勻度	均風速
A 層	150	0.84	1.29
B 層	19	0.84	1.25
C 層	201	0.67	1.33

五、謝誌

本實驗承蒙 99 年度教育部有關技專校院與產業園區進行產學合作計畫之補助，計畫編號為 99B-73-046，特此致謝！

六、參考文獻

- [1] B., Lijungquist, "Some observations on the interaction between air movements and the dispersion of pollution," Document 8, *Swedish Council for Building Research*, Stockholm, Sweden, 1979.
- [2] "Procedural standards for certified testing of clean room. National Environmental Balancing Bureau," Vienna, Virginia, 1988.
- [3] J., Milberg, J., Fischbacher and A., Engel, "Fluid integration of equipment in clean rooms," *Solid State Technology*, Vol.34, No.8, pp.43-49, 1991.
- [4] Sadjadi, Reza SM, Liu Benjamin YH, "Supply plenum and airflow uniformity in cleanrooms, *Journal of Institute of Environmental Sciences*," March/April, Vol.56-60, 1991.
- [5] Fujita T., Sueda A, Hasegawa K, Kimura M, Uta H, Mizunuma Y, Oosawa M, Hayakawa I, "Study on airflow distribution in a line type clean room system," *In Proceeding of the Future*

Practice of Contamination Control, London, pp.37-42, 1992.

- [6] Suwa Y, Yanagisawa H, Nishimura T, “A numerical study on airflow turbulence behind pleated air filters,” *In Proceeding of the Future Practice of Contamination Control*, London, pp.23-27, 1992.
- [7] T., H.Kuehn and V., A.Marple, “Comparison of measured and predicted airflow patterns in a clean room,” *In Proceedings of Institute of Environment Sciences*, 34th Annual Technical Meeting, pp.331-336, King of Prussia, PA, 3-5 May, 1988.
- [8] M., Cheng, R.,R.Liu, etc., “Approaches for improving airflow uniformity in unidirectional flow clean rooms,” *Building and Environment*, 34, pp.275-284, 1999.
- [9] 黃家明, “平板式固態氧化物燃料電池流場板與陽極微結構之優化設計與實作測試”, 國立中央大學機械工程學系博士論文, 76 頁, 2010 年。

加油孔之油氣逸散模擬研究

蔡建雄¹ 曾俊瑋²

¹國立屏東科技大學車輛工程系教授

²國立屏東科技大學車輛工程系專題生

摘要

鑑於許多研究針對暴露到油品揮發逸散揮發性有機物質 (Volatile Organic Compounds; VOCs) 之職業和非職業族群進行暴露評估加油站加油過程中由加油孔所逸散之揮發性有機物, 含有苯、甲苯、乙苯、二甲苯、甲基第三丁基醚等有害人體健康。本研究是針對無油氣回收設備之加油站作業人員或一般民眾自助式加油時所暴露油氣污染, 細部探討其加油時加油孔的位置, 與各地常駐風向作分析研究, 以作為日後公營、民營加油站公司、加油站作業人員與一般民眾健康危害效應及健康風險評估參考依據。本文主要以使用計算流體力學(CFD)的方法模擬加油時, 在不同風向與加油孔所在位置下, 加油站作業人員或一般民眾自助加油暴露在油氣濃度污染值。當建立 CFD 在油氣逸散加油孔與風向方面的研究時, 未來可進一步設計降低加油站作業人員或是一般民眾自助加油油氣濃度暴露量油氣回收設備或儀器, 甚至建議構建加油站需考慮當地氣候條件, 以減少營運時的油氣聚集與污染。

關鍵字: 加油站, 有機物揮發, 油氣回收, 健康風險評估

一、前言

近幾年來, 國內油價屢屢攀升, 憂關生計, 每逢油價漲幅前或是降價前一日, 加油站引來民眾加油狂潮, 相對帶來尖峰空氣污染, 空氣污染分為兩種, 一為固定污染源, 其二是為移動污染源。其中加油站為固定污染源, 薛周發[1]加油站所逸散之空氣污染物可能的來源除加油槍外, 尚包括油槽尾氣排放及油罐車卸油時之逸散; 而加油站之油氣亦有可能經由地下儲油槽之洩漏而污染土壤及地下水體。這之中最主要是因為汽油散逸揮發性有機化合物(Volatile Organic Compounds, VOCs), 散逸在加油站空氣中的揮發性有機物質有5種包括: MTBE (Methyl Tert-Butyl Ether, 甲基第三丁基醚)、Benzene (苯)、Toluene (甲苯)、Ethylbenzene (乙苯) 和 o-Xylene (鄰-二甲苯)、m-Xylene & p-Xylene (間-二甲苯 & 對-二甲苯) 等五種污染物。國際癌症研究局 (IARC) [2] 依照動物實驗觀察結果顯示及流行病學資料評估致癌物質的分類分析, 其中「汽油」屬於「很可能具致癌性 (已有充分的動物致癌證據, 但人類致癌證據有限)」, 「苯」屬於人類致癌物 (已有充份的流行病學證據可認定為人類致癌物), 「甲苯、二甲苯、甲基第三丁基醚」屬於不可分類人類致癌物。令人畏懼的是苯引起癌症的潛伏期非常的長可以到數十年。

苯的慢性暴露會影響中樞神經系統及造血系統亦可能影響免疫系統。這種健康慢性效應會發生血癌及再生不良性貧血。在汽油中甲基第三丁基醚是5種內揮發性有機物質中揮發性最高的，會引起呼吸器官疾病和過敏。人們暴露在高濃度MTBE時，的確會引起噁心、嘔吐、頭暈等不適症狀。國內研究陳美如[3]論文結果顯示環境空氣揮發性有機化合物（VOCs）的場合，平均濃度以加油站最高。因此在加油站作業的人員（職業-正式員工、非職業-工讀生）暴露苯致癌風險比一般人高，在非致癌風險方面以二甲苯最高，其次是甲苯，最低者為甲基第三丁基醚。如考慮其甲苯、二甲苯及甲基第三丁基醚同時暴露時其總非致癌風險高於一般可接受風險，整體評估結果顯示加油站作業人員在揮發性有機物質暴露之下足以危害作業人員身體健康之影響。

二、主要內容

研究中使用計算流體力學的方法模擬加油時油氣逸散狀況。計算流體力學係以數值方法來求解統御流場中質傳、熱傳與動量傳遞之間的物理現象。目的是希望加油站外流場之三維全流場現象，用以探討油氣逸散之逸散途徑並可以評估對加油人員及一般民眾的健康影響性。

2.1 統御方程式

本研究理論分析部分採用美國 Fluent Inc.所開發，以有限體積法（Finite Volume Method, FVM）為架構的計算流體力學模擬軟體 FLUENT6.3 求解連續方程式（continuity equation）、動量方程式（momentum equation）、及質傳方程式以模擬流體運動及熱質傳的現象。流場空間為三維空間且以穩態的模式討論之，統御方程式（Governing Equations）之基本的型式如公式(1)，推得出連續方程式與動量方程式，如下之說明。基本的傳遞方程式諸如連續方程式與動量方程式如下說明之。

$$\text{div}(\rho \phi \mathbf{v}) = \text{div}(\Gamma \nabla \phi) + S_\phi \quad (1)$$

上述之統御方程式可轉換成各條件下統御方程式，而在不同的傳遞方程式變數值之狀況下，所對應之有效擴散係數 $\Gamma_{\phi, \text{eff}}$ 及源項 S_ϕ 。其中，分子有效黏滯度 μ_{eff} （effective molecular viscosity）為紊流黏滯度 μ_t （turbulent viscosity）與層流黏滯度 μ （laminar viscosity）的總合：

$$\mu_{\text{eff}} = \mu_t + \mu \quad (2)$$

1. 連續方程式

依據質量守恆的原理將 $\phi=1$ 、 $\Gamma_{\phi, \text{eff}}=0$ 、 $S_\phi=0$ 代入式(1)之統御方程式中可得連續方程式表示成式(3)：

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = \text{div}(\rho \mathbf{u}) = 0 \quad (3)$$

將上式展開可得式(4)：

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \rho \left[\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} \right] = 0 \quad (4)$$

2. 動量方程式

依據動量守恆的原理，分別對三維方向的 ϕ 、 $\Gamma_{\phi, \text{eff}}$ 、 S_{ϕ} 項代入統御方程式，可得式(5)、式(6)、式(7)：

在 X 方向 $\phi = u$ ， $\Gamma_{\phi, \text{eff}} = \mu$ ， $S_{\phi} = -\frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu_t \frac{\partial u}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu_t \frac{\partial v}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu_t \frac{\partial w}{\partial x} \right)$ ，故得

$$\frac{\partial(\rho u)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u u)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v u)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho w u)}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu \frac{\partial u}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu \frac{\partial u}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu \frac{\partial u}{\partial z} \right) - \frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu_t \frac{\partial u}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu_t \frac{\partial v}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu_t \frac{\partial w}{\partial x} \right) \quad (5)$$

在 Y 方向 $\phi = v$ ， $\Gamma_{\phi, \text{eff}} = \mu$ ， $S_{\phi} = -\frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu_t \frac{\partial u}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu_t \frac{\partial v}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu_t \frac{\partial w}{\partial x} \right)$ ，故得

$$\frac{\partial(\rho v)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u v)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho w v)}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu \frac{\partial v}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu \frac{\partial v}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu \frac{\partial v}{\partial z} \right) - \frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu_t \frac{\partial u}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu_t \frac{\partial v}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu_t \frac{\partial w}{\partial y} \right) \quad (6)$$

在 Z 方向 $\phi = w$ ， $\Gamma_{\phi, \text{eff}} = \mu$ ， $S_{\phi} = -\frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu_t \frac{\partial u}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu_t \frac{\partial v}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu_t \frac{\partial w}{\partial x} \right)$ ，故得

$$\frac{\partial(\rho w)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u w)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v w)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho w w)}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu \frac{\partial w}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu \frac{\partial w}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu \frac{\partial w}{\partial z} \right) - \frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\mu_t \frac{\partial u}{\partial z} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu_t \frac{\partial v}{\partial z} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\mu_t \frac{\partial w}{\partial z} \right) \quad (7)$$

3. 濃度擴散方程式

令 $\phi = C$ 、 $\Gamma_{\phi, \text{eff}} = D_{ab}$ 、 $S_{\phi} = S_c$ 代入式(8)可推得：

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho c) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho C u_i) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(D_{ab} \frac{\partial C}{\partial x_i} \right) + S_c \quad (8)$$

4. 紊流動能傳遞方程式 (Turbulent kinetic energy equation)

依據紊流動能守恆的原理，以變數 $\phi = k$ 、 $\Gamma_{\phi, \text{eff}} = \mu_t + \frac{\mu_t}{\sigma_k}$ 、 $S_{\phi} = G_k - \rho \varepsilon$ 項代入統御方程式，可得式(9)：

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u k)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v k)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho w k)}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\left(\mu_t + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\left(\mu_t + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\left(\mu_t + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial z} \right) + G_k - \rho \varepsilon \quad (9)$$

其中 G_k 為紊流動能產生率。

5. 紊流動能擴散率傳遞方程式

依據紊流動能擴散率守恒的原理，以變數 $\phi = \varepsilon$ 、 $\Gamma_{\phi, \text{eff}} = \mu_l + \frac{\mu_t}{\sigma_k}$ 、 $S = C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k) - C_{2\varepsilon} \rho \left(\frac{\varepsilon^2}{k} \right)$ 項代入統御方程式，可得式(10)：

$$\frac{\partial(\rho\varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u\varepsilon)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v\varepsilon)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho w\varepsilon)}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\left(\mu_l + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\left(\mu_l + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\left(\mu_l + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial z} \right) + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (G_k) - C_{2\varepsilon} \rho \left(\frac{\varepsilon^2}{k} \right) \quad (10)$$

其中 $\mu_t = \rho C_\mu \left(\frac{k^2}{\varepsilon} \right)$ ， $C_{1\varepsilon} = 1.44$ ， $C_{2\varepsilon} = 1.92$ ， $C_\mu = 0.09$ ， $\sigma_k = 10$ ， $\sigma_\varepsilon = 1.3$ 。

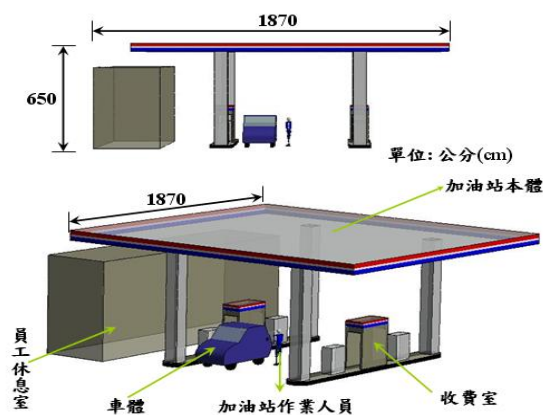
2.2 邊界設定

研究前處理以電腦繪圖軟體 GAMBIT 以實際尺寸之 1:1 比例繪製加油站、人和車體簡易幾何構造等相關位置作為分析研究，圖一所示加油站外觀模型示意圖。於是本研究為 3D 的模擬分析之問題。再者，此研究中為了計算外流場分布狀況，故視加油站為一體積，以最長之長度 D，分別在加油站長、寬、高各額外增加 1.5D 距離包覆整個加油站作為計算域之控制體積邊界，實際所建分析模型如圖二所示，其中淺綠色邊界所圍起來的空間為控制體積計算域也是外界環境大氣邊界(Pressure Outlet)，底部灰白色邊界為地板(Wall)，中間紅色立體方框為加油站本體。接下來將此空間內佈滿格點，以三角體網格作為空間內部的網格佈置，再用 T-grid 軟體進行混合體網格佈置(即為非正交與正交體網格混合佈置)，使用 T-grid 軟體目的是一方面減少非正交體網格數量增加計算結果的準確度，則另一方面為降低體網格數提高計算效率，降低電腦計算時間。計算模擬過程中做了以下的假設：1.假設模擬空間內之空氣為不可壓縮流體，由於模樣空間內部之流體流速遠低於音速，故可將流體視為不可壓縮流，亦即空氣密度恆為固定值。2.流場為穩態紊流流場，採用標準 k-ε 紊流模式解析。3.假設油氣對人體之影響與在無風狀態下(0m/s)，油氣對人體的影響。4.油氣不參與任何化學反應。5.加油過程中，將以油氣逸散角度對人員所造成之影響最為深遠為首要，GAMBIT 初始建構汽車圖形時，加油孔與加油作業人員距離大約為 55.6 公分，且高度為 170 公分高的加油員工及加油孔距地為 120 公分高，如圖三。再者，以現有機車加油孔的設計位置來看，在加油時對加油人員與騎士的影響不同，此研究中探討三種加油孔的設計，如圖四所示，分別為加油孔位於前擋、左後側和車尾三種位置。

本研究中以商用 CFD 軟體 FLUENT 6.3 做為分析工具，其中離散統御方程式的方法係以有限體積法(Finite Volume Method)為主。統御方程式中的對流和擴散影響之傳輸方程式可由上風法離散處理，但壓力項並無可用的傳輸方程式，對於可壓縮流而言，壓力項可由狀態函數處理，若為不可壓縮流時，由於密度為常數，所以壓力無狀態函數之關係可使用，故需要由壓力和速度的耦合關係做處理。FLUENT 6.3[4]內提供了多種壓力與速度耦合之方法，本研究使用的是 k-ε 紊流模式解析計算，其主要考量 k-ε 紊流模式可應用於雷諾數大於 10^4 之此研究中情況，且 k-ε 紊流模式適用於不可壓縮流流場。而過程中須計

2010 年 10 月 15 日

算濃度擴散，FLUENT6.3 內並無此項功能，須另行設定掛載C語言進行濃度的計算且濃度源在FLUENT6.3 裡設為 3%。接著設定各邊界條件，加油口處有機揮發物質油氣為 1.89m/s之速度逸出，其它像是加油作業人員、車體、加油機、收費室、員工休息室及加油站本體均設為Wall；壁面(Wall)則因為黏滯力的關係滿足不滑動邊界。在本研究中油氣逸散作為探討主題，環境邊界分別設定兩種案例進行探討，案例一是探討在不同風向下，模擬加油人員於將對汽車加油時，油氣逸散加油人員身上油氣濃度分佈狀況。案例二是探討在靜風狀態下，模擬加油人員於將對機車加油時，探討三種加油孔的設計，加油作業人員與騎士之臉部鼻子嗅聞到油氣濃度值。案例一邊界條件如圖五所示，案例二邊界條件如圖四所示。



圖一加油站外觀模型示意圖。

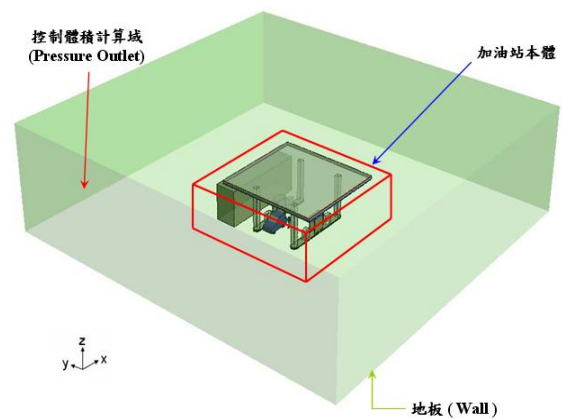
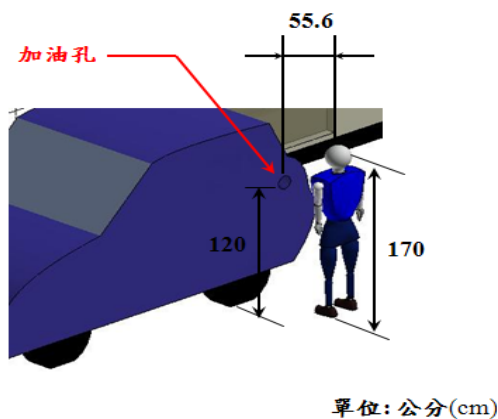
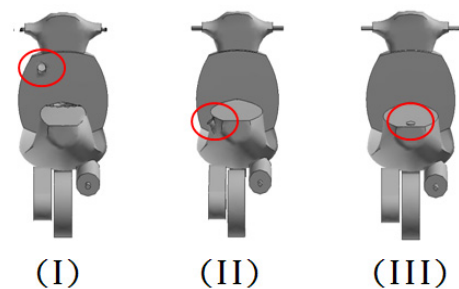


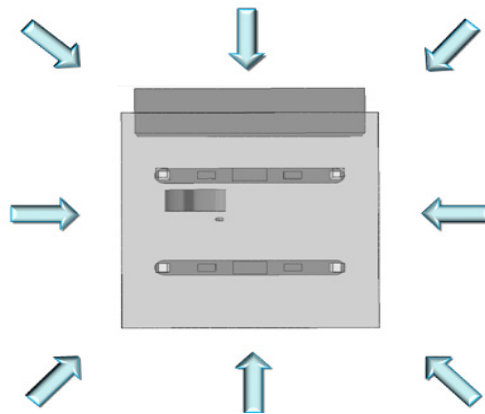
圖 2 控制邊界計算域示意圖。



圖三 加油孔、加油作業人員與兩者間距尺寸示意圖。



圖四 機車不同加油孔位置圖(I)前擋 (II)左後端 (III)車後端。



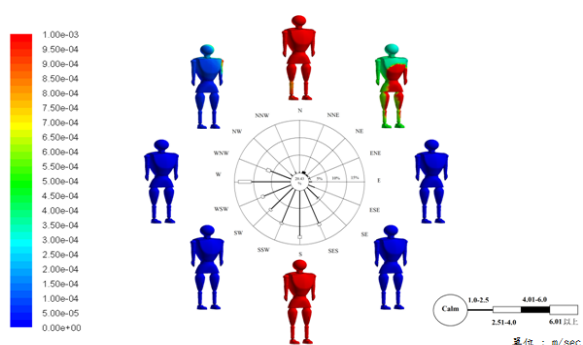
圖五 吹進加油站本體風向示意圖

2.3 結果與討論

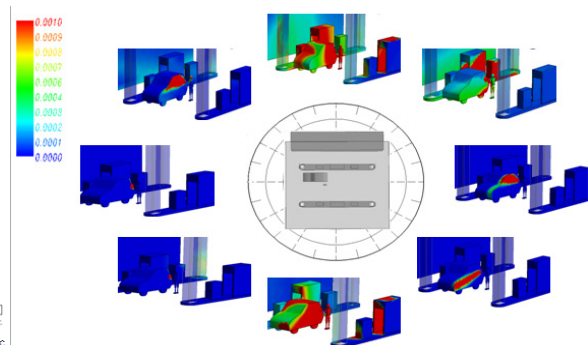
研究中針對加油站內民眾暴露污染情形，以下分了兩個案例作為主要討論。案例一中，由某一區域夏季的風玫瑰圖，探討於該區常駐風向及風速為 2.5m/s、4.0m/s 作為討論之；案例二中，以將現行機車加油孔設計位置，分別探討前擋、左後側和車尾三種作細部詳述對其加油人員與騎士之影響。

2.3.1 風向的影響：

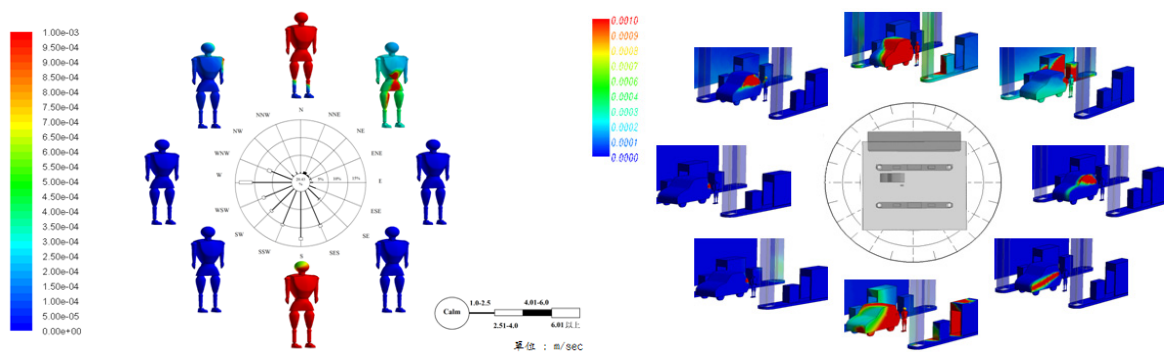
圖六~圖九為各種風向下，風速為 2.5m/s、4.0m/s，加油站內加油人員與建築物各表面的濃度分佈圖。由圖中可以看出，對人、收費亭和辦公室影響最大的風向為北風、南風和東北風。對人來說，南北風最嚴重；對辦公室而言，北風和東北風的濃度最高，此時，辦公室容易聚集汙染氣；對收費亭而言，則是南北風最為嚴重。這都是因為氣流在建築物處形成一個迴流區，使油氣在此聚集不散。依此結果可以建議蓋加油站時應考慮當地氣候(風向)，使加油站內之建築物的方向與頻率高的風向平行避免垂直，以減少營運時的油氣聚集與汙染。



圖六 不同風向下(風速=2.5m/s)，加油人員身上的濃度分佈圖。



圖七 不同風向下(風速=2.5m/s)，加油站內濃度分佈圖。

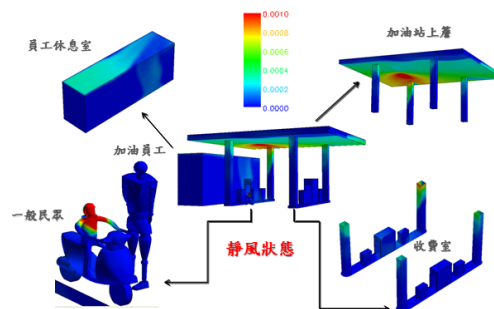


圖八 不同風向下(風速=4.0m/s)，加油人員身上的濃度分佈圖。

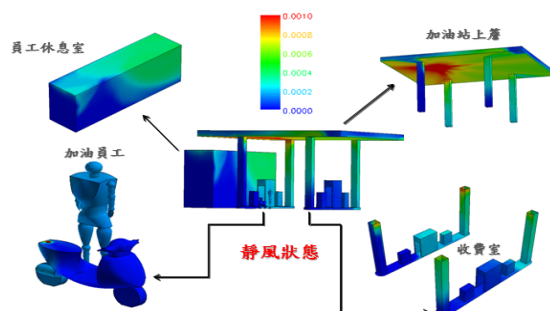
圖九 不同風向下(風速=4.0m/s)，加油站內濃度分佈圖。

2.3.2 機車加油孔的汙染：

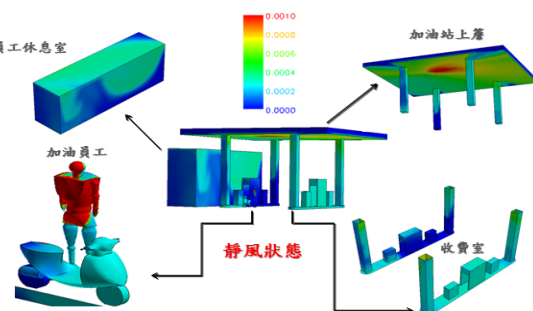
以現有機車加油孔的設計位置來看，在加油時對加油人員與騎士的影響不同，計畫中探討三種加油孔的設計，如圖四所示，分別為加油孔位於前擋、左後側和車尾三種位置。當加油時，由於前擋的位置位於騎士的前方，所以油氣容易噴向騎士，此設計原本要騎士免下車即可方便加油，反而促使騎士曝露在污染中，如圖十所示。當加油孔位於左後側時，油氣易吹向加油人員，如圖十一所示。圖為加油孔位於車尾位置時的汙染情形，由於加油孔位於車尾，所以騎士需下車打開油蓋，而且油氣是往上擴散，所以對騎士與加油員員工的影響較少，是較好的設計方式。



圖十 前擋油孔加油時，油氣濃度分佈圖



圖十一 左後側油孔加油時，油氣濃度分佈圖。



圖十二 車後端油孔加油時，油氣濃度分佈圖。

2.3.3 結論

在風向方面，案例一中對駕駛者、加油站作業人員及在員工休息室的人員來說，西風、西南風與東南風皆無影響，但相反地，對南風、東北風與北風而言卻有明顯易嗅覺到油氣存在性。相較東風與西北風只對駕駛者影響之。建議蓋加油站時應考慮當地氣候(風向)，使加油站內之建築物的方向與頻率高的風向平行避免垂直，以減少營運時的油氣聚集與汙染；在加油孔位置方面，案例二中機車加油孔位於車尾位置的設計，騎士需下車打開油蓋，而且油氣是往上擴散，所以對騎士與加油員員工的影響較少，是較好的設計方式。其他的設計則對騎士較差。

三、參考文獻

- [1] 薛周發，“加油站空氣中揮發性有機物之濃度分佈特性及其管制策略研究”，大葉大學環境工程研究所，碩士論文，2004 年。
- [2] IARC (International Agency for Research on Cancer), Agents Reviewed by The IARC Monographs, 2009.
- [3] 陳美如，“高速公路收費站人員及加油站作業員工揮發性有機物質之暴露危”，國立成功大學環境醫學研究所 碩士論文，2002 年。
- [4] Fluent Inc., "FLUENT 6.3 User's Guide," 2007.

Across-Wind Aero-Elasticity for Square and Rectangular Cross Sections near Lock-In

Jong-Cheng Wu¹ Feng-Jung Chang²

¹ Professor, Department of Civil Engineering, Tamkang University, Taipei, Taiwan

² Graduate Student, Department of Civil Engineering, Tamkang University, Taipei, Taiwan

Abstract

The objective of this study is to identify the across-wind aerodynamic parameters of two-dimensional structures near the lock-in stage from the response measurements of wind tunnel tests. The analytical solution shows that the aerodynamic parameters (linear and nonlinear aerodynamic dampings Y_1 and ε , and aerodynamic stiffness Y_2) are not only functions of the section shape and reduced wind velocity but also dependent on both the mass ratio (m_r) and structural damping (ξ) independently, instead of only on the Scruton number as a whole. The growth-to-resonance (GTR) method was used for identifying the aerodynamic parameters of three different section models ($BD=1$, $BD=1/2$ and $BD=1/3$). To improve the accuracy of the results, the optimization of the curve-fitting for experimental and analytical response in time domain was performed to finalize the results. Near the lock-in stage, the across-wind steady-state amplitude has the trend of increasing with the reduced wind velocity for all sections, while the tail part slightly reverses for the sections $BD1$ and $BD1/3$. For the $BD1$ section, all the aerodynamic parameters decrease as the reduced wind velocity increases. The results of the section $BD1/2$ show that Y_1 and Y_2 are almost a constant around the value of 1 to 2 with the reduced velocity, while ε indicates a decaying distribution versus the reduced velocity. For the section $BD1/3$, the parameter ε has a distribution of concave-up polynomial versus the reduced velocity, while the other two show the trends of decreasing with the reduced velocity.

Keywords: Wind Tunnel Test, Lock-in, Identification, Optimization, Scruton Number, Aerodynamic Damping, Aerodynamic Stiffness

I. INTRODUCTION

Due to the economical development, the modernization renders to the rapid population growth in cities, and further facilitated more and more construction of higher buildings in many urban areas where the space is highly limited. Because of their stiffness lessened, these buildings become more susceptible to wind excitation. This is especially obvious for high-rise buildings in which the excessive responses are even interacted with the wind flow and thus the so-called aero-elasticity forms (Simiu and Scanlan, 1996). Therefore, searching a possible solution to relieve the threat of wind hazard to high-rise buildings is inevitable and compulsory.

According to the to-date development in wind engineering, the researches on the across-wind effect, in particular the theoretical link with experimental data, are still remain challenging. It is well recognized that the resonance and lock-in effect in the across-wind motion of high-rise buildings should be mostly avoided, which initiate many researches that mainly focus on the response before the lock-in stage (e.g., Bearman and Grahm, 1980, Vickery and Steckley, 1993, *etc.*). However, to better understand the behavior of across-wind resonance and lock-in, this study aimed at investigating its mechanism by adopting conceivable theoretical models to identify the aerodynamic parameters (such as aerodynamic damping and stiffness) through wind tunnel tests.

Firstly, the analytical solution near lock-in was derived according to an existent literature (Ehsan and Scanlan, 1989), and it showed that the aerodynamic parameters (including linear and nonlinear aerodynamic dampings Y_1 and ε and aerodynamic stiffness Y_2) are not only functions of the section shape and reduced wind velocity but also dependent on both the mass ratio (m_r) and structural damping (ξ) independently, instead of only on the Scruton number ($= \xi/m_r$) as a whole. Three different section models were used in the wind tunnel tests for identification, which are one square section ($BD=1$) and two rectangular sections ($BD=1/2$ and $BD=1/3$). The data base of the aerodynamic parameters obtained can be used as useful guidance for practical applications.

II. FORMULATION

2.1 Equation of Motion for Lock-in Behavior of Section Models

The across-wind motion of a section model, as shown in Fig. 1, can be expressed as

$$m(\ddot{y} + 2\xi\omega_1\dot{y} + \omega_1^2 y) = F(y, \dot{y}, \ddot{y}, U, t) \quad (1)$$

in which m is the mass per unit length; ω_1 is the structural frequency; ξ is the structural damping ratio; y is the across-wind structural displacement; F is the motion-induced force per unit length; U is the mean wind velocity. The motion-induced force by vortex shedding near lock-in is a self-limiting force which according to (Ehsan and Scanlan, 1989) can be written as a nonlinearly interacted force as follows

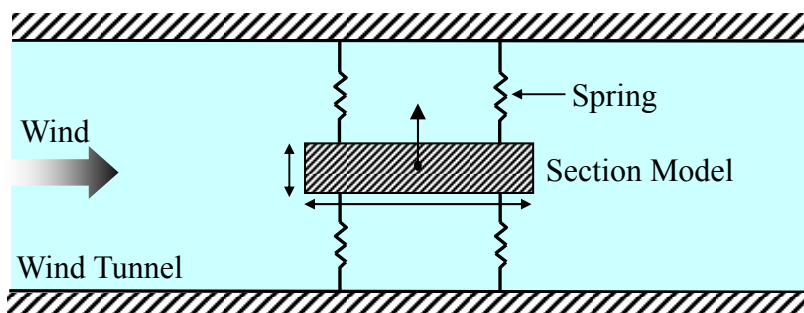


Fig. 1 : Configuration of a Section Model

$$F = \frac{1}{2}\rho U^2 (2D) [Y_1(K)(1 - \varepsilon \frac{y^2}{D^2}) \frac{\dot{y}}{U} + Y_2(K) \frac{y}{D} + \frac{1}{2} C_L(t)] \quad (2)$$

in which D is the tributary width of approaching wind; ρ is the air density (about 1.25 kg/m^3 , depending on the temperature); $K = \omega D/U$ is the dimensionless frequency (reduced frequency) with ω being the vortex shedding frequency; ε , Y_1 , Y_2 , C_L are various

2010 年 10 月 15 日

dimensionless aerodynamic parameters. In equation (2), two types of forces are involved, one is induced by the vortex shedding, which is expressed as the lift force term $C_L(t)$, the other is excited by the response itself, the so-called motion-induced force which is expressed as the combination of aerodynamic damping and stiffness. The linear and nonlinear parts of aerodynamic damping parameters are represented by Y_1 and ε , respectively, while the aerodynamic stiffness parameter is expressed as Y_2 . The nonzero parameter ε provides the behavior of self limiting motion.

Firstly the lift force $C_L(t)$ is assumed to be a harmonic function with an amplitude $C_{L'}(K)$ and a phase θ , i.e.,

$$C_L(t) = C_{L'}(K) \cdot \sin(\omega t + \theta) \quad (3)$$

By combining Eqs. (1)~(3) and making nondimensionalization for all quantities, the resultant equation can be written as

$$\eta''(s) + 2\xi K_1 \eta'(s) + K_1^2 \eta(s) = m_r Y_1 [1 - \varepsilon \eta^2(s)] \eta'(s) + m_r Y_2 \eta(s) + \frac{1}{2} m_r C_{L'} \cdot \sin(K \cdot s + \theta) \quad (4)$$

in which $\eta = y/D$ is the dimensionless structural displacement; $m_r = \rho D^2 / m$ is the mass ratio; $K_1 = \omega_1 D / U$ is the dimensionless structural frequency; $s = Ut/D$ is the dimensionless time and the notation $'$ means the derivative with respect to the dimensionless time s .

The observation from the existent experiments show that the vortex shedding force is relatively trivial in comparison to the motion-induced force as structural responses become significantly large near lock-in. Therefore, Eq. (4) can be simplified as

$$\eta''(s) + 2\xi K_1 \eta'(s) + K_1^2 \eta(s) = m_r Y_1 [1 - \varepsilon \eta^2(s)] \eta'(s) + m_r Y_2 \eta(s) \quad (5)$$

2.2 Analytical Solution

Firstly, let's rewrite Eq. (5) as

$$\eta'' + K_1^2 \eta = F_1(\eta, \eta') \quad (6)$$

in which

$$F_1(\eta, \eta') = (m_r Y_1 - 2\xi K_1) \eta' - m_r Y_1 \varepsilon \eta^2 \eta' + m_r Y_2 \eta \quad (7)$$

It can be assumed that the solution has the form of

$$\eta(s) = A(s) \cos[Ks - \psi(s)] \quad (8)$$

, that is, the solution is a harmonic function with a slowly varying amplitude and phase. In other words, it is a so-called quasi-linear system. Since this expression of the solution involves two unknowns $A(s)$ and $\psi(s)$, an additional condition as used by (Van der Pol, 1920) can be used as the supplement in the solution procedure, i.e.,

$$A'(s) \cos[Ks - \psi(s)] + A(s) \psi'(s) \sin[Ks - \psi(s)] = 0 \quad (9)$$

The meaning underlying Eq. (9) is that $A(s)$ and $\psi(s)$ are considered to be constant while making the derivative on $\eta(s)$. Based on Eqs. (6)-(9), the coupled 1st order differential equations for $A(s)$ and $\psi(s)$ can be derived as

$$A'(s) = -\frac{1}{K} \{F_1(\eta, \eta') + A(s)(K^2 - K_1^2) \cos[Ks - \psi(s)]\} \sin[Ks - \psi(s)] \quad (10)$$

$$\psi'(s) = \frac{1}{A(s)K} \{F_1(\eta, \eta') + A(s)(K^2 - K_1^2) \cos[Ks - \psi(s)]\} \cos[Ks - \psi(s)] \quad (11)$$

By using the quasi-linear assumption, i.e., the amplitude $A(s)$ and phase $\psi(s)$ vary very little, the derivative $A'(s)$ and $\psi'(s)$ can be treated as constants within any cyclic period $2\pi/K$. Therefore, by combining with the change of variable $p = Ks - \psi$, the right-hand side of Eqs. (10) and (11) can be conceivably replaced by the average of their values in one cycle period 2π , i.e.,

$$A'(s) = -\frac{1}{2\pi K} \int_0^{2\pi} [F_1(\eta, \eta') + A(s)(K^2 - K_1^2) \cos p] \sin p \, dp \quad (12)$$

$$\psi'(s) = -\frac{1}{2\pi K A(s)} \int_0^{2\pi} [F_1(\eta, \eta') + A(s)(K^2 - K_1^2) \cos p] \cos p \, dp \quad (13)$$

The substitution of Eq. (7) into Eqs. (12) and (13) and treating $A(s)$ and $\psi(s)$ as constants while making integrations leads to a set of uncoupled 1st order differential equations for $A(s)$ and $\psi(s)$

$$A'(s) = -\frac{1}{8} \alpha A(s) [A^2(s) - \beta] \quad (14)$$

$$\psi'(s) = \frac{1}{2K} [m_r Y_2 + (K^2 - K_1^2)] \quad (15)$$

in which α and β are defined as

$$\alpha = m_r Y_1 \varepsilon \quad (16)$$

$$\beta = 2 / \sqrt{\varepsilon} \cdot [1 - 2\xi K_1 / m_r Y_1]^{1/2} \quad (17)$$

Given an initial condition A_0 for Eq. (14), the solution of the amplitude $A(s)$ can be obtained by the method of separation of variables as

$$A(s) = \frac{\beta}{\sqrt{1 - ((A_0^2 - \beta^2) / A_0^2) \cdot \exp[-(\alpha\beta^2 / 4)s]}} \quad (18)$$

and the phase can also be solved from Eq. (15) as

$$\psi(s) = \frac{1}{2K} [m_r Y_2 + (K^2 - K_1^2)] s + \psi_0 \quad (19)$$

in which ψ_0 is the initial condition at $s = 0$. Hence the solution of the response η can be written as

$$\eta(s) = \frac{\beta}{[1 - ((A_0^2 - \beta^2) / A_0^2) \cdot \exp[-(\alpha\beta^2 / 4)s]^{1/2}} \cdot \cos \{Ks - \frac{1}{2K} [m_r Y_2 + (K^2 - K_1^2)] s + \psi_0\} \quad (20)$$

As observed from Eq. (20), the response η near lock-in is not only a function of the section shape but also affected by two factors: the dimensionless mass ratio m_r and the structural damping ξ under a particular wind velocity. It is not only function of the Scruton number ($Scr = \xi / m_r$) as a whole. When the dimensionless time $s \rightarrow \infty$, the response amplitude approaches a steady-state amplitude

$$A_\infty = \beta \quad (21)$$

In other words, β is actually the final steady-state amplitude.

2.3 Identification Scheme of Aerodynamic Parameters

According to Eq. (20), when the bluff body lock-in occurs, an initial amplitude will finally lead to a steady-state amplitude β as time goes by. Depending on the magnitude of

2010 年 10 月 15 日

the initial amplitude is larger or smaller than β , the identification scheme by employing such a decaying or growing process are called Decay-to-Resonance (DTR) method (see Fig. 2(a)) or Grow-to-Resonance (GTR) method (see Fig. 2 (b)), respectively. Based on the experiments normally observed as shown in Fig. 2, it takes longer time to get to the steady-state response in the GTR case than in the DTR case. The identification scheme is described in the following.

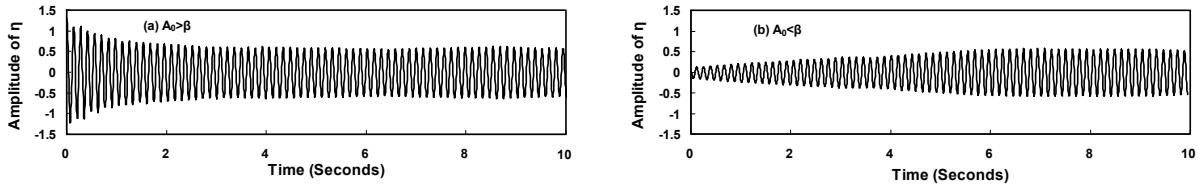


Fig. 2: Transient Response near Lock-in : (a) DTR Method ; (b) GTR Method

(I) identification of Y_1 and ε

During the transient state before approaching to the steady state, the ratio of the initial amplitude versus the amplitude in the n -th cycle can be derived from Eq. (18) as

$$R_n = A_0 / A_n = A_0 / \beta \cdot \sqrt{1 - (A_0^2 - \beta^2) / A_0^2 \cdot \exp[-(n\pi\alpha\beta^2) / 2K]} \quad (22)$$

in which A_n represents the amplitude in the n -th cycle at $s = 2n\pi / K$. It can be easily shown that $1 < R_n < A_0 / \beta$ is satisfied for the DTR case, while $A_0 / \beta < R_n < 1$ for the GTR case. Equivalently, Eq. (22) can be further rewritten as

$$\alpha = -2K / n\pi\beta^2 \cdot \ln[(A_0^2 - \beta^2 R_n^2) / (A_0^2 - \beta^2)] \quad (23)$$

The right hand side in Eq. (23) involves four parameters: the initial amplitude A_0 , steady-state amplitude β , amplitude in the n -th cycle A_n , and reduced frequency near lock-in, which are directly available from the measurement. Therefore, α can be computed. In fact, to more precisely estimate the value of α , a linear regression approach was implemented by constructing a linear relation between Y and X from Eq. (18) as

$$Y = \alpha X \quad (24)$$

in which

$$Y = \ln \{ [A_0^2 (A^2(s) - \beta^2)] / [A^2(s) (A_0^2 - \beta^2)] \} \quad (25)$$

$$X = s \quad (26)$$

$$\alpha = -\alpha\beta^2 / 4 \quad (27)$$

As observed in Eq. (24), the parameter a is the linear regressive slope of the data set (X, Y) that are obtained from the measured amplitude $A(s)$ in each cycle. As a consequence, by utilizing the definition of α and β in Eqs. (16) and (17), the linear aerodynamic damping coefficient Y_1 can be expressed as

$$Y_1 = [\alpha\beta^2 + 8\xi K_1] / 4m_r \quad (28)$$

Hence, Y_1 can be obtained. Also by (17), the nonlinear aerodynamic damping

$$\varepsilon = \alpha / m_r Y_1 \quad (29)$$

can be obtained as well.

(II) identification of Y_2

As for the aerodynamic stiffness Y_2 , by observing the phase $\psi(s)$ will finally approach to a constant (i.e., $\psi'(s) = 0$) when the steady state sustains, the parameter Y_2 can be calculated from Eq. (15) as

$$Y_2 = (K_1^2 - K^2) / m_r \quad (30)$$

2.4 Improvement of the Results by Optimization

To further improve the accuracy of the identified parameters Y_1 , ε and Y_2 , these three values are used as the initial guesses to an optimization problem that curve-fits the experimental response time histories and the theoretical formula in Eq. (20). In this way, the value of parameters Y_1 , ε and Y_2 can be fine tuned to more precisely fit to the experimental response data point by point in the time domain.

III. EXPERIMENTAL SETUP

As shown in Fig. 1, the section model of the experimental mockup is supported by two sets of spring connection outside the two sides of the wind tunnel. Three different section models that include one square section and two rectangular sections were tested in the experiments for identification. The configuration and structural properties of the tested section models were listed in Table 1. The model name is distinguished not only by the B/D ratio but also the mass ratio m_r and the damping ratio ξ with which the aerodynamic parameters Y_1 , ε and Y_2 are associated. The density (around 230 kg/m^3) is chosen to be close to those for the ordinary building for the practical consideration. As shown in Table 1, the Reynold numbers were kept in the range of more than 2×10^4 to ensure the applicability of the tested results.

Table 1: Configurations and Structural Properties of the Section Models

Model Name	BXD (mXm)	Density (kg/m ³)	Structural Frequency (Hz)	Reynold No. ($\times 10^4$)
[BD1, $m_r=0.005165$, $\xi=0.18\%$] (Scr=0.3484)	0.1x0.1	226	8.214	3.87~5.45
[BD1/2, $m_r=0.010005$, $\xi=0.16\%$] (Scr=0.1599)	0.071x0.141	232	8.176	3.13~4.75
[BD1/3, $m_r=0.013969$, $\xi=0.22\%$] (Scr=0.1575)	0.059x0.169	239	7.576	6.38~7.72

IV. EXPERIMENTAL RESULTS

Each test was performed twice to three times for increasing experimental reliability before the identification scheme was processed accordingly. To ensure the consistency of the test results, the mixed use of the GTR and DTR methods was avoided and thus only the GTR method was adopted as the identification scheme. The across-wind steady-state amplitude of the three section models versus the reduced wind velocity near

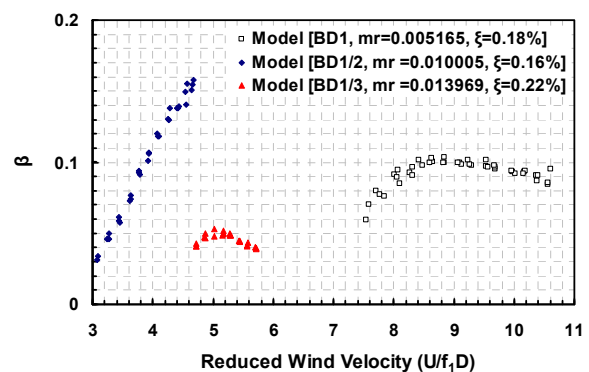


Fig. 3: Steady-State Amplitude versus Reduced Wind Velocity near Lock-in

2010 年 10 月 15 日

the lock-in stage was plotted in Fig. 3. As shown in Fig. 3, the steady-state amplitude has the trend of increasing with the reduced wind velocity ($U/f_1 D = 2\pi/K_1$) for all sections, while the tail part slightly reverses for the sections BD1 and BD1/3. Notice that the inverse of the reduced wind velocity should be close to the corresponding Strouhal number.

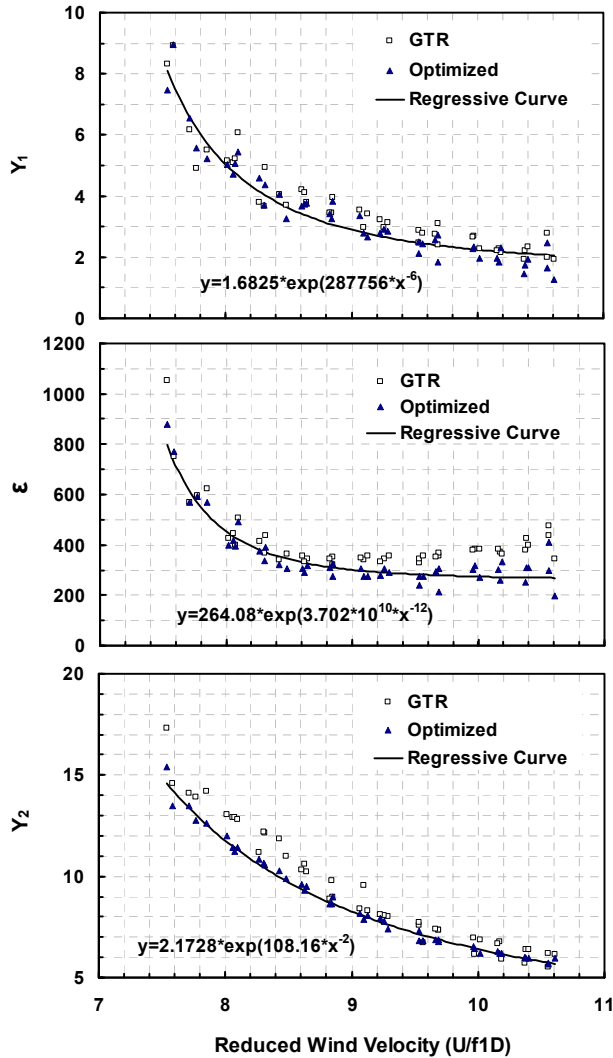


Fig. 4: Aerodynamic Parameters versus Reduced Wind Velocity for Model [BD1, $m_r=0.005165$, $\xi=0.18\%$]

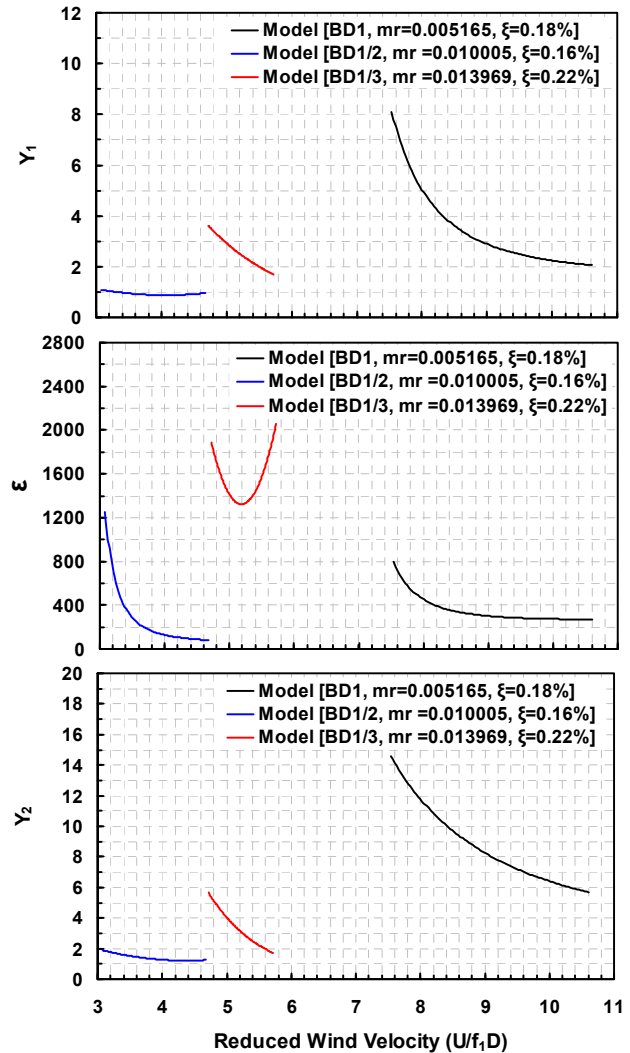


Fig. 5: Comparison of Aerodynamic Parameters between Three Model Sections

The aerodynamic parameters Y_1 , ε and Y_2 were identified following the identification scheme described in the GTR method, and the results were shown in the data points denoted by “GTR” in Fig. 4. Then the values of these parameters identified were further used as the initial guesses to an optimization problem defined in Eq. (31) to fine tune the results, and the results were shown in the data points denoted by “Optimized” in Fig. 4. For the practical use, the regressive formulas of the three aerodynamic parameters based on the optimized results were also shown in Fig. 4 by the solid curves denoted by “Regressive Curve”. For page limitation, only the above mentioned results for Model [BD1, $m_r=0.005165$, $\xi=0.18\%$] were shown in Fig. 4. However, the comparison of the regressive curve plots of these aerodynamic parameters for three different models were shown in Fig. 5.

V. CONCLUSIONS

From the analytical solution, it was shown that the aerodynamic parameters are not only functions of the section shape and reduced wind velocity but also dependent on both the mass ratio (m_r) and structural damping (ξ) independently, instead of only on the Scruton number as a whole. The across-wind aerodynamic parameters of three section models ($BD=1$, $BD=1/2$ and $BD=1/3$) near the lock-in stage have been successfully identified using the GTR method based on wind tunnel measurements. To improve the accuracy of the results, the optimization of the curve-fitting for experimental and analytical response in time domain was performed to finalize the results. Near the lock-in stage, the across-wind steady-state amplitude has the trend of increasing with the reduced wind velocity for all sections, while the tail part slightly reverses for the sections $BD1$ and $BD1/3$. For the $BD1$ section, all the aerodynamic parameters decrease as the reduced wind velocity increases. The results of the section $BD1/2$ show that Y_1 and Y_2 are almost a constant around the value of 1 to 2 with the reduced velocity, while ε indicates a decaying distribution versus the reduced velocity. For the section $BD1/3$, the parameter ε has a distribution of concave-up polynomial versus the reduced velocity, while the other two show the trends of decreasing with the reduced velocity.

VI. REFERENCES

- [1] Simiu, E. and Scanlan, R.H., *Wind Effects on Structures*, John Wiley, NY, 1996.
- [2] Bearman, P.W. and Grahm, J.M.R., "Vortex Shedding from Bluff Bodies in Oscillatory Flow: A Report on Euromech 119," *Journal of Fluid Mechanics*, Vol.99, pp.225-245, 1980.
- [3] Vickery, B.J. and Steckley, A., "Aerodynamic Damping and Vortex Excitation on an Oscillating Prism in Turbulent Shear Flow", *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol. 49, pp.121-140, 1993.
- [4] Ehsan, F. and Scanlan, R.H., "Vortex-Induced Vibrations of Flexible Bridges," *Journal of Engineering Mechanics*, Vol.116, No.15, pp.1392-1411, 1989.
- [5] Van der Pol, B., "A Theory of the Amplitude of Free and Forced Triode Oscillation," *Radio Review*, I, pp.701, 1920.

斜拉索索力預測法

陳振華^{1*} 羅聖智² 潘弘斌³

¹高雄大學土木與環境工程系教授

²高雄大學土木與環境工程系碩士

³高雄大學土木與環境工程系研究生

摘要

斜張橋鋼纜是主導斜張橋靜力與動力行為重要的結構元件，而且斜張橋的幾何非線性也來自於斜拉索。因此隨著形狀與內預力等性質的變化，斜拉索的行為也隨之變化，而此特性的改變也將使得整個斜張橋分析更為複雜化。在本文中，主要是提出一個以類神經網路運算技巧計算索力的方法，以有限元素模式建立類神經網路資料庫，並建構一個鋼纜拉力預測網路架構，再以此一模式求得鋼纜拉力。最後，本文以實場量測的高屏溪斜張橋之鋼纜為例，驗證本文方法之正確性。由實例計算結果可知，本文方法與非線性公式計算所得知結果相當接近，因此，未來對於斜張橋鋼纜索力監測，只要配合振動法測得鋼纜頻率，即可以類神經運算模式獲得索力，評估鋼纜或橋梁之安全性。

關鍵字：索力，斜張橋，斜拉索，類神經網路

一、前言

纜索乃以承受巨大軸力的一種抗拉元件，其材料斷面主要是以拉應力為主，且整個斷面約成均勻應力分布，而斷面承受的撓曲或剪力造成之應力與軸拉應力相較而言則小很多，材料性能可發揮到極限。在學理上，假設纜索只能承受拉力，不能承受軸壓力與彎矩力，且軸向剛度隨著索力的大小而變化，而索的形狀並非固定除非索力固定，所以纜索行為包含複雜的幾何非線性與材料非線性的問題。這些非線性行為同時也造成纜索解析上的困難，無法在動力分析上獲得進一步地簡化，此也是以纜索為主要元件的斜張橋或吊橋，造成結構系統複雜化的主要原因之一(楊和陳 2005)[1]。

目前，工程實務上是採用振動法量測纜索局部自然振動頻率，再套用簡單的結構模式，推導出纜索頻率與索力之關係式，再進一步求出索力，而索力的正確性則與套用的分析模式有關。一般常用的方法包括弦理論模式(陳等人 2005)[2]、梁理論模式(陳等人 2005)[3]，以及頻率差公式(陳和林 2007)[4]，這些方法都可直接解出索力，但並不考慮撓曲剛度與中垂效應等。另外，纜索若考慮成真實的傾斜索，同時也考慮撓曲剛度與中垂量，則有較符合實際狀況之非線性公式(Zui *et al.* 1996)[5]，但此公式需具有幾何線形

條件，須以數值疊代的方式求解索力，工程使用上較為困難且不方便。

近一、二十幾年來，類神經網路已廣泛應用在各個層面，如訊號處理、控制、影像處理、預測等(Zeng *et al.* 1998)[6]。由於類神經網路的基本精神在於模擬人腦所建立的學習系統，具有學習精度高、分佈儲存與容錯能力、可適應性及回想速度快等特性。因此，在土木工程領域中，也常應用於地震工程(Ko *et al.* 2002)[7]、材料強度預測(Lee *et al.* 2005)[8]、主動控制、非破壞檢測(Masri *et al.* 1992)[9]及系統識別(Chen 2005)[10]等研究。在本文中，主要以簡便的振動法進行斜拉索振動試驗，並利用類神經網路的容錯性與學習能力之特性，建立一個可預測未知纜索拉力之網路構架，將纜索局部自然振動頻率作為輸入值，直接預測出纜索拉力，藉以了解纜索受力情形。在本文中將以南部第二高速公路高屏溪斜張橋鋼纜作為實例，進行分析比對確認本文方法之精確性與實用性。

二、索力計算模式

計算索力的方法概可分為三大類，主要以是否考慮撓曲剛度與中垂效應作分類，並依不同假設條件所建立的分析模式，推導出自然振動頻率與索力間的關係式，因此，若能獲知纜索自然振動頻率即可求得拉力值。索力計算依各類分析模式可分為：

- (1) 一維弦振動模式：此模式係將纜索視為弦結構，假設纜索僅為承受軸向張力之一維繃緊弦，不考慮撓曲剛度、傾斜程度與中垂效應。
- (2) 二維梁振動模式：此模式係將纜索視為梁結構，假設纜索為承受軸向力之二維平面簡支梁，考慮撓曲剛度效應，但並不考慮傾斜與中垂效應。
- (3) 非線性索振動模式：考慮纜索非線性效應，非線性索振動模式即是將纜索視為索結構，纜索形狀假設為拋物線型，並考慮撓曲剛度、幾何非線性效應，包括中垂效應，質量分佈與三維傾斜程度等因素。亦即，同時考慮傾斜與中垂量等幾何非線性效應。

由以上敘述可知，非線性精算公式相當複雜，但其具有較高之精度，然而，在使用此公式前必須先預估一個初始索力，作為研判纜索是以何種形式計算索力再進行數值疊代，而計算公式須有量測纜索中垂量 δ 之參數，這些對於已完工的斜張橋而言，若須於高空中量測纜索真實中垂量確實相當困難，因此，在實際應用上，大多使用前二種方法計算索力。而在本文中，則是提出以類神經網路運算的方法，由建構的網路預測模式求得纜索拉力值之新方法。

三、纜索動力試驗與分析

3.1 高屏溪斜張橋

高屏溪斜張橋為南部第二高速公路後續計畫燕巢九如段高屏溪河川橋之主橋，如圖一所示，全長共 510m，採用大跨徑單橋塔非對稱混合式結構系統，主跨為鋼結構設計，以及邊跨為預力混凝土結構設計；橋塔為倒 Y 型式鋼筋混凝土結構；主跨與邊跨各配置 14 組斜張鋼纜，除兩跨最外側一組各為四根外，其餘均為兩根鋼纜組合，共計 60 根鋼纜支撐整座橋梁。本文將針對高屏溪斜張橋主跨部份之 F101R 鋼纜為例，在常態車流下進行振動試驗，鋼纜材料性質與設計幾何性質如表一所示，鋼纜規格可參考交通部國道新建工程局設計需求(交通部台灣區國道新建工程局 2002)[11]。

2010 年 10 月 15 日

3.2 鋼纜振動量測與分析

鋼纜現地振動試驗主要是量測鋼纜局部振態頻率，因此，必須將感應器布設在鋼纜上，受限現場環境無法封閉車道與節省經費，本試驗僅將鋼纜量測點設定在距橋面版高度 2.5m 處，每次量測時間皆為 10 分鐘，取樣頻率為 100Hz，取樣點共 60,000 點，量測方向為車行方向(X 向)之振動頻率。且藉由量測得到振動歷時反應經由富立葉轉換(FFT)求得各鋼纜之頻譜圖，如圖二所示，由各頻譜圖中可得到鋼纜的第一個自然振動頻率為 0.30518Hz，第二個自然振動頻率為 0.62256Hz，前兩個振態頻率差為 0.31738Hz。此纜索頻率差相當接近第一振態頻率，此顯示該纜索振態頻率之正確性。本文利用第二章所述之方法估算索力。該鋼纜計算所得之索力，分別如表二所示，若以非線性理論公式計算值為基準，除頻率差公式誤差較大外，其他兩個方法皆在 1.6% 誤差範圍內。

四、類神經網路運算模式

4.1 倒傳遞神經網路

倒傳遞神經網路(Back-propagation neural network，簡稱 BPN)具有一層或多層隱藏層，使得網路可利用平滑可微分轉換函數表示輸入與輸出處理單元間的映射關係，再應用最陡坡降法的觀念將誤差函數予以最小化，使得網路可推導出修正網路的加權值，達到最佳化之目的(Rumelnart *et al.* 1986, Hecht-Nielsenb 1989)[12,13]。

圖三所示為典型的三層倒傳遞網路架構，第一層為輸入層，第二層為隱藏層，第三層則為輸出層。每一層皆由多個節點所組成，且各層節點與相鄰層節點相互連結，形成一個網路架構。以倒傳遞神經網路進行網路學習運算，可分為三個階段。第一階段是資料由輸入層向前傳遞，經由隱藏層運算，可得到輸出層第 i 個節點輸出值

$$y_i = g\left(\sum_{j=1}^{N_h} (w_{ij}g(\sum_{k=1}^{N_i} v_{jk}x_k + \theta_{vj})) + \theta_{wi}\right), i = 1, 2, \dots, N_o \quad (1)$$

式中 w_{ij} 與 v_{jk} 分別為相連於輸出層與隱藏層，以及相連於隱藏層與輸入層之間的權值。 x_k 為第 k 個節點輸入值。 θ_{wi} (或 θ_{vj}) 為轉換函數 g 之閾值或門檻值。 N_h 、 N_i 與 N_o 分別為隱藏層、輸入層與輸出層的節點數。另外，轉換函數可為線性或非線性函數，在本文中將採用正切雙彎曲轉換函數(Tan-sigmoid transfer function)。

由於倒傳遞神經網路屬於監督式學習，因此，在訓練過程中可降低網路輸出單元目標輸出值與推論輸出值之誤差，達到網路訓練的收斂性。因此，第二階段則是在訓練過程中，以系統誤差監控學習品質，一般是以能量函數或誤差函數作為系統誤差的指標

$$E(s) = \frac{1}{2P} \sum_{p=1}^P (\tilde{Y}_p - Y_p)(\tilde{Y}_p - Y_p)^T \quad (2)$$

式中 $\tilde{Y} = (\tilde{y}_1 \tilde{y}_2 \cdots \tilde{y}_i \cdots \tilde{y}_{N_o})$ ， $\tilde{Y} = (y_1 y_2 \cdots y_i \cdots y_{N_o})$ ， $\tilde{y}_i$ 為第 i 個節點目標輸出值， p 則是每一個輸入節點的資料點總數， $s = (v_{11} v_{12} \cdots v_{jk} \cdots v_{N_h N_i} \theta_{v1} \theta_{v2} \cdots \theta_{vN_h} w_{11} w_{12} \cdots w_{ij} \cdots w_{N_o N_h} \theta_{w1} \theta_{w2} \cdots \theta_{wN_o})$ ，可經由神經網路中求得此參數向量值。因此，若系統誤差無法收

斂至要求的精度，則須透過最後一個階段調整各層之間的權值，藉由第三階段修正網路連結上的權值，使網路能量函數達到最小值而收斂。另外，本文將採用計算效率較佳之 Marquardt-Levenberg 運算法則(Hagan and Menhaj 1994)[14]將上式中 $E(s)$ 最小化，藉以獲得 w_{ij} 、 v_{jk} 、 θ_{wi} 和 θ_{vj} 這些最佳化之網路參數值。

4.2 建立神經網路架構

在本研究中，為建立類神經網路訓練案例資料庫，將利用有限元素法建立纜索分析模式進行動力分析，並變化中垂量與索力值，求得纜索索力變化時所對應的幾何與頻率變化關係作為案例資料庫，並以類神經網路的特性，預測出近似於量測頻率值所對應的索力值。另外，為驗證本方法之可行性，神經網路架構必須經過三個階段：

- (1) 訓練學習階段：以現有已知纜索頻率、索力、中垂量作為神經網路基本案例資料庫進行學習訓練，並建立神經網路預測架構。
- (2) 第一次預測階段：將訓練學習階段所使用之原基本案例資料庫其中一組作為輸入值，經由已建立的神經網路預測架構運算，驗證是否能夠預測出此組的索力值。由於選擇的纜索資料為案例資料庫內資料之一，理論上，神經網路之訓練已涵蓋此纜索狀況資料，應可順利地預測出其索力，此步驟稱為第一階段預測。若此一預測階段無法將案例資料庫纜索之索力值預測出來，則表示訓練學習階段是失敗的，此時須重新修正輸入參數或增加隱藏層節點數，直到本階段預測是成功的為止。因此，神經網路預測架構須具有成功的第一次預測階段，方能映射出輸入與輸出之關係。
- (3) 第二次預測階段：選擇一組未在基本案例資料庫中使用過的纜索資料，作為預測的未知對象(雖已知其索力但僅作預測結果比對之用)，並利用第一次預測階段成功的神經網路預測架構進行索力之預測。由於此未知纜索資料未曾在神經網路架構出現過，因此，若能順利預測出相同的索力值，則顯示本文所建立的預測架構確實可在不須經過複雜的非線性疊代計算即可求得索力。

五、實例分析

5.1 訓練學習階段

為了能夠直接預測出索力值，必須訂定出神經網路之輸入值與輸出值為何。由於振動頻率可由實場量測方式輕易地獲得，相反地，中垂量則較難由實場測量得到，而索力則是待求參數。如圖四所示， f_i 表示纜索第 i 個自然振動頻率，為簡化神經網路模式，本文利用單層隱藏層之倒傳遞網路學習訓練模式，求出輸入值 f_i 與輸出目標值 T 之間的映射關係，建立起整個神經網路預測索力架構。

因此，在此訓練學習階段，首先利用有限元素法建立不同索力作用與中垂量案例資料，而纜索有限元素模式假設為拋物線型，並考慮中垂量所造成的非線性效應進行動力分析，即可獲得前 3 個振態頻率值。另外，纜索預力設計值約為降伏應力(F_y)之 20~40%，因此，索力變化值則可取降伏應力之 10%~60%，本文取每間距 10%降伏應力為一組，分別為 0.1~0.6 F_y ，共有 6 組不同索力資料，並取 6 組中的 5 組作為基本案例訓練資料庫，藉由此 5 組案例，利用圖四所建構的網路架構進行訓練與學習。類神經網路預測架構設定為三層，如圖四所示，輸入層共有 3 個節點，分別為前三個振動頻率 f_i ($i=1,2,3$)；輸出層節點為 1 個，即索力 T 與降服拉力($F_y \cdot A$)之比值；隱藏層為 3 個節點(陳 2002)[15]。

2010 年 10 月 15 日

本文選擇索力變化值為降伏應力之 10%、20%、30%、50%與 60%，共 5 組作為案例資料庫進行訓練與學習，而學習過程中輸出值與目標值相當接近，訓練誤差皆維持在 10^{-6} 以下，如表三所示，為輸入值與輸出值間的映射關係。

5.2 第一預測階段

由訓練學習過程，本文已利用索力變化值共 5 組案例資料庫建立類神經網路預測架構，如圖四所示，為進一步確認網路架構預測的能力為何，在第一階段預測是以案例資料庫中原有的索力案例，選擇索力變化值為降伏應力之 30%之案例作為預測之案例，預測結果如表三所示，由表中可知，神經網路所預測出的結果都非常接近原有相對應索力值，誤差皆在 10^{-6} 以下，此表示該網路具有此結構特性，訓練結果是相當成功的。

5.3 第二預測階段

在第一次預測時，索力變化值為降伏應力 30%之案例為訓練案例之一，類神經網路已存在此組特性，因此，精準的預測結果是可預期的。但是，成功的類神經網路則須再進行第二預測階段工作，加以證實網路架構的適用性。在第二預測階段則是希望透過先前建立的神經網路預測模式，不須進行中垂量測量與非線性公式運算數值疊代運算，即可直接求得該纜索的索力。

由前兩個階段可知，索力變化值為降伏應力之 40%之案例並未納入訓練案例資料庫中，故此案例對神經網路架構而言是未知的，因此，以未知索力變化值為降伏應力 40%之案例作為預測對象，結果如表三所示，神經網路所預測索力與原有計算值雖存有些許的誤差，但誤差值不大，而且相當接近，多維持在 0.3%以下，此結果顯示本架構的預測結果應是精準可接受的，且確實可直接以神經網路求得索力值。

5.4 斜拉索索力預測

本文曾進行高屏溪斜張橋纜索振動試驗，所獲得 F101R 前三個頻率值如表二所示。利用相同的網路架構，將此三個頻率值作為神經網路輸入值，輸出值為索力，經由神經網路預測得到的索力值為 3434.857kN。若以非線性公式為基準，則纜索預測誤差為 1.33%。此結果皆較小於其他方法計算索力之誤差。因此，本文所採用的類神經網路架構確實可預測出纜索拉力，而且可得到精準的預測結果。

六、結論

本文主要是應用現地微動試驗，量測南二高高屏溪斜張橋鋼纜振動反應，求得鋼纜各振態自然頻率值，再由類神經網路預測鋼纜拉力值。由實例計算結果可知，本文方法與非線性公式計算所得知結果相當接近，其精確度高於其他三種振動公式計算索力之結果。因此，本文之結論如下：

1. 在不封閉橋梁情況下，可使用微動試驗求得鋼纜自然頻率，非常經濟方便。
2. 利用常用振動公式進行索力計算時，除頻率差公式與非線性精算公式計算之結果比較有較大之誤差，約在 6.5%以內，其餘皆在 1.6%以內。而本文方法與非線性精算公式計算之結果比較，其預測誤差維持在 1.4%以內。因此，本文方法確實具有準確性。
3. 對於南二高高屏溪斜張橋而言，若能求出各索力，則可經由適當的拉力指標，進行斜張橋鋼纜拉力異常評估，未來也可依此應用於評估橋面版主梁損傷定位於損傷程

度。

七、誌謝

本研究承國科會計畫補助(NSC96-2628-E-390-011-MY3)得以順利完成，謹此誌謝。

八、參考文獻

- [1] 楊永斌、陳振華，“纜索支撐橋梁理論發展的回顧之三：1880 年代至 1940 年代”，*結構工程*，台北，台灣，第十卷，第 4 期，65-88 頁，1995 年。
- [2] 陳振華、湯輝雄、歐陽蓁，“斜張橋鋼纜拉力量測與分析-以貓羅溪鋼拱塔斜張橋為例”，*結構工程*，台北，台灣，第二十卷，第 3 期，61-72 頁，2005 年。
- [3] 陳振華、歐陽蓁、黃銘智、陳唐徵，“車流作用下斜張橋鋼纜預力量測與分析”，*第二十九屆全國力學會議*，清華大學，D013，2005 年。
- [4] 陳振華、林炳昌，“斜張橋斜拉索拉力檢測與安全評估”，*技師月刊*，台北市，第 47 期，83-92 頁，2007 年。
- [5] Zui, H., Shinke, T., and Namita, Y., “Practical formulas for estimation of cable tension by vibration method,” *Journal of Engineering Mechanics*, Vol.122, No.6, pp.651-656, 1996.
- [6] Zeng, P., “Neural Computing in Mechanics,” *Apply Mechanics Review*, Vol.51, No.2, pp.173-197, 1998.
- [7] Ko, J. M., Sun, Z. G., and Ni, Y. Q., “Multistage Identification Scheme for Detecting Damage in Cable-Stayed Kap Shui Mun Bridge,” *Engineering Structures*, Vol.24, No.7, pp.857-868, 2002.
- [8] Lee, J. J., Lee, J. W., Yi, J. H. Yun, C. B., and Jung, H. Y., “Neural Networks-Based Damage Detection for Bridges Considering Errors in Baseline Finite Element Models,” *Journal of Sound and Vibration*, Vol.280, No.3-5, pp.555-578, 2005.
- [9] Masri, S. F., Chassiakos, A. G., and Caughey, T. K., “Structure-Unkonwn Non-Linear Dynamic Systems: Identification through Neural Networks,” *Smart Materials and Structures*, Vol.1, pp.45-56, 1992.
- [10] Chen, C. H., “Structural Identification from Field Measurement Data Using a Neural Network,” *Journal of Smart Materials and Structures*, Vol.14, pp.S104-S115, 2005.
- [11] 交通部台灣區國道新建工程局，「高屏溪橋」，台北，台灣，2002 年。
- [12] Rumelnart, D. E., Hinton, G. E., and Williams, R. J., “Learning International Representation by Error Propagation,” *Parallel Distributed Proceeding*, D.E. Rumelnart *et al.*, Eds, The MIT Press, Cambridge, MA, pp.318-362, 1986.
- [13] Hecht-Nielsen, R., “Theory of the Back Propagation Neural Network,” *Proceeding of International Joint Conference on Neural Networks*, IEEE, Vol.1, pp.593-605, 1989.
- [14] Hagan, M. T., and Menhaj, M. B., “Training Feed-Forward Networks with the Marquardt Algorithm,” *Transactions on neural networks*, IEEE, Vol.5, No.6, pp.989-993, 1994.
- [15] 陳振華，“類神經網路於結構系統識別”，*2002 中華民國第十屆模糊理論及其應用會議*，交通大學，D4，1-6 頁，2002 年。

表一：鋼纜材料與設計幾何性質

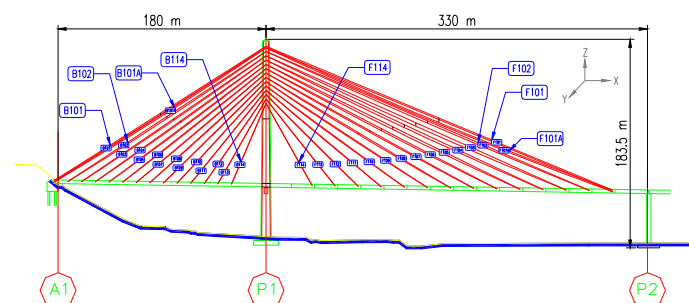
鋼纜編號	F101R
索長 l (m)	325.58
質量 m (kg/m)	84.35
彈性模數 E (10^6 kN/m^2)	193.20
面積 A (cm^2)	105.336
傾斜角 θ (deg.)	22.855
中垂量 δ (m)	4.300

表二：F101R 鋼纜索力計算結果

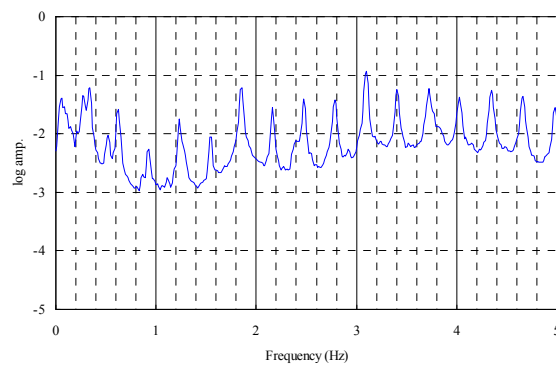
鋼纜編號	F101R	
f_1 (Hz)	0.30518	
f_2 (Hz)	0.62256	
f_3 (Hz)	0.92773	
Δf_1 (Hz)	0.31738	
項目	拉力值(kN)	誤差(%)
弦理論	3335.423	1.60
頻率差	3607.430	6.42
梁理論	3335.333	1.60
非線性理論	3389.674	/
本文(ANN)	3434.857	1.33

表三：F101R 鋼纜類神經網路運算結果

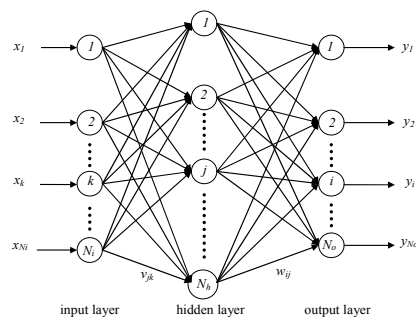
項次	訓練階段					預測階段		
						第一次	第二次	第三次
案例	$0.1F_y A$	$0.2F_y A$	$0.3F_y A$	$0.5F_y A$	$0.6F_y A$	$0.3F_y A$	$0.4F_y A$	實測資料
目標值	0.10	0.20	0.30	0.50	0.60	0.3000	0.4000	0.1823
輸出值	0.10	0.20	0.30	0.50	0.60	0.3000	0.3990	0.1847
目標值(kN)	1859.393	3718.786	5578.180	9296.966	11156.359	5578.180	7437.573	3389.674
輸出值(kN)	1859.393	3718.786	5578.180	9296.966	11156.359	5578.180	7418.607	3434.857
誤差(%)	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.26	1.32



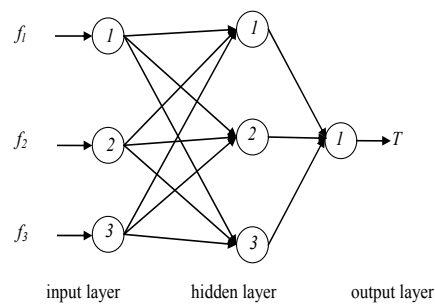
圖一：南二高高屏溪斜張橋示意圖



圖二：F101R 鋼纜頻譜圖



圖三：典型神經網路架構



圖四：纜索拉力預測神經網路架構

偏心效應對懸吊式橋樑氣動不穩定性影響之探討

方富民¹ 楊峻² 鍾政洋³ 蔡宗雄² 蔡孟緯³

¹國立中興大學土木工程系教授

²國立中興大學土木工程系碩士班研究生

³國立中興大學土木工程系博士班研究生

摘要

本研究係以實驗方式，在來流為均勻流場之情況下，針對質量偏心效應對懸吊式橋樑所造成之氣動不穩定性進行探討。本研究以簡單矩形斷面模型作為橋體之基本外型，藉由改變來流風速、橋體第一模態(垂直向)及第二模態(扭轉向)之頻率比及質量偏心距離(0%、 $\pm 5\%$ 與 $\pm 10\%$)，探討其對橋體動態反應之影響。研究在固定第一模態頻率之情況下，改變兩模態之頻率比，藉由實驗量測所得之橋體垂直向位移反應與扭轉向角度變化之均方根值來分析不同質量偏心位置所造成之效應。結果發現，在同一偏心位置之狀況下，頻率比越高則氣動穩定性愈佳，其顫振臨界風速隨頻率比增加而上升。而在同一頻率比之情況下，下游偏心有較佳之氣動穩定性，其次為無偏心，而上游偏心之氣動穩定性則較差。但在頻率比為 1.2 且偏心位置為 $\pm 10\%$ 時，其動態反應之趨勢與其他頻率比之結果有所差異。

關鍵字：懸吊式橋樑風洞實驗，質量偏心，顫振臨界風速

一、前言

由於近代橋樑建築發展之進步使得長跨度橋樑與日俱增，如懸吊式橋樑與斜張橋等，其較為柔軟的特性提供較佳之抗震性，但在抗風設計方面卻顯得相對重要。懸吊式橋樑對風力所產生之反應頗為敏感，在風力設計上包括靜態與動態載重之考量，除需考慮以現地風速資料估算之平均風載重外，結構受風吹襲產生之氣動力效應(aerodynamic effect)亦為考量重點。當結構受風力作用而產生振動時，會因其互制作用(interaction)導致橋體發生氣彈力(aeroelastic)效應。

為探討風場變化與橋體振動間之互制效應，本實驗以風洞試驗方法呈現橋板在均勻來流下之氣彈力反應，除改變橋體第一模態(垂直向)及第二模態(扭轉向)之頻率比外，並考慮五種橋體質量偏心變化(無偏心、 $\pm 5\%$ 及 $\pm 10\%$)，觀察其不同頻率比及質量偏心下之氣彈力特性，分析並探討其原因。

二、研究目的

本研究探討當橋體偏心改變(如橋樑施工、單向通車等)之實際情況下不同風速對於橋體反應之影響，藉由實驗將偏心效應對橋體之影響量化，其結果可作為未來橋樑設計上之參考。

研究中主要係以風洞試驗模擬均勻來流通過二維矩形斷面所產生之氣彈力反應行為，並觀察橋體第在第一模態(垂直向)頻率固定時改變第二模態(扭轉向)頻率後其質量偏心對橋體之氣動穩定性所造成之影響。在均勻來流下，當流體流經橋體截面時，藉由改變約化風速(U_r)、調整其第二模態與第一模態之頻率比及改變質量中心偏離斷面形狀中心之距離(簡稱質量偏心)，來檢視橋體之氣彈力特性。

研究中分析的重點為橋體反應之均方根值、顫振臨界風速以及頻譜分布等，並進一步檢視質量偏心與橋體反應間之相關性。

三、相關研究

Irwin[1]針對橋樑偏心效應之不可忽略性提出說明，在真實橋樑中雖無設計偏心效應，但施工過程中依然會存在微小的偏心情況，而實驗時偏心效應常被忽略，因此偏心效應在實驗上仍須考慮，研究若缺乏偏心效應之考慮，則實驗所得之臨界風速將偏於保守的低估狀態。

Mathivat[2]探討改變頻率比所導致之顫振現象及扭轉不穩定性之影響，當扭轉與垂直自然頻率之比值小於 1 時，主樑對顫振非常敏感；比值大於 1.5 時，顫振不會產生，但對於扭轉不穩定則無法掌控，因此建議扭轉與垂直自然頻率之比值大於 2.5 較佳。

Nakamura 等[3]探討阻塞比對實驗精準度之影響。風洞實驗一般認為阻塞比小於 5% 時不需修正，但當阻塞比過大時，會使流場局部加速，而引起縱向壓力梯度。

Tang 等[4]針對實驗時之阻尼比的範圍提出建議。阻尼大小直接影響結構運動之振幅，其難以經由數值解析方法求出，而現場實測之數值與差異，因而在設計上建議之阻尼比範圍為 0.003 至 0.01。

林世權[5]提出轉動慣量的計算方法。由於斷面模型是由不同材料所組成，導致其轉動慣量不易計算，但模型質量可以直接由磅秤量得，因此轉動慣量可藉由實驗方法所得之扭轉頻率及扭轉勁度反推求得。

Miyata[6]提出雖然使用薄型斷面等裝置是可行的，但由於每一座橋樑都是各自獨立的，因此風洞試驗對橋樑工程來說是必須的。

四、實驗配置

本研究所採用之矩形橋體模型深寬比為 5。為了降低阻塞比對實驗之影響，乃採用了厚度(D)為 4 公分之橋面模型(阻塞比為 4.2%)，斷面設定參見圖一。橋體模型以壓克力為主要材料，橋體內部則置入鐵條以改變其質量偏心量(e)。為求實驗結果之精確，在模型製作上保持模型在跨度方向之質量分佈均勻。

本實驗將橋體斷面模型置於風洞(80cm×80cm)內測試段的懸吊式架設系統上(圖二)，風攻角(β)為零。並藉由調整其上之彈簧勁度設定斷面模型之結構自然頻率，而結構之阻尼則由液體阻尼裝置與彈簧系統本身存在的摩擦力所組成。本實驗設置之阻尼裝

2010 年 10 月 15 日

置可分別調整橋體垂直向及扭轉向之阻尼，橋體之振動量(位移與速度)係以雷射位移計進行量測。

五、偏心效應之影響

5.1 無偏心情況

圖三顯示在無偏心(NE)時不同風速在四種頻率比(1.2、1.35、1.5、2.0)情況下的垂直向及扭轉向橋體反應均方根值變化。顯示隨頻率比的增加，臨界約化風速也跟著提高。而在第一模態(垂直向為主)的共振，由於頻率固定為 9.5Hz，因此約化風速皆在 1.8 附近。第二模態(扭轉向為主)反應隨頻率比增加而增加，共振約化風速也隨之提高。

5.2 下游偏心情況

圖四與圖五分別顯示下游質量偏心(MD)5%與 10%時不同風速在四種頻率比情況下的垂直向及扭轉向橋體反應均方根值變化。其趨勢與無偏心情況相當類似，即隨著頻率比的增加，臨界約化風速也提高。由於第一模態共振時主要是以垂直向反應為主，但因偏心之效應，導致扭轉向亦能看到第一模態的反應。

5.3 上游偏心情況

圖六與圖七分別顯示上游質量偏心(MU)5%與 10%時不同風速在四種頻率比情況下的垂直向及扭轉向橋體反應均方根值變化。圖六顯示在發散時趨勢上皆與無偏心及下游偏心相同，臨界約化風速隨著頻率比增加而提高，但當頻率比為 1.2 則有所差異(圖七)。此應由於當兩種模態頻率相當接近時，因為偏心的關係在振動時兩種模態的共振會同時出現，產生振態耦合而導致氣動力特性的改變。

圖八為上游質量偏心 5%、10%在頻率比 1.2 之不同風速下之反應頻譜圖。質量偏心 5%第二模態共振結束後，高風速區以第一模態為主直至臨界風速，發散瞬間則轉變以第二模態的方式；但質量偏心 10%則相異，發散前轉以第一模態的方式發散。

圖九將四種頻率比區分上、下游及無偏心之臨界約化風速比較圖，圖中顯示頻率比高者臨界風速隨之遞增；同頻率下之臨界風速為：上游最大，無偏心次之，上游最小(然在上游偏心 10%頻率比 1.2 時則否，亦參見圖十)。由於臨界風速高者相對不易發生，因此頻率比高具有較佳安全性，也具有較佳之氣動穩定性。

六、結論

本研究以風洞斷面模型試驗，探討均勻來流流經二維橋體之橋體振動反應與氣動穩定性。由於臨界風速愈大顫振愈不容易發生，其安全性相對愈高，氣動穩定性也愈佳，因此本研究針對頻率比與質量偏心效應之關係，探討橋梁氣動不穩定性，分述如後。

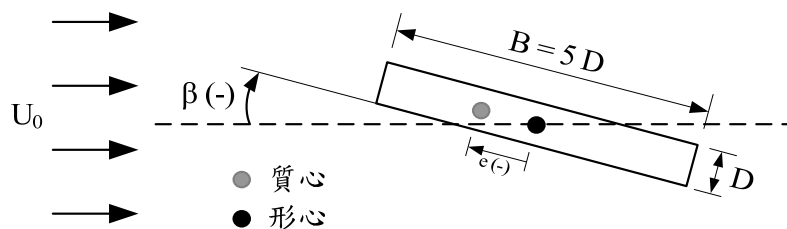
1. 當頻率比為 1.35、1.5 及 2.0 時，無論在 5%、10%之上下游偏心與無偏心情況，其發散皆以第二模態為主。但質量偏心 10%、頻率比 1.2，因為耦合效應產生，導致氣動力特性改變，使得在上游及下游偏心情況中係以第一模態為主之方式發散，而質量偏心 5%、頻率比 1.2 則回到以第二模態發散為主。
2. 對不同頻率比之臨界風速作比較後發現，臨界風速隨著頻率比的增加而增加。由於在安全考量上，較高臨界風速具有較高之穩定性，也表示頻率比愈大愈具有較佳之

氣動穩定性(然當上游質量偏心為 10%、頻率比為 1.2 時無此趨勢)。

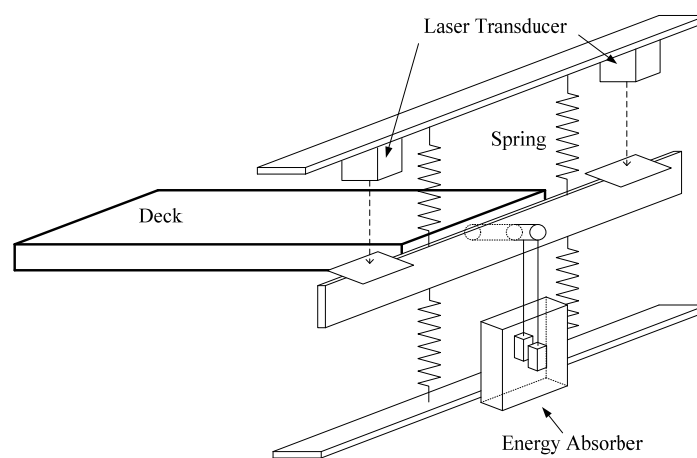
3. 一般趨勢顯示，臨界風速最大者為下游偏心、其次為無偏心、最小為上游偏心(但在質量偏心 10%、頻率比 1.2 時無此趨勢)。由於質量偏心會使得臨界風速有所差異，因此在不得已情況下導致橋梁產生質量偏心時(如單線通車)，應考量其效應對橋梁氣動不穩定性的影響。

表一：橋體模型結構特性

深度(B)	20 cm
厚度(D)	4 cm
長度(L)	67 cm
深厚比(B/D)	5
質量(M)	3.83 kg/m
轉動慣量(I)	0.0185 kg·m ² /m
第一模態頻率(f_1)	9.521 Hz
第一模態阻尼(ξ_1)	0.33%
第二模態阻尼(ξ_2)	0.63%

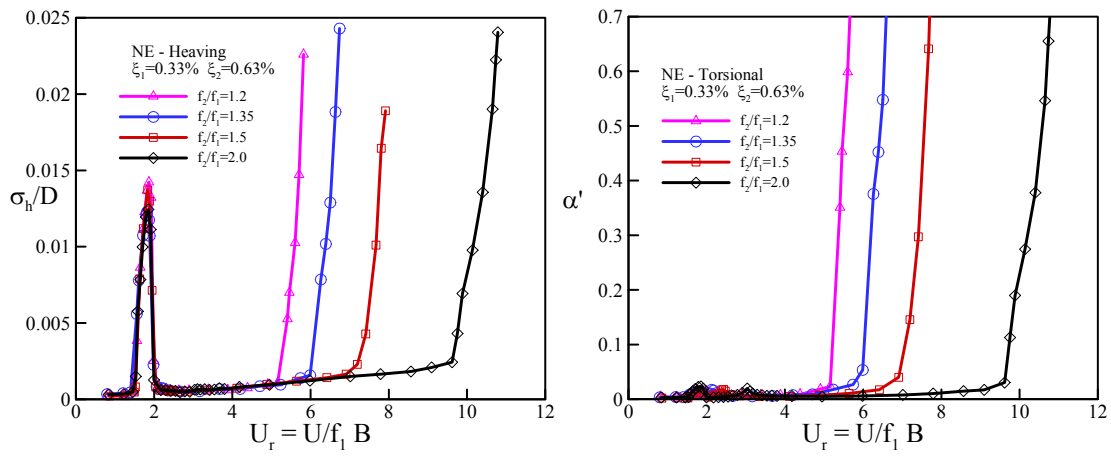


圖一：橋體斷面示意圖

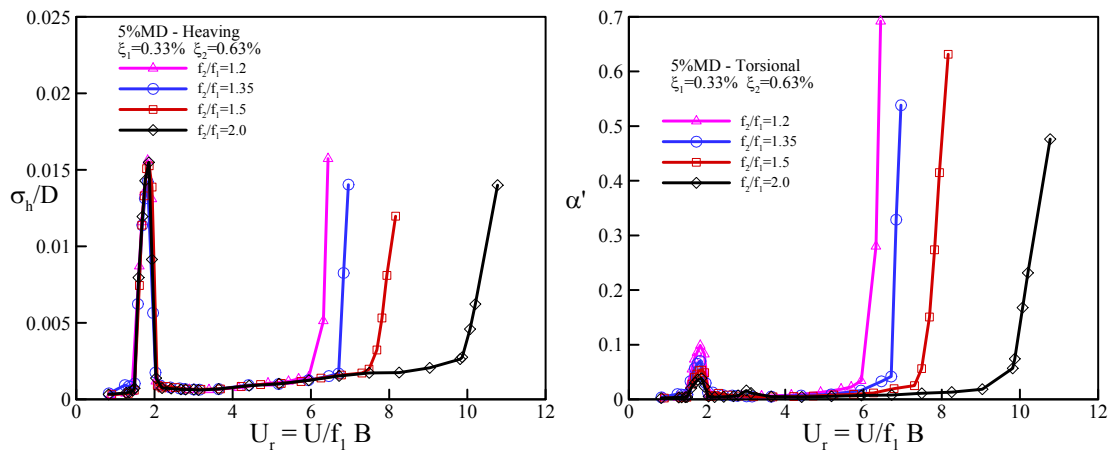


圖二：實驗橋體模型懸吊機制圖

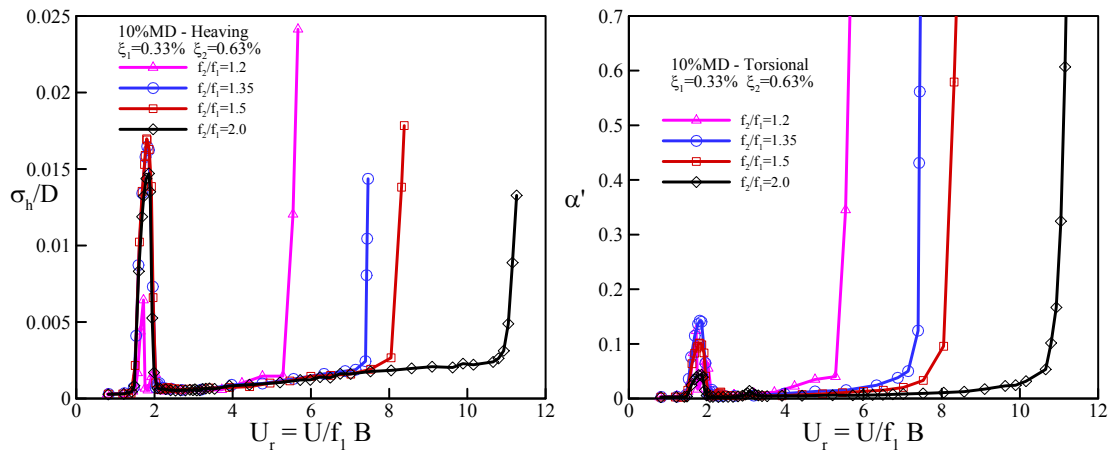
2010 年 10 月 15 日



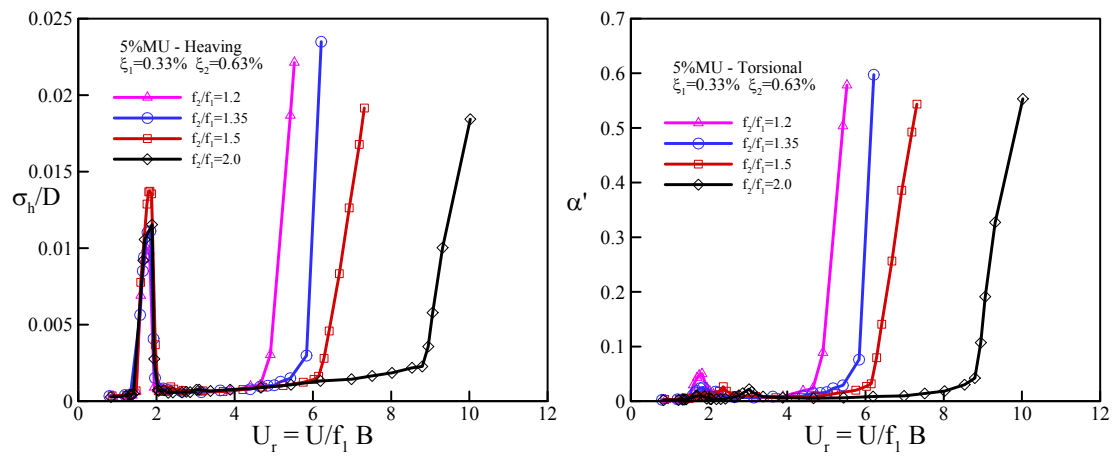
圖三：無偏心情況第一、二模態反應均方根值變化



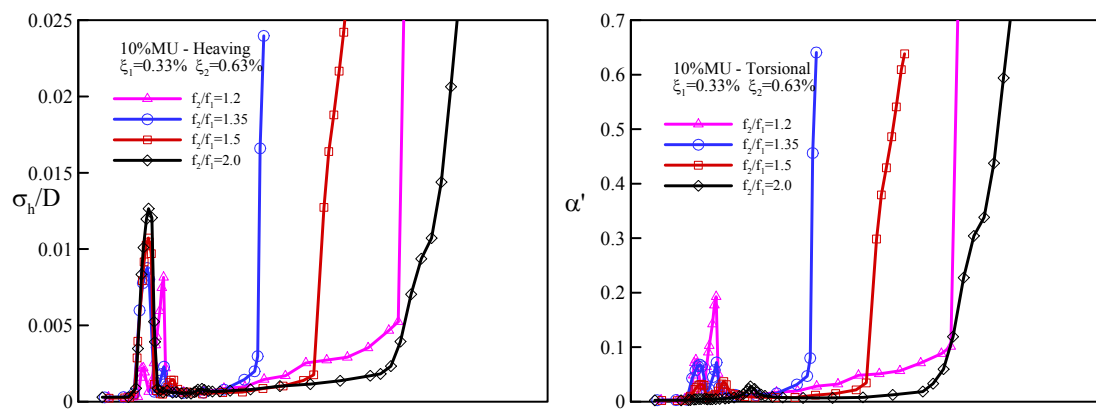
圖四：下游偏心為 5%時(e=5%)第一、二模態反應均方根值變化



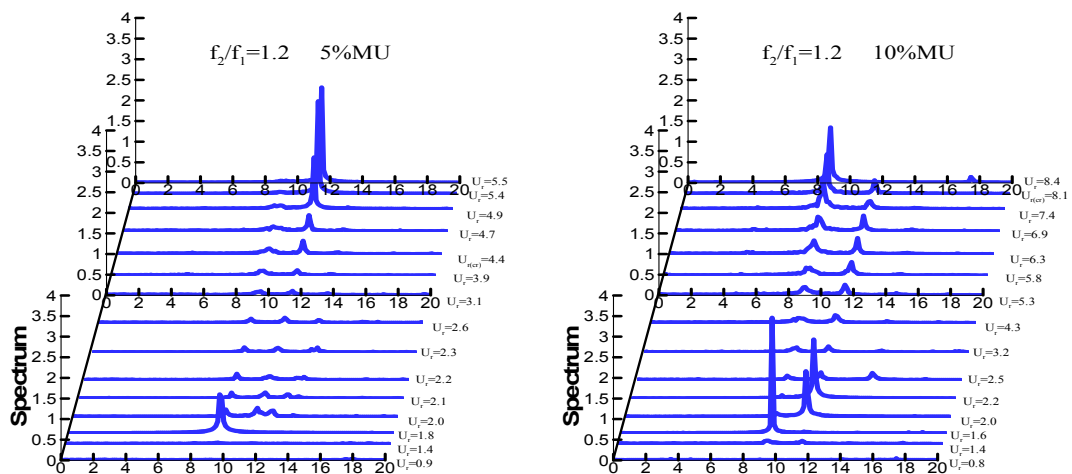
圖五：下游偏心為 10%時(e=10%)第一、二模態反應均方根值變化



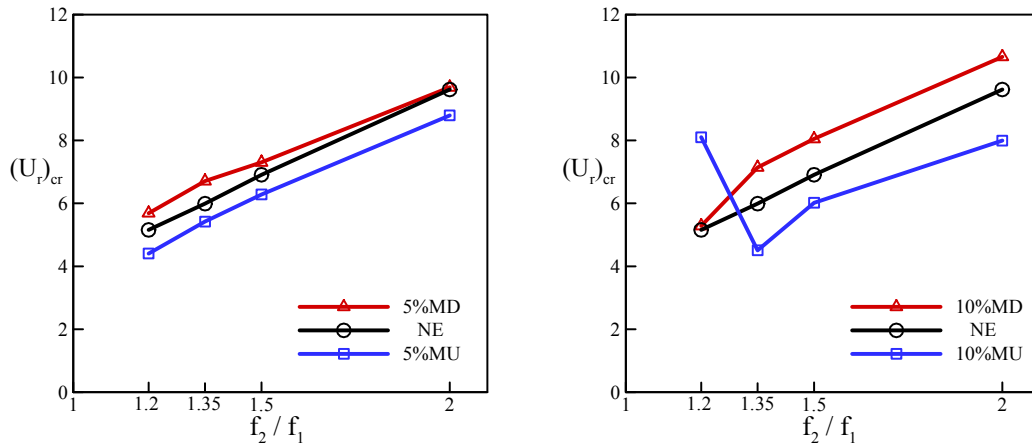
圖六：上游偏心為 5%時($e=5\%$)第一、二模態反應均方根值變化



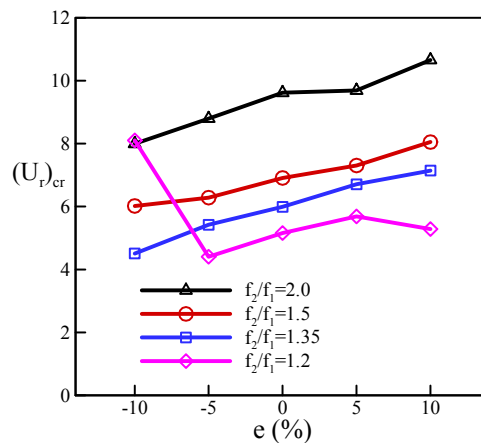
圖七：上游偏心為 10%時($e=10\%$)第一、二模態反應均方根值變化



圖八：頻率比 1.2 時上游偏心 5%與 10%相應之反應頻譜圖



圖九：不同偏心情況臨界約化風速與頻率比關係圖



圖十：不同頻率比下臨界約化風速與偏心量關係圖

七、參考文獻

- [1] Irwin, H.P.A.H., "Centre of Rotation for Torsion Vibration of Bridges," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.4, pp.123-132, 1979.
- [2] Mathivat, J., "The Cantilever Construction of Prestressed Concrete Bridge," *A Wiley-Interscience Publication*, 1983.
- [3] Yasuharu Nakamura, Shigehira Ozono, "The Effects of Turbulence on a Separated and Reattaching Flow," *Journal of Fluid Mechanics*, Vol.178, pp.477-490, 1987.
- [4] Tang, Man-Chung, "Guidelines for the Design of Cable-stayed Bridges," *American Society of Civil Engineers*, 1922.
- [5] 林世權, "風攻角和紊流場對長跨度橋梁抖振之影響", 淡江大學土木工程研究所碩士論文, 1995 年。

- [6] Noda, M., Utsunomiya, H., Nagao, F., Kanda, M., and Shiraishi, N., "Effects of Oscillation Amplitude on Aerodynamic Derivatives," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.91, pp.101-111, 2003.

矩柱在紊流邊界層中之橫風向及扭轉向氣動力特性研究

蔡明樹¹ 鄭啟明²

¹祺昌工程科技有限公司

²淡江大學土木工程學系教授、風工程研究中心主任

摘要

本文針對不同幾何外型之矩柱，以表面風壓實驗量取其在紊流邊界層中之橫風向及扭轉向氣動力特性。矩柱體幾何外型之變化包括深寬比及高寬比兩項，參考國內現行風力規範之橫風向、扭轉向風力設計條文，選取之柱體分別為：高寬比 3、4、5、6、7；深寬比 1/5、1/4、1/3、1/2、1/1、2/1、3/1、4/1、5/1。風洞試驗所選用之紊流邊界層，亦為國內規範定義之 A、B、C 三種標準地況。藉由電子式壓力掃描器同步量測風壓模型上每一個風壓測點之壓力變化，以頻譜分析技術計算出橫風向及扭轉向之基底擾動風力係數及風力頻譜。實驗結果顯示，基底擾動風力係數受深寬比之影響較高寬比為明顯。尤其是深寬比大於 3 之深矩柱，在紊流強度最低之 C 流場中，基底擾動風力係數幾乎不隨高寬比變化而改變。在基底之橫風向及扭轉向風力頻譜方面，同一流場下，深寬比小於等於 1 之模型因為沒有明顯之再接觸現象而有較窄頻之狀況，深寬比大於 1 之模型則由於明顯之再接觸現象而導致頻譜呈現較為寬頻之分布。

關鍵字：風洞試驗，矩柱，紊流邊界層，橫風向，扭轉向

一、前言

台灣同時處於強風及地震盛行之區域，因此結構物之主要設計活載重，風力與地震力占有相當重要之地位。對於大跨度屋頂結構以及高層建築而言，風載重甚至會超過地震力而成為結構設計時的主要外力。高層建築所承受的風載重包括順風向、橫風向及扭轉向三組同時作用的風力。順風向風力其學理較為明確，可藉由準穩定定理等理論模式加以推導，目前各國規範對此有著相近的規定；橫風向風力則源自渦散分離及紊流尾跡等現象，扭轉向風力則為各受風面不平衡的風壓擾動所造成，因其發生現象與學理較為複雜，各國風力規範尚無一致之規定，大多以風洞實驗之經驗公式表示。本文即以國內現行風力規範「建築物耐風設計規範及解說」有關橫風向與扭轉向風力條文適用之建築物幾何形狀為研究範圍，包括不同之深寬比與高寬比之矩形柱體，探討該類型之建築物在規範定義之標準地況中之氣動力特性。文中藉由風洞物理模擬試驗，以電子式壓力掃描器同步量測模型表面風壓孔之壓力歷時變化，再由積分方式計算模型基底之整體擾動風力係數與風力頻譜，做為本文研究之主要參數。

自 1970 年代學術界即開始對風力頻譜進行量測，至近年來如 1990 年 Kareem[文獻

1]在邊界層指數律指數 $\alpha=0.16$ 、 0.35 之開闊、都市地形，以力平衡儀法量測深寬比 $1/3$ 、 $1/2$ 、 $2/3$ 、 $1/1$ 、 $3/2$ 、 $2/1$ 、 $3/1$ 之模型風力頻譜，並在 2003 年[文獻 2]將相關資料整合為一互動式資料庫；2002 年 Liang 等人[文獻 3]在 $\alpha=0.20$ 之流場，以力平衡儀法量測深寬比 $1/1$ 、 $2/1$ 、 $3/1$ 、 $4/1$ ，高度 0.4m 及 0.8m 之模型橫風向風力頻譜，並歸納出經驗公式；2004 年 Gu 等人[文獻 4]亦針對矩型斷面深寬比 $1/3$ 、 $1/2$ 、 $2/3$ 、 $3/2$ 、 $2/1$ 、 $3/1$ 之建築物，高寬比 4 、 5 、 6 、 7 、 8 、 9 ，在 $\alpha=0.12$ 、 0.16 、 0.22 、 0.30 之地形，以力平衡儀法量測風力頻譜相關資料，並歸納出經驗公式。2005 年，Lin 等人[文獻 5]以高寬比 4 、深寬比 $0.34\sim 2.0$ 之矩柱，在 $\alpha=0.15$ 之地形，以表面風壓實驗量測風力係數及頻譜等相關資料。

二、風洞實驗設置

2.1 風洞實驗室

本研究使用之風洞設備為淡江大學風工程研究中心一號邊界層風洞，該風洞屬於吸入、開放型。風洞實驗段長 18.0 公尺，斷面寬 2.0 公尺、高 1.5 公尺。正常運轉流速範圍為 1.0 m/s 至 15 m/s ，風洞內自由流之紊流強度 $0.5\%\sim 1.0\%$ 。

2.2 逼近流場特性

本文根據國內規範定義之地況，模擬出實驗使用之逼近流場特性。國內規範定義之地況為地況A：大城市市中心區， $\alpha=0.32$ ， $z_g=500$ 公尺；地況B：大城市市郊、小市鎮， $\alpha=0.25$ ， $z_g=400$ 公尺；地況C：平坦開闊之地面， $\alpha=0.15$ ， $z_g=300$ 公尺。圖 1 顯示在試驗段內，不同高度順風方向之平均流速及紊流強度隨高度變化之剖面曲線。實驗室所建立之模擬邊界層厚度在轉盤處約 $110\sim 120\text{cm}$ 。

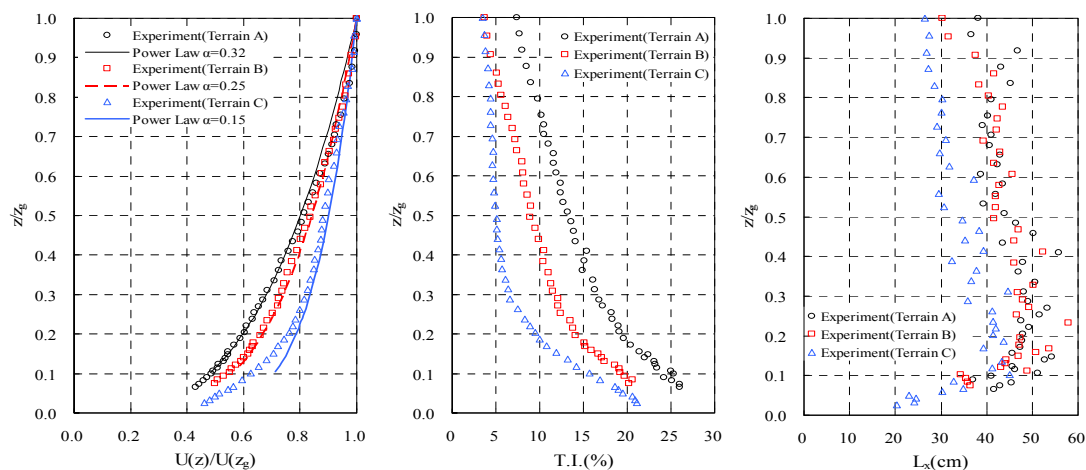


圖 1. 逼近流場平均風速、紊流強度及長度尺度剖面

2.3 風壓模型

本研究選取之建築物風壓模型外形分別為：高寬比($H/\sqrt{BD}$)： 3 、 4 、 5 、 6 、 7 ，共 5 組；深寬比(D/B)： $1/5$ 、 $1/4$ 、 $1/3$ 、 $1/2$ 、 $1/1$ 、 $2/1$ 、 $3/1$ 、 $4/1$ 、 $5/1$ ，共 9 組。 B 、 D 、 H 分別為模型之寬度(垂直於來風方向)、深度(平行於來風方向)及高度(圖 2)。實際之模型

2010 年 10 月 15 日

製作如圖 2 所示，共有 5 座以透明壓克力製做之矩柱模型。除了方柱外，其他矩柱模型皆代表兩種模型深寬比，淺矩柱($D/B < 1$)與深矩柱($D/B > 1$)，二者在風洞中即為風攻角相差 90 度之試驗。風壓試驗所使用之模型利用約 3mm~5mm 厚之壓克力透明平板來製作，在其表面開設直徑 1mm 風壓孔，風壓管固定長度為 130cm，內徑(直徑)約 0.85mm。每一高寬比 7 之風壓模型表面安裝約 350 個風壓孔，每一高寬比 3 之風壓模型表面安裝約 230 個風壓孔，以有效掌握整體風力擾動以及空間上不同位置之壓力相關性。

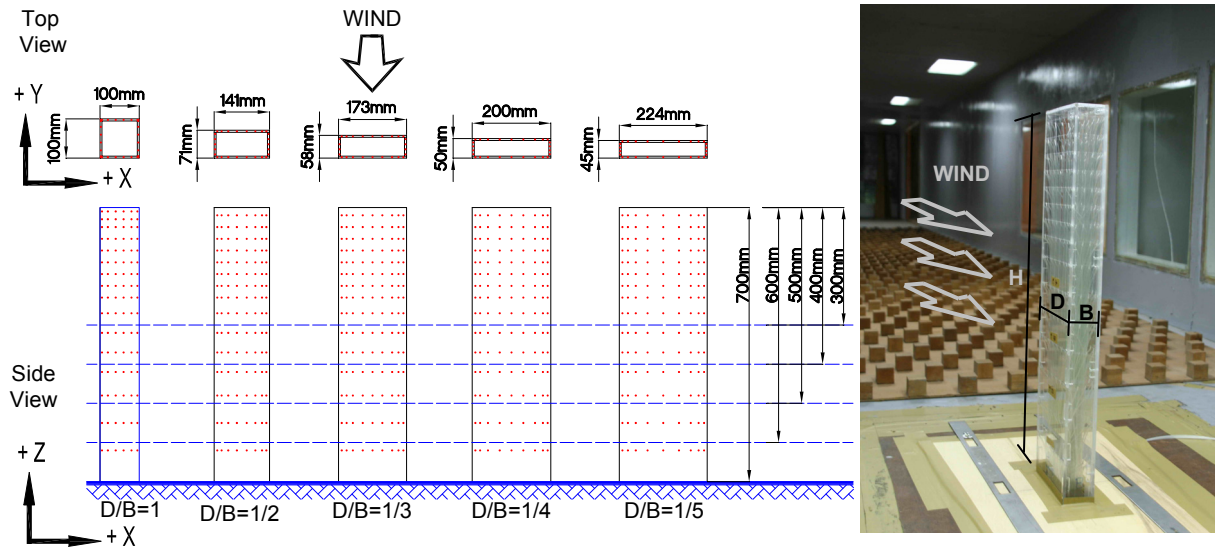


圖 2. 風壓模型幾何尺寸、風壓孔佈設位置及實驗配置

2.4 實驗量測與數據分析

本研究採用 Scanivalve 公司之多頻道電子式風壓掃描器，同步擷取作用於建築物表面各點的瞬時風壓。當模型表面壓力經管線傳遞至壓力掃描器時，壓力擾動訊號中某些頻率會被風壓管線干擾。本文以求出壓力原始訊號及扭曲訊號之關係，透過數學方法將扭曲訊號還原成原始訊號。本實驗數據之採樣時間 287 秒，期望之最大頻率約為 50 赫茲，採樣頻率定為 200 赫茲。頻譜分析之每區段分成 4096 點，經由 14 個分段之段平均，及至少 3 點頻率之頻率平均及 5 點之移動平均進行數據處理。

三、風洞試驗結果與討論

風洞實驗結果包含風力係數與風力頻譜兩部份。因為本實驗之風攻角為零度且模型皆為對稱斷面之矩形柱體，理論上平均升力係數與平均扭力係數為零，因此本文不予討論，僅分析擾動升力係數及擾動扭力係數。在風力頻譜部份，則列出橫風向及扭轉向之基底彎矩、基底扭矩頻譜。本文風力係數、頻率及頻譜之無因次定義如下：

擾動風力係數：

$$C_l' = \frac{\sigma_{F_l}}{\frac{1}{2} \rho U_H^2 \sqrt{BDH}} \quad C_t' = \frac{\sigma_{F_t}}{\frac{1}{2} \rho U_H^2 BDH} \quad (1)$$

無因次化之橫風向基底彎矩頻譜 $\tilde{S}_{lm}(f)$ 、扭轉向基底扭矩頻譜 $\tilde{S}_t(f)$ 與頻率 s ：

$$\tilde{S}_{lm}(f) = \frac{S_{lm}(f) \cdot f}{(0.5\rho U_H^2 \sqrt{BDH^2})^2} \quad \tilde{S}_t(f) = \frac{S_t(f) \cdot f}{(0.5\rho U_H^2 BDH)^2} \quad s = \frac{f\sqrt{BD}}{U_H} \quad (2)$$

其中， σ_{Fl} 、 σ_t ：模型整體基底橫風向擾動升力與扭轉向擾動扭矩均方根值； $S_{lm}(f)$ 、 $S_t(f)$ ：橫風向基底彎矩及扭轉向基底扭矩之風力頻譜； f ：頻率(Hz)； B 、 D 、 H ：模型特徵尺度，此處分別為模型迎風面寬度(垂直於順風向)、深度(垂直於橫風向)及模型高度； U_H 、 ρ ：模型高度之平均風速、空氣密度。

3.1 擾動風力係數

a. 橫風向

影響本文風力係數之因子包括無因次化使用之特徵尺度及風力本身之大小。因為本計劃設計之不同深寬比(D/B)模型之斷面積皆固定為 0.01 m^2 ，因此文中使用模型斷面積之根號值做為特徵尺度亦相對固定。這代表著，對於不同深寬比斷面模型，影響其風力係數之因子只剩下風力本身之大小。圖 3 為不同長寬比及高寬比對橫風向擾動基底昇力係數之影響：對於深寬比小於 1 之淺矩柱，柱體本身並未明顯阻擋分離剪力層流之捲曲，再接觸現象不顯著，尾跡之渦流發展較為完整而整體升力較大；但是深寬比愈小，在相同斷面積下，表示側風面受風面積愈小，整體升力較小，因此深寬比之改變對於擾動升力係數 C_l 之影響是相互交錯。在圖 3 地況 A(都市地形)，因為逼近流場之高紊流強度降低了渦散的強度， C_l 值大致因受風面積隨著深寬比增加而變大。在較低紊流之地況 B 與 C，則可發現隨著深寬比之改變，渦散與受風面積交互影響造成之擾動升力係數，大致上以斷面深寬比 1/1 之方柱為最大。高寬比的影響除了紊流強度最大之地況 A 之外，其他並不明顯。在 A 地況之 C_l 值大致隨著高寬比增加而變小，而在 C 地況，則分為兩部份，深寬比小於 1.0 者， C_l 值大致隨著高寬比增加而變小，深寬比大於等於 1.0 者， C_l 值大致隨著高寬比增加而變大。

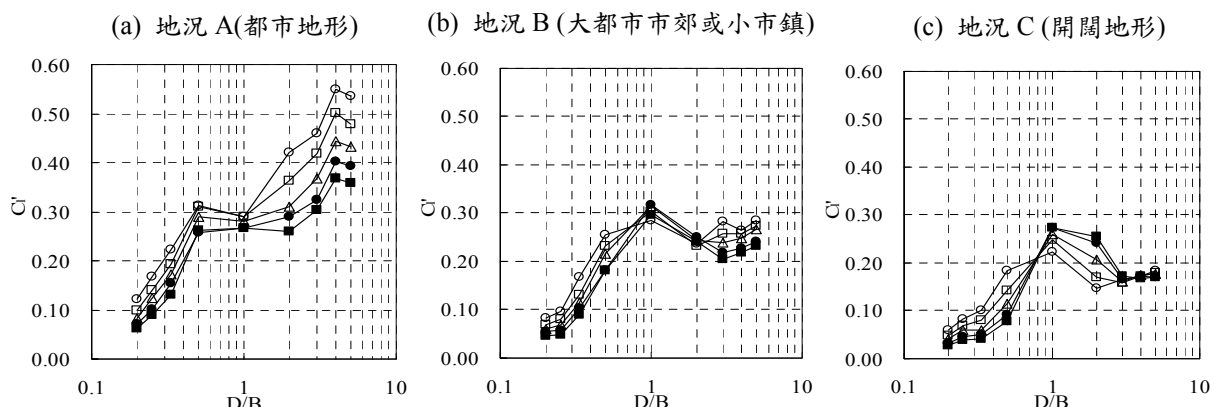


圖 3 不同長寬比對橫風向擾動基底昇力係數之影響($H/\sqrt{BD} = \bigcirc:3, \square:4, \triangle:5, \bullet:6, \blacksquare:7$)

b. 扭轉向

建築物扭轉向之扭矩大小，與渦散分離、再接觸現象以及紊流尾跡所產生之不對稱風壓有關。除了迎風面風壓的貢獻較小之外，側風面與背風面的不對稱風壓，對於不同深寬比斷面之模型的扭矩擾動風力係數 C_t 有複雜之影響。由圖 4 為不同長寬比及高寬比對扭轉向擾動基底扭矩係數之影響，大致上在不同紊流強度之地況下，在斷面深寬比 0.5~1 附近之 C_t 出現最小值，而隨著深寬比之增加或減少， C_t 皆隨之增大。高寬比部分， C_t 在 A 地況受高寬比之影響最為明顯， C_t 隨高寬比降低而增加。在 B、C 地況，該影響在深寬比小於 1.0 之模型較明顯，在深寬比大於 1.0 之模型則較不顯著。尤其是紊流強度最低之地況 C，深寬比大於 1.0 之狀態下，高寬比之改變對 C_t 幾乎已無影響。

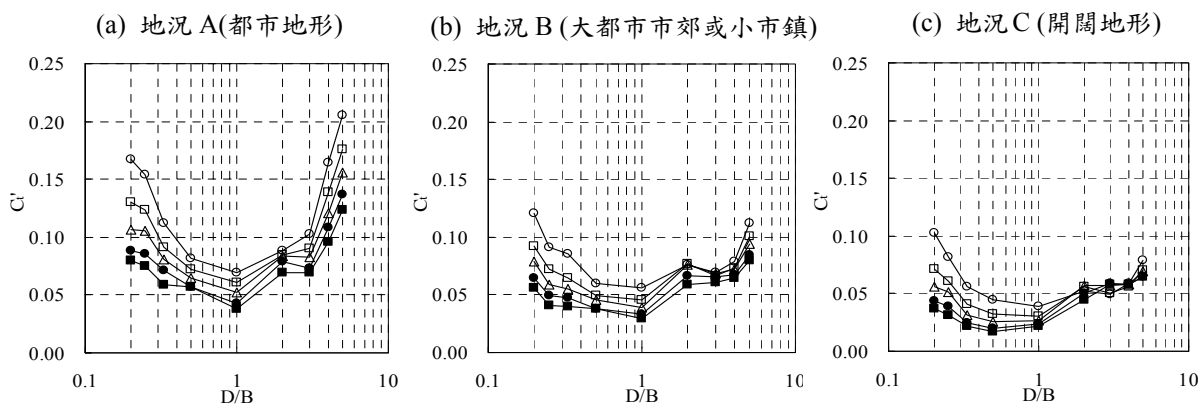


圖 4 不同長寬比對擾動基底扭矩係數之影響($H/\sqrt{BD} = \bigcirc:3, \square:4, \triangle:5, \bullet:6, \blacksquare:7$)

3.2 風力頻譜

圖 5~7 及圖 8~10，分別為橫風向與扭轉向基底風力頻譜在地況 A、B、C 流場作用下，不同高寬比及深寬比之影響。圖中橫軸為無因次化頻率，縱軸為無因次化頻譜。礙於篇幅所限，此處僅針對較具代表性之斷面進行說明，包括深寬比 1/5、1/2、1/1、2/1、4/1 等 5 種斷面。

a. 橫風向基底彎矩無因次化頻譜

橫風向擾動風力主要受渦散分離及紊流尾跡之影響，而影響渦散之因素主要是逼近流之紊流強度及模型斷面之深寬比。對於深寬比小的建築物，紊流可使渦散更形完整且強度較高；對於深寬比大的建築物則會引發氣流分離後之再接觸現象。圖 5~7 為橫風向基底彎矩無因次化頻譜，各圖(a)~(e)為模型斷面深寬比由 1/5~4/1 之變化，由圖可發現，同一流場下，深寬比小於等於 1 之模型因為渦散現象完整，能量集中於渦散頻率而有較窄頻之狀況。該現象隨著深寬比增加而使頻寬漸增，頻譜面積也隨之增大。由於紊流會使得渦散頻率產生離散現象，因此地況 C 的橫風向頻譜呈現最窄的頻寬。圖中橫軸頻率是以 $\sqrt{BD}$ 為無因次化之特徵尺度，因此渦散頻率隨著斷面深寬比(D/B)降低而降低，然而各模型之史特赫數仍然在 0.1 附近。深寬比大於 1 之模型，則由於明顯之再接觸現象而導致頻譜呈現寬頻之分布。受到較高紊流強度之影響，深寬比 2/1 之模型在地況 A 之頻譜已無明顯之尖峰值；而較低紊流之地況 B 及 C，則在較大之高寬比模型上，尚可大

致辨識出頻譜之尖峰值。由於較大深寬比所造成之再接觸現象，於橫風向頻譜之高頻區域產生一個尖峰值(圖 5(e)~7(e))。該尖峰值同樣隨著紊流強度之降低而更加顯著。

在高寬比部分，對於斷面深寬比小於 1.0 之模型而言(圖 5(a)~7(b))，同一個深寬比之頻譜在渦散頻率上之窄頻現象，隨高寬比增加而愈明顯。這應該是由於較大高寬比模型之實際高度較高，模型浸沒在逼近紊流場高紊流區之比例較少，使得渦散現象較不受紊流壓抑。因此該現象在低紊流強度之地況 C 更為顯著，亦即當流場之紊流強度愈低，則橫風向頻譜於渦散頻率上有愈明顯之窄頻尖峰值。對於斷面深寬比大於或等於 1.0 之模型(圖 5(c)~7(e))，渦散與模型間出現再接觸之狀況，橫風向擾動風力不再以渦散現象為主導之力量，模型昇力受高寬比之影響明顯隨之降低。

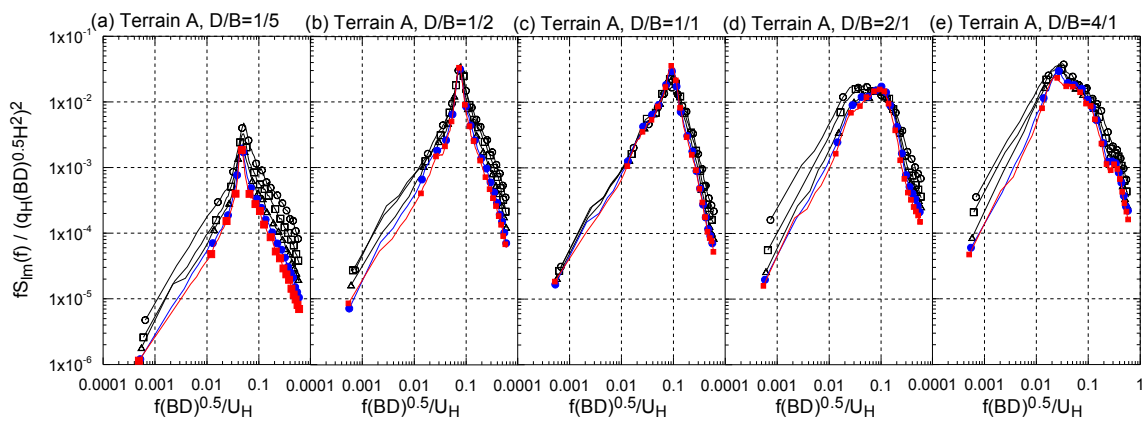


圖 5 不同高寬比模型之橫風向基底彎矩頻譜(地況 A, $H/\sqrt{BD} = \bigcirc:3, \square:4, \triangle:5, \bullet:6, \blacksquare:7$)

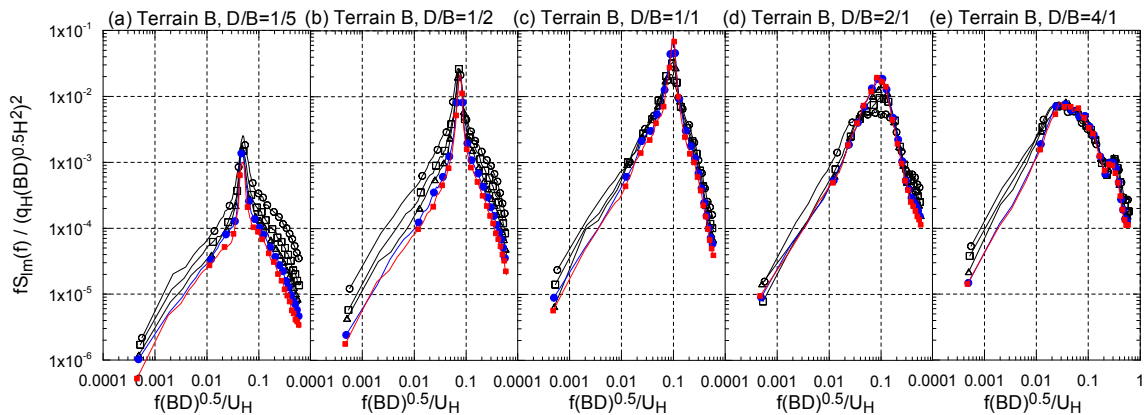


圖 6 不同高寬比模型之橫風向基底彎矩頻譜(地況 B, $H/\sqrt{BD} = \bigcirc:3, \square:4, \triangle:5, \bullet:6, \blacksquare:7$)

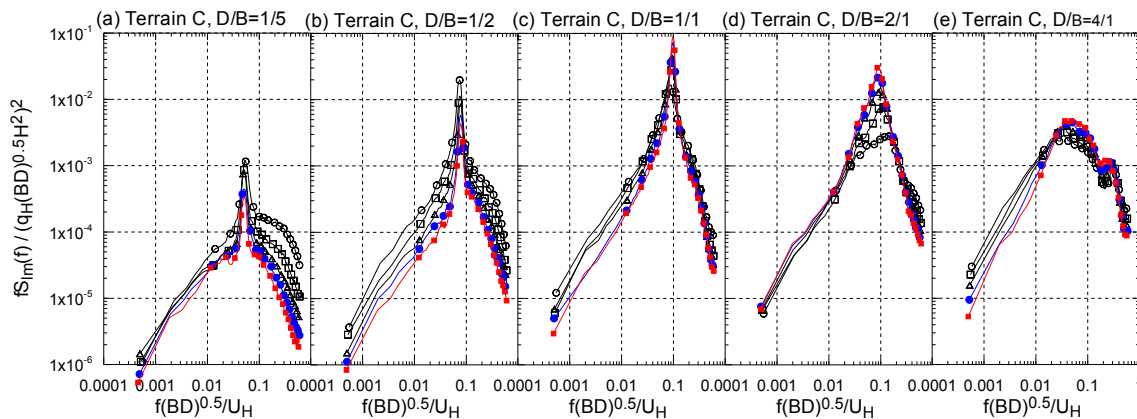


圖 7 不同高寬比模型之橫風向基底彎矩頻譜(地況 C, $H/\sqrt{BD} = \bigcirc:3, \square:4, \triangle:5, \bullet:6, \blacksquare:7$)

b. 扭轉向基底扭矩無因次化頻譜

圖 8~10 為扭轉向基底扭矩無因次化頻譜，各圖(a)~(e)為模型斷面深寬比由 1/5~4/1 之變化。扭轉向風力是源自渦散分離及紊流尾跡等現象所產生之不對稱風壓所造成，因此其頻譜分布近似於橫風向風力頻譜，但頻寬分布則相對更形分散。

由圖即可發現，同一流場下，深寬比小於等於 1 之模型因為沒有明顯之再接觸現象而有較窄頻之狀況，且低於渦散頻率之低頻區頻譜值，明顯高於高頻區之頻譜值。對於深寬比大於 1 之模型，則由於明顯之再接觸現象而導致頻譜呈現較為寬頻之分布。由於較大深寬比所造成之再接觸現象，於頻譜之高頻區域產生一個尖峰值(圖 8(e)~10(e))。該尖峰值同樣隨著逼近流場紊流強度之降低而更加顯著。

在高寬比部分，對於斷面深寬比小於 1.0 之模型而言(圖 8(a)~10(b))，同一個深寬比之頻譜頻譜在渦散頻率上之窄頻現象，隨高寬比增加而愈明顯，尤其以地況 C 最為顯著。亦即當流場之紊流強度愈低，則扭轉向頻譜於渦散頻率上有愈明顯之窄頻尖峰值。而在 A 地況、深寬比 1.0 之模型，相較於其他之淺矩柱，其頻譜已完全沒有明顯之窄頻尖峰值出現。

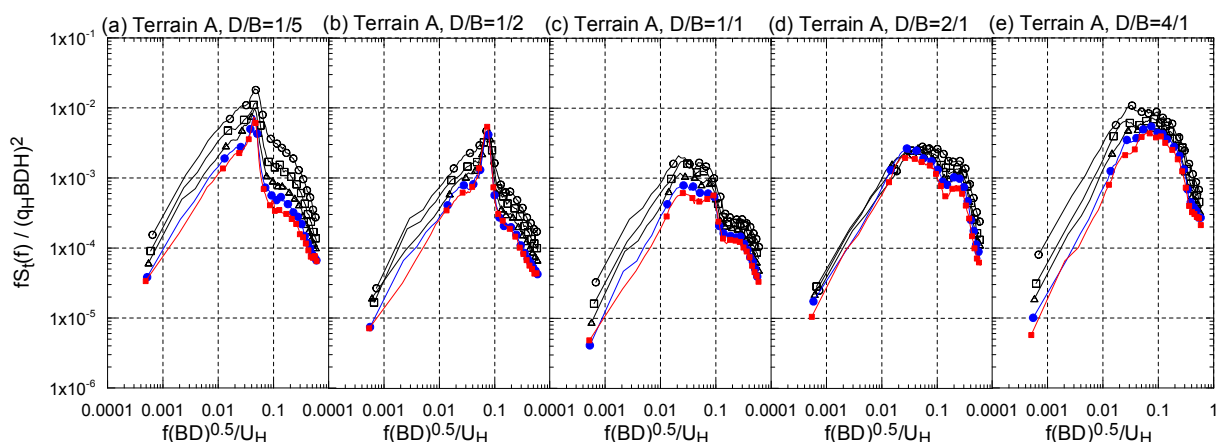


圖 8 不同高寬比模型之扭轉向基底扭矩頻譜(地況 A, $H/\sqrt{BD} = \bigcirc:3, \square:4, \triangle:5, \bullet:6, \blacksquare:7$)

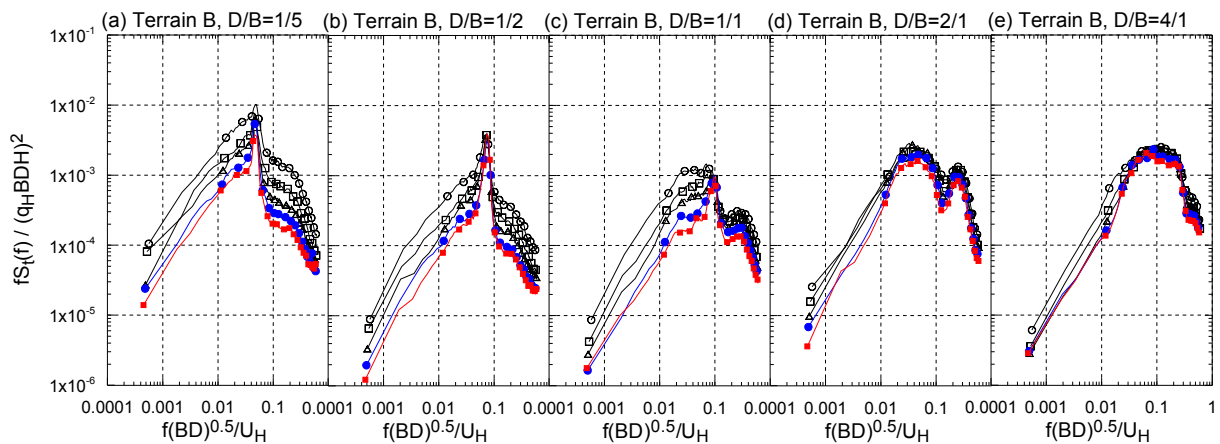


圖 9 不同高寬比模型之扭轉向基底扭矩頻譜(地況 B, $H/\sqrt{BD} = \bigcirc:3, \square:4, \triangle:5, \bullet:6, \blacksquare:7$)

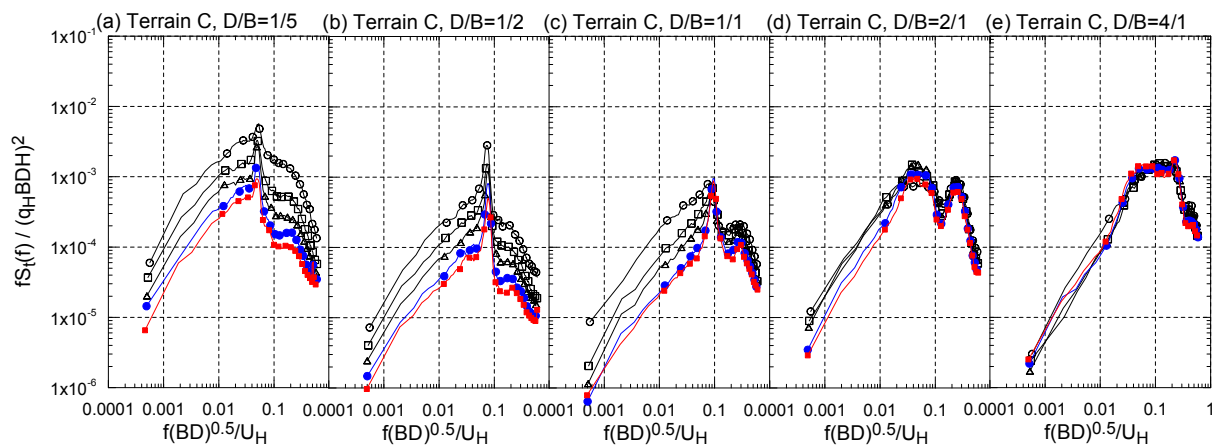


圖 10 不同高寬比模型之扭轉向基底扭矩頻譜(地況 C, $H/\sqrt{BD} = \bigcirc:3, \square:4, \triangle:5, \bullet:6, \blacksquare:7$)

四、結論

本文針對不同幾何外型之矩柱，以表面風壓實驗量取其在紊流邊界層中之橫風向及扭轉向氣動力特性。實驗結果顯示，基底擾動風力係數受深寬比之影響較高寬比為明顯。尤其是深寬比大於 3 之深矩柱，在紊流強度最低之的況 C 流場中，基底擾動風力係數幾乎不隨高寬比變化而改變。在基底之橫風向及扭轉向風力頻譜方面，同一流場下，深寬比小於等於 1 之模型因為沒有明顯之再接觸現象而有較窄頻之狀況，深寬比大於 1 之模型則由於明顯之再接觸現象而導致頻譜呈現較為寬頻之分布。

五、誌謝

本文感謝內政部建築研究所研究計畫 097301070000G1014 之協助，特此致謝。

六、參考文獻

- [1] Kareem, A. “Measurements of pressure and force fields on building models in simulated atmospheric flows” , *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* 36, 589 – 599, 1990.
- [2] Yin Zhou, Tracy Kijewski, Ahsan Kareem, “Aerodynamic Loads on Tall Buildings: Interactive Database” , *Journal of Structural Engineering*, Vol. 129, No. 3, 2003.
- [3] Shuguo Liang, Shengchun Liu, Q.S. Li, Liangliang Zhang, Ming Gu ,” Mathematical model of acrosswind dynamic loads on rectangular tall buildings” , *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* 90, 1757 – 1770, 2002.
- [4] M. Gu , Y. Quan, “Across-wind loads of typical tall buildings” , *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* 92, 1147 – 1165, 2004.
- [5] N. Lin, C. Letchford, Y. Tamura, B. Liang, O. Nakamura, “Characteristics of wind forces acting on tall buildings.”, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* 93, 217 – 242, 2005.

平板式懸挑屋蓋結構系統所受風荷載之風洞實驗研究

陳若華¹ 何明錦²

¹建國科技大學空間設計系副教授

²中華大學建築與都市計畫學系教授

摘要

懸挑式屋蓋結構則因具有開放式的構造，其所受風作用尚有上下屋面側面分離流及尾流干擾的問題，在風荷載的形成方面較為特殊。本研究於風洞中進行氣動力實驗，所獲得的載重資料有助於回饋至結構分析，以及在常見基本造型上識別出重要的氣動力作用特徵或模態，供設計參考。實驗成果運用正交模態分析法推估載重模態，對於開放式構造物如懸挑屋頂等的受風載重動態特徵可利用此項研究基礎加以釐清，提出對於此類構造物風載重特性更清晰可用的觀點。

關鍵字：風載重，懸挑式屋蓋系統，風洞實驗

一、前言

懸挑式屋蓋系統設計常見於體育場主看台或大型車站等建築物設計中，其優點是外觀宏偉；同時多採懸臂設計，因此內部空間的通透性、視野、空間規劃運用彈性等均佳。此類結構物造型多變，結構系統受風荷載的計算及考慮項目，在現行規範中尚無明確規範，對於單純造型且剛性高的結構體可利用開放式建築物配合單斜屋頂面規範提供的風力係數，設計時以整體受風力考量。如考慮局部風壓分布的差異性，有必要建立常見造型的氣動力載重分佈型態，並建議風載重評估程序，對於業界實際從事類似案例設計工作上將有所裨益。

二、相關文獻資料探討

有關懸挑屋頂版的受風載重特性的研究方面，大多牽涉複雜的氣動力作用與動態位移反應，以工程需求為主。發表論文如 Killen(2001)以體育看臺屋頂版進行氣動力實驗研究，屋頂版設計為仰角 3 度的平板，模型縮尺 1:200，而實際構造物為寬 140m、背牆高 33m 的看台屋頂，氣動力實驗考慮不同風攻角作用下，量測模型表面所受風壓及尖峰風壓。在研究的仰角變化範圍內(0~3 度)，未發現與表面尖峰風壓密切關聯；該實驗量測值顯示風攻角在 30 度時，不論是邊緣或中央區域的轉角彎矩為最大，顯示角隅渦流對屋頂版造成較大的上舉作用。Letchford(2002)針對懸挑屋頂版的受風作用下的動力特性研究方面，進行以強制振動技術實場量測澳洲地區四種不同構型的懸臂式屋頂版結構反應，並配合有限元素結構分析軟體進行模擬計算，研究顯示在低階模態，數值模擬結

果與實測值甚為吻合，而在動態反應方面，組合屋頂版間的摩擦力則有限度的提升系統阻尼。表面風壓特性方面，Barnard(2000)運用包含看台的平板的懸挑屋蓋剛性模型量測表面風壓，屋蓋仰角 5~8 度，運用表面風壓資料推估其動力風載重，研究結果顯示，對於大型版面由於隨空間尺度的放大，其風壓擾動相關性結構性減弱，因此整體擾動性風載重受其影響亦隨之下降。Lam(2002)運用平板的懸挑屋蓋剛性模型量測表面風壓，結果顯示上表面的風壓擾動造成升力對於整體升力的貢獻度最大，而下表面的風壓擾動出現峰值時，如與上表面風壓擾動峰值結合，才會出現整體淨昇力的尖峰值，實驗量測所得的尖峰風壓值，約為平均風壓係數的 1.5 至 2 倍。

由以上所述，不論紊流場或風壓分布中許多特徵往往受到相當程度的擾動及干擾，在空間分佈的相關性特徵如僅以一般簡單的統計公式不易精確掌握其變化，Delville(1999)應用正交模態分析法檢測紊流場中之大尺度結構，指出正交模態分析法(POD)可快速的將系統中主要特徵收斂於少數個模態之中，透過 POD 模態(modes)，可有效觀察風壓作用的行為。

三、研究方法

3.1 氣動力實驗規劃

本研究採用剛性(rigid)構造物模型設計，規劃進行的模型設計採用平板屋頂為主，同時採用單元模組化設計，因此可以有數個併排，變化不同的整體寬高比。本階段主要為驗證實驗量測成果的可信度，規劃製作與採用 Killen(2001)文獻資料相同的體育看臺屋頂平板 1:200 模型縮尺進行風洞實驗量測，取用地況 C 條件的大氣邊界層流場，驗證實驗技術可正確取得風壓變化。氣動力模型利用壓克力版製作，氣動力模型幾何尺寸為高 17 公分、寬 30 公分，屋頂平板厚 1 公分，在屋頂版面上上下布設風壓孔，以較薄的壓克力板製作模型屋頂版，並設置夾層安置管線。屋頂版兩側有厚度 1 公分的壓克力板構成支撐柱，板下方設置看臺觀眾席斜面，但屋頂版下方仍有高度 3 公分的透空區。風壓孔以細 PVC 管線製作之壓力傳感管線系統(tubing system)與量測儀器相接，本次模型實驗所用的屋頂版表面共佈設 144 個風壓孔，利用本所實驗室現有的電子式壓力掃描器量測模型屋頂上下面同步的風壓資料。氣動力模型實驗量測時，利用旋轉模型底座的方式，表現改變風攻角的效果。

壓力量測管線系統為內徑 1mm、長 25 公分之 PVC 管，實驗前經具白噪音(white noise)特性之擾動壓力信號進行率定，驗證無扭曲頻率可達 35Hz 以上。管線系統連接至電子式壓力掃描模組上的壓力輸入埠，電子式壓力掃描器以 64 個量測孔為一模組，壓力量測模組安置於模型內部，並分別接入電子式壓力掃描器。表面風壓量測使用之壓力掃描器(ZOC33/64 PX)，藉由內徑 1mm PVC 管連接至模型量測點以量測壓力。各模組接連接至壓力訊號處理系統(RAD BASE 3200)，此系統可支援類比數位之轉換，最高可支援 8 個模組，其解析度達 16bits，最大採樣頻率為 500Hz，傳輸介面為 USB，具備網路控制及傳輸功能。擷取之資料轉換完成之後藉由此系統傳至個人電腦儲存分析。資料採樣頻率為 250Hz，每次實驗採樣時間 132 秒。

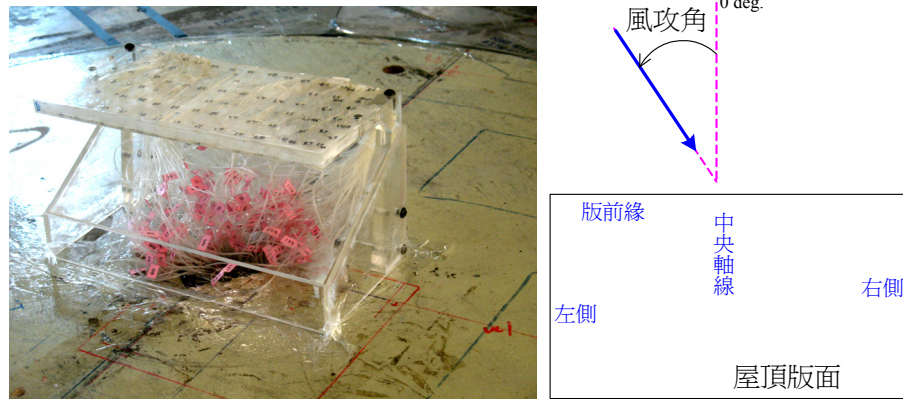


圖 1 模型於風洞中進行實驗量測

3.2 流場規劃

本研究利用內政部建築研究所台南風洞實驗室進行建築物氣動力模型實驗研究，風洞設施為一封閉式的循環風洞，具有兩種測試斷面(第一測試區 $4\text{ m} \times 2.6\text{ m}$ 、第二測試區 $6\text{ m} \times 2.6\text{ m}$)，本研究利用內政部建築研究所台南風洞實驗室進行實驗，採用第二試驗段進行，試驗段長 26.5 m ，風洞可提供最大風速為 25 m/s 。氣動力模型置於試驗段旋轉台的中央，可用數控旋轉台旋轉模型，表現不同風攻角的效果。風洞中邊界層流場之模擬方式為在試驗段上游區域擺設錐形渦流產生器(spire)以及地表粗糙元素(roughness element)，以產生近似鄉村地形之大氣邊界層來流。所產生平均流速剖面指數律分佈之 α 值為 0.16 ，流場之平均風速剖面及紊流強度如圖 2 所示。

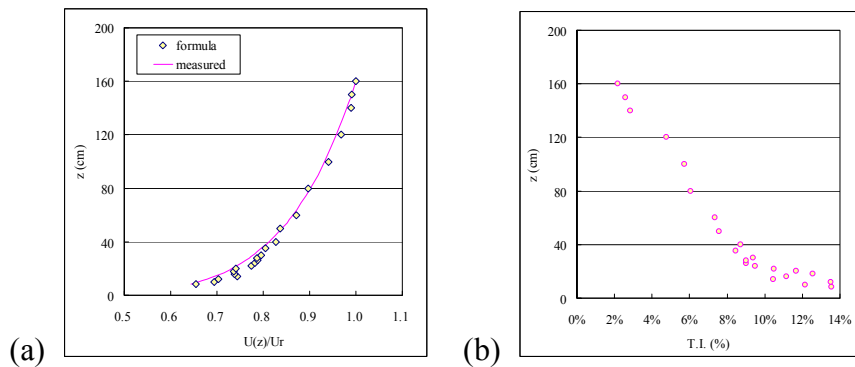


圖 2 流場特性之垂直分佈，(a)平均風速剖面，(b)紊流強度剖面

3.3 資料分析

由實驗量測所得之表面風壓資料首先將計算其表面風壓與淨風壓的平均值、擾動值、尖峰因子、空間相關性(spatial correlation)及模態等，以完整掌握表面風壓分佈情形。

$$C_p = \frac{\bar{P}}{\frac{1}{2}\rho U^2} \quad (1)$$

$$C'_p = \frac{\sqrt{P'^2}}{\frac{1}{2}\rho U^2} \quad (2)$$

$$C_M = \frac{\bar{M}}{\frac{1}{2}\rho U^2 B^2} \quad (3)$$

$$r_{ij}(\tau) = \frac{\overline{[p_i(t) - \bar{p}_i][p_j(t + \tau) - \bar{p}_j]}}{\sigma_{p_i} \sigma_{p_j}} \quad (4)$$

利用上下風壓在時間域上瞬時相減，計算屋頂面所受淨風壓(net pressures)，由屋頂面上淨風壓的統計特性，了解屋頂面披覆物受風作用的變化。

$$C_{Pnet}(t) = C_{P upper}(t) - C_{P lower}(t) \quad (5)$$

四、研究結果與討論

對於具有大型懸伸式屋蓋板的結構物，典型的應用情形為大型體育場觀眾席的雨庇構造，由於雨庇構造往往是採用連串的配置，就氣動力行為而言將接近二維的條件。現階段實驗包括單座模型在不同風攻角的表面風壓變化，以及側邊建築物的影響性。

4.1 單棟屋頂版風壓分布

單棟建物模型的氣動力實驗有助於了解目標建物的氣動力特性，並作為討論的基礎。不同風攻角作用下，單座模型淨風壓的平均值分布情形如圖 3 顯示，不同風攻角作用下上游區的淨風壓為明顯的負風壓，但往下游區域，則淨風壓的分布有回升的現象。

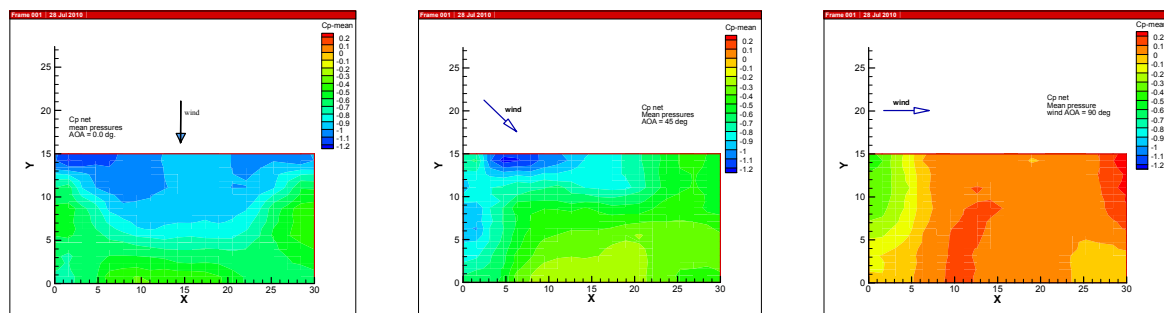


圖 3 不同風攻角作用下，單座模型淨風壓的平均值分布情形

如圖 3 所示，風攻角零度時中央區域平均風壓係數為較低的負壓，兩側邊緣區域因分離流擾動作用，平均風壓反而呈現略為回升狀態。風攻角 45 度時，上游角隅處負壓作用強烈，相對於風攻角零度情況下，其負壓作用略高於中央區域，以懸臂式結構而言，可能造成轉角處較大的平均彎矩。風攻角 90 度時，來流為側向來流，因平板屋頂下方尚有觀眾席看台，就模型氣動力實驗而言，分離流場會形成干擾，量測結果顯示平板屋頂的淨風壓平均值相對於其他負風壓狀況呈現大幅回升。由淨風壓的平均值可明顯觀測到隨風攻角的改變對模型表面風壓的影響，顯示風攻角是影響平均風壓分布的關鍵，而

2010 年 10 月 15 日

各不同風攻角作用下顯示，零度或小角度的風攻角作用其淨風壓的平均值較高。

擾動性風壓分布情形如圖 4 所示，風攻角零度時中央區域有較高的擾動性風壓，而兩側角隅處的擾動性風壓受到分離流影響呈現最高。可偵知影響擾動性風壓分布的以前導銳緣分離氣流的作用最大，風攻角為零度或接近零度的小攻角時，兩側屬銳緣位於上游區的形式，角錐型渦流作用完整，因此兩角隅擾動性風壓係數偏高。攻角 45 度時，則在偏向上游區的角隅有較高的擾動性風壓，下游區則有較大區域的低擾動區。顯示風攻角 45 度時，因有一側角隅位於上游區，渦流作用明顯，但其餘區域因處於下游或再接觸區因此反而下降。風攻角 90 度時，上游側約模型高度一半的區域擾動性風壓較高，向下游區延伸均為低擾動區，此風攻角條件下，看臺側面對於下方流場產生遲滯甚或減緩的作用，促使前緣擾動性淨風壓下降，其餘區域氣動力作用已接近長平板的狀況，因此擾動性風壓係數分布略成均勻且其值較低。

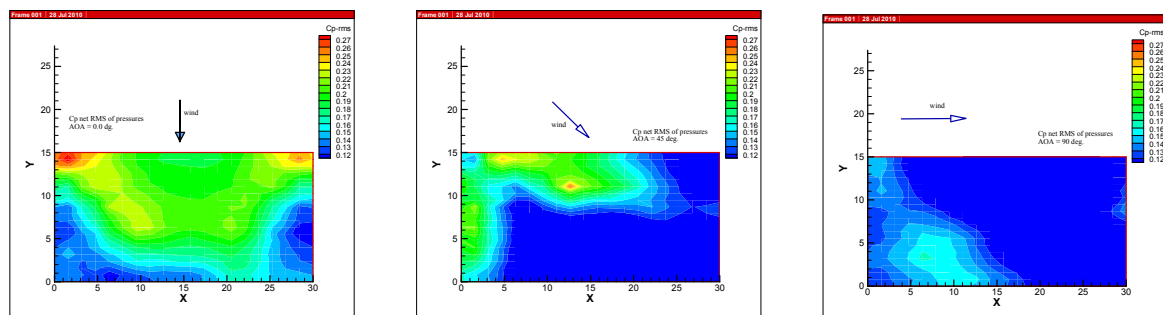


圖 4 不同風攻角作用下，單座模型淨風壓的擾動性風壓係數分布情形

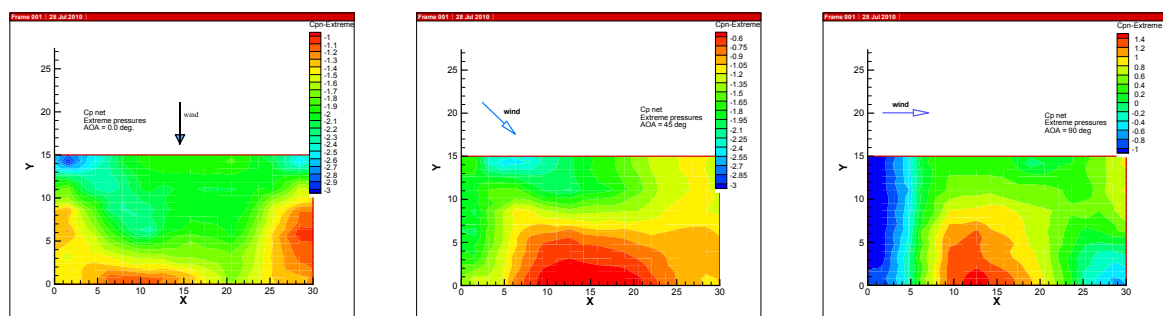


圖 5 不同風攻角作用下，單座模型淨風壓的尖峰風壓係數分布情形

淨風壓的尖峰值分布如圖 5 所示，風攻角零度時中央區域已有接近 2 的尖峰值，兩側上游角隅處的尖峰風壓值則更高。風攻角 45 度時上游角隅有最高的尖峰風壓，但並未超越零度風攻角的情況。風攻角 90 度時，側向來流且受模型上看台側向分離流干擾影響，尖峰風壓均明顯低於其他情形。

由淨風壓的平均值、均方根擾動值及尖峰值等變化的趨勢觀察，氣動力作用較強烈的條件集中在風攻角為零度或接近零度的小攻角時，風載重情形應進一步探討。

本研究亦分別比較不同風攻角作用下，屋頂版面上下版面擾動性風壓係數的分布。風攻角零度時，如圖 6 所示，上版面的擾動性風壓係數分布情形與淨風壓的表現類似，而下版面的擾動性風壓係數分布較為均勻且其值偏低。實驗資料顯示，風攻角 45 度時

上下版面各自擾動性風壓係數分布的情形亦有類似的趨勢。由圖顯示，上版面的擾動性風壓作用強烈，主導整個版面的擾動性風壓行為，而下版面則呈現相對穩定的流場條件，由於屋頂版下方看台的影响遲滯下方氣流的擾動，使得屋頂版的兩面風壓分布情形與單純二維平板的氣動力行為略有不同。

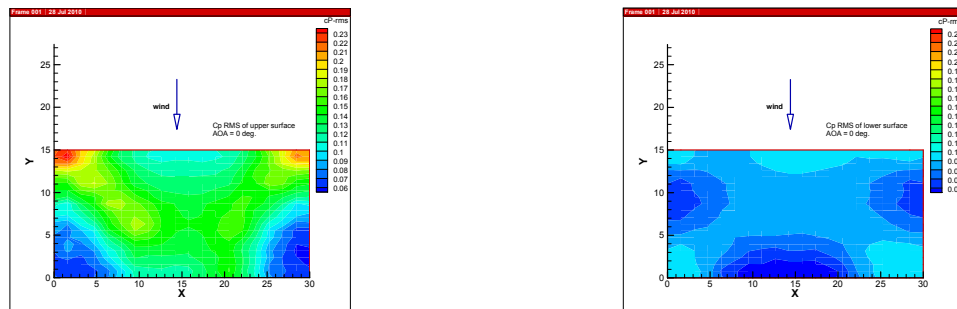


圖 6 風攻角零度，擾動性風壓係數分布情形(a) 上版面，(b) 下版面

本研究同時利用正交模態分析法(POD)檢視屋頂版的淨風壓分布情形，檢視是否存在特殊的風壓分布情形，由淨風壓計算其風壓分布模態，如圖 7 所示。風攻角零度時，第一模態的風壓細數分佈為對稱型態，同時其分布圖形與平均風壓分布相當的類似，顯示主要的氣動力載重作用型態應以平均風壓的分佈型態為主，而其第二模態為反對稱，第三模態則為對稱，對稱軸均以中軸線為準。如風攻角 45 度時，模態分布情形亦有類似現象，第一模態分布接近以中央軸 45 度偏斜的對稱，其餘模態亦以反對稱及對稱方式交替出現。

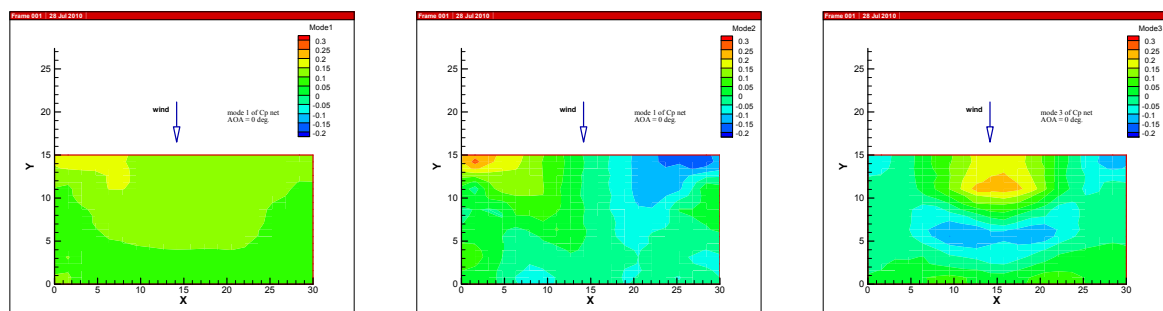


圖 7 風攻角零度時，利用正交模態分析法檢視屋頂版的淨風壓分布模態

4.2 鄰棟對屋頂版風壓影響

本研究利用相同幾何尺寸但無設置風壓孔的氣動力模型，分別與實驗量測模型緊臨並排或面對面排列等方式，探討鄰棟的影響性。右側並排建築物時，兩屋頂版平齊並排且無間隙，風攻角 0 度時屋頂版淨風壓平均值分佈如圖 8 所示。

以風攻角 0 度平均風壓而言，左側平均風壓分布與單棟建築時情形極為類似，而右側部分風壓分布呈現中央區域延伸的情形，顯示在建築物右側有相同並排建物時，整體平均風壓的分布情形近似是單棟條件的”拉伸”，而主要較強烈負風壓作用的兩側邊緣區域，比較不同寬度與高度的模型實驗成果顯示，約為建物高度的一半，特別強烈的區域

2010 年 10 月 15 日

在上游角隅區域。攻角 45 度時”拉伸”的情形更為明顯，但 45 度斜向氣流作用，亦使下游區則有較快速的壓力回升現象。

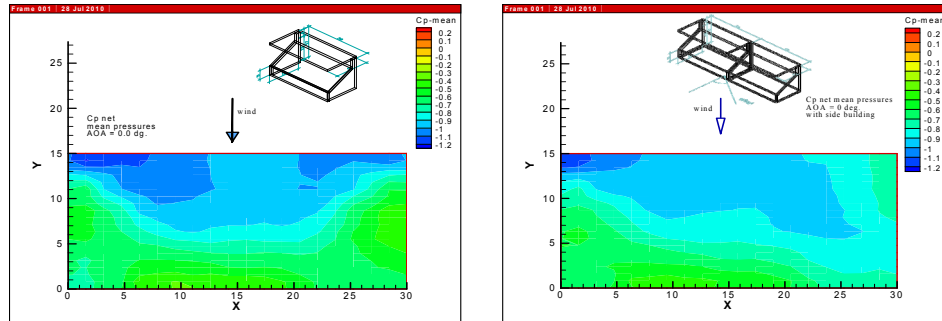


圖 8 風攻角零度時，量測模型緊臨並排的淨風壓分布

而置於上游側的干擾建物對於風壓模型的影響較大，本研究顯示在 3 倍建築物高度以上的距離，遮蔽效應的影響始漸趨式微。

4.3 屋頂版表面風壓的空間相關性

依實驗規劃的座標系統，風攻角的改變是促使來流方向左側偏轉，以左側邊緣的風壓孔觀察相關性變化，左側風壓孔位置分佈等分邊緣的寬度，第一風壓孔的位置位於上游側，如圖 9 所示，風攻角為 0 度時，左側邊緣風壓孔的空間相關性迅速遞減，而隨風攻角的增加略為提升。由於風攻角的增加，使得邊緣整排風壓孔逐漸進入角隅渦流區，因此相關性逐步上升。屋頂版中央區域亦有佈設均等份的整排風壓孔，隨風攻角的增加，其空間相關性的變化亦是在風攻角 0 度時相關性較佳，而風攻角增加，中央區域的風壓孔逐漸位於分離渦流再接觸區之後，與第一個風壓孔的相關性因此逐漸下降。在屋頂版前緣弦向的風壓空間相關性方面，風攻角 0 度時有較佳的弦向相關性，隨著攻角的增加，相關性亦下降，因風攻角的增加造成原前緣風壓孔逐漸轉變成為側風面，因此以中央孔計算的空間相關性在風攻角 90 度時達到最低。

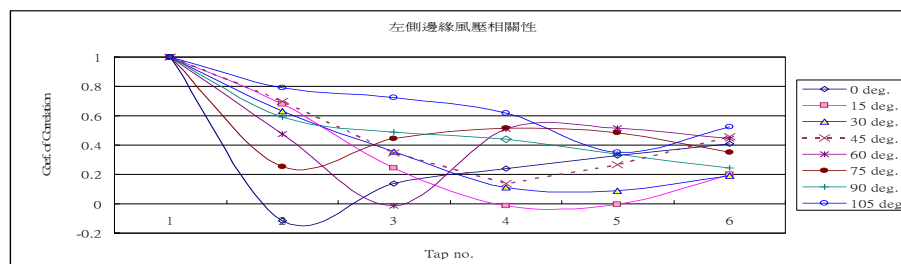


圖 9 單一建物模型同風攻角下，屋頂版左側邊緣淨風壓相對於上游風壓孔之相關係數

4.4 屋頂版表面風壓對結構系統載重的影響

為了解風載重對於懸臂式屋蓋結構系統的作用，考慮懸臂式屋蓋系統其支撐結構位於端點的轉角，因此以版面上的風載重對於結構影響情形以彎矩作為考慮對象，以版面上左右側及中央區域等三個位置加以考慮，分別計算此三個區域單位寬度上風載重產生

的彎矩係數，由實驗同步量測得的淨風壓資料，乘上各風壓孔所佔有的貢獻面積成為外力，並以此外力對轉角處產生彎矩。平均彎矩係數與尖峰彎矩係數隨風攻角的變化如圖 10 所示，由圖中顯示彎矩係數隨風攻角的變化趨勢均一致，在風攻角 0~30 度間有最大的彎矩出現，顯示小攻角作用時，對於懸臂式屋蓋結構系統產生較大的風載重，由於模形為左右對稱，因此風攻角向右偏斜亦有相同結果，比較前文對於風壓係數的討論，在小攻角時上游角隅有較強烈的負風壓發生，因此三個不同位置帶寬產生的載重均有相同的趨勢變化。

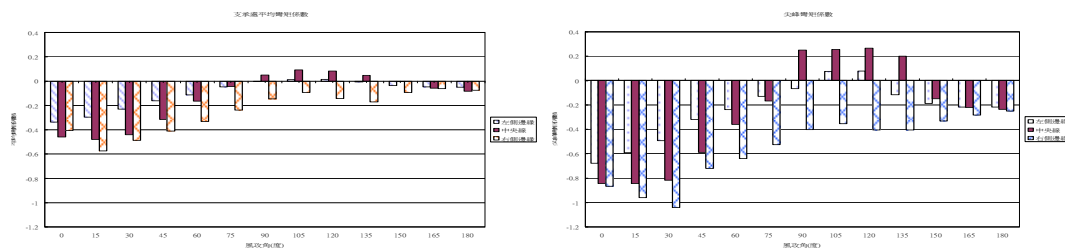


圖 10 (a)平均彎矩係數隨風攻角的變化，(b)尖峰彎矩係數隨風攻角的變化

五、結論

本研究首先就具代表性的模型進行氣動力實驗量測，了解其表面風壓分布的特性，並進一步驗證實驗量測方法的可靠性。求得風載重資料，可供後續的結構分析與討論之用。初步實驗包括單座模型在不同風攻角的表面風壓變化，以及受到側邊或對面鄰棟對表面風壓的影響性。

由淨風壓的平均值、均方根擾動值及尖峰值等變化的趨勢觀察，氣動力作用較強烈的條件集中在風攻角為零度或接近零度的小攻角時，小攻角時上游角隅有較強烈的負風壓發生，對於結構系統產生的風載重亦較大。在風攻角 0~30 度間有最大的彎矩出現，顯示小攻角作用時，對於懸臂式屋蓋結構系統產生較大的風載重，由於模形為左右對稱，因此風攻角向右偏斜亦有相同結果。

在有鄰棟建築物的干擾情形下，初步研究顯示，置於側邊的建築物模型較無明顯改變表面風壓及淨風壓的分布。而置於上游側的干擾建物對於風壓模型的影響較大，本研究顯示在 3 倍建築物高度以上的距離，遮蔽效應的影響始漸趨式微。

六、參考文獻

- [1] Killen, G.P., C.W. Letchford, A parametric study of wind loads on grandstand roofs, *Journal of Engineering Structures*, Vol.23, pp.725-735, 2001.
- [2] Lam, K.M., J.G. Zhao, 2002, Occurrence of peak lifting acting on a large horizontal cantilevered roof, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.90, p.p.897-940.
- [3] Letchford, C.W., R.O. Denoon, G. Johnson, A. Mallam, 2002, Dynamic characteristics of cantilever grandstand roofs, *Journal of Engineering Structures*, Vol.24, pp.1085-1090.

以 LRC 法建構大跨徑屋頂等值風荷載之研究

林堉溢¹ 鄭啟明¹ 王亦如²

¹淡江大學土木工程學系教授

²淡江大學土木工程學系碩士班

摘要

由於大跨徑圓形屋頂結構，結構型式較為複雜，桿件數量較多，在分析風洞實驗中所得的風力數據對結構各桿件的影響時，若以風力歷時方法分析，所需的時間較長，因此本文以 LRC 法分析此型結構受風之影響。

LRC 法主要是求取結構受風力作用的等值靜載重，並可以得到各桿件的極值反應包括：軸力、剪力、彎矩等，提供設計結構時之所須。本文分析所使用的風壓數據，是以圓形屋頂結構進行風洞實驗所得。利用這些實驗所得的風壓數轉換為作用於結構節點的風力，以節點風力進行分析。首先在同模型中比較 LRC 法與歷時分析法之差別；再利用 LRC 法分析之圓形屋頂結構之結構反應。為論證此方法之可行性，本文取順風向的主拱進行簡化結構分析。

關鍵詞: LRC法，歷時分析，等值靜載重，高跨比

一、前言

大跨徑屋頂建築，因跨徑較大徑度較小，因此相較於地震力，風力是一種更重要的載重形式。目前國內規範中，提及大跨徑屋頂風力載重設計的部分相當少，且提供的大多是以經驗公式作計算，難以完全描述風力複雜且隨機的特性。影響結構物受到風力大小的重要因素很多 EX：大跨徑屋頂的高跨比、鄰近地形、地物、風向...，規範尚未周全的規定，所以風洞實驗依真實情況模擬出來的結果，進行一個有系統的分析流程可以填補規範不及之部分。

關於 LRC(load-response-correlation)法，是於 1991 年德國學者 M.Ksaperki 提出的計算設計風載重方法，此法在線性系統下可計算出造成結構最大反應的風載重分佈；而對於非線性系統也可計算得到近似值。臨界載重分佈是基於載重過程為高斯分佈的假設，雖然 LRC 法載重過程並非高斯分佈，但也能得到相當接近真實載重形式的近似值。因此 LRC 法對於大跨徑屋頂結構受風影響研究上是相很重要的。

二、理論背景

德國學者 M.Ksaperski[1]於 1922 年提出的應用於幾何非線性結構物的設計風載重計算方法，其設計載重分佈是由極值與載重間之關係所推導出來，推導過程如下：

一般認為極值反應是由平均值加上反應標準差乘以尖峰因子而得，其表示如下：

$$r_{\max} = \bar{r} \pm g_r \cdot \sigma_r \quad (1)$$

$\bar{r}$ ：反應平均值

其中 σ_r ：反應標準差

g_r ：尖峰因子

陣風反應因子定義陣風反應因子乘以載重平均值，如下所示：

$$GRF = \frac{r_{\max}}{\bar{r}} \quad (2)$$

等值靜風載重定義為陣風反應因子乘上載重平均，如下所示：

$$p_e = GRF \cdot \bar{p} \quad (3)$$

一個系統的平均反應與平均載重關係可表示如下：

$$\{\bar{r}\} = [A] \cdot \{\bar{p}\} \quad (4)$$

$\{\bar{r}\}$ ：平均反應向量(n,1)

其中 $[A]$ ：影響係數矩陣(m,n) a_{ik} ：在 k 施加單位載重時，i 點所產生的反應值

$\{\bar{p}\}$ ：平均載重向量(m,1)

反應的 covariance 矩陣表示如下：

$$[\sigma_r^2] = [A] \cdot [\sigma_p^2] \cdot [A]^T \quad (5)$$

$[\sigma_r^2]$ ：反應的 covariance 矩陣

其中 $[\sigma_p^2]$ ：載重的 covariance 矩陣

$[A]^T$ ：矩陣 A 的轉置矩陣

因此反應 i 與載重 k 的 covariance 矩陣就為影響係數矩陣乘上載重的 covariance 矩，如下所示：

$$[\sigma_{rp}^2] = [A] \cdot [\sigma_p^2] \quad (6)$$

其中 $[\sigma_{rp}^2]$ ：載重與反應的 covariance 矩陣(n,m) 元素 ik：反應 i 與載重 k 的 covariance

$[\sigma_p^2]$ ：載重的 covariance 矩陣

元素 ik：反應 k 與載重 l 的 covariance

因此式(1)可以改寫表示如下：

$$r_{i_{\max}} = \sum_{k=1}^m a_{ik} \cdot \bar{p}_k + g \cdot \sqrt{\sum_{k=1}^m \sum_{l=1}^m a_{ik} \cdot a_{il} \cdot \sigma_{p_{kl}}^2} \quad (7)$$

其中 $\sum_{k=1}^m a_{ik} \cdot \bar{p}_k$: 是由式(4)而來，為反應平均值部分

$g \cdot \sqrt{\sum_{k=1}^m \sum_{l=1}^m a_{ik} \cdot a_{il} \cdot \sigma_{p_{kl}}^2}$: 是由式(5)而得

將式(5)代入式(7)，重新整理可得

$$r_{i_{\max}} = \sum_{k=1}^m a_{ik} \cdot \bar{p}_k + g \cdot \frac{\sum_{k=1}^m a_{ik} \sum_{l=1}^m a_{il} \cdot \sigma_{p_{kl}}^2}{\sigma_{r_i}} \quad (8)$$

由式(6)可得：

$$\sigma_{r_i p_k}^2 = \sum_{l=1}^m a_{il} \cdot \sigma_{p_{kl}}^2 \quad (9)$$

又

$$\rho_{r_i p_k} = \frac{\sigma_{r_i p_k}^2}{\sigma_{r_i} \cdot \sigma_{p_k}} \quad (10)$$

其中 $\rho_{r_i p_k}$: 反應 i 與載重 k 的相關係數

σ_{p_k} : 載重 k 的標準差

將式(9)與式(10)重新整理可得

$$\sigma_{r_i p_k}^2 = \sum_{l=1}^m a_{il} \cdot \sigma_{p_{kl}}^2 = \rho_{r_i p_k} \cdot \sigma_{r_i} \cdot \sigma_{p_k} \quad (11)$$

再將式(11)代入式(8)，可得

$$r_{i_{\max}} = \sum_{k=1}^m a_{ik} \cdot \bar{p}_k + g \cdot \sum_{k=1}^m a_{ik} \cdot \rho_{r_i p_k} \cdot \sigma_{p_k} \quad (12)$$

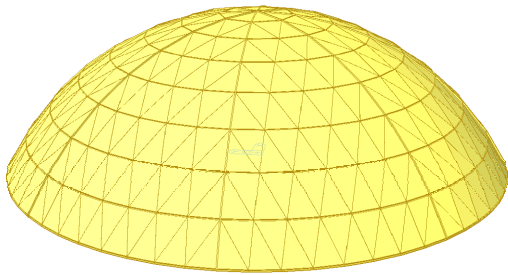
$$= \sum_{k=1}^m a_{ik} \cdot [\bar{p}_k + g \cdot \rho_{r_i p_k} \cdot \sigma_{p_k}] \quad (13)$$

由式(13)可以知到 $[\bar{p}_k + g \cdot \rho_{r_i p_k} \cdot \sigma_{p_k}]$ 部分為造成設計結構物極大反應的等值靜風載重，即本文所卻求的 LRC 法的設計風載重。

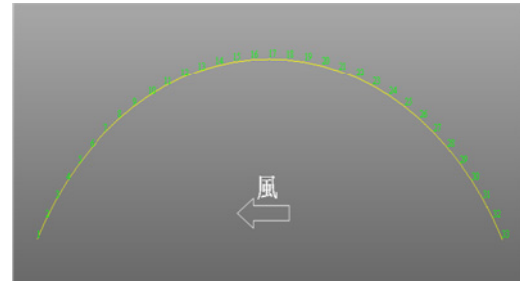
三、拱結構特性

本研究模形為半球形單層三向球面網殼結構(圖一)，目前所有桿件為同一尺寸(直徑 75cm，厚度 10cm)的中空圓管，共有 800 根桿件，支承點為固定支承，結構高度為 45 公尺，跨度為 150 公尺，高跨比為 0.3。

由於半球形結構桿件繁多且複雜，因此本文只取出順風向的主拱結構(圖二)進行分析，以確定步驟中的正確性。



圖一：半球形單層三向球面網殼結構



圖二：主拱結構(簡化後結構)

利 MIDAS 進行結構分析，拱結構態、頻率構如下(表一)：

Mode	振態	頻率(Hz)
1	Y	1.0798
2	X	2.7468
3	Y	3.0519
4	Z	5.0519
5	Y	6.0266
6	Z	9.0881
7	Z	9.2825
8	Y	9.7979
9	Y	14.2121
10	Z	14.3688

表一：拱結構 1~10 的振態、頻率

由於此結構頻率較高，因此共振效應很小，大部分為背景反應。

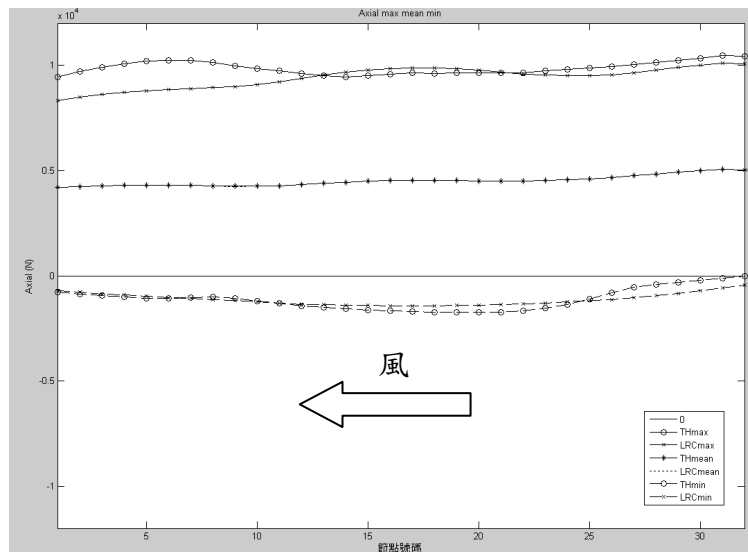
四、分析結果與討論

本研究實驗數據取自淡江大學風工程研究中心[2]，實驗所得之風壓數據依二維線性內插轉換為作用於節點的風力，此風力數據為 LRC 法計算所需，並以此風力數據，利用 MIDAS 結構分析軟體進行時間歷時分析，分析可得到真實結構反應，並可找出真實結構反應的極值。

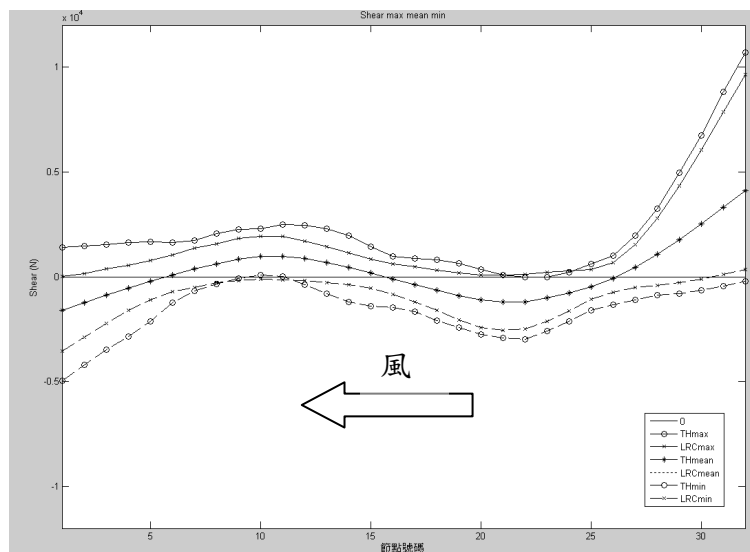
LRC 法主要是以徑度計算設計風載重，因此影響係數的獲得是很重要的部分，計算流程為，以單位力各別施加在結構各結點上的 x 向、z 向，以 MIDAS 結構分析軟體分析，進行靜力分析，可得到在單位力作用下各桿件的反應(EX：軸力、剪力、彎矩)，以矩陣形式排列組成 x 向、z 向的影響矩陣，再依風力方向由 x 向、z 向比例組合成風力方向的影響矩陣。

依 LRC 法，利用風力方向的影响矩陣、載重及反應的相關係數(公式 10)與風力計算參數，利用(式 13)可計算出設計風載重分佈，進而求取結構反應的極值。

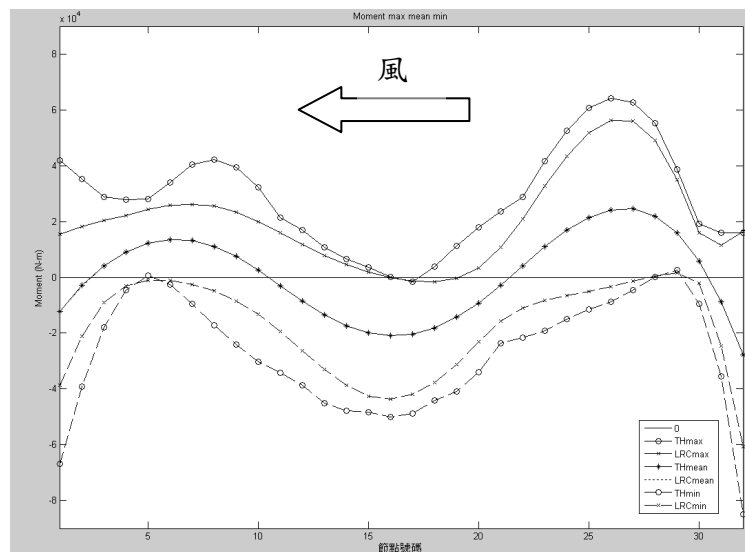
比較以時間歷時法與 LRC 法求得的反應(軸力、剪力、彎矩)極值，圖表如下：



圖三：時間歷時法與 LRC 法求得軸力比較



圖四：時間歷時法與 LRC 法求得剪力比較



圖五：時間歷時法與 LRC 法求得彎矩比較

由(圖三、圖四、圖五)軸力、剪力、彎矩的 LRC 法求得的平均反應，與時間歷時所得之真實平均反應，完全吻合；而在極值的部分兩種方法所求得的结果有相同的趨勢，但仍有差距，由其在鄰近兩端的支承點部分有較大的差距。

五、結論

本文利用 LRC 法，建構半圓形拱結構之等值風荷載，所得結論如下：

1. LRC 法求得的平均反應不論軸力、剪力、彎矩，皆與時間歷時所得到的反應平均值幾乎完全吻合。
2. LRC 法求得軸力極值在背風面最大值有較大的誤差，約 15%，最小值部分則是在迎風面有較大的誤差，約 3.5% 誤差。
3. LRC 法求得剪力極值，相對於時間歷時皆偏保守，誤差約 35%。
4. LRC 法求得彎矩極值，相對於時間歷時皆偏保守，誤差約 30%。
5. 極值的部分不論是軸力、剪力、彎矩，在支承點附近皆有較大的誤差，這部分有待檢討。

本文分析拱結構，為初步的討論，最終是要以此法用於不同高跨比的半球形單層三向球面網殼結構，進行比較分析。

六、參考文獻

- [1] M. Ksaperski, "Extreme wind load distributions for linear and nonlinear design," *Eng. Struct.*, Vol.14, pp.
- [2] 傅信麟，"半圓頂大跨度屋蓋結構在平滑流場及大氣邊界層流場中之風載重特性"，淡江大學土木系 博士論文，2009 年。

行人舒適度之數值模擬預測與風洞試驗的比較

張正興¹ 林金賢² 鄭啟明³

¹淡江大學土木工程學系 副教授

²淡江大學水資源與環境工程學系 博士班學生

³淡江大學風工程中心主任與土木工程學系 教授

摘要

台灣，超高樓之開發行為環境影響評估作業準則：除煙囪外有七十公尺以上之高層結構體者，其可能產生之風場、日照、電波以及空氣污染物擴散之干擾等負面影響，應予預測及評估，並提出因應對策；必要時應進行相關之模擬分析或試驗。其中風場負面的影響，意指大樓興建前後之行人舒適度的評估。

本研究主要利用計算流體力學軟體（fluent 6.3）與風洞試驗進行比較。主要分成兩個部分：（1）兩棟獨立高樓。就風洞試驗：主要使用熱膜探針與 Irwin probes 進行量測；數值模擬分析：使用標準紊流模式（Standard κ - ϵ ）、經修正紊流模式（Renormalization Groups κ - ϵ ）、LES (large eddy simulation)、DES (Detached eddy simulation)。以 DES 模擬結果最好，平均風速誤差為 9%，有效風速的誤差為 17%。

（2）選定台中市七期重劃區。採用標準紊流模式與經修正紊流模式進行模擬分析。數值模擬分析與風洞試驗結果相互比較：16 個方向無因次化速度的數值模擬（標準紊流模式）預測與風洞試驗之相關性（correlation）介於 0.53~0.92，平均值為 0.81。若使用 Davenport 舒適度評估準則，數值模擬預測與風洞試驗的趨勢是相當一致，但數值模擬的預測則較為保守。

關鍵字：風洞試驗，計算流體力學，行人風場評估

一、前言

當風流經複雜的都市地形時，建築物之幾何形狀、高度、建築物表面突出狀況、排列方式都會直接影響風場的變化與通風效益的評估；當風場經由上游處之建築物影響時，會有局部加速、角隅強風與尾流的現象產生[1,2,3]。

都會商區在一些大樓底層提供了購物、商場、餐廳、兒童遊玩乃至戶外展覽的空間。但是這些安排往往存在著因鄰近高樓而改變了風向、風勢而使之經常暴露在惱人的強風之下，失去了它原先設計的美意。[4]

Kim[5]於之 1999 年的研究中，挑選了 standard、realizable、RNG κ - ϵ model 與 RTSM model 等紊流模式進行二維山丘模擬時，與實驗結果比較後發現 RTSM model 之預測結

果較佳；然而透過三維矩形斷面之鈍體進行模擬時，卻是 $realizable-k-\epsilon$ model 較接近於實際量測值。

在建築物週遭行人風場的模擬方面，He & Song[6]進行了台北某地區之大樓週遭風場模擬，其使用了以弱壓縮流(weakly compressible flow)方程式為基礎之 LES model 進行都市區域之模擬。但由於採用這種模擬方式為非穩態計算，故求解時間必隨著方程式計算量之增加而增加。另外，Uchida and Ohya[7]則於 1999 年在日本地區兩座 1000m 以下的小山之間做過大區域的氣候現象模擬。

1999 年 Murakami[8]等人的研究結果顯示植栽之配置的確可降低些微風速，並在行道上有樹蔭的部分降低太陽輻射熱帶來的高溫，可降低不舒適狀況之產生。但特別需要注意的是，種植位置或疏密分佈不當之關係，亦可能造成部分區域反而由於植栽的導引或偏向作用使得風速不降反升，造成反效果。

Zhang[9]進一步使用數值模擬與風洞試驗相互比較發現：利用 RNG- $k-\epsilon$ 紊流模式，所得結果與實驗最為接近；在網格的繪製上：使用非結構性網格，並在建築物的四周局部地將網格加密，此結果將有利於往後更複雜地形模擬的依據。

二、兩棟獨立建築物

兩棟獨立高樓之地表風速的量測，量測高度離風洞地表約為 0.5~0.7 公分。本研究將進行風洞試驗與數值模擬分析與比較。

2.1 風洞試驗

風洞試驗是在淡江大學大氣邊界層風洞實驗室執行。風洞實驗段長 18.0 m，其斷面寬 3.2 m、高 2.0 m，風洞頂板高度可分七段調整，其最大調整高度為 0.4 m。十六槳葉之軸流式風扇(axial fan)其直徑為 2.2 m，由具 175 匹馬力之直流無段變速馬達帶動。風速可經由控制風扇之轉速而得到調整，其流速範圍為 0.7 m/s 至 15 m/s。風洞進口段之收縮比為 4:1，進口段設有蜂巢管及四層之阻尼網(damping screen)，風洞內自由流之紊流強度約為 1%。

兩棟獨立建築物將採用 1:300 模型縮尺，行人量測高度約為 1.5~2 公尺，若是換算至風洞縮尺約為 0.5~0.7 公分。本研究有 8 個測點進行風洞試驗與 CFD 的預測進行相互比較，其測點位置如圖一、二。

行人風場的量測主要採用 Irwin 於 1981 年所發展出來的無方向性地表風速計測器來進行量測。其原理是利用管與管中之細管(即管中管，內外兩管共一中心軸，但內管突出較高)兩者間之壓力差，並參照預先率定之結果，可迅速、實用地量測到行人高度上之水平方向風速。

熱風速儀(thermal anemometer)：用於邊界層風速剖面及紊流特性之量測。此套 TSI 公司生產之熱風速儀量測系統包括有 IFA-300 智慧型風速儀(anemometer)、model 1210-20 一般用途熱膜探針(hotfilm probe)。

熱風速儀是利用電流通過金屬導線時會使導線溫度升高，而當流體流經金屬表面時會帶走部分熱量之原理來量測流體之速度。

至於入流逼近流特性，使用錐形擾流板和配套之粗糙元及龍齒組合，在風洞之試驗段內建立一能與現場情況相當之模擬大氣邊界層來流。在圖三中，分別顯示出順風方向

2010 年 10 月 15 日

之平均流速及紊流強度隨高度變化之剖面曲線。若考慮本案為大都市邊緣之地形，其平均風速剖面採取指數律 $\alpha = 0.25$ 模式， Z_0 約為 375m。

2.2 數值模擬

計算空間為 $12H (X) \times 6H (Y) \times 4H (Z)$ ；網格繪製全部以結構性為主，網格數目約 142 萬，如圖四。行人風場量測高度為 0.06 公分，因此在 0~0.2 公分的範圍進行網格加密。

利用實驗室所量測出高度與紊流強度、高度與風速之間的關係進行迴歸分析。輸入固定模擬的風速 10 (m/sec)、 α 值為 0.25、 δ 值為 375 公尺；最後給予 FLUENT6.3 所輸出 (write profile) X、Y、Z 相對位置的檔案路徑，程式將會輸出包括速度剖面、 κ (動能、Turbulent Kinetic Energy) 以及 ε (黏滯消散率、Viscous Dissipation Rate)， κ 、 ε 兩個變數可依下列經驗公示來表示：

$$k = (TI * U(z))^2 \quad (1)$$

$$\varepsilon = \frac{U_*^3}{Ky} \quad (2)$$

TI : turbulence intensity(紊流強度)

K : von Karman constant 值為 0.4

U_* : 摩擦速度

2.3 結果與討論

利用熱膜探針與 Irwin probes 進行地表風速之量測，其結果如圖五、六。在圖五中，兩者 (熱膜探針與 Irwin probes) 平均風速之相關係數約為 0.98；有效風速 (平均風速加上三倍擾動風速) 之相關係數約為 0.95，因此熱膜探針與 Irwin probes 的趨勢是相當一致的。

若考慮兩者量測時可能產生的誤差，如圖六所示。point 1 位於兩個角隅分離流之上游處、point 8 剛好位於建築物下流處之後方。兩個位置的平均風速都會比較低，擾動值的變化會較大，因此量測時的誤差可能會比較大一些；兩者誤差都會大於 20% 以上且 Irwin probes 所量測得風速值都會比熱膜探針來得高。

在數值模擬分析中，採用標準紊流模式、RNG 紊流模式與 LES。三種模式預測與實驗數據的比較，如圖七、八中；因標準紊流模式、RNG 紊流模式選用穩態流，所以三種不同模式只跟平均風速進行比較。

在圖七中：LES 與實驗結果的一致性最高，兩者間的相關係數約為 0.95。LES 模式是可以準確地預測低風速的區域 (如圖一中，point 1 and point 8)；相對地，標準紊流模式與 RNG 紊流模式在低風速的區域，實驗數據之平均風速結果都會比數值模擬分析的結果來得大，因此平均風速的誤差會有偏高的現象產生。整體而言：LES 模式中，八個測點平均風速的誤差約 14%，其中最大誤差值也不會超過 25%；但標準紊流模式與 RNG 紊流模式中，point 1、point 4 與 point 8 會產生較高的誤差值。

在數值模擬分析中，採用 LES、DES。兩種模式預測與實驗數據的比較，如圖九、十、十一；LES、DES 模式選用非穩態流，因此兩種不同模式可進行平均風速與有效風速的比較。

在圖十中：DES 與實驗結果之相關係數約為 0.96；DES 模式之相關性會比 LES 模式較高一些。就平均風速的比較：DES 模式中，大部分的測點誤差值都會比 LES 模式來的低，因此 DES 模式之八個測點平均誤差值約為 9%比 LES 模式之平均誤差 14%來得好，如圖十所示。

在圖十一中，比較 DES、LES 模式之有效風速的誤差。DES 模式與實驗結果之有效風速的誤差約為 17%；LES 模式與實驗結果之有效風速的誤差約為 19%。DES 模式平均誤差比 LES 來得低，但並非每一個測點的誤差值都比 LES 模式來得好。整體而言：DES 模式之平均風速誤差與有效風速誤差都比 LES 來得低，且 DES 模擬所需要的時間會比 LES 少（約一天的時間）。

三、複雜都市之風環境評估

3.1 建築物幾何形狀建立

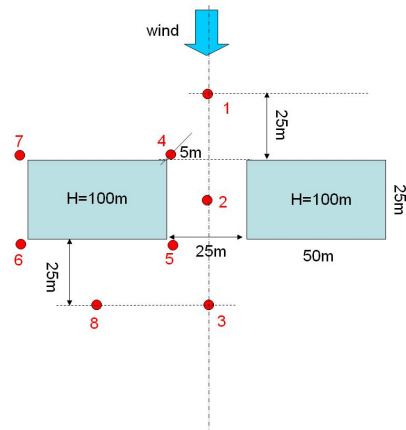
由於 Autocad 軟件有微軟 VBA 巨集可用[10]，吾人便自行撰寫介面程式，將數值地形圖上的點座標轉換成 Gambit 2.4 可直接讀入的 journal 檔案[11]。

3.2 網格繪製

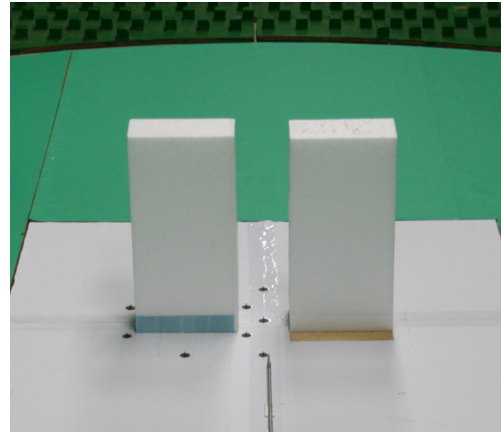
因複雜且不規則形狀之都市地形，主要以非結構性網格進行繪製且儘量避免 equisize skew > 0.97。行人風場量測高度為 0.06 公分，因此在 0~0.2 公分的範圍進行網格加密。

3.3 結果與討論

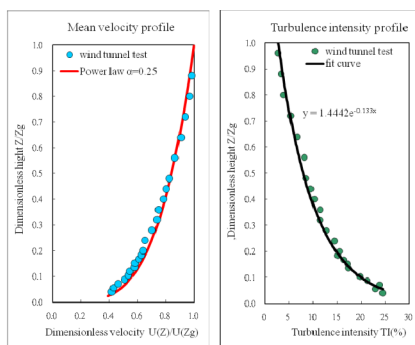
若將 16 方位的無因次化速度與台中氣象資料帶入 Davenport 評估方法，便可以得到圖十二、十三舒適度評估的結果。若假設風洞試驗結果是正確的情況之下，咖啡色區域：風洞試驗無因次化風速會比 CFD 模擬的來的大，因此 CFD 模擬結果會比較保守。若是藍色區域：則是風洞試驗的結果較為保守。



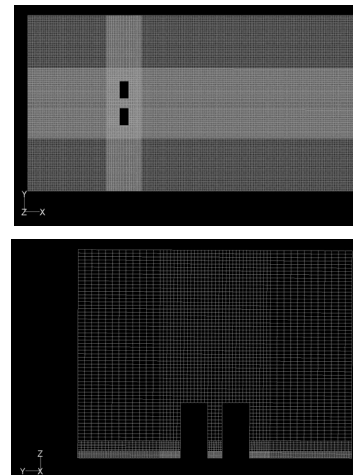
圖一 兩棟獨立建築物之幾何形狀與尺寸



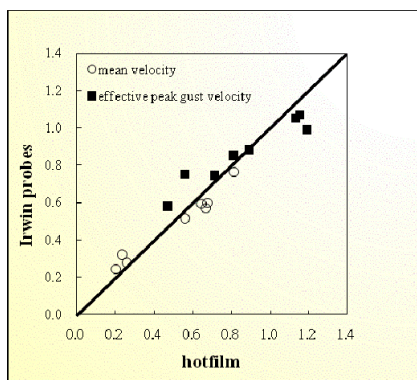
圖二 風洞試驗之模型與量測儀器



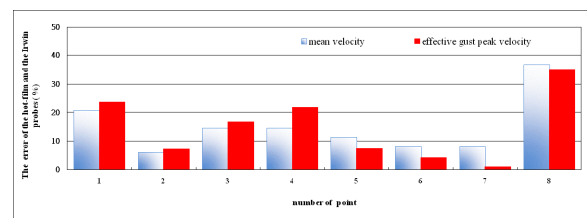
圖三 逼近流之平均風速與紊流強度



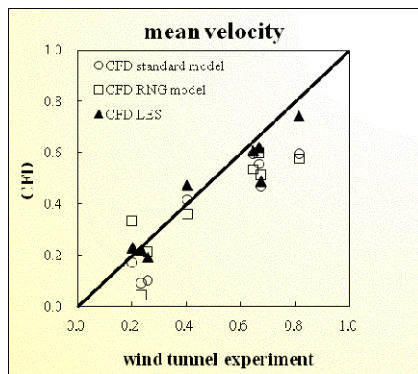
圖四 結構性網格（數值模擬）



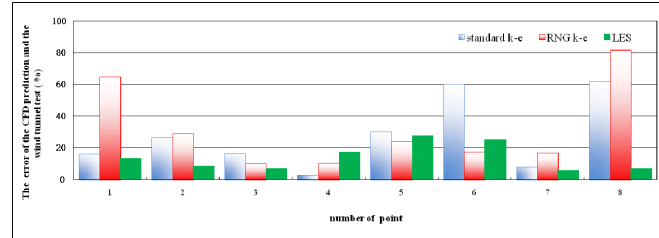
圖五 hotfilm 與 Irwin probes 之相關性



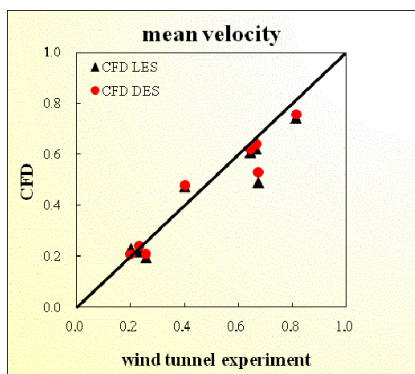
圖六 hotfilm 與 Irwin probes 之誤差值



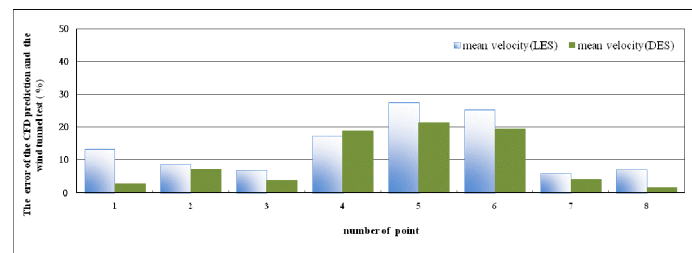
圖七 風洞試驗與數值模擬之相關性



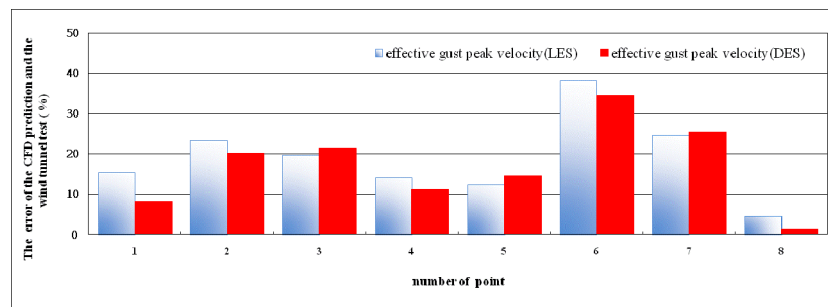
圖八 風洞試驗與數值模擬之誤差值



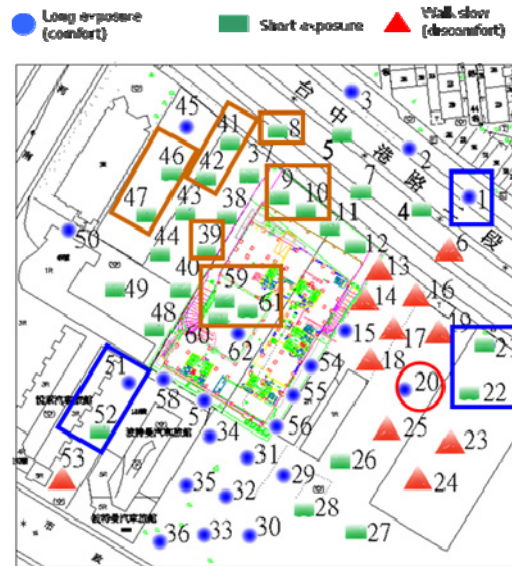
圖九 風洞試驗與數值模擬之相關性



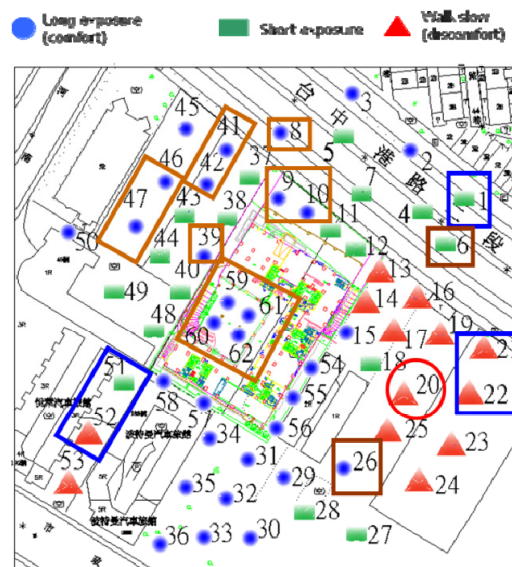
圖十 風洞試驗與數值模擬之誤差值



圖十一 風洞試驗與數值模擬之誤差值



圖十二 風洞試驗評估的結果



圖十三 數值模擬評估的結果

四、結論

兩棟獨立高樓之風洞試驗與數值模擬分析：以 DES 模擬結果最好，八個測點之平均風速誤差為 9%，有效風速的誤差為 17%；以 LES 模式預測的結果，平均風速的誤差約 14%，有效風速的誤差為 19%。

若只考慮使用 Davenport 舒適度評估準則，數值模擬預測與風洞試驗的趨勢是相當一致，但數值模擬的預測則較為保守。雖然 DES、LES 模式是可以較準確地模擬出都市複雜地形之風速，但所需要較長的時間與較多的硬體設備，因此應用於都市複雜地形之風環境評估仍需要加以考量。

五、參考文獻

- [1] B.E. Lee, M. Hussain, B. Soliman, "Prediction Natural Ventilation Forces upon Low-Rise Buildings," *"ASHRAE J"*, Vol.22, pp.35-39, 1980.
- [2] A.C. Khanduri, T., Stathopoulos, C., Bedard, "Wind-Induced Interference Effects on Buildings-a Review of the State-of-the-Art," *Eng. Struct*, Vol.20, pp.617-630, 1998.
- [3] R. Jozwiak, J. Kacprzyk, J.A. Zuranski, "Influence of Wind Direction on Natural Ventilation of Apartment Buildings," *Journal of Wind Engineering Industrial Aerodynamics*, Vol.60, pp.167-176, 1996.
- [4] M. bottema, "A Method for Optimization of Wind Discomfort Criteria," *Building Environment*, Vol.35, pp.1-18, 2000.
- [5] S.E. Kim, F. Boysan, "Application of CFD to Environmental Flows," *Journal of Wind Engineering Industrial Aerodynamics*, Vol.81, pp.145-158, 1999.
- [6] J. He, C.C.S. Song, "Evaluation of Pedestrian Winds in Urban Area by Numerical Approach," *Journal of Wind Engineering Industrial Aerodynamics*, Vol.81, pp.295-309, 1999.
- [7] T. Uchida, Y. Ohya, "Numerical Simulation of Atmospheric Flow over Complex terrain," *Journal of Wind Engineering Industrial Aerodynamics*, Vol.81, pp.283-293, 1999.
- [8] S. Murakami, *et al.*, "CFD Analysis of Wind Climate from Human Scale to Urban Scale," *Journal of Wind Engineering Industrial Aerodynamics*, Vol.81, pp.57-81, 1999.
- [9] A. Zhang, C. Gao, L. Zhang, "Numerical Simulation of the Wind Field around Different Building Arrangement," *Journal of Wind Engineering Industrial Aerodynamics*, Vol.93, pp.891-904, 2005.
- [10] 林龍震, "AutoCAD 2000 LISP/VBA 程式設計", 松崗電腦圖書資料公司, 2000 年。
- [11] Gambit 2.4 user guide

以風洞試驗建立行人風場環境影響評估準則之研究

郭建源¹ 黎益肇²

¹內政部建築研究所助理研究員

²內政部建築研究所專案助理研究員

摘要

目前國內以風洞試驗進行行人風場評估多採用國外之評估準則，缺少國內之區域特性。因此，本研究嘗試以風洞試驗方法建立行人風場評估準則，規劃 3 個受風情境，27 位受測者進行風洞內進行各情境之不同風速試驗，將所得資料建立不舒適指標與風速關係，進而得到各情境之對應風速。

關鍵字：環境風場，評估準則，不舒適指標

一、前言

高層建築受到風場作用之下，其週遭接近地表處約 1.5~2 公尺處會產生行人風，干擾附近地區的活動品質，更甚者則是發生行人受強風侵襲而傷亡之狀況。評估行人風場對週遭環境之影響，世界各國早於 1970 年代開始研擬相關評估準則[1、2]。基本上，各國的評估準則因各地氣候條件（溫度、溼度）、季風強弱及居民對風感受之差異，而有不同的保守與開放程度，其等級之劃分採風速（平均風速或陣風風速）及容許可發生機率為變數而進行區分，不過主要分級均有 4-5 級的區分，例如：長時間停留、短時間停留、適合行人通行、不舒適及危險等級。

建立行人風場評估準則是件困難的議題，因為它以機率的型式與主觀意識表示。在颱風或暴風時，由於風向的改變，很多地方均能感受到不可接受或危險的強風。此種情況演生出兩個問題，風場如何影響行人特定的活動，例如在多少風速下使於公園休憩的民眾感到不舒適，另一個問題為多久的出現頻率會讓民眾感受到無法接受。而建立此類準則更為複雜因為同一個風速對老弱婦孺年人或壯碩的年輕人會有不同的感受程度。或是不同的城市間在市效或市區內風速均有不同。

很多的學者企圖對行人風場評估準則進行研議，從 1965 年開始有 Wise，1971 年的 Melbourne 及 Joubert，1972 年 Davenport，1973 年 Penwarden，1975 年 Isyumov 和 Davenport，1975 年 Lawson 和 Penwarden，1975 年 Penwarden 和 Wise，1976 年 Hunt 等人，1978 年 Jackson、Lawson 和 Melbourne 分別提出，1979(a)年 Murakami，1980 年 Visser，1985 有 Durgin 及 Hosker 分別提出，1990 年 Ratcliff 和 Peterka，1992 年 Bottema，1992 年 Williams 和 Wardlaw、Williams 和 Soligo，1995 年 Durgin 等。以上自 1965 年到 1995 年間相關學者提出行人風場評估準則。

Penwarden(1973) Melbourne 及 Joubert(1971) Melbourne(1978) Murakami(1979)開始進行人體受風影響評估。許多的準則皆由蒲福風級開始著手，而行人風場不穩定且須定義某段時間內的平均值、均方根值及陣風值。如果在一地區內的任何地點任何風向前述三值或其組合均相同，則可以該值作為評估準則。但三者間關係有重大的差異且最適當的風場量測未取得一般性的認同。[3]

Hunt 等人(1976)及 Murakami 等人(1979a)分別提出重要的評估準則，兩者同時顯示出陣風對人體受風感受的重要性，也同時發現陣風如果持續時間低於 2-3 秒，並不會影響人體的平衡，也因此兩者開始使用有效陣風風速（Effective gust speed）公式。定義如下：

$$\tilde{V} = \bar{V} + k\sigma_u \quad (1)$$

其中 $\bar{V}$ 為平均風速， σ_u 為均方根值， k 是陣風反應因子且為一常數。如果陣風分佈為高斯分佈， $k=3.5$ 時， $\tilde{V}$ 則為近似 2-3 秒之陣風風速。而較低的 k 值則表示陣風持續更長的時間。Hunt 等人(1976)採用 $k=3.0$ ，Murakami 等人(1979a)採用 $k=3.5$ ，其他的學者採用 1.0~3.5 之間，尚無任何的統一標準。

Durgin(1992) [4]提出等效平均風速(Equivalent Average)其考慮了平均值(Average)、有效陣風(Effective Gust)、極值陣風(Peak Gust)三者，等效平均風速(Equivalent Average)被定義為以平均風速的最大值除 1.101，有效陣風(Effective Gust)風速除 1.434，極值陣風(Peak Gust)除 1.875 等取三者之大值。每個風速以每小時計算風速，有效陣風 k 採用 1.5 時，等值平均風速(Equivalent Average)近似每小時內最快一分鐘陣風值；測得之極值陣風(Peak Gust)相當於實尺寸之最快 2-3 秒陣風。Durgin(1992)表示使用這些常數時，一般在紊流強度低於 20%以下時，平均風速將決定等值平均風速(Equivalent Average)，而在紊流強度大於 20%者，有效或極值陣風亦將決定等值平均風速(Equivalent Average)。

二、受風感受試驗

2.1 試驗規劃

目前世界各國之評估準則之分類，可歸納為長時間停留、短時間停留、適合行走、不舒適或危險等五種等級。因此本研究擬將試驗情境分為三種：長時間停留、短時間停留及行走三種情境。長時間停留界定在停留 30 分鐘以上之活動，例如：戶外餐廳、公園坐著休憩等情境；短時間停留則是界定在停留 15 分以內之活動，包括有於公車站等車、或路口靜待紅燈、與等候友人赴約之情境；某些準則將行走情境分類為快速行走與慢速行走兩類，但由於風洞內因空間受限不易產生快速行走的模擬，且快速與慢速行走不易界定，因此本研究將行走情境設定在正常的慢速的行走上，如不趕時間的行走於人行道上或穿越斑馬線。

各情境之下為了避免試驗者因為單一動作而過於專注在「進行試驗」的事件上，本研究於各情境下研擬各種活動方式，請受測者完成該動作後再填寫問卷。例如於長時間停留的情境上，如果僅安排受測者坐在椅子上吹風 30 分鐘，如此將使受測者太專注於吹風的事件上，而使試驗問卷過於主觀，因此本研究於此情境內安排受測者翻閱書報、

2010 年 10 月 15 日

聊天(每次 5 人同時進行試驗)或玩手遊戲等動作，各動作完成之後再進行問卷的填寫。

而測試的風速則是參考蒲福風速分級表，採 2~5 級之最高風速並取 3、4、5 級的中間風速進行試驗，依序為 3.3m/s、4.4 m/s、5.4 m/s、6.7 m/s、7.9 m/s、9.3 m/s、10.7 m/s。對於每段風速受測後的感受則是採用語意評估，共分五種沒感覺、舒服、尚可、不舒服及非常不舒服。

2.1.1 長時間停留

長時間停留主要是模擬戶外餐廳用餐，喝咖啡聊天的情境，本研究於風洞測試段內放置一圓桌與數張椅子，並於桌上擺放報紙、雜誌等刊物以供測試者翻閱同時播放音樂，以免受測人員過份專注於風速上。由於模擬情境為長時間停留所以每段風速測試時間為 30 分鐘。同時為求試驗數據之客觀，本研究於情境試驗內要求受測者進行不動的活動後再進行填寫受測問卷。各類活動包括：翻閱書報、聊天喝咖啡、玩手機遊戲、眼睛受風感覺、耳朵受風感覺、皮膚受風感覺和頭髮受風感覺等。

2.1.2 短時間停留

短時間停留主要是模擬短時間的站坐，本情境可能發於街道上等待紅綠燈、公車、朋友，或是於廣場座椅石階之上作短時間的休憩等活動，本研究將短時間停留時間界定為 15 分鐘之內。因此進行風洞內受風感受試驗時，每段風速測試時間為 15 分鐘。於試驗時間內，本研究要求受測者進行各類的活動後再進行填寫受測問卷。各類活動包括：站立翻閱書報、空手等人、撐傘等人、眼睛受風感覺、耳朵受風感覺、皮膚受風感覺和頭髮受風感覺等。

2.1.3 行走

行走主要是在模擬於人行道、街道上或公園廣場正常速度行走或散步的情境，所謂正常速度界定為在非趕時間的狀態下的行走，如於穿越紅綠燈時係以正常步伐通過，而非在快變燈的情況下，匆忙跑步通過。本研究為模擬行走時可能因風向的因素而造成迎風或側風行走，於風洞測試段內順風向和橫風向上各布置一條 3 公尺和 2 公尺的直線，請受測者於空手、撐傘及戴帽子情況下完成迎風和側風行走的情境試驗。

2.2 試驗設備

本研究於內政部建築研究所風洞實驗室進行試驗，風洞本體為一垂直向的封閉迴路系統，總長度為 77.9m，最大寬度為 9.12m，最大高度為 15.9m，為東南亞目前最大之建築風洞實驗室。

整個風洞本體具有兩個測試區段，第一測試區中配置有 2 個旋轉盤，第一座旋轉盤直徑 1m，安置於距測試區入口處 3m 處，從事一般流體力學研究；第二座旋轉盤直徑 2.6 m，置於可移動式軌道上，定位於距測試區入口端約 25.5m 或 31.5m 處，並以機械控制使其做旋轉及上下運動，以進行建築物受風力作用的空氣動力學研究及污染擴散試驗為主。第二測試區則配置一座旋轉盤，位於風洞本體整流段出口 15m 處，轉盤直徑為 2.6 m，主要用途以橋梁測試為主。

環境風場試驗於本實驗室第一測試段之第二旋轉盤進行，本測試段長 36.5 公尺、寬 4 公尺、高 2.6 公尺，最大風速為 30 公尺/秒。風洞頂部為可調式上蓋板，以維持測試段壓力梯度為零，並將阻塞比降到最低。

2.2.1、紊流流場格柵設備

大氣因受高層建築物阻礙而形成之行人風場為紊流流場，故本案進行實際人體受風感受試驗亦須於風洞內建立紊流流場，本所風洞實驗室紊流流場之建立係於出風口處排列直向 13 支橫向 8 支之格柵，如下圖 1 及 2 所示，格柵木條寬 90 公分，間距中心到中心為 30 公分，因此每一開口為 30 公分×30 公分之正方形。表 1 為距出風口 2.7m 處平面的紊流流場，其紊流強度平均約為 10% 左右。圖 3 則為該平面紊流強度等線圖，由圖顯示越接近地面紊流強度越強。

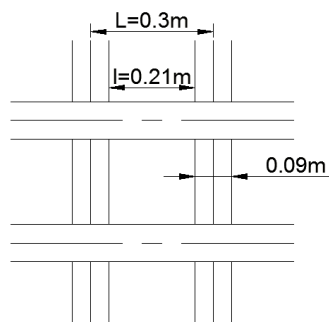


圖 1 本所風洞實驗室格柵尺寸



圖 2 本所風洞實驗室格柵圖

表一風洞格柵產生流場之紊流強度(%)

Y(m) Z(m)	-0.6	-0.3	0	0.3	0.6
1.5	9.57	10.22	10.75	10.61	10.06
1.2	9.63	10.15	10.61	10.44	9.83
0.9	10.14	9.70	9.75	9.87	9.29
0.6	9.92	9.79	10.32	10.23	9.68
0.3	10.62	12.56	12.70	12.80	11.14

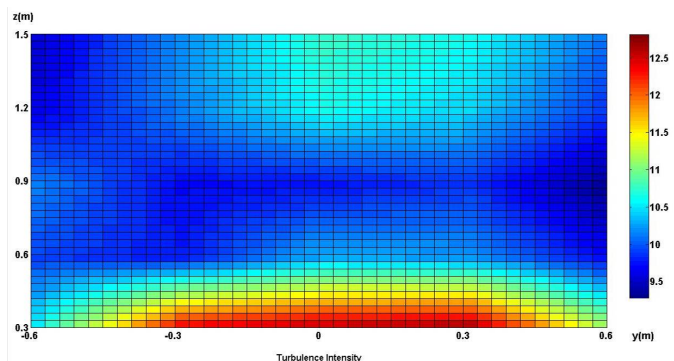


圖 3 平面流場紊亂強度示意圖

三、試驗資料分析

本研究受風感受試驗參與測試者共有 27 人，其中男生 20 人，女生 7 人，每次 5 人進入風洞測試段內進行試驗，試驗之前均將試驗目的與模擬情境等作約略說明，由情境一開始進行 30 分鐘試驗，接著情境二約 15 分鐘試驗，最後則是將情境三的相關活動執行完成，全部試驗始為結束。

試驗完成後，共回收 27 份問卷，每份問卷有 21 組資料（3 種情境、各 7 段風速），全部共有 567 份語意資料，為了解各情境適合之風速，須將語意資料加以量化。本研究將問卷資料分為兩部分，一為問卷中的不舒適程度語意，本研究將其各語意賦予權重，進而求取不舒適指標的加權平均值；另一為剔除試驗活動項目的極值，為避免有受測試

2010 年 10 月 15 日

者因個人感受問題，造成過度偏差的問卷，本研究擬以模糊德菲法作為篩選試驗情境活動，以避免極端值的影響。

3.1 極端問卷篩選

本研究採用「模糊德菲法(Fuzzy Dephi Method)」，其在使應用上係使用幾何平均數作為決策群體篩選評估準則的依據，以收統計上不偏的效果，避免極端值的影響，如此可使準則的選取效果更佳。本研究則應用「模糊德菲法(Fuzzy Dephi Method)」所建立之幾何平均數將極端問卷剔除，其應用步驟如下：

(1) 建立影響因素集

本研究針對三種情境下所建立的試驗活動，為可能影響該情境的不舒適因素。

(2) 蒐集試驗問卷

本步驟即進行各情境及各階段風速測試，以蒐集各測試者相關問卷。

(3) 建立模糊三角函數

將由試驗問卷所蒐集到之受測者對該試驗活動評估值，依據下列(2)式到(5)式，建立每項影響因素之模糊三角函數

$$\tilde{A} = (L_A, M_A, U_A) \quad (2)$$

$$L_A = \min(X_{Ai}), i = 1, 2, 3, \dots, n \quad (3)$$

$$M_A = (X_{A1} * X_{A2} * \dots * X_{An})^{1/n} \quad (4)$$

$$U_A = \max(X_{Ai}), i = 1, 2, 3, \dots, n \quad (5)$$

其中， X_{Ai} 為第*i*個試驗者對A試驗動作之評估； L_A 為所有試驗者對A試驗動作評估值之最小值； M_A 為所有試驗者對A試驗動作評估值之幾何平均數； U_A 為所有試驗者對A影響因素評估值之最大值；A為影響因素；*i*為試驗者； $\tilde{A}$ 為A試驗動作重要性之模糊數。

本研究以上述步驟進行極端值篩選時，採第一階段測試為篩選基準，因為第一階段試驗風速最低，理論上受測者的感受應最為集中，若於第一階段即產生極端現象，表示該受測者對該試驗活動影響不舒適程度感受分歧應予以剔除。在長時間停留情境下，第一階段試驗時，「翻閱書報」的幾何平均值為 3.56，其他均在 2.11 到 2.37 之間，「翻閱書報」之幾何平均值均明顯大於其他值，所以該項試驗評估值應予以剔除，不列入統計資料內。在短時間停留情境中，除「翻閱書報」幾何平均值為 2.56 以外，各項試驗活動之幾何平均值亦均在 1.91 到 2.26 之間，故在短時間情境下亦應將「翻閱書報」剔除不列入統計資料內。行走情境內各試驗活動之幾何平均值均在 1.78 到 2.0 之間，無任何之極值產生，所以行走情境內各試驗活動均加以保留。

經上述計算，本研究將長時間停留及短時間停留均將「翻閱書報」剔除，因此各情境均保留 6 項試驗活動值作為不舒適指標的評估。

3.2 不舒適指標

本研究所採用加權平均值作為各階段風速試驗不舒適指標，且風速不舒適評估語意分為：沒感覺、舒服、尚可、不舒服、非常不舒服等 5 種，並分別予以權重 1、2、3、4、5。由各風速下各項感受所佔人數乘上對應權重之合，除上總人數平均後即為該風速不舒適程度指標。例如，若某風速下，沒感覺人數為 0 人，舒服人數為 4 人，尚可人數為 4 人，不舒服人數為 6 人，非常不舒服人數為 1 人，則其不舒適程度指標計算為： $U_c = (0 \times 1 + 4 \times 2 + 4 \times 3 + 6 \times 4 + 1 \times 5) / 15 = 3.27$ 。而本研究參與試驗人數為 27 人，經計算各情境及各風速下之加權平均值如表二所示。

另外依據表二之數據，本研究將不舒適指標與風速建立 X、Y 趨勢圖，如下圖 4 所示，紅色、綠色及藍色圖標分別代表長時間停留、短時間停留及行走三種情境之趨勢圖，且利用線性回歸算出三條線性方程式，分別為式(6)~(8)

$$Y = 0.315X + 1.262 \quad (6)$$

$$Y = 0.335X + 0.968 \quad (7)$$

$$Y = 0.341X + 0.751 \quad (8)$$

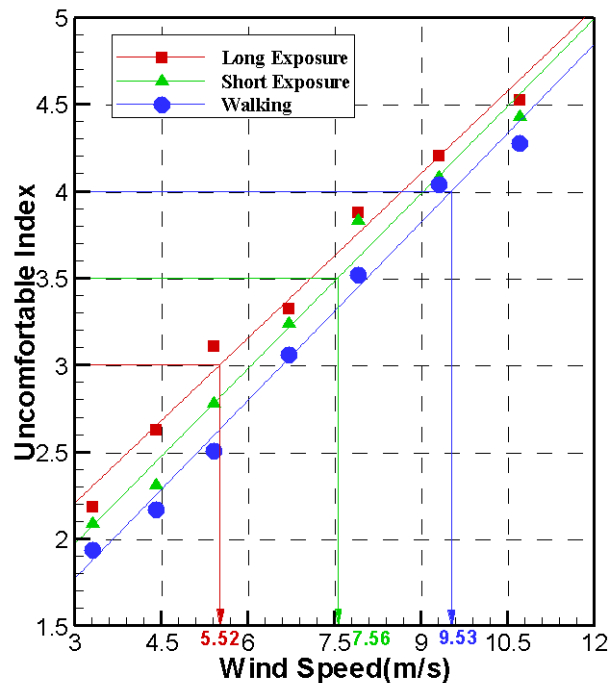
其中 Y 為不舒適指標，X 為風速，式(6)、式(7)、式(8)分別為長時間停留、短時間停留及行走之風速與不舒適指標關係式。

由圖 4 可知在相同風速下「長時間停留」不舒適性指標最高；「短時間停留」次之，「行走」最低。主因仍是長時間停留之模擬狀態以坐定為主，本研究安排桌椅使受測者坐定後感受風速，於坐定的情況下受風感覺勢必較移動狀態下更為敏感，因此在「行走」情境為完全移動狀態對風的敏感度最低，「短時間停留」情境則界於「長時間停留」與「行走」之間。

由此觀之，長時間停留情境所能忍受的風速最低，行走所能忍受風速最高因此本研究以不舒適性指標 3.0、3.5 及 4.0 分別代入式(6)、(7)、(8)，所得之對應風速分別為 5.52m/s、7.56 m/s、9.53 m/s，如圖 4 所示。

表二 各情境在不同風速下之不舒適性指標

風速 \ 情境	情境一 (長時間停留)	情境二 (短時間停留)	情境三 (行走)
第 1 階段 3.3 (m/s)	2.19	2.09	1.94
第 2 階段 4.4 (m/s)	2.63	2.31	2.17
第 3 階段 5.4 (m/s)	3.11	2.78	2.51
第 4 階段 6.7 (m/s)	3.33	3.24	3.06
第 5 階段 7.9 (m/s)	3.88	3.83	3.52
第 6 階段 9.3 (m/s)	4.21	4.08	4.04
第 7 階段 10.7 (m/s)	4.53	4.43	4.28



圖四 不舒適指標與風速關係圖

四、結論與建議

1. 本研究由不舒適性指標與風速之對應關係圖，求得長時間停留所能忍受陣風風速為 5.52 m/s；短時間停留所能忍受陣風風速為 7.56 m/s；行走所能忍受陣風風速為 9.53 m/s。
2. 本研究以模糊德菲法將長時間停留及短時停留之「閱讀書報」選項剔除，因經計算所有測試者對該項活動之不舒適程度具有相當程度的意見分歧，故加以刪除。
3. 本研究之取樣人數為 27 人，分佈年齡在 20 歲到 35 歲之間，就統計的觀點樣本人數稍嫌不足，同時年齡分佈亦過渡集中在年輕族群。因此建議後續研究應增加受測人數及中老年族群，以使本評估準則更為周延。

五、參考文獻

- [1] 朱佳仁，“風工程概論”，科技圖書，2006 年。
- [2] 丁育群、朱佳仁，“高層建築物風場環境評估準則研議”，內政部建築研究所研究計劃報告，2000 年。
- [3] Frank, H.D., Nicholas Isyumov, “Wind Tunnel Studies of Buildings and Structures,” *ASCE Manual and Reports on Engineering Practice*, No.67, 1999.
- [4] Frank, H.D., “Pedestrian level Wind Criteria Using the Equivalent anerage,” *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.66, pp.215-226, 1997.
- [5] Hunt, J.C.R., Poulton, E.C. and Mumford, J.C., “The Effects of Wind on People; New Criteria Based on Wind Tunnel Experiments,” *Building and Environment*, Vol.II, pp.15-28, 1976.

- [6] Shuzo Murakami, Yoshiteru Iwasa, Yasushige Morikawa., “Study on Acceptable Criteria For Assessing Wind Environment At Ground Level Based On Residents’ Diaries,” *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.24, pp.1-18, 1986.

風雨效應與結構的幾何特性之探討

張景鐘¹ 簡慶文² 林宗豪³

¹國立臺灣海洋大學河海工程學系教授

²國立臺灣海洋大學河海工程學系博士候選人

²益鼎公司土建部資深工程師

³國立臺灣海洋大學河海工程學系研究生

摘要

颱風來臨時常常伴隨豪雨，建築物除了受颱風之吹襲之外，亦會受雨滴之衝擊作用；國內對於風雨同時作用於建築物之研究可說是少數，而其中又以矩形結構物為研究之大宗，因此本文除了矩形結構物之外，亦會探討圓形斷面結構受風雨效應影響之情形，並比較圓形斷面結構與矩形結構受影響程度之不同。風的部份本文首先探討台灣地區各地的基本設計風速、以及地況特性，並根據實際風場資料參照台灣風力規範來做計算；其次利用雨滴譜儀求取雨滴粒徑分佈情形，並考慮颱風來臨時之空氣密度，以M-P分佈計算等效雨滴密度，進而算出雨滴對建築物之衝擊力；接著探討建築物於颱風下所受到的風速壓力並引入陣風反應因子，計算建築物受風之風致行為；最後再探討雨滴對建築物之衝擊作用，並將風效應與雨效應合併，探討建築物同時受風雨作用效應之情形。除了一般矩形建築物為例之外，另外並以風力機塔受風雨效應為例探討其受力行為與影響，並比較一般建築物規範之設計方法。本研究共有下列幾點：(1)結構物所承受之風速壓力：若風速大小相同，則乾燥空氣與颱風來臨時之飽和空氣之風速壓力比值為 1.012(一大氣壓，25°C)。(2)結構物受雨滴衝擊作用：雨滴衝擊作用依AMV²計算，大小與受風面積有關，M為等效雨滴密度。(3)颱風來臨時之空氣密度：颱風來臨時空氣中充滿水分，空氣密度為飽和空氣密度，其值為 1.170(一大氣壓，25°C)，比乾燥空氣減少了 0.014；而空氣密度亦會隨高度變化，大致為高度上升 100 公尺，空氣密度減少 1%。(4)不同幾何斷面形狀受風雨效應之影響：矩形結構外風壓係數迎風面為 0.8，背風面為 0.5，圓形結構則為 0.7，則矩形結構與圓形結構順風向風力比值為 1.88；然而圓形結構比矩形結構尚需多考慮雷諾數所造成之影響。

關鍵字：風速壓力，空氣密度，雨滴衝擊作用，陣風因子，風力機塔

一、前言

除了一般建築高樓之外，對於風敏感之結構在工程界之應用亦非常廣泛，風力發電機塔即為其中一項。日常生活中甚少聽聞一般建築物於颱風來襲時倒塌之情況；而國內

外卻時常發生風力發電機塔等風敏感結構於颱風期間倒塌之情形，因此本文除了探討一般建築物於颱風中的影響之外，亦會探討風力發電機塔受颱風之影響，再比較兩者之不同。

颱風侵襲台灣時，強烈的風力夾帶著豪大雨，雨滴會受到強風所影響而產生橫掃作用，風速越大則雨滴橫掃方向越趨近於水平，使得降雨強度對建築結構物造成一定的影響，然而牆面上雨滴的衝擊壓不僅僅只受到風速、雨滴大小所左右，也會受到建築結構物的形狀、高度以及附近的風場情形因素所影響。因此本文針對颱風之風雨同時作用進行初步的研究以及探討，並對不同形狀之結構物進行分析與比較。

二、研究內容與方法

過去幾年風力發電機塔由於颱風或風致振動重複發生許多意外與損害，例如：國內在 2007 年之柯羅莎颱風造成台灣石門核電廠附近之風力機葉片損壞、2008 年之薔蜜颱風吹倒台中港二期之風力機塔。為了解釋這些破壞行為，本研究從力學和幾何特性觀點為研究出發點。由於目前風力機塔並無相關設計規範可依循，除了風效應的影響之外，亦配合以往之研究加入了雨效應的部份，並與不同斷面之一般建築物做一比較。

2.1 風效應分析

當颱風來臨時結構物不只受到風力效應的影響，同時也會受到雨的影響，本文將個別探討風跟雨兩種效應，其中風的效應分析如下：

1. 計算空氣密度

- (1) 首先該地的平均最大風速，使用(2.1)式反推當颱風來臨時，其氣壓 P 為多少，並且以(2.2)式求出飽和空氣密度。

$$V = \beta \sqrt{1015 - P} \quad (2.1)$$

$$\rho = 1.293 \frac{P}{1013} \times \frac{273}{273 + t} \quad (2.2)$$

- (2) 將量測到的溫度，帶入(2.3)式，求出當時的飽和水蒸汽壓。

$$P_s = 6.112 \text{Exp} \left(\frac{17.67T}{T + 243.5} \right) \quad (2.3)$$

- (3) 上述的大氣壓力以及飽和蒸汽壓帶入(2.4)，即可求出各高度不同的飽和空氣密度。

$$\rho = \frac{P}{R_d T} \left\{ 1 - \phi \frac{P_s}{P} \left(1 - \frac{R_d}{R_w} \right) \right\} \quad (2.4)$$

2. 計算陣風反應因子

- (1) 依照此結構建築物高度，依振動頻率判斷出是否為剛性結構建築物或是柔性結構建築物，當振動頻率大於 1Hz 時為剛性結構建築物，反之為柔性結構建築物。

2010 年 10 月 15 日

- (2) 若判斷為剛性結構建築物，求出背景反應 Q 以及紊流強度 I_z ，並計算陣風反應因子。
- (3) 若判斷為柔性結構建築物，依結構建築物之長寬高分別計算出其 R 值，將 g_R 以及 R 值還有紊流強度 I_z 以及背景反應 Q 值帶入便可求出其柔性結構建築物之陣風反應因子。

3. 基本風速壓

- (1) 求取該地區之地況係數 α 以及基本設計風速 $V_{10}(C)$ 各為多少。
- (2) 查出該結構建築物其用途係數 I 。
- (3) 將上述得知的設計風速 $V_{10}(C)$ 、 α 、以及高度 z_g 任一高度帶入(2.5)，便可求出任一地況以及任一高度之設計風速。

$$V(Z) = 1.666 V_{10}(C) \left(\frac{Z}{z_g} \right)^\alpha \quad (2.5)$$

- (4) 依建築物之高度分別算出不同高度的基本風速壓，將上述所求的各高度不同之飽和空氣密度以及任一高度、任一地況所求出的設計風速 $V(Z)$ 帶入(2.6)，便可求出其任一高度、任一地況之基本設計風速壓。

$$q_w(Z) = 0.06 \cdot K(Z) \cdot [I \cdot V_{10}(C)]^2 \quad (2.6)$$

4. 結構建築物之風力計算：

依據表 2.1 找出一般結構建築物之迎風面跟背風面之風壓係數 C_p ，作用在結構建築物上之背風壓力為風速壓乘上風壓係數以及陣風反應因子，而結構建築物所受之順風向風力則為風壓力乘上風向垂直方向之結構建築物投影面積，順風向壓力加上背風向壓力即可推得其迎風面風壓；風力發電機塔計算方式則依規範計算。

表 2.1 牆之平均外風壓係數(主要風力抵抗系統用)

所屬牆面	L/B	C_p	使用的風速壓
迎風面	所有值	0.8	$q(z)$
背風面	0-1	-0.5	$q(h)$
	2	-0.3	
	≥ 4	-0.2	
側風面	所有值	-0.7	$q(h)$

註： L ：平行於風向之結構物水平尺寸，m。

B ：垂直於風向之結構物水平尺寸，m。

將作用於結構物之風力以及雨力兩者合併後，可求出一般結構建築物承受風雨作用之總力。

順風向風速壓公式為(一般建築物)：

$$q_{wind} = [q_w \times \bar{G} \times 0.8] - [q_w \times \bar{G} \times (-0.5)] \quad (2.7)$$

風力發電機塔順風向風力大小計算方式則根據風力規範計算，如下式：

$$F_{wind} = q_w \times G_f \times C_f \quad (2.8)$$

2.2 雨效應分析

1. 計算雨滴質量

採用 M-P 分佈式計算。

$$M = \frac{1}{6} \int_{D_1}^{D_2} N(D) \times \rho_w \times \pi \times D^3 \cdot dD \quad (2.9)$$

2. 計算雨滴衝擊力

假設雨滴衝撞至結構物之前速度與風速相等，將上面所求雨滴質量代入(2.10)式，可推得結構物受力情形：

$$\int_{t_1}^{t_2} F_r dt = m\bar{V}_2 - m\bar{V}_1 = \Delta t \times A |\bar{V}_1| M \bar{V}_1 \quad (2.10)$$

3. 計算總力

將上面計算之風速壓力以及雨壓力相加，即為風雨效應同時作用於結構物上之總壓力。

2.3 範例分析

風力發電機塔(圓形斷面)

「麥寮風力發電示範系統」位於台塑雲林麥寮工業園區東北方防風林區，每隻發電機塔規格如下：

葉輪直徑：47 公尺

塔高：45 公尺

塔身平均直徑：2.9 公尺

系統最大高度：68.5 公尺

根據「建築物耐風設計規範及解說」中，第一類建築物第五項：發電廠、自來水廠與供電、供水直接有關之廠房與建築物，判定用途係數 $I=1.1$ 。

將葉片面積合併於頂端計算之後，頂端之風雨效應情形如下：

1. 乾燥空氣密度為 $1.16(\text{kg/m}^3)$ ，飽和空氣密度為 $1.15(\text{kg/m}^3)$ 。
2. 順風向風力為 $9.93(\text{ton})$ ，順風向風速壓為 $85.33(\text{kg/m}^2)$ 。
3. 雨滴衝擊力為 $0.51(\text{ton})$ 。
4. 雨效應占了風效應的 5% 左右。

一般建築物(矩形斷面)

同樣位於雲林縣麥寮鄉有一棟 15 層樓的矩形鋼構建築物，高 45 公尺，長寬各 20 公尺，用途係數 $I=1$ 。

1. 乾燥空氣密度為 $1.16(\text{kg}/\text{m}^3)$ ，飽和空氣密度為 $1.15(\text{kg}/\text{m}^3)$ 。
2. 順風向風力為 $10.73(\text{ton})$ ，順風向風速壓為 $178.89(\text{kg}/\text{m}^2)$ 。
3. 雨滴衝擊力為 $0.31(\text{ton})$ 。
4. 雨效應占了風效應的 3% 左右。

2.4 結論於建議

根據計算結果，觀察後大致可歸納成以下幾點：

1. 無論何種斷面形狀，只要氣壓、溫度、高度、相對濕度相同，則其飽和空氣密度與乾燥空氣密度皆會相同。
2. 由於飽和空氣當中含有水氣，因此其空氣密度會小於乾燥時空氣密度，根據計算所示，乾燥空氣密度大約會比飽和空氣密度大 1% 左右。
3. 觀察計算流程發現，不同斷面性質順風向風力計算方式不盡相同，風力發電機塔可直接由規範中公式計算，一般建築物則必須先求取順風向風速壓後，再乘上面積；雖然其計算方式不盡相同，但影響順風向風力大小之因素依然為受力面積大小。
4. 風力機塔葉片面積約為 88.8763 平方公尺，因此葉片面積對風雨效應與塔身受力情形之重要性亦必須考慮。
5. 在雨滴粒徑部份，各文獻在計算時主要採用 M-P 分佈之方法，若能取得實際雨滴粒徑分佈數據，便可運用 Gamma 或是 Normalized Gamma 分佈，以求準確計算雨滴粒徑分佈之情形。
6. 對於風力機塔部份：本文只考慮順風向風力行為，不考慮其橫風向之影響，因此未來在風力機塔部份，除了順風向外，還可導入橫風向之影響情況。
7. 風力機塔受力面積部份：由於範例中風力機塔塔身為一線性變斷面結構，因此本文分析時採用平均直徑以及面積做計算，然而此計算方式對於實際狀況是否合適，則有待討論。另外本文風力機塔受力面積部分，於塔身頂端加入葉片之面積一起計算，此方法是否適用於實際分析狀況，則有待確定。

三、參考文獻

- [1] 蔡益超、陳瑞華、項維邦，“建築物風力規範條文、解說及示範例之研訂”，內政部建築研究所計畫研究報告，MOIS-850015，1996 年。
- [2] 蔡益超、林宗賢，“建築物所受風力有關規範之研擬”，國科會大型防災計畫研究報告，NEC73-0414-P002-04，1984 年。
- [3] 內政部建築研究所，“建築物耐風設計規範及解說(草案)”，2004 年。
- [4] 內政部建築研究所，“建築物耐風設計規範及解說”，營建雜誌社，2006 年。
- [5] Davenport, A. G., “Rationale for Determining Design Wind Velocities,” *Journal of the Structural Division*, ASCE, Vol.46, No.ST5, pp.39-62, 1960.
- [6] Davenport, A.G., “Gust Loading Factors,” *Journal of the Structural Division*, ASCE, Vol.93, No.ST3, pp.11-34, 1967.

- [7] 張景鐘，“台灣風力載重規範中相關係數之可靠度研究”，國科會專題研究報告，1995 年。
- [8] 陳志岳，“台灣地區風速剖面參數之探討”，國立臺灣海洋大學河海工程研究所碩士論文，2007 年。
- [9] 蒲姿榕，“台灣地區颱風之風速剖面參數探討”，國立臺灣海洋大學河海工程研究所碩士論文，2008 年。
- [10] 鄭啟明、吳重成、陳若華，“建築物風力規範之研究”，內政部建築研究所計畫研究報告，2002 年。
- [11] 鄭啟明，“標準地況自然風場特性調查先期研究”，內政部建築研究所計畫研究報告，2006 年。
- [12] 李玉生、陳瑞華，“建築物耐風設計規範示範例研擬與解說”，內政部建築研究所，2007 年。
- [13] 簡慶文、張景鐘等，“高聳塔式結構與基礎互制動力分析及設計之探討”，第七屆結構工程研討會，2004 年。

應用 Google Map API 實現風災資訊平台

張年翔¹ 王人牧²

¹淡江大學土木工程研究所研究生

²淡江大學土木工程學系副教授

摘要

風災資訊的建立提供了許多寶貴的防災訊息與教訓，然而龐大的資料若未擁有良好的整理與規劃，其實只是一些難以應用的文字訊息與圖片。本研究希望透過建立資訊整合的平台，能將這些風災災害的圖片及文字做有系統的記錄，去達到建立整合的資料交換內容，並以 XML、MySQL、EXIF 三種不同的資料儲存格式當成資料來源，去建置風災資訊平台，透過系統的實作與建立，進一步去比較三種格式的差異與應用性。過去傳統的資料庫因缺乏直觀的介面，所以在使用上較不生動，本研究結合 Google Map 電子地圖服務做資料的呈現，相較於典型的風災資訊系統，這使災害的狀況更容易被人了解與注意。

關鍵字: Google Maps，風災調查，災損資料庫，XML，MySQL，EXIF

一、前言

台灣位處於西太平洋颱風盛行地區，且為海島型國家。由於其特殊地理位置之關係，平均每年有約三到五個颱風侵襲台灣，因此造成台灣每年於颱風災害上有莫大的損失。同時，全球暖化效應致使氣象災害對於台灣的影響也越來越嚴重，而其中又以風災所造成之損失最為嚴重，資料來源自「風災調查與風害模式之探討」[1]。

在歷史的記錄中，風災資訊的建立提供了許多寶貴的防災訊息與教訓，然而龐大的資料若未擁有良好的整理與規劃，其實也就只是一些難以應用的文字訊息與圖片，因此建立一個風災資訊調查系統是有其必要性的。

不同的救災單位或網站上在需求上的差異，往往使用不同的方式與內容去記錄風災的資訊，這將會大大的降低了資料的使用性，由於資源的不統一，再加上使用的程式、平台與資料儲存的差異，將使的風災資訊的共通與使用難度更上一層樓。

過去傳統的紙本記錄發展到現在資料庫儲存風災災情的方式，確實已大大的改善了紙本在資料量龐大與查詢資訊非常耗時所面臨的難題，但資訊呈現的方式仍有待改善，使用者在面對風災文字敘述與災情圖片時只能瞭解災情的嚴重性，較不能從整體的地形與位置去做評估。

本研究結合Google Map 電子地圖服務[2]做資料的呈現，讓所儲存的風災調查資訊能夠在地圖中標示出所在位置，而不再只是單純文字敘述與圖片，更可以從當中去了解

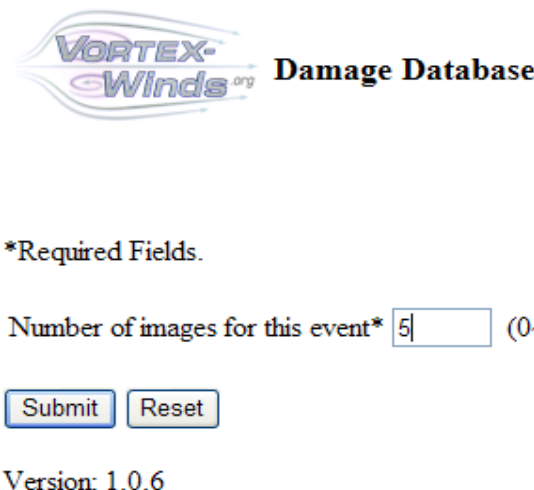
風災災情之間大範圍的災情分佈關係。

藉由此風災資訊系統能有效蒐集風災相關情報資訊，使日後專家學者能透過此系統所分享之風災資訊，對於災害處理進行更進一步之研究與探討，並設計 XML、MySQL、EXIF 三種不同資料儲存格式為資料來源，去結合 Google Map API [3]建立風災系統，透過系統的實作進而比較三種資料來源的差異與應用性。

二、文獻回顧

2.1 國外相關研究

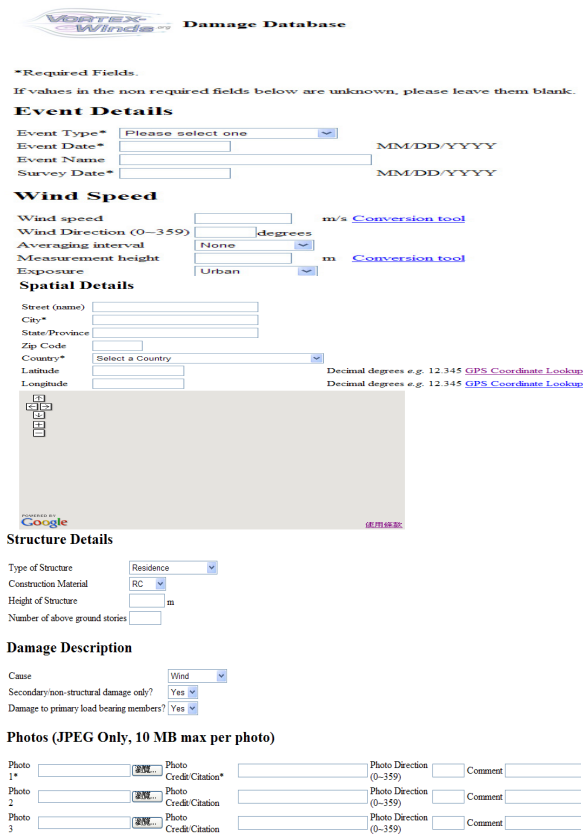
針對國外自然災害災損相關研究做資料文獻的收集，本節介紹相關的地圖應用系統 VORTEX-Winds[4](Virtual Organization to Reduce the Toll of Extreme Winds on Society)。基本上 VORTEX-Winds 是為了減低強風所可能造成的災害與社會損失而去發展的一個虛擬的研究和教育組織，以更好的解析模式去模擬風的結構，去減輕日益升高的風災財產損失和相關的間接損失。為了便於實現共享、蒐集與使用地理上分散的參與機構之資料與服務，針對此概念，該團隊建立了許多以網路為基礎的系統，在此特別將其中一種與本研究最相關的災損資料庫(Damage Database)系統提出來探討，圖一為系統網頁。



圖一：VORTEX-Winds Damage Database 資料上傳頁面

Damage Database 透過偵察過程記錄損壞結構的風活動。註冊成為會員後，允許使用者上傳自己的損害報告資訊，圖一為該系統的上傳資料介面的第一步，選擇需要上傳災損資料的照片張數，同一個災害事件最高能上傳200張圖片。

圖二為是資料輸入的部份，主要分成六個主題1.事件描述2.風的狀況3.定址定位4.建築特性5.災損敘述6.圖片上載。使用者必須分別將資料鍵入資料輸入欄位，地點經緯度輸入的部分更提供了地圖直接做地點的選擇，圖片上載的部分則必須透過分別瀏覽的方式建立上載。



VORTEX-Winds Damage Database

***Required Fields.**
If values in the non required fields below are unknown, please leave them blank.

Event Details

Event Type*
 Event Date*
 Event Name
 Survey Date*

Wind Speed

Wind speed m/s [Conversion tool](#)
 Wind Direction (0-359) degrees
 Averaging interval
 Measurement height m [Conversion tool](#)
 Exposure

Spatial Details

Street (name)
 City*
 State/Province
 Zip Code
 Country*
 Latitude Decimal degrees e.g. 12.345 [GPS Coordinate Lookup](#)
 Longitude Decimal degrees e.g. 12.345 [GPS Coordinate Lookup](#)

Structure Details

Type of Structure
 Construction Material
 Height of Structure m
 Number of above ground stories

Damage Description

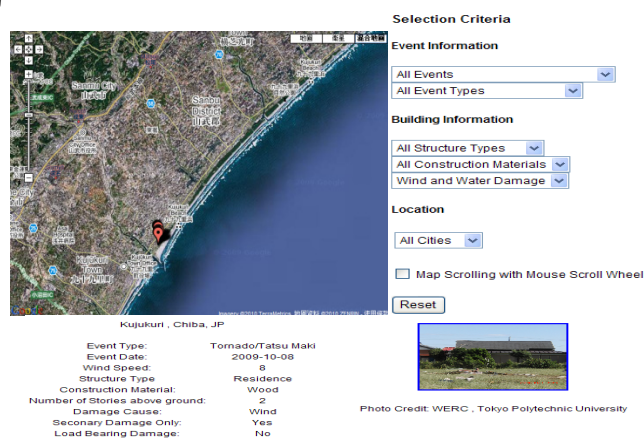
Cause
 Secondary/non-structural damage only?
 Damage to primary load bearing members?

Photos (JPEG Only, 10 MB max per photo)

Photo 1* Photo Photo Direction Comment
 Photo 2 Photo Photo Direction Comment
 Photo 3 Photo Photo Direction Comment

圖二：Damage Database資料輸入介面

VORTEX-Winds Damage Database在查詢的部分也採用與Google Maps結合，資料按照地點、事件分類和破壞屬性排序，圖三是使用該系統的查詢介面，先在右邊的欄位部份篩選自己所要查詢的資料屬性，然後在地圖上點選地標，即可在地圖的下方看見該地標的細部資料與圖片。



Selection Criteria

Event Information

All Events
 All Event Types

Building Information

All Structure Types
 All Construction Materials
 Wind and Water Damage

Location

All Cities
☐ Map Scrolling with Mouse Scroll Wheel

Map

Kujukuri, Chiba, JP

Event Details

Event Type: Tornado/Tatsu Maki
 Event Date: 2009-10-08
 Wind Speed: 8
 Structure Type: Residence
 Construction Material: Wood
 Number of Stories above ground: 2
 Damage Cause: Wind
 Secondary Damage Only: Yes
 Load Bearing Damage: No

Photo

Photo Credit: WERC, Tokyo Polytechnic University

圖三：VORTEX-Winds 的災損資料查詢

2.2 電子地圖

2.2.1 Google Map API

Google Maps API (application program interface 應用程式介面), 提供使用者製作包括 Google Maps 的 Web 應用程式時, 可以做地圖編輯等客制化的程式介面, Google Maps 藉由這些介面中, 利用 Java Script 做出的程式指令來做地圖的修改控制。Google MAP API 包含下列五種類別 1.基礎地圖 2.控制 3.事件 4.圖層 5.服務, 圖四為 Google Map 基本介面。



圖四：Google Map基本介面



檔名: 4323.JPG 相機: Canon DIGITAL IXUS 850 IS 版權: 快門: 1/320 拍攝時間: 2008:04:03 15:40:35
號: Canon DIGITAL IXUS 850 IS

FileName: 4323.JPG
FileDateTime: 12/07/2008 4:35
FileSize: 1836527
FileType: 2
MimeType: image/jpeg
SectionsFound: ANY_TAG, IFD0, THUMBAIL, EXIF, INTEROP, MAKERNOTE
COMPUTED: Array
Make: Canon
Model: Canon DIGITAL IXUS 850 IS
Orientation: 1
XResolution: 180/1
YResolution: 180/1
ResolutionUnit: 2
DateTime: 2008:04:03 15:40:35

圖五：EXIF部分訊息內容

2.3 EXIF

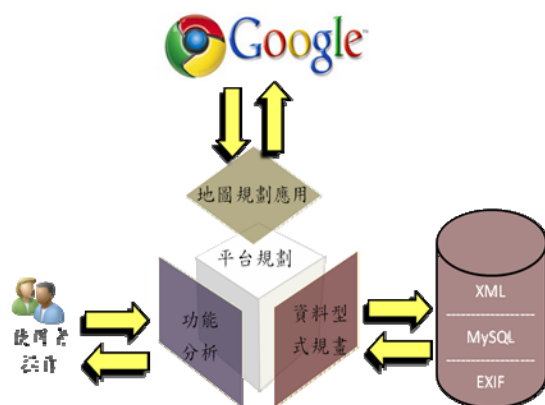
EXIF[5]專門為數位相機的照片設定的, 可以記錄數位照片的屬性訊息和拍攝數據, EXIF可以附加於JPEG、TIFF、RIFF等文件之中, 風災資訊調查的照片資料為本研究Wind-Induced Damage Repository System的一個重要元素, 因此本研究規劃將EXIF的數位相機拍攝訊息內容作為資料儲存格式, 透過圖片上載直接在網頁中將照片中可利用的屬性訊息擷取下來, 達到資料利用的功用, 圖五為EXIF訊息內容。

三、系統架構介紹

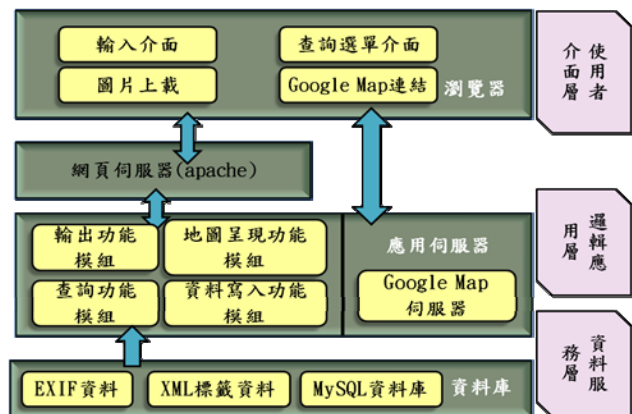
3.1 平台規劃

採用Google Map輔助使用者介面, 透過地圖呈現的方式, 讓使用者在操作上能夠更直觀、簡易, 允許使用者透過功能分析做分類查詢或關鍵字查詢等方式在地圖上進行相關風災資訊的查詢, 此舉不僅可讓使用者快速獲得資訊, 也能了解風災地區間彼此相對位置, 以利後續防災規劃。

本研究將所設計的概念, 規劃出如圖六的架構, 整個平台區分成地圖、資料規劃與功能部份, 分別連接Google圖資、系統資料庫與使用者。



圖六：風災資訊平台系統架構圖



圖七：風災資訊系統三層式架構

3.1.1 功能分析

「功能分析」係系統和使用者之間進行互動和訊息交換的媒介，介面設計以圖像化及說明方式營造，建構系統使使用者容易上手，採用PHP網頁語法開發應用程式，其介面開發內容以「Google Map API」為主。

3.1.2 資料型式規劃

本研究所開發之風災資訊平台，希望透過與不同資料儲存格式的結合，期待能找出較佳的資料存取模式[6]，資料儲存格式包括XML、MySQL與EXIF。在這個前提之下，藉由平台的建立，透過進入平台實際的操作，由此可以知道不同資料儲存格式的限制對於功能實現的困難。

3.1.3 地圖規劃應用

Google Map 在電子地圖的中，其功能與介面皆受到使用者的喜愛，更有別於其它地理資訊軟體，需要昂貴的軟體費用。故本系統將風災資訊調查結果與 Google Map 做整合，使其具備上載資料與查詢等功能，更能滿足使用者需求，也更容易將風災資訊提供給使用者。系統更具備有良好的上傳風災資訊介面，可供一般使用者上傳。

3.2 系統架構

透過上述風災資訊平台系統規劃，建立了三層式架構的系統圖如圖七所示，最上層使用者介面層透過瀏覽器聯結應用系統以提高系統的使用率，以下將逐步介紹各層架構，包含使用者介面層、邏輯應用層與資料服務層。

3.2.1 使用者介面層

使用者介面層透過網頁內嵌元件對伺服器提出取圖需求與地圖操作功能，而使用者介面設計也影響使用者的操作習慣，因此在設計介面的配置時須小心規劃，主要內容為輸入介面、圖片上載、查詢選單與Google Map的連結，而且使用者透過瀏覽器就能夠操作的功能。

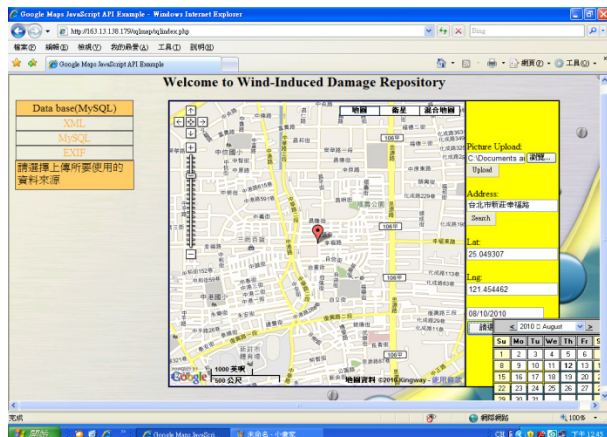
3.2.2 邏輯應用層

邏輯應用層包含網路伺服器、地圖伺服器、輸出功能模組、查詢功能模組、地圖呈現功能模組、資料寫入功能模組，因此該邏輯應用層的設計與開發決定系統所能提供的服務與應用，亦為本研究的重點開發項目。

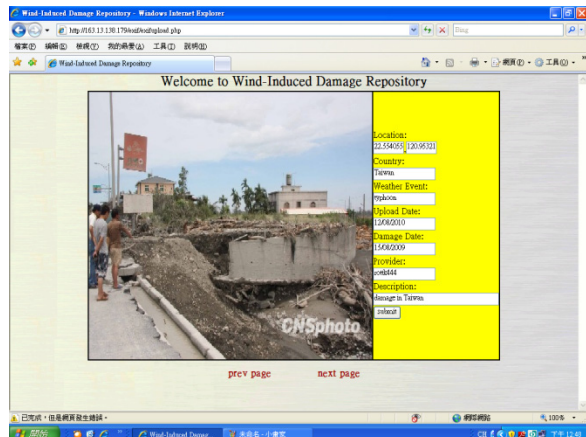
本研究採用MySQL、XML、照片格式EXIF三種不同的資料儲存方式建構風災資訊平台，以成功找出最適合使用者與風災資訊平台的儲存格式，並比較其優劣。

四、系統展示

本節將Wind-Induced Damage Repository System使用者功能操作展示，分別以「圖片上載」、「資訊寫入」及「風災資訊查詢」說明之。



圖八：圖片上載系統介面



圖九：資訊寫入系統介面

4.1 資料來源選擇

本風災資訊系統有三種資料來源，可以在風災資訊系統首頁做選擇，分別為XML、MySQL、EXIF，透過圖八中圖片上載的介面，就可以選擇透過不同的資料來源操作本風災資訊系統。

4.2 圖片上載、定位與日期

在圖八右方從Google Map利用搜尋條對地圖做搜尋，找到自己所要上傳風災資訊的地點位置，風災資訊系統會自動在地圖上找到該地點的經緯度定位，定位後再從日曆表上選擇地點受災的發生日期，在此處若是選擇EXIF為資料來源，就會沒有此項輸入，系統將會自動由照片中的EXIF屬性訊息抓到拍攝的日期，將此日期輸入為受災時間。最後透過瀏覽本地端的風災照片，將照片Upload到風災資訊系統，圖片上載即算完成。

4.3 資料輸入與寫入

照片上傳後進入圖九的輸入資訊介面，能在介面當中觀看使用者自身上傳的圖片是否正確，並透過右方的輸入標籤，對資料做修改與上傳，其中經緯度與上傳時間不需再次輸入，經緯度上圖片上傳時已經定位完成，此頁面會保留定位後的資料，上傳時間則是系統自動抓取上傳日期當作資料，如此可以節省使用者無意義的重複性動作，當然此一欄位也可自行再次修改。

在此將新風災資訊填入並新增，後續將對該筆資料做查詢測試，當所有資訊輸入完畢後，系統會再次確認資料的狀況，按下確認後，所有資料將會以所選擇的資料來源格式儲存，然後在功能項目中可選擇回到首頁繼續上傳其它的風災資訊，或可進入結合

Google Map的資料查詢介面，進行檢索。



圖十：風災資訊查詢系統介面

4.4 風災查詢

圖十是風災資訊查詢介面，在此處地圖上，一開始不具任何的標記點與風災訊息，必須透過左方的風災資訊查詢特定欄位後，才有資料顯示。在展開左方查詢欄位後，可以透過四個種類的欄位查詢相關的風災訊息，分別是Year、Country、Weather Event、Provider，在此以在Provider中輸入rottk444為例，在Google Map上可以看到標記的點，標記可以引發事件，打開資訊視窗查看到新增的風災訊息。

在打開的風災訊息中存在「詳細資料」的點選鈕，在未來一定程度的規劃後，讓詳細資料的按鍵能夠連結到其它豐富資訊的風災資料庫，將可幫助資訊視窗狹小資料顯示不夠的缺點，而「刪除」的按鍵則可在地圖上直接針對地點做刪除資料的作業，不必再進入較難整理的資料庫系統去執行刪除作業。

五、結論

以Google Maps結合風災資訊系統，可以透過地圖介面對風災資訊作存取與進行查詢的動作，相較於典型的風災資訊系統，增強了使用者對受災地點與風災的空間概念，進而能夠去知道各受災地點的地緣關係，這將使災害的狀況更容易被人了解與注意。本研究學習如何藉由不同資料格式為來源，建立以電子地圖為應用工具，並結合風災資訊相關研究建立一初步測試系統，透過瞭解地圖應用、系統架構、模組設計與成果測試分析之後，本研究之各項特點如下：

(1)地圖介面提供豐富性的應用

從電子地圖發展至今，已經有許多免費的地圖應用程式誕生，這些不同主題的地圖應用程式，在資料庫的搭配供應下都能有效的提供使用者圖形化的查詢應用，例如本研究所建置的Wind-Induced Damage Repository系統，讓風災資訊不再只是單純文字敘述與圖片，透過地圖介面的觀察即可瞭解災損情報或是相關資訊。

(2)網頁瀏覽促成資訊傳播容易

本研究採用開放性軟體PHP結合免費的Google Map API建置，於資源的取得與技術支援較為容易，並搭配後端不同的資料格式進行資料的儲存與管理，透過此架構在資源的共享方面較為有利。

(3)結合不同資料格式提高資料管理

根據不同資訊儲存格式的比較後，發現各個儲存格式在本系統的應用上，都存在著一些的缺點，比較結果可明顯發現：

- XML可輕易達到資料交換及分享之目的，記錄訊息時其它資料格式需考慮文字編碼的設定問題。然而對於資訊的保護，XML相對缺乏安全性。
- MySQL在面臨風災調查資訊的多變情形下，需要不定時的擴充記錄訊息時不能滿足本系統的需求，在資料的正規化與資料庫關聯上，讓欄位的新增更加複雜，但MySQL在正規化後對於資料的檢索上帶來很大的幫助，資料分門別類也更加快速。
- EXIF雖然在輸入作業上帶給使用者很大的方便，但由於完全無法擴充資訊欄位，相對的容易造成資訊搜集有輸入不完全的狀況，且目前也無法方便有效率的將資料存放在EXIF當中。

因此，在上述的狀況之下，若能將三種資料格式作一定程度的交互利用，定能確實提高系統資訊管理的能力並提供便捷的風災資訊輸入環境與資料共享平台。

六、參考文獻

- [1] 張景鐘、王人牧、林煜哲、賴勇閭，“風災調查與風害模式之探討”，「內政部建築研究所委託研究報告」，PG9502-0780，2006 年。
- [2] Google Maps, <http://maps.google.com/>，accessed July 2010。
- [3] Google Maps API, <http://www.google.com/apis/maps/>，accessed July 2010。
- [4] Virtual Organization to Reduce the Toll of Extreme Winds on Society, <https://www.vortex-winds.org/drupal/>，accessed July 2010。
- [5] EXIF官方網站。<http://www.exif.org/> accessed July 2010。
- [6] 林煜哲，“以 XML 為基礎之風災調查輔助資訊系統”，淡江大學土木工程學系，碩士論文，2007 年。

結構耐風設計簡易分析法之發展

高士哲¹ 陳瑞華² 鄭啟明³ 李承謙⁴

¹國立台灣科技大學營建工程系博士候選人

²國立台灣科技大學營建工程系副教授

³淡江大學土木系教授

⁴國立台灣科技大學營建工程系碩士班研究生

摘要

「建築技術規則」建築構造編風力條文暨「建築物耐風設計規範」已於 95 年 9 月頒佈，並自 96 年 1 月 1 日起施行，並於 97 年完成建築構造物耐風設計之示範案例。但業界仍反映新規範之計算流程繁複，容易發生錯誤。且低矮建築所受風力不大，通常不會控制結構設計，似乎不必作複雜之風力計算。為使設計者能減少錯誤判斷與應用，實有必要針對台灣建築條件與環境，發展簡化分析法，供業界於規劃設計時參考。本文針對「建築物耐風設計規範」之第二章“建築物設計風力之計算”，根據台灣建築條件與環境，初步發展順風向、橫風向與扭轉向風力簡化設計法之程序，提供簡化設計相關之表與簡化公式供使用者參考。最後評估各簡化設計法之實用性與準確性，以供發展結構耐風設計簡化設計法之參考。

關鍵字：結構耐風設計，設計風力，簡易分析法

一、前言

「建築技術規則」建築構造編風力條文暨「建築物耐風設計規範」（以下，簡稱耐風設計規範）已於 95 年 9 月頒佈，並自 96 年 1 月 1 日起施行。此規範之修訂幅度甚大，雖曾舉辦多場耐風設計規範講習會，並於 97 年完成建築構造物耐風設計之示範案例(李玉生等[2])，但業界仍反映新規範之計算流程繁複，容易發生錯誤。且低矮建築所受風力不大，通常不會控制結構設計，似乎不必作複雜之風力計算。為使設計者能減少錯誤判斷與應用，實有必要針對台灣建築條件與環境，發展簡化分析法，供業界於規劃設計時參考。

國內耐風設計規範之制定，是以美日兩國耐風規範為藍本，因此，發展結構耐風設計簡易分析法時，主要的概念來自下述美國耐風規範[ASCE7-05](以下簡稱 ASCE 7)和日本耐風規範[AIJ 2004](以下簡稱 AIJ)中與簡化耐風有關的內容：

ASCE 7 中有兩部分與簡化耐風設計有關：

(1) 考慮 4 種載重組合以設計主結構，其中橫風向風力與扭轉向風力分別以順風向

風力之某一倍數來估計，而順風向風力必須依詳細計算求得。

- (2) 針對 $h < 18\text{m}$ 、 $h < \min(B, L)$ 、具單一耐風系統、封閉式、規則、剛性且橫風向風力與扭轉效應不顯著之建築，進一步簡化低矮建築風洞試驗結果，將淨風壓值(已合成迎風面與背風面風壓)列表，供主結構設計之用。同時規定所用風壓必須大於一最小風壓值；其中 h 是建築物平均屋頂高度， B 是垂直於風向之建築物水平尺寸， L 是平行於風向之建築物水平尺寸， $\min$ 代表取較小值。

AIJ 中有兩部分與簡化耐風設計有關：

- (1) 針對 $h/\sqrt{BL} < 3$ 之建築物，由於橫風向反應之共振項(resonance component)很小，橫風向風力可用順風向風力的 $0.35L/B (> 0.2)$ 倍估計。
- (2) 針對 $h \leq 15\text{m}$ 、 $B \leq 30\text{m}$ 且 $h/B \leq 2$ 之規則建築物，提出一更簡化之主結構耐風設計公式。

本文先對耐風設計規範中現有橫風向風力與扭轉向風力條文進行增修建議，作為後續計算之基礎。接下來，針對「耐風設計規範」之第二章“建築物設計風力之計算”，根據台灣建築條件與環境，初步發展三種層級之簡化設計法，分別為建築物表格化設計風力、低於 100 公尺矩形建築物之簡化設計風力和低矮建築物簡化設計風力。評估各簡化設計法之實用性與準確性，以供發展結構耐風設計簡化設計法之參考。最後總結三種層級之簡化設計法的重要結果。

二、耐風設計規範中現有橫風向風力與扭轉向風力條文之增修建議

本文針對耐風設計規範 2.10 節和 2.11 節進行適當的增修，作後續各層級計算之基礎。增修之理由與結果，敘述如下。

2.1 耐風設計規範式(2.21)和式(2.22)適用範圍之修正

本文建議根據 AIJ，修正式(2.21)和式(2.22)適用範圍中的細長比之下界和無因次頻率。斷面深寬比保持不變。修正後的公式請詳陳瑞華等[3]。

2.2 耐風設計規範中橫風向尖峰因子和扭轉向尖峰因子計算式之修正

為了考慮強風作用延時為六十分鐘，本文修正橫風向尖峰因子計算式和扭轉向尖峰因子計算式。修正後的計算式請詳陳瑞華等[3]。

2.3 耐風設計規範中 β_1 計算式之修正

本文建議根據 AIJ 修正將 β_1 計算式。修正後的計算式請詳陳瑞華等[3]。

三、建築物表格化設計風力

基於不變更耐風設計規範中，主要風力抵抗系統的設計風力之適用範圍和計算程序，以及幾乎不影響計算結果精度的原則下。以本文第二節的結果為基礎，針對耐風設計規範 2.6 節中風速壓地況係數 $K(z)$ 、2.7 節陣風反應因子、2.10 節橫風向風力及 2.11 節作用在建築物上之扭矩等 4 節內的公式，初步建議盡量以表格化代替之。且針對各種不同高度、矩形斷面建築物，進行設計風力之計算與驗證，來評估表格化設計風力之誤差。

2010 年 10 月 15 日

3.1 耐風設計規範第二章部份公式之表格化

本節主要針對風速壓地況係數 $K(z)$ 、普通建築物之陣風反應因子 G 、柔性建築物之陣風反應因子 G_f 、高度 h 處之風速 V_h 、耐風設計規範式(2.21)之參數 g_L 和

$C_L' \sqrt{1 + \frac{1}{\beta} R_{LR}}$ 和耐風設計規範式(2.22)之參數 g_T 和 $C_T' \sqrt{1 + \frac{1}{\beta} R_{TR}}$ 進行表格化。各參數表

格化的程序及結果請詳陳瑞華等[3]。

表格化設計風力的計算程序與耐風設計規範的計算程序相同，其主要差別為表格化設計風力是由查表來代替複雜的公式運算(例如： G 和 G_f)，以減少錯誤發生。

3.2 建築物表格化設計風力的正確性驗證

本文 3.1 節，耐風設計規範各公式與對應表格之正確性經檢覈無誤。為了能評估本文提出“建築物表格化設計風力”的準確性，以供發展結構耐風設計簡化設計法之參考。針對不同細長比 $h/\sqrt{BL}$ 和斷面深寬比 L/B 且高度分別為 15m、50m 及 100m 的虛擬矩形斷面建築物，利用“建築物表格化設計風力”和耐風設計規範第二章，計算主要風力抵抗系統的設計風力、基底彎矩和基底扭矩，比較順風向基底彎矩、橫風向基底彎矩和扭轉向扭矩之結果，來評估誤差。正確性驗證的結果如下：

根據虛擬的 15m、50m 及 100m 高度建築物之數值分析結果顯示本文第三節“建築物表格化設計風力”與耐風設計規範第二章計算出之基底彎矩和扭轉向扭矩非常接近，其相對誤差，順風向方面為 $-0.2\% \sim 0.1\%$ ，橫風向方面為 $-1.2\% \sim 0.7\%$ ，扭轉向方面為 $-0.1\% \sim 1.3\%$ 。

四、低於 100 公尺矩形建築物之簡化設計風力

以耐風設計規範為依據，針對高度低於 100 公尺的近似矩形斷面建築物，提供主要風力抵抗系統之簡化設計風力。以本文第二節的結果為基礎，針對耐風設計規範 2.2 節設計風力計算式、2.7 節陣風反應因子、2.10 節橫風向風力及 2.11 節作用在建築物上之扭矩，其中部份公式，初步建議以表或回歸分析得到的簡化公式代替之；初步建議部分參數以保守值代替之。且針對各種不同高度、矩形斷面建築物，進行設計風力之計算與驗證，來評估簡化設計風力之誤差。

4.1 耐風設計規範第二章部份計算式之公式簡化

本節主要針對普通建築物設計風力計算式(含外牆、屋頂和女兒牆)、柔性建築物設計風力計算式(含外牆、屋頂和女兒牆)、 G_f 中的共振反應因子 R 、耐風設計規範式(2.21)和耐風設計規範式(2.22)進行公式簡化。各計算式之公式簡化程序及結果請詳陳瑞華等[3])。

低於 100 公尺矩形建築物之簡化設計風力的計算程序與耐風設計規範相比，其主要不同如下：

- (1) 針對普通建築物和柔性建築物設計風力計算式，低於 100 公尺矩形建築物之簡化設計風力是列出合成迎風面設計風力和背風面的設計風力後的順風向簡化設計風力計算式，更清楚顯示設計風力和設計風壓之間的關係。

- (2) 針對共振反應因子 R ，低於 100 公尺矩形建築物之簡化設計風力是對 R 中各計算式設定合理參數組合，在參數組合範圍內，根據耐風設計規範計算各計算式，對數值較大且變化劇烈的計算式以回歸分析得到的簡化公式代替之；其它計算式以保守值取代。以上述方法所得 R 的簡化計算程序(須經歷 4 個計算式)來代替耐風設計規範 R 的計算程序(須經歷 10 個計算式)。

4.2 低於 100 公尺矩形建築物之簡化設計風力的正確性驗證

為了能評估本研究提出“低於 100 公尺矩形建築物之簡化設計風力”的誤差，以供發展結構耐風設計簡化設計法之參考。針對不同細長比 $h/\sqrt{BL}$ 和斷面深寬比 L/B 且高度分別為 15m、30m、50m 和 100m 的虛擬矩形斷面建築物，考慮 $V_{10}(C) = 47.5\text{m/s}, 22.5\text{m/s}$ ，利用“低於 100 公尺矩形建築物之簡化設計風力”和耐風設計規範第二章，計算主要風力抵抗系統的設計風力、基底彎矩和基底扭矩，比較順風向基底彎矩、橫風向基底彎矩和扭轉向扭矩之結果，來評估誤差。正確性驗證的結果如下：

根據虛擬的 15m、30m、50m 及 100m 高度建築物數值分析結果顯示本文第四節“低於 100 公尺矩形建築物之簡化設計風力”與耐風設計規範第二章計算出之基底彎矩和扭轉向扭矩之相對誤差，順風向方面為 $-0.3\% \sim 38\%$ ，橫風向方面為 $-0.74\% \sim 1.04\%$ ，扭轉向方面為 $-1.37\% \sim 2.27\%$ 。順風向方面最大誤差發生在虛擬的 30m 高度建築物這一組，其原因為在推導共振反應因子 R 之簡化公式時，其中所採用的保守值是根據 100m 高度建築物估計而得。故對柔性建築物而言，其建築物高度與 100m 差距越大，順風向方面的相對誤差越大，但相對誤差都為正值，所計算的設計風力是保守。

五、低矮建築物簡化設計風力

針對滿足 $h \leq 20\text{m}$ 、 $h/\sqrt{BL} \leq 2$ 和 $1/3 \leq L/B \leq 3$ 之近似規則矩形柱體的建築物，提供主要風力抵抗系統之簡化風力公式。以本文第二節和第四節的結果為基礎，針對耐風設計規範 2.2 節設計風力計算式、2.10 節橫風向風力及 2.11 節作用在建築物上之扭矩等三節內之公式，初步建議以更簡化的公式代替之；初步建議部分參數以保守值取代。且針對滿足 $h \leq 20\text{m}$ 、 $h/\sqrt{BL} \leq 2$ 和 $1/3 \leq L/B \leq 3$ 之矩形斷面建築物，進行設計風力之計算與驗證，來評估低矮建築物簡化設計風力之誤差。

5.1 低矮建築物各方向設計風力計算式之公式簡化

本節主要針對耐風設計規範中順風向設計風力計算式、橫風向設計風力計算式和扭轉向設計風力計算式進行公式簡化。各計算式之公式簡化程序及結果請詳陳瑞華等[3]。

低矮建築物簡化設計風力的計算程序與耐風設計規範相比，其主要不同如下：

- (1) 針對順風向設計風力計算式，低矮建築物順風向設計風力計算式是合成迎風面設計風力和背風面的設計風力，再以保守值取代部分參數後推導出來的。此簡化公式中，設計風壓為用途係數 I 、 $V_{10}(C)$ 、地況、地形和 h 的函數，並不隨離地面之高度 z 而變。
- (2) 針對橫風向設計風力計算式和扭轉向設計風力計算式，低矮建築物橫風向設計風力和扭轉向設計風力分別以低矮建築物順風向設計風力之某一倍數來估計，此倍數為地況、地形、 h 、 B 、 L 和 $V_{10}(C)$ 的函數。

2010 年 10 月 15 日

5.2 低矮建築物簡化設計風力的正確性驗證

為了能評估本研究提出“低矮建築物簡化設計風力”的誤差，以供發展結構耐風設計簡化設計法之參考。針對滿足 $h \leq 20\text{m}$ 、 $h/\sqrt{BL} \leq 2$ 和 $1/3 \leq L/B \leq 3$ 的虛擬矩形斷面建築物，利用本文第五節“低矮建築物簡化設計風力”和耐風設計規範第二章，計算主要風力抵抗系統的設計風力、基底彎矩和基底扭矩，其對應的計算流程圖請詳(陳瑞華等[3])。比較順風向基底彎矩、橫風向基底彎矩和扭轉向扭矩之結果，來評估誤差。正確性驗證的結果如下：

根據虛擬的15m和20m高度建築物數值分析結果顯示本文第五節“低矮建築物簡化設計風力”與耐風設計規範第二章計算出基底彎矩和扭轉向扭矩之相對誤差，順風向方面為14%~34%，橫風向方面為0.5%~77%，扭轉向方面為1%~64%。由於低矮建築物所受的設計地震力通常大於設計風力，因此地震力會控制結構設計，所以即使此簡化法計算的設計風力較保守，可能也不會影響最後的設計結果。

六、結論

本文針對「建築物耐風設計規範」之第二章“建築物設計風力之計算”，根據台灣建築條件與環境，初步發展三種層級之簡化設計法，分別為建築物表格化設計風力、低於100公尺矩形建築物之簡化設計風力和低矮建築物簡化設計風力。最後評估各簡化設計法之實用性與準確性，以供發展結構耐風設計簡化設計法之參考。研究成果如下：

6.1 建築物表格化設計風力

基於不變更耐風設計規範中，主要風力抵抗系統的設計風力之適用範圍和計算程序，以及幾乎不影響計算結果精度的原則下。以本文第二節的建議為基礎，針對耐風設計規範第二章2.6節中風速壓地況係數 $K(z)$ 、2.7節陣風反應因子、2.10節橫風向風力及2.11節作用在建築物上之扭矩等4節內的部份公式，初步建議盡量以表格化代替之。表格化設計風力之相對誤差約在 $\pm 1\%$ 內。

6.2 低於100公尺矩形建築物之簡化設計風力

針對高度低於100公尺的近似矩形斷面建築物，提供主要風力抵抗系統之簡化設計風力。以本文第二節的結果為基礎，針對耐風設計規範2.2節設計風力計算式、2.7節陣風反應因子、2.10節橫風向風力及2.11節作用在建築物上之扭矩，其中部份公式，初步建議以表或回歸分析得到的簡化公式代替之；初步建議部分參數以保守值代替之。簡化之順風向設計風力相對誤差約為 $-0.3\% \sim 38\%$ ；簡化之橫風向設計風力相對誤差約為 $-0.74\% \sim 1.04\%$ ；簡化之扭轉向設計風力相對誤差約為 $-1.37\% \sim 2.27\%$ 。

6.3 低矮建築物簡化設計風力

針對滿足 $h \leq 20\text{m}$ 、 $h/\sqrt{BL} \leq 2$ 和 $1/3 \leq L/B \leq 3$ 之近似規則矩形柱體的建築物，提供主要風力抵抗系統之簡化風力公式。以本文第二節和第四節的結果為基礎，針對耐風設計規範2.2節設計風力計算式、2.10節橫風向風力及2.11節作用在建築物上之扭矩等三節內之公式，初步建議以更簡化的公式代替之；初步建議部分參數以保守值取代。低矮建築物順風向設計風力相對誤差約為 $12.40\% \sim 33.74\%$ ；低矮建築物橫風向設計風力相對誤差約為 $0.49\% \sim 77.27\%$ ；低矮建築物扭轉向設計風力相對誤差約為

1.28%~63.69%。

七、誌謝

本研究為內政部建築研究所研究計畫 09830107000G1008 之部份成果，承蒙內政部建築研究所補助研究經費，得以順利完成，謹此誌謝。

八、參考文獻

- [1] “建築物耐風設計規範及解說”，內政部營建署，2007 年。
- [2] 李玉生、陳瑞華、鄭啟明、陳正平、曹源暉、高士哲，“建築物耐風設計規範示範例研擬與解說”，內政部建築研究所專題研究計畫成果報告，2007 年。
- [3] 陳瑞華、鄭啟明，“主結構耐風設計簡易分析法之研究”，準備投稿至建築學報。
- [4] “Minimum design loads for buildings and other structures,” *American Society of Civil Engineers*, ASCE, 7-05, 2005.
- [5] “AIJ Recommendations for Loads on Buildings,” *Architectural Institute of Japan*, AIJ, Japan, 2004.

小型低速風洞整治改善前後比較之研究

-以朝陽科大風洞實驗為例

包匡¹ 林淑徵²

¹朝陽科技大學建築及都市設計研究所助理教授

²朝陽科技大學建築及都市設計研究碩士生

摘要

本篇論文旨在討論風洞在建構後，於進行相關實驗前，需測試其風洞內部之風場情況，確實瞭解試驗段內風場穩定程度及其紊流強度能達到適當數值，使其相關實驗之成果將具備可信度；本校興建的風洞實驗室，由於當初缺乏設置空間，故以設計大樓九樓南向太陽能集熱斜面板下方作為風洞設置地點；於年前空在風洞狀況下，以試驗段之適當位置進行測量風場流動情況，其各項數值均不盡理想，經邀請專家巡查現況進行探討，認為須改善風洞之部份主要以改善進風部份整流段、調整風洞位置及消除動力段出風口前方遮蔽物等，方能改善風洞內風場及促使大氣邊界層風場之形成，目前提升該集熱板屋頂之低矮部份，改善前述各項影響因素，現本風洞已改善完成，將屋頂提高、整流段改善、動力段出風口消除遮蔽物，風洞移動位置以改善進風均勻性。本研究探討小型低速風洞中所呈現風場的實際情況，以風洞在改善前後進行數值量測作比較，以為建構本校風洞之參考及改善風場之依據，提升風洞實驗效能。以為相關研究、教學及建教合作推展應用作準備。

關鍵字：小型低速風洞，風洞風場，紊流強度

一、前言

本研究透過流場初探之測試，以了解其風洞內流場之穩定程度及紊流強度(Turbulence Intensity, TI)情況，然本校的風洞實驗室於年前在空風洞的狀況下，以試驗段之適當位置進行測量風場流動情況，其各項數值均不盡理想，經過專家巡查現況進行探討，認為須改善風洞之部份主要以進風整流部份改善、延長試驗段及動力段出風口消除遮蔽物等，方能改善風洞內風場狀況。

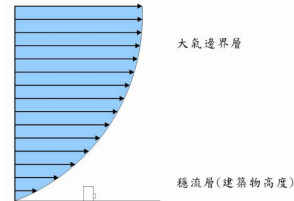
本研究主要目的在改善風洞主機，如圖一所示，以本小型低速風洞中所呈現風場的實際情況在改善前後進行數值量測作比較，找出影響其風洞內流場穩定之變因，並且設法改善；本研究目的如下：

(一) 改善前後之數值量測比較分析其變化，以建構風洞之參考及改善風場之依據。

- (二) 建立本校風洞內部流場之紊流強度合理值，以為後續實驗之數據基礎。
- (三) 探討風速縱向及橫向之分佈狀況，其斷面中央及近壁面風速變化，以確立實驗時理想風場範圍。



圖一：風洞全貌



圖二：大氣邊界層與層流關係圖

二、文獻回顧

曾信耀[1]以自然界而言，所產生的風力的產生可分為層流以及紊流，而層流與紊流的首要發現是於 1883 年雷諾在他的實驗中發現了層流與紊流的運動現象，他將有色的染液注入透明的玻璃管中，並進行觀察水流的變化。所謂層流是以一般開始準備發展未受干擾時所產生的平穩風速；而當層流經過一段時間發展後因空氣中的黏滯度、密度以及摩擦力的影響而開始產生一些不均勻的紊流現象。由於紊流變化可影響至大氣邊界層的厚度，如圖二所示，因此通常在實驗時都須將大氣邊界層考量進去。

邱瓊瑩[2]曾表示一般描述大氣紊流是以紊流強度表示，紊流強度為一隨高度變化之函數，離地表愈高，風速受地表粗糙度影響愈小，其紊流也愈小，在地表粗糙度愈大處，風速擾動愈大，其紊流強度愈大。陳季聰[3]曾指出測試斷面所求得之風洞內自由流場低於 1% 以下，因此本實驗擬以風洞斷面量測其 TI 值強度測值期望接近該值。邱禮鴻[4]等人曾提出 u_{rms} 為 x 方向的速度擾動值的均方根。擾動值 (u_{rms}) 可視為紊流的特性，為瞭解風場流速擾動值的重要指標，擾動值 (u_{rms}) 可視為紊流的特性，為瞭解風場流速擾動值的重要指標，擾動值越大代表所受紊流能量越劇烈。

$$TI = \frac{u_{rms}}{\bar{U}} \times 100\% \quad (1)$$

TI=紊流強度， u_{rms} =X 方向(縱向)風速之均方根值即標準偏差值， $\bar{U}$ =平均風速

三、研究方法

本研究以風洞實驗室進行該風洞基本風場測試及比較，實驗對象以風洞主機改善後的風場變化做為測試，目前對風洞現況之空風洞已進行測量，並所得結果是否達到所需之範圍內。

本研究探討範圍主要針對改善後之風作用所產生的風速分佈，是否造成形成均勻分佈，其紊流強度在一定範圍內，為具實驗可信度之實驗工具；因此本研究中是以求出試驗段範圍中所產生的穩定流層為主，來當作最主要的考量數據。

3.1 外部流場規劃

如圖三所示，進風口部分兩側尺寸不平均，恐怕影響內部流場之變化，因此本實驗進行時只開啟出風口部分之鐵捲門，盡量保持實驗區空間的封閉，使其空間構成一個密

b. 收縮段：

其設置目的在於藉由通風段面的縮小，使通過氣流加速，風洞之收縮段大部分為多項式曲線相接而成，良好的收縮段可進一步抑制紊流擾動的產生。

c. 試驗段：

為使氣流通過時稍呈發散，以動壓彌補靜壓之摩擦損失，維持段內之壓力梯度。試驗段內部上壁面上方設照明設備，且側壁面安裝大型透明窗，可直接觀測風洞內狀況。尺寸為長5.25m、寬1.6m、高1m，內有一直徑為1.5m 的轉盤，轉盤圓心距安全網1.85m。風洞試驗段為模型進行測試。

d. 動力段：

此段包括收縮管、風扇及出口擴張管。動力採用50Hp直流變速馬達，風扇直徑與試驗段尺寸相近，風扇可以調整以微調風速。避免馬達及風扇運轉的振動採獨立基礎。

3.3.2 試驗儀器

目前實驗室所具備且於本研究所需之儀器如下：

- 1.熱線探針
- 2.熱線風速儀
- 3.示波器
- 4.Y 軸量測器
- 5.資料擷取器
- 6.個人電腦工作站
- 7.皮托管
- 8.微壓差計
- 9.訊號放大器
- 10.壓力轉換器

3.3.3 風洞改善

經專家巡查現況進行探討，認為須改善風洞之部份主要以進風整流部份改善、延長試驗段及動力段出風口消除遮蔽物等，方能改善風洞內風場狀況，目前實驗室已改善：

- 1.動力段出風口遮蔽物移除，如圖五、圖六
- 2.進風口蜂槽孔徑密度變小如圖七、圖八
- 3.整流段增設細網，如圖九、圖十
- 4.風洞移動位置，如圖十一、圖十二



圖五



圖六



圖七



圖八



圖九



圖十



圖十一



圖十二

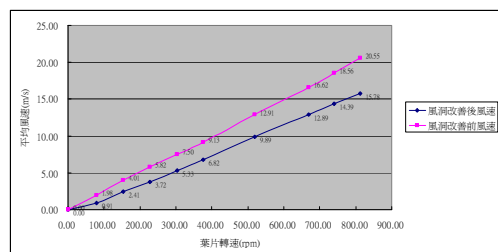
3.3.4 實驗步驟

本實驗的主要以皮托管以及探針連接熱線風速儀進行量測。為求得風速計與探針兩者的相互關係，先將皮托管與探針利用 Y 軸量測器上固定於風洞內部一點上，並將由低速流速慢慢調整至高速流速，以量測風速計與探針彼此的相互關係。

本研究先針對內部風速的變化是否為穩定，因此利用風速計固定於風洞內部試驗段部份，試驗葉片轉速為 80、154、227、304、376、519、669、740、813 共 9 個不同的轉速，其轉速以最低轉速慢慢提升至最高轉速，而轉速測試以 90 sec 試驗時間為限，以了解皮托管之穩定性，其轉速與平均風速對應如表一，風洞流場風速圖如圖十三所示：

表一：改善前後之平均風速表

葉片轉速(rpm)	80	154	227	304	376	519	669	740	813
改善前平均風速(m/s)	1.98	4.01	5.82	7.5	9.13	12.91	16.62	18.56	20.55
改善後平均風速(m/s)	0.91	2.41	3.72	5.33	6.82	9.89	12.89	14.39	15.78



圖十三：風洞流場風速圖

由上步驟所求得之風速計風速為穩定風速後，後續將透過較密集之葉片轉速來進行探針與風速計兩者之間的對應關係，將探針與風速計一同固定於 Y 軸量測器上，並固定於一點試驗段中央，利用 80、154、227、304、376、519、669、740、813 共 9 組不同葉片轉速來試驗。

利用美國 California Fine Wrie Corp & Sigmund Cohn Corp 所提供之熱線風速儀 (PT-2000) 及風速計所得之電壓及風速則可利用最小偏差法計算出 $a_0 \sim a_4$ 的常數，求出常數後分別將探針固定於風洞內試驗的各三個段面上，進行三種不同的縱向風速進行量測，所得電壓值透過先前定律後所得的 $a_0 \sim a_4$ 常數求出相互對應的風速。

四、研究過程及成果分析

4.1 熱線電壓量測表

透過熱線探針以轉數利用 80、154、227、304、376、519 共六組，每組測量 90 sec 所量測之各點電壓，所求得之各段平均電壓如表二：

表二：試驗段各段電壓表

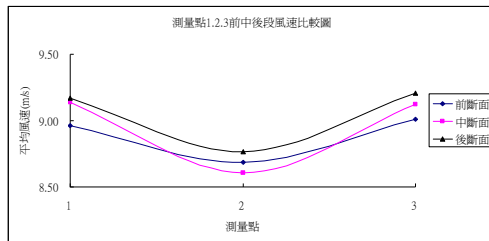
測點	1	2	3	4	5	6	7	8	9
前段電壓	2.75	2.73	2.75	2.80	2.79	2.81	2.80	2.79	2.81
中段電壓	2.76	2.73	2.76	2.82	2.80	2.82	2.81	2.80	2.82
後段電壓	2.76	2.74	2.76	2.82	2.81	2.82	2.82	2.80	2.82

4.2 各量測點之風速計算

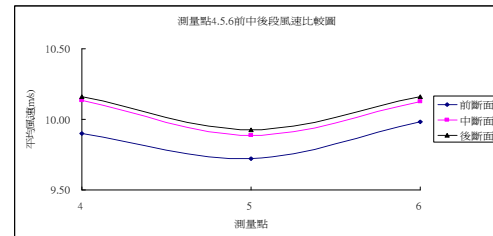
透過先前計算出的 a_0 、 a_1 、 a_2 、 a_3 、 a_4 之數值後，利用探針所量測各段面之量測點電壓數據，帶入公式計算求出各段之平均風速如表三，其各試驗點風速變化如圖十四、圖十五、圖十六：

表三：試驗段各段平均風速

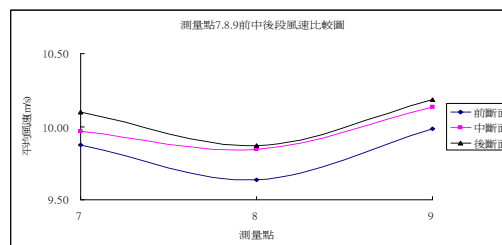
測點	1	2	3	4	5	6	7	8	9
前段風速	8.96	8.68	9.01	9.90	9.72	9.98	9.87	9.64	9.99
中段風速	9.14	8.61	9.12	10.14	9.89	10.13	9.97	9.84	10.13
後段風速	9.17	8.77	9.21	10.16	9.93	10.16	10.10	9.87	10.19



圖十四：測量點 1.2.3 前中後段比較圖



圖十五：測量點 4.5.6 前中後段比較圖



圖十六：測量點 7.8.9 前中後段比較圖

顏召宜[5]利用所得之流速，並將其均方根方式，以求得其標準差。經上述實驗步驟後所得知各點風速後，利用其瞬間風速及平均風速帶入標準偏差公式。標準偏差公式如下：

$$SD = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (U_i - \bar{U})^2}{n-1}} \quad (4)$$

SD = 標準偏差， $\sum_{i=1}^n$ = n 點至 i 點之總合， U_i = 瞬間風速， $\bar{U}$ = 時間平均風速

4.3 各段面 TI 值分析

由上步驟求出各量測點之標準偏差後，帶入式 1 紊流強度公式計算出各點之 TI 值，在進行改善前後之比較。紊流強度如表四、表五、表六：

表四：試驗段前段 TI 值

測點		1	2	3	4	5	6	7	8	9
改善前	TI(%)	24.31	24.95	22.60	24.40	24.83	17.91	29.03	21.30	15.48
	m/s	11.35	11.03	12.06	11.06	11.30	13.46	8.63	12.27	14.15
改善後	TI(%)	3.09	3.27	3.32	2.52	2.35	2.44	2.50	2.52	2.53
	m/s	8.96	8.68	9.01	9.90	9.72	9.98	9.87	9.64	9.99

表五：試驗段中段 TI 值

測點		1	2	3	4	5	6	7	8	9
改善前	TI(%)	20.88	20.76	20.56	19.1	28.32	16.61	15.11	26.83	14.47
	m/s	11.93	11.61	11.85	14.75	13.53	15.09	13.54	13.86	15.28
改善後	TI(%)	2.55	2.71	3.16	2.47	2.40	2.46	3.05	2.59	2.70
	m/s	9.14	8.61	9.12	10.14	9.89	10.13	9.97	9.84	10.13

表六：試驗段後段 TI 值

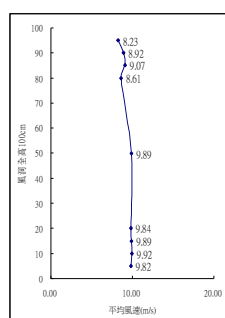
測點		1	2	3	4	5	6	7	8	9
改善前	TI(%)	22.98	21.39	22.16	23.47	18.94	16.81	24.35	14.31	17.29
	m/s	11.63	11.37	11.45	13.95	14.75	14.43	13.71	15.25	15.06
改善後	TI(%)	2.62	2.40	2.55	2.89	2.51	2.43	2.77	2.30	1.98
	m/s	9.17	8.77	9.21	10.16	9.93	10.16	10.10	9.87	10.19

4.3.1 壁面流場分析

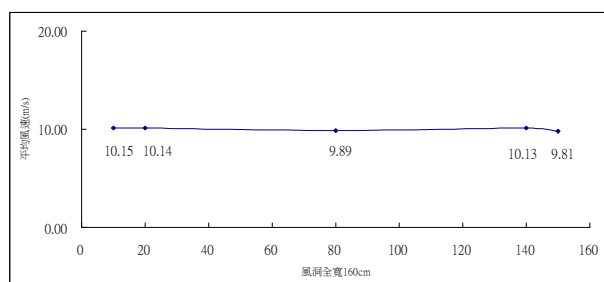
為了解壁面與風速之流場變化，本研究於接近壁面垂直之 5cm、10cm、15cm 上下各以相同距離擷取共 6 個量測點，如圖十七及壁面水平 10cm、15cm 左右各以相同距離擷取共四各量測點如圖十八，以探討壁面之風速變化，其所得風速、電壓、TI 如表七：

表七：邊壁垂直各點平均電壓、平均風速、TI

垂直邊壁	距離(cm)	5	10	15	20	50	80	85	90	95
垂直邊壁	TI(%)	3.08	2.58	2.68	2.59	2.40	2.71	3.41	4.03	5.15
	m/s	9.82	9.92	9.89	9.84	9.89	8.61	9.07	8.92	8.23
	Volt	2.80	2.81	2.80	2.80	2.76	2.76	2.75	2.75	2.70
水平邊壁	距離	10	20	80	140	150				
水平邊壁	TI(%)	2.46	2.47	2.40	2.46	2.60				
	m/s	10.15	10.14	9.89	10.13	9.81				
	Volt	2.82	2.82	2.80	2.81	2.80				



圖十七：垂直邊壁流場斷面圖



圖十八：水平邊壁流場斷面圖

五、結論與建議

5.1 結論

從本研究進行之小型低速風洞流場測試之初探，以及所得之數據中，整理後之結論：

1. 利用不同之風速引入風洞內部所量測各斷面的風速變化中可得知，改善前由於未進

行皮托管壓力校正，其測得風速較大，且發展層無法滿足流場形成一個穩定的狀態下，因此各量測點透過數據計算後的斷面風速均不穩定，改善後發展層即形成依各較穩定的狀態，且改善前風速較大而改善後風速皆下降，穩定度也增加。

2. 利用各斷面所得之平均風速計算得知，流場測試之紊流強度值均偏高於一般的基準值，主要因為吸入之風速未能形成一個穩定的流場狀態下，其內部擾動之大，進而影響 TI 值高過於一般標準，改善前 TI 值高於 10% 以上，改善後皆接近 3%，故改善工程效果顯著良好，以利未來更進一步調整至 1% 以下。
3. 由於量測儀器的設置儀器無法量測橫向的近壁面點，退其次利用縱向量測點來求出頂部以及底部壁面的流場風速變化。在頂部壁面 5cm 至 10cm 時，風速降低了約 3m/s，而此現象距離頂部 20cm 至中間點 50cm 處均有漸漸提昇風速的情況下發生；而中間點 50cm 處至距離底部 20~5cm 處則開始產生風速皆處於平穩狀態。

5.2 建議

總結上述，本研究利用風洞實驗室進行該封動基本風場測試及比較，現階段結果已接近所需範圍，其後續研究重點可著重於以下幾點：

1. 未來將進行試驗段延長之改善使其 TI 值能達到 1% 之改善計畫。將試驗段部份延長設置，增長的 2~2.5m 以及其他部分，使試驗段轉台前段增長約至 5m 以上，與原本的 2.3m 呈 2 倍以上，期望試驗段增長值可達約 7m，其長度可足夠讓風速於風洞內部產生更穩定之狀態；並修改開啟窗表面之平整度，以期使內部風場對稱平穩。
2. 未來將於二期工程時增加蜂巢管(honey cone)並且在額外增加一層整流網(screen)，其主要目的為使下游之渦流再切割成更小之渦流，使氣流的紊流強度減至最小，增進氣流的均勻性及穩定性。待未來流場改善穩定後以 DeBortoli. et al[6]等人利用 Spire 及 roughness 來建立大氣邊界層厚度。

六、參考文獻

- [1] 曾信耀，“紊流計算模式之平行化與其效益分析”，國立成功大學水利及海洋工程研究所，碩士論文，2002 年。
- [2] 邱瓊萱，“通風管管頂型式對室內通風效益影響之研究”，國立成功大學建築研究所，碩士論文，2004 年。
- [3] 陳季聰，“連續式小波分析法於紊流訊號拆解之發展研究”，國立成功大學航空航太工程學系博士班，博士論文，2005 年。
- [4] 邱禮鴻，“風洞實驗探討 L 形排列之三棟舉行建築物之表面風壓特性”，國立台灣海洋大學河海工程學系，2006 年。
- [5] 顏召宜，“斜張橋之抗風設計與風洞試驗”，國立中興大學土木工程研究所，碩士論文，2000 年。
- [6] De Bortoli, M.E., Natalini, B., Paluch, M.J., Naalini, M.B., “Part-depth wind tunnel simulations of the atmospheric boundary layer,” *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 281-291, 2002.

風力機塔之動力特性對橫風渦激共振之影響

簡慶文¹ 張景鐘²

¹益鼎公司土建部博士

²國立海洋大學河海工程學系教授

摘要

為了獲得更高風速及有效率發電，新式風力機塔設計越來越高，由於結構幾何特性趨向於細長型，結構的柔性也相對增加，因此結構物的擺動週期也會跟著變長，而自然頻率會更加接近強風的卓越頻率使風激振動的反應進一步加劇。所以研究風力機塔的動態問題比靜態問題更重要，而風力機塔之明顯問題在於結構高振態之特性，特別是對於均勻斷面之橫風鎖定，會因結構柔性造成橫風之高振態鎖定，目前有關風力機塔的設計規範仍然沒有標準化，尤其是對渦流引致振動(Vortex-Induced Vibration)。因此，本研究主要目的是調查風力機塔自然頻率與橫風反應的行為，本文利用有限元素法模擬風力機塔的動力反應，以了解風力機塔之質量、自然週期和振態在動力特性之相互關係。最後並獲得三個之主要結論：(1)頂端設備質量會控制風力機塔之自然頻率；(2)當設計狀況不考慮葉片轉子時，其自然頻率是比有葉片轉子高，而臨界風速和渦激力的範圍也會變高；(3)風力機塔在颱風盛行區域或高設計風速下橫風反應至少需考慮至第四振態。

關鍵字：自然頻率，渦激共振，風力機塔

一、前言

隨著科技的發展，一些新的結構形式出現，例如風力機塔，由於採用斷面小之高強度鋼造成自重減輕阻尼降低，對風振效應就更敏感，結構的動力特性是指自然頻率、阻尼比和振型，而影響這些特性包括質量分布、勁度大小、外形尺寸。一般用結構自然頻率和阻尼可以預測力，所以在相同材料下以自然週期對動態風力反應之預測就變的很有用。另一方面，由於氣流在鈍體轉角處會有分離點，例如圓柱體在分離處產生反覆之橫風力振動，可能會加強擾流強度，並改變振動之頻率，經由這種回饋之機制，造成渦流脫落 (Vortex-Shedding)之頻率可以鎖定圓柱體之運動頻率，這種現象稱之為鎖定(Lock-In)。而在觀察發現其共振範圍在帶寬 25-30%共振頻率[1]，這種現象是不同於一般機械之共振，橫風鎖定會造成橫風力放大幾十倍，甚至造成結構倒塌，這種問題工程師應該要避免。本文利用相關程式分析、文獻方法與法規之比較，決定所使用之數值參數，再依此模式及使用參數分析結構之振態模數及振型分布。研究首先引用廣義系統位移法(Generalized System Method)建立基準結構之理論模式，以殼有限元素法並比較梁元

素模型分析基準結構自然頻率，並比較台灣建築規範[2]與中國建築規範[3]，回歸出適合台灣風力機塔之基本振動週期建議公式，並以這些研究結果校核機械的共振與受橫風時之鎖定效應，更進一步探討這些運動造成風力機塔的橫風力會比順風力明顯而重要。

二、風力機結構系統與動力特性

風力機塔系統頂端承載一個大直徑之葉片轉子設備，就如集中一大質量體被一根細長小質量的柱所支撐著所以可視為點狀結構[4]，詳圖一。表一為風力機塔 VESTA-660kw，50m 高之原型設備重量，包括了轉子與葉片之重量 7(噸)，機艙與發電機等設備之重量約 20.4(噸)，而變斷面之機塔重量為 38.26(噸)及沒有變斷面的重量 53.3(噸)，頂端之質量約佔全部質量的 33.95~41.7%。因此風力機塔的結構的行為可假設為一個點狀結構物。一般結構在理論動力分析上通常可分兩大類：(a)連續系統(Continuous System)：為無限個自由度；(b)離散參數系統(Discrete Parameter System)：為有限個自由度。絕大多數之結構動力系統其質量成連續分布，依理論須無窮多個自由度得以完全正確描述其變位，但以實務而言是沒有必要，故在限制自由度上之方法通常為採離散系統。離散方法可分：堆積質量法(Lump Mass Method)、廣義位移法(Generalized Displacement System)及有限元素法，對於柔性結構亦有一些簡化法或公式，例如 ACI-307 [5]對煙囪設計提出至少需有 10 節點之簡化法。

2.1 運動方程式與自然頻率分析

今假設風力機塔為單一自由度，從運動方程式理論，可以推導如下式：

$$[M]\{\ddot{X}\} + [C]\{\dot{X}\} + [K]\{X\} = \{F(t)\} \quad (1)$$

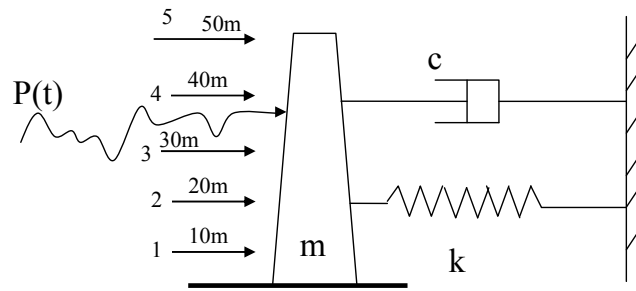
$$[M]\{\ddot{X}\} + [K]\{X\} = 0 \quad (2)$$

$$|[K] - \omega_i^2[M]| = 0 \quad (3)$$

$\{\ddot{X}\}$ 、 $\{\dot{X}\}$ 、 $\{X\}$ 分別為結構順風向加速度、速度和位移向量， $[M]$ 、 $[C]$ 、 $[K]$ 分別是質量、阻尼和勁度矩陣，風力之函數 $F(t)$ ，在所有節點必須有所規定，因此每節點之高度，風速沿各結構高度可獲得。如果這些值已知，則可利用特徵值 (Eigen-value) 方法可以求出自然頻率，如果質量、阻尼和勁度值未知則可利用矩陣解決，最後代入式 (1) 解決位移 $\{X\}$ ，分析程序如下所述：步驟-1：以分離系統自由振動方法先移除外力 $F(t)$ ；步驟-2：假設阻尼 $[C]=0$ ，然後式 (1) 可轉成式 (2)，以 $\omega^2 = \lambda$ 代入式 (3) 獲得自然圓周頻率 ω ；步驟-3：空間之位移可以稱為振形反應 (ψ_i)， $\{X\}$ 代表 N 個振形疊加之結果 (ψ_i)，再乘上放大係數；步驟-4，振態正規化後，在這些結果之最小值 ω_i 稱為圓周自然頻率。

2.2 廣義位移法

廣義系統法，此法是假設結構物之振動變位，可用形狀曲線之和來描述，而此等形



圖一：簡化 Vesta-660kw 原型基準風力機塔受風動力模式

表一：風力機塔之設計變數 (Non-tapered, t=16mm, diameter=3m)

Section no.	(1)	(2)	Total =(1)+(2)
Height (mm)	24490	23640	48130
Thickness (mm)	11~15	8~11	
Bottom diameter (mm)	3300	2424	7200
Diameter/Thickness	220~300	220~303	
Rotor V47 (kg)			7000
Complete nacelle V47 (kg)			20400
Tapered tubular tower weight			38000
Non-tapered tubular tower weight			53300
Tip mass/Total mass			33.95%~41.8%

狀曲線則成為結構位移座標，所假設形狀曲線之數目即代表此模式之自由度數，而其函數稱之形狀函數(Shape Function)，懸臂柱其位移為水平移動此形狀函數可選如下之函數 $\phi(x) = \frac{x^2}{l^2}, \frac{x^3}{l^3}, 1 - \cos \frac{\pi x}{2l} \dots$ 。本文除利用廣義位移法求基本週期，並以有限元素程式建立各塔構模式，下節將用以 SAP2000 V7.0 版程式以殼有限元素法(Shell Element Analysis, SEA) 和梁元素法分析(Beam Element Analysis BEA) 自然頻率作比較。

2.3 建立基準風力機塔與迴歸公式

SAP2000 V7.0 版程式可以選擇 Ritz-Vectors 或特徵值(Eigenvalue)法，本文是採用特徵值法分析求自振周期值，比較各模型之情況以探討了解中空圓塔式鋼結構之動力行為。首先依 VESTA-660 kw[6]原型建立基準結構(Benchmark Structure)，將直徑 3m 高度為 40~75m 中空圓塔式鋼構分成 16~25 段，每段約 2.5m 左右，厚度為 16mm 以 320~400 片殼元素，(Shell Element)之各種型態建立單節式之模式，並模擬成固接、鉸接、彈簧之狀況，迴歸公式提出風力機塔有無頂端質量之迴歸公式[7]：

(1) 沒有頂端質量之迴歸公式，如下式：

$$T_1 = 0.068 \frac{H}{D^{0.5}} - 0.95 \quad (4)$$

上式中， T_1 (sec.)是第一振態週期， H 是機塔之高度(m)， D 是機塔之平均直徑(m)。

(2) 有頂端質量之迴歸公式:

$$T_1 = 0.1 \frac{H}{D^{0.5}} - 1.28 \quad (5)$$

(3) 中國建築法規 (GB50009, 2001) [2]

中國建築結構設計規範，如下建議:

$$T_1 = (0.007 \sim 0.013)H \quad (6)$$

上式中， T_1 (sec.)是第一振態週期， H 是建築的高度(m)。

(4) 臺灣建築技術規則 (2006) [3]

非建築或其他建築如下所建議：

$$T_1 = 0.05 \cdot H^{3/4} \quad (7)$$

上式中， T_1 (sec.)是第一振態週期， H 是建築的高度(m)。

三、橫風渦激共振

結構在風力下，不僅在順風向且會在橫風方向發生振動，橫風振動來源主要有三個機制：氣動力、渦流振動、尾激效應，Scruton number 是一個判斷氣動力分析的方法[8]。另外一種是工程上經驗方法，對於圓形斷面的塔桿若垂直斜變率小於 2%，應該考慮橫風共振，根據臨界風速的基本原則，對風力機塔顯著的問題是高振態控制[7]。

3.1 渦流脫落效應(Vortex-Shedding Effect)

風流向至斜體，在角隅的地方會產生一分離流，而風力機塔一般採圓柱狀體，鈍體表面的曲面點造成流體之分離，因此會在這結構產生調諧的橫風力振動。渦流的頻率可以鎖定鈍體運動的頻率，所以渦致效應總出現在鈍體形狀的圓柱體，而氣流在圓柱體曲面上的分離點，是由雷諾數值所決定。雷諾數($Re = U_r \times B / \nu_K = 69000 U_r \times B$) 是流體內壓力對黏滯力之比例， U_r 是參考風速的平均值， B 是結構的最大寬度 ν_K 是空氣的動力黏滯係數。圓斷面的形狀在穩定流中，平均拖曳力係數 C_D 是依靠著雷諾數，圓柱體的風壓係數之分布，特別注意是 C_D 在尖銳掉落處被稱為超臨界的區域($2 \times 10^5 \leq Re \leq 5 \times 10^5$)，在圓柱體表面的邊界層是從層流到紊流這情形是落在過渡期。分離後會發生比較後面和窄的尾流，最後產生了一個平均的拖曳係數 C_D ，這時的值約為最高的 1/3。當雷諾數值漸增至超臨界值，並進入跨臨界，雷諾數值會大於 4×10^6 ， C_D 一直在增加，但仍然比亞臨界值的值低，這些結果顯示分離點是對雷諾數敏感的。亞臨界與跨臨界之範圍都屬與確定性之周期振動範圍，超臨界屬於隨機振動範圍。橫風力可表為順風向力之函數如

$P(Z) = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot U^2 \cdot B(Z) \cdot \mu_L$ ，其中 μ_L 為橫風力係數(或稱升力係數)，亞臨界(Subcritical range): $Re < 3 \times 10^5$ ， $\mu_L \doteq 0.2 \sim 0.5$ ，超臨界(Critical range): $3 \times 10^5 \leq Re \leq 3.5 \times 10^6$ ， $\mu_L \doteq 0.2$ ，跨臨界(Transition range): $Re > 3.5 \times 10^6$ ， $\mu_L \doteq 0.2 \sim 0.25$ 。由此可知橫向力比順風向力小的

2010 年 10 月 15 日

多，但對中空圓塔構其在跨臨界範圍之風速因已接近設計風速，會產生共振效應，其橫風力通常會放大幾十倍狀況。

3.2 鎖定(Lock-in)

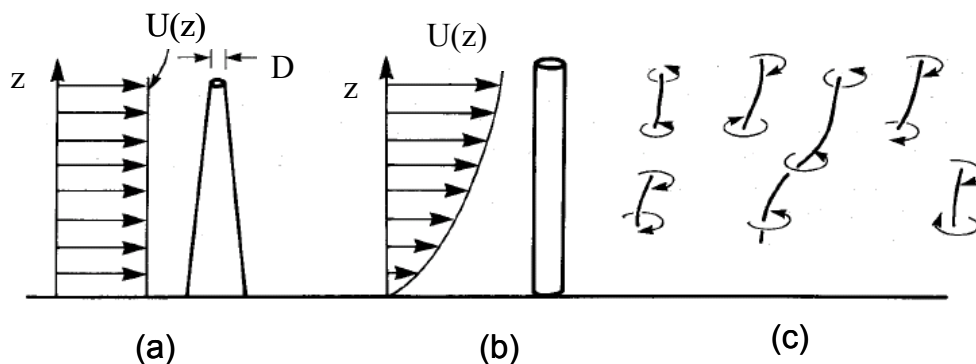
如果渦致效應頻率等於結構的振動頻率，結構將會發生極大的振動，對結構是非常危險。例如渦流引致的振動，會對結構產生疲勞的效應，而均勻的圓柱體更可能導致渦致共振效應。圖二解釋圓形的風力機塔變斷面和均勻斷面，受橫風振動狀況，以下共有三種情形：第一種如圖二(a)，直徑(D)沿桿身是變斷面，不是常數。第二種如圖二(b)，邊界層內風速(V)不是常數，而渦流不能規則效應。第三種如圖二(c)，這效應分成獨立的單元，每個效應成為弱的渦流，和成碎片的渦流線。通常，當平均設計風速或頂端風速 U_h 大於渦致共振之臨界風速 $U_r(z)$ ，這結構會落在共振區域，這是不同於力學或機械的共振。而渦致共振，會在某一些風速的範圍鎖定共振範圍，而不像機械的只有某一點會共振，如圖三所示。頂端風速(U_h)，可以由當地風力法規得到，在高度 z ，橫風共振的臨界風速 $U_r(z)$ 可以由下式獲得：

$$S_t = \frac{f_s \cdot B(z)}{U_r(z)} \quad (8)$$

其中 f_s 是渦致效應的頻率， $B(z)$ 是在高度為 z 的寬度，圓形的柱狀體，Strouhal Number S_t 採用 0.2。當 f_s 接近結構的自然頻率，式(8)可以轉成式(9)：

$$U_r(z) = \frac{5 \cdot B(z)}{T_j} \quad (9)$$

其中 T_j 是結構的自然週期($j=1, 2, \dots, n$)，橫風力共振的臨界風速 $U_r(z)$ 是介於



圖二：圓斷面高桅桿結構之橫風振動

$0.5 \sim 1.3 U_r(z)$ ；引起振動的結果，是一個相當廣闊的區域，如圖三所示。渦致效應雖然可以鎖定和持續，就如風速可以輕微的增加或減少，如果風速超過 30%，則渦致效應會停止。依據史荷微數 S_t ，渦致頻率 $f_s = \bar{U}(z) S_t / D$ ；由於高桅桿燈結構直徑 D 通常是小的，因此

要使用準穩定理論，尤其是在高的設計風速下[9]。

四、風力機塔的分析

結構動力特性分析的正確性取決於其力學模型，包括邊界條件能否真實回應結構的受風行為，以及對結構進行合理的抽象和簡化的過程中要保持結構的剛度和質量的等效性及空間的分佈。本節討論如何建立各種結構之數學模式以求有限元素程式自振周期值與各理論值之差異，本節以殼有限元素法並比較梁元素模型分析基準結構自然頻率，並比較中國及台灣規範。

4.1 不同模式之分析

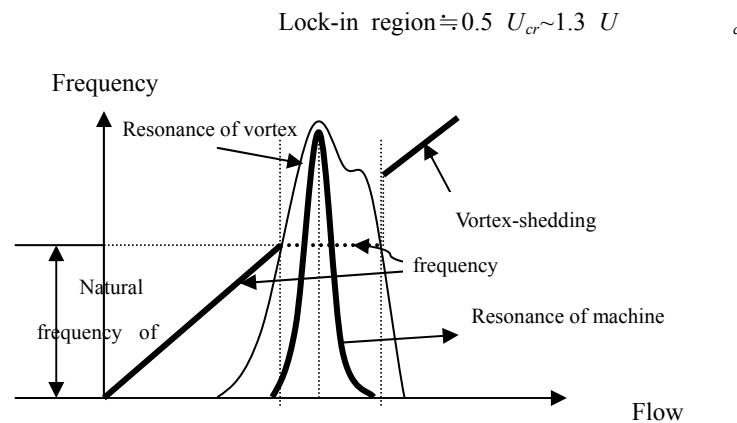
要推求風力機塔的自然週期，除了經驗公式外，亦可利用有限元素分析。本節以特徵值法分析自然頻率，六種不同情況之模擬，Models 1~2 以 5 段梁元素及邊界條件為基底固定頂端無設備質量之情況；Models 3~4 以基準結構殼元素之有限元素分析及邊界條件為基底固定頂端無設備質量之情況；Model 5 以基準結構殼元素之有限元素分析及邊界條件為彈簧常數 頂端無設備質量之情況如圖四(a)；Model 6 以 5 段梁元素及邊界條件為基底固定頂端有設備質量之情況；各模式之自然週期與振態比較如表二，Model-2 構架元素法各振態之振形如圖四(b)所示，表三展示與其他方法的比較值。

4.2 橫風共振與反應分析

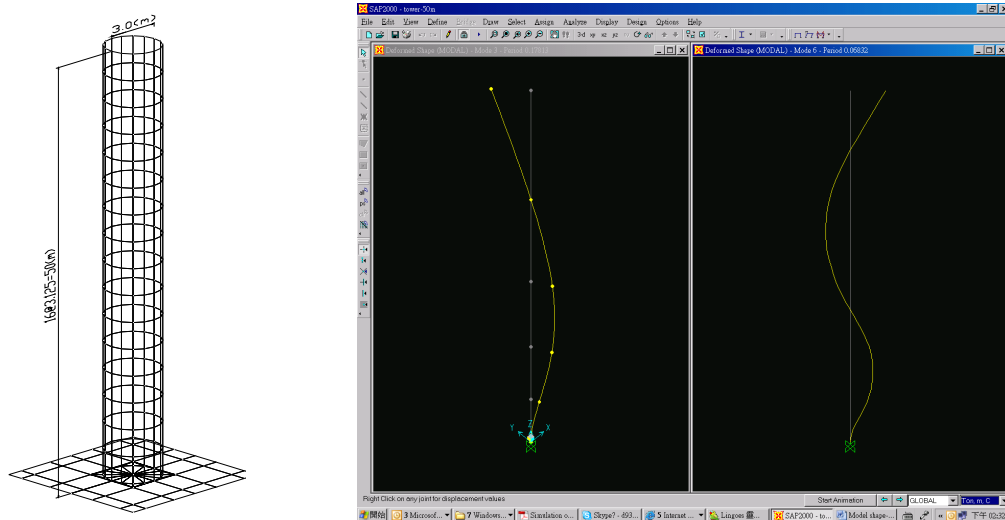
當臨界風速 $U_r(z)$ 如果落在 0.50 和 $1.30 U_r(z)$ 之外，可以不用考慮橫風力。如果結構設計師沒有任何臨界風速 $U_r(z)$ ，可以假設等於頂端平均風速 U_h (m/sec) 來分析。為了獲得臨界風速 $U_r(z)$ ，可以用式(9)決定是否再執行橫風渦致效應，更進一步計算風敏結構的橫風力。以梧棲之風力機塔為例，若考慮颱風風速之橫風共振分析為第二振態控制($U_r(50)=73>71\text{m/s}$)(不考慮設備狀況)，若考慮一般鎖定之風速 20m/s 風速內則為第一振態控制($U_r=15<20\text{m/s}$)，如表四所示。

表二： 各模式之自然週期與振態比較

	Diameter(3m)	Thickness(mm)	Mode-1	Mode-3	Mode-5
Model-1	3	15	0.8585	0.1473	0.0573
Model-2	2	10	1.0485	0.1781	0.0683
Model-3	3	15	0.847	0.2231	0.199
Model-4	2	10	1.039	0.1692	0.6519
Model-5	3	15	0.984	0.2232	0.1599
Model-6	3	15	1.457	0.1816	0.0630



圖三：渦流脫落頻率及風速對結構共振評估



圖四 (a) Model-3~5 (b) Model-2 梁元素法各振態之振形

表三：風力機塔(頂端無設備質量)自然週期迴歸公式之比較

Height (m)	Theory (sec)	SAP2000 (sec)	T _{Taiwan} (sec)	T _{China} (sec)	T _{Chien} (sec)
45	0.70	0.89	0.87	0.59	0.82
50	0.91	0.98	0.94	0.65	1.01
55	1.15	1.18	1.01	0.72	1.21
60	1.20	1.38	1.08	0.78	1.41

表四：梧棲風力機塔橫風共振分析 ($U_{10}(C)=56\text{m/s}$)

Numbers of mode	D (m)	T_j (sec)	U_r (m/sec)	$U_h(50)$ (m/sec)	Resonance
1	2.45, 3	1.039, 0.984	12, 15	71	$U_h > U_r$ Lock-in
2	2.45, 3	0.169, 0.223	73, 67	71	$U_r > 20\text{m/s}$

五、結論

由於風力機塔是對稱結構，它們之振動週期是互相接近，前兩階之振態是由側向的變化。另外發現振態從第三振態(垂直向)與前兩振態差異甚多，軸向力會佔整個機塔重要比例，因此風力機塔頂端設備質量會影響對風力機塔之自然頻率，所以風力機塔動力分析必須考慮頂端設備質量。當設計狀況不考慮葉片轉子時，其自然頻率是比有葉片轉子高，而臨界風速和渦致力的範圍也會變高，此時應為最壞之情況，所以設計仍要考慮當維修狀況下無設備時風力機塔之橫風鎖定。風力機塔在颱風盛行區域或高設計風速下，橫風反應則需考慮至第四振態，而自然頻率分析的結果顯示梁元素法與殼元素法仍有些微差距，若考慮變斷面之狀況與高振態之檢核，建議使用殼元素分析高振態之頻率校核渦致共振效應，會比梁元素法精確。

六、參考文獻

- [1] T. Sarpkaya, "Fluid forces on oscillating cylinders," *ASCE J. Port Waterway Coastal Ocean Eng.* 104 (1978) 275.
- [2] China national standard (GB50009), 2001. *Load code for the design of building structures*, China Construction Industry Press. (In Chinese)
- [3] 中華民國內政部營建署，「建築物耐風設計規範及解說」，營建雜誌社印行，2006 年。
- [4] Holmes J.D., 2001. "Wind Loading on Structures," SPON Press, London.
- [5] ACI 307, 1998, *Design and Construction of Reinforced Concrete Chimneys*, American Concrete Institute.
- [6] VESTAS Specification, 1998. *Wind System A/S Standard Foundation for Vestas V47-660/220 & V47-660/43.7M Tower*, VESTAS.
- [7] 簡慶文，「風敏結構設計與可靠度分析」，國立台灣海洋大學河海工程研究所博士論文，2010 年。
- [8] Scruton, C., 1963. "On the wind excited oscillations of stack, towers and masts," in: *Proc. Wind Effects on Buildings and Structures, HM Stationary Office, London*, pp.798-836.
- [9] Solaria, G., "Gust Buffeting and Aero elastic Behavior of Poles and Monotubular Tower," *Journal of the Fluids and Structures* No.13, pp.877-905, 1999.

以類神經網路結合短期風機運轉資料推估風機發電量

—以中屯風力發電廠為例

杜逸龍¹ 陳俊龍² 張倉榮³

¹國立台灣大學生物環境系博士暨仁德醫護管理專校通識中心教師

²國立台灣大學生物環境系統工程學系博士生

³國立台灣大學生物環境系統工程學系教授

摘要

推估風力發電機發電量的方法，通常可歸納為兩類方法，靜態與動態的方法。靜態的方法係運用風機廠商提供的性能曲線，結合風速的時間序列或風速的機率密度函數，估算風機發電量的時間序列或一段時間的平均發電量；動態的方法係運用統計或類神經網路的方法，建立動態的風速與發電量的關係，進而估算風機的發電量。一般的類神經網路的研究大都以長時期的資料建立訓練資料庫，但此項條件對新設置的發電廠卻不易辦到。因此本研究採用中屯風力發電廠，2006 年 7 月至 12 月風速、發電量與迎風轉角的運轉資料，利用類神經網路 (ANN) 訓練其與發電量的關係，探討不同種類 (現時刻風速 $V(t)$ 、前一時刻風速 $V(t-1)$ 、前二時刻風速 $V(t-2)$ 、前一時刻發電量 $P(t-1)$ 與現時刻迎風轉角 $Yaw(t)$) 與不同數目 (1 個、2 個與 3 個) 的輸入神經元對於風機發電量推估準確性的影響。結果顯示，除了 7 月份外，只用上旬資料結合適當的輸入參數即可提供準確的推估值。以單一輸入神經元而言，採現時刻風速 $V(t)$ ，與前一時刻發電量 $P(t-1)$ 推估最準確。在 2 個輸入神經元方面，以 $V(t)$ 結合 $P(t-1)$ 的編號 8 型態推估最準。而 3 個輸入神經元型態，雖皆能準確推估發電量，但仍不及編號 8 型態準確。可見利用 ANN 推估風機發電量時，選擇適當的神輸入經元參數會比選擇大量的輸入神經元個數重要。

關鍵字：風力發電，類神經網路，輸入神經元，功率曲線

一、前言

一般推估風機的發電量有二類方法，靜態與動態的方法。靜態的方法是使用風機廠商所提供的風機性能曲線，結合風速的時間序列資料或是風速的機率函數，計算風機的發電量。但靜態的方法，都必須使用風機的性能曲線推估發電量，而風機的性能曲線通常是在特定的風場條件下製定的，與實際的現地風場環境不盡相同 [1]。而動

態的方法則不使用風機的性能曲線，其利用統計分析 (statistical analysis models) [2]、進化演算法 (evolutionary computation algorithm) [3]、模糊運算法 (fuzzy logic) [4] 或是類神經網路 (artificial neural networks) [5]，建立現地風場的風速與風機發電量的關係，推估風機的發電量。動態的方法改進了靜態的方法中，風機性能曲線無法真正反應實際風場狀況的缺點，但需要風力發電廠長期運轉資料輸入上述的演算模式，而在上述的文獻中，類神經網路在推估發電量上，均較其他統計方法準確。

在採用類神經網路推估發電量時，用於訓練類神經網路架構的資料庫長度，可分為長期的資料庫，以及短期的資料庫。長期的資料庫通常是以年 [6]或以季 [7] 的資料長度，建立可用以估算發電量的網路架構，其缺點是新成立的電廠並無法提供長期的資料。短期資料庫的優點是資料少、運算快速，但若訓練資料分佈缺乏多樣性，亦即無法涵蓋預測資料的分佈，即無法準確推估發電量，因此使用短期訓練資料庫時，必須選擇同質性較高以及訓練資料分佈範圍遍及預測資料分佈範圍的資料。

目前有關利用類神經網路推估風力發電機發電量的研究大多集中在比較類神經網路與其他演算法之差異 [5-7]，或是改進類神經網路的演算法 [8]，亦或是以 2 年 [6]或季 [7]不等的長期風速資料推估風機發電量。對於短期 (例如旬) 的風速資料，推估發電功率，以及類神經網路輸入神經元所需要的個數與類型，對推估發電量的準確性，目前並無相關文獻探討。

因此本研究以中屯風力發電廠 2006 年 7 月至 12 月的發電資料，採最被廣泛使用的倒傳遞類神經網路，結合各月份上旬的發電資料推估中下旬風機發電量，探討以一旬的短期風速資料結合類神經網路，推估各月份中下旬的發電功率之可行性與準確性，並進一步分析以類神經網路推估風力發電機發電量所需要的輸入神經元 (neuron)，如風速、發電功率、風機的迎風轉角 (yaw angle) 對發電功率推估準確性的影響。

二、研究方法

2.1 研究基地概述

中屯風力發電廠位在澎湖白沙鄉中屯村，屬台灣海峽中段位置，因為是島嶼地形，周圍是海洋並無高聳地形地物阻擋風勢，所以其風速相當強勁，年平均風速在 9m/s 以上。中屯風力發電廠係由台灣電力公司由德國購進的 Enercon E40-600 kW 風力機組，其建置分為共二期八部機組，第一期設置 4 部機組並於 2001 年 9 月開始運轉，第二期於 2004 年 12 月加入運轉行列，是台灣第 2 座風力發電廠，每座風車高約 46 公尺，葉輪直徑 44 公尺，額定發電功率為 600kW。圖一是 2002 至 2006 年的月均風速分佈與月負載因子圖，由該圖可知每年強風期的 1 月至 3 月與 10 月至 12 月，風速約為 10 m/s 至 16 m/s，月負載因子約為 0.5 至 0.9；4 月至 9 月的弱風期，風速約為 5 m/s 至 10 m/s，月負載因子約為 0.1 至 0.5，可見每年的強弱風期分佈及其月負載因子具有一定的規律性。

為表示風速與發電量的動態特性，本研究特將中屯風力發電廠 2002 年弱風期的 8 月份與強風期 12 月份，風速與發電量兩者的散佈圖與風機性能曲線，繪製如圖二 (a) - (d) 與 (e) - (h)。由圖二 (a) - (b) 與 (e) - (f) 可看出弱風期的 8 月份在率定風速以上

2010 年 10 月 15 日

的風速與發電功率明顯比強風期的 12 月份的少，而圖二 (c) 與 (g) 可觀察出 8 月份的風機迎風轉角分佈不像 12 月份的穩定，大多在 60 度左右，因此風機的迎風轉角亦可能影響風機的發電功率。觀察圖二 (d) 與 (h)，可發現發電機發電量的產出與切入風速、率定風速與切出風速有密切的關係，但是相同的風速所對應產生的發電量大小，並沒有對應到風機性能曲線的發電量，反而呈現散佈的狀態，可見風機在實際風場環境的發電狀況，與其在實驗室的特定環境下的發電狀況具有相當的差異性。

2.2 類神經網路

本研究所採用的類神經網路，係一種模仿人類學習行為的運算網路系統，它是由很多非線性的運算單元（稱為神經元，neuron）和位於這些運算單元的眾多連結所組成，其能有效地對大量資料進行分析，且具學習能力，十分適合進行分析與預測工作 [9]。類神經網路為適合演算不同應用條件的需求上，因而發展出不同類型的類神經網路演算法，其中以倒傳遞類神經網路 (back propagation, BP) 應用最廣，而且最適合高度非線性函數的模擬、預測與系統控制。本計畫的發電量推估屬於高度非線性函數的模擬，因此採用倒傳遞類神經網路來進行發電量的推估。

倒傳遞類神經網路係屬多層前饋網路，其以監督式學習方式，處理輸入值與輸出值之非線性映射關係。透過監看網路輸出值與目標輸出值之間的差距，一次又一次地調整網路連結權重值大小，直到差距小於一定的臨界值才告停止，一般倒傳遞類神經網路架構，為三層結構的神經網路，包含輸入層 (input layer)，隱藏層 (hidden layer) 及輸出層 (output layer)。

在倒傳遞類神經網路中，隱藏層或輸出層第 j 個神經元的輸出值，可表示如下：

$$\text{net}_j = \sum_{i=1}^n v_i w_{ij} \quad (1)$$

其中 v_i 是第 i 個神經元的輸入值， w_{ij} 為輸入層或隱藏層第 i 個神經元與隱藏層或輸出層第 j 個神經元的連結權重，本研究所使用的類神經網路架構為三層網路，分別為輸入層、隱藏層與輸出層。輸入參數可以組合成不同參數數目與參數型態的輸入層，本研究以現時刻風速 $V(t)$ 、前 10 分鐘風速 $V(t-1)$ 、前 20 分鐘風速 $V(t-2)$ 、前 10 分鐘發電功率 $P(t-1)$ 、前 20 分鐘發電功率 $P(t-2)$ 與現時刻迎風轉角 $\text{Yaw}(t)$ 作為可供選擇的輸入參數，組合成 16 類輸入層型態 (1 個輸入神經元的有 6 類，2 個輸入神經元的有 5 類，3 個輸入神經元的有 5 類)，如表一所示。隱藏層的神經元數目則依問題的形式而定，若過少則無法有效描述問題，過多則可能造成過度描述 (Over-fitting) 而無法有效應用，神經元的數目並無一定標準，通常採用試誤法 (trial-and-error)，由訓練以及測試 (或驗證) 結果，來決定網路隱藏層神經元個數，本研究經試誤後將其設為 5 個。

輸出層的輸出值 y_j ，可由式 1 結合活化函數 (activation function) 計算而得，如式 2 所示。而活化函數通常為可微分的 S 形函數 (sigmoidal function)。

$$y_j = f(\text{net}_j) \quad (2)$$

倒傳遞類神經網路，可透過監看輸出值與實際值的差距，不斷地調整網路連結權重，使上述二者差距達到最小，此時網路的連結權重即告確定，亦即完成了類神經網路的學習訓練過程。此時，將欲求發電量的風速輸入至類神經網路架構中，即可運算每筆風速所產生的發電功率。

三、結果與討論

本節以澎湖中屯風力發電廠2006年7月至12月的風速、發電量與迎風轉角組成16類不同型態的類神經網路輸入層，訓練各月份上旬資料推估下二旬的發電量，再分別以輸出值與實際值的相對誤差 (%) 與判定係數 (R^2)，評估不同型態輸入層的模擬優劣，所得的結果列於表一，而靜態的方法所推估的發電量亦列於表一。但弱風期的7月份，其上旬的風速資料分佈不具多樣性，因此本研究特以其前二旬的資料當成訓練資料庫，推估其下旬的風機發電功率，並以7月*列於表一。

在表一中，在6類以1個輸入神經元推估發電功率的模式中，以編號1 (採用 $V(t)$) 與編號4 (採用 $P(t-1)$) 最為準確，其平均誤差與判定係數分別為1.7%與0.919，以及2.9%與0.927，可見在推估風機發電功率中現時刻風速 $V(t)$ 與前一時刻發電功率 $P(t-1)$ 為最重要的推估參數，原因可能是現時刻的風速直接影響現時刻的風機發電，而前一時刻的發電狀態或風機轉動狀態的慣性，亦會影響現時刻的風機發電。在2個輸入神經元的5類模式中，以結合 $V(t)$ 與 $P(t-1)$ 兩個參數的編號8模式最為準確，其平均誤差與判定係數分別為1.8%與0.959。而3個輸入神經元的模式，皆能有良好的準確度，但是以結合 $V(t)$ 、 $V(t-1)$ 與 $P(t-1)$ 三個參數的編號14模式最為準確，其平均誤差與判定係數分別為1.8%與0.950，但是其準確度仍沒超過兩個輸入神經元的編號8模式。可見輸入神經元的數目並不是越多越好，過多與發電功率相關性低的神經元反而干擾推估的準確性。

表一中，靜態方法推估的平均誤差與判定係數分別為5.6%與0.867，雖然有不錯的推估精確度，但是仍沒有比 $V(t)$ 與 $P(t-1)$ 兩個參數獨立或相互結合的輸入神經元型態準確。此外，以編號8模擬2006年中屯風力發電廠弱風期的8月份與強風期的12月份前100小時的發電功率，繪製於圖三，在圖中可觀察到編號8不論是在弱風期的8月份或強風期的12月份，皆能與實際發電功率模擬得相當一致。

四、結論

經由中屯風力發電廠2006年7月至12月的發電資料，訓練各月份上旬資料推估下二旬的發電量，再分別以輸出值與實際值的相對誤差 (%) 與判定係數(R^2)，來評估不同16類型態輸入層的模擬優劣，可得到以下結論。

- (1) 除了弱風期的7月份需要兩旬的訓練資料推估下旬發電功率外，其餘的5個月份，皆可訓練上旬資料推估下二旬的發電功率，若能搭配適當的輸入神經元，即可有相當準確的推估結果。
- (2) 1個輸入神經元推估發電功率的模式中，以編號1 (採用 $V(t)$) 與編號4 (採用 $P(t-1)$) 最為準確，可見在推估風機發電功率中，現時刻風速 $V(t)$ 與前一時刻發電功率

$P(t-1)$ 為最重要的推估參數。

- (3) 在2個輸入神經元的5類模式中，以結合 $V(t)$ 與 $P(t-1)$ 兩個參數的編號8模式最為準確。在3個輸入神經元的模式，皆能有良好的準確度，但是其準確度仍沒超過兩個輸入神經元的編號8模式。可見在選擇輸入層神經元的數目或種類時，選擇適當的神經元種類，會比選擇較多數目的神經元重要。

五、參考文獻

- [1] IEC61400-12, “Wind turbine generator systems-Part 12: Wind turbine power performance testing. 1st edition,” *International Electrotechnical Commission*, 1998-2002.
- [2] Karki R, Hu P, Billinton R., “A simplified wind power generation model for reliability evaluation,” *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Vol.21, No.2, pp.533-40, 2006.
- [3] Kusiak A, Zheng HY, Song Z., “Short-Term Prediction of Wind Farm Power: A Data Mining Approach,” *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Vol.24, No.1, pp.125-36, 2009.
- [4] Ustuntas T, Sahin AD., “Wind turbine power curve estimation based on cluster center fuzzy logic modeling,” *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.96, pp.611-20, 2008.
- [5] Li S, Wunsch DC, O’Hair EA, Guesselmann MG., “Comparative analysis of Regression and artificial neural network models for wind turbine power curve estimation,” *Journal of Solar Energy Engineering*, Vol.123, pp.327-32, 2001.
- [6] Mabel MC, Fernandez E., “Analysis of wind power generation and prediction using ANN: A case study,” *Renewable Energy*, Vol.33, pp.986-92, 2008.
- [7] Methaprayoon K, Yingvivanapong C, Lee WJ, Liao JR., “An integration of ANN wind power estimation into unit commitment considering the forecasting uncertainty,” *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol.43, No.6, pp.1441-48, 2007.
- [8] Kelouwani S, Agbossou K., “Nonlinear model identification of wind turbine with a neural network,” *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Vol.19, No.3, pp.607-12, 2004.
- [9] 張斐章、張麗秋， “類神經網路”， *東華書局*，台北，2005 年。

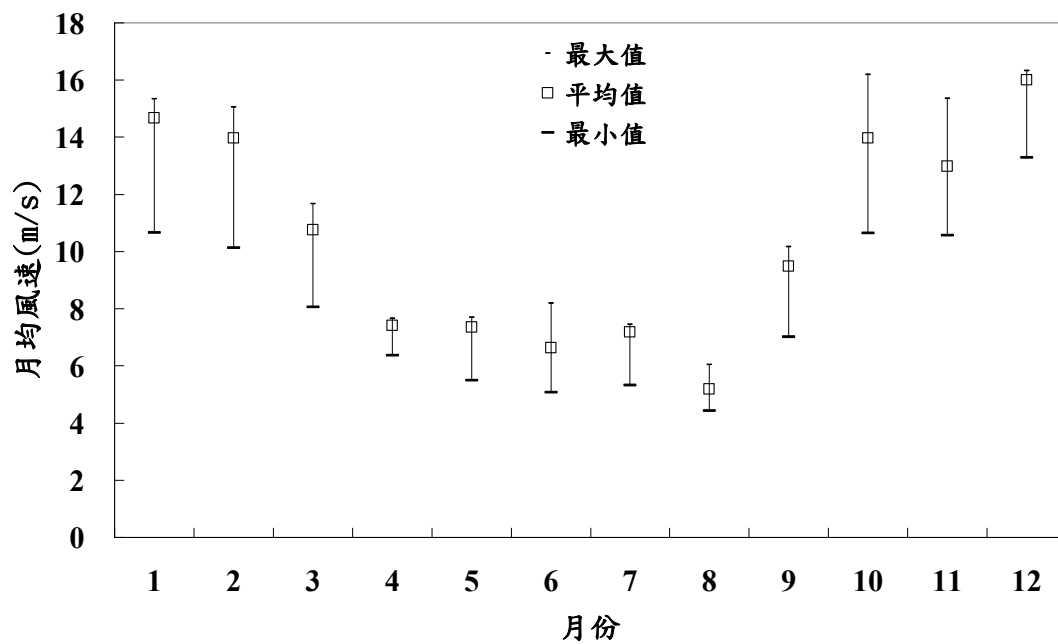
表一：以類神經網路推估中屯發電廠 2006 年 7 月至 12 月的發電功率並與實際發電功率比較所得的誤差(%)與判定係數(R^2)

輸入神經元數目	編號	輸入層參數							7月*	8月	9月	10月	11月	12月	平均值
		V(t)	V(t-1)	V(t-2)	P(t-1)	P(t-2)	Yaw(t)								
1	1	○						%	-1.4	-0.8	-5.6	-0.2	1.4	0.8	1.7
								R ²	0.974	0.977	0.768	0.973	0.995	0.827	0.919
	2		○					%	4.1	-2.4	11.3	0.3	1.4	1.0	3.4
								R ²	0.948	0.928	0.695	0.922	0.980	0.804	0.880
	3			○				%	4.6	1.1	14.6	0.1	1.4	1.1	3.8
								R ²	0.922	0.864	0.633	0.877	0.967	0.788	0.842
	4				○			%	1.0	3.4	7.3	2.8	1.7	1.4	2.9
								R ²	0.967	0.930	0.881	0.903	0.978	0.902	0.927
	5					○		%	1.4	7.1	15.3	3.5	1.8	1.9	5.2
								R ²	0.936	0.866	0.431	0.689	0.960	0.836	0.786
	6						○	%	93.9	99.9	-17.9	33.2	29.1	-6.2	46.7
								R ²	0.236	0.023	0.086	0.045	0.018	0.033	0.074
2	7	○	○					%	1.5	-5.5	-0.3	-0.9	1.2	0.6	1.7
								R ²	0.988	0.989	0.763	0.987	0.994	0.821	0.924
	8	○			○			%	1.5	-3.9	3.0	-1.6	0.6	-0.3	1.8
								R ²	0.993	0.984	0.902	0.968	0.992	0.915	0.959
	9				○	○		%	1.0	3.3	11.4	0.6	0.3	0.4	2.8
								R ²	0.966	0.924	0.778	0.950	0.982	0.919	0.920
	10	○					○	%	0.8	15.5	3.5	0.3	-5.0	0.7	4.3
								R ²	0.982	0.911	0.565	0.960	0.910	0.837	0.861
	11		○		○			%	10.9	3.4	10.3	-0.7	-0.3	1.1	4.4
								R ²	0.934	0.928	0.811	0.948	0.983	0.888	0.915
3	12	○	○	○				%	-0.7	1.6	17.0	-0.8	1.1	0.7	3.6
								R ²	0.993	0.993	0.759	0.979	0.994	0.817	0.922
	13	○			○	○		%	0.5	-2.0	2.8	-1.2	1.0	1.1	1.4
								R ²	0.996	0.992	0.745	0.985	0.993	0.776	0.914
	14	○	○		○			%	3.6	-1.2	-4.3	-0.4	-0.6	-0.9	1.8
								R ²	0.957	0.987	0.843	0.988	0.995	0.930	0.950
	15	○			○		○	%	1.2	-0.8	9.0	-1.1	-10.5	0.0	3.8
								R ²	0.985	0.983	0.843	0.960	0.731	0.939	0.907
	16		○		○		○	%	2.2	24.0	9.4	0.1	-9.4	1.9	7.8
								R ²	0.966	0.884	0.881	0.954	0.795	0.893	0.895
靜態方法								%	12.2	9.6	5.4	1.9	2.3	-1.9	5.6
								R ²	0.80	1.00	0.89	0.96	0.98	0.57	0.867

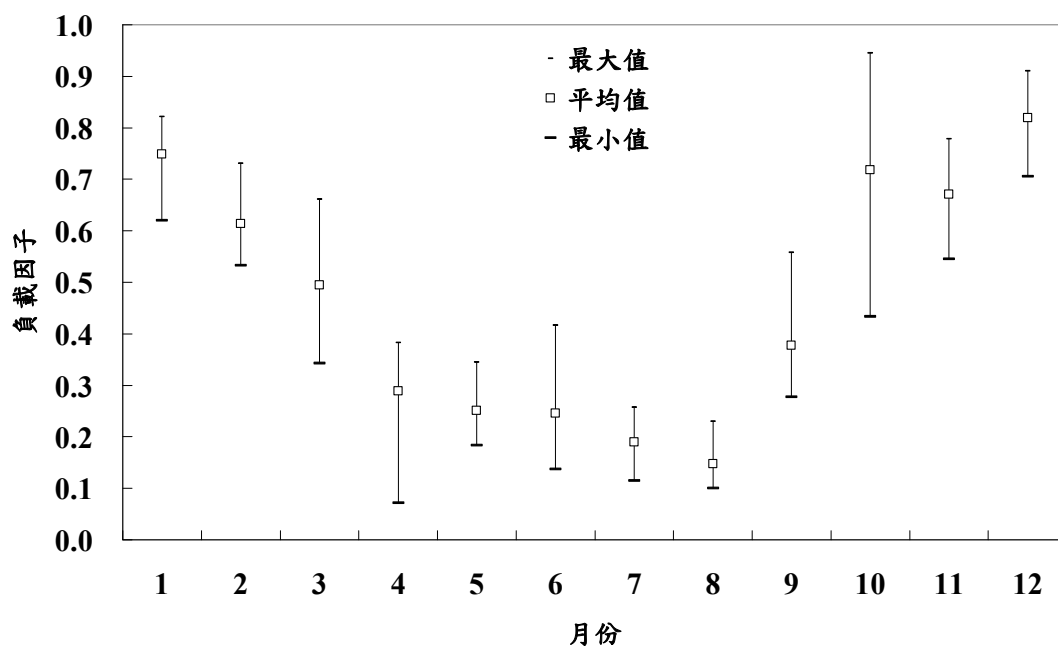
○：表示所選擇的輸入層參數

7月*：以7月份前2旬的風速資料推估下旬的風機發電量

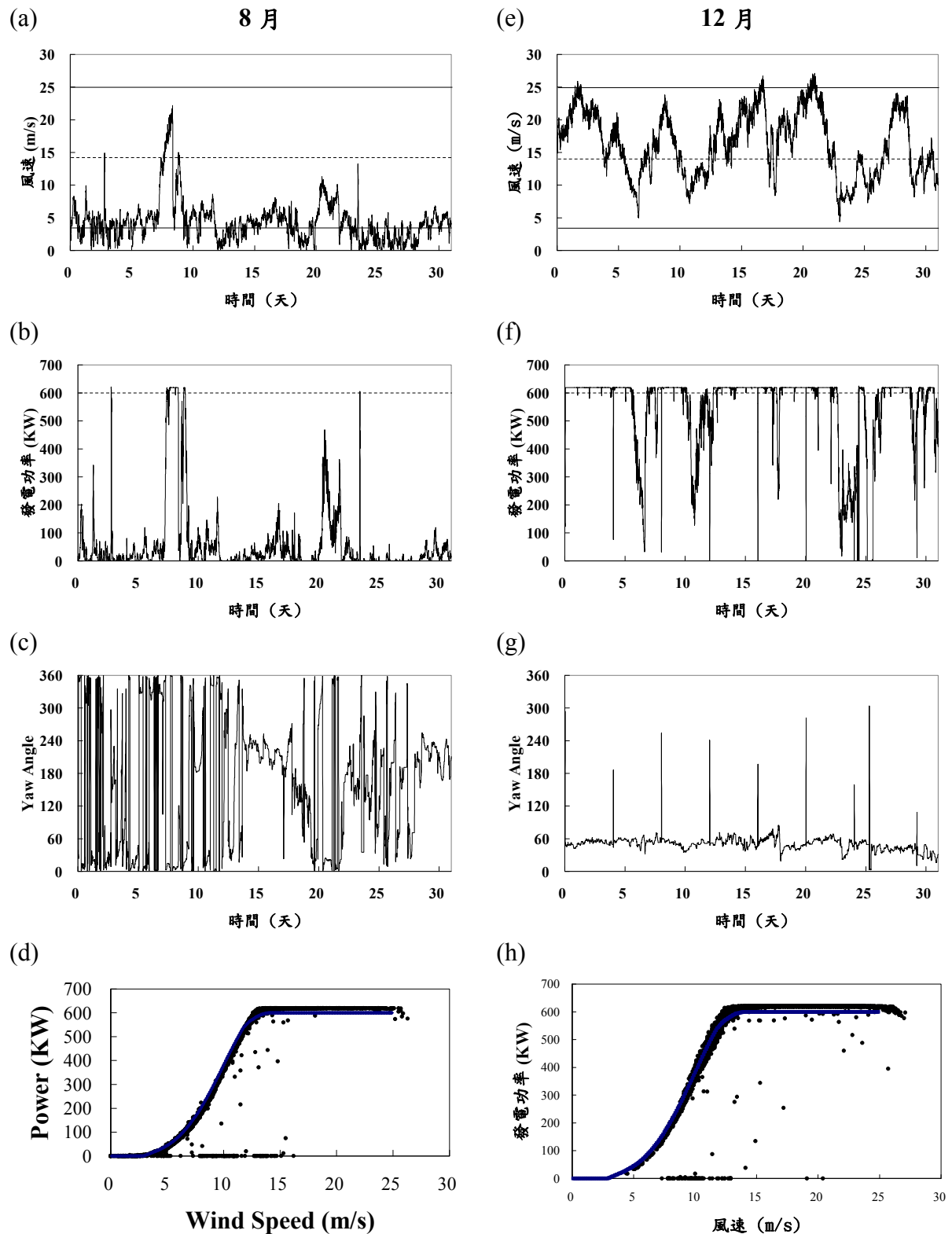
(a)



(b)

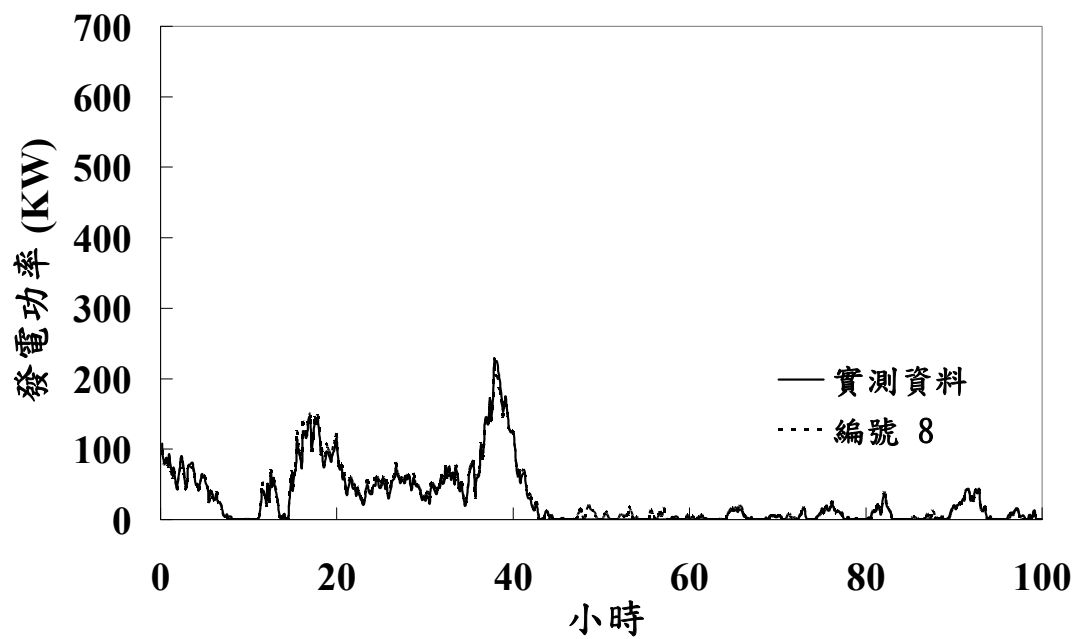


圖一：2002至2006年中屯風力發電廠 (a) 月均風速與 (b) 月負載因子分佈圖

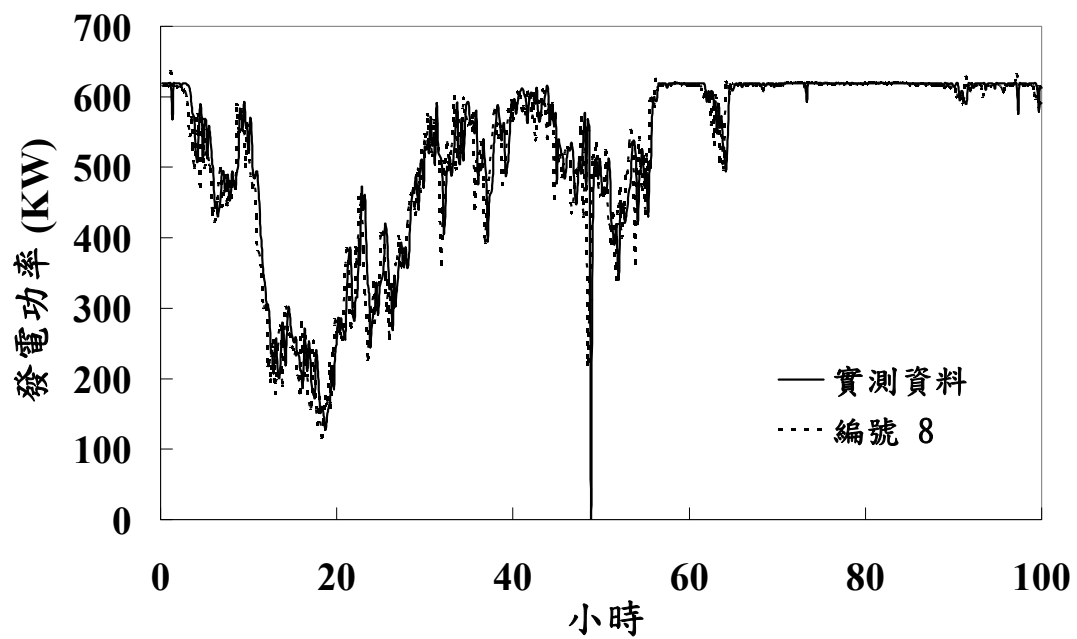


圖二：中屯風力發電廠 8 月份的 (a)風速、(b) 發電功率、(c) yaw angle 與 (d) 性能曲線與實際發電功率以及 12 月份的(e) 風速、(f) 發電功率、(g) yaw angle 與 (h) 性能曲線與實際發電功率。

(a)



(b)



圖三：以編號 8，含 $V(t)$ 與 $P(t-1)$ 兩個輸入神經元型態，模擬 2006 年中屯風力發電廠 (a) 8 月份與 (b) 12 月份前 100 小時的發電功率並與實測資料比較圖。

可變速風力機發電系統控制器設計之研究

楊宏宇¹ 蘇信松² 林岳慶³

¹中華科技大學土木防災工程研究所副教授

²中華科技大學土木防災工程研究所碩士

³中華科技大學土木防災工程研究所碩士班研究生

摘要

有鑑於世界環保綠色能源的趨勢及未來可能面臨的能源危機，發展再生能源已經是勢在必行的工作，而目前台灣的風能產業與歐洲北美等先進國家相距甚遠，加上台灣本身為海島型國家，深具開發風能的潛力，因此在本文中針對可變速風力發電系統，進行功率追蹤器控制器之設計研究，在不同風速情況下對風力機進行模擬控制，其模擬結果與分析可以映證研究中所使用的控制器可使風力發電系統輸出功率追蹤最佳的輸出功率曲線。此外固定槳距型風力機本身具有機構簡單、控制複雜性低及可靠度高等優點，配合可變速控制的發電機，並利用變速控制來使發電機能在額定風速以下能保持最佳功率，可降低設計及控制時的成本並減少經費支出，希望本研究可作為國內在風力發電系統選擇時的考量，在風能推動提供參考。

關鍵字：風力發電機，可變速風力發電系統，功率控制器

一、前言

風能本身正是一種無污染可再生的綠色能源，因此風力發電也成為備受矚目的一種新興能源取得的方式，風力發電的原理主要是利用風輪機葉片的空氣動力特性產生升力來帶動轉子旋轉，將風能轉換為機械能，透過轉軸的傳遞驅動發電機以將機械能再轉換為電能。近十幾年來，每一年全球風力裝置的數量皆呈現持續的成長，其代表著風力發電成本已具備市場競爭力，而目前台灣的風能產業，只具備小型風力發電機組的製造能力，無法與歐洲北美等先進國家相比，加上台灣本身為海島型國家，深具開發風能的潛力，如何提昇國內風力發電的技術與建構風力發電廠已成為台灣目前的一大課題，本文擬由研究可變速風力發電系統之控制器設計，希望能為國內的風力發電研究及環保再生能源議題提供參考。

二、研究方法

隨著大型風力機慣性的增加，可變槳距型的風力機硬體控制有著因葉片過於巨大而造成響應速度的問題，本研究主要是以可變速固定槳距的水平軸式風力機作為研究的對象，固定槳距型風力機配合可變速控制的發電機具有機構簡單、控制複雜性低及可靠度高等優點，並利用變速控制來使發電機能在額定風速以下能保持最佳功率，而當風速過大使得發電機超過額定功率時也能進行功率控制，而不需要藉由可變槳距的硬體設計及控制來完成，在控制器的設計上則採用可變結構控制來做功率追蹤控制器的設計依據。

2.1 風力渦輪機系統模型

風力渦輪機系統主要是包含了風輪機、齒輪箱以及發電機三個部分，其運作原理主要是風輪機藉由葉片旋轉將風能轉換為動能，利用齒輪箱變換轉速來帶動發電機，以將動能再轉換為電能而達成風力發電的目的。本文的研究主要是針對在不同的風速下，利用固定的葉片角度及透過控制發電機的轉速來達到最佳的風力發電，而利用風輪機獲取的氣流動能，可由下列方程式(1)來表示：

$$P_a = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 C_p(\lambda, \beta) v^3 \quad (1)$$

其中 ρ 代表空氣密度； R 代表馬達的半徑； v 代表的是風速； C_p 函數為風輪機的功率係數(rotor power coefficient)，函數中的變數 λ 為葉尖速比(tip-speed ratio)，變數 β 則為槳距角度(blade pitch angle)，本文的研究因不考慮改變槳距角度，因此(1.1)可以簡化成式(2)如下：

$$P_a = \frac{1}{2} \rho \pi R^2 C_p(\lambda) v^3 \quad (2)$$

而葉尖速比指的是風輪機葉片尖端的速度與風速的比值，可表示成式(3)：

$$\lambda = \frac{R \omega_r}{v} \quad (3)$$

其中 ω_r 指的是風輪機的轉速。由式(3)我們可以知道一旦風速或風輪機轉速有所改變時，則產生的能量也會因此受到改變，而式(1)中氣流動能的表示也可以由式(4)來定義如下：

$$P_a = \omega_r T_a \quad (4)$$

其中 T_a 代表氣流扭矩，可以式(5)表示：

$$T_a = \frac{1}{2} \rho \pi R^3 C_q(\lambda) v^2 \quad (5)$$

其中扭矩係數(torque coefficient) $C_q(\lambda)$ 與功率係數 $C_p(\lambda)$ 的關係可表示如式(6)

2010 年 10 月 15 日

$$C_q(\lambda) = \frac{C_p(\lambda)}{\lambda} \quad (6)$$

風力渦輪機系統模型[1-2]可以利用圖一來加以表示，其中氣流扭矩 T_a 驅動馬達，低速扭矩 T_{ls} 對於馬達而言則扮演著煞車的扭矩，同樣地高速扭矩 T_{hs} 驅動著發電機，而發電機端的電磁扭矩則扮演發電機煞車的扭矩。透過中間被帶動的齒輪箱，可以將馬達轉速 ω_r 提高至發電機轉速 ω_g ，這樣的關係可以藉由式(7)的齒輪比 n_g 來表示：

$$n_g = \frac{\omega_g}{\omega_r} = \frac{T_{ls}}{T_{hs}} \quad (7)$$

包含風輪機、齒輪箱及發電機的風力渦輪機系統可由動態方程式表示如式(8)：

$$\begin{cases} J_r \dot{\omega}_r = T_a - B_r \omega_r - K_r \theta_r - T_{ls} \\ J_g \dot{\omega}_g = T_{hs} - B_g \omega_g - K_g \theta_g - T_{em} \end{cases} \quad (8)$$

由式(7)及式(8)可以將兩個質量系統整理成為單一質量系統如圖二，並得到式(9)如下：

$$J_t \dot{\omega}_r = T_a - B_t \omega_r - K_t \theta_r - T_g \quad (9)$$

$$\text{其中} \quad \begin{cases} J_t = J_r + n_g^2 J_g \\ B_t = B_r + n_g^2 B_g \\ K_t = B_r + n_g^2 K_g \\ T_g = n_g T_{em} \end{cases}$$

由於外在彈力係數 K_t 數值過小，在本文中忽略此參數的影響，因此可以將式(9)表示成單一質量系統如式(10) [3]：

$$J_t \dot{\omega}_r = T_a - B_t \omega_r - T_g \quad (10)$$

因此風力渦輪機系統，所產生的電力功率可以表示如下式(11)：

$$P_g = T_g \omega_r \quad (11)$$

2.2 最佳輸出功率曲線

本文是進行固定槳距型風力機的模擬，因此考慮槳距角度 $\beta=0$ 的情況，即風輪機功率係數 C_p 是利用一個已知函數作計算如式(12) [3]：

$$C_p(\lambda) = c_1\lambda^3 + c_2\lambda^2 + c_3\lambda + c_4 \quad (12)$$

其中係數分別為 $c_1 = 0.0013$ 、 $c_2 = -0.0439$ 、 $c_3 = 0.4083$ 及 $c_4 = -0.6703$ ，利用式(12)可以得到風輪機功率係數 C_p 與葉尖速比 λ 係曲線如圖二，可以計算出最大功率係數 C_{pmax} 為 0.486，相對於最佳葉尖速比 λ_{opt} 為 6.564，利用下列的式(13)可以在不同風速下，計算出在最佳葉尖速比下的風輪機轉速、發電機的扭矩及最大功率。

$$\begin{aligned} T_{opt} &= \frac{1}{2} \pi \rho R^3 \frac{C_{pmax}(\lambda_{opt})}{\lambda_{opt}} v^2, \\ \omega_{opt} &= \frac{\lambda_{opt} v}{R}, \\ P_{max} &= T_{opt} \omega_{opt} = \frac{1}{2} \pi \rho R^2 C_{pmax}(\lambda_{opt}) v^3. \end{aligned} \quad (13)$$

在不考慮發電機額定功率的情況下，假設風力機半徑 $R=20m$ ，風場空氣密度 $\rho=1.21 \text{ kg/m}^3$ ，透過最大功率追蹤(maximum power point tracking, MPPT)定理[4]可以得到在不同風速下的風力機擷取功率與風輪機轉速的關係曲線，透過不同風速曲線的極值可求得最佳功率曲線。

2.3 功率控制器設計之研究

為了達成各個風速區段的功率控制，在本研究中使用可變結構控制來做功率追蹤控制器設計，可變結構控制[5]為一種有效且具強健性的非線性系統控制器，在風力發電的控制器上也常被應用[6]，首先考慮風力渦輪機運作時的功率追蹤誤差如式(14)：

$$e_p = P_{ref} - P_g \quad (14)$$

其中風力渦輪機所產生的電力功率 P_g 可透過式(11)來計算，將功率追蹤誤差作微分可以得到式(15)：

$$\dot{e}_p = \dot{P}_{ref} - T_g \dot{\omega}_r - \dot{T}_g \omega_r \quad (15)$$

我們假設 $d = \dot{P}_{ref} - T_g \dot{\omega}_r$ ，其中擾動量 d 滿足 $|d| < \delta$ ， δ 為一個未知的正實數。此外，選擇的可變結構控制器[7]如式(16)：

$$\begin{aligned} \dot{T}_g &= \frac{(B + \eta) \text{sgn}(e_p)}{\omega_r}, \\ \dot{B} &= |e_p|. \end{aligned} \quad (16)$$

其中 η 為一正實數，接著將控制器代入式(16)的誤差微分方程式中可以得到

$$\dot{e}_p = \dot{P}_{ref} - T_g \dot{\omega}_r - [B(t) + \eta] \text{sgn}(e_p) \quad (17)$$

並將式(15)的假設代入式(17)的誤差微分方程式中可以得到式(18)如下：

$$\dot{e}_p = -[B(t) + \eta] \text{sgn}(e_p) + d \quad (18)$$

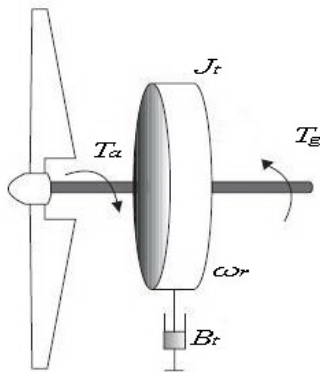
為了證明控制器的功率追蹤誤差收斂性，考慮 Luapunov 函數如下式(19)：

$$V = \frac{1}{2} e_p^2 + \frac{1}{2} (B - \delta)^2 \quad (19)$$

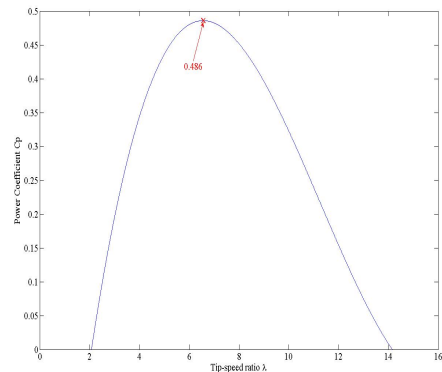
將上式 Luapunov 函數作微分可以得到

$$\dot{V} \leq -\eta |e_p| \quad (20)$$

由 LaSalle 定理[8]可以知道，功率追蹤誤差會漸進收斂至零。



圖一：簡化後單一質量風力渦輪機的系统模型



圖二：風輪機功率係數與葉尖速比的關係曲線

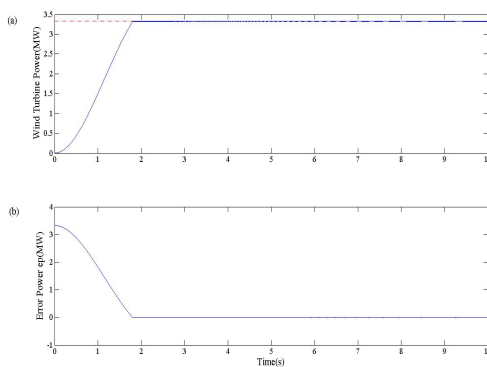
三、模擬結果分析與討論

在本研究中進行模擬的風力機，其啟動風速設定為 3 m/s，安全停機風速為 24 m/s，風輪機的額定轉速設定為 12 rev/min，而發電機的額定功率設定在 5 MW，其中風輪機的半徑 $R = 60$ m，風力機本身採固定槳距型風力機($\beta = 0$)，風輪機功率係數則利用式(12)作為計算參考，設定最佳葉尖速比 $\lambda_{opt} = 6.564$ 及對應最大輸出功率係數 $C_{pmax} = 0.484$ ，模擬的取樣時間為 0.001s，風場之空氣密度：1.21 kg/m³，取樣時間為 0.1s；而風力渦輪機的慣量係數(J_t)與黏滯係數(B_t)則分別為 500000 kg·m²與 0.1 Nm·s/rad。

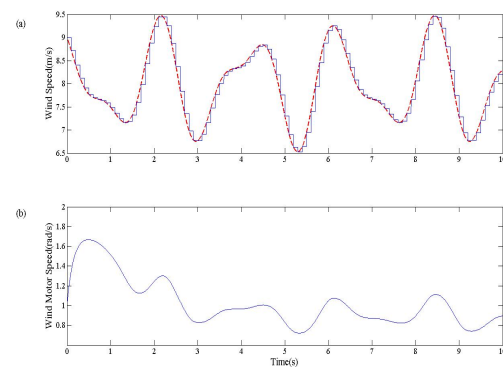
在本研究中分別針對三種不同風速區段進行模擬，三種風速分別定義如下：

$$\begin{cases} v_1 = 10, \\ v_2 = 8 - 0.5 \sin(5t) + \cos(3t), \\ v_3 = 12 - 0.5 \sin(5t) + \cos(3t). \end{cases}$$

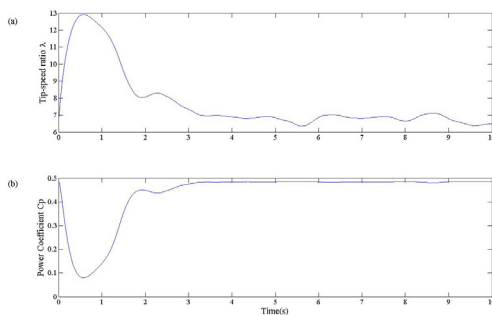
針對模擬定速風速 v_1 如圖三(a)時，當系統加入可變結構控制器後，風輪機轉速變化如圖三(b)，而由圖四(a)可以觀察到葉尖速比 λ 會收斂至最佳葉尖速比 $\lambda_{opt} = 6.564$ ，圖四(b)則可以觀察到功率係數 C_p 亦會收斂至最大輸出功率係數 $C_{pmax} = 0.484$ ，圖五(a)中虛線代表在此風速下的理想輸出功率 P_{ref} ，而實線代表實際功率的變化，圖五(b)則可觀察理想輸出功率與實際輸出功率間的誤差變化。圖六(a)中的實線為在風速 v_2 時，對風速觀察週期為 0.1s 時所得到的風速曲線，而虛線則代表風速 v_2 的實際變化，圖六(b)為系統加入控制後風輪機的轉速變化，由圖七可分別觀察到葉尖速比 λ 及功率係數 C_p 的變化，可以知道在取樣風速 v_2 的變化下，葉尖速比 λ 及功率係數 C_p 仍會保持在最佳葉尖比及最大輸出功率，而由圖八則可以看到風力機輸出功率以及參考功率的變化，其中輸出功率會追蹤參考功率 P_{ref} 的變化。風速 v_3 相較於風速 v_2 為較大的風速，在此風速下控制後的風輪機轉速變化可由圖九所示。



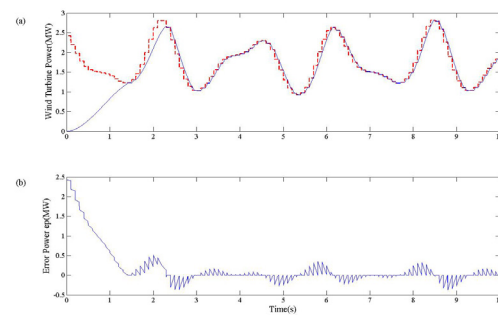
圖三：(a)風力機參考功率(虛線)及輸出功率曲線(實線)；(b)誤差功率曲線



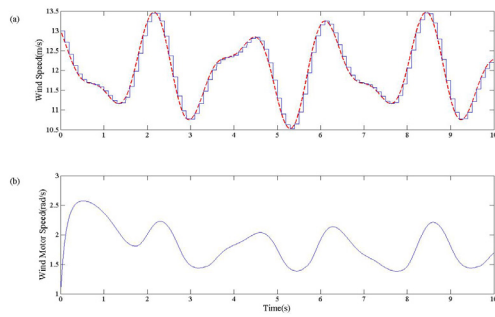
圖四：(a)風速曲線(虛線)與取樣風速曲線(實線)；(b)風輪機轉速曲線



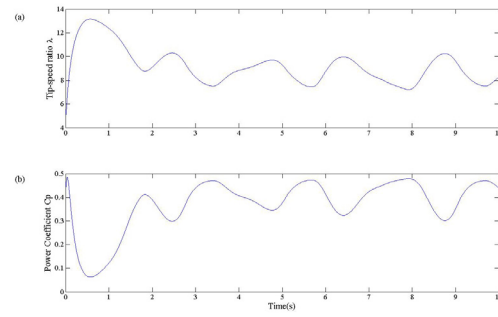
圖五：(a)葉尖速比 λ 曲線；
(b)功率係數 C_p 曲線



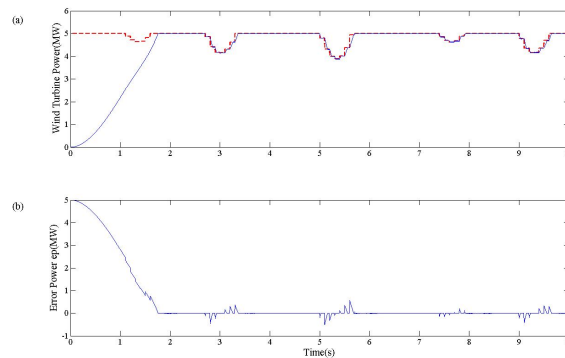
圖六：(a)風力機參考功率(虛線)及輸出功率曲線(實線)；(b)誤差功率曲線



圖七：(a)風速曲線(虛線)與取樣風速曲線(實線)；(b)風輪機轉速曲線



圖八：(a)葉尖速比 λ 曲線；
(b)功率係數 C_p 曲線



圖九：(a)風力機參考功率(虛線)及輸出功率曲線(實線)；(b)誤差功率曲線

四、結論與建議

在本文中針對可變速風力發電系統，進行功率追蹤器控制器之設計研究，在不同風速情況下對風力機進行模擬控制，其模擬結果與分析可以映證研究中所使用的控制器可使風力發電系統輸出功率追蹤最佳的輸出功率曲線。此外固定槳距型風力機本身具有機構簡單、控制複雜性低及可靠度高等優點，配合可變速控制的發電機，並利用變速控制來使發電機能在額定風速以下能保持最佳功率，即使風速過大而使得發電機超過額定功率時，控制器仍可藉由控制馬達扭矩來保持額定功率輸出，而不需要藉由可變槳距的硬體設計及控制來完成，不但可降低設計及控制時的成本並減少經費支出，希望本研究可作為國內在風力發電系統選擇時的考量。

本研究發現台灣目前在風力發電的相關設置技術與經驗仍是相當薄弱的，尤其是離岸風力發電裝置，本文期能以接近實際大型風力系統的資料建構，以求模擬結果的正確性，並考量在真實情況下的各種控制問題。

五、參考文獻

- [1] B., Boukhezzar, L., Lupu, H., Siguerdidjane and M., Hand, "Multivariable control strategy for variable speed variable pitch wind turbine," *Renew. Energy*, Vol.32, No.8, pp.1273-1287, 2007.
- [2] Y., D.Song, B., Dhinakaran and X., Y.Bao, "Variable speed control of wind turbines using nonlinear and adaptive algorithm," *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.*, Vol.85, pp.293-308, 2000.
- [3] E., B.Muhand, T., Senjyu, N., Urasaki, A., Yona, H., Kinjo and T., Funabashi, "Gain scheduling control of variable speed WTG under widely varying turbulence loading," *Renewable Energy*, Vol.32, pp.2407-2423, 2007.
- [4] H., Camblong, I., M.D.Alegria, M., Rodriguez and G., Abad, "Experimental evaluation of wind turbines maximum power point tracking controllers," *Energy Convers. Manage.*, Vol.47, No 18-19, pp.2846-2858, 2006.
- [5] K., D.Young, V., I.Utkin and O., Ozguner, "A control engineer's guide to sliding mode control," *IEEE Trans. Control Syst. Technol.*, Vol.7, No.3, pp.328-342, 1999.
- [6] H., de Battista and R., J. Mantz, "Dynamical variable structure controller for power regulation of wind energy conversion systems," *IEEE Trans. Energy Convers.*, Vol.19, No.4, pp.756-763, 2004.
- [7] D., S.Yoo and M., J.Chung, "A variable structure control with simple adaptation laws for upper bounds on the norm of the uncertainties," *IEEE Trans. Autom. Control*, Vol.37, No.6, pp.860-865, 1992.
- [8] H., de Battista and R., J.Mantz, "Dynamical variable structure controller for power regulation of wind energy conversion systems," *IEEE Trans. Energy Convers.*, Vol.19, No.4, pp.756-763, 2004.

H 型垂直風力機於低尖比之非定常研究

戴昌賢¹ 徐子圭^{2*} 林永堂¹

¹國立屏東科技大學車輛工程學系

²空軍航空技術學院飛機工程系

摘要

本研究以計算流體有限體積法算則、k- ϵ 紊流模組結合滑動網格法，模擬分析 NACA0018 與 NACA4412 兩種不同翼型之垂直式風機於不同尖速比下的流場現象與力矩值變化。研究顯示二維模擬結果方面，尖速比(λ)低之風機葉片會形成較多的渦流，下游葉片容易受到上游葉片尾流所影響；而尖速比(λ)高之風機葉片較無渦流現象。NACA0018 翼型風機於尖速比(λ)低時會產生較佳的力矩，NACA4412 翼型則是於尖速比(λ)高時有較佳力矩。風機葉片形成第一個渦流的角度會影響葉片產生最高 C_m 值的時機。NACA0018 翼型風機三維模擬結果方面，由於翼尖渦流與三維效應的影響導致 C_m 值提高的幅度不如二維模擬結果，但是於 C_m 值降低的區段由於三維效應影響反而會優於二維模擬結果。本研究垂直式風機二維模擬與三維模擬結果都在尖速比(λ)為 1.047 時會產生最佳力矩值。

關鍵字: 垂直風機，尖速比，翼尖渦流，數值模擬，滑動網格

一、前言

風力機的種類非常多，主要可分為水平軸式風力機與垂直軸式風力機兩種。水平軸式風力機(Horizontal Axis Wind Turbines)，主要可分為雙葉、三葉或多葉，又可分為上風型(Upwind)與下風型(Downwind)兩種。水平軸式風力機均為升力型風機，目前使用最普遍的為三葉式上風型。垂直軸式風力機(Vertical Axis Wind Turbines)，主要可分為 Savonius Rotor、Darrieus Rotor 與 H Rotor 等型式，而其中 Savonius Rotor 是屬於阻力型風機，Darrieus Rotor 與 H Rotor 均為升力型風機 Savonius *et al.*[1]；黃正利等[2]。垂直軸式風力機至今都不如水平式風機來的廣泛，主要是效率不佳與低風速下自行啟動困難 Hayashi *et al.*[3]。垂直式風機作用主要為升力產生間歇性扭矩慣性力，帶動風機完成周期性動作；但負扭矩的產生使其效率降低，故由改善負扭矩或增加正扭矩之設計為提升垂直式風機效率方法之一 Negm *et al.*[4]。水平軸式風力機的葉片設計方法普遍採用動量理論(BEM, Blade Element Momentum)，動量理論忽略了葉片之間的流動干擾與翼型阻力，所以會造成預測值與實際量測值間誤差較大。由於垂直軸式風機的流場特性比水平軸式風機更加複雜，故並不適合用動量理論來分析。近年來隨著電腦科技的發展，計算流體力學(CFD)開始受到重視，也開始利用 CFD 技術來分析垂直軸式風機，但其方法大

部分都以半穩態(quasi-steady)的方法來分析，所以常會忽略葉片旋轉時邊界層流場中的轉化(translated)及動態失速(dynamic stall)現象，故並不適合利用半穩態來分析垂直軸式風力機，所以本研究是利用 CFD 技術來分析探討不同翼型葉片的垂直軸式風力機於不同尖速比下之流場特性與氣動力參數，讓未來的研究中得到更有用的參數。

風機之設計探討參數除變速比 λ 外，另需比對雷諾數 Re 及功率係數 Cp 之相依性，故旋葉翼形之最佳設計有助於 Cp 值之提升郭新生[5]。VAWT 風力機於運轉時旋葉與入口流發生交互耦合作用，故旋葉會產生大幅之攻角變化，風力機由靜止啟動時，初期會發生逆流現象；轉速逾高，攻角變化之擺盪幅度逾小，並非變速比愈高愈佳，過高之 λ 值可能變為動態失速之情況，造成攻角值二次擺盪 Timmer[6]。Brochier 使用水洞實驗利用 LDV 及液泡技術執行觀察雙旋葉模 NACA0018 模型；第一個渦形成於翼前緣，當尾緣轉至相對位置，第二個渦則生成，並與第一個渦發生互耦合作用，此雙渦元會溢於至下游，進而影響下一級旋葉流場 Brochier *et al.*[7]。此現象於 2001 年，Fujisawa 及 Shibuya 等人以 PIV 技術實驗觀察到相同情況 Fujisawa *et al.*[8]。Robert Howell 等人利用垂直風機模型於低尖速比下作風洞實驗與風機二維模擬和三維模擬結果做比對，研究結果顯示三維模擬出的效率值與實驗數據相近且合理，而二維模擬出的效率值都會明顯高於三維模擬與實驗結果 Howell *et al.*[9]。小型風力機之設計其雷諾數範圍 $Re < 1.0E+06$ ，過去很多實驗研究限於技術或設備，其實驗之雷諾數範圍均高於此值 ($Re > 3.0E+06$)，故較難求得正確氣動力資料 Sheldahl *et al.*[10]。Jacobs 及 Sherman 於 1937 年，即提出此重點，並實驗得到對稱翼型中 NACA0018 構型較合適此範圍流場 Jacobs *et al.*[11]；Paul 等人利用控制連桿來控制翼面在不同位置時與入風之間的角度，可產生高扭力 Paul *et al.*[12]；Kenji 等人於數值模擬發現在連續安裝垂直式風機時，其距離需大於直徑的五倍，可減小上風處風機對下風處風機的影響 Kenji *et al.*[13]。

二、數值方法

本研究使用 CFD 算則進行數值模擬分析，使用有限體積法(Finite Volume Method)離散統御方程式，採用壓力基(Pressure Based Scheme)運算法則處理壓力速度耦合運算問題(Pressure-Velocity Coupling)求解壓力方程式，統御方程式之空間離散在對流項界面(Control Surface)上的物理量採用二階上風法來計算，擴散項則採用中央差分法離散，時間之步階採用隱式法(Implicit Method)計算；同時避免不正交網格造成數值誤差過大，故採用的是同位網格(Collocated grid) [Rhie & Chow., 1983] 之 SIMPLE(Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equation)演算法[Patankar & Spalding, 1972；patankar, 1980]，亦即以動輻插值法(Momentum Interpolation Method/MIN)方式處理，並於旋轉介面採用滑動網格法。

三、數學模式

本研究使用計算流體力學分析軟體 Fluent 進行數值模擬分析，流場基本假設為二維黏性不可壓縮流流場，不考慮能量方程式，故其統御方程式(Governing Equation)如下：

$$\frac{\partial p}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_j) = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_j u_i) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} + S_i \quad (2)$$

其中，

$$\tau_{ij} = \mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \mu \frac{\partial u_l}{\partial x_l} \delta_{ij} \quad (3)$$

式中，

u_i ：在 x_i 方向上的速度分量

ρ ：密度(Density)

P ：靜壓(Static Pressure)

μ ：動力黏滯係數(Dynamic Viscosity)

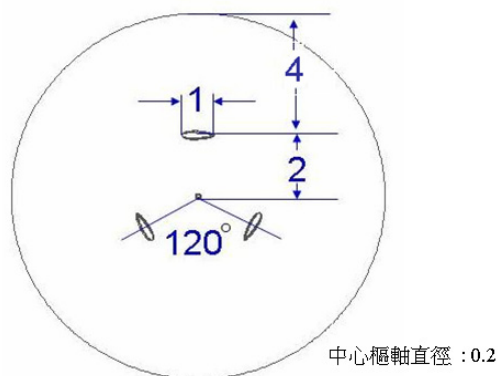
τ_{ij} ：黏滯剪應力張量(viscous stress tensor)

S ：源項(Source Terms)，本研究為旋轉機械所以其中包括科氏力(Coriolis Force)

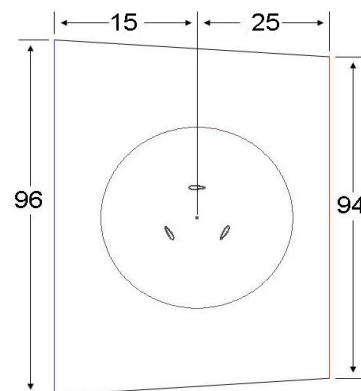
$$S_i = -2\vec{\Omega} \times \vec{U} - \vec{\Omega} \times (\vec{\Omega} \times \vec{r})$$

四、幾何構型與格點系統

本研究風機為 3 葉片式升力型垂直軸式風機，幾何構型尺寸如圖一，葉片弦長為 1，風機旋轉半徑為 2，中心樞軸直徑為 0.2。計算域尺寸範圍分別為入口邊界 96、出口邊界 94、上下邊界為 40(圖二)。而三維風機模組分為兩個模組，case-1 葉片高度為 1 倍的弦長，case-2 葉片高度為 4 倍的弦長。



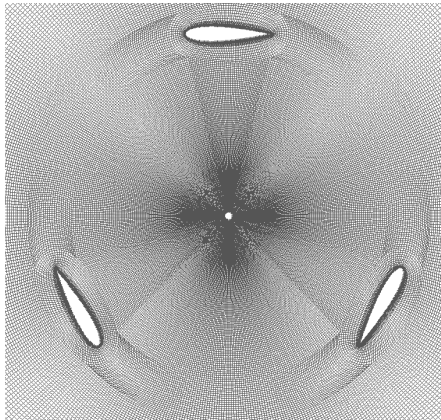
圖一：幾何構型示意圖



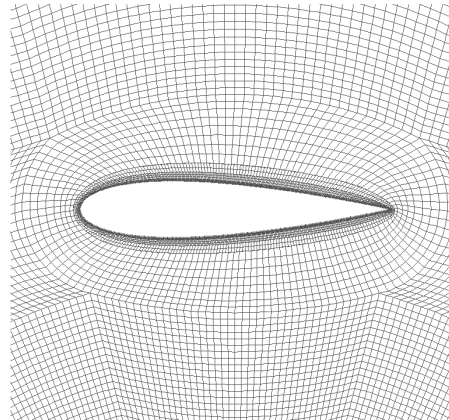
圖二：計算區域範圍

本研究使用 Gambit 軟體來建構格點，均採用結構性網格，其二維模組格點示意圖

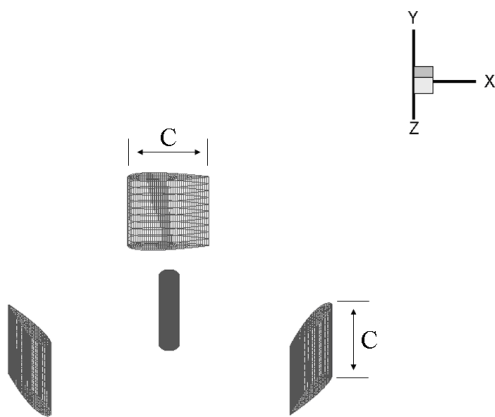
如圖三所示。格點分布因考慮葉片邊界層厚度，在其葉片壁面周圍作加密格點動作，壁面第一層格點大小為 0.001，葉片邊界格點示意圖如圖四所示，本研究二維風機模組格點系統總網格數約有 190,000 個網格，而 case-1 三維風機模組總網格數約有 1,100,000 個網格(圖五)，case-2 三維風機模組總網格數約有 5,940,000 個網格(圖六)。考慮風機轉動之邊界條件，以滑動網格方式處理內層轉動網格與外層固定網格之通量計算。



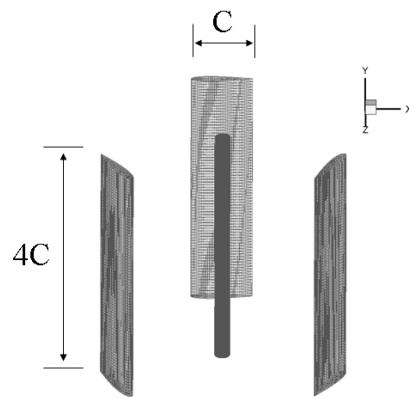
圖三：二維風機模組格點示意圖



圖四：二維風機模組格點局部放大示意圖



圖五：三維風機模組 case-1 格點示意圖



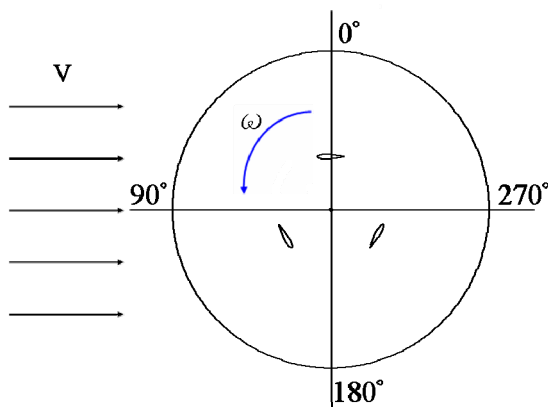
圖六：三維風機模組 case-2 格點示意圖

五、邊界條件

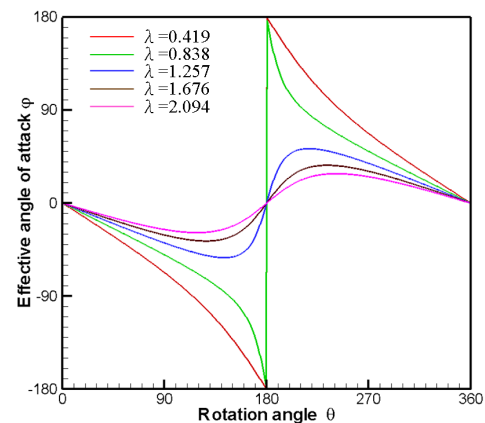
本研究的入口邊界條件設定為速度入口(Velocity inlet)，五個不同入口風速分別為 2.5m/s~12.5m/s，而 5 個風機轉速分別為 $\pi/6$ (rad/s)~ $5\pi/6$ (rad/s)，尖速比(λ)分別為 0.105~2.094。出口及上下邊界設定為壓力出口(Pressure outlet)，因此出口邊界條件採用一大氣壓力。翼型為壁面邊界，在黏性流體中，流體流經壁面除了滿足不可穿透的條件外，還必須滿足無滑動條件(No-Slip Condition)，也就是壁面上流體的速度與壁面的速度相等。交界面設為 Interfaces，內部格點可以產生滑移，使風扇葉片旋轉。

六、結果與討論

圖七為風機葉片轉動相關位置，隨著風機葉片轉動角的改變葉片的有效攻角也會隨之改變，由圖八所示，橫坐標為風機葉片的轉動角度(θ)，而縱座標為葉片的有效攻角(ϕ)，尖速比低的時候葉片有效攻角的變化非常大，尖速比越高有效攻角的變化越平緩。尖速比低因葉片有效攻角變化大風機葉片容易有失速現象，尖速比越高葉片有效攻角變化越小，但並非尖速比越高越佳，尖速比過高葉片也會有失速的情形發生。

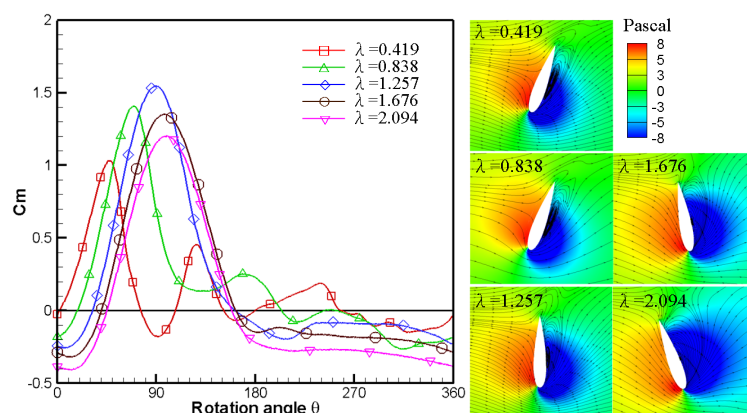


圖七：風機葉片轉動相關位置圖



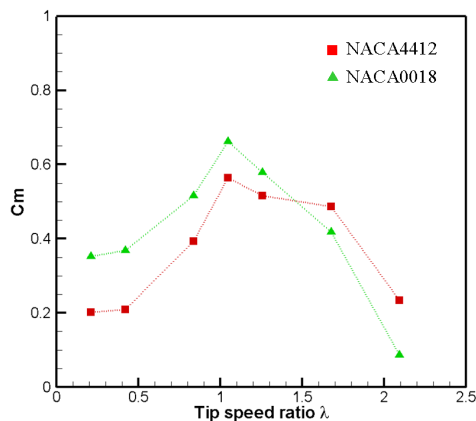
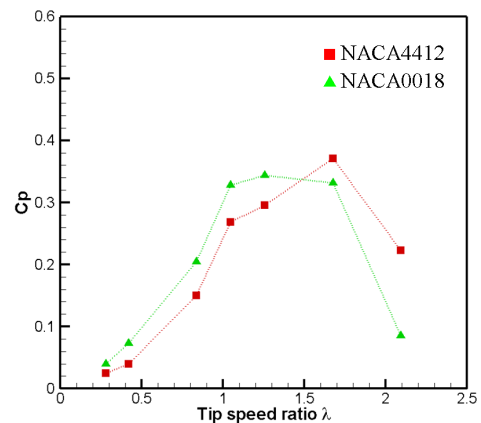
圖八：單葉片有效攻角變化圖

圖九顯示在上游處 0° 至 180° 之間葉片產生最高 C_m 值就是在葉片形成第一個渦流的時候，尖速比越高時，形成第一個渦流的角度會越延後且渦流範圍越小，尖速比為 1.257 所產生的 C_m 值為最佳；下游處 180° 至 360° 之間，尖速比低時葉片容易形成渦流且下游葉片易受到上游葉片所產生的渦流與低壓泡所影響，造成 C_m 值曲線不平穩，尖速比高時渦流較無法生成，曲線平穩但都為負值，且尖速比越高所產生的 C_m 值越低，這是因為葉片下翼面低壓區範圍越來越大所影響。



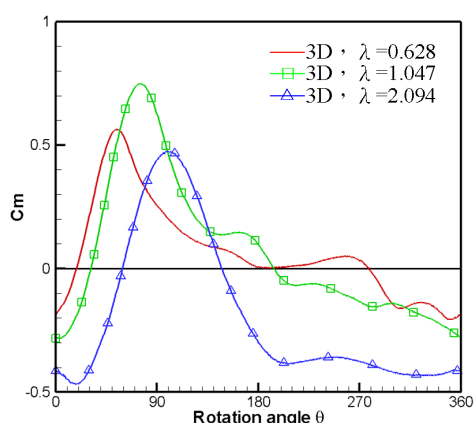
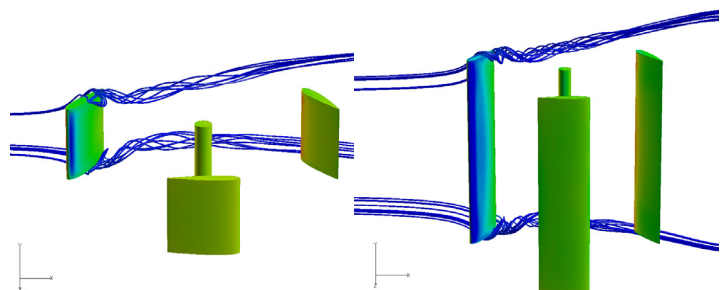
圖九：NACA0018 翼型不同尖速比之單葉片 C_m 值與流線圖

圖十顯示尖速比低NACA0018 翼型風機產生的 C_m 值會優於NACA4412 翼型，NACA4412 翼型風機則是於尖速比高時所產生之 C_m 值會優於NACA0018 翼型。圖十一為NACA0018 與NACA4412 翼型風機於不同尖速比下之 C_p 值變化圖，本研究NACA0018 與NACA4412 翼型風機於尖速比 1.047、1.257 與 2.094 下會有較好的 C_p 值，所以配合入口風速，讓風機保持在這些尖速比下，以產生最佳之功率值。

圖十：三葉片 C_m 平均值曲線圖

圖十一：尖速比與功率係數之關係圖

由圖十二發現三維模擬也是尖速比越大產生最高 C_m 值的角度會越延後，且 C_m 值曲線會越平穩，但在下游處之 C_m 值會越低。三維模擬在尖速比為 1.047 時產生最佳的 C_m 值，與前面所述二維模擬也是在尖速比為 1.047 時產生最佳的 C_m 值，兩者的結果相當吻合。風機所產生的翼尖渦流會影響扭力值的變化，圖十三顯示葉片高度越低之風機翼尖渦流的影响範圍越大，捲進風機內部之渦流會越靠近風機葉片中心，使得 C_m 值降低。

圖十二：三維模擬單葉片 C_m 值分布

圖十三：三維模擬流線圖

七、結論

1. 葉片形成第一個渦流就是葉片產生最高 C_m 值的時候，而當尖速比(λ)越大形成渦流的角度越延後，且渦流的範圍也越小。
2. 尖速比(λ)小風機有較多的渦流形成，且下游葉片容易受上游葉片尾流影響使得 C_m 曲線不平穩，尖速比(λ)越大則較無渦流現象， C_m 值曲線越平穩，但下游 C_m 值越低。
3. NACA0018 翼型風機於啟動時(λ 小)有較佳的力矩，NACA4412 翼型風機於轉動時(λ 大)有較佳的力矩，兩種翼型都於相同尖速比(λ)時，都會有相似的力矩值。
4. 三維模擬之扭力值不如二維模擬結果，除了三維效應的影響之外，當流體流經風機葉片尖端時，會形成翼尖渦流而產生誘導阻力使升力下降。
5. 二維模擬與三維模擬結果都有相同的趨勢，所以可以利用二維模擬來找出最佳翼型之葉片，以節省計算時間，再利用三維模擬方式分析出準確之數據。

八、參考文獻

- [1] Savonius, S. J., "The S-Rotor and Its Application," *Mechanical Engineering*, Vol. 53, No. 5, pp. 333-338, 1931.
- [2] 黃正利，陳正泰，「漫談風車葉片氣動力技術」，*機械工業月刊*第 278 期，*精密製造與新興能源機械技術專輯*，第 68-85 頁，2006 年。
- [3] Hayashi, T., Li, Y., and HARA, Y., "Wind Tunnel Test on a Different Phase Three-Stage Savonius Rotor," *JSME International Journal, Series B*, Vol. 48, No.1, pp. 9-16, 2005.
- [4] Negm, H. M., Maalawi, K. Y., "Structural Design Optimization of Wind Turbine Towers," *Computers and Structures*, Vol. 74, pp. 649-666, 2000.
- [5] 郭新生，「風能利用技術」，化學工業出版社，Ch.5, 2007 年。
- [6] Timmer, W. A., "Summary of the Delft University Wind Turbine Dedicated Airfoils," *41st AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit*, pp. 11-21, 2003.
- [7] Brochier, G., Fraunie, P., Beguier, C., and Paraschivoiu, I., "Water Channel Experiments of Dynamic Stall on Darrieus Wind Turbine Blades," *Journal of Propulsion and Power*, Vol. 2, pp. 445-449, Sept.-Oct, 1986.
- [8] Fujisawa, N., Shibuya, S., "Observations of Dynamic Stall on Darrieus Wind Turbine Blades," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol. 89, PP. 201-214, 2001.
- [9] Howell, R., Qin, N., Edwards, J., Durrani, N., "Wind Tunnel and Numerical study of a Small Vertical Axis Wind Turbine," *Renewable Energy*, Vol. 35, pp. 412-422, 2010.
- [10] Sheldahl, R., Klimas, P., and Feltz, L., "Aerodynamic Performance of a 5-meter-diameter Darrieus Turbine with Extruded Aluminum NACA0015 Blades," *Technical Report SAND80-0179, Sandia National Laboratories*, 1980.
- [11] Jacobs, E., Sherman, A., "Airfoil Characteristics as Affected by Variations of the Reynolds Number," *Technical report, NACA*, 1937.
- [12] Paul, C., Kennedy, O., "Development and Analysis of a Novel Vertical Axis Wind Turbine," *The Universe and Renewables. Australian and New Zealand Solar Energy Society*, pp. 1-9, 2004.
- [13] Kenji, H., Izumi, U., and Kazuichi, S., "Straight wing vertical axis wind turbines A flow analysis",

Wind Engineering, Vol. 29, pp. 243-252, 2005.

- [14] Rhie CM, Chow WL, "Numerical Study of the Turbulent Flow Pass an Airfoil with Trailing Edge Separation," *AIAA Journal*, 21:1525-1532, 1983.
- [15] Patankar, S. V., Spalding, D. B., "A Calculation Procedure for Heat, Mass, and Momentum Transfer in Three-dimensional Parabolic Flows," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 15, pp. 1787-1806, 1972.
- [16] Patankar SV, "Numerical Heat Transfer and Fluid Flow," Hemisphere, Washington DC, 1980.
- [17] Biswas, S., Sreedhard, B. N., Singh, Y. P., "Dynamic analysis of a vertical axis wind turbine using a new windload estimation technique," *Computers & Structures*, Vol.65, No.6, p.903-p.916, 1997.
- [18] Uzu-Kuei Hsu, Chang-Hsien Tai, "Dynamic Simulation of a Vertical Axis Wind Turbine with NACA4412 Airfoil," *Journal of Aeronautics/Astronautics and Aviation, Series B*. 41(1):11-16, 2008.
- [19] Vitale, A. J., Rossi, A. P., "Computational Method for the Design of Wind," *International Journal of Hydrogen Energy*, Vol. 33, pp. 3466-3470, 2008.

計算流體力學應用於風力發電機結構受風可行性研究

張正興^{1*} 鄭啟明² 林金賢³ 劉宗憲⁴

¹淡江大學土木工程學系 副教授

²淡江大學風工程中心主任與土木工程學系 教授

³淡江大學水資源與環境工程學系 博士班學生

⁴淡江大學土木工程學系 碩士畢業生

摘要

本研究主要是在探討計算流體力學（CFD）軟體應用於風力發電機結構受風影響的可行性。在相同的邊界條件下，藉由比較風力發電機縮尺模型，在數值模擬和風洞試驗中所得的基底剪力和彎矩來找出一套較適合的參數設定，以預測實場的狀況。將風洞試驗裡的邊界條件，套用到數值模擬的設定中，將兩者以相同條件下得到的結果互相比較。經過反覆測試後，將模擬值與試驗值的誤差降至最低。再將此套數值模擬的參數設定，依照相似性的原理縮放，模擬實際尺寸的風力發電機，以便對實場的預測。本研究在數值模擬中，透過不同的紊流模式，以滑動網格技術和動態網格技術進行模擬和探討。雖然文獻提到，滑動網格技術可應用在物體旋轉的模擬中，但其模擬的方式是利用分界面上，網格節點與節點之間的連結，進行數值的交互傳遞。而動態網格技術模擬的方式，是透過網格隨著物體移動的情形，進而將計算域整體的網格進行改變或重繪。所以利用動態網格技術模擬，應更能表現實際狀況。

結果顯示，利用動態網格技術和滑動網格技術的模擬下，動態網格技術所得到的數據較為趨近於試驗值。而在紊流模式為 k-e RNG model，使用動態網格技術模擬得到的結果中，My 的誤差值較大，約為 76.5%。但是在 Fx 的誤差值較小，約為 1.08%。由此可知，以數值模擬分析風力發電機受力的情形，使用動態網格技術會比滑動網格技術更為理想。而實場預測的部份，將模擬的結果以相似性的原理縮小，最後再和縮尺模擬的結果比較。可以得到，Fx 的誤差約為 15%，而 My 的誤差約為 13.5%。

關鍵字：計算流體力學，風力發電機，動態網格，滑動網格

一、前言

臺灣是海島型國家，全年季風盛行，但因為缺乏石化能源，且全球能源危機的影響與環保意識的抬頭。近幾年來，再生能源逐漸開始受到全世界重視，也因為使用風力發電，所帶來的經濟效益遠比其他再生能源來的多。基於永續發展的理念，如何利用取之不盡的風力能源，是目前各國面臨的重要課題。雖然，風力發電機的建置對環境的衝擊，

遠比傳統的發電（如火力發電、水力發電等）所帶來的問題還小。而且許多國家也開始大量的設置風力發電機，儘管廠商對風力發電機外型結構設計做過謹慎的分析，但外力來源的評估方式，仍然沒有固定的評估流程。

現今風場的研究中，因為實場量測面臨許多的不便與困難，所以多數使用風洞試驗作為研究主軸。但是，目前以風洞模擬風力發電機時，所面臨的問題就是物理縮尺的滿足。希望能夠透過數值模擬和風洞試驗的相互比較，藉此探討出一套較適合的數值模擬設定，應用在預測實場的狀況。如此一來，即可利用數值模擬所帶來的便利性，減少風洞試驗和實場量測所耗費的資源。

在實際的應用上，（一）當風速大於啟動風速後，風力發電機便會開始啟動運轉；（二）當風速到達額定風速時，風力發電機便會以一個固定的電量輸出；（三）最後，當風速超過停機風速時，為了避免風速過大，而導致扇葉和發電機的損壞，此時風力發電機即會停止運轉。朱佳仁教授在“風工程概論”[1]裡提到非常多與風力發電機相關的分類和介紹。

賀德馨在“風工程與工業空氣動力學”[2]裡也提及非常多與風力發電機相關的設計參數和基礎理論。風力發電機的設計是一項多方面的工程設計，其內容包含空氣動力設計、結構設計和控制系統設計等。而在進行風力發電機設計時，必須確定以下的參數：葉片數、風輪直徑、額定風速、葉尖速比、風輪轉速、塔架高度。基於經濟性的考慮，一般取決於風輪的直徑。隨著塔架高度的增加，可以使風輪處的風速增加，增加功率的輸出。另一方面也是基於安全的考量，所以當葉片在轉動時，必須要離地面一定的高度。

二、風洞試驗

風洞試驗在目前學術研究的方面頗具公信力，因為風洞有良好的控制性，且可以重複測試，故可以解決許多有關風工程方面的問題。本試驗主要探討的是風力發電機縮尺模型受到風力的影響後，透過力平衡儀測量模型受到風力影響，因而在底部所產生的剪力和彎矩的情形。而所使用的是淡江大學大氣邊界層一號風洞試驗室，此風洞是屬於開放吸入式風洞。總長約 17 公尺、寬 2 公尺、高 1.5 公尺。動力系統則採用軸流式風車，試驗風速可透過控制風扇的轉速所調整。將空氣吸入由整流段經過收縮段，然後再進入實驗段，最後再經由風扇將空氣排出。

2.1 邊界層模擬

本研究則是使用無任何地況之空風洞作為試驗。目的是為了模擬一個平滑流場。然而，由於發展段的長度太長，氣流的黏滯力導致邊界層的形成，以至於在這種情況下，無法模擬真正的平滑流場，所以進而使用熱膜探針量測風速剖面 and 紊流強度且紊流強度約在 10% 以下，如圖一。

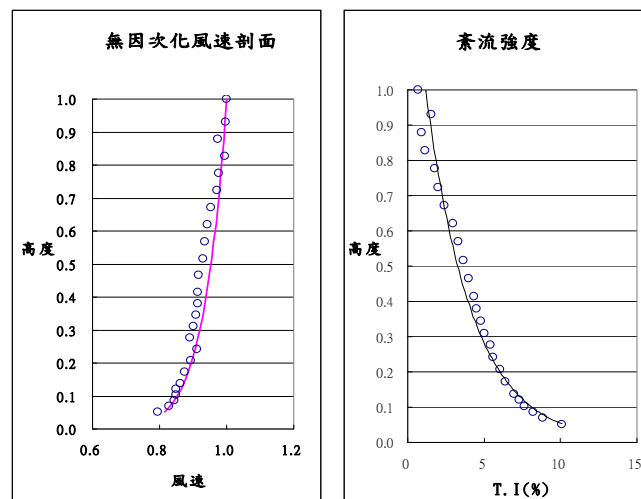
2.2 風力發電機之縮尺模型

本試驗所用之風力發電機模型，縮尺約為一百七十分之一，由文榮美地公司所製作。由圖二所示，此模型扇葉長約為二十公分，柱高約為四十公分。

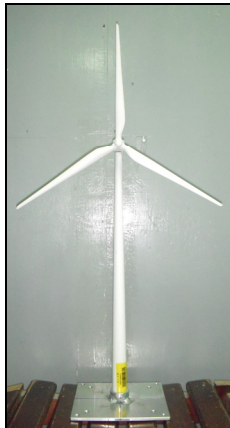
2.3 風力的量測

本試驗是採用力平衡儀量測系統進行風洞試驗之風力發電機縮尺模型的測量，如圖三。其是使用 Nitta 株式會社之六軸向剪力彎矩感應儀 (JR3 Universal Force-Moment Sensor System)，作為此試驗之力平衡儀。可同時取得模型之基底 F_x 、 F_y 、 F_z 、 M_x 、 M_y 、 M_z 的試驗數據。此系統可分為三個部份：感應器 (monolithic six-degree-of-freedom force sensor)、訊號處理機 (Electronics enclosure)、電源供應器 (power supply)。其中訊號處理部份包括：類比訊號放大、類比式與數位式訊號濾波、類比/數位訊號轉換。透過序列連接埠 (serial port) 與電腦連接為終端機，作為指令、訊息傳遞與儲存。

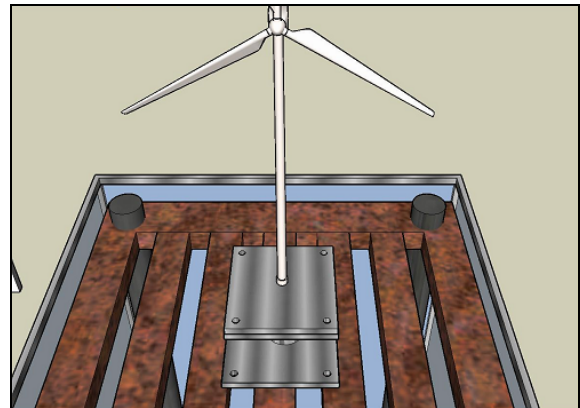
力平衡儀具有高度靈敏性，將其置於風洞底部的圓形升降台中心位置，再將風力發電機縮尺模型固定於感應器上進行風洞試驗。架設同時需注意量測系統的水平及模型的順風面和風向呈垂直狀態。



圖一 空風洞之風速剖面和紊流強度



圖二 空風洞之風速剖面 and 紊流強度



圖三 力平衡儀試驗的示意圖

三、數值模擬

首先，先透過 CFD 的前置繪圖軟體 (Gambit2.3.16) 進行風力發電機模型的建立與網格的繪製[4]。

3.1 風力發電機模型

在此是利用廠商所提供之風扇斷面的座標圖作為參考，先將扇葉上的最大斷面和斷面兩邊的接觸面座標點描繪出來，然後再將點連成線後，組成一個面。再由這三個面去連結成一個體積，藉此將風力發電機的扇葉繪製出來。然後，風力發電機機組和柱子的部份，是參考縮尺模型的比例所繪製的，如圖四。

3.2 整體計算域

因為本研究所探討的問題是要和風洞試驗相比較，所以將按照縮尺模型和風洞的比例繪製。而風洞橫斷面的長為二公尺、寬為一點五公尺。至於平行於順風向的長度選擇，則是因為在此並不探討風力發電機模型的流場擾動情形，固將此長度設為三點五公尺，作為數值風洞的計算空間。

3.3 轉子體積和計算域體積（使用滑動網格技術時才會設置）

在風力發電機縮尺模型的扇葉外圍，建立一個圓餅體積，將整體的體積透過 interface，分為圓餅體積和計算域兩個體積，如圖五。此部分主要是為了扇葉轉動時，在兩個計算域交界面，便於網格格點相連接的設置。簡單來說，就是轉子與定子的交界面設置。

3.4 網格的繪製

先從扇葉的部份進行面的網格繪製，因為這個部份為變斷面，表面曲率變化比較大，必須細化表面區域的網格，所以使用較小三角形的網格。接著，再從機組和柱子進行面的網格繪製，而使用的也是三角形網格。最後，將整個計算域進行體積網格的繪製，也因為這個部份相較於風力發電機上的面積比還大，所以網格也相對較大，而使用的網格為非正交的四面體網格（三角錐）。

2010 年 10 月 15 日

網格的繪製可算是在進行數值模擬前最重要的一個步驟，其繪製的好壞與種類，將決定求解時所耗費的時間長短以及數值的準確性。

3.5 邊界條件

將入流口設為速度入流 (velocity inlet)、出流口設為壓力出口 (pressure outlet)、四周壁面設為牆 (wall)、風力發電機也設為牆的性質、整體計算域設為流體。

3.6 動態網格 (Dynamic mesh) 和滑動網格 (Sliding mesh)

本研究主要是藉由數值模擬的方式，模擬風力發電機縮尺模型的受力情形。在此使用動態網格技術和滑動網格技術來進行模擬[5]。最後，將兩者在邊界條件相同下的模擬結果，互相比較誤差的來源和探討兩種方法的適用性。在使用動態網格技術進行模擬時，會因為網格格點的重繪，所以需要耗費電腦更多的資源，且計算迭代的時間較長。而在滑動網格技術下的模擬，因為只需要改變相鄰區域的網格格點的聯接位置，並不會讓網格重繪，所以在計算迭代的所耗費的時間與資源，也相對減少。但還是得透過兩者的數據比較，來探討使用的方便性與價值性。

四、結果與討論

本研究主要是延伸由許育誠所撰之”風力發電機對環境風場影響之評估” [3]，其內容主要是在探討風力發電機對週遭環境風場的影響。而本文所探討的是計算流體力學 (CFD) 軟體應用於風力發電機結構受風的可行性，目前先對單一風力發電機基底的受力情形，進行數值模擬和分析，然後再比較風洞試驗所得到的結果。

4.1 靜態模擬

利用力平衡儀取得風力發電機基底中心位置的受力情形，並透過 MATLAB 計算剪力和彎矩。透過 Fluent 模擬 Steady 模式，理論上應等同於風力發電機在風洞試驗時風扇不轉動的情形。在計算迭代之後，達到收斂時所得到的答案，其基底剪力 (單位：n 和彎矩 (單位：n-m)，如表一、圖四。

Steady state(1)和 steady state(2)所使用的網格數不同，而 steady state (2)和 unsteady state (2)的網格數相同，差別在於模擬的時間設定上穩態與非穩態的不同。

由表一和圖四可以得知，在靜態模擬方面，順風向之 F_x 和風洞試驗所得到的數據相較後，誤差值約為 29.9%。而順風向所造成的彎矩 M_y ，誤差值約為 29.3%。

4.2 動態模擬

在 Unsteady 的模擬中，是透過不同的紊流模式為 RNG k-epsilon model 和 LES model，分別使用滑動網格技術和動態網格技術模擬，壓力和速度耦合為 SIMPLEC 法則，離散方程式是選用 Second Order Upwind 所模擬出來數據。實驗數據與數值模擬預測之比較如，表二、圖五。

缺少紊流模式為 LES model 下，使用動態網格技術模擬數值的原因，是因為在選用 LES model 模擬時，網格的要求非常的精細。而且在繪製風力發電機模型的網格時，因為模型的表面為變斷面，需要較小的網格。也因為網格變化的曲率過大，無法和計算域網格有較好的連結。導致在模擬初期就出現錯誤訊息，因此無法進行模擬和比較。

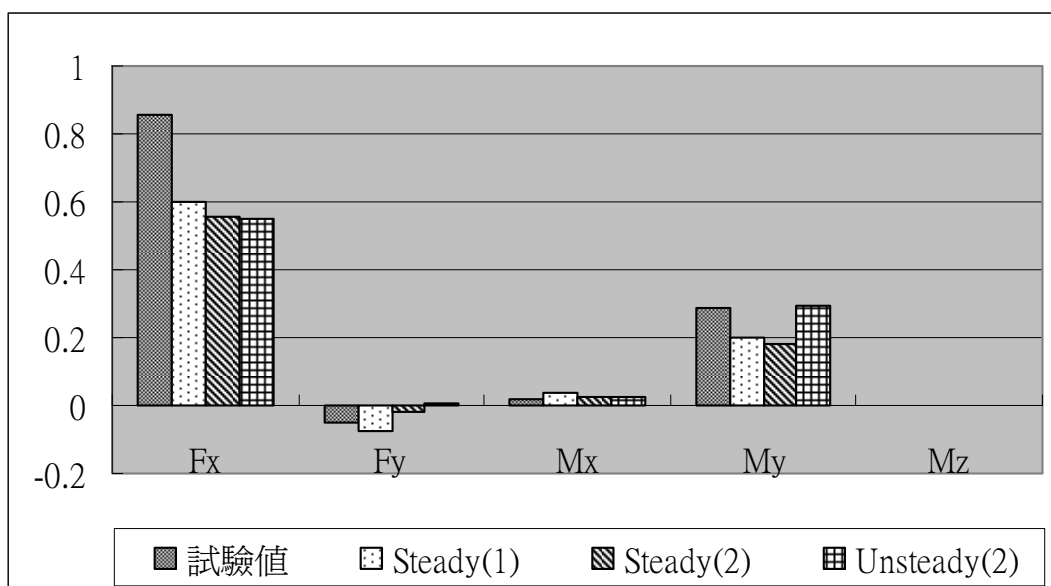
基本上，在風洞試驗時，風力發電機縮尺模型在順風向所受到風力的影響較大，而橫風向在理論上應該趨近於零。所以，在剪力方面的誤差率，應比較著重在 F_x ，也就是順風向的合力；而在彎矩部分，也因為順風向的關係，所以比較著重在 M_y 。而 M_z 是風力發電機 Z 軸(垂直地面)的扭轉。由表二和圖五，可以看到數值的差異性。

在滑動網格方面，順風向所影響的 F_x 和風洞試驗所得到的數據相比較，誤差值約為 33.8%。而順風向所影響的彎矩 M_y ，誤差值約為 104%。在動態網格方面，順風向所影響的 F_x 和風洞試驗所得到的數據相比較，誤差值約為 1.08%。而順風向所影響的彎矩 M_y ，誤差值約為 76.5%。

在動態模擬 (Unsteady) 的地方，誤差的比較方式是將數值模擬的結果， F_x 和 M_y 值中的負號消去，因為會相差一個負號的關係，是試驗與模擬之座標軸相反的關係。而動態模擬和靜態模擬 (steady state) 的模型是各別繪製的，所以會有正負號的差別；從上述中可以得知，在紊流模式為 RNG k-epsilon model 下，利用動態網格技術較滑動網格技術所模擬出來的數值還趨近試驗值。

表一 風扇不轉動的試驗值和模擬值

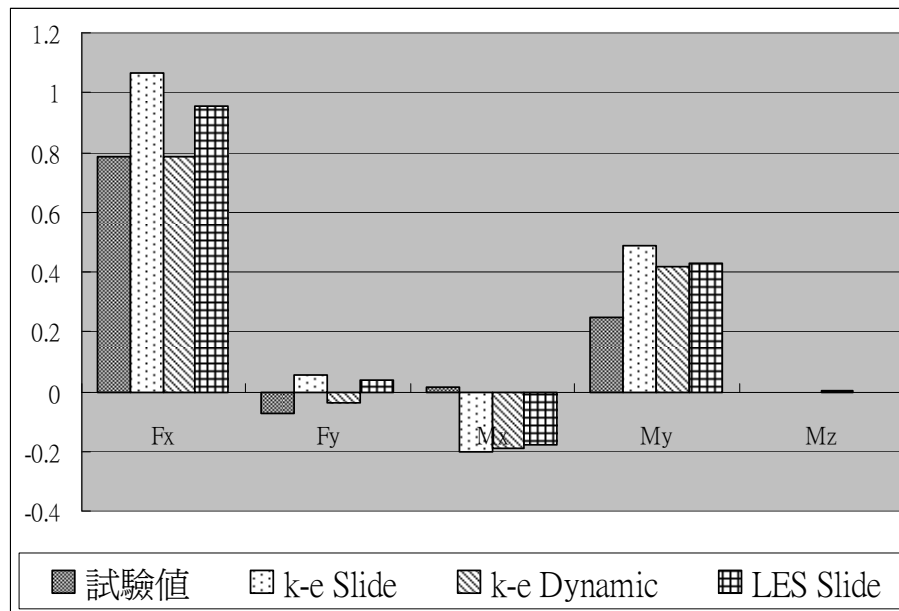
	F_x	F_y	M_x	M_y	M_z
風洞試驗值	0.8576	-0.0500	0.0196	0.2872	0.0016
Steady state(1)	0.6010	-0.0740	0.0356	0.2030	-0.0002
Steady state(2)	0.5570	-0.0195	0.0220	0.1820	0.0006
Un-steady(1)	0.5520	0.0055	0.0272	0.2920	0.0010



圖四 風扇不轉動的試驗值和模擬值

表二 風扇轉動的試驗值和模擬值

	Fx	Fy	Mx	My	Mz
風洞試驗值	0.8576	-0.0500	0.0196	0.2872	0.0016
RNG k-e model Sliding mesh(滑動網格)	1.0651	0.0540	-0.2007	0.4862	-0.0015
RNG k-e model Dynamic mesh(動態網格)	0.7875	-0.0408	-0.1870	0.4204	0.0017
Large Eddy Simulation Sliding mesh(滑動網格)	0.9564	0.0389	-0.1796	0.4295	-0.0001



圖五 數值模擬-扇葉轉動的數據比較

五、結論

本研究主要是在探討計算流體力學 (CFD) 軟體應用於風力發電機結構受風影響的可行性。利用數值模擬的方式，模擬和風洞試驗的邊界條件相同下，模型基底中心受力的情形。藉由降低模擬值和試驗值的誤差大小，探討最適合的參數設定，以便實場的預測。而研究中，雖然是針對單一風力發電機的影響所探討，倘若能將模擬與試驗的誤差降至可容許的範圍之內，則可以利用相同的邊界條件設定，對多座的風力發電機進行更多的研究與探討。

利用動態網格技術和滑動網格技術的模擬下，動態網格技術所得到的數據較為趨近

於試驗值。而在紊流模式為 k-e RNG model，使用動態網格技術模擬得到的結果中， F_x 的誤差值較小，約為 1.08%。由此可知，以數值模擬分析風力發電機受力的情形，使用動態網格技術會比滑動網格技術更為理想。

六、參考文獻

- [1] 朱佳仁，“風工程導論”，科技圖書，2006 年。
- [2] 賀德馨，“風工程與工業空氣動力學”，國防工業出版社，2006 年。
- [3] 許育誠，“風力發電機對環境風場影響之評估”，淡江大學土木工程研究所碩士論文，2007 年。
- [4] GAMBIT 2.4 Documentation，<http://www.fluent.com/> (2004)
- [5] FLUENT 6.3 Documentation，<http://www.fluent.com/> (2004)

小型風力發電機實場與風洞試驗比較研究

劉文欽¹ 李信宏²

¹內政部建築研究所風雨風洞實驗室/實驗室主任

²內政部建築研究所風雨風洞實驗室/專案助理

摘要

目前台灣風力發電產業如雨後春筍般的發展，已有多家廠商投入小型風力發電機的開發與生產，且都有不錯的成果及經濟效益，有鑑於此本研究將針對微小型風力發電機建立一個實場量測平台與進行實際測試，並比較在實際狀況下風力所表現的性能與風洞試驗所表現的性能差異性。

本研究之方法包括測試風力機平台建立、風力機長時間實場量測及風力機實場量測與風洞試驗性能比較等階段：

- a. 地點選定。b. 測試平台建制。c. 系統長時間穩定度的量測。d. 進行量測及資料分析。e. 與風洞實驗結果比較。

本研究的風力發電機實場量測平台長時間量測與統計，目前有以下結論：

- a. 風力起始風速在自然風場下平均統計約為 1.5~2m/s，啟動風速較風洞實驗結果為低。
- b. 風力機在風洞均勻流場的狀況底下，因為來流風速可以穩定且持續，因此可能可以得到較高發電效能。在實場狀況下，風速無法長時間維持固定風速，而可以維持發電機於高轉速，因此得到發電效能轉速加速過程有較多損耗。本研究實場量測得到最大風速 12m/s，發電機在相近風速下發電效能與風洞試驗相差超過 10 瓦。
- c. 風力機負載不同電阻會影響風力機轉速，相同風速下持續抽電會造成風力機發電效能降低。
- d. 風力機目前實場量測在高風速下數據（超過 10m/s）以上資料相對較少，在 12m/s 時變異係數超過 25%。

關鍵字：小型風力發電機、實場量測、風力機性能

一、研究起源

本研究的旨在於建立小型風力發電機實場量測平台並進行實際測試，並比較在實際狀況下風力所表現的性能與風洞試驗所表現的性能差異性。2007 年行政院產業科技發展策略會議將風力發電列為策略性新能源產業項目之一，政府能源政策白皮書則規劃逐年提升風機裝置容量，2010 年將達 215.9 MW。因此，發展風機產業一方面可減少化石

燃料的依賴，另方面則能夠減少溫室氣體的排放量，達到溫室氣體減量及環境永續發展的目的。

目前台灣風力發電產業如雨後春筍般的發展，已有多家廠商投入微小型風力發電機的開發與生產，且都有不錯的成果及經濟效益，但目前微小型風力發電機尚無國際標準及規範來限制，所以其產品的效能、使用安全及使用範圍等都無公認之遵循依據，這也突顯了現今市場上風力發電機的許多問題，有鑑於此本研究將針對微小型風力發電機建立一個實場量測平台。

二、文獻回顧

據國際能源署(IEA, International Energy Agency)「2007 年世界能源展望 (WEO 2007, World Energy Outlook 2007)」預測資料顯示[5-7]：全球發電量將由 2005 年的 18.2 兆度增加至 2015 年的 25.6 兆度，年成長率為 3.5%；其中，再生能源發電量將由 2005 年的 3.32 兆度增加至 2015 年的 4.89 兆度，年成長率為 3.9%。由再生能源發電量成長率 3.9% 超過全球總發電量成長率 3.5% 可得知，再生能源發電在發電部門日益占有一席之地。其中，風力發電由於技術純熟且受世界各國普遍立法獎勵推廣下，業成為次於水力發電之主要再生能源風能是大自然賜予的免費資源，取之不盡用之不竭，近一、二十年來能源危機逐漸突顯，風力能源又再度受到重視，世界各先進國家無不積極進行風能的相關研究與利用，因科技與技術持續的進步，現代的風力發電機無論是在性能、設計、建造或發電效益上都有長足的發展。台灣為一海島，石化天然資源貧乏，但由於位在東北信風帶(Northeast Trade Winds)上，風力資源相當豐富，近來因油價高漲及再生能源意識的興起，如何可有效利用此豐富的再生能源，實為現今迫切重要的課題。目前已有許多國家大量應用風力發電裝置，依據張希良其[18]和全球風能協會(Global wind energy council)之 2006 年的報告[6]，風力發電機裝機量高達 20000MW，此發展主要是由中國、美國及西班牙來領導，使得比起 2006 年的市場增加了約 31% 的容量。目前前五位裝機容量最高的國家排序為德國、美國、西班牙、印度、中國，如將其裝設的容量轉換成經濟效益則可高達 2.5 億歐元或 3.7 億美元，這是個可觀的數字。美國在 2007 年的記錄裝設了約 5244MW 的容量為 2006 年的兩倍，美國將在 2009 年趕上德國成為世界風力能源的領導者。中國在 2007 裝設了 3304MW 的風力發電容量，在市場上比起 2006 年增加了 145%，歐洲各國風能裝設的成長不斷的變化，特別是西班牙，歐洲在 2006 年裝設了 8662MW 的容量，而 2007 年總裝機容量為 57135MW 的容量，其一年可減少排放九千萬噸的二氧化碳，並可一年平均風能可增加約 119TWh 的能源。西班牙的風力發電市場也十分的令人驚豔，2007 年其新裝設容量為全歐洲最大的。此份報告指出 2007 年風力發電機的主要裝設已不在歐洲的範圍內，南美、亞洲，均可以持續看到重要的成長。除此之外中國自行生產風力發電機的能力也逐漸提升，再 2006 年約 400MW 的新裝設容量是由中國本身來製造的，代表亞洲的風力製造工業正在起步。

國內電機、機械產業的製造技術對我國風力發電產業的發展奠定非常良好的基礎，包括工研院機械所、核能研究所及金屬工業發展中心已從事相關組件的研發，亦獲得初步的研究成果。2007 年行政院產業科技發展策略會議將風力發電列為策略性新能源產業項目之一，政府能源政策白皮書則規劃逐年提升風機裝置容量，2010 年將達 215.9

2010 年 10 月 15 日

MW。因此，發展風機產業一方面可減少化石燃料的依賴，另一方面則能夠減少溫室氣體的排放量，達到溫室氣體減量及環境永續發展的目的。

IEC、IEEE 及 AWEA 仍在發展許多新的風力發電標準，而美國國家再生能源實驗室(National Renewable Energy Laboratory, NREL)，已針對上述標準制定許多實用性的指引，提供產業界使用。這些標準能夠有效運作的關鍵，在於能否提供足夠的消費者與安全保護，以避免產生市場與經濟上的障礙。目前在歐洲與美國已建立了許多驗證制度，如在美國 NREL 已與 Underwriters Laboratories (UL)建立風力發電驗證制度，而 IEC 的標準亦在此驗證制度中被引用[4]。

2.1 風力機的種類

目前市面上風力發電機種類甚多，若是依轉輪形式來區分，由風向與轉軸的方向關係看，大體上可以分為水平軸與垂直軸兩種發電機。

Walker[14]分別對水平式風力發電機(HAWT)與垂直式風力發電機(VAWT)優缺點的研究可總結如下：

垂直式風力發電機：垂直式發電機之軸承垂直於風向，主要採用升力型之葉片，因為垂直型風機不易控制葉片的擷風面，因此無法在風速過高的情況下停機，易導致發電機的軸承在強風時轉速過快而損毀。但是垂直風機因為具有構造簡單、無方向性及低噪音之優點，因此在一些受到噪音管制及掃風範圍限制的地方仍有採用屬於小型輔助式的能源供給系統，此外垂直式風力發電機的葉片翼型斷面皆為相同之切面(uniform section)，無須扭轉(twisted)，使製造過程相對簡單許多。

水平式風力發電機：水平式風力發電機之軸承將平行於風向，表示其葉片與風向垂直，則須採用升力型葉片，目前水平式風力發電機較垂直式風力發電機可擷取更大之風能，即水平式風力發電機擁有些微高的發電效能係數(Power coefficient)，但隨著機構設計有著長足的發展，垂直式風力發電機的最大發電效能係數有提高的趨勢，此外水平風力發電機有必須迎風的限制，則必須能 360 度旋轉以追逐風場之風向，如以其旋翼座裝設位置分類又可分為上風型(upwind)及下風型(downwind)兩種。

2.2 風力機效能理論

風力發電是利用空氣流動所以產生的風壓，藉由推動風車葉片旋轉，帶動發電機旋轉產生電能。由風能轉換成機械能的過程中，經由風車所捕捉風能受到風速及風車葉片的受風面積的強烈影響。風車所能捕捉的風能 mP 可表示

$$P_m = 1/2 \rho C_p V^3 A \quad (1)$$

其中 ρ 為空氣密度 C_p 為風車葉片功率轉換係數， V 為風速， A 為風車受風面積。由 2.1 式可知風車葉片由風中所擷取出的機械功率和風速成 3 次方正比關係，和風車葉片受風面積成正比，故在相同風速下，葉片面積會影響風車能量轉換的性能。 C_p 為葉片尖端速率比(tip speed rate) λ 的函數， λ 表示風車葉片前端的速度與風速的比值。可由下式表示。

$$\lambda = \frac{R\omega}{V} \quad (2)$$

1926 年 Betz 假設風力發電機的模型為一平均軸向速度於一葉片旋轉之圓盤，且不考慮切線與向心速度，應用能量及線性動量方程式進行推導，並假設在控制面上只有葉片可吸收風能，忽略黏滯力及紊流產生的損失，可得到下式：

$$C_p = 4a(1-a)^2 \quad (3)$$

由於 C_p 並非定值，理論上 C_p 的最大值為 59%，此即為貝茲極限(Betz limit)[14-17]，但在實際狀況中受到葉片形狀、空氣的黏滯性及最大功率追蹤之準確度等因素影響，實際的輸出係數約在 20%~40%。風車擷取到風能轉動後，帶動發電機旋轉將機械能轉換成電能，故發電機的輸出功率曲線受到 C_p 的影響，其輸出功率和轉速的關係呈現非線性關係。

三、小型風力發電機性能實驗設備架設

本研究在台南歸仁風洞館頂樓進行小型風力機實場量測平台的建制，該地點地處空曠周圍環境沒有相對較高的建築物遮蔽，適合進行長時間風力機發電性能量測及實場風速資料庫的建立。將設計小型風力機及風速計支架安裝電梯維護間的屋頂，固定的支架高過女兒牆 1.5 米，兩組風速計分別架設於風力發電機的北側與西側，風力發電機與北側風速計間距為 6 米，與西側風速計距離為 8.4 米，風力機的葉片直徑為 1.06 米（如圖 1 所示）。數據資料擷取時，將同時擷取兩台風速風速計的速度值，因為自然風場的風通過發電機將有一部份的能量被擷取轉換成電能，風動能會降低，同時連帶使得風速也會降低，所以選擇風速值較大者作為參考風速。

本實驗將使用 PRODIGIT 公司所生產的 3350 系列高功率電子負載系統，此高功率電子負載系統主要是用來模擬風力發電機搭載負載的情況並測試評估在不同之負載下所能輸出的發電效能，其具有 GPIB/RS-232C 介面及面板手動兩種操作方式，而且可以在定電流、定電壓、定電阻及定功率四種不同模式下進行操作，而本實驗將採用定電阻模式下進行資料擷取，而電阻值設定範圍在 2~100Ω，此實驗系統將應用 RS-232C 介面進行遠端控制其電子負載，其電壓和電流工作範圍分別為 0~60V 與 0~360A。本次實驗量測其中一個項目為比較風力發電機轉速及發電效能關係，所以在風力機下方裝置一個 SICK 公司的生產的轉速計（接近開關），近接開關的原理是感應電壓的變化，特定的以金屬為被測物體，感應距離很短，通常在數釐米之間，最大優點是快速、準確、耐髒。

本研究所使用之風力發電機所產生的電流為交流電，而高功率電子負載所能量測為直流電，所以需要一個轉換系統，所以本研究利用一個電容及簡單電路系統進行轉換。同時考慮到高風速時，風力發電機需要有一煞車系統，其目的用以減低風力發電的轉速，避免風力機本身損壞，所以利用高功率電阻提供一個風力發電機的負載。

本實驗量測系統利用 Visual Basic 撰寫資料擷取程式，透過 RS232 傳輸線對高功率電子負載、轉速計及風速計進行資料擷取，取樣速率由程式直接給定進行控制，電子負載的電阻大小可由高功率電電子負載上進行調整。小型風力發電機透過四芯電線與交直

2010 年 10 月 15 日

流轉換系統做連接，將最後電流電壓輸出端接到高功率電子負載系統上，可以透過 VB 的程式去控制風力機運轉過程是否加上負載，並且透過 RS232 傳數風力機的電流、電壓、輸出功率及目前電子負載上的阻抗大小，目前規劃量測取樣頻率為每 10 秒鐘取一個次樣本數，取得足夠數據後進行統計及分析發電效率與風速或轉速相關性。

四、現場量測結果

本研究將利用 VB 程式進行資料擷取，傳輸的資料為小型風力發電機之輸出電流電壓及功率，同時記錄電子負載組抗大小，北側與西側兩支風力計資料一併記錄。圖六為實驗區域十到十一月份風速資料紀錄結果，由圖上可以觀察出該段時間東北方向的風出現機率相對較高且相對風速也較強，該圖所記錄之風速結果為兩支風速計中風速較高者選擇記錄之。

將長時間風速資料與小型風力發電機之發電效益進行比較其結果如圖七所示，由圖上可以發現，在風速低於 4 米/秒時，其發電效率很低風能可利用價值不高，而且在低風速下進行發電負載的掛載，會使的風力發電機葉片轉速降低。在風速超過 10 米以上時，發電機的平均發電效益超過 0.15，具有較高電力利用價值。

本研究將實場量測之風速與小型風力發電機效能曲線結果與內政部建築研究所 97 年協同研究案小型風力發電機平台建置之風洞時結果比較，結果如圖八所示。由結果顯示可以觀察出，實場量測時風力發電機的效率都略微偏低。當參考風速到達約 11.5 米/秒時，風洞量測小型風力發電機的平均輸出功率約為 110W，但是在實場量測時，在接近參考風速下，小型風力機的平均輸出功率下降至約 85W。在小型風力發電機啟動風速的表現上，於風洞實驗結果平均啟動風速約為 3.8 米/秒，且會因葉片角度不同而有不同的起使風速，但相同風力發電機在自然風場下，平均起使風速約下降至 2m/s，主要原因可能是因為自然風場下紊流強度較高，葉片角度的影響較不明顯，實場量測與風洞實驗主要結果比較如表一所示。

五、結果討論

本研究的風力發電機實場量測平台已經建置，也已經量測風力機發電效能，並經由數個月實場量測數據並與風洞實驗結果比較，目前有以下結論：

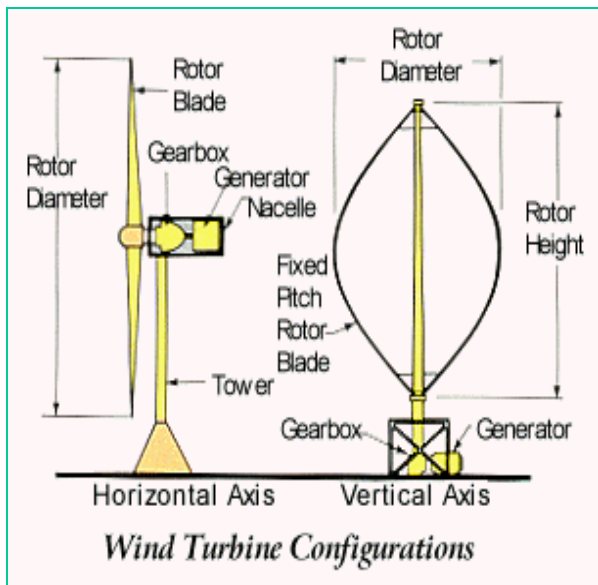
- 風力起始風速在自然風場下約為 1.5~2m/s，此結果較風洞結果為低。推測其原因測試的流況為紊流場的風場，本試驗之風力發電機為垂直軸發電機，可以在較容易在紊流下啟動。
- 風力機目前性能數據表現較低，但目前數據量有限，需要做長時間量測統計。且風力機在風洞均勻流場的狀況底下，因為來流風速可以穩定且持續，因此可能可以得到較高發電效能。在實場狀況下，風速無法持續維持一固定風速，所以發電機轉軸需先克服慣性及摩擦力，所以得到發電效能會較小，以目前實場量測得到最大風速 12m/s，發電機發電效能與風洞試驗相差超過 10 瓦。
- 風力機負載不同電阻會影響風力機轉速，相同風速下持續抽電會造成風力機發電效能降低。目前風力機設定的負載為 2-10 瓦，而且為上一筆量測完後，根據風速作為調整，因此風能擷取上會因為下一次風速高低而有所損失，需要累積較多資料，並

彈性隨風速進行負載功率的變動，尋找出最佳的功率擷取。

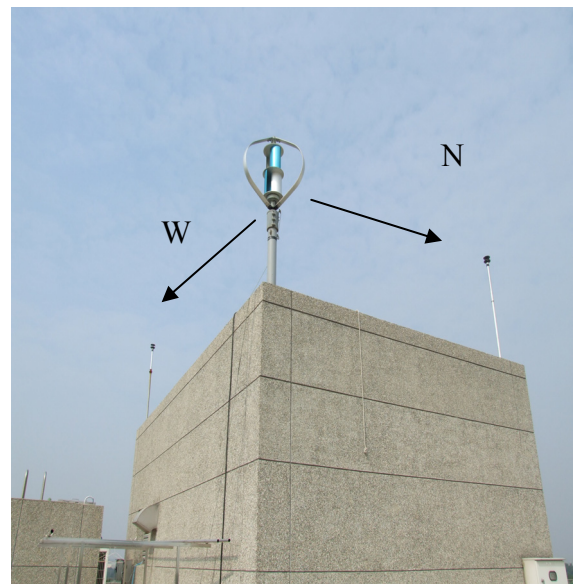
- d. 風力機目前實場量測在高風速下數據（超過 10m/s）以上資料相對較少，變異係數相對較高，在 12m/s 時變異係數超過 25%，以工程上而言需要更多數據以確定在高風速下發電效率。

六、參考文獻

- [1] British Wind energy Association Small Wind Turbine Performance and Safety Standard, 2007 March.
- [2] Burton, T. Sharpe, D., Jenkins, N. and Bossanyi, E., Wind Energy Handbook, Wiley, 2001.
- [3] De Vries, Otto, "On the Theory of the Horizontal-Axis Wind Turbine," *Ann. Rev Fluid Mech.* 1983. 15.77-96
- [4] IEC 61400 規範
- [5] International Energy Agency "World Energy Outlook," 2007.
- [6] Global wind energy council "Global wind report," 2008.
- [7] Global wind energy council "Global wind report," 2006.
- [8] Sheinman, Y. and Rosen, A. "The average output power of a wind turbine in a turbulent wind," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.51, pp. 287-302, 1994.
- [9] Sheinman, Y. and Rosen, A., "The power fluctuations of a wind turbine," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* 59, 51-68, 1996.
- [10] Sheldahl, R. E. and Blackwell, B. F., "wind tunnel performance data for the Darrieus wind turbine with naca0012 blades," *Sandia report SAND*, 76-0130, 1977.
- [11] Sheldahl, R. E., "Comparison of field and wind tunnel Darrieus wind turbine data," *Sandia report SAND*, 80-5469, 1981
- [12] Smulders, P T "Physical aspects of windmill design," *Physical in Technology*, 1976.
- [13] Reuter, Robert C., Worstell, Mark H., "Torque Ripple in a vertical axis wind turbine," *Sandia report SAND*, 78-0577, 1978.
- [14] Walker, J. F., "Wind Energy Technology," *John Wiley & Sons Inc.*, 1997.
- [15] Worstell, M. H., "Aerodynamic performance of the 17meter diameter Darrieus wind turbine in the three-bladed configuration: addendum," *Sandia report SAND*, 79-1753, 1982.
- [16] "能源研究所第十八號報告，風能利用(How to Harness Wind Energy)"，工業技術研究院能源委員會, 1982。
- [17] "小型風力發電機量測平台建置"，建研所協報案報告，2008。
- [18] 張希良，"風力發電技術"，新文京開發出版社，2007。



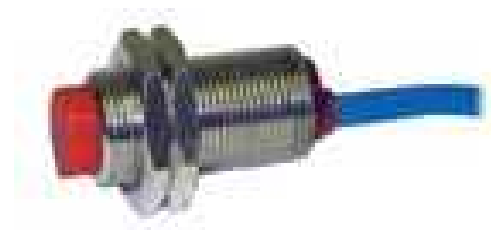
圖一：水平軸與垂直軸風力發電機示意圖
(Walker,1997)



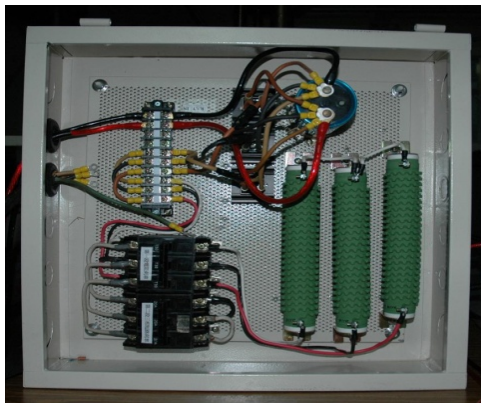
圖二：小型風力發電機現場架設現況



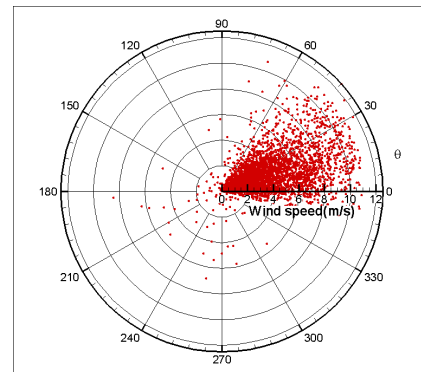
圖三：PRODIGIT 公司 3350 高功率電子負載



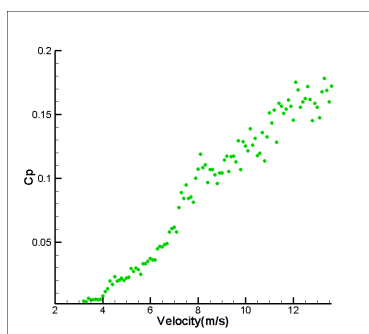
圖四：SICK 公司的生產的轉速計



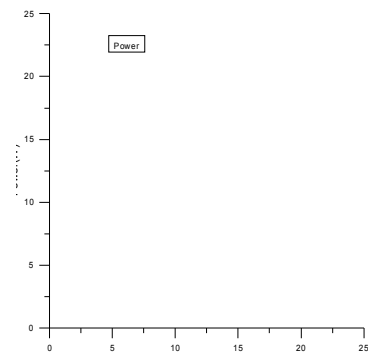
圖五：交直流轉換暨煞車系統



圖六：民國九十八年十月～十一月風速計統計資料



圖七 實場風速與發電效率關係圖



圖八 風力機於實場與風洞時結果比較

表一：小型風力發電機風洞試驗與實場量測比較表

項目	風洞試驗結果	實場量測結果
起始風速	3.8m/s	<2m/s
高風速的發電效率 (11.5 m/s)	110W	85W
高風速下發電效能係數(C_p)	~0.2	~0.18

海堤構造物之防風功效研究

黃隆明¹ 黃馳寓² 林信佑²

¹國立中興大學水土保持學系副教授

²國立中興大學水土保持學系碩士班研究生

摘 要

本研究的目的係以風洞實驗及數值方法，探討海堤構造物之防風功效；首先以 2 組現有海堤之縮尺模型進行風洞實驗，從事風速量測，藉以瞭解氣流通過海堤之分佈，再將所得成果與數值模擬進行比較及驗證，以確定數值方法之可行性。又為進一步彌補風洞試驗之不足，因而再選擇 5 組研究個案，堤頂寬、堤高及內坡，分別固定為 3.0m、6.0m 及 1:1，雷諾數為 4.7×10^4 ，邊界層厚度為 8.33H，指數律之指數為 0.157 之情況下，從事數值模擬，期能瞭解流場變化對海堤構造物防風功效之影響，藉以提供更為詳盡之流場狀況，使本研究之成果更臻完整。茲將研究之重要結果摘述如下：

1. 本研究中，複合式海堤由於外坡坡度較緩，所以保護距離與保護指數皆不理想。
2. 保護距離以改良式海堤最佳為 12.3H，階梯狀海堤次之為 11.5H，而壅壁狀海堤最差僅 10.8H。
3. 保護指數以壅壁狀海堤最佳達 $67.10H^2$ ，階梯狀海堤次之為 $58.89H^2$ ，而改良式海堤最差為 $57.83H^2$ 。
4. 海堤構造物迴流區的大小受外坡阻力係數影響，阻力係數愈大，下游面的迴流區則較為扁長；反之，則較為寬短。

關鍵字：海堤構造物，防風功效，數值模擬，風洞實驗

一、前言

台灣屬於海島地形，每年到了冬季，全省籠罩在東北季風之下，風速可達 20m/s；不僅影響到沿海地區，甚至可能危害至內陸地區，對於作物的生長和民生的經濟影響極大。每當風來襲，可誘使海水急遽上升形成暴潮，為保護沿海安全，以免造成重大災害，水利署於全省濱海地區設置各種海堤設施，根據統計資料顯示，至民國 98 年底，本省海堤設施總長度達 381,886 公尺。

由於沿海地區除了要防範強風的威脅之外，更需嚴防波浪的侵襲，尤以東部海岸為鉅，因其距岸不遠即為深海，深海波直襲海岸，使得波浪的威脅甚為嚴重；因此，海堤的興建成為沿海地區最為普遍的海岸保護設施，該設施不但具有防潮功能，而且兼具防風功效，所以在沿海地區扮演著相當重要的角色。

本省往昔海堤斷面因構築目的不同，而有多種不同型式，其功能亦有差異，尤其是海堤

設施對風速影響之相關研究，十分缺乏，為能提供更為詳實資料，作為爾後規劃設計之參考，因此，本研究分別選擇階梯式、壅壁式、複和式（2 組）及改良式等 5 組較具代表性之海堤設施，以數值模擬為主，風洞試驗為輔，從事流場模擬與量測，藉以瞭解氣流通過海堤之分佈，探討海堤斷面對風速影響；再將所得成果進行比較及驗證，期能瞭解流場變化對海堤構造物防風功效之影響，藉以提供更為詳盡之流場狀況，使本研究之成果更臻完整。本研究實驗規劃流程如圖 1-1 所示：

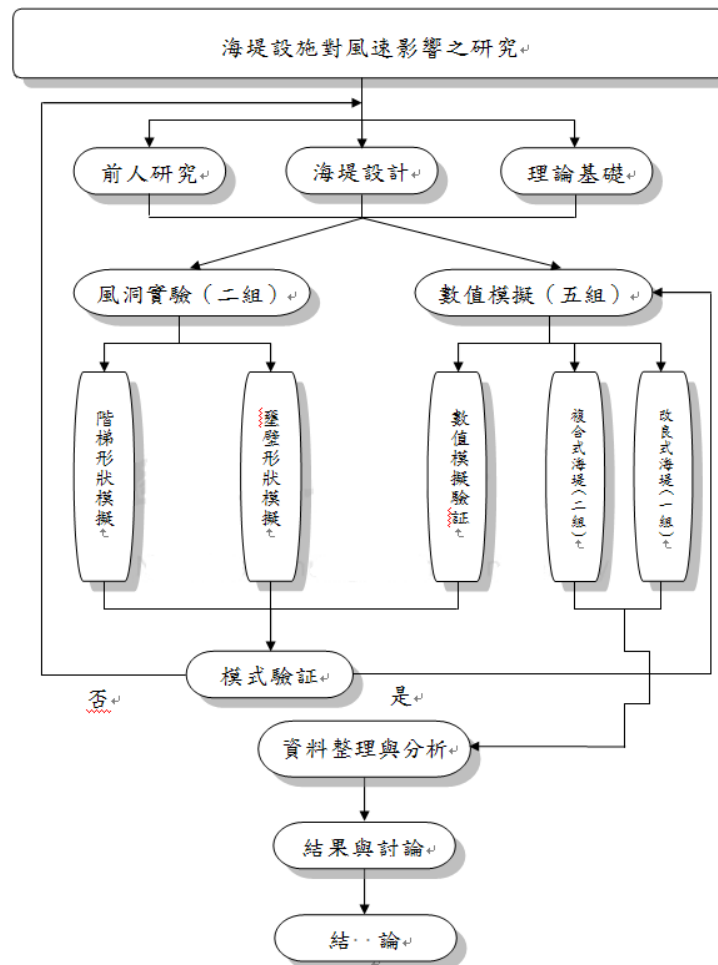


圖 1-1 實驗規畫流程圖

二、實驗設備與方法

2.1 風洞實驗

為了驗證數值模擬的準確性，本研究中以兩組風洞實驗之實測值和數值模擬結果加以比較、分析。

2.1.1 風洞設備

本實驗所使用之風洞位於國立中興大學水土保持學系霧峰北溝農業試驗場的風洞實驗室內，整套裝置係根據 Rae and Pope(1984)的設計理念，配合實際需求規劃建造而成。

2010 年 10 月 15 日

整體結構包括入口處的整流段、其後的收縮段、實驗區域的測試段、擴散段以及提供動力的動力段，總長度為 21.4 公尺；測試段截面寬 0.6 公尺、高 0.6 公尺、長 8.0 公尺，為一開放型吸入式風洞(Open Suction-Type Tunnel)，；動力系統由東元公司 40HPS 三相直流變速馬達，來驅動昱鼎公司所生產的 CAF-S#7 型翼截式離心送風機，本設備風速的操作範圍從 0 到 40m/s。

2.1.2 實驗設計

- 本實驗模型尺寸之總高度為 6 公分，阻塞比為 10%，長度為 59.5 公分，厚度分別為 27 公分和 17.6 公分，其構造及尺寸大小如圖 2-1、2-2 所示。
- 測量位置以海堤設施的堤頂中心點位置為基準點，在主流向(即 x-direction)以構造物之上游定為負(-)，下游定為正(+)，觀測位置計有 -5H、-3H、2H、4H、6H、8H、10H、12H、15H、18H、21H、25H 及 30H 共 13 個斷面。在垂直方向每個斷面從底部至 40 公分高共有 19 個測量點。

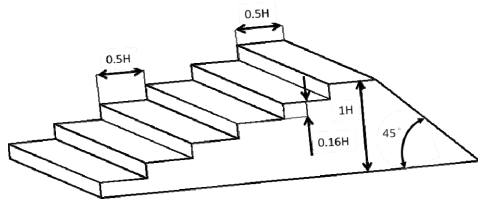


圖 2-1 階梯式海堤

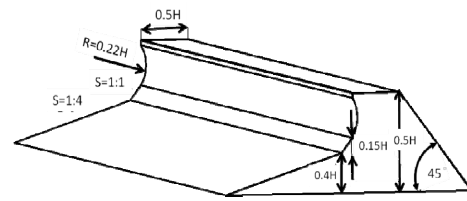


圖 2-2 壅壁式海堤

2.2 數值模擬

本研究應用 Fortran 及 Tecplot 等軟體進行數值模擬，目的在於模擬紊流邊界層的流場狀態以探討不同海堤設施形狀對防風功效之影響，並以風洞實驗結果加以驗證數值模擬與風洞實驗的相似性。數值模擬方法採用微可壓縮流法(簡稱 WCF)，(Song 氏, 1987)以模擬海堤構造物相應的二維、非恆定紊流流場。

2.2.1 實驗設計

- 計算區域範圍之決定

進行數值模擬計算時，計算區域範圍的選定以及網格大小的設計是決定計算數量的兩個主要因子。計算區域的高度採用七倍海堤構造物高(H)為計算區域之高度，在上、下游各取七倍及三十倍防風構造物高(H)距離作為計算區域的縱深[1]。

- 網格設計

數值計算是對多個計算點賦予空間座標特性所組成的計算群組，用以表現出空間中各個位置點的數值特性，在本研究中主要用來表現出風速以及壓力等特性。在流場性質變化大的區域採用較細密的網格。本研究之數值計算皆採用同一組網格進行，以維護計算環境之一致性。同時，網格之設計採用正交(Orthogonal)網格並依照上述原則設計，如圖 2-3 所示。

- 邊界條件

本數值模擬中的邊界狀況主要可以區分為可穿透狀況以及不可穿透狀況兩種狀況，其中

流體與海堤構造物及地面之間的關係，屬於不可穿透狀況；而在計算區域之入流、出流及上部邊界等位置的邊界狀況則是屬於可穿透狀況。須分別對這兩種狀況給予不同的邊界條件[2]。

d. 數值計算的資料穩定

本數值模擬所模擬之流況屬於黏性流況，壓力波會因擴散(Diffusion)效應而隨時間消減。當流場穩定以後之流場狀況，即為本數值模擬之結果。模擬所得的資料約在六十萬次以後達到穩定的狀態，故本數值模擬的結果取第六十萬次到第八十萬次，共二十萬筆的資料作處理，取其平均值作為數值模擬的計算結果。

e. 數值模擬配置

本研究模擬配置主要分為驗證模擬（階梯式及壅壁式海堤）、複合式海堤模擬及改良式海堤模擬，如圖 2-4 至圖 2-6 所示[3]。

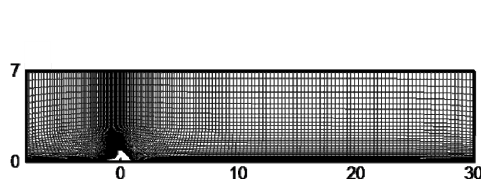


圖 2-3 網格設計圖

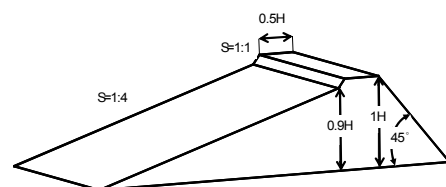


圖 2-4 複合式海堤 A

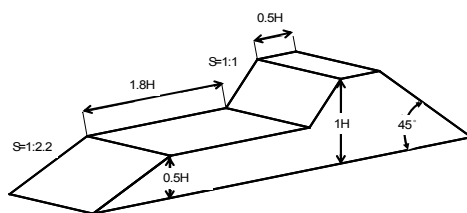


圖 2-5 複合式海堤 B

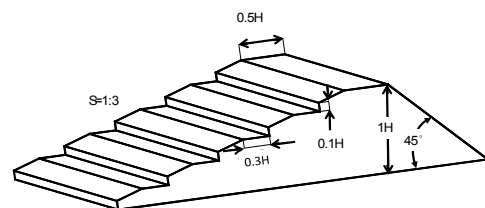


圖 2-6 改良式階梯狀海堤設施

三、結果與討論

研究中先以階梯式及壅壁式兩組模型來進行風洞及數值之平行實驗，以驗證數值模擬之可行性。待數值模式驗證可行後，再針對其他三組海堤設施進行數值模擬，來探討、分析與比較不同形狀海堤設施對防風效果之影響。

3.1 數值模式之驗證

為了讓數值模擬能與風洞試驗更為吻合，將風洞試驗的參數帶入數值模擬中，且使用次網格紊流模型來模擬小尺度之渦流，因此當參數 C_s (Smagorinsky 常數) 不同時，模擬結果會有所差異。經測試比較後發現，以 C_s 等於 0.24 時所得之資料與風洞實驗值最為吻合，風速剖面之比較如圖 3-1 所示；由圖 3-1 得知，風洞實驗和數值模擬的結果差異不大，誤差不超過 9%，僅在構造物後方有些微不一致；再將數值結果繪成流線圖，如圖 3-2 所示，結果發現在構造物的後方有迴流區的存在，其分佈約在 6-7H 處。

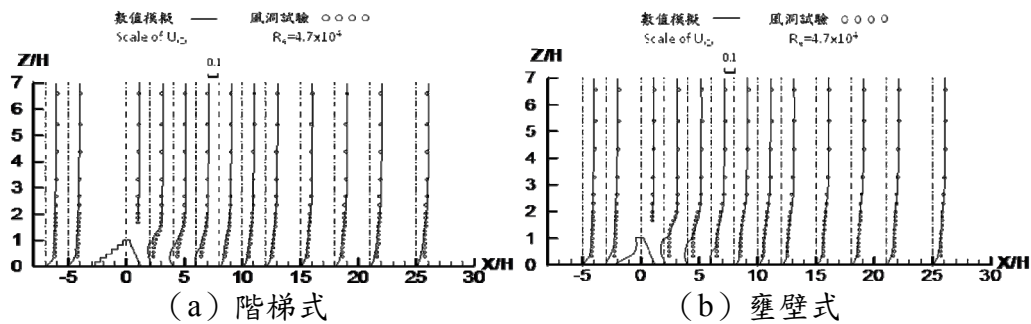


圖 3-1 風洞實驗與數值計算之相對風速剖面比較圖

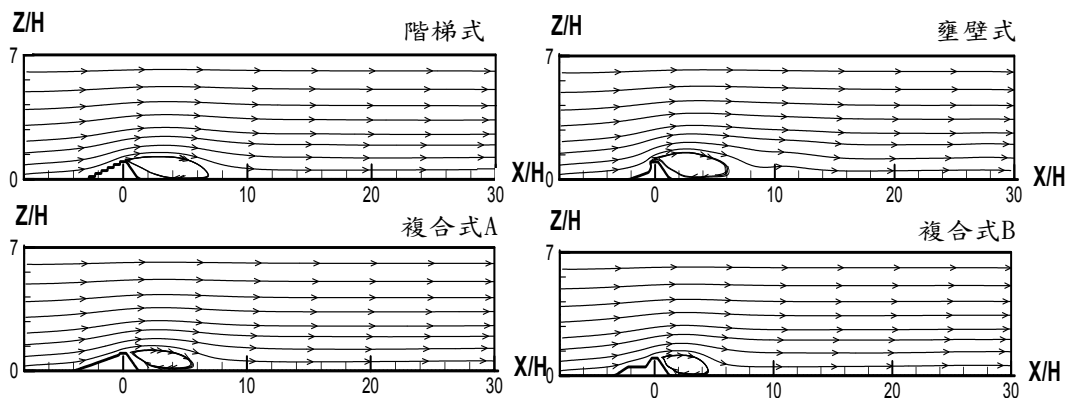


圖 3-2 數值模擬流線圖

3.2 現有海堤設施對風速影響之探討

3.2.1 保護距離之比較

為了解海堤設施後方流場分佈情形，因此，再將兩組複和式海堤設施，從事數值模擬，利用 Tecplot 繪成速度等值圖，如圖 3-3 所示。由 0.1 等風速線來看，階梯式海堤後方低風速區最為狹長，其水平距離約至 6H，垂直高度約至 1.0H；而壅壁式海堤垂直高度最高，約達 1.2H；至於複合式海堤 A 及 B 的低風速區則明顯狹小，其水平距離約 4 至 5H，保護效果較差。依據谷 信輝 (1952) [4] [5] 的方法，將圖 3-3 速度等值圖轉化為保護距離 (Protective distance)，作為防風效果的指標，結果如表 3-1 所示；由表 3-1 得知，階梯式海堤設施的防風效果最好，可達 11.5H；壅壁式海堤次之，約為 10.8H；而複合式海堤 A 及 B 的防風效果最差，保護距離僅為 9.7 至 10H。

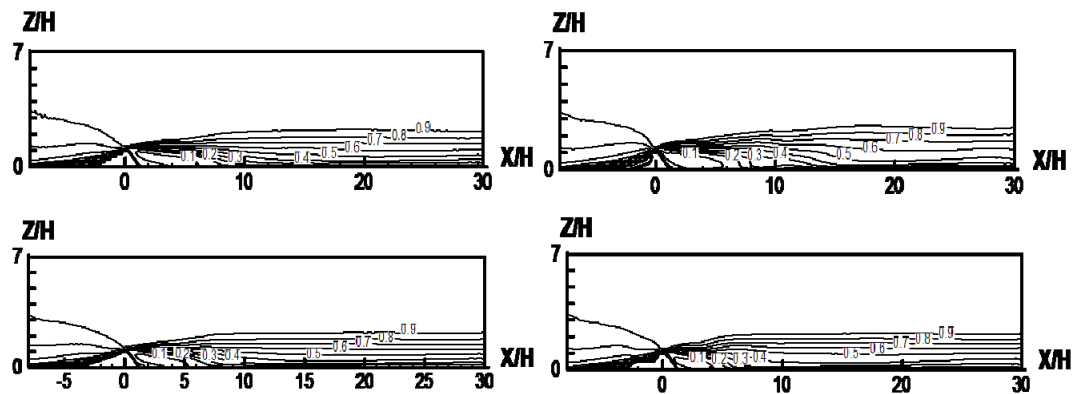


圖 3-3 不同海堤設施風速等值圖

表 3-1 不同形狀海堤設計之保護距離

海堤形狀	保護距離
階梯式	11.5
壅壁式	10.8
複合式 A	10.0
複合式 B	9.7

3.2.2 保護指數之比較

為了將減風區域加以量化，將各型式海堤設施之風速等值圖，以 Autocad 計算出 40%、50%、60%、70%及 80%等風速下所涵蓋之面積，作為分析之主要對象，結果如表 3-2 所示；由於階梯式海堤設施雖有較好的保護距離，但是在保護指數方面，僅在相對風速 0.4 以下優於壅壁式海堤，此係因壅壁式海堤設施迎風面的阻力係數較大，迎風面所承受之平均風壓力也愈大，造成氣流向上偏移的效應愈顯著，因此，造成背風面的迴流區域較高，而有較好的保護指數。至於複合式海堤，其保護指數則明顯不如階梯式和壅壁式。

表 3-2 不同形狀海堤形狀之保護指數

海堤形狀	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	Total
階梯式	8.11	10.07	12.10	13.71	15.89	58.59
壅壁式	7.95	11.60	14.06	16.74	17.20	67.10
複合式 A	7.22	8.75	10.36	12.00	13.76	52.10
複合式 B	5.29	7.96	11.09	13.05	14.99	52.37

3.2.3 迴流區之比較

將階梯式與壅壁式海堤設施模擬結果繪成流線圖，如圖 3-2 所示：階梯式海堤之迴流區域最長，可達 $6.8H$ 處，高度約為 $1.3H$ ；壅壁式海堤次之，迴流區可達 $6.3H$ ，高度 $1.5H$ ；剩餘兩組複合式海堤設施迴流區如則明顯較小。當海堤的外坡阻力較小時，海堤設施下游面所形成的迴流區較為狹長；反之，阻力較大時，迴流區長度雖然較短但高度

則較高。

3.3 改良式海堤設施防風效果探討

在不影響海堤防潮功效的前提下，將較為普遍且防風效果較好的階梯狀海堤設施的形狀加以改善，如圖 2-8 所示；為了有較佳的保護距離，必須降低坡前的阻力係數，因此，將階梯寬 3.0M 縮減為 1.8M，高 1.0M 縮減為 0.6M，而階梯與階梯之間改為斜面，不僅可以降低坡前的阻力係數，改善海堤設施的導流效果，增加海堤設施遊樂與親水的休閒功能。

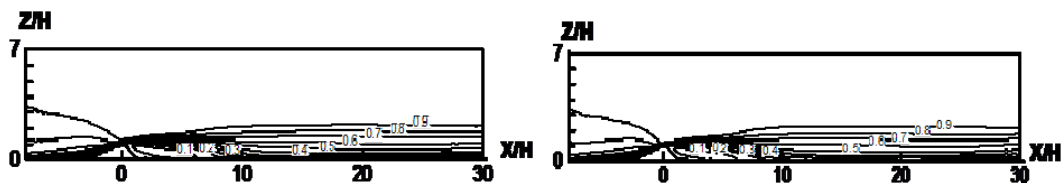


圖 3-4 階梯式與改良式等值圖

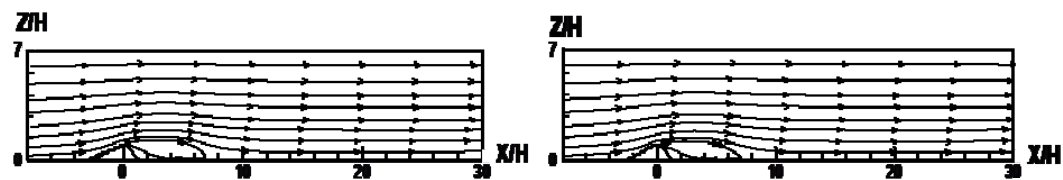


圖 3-5 階梯式和改良式海堤設施流線圖

由圖 3-4 及圖 3-5 可得知：在保護距離方面，改良式海堤設施保護距離高達 $12.3H$ ，優於原有的階梯式海堤設施。保護指數方面，在等速線 60% 以下時，階梯式保護指數則皆優於改良式，而在等速線 70% 及 80% 以下時，則以改良式的保護指數較佳。但整體的效果以階梯式海堤設施的 $58.89H^2$ 優於改良式的 $57.83H^2$ ，但兩者的差異不大。迴流區則從原本階梯式海堤設施的高大型變為改良式海堤設施的細長型。迴流區的高度由原本的 $1.3H$ 降低為 $1.22H$ ，但其長度由 $6.8H$ 提高為 $7.3H$ ，由此得知，降低外坡的阻力係數，可以增加迴流區的長度，但相對的迴流區的高度則會減少。

3.4 綜合比較分析

綜合前面所述，不同海堤設施在保護距離與保護指數各有優劣，茲將 5 組海堤設施之保護距離與保護指數整理為表 3-3：

表 3-3 不同海堤設施之保護距離與保護指數

海堤形狀	複合式 B	複合式 A	壅壁式	階梯式	改良式
保護距離	9.7H	10.0H	10.8H	11.5H	12.3H
保護指數	$52.37H^2$	$52.10H^2$	$67.10H^2$	$58.89H^2$	$57.83H^2$

由表 3-3 得知，保護距離以改良式 $>$ 階梯式 $>$ 壅壁式，但保護指數則剛好相反；因此，在構築海堤設施時，需配合海堤設施後方功能來決定其斷面形狀，若其後方大多為

公園或森林步道等休閒設施時，則較注重保護距離之長短，據此得知，構築改良式海堤設施之功效優於階梯式海堤設施。

四、結論與建議

4.1 結論

由於台灣沿岸大多構築海堤設施來達到防潮的效果，而海堤設施不僅有防潮的功效，經由本研究結果顯示其亦兼具防風功能。茲將研究所得整理如下：

- (一) 本研究中，複合式海堤由於外坡坡度較緩，因此，其保護距離及保護指數功效皆不理想。
- (二) 改良式海堤設施有最佳的保護距離，階梯式海堤次之，而壅壁式效果較低。
- (三) 壅壁式海堤保護指數最佳，階梯式次之，而改良式較低。
- (四) 迴流區大小與外坡阻力係數有關，當外坡的阻力係數愈小，則下游面的迴流區較為狹長；但迴流區高度減少。

4.2 建議

為了能使後續研究更加完善，因而提供下列建議：

- (一) 由於海堤的露出高度隨著潮位線的變化而有所不同，而本研究以平均潮位線為基礎，來規劃海堤的坡前形狀，建議應考慮高潮線與低潮線時海堤設施露出形狀改變對防風功效的影響。
- (二) 海堤設施的前方會設置用來削減波浪能量的消波塊，而二維之數值無法正確的模擬，建議可從事三維的數值模擬，以獲得更接近實際情況之數值結果。
- (三) 現今的海堤設施形狀，並非僅本研究中的 5 種情形，如苑裡海岸即為壅壁狀與階梯狀的複合式海堤，因此對於其他形狀，有待爾後繼續探討。

五、參考文獻

- [1] 周恆，防風定砂，1978 年。
- [2] 江永哲、游繁結、蕭飛賓、方富民、黃隆明，彰化濱海工業區防風設施之風洞測試研究報告，國立中興大學水土保持學系，1992 年
- [3] 郭金棟、林信輝、陳文俊，“海岸工法之新技術研發（4/4）”，2004 年。
- [4] 谷 信輝，“防風牆の機能に關する研究，模型防風牆の風洞實驗(その 2)”，日本農業氣象，7(3)(4)：56~58，1952。
- [5] 谷 信輝，“模型防風垣の風洞實驗”，農技研報告，A-6，1~80，1958 年。

紊流邊界層流越過二維多孔阻牆及斜坡地形之風場特性研究

蕭葆義¹ 劉介元²

¹國立臺灣海洋大學河海工程學系教授

²內政部建築研究所研發替代役(國立臺灣海洋大學河海工程學系碩士)

摘要

本研究主要係於風洞中進行量測與分析紊流邊界層流(turbulent boundary layer flow)通過多孔性二維阻牆與斜坡地形之風場特性變化。多孔阻牆孔隙率分別為 0%，26%，33%，以及 100%(無阻牆)；而斜坡地形之坡度分別為 6°，15°，與 27°。紊流之量測使用熱線流速儀。風場之實驗量測結果與分析顯示在無阻牆時，若地形之斜坡坡角變大時，其增速現象(speed-up) 顯著，風速增加尤以斜坡頂處為最大。而在有阻牆之情況下，於阻牆下游距離 1H~7H 之間且距離地形表面 1.5H 高度以下之平均風速皆有減速的現象發生。此處 H 為阻牆高度。另外，隨著地形斜坡之角度的增加，阻牆後方之紊流強度(turbulence intensity)及雷諾應力(Reynolds stress)均增大。不同之阻牆孔隙率，其影響紊流強度及雷諾應力之高度範圍主要約在距離地形表面 2H 以下。

關鍵字：紊流邊界層，斜坡地形，紊流強度，雷諾應力，增速現象

一、前言

關於飛砂、煤堆、土堆、雜物、或連續排放之污染源等之周遭環境防護，工程實物上經常利用多孔隙阻牆來做為減風防塵及污染廢氣阻隔，而達到防止空氣品質惡化之目的[1,2]。國內有許多工程其土方之暫時堆放，或台電火力發電廠儲煤場之煤堆等，主要是利用防風牆(網)來達到減風而抑制揚塵。

無論土方或煤堆等均需以斜坡方式堆放，因此該等問題可以氣流越過多孔阻牆與斜坡地形進行模擬。故本文研究係應用環境風洞進行量測與分析探討其不同孔隙率之防風牆與不同坡度斜坡之風場特性變化，藉以提供規劃防風牆(網)與堆放斜坡之工程施作設計評估參考。

二、實驗設置

本實驗主要以國立臺灣海洋大學環境風洞實驗示之風洞為主體模擬鄉村地形之大氣邊界層流，並利用模型置於風洞內，探討邊界層流通過不同孔隙率之阻牆與不同坡度之地形之風場特性。

2.1 實驗流程

整體實驗進行流程如下：(1)本文實驗主要利用大氣環境風洞且配合三角錐板(Spire)及粗糙元素等模擬出鄉村地型之中性大氣邊界層。邊界層厚度約 400 公尺、地表粗糙長度約 1.6 公尺。並對速度場進行平均風速剖面、紊流強度剖面及雷諾應力剖面等風場特性加以模擬及量測。(2) 以 1:400 為實驗幾何模型縮尺比例來設計阻牆高度、孔隙率及下游地形之坡度，且選擇各項物理參數。

2.2 模型縮尺設計

據Rae and Pope [3]指出，當風洞內模型之阻擋率(Blockage Ratio)大於 10%時，風洞內模擬之風場會有壓力梯度的產生(Pressure Gradient)，使得局部氣流會有加速的現象產生會與實際大氣環境有所出入，所以在製作模型中採用 1:400 之比例縮尺在下游地形坡度為 27° 時，模型高度高於阻牆高度約為 7.13cm此時阻擋率為 5.10%，在坡度為 6° 與 15° 時模型高度小於阻牆高度而阻牆高度為 7cm其阻擋率為 5%，故本文實驗之模型阻擋率皆符合Rae and Pope [3]之建議規範。

2.3 多孔阻牆與斜坡地形模型幾何構造

本實驗之風阻牆高度設計，高為 $H=7\text{cm}$ 、厚為 0.05cm 。由於模型厚度小於牆高，同時模型具有銳緣頂端，可使流線之分離點在模型頂端發生。

為避免分離後流線之再重合現象(Reattachment)發生在斜坡地形模型頂端，本實驗之風阻牆採取兩種形式，其模型為一式兩組風阻牆模型：(1)無孔隙阻牆其材質為不鏽鋼薄片，高 7cm、長度為 60cm 三片，總長為 180cm、厚 0.05cm。(2)多孔隙阻牆為刻蝕孔多孔不鏽鋼板薄片，其孔隙率設計有兩種形式：(A)孔徑 0.2cm，開孔交錯排列；高 7cm、長 90cm 兩片，總長 180cm，厚為 0.05cm，經計算後其孔隙率為 26%。(B)孔徑 0.5cm，開孔交錯排列；高 7cm、長 70cm 兩片，總長 140cm，厚為 0.05cm，經計算後其孔隙率為 33%。此處孔隙率為阻牆之開孔面積/總面積。故本實驗採用之阻牆之孔隙率分別為 0%、26%、33%、100%。

本實驗坡度之設計為固定地形坡面之底長 L 為兩倍阻牆高，改變坡面與水平面之夾角分別為 6° 、 15° 、 27° ，故坡面之長度及地形之高度會隨著角度的增加而變大；坡面之長度依序分別為 14.1cm、14.5cm、15.7cm，地形之高度依序分別為 1.47cm、3.75cm、7.13cm。阻牆設置於斜坡地形前方 1 倍牆高距離處，參閱圖一。

2.4 風場之量測

本實驗係利用 TSI 熱膜探針(Hot Film Probe)，型號為 1241-20X 型量測實驗區域內之流場流況。因熱膜探針量測之電壓值與流場流速兩者並非線性關係，所以在量測先利用孔口校正儀與斜壓計校正定溫式熱膜流速儀可得風速與電壓之率定曲線，再經由資料分析處理即可算出平均風速(mean wind speed)、紊流強度(turbulence intensity)、雷諾應力(Reynolds stress)等。

三、實驗結果

本實驗主要以國立臺灣海洋大學環境風洞實驗示之風洞為主體模擬鄉村地形之大氣邊界層，並利用 1/400 比例縮尺之模型置於風洞內，探討邊界層流通過不同孔隙率之

風阻牆與不同坡度之地形之流場特性。

3.1 迫近流場

本文實驗依據 Counihan[4]所建議模擬地形之 n 值(範圍介於 0.143~0.167),迫近流場模擬配置採用四個錐形檔板(spire)配合 2cm*2cm*2cm 之泡棉材質為粗糙元素,其排列方式為縱橫排列,以上述之配置模擬出鄉村地況之迫近流場,並以 TSI 1241-20X 型雙向熱膜探針(hot film probe)量測其風場特性。模擬之平均風速剖面以指數律(power law)表示如下式:

$$\frac{U}{U_{\text{ref}}} = \left(\frac{Z}{Z_{\text{ref}}} \right)^n \quad (1)$$

上式中, Z 為地表上高度 Z_{ref} 為邊界層厚度, U_{ref} 為自由流速, n 為指數冪次代表地況。圖二為模擬迫近流場之平均風速剖面, 其中 $n=0.146$ 、 $U_{\text{ref}}=5 \text{ m/s}$ 、 $Z_{\text{ref}}=0.8\text{m}$ 。該圖顯示實驗模擬 n 值, 符合 Counihan[4]建議之鄉村地形之 n 值範圍。

紊流強度 I_u 定義為紊流速度均方根值 $\sqrt{u^2}$ 與平均速度之比值 U ,

$$I_u = \frac{\sqrt{u^2}}{U} \quad (2)$$

Counihan[4]建議在鄉村地區地面以上 2~30 公尺之紊流強度 I_u 介於 0.1~0.2 之間, 而本文模擬迫近流場之紊流速度剖面示如圖三。結果顯示於近地表面 2~30 公尺範圍內, 紊流強度為 0.12~0.16 符合 Counihan[4]所建議之範圍。

3.2 無阻牆情況之風場特性

圖四所示為在無阻牆情況下, 不同地形斜坡角度之沿下游距離 X 之平均風速剖面。此處 Z 係由地形表面開始起算之高度。結果顯示在下游距離 $X=5H$ 處(亦即斜坡堤腳), 當斜坡角度變大(由 6° 增大至 27°), 在從地形表面起算之高度為 $1.5H$ 以下時, 其平均風速變小。而在 $X=5H \sim 7H$ 之間為地形之上升斜坡, 平均風速比較上游處為大, 亦即呈現增速現象(speed-up)。當斜坡角度越大時, 增速現象越明顯。在斜坡地形坡頂處($X=7H$), 斜坡角度 27° 之平均風速遠大於 15° 之平均風速, 且 15° 之平均風速又大於 6° 之平均風速, 亦即隨著地形斜坡角度變大, 其呈現增速現象越為明顯。當紊流邊界層流經過地形坡頂後, 隨著下游之距離增加, 不同斜坡角度狀況下之平均風速剖面也逐漸趨於一致。

為比較在斜坡地形堤頂處之增速現象結果, 此處採用 Baker[5]定義之地形暴露因素(topographical exposure factor) K_L , 以表示風速之增速變化

$$K_L = \frac{\text{在距離模型上方 } Z \text{ 處之風速}}{\text{在模型前距離地面 } Z \text{ 處之風速}} \quad (3)$$

圖五所示為地形斜坡角度 27° 時, 在無阻牆的情形下於堤頂($X=7H$)之 K_L 值之比較結果, 其與 Baker[5]、Jackson and Hunt[6]之比較圖。其中 Jackson & Hunt[6]之理論算式為:

$$K_L = 1 + 0.092 \ln \left[3 + (z/h)^2 \right] / (z/h)^2 \quad (4)$$

z 為地形表面至量測點高度(m)， h 為地型高度。比較結果顯示本文實驗之 K_L 值變化趨勢與 Baker[5]及 Jackson and Hunt[6]一致。

3.3 不同孔隙率阻牆與地形斜坡角度之風場特性

圖六顯示在地形斜坡角度 6° 時，不同孔隙率阻牆沿下游距離之風速剖面結果比較。在距離地形表面 $1.5H$ 高度內，阻牆孔隙率越大，沿阻牆下游處之風速減速現象越不明顯。圖七所示為地形斜坡角度 6° 時，不同孔隙率阻牆沿下游距離之紊流強度剖面變化之比較。結果顯示阻牆後方下游處，當阻牆孔隙率減小時，紊流強度變大。亦即阻牆阻擋效應使得紊流強度增加。其他斜坡角度也呈現類似結果。在地形斜坡角度 6° 時，不同孔隙率阻牆沿下游距離之雷諾應力剖面比較，結果示如圖八。圖八顯示當阻牆孔隙率增加時，雷諾應力變小。雷諾應力變小，將減低對地形表面之風蝕揚塵效應。而其他斜坡角度，阻牆孔隙率與雷諾應力之關係也呈現類似結果。

阻牆孔隙率 0%，不同地形斜坡角度沿阻牆下游距離之風速剖面變化比較結果示如圖九。此處 Z 係由地形表面開始起算之高度。由圖九所示，在 $X=4\sim 7H$ 之間可看出隨著地形斜坡角度的增加(6° 增加至 27°)，則減速及逆流的現象越明顯；在圖九堤頂處($X=7H$) 在角度 15° 時有分離流的現象產生，且隨著角度的增加(15° 增加至 27°)分離的情形越顯著。圖十為阻牆孔隙率 0%，不同地形斜坡角度沿阻牆下游距離之紊流強度剖面變化比較結果。結果顯示地形斜坡角度增加，紊流強度變大。阻牆孔隙率 0%，不同地形斜坡角度沿阻牆下游距離之雷諾應力剖面變化比較結果如圖十一所示。結果也顯示地形斜坡角度增加，雷諾應力變大。故對地形表面之風蝕揚塵效應增強。其他孔隙率阻牆之平均風速剖面、紊流強度剖面、以及雷諾應力剖面之變化結果，大致呈現與上述類似之趨勢。

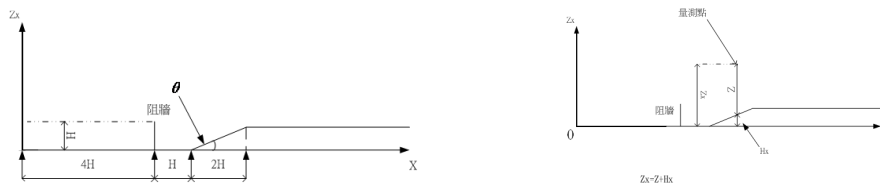
四、結論

在風洞中進行量測與分析紊流邊界層流(turbulent boundary layer flow)通過多孔性二維阻牆與斜坡地形之風場特性變化。多孔阻牆孔隙率分別為 0%，26%，33%，以及 100%(無阻牆)；而斜坡地形之堤腳坡度分別為 6° ， 15° ，與 27° 。風場之實驗量測結果與分析獲致以下結論：

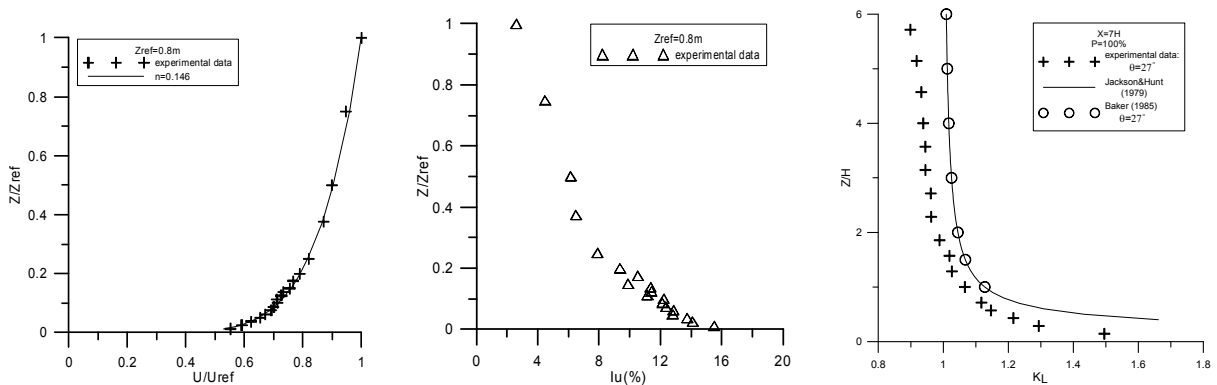
- (1) 在無阻牆時，若地形之斜坡坡角變大時，其增速現象(speed-up) 顯著，風速增加尤以斜坡頂處為最大。
- (2) 在有阻牆之情況下，於阻牆下游距離 $1H\sim 7H$ 之間且距離地形表面 $1.5H$ 高度以下之平均風速皆有減速的現象發生。此處 H 為阻牆高度。又隨著地形斜坡之角度的增加，阻牆後方之紊流強度(turbulence intensity)及雷諾應力(Reynolds stress)均增大。
- (3) 不同之阻牆孔隙率，其影響紊流強度及雷諾應力之高度範圍主要約在距離地形表面 $2H$ 以下。

五、參考文獻

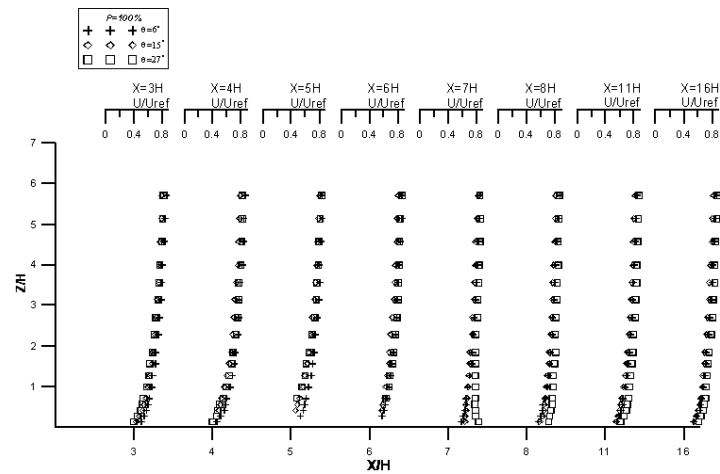
- [1] Frank, C., and Ruck B., "Double-Arranged Mound-Mounted Shelterbelts: Influence of Porosity on Wind Reduction between the Shelters," *Environmental Fluid Mechanics*, Vol.5, pp.267-292, 2005.
- [2] Borrego, C., Costa, A.M., Amorim, J.H., Santos, P., Saedo, J., Lopes, M., and Miranda, A.I., "Air Quality Impact due to Scrap-metal Handling on a Sea Port: A Wind Tunnel Experiment," *Atmospheric Environment*, Vol.41, pp.6396-6405, 2007.
- [3] Rae, W.H.J. and Pope, A., "Low-Speed Wind Tunnel Testing," *John Wiley & Sons*, Inc., 1984
- [4] Counihan, J., "Adiabatic Atmospheric Boundary Layers: A Review and Analysis of the Data from the Period 1880-1972," *Atmospheric Environment*, Vol.9, pp.871-905, 1975.
- [5] Baker, C.J., "The Determination of Topographical Exposure Factors for Railway Embankments," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.21, pp.89-99, 1985.
- [6] Jackson, P.S., and Hunt, J.C.R., "Turbulent Wind Flow Over a Low Hill," *Quarterly Journal of Royal Meteorology Society*, Vol.114, pp.1435-1470, 1975.



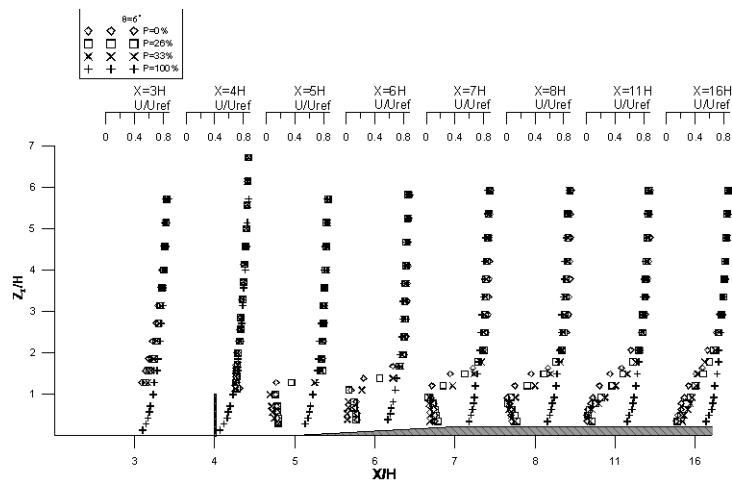
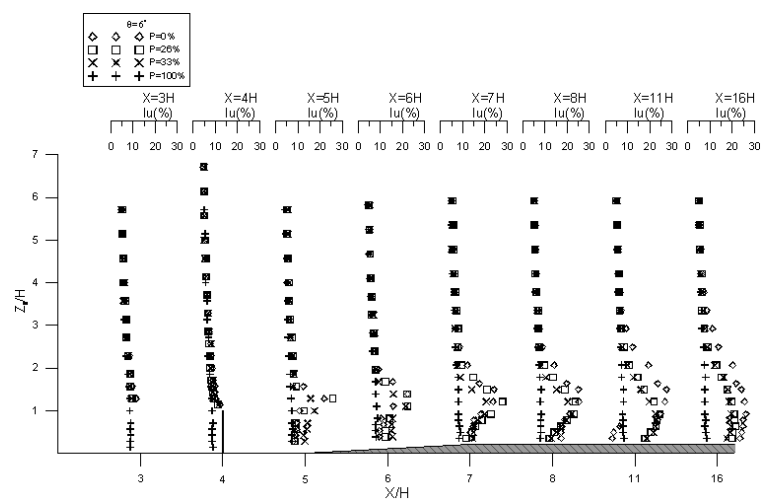
圖一：實驗配置圖及座標軸定義圖



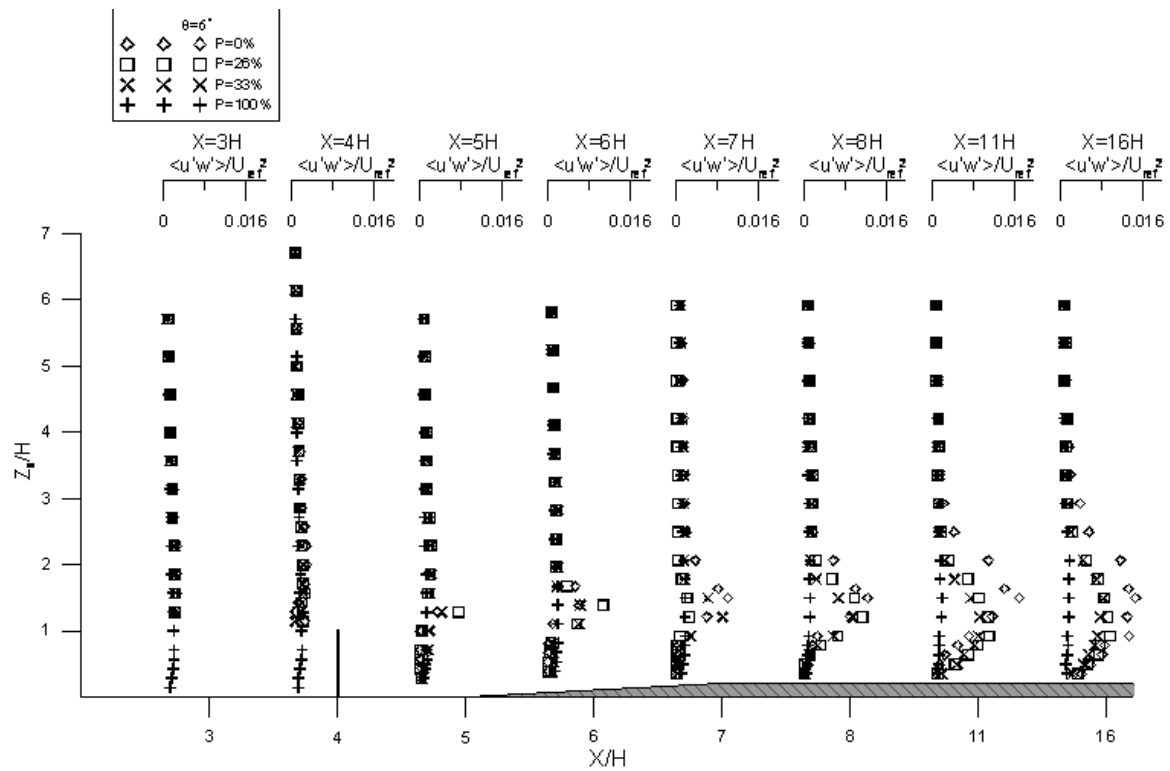
圖二：迫近流場之平均風速剖面 圖三：迫近流場之紊流強度剖面 圖五：地形暴露因子比較



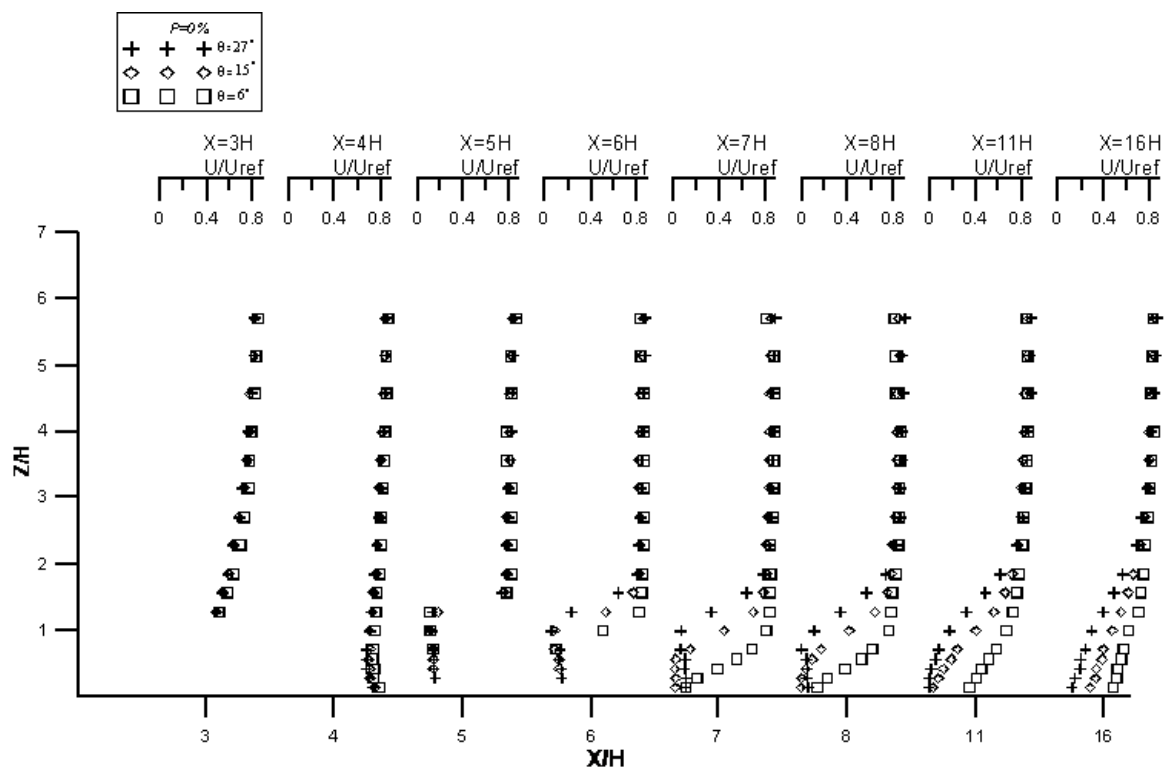
圖四：無阻牆不同斜坡角度地形沿下游距離之平均風速剖面

圖六：不同孔隙率阻牆沿下游距離之風速剖面比較；地形斜坡角度 6° 圖七：不同孔隙率阻牆沿下游距離之紊流強度剖面比較；地形斜坡角度 6°

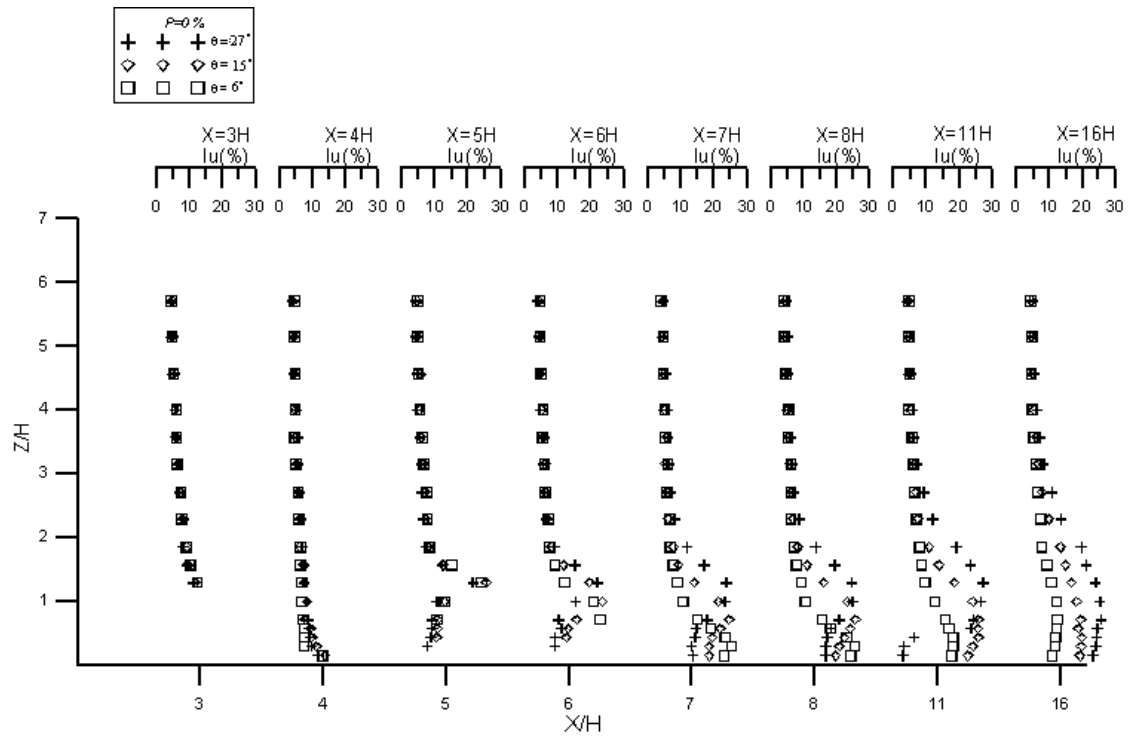
2010 年 10 月 15 日



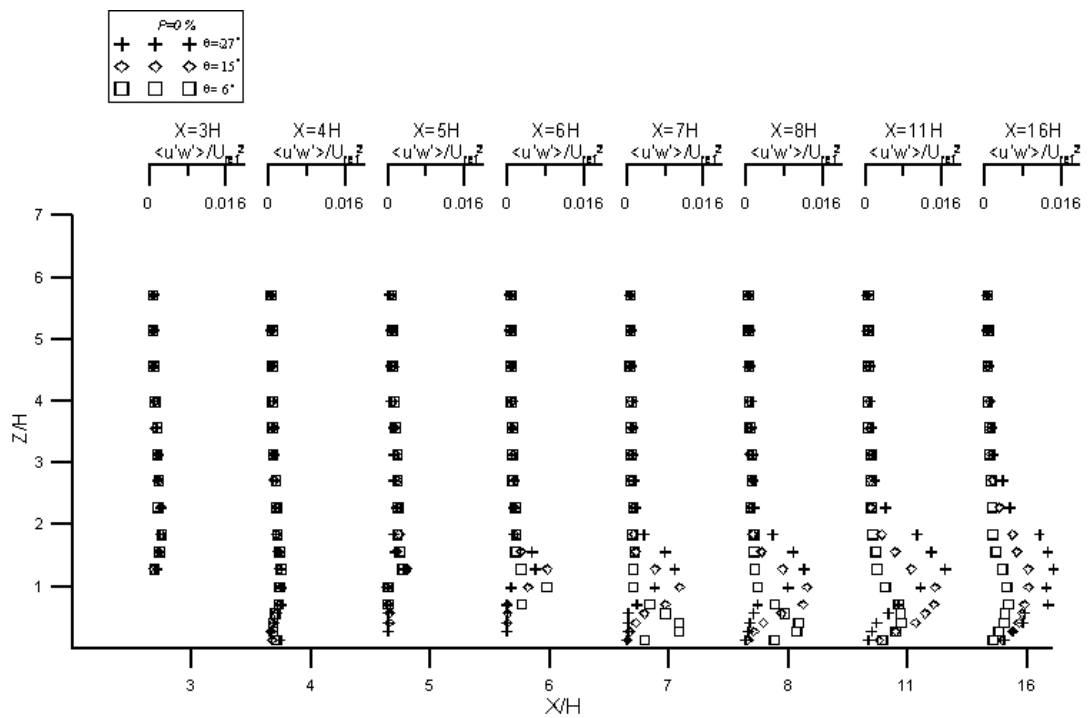
圖八：不同孔隙率阻牆沿下游距離之雷諾應力剖面比較；地形斜坡角度 6°



圖九：不同地形斜坡角度沿下游距離之風速剖面比較；阻牆孔隙率 0%



圖十：不同地形斜坡角度沿下游距離之紊流強度剖面比較；阻牆孔隙率 0%



圖十一：不同地形斜坡角度沿下游距離之雷諾應力剖面比較；阻牆孔隙率 0%

防風柵對料堆場風蝕現象之數值模擬分析

葉承朋¹ 蔡建雄² 楊瑞珍^{1*} 陳俊達³ 李建森³

¹國立成功大學工程科學系

²國立屏東科技大學車輛工程系

³中鋼公司新材料研究發展處

摘要

本文以計算流體力學的方式來進行防風柵性能參數對料堆場風蝕現象之模擬研究。文中採用的統御方程式為三維之雷諾平均 Navier-Stokes 方程式組，以傳統的高雷諾數 RNG k- ϵ 紊流模式來模擬流體紊流的行為。文中為了瞭解粉塵粒子被風揚起後飄散到何處，採用兩相流（歐拉-拉格朗日）模型來預測顆粒從料堆中被風揚起後的運動軌跡。計算結果顯示，粒子在空氣中的運動行為與大氣風速、顆粒密度與顆粒的直徑有密切的關係；而粒子逸散到料堆場外的掉落位置也會影響到下游環境是否受到汙染。

關鍵字：風蝕現象，防風柵，風工程

一、前言

一般煉鋼廠或是火力發電廠都需要預先儲存一些原料以備製程之需求，而儲存這些原料最簡單的方式就是將原料堆在大型的料堆場中。但由於沒受到良好的保護，所以料堆常受到風蝕現象影響，導致料堆的粒子常常懸浮在空氣中隨風飛揚，不只污染附近的環境又會造成原物料的損失，真可謂損人又不利己。因此，一些重視環境的國家都會利用一些防風設備來減少這些料堆粒子隨風飄散的情形。例如：韓國浦項鋼廠的料堆場也設計防風柵來改善風蝕的現象[1]。強風對存放在料堆場原料之侵蝕，是極為重要的風力工程問題。然而，風力吹襲時所造成的風蝕現象的機制是非常複雜的，因為這些影響機制建立在不同的地形、氣象及礦砂本身表面狀態。一般說來，料堆中的粒子受強風的吹襲時所造成的運動可區分為滾動、跳躍、與懸浮三類。因此，氣流流過料堆表面時，料堆面上剪應力、壓力、壓力擾動與摩擦速度等等參數都與料堆中的粒子被吹至空中的行為有極為密切的關係。研究中也指出，減少料堆面上剪應力、壓力與壓力擾動等等氣動力參數就可以減少料堆粒子被吹走的可能。多孔結構的防風柵就是用來減少這些氣動力參數的防風設備，當氣流經過這樣的多孔結構時，氣流所受影響將受到部份固體結構影響，並造成不同的壓力分佈與防風柵後多種氣流型態的產生。

以往對於防風柵的研究大多著重於防風柵後方的流場特性，例如：防風柵的開孔率大小，對後方流場特性的影響[2-3]。開孔率定義為防風柵孔洞的總面積除以防風柵表面

積，設計防風柵時此比率是極為重要的參數[2]。在二維的防風柵模擬結果指出，當開孔率 ≥ 0.3 時，在防風柵後方的迴流區將會消失[2-3]。當開孔率等於 0.3 時，防風柵後方的壓力擾動減少程度約為完全無開口的防風柵 50%。這些研究都沒有將料堆對流場的影響考慮進去，所以這樣的研究對料堆場防風柵的佈置設計是不夠的，因為防風效果的好壞是由料堆、防風柵與大氣邊界層流場三方面互相影響的效果總和。在韓國浦項鋼鐵的委託研究下，浦項科技大學的學者 Lee 等人[4-7]則相當深入探討這三者之間的相互作用。他們在 1998~2003 年間利用大量的風洞實驗來研究料堆、防風柵與大氣邊界層流場之交互作用。其中，料堆模型是以三角稜鏡來簡化，料堆之模型大小約 15cm 左右 (1/100)。實驗結果發現：防風柵的開孔率= 0.3~0.4 時在減少壓力擾動有最佳的效率。其間，Lee 等人[8]也有採用 $k-\epsilon$ 紊流模式計算防風柵的性能，所探討的參數有開孔率、料堆高度與料堆與防風柵距離，可是他們假設二維且為縮小模型的流場特性。

然而由於以縮小尺寸模型來模擬全尺寸時，有很多物理現象並沒有符合動態相似律，而對於粉塵在空中對流擴散的現象，文獻中對此問題的動態相似定律上也尚未有一定的結論出來[9-10]。近幾年來，以數值模擬來探討大氣擴散或風工程的問題，已經有小部分的研究者採用全尺寸的模擬以避免相似律所引發的誤差[11-13]。小尺寸模型的計算模擬則只是用來與風洞所作的小尺寸模型實驗做驗證的。因此，本研究也擬定以全尺寸的模擬來探討料堆場之風蝕現象，並藉由二相流來模擬在不同的防風柵位置的情況下對顆粒的逸散軌跡的影響，所探討的參數包括粉塵粒徑大小、顆粒種類、防風柵位置與開孔率的影響。目的是為了瞭解什麼樣的粒子雖然會被揚起，但只會在料堆內滾動，不會逸散到廠外；什麼樣的粒子被揚起後會逸散到廠外造成污染。

二、研究方法

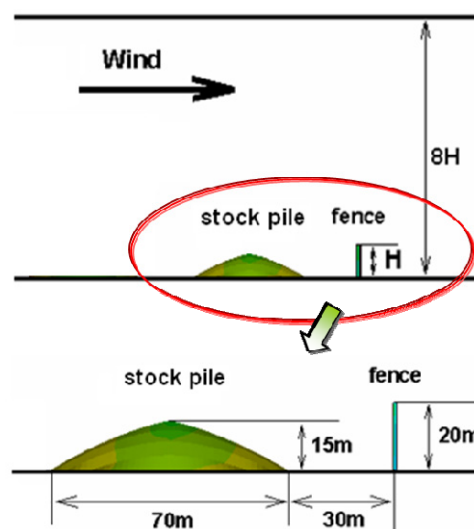
本研究使用數值模擬的方法來計算原料堆置場的大氣環境中之流體行為的研究。研究中所採用的統御方程式為流體的連續方程式、動量方程式，並以傳統的高雷諾數 RNG $k-\epsilon$ 紊流模式來模擬流體紊流的行為。透過上述的方程式組來求解大型料堆場內的空氣動力行為。由於在料堆儲存場的大氣環境中物體與模擬的尺度沒有超過 10km，所以研究中假設原料堆置場內之流體行為皆具有不可壓縮性，而流體在壁面上遵守流體速度不滑動的物理現象。

2.1 數值方法

本文採用 FLUENT 來求解上述的統御方程式。FLUENT 是採用控制體積法來建立統御方程式組的差分方程式，故擬以 SIMPLE 方法來處理速度場與壓力場耦合的關係。

2.2 計算域

探討不同的防風柵位置對粉塵拋射軌道的影響，模擬區域是以二維為主。圖一為執行二維全尺寸計算時，所採用的計算區域。圖中表示防風柵設置在料堆的下風處（也有可能為上風處），有一水平風向以預設的風速（在此研究中，假設為中性穩定度的大氣邊界層速度分佈）從左邊吹向礦堆。



圖一：二維防風柵、料堆之相關幾何尺寸

三、結果與討論

探討不同的防風柵位置對粒子拋射軌道的影響，研究中是採用二維模擬。假設粉塵的粒徑很小，大氣中紊流擾動量對於顆粒的影響遠遠大於粒子與地面之間的相互作用，因此假設粒子與地面之間的反彈係數為零，也就是說當粉塵被風吹起後，粒子若因重力的影響而掉落到地面時，就會沉積在地上。此外顆粒的起塵位置為料堆表面剪應力最大的地方持續排放，也就是風蝕勢能最大的位置。然而在真實的情況下，礦砂被風揚起的粉塵量會隨著單位時間內料堆表面的速度梯度、紊流動能與耗散而不斷改變，並無法知道實際的揚起量，因此粉塵的臨界摩擦速度（起動摩擦速度）與被風揚起的流量沒有辦法從CFD中模擬得知，必須由實驗決定。研究中模擬顆粒的逸散軌跡主要的目的是想瞭解粒子到底會飄散到何處，因此粉塵的排放量只是個假設的參考量，文中模擬在不同的柵欄設置型式下，我們假設粉塵流量 $Q_p = 0.0005\text{kg/s}$ 持續等量排放後，經由此模擬可以知道顆粒分別掉落在料堆廠內與廠外沉積量之間的比例。因此若從實驗中知道料堆粉塵在單位時間內被風揚起來的量，就可以藉由各線段間粒子之堆積量的比例關係計算會有多少量揚起後會掉落在廠內，多少量會飄散出去。

為了能夠仔細地分析其物理現象，研究中只採用單個料堆，並且分別以無防風柵、前實心擋牆、後實心擋牆與前擋牆之孔洞率為30%時四種不同的柵欄型式下來分析粒子參數的研究。其中顆粒參數的探討包括：粉塵粒徑的大小（ $75\mu\text{m}$ 與 $150\mu\text{m}$ ）與粒子的種類（煤粉與鐵礦）。以下定義一些符號以利文中之說明與使用， Q_p 顆粒排放流率、 ρ_p 粒子密度、 $V_{\text{particle-Y}}$ 粒子初使起塵速度、 ε_f 前擋牆之開孔率、 ε_b 後擋牆之開孔率， x 為防風柵之高度（ $=20\text{m}$ ）， G 為柵欄與料堆之間的距離（ $=30\text{m}$ ）， H 則為料堆的高度（ $=15\text{m}$ ）。

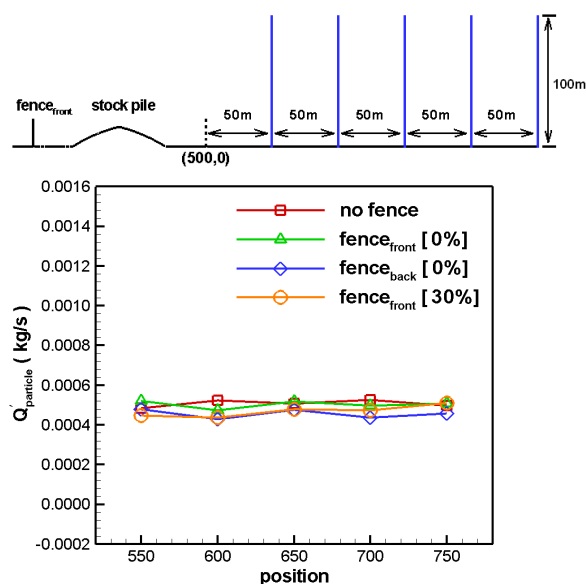
3.1 粉煤粒徑的影響

圖二為煤粉粒徑為 $75\mu\text{m}$ ，在不同柵網位置與孔洞率的情況下，粒子自料堆表面最大風蝕勢能值的位置等量 $Q_p = 0.0005\text{kg/s}$ 持續排放後之軌道路徑分佈圖。模擬結果顯

示，由於煤粉的粒子很小，重力與慣性的效應並不明顯，所以粉塵隨著大氣逸散到空氣中而污染環境。若我們以料堆之後擋牆為基準，在柵欄後方下游處每隔 50m 就積分每單位時間內粒子通過的質量，其積分方程為：

$$Q'_p = \int \phi \bar{v} \cdot dA \quad (1)$$

其中 Q'_p 為單位時間粉塵通過的質量 (kg/s)、 ϕ 為粉塵粒子濃度 (kg/m³)、 $\bar{v}$ 為大氣流經截面時的速度 (m/s)。由圖三中可以看出在不同的防風柵位置下，每 50m 粉塵的流量幾乎相同，其量的大小就是料堆表面顆粒排放流率，也就是說，只要粉塵被風揚起，就會飄到料堆廠外造成污染。



圖二：不同防風柵位置下，煤粉之粒徑為 75μm 的情況下，料堆後方粉塵量之積分圖

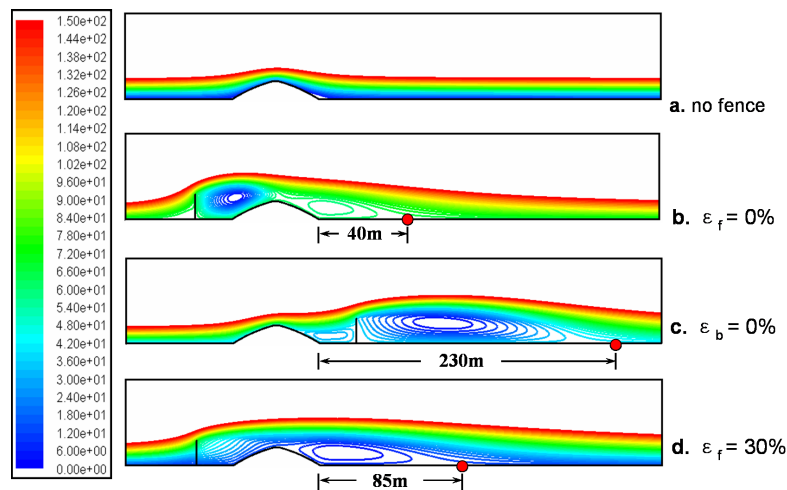
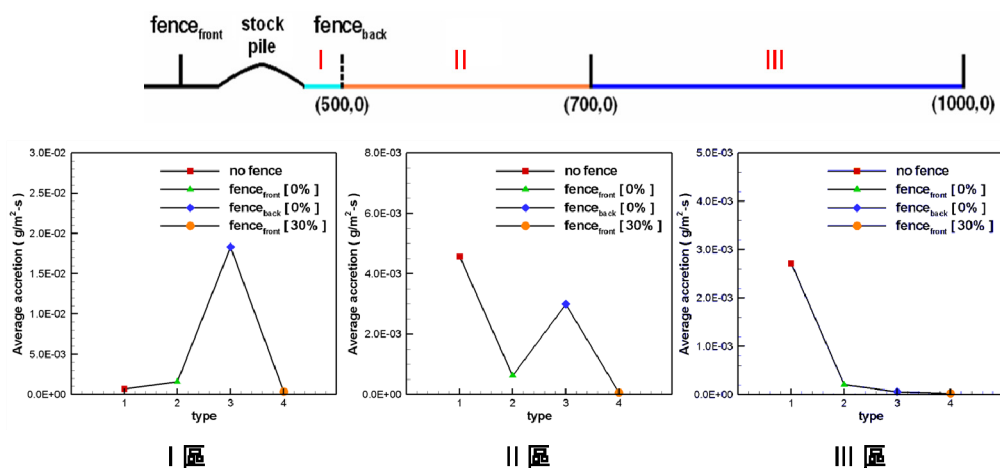
$$(Q_p = 0.0005 \text{ kg/s}, \rho_p = 1250 \text{ kg/m}^3, V_{\text{particle-Y}} = 0.1 \text{ m/s}, U_{10} = 8 \text{ m/s})$$

當煤粉的直徑為 150μm 時受到強風揚起時，粒子在空中運動受到阻力 F_D 與重力 g 兩種力量的影響，當顆粒受到 F_D 的力時，這是給予粒子持續飛行的力量；若受到 g 的力量時，則是粒子往下沉降的力量。其中粒子的加速度取決於 $F_D/g = 18\mu U_\infty / \rho_p d_p^2 g$ 的比例，也就是說，風速的大小可以增加粒子飛行的距離；顆粒的密度與粒徑則會影響粉塵往下沉的力量。因此，料堆中不同的顆粒粒徑大小與種類會受風速與重力的影響而造成粒子懸浮、跳躍與滾動，且會隨著不同的防風柵位置與渦流區的大小導致粒子沉降在地面且造成堆積的現象。文中將以地面粉塵的沉積量的多寡作為優劣的標準，其定義為：

$$R_{\text{accretion}} = \sum_{p=1}^{N_{\text{particles}}} \frac{\dot{m}_p}{A_{\text{ground}}} \quad (2)$$

2010 年 10 月 15 日

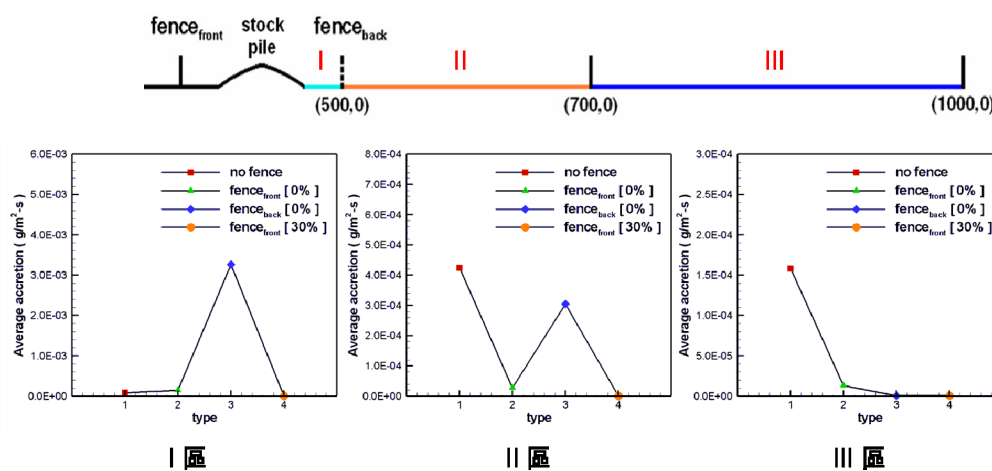
此處的 $\dot{m}_p$ 與 A_{ground} 分別為代表粉塵單位時間之質量的變化率 (kg/s) 與地面面積 (m^2)。圖三為不同防風柵位置情形下的流線分佈圖，由圖中我們可以知道由於柵欄設置的位置與孔隙度的不同，使得料堆後方渦流區的大小也不一樣，其中以後實心擋牆的渦流區最大，其大小距離約為 230m。除此之外，圖中的紅色圓點為渦流的重聚點 (reattachment point)，當粉塵被風揚起後若逸散到廠外而掉落在此點與料堆之間的範圍內，粒子則會隨著渦流捲回堆積；反之如果掉落在紅點的下游處，則會隨著風在地上滾動因而汙染下游環境。若將料堆場內與場外之地面的總沉積量來互相比較，其結果如圖四所示，圖中可以清楚地知道前防風柵之孔洞率為 30% 的沉積量不管在哪個區域中都是最少，也就粉塵都在還堆積在料堆上，只有少量的粒子被風揚起而飄到廠外；若料堆沒有任何擋牆遮蔽的情況下則最容易受到強風吹襲而飄浮到廠外而汙染環境。

圖三：不同防風柵位置下之流線分佈圖 ($U_{10}=8\text{m/s}$)圖四：不同防風柵位置下，煤粉之粒徑為 $150\mu\text{m}$ 的情況下，各區域總沉積量的比較圖

($t=20\text{min}$ 、 $Q_p=0.0005\text{kg/s}$ 、 $\rho_p=1250\text{kg/m}^3$ 、 $V_{\text{particle-Y}}=0.1\text{m/s}$ 、 $U_{10}=8\text{m/s}$)

3.2 鐵礦粒徑的影響

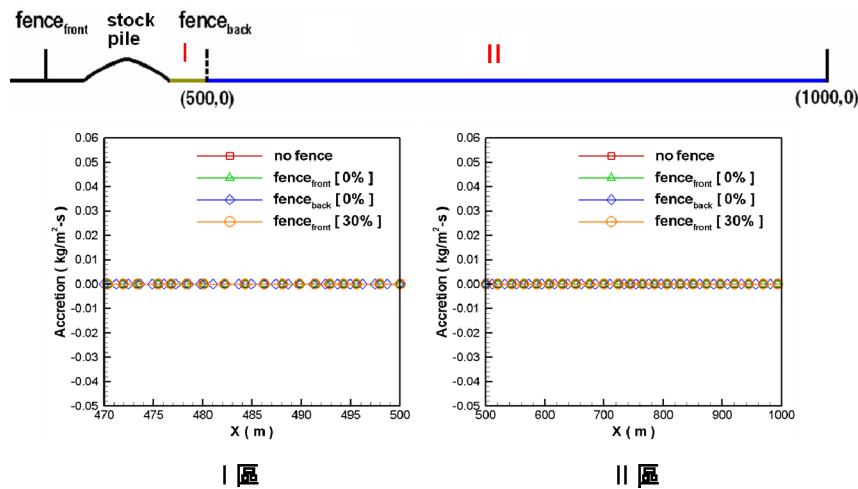
一般大型料堆置場所儲存的原料中，為了供給不同製程時所需的各種原料，因此料堆的種類往往不只一種。研究中除上節所探討粉煤粒徑大小的影響外，在本節中也將針對密度較大的粉鐵礦作進一步的分析。圖五為不同防風柵位置的情況下，鐵粉之粒徑為 $75\mu\text{m}$ 時，地面各線段的總沉積量的比較圖。計算結果顯示，當鐵礦粒子為 $75\mu\text{m}$ 時的地面堆積現象的趨勢與煤粉粒徑為 $150\mu\text{m}$ 相同。這是因為顆粒之阻力與重力比為 $18\mu U_\infty / \rho_p d_p^2 g$ ，其中 μ 、 U_∞ 、 g 為常數，雖然鐵礦的密度 ρ_p 約為煤礦的 4 倍，但是相對鐵礦粒徑的大小 d_p^2 只有粉煤的 1/4 倍；所以當鐵礦粒子大小為粉煤粒徑的一半時，兩者顆粒所受到的阻力與重力比會一樣，因此地面堆積量的趨勢也會相同。



圖五：不同防風柵位置下，煤粉之粒徑為 $75\mu\text{m}$ 的情況下，各區域總沉積量的比較圖

$$(t=20\text{min}, Q_p=0.0005\text{kg/s}, \rho_p=5000\text{kg/m}^3, V_{\text{particle-Y}}=0.1\text{m/s}, U_{10}=8\text{m/s})$$

然而若自料堆表面等量所排放出來的鐵礦粒徑大小增加為 $150\mu\text{m}$ 的時候，由於鐵礦本身的密度大，因此我們可以推估粒子所受到重力的影響會大於阻力。由圖六中地面沉積分佈可以發現，各種不同的防風柵佈置型態，料堆場內外的地面沉積量都為零。也就是說，當鐵粉粒徑為 $150\mu\text{m}$ 時， $U_{10}=8\text{m/s}$ 的大氣風速並沒有足夠的力量可以把顆粒揚起，鐵礦粒子只會在料堆場內滾動，不會逸散到廠外。



圖六：不同防風柵位置下，鐵粉之粒徑為 $150\mu\text{m}$ 的情況下，各區域總沉積量的比較圖
($t=20\text{min}$ 、 $Q_p=0.0005\text{kg/s}$ 、 $\rho_p=5000\text{kg/m}^3$ 、 $V_{\text{particle-Y}}=0.1\text{m/s}$ 、 $U_{10}=8\text{m/s}$)

四、結論

本研究是利用數值分析的方式來進行防風柵性能參數對料堆場風蝕現象之模擬研究。文中採用二相流中（歐拉—拉格朗日）的方法來預測顆粒從料堆中被風揚起後的運動軌跡。計算結果指出：

1. 粒子的運動行為與大氣風速、顆粒密度與顆粒的直徑有關。研究中以風速為 $U_{10}=8\text{m/s}$ 的模擬結果指出，煤粉粒徑為 $75\mu\text{m}$ 時，粒子被風揚起後就會逸散到料堆廠外造成污染；當鐵粉粒徑為 $150\mu\text{m}$ 時，鐵礦粒子只會在料堆場內滾動，不會逸散到廠外。
2. 顆粒被風揚起後若逸散到廠外而掉落在渦流的重聚點與料堆之間的範圍內，粒子會受到渦流的影響而捲回堆積；反之如果掉在此點的下游處，則會隨著風在地上滾動而污染下游環境。

五、參考文獻

- [1] Park, Cheol-Woo and Lee, Sang-Joon, "Verification of the Shelter Effect of a Windbreak on Coal Piles in the POSCO Open Storage Yards at the Kwang-Yang Works," *Atmospheric Environment*, Vol.36, No.13, pp. 2171-2185, 2002.
- [2] Perrera, M.D.A.E.S., "Shelter Behind Two-Dimensional Solid and Porous Fences," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.8, No.1-2, pp. 93-104, 1981.
- [3] Castro, I.P., "Wake Characteristics of Two-Dimensional Perforated Plates Normal to an Air-Stream," *Journal of fluid mechanics*, Vol.46, No.3, pp. 599-609, 1971.
- [4] Lee, Sang-Joon and Park, Cheol-Woo, "The Shelter Effect of Porous Wind Fences on Coal Piles in POSCO Open Storage Yard," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.84, No.1, pp. 101-118, 2000.
- [5] Park, Cheol-Woo and Lee, Sang-Joon, "The Effect of a Bottom Gap and Non-uniform Porosity in a Wind Fence on the Surface Pressure of a Triangular Prism Located Behind the Fence," *Journal*

- of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.89, No.13, pp. 1037-1154, 2001.
- [6] Lee, Sang-Joon, Park, Ki-Chul and Park, Chel-Woo, "Wind Tunnel Observations about the Shelter Effect of Porous Fences on the Sand Particle Movements," *Atmospheric Environment*, Vol.36, No.9, pp. 1453-1463, 2002.
 - [7] Park, Chel-Woo and Lee, Sang-Joon, "Experimental Study on Surface Pressure and Flow Structure around a Triangular Prism Located behind a Porous Fence," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.91, No.1-2, pp. 165-184, 2003.
 - [8] Lee, Sang-Joon and Lim, Hee-Chang, "A Numerical Study on Flow around a Triangular Prism Located behind a Porous Fence," *Fluid Dynamics Research*, Vol.28, No.3, pp. 209-221, 2001.
 - [9] Sakamoto, Hiroshi, Moriya, Masaru, Takai, Kazunori and Obata, Yoshihiro, "Development of a New Type Snow Fence with Airfoil Snow Plates to Prevent Blowing-Snow Disasters: Part 1, Evaluation of Performance by Blowing-Snow Simulation in a Wind Tunnel," *Journal of Natural Disaster Science*, Vol.23, No.1, pp. 1-11, 2001.
 - [10] Obasaju, E.D. and Robins, A.G., "Simulation of Pollution Dispersion Using Small Scale Physical Models-an Assessment of Scaling Options," *Environmental Monitoring and Assessment*, Vol.52, No.1-2, pp. 239-254, 1998.
 - [11] Reichrath, S. and Davies, T.W., "Computational Fluid Dynamics Simulations and Validation of the Pressure Distribution on the Roof of a Commercial Multi-span Venlo-type Glasshouse," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.90, No.3, pp. 139-149, 2002.
 - [12] Meroney, R.N., "CFD Prediction of Cooling Tower Drift," *Journal of Wind Engineering & Industrial Aerodynamics*, Vol.94, No.6, pp. 463-490, 2006.
 - [13] Hassan, A.A. and Crowther, J.M., "Modelling of Fluid Flow and Pollutant Dispersion in a Street Canyon," *Environmental Monitoring and Assessment*, Vol.52, No.1-2, pp. 281-297, 1998.

風場通透樹木之二維特性模式研究

黎益肇¹ 鐘政洋² 楊峻³ 蔡宗雄³

¹內政部建築研究所專案助理研究員

²國立中興大學土木所博士生

³國立中興大學土木所碩士生

摘要

本研究以風洞中模型實驗取代現地觀測，探討通過樹木的風場特性和紊流結構。並在來流為均勻之狀況下，採用寬度為 28 公分之方形斷面樹叢模型，樹葉為均勻分布，並設定 3 種疏密度之樹木模型進行風洞試驗。此外，另進行微可壓縮流的動力計算模擬通過樹木後之風場特性。將樹木模式引入數值模擬中，探討樹木模式參數設定之合理性，進而建立可表現風場通透樹木之數值模式。由三維數值模擬結果得知，樹木下游之順橫風向之平均、擾動風速剖面結果與風洞試驗比較後，具有不錯的吻合度，可作為解析樹木流場之有效工具。

關鍵字：環境微氣候，風洞實驗，數值模擬，樹木植栽

一、研究緣起

都市栽種之景觀樹及行道樹對於建築周圍風場微氣候有顯著影響，在實務上除可降低建築物所承受風壓及風力，並對行人環境風場環境扮演正面之角色，但也缺少適當模式予以分析評估。本研究擬以風洞實驗與數值模擬同步探討此類現象，研究通過樹木的風場特性和紊流結構，並建立風場通透樹木之特性模式。藉此克服風場分析與數值模擬時遭遇此類不穩定因素之影響，並提供較佳之分析模式。

二、研究方法

本研究擬於風洞中以模型實驗取代現地觀測，來探討通過樹木的風場特性和紊流結構。本研究在來流為均勻之狀況下，針對樹叢上方枝葉部製作長方體模型，其寬度(B)×厚度(D)×長度(L)分別為 28 cm × 28 cm × 41 cm，中間樹枝條為交錯均勻分布。採用 3 種疏密度($\gamma_0 = V_0 / V_T$)，疏密度定義枝葉體積與模型整體體積之比，分別為 1 %、0.75 %、0.5 % 等 3 種疏密度，各疏密度之模型設定如表一所示。此外，流場之模擬係採用微可壓縮流的動力計算方法，並將樹木模式引入數值模擬中，探討樹木模式參數之適用性。

2.1 風洞試驗

本實驗於內政部建築研究所風洞實驗室第一測試段進行，該測區之中心紊流擾動量小於 0.3 %，邊界層厚度小於 3 cm，中間高度區域來流為均勻分布，平均風速與紊流擾動於橫向與縱向呈現相當高之穩定度，試驗風速(U_0)為 10 m/s，相應雷諾數為 2.2×10^5 。於入口處架設皮托管作為試驗參考，探針安裝於移動機構上。模型樹叢架設高度約在風洞中央，以避免風洞邊壁造成之影響。並在樹叢模型二側架設擋板，範圍由模型上游 4D 處開始至下游 12D，使得量測之中心線速度剖面具有較佳之二維特性，本風洞試驗配置示意圖及照片如圖一。

為求取樹叢區域之通透模式的阻力係數，本次試驗規劃 5 個位置的風速剖面進行量測，分別為 $x/D=2、4、6、8、10$ 。垂直向座標(z)以樹叢中心點為起始點($z/D=0$)，量取 $z=\pm 90$ cm ($\pm 3.2D$) 處的風速資料共 27 點，在可能發生剪力層位置採用較密之點位分布，於遠離樹叢區域則採用較疏之點位分布進行量測。本研究使用裂膜探針量測順風向(u)及垂直向(w)風速之時序列資料，取樣時間為 1 分鐘，取樣頻率為 1 kHz，無因次化之參考風速(U_0)則選用 $z=90$ cm 處平均風速。

2.2 數值模擬方法

本研究中流場之模擬係採用微可壓縮流(Weakly-Compressible-Flow Method, WCF)的動力計算方法。在非恆定紊流流場計算中，其相應之連續及動量方程式分別為：

$$\frac{\partial p}{\partial t} + \nabla \cdot (k \vec{V}) = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial \vec{V}}{\partial t} + \vec{V} \cdot \nabla \vec{V} = -\nabla \frac{p}{\rho} + \nabla \cdot [(\nu + \nu_t) \nabla \vec{V}] + f \quad (2)$$

上式中， ρ 、 V 、 P 、 f 、 t 分別代表流體密度、速度向量、壓力、源項(Source Term)及時間， k 表示體積彈性模數，而 ν 為運動黏滯度(Kinematic Viscosity)，其中源項 f 為樹木或固體於局部位置對流體造成之外力。 ν 及 ν_t 分別為層流與紊流黏滯係數(dynamic viscosity)，而後者係運用動力次網格紊流模型(Dynamic Subgrid-scale Turbulence Model, Germano et al[7])求得，而紊流黏滯係數表示如後：

$$\nu_t = (C_s L)^2 \sqrt{\frac{S_{ij}^2}{2}}, \quad S_{ij} = \frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \quad (3)$$

如計算格網為完全流體，則 L 為格網之特徵長度。但本研究在樹木模擬區域部分為固體，按 Maruyama[3] 建議，於格網特徵長度部分需進行修正：

$$L = \sqrt[3]{\nabla_f} = \sqrt[3]{\gamma_f \nabla_T} = \sqrt[3]{\gamma_f \Delta x \Delta y \Delta z} \quad (4)$$

2010 年 10 月 15 日

其中， γ_f 、 ∇_f 分別為孔隙比與流體體積，孔隙比與疏密度之關係式為：

$$\gamma_f = \frac{\nabla_f}{\nabla_T} = 1 - \gamma_0 \quad (5)$$

2.3 樹木模式

在解析樹木區域之流場時，於動量方程式等號右邊加入源項(Source Term)，即風場作用於樹木區控制體積(Control Volume)之阻力係數，以模擬流體通過後之風場特性。Wilson等[5]提出該項之建議形式，基於假設樹體枝葉分布為等向，則該項可表示如後：

$$f_i = \left[-C_D a U_i |V_{comp}|, -C_D a V_i |V_{comp}|, -C_D a W_i |V_{comp}| \right]^T \quad (6)$$

其中， C_D 為流體作用於樹木之阻力係數，可由風洞實驗求得； a 為控制體積中流體體積與葉面投影面積之比值(單位：1/m)； U 、 V 、 W 分別代表 X 、 Y 、 Z 之軸向風速； V_{comp} 為3方向風速之合成速度，為純量。

三、結果討論

本研究利用風洞實驗量測結果，估算樹木於風場造成之阻力係數。並將阻力係數 C_D 與葉面面積參數 a 帶入得到源項。再將源項引入數值模擬計算中，並定義於樹叢模型之相應位置。數值計算區域設定於 x 方向為樹木模型上游5D，下游15D； z 方向為 $\pm 5D$ ； y 方向則設定與樹木模型等寬為1.46D。邊界條件設定為均勻流(Uniform Flow)，擋板位置(x - z 平面)設定為不可滑動(Non-Slip)， x - z 平面則設定梯度變化為零。將數值預測結果與風洞實驗結果相互比對驗證，比對 y 方向中心點包含順、橫風向(x 、 z)之平均風速剖面與擾動風速剖面。

3.1 阻力係數與葉面面積

本研究利用順風向速度剖面結果，去計算阻力係數。假設來流為均勻的狀況下，對樹木上下游空間取控制體積，其範圍為樹木造成下游速度虧損(Velocity Defect)之長度(δ_1 至 δ_2)，也就是利用動量厚度方程式來推估阻力係數，其公式為：

$$C_D = \frac{2}{W} \int_{\delta_1}^{\delta_2} \frac{u}{U_0} \left(1 - \frac{u}{U_0} \right) dy \quad (7)$$

在改變疏密度的狀況下，比較在不同截面所得到之阻力係數結果(如圖二)，可以得知本模型之阻力係數約在0.2至0.4之間，其大小會隨著位置不同(x/D)而有所變化，其最大值發生在 $x/D=8$ ，最小值則發生在 $x/D=4$ 。阻力係數在3種疏密度比較上，由於實驗所設定之疏密度差異並不大，使得速度剖面頗為近似，因此其變化並不明顯。

除了阻力係數外，另需決定樹木之迎風投影面積與整體體積之比值 a 。本研究之 a 在6.75至7.14之間。經計算後， $C_D a = 2.03-2.14$ ，故本研究數值模擬之 $C_D a$ 值採用2，與Yamaguchi[2]、Sládek[4]、Wilson[5]等學者研究所採用的值相近($C_D a = 2-4$)。

3.2 平均風速結果

由圖三之順風向平均風速結果可以發現，在較接近樹後方的位置($x/D=2$)，低速區域發生在樹中心位置上下區間內，其值約在 0.2 左右，且發生範圍約在 $z/D=\pm 1$ 處。在鄰近 $z/D=\pm 0.75$ 位置，為剪力層發生區域，速度開始回復。到 $z/D=\pm 1$ 時，回復至來流流速相同($u/U_0=1$)。速度剖面越往下游走，低速區域縮小且剖面越趨圓滑，而最低風速值由 0.2 漸增至 0.7 左右。整體而言，順風向平均風速剖面受到疏密度影響並不大，除在 $x/D=10$ 的中心區域， $\gamma_0=0.5\%$ 風速稍低於另外 2 組疏密度結果外，該剖面平均誤差值約為 12 %。

另檢視數值模擬預測順風向平均風速剖面發現， $x/D=2$ 的預測結果在剪力層($z/D=\pm 1$)附近會有低估的狀況，而在 $x/D=4$ 位置則是在中心點高度位置($z/D=0$)預測值會小於實驗結果。此外，當 $x/D\geq 6$ 之後，數值模擬之預測結果與 $\gamma_0=0.5\%$ 之平均風速剖面相當接近。

而在橫風向平均風速部分(圖四)，最高風速發生在剪力層區域($z/D=\pm 1$)，越往下游風速越大，當 $x/D=8$ 時為最大；到了 $x/D=10$ 位置時，最高風速則有稍減之趨勢。而速度剖面特性為樹叢上緣之風速為向下(負值)，樹叢下緣之風速為向上(正值)，為反對稱之圖形。同樣的，數值預測與實驗量測結果十分相近，且疏密度對於風速剖面變化影響甚微。

3.3 擾動風速結果

檢視順風向擾動速度剖面比較圖(圖五)後發現，在 $z/D=\pm 1$ 位置具有局部之擾動極值。剖面越往下游走，發生位置越趨向中心點($z/D=0$)，且剖面越趨圓滑。且由不同剖面之結果看來，疏密度影響較不顯著。

另在橫風向擾動速度剖面部分(圖六)，局部擾動極值越往下游有漸增之趨勢，在 $x/D=10$ 位置，擾動最大值可達 0.25。同樣在 $z/D=\pm 1$ 位置具有局部之擾動極值，且隨著下游走，發生位置越趨向中心點($z/D=0$)。在 $x/D=8$ 、10 時，較疏之樹木($\gamma_0=0.5\%$)之擾動值較低，但在其餘位置擾動風速差異則不甚明顯。

整體而言，數值模擬之擾動速度剖面型態在最大值部分預測的不錯，但在順風向擾動速度剖面形態之吻合度並不高，需針對數值模式源項之分佈進行適當修正，以得到較佳之結果。相對於順風向，橫風向則在剖面形態上具有較高之吻合度。理論上來說，源項之分佈應並非單一值，應針對其相應於樹緣之距離進行修正。

四、結論

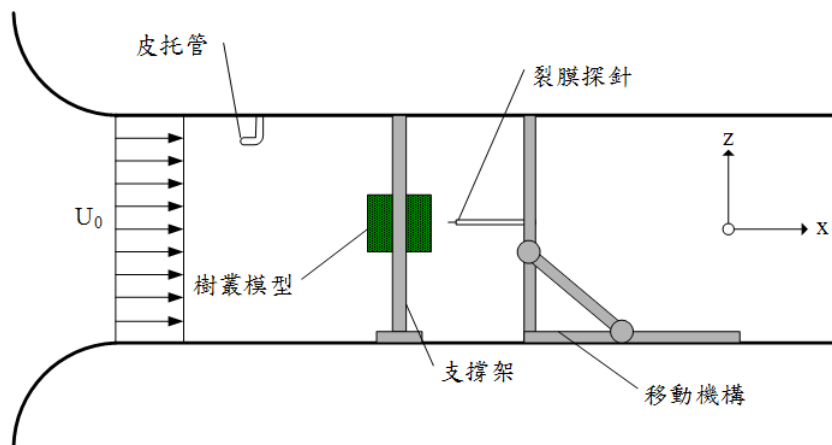
本研究利用風洞試驗設定與量測結果，依據前人建議之樹木源項，定義數值模擬所需之相關參數，並將數值預測結果與風洞實驗結果相互比對驗證。由三維數值模擬結果得知，樹木下游之順橫風向之平均剖面結果與風洞試驗比較後，具有不錯的吻合度；而在擾動速度部分則需針對模式源項分布進行修正，以得到最佳化結果。整體而言，本研究為解析樹木流場提供良好之發展方向，可據以調整如樹木外型、疏密度等各項參數進行後續探討。

五、參考文獻

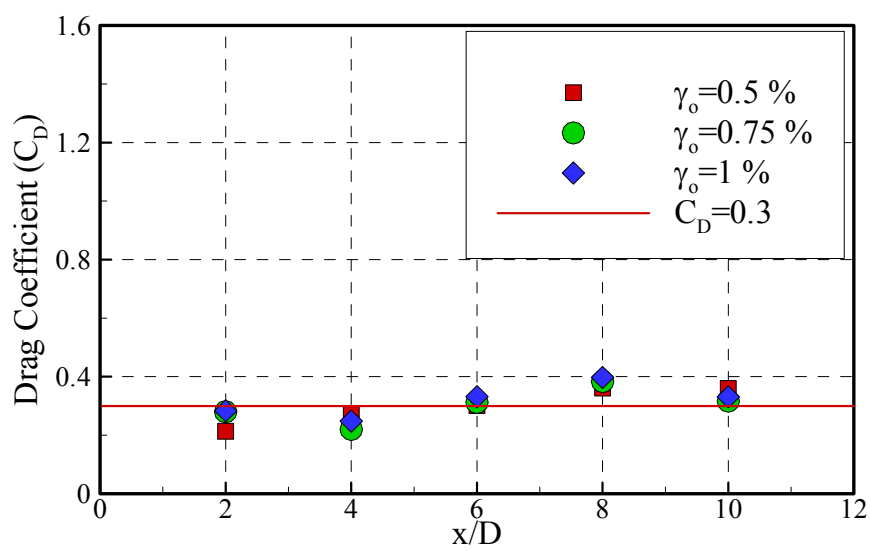
- [1] 黎益肇, “風場通透樹木特性模式之建立與應用”, 內政部建築研究所自行研究報告, 2009 年。
- [2] Yamaguchi, A., Enoki, K. and Ishihara, T., “A Generalized Canopy Model for the Wind Prediction in the Forest and the Urban Area,” *The 7th Asia-Pacific Conference on Wind Engineering*, T2-A5, Taipei, Taiwan, 2009.
- [3] Maruyama, T., “Large Eddy Simulation of Turbulence Flow Around a Windbreak,” *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamic*, Vol.96, pp.1998-2006, 2008.
- [4] Sládek, I., Bodnár, T. and Kozel, K., “On a Numerical Study of Atmospheric 2D and 3D-Flows Over a Complex Topography with Forest Including Pollution Dispersion,” *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamic*, Vol.95, pp.1424-1444, 2007.
- [5] Wilson, J. D. and Flesch, T. K., “Wind and Remnant Tree Sway in Forest Cutblocks. III. A Windflow Model to Diagnose Spatial Variation,” *Agricultural and Forest Meteorology*, Vol.93, pp.243-258, 1999.
- [6] Raupach, M.R., Coppin, P.A. and Legg, B.J., “Experiments on Scalar Dispersion Within a Model Plant Canopy. Part I: The Turbulence Structure,” *Boundary-Layer Meteorology*, Vol.35, pp.21-52, 1986.
- [7] Germano, M., Piomelli, U., Moin, P. and Cabot, W. H., "A Dynamic Subgrid-Scale Eddy Viscosity Model," *Phys. Fluids*, Vol.3, pp.1760-1765, 1991.
- [8] Courant, R., Friedrichs, K. O. and Lewy, H., "On the Partial Difference Equations of Mathematical Physics," *IBM J.*, Vol.11, pp.215-234, 1967.

表一：樹叢模型疏密度分類

疏密度 等級	模型體積 ∇_T (cm^3)	樹枝體積 ∇_0 (cm^3)	樹枝條數	枝葉 總體積 (cm^3)	疏密度 γ_0 (%)
較疏	32144	4.5	40	180	0.5
中等	32144	4.5	60	240	0.75
較密	32144	4.5	84	336	1.05

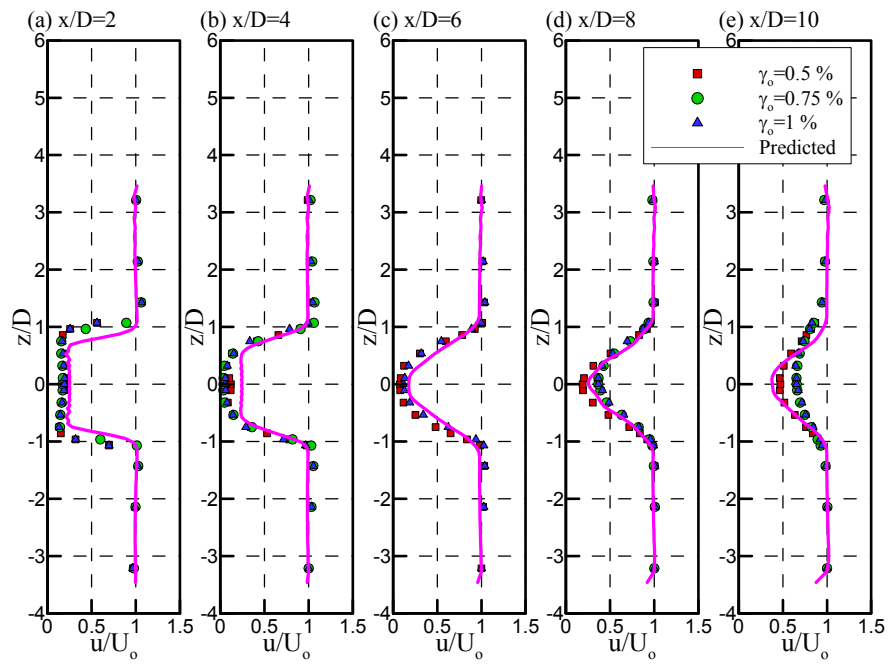


圖一：研究個案示意圖

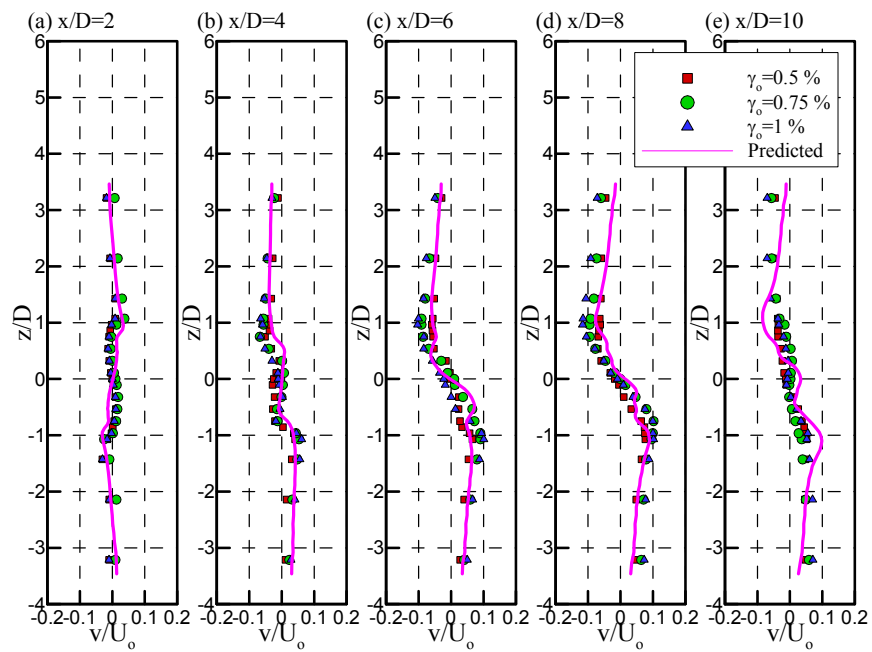


圖二：風洞實驗阻力係數結果

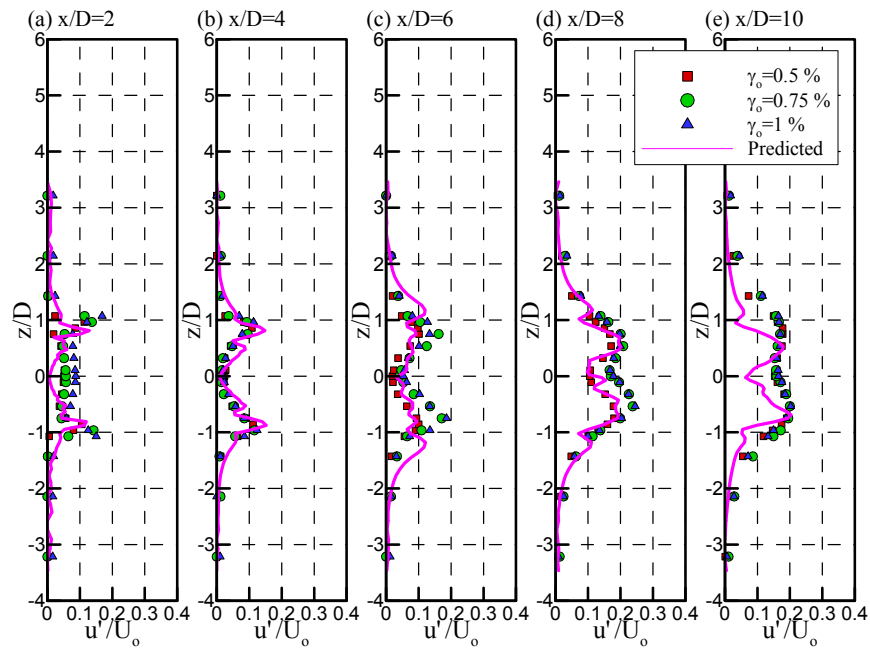
2010 年 10 月 15 日



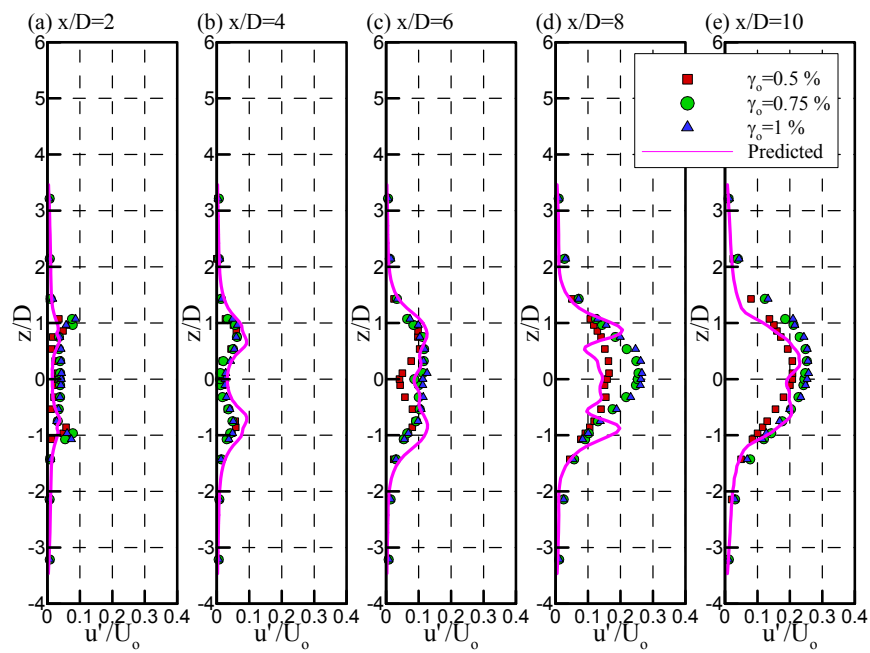
圖三：順風向平均速度剖面比較圖



圖四：橫風向平均速度剖面比較圖



圖五：順風向擾動速度剖面比較圖



圖六：橫風向擾動速度剖面比較圖

Effects of Fluid Flow around Geometrically Nonlinear Cantilever Beams

Yun-Che Wang¹ Chih-Chin Ko²

¹ Assistant Professor, National Cheng Kung University

² Ph.D. student, National Cheng Kung University

ABSTRACT

Cantilever beams with fluid flowing around were experimentally and numerically studied. A thin film beam shaker (TFBS) experimental apparatus was developed to test viscoelastic properties of thin film materials. Numerically, the solid-fluid coupled finite element method was adopted. This physical model can be envisaged as a tall structure interacting with surrounding fluid, either air or liquid. Cantilever beams with uniform and linearly varying cross-section area were calculated with static and dynamics fluid flow around. In our numerical study, it was assumed that the fixed end of the cantilever was under translational, vertical and rotational excitation to mimic earthquake vibration. Effects of flow velocity was investigated. For small vibration displacements under the base excitation, the two-dimensional Euler-Bernoulli beam theory, coupled with the Navier-Stokes equation for fluid flow, was adopted to model the system. When the surrounding fluid is static, the Young's modulus and loss tangent of the beam can be calculated from the resonant frequency of the beam under the base excitation. The measured Young's modulus and loss tangent can be used to detect the species of the surrounding fluid. With large vibration displacements under the base excitation, the system behaved as the Duffing oscillator due to geometric nonlinearity. Both softening or hardening type Duffing oscillator may be observed, depending on physical parameters.

Keywords: Cantilever Beam, Air Damping, Geometric Nonlinearity, Duffing Oscillator

1. Introduction

Extensive development of the theory of oscillating cantilever beams has been continuing since the time of Bernoulli and Euler [1]. Studies of cantilever beams being driven at the clamp can be found in [2, 3], as well as the work by Cartmell [4, 5]. Research on the phenomena of nonlinear modal coupling, i.e. the cross talk between different harmonics, is discussed in [6, 7]. After the discovery of chaos in deterministic dynamics by Feigenbaum [8] about 30 years ago, studying chaos via the vibrating cantilever beam was popular in the 1990s,

and many references can be found in [9, 10, 11]. Recent study by Doughty *et al.* [12] demonstrated the feasibility of performing system identification to extract material properties from non-linear models of the cantilever.

Renewed interest in experimentally studying the vibrational dynamics of cantilever beams in mechanics has arisen from advances in microelectromechanical systems (MEMS), nanoelectromechanical systems (NEMS) and nanoscale material property measurement. Novel experimental methods, such as atomic force microscopy (AFM) [13], and development of high frequency mechanical resonators [14, 15] also spur this research field. The work by Tilmans [16] provides a comprehensive resource on mechanical resonators. Research on mechanical properties of materials via cantilever beams are numerous. For example, Yang *et al.* [17] characterizes the energy dissipation properties of single-crystal silicon and Chen *et al.* [18] studies the properties of quartz microfibers. Connally and Brown adopted the vibrating cantilever method to detect crack growth in silicon MEMS devices [19]. Study of carbon nano tubes through vibrating cantilever beams has been reported in [20]. A recent review article on microscale mechanical testing methods, in general, can be found in [21].

In this work, we emphasize our experimental development of the resonant frequency device. Mathematical theories are discussed to correlate our experimental data and theoretical predictions. Connections between the vibrating cantilever and the Duffing oscillator [22, 23] are discussed in relative detail. Young's modulus and loss tangent of test materials were experimentally determined. Fluid flow around the test samples was numerically calculated.

2. Theory and computation

In order to calculate the coupled fluid-solid problem, i.e. a cantilever beam surrounded by fluid. The Navier-Stokes equations, Eq. (1) and (2), are adopted for the fluid behavior.

$$\mu \frac{\partial \mathbf{v}}{\partial t} - \nabla \cdot \left[-p\mathbf{I} + \eta(\nabla \mathbf{v} + \nabla \mathbf{v}^T) \right] + \mu((\mathbf{v} - \mathbf{v}_m) \cdot \nabla) \mathbf{v} = \mathbf{F} \quad (1)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{v} = 0 \quad (2)$$

Here, $\mathbf{v}$ is the velocity field, p pressure, η viscosity, and μ the density of the fluid. $\mathbf{F}$ is the volume force of the fluid, which is equal to zero in the present analysis. The traction that is exerted by the fluid can be calculated as follows.

$$\mathbf{F}_T = -\mathbf{n} \cdot \left[-p\mathbf{I} + \eta(\nabla \mathbf{v} + \nabla \mathbf{v}^T) \right] \quad (3)$$

Here, $\mathbf{n}$ is the normal vector to the boundary of the solid. The subscript T indicates the force component that is be transmitted from fluid to solid. The deformation of the cantilever beam is modeled by Navier's equation, as follows, with displacement field $\mathbf{u}$ and body force $\mathbf{b}$. The density of the solid is denoted as ρ .

$$\mu \nabla^2 \mathbf{u} + (\lambda + \mu) \nabla (\nabla \cdot \mathbf{u}) + \rho \mathbf{b} = \rho \frac{\partial^2 \mathbf{u}}{\partial t^2} \quad (4)$$

The motion of the deformed mesh is modeled using Winslow smoothing in the COMSOL MultiphysicsTM [24]. The boundary conditions control the displacement of the moving mesh with respect to the initial geometry. At the boundaries of the obstacle, this displacement is the same as the structural deformation. At the exterior boundaries of the flow domain, the deformation is set to zero in all directions.

Damping due to surrounding air can be estimated by the following equation [25].

$$\tan \delta_{\text{air}} = \frac{2P}{\pi \rho c} \sqrt{\frac{C_p}{C_v} \frac{\mu}{RT}} \quad (5)$$

C_p and C_v are heat capacity under constant pressure and volume, respectively. μ is the density of surrounding fluid, and ρ is the density of the solid. P , R and T represent the surrounding pressure, gas constant (8.315 J/K/mol) and temperature in Kelvin, respectively.

3. Experimental

The schematic of our experimental setup, named as the resonant frequency device, is shown in Figure 1. A bimorph piezoelectric plate-like actuator with the dimensions of 0.64 mm x 6 mm x 15 mm. The bimorph actuator was clamped into the foundation with proper electrical connections, and driven by a function generator. The free length of the piezo actuator was 10mm. The specimen was mounted onto the top of the piezo actuator with superglue. The deflection of the specimen and aluminum clamp was monitored by an MTI fiber-optic measurement system with the probes labeled Fiber 1 or Fiber 2, respectively, in the figure. Lock-in amplifiers (Stanford Research Systems, Inc., Sunnyvale, CA, U.S.A.) were connected with the fiber-optic probes to reduce noise. Vacuum system is to be completed in the near future. Detailed description of the apparatus can be found in [26].

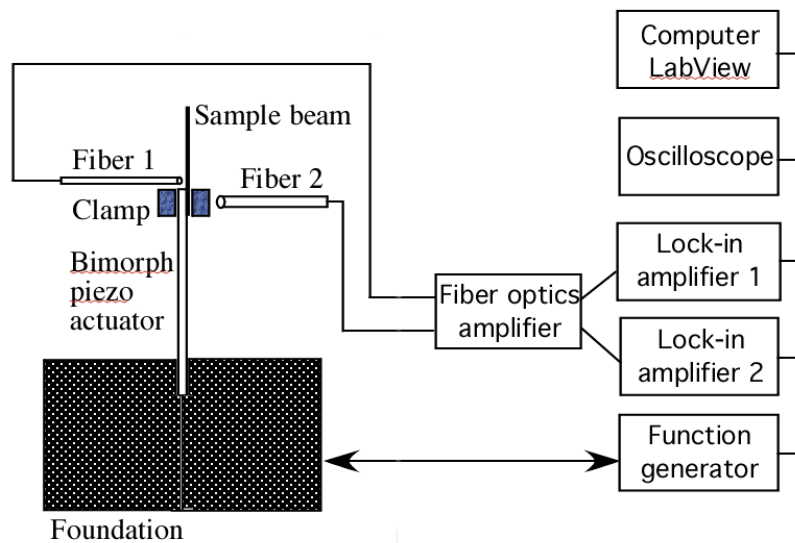


Figure 1. Schematic of the thin film beam shaker (TFBS).

4. Results and discussion

Figure 2 (a) shows theoretical prediction of loss tangent in relation to surrounding pressure by calculating Eq. (5). It can be seen that air damping is linearly dependent on pressure. However, **Figure 2** (b) shows that experimentally the loss tangent measured from the oscillating cantilever under base excitation showed an increase in low pressure regime, but decrease when pressure is larger than 0.1 torr. It is noted that the theoretical prediction is valid only for the damping from fluid-solid interaction, but the experimental data may contain damping sources from the fixed end boundary condition and piezo actuators. The calculated damping is seven-order-of-magnitude smaller than experimental measured, indicating that parasitic damping in the experimental setup dominates the measured data. **Figure 3** shows that experimentally measured damping of a 45- μm thick thin film vs. various driving force in unit of voltage. As can be seen, under 5×10^{-5} torr pressure, the damping of the copper alloy is on the order of 10^{-3} torr, at least 3-order-of-magnitude larger than the linear viscoelastic damping of the material. Parasitic damping dominates. It also can be seen that loss tangent is first decreases with the diving force, and then increases, as shown in the solid circle data. This phenomenon may be due to large driving force induces geometrical nonlinear effects. The geometrical nonlinear effects can be modeled as a Duffing oscillator, as discussed in [26].

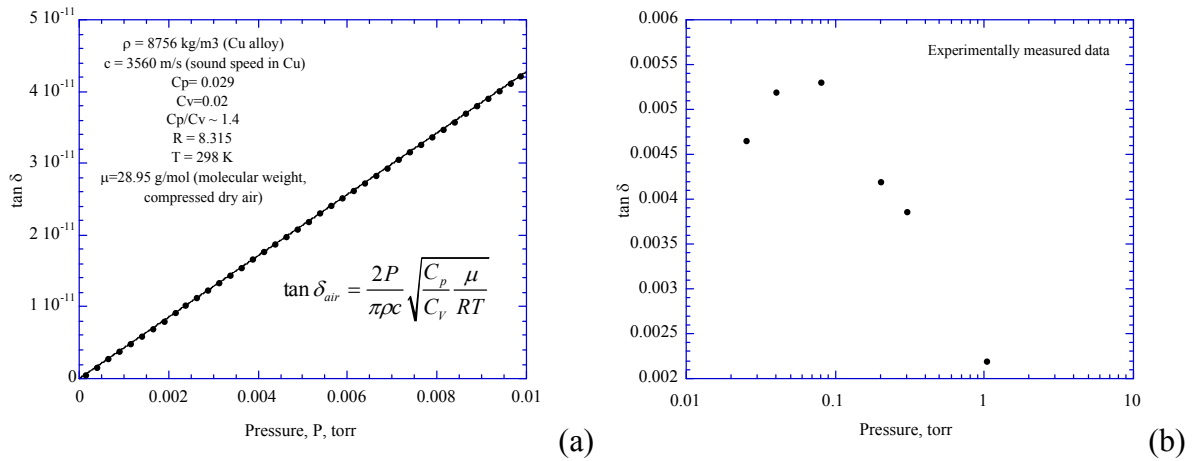


Figure 2. (a) Theoretical and (b) experimental data to quantify the effects of air damping in the cantilever beam. The theoretical damping is seven-order-of-magnitude smaller than experimentally measured.

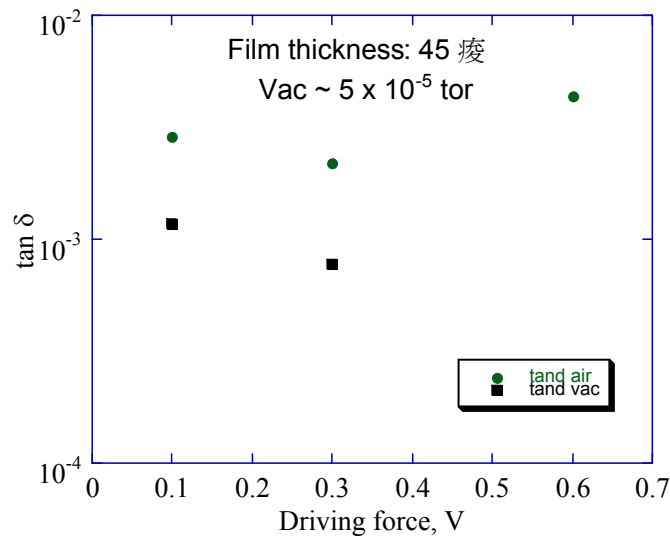


Figure 3. Effects of driving force on measured loss tangent.

Numerical studies of the coupled fluid-solid problem are shown in **Figure 4**. The fluid flows from left to right. Three Reynolds numbers (Re) were calculated, $Re = 4$, 40 and 400 , shown in **Figure 4** (a), (b) and (c), respectively. For the smallest Reynolds number, no vortex is formed, and largest velocity appears above the top of the cantilever beam. For Reynolds number 40 and 400 , vortex is observed behind the cantilever beam. The deformation of the cantilever beam is proportional to the fluid velocity field. This calculation shows our computation method is capable of solving the coupled problem.

In view of experimental results, discussed in Figures 2 and 3, our current numerical

results cannot answer the question regarding the damping induced by surrounding air. Further studies are under way to correlate the experimental data and numerical simulations in order to obtain linear viscoelastic damping of the testing material, which is free of parasitic damping.

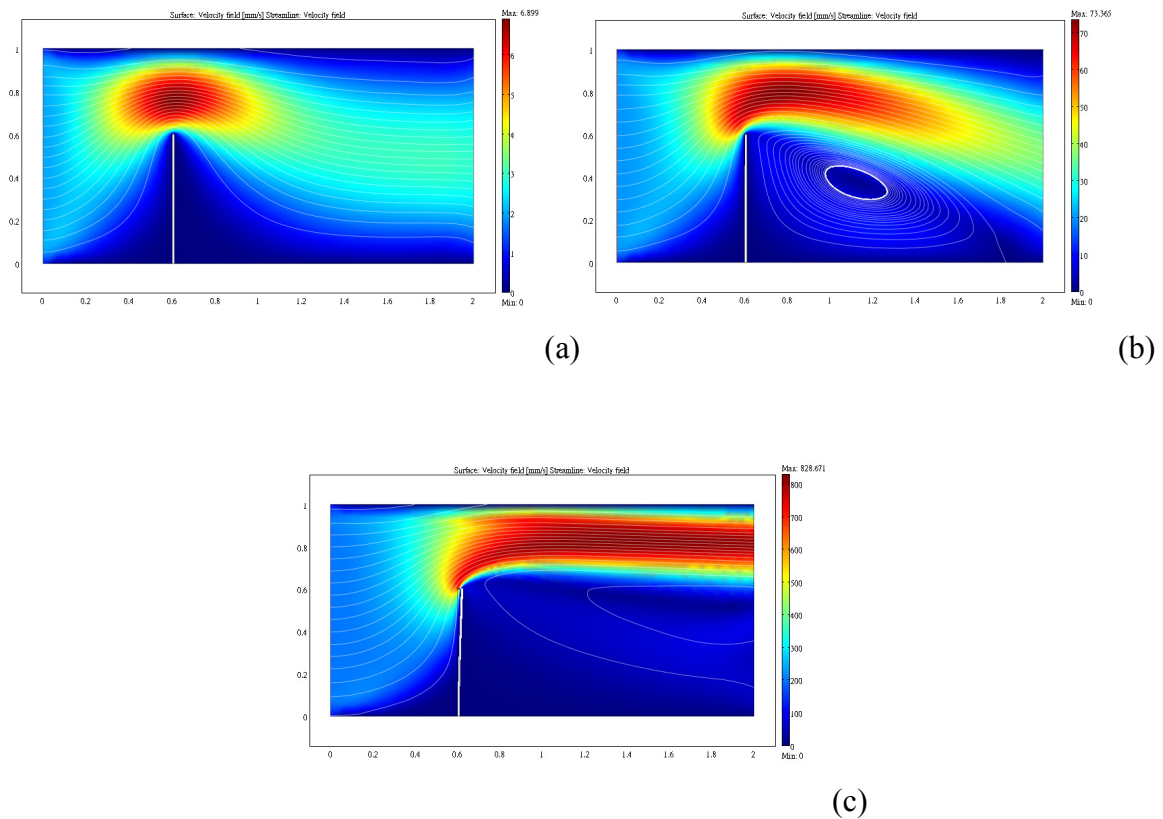


Figure 4. Fluid velocity fields and the deformation of the cantilever beam for various inlet velocities. (a) $V_{in} = 2$ mm/s ($Re = 4$), (b) $V_{in} = 20$ mm/s ($Re=40$), (c) $V_{in} = 200$ mm/s ($Re=400$). Vortex can be observed in (b) and (c).

5. Conclusions

Experimental results show that effects of air damping on the cantilever beam under base excitation depends on surrounding pressure. The measured loss tangent of the cantilever beam increases with pressure when pressure is less than 0.1 torr, and decreases when greater than it. Measured loss tangent depends on driving force. When driving force is large, geometrical nonlinear effects must be considered. Numerical studies show that the deformation of the cantilever beam is proportional to fluid velocity. Further numerical calculations are required to correlate the experimental results with numerical studies for the cantilever beam under base excitation.

Acknowledgements

Funding from Taiwan National Science Council (NSC) Project No. NSC-98-2221-E-006-131-MY3 is gratefully acknowledged.

6. References

- [1] Antman, S.S. (1995). Nonlinear problems of elasticity. Springer-Verlag, New York.
- [2] Crespo da Silva, M.R.M., & Glynn, C.C. (1978a). Nonlinear flexural-flexural-torsional dynamics of inextensional beams. I. Equations of motion. *Journal of Structural Mechanics* 6(4), 437-448.
- [3] Crespo da Silva, M.R.M., & Glynn, C.C. (1978b). Nonlinear flexural-flexural-torsional dynamics of inextensional beams. II. Forced motions. *Journal of Structural Mechanics* 6(4), 449-461.
- [4] Cartmell, M.P. (1990). The equations of motion for a parametrically excited cantilever beam. *Journal of Sound and Vibration* 143(3), 395-406.
- [5] Forehand, D.I.M., & Cartmell, M.P. (2001). On the derivation of the equations of motion for a parametrically excited cantilever beam. *Ibid.* 245(1), 165-177.
- [6] Zaretzky, C.L., & Crespo da Silva, M.R.M. (1994). Experimental investigation of nonlinear modal coupling in the response of cantilever beams. *Ibid.* 174(2), 145-167.
- [7] Malatkar, P., & Nayfeh, A.H. (2003). On the transfer of energy between widely spaced modes in structures. *Nonlinear Dynamics* 21(2), 225-242.
- [8] Feigenbaum, M.J. (1978). Quantitative universality for a class of nonlinear transformations. *Journal of Statistical Physics* 19, 25-32.
- [9] Holmes, P.J. (1979). A nonlinear oscillator with a strange attractor. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London A* 292(1394), 419-448.
- [10] Cusumano, J.P., & Moon, F.C. (1995a). Chaotic non-planar vibrations of the thin elastica, part I: experimental observation of planar instability. *Journal of Sound and Vibration* 179(2), 182-208.
- [11] Cusumano, J.P., & Moon, F.C. (1995b). Chaotic non-planar vibrations of the thin elastica, part II: derivation and analysis of a low-dimensional model. *Journal of Sound and Vibration* 179(2), 209-226.
- [12] Doughty, T.A., Davies, P., & Baja, A.K. (2002). A comparison of three techniques using steady state data to identify non-linear modal behavior of an externally excited cantilever beam. *Journal of Sound and Vibration* 249(4), 785-813.
- [13] Binnig, G., Quate, C.F., & Gerber, C. (1986). Atomic force microscope. *Physical Review Letters* 56(9), 930-933.
- [14] Huang, X.M.H., Zorman, C.A., Mehregany, M., & Roukes, M.L. (2003). Nanodevice motion at microwave frequencies. *Nature* 421, 496.
- [15] Husain, A., Hone, J., Postma, H.W.C., Huang, X.M.H., Drake, T., Barbic, M., Scherer, A., & Roukes, M.L. (2003). Nanowire-based very-high-frequency electromechanical resonator. *Applied Physics Letters* 83(6), 1240-1242.
- [16] Tilmans, H.A.C., Elwenspoek, M., & Fluitman, J.H.J. (1992). Micro resonant force gauges. *Sensors and Actuators A* 30, 35-53.

- [17] Yang, J., Ono, T., & Esashi, M. (2002). Energy dissipation in submicrometer thick single-crystal silicon cantilevers. *Journal of Microelectromechanical Systems* 11(6), 775-783.
- [18] Chen, X., Zhang, S., Wagner, G.J., Ding, W., & Ruoff, R.S. (2004). Mechanical resonance of quartz microfibers and boundary condition effects. *Journal of Applied Physics* 95(9), 4823-4828.
- [19] Connally, J.A., & Brown, S.B. (1992). Slow crack growth in single-crystal silicon. *Science* 256, 1537-1539.
- [20] Yu, M.F., Dyer, M.J., Chen, J., & Bray, K. (2001). Multiprobe nanomanipulation and functional assembly of nanomaterials inside a scanning electron microscope. *Int. Conf. IEEE NANO2001*. Maui.
- [21] Srikar, V.T., & Spearing, S.M. (2003). A critical review of microscale mechanical testing methods used in the design of microelectromechanical systems. *Experimental Mechanics* 43(3), 238-247.
- [22] Arnold, T.W., & Case, W. (1982). Nonlinear effects in a simple mechanical system. *American Journal of Physics* 50(3), 220-224.
- [23] Jose, J.V., & Saletan, E.J. (1998). Classical Dynamics: a Contemporary Approach. *Cambridge University Press*, Cambridge, UK.
- [24] <http://www.comsol.com>
- [25] Lakes, R. (1999), Viscoelastic solids, CRC Press, Boca Raton, FL, USA.
- [26] Wang, Y.C., Hoechbauer, T., Swadener, J.G., Misra, A., Hoagland, R.G., Nastasi, M., (2006), Mechanical Fatigue Measurement via a Vibrating Cantilever Beam for Self-Supported Thin Solid Films, *Experimental Mechanics*, 46, 503-517.

特殊山區地形中風速壓剖面之研究

方富民¹ 鍾政洋² 楊峻³ 賴俊榮² 梁琮琪²

¹國立中興大學土木工程系教授

²國立中興大學土木工程系博士班研究生

³國立中興大學土木工程系碩士班研究生

摘要

當風流經曲面時，根據其曲面變化，會有加速、減速甚至改變方向之情況發生。因此，在初步設計建築物之風載重時，需考量由地形變化所造成之影響。現行國內建築物耐風設計規範參考美國之規範建議，在風速壓估算式中引入一個地形係數，針對懸崖、山脊及山丘三種情況加以修正。實際上，在山脊與山丘下風處流況之非恆定性極高，以準穩態定理為基礎之評估方式是否合適，須進行細部探討。為了要系統化地檢視地形因素對風速壓剖面之影響據以建立相關風力之資料庫，本研究乃以數值模擬方法來進行問題的解析，並配合風洞試驗的結果進行數值模式之驗證。研究中藉由改變三種地形之來流風速剖面與地形變化程度檢視其對流場之影響，且在典型的截面位置與現行規範之設計比較其平均風速與擾動風速之差異。整體截面流速之變化程度，則以位移厚度評估之。研究結果顯示，在山脊及山丘下游處皆發生分流現象，使得此區域之不恆定性提高，而現有規範之建議則有不保守的情形發生。

關鍵字：風力規範，數值模擬，風洞實驗

一、前言

由於受到地形之影響，在山區或山坡地中風場之基本形態與平坦地有所差異。隨著地形變化而使得風產生加速或減速的效果，其複雜度更隨著地形變化之程度增加。尤其在背風面或山凹處常見因渦流(vortex)引起之非恆定(unsteady)風場現象，在風力分析的準確度上更不易掌握。除了在非平坦地形中非恆定風場導致在分析上的不確定性外，由於本國現頒規範的建議係沿自美國，而台灣地形特性之變化程度遠較大陸型地區為高，在缺乏基本風場資料庫之情況下直接沿用美國之相關規範是否能滿足本國耐風設計之需求，尤其是在風力估算的保守程度上，實有進一步作整體性探討之必要。

1.1 理論背景

在國內現行建築物耐風設計規範[1]中有關風速壓之估算係基於在 A、B、C 三種地況下平坦地形中平均風速剖面為指數律(power law)形式之假定，依據準穩定原理(quasi-steady theory)推算而得。針對非平坦地形的情況，現頒規範的建議中乃引入一個

地形係數(topographic factor)，針對懸崖(escarpment)、山脊(ridge)與獨立對稱山丘(axisymmetrical hill)等三種基本情況加以修正。此修正的方法係沿用美國 ASCE 規範[2]，而建議之地形係數則主要由風洞模型試驗之風場資料庫結果整理而得。

在現行規範中，開闊地區的風速壓剖面可由下式推估

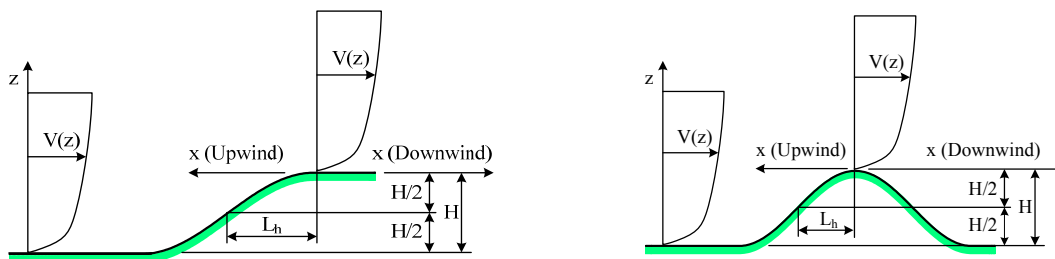
$$q(z) = 0.06K(z)K_{zt}[I V_{10}]^2 \quad (1)$$

$$K_{zt} = (1 + K_1 K_2 K_3)^2 \quad (2)$$

其中， $q(z)$ 為風速壓(單位為 kgf/m^2)； V_{10} 為離地 10 公尺高處之風速(單位為 m/s)； $K(z)$ 為風速壓地況係數，乃離地面 z 公尺與離地面 10 公尺之風速壓比值； I 為用途係數； K_{zt} 為地形係數，代表在獨立山丘或山脊之上半部與懸崖近頂端處之風速局部加速效應。在地形係數之計算中，參數 K_1 與地形特徵和最大頂端加速有關；參數 K_2 與加速效應之水平衰減率有關；參數 K_3 則與加速效應之垂直衰減率有關。依據此式，規範中針對不同之地形(二維懸崖、二維山脊與三維山丘)、地況(A、B、C)與坡度變化(H/L_h)，提出有關 K_1 、 K_2 與 K_3 之建議公式與表格，其相關地形參數如圖一所示。

(a) 二維懸崖

(b) 二維山脊、三維山丘



圖一：研究個案示意圖[1]

1.2 研究方法

本研究以風洞試驗與數值模擬兩個方法交相配合應用的方式進行特殊地形中風場問題的分析。其中，風洞試驗可以提供數值模擬風場結果驗證之基本數據。待數值模式預測結果之精準度確立後，則藉系統化的數值模擬獲取和實際情況相符合的高雷諾數紊流風場結果，進而建立完整之風場資料庫，以為後續規範評估與建議提出之依據。

研究針對C地況之來流風場進行探討，其邊界層厚度為 300 公尺， α 值為 0.15，對應之雷諾數設定為 10^7 ，而三種地形之高度(H)皆設定為 100 公尺。在研究中，藉由改變坡度變化(H/L_h 由 0.1 至 0.5)，檢視數值模擬之結果，並與規範建議之風速壓進行比較。

二、數值方法

研究中風場數值模式採用微可壓縮流方法(Song & Yuan, 1988)，並配合次網格紊流模型(Smagorinsky, 1963)，模擬特殊地形中相應之三維非恆定紊流流場。在低馬赫數與 barotropic 之假設下，並經空間平均後，連續方程式及動量方程式可變化為如下形式：

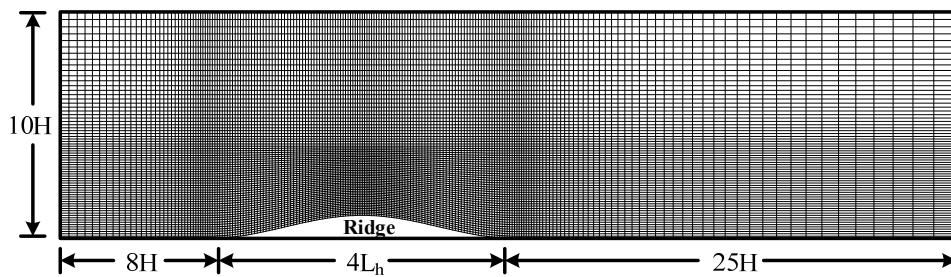
$$\frac{\partial \bar{p}}{\partial t} + \frac{\partial (K \bar{u}_j)}{\partial x_j} = 0 \quad (3)$$

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial (\bar{u}_i \bar{u}_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial (\bar{p}^* / \rho)}{\partial x_j} + \frac{\partial (\tau_{ij} / \rho)}{\partial x_j} \quad (4)$$

其中、K 為彈性模數(bulk modulus of elasticity)；u、p、ρ、t 與 x 分別為流體速度、壓力、密度、時間與空間座標。 $\bar{p}^* = \bar{p} + \rho \bar{u}_i \bar{u}_j \delta_{ij} / 3$ ， τ_{ij} 為層流剪應力與紊流剪應力之和，其紊流擴散係數採用 Smagorinsky(1963)所建議之形式。數值計算採用有限體積法求解，並配合預測步-校正步之顯式方法[5]以提高模擬之精確度。同時，為確保計算之精確性，計算過程中所採用的 Δt 需受限於 Courant-Friedrichs-Lewy[6]之條件規範。

2.1 計算區域與計算格網

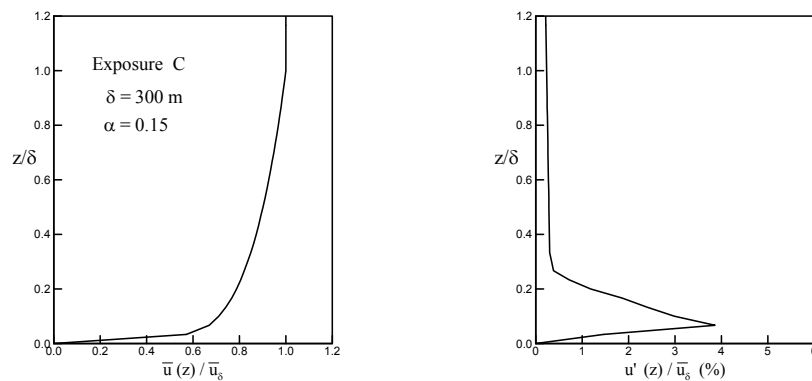
在本研究中，全部的數值模擬皆採用三維計算。山脊典型之計算區域與格網系統(608x200x71)如圖二所示。



圖二：山脊之典型計算區域與格網系統

2.2 邊界條件

風場模擬中在數值邊界條件之處理上，對固定邊界(stationary boundary)而言，計算中係於計算區邊界外之鏡射點(phantom point)給定適當物理量的方式，以正確地反應出邊界之特性。在壓力方面，除將出流截面之平均壓力定為流場之參考壓力外，其餘邊界之壓力給定均基於零梯度之物理特性予以處理。在速度方面，入流截面之速度採用 Kondo *et al.*(1997)提出之方法計算，該法可提供每一步計算時之速度，且滿足預設之來流速度與紊流強度分佈，圖三為其計算出之平均速度及擾動速度分佈。地面之鏡射點則給予不可滑動條件(no-slip condition)，而在其他可穿透邊界(上邊界與出流截面)之鏡射點則依據零梯度之物理特性給定之。

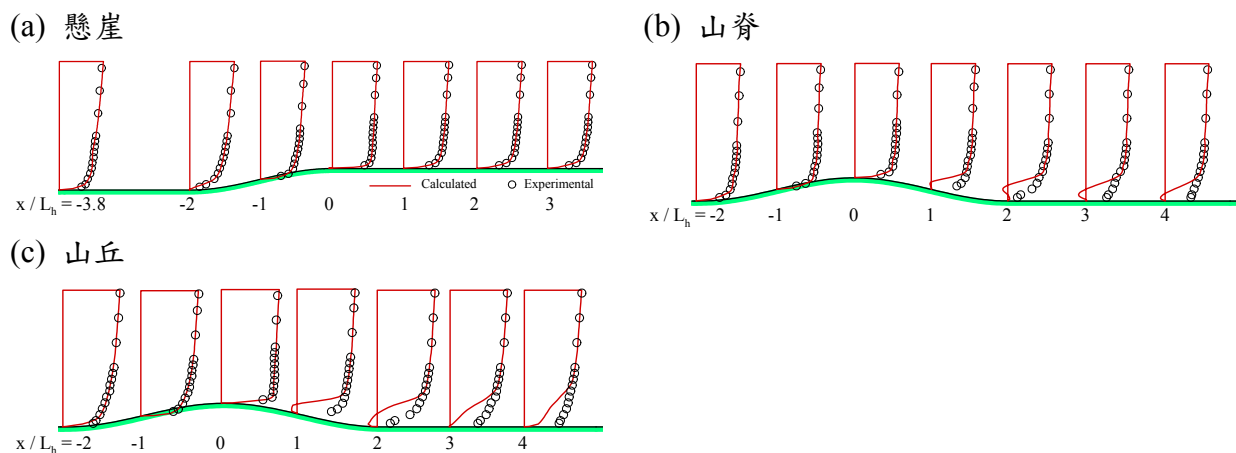


圖三：數值模擬入流截面之平均與擾動風速剖面

2.3 數值模式之驗證

為了要確實掌握數值模擬之精確度，研究中將風洞試驗中量得之來流風速剖面作為數值模擬之入流條件，並進行風場的預測與比對。試驗量測在內政部建築研究所之風洞實驗室進行，其斷面寬為 4 公尺、高為 2.6 公尺。而懸崖、山脊與山丘模型之坡度變化 (H/L_h) 設定為 0.5，模型高為 15 公分。試驗來流設定為 C 地況之大氣邊界層來流，其邊界層厚度為 120 公分， α 值為 0.15，層緣風速為 14 公尺/秒，其對應之雷諾數約為 8×10^4 。

依據數值結果，圖四顯示在 H/L_h 為 0.5 時，懸崖、山脊與山丘三個情況下之中心線平均風速剖面之比較。其中，在懸崖情況，除了在近地面處數值結果略呈低估外，在其他大部份之區域，數值與量測結果則有相當不錯之吻合度。另一方面，在山脊與山丘情況中，由於自坡頂後因分流(separation)之產生而導致非恆定(unsteady)的風場迴流(reverse flow)現象，而以熱線流速儀進行風速量測時尚無法正確地分辨出正/逆向之風速。因此，在坡面段後近地面處之量測結果並不能正確地反映出實際風場之行為。相對地，數值模擬在此近地面處風場之描述則較為真確。由圖四中亦見，在相對遠離地面之區域，數值與量測結果有不錯之吻合度。



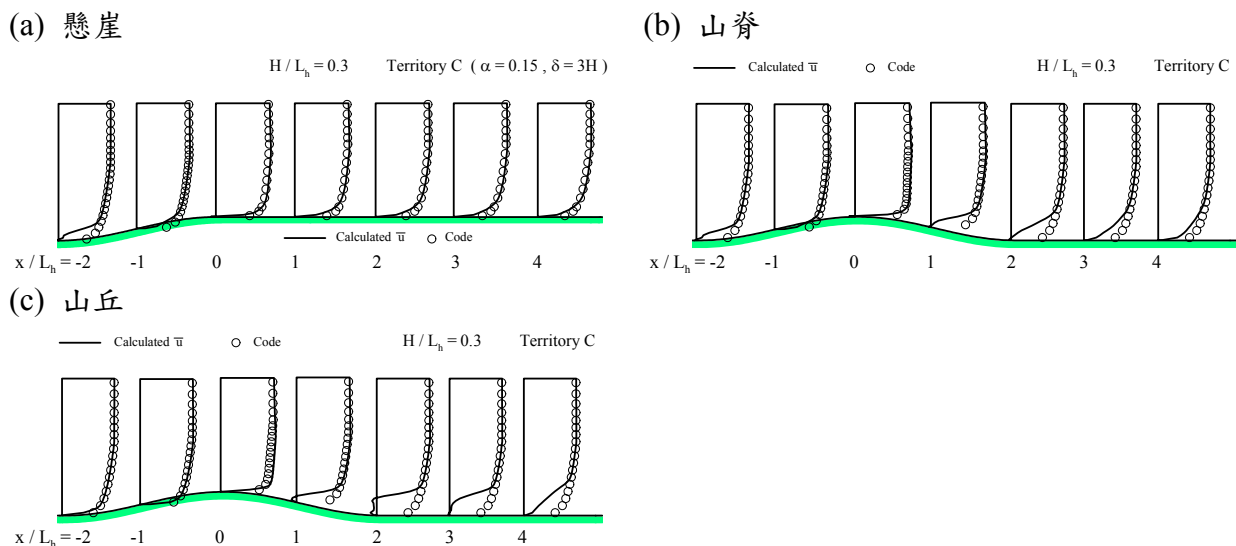
圖四：數值模擬與實驗之平均風速剖面比較圖

三、結果與分析

3.1 平均速度剖面之比較

依據數值計算結果，圖五為典型坡度變化下($H/L_h = 0.3$)，懸崖、山脊與山丘之中心線平均風速剖面與規範建議剖面之比較。為便於比對，相應於規範建議之風速剖面係依據風速壓計算式((1)式)中採用途係數(I值)為 1 之情況反推而得。懸崖之比較結果顯示(圖五a)，數值結果與規範建議者大致相若。值得一提的是，在懸崖起始截面處($x = -2L_h$)，因地面坡度之改變而在縱向(x方向)產生了些許程度之逆壓梯度(adverse pressure gradient)，致使平均速度剖面在近地面處之飽滿度銳減，此現象亦常發生在管道收縮段(contraction)之入流截面[8]。在山脊之計算結果(圖五b)中發生類似之狀況，但此現象在三維山丘之情況下則不顯著。

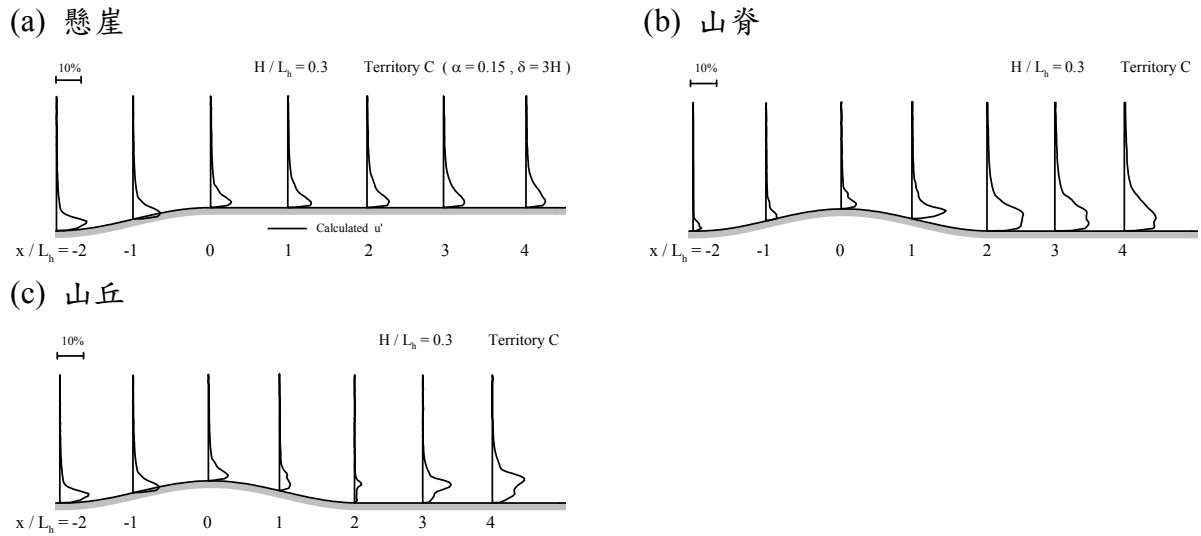
而在懸崖及山丘之情況下(圖五 b 及 c)，數值模擬的結果顯示平均流場在坡面段後皆產生了逆流區域。在出現迴流之區域內，規範建議剖面並無法顯現其迴流狀況。儘管如此，由於風速剖面直接反映出風速壓之垂直分佈，規範建議之結果仍屬保守者。



圖五：數值模擬與規範建議之中心線平均風速剖面比較圖($H/L_h = 0.3$)

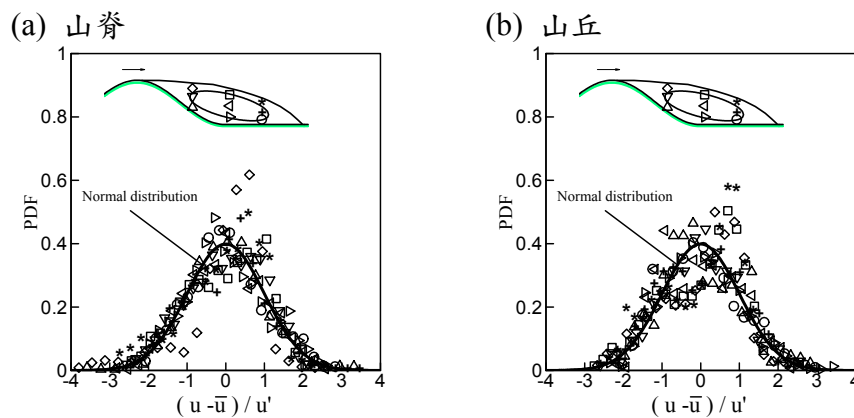
3.2 均方根速度剖面之比較

圖六為坡度變化在 0.3 之典型情況下，懸崖、山脊與山丘之中心線均方根風速剖面模擬結果。研究中設定之上流紊流強度最高約為 4%(圖三)，但懸崖及山丘地形之數值模擬結果顯示，起始截面處($x = -2L_h$)紊流強度皆增加至約 10%，而在山脊地形卻略減至 3%。在懸崖之情況下(圖六a)，紊流強度在順風方向變化並不顯著，而在垂直向略有擴散現象出現。另一方面，在山脊地形之模擬中(圖六b)，在其頂點前，近地表之紊流強度相對較弱；而在其頂點後，由於分流的發生，造成其速度擾動量明顯增加。此外，在山丘地形之模擬中，雖然也產生分流現象，但其中心線剖面之擾動速度分佈則與山脊之結果有些差異，此亦顯示了三維剪力流與二維剪力流發展之差異性。

圖六：數值模擬之中心線均方根風速剖面比較圖($H/L_h = 0.3$)

3.3 迴流區內之擾動速度特性

研究中發現，除了懸崖地形外，風在流經山脊及山丘地形之頂點後皆產生了分流現象。為分析其速度分佈特性，本研究檢視迴流區內典型節點之機率密度函數(probability density function; PDF)，其可由數值模擬輸出之速度時序列資料計算求得。在坡度變化為 0.3 之典型情況下(圖七)，計算結果顯示出其各位置之速度擾動變化約略呈現常態分佈。

圖七：機率密度函數分佈圖($H/L_h = 0.3$)

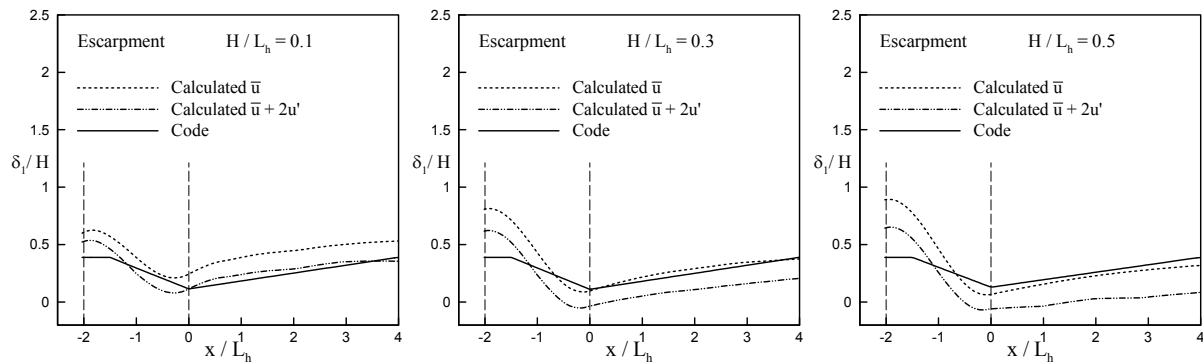
3.4 速度剖面之評估

由於風速剖面數量頗多，因而難以一一作細部比對，研究中將速度剖面作垂直積分，獲得相應之位移厚度(displacement thickness; δ_1)，作為表徵風速剖面飽滿度之指標(位移厚度越小代表風速剖面越飽滿)。其定義為

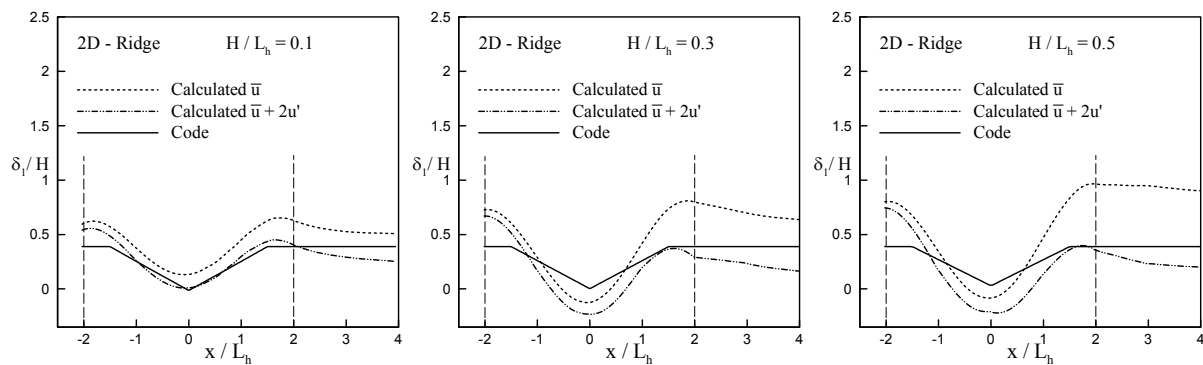
$$\delta_1 = \int_0^{4H} \left(1 - \frac{\bar{u}}{U_\delta}\right) dz \quad (5)$$

其中 U_δ 為邊界層層緣風速，在系統化數值模擬中 H 為 100 公尺。

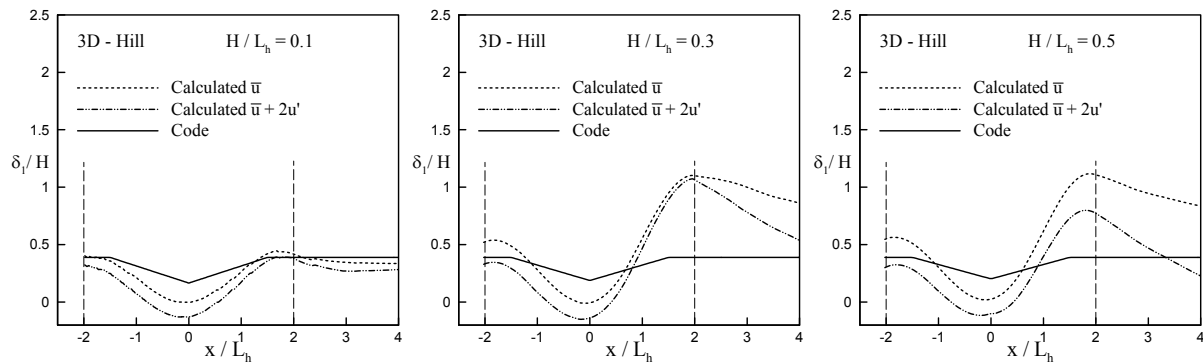
2010 年 10 月 15 日



圖八：懸崖數值與規範之位移厚度比較圖



圖九：山脊數值與規範之位移厚度比較圖



圖十：山丘數值與規範之位移厚度比較圖

圖八為懸崖地形之順風向平均速度剖面($\bar{u}$)、均值加上兩倍均方根風速剖面($\bar{u} + 2u'$)以及規範建議風速剖面相應之位移厚度變化比較圖。當坡度變化為 0.1 時，規範建議之位移厚度除了在 $x/L_h = -1.3$ 至 0 這段區域內略高於 $\bar{u} + 2u'$ 之計算結果，其他位置皆較計算結果保守。而在坡度變化為 0.3 及 0.5 時， $\bar{u} + 2u'$ 之計算結果約由 $x/L_h = -1.3$ 後即出現不保守之情況；而 $\bar{u}$ 之計算結果隨著坡度變化之增加，開始出現略不保守之現象。

山脊地形之位移厚度比較如圖九所示。在地形變化之區域內 ($-2 < x/L_h < 2$)，在坡度變化為 0.1 時，規範建議值除了 $x/L_h = -1.1$ 至 0 這段區域內略高於 $\bar{u} + 2u'$ 之計算結果，其餘皆為較保守之值。但隨著 (H/L_h) 之增加，規範建議值開始出現不保守之狀況。在地形變化 0.3 及 0.5 之情況下， $\bar{u}$ 與 $\bar{u} + 2u'$ 之計算結果分別在 $x/L_h = -0.9$ 至 0.8 及 $x/L_h = -1.4$ 之後出現低於規範建議之狀況。

而在山丘狀況下，規範建議之剖面在丘頂轉折點($x / L_h = 0$)處皆出現最不保守之情況(圖十)。與山脊地形差異甚大的是，在坡度變化為 0.1 之情況下，在地形變化之區域內($-2 < x / L_h < 2$)皆出現不保守之狀況。而坡度變化為 0.3 與 0.5 時， $\bar{u}$ 與 $\bar{u} + 2u'$ 之計算結果出現不保守之區域分別約為 $x / L_h = -1$ 至 0.7 及 $x / L_h = -2$ 至 0.9。

四、結論

本研究針對二維懸崖、二維山脊與三維山丘三種基本特殊地形，在選定的坡度範圍中以數值模擬的方法探討其風速剖面。在數值模式預測結果經驗證後，繼於高雷諾數的情況系統化地進行風場模擬。其結果除用以建構風場資料庫外，並與現行規範進行比較與檢討。獲得的結論計有如後四項：

1. 山脊與山丘之地形狀況皆出現分流現象，並造成背風區內之不穩定性增加。在迴流區內，速度擾動之變異約呈現常態分佈。此外，規範建議之風速分佈似乎無法反應出此分離泡存在之現象，但相對於數值模擬之結果，皆為保守之值。
2. 跟據準穩態定理評估風速壓分佈時，除了平均風速外，額外考慮擾動風速可獲得更為保守之風荷載結果。
3. 在評估規範建議之剖面適用性時，建議可採用位移厚度當做評估之指標。
4. 在比較數值模擬與規範建議風速剖面之結果後發現，規範之建議值可能出現不保守之情況，需要更進一步研究以提供未來可能修改之依據。

三、參考文獻

- [1] 「建築物耐風設計規範及解說」，內政部建築研究所，2010 年。
- [2] American Society of Civil Engineering, "Minimum Design Loads for Buildings and Other Structures," ANSI/ASCE7-02, 2002.
- [3] Song, C.C.S. and Yuan, M., "A Weakly Compressible Flow Model and Rapid Convergence Methods," *Journal of Fluids Engineering Transactions ASME*, Vol. 220, pp. 441-445, 1998.
- [4] Smagorinsky, J., "General Circulation Experiments with Primitive Equations," *Month Weather Review*, Vol. 91, No. 3, pp. 99-164, 1963.
- [5] MacCormack, J., "The Effect of Viscosity in Hyper-velocity Impact Cratering," *AIAA paper*, pp. 69-354, 1969.
- [6] Courant, R., Friedrich, K. and Lewy, H., "On the Partial Differential Equations of Mathematical Physics," *IBM Journal*, Vol. 11, No. 2, pp. 215-234, 1967.
- [7] Kondo, K., Murakami, S. and Mochida, A., "Generation of Velocity Fluctuations for Inflow Boundary Condition of LES," *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol. 67/68, pp. 51-64, 1997.
- [8] Fang, F., "A Design method for Contractions with Square End Sections," *Journal of Fluids Engineering*, Vol. 119, pp. 454-458, 1997.

側風力作用下高速鐵路車輛系統動態分析

陳振華^{1*} 鄭永長² 楊哲榮³ 王凱立⁴

¹高雄大學土木與環境工程系教授

²高雄第一科技大學機械與自動化工程學系助理教授

³高雄大學土木與環境工程系專任研究助理

⁴高雄大學土木與環境工程系研究生

摘要

本文以 Kalker 的線性模型和 Heuristic 非線性潛滑模型為基礎，考慮輪軸組的側向位移和搖擺角，轉向架框架的側向位移、垂向位移、翻滾角和搖擺角，以及車體的側向位移、垂向位移、翻滾角和搖擺角，完整推導 20 個自由度的車輛系統在曲線軌道的運動方程式，並在車體的側向位移和垂向位移自由度加上側風力的作用，探討整個車輛系統受側風力作用時的動態反應。由分析結果顯示，當車輛速度越高時，車體受側風力作用時，隨著風速之增加，車輛系統反應確實有明顯的影響，尤其對車體側向位移自由度影響最大，並且對輪軸組也會有所影響。因此，側風力對車輛系統造成的動力反應須進一步探討其穩定性之影響程度。

關鍵字：側風力，高速鐵路，車輛系統，Kalker 線性模型，Heuristic 非線性潛滑模型

一、前言

2007 年台灣高速鐵路正式營運，這意味著我國的傳輸業即將邁前一大步，同時宣告我國將進入高速鐵路的時代。台灣位於西太平洋，屬於多颱風的地理位置，更應對這部份有深入的研究，尤其當高速鐵路行車時，若遇及颱風這些天然災害時，其安全性是相當值得去探討的。

列車以高速行駛於軌道上，車輛與軌道間的交互作用屬於十分複雜的動態行為，再加上風力作用時，其動態行為的研究是相當重要的，Diuna 和 Cheli[1]曾考慮平均風速作用在車輛之橋體反應。Guo 和 Zeng[2]則探討側向隨機風力作用在車-橋系統。Xu 等人[3]曾進行側風作用於橋體之車-橋反應分析，但未探討車與風之關係。Xu 和 Ding[4]曾針對側風對車輛互制的行為加以探討，側風力部分則考慮靜態風壓與不穩定氣動力兩種，但車輪與軌道間僅以 Kalker 線性潛滑理論做動態的分析，當潛滑率過大時，Kalker 的線性潛滑理論在計算潛滑力時會產生較大的誤差值，可以 Heuristic 非線性理論來修正此問題。

本文以 Kalker 的線性模型和 Heuristic 非線性的潛滑模型為基礎，利用 20 個自由度

全車輛系統來模擬環境外力對軌道車輛動態特性的影響，能補足上述文獻中以線性潛滑模型做模擬時的誤差，使車輛系統的模擬更趨近於實際現況。

二、常微分運動方程式

2.1 車廂以及轉向架框架的運動方程式

考慮含有一個車廂以及兩個轉向架之整車系統，如圖一所示。根據牛頓第二運動定律，考慮車廂以及轉向架框架側向位移 y 、垂向位移 z 、翻滾角 ϕ 以及搖擺角 ψ ，推導出車廂以及轉向架框架的運動方程式為

$$m_t \ddot{y}_{ti} = F_{syti} + \left(\frac{V^2}{gR} - \phi_{se} \right) m_t g, \quad (1)$$

$$m_t \ddot{z}_{ti} = F_{szti} - \left(1 + \frac{V^2}{gR} \phi_{se} \right) m_t g, \quad (2)$$

$$I_{tx} \ddot{\phi}_{ti} = M_{sxti}, \quad (3)$$

$$I_{tz} \ddot{\psi}_{ti} = M_{szti}, \quad (4)$$

$$m_c \ddot{y}_c = F_{syc} + \left(\frac{V^2}{gR} - \phi_{se} \right) m_c g + F_{bu}^D(t), \quad (5)$$

$$m_c \ddot{z}_c = F_{szc} - \left(1 + \frac{V^2}{gR} \phi_{se} \right) m_c g + F_{bu}^L(t), \quad (6)$$

$$I_{cx} \ddot{\phi}_c = M_{sxc}, \quad (7)$$

$$I_{cz} \ddot{\psi}_c = M_{szc}, \quad (8)$$

其中， m_c 、 m_t 、 I_{cx} 、 I_{cz} 、 I_{tx} 和 I_{tz} 為車廂以及轉向架框架的質量和慣性矩。 F_{syc} 、 F_{szc} 、 F_{syti} 、 F_{szti} 、 M_{sxc} 、 M_{szc} 、 M_{sxti} 和 M_{szti} 為懸吊力以及懸吊力矩。根據圖一可得到轉向架框架以及車廂所受的懸吊力與懸吊力矩為

$$\begin{aligned} F_{syti} = & 2K_{py} y_{wij} + 2C_{py} \dot{y}_{wij} + (-4K_{py} - 2K_{sy}) y_{ti} + (-4C_{py} - 2C_{sy}) \dot{y}_{ti}, \\ & + 2K_{sy} L_c \psi_c + 2C_{sy} L_c \dot{\psi}_c + 2K_{sy} y_c + 2C_{sy} \dot{y}_c + 2K_{sy} (h_c - h_T) \phi_c \\ & + 2C_{sy} (h_c - h_T) \dot{\phi}_c - 4K_{py} h_T \phi_{ti} - 4C_{py} h_T \dot{\phi}_{ti} \end{aligned} \quad (9)$$

$$F_{szti} = 2K_{sz} z_c + 2C_{sz} \dot{z}_c - 2(K_{sz} + 2K_{pz}) z_{ti} - 2(C_{sz} + 2C_{pz}) \dot{z}_{ti}, \quad (10)$$

2010 年 10 月 15 日

$$M_{sxti} = 2K_{sz} b_2^2 \dot{\phi}_c + 2C_{sz} b_3^2 \dot{\phi}_c - 2K_{sz} b_2^2 \dot{\phi}_{ti} - 2C_{sz} b_3^2 \dot{\phi}_{ti} \\ + \left[2K_{py} h_T + 2K_{pz} b_1^2 \left(\frac{\lambda}{a} \right) \right] y_{wij} - 4K_{py} h_T y_{ti} + \left[2C_{py} h_T + 2C_{pz} b_1^2 \left(\frac{\lambda}{a} \right) \right] \dot{y}_{wij}, \quad (11)$$

$$- 4C_{py} h_T \dot{y}_{ti} - 4K_{py} h_T^2 \phi_{ti} - 4C_{py} h_T^2 \dot{\phi}_{ti} - 4K_{pz} b_1^2 \phi_{ti} - 4C_{pz} b_1^2 \dot{\phi}_{ti}$$

$$M_{szti} = (-4K_{py} L_1^2 - 4K_{px} b_1^2 - 2K_{sx} b_2^2) \psi_{ti} + (-4C_{py} L_2^2 - 4C_{px} b_1^2 - 2C_{sx} b_3^2) \dot{\psi}_{ti} \\ + 2K_{py} L_1 y_{wi1} + 2C_{py} L_2 \dot{y}_{wi1} + 2K_{px} b_1^2 \psi_{wi1} + 2C_{px} b_1^2 \dot{\psi}_{wi1} - 2K_{py} L_1 y_{wi2}, \quad (12)$$

$$- 2C_{py} L_2 \dot{y}_{wi2} + 2K_{px} b_1^2 \psi_{wi2} + 2C_{px} b_1^2 \dot{\psi}_{wi2} + 2K_{sx} b_2^2 \psi_c + 2C_{sx} b_3^2 \dot{\psi}_c$$

$$F_{syc} = -2K_{sy} (2y_c - y_{t1} - y_{t2}) - 4K_{sy} (h_c - h_T) \phi_c - 2C_{sy} (2\dot{y}_c - \dot{y}_{t1} - \dot{y}_{t2}) - 4C_{sy} (h_c - h_T) \dot{\phi}_c, \quad (13)$$

$$F_{szc} = -4K_{sz} z_c - 4C_{sz} \dot{z}_c + 2K_{sz} z_{t1} + 2C_{sz} \dot{z}_{t1} + 2K_{sz} z_{t2} + 2C_{sz} \dot{z}_{t2}, \quad (14)$$

$$M_{sxc} = 2K_{sz} b_2^2 \phi_{t1} + 2C_{sz} b_3^2 \dot{\phi}_{t1} + 2K_{sz} b_2^2 \phi_{t2} + 2C_{sz} b_3^2 \dot{\phi}_{t2} - 4K_{sz} b_2^2 \phi_c - 4C_{sz} b_3^2 \dot{\phi}_c \\ - 4K_{sy} (h_c - h_T) y_c - 4C_{sy} (h_c - h_T) \dot{y}_c + 2K_{sy} (h_c - h_T) y_{t1} + 2C_{sy} (h_c - h_T) \dot{y}_{t1} \\ + 2K_{sy} (h_c - h_T) y_{t2} + 2C_{sy} (h_c - h_T) \dot{y}_{t2} - 4K_{sy} (h_c - h_T)^2 \phi_c - 4C_{sy} (h_c - h_T)^2 \dot{\phi}_c, \quad (15)$$

$$- 4K_{sy} (h_c - h_T) L_c \psi_c - 4C_{sy} (h_c - h_T) L_c \dot{\psi}_c$$

$$M_{szc} = -4K_{sy} \psi_c L_c^2 - 4C_{sy} \dot{\psi}_c L_c^2 - 2K_{sx} b_2^2 (2\psi_c - \psi_{t1} - \psi_{t2}) \\ - 2C_{sx} b_3^2 (2\dot{\psi}_c - \dot{\psi}_{t1} - \dot{\psi}_{t2}) - 2K_{sy} L_c (-y_{t1} - y_{t2}) - 2C_{sy} L_c (-\dot{y}_{t1} - \dot{y}_{t2}), \quad (16)$$

2.2 輪軸組的運動方程式

根據 Dukkupati and Garg [5] 的定義，考慮側向位移 y 以及搖擺角 ψ ，可以推導出輪軸組的運動方程式為

$$m_w \left(\ddot{y}_{wij} - \frac{V^2}{R} \right) = -\frac{2\alpha_{ij} f_{11}}{V} (\dot{y}_{wij} - V\psi_{wij}) - \frac{2\alpha_{ij} f_{12}}{V} \left(\dot{\psi}_{wij} - \frac{V}{R} \right) \\ - \frac{2r_0 \alpha_{ij} f_{11}}{V} \left(\frac{\lambda}{a} \right) \dot{y}_{wij} - \left(W_{ext} + m_w g + \frac{V^2 W_{ext}}{gR} \phi_{se} \right) \left(\frac{\lambda}{a} \right) y_{wij}, \quad (17)$$

$$- (W_{ext} + m_w g) \phi_{se} + \frac{V^2 W_{ext}}{gR} + F_{syij} - F_{tij}$$

$$I_{wz} \ddot{\psi}_{wij} = -\frac{2a\lambda\alpha_{ij} f_{33}}{r_0} y_{wij} + \frac{2\alpha_{ij} f_{12}}{V} \dot{y}_{wij} - \left(I_{wy} \frac{V}{r_0} - \frac{2r_0 \alpha_{ij} f_{12}}{V} \right) \left(\frac{\lambda}{a} \right) \dot{y}_{wij} \\ - 2\alpha_{ij} f_{12} \psi_{wij} + \left(W_{ext} + m_w g + \frac{V^2 W_{ext}}{gR} \phi_{se} \right) a\lambda \psi_{wij} + M_{szij}, \quad (18)$$

$$- \left(\frac{2a^2 \alpha_{ij} f_{33}}{V} + \frac{2\alpha_{ij} f_{22}}{V} \right) \dot{\psi}_{wij} + \frac{2\alpha_{ij}}{R} (a^2 f_{33} + f_{22})$$

其中，下標 $i=1,2$ 表示前後轉向架， $j=1,2$ 表示前後輪軸組， V 表示車體系統行進的速度， R 表示軌道曲率半徑，其他的物理參數定義可參考 Dukkupati and Garg [5]。

由圖一可得到作用在輪軸組上在側向的懸吊力 F_{syij} ，以及在垂向的懸吊力矩 M_{szij} 分別為

$$\begin{aligned} F_{syij} = & -2K_{py}y_{wij} - (-1)^j 2K_{py}L_1\psi_{ti} + 2K_{py}y_{ti} \\ & - 2C_{py}\dot{y}_{wij} - (-1)^j 2C_{py}L_1\dot{\psi}_{ti} + 2C_{py}\dot{y}_{ti}, \\ & + 2K_{py}h_T\phi_{ti} + 2C_{py}h_T\dot{\phi}_{ti} \end{aligned} \quad (19)$$

$$M_{szij} = 2K_{px}b_l^2\psi_{ti} + 2C_{px}b_l^2\dot{\psi}_{ti} - 2K_{px}b_l^2\psi_{wij} - 2C_{px}b_l^2\dot{\psi}_{wij}, \quad (20)$$

其中， K_{px} 表示主懸吊縱向剛性， K_{py} 表示主懸吊側向剛性， K_{pz} 表示主懸吊垂直向剛性， K_{sx} 表示次懸吊縱向剛性， K_{sy} 表示次懸吊側向剛性， K_{sz} 表示次懸吊垂直向剛性， C_{pz} 表示主懸吊垂直向阻尼， C_{sx} 表示次懸吊縱向阻尼， C_{sy} 表示次懸吊側向阻尼。

2.3 側風力

抖振是因為自然風場中紊流所造成的動力風載，進而誘發結構之振動，紊流風場對於車體影響僅考慮靜風力與抖振力，受力情形如圖二，一般而言，抖振力中的阻力風速 (u) 和升力風速 (w) 都是以頻譜密度來表示，而根據 Simiu 和 Scanlan[6] 文獻中得知 y 方向的阻力風速如(28)式和 z 方向的升力風速如(29)式所示。

$$\frac{\omega S_{uu}(\omega)}{u_*^2} = \frac{200f}{(1+50f)^{5/3}}, \quad (21)$$

$$\frac{\omega S_{ww}(\omega)}{u_*^2} = \frac{3.36f}{(1+10f)^{5/3}}, \quad (22)$$

上式中， S_{uu} 和 S_{ww} 分別為阻力風速和升力風速之頻譜密度函數，將頻率譜轉換為時間歷時後，可得阻力風速 $u(t)$ 和升力風速 $w(t)$ ，而 $f = \omega z / U(z)$ ， ω 為風的頻率， u_* 為表面粗糙度的摩擦速度，其中表面粗糙度設定為 0.3m(Simiu and Scanlan)[6]，將所得阻力風速 $u(t)$ 和升力風速 $w(t)$ 帶入，可分別得到 y 方向的抖振阻力(30)式和 z 方向的抖振升力(31)式(Chen)[7]。

$$F_{bu}^D(t) = \frac{1}{2}\rho(U + u(t))^2 C_D A_y, \quad (23)$$

$$F_{bu}^L(t) = \frac{1}{2}\rho(U + w(t))^2 C_L A_z, \quad (24)$$

式中， ρ 為空氣密度， U 為平均風速， C_D 為阻力風攻角函數， C_L 為升力風攻角函數， A_y 為車廂 y 方向的受風面積， A_z 為車廂 z 方向的受風面積。

2010 年 10 月 15 日

三、數值模擬

本文採用 MATLAB 軟體進行運動方程式的求解，主要利用 Runge -Kutta 演算法來解常微分方程式，考慮環境外力(偶時地震力與常時側風力)對車輛系統的影響，因地震力與側風力皆為時間比例內會產生劇烈的變化，所以為勁度微分方程式，故選用 ODE15S 函數來求解運動方程式，ODE15S 函數為具有勁度且可變階的解法器，可自行設定步長大小，配合地震儀從第 0 秒到第 50 秒，每 0.005 秒擷取一次數值，將運動方程式輸入進 M-File 裡，利用 for 迴圈來讀取環境外力每 0.005 秒變化一次的值，給定求解的時間區域、步長大小和初始值，最後可求得動態響應之數值。

四、數值結果與討論

參考陸上應用之蒲福風級來選定平均風速的等級，以 8 級風($U=17.2\text{m/s}$)作為平均風速的輸入，而 8 級風速相當於輕度颱風的等級，模擬軌道車輛系統行徑曲線軌道於第 0.005 秒開始受側風力作用時的動態行為分析，抖振阻力主要作用於車廂的側向位移自由度，圖三為車廂受側風力作用下側向位移之動態響應($V=300\text{km/hr}$ 、 $U=17.2\text{m/s}$)，可看出車輛系統受側風力作用下車廂之側向位移明顯高出無風力作用時的位移量，正常行駛時車廂側向位移的均方根值為 0.019209m ，受側風力作用時，車廂側向位移的均方根值為 0.149233m ，兩者相差了 0.130024m ，證明側風力對車廂之側向位移有很大的影響。

側風力的作用不單單只有對車廂的側向位移有所影響，其中，抖振升力對於車廂的垂向位移自由度也會有抬升的效益產生，圖四為車廂受側風力作用下垂向位移之動態響應($V=300\text{km/hr}$ 、 $U=17.2\text{m/s}$)，可看出車廂垂向位移自由度受側風力與無受側風力時的動態響應，受側風力作用時，車廂垂向位移的均方根值為 0.071619m ，可觀察出側風力對車廂的側向位移影響較大，而對垂向位移的影響相對的是小了許多。

側風力雖然僅輸入於車廂上，但本文考慮的是全車輛系統，車廂的位移量會經由轉向架的傳遞對輪軸組產生影響，所以當側風力作用時，也需注意到輪軸組的位移量，圖五為輪軸組受側風力作用下側向位移之動態響應($V=300\text{km/hr}$ 、 $U=17.2\text{m/s}$)，受側風力作用時，輪軸組側向位移的均方根值為 0.003094m ，正常行駛時，輪軸組側向位移的均方根值為 0.001304m ，兩者相差 0.001790m ，證明側風力對輪軸組的動態反應有明顯的影響，當風速大時，輪軸組更有脫軌之虞。

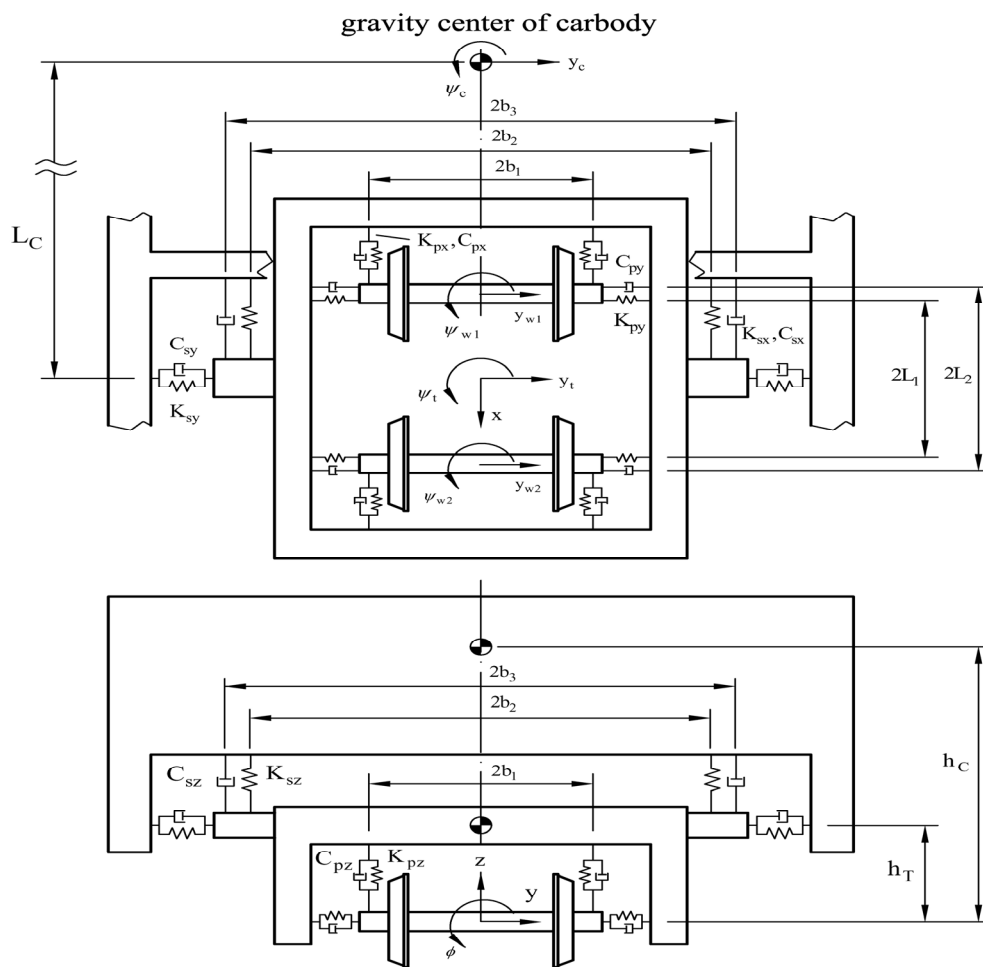
五、結論

本文對行駛於曲線軌道之車輛受側風力作用時的動態行為進行分析研究，完整推導 20 個自由度車輛系統，並且考慮輪軌間非線性潛滑力以及側風力，推導出車輛系統的運動方程式，藉由數值分析與結果討論後，得到以下幾點結論：

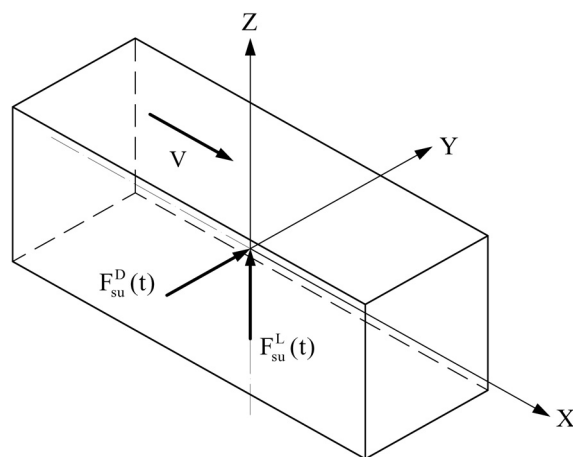
1. 車輛系統受側風力作用下，車體側向位移之位移量遠大於垂向位移之位移量，證明側風力對車廂側向位移自由度影響甚大。
2. 車輛系統受側風力作用下，不僅對車體側向位移和垂向位移有所影響，輪軸組的側向位移也會產生位移量，側風力大時，更有脫軌之虞。

六、參考文獻

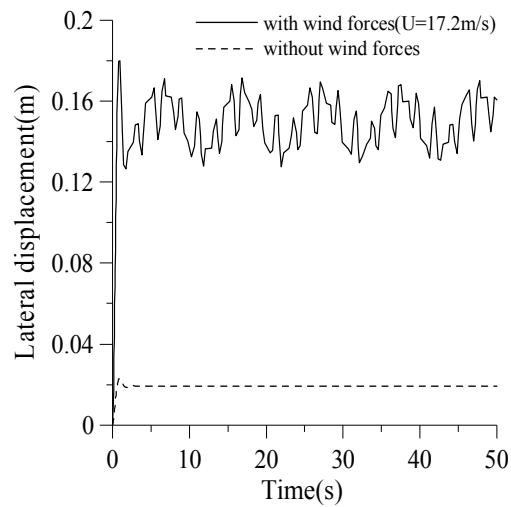
- [1] Diuna, G. and Cheli, F., “Dynamic interaction of railway systems with large bridges,” *Vehicle System Dynamic*, Vol.18, pp.71-106, 1989.
- [2] Guo, X.R., and Zeng, Q.Y., “Analysis of critical wind speed for running trains on a schemed Yangtze River Bridge at Nanjing on Jing-Hu high speed railway line,” *J. China Railway Soc.*, Vol.23, pp.75-80, 2001.
- [3] Xu, Y.L., Xia, H., and Yan, Q.S., “Dynamic response of suspension bridge to high winds and running train,” *J. Bridge Eng. ASCE.*, Vol.8, No.1, pp.46-55, 2003.
- [4] Xu, Y.L., and Ding, Q.S., “Interaction of railway vehicles with track in cross-winds,” *Journal of Fluids and Structures*, Vol.22, pp.295-314, 2006.
- [5] Dukkupati, R.V., and Garg, V.K., “Dynamics of Railway Vehicle Systems,” *Acaemic Press*, Canada, 1984.
- [6] Simiu, E., and Scanlan, R.H., “Wind Effects on Structures:Fundamentals and Applications to Design,” 3rd Edition, Wiley, New York, 1996.
- [7] Chen, C.H., “Determination of flutter derivatives via a neural network approach,” *Journal of Sound and Vibration* , Vol.263, No.4, pp.797-813, 2003.



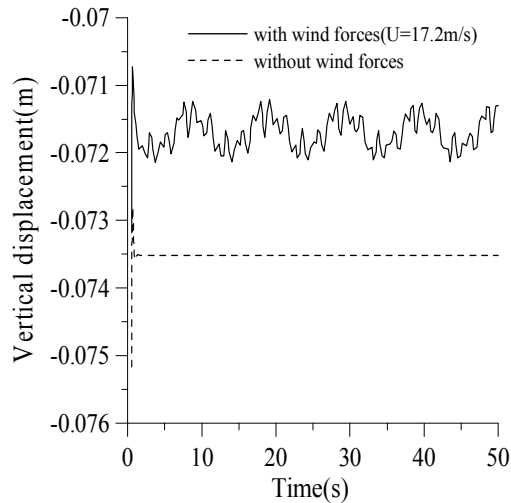
圖一：車輛系統模型



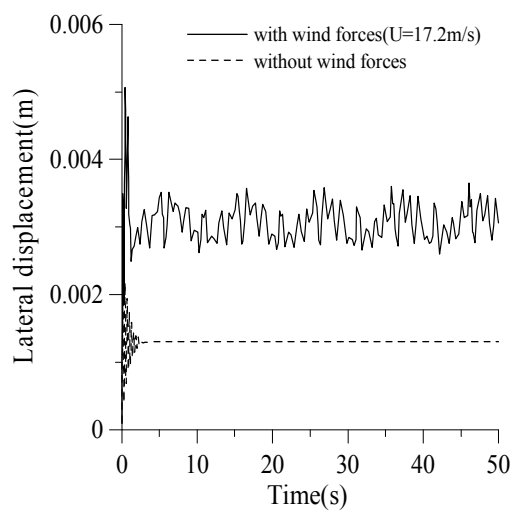
圖二：車體受側風力作用情形



圖三：車廂受側風力作用下側向位移之動態響應 ($V=300\text{km/hr}$ 、 $U=17.2\text{m/s}$)



圖四：車廂受側風力作用下垂向位移之動態響應 ($V=300\text{km/hr}$ 、 $U=17.2\text{m/s}$)



圖五：輪軸組受側風力作用下側向位移之動態響應 ($V=300\text{km/hr}$ 、 $U=17.2\text{m/s}$)

以氣動力資料庫預測高層建築之干擾效應

鄭啟明¹ 王嘉國² 陳正瑋²

¹私立淡江大學風工程研究中心中心主任

²私立淡江大學風工程研究中心研究助理

摘要

在高樓林立的現代都會區中，高層建築物之間的干擾效應是相當複雜的問題。影響干擾效應的因素很多，包括主建物與干擾建物的幾何造型、相對位置與流場特性等。若以風洞試驗探討所有參數變化的可能影響，需要耗費大量的時間，在工程實務上並不可行。本研究以風洞試驗數據構成之氣動力資料庫為核心，使用類神經網路(neural network)預測高層建築之干擾效應。氣動力資料庫可分為三部分：第一部份為主建物與干擾建物為相同高寬比($B/H=2\sim6$)的正方形斷面高層建築；第二部份之主建物為斷面深寬比($D/B=0.5、2.0$)的矩形與圓形斷面高層建築，干擾建物仍為正方形斷面高層建築；第三部份為保持主要量測建物為正方形斷面，干擾建物則選用不同高度與寬度的矩形斷面，兩者間寬度比為 $R_B=0.75、1.0、1.5$ ，高度比為 $R_H=0.75、1.0、1.5$ 。本文將前述氣動力資料庫作適當之分類後，使用輻射基底類神經網路(RBFNN)，有效的預測高層建築受到鄰近建築物的干擾效應時，其順風向橫風向的設計風載重影響。

關鍵詞：干擾效應，類神經網路，高層建築，設計風載重

一、前言

在高樓林立的現代都會區中，高層建築物之間的干擾效應是相當複雜的問題。影響干擾效應的因素很多，包括主建物與干擾建物的幾何造型、相對位置與流場特性等。若以風洞試驗探討所有參數變化的可能影響，需要耗費大量的時間，在工程實務上並不可行。本研究以風洞試驗數據構成之氣動力資料庫為核心，使用類神經網路(neural network)預測高層建築之干擾效應。

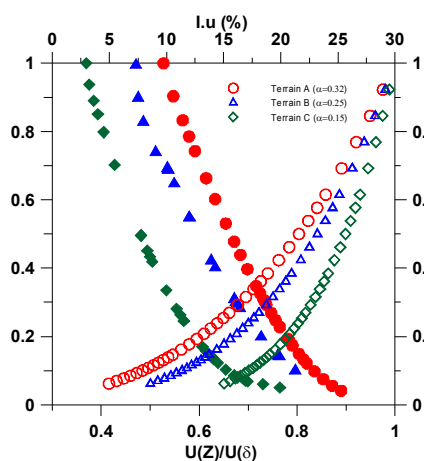
類神經網路應用於干擾效應中先前已經有若干人作過相關的研究，English[1]利用倒傳遞類神經網路預測在不同的高寬比及不同的地況係數(α)下之干擾指標(interference, Π)，其中定義干擾指標為干擾係數減 1($\Pi=IF-1$)，而其資料僅局限於干擾建物位於主要建物正前方($X/B>0, Y/B=0$)時，利用此方法可以準備的預測干擾指標的趨勢。Khanduri[2]利用倒傳遞類神經網路預測兩棟相同建物間的干擾係數(interference factor, IF)，其預測結果再與多項式回歸分析進行比較，結果發現類神經網路預測的結果較準確。Gu[3]利用倒傳遞類神經網路分別建立順風向及橫風向動態干擾係數兩個模式，並且利用實驗資料及類神經網路的預測資料來畫出干擾係數之等高線圖。Zhang[4]利用輻狀基底函數將

文獻中的資料分成五塊，每份各佔 20%，其中 4 份當作訓練資料 1 份當作驗證資料，並使用 k-means 聚類法取得中心點，以試誤法求得隱藏層神經元個數；與倒傳遞類神經網路比較發現，應用 RBF 於干擾效應的計算速度比 MLP 快，而且可得到比 MLP 更好的效果。然而，前人的研究中皆是使用較簡易的干擾效應模式，如主建物與干擾建物相同或干擾建物位置只有單一方向(X/B 或 Y/B)變化，即變化的參數較少，因此結果大多良好。本文所建立之類神經網路模式則為一個較廣泛的預測模式，干擾建物位置在兩個方向限定的範圍內可變化，建築物的形式則為矩形斷面、深寬比及高度的變化，如此網路模式較為完整，可預測的狀況也較多元。

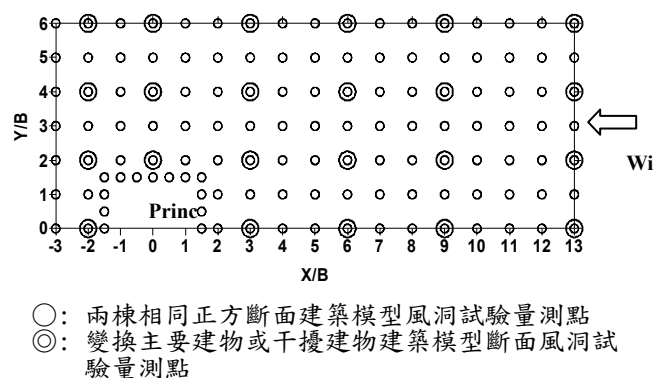
本文所預測的干擾係數為順風向靜態、順風向背景、橫風向背景、順風向共振及橫風向共振，利用原本計算設計風載重的公式加入干擾係數後即可得到在干擾效應下建築物的設計風載重。類神經網路的架構是根據本實驗室已有的風洞實驗資料庫[5~9]，預測結果最終再與實驗作比較。

二、風洞實驗架構

本文研究所依據的氣動力資料庫(Aerodynamic Database)是過去多年在淡江大學邊界層風洞所進行風洞實驗的結果。所使用的風洞之斷面為 $18\text{m} \times 2.0\text{m} \times 1.5\text{m}$ ，風洞試驗的流場條件可分為A、B、C三個地況，分別代表都市、鄉村及郊區，而三種地況風速剖面指數律(power law)的係數 α 分別為 0.32、0.25、0.15，如圖一所示。所有的風洞實驗皆是以六軸高頻力平衡儀量測而得，其量測的風力為順風向、橫風向的剪力、彎矩及軸力與扭轉。在主要建物模型的尺寸上皆是以 $H/\sqrt{A}=6$ 為基準，共分為三大部份，第一部份為主建物與干擾建物為相同高寬比($B/H=2\sim6$)的正方形斷面高層建築；第二部份之主建物為斷面深寬比($D/B=0.5、2.0$)的矩形與圓形斷面高層建築，干擾建物仍為正方形斷面高層建築；3.第三部份為保持主要量測建物為正方形斷面，干擾建物則選用不同高度與寬度的矩形斷面，兩者間寬度比為 $R_B=0.75、1.0、1.5$ ，高度比為 $R_H=0.75、1.0、1.5$ 。



圖一、平均風速剖面及紊流強度



圖二、干擾效應之座標系統

圖二中 X/B 、 Y/B 為主建物與干擾建物間縱向及側向的距離比， B 為建築物寬。干

擾建物的座標範圍是 $x: (-3B, 13B)$ 、 $y: (0B, 6B)$ ，其中 x 軸為風向軸， y 軸與風向垂直。由於 x 軸為對稱軸，因此風洞試驗只需執行 y 軸正值部份。其中實心點為兩棟相同正方斷面建築模型風洞試驗量測點；空心點為變換主要建物或干擾建物建築模型斷面風洞試驗量測點。目前風洞已有資料點列表於表一。

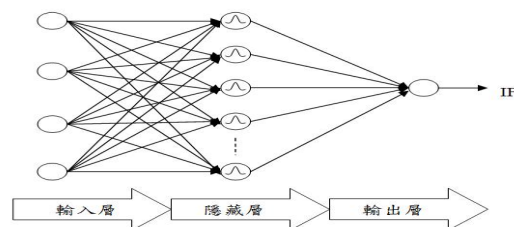
表一、氣動力資料庫

	主要量測建築物	干擾建築物	地況
第一部份	$D/B=1.0$ $H/(A)^{0.5}=2\sim6$	$R_b=1.0$ $R_h=1.0$	Terrain A, B, C ($\alpha=0.32, 0.25, 0.15$)
第二部份	$D/B=0.5$ $D/B=2.0$	$R_b=0.75, 1.0, 1.5$ $R_h=0.75, 1.0, 1.25$	Terrain A, B, C ($\alpha=0.32, 0.25, 0.15$)
第三部份	$D/B=1.0$ $H/(A)^{0.5}=6$	$R_b=0.75, 1.5$ $R_h=0.75, 1.25$	Terrain A, B, C ($\alpha=0.32, 0.25, 0.15$)

Note: $H/(A)^{0.5}=6$ for all principal buildings

三、類神經網路原理與模式建立

隨著電腦科技的進步，類神經網路運算速度的大幅提升之後，許多新的類神經網路架構被提出，使得其應用範圍更加廣泛，以下將針對本文中所使用的輻狀基底函數類神經網路來作介紹。輻狀基底函數的架構如圖三所示，具有輸入層、一層隱藏層及輸出層，是屬於基本前饋式類神經網路的組合，比標準前饋式倒傳遞網路需要更多的神經元，但訓練所花費的時間反而比較短。



圖三、輻狀基底函數類神經網路架構

輻狀基底函數類神經網路主要的概念在於製造許多的輻狀基底函數，以函數逼近法來找出輸入與輸出之間的映射關係，當訓練資料輸入網路之後，由輸入層將資料傳入隱藏層中各個輻狀基底函數，計算出輸入向量與隱藏層中各中心點的距離，再將隱藏層的輸出值經過加權後傳至輸出層而得到網路輸出值，其式如下：

$$Z_j(x) = \phi(\|x - c_j\|) \quad (1)$$

$$y = \sum_{j=0}^M w_j \cdot Z_j(x) \quad (2)$$

其中 Z_j 為隱藏層中第 j 個神經元的輸出值， $\phi(\square)$ 表輻狀基底函數， C_j 表隱藏層中第 j 個神

經元中心點， $\|x - c_j\|$ 代表 x 與 c_j 間的歐氏距離， y 為輸出層的輸出值， w_j 為隱藏層中第 j 個神經元與輸出層間的權重值，將(1)及(2)代入可得(3)：

$$y = \sum_{j=0}^M w_j \cdot \phi(\|x - c_j\|) + w_0 \quad (3)$$

隱藏層中的輻狀基底函數 $\phi(\|x - c_j\|)$ 有相當多種型式，而本文中所使用的是高斯函數，其式為：

$$\phi(\|x - c_j\|) = \exp\left(-\frac{\|x - c_j\|^2}{2\sigma^2}\right) \quad (4)$$

在網路模式的建立方面，其輸入值為主建物的深寬比、干擾建物的深寬比及主建物與干擾建物的距離比 x/B 、 y/B ；輸出值則為干擾係數 IF ，在每個地況分別對順風向靜態、順風向背景、橫風向背景、順風向共振及橫風向共振建立不同的類神經網路。在創建輻狀基底函數類神經網路時，隱藏層中心點的選取是相當重要的，然而並沒有特定的方法來決定隱藏層神經元的個數，而本文中使用的�方法是以前訓練資料點為中心點，以遞增的方式一點一點增加神經元個數，直到誤差低於目標誤差為止，而最大中心點數量為訓練資料量。根本先前的經驗，使用輻狀基底函數與倒傳遞網路的差別在於對於輸入值並不需要特別正規化且訓練的時間要短上許多，以結果來看的話誤差也會比較小。

四、結果與討論

本文將目前資料庫中已有的資料來建立類神經網路的預測模式，資料庫中的所有數據皆用來作為訓練資料，另外設計預測資料檢測網路的準確性。在建立網路模式的過程中，考慮到干擾效應在地況係數 α 愈高時效果愈小的情況下， C 地況在干擾效應上應為最複雜的形式，因此在建立時是先以 C 地況來完成整體架構，使其誤差落在可容許的範圍內，再將此模式套用至 A 、 B 地況上。本文使用資料庫中分為兩大部分，(1)為所有主要建物與干擾建物的組合，當為主要的訓練資料；(2)將訓練資料篩選為所要預測目標的鄰近資料，舉例說明：預測目標為 $BH5-BH5$ ，其訓練資料則為 $BH4-BH4$ 、 $BH5-BH5$ 及 $BH6-BH6$ 。

4.1 訓練資料之預測

在使用輻狀基底函數來建構類神經網路時，由於是以訓練資料點來當作中心點，因此在訓練資料的預測上誤差都相當小，絕大多數都低於 3% 以下，僅有少數幾點的誤差較高，但仍然低於 5%。

4.2 預測未知點之干擾係數

網路模式建立完成後，再另外挑選實驗與氣動力資料庫完全不同組合及位置的資料點作為比較類神經網路與實驗之結果。本文中所使用之預測點儘量挑選反應較大之位置，用以確立類神經網路的預測能力。預測部份分為兩塊，順風向平均、順風向背景及橫風向背景為一部份，另一部份則為共振頻率 0.2 及 0.3 之預測。本文中之預測資料點

2010 年 10 月 15 日

共計有 60 個，每一組干擾建物與主建物的組合皆有四個點，共有 15 組，其中包括高寬比 2~6 之一比一組合及主建物為高寬比 3 及 6，干擾建物為改變高度及寬度的組合，以及主建物為深寬比 0.5、2，干擾建物為改變高度及寬度的組合，以下針對三個地況所得之預測效果來進行說明。

A地況：在干擾效應中，都市地況是反應最小的，由於紊流強度較大的關係，導致前方干擾建物對於主建物的影響較不明顯，也因此預測上是最容易的，表二為A地況之預測點配置，圖四為靜態及動態背景之實驗及類神經網路比較圖，圖中橫軸為實驗值，縱軸為預測值，紅色實線為對角線，若分佈點愈接近該線則表示預測效果愈好，虛線則為 10%之誤差線。圖五為約化頻率 $f_r = f\sqrt{A}/U_H = 0.2$ 及 0.3 條件下，動態共振部分干擾效應之實驗與預測圖。在順風向靜態方面，偏離的兩點為主建物 $D/B=2.0$ 干擾建物為 $R_b=0.75$ 及 $R_h=1.25$ 之(2,0)的組合，說明了在改變深寬比的狀況之下在建築正前方的狀況仍需注意，預測效果較差。背景部份則大多落在 10%的誤差範圍之內，偏離開的仍然是 $D/B=2.0$ 的組合，顯示出在深寬比較大的情況下，再接觸現象的發生會導致干擾效應的不穩定而偏離的趨勢，使得預測較為困難。共振反應的干擾係數則變化較大，因此在預測時可明顯看出效果不如靜態及背景來的好，在共振反應較大的區域內誤差會高達 60%，而整體的平均誤差落在 12%左右。

表二 A 地況預測資料配置

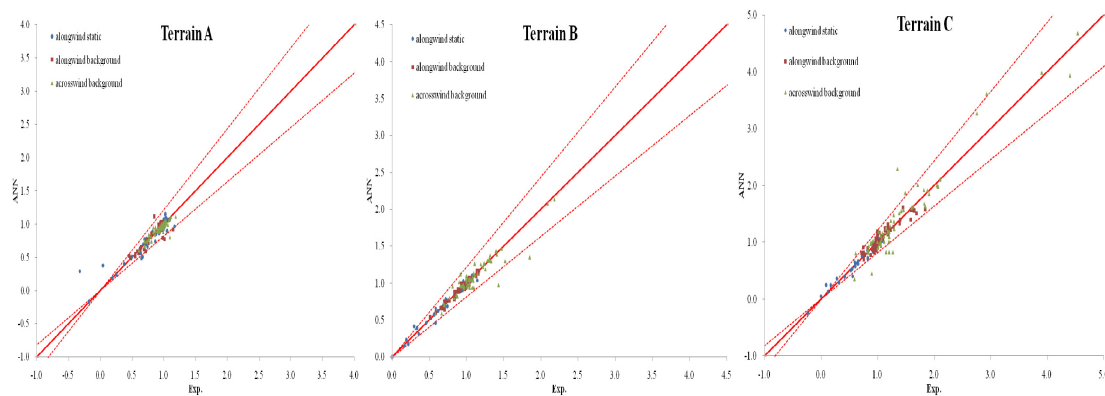
遮蔽物	主建物	實驗點(X/B,Y/B)			
BH2	BH2	(0,3)	(2,2)	(5,0)	(7,3)
BH3	BH3	(0,2.5)	(3.5,1)	(5.5,3)	(7.5,0)
BH4	BH4	(1,3)	(4,2)	(5,4)	(8,1)
BH5	BH5	(-1,2)	(4,3)	(5,0)	(8,2)
BH6	BH6	(2,3)	(3,1)	(5,4)	(7,1)
BH3	$R_b=0.75$	(-1,2)	(1,3)	(5,0)	(7,3)
BH3	$R_b=1.5$	(1,3)	(4,3)	(5,4)	(8,1)
BH3	$R_h=0.75$	(0,4)	(4,3)	(5,0)	(8,2)
BH3	$R_h=1.25$	(-1,2)	(4,1)	(5,4)	(8,1)
BH6	$R_b=0.75$	(0,4)	(2,0)	(7,0)	(7,3)
BH6	$R_b=1.5$	(2,0)	(2,2)	(4,0)	(7,3)
BH6	$R_h=0.75$	(2,0)	(4,2)	(5,2)	(7,3)
DB=0.5	$R_h=0.75$	(0,3)	(2,0)	(7,1)	(7,3)
DB=2.0	$R_b=0.75$	(1,3)	(2,0)	(5,1)	(7,3)
DB=2.0	$R_h=1.25$	(2,0)	(2,1)	(7,3)	(8,2)

B地況：預測資料點的配置除深寬比的組合是相反的及位於主建物正前方(2,0)點皆修改為(2.5,0)點之外其餘皆與A地況相同，而圖四為靜態及動態背景之實驗及類神經網路比較圖，圖五為無因次化頻率 0.2 及 0.3 之干擾係數實驗與預測圖。靜態及背景部份僅有橫風向背景在改變深寬比的組合時誤差偏高，其餘皆相當良好，平均誤差在 5%以

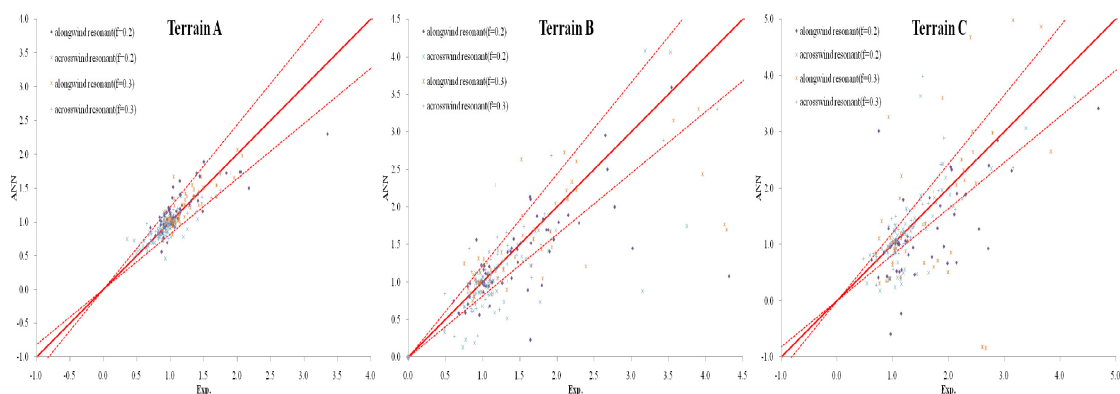
下。共振部份誤差則要大的多，尤其是在共振反應較大的點位如(7,3)、(8,2)等在預測困難度較大，大約有三分之一落在 10% 的誤差範圍之外，整體平均誤差為 40%。

C地況：郊區地況由於紊流較小，導致干擾效應的反應明顯，因此在類神經網路的預測是最為困難，圖四靜態及動態背景之實驗及類神經網路比較圖，圖五為無因次化頻率 $f_r=0.2$ 及 0.3 之干擾係數的實驗與預測比較圖。在靜態方面預測效果皆相當良好，只有一點在 $D/B=0.5$, $R_h=1.25$ 的組合中(2.5,0)這個在主建物正前方的點有較高誤差，約為 16%。背景部份效果也都不差，整體平均誤差低於 10%。共振方面則有與B地況相同的問題，誤差都偏高。

用類神經網路來預測干擾效應下的干擾係數，於靜態及背景部份的預測效果可以說相當良好，但對於共振部份則有待進一步研究，然而干擾係數的最終目的仍是要計算設計風載重，因此在類神經網路預測下之設計風載重比較將在下一個章節作說明。



圖四 靜態與動態背景部分干擾效應實驗與預測值之比較



圖五 共振部分干擾效應實驗與預測值之比較($f_r=0.2, 0.3$)

4.3 設計風載重之預測

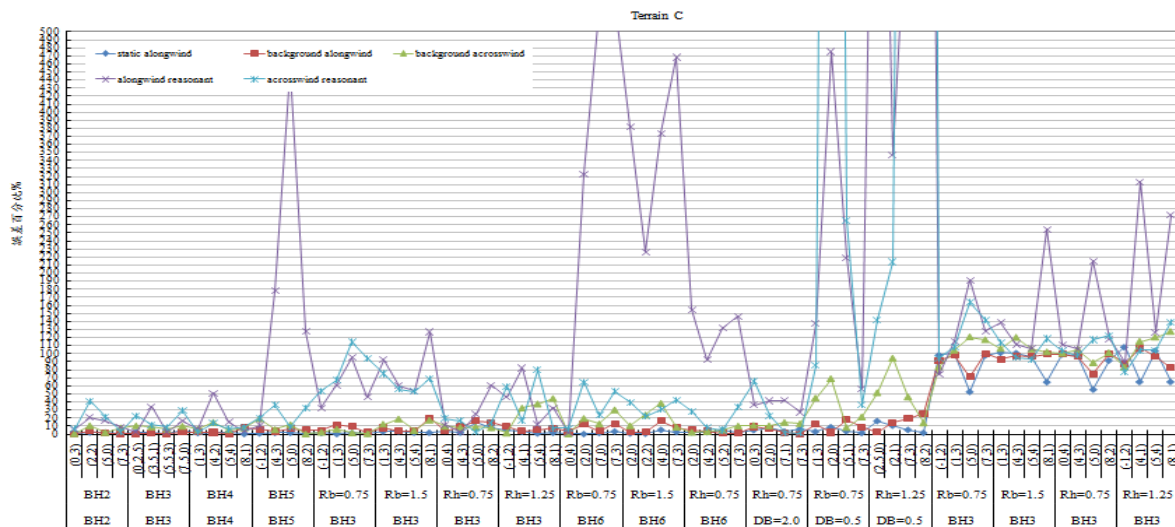
在設計風載重的部份主要是分為順風向及橫風向兩部份來探討，而干擾效應下的設計風載重是由單棟建築物所量測而得的風力係數來組合而成的，搭配上干擾係數後即可得到干擾效應下的設計風載重，其式如下：

2010 年 10 月 15 日

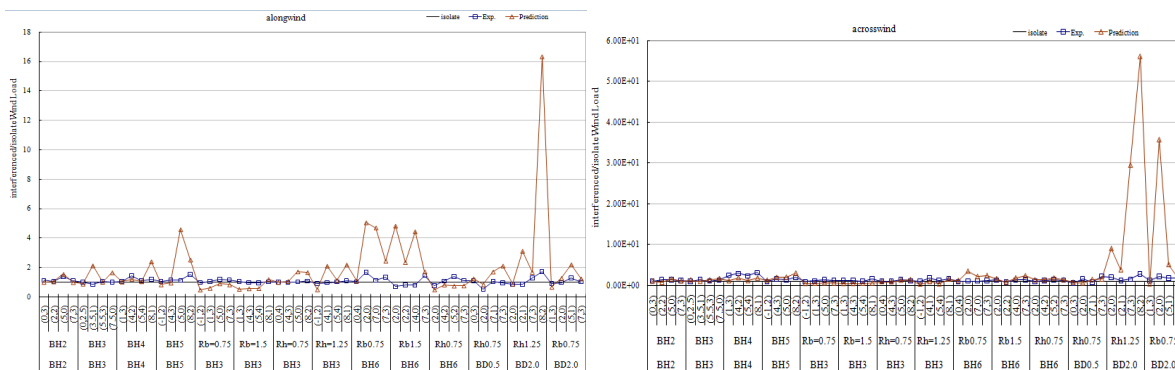
$$\hat{p}_i = \bar{p}_i \times IF_{D,st} + \sqrt{(\sigma_{i,B} \times IF_{D,B} \times g_B)^2 + (\sigma_{i,R} \times IF_{D,R} \times g_R)^2} \quad (5)$$

其中 $\hat{p}_i$ 為設計風載重， $\bar{p}_i$ 為單棟靜態設計風載重， $IF_{D,st}$ 為靜態干擾係數， g_B 為背景因子， g_R 為共振因子， $\sigma_{i,B}$ 為單棟動態背景設計風載重， $IF_{D,B}$ 為動態背景干擾係數， $\sigma_{i,R}$ 為單棟動態共振設計風載重， $IF_{D,R}$ 為動態共振干擾係數。以下同樣是將其分成三個地況，且無因次化頻率為 0.2 來探討。

C地況：由圖六可以得知，平均及背景部份預測誤差大至約 10%以內，但在共振反應在預測上的誤差雖然比較容易出現偏大的情況，但在設計風載重中並不一定是由共振控制，如在BH=5,BH=5,(5,0)這個點雖然共振的誤差值高達 453.94%，但最終在設計風載重的部份卻可以降至 38.87%，雖然還是偏高但也顯示了在共振部份所見到的龐大誤差若應用到實際上並非如此讓人無法接受。整體而言順風向之平均誤差為 22.16%。圖七為順風向及橫風向實驗、預測之頂樓風載重對單棟之頂樓風載重無因次化的比較圖，此圖的重點在於可以看出在建築物受到干擾後風載重的變化情形，並且可以知道預測與實驗之間的差距，圖中可看出順風向由於共振反應較強烈的關係，在(7,3)及(8,2)周圍的點較難正確的取得其變化，橫風向則已經能得到趨勢。

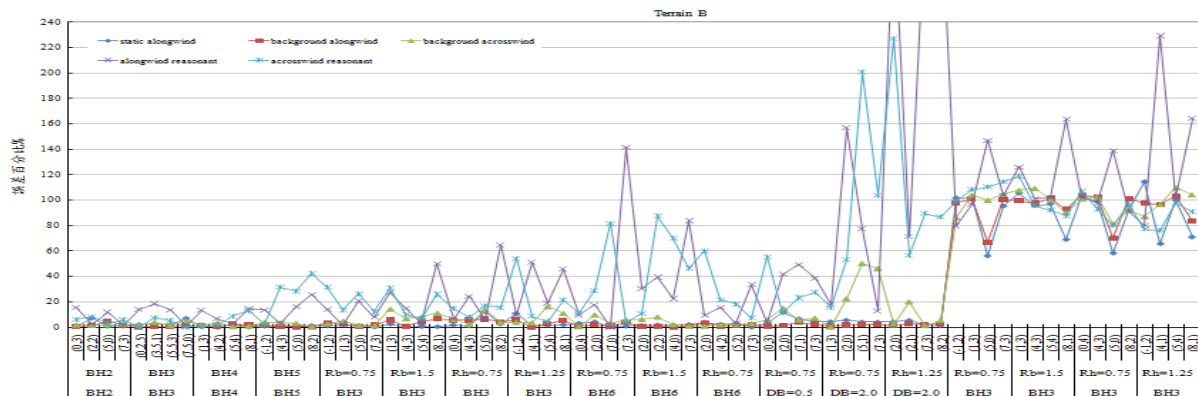


圖六 C 地況實驗及預測干擾係數之誤差比較



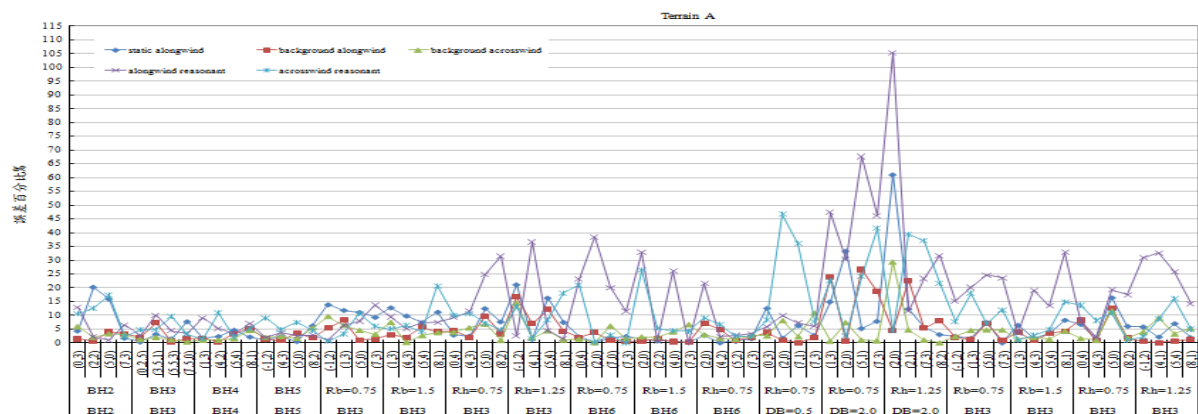
圖七 C 地況無因次化頻率 0.2 實驗、預測及單棟設計風載重之比較

B地況：由圖八可以得知，平均及背景部份誤差幾乎都在 10% 以下，但在共振反應在預測上的誤差雖然比較容易出現偏大的情況，但在設計風載重中並不一定是由共振控制，如在 $BH=6, R_B=0.75$, (7,3) 這個點雖然共振的誤差值高達 141.34%，但最終在設計風載重的部份卻可以降至 40.32%，雖然還是偏高但也顯示了在共振部份所見到的龐大誤差若應用到實際上並非如此讓人無法接受。



圖八 B 地沉實驗及預測干擾係數之誤差比較

A地況：由於干擾效應較弱，因此在各干擾係數的預測上都有一定的準確度。順風向平均及背景值和橫風向背景值預測誤差大部分階在 15% 以內，A 地況與上述兩地況有相同問題，就是共振反應在預測上的誤差雖然比較容易出現偏大的情況，但在設計風載重中並不一定是由共振控制，如在 $BH=6, R_B=0.75, (2,0)$ 這個點雖然共振的誤差值高達 41.34%，但最終在設計風載重的部份卻可以降至 9.4%，雖然還是偏高但也顯示了在共振部份所見到的龐大誤差若應用到實際上並非如此讓人無法接受。



圖九 A 地沉實驗及預測干擾係數之誤差比較

結論

本文根據淡江大學氣動力資料庫，建構輻射基底類神經網路（RBFNN）模式，用以預測高層建築物之干擾效應。在預測的效果上 A、B、C 地況在平均及背景上大多能控制在 10% 左右，共振項的誤差則要偏高許多。設計風載重方面可明顯發現，三種地況

2010 年 10 月 15 日

在預測共振部分誤差值階偏高許多，但實際在做設計風載重計算時卻可大幅降低其誤差值，因此可得知準確的預測平均及背景值將可有效降低誤差值，若共振部分能有效降低預測誤差值，亦可降低整體誤差量，進而計算出近似解之設計風載重。由於本文所取用的預測點並非就所有周邊作表均勻取樣或是隨機取樣，而是多半在有較明顯干擾效應或是具有特殊干擾效應的區塊取樣，因此預測誤差應當大於實際平均誤差。不過整體而言，共振部分的預測仍需改進，未來可考慮使用別的類神經網路及增加資料庫。

五、參考文獻

- [1] E.C. English, F.R. Fricke, "The interference index and its prediction using a neural network analysis of wind-tunnel data," *J. Wind Eng. Ind. Aero.*, Vol.83, pp.567-575, 1999.
- [2] A.C. Khanduri, C. Bédard, T. Stathopoulos*, "Modeling wind-induced interference effects using backpropagation neural networks," *J. Wind Eng. Ind. Aero.*, Vol.72, pp.71-79, 1997.
- [3] Peng Huang and Ming Gu, "Experimental study on wind-induced dynamic interference effects between two tall buildings," *Wind and structures*, Vol.8, No.3, pp.147-161, 2005.
- [4] Aishe Zhang, Ling Zhang, "RBF neural networks for the prediction of building interference effects," *Computers and Structures* Vol.82, pp.2333-2339, 2004.
- [5] 林倚仲，"干擾效應對高層建築設計風力的影響"，淡江大學土木工程學系碩士班，2005 年。
- [6] 王嘉國，"干擾效應對高層建築設計風力的影響(II)"，淡江大學土木工程學系碩士班，2006 年。
- [7] 陳珮君，"利用類神經網路預測建築物在干擾效應下之設計風載重"，淡江大學土木工程學系碩士班，2007 年。
- [8] 陳正瑋，"利用類神經網路預測建築物在干擾效應下之設計風載重(II)"，淡江大學土木工程學系碩士班，2008 年。
- [9] 陳政豪，"利用類神經網路預測不同幾何造型建築物在干擾效應下之設計風載重"，淡江大學土木工程學系碩士，2009 年。

晴空亂流下飛航安全風險評估探討

楊宏宇¹ 吳培德² 梁文龍³

¹中華科技大學土木防災工程研究所副教授

²中華科技大學土木防災工程研究所碩士

³中華科技大學土木防災工程研究所碩士班研究生

摘要

飛航事故發生機率雖然算起來非常的低，但每當空難事件發生往往造成嚴重的生命財產損失。統計顯示空難事件中有 13% 是因為天氣因素所造成，然大氣中晴空亂流目前尚無法以飛機氣象雷達偵測出來，一旦遭遇，幸運的話人員受到驚嚇，不幸的話將會受到傷害，在此不明情況下無非是個風險，此課題著實不得不重視。

本研究係以降低風險概念為前提，參酌行政院研考會風險管理方法，並結合民航局飛安風險評估的方式，來建立風險估算模式。另參考國外之統計資料及國內外相關文獻來分析造成晴空亂流的影響因子之發生機率等級及事故造成傷害程度，以評估飛航風險值，並以實例進行研究。將風險管理應用於晴空亂流風險之評估與控制上，依風險決策矩陣圖，進一步探討是否須採取風險控制策略與因應作為。

由風險估算結果可知，晴空亂流發生機率等級值越高及事故造成傷害越高者，其風險值越高。本研究以 1999 至 2008 年國籍航空器遭遇晴空亂流二起事故為研究對象，經估算均為不可接受須立即改善之風險，加以分析後依風險自承、規避、分散、轉嫁等原則所採取之降低風險策略，如改變飛行計畫、落實空中回報、加強人員訓練、要求乘客全程使用安全帶等，將可預期降低風險至可被接受範圍內。並建議持續蒐集相關資訊，使得研究結果更趨完善，本研究未來建議能應用於低空風切或機尾亂流等相關研究上，以降低災害發生的風險，提昇飛航安全。

關鍵字：晴空亂流，風險管理，飛航安全，風險估算模式

一、前言

1.1 研究動機

本研究希望能就晴空亂流下飛航安全應有的因應策略與作為加以探討，並藉由風險管理的概念，應用於飛機遭遇晴空亂流之預防及因應，建立風險量化模式，依據風險高低探討飛機遭遇晴空亂流風險之因應策略，如加強飛航人員對於晴空亂流成因應有的認識與了解、落實各項訓練、研發更經濟有效之飛行裝備來偵測晴空亂流、建立主動報告系統將遭遇晴空亂流的飛機即時提供空中及地面人員資訊以為因應、遇晴空亂流時機組

員及乘客的應變作為，意即由原本的被動遭遇後的處置，轉為主動面對、預防及避險。使機組員及乘客在飛航過程中，能採取適當之防護措施，即使一旦發生亦能各司其職，做好各項安全保護措施，以防止事件發生下造成之飛機及人員傷害，進而提昇飛航安全。

1.2 研究目的

飛機飛行是否平穩最直接的影響就是氣流，因為飛機爬升、下降、轉彎無一不是和氣流有著密切的關係，藉由飛行操縱系統改變氣流對飛機的影響，進而可以使飛機飛行到想要到的位置，然而所謂「水可載舟，亦可覆舟」，氣流使飛機飛行於空中，亦可能造成飛機的危害。本研究的主要目的在於希望能藉由飛航風險管理的概念，深入探討較少人研究及注意的晴空亂流問題，以提供飛航人員避險之資訊，降低飛機遭遇晴空亂流的風險。

二、研究內容

本研究探討的係飛機遭遇晴空亂流發生事故之風險高低，並應用風險管理的概念，建立晴空亂流對飛機飛航安全之風險管制架構，對所估算之風險進行風險評估與因應策略之探討。以下就「亂流成因與分類」、「風險管理」、「亂流預報」、「偵測方法」加以研究。

2.1 亂流成因與分類

當飛機在空氣中飛行，遇到極不穩定的氣流，使飛機發生強烈的顛簸(Bumpiness)，甚至失去控制，此種大氣中小範圍內的不穩定氣流，就稱為「亂流」(Turbulence)，是飛航安全的隱形殺手，尤以低空風切及高空晴空亂流造成之事故更為顯著。在大氣中，當溫度遞減率陡峻及強烈風切存在，則亂流運應而生。無因次李察遜數(Richardson Number)可作為判定亂流強度的參數。李察遜數(Richardson Number)定義如下：

$$Ri = \frac{\frac{g}{\theta} \frac{\partial \theta}{\partial z}}{\left(\frac{\partial \bar{V}}{\partial z}\right)^2}$$

是將穩定度 $\left(\frac{g}{\theta} \frac{\partial \theta}{\partial z}\right)$ 與風速垂直切變 $\left(\frac{\partial \bar{V}}{\partial z}\right)$ 結合起來，其比值所代表的物理意義，是將阻抗重力穩定度 $\left(\frac{g}{\theta} \frac{\partial \theta}{\partial z}\right)$ 所做的功，其產生的能量提供大氣中均流運動(mean flow motion)轉變成亂流運動(turbulent flow motion)所需的功。由上式得知李察遜數愈小則愈有利於產生亂流及不穩定度。為使李察遜數最小，我們需要使重力穩定度 $\left(\frac{g}{\theta} \frac{\partial \theta}{\partial z}\right)$ 儘可能小或垂直風切 $\left(\frac{\partial \bar{V}}{\partial z}\right)$ 儘可能大。風速量與風切量的相乘積，可以表示為每單位質量隨高度的平均動能(mean kinetic energy)變化。因此我們可寫成如下式：

$$U * \frac{dU}{dz} = \frac{d}{dz} \left[\frac{1}{2} U^2 \right] = \frac{d}{dz} [K.E.]$$

由上式得知，當亂流發生以後，風切 $\left(\frac{dU}{dz}\right)$ 及動能梯度(kinetic energy gradient) $\left(\frac{d}{dz} [K.E.] \right)$ 變得非常小。因此風隨高度的改變而產生的平均動能(mean kinetic energy)變化是可量測堪用位能(available potential energy)產生亂流的狀況。一般將亂流強度分為輕度、中度、強烈及極強烈四級，其航機反應及氣象要素詳如下表。

表 2.2 大氣亂流分類及航機反應狀況及氣象要素表

亂流強度類別	飛機反應	飛機內部反應	相關對流雲層	轉換後相當之陣風風速
輕度 (light)	亂流使飛機發生短暫輕微不定之高度或姿態改變者，報告為輕度亂流。	乘客可能對座帶或背帶稍微有拉緊之感覺，未固定之物品，可少被移動，送食物服務，可以執行，走路很少或沒有困難。	晴天積雲與高積雲。	3 - 5kts (5-20 ft/sec) 2-6 m/s
中度 (moderate)	與輕度亂流相似但較強，會發生高度或姿態改變。在整個過程中，仍可完全控制，其能使指示空速有變動者，報告為中度亂流。	乘客對座帶或背帶有明顯拉緊之感覺，未固定之物品被移位，送食物之服務及走路都感困難。	雷雨、積雨雲與塔狀積雲。	12 - 21kts (20-35 ft/sec) 6-12 m/s
強烈 (severe)	亂流使飛機之高度或姿態發生強烈而突然改變，常使指示空速發生大變動，飛機可能有短時間不能被控制者，報告為強烈亂流。	乘客隨座帶或背帶猛烈摔動，未固定物品被拋出並反覆打滾，送食物之服務及走路都不可能，飛機有時無法控制。	成熟期或快速成長之雷雨與偶有積雨雲及塔狀積雲。	21- 30kts (35-50 ft/sec) 12-16 m/s
極強烈 (extreme)	亂流使飛機猛烈拋擲，實已無法控制，其可能使飛機結構損壞者，報告為極強烈亂流。	如果罕有之極強烈亂流發生時，機身將猛烈翻覆打滾，以致無法控制。	猛烈雷雨	>30kts (>50 ft/sec) 16-20 m/s

資料來源：【8】

2.2 風險管理

2.2.1 風險辨識

確定影響飛航安全中的風險因素是風險管理的第一步驟，它是根據飛航安全的總體目標而來，而飛航安全的總體目標無非是降低飛航事件或事故的發生，減少人員和財務的損失。由於影響飛航安全的不確定因素很多，不同的文獻各有其分類方法，各文獻對飛安風險因素之描述也各有不同的內涵，不同的研究者或學者對晴空亂流影響飛安風險因素的名稱、項目、包含內容和範圍等不盡相同也不一致【5】。

2.2.2 風險衡量

針對各項晴空亂流風險因素，依其本身屬性的不同如（1）飛安風險因素對風險影響的難檢程度；（2）該飛安風險因素於風險管理上所可能發生的機率或可能性；（3）若該飛安風險因素的發生事故其後果將造成的嚴重程度等三項要素，予以分類和擷取，作為飛安風險因素分析的基礎【2】。

2.2.3 風險評估

飛安風險管理真正涵義即在進行監控所有的飛安風險因素之暴露及其發生事件或事故機率（或次數）的大小，故設法使飛安風險因素之暴露量降低，或減少飛安風險因素發生事故的機率，甚至二者同時進行，則飛安事故的發生次數即可減少；或即便發生事故，亦能使其嚴重程度降至最低，才是整個飛安風險評估機制的過程與重點。【2】

2.2.4 風險處理

經過飛安風險評估與衡量後，對於落入「無法容忍區域」的各項飛安風險因素，或者落入「低至合理行得通區域」而考慮予以排除或降低風險之處理者，採取必要的處理措施。若飛安因素風險值符合準則所設定標準的門檻值則接受之；否則在合理且可接受的成本效益評估上，採取不同的處理方式（考量部分飛安風險因素的處理是不計成本的），如風險自承、風險規避、風險轉移（全部或部分）和風險分散等消弭或降低風險的方法，並發展各種可行的管理策略或方案。

2.3 晴空亂流預報

晴空亂流預報的空間，與整個航空區域範圍相比，實在渺小，但與局部亂流範圍相比，仍屬相當廣大。因為在預報空間中晴空亂流非整體性而係塊狀散佈，故只能預期間歇性地遭遇，甚至完全不會遭遇到它。目前多以顯著危害天氣預報（SIGMET）及空中報告（PIREP），提供飛航駕駛員採取改變飛行計畫參考。【8】

2.4 偵測方法

1. 紅外線偵測系統：劉昭民（2004）提到這是裝置在飛機上，可提前數分鐘偵測出來亂流的有效系統，它的基本原理是利用紅外線技術來測定飛機前方 3.5 哩處之氣溫差異，然後再將氣溫差加以數值化，來預報前方亂流出現的可能性。它由美國科羅拉多州鮑爾德城（Boulder）之亂流預報系統製造公司所發展製造，它的重量只有 5 公斤，體積是 15.2cm×15.2cm×5.1cm，它可以提前 33 秒鐘偵測到低空風切，其缺點是僅適用於不下雨期間，遇下雨時，將消弱偵測大氣亂流之能力，故不適用。【7】
2. 運用光達儀器偵測：飛航安全委員會調查室主任官文霖博士（2008）指出，2006 年，法國的民航業者研發一種名為光達的儀器來偵測晴空亂流。它和雷達不一樣的是，它可以偵測到比水分子更小的懸浮粒子，光達的偵測距離，相較於氣象雷達，是變很短，因為氣象雷達可以偵測到 100 海哩，200 海哩，光達能夠偵測到 50 公尺到 100 公尺，所以飛機只有在一兩秒，甚至五秒之內，馬上就要做反應了。其缺點為預警時間太短，無足夠時間讓飛航駕駛員做好充分的準備。【3】

三、研究方法

本節就構建風險估算模式的過程中，可能遭遇晴空亂流情況之相關課題進行釐清與定義，以利模式之建立。相關課題包括晴空亂流風險因素之辨識、確認和分類、欲估算之風險的定義、風險如何量測、符合本研究之事故與其分類等，茲分析如下：

3.1 晴空亂流風險因子的危害辨識

晴空亂流的成因不外乎熱力作用和動力作用，但以動力作用為主，一般研究多數與大氣中之噴射氣流有關，須具備一定的風速及風切變，強度越強造成飛航安全的威脅也

2010 年 10 月 15 日

越大，當然要在一定的環境條件下較容易發生，如高度、緯度、天氣形態等。

3.2 晴空亂流案例統計分析

中國大陸的氣象月刊俞飛（2008）等學者對中國華北地區 2005 至 2008 的研究數據統計，計有 18 次發生於北京飛航管制區域內發生的晴空亂流【4】，如下表 3.1：

表 3.1 北京飛航管制區晴空亂流統計資料表

序號	日期	高度/ (ft)	強度
1	20050406	(30,500)	嚴重
2	20050409	(30,500)	中度到嚴重
3	20050412	(29,000~35,000)	中度
4	20050515	(41,000)	中度
5	20050603	(35,000)	中度
6	20050710	(31,000)	中度
7	20060102	(27,500~30,000)	中度
8	20060102	(33,000)	中度
9	20060122	(27,500~30,500)	嚴重
10	20060222	(31,000)	中度到嚴重
11	20060226	(26,500~30,000)	嚴重
12	20060312	(31,500)	中度
13	20070106	(31,500)	中度
14	20070607	(37,500)	中度
15	20070724	(24,000)	嚴重
16	20070725	(24,000)	嚴重
17	20071002	(26,500~30,000)	中度到嚴重
18	20080210	(32,000)	嚴重

綜上可得發生晴空亂流的可能情況及類型，藉以一一分析各種影響因子下發生晴空亂流事故的可能性及頻率。由統計資料可以看出發生在 3 萬呎至 3 萬 5 千呎的次數最多，亦即頻率最高；2 萬 5 千呎至 3 萬呎次之，2 萬呎至 2 萬 5 呎及 3 萬 5 千呎至 4 萬呎再次之；4 萬呎以上次之幾乎沒有（但有發生的可能），並沒有發生在 2 萬呎以下的。嚴重程度則為中度居多；嚴重次之；中度至嚴重較少。

3.3 風險如何量測

本研究將以飛機遭遇晴空亂流的強度來計算，亂流強度以李察遜數計算後區分其等級，再參照飛安事故發生機率表，如表 3.2，藉由 2005 年至 2008 年北京飛航管制區晴空亂流事故發生統計資料分析，依亂流強度強烈、中度至強烈、中度、輕微及無亂流等五級，分別定義為 1-5 等級，如表 3.3，再與晴空亂流危害發生後之後果值，相乘積可以得知事故造成傷害風險的大小。

風險=可能性（發生事故機率）×影響度（事故嚴重程度）

$$(\text{Risk}) = (\text{Probability}) \times (\text{Consequence})$$

下表係參考行政院飛安會，在檢討評估飛安風險所採用的方式，在晴空亂流事故也可依據此方式加以評估。

表 3.2 發生機率表 (Probability table)

機率	等級	個別裝備	整體裝備	個別人員	所有人員
頻繁	5	在生命週期中經常會發生	持續不斷發生	在職業生涯中經常會發生	持續不斷發生
很可能	4	在生命週期中發生許多次	經常發生	在職業生涯中發生許多次	經常發生
偶爾	3	在生命週期中一定會發生	會發生數次	在職業生涯中一定會發生	會發生數次
很少	2	在生命週期中可能會發生	會發生一兩次	在職業生涯中可能會發生	會發生一兩次
幾乎不可能	1	在生命週期中幾乎不可能會發生	不太可能發生但偶然會發生一次	在職業生涯中幾乎不可能會發生	不太可能發生但偶然會發生一次

資料來源：民航局

1. 事故發生機率值 (Probability)：

以下就是針對因天氣因素各影響飛機遭遇晴空亂流機率的因子 A、B、C，分別依統計資料及事故發生經驗判斷，分 1-5 等級定義各因子發生機率，再以幾何平均數求得最後的機率值：

影響因子：

- 亂流強度（垂直風切、水平風切、溫度、天氣形態...等）
- 飛航高度（航線、航空器型別、性能、任務...等）
- 天氣預報（顯著危害天氣預報、飛航駕駛員空中報告...等）

以幾何平均數（四捨五入）求得事故發生機率

$$P = \sqrt[3]{abc}$$

以 2005 至 2008 年北京飛航管制區中度以上晴空亂流統計資料看來，其嚴重程度則為中度居多；嚴重次之；中度至嚴重較少，故不同區域晴空亂流發生之機率情況不盡相同。本研究暫以北京飛航管制區晴空亂流統計資料為例，如獲各航線詳細統計資料，仍應以各航線統計發生資料來修正亂流強度或高度發生機率，以求得更正確的結果。

2010 年 10 月 15 日

a. 亂流強度發生機率(Probability)：

表 3.3 晴空亂流發生機率等級表

發生事故機率	等級	影響因子
非常可能	5	中度亂流
很可能	4	強烈亂流
偶爾	3	中度至強烈亂流
很少	2	輕度亂流
幾乎不可能	1	無亂流

b. 飛航高度發生晴空亂流機率：

從北京飛航管制區的資料可得各高度較易發生晴空亂流機率情況。

表 3.4 飛航高度發生晴空亂流機率等級表

發生事故機率	等級	影響因子
非常可能	5	3 萬呎至 3 萬 5 千呎
很可能	4	2 萬 5 千呎至 3 萬呎
偶爾	3	2 萬呎至 2 萬 5 呎及 3 萬 5 千呎至 4 萬呎
很少	2	4 萬呎以上
幾乎不可能	1	2 萬呎以下

c. 天氣預報發生晴空亂流機率：

晴空亂流預報以目前的科技而言，多賴以顯著危害天氣預報（SIGMET）及空中報告（PIREP），提供飛航駕駛員規劃飛行計畫，避免遭遇亂流造成飛機及人員的傷害的資訊，如圖 3.1，以下是依事故發生的經驗，來判斷天氣預報發生晴空亂流的機率高低，如下表：

表 3.5 天氣預報發生晴空亂流機率等級表

發生事故機率	等級	影響因子
非常可能	5	航路內有顯著危害天氣預報（SIGMET）及數個空中報告（PIREP）
很可能	4	航路內有顯著危害天氣預報及一至二個空中報告
偶爾	3	航路附近有顯著危害天氣預報及接近時間
很少	2	航路附近有顯著危害天氣預報無空中報告
幾乎不可能	1	無顯著危害天氣預報及空中報告

2. 嚴重程度值（Consequences）：

依交通部民航局所訂定之飛航安全風險量測值所定義之事故發生嚴重後果表如下表：

表 3.6 嚴重後果表

4 災難	航空器全毀 造成人員傷亡 完全的任務失敗、死亡、裝備損失
3 嚴重	安全財務嚴重損失 造成人員嚴重或致命性受傷 嚴重的任務落後、裝備損毀、人員傷害或職業病
2 中等	安全財務顯著衰退 中等程度的任務落後、傷害、職業病或裝備損壞
1 輕微	造成妨礙機場運作 啟動緊急程序 輕微或可忽略的任務落後、傷害、職業病或裝備損壞

資料來源：民航局

3.4 風險量化模型之建立

由晴空亂流發生事故之機率及事故造成的後果乘積，可以從表 3.7 評估，該事故所須依據風險程度做出如何的決策，此決策與風險容忍度的意義相似，均須視情況要求改善、審視或可被接受。以提供民航公司做為決策的參考，俾能在「飛安」及「營利」上取得平衡，也能提升飛航安全。

表 3.7 晴空亂流「風險決策模式表」

災難 4	M4 必須審視	H8 無法接受 必須立即改善	H12 無法接受 必須立即改善	H16 無法接受 必須立即改善	H20 無法接受 必須立即改善
嚴重 3	M3 必須審視	M6 必須審視	H9 無法接受 必須立即改善	H12 無法接受 必須立即改善	H15 無法接受 必須立即改善
中等 2	L2 可被接受	M4 必須審視	M6 必須審視	M8 必須審視	M10 必須審視
輕微 1	L1 可被接受	L2 可被接受	L3 可被接受	L4 可被接受	M5 必須審視
C P	幾乎不可能 1	很少 2	偶爾 3	很可能 4	頻繁 5

資料來源：民航局

四、實例研究

4.1 模式應用的步驟

首先以「2005 年 3 月 28 日，台北飛日本東京之長榮航空 BR2196 班機」遭遇晴空亂流為對象。完成風險計算程序，下一步即針對計算結果加以討論分析。本章模式的應用步驟如圖 4.1 所示：

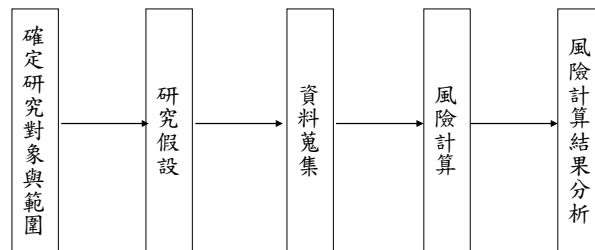


圖 4.1 模式應用步驟

4.2 研究假設

在本章實證研究過程中，因資料取得之限制與計算過程的考量，有幾項假設在此加以說明：

1. 本研究蒐集 1998 至 2008 國內航空事故資料，並將晴空亂流事故加以篩選，假設晴空亂流強度、高度及預報資料可為事故發生機率之因子，另配合模式應用之方式將事故可能發生機率，參考飛安會採用之風險分析及評量加以歸納為頻繁、很可能發生、偶爾會發生、很少發生，幾乎不可能發生等五項機率。由於各事故所造的危害程度也不同，再依嚴重後果，對照出各事故的風險程度，建議採取因應作為及措施。假設飛安會所調查的資料與發生事故的經過及結果均相符的情況下，所做之客觀合理的風險評估。對本研究而言僅就天候因素加以評估，因人為及機械因素產生的事故（如人員操作或訓練不當、氣象雷達故障）在此不考慮。
2. 在資料蒐集部分，除了行政院飛安會歷年的飛安調查報告上獲得外，可以高低計分來計算交通事故影響因子，進行多重因子的風險數據運算，以幾何平均數來獲得風險值，因為空中的天氣狀況較複雜，影響因子之變數也較大，且獲得數據的資訊不易，因此各項影響因子目前無法如理想中使用數據以平均值來計算，以求得較客觀且平均風險值。此為研究於進行模式應用時之限制。故本研究藉由國外曾有的統計資料及所蒐集的資料為飛安會之調查報告內容，假設該資料的統計數據可與本研究中國籍航空遭遇晴空亂流的情況相比擬，且飛安會調查報告與事實資料正確可靠情況下，以此來求得國籍航空公司遭遇晴空亂流的風險值。

4.3 資料收集

4.3.1 摘要報告

民國 94 年 3 月 28 日，長榮航空公司 BR2196 班機，機型 A330-203，國籍註冊編號 B-16306，於台北時間 1455 時，執行由台北中正國際場飛往日本東京成田國際機場之定期載客任務，機上載有駕駛員 2 人，客艙組員 12 人及 2 名非執勤客艙組員，乘客 251 人，合計 267 人。

該機飛往日本高度於 33,932 呎時遭遇不穩定氣流，垂直加速度產生劇烈變化。此段不穩定氣流持續約 12 秒左右。亂流發生於機長作完預備下降高度之廣播並開啟繫緊安全帶警示燈，航機開始下降高度後不久。當時客艙組員正要結束免稅品的販賣，部分乘客尚未回到座位，造成 46 名乘客、10 名客艙組員受傷，其中一名乘客有頸椎骨折現象，

傷勢較為嚴重，該機機身結構、飛操面等均未受損，客艙內部分天花板及氧氣面罩脫落，行李箱變形。

4.3.2 飛航天氣資訊

日本成田航空地方氣象台於事故前曾發布顯著危害天氣。空中報告(Air Report)中，有超過 100 件輕度亂流報告、約 50 件中度亂流報告以及 6 件強烈亂流報告，以上之中度至強烈亂流預報，其警報區域皆包含事故地點，惟長榮航空簽派員顯著危害天氣資訊未提供予駕駛。

4.4 風險計算

該機高度為 3 萬呎至 4 萬呎間、有顯著危害天氣報告，空中報告中，有超過 100 件輕度亂流報告、約 50 件中度亂流報告以及 6 件強烈亂流報告；事件造成 46 名乘客（其中 1 名有頸椎骨折現象，傷勢較為嚴重）、10 名客艙組員受傷，調查報告屬中度至強烈亂流，其警報區域皆包含事故地點。

發生機率值 $a=4$ ； $b=5$ ； $c=5$

$$P = \sqrt[3]{4 \cdot 5 \cdot 5} = 4.642 \approx 5 \text{ (四捨五入)}$$

嚴重後果值

$C=3$

風險程度值

$R=P \times C=5 \times 3=15$

表 4.1 長榮航空 BR2196 班機風險決策表

災難 4	M4 必須審視	H8 無法接受 必須立即改善	H12 無法接受 必須立即改善	H16 無法接受 必須立即改善	H20 無法接受 必須立即改善
嚴重 3	M3 必須審視	M6 必須審視	H9 無法接受 必須立即改善	H12 無法接受 必須立即改善	H15 無法接受 必須立即改善
中等 2	L2 可被接受	M4 必須審視	M6 必須審視	M8 必須審視	M10 必須審視
輕微 1	L1 可被接受	L2 可被接受	L3 可被接受	L4 可被接受	M5 必須審視
C P	幾乎不可能1	很少2	偶爾3	很可能4	頻繁5

經計算事故發生機率為 5 頻繁。本事件因造成 46 名乘客（其中 1 名有頸椎骨折現象，傷勢較為嚴重）、10 名客艙組員受傷，嚴重後果屬嚴重 3。檢視風險決策模式表風險程度值為 H15，無法接受必須立即改善，如表 4.1。

2010 年 10 月 15 日

4.5 因應策略

4.5.1 風險降低策略

在晴空亂流仍無法有效的預測前，依據本研究的風險評估得知，決大多數的晴空亂流因為難以預防，發生時都有可能造成受傷甚至死亡的情況，所以對於晴空亂流仍航空公司及飛航人員必須採取審視的態度，及被立即改善的要求，如文獻中所提到的泛美航空公司的作為，才能有效減少災害的發生。下表 4.2 係對於實例研究中長榮 BR2196 班機遭遇晴空亂流事故，有關天氣因素影響，建議採取的風險降低策略：

表 4.2 長榮 BR2196 班機晴空亂流風險降低策略建議表

風險值 R=15	事故發生機率 P=5	事故後果值 C=3	事故肇因分析	風險降低策略
無法接受必須立即改正	頻繁	1.機組員： 輕傷 10 員。 2.乘客： 重傷 1 員 輕傷 45 員。 3.客艙內部 分天花板脫落，行李箱變形。	1.航路中有顯著危害天氣預報，事故地點為預報範圍之內 2.傷者多為未繫安全帶的乘客及組員。 3.行李箱變形應為客艙物品飛散撞擊；天花板脫落應為。	1.航路中有顯著危害天氣預報應改變飛行計畫，避走危險空域。 2.行前請機組員做好自身的防護，並協助提醒乘客繫妥安全帶。 3.建議乘客全程使用安全帶。 4.提醒乘客於遭遇亂流時以手護頭，以免遭到掉落物品砸傷。

4.5.2 實施風險降低策略評估分析

採取降低風險策略後，該機可能僅會遭遇輕度以下的亂流，若高度仍假定為 3 萬呎至 4 萬呎間，因經過時間航路內正處於顯著危害天氣預報，且有數個空中報告，飛航航路採取閃避策略，仍可能處於航路附近有顯著危害天氣的環境及接近時間，所以發生機率 C 值可望從頻繁等級 5 降至偶爾等級 3。另本事故因有事前的防範所造成的傷害均為輕傷或無傷，嚴重後果為輕微（等級 1）。檢視風險決策模式表風險程度值為 L3，屬可以接受範圍。

五、結論

本研究所構建的風險估算模式，其概念為先定出晴空亂流影響因子發生頻率，進而依各事故造成的嚴重後果程度，兩者乘積以求得風險程度值，了解事故風險的大小，最後依飛安會定義之嚴重後果表考量事故規模的因素。

在實例研究方面，本研究以 1999 至 2008 年國籍航空遭遇晴空亂流為研究對象，應用所構建的風險管理量化模式，對其事故發生的調查報告情況進行估算。估算結果顯示風險隨著晴空亂流影響因子發生頻率越高而越高，且於高度 3 萬呎至 4 萬呎、風速超過 200 公里/小時，而且還有很強的風切變環境下飛行所承受的風險較其他情況為高。當然機組員及乘客的提高警覺及自我防護是否做的好，飛航駕駛員操作是否得宜，也直接影響事故損害程度，將會因此產生較高的風險。

對於本研究遭遇之晴空亂流事故實例進行風險評估，結果顯示已超過可忍受的範

圍，應採取風險規避策略，例如：飛行前航路上如有顯著危害天氣發佈，儘可能避開亂流區域飛行；如評估在可忍受的範圍內，對其可採行的策略包括進入可能發生亂流區域，事先要對飛機預作準備，請機上乘客及機組人員準備束緊安全帶，並將物品繫牢，使用有關飛行手冊所列的注意事項，進入亂流區等。

本研究依據風險管理：風險自承、風險規避、風險分散與風險轉嫁等原則，研擬降低之風險因應策略內容包括改變飛行計畫、研發預警偵測設備、落實空中回報、加強飛航及機組人員有關操作、反應、自我防護的訓練，並提醒乘客提高警覺、繫妥安全帶等，以降低事故發生的風險及可能帶來的傷害，確保飛行安全。

六、參考文獻

- [1] 王穎駿，*航空安全管理概論*，揚智文化，48-66 頁，2008 年。
- [2] 林恒卉，“機場鄰近地區風險量測及因應策略之研究”，*全國碩博士論文*，16-19 頁，2000 年。
- [3] 官文霖，“晴空亂流（一）”，*行政院國家科學委員會科技大觀園*，2008 年。
- [4] 俞飛，“華北地區晴空顛簸的分類特徵及分析”，*氣象月刊*，第 34 卷，第 8 期，16-21 頁，2008 年。
- [5] 張有恆，“*航空運輸學*二版”，華泰文化，190-305 頁，2007 年。
- [6] 曾裕德、何玉蘭、李文亮，“上下班交通風險評估模式”，*工安環保報導*，第 20 期，2004 年。
- [7] 劉昭民，“現代化航空氣象儀器之新發展”，*飛航天氣（半年刊）*，第 1 期，1-7 頁，2004 年。
- [8] 蕭華、蒲金標，*航空氣象學（BOD 四版）*，秀威資訊科技，185-192 頁，2008 年。
- [9] John A. Knox, “Improvements to an Operational Clear Air Turbulence Diagnostic Index,” pp.1-5, 2010.
- [10] R.SHARMAN, C.TEBALDI, G.WIENER, AND J.WOLFF, “An Intergrated Approach to Mid-and Upper-Level Turbulence Forecasting,” pp.268-286, 1997.
- [11] Villiers, “Clear air turbulence over South Africa,” pp.119-126, 2001.

高層建築風力載重及結構反應之數值模擬

鄭啟明¹ 傅仲麟² 陳宥芸³

¹淡江大學土木工程系教授

²淡江大學土木工程系博士

³淡江大學土木工程系研究助理

摘要

本研究是以大渦度紊流模式 (LES) 去模擬紊流邊界層風場中高寬比為 3 之高層建築風力行為。而依據其模擬結果，進行結構反應分析。本研究主題分為三個部份，(一) 首先進行均勻流場中之二維方柱模擬，尋找出最合適之計算域、網格分佈等參數，作為本研究相關參數設定之參考；(二) 以風洞實驗發展的邊界層流場作為入流條件，以期能發展出與實驗結果符合之數值邊界層流場；(三) 將高寬比 3 之高層建築置於距入流端 8D 的紊流邊界層風場裡，計算結果與風洞實驗數據進行比較，在平均及擾動阻力係數稍大於實驗值，而擾動昇力係數則明顯大於實驗值。數值模擬的橫風向風力頻譜形狀與實驗相近，但順風向需要再改進。結構反應因高層建築風力受共振反應所主導，故計算結果在順風向擾動基底風力遠大於實驗值。而橫風向擾動基底風力則較接近實驗。

關鍵字：風工程，數值模擬，高層建築，LES

一、前言

高層建築的抗風設計以往都是依賴風洞實驗，由於風洞實驗相當耗費人力、時間跟金錢，光是更改模型設計就耗費不少金錢與時間。近年來電腦科技的進步，逐漸有研究投入計算流體力學中，在紊流模式的發展大幅提升，數值模擬相較於實驗省下不少空間，又不需大量金錢和人力，尤其像風工程這類複雜的問題，像結構物的風力載重、風力發電等，使得數值模擬成為研究的新寵。

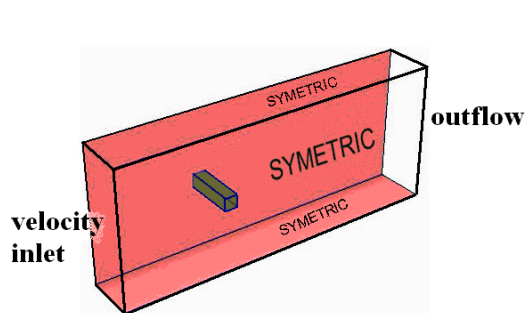
在過去的研究中，Murakami[1][2]以 $k-\epsilon$ 和 LES model 模擬研究鈍體的風力，認為 LES model 比 $k-\epsilon$ model 更吻合實驗值。Tamura 等人[3]以 RANS 和 LES 模擬低矮建築及高層建築的平均和擾動壓力，他們發現這些結果大致與風洞實驗吻合。

在本文研究對象為紊流邊界層風場中高寬比為 3 之高層建築，並利用 Ansys 公司出版的商業軟體 Fluent 來進行預測，此軟體以有限體積法為架構所建構出來的計算流體力學程式，以求解連續方程式與動量方程式，配合內建紊流模式 LES model 計算出高層建築所受之表面風壓及風力載重，將此結果與風洞實驗結果進行結構反應分析之比較。

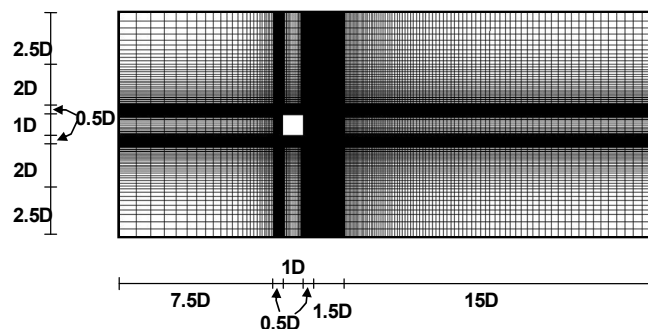
二、數值模擬

2.1 二維矩柱均勻流場

首先，本文以 LES 模態模擬二維矩柱均勻流場之行為，尋找出最合適之計算域、網格分佈等參數，作為探討高寬比三之高層建築時的參考。其邊界條件的控制如圖一所示，矩柱長 $4D$ ，其位置距入流端 $8D$ ，整體計算域為 $(X, Y, Z) = (26D, 11D, 4D)$ 。圖二所示為本文模擬所採用的網格，除採用六面體網格外，在靠近矩柱處考慮分離層及尾流，故繪製較為細小之網格。表一為其他計算參數之設定。



圖一：二維流之邊界條件

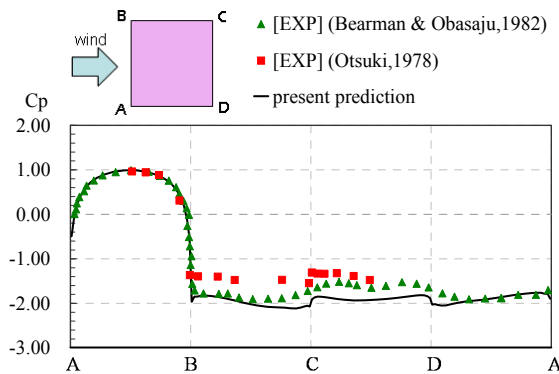


圖二：二維流之計算域及網格

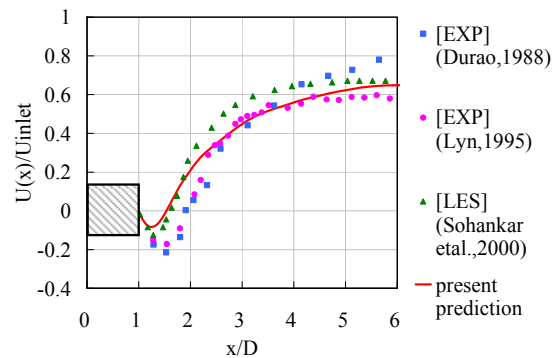
表一：計算參數設定

對流與擴散項離散方法	Second Order Upwind
壓力-速度耦合求解方法	SIMPLE
紊流模式	LES model - Smagorinsky ($C_s=0.1$)
網格數量	764,400 ($210 \times 130 \times 28$) (二維流) 1,747,200 ($210 \times 130 \times 64$) (三維流)
最小網格大小	$\Delta x=0.0195D$, $\Delta y=0.0195D$ $\Delta z=0.14D$ (二維流) $\Delta z=0.0106D$ (三維流)
雷諾數	$Re=100,000$
疊代時間間隔	$\Delta t=0.001$

如圖三所示，在壓力分佈上，本文在迎風面(AB)與側風面(BC、AD)，與 Bearman(1982) 的風洞實驗有較相似的結果，但在背風面卻得到較大的負壓分佈。圖 4 為通過矩柱之中心線的順流向平均風速之結果，從圖上可以看出與 Lyn(1995)的實驗結果比較，矩柱後方的迴流區範圍較小，但是與 Sohankar 等人(2000)同樣以 LES 模擬之結果較吻合，在 $x/D > 2.5$ 時，速度即回復到與 Lyn(1995) 的實驗結果相同。



圖三：平均表面壓力的分布圖



圖四：尾流處順流向平均風速

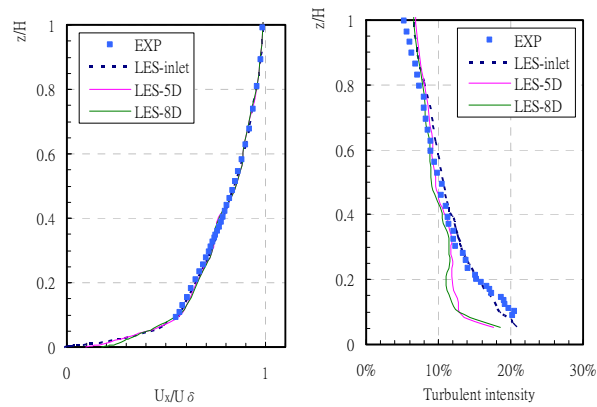
表二：二維流模擬結果與實驗、其他計算值比較

		Re	C_d	C_d'	C_l'	S
Present work	LES	1.0E+05	2.43	0.40	1.18	0.126
Bearman & Obasaju [4]	Exp.	2~7 E+04	2.15	—	—	0.125
Otsuki et al. [5]	Exp.	2~3 E+04	2.05	—	—	0.125
Lee [9]	Exp.	1.76 E+05	2.05	0.23	1.22	0.122
Rodi et al. [10]	LES	—	2.30	0.14	—	—
Sohankar et al. [8]	LES	—	2.09	0.20	—	0.132
Schmidt & Thiele [11]	DES	—	2.42	0.28	—	—

計算柱體中心位置的單位長度平均及擾動風力係數 C_d ， C_d' ， C_l' 和史特赫數 $S=fsD/U$ ，如表 2。本文的平均和擾動阻力係數明顯高於實驗值和Sohankar等人[8]LES的結果。其原因是背風面的負壓偏大造成的結果，也因此使得擾動阻力係數過大。但擾動昇力係數則與Lee [9]的測量結果較為相符。史特赫數計算也與實驗結果相同。這個階段所進行的研究，有依據不同的網格大小和時間間隔進行計算。結果發現，計算時間間隔為 0.0005 及 0.001 秒，兩種計算結果 C_d ， C_d' ， C_l' 和S的差異是 0.65%，1.64%，3.01%，和 9.2%。而當網格在矩柱的角隅部分加密後，並沒有得到明顯更好的計算結果。

2.2 紊流大氣邊界層

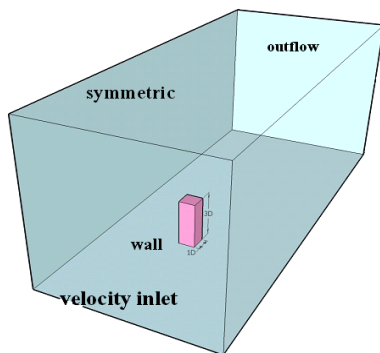
在模擬高層建築受風影響之前，先進行模擬模擬紊流大氣邊界層流場之工作。模擬目標為邊界層流之入流條件。入流風速模擬是使用FLUENT內置的頻譜合成器來產生入流速度，而在使用頻譜合成器前需先設定平均風速、紊流能量、紊流消散率等條件以產生符合試驗條件之擾動風速。圖五為計算後在入流邊界(LES-inlet)、距矩柱入流端 5D 位置(LES-5D)及矩柱位置(LES-8D)的速度及紊流能量剖面。由圖上可觀察到，平均風速剖面與實驗值完全相符，而紊流強度除了在低於 0.2H 的高度內有紊流消散的現象外，其他高度則與實驗值相當符合。



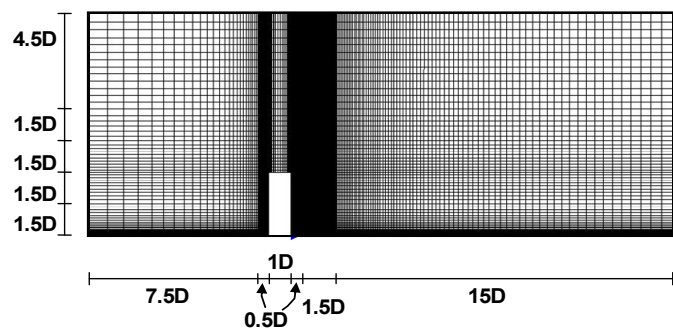
圖五：速度及紊流能量剖面

三、計算結果與比較

以上述二維矩柱及大氣邊界層之研究結果為參考，進行紊流邊界層流場中之高層建築物受風研究的計算模擬條件設定。在本研究中高層建築為方型斷面、高寬比為 3。圖六和圖七為計算域的邊界條件和網格示意圖。

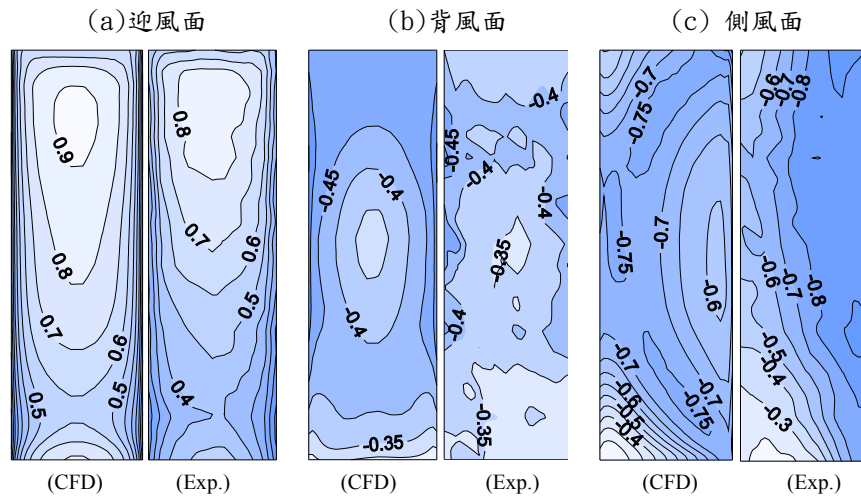


圖六：三維流之邊界條件

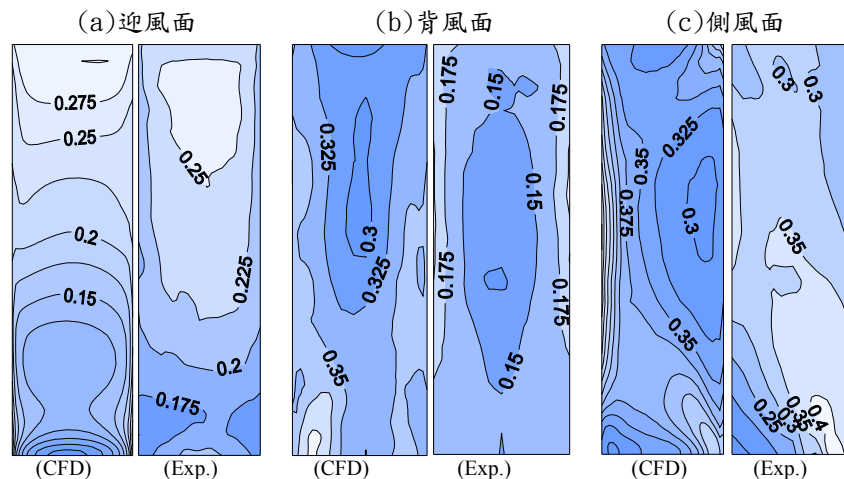


圖七：三維流之計算域及網格

3.1 平均壓力及擾動壓力



圖八：建築物之平均表面壓力



圖九：建築物之擾動壓力

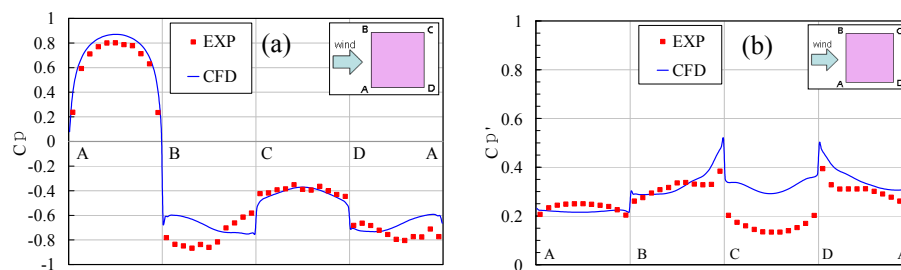
計算後建築物表面平均壓力分佈如圖八所示。在迎風面，LES預測與實驗的結果比較，在迎風面部分，LES計算之風壓較實驗值稍高一些，差異約為10%左右。在背風面，數值模擬的結果與實驗值相比較，在趨勢上大致相同，但負壓較實驗值稍大。在側風面上，在下游上下邊角處有跟實驗值相同的壓力回復現象，但在建築物中間樓層，實驗結果之最大負壓出現在上游處，而數值模擬結果最大負壓出現在偏下游處，代表側面分離流產生之渦漩，數值模擬結果會在較下游處發生。

圖九為建築物擾動壓力的分布。在迎風面，在建築物上半部擾動壓力預測略高於實驗結果，但在建築物下半部結果卻明顯低於實驗結果。在背風面，LES明顯高估擾動壓力。在側風面，模擬結果趨勢與實驗大略吻合，但在後緣邊角處數值計算結果之擾動值偏大。

表三為高層建築物風力係數之計算結果，分別代表在建築物 2/3 高度處單位高度風力係數及整體風力係數之數值模擬與實驗結果比較。在 2/3 高度單位高度風力係數，CFD 較實驗大 9.8%，4.0% 和 25%。

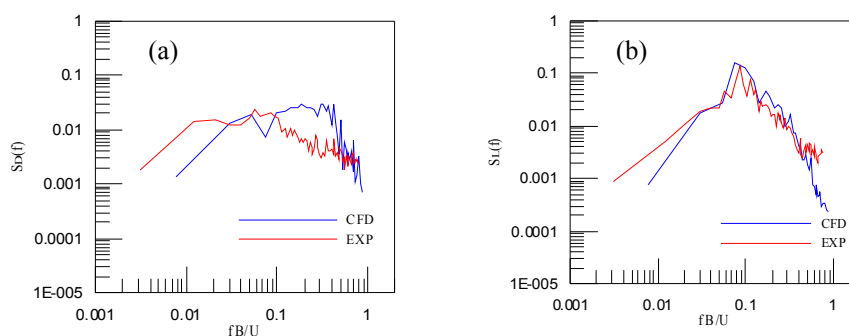
表三：高層建築 LES 模擬結果

	St.	C_d	C_d'	C_l'
LES ($z=2/3H$)	-	1.143	0.289	0.388
Experiment ($z=2/3H$)	-	1.041	0.278	0.311
LES (基底剪力)	0.076	1.061	0.229	0.349
Experiment (基底剪力)	0.085	0.902	0.220	0.219

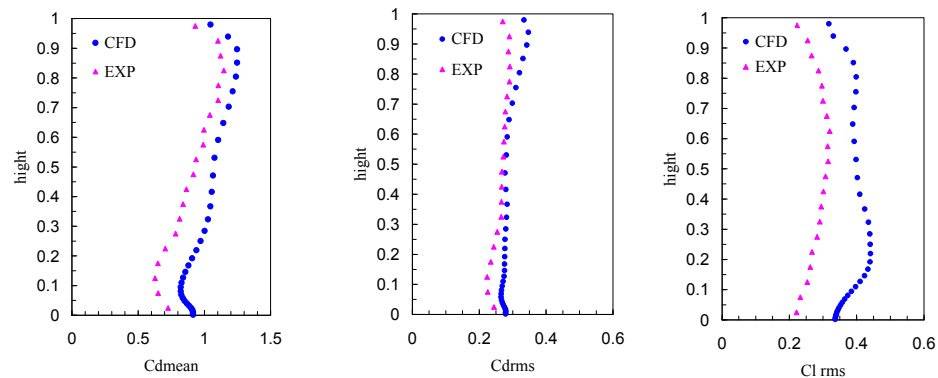


圖十：建築物 2/3 高度壓力分佈；(a)平均壓力，(b)擾動壓力

從圖十看來，在 2/3 高度的平均壓力分佈與實驗相吻合，但是在側風面卻不能得到與實驗一樣的壓力回復現象，在擾動壓力分佈方面，背風壓明顯大於實驗值。圖十一為建築物 2/3 高度處的風力頻譜。雖然 CFD 可以產生合理的橫風向力頻譜，但順風向風力頻譜與實驗值並不符合。圖十二代表建築物不同高度的風力係數分佈，其結果顯示在接近三分之二的建築物高度處之數值模擬結果與實驗值較為接近，這是因為建築物 2/3 高度附近的流場能表現出接近兩維流場的特徵。因此建築物 2/3 高度的作用力較整體的作用力接近實驗值。



圖十一：風力頻譜；(a) 阻力，(b)拖曳力



圖十二：不同高度的風力係數

3.2 結構反應

在這個階段，我們利用結構分析軟體MIDAS建立一個 20 層樓，高寬比為 3 之方形建築，將LES模擬之各層樓風力歷時載重和風洞實驗所量測並計算所得之各層樓風力歷時載重，加載於該結構進行結構反應分析。本文比較分析後建築物的基底剪力和頂樓位移，其結果列於表四。

順風向基底剪力之平均值，數值模擬與實驗結果比較，誤差約為 12%。順風向基底剪力擾動值，數值模擬與實驗結果比較，誤差將近 2~3 倍，這是由於順風向風力頻譜計算不準確，導致建築物共振反應誤差偏大所產生的影響。而橫風向基底剪力之擾動值，數值模擬與實驗結果比較，相對而言差異較小，約為 30%。

表四：高層建築 LES 模擬結果

	順風向 基底剪力	橫風向 基底剪力	順風向 頂樓位移	橫風向 頂樓位移
LES (Mean)	2.09E+06	4.14E+04	0.0342	0.0004
Exp. (Mean)	1.86E+06	4.75E+04	0.0320	0.00004
	順風向 基底剪力	橫風向 基底剪力	順風向 頂樓位移	橫風向 頂樓位移
LES (RMS)	1.96E+06	1.06E+06	0.0393	0.0194
Exp. (RMS)	7.18E+05	7.88E+05	0.0141	0.0152

四、討論

本研究藉由LES進行模擬於紊流邊界層下矩形建物的風力特性及結構反應。研究結果，在平均及擾動阻力係數部分，所得到的結果稍大於實驗值，而擾動昇力係數則明顯大於實驗值。數值模擬的橫風向風力頻譜形狀與風洞實驗相近，但順風向風力頻譜則需要再改進。結構反應部分，因高層建築風力受共振反應所主導，計算結果顯示，數值模

擬之順風向擾動基底風力遠大於實驗值。故計算流體力學模擬的結構反應頻譜也需要進一步改善。因此，欲以CFD模擬結果作為建築物初始設計依據時，採用以平均風力為基礎之陣風反應因子法是較好的選擇。

五、參考文獻

- [1] Murakami, S., Mochida, A., Hayashi, Y. and Sakamoto, S., "Numerical study on velocity-pressure field and wind forces for bluff bodies by k- ϵ ," ASM and LES, *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.*, Vol.41-44, pp.2841-2852, 1992.
- [2] Murakami, S. and Mochida, A., "On turbulent vortex shedding flow past 2D square cylinder predicted by CFD," *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.*, Vol.54/55, pp.191-211, 1995.
- [3] Tamura, T., Nozawa, K., Kondo, K., "AIJ guide for numerical prediction of wind loads on buildings," *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.* Vol.96, pp.1974-1984, 2008.
- [4] Bearman, P.W. and Obasaju, E.D., "An Experimental Study of Pressure Fluctuations on Fixed and Oscillating Square-Section Cylinders," *J. Fluid Mech.*, 119, pp.297-321, 1982
- [5] Y. Otsuki, K. Fujii, K. Washizu, A. Ohya, "Wind tunnel experiments on aerodynamic forces and pressure distribution of rectangular cylinders in a uniform flow," *Fifth Symposium on Wind Effects on Structures*, pp.169-176, (in Japanese), 1978.
- [6] D.F.G. Durfio, M.V. Heitor, J.C.F. Pereira, "Measurements of turbulent and periodic flows around a square cross section cylinder," *Exp. Fluids* 6, 298-304, 1988.
- [7] D., A. Lyn, S., Einav, W., Rodi, J., H. Park, "A laser-doppler velocimetry study of ensemble-averaged characteristics of the turbulent near-wake of a square cylinder," *J. Fluid Mech.*, Vol.304, 285-319, 1995.
- [8] Sohankar, A., Davidson, L., Norberg, C., "Large Eddy Simulation of Flow Past a Square Cylinder: Comparison of Different Subgrid Scale Models," *Journal of Fluids Engineering*, Vol.122, pp.39-47, 2000.
- [9] Lee, B. E., "The effect of Turbulence on the Surface Pressure Field of a Square Pressure Field of a Square Prism," *J. Fluid Mech.*, Vol.69, pp.263-282, 1975.
- [10] Rodi, W., "Comparison of LES and RANS Calculations of the Flow Around Bluff Bodies," *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.*, Vol.69-71, pp.55-75, 1997.
- [11] Schmidt, St., Thiele, F., "Comparison of Numerical Methods Applied to the Flow over Wall-Mounted Cubes," *International Journal of Heat and Fluid Flow*, Vol.23, pp.330-339, 2002.

An Innovative Cleanroom Ventilating System – Fan Dry Coil Units (FDCU) Local Exhaust System

Shih-Cheng Hu¹ Ti Lin² ChunYong Khoo² Yen-Jhih Chen² Chen-Yen Lin²

¹ Professor, Department of Energy and Refrigerating Air-Conditioning Engineering, National Taipei University of Technology, Taipei, Taiwan

² Graduate Student, Department of Energy and Refrigerating Air-Conditioning Engineering, National Taipei University of Technology, Taipei, Taiwan

Abstract

Most non-unidirectional airflow industrial cleanrooms are typically incorporated with traditional wall-return ventilation system driven by fan filter units (FFUs) with ceiling-supply and wall-return air grilles. Such recirculation systems demonstrates several typical characteristics, such as higher airflow resistance induced by long airflow circulation pathways and resulting in higher fan power requirements per unit of airflow rate delivered; high negative pressure in supply air plenums (SAPs) induced by the designation of FFUs to be operated with high external pressures and thus, increase the risks of infiltration of outdoor air and cross-contamination of airflows; tendency of cleanliness decline and nonuniform temperature distribution; and inflexibility to meet the needs for relocation of production lines and rearrangement of tool equipment in the industrial cleanrooms. In this study, we developed a new air circulation system using fan dry coil unit (FDCU) in a return air system that contains ceiling-supply using FFUs and ceiling-return using FDCUs. The new system exhibits shorter air recirculation paths while providing effective temperature control and particle removal from the cleanroom. Experiments were conducted in a full-scale cleanroom to study several aspects, including the influences of supply air plenum pressures on the removal of 0.1 μm particles, the effect of FDCU local exhaust system on airflow velocity vectors, turbulence intensity and temperature distribution, and the energy saving potential of applying the innovative FDCU-return system, compared to a traditional wall-return system. The results revealed that the innovative FDCU-return system can effectively eliminate about 50% of 0.1 μm particles from the cleanrooms more than the conventional wall-return system. In addition, it was also found that FDCU local exhaust system can significantly provide better air motion characteristics and temperature distribution in a high heat source case in comparison with that of wall-return air system. As for energy conservation, the results demonstrated that the proposed FDCU-return system can reduce more than 4% of electric power per unit recirculation airflow rate compared to the traditional wall-return system.

Keywords: Cleanroom, FDCU (a fan dry coil unit), Ventilation, Particle, Energy Efficiency, Velocity Vectors, Turbulence Intensity, Temperature Distribution

I. INTRODUCTION

The non-unidirectional airflow cleanroom is one of the most common systems applied in various high technology industries to control the concentration of airborne particles and the relevant temperature and relative humidity ranges. In a traditional arrangement of the airflow pathway in the cleanrooms, the fan filter units (FFUs) are installed to introduce the supply air (SA) from ceiling and the return air (RA) is extracted from the wall air grilles or return air shafts which are close to the floors, as shown in Fig. 1. Such air recirculation systems in industrial cleanrooms of various cleanliness grades have received significant attentions from researchers and practitioners (Hu *et al.* [1] Fu *et al.* [2]; Hu *et al.* [3,4]; Hu and Chuah, [5]; Hu and Wu, [6]; Hu and Hsiao, [7]; Hu and Chen, [8]; Hu *et al.* [9]). The wall-return system exhibits several typical characteristics as well as the drawbacks, such as (1) higher airflow resistance induced by long airflow circulation pathways and resulting in higher fan power requirements per unit of airflow rate delivered; (2) high negative pressure in supply air plenums (SAPs) induced by the designation of FFUs to be operated with high external pressures and thus, increase the risks of infiltration of outdoor air and cross-contamination of airflows; (3) tendency of cleanliness decline and nonuniform temperature distribution; and (4) inflexibility to meet the needs for relocation of production lines and rearrangement of tool equipment in the industrial cleanrooms.

Several numerical and experimental studies on conventional wall-return type cleanroom have been conducted to better understand the airflow pattern and contaminant diffusion characteristics in the cleanroom, and demonstrated that contaminant particle sizes smaller than $4.5\ \mu\text{m}$ in diameter are regarded as having no gravitational sedimentation effect on the diffusion (Murakami *et al.* 1988 [10], 1989 [11], 1992 [12]). Kato *et al.* (1992) [13] have proposed a locally balanced ceiling supply/exhaust airflow rate system which allows more efficient exhaust of contaminants and less extensive diffusion of particles in cleanroom. No extra exhaust force was introduced on the return air in their system.

In order to solve the above-mentioned problems in the wall-return ventilation system, a unique local air distribution scheme to maintain the cleanliness level within requirements and to effectively remove the dissipated heat was proposed. The new proposed ventilation system of fan dry coil units (FDCUs) with the supply and return grilles were installed on the ceiling and the dissipated heat was removed by FDCUs located just above the process tools. Fig. 2 demonstrates the schematic diagram of the FDCU.

This study aimed to experimentally examine and compare the performance of the traditional and innovative ventilation arrangements in a full-scale cleanroom with a typical IC testing machine, that emits particles and heat. Experiments were conducted in a full-scale cleanroom to study several aspects, including the influences of supply air plenum pressures on the removal of $0.1\ \mu\text{m}$ particles, the effect of FDCU local exhaust system on airflow velocity vectors, turbulence intensity and temperature distribution, and the energy saving potential of applying the innovative FDCU-return system, compared to a traditional wall-return system.

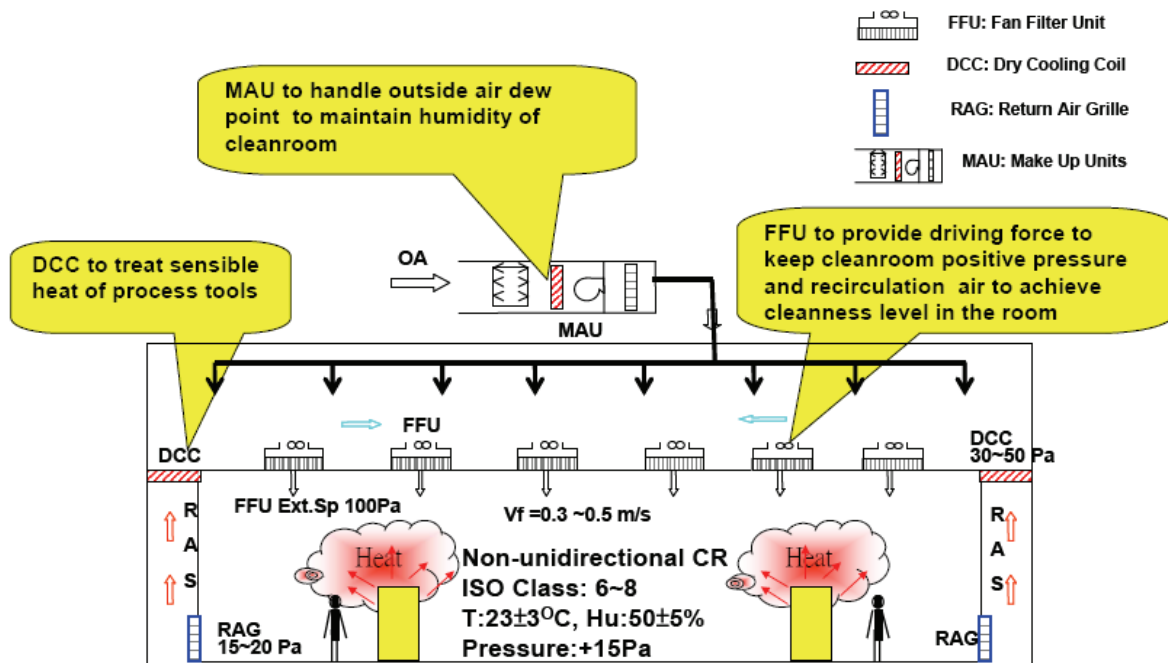


Fig. 1 : An Existing Wall-Return Type Cleanroom

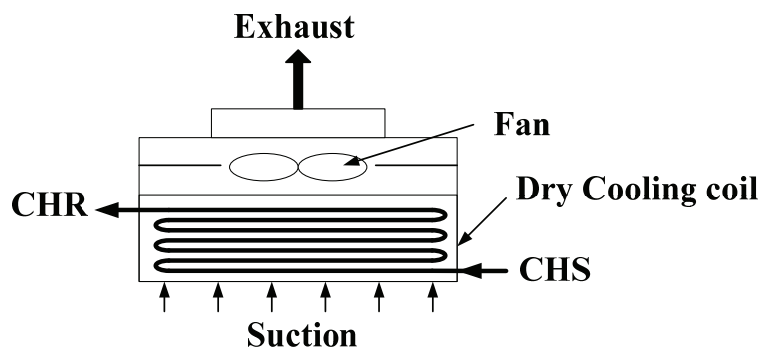


Fig. 2 : Schematic of FDCU (CHS: chilled water supply, CHR: chilled water return)

II. EXPERIMENTAL SETUP

2.1 Cleanroom Setup

Fig. 3 shows the schematic diagram of a full-scale cleanroom with dimensions of 4.5 m (length) $\times$ 6.3 m (width) $\times$ 2.8 m (height) in the X, Y, and Z directions and steadily controlled at $24 \pm 0.5^\circ\text{C}$ and 45% of relative humidity. Two dummy tools, each size of 1.6 m (length) $\times$ 1.2 m (width) $\times$ 2.4 m (height), and a semiconductor wafer testing machine of 0.6 m (length) $\times$ 0.9 m (width) $\times$ 1 m (height) were located in the cleanroom.

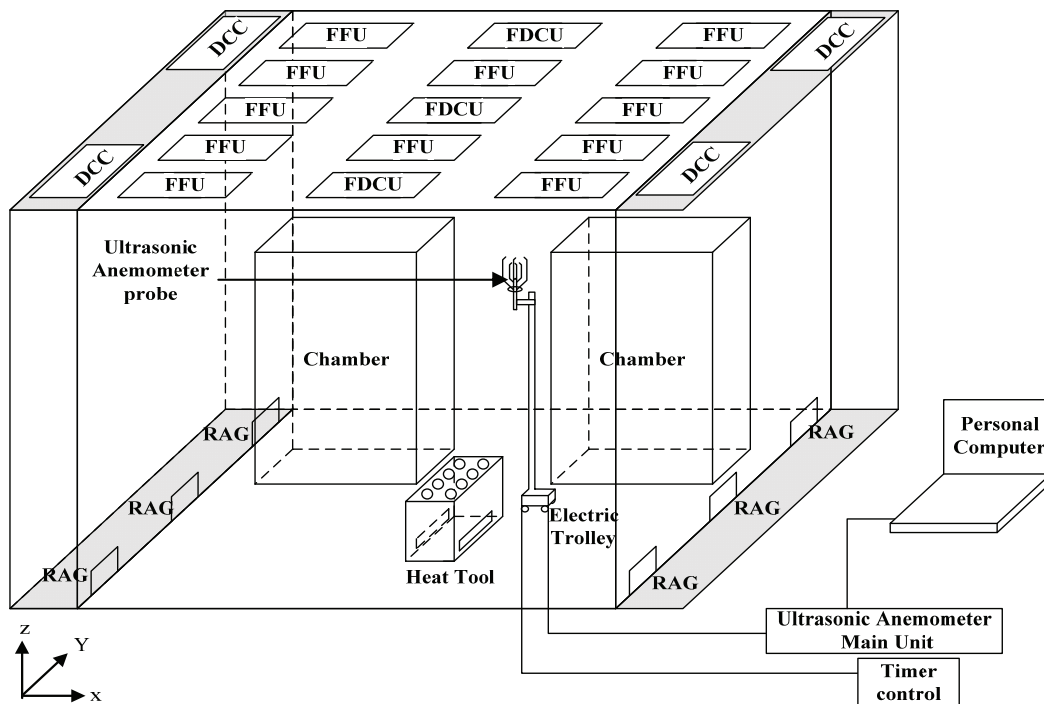


Fig. 3 : Schematic Diagram of Full-Scale Cleanroom with FDCU Local Exhaust and Wall-Return System

The supply air grilles consisted of 12 FFUs (each with a size of 1200 mm-length $\times$ 600 mm-width $\times$ 275 mm-height). Ultra low penetration air (ULPA) filters were installed with the FFUs. Three sets of FDCUs (each size of 1200 mm-length $\times$ 600 mm-width $\times$ 455 mm-height) as shown in Figure 1(b) were arranged parallel with FFU on the ceiling. For both sidewall return air plenums, three units of sidewall return air grilles (RAG) and two units of dry cooling coils (DCC) were respectively installed. As for FDCU local exhaust system, the supply air is introduced from supply air plenum via FFU whilst indoor air is exhausted through FDCU local exhaust. Return-air is cooled by dry coils (only sensible heat exchange takes place in the coil) in the FDCU and then forwarded to supply air plenum.

2.2 Setting for Study on Removal of 0.1 μ m Particles

Particles and heat were released from an outlet of the process tool via an outlet with an opening area of 0.57 m² with air velocity of 4.6 m/s at temperature of 37°C. An ultrasonic atomizer located at the base of process tool, was provided to generate polystyrene latex spheres (PSLs), more than 92% of which were 0.1 μ m-diameter particles. The source concentrations of PSL at the outlet of the process tool ranged from approximately 10,400,000-12,700,000 particles/m³. A laser particle counter MetOne 2100, with $\pm 10\%$ accuracy and sampling airflow rate of 1.7 m³/h was used to measure the particle concentrations from the process tool. The laser particle counter was also linked to a manifold with multi-channel to measure the particle concentrations at 14 sampling points. Fig. 4 shows the locations of each sampling point in the cleanroom which were set at the heights of 1.2m and 1.5m. The pressures in the supply air plenum (SAP) were set at +2, -10, and -20 Pa by the frequency converters of the FDCUs in the FDCU-return system, respectively.

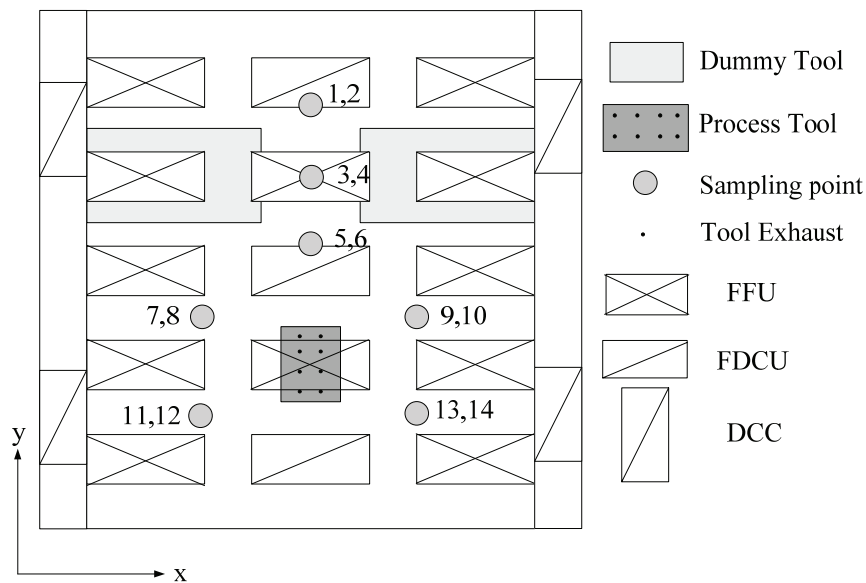


Fig. 4 : Plan of a cleanroom with wall-return and FDCU-return arrangements.

2.3 Setting for Study on Airflow characteristics and Temperature Distribution

To evaluate the airflow characteristics and temperature distribution, a set of 120 measuring points with distance of 30 cm in length were positioned in the XZ plane as shown in Fig. 5. The T-type thermocouples with temperature range -200°C to 350°C and tolerance of $\pm 0.75\%$ were used to measure the temperature distribution. A three dimensional ultrasonic anemometer with accuracy of $\pm 2\%$ was applied to measure the air velocity. As shown in Fig. 6, the sensors of three dimensional ultrasonic anemometer consist of three pairs of transmitter and receiver probe heads spaced 5 cm apart, and with a sampling rate of 140 Hz to detect air velocity.

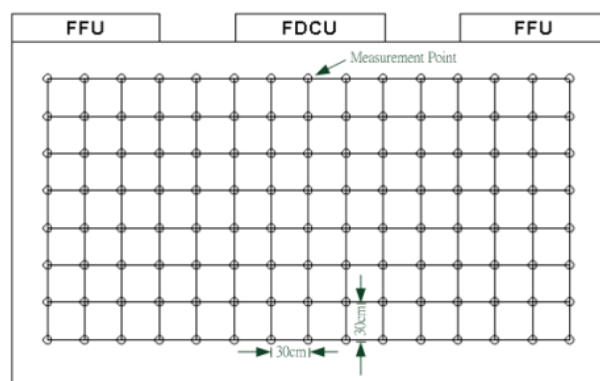


Fig. 5 : Measuring points in X-Z plane.

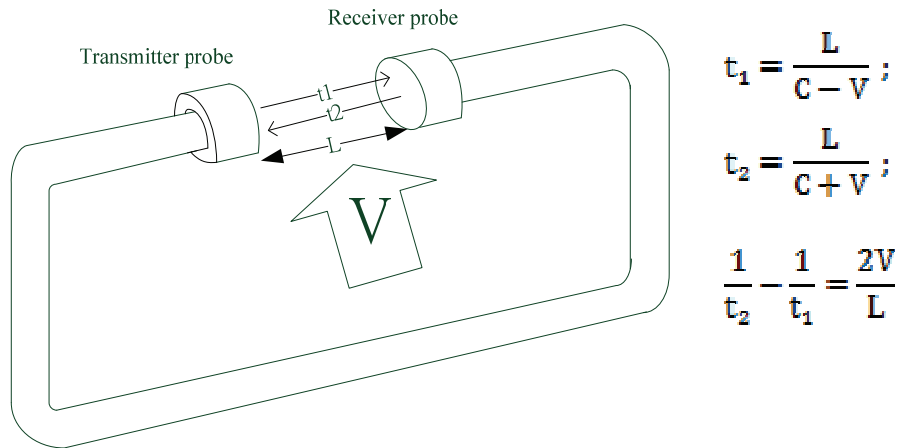


Fig. 6 : Principle of ultrasonic anemometer.

The principle of three dimensional ultrasonic measurement of air velocity is related to the change of traveling time of an ultrasonic pulse propagating in the air, which is proportional to the air velocity. The ultrasonic pulses are emitted from each facing pair of probe heads alternately. The air velocity between two probe heads can be calculated based on the delay time between these two probe heads, whereas the inverse of the travel time of an ultrasonic pulse changes in linear proportion to the air velocity. The experiment will apply the quantitative data in describing the velocity vectors and turbulence intensity.

2.3.1 Turbulence intensity (TI)

Turbulence intensity (TI) of airflow is a very efficient parameter describing the degree of air turbulence in a flow field and useful in comparing the level of flow disturbance with respect to the local mean velocity. In the study, the resultant turbulence intensity at a location is defined as

$$TI = \frac{\sqrt{\frac{1}{3}(\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2)}}{V} \quad (1)$$

where $(\sigma_x / \bar{V})$, $(\sigma_y / \bar{V})$ and $(\sigma_z / \bar{V})$ are defined as the turbulence intensities along X, Y, and Z directions, respectively. In Equation (1),

$$\bar{V}_i = \frac{\sum_{s=1}^N V_i}{N} \quad (2)$$

$$V = \sqrt{\bar{V}_x^2 + \bar{V}_y^2 + \bar{V}_z^2} \quad (3)$$

$$\sigma_i = \sqrt{\frac{\sum_{s=1}^N (V_i')^2}{N}} \quad (4)$$

2010 年 10 月 15 日

where $\overline{V_i}$ is the mean velocity along any direction i , V_i the instantaneous velocity along i direction, N the total sampling number, s the sampling data number, V the resultant velocity, σ_i the standard deviation of V_i , V_i' the fluctuating velocity along i direction. The magnitude of turbulence intensity is denoted by the diameter of the circle, with a larger circle representing higher turbulence intensity.

2.3.2 Dimensionless Temperature

Temperature dimensionless parameter is applied to simplify the cognitive factor of T_{in} in calculation and determine the temperature difference between T_{local} and T_{out} . In the study, the resultant dimensionless temperature (θ) at a location is defined as

$$\theta = \frac{T_{local} - T_{in}}{T_{out} - T_{in}} \quad (5)$$

When $T_{local} > T_{out}$, it indicates the spread of hot air in cleanroom space and thus, $\theta > 1$. Adversely, as $T_{local} < T_{out}$, it indicates the discharge of most hot air from cleanroom space and thus, $\theta < 1$. θ is used to represent the inverse of local heat removal effectiveness or the temperature gradient in cleanroom and implicitly provides information on the development of the plume from heat dissipating process tool as the plume is developed by temperature difference.

2.4 Study on Energy Saving

The actual cooling demand was calculated by measuring chilled water temperature difference and chilled water flow rate. The water temperature difference was measured by the resistance temperature detector (RTD) in the water pipes. The measured data was recorded in the data log program in the cleanroom control system. The DCC/FDCU water flow rates were measured by a water flow meter. Calculation works for obtaining energy consumption was then included the actual Hsinchu City hourly weather data for the year 2003.

III. EXPERIMENTAL RESULTS

3.1 Removal of 0.1 μm Particles

Fig. 7 shows the influence of air changes per hour (ACH) on the averaged normalized concentration of PSLs (hereafter referred to particles) in the cleanrooms with ventilation arrangements of the wall-return and FDCU-return type. The averaged normalized concentrations of particles in the wall-return cleanroom ranged from 0.39 to 0.48 at 72-127 ACH, whereas the concentrations in the FDCU-return cleanroom ranged from 0.17 to 0.33 at 70-139 ACH. It was observed that increasing the ACH helped reduce the average particle concentrations in both the wall-return and FDCU-return cleanrooms. An increase of about 1.8 times the 72 ACH in the wall-return cleanroom reduced the averaged particle concentrations by about 19%, while that of about 2 times the 70 ACH in the FDCU-return cleanroom reduced the average particle concentrations by about 52%. The FDCU-return ventilation system, therefore, exhibited a greater benefit in reducing the averaged particle concentrations in the cleanroom by about 31 to 59% over the wall-return ventilation system.

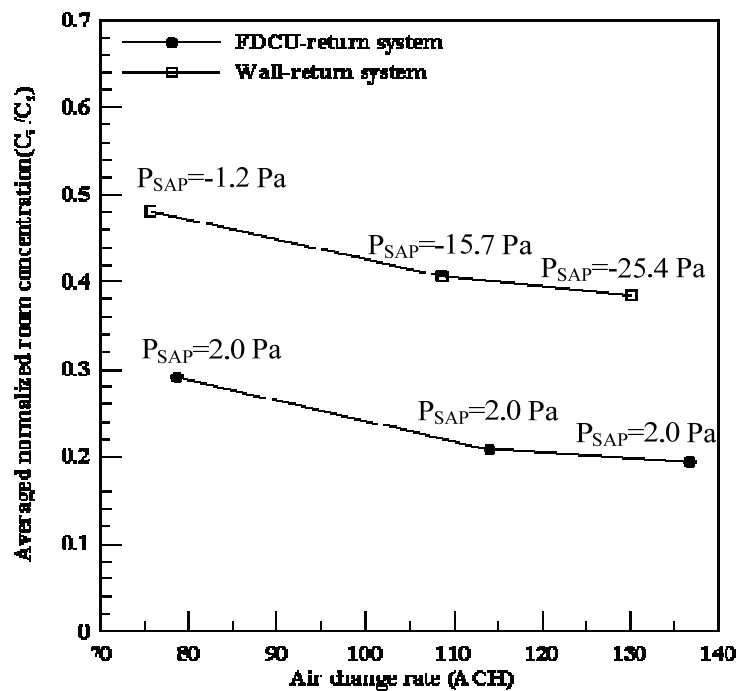


Fig. 7 : Averaged normalized room concentrations of particles.

3.2 Airflow Characteristics and Temperature Distribution

Fig. 8(a) and (b) show the distribution of velocity vectors and turbulence intensity of FDCU local exhaust system in XZ plane, respectively, as process tool was operated at 45°C with hot air dissipated at velocity of 1.2 m/s. In Fig. 8(a), uniform downward airflow is expelled from FFU towards process tool and dispatched by FDCU local exhaust whilst the hot air dissipated from process tool is directly discharged by FDCU local exhaust as demonstrated by the straight airflow beneath it. A significant lugged air vortex is located at $X/H = 0.48$ and $Z/H = 0.52$ in this plane. The colliding of downward FFU airflow and upward airflows induced by FDCU local exhaust and hot plume may attribute to the vortex formation. Based on Fig. 8 (b), the maximum turbulence intensity of 0.54 is found occurs in the vicinity of process tool and approximately twice the average turbulence intensity of 0.28 in this plane. It is apparently related to the turbulent motion of air flow caused by the expulsion of FDCU.

Fig. 8 (c) and (d) show the distribution of velocity vectors and turbulence intensity of wall-return air system in XZ plane, respectively, as process tool was operated at 45°C with hot air dissipated at velocity of 1.2 m/s. From Fig. 8 (c), instead of being directly ventilated, the hot plume is rebounded after colliding with blank panels and discharged by downstream of FFU toward return air grills. Accordingly, two big flip-flopping flows are formed in the vicinity of process tool with high turbulence intensity of 0.55. In other words, a vertical jet is produced due to the vertical velocity component and the Coanda Effect. Entrainment induced by the vertical jet along the jet direction is very apparent, resulting downward flow pattern throughout the measuring domain. Based on Fig. 8 (d), by assuming the height of working zone as $Z/H=0.35 - 0.52$ above process tool, turbulence intensity of 0.33 is obtained in this area and found not far varied compared to the turbulence intensity of 0.32 in Fig. 8 (b). However, by comparing the air motion characteristics introduced, FDCU local exhaust system

can be an effective air-cleaning strategy for reducing particles and heat generated in the working zone.

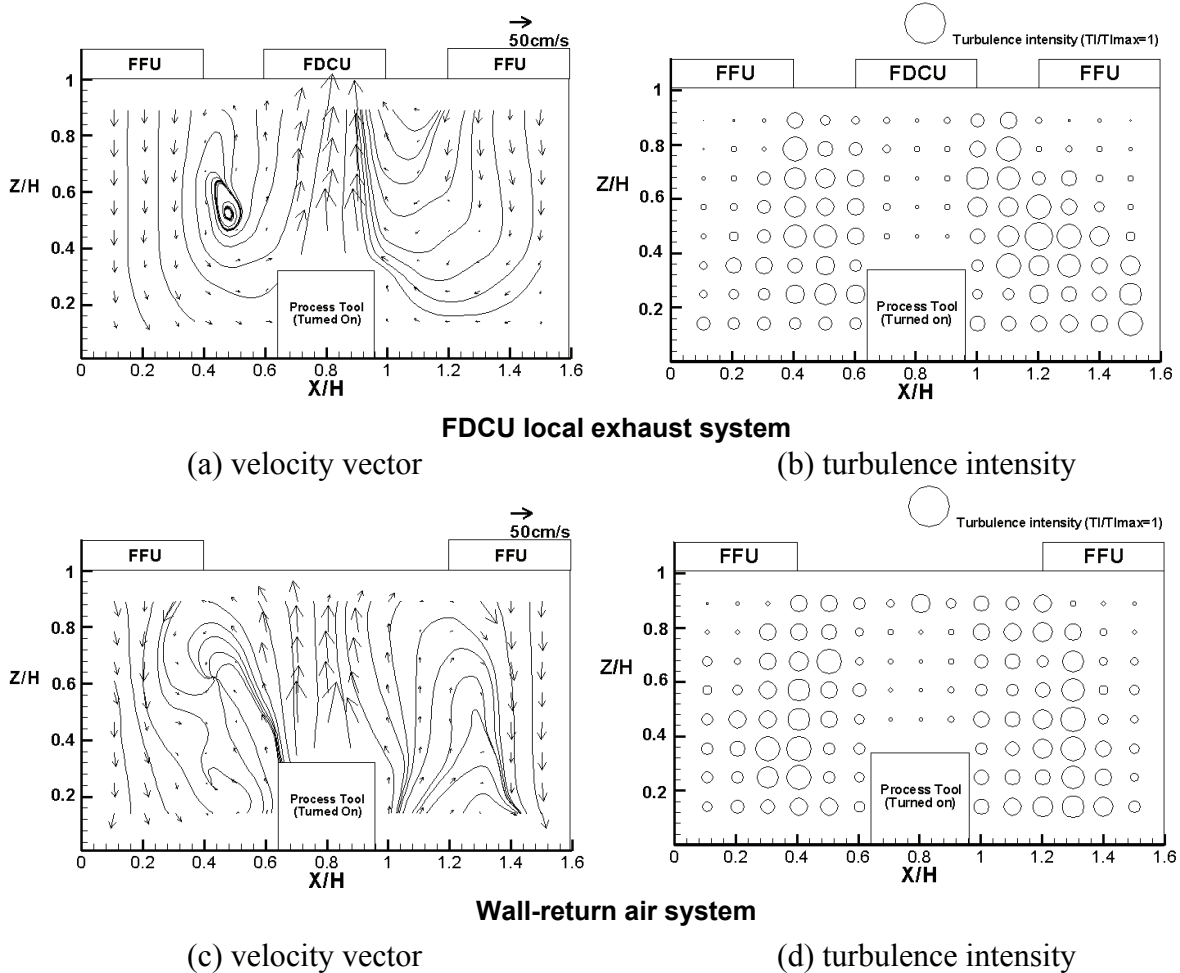


Fig. 8 : Velocity vector and turbulence intensity of FDCU local exhaust system (Figures 6a and 6b) and wall-return air system (Figures 6c and 6d) in XZ plane at $Y/H = 1.125$ as process tool was operated at 45°C with hot air dissipated at velocity of 1.2 m/s .

As for temperature distribution, it is found that the temperature gradient is in agreement with velocity vector as shown Fig. 8(a). An air curtain is said to be formed between the FDCU local exhaust and process tool, since the hot air dissipated from process tool is directly dispatched. Accordingly, huge temperature gradient is formed in the process tool adjacent areas and those areas far apart from process tool as the θ values are less than 0.5 and 0.3, respectively, and thus, this proven that there is no wide spread of hot air to adjacent area.

Similarly, the temperature gradient is in agreement with velocity vector as shown Fig. 8(c). There is no significant difference in temperature gradient is found in the adjacent areas to process tool and the θ value is averagely found as 1. This indicates that T_{local} and T_{out} are almost at same temperature, and the hot air dissipated from process tool has been well-mixed with the cold air in the cleanroom before it is exhausted. In cleanroom practice, this situation should be avoided as the mixed air with raised temperature could affect the overall

temperature controlled environment along the return airflow pathway, since the heat dissipating process tool may be located far away from return air grills.

3.3 Analyzing Energy Consumption for One Year in Hsinchu City

The actual hourly weather data for the year 2003 was applied input into calculation to obtain energy consumption for a full year. For each of the hours, the weather condition was assumed constant, and all the power consumptions were constant. The monthly power consumption for both FDCU local exhaust system and traditional wall-return system were illustrated in Fig. 9. The results show that the wall-return system consumed more energy than FDCU-return system cleanroom. The main difference in energy consumption is accounted for by the heating load for the wall-return system, which is due to the low leaving air temperature, in summer, and higher leaving air temperature, in winter. This causes unit heating energy consumption for wall-return system to be 41% higher than FDCU-return system for the full year. The unit chiller energy consumption for FDCU-return system is higher than Wall-return system by 7% while unit facilities power consumption for wall-return system is higher than FDCU-return system by 4.3%.

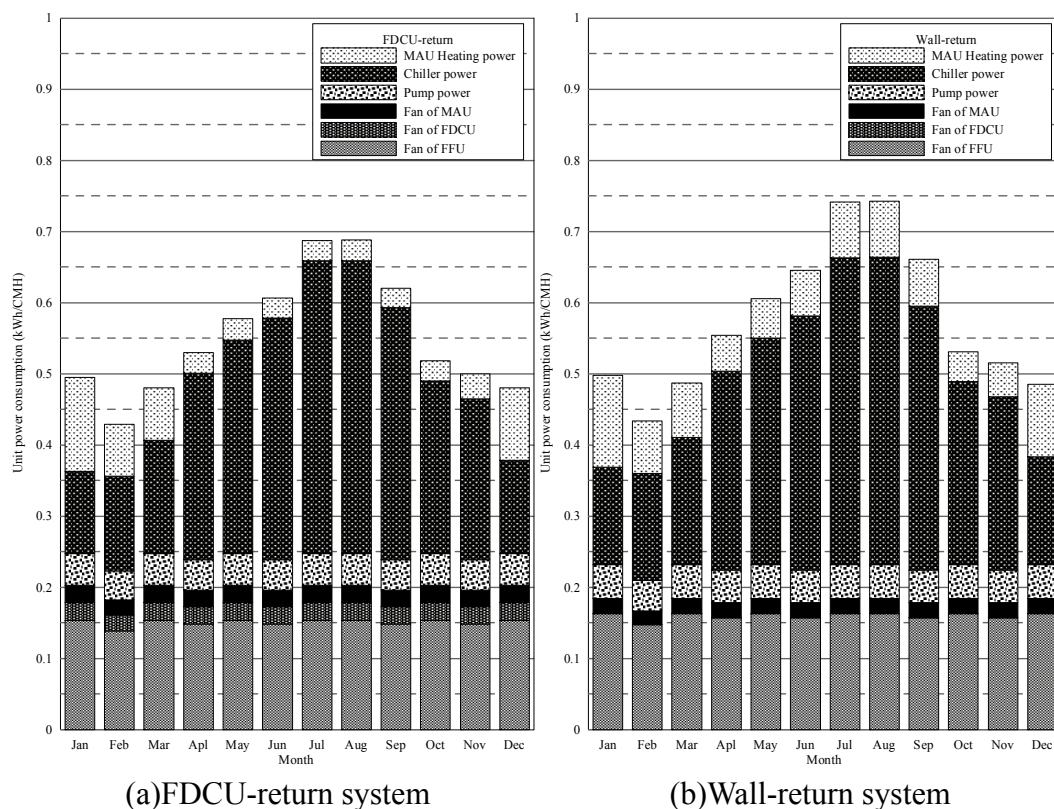


Fig. 9 : Unit Energy Consumption in Hsinchu City (2003).

IV. CONCLUSIONS

The experiment results and analyses indicate that

- (1) Fine particle ($0.1\mu\text{m}$ in diameter) removal efficiency for FDCU-return system is greater than wall-return system.

2010 年 10 月 15 日

- (2) With the challenge of high heat dissipating process tool, FDCU local exhaust system provides better air motion characteristics and performance in removing the hot air in comparison with wall-return air system. Performance of FDCU local exhaust system is more significant as the challenging process tool was located beneath the FDCU than that beneath the FFU.
- (3) FDCU-return system consumes 4.3% less energy than the wall-return system in terms of unit flow rate. It is therefore to expect that the degree of saving may increase with subtropical type of weather if everything else is held unchanged, and can increase if process load increase.

Therefore advantages of FDCU will become more evident when applied to the conditions of high process loads and subtropical weather.

V. REFERENCES

- [1] S.C. Hu, Y.Y. Wu, C.J. Liu, "Measurements of Air Flow Characteristics in a Full-scale Clean Room," *Build. Environ.*, Vol.31, pp.119-128, 1996.
- [2] W.S. Fu, S.F. Chen, S.J. Yang, "Numerical Simulation of Effects of Moving Operator on the Removal of Particles in Clean Room," *Aerosol Air Qual. Res.*, Vol.1, No.1, pp.37-45, 2001.
- [3] S.C. Hu, Y.K. Chuah, S.C. Huang, "Performance Comparison of Axial Fan and Fan-filter Unit Type Clean Rooms by CFD," *ASHRAE Trans.*, AC-02-17-4, 2002.
- [4] S.C. Hu, Y.K. Chuah, M.C. Yen, "Design and Evaluation of a Mini-environment for Semiconductor Manufacture Processes," *Build. Environ.*, Vol.37, pp.201-208, 2002.
- [5] S.C. Hu, Y.K. Chuah, "Deterministic Simulation and Assessment of Air Recirculation Performance of Unidirectional Flow Cleanrooms That Incorporate Age of Air Concept," *Build. Environ.*, Vol.38, pp.563-570, 2003.
- [6] S.C. Hu, T.M. Wu, "Experimental Studies of Airflow and Particle Characteristics of a 300mm POUP/LPU Minienvironment System," *IEEE Transactions on Semiconductor Manufacturing.*, Vol.16, No.4, pp.660-667, 2003.
- [7] S.C. Hu, T.R. Hsiao, "Particle Dynamics in a Front Opening Unified Port/Load Port Unit Minienvironment in the Presence of a 300 mm Wafer in Various Positions," *Aerosol Sci. Technol.*, Vol.39, pp.185-195, 2005.
- [8] S.C. Hu, C.C. Chen, "Locating the Very Early Smoke Detector Apparatus (VSDA) in Vertical Laminar Cleanrooms According to the Trajectories of Smoke Particles," *Build. Environ.*, Vol.42, pp.366-371, 2007.
- [9] S.C. Hu, C.W. Ku, Y.C. Shih, K. Hsu, "Dynamic Analysis on Particle Concentration Induced by Opening the Door of a Front Opening Unified Pod (FOUP) that Loaded with 25 Pieces of 300 mm Wafer Manufacturing Processes," *Aerosol Air Qual. Res.* Vol.9, No.1, pp.139-148, 2009.
- [10] Murakami, S., S. Kato, and Y. Suyama., "Numerical and Experimental Study on Turbulent Diffusion Fields in Conventional-Flow-Type Clean Rooms," *ASHRAE Transactions*, Vol.94, No.2, pp.469-493, 1988.
- [11] Murakami, S., S. Kato, and Y. Suyama., "Numerical Study on Diffusion Field as Affected by Arrangement of Supply and Exhaust Openings in Conventional Flow Type Clean Room," *ASHRAE Transactions*, Vol.95, No.2, pp.113-127, 1989.
- [12] Murakami, S., S. Kato, S. Nagano, and Y. Tanaka., "Diffusion Characteristics of Airborne Particles with Gravitational Settling in a Conventional-Dominant Indoor Flow

Field,” *ASHRAE transactions: Research*, Vol.98, pp.82-97, 1992.

- [13] Kato, S, S. Murakami, and S. Nagano., “Numerical Study on Diffusion in a Room with a Locally Balanced Supply-Exhaust Airflow Rate System,” *ASHRAE Transactions* Vol.98, No.1, pp.218–238, 1992.