

# 高層建築剛性氣彈試驗 之應用與發展



內政部建築研究所自行研究報告

中華民國 97 年 12 月



(本部計畫編號)  
097301070000G2014

# 高層建築剛性氣彈試驗 之應用與發展

研究主持人：黎益肇、劉文欽

內政部建築研究所自行研究報告

中華民國 97 年 12 月



## 目次

目次	I
表次	III
圖次	IV
符號表	VIII
摘要	X
ABSTRACT	XII
第一章 緒論	1
第一節 研究緣起與背景	1
第二章 理論背景	4
第一節 大氣邊界層	4
第二節 風對結構物之作用	6
第三節 結構動力特性	9
第三章 文獻回顧	14
第四章 研究方法	17
第一節 實驗配置與量測	17
第二節 結構特性	27
第三節 數據分析方法	29
第四節 結構動力分析	30
第五章 結果討論	32
第一節 風洞試驗條件	32

第二節 結果驗證 .....	35
第三節 氣動力模型實驗結果 .....	38
第四節 頂部反應 .....	41
第五節 氣動力阻尼 .....	48
第六節 橫風向共振風速 .....	51
第七節 預測模式 .....	55
第六章 結論與建議 .....	64
第一節 結論 .....	64
第二節 建議 .....	65
期中審查會議記錄與回應 .....	66
期末審查會議記錄與回應 .....	68
參考書目 .....	70

## 表次

表 2-1 地況參數表.....	4
表 5-1 試驗邊界層特性表.....	32
表 5-2 氣彈模型結構特性表.....	34
表 5-3 比對文獻[18]之結構特性表.....	35
表 5-4 氣動力模型風力資料.....	39
表 5-5 共振風速比較表.....	54



## 圖次

圖 3-2 平坦地況頂部反應均方根圖	16
圖 3-3 都市地況頂部反應均方根圖	16
圖 4-1 內政部建築研究所風洞實驗室外觀	17
圖 4-2 風洞實驗室配置圖	18
圖 4-3 粗糙元配置圖	19
圖 4-4 錐形擾流板示意圖	19
圖 4-5 平坦地況實驗配置圖(地況C)	19
圖 4-6 風洞實驗配置	20
圖 4-7 氣彈模型設定	20
圖 4-8 熱線探針	20
圖 4-9 熱線測速儀	20
圖 4-10 皮托管	21
圖 4-11 薄膜式壓力計	21
圖 4-12 剛性氣彈力模型設置圖	22
圖 4-13 剛性氣彈力模型照片	23
圖 4-14 軸承系統	24
圖 4-15 彈簧與阻尼油池	24



圖 4-16	雷射源	24
圖 4-17	雷射控制器	24
圖 4-18	資料擷取系統	25
圖 4-19	LabView 介面	25
圖 4-20	六分力平衡儀	26
圖 4-21	氣動力模型架設狀況	26
圖 4-22	氣動力模型架設示意圖	26
圖 4-23	氣動力模型分力定義	26
圖 4-24	結構特性評估流程圖	29
圖 5-1	平坦地況平均風速剖面	33
圖 5-2	平坦地況紊流強度剖面	33
圖 5-3	風洞實驗配置示意圖	34
圖 5-4	橫風向反應均方根比較圖	37
圖 5-5	橫風向氣動力阻尼比較圖	37
圖 5-6	平均力矩係數等值圖( $\bar{C}_{Mx}$ )	40
圖 5-7	擾動力矩係數等值圖( $C'_{Mx}$ )	40
圖 5-8	順風向反應平均值變化圖( $y/D=0$ )	41
圖 5-9	順風向反應均方根值變化圖( $y/D=0$ )	42

圖 5-10	橫風向反應均方根值變化圖( $y/D=0$ )	43
圖 5-11	橫風向反應均方根值變化圖( $y/D=0.5$ )	44
圖 5-12	橫風向反應均方根值變化圖( $y/D=1$ )	44
圖 5-13	橫風向反應均方根值變化圖( $y/D=1.5$ )	45
圖 5-14	橫風向反應均方根值變化圖( $y/D=2$ )	45
圖 5-15	最大位移反應均方根圖( $Scr=6.74$ )	46
圖 5-16	最大位移反應均方根圖( $Scr=3.15$ )	47
圖 5-17	最大位移反應均方根圖( $Scr=1.46$ )	47
圖 5-18	不同位置之氣動力阻尼比較圖( $Scr=6.74$ )	49
圖 5-19	不同位置之氣動力阻尼比較圖( $Scr=3.15$ )	49
圖 5-20	不同位置之氣動力阻尼比較圖( $Scr=1.46$ )	50
圖 5-21	不同風速之頻譜圖( $Scr=6.74$ )	52
圖 5-22	不同風速之頻譜圖( $Scr=1.46$ )	52
圖 5-23	預測模式流程圖	56
圖 5-24	氣動阻尼預測式比較圖( $Scr=6.74$ )	58
圖 5-25	氣動阻尼預測式比較圖( $Scr=3.15$ )	59
圖 5-26	氣動阻尼預測式比較圖( $Scr=1.46$ )	60
圖 5-27	橫風向反應預測結果( $Scr=6.74$ )	62
圖 5-28	橫風向反應預測結果( $Scr=3.15$ )	62

圖 5-29 橫風向反應預測結果( $Scr=1.46$ ) ..... 63



## 符號表

$c$	:	阻尼
$\bar{C}_{Mx}$	:	順風向軸平均力矩係數
$\bar{C}_{My}$	:	橫風向軸平均力矩係數
$C'_{Mx}$	:	順風向軸擾動力矩係數
$C'_{My}$	:	橫風向軸擾動力矩係數
$D$	:	結構特徵長度
$E$	:	結構彈性力
$F$	:	外力
$F_M$	:	扭轉力矩
$f_s$	:	渦散頻率
$H$	:	結構高度
$I$	:	轉動慣量
$I_u$	:	高度 $z$ 處之紊流強度
$k$	:	結構勁度
$K$	:	Von Karman's constant
$L_u$	:	風速擾動平均渦漩長度
$m$	:	結構物質量
$M$	:	結構密度
$P$	:	壓力
$Re$	:	雷諾數
$R_u$	:	擾動風速的自相關函數
$R_{u_1u_2}$	:	擾動風速 $u_1$ 、 $u_2$ 之交相關函數
$Scr$	:	Scruton number
$S_t$	:	史特赫數(Strouhal number)
$S_x(\omega)$	:	能譜密度函數
$t$	:	時間
$u'$	:	擾動風速
$U$	:	平均風速

$U_0$	:	邊界層層緣風速
$U_*$	:	摩擦速度
$U_{cr}$	:	共振風速
$U_r$	:	約化風速
$U(z)$	:	於空間高度 $z$ 處之風速
$U(\delta)$	:	大氣邊界層厚度 $\delta$ 處之平均風速
$V$	:	速度向量
$x$	:	順風向位置
$y$	:	橫風向位置
$z$	:	空間高度
$z_0$	:	粗糙長度(roughness length)
$\alpha$	:	冪次率係數
$\delta$	:	邊界層厚度
$\rho_a$	:	空氣密度
$\rho_s$	:	結構密度，單位質量
$\theta$	:	位移角度
$\xi_a$	:	氣動力阻尼比
$\xi_s$	:	結構阻尼比
$\xi_{Total}$	:	整體阻尼比
$\phi(y)$	:	結構振態
$\nu$	:	運動黏滯度
$\nu_t$	:	紊流黏滯度
$\sigma'_x$	:	順風向反應均方根值
$\sigma'_y$	:	橫風向反應均方根值
$\sigma'_{max}$	:	橫風向最大反應均方根值

## 摘要

關鍵詞：高層建築、風洞實驗、剛性氣彈力模型、氣彈力現象

### 一、研究緣起

96年1月頒訂之「建築物耐風設計規範及解說」中提到，規範中各項風力與風壓係數大多根據單棟、規則造型建築物的風洞試驗數據，且未考慮可能出現的空氣彈力現象。建築物之幾何形狀特殊（明顯異於規則矩型柱體）者，或其橫風向與扭轉向周期接近者，或是建築物受到鄰近特殊地形、地物（鄰近大型建築物、山谷、山坡或峭壁等）影響者，或是經檢核可能發生渦散共振、鎖定或其他空氣動力不穩定現象者，得採行風洞試驗測算其設計風力。凡施行風洞試驗之建築物，其設計風力以風洞試驗結果為準。

綜觀現有之相關氣彈力研究中，儘管柔性氣彈模型能更真實地反映真實建築之動態行為，在容許的範圍內此類問題常代以簡化的剛性氣彈力模型進行分析，以免除模型製作上難以克服之癥結。

### 二、研究方法

本研究在來流開闊地況下，以雙棟方型截面之高層建築為研究對象，探討前柱造成之流場干擾機制對後柱受力反應之影響。藉來建築物物理特性之改變，量測模型之動態位移反應，據以評估其氣彈力行為與互制效應。研究中另平行地從事數值模擬計算，待與試驗結果比與驗證後，其結果將可提供更完整的動態資料，以輔助進一步之細部分析。

### 三、研究結果

本研究利用剛性氣彈力模型探討鄰棟高層建築排列之受風效應，並配合氣動力模型進行受力量測。在改變雙柱的排列狀況下，檢視結構振動反應特性與氣動力阻尼變化，得到以下結論：

(1) 在二柱處於穩定區域 $\{2-3,0-1\}$ 時，其後柱振動反應低於單柱之情況，且

反應趨於穩定。而在發散區域 $\{2-3, 1.5-2\}$ 中，振動反應與氣動力阻尼均呈現發散之特性。

- (2) 雙柱排列時，其相對位置影響後柱穩定之狀態， $Scr$  之大小則關係著位移反應之大小。
- (3) 共振風速與間距比成反比，兩柱體越接近，其共振風速越高。而兩柱距離越遠，前柱對後柱影響越小，而後柱與單柱受風反應特性越接近。
- (4) 若以氣動力模型試驗量測之風力資料評估結構振動反應，於共振區間會有低估的狀況。含氣動力阻尼修正式之預測模式應用於  $y/D=0$  之橫風向反應有一定的可信度，除單柱預測較為準確外，雙柱預測於共振區則會有高估的狀況，亦較為保守。

#### 四、建議事項

- (1) 部分案例可增加風速，有利於呈現完整之反應均方根值與氣動力阻尼趨勢。
- (2) 尋求不同位置之適當氣動力阻尼回歸式，並套入結構反應預測式計算結構反應，以增進本研究之完整性。
- (3) 增加多組  $Scr$  值之個案，強化本研究之可靠度與整體性，以利歸納出一致之特性。
- (4) 未來可進行流場可視化試驗，深入探討在雙棟建築物之氣彈力模型與流場間之互制機制，釐清其間之因果關係。
- (5) 預測模式之分析方法應應用至各種不同排列位置，並進一步探討順風向反應預測之適用性。
- (6) 除順橫風向 2 個自由度運動外，未來模型可加入扭轉向運動，以探討扭轉耦合之影響。
- (7) 以剛性氣彈力模型為基礎，並參考現有建築物結構特性，進一步研究多模態之柔性氣彈模型之可行性，以增進實驗室技術與能量。

## Abstract

Keywords : high rise building, wind tunnel experiment, ridge aeroelastic model, aeroelastic phenomenon

### Introduction

According to the “Provisions and Commentary on Wind Loads of the Building “ issued in January 2007, wind forces and wind pressure coefficients in the code are mostly based on the wind tunnel experimental data of single and regular shaped buildings. The likely aeroelastic phenomena are not considered. However, for the following situations: irregular shapes of buildings, close lateral periods and the torsional periods, buildings influenced by the nearby terrains or structures, possible occurrences of vortex resonance, locking or other aerodynamic instability, wind tunnel tests need to be carried out. Accordingly, the test results should be adopted as the design wind force.

From previous researches, though flexible aeroelastic models can reflect the real dynamic behaviors of buildings more accurately, under certain durable ranges, rigid aeroelastic models are often employed to avoid the difficulty of model fabrications.

### Method

To study the behavior of dual high rise building in an open flat terrain, a rigid aeroelastic model with a square cross section is employed. The influences from upstream prism flow field make the deflection of downstream prism from wind force are disused. The various physical characteristics of the model are applied to investigate the aeroelastic behaviors and the interlocking effects. Meanwhile, a numerical simulation is also held. By comparing and verifying both analytical and experimental results, a more thorough and complete dynamic information for



further detail analysis is provided.

## **Conclusion**

The wind effects of downstream building under dual prisms arrangement using a ridge aeroelastic model are investigated in this study. The wind force of aerodynamic model is measured simultaneously. Changing the distances between dual prisms, the characteristic of structural response and aerodynamic damping are observed. Some conclusions from this research are:

- (1) When the arrangement of dual prisms is in the stable area, the response of downstream prism tends to steady. Otherwise, the response and the aerodynamic damping illustrate the divergence behavior in the divergence area.
- (2) Under the dual prisms case, the arrangement position and Scruton number affect the state and the response of downstream prism respectively.
- (3) The resonance velocity increases with the ratio of distance between two prisms. The lower effect with far distance of two prisms and the response characteristic of downstream prism is similar with single prism case.
- (4) To estimate the structural dynamic response by wind force from the experiment of aerodynamic model, there is the underestimating situation at the resonance range. There is certain confidence in the predict method with aerodynamic damping formula applies on the across wind response at  $y/D=0$  arrangements. The prediction of single prism has high accuracy, but the prediction of dual prisms is overestimating at the resonance range.

## **Suggestion**

- (1) Some arrangement case can add the high reduce velocity to show the complete tendency of response root mean square and aerodynamic damping.
- (2) To illustrate root mean square of response and aerodynamic damping trends

completely, adding experimental velocity at portion of cases should be adopted.

- (3) Exploring the suitable regression formulas for aerodynamic damping at different positions, substituting the formulas into the predicting method of across wind response to satisfy the integrity as this study.
- (4) Increasing several different Scruton number cases can intensify the integrity as this study to generalize identical characteristic.
- (5) To investigate the interaction between aeroelastic model of dual prisms and flow field deeply, the flow visualization can be adopted in the future.
- (6) The predicting method should apply to all arrangements; furthermore, the applicability of prediction method for along wind response should be investigated.
- (7) The torsional motion can be added on the aeroelastic model besides two degree of freedom motion to discuss the effect of torsional couple.
- (8) Referring to the characteristics of existing buildings base on the ridge aeroelastic model, the feasibility of flexible model with multi-mode should be studied further.

## 第一章 緒論

### 第一節 研究緣起與背景

#### 壹、研究緣起

近年來由於營建技術的進步，國內高層建築物大量的出現。由於目前超高層建築物特色多採用質輕堅韌的鋼骨結構，結構系統阻尼較傳統混凝土構造為低，且因其高度高，因此構造物的柔性增加，建築物受風作用行為的考量即顯得更加的重要。通常建築物的橫斷面多為非流線形，風場中於建築物之下風處常產生渦散現象(vortex shedding)，對建築物而言則導致了非恆定之風荷重，復因其結構動力特性而導致振動或位移反應之發生。對高層建築物而言，由於其相對勁度較低，在順風 (along-wind) 向、橫風 (across-wind) 向及扭轉 (torsional) 向位移反應相對地較大。因此，在風力設計觀點中，動態位移成為評估使用者舒適度(comfort ability)之重要指標之一。

建築物的順風向位移反應直接反映出來流風場的作用，因此在考量上多以平均值為主，又因其相應之擾動風力較為寬頻，所形成的位移擾動值亦不大，對於結構安全的影響較小。另一方面，橫風向反應則自建築物周邊分離剪力層的渦散過程，其相應之擾動風力較屬窄頻之範疇，如與結構物特徵頻率接近，易與結構產生共振行為(resonance)，建築物所形成的位移擾動量較大。此類因建築物振動而引起之二次互制(interaction)或氣彈力效應，為風工程中有關高層建築研究之重要課題。

#### 貳、研究目的

本研究之目標有如下四項：

- (1) 延伸應用風洞實驗室氣動力模型受風力反應分析方法。
- (2) 建立風洞實驗室剛性氣彈建築模型實驗規劃技術。
- (3) 比對氣動與氣彈實驗所得建築風力反應特性，探討互制作用之影響，

並尋求其關連性。

(4) 研擬 3 個自由度(加上扭轉向)之氣彈模型實驗之可行性。

### 參、研究方法

本研究之工作包括風洞模型試驗與數值模擬計算兩個部份，茲分述如後：

#### (1) 風洞試驗

##### a. 來流風況：

本研究擬針對開闊地況的大氣邊界層形式之來流風場中進行實驗量測，目標邊界層平均風速剖面以指數律表示之指數為及 0.14(地況 C)。

##### b. 建物模型

高層建築模型以鋁合金板及巴莎木製作，採用高度(H)91 公分、厚度(D)13 公分之柱體方形，相應之阻塞比低於 4%。

##### c. 結構特性

調整出不同質量及阻尼比，界定氣動穩定、氣動不穩定以及氣動發散之狀況。

##### d. 雙柱位置

本研究設計之 2 棟建築物模型選擇典型高層建築之高寬比(H/D)為 7 的方形柱體，改變前後柱之排列方式進行，分別針對單柱及雙柱中心點間距比變化進行探討。

#### (2) 研究步驟

##### a. 風洞模型試驗

- ① 試驗設施規劃與設計。
- ② 模型與試驗機構製作與改良。
- ③ 模型試驗與量測。

##### b. 數值模擬

- ① 數值模式發展。
- ② 模式測試。

- ③ 數值計算結果比對與驗證。
- ④ 資料整合分析。



## 第二章 理論背景

### 第一節 大氣邊界層

地球表面空氣的流動，由於地球自轉、地表之粗糙度(諸如林木、建築物)及熱力的因素等等，形成一平均風速隨高度變化的分布剖面，而風速不再隨高度改變的位置，約於距地表 150-500 公尺左右，此範圍稱之為大氣邊界層，這高度正涵蓋一般建築物的極限。根據大氣邊界層的特徵，下列幾點是風洞實驗的模擬要項：平均風速剖面、紊流強度、紊流積分尺度及風速頻譜、交相關頻譜。

#### 壹、平均風速剖面

平均風速會隨高度而變化，一般在大而均勻的地況，有兩種經驗公式來描述不同高度上的平均風速分布：

(1) 指數率 (power law)

$$U(z) = U(\delta) \times \left(\frac{z}{\delta}\right)^\alpha \quad (2-1)$$

$U(z)$  為某高度  $z$  的風速， $U(\delta)$  表大氣邊界層高度  $\delta$  之平均風速， $\alpha$  值決定於地表粗糙度及大氣穩定度。本法適用於較高風速及高度在邊界層厚度 0.1 倍以上之狀況，於邊界層上半部準確性較高。藉由不同的指數值表示各種地況所造成之流場風速剖面，依據建築物耐風設計規範[26]，其關係可參考下表：

表2-1 地況參數表

地況 參數	A	B	C
$\alpha$	0.32	0.25	0.15
$\delta$ (m)	500	400	300

資料來源：建築物耐風設計規範

(2) 對數率(logarithmic law)：

$$U(z) = \frac{1}{K} U_* \ln\left(\frac{z}{z_0}\right) \quad (2-2)$$

$k$ (Von Karman's constant)約為 0.4； $z_0$ 是代表粗糙長度尺度(roughness length)， $U_*$ 是摩擦風速(friction velocity)。

一般而言，對數率較指數率更適合使用於接近地表約 0.1 倍邊界層厚度以下的範圍，其乃藉由 $z_0$ 、 $U_*$ 之改變表示各種流況。

目前的高層建築皆有上百公尺之高度，所受風力 90-95%來自於結構上半部，故以指數律之風速剖面較能準確表示此領域的風速狀況。

### 貳、紊流強度

接近地表的氣流是屬於紊流，風速由平均速度與擾動速度所組成。其瞬時的速度向量可以分解成縱向、側向及垂直三方向。其中縱向速度擾動對結構之影響遠較其他方向重要，對紊流的研究多以此方向為主。而紊流強度是描述紊流最簡單有效的方法，藉以做為紊流擾動大小之指標。其定義如下：

$$I_u(z) = \frac{(\overline{u'(z)^2})^{1/2}}{\overline{U}(z)} \quad (2-3)$$

$I_u(z)$ 指高度  $z$  處縱向  $U$  的紊流強度； $\overline{U}(z)$ 為該高度的平均風速； $(\overline{u'(z)^2})^{1/2}$ 是擾動風速的均方根值。

### 參、紊流長度尺度 (Length scales of turbulence)

紊流是由各種不同大小不一的渦漩(eddy)所組成，紊流長度尺度便是用以計算這些渦漩大小的統計值。因紊流計有三個擾動方向，每風向方分解到縱向(x)橫向(y)及垂直向(z)上，故有九個長度尺度。以縱向風速擾動在縱向的平均渦漩大小為例，可定義為：

$$L_u^x = \frac{1}{\overline{u}^2} \int_0^\infty R_{u_1 u_2}(x) dx \quad (2-4)$$

其中  $R_{u_1 u_2}(x)$  是縱向風速擾動  $u_1 = u(x_1, y_1, z_1, t)$  及  $u_2 = u(x_1 + x, y_1, z_1, t)$  二者之

交相關函數。

若用均勻紊流場的泰勒(Taylor)假設，令紊流的渦旋皆以平均風速( $U(t)$ )移動，則 $u(x_1, \tau + t)$ 可改寫為 $u(x_1 - x/U, \tau)$ 即

$$L_u^x = \frac{U}{u^2} \int_0^\infty R_u(\tau) d\tau \quad (2-5)$$

其中 $R_u$ 是縱向風速擾動 $u(x_1, t)$ 的自相關函數。

## 第二節 風對結構物之作用

當氣流流經結構體，由於流體本身如風速、紊流強度大小等，以及結構體造成流體於結構表面形成的分離現象、尾流等，皆會使結構體發生各種形式發生各種振動，此屬於氣動力現象(aerodynamic phenomenon)。此外，結構體振動也影響了附近流體的行為，改變流體作用在結構上的壓力，進而又使結構的振幅有所變化。這種流體與結構間的耦合情形，稱之為氣彈力現象(aeroelastic phenomenon)。此壓力變化與結構體運動之位移、速度、加速度相耦合對結構振動反應的影響，分別可視為氣動力勁度、氣動力阻尼及氣動力質量的效應。一般結構受風作用時，氣動力阻尼對於結構振動現象有較大的影響，而足以表示大多數的氣彈力現象。

### 壹、氣動力現象

#### (1) 分離(separation)

空氣流經鈍體表面時上形成邊界層，並受黏滯力、鈍體表面曲率、粗糙度及雷諾數之影響。當承受逆壓梯度(adverse pressure gradient)而不足以維持其自身沿鈍體表面運動時，則發生流體分離或逆流(reverse flow)之現象。對於具有銳緣之鈍體，由於表面曲率在此銳緣上是幾何不連續點，因此氣流分離現象必在此銳緣上發生，此分離剪力流並在鈍體後之尾跡中形成渦旋。此外，在分離的銳角下游處，由於渦旋之產生而引致較大很大的吸力(suction)。至於對具連續表面曲率之物體，其分離的位置則與雷諾數有關。

#### (2) 再接觸(reattachment)



當分離後之剪力流由於對外界自由流之捲增(roll-up)及動量輸入(entrainment)作用，而使分流線(separation line)之曲率增大。倘柱體之深寬比夠大，則分流線將再度接觸到鈍體之頂面或兩側面，此即為再接觸現象。再接觸現象對柱體整體之氣動力現象有十分顯著之影響，其發生之主要因素是流場條件及柱體深寬比。Kawai[8]研究高寬比為 10 之不同深寬比柱體在三種邊界層流場中之氣彈力位移反應，結果顯示紊流強度之增大會促進分離剪力層之再接觸現象發生，進而使低深寬比柱體之位移反應表現與深寬比略大之柱體相似。

### (3) 尾跡(wake)

流體流經鈍體產生分離現象後，分離出之渦流幅員向下游逐漸增寬，其流動之軌跡形成尾跡。尾跡中渦旋對結構而言為一負壓區，間歇性尾跡渦旋亦對結構體形成擾動性外力。

### (4) 渦散作用(Vortex Shedding)

氣流流經鈍體時，於兩側會交替產生分離剪力層，造成柱體側面之非恆定外力，此稱渦散作用。渦散作用之特徵頻率，稱之為渦散頻率(Shedding Frequency)。

渦散頻率在橫風向反應上扮演著重要的角色，它不但和風速有關，也和結構物的形狀、大小有關；對於非圓柱形結構物則和風向攻角也有關係。一般常將其以無因次之史特赫數(Strouhal Number)表示如下：

$$St = \frac{f_s D}{U} \quad (2-6)$$

其中， $f_s$  為渦散頻率； $D$  為結構特徵長度尺度。

由於渦散頻率與平均風速常具相關性，故對不同斷面的結構物，史特赫數代表尾流中最顯著之大尺度渦旋的無因次化頻率，可反應出其特性。一般來說，方形斷面柱體相應之史特赫數約為 0.11，而圓形斷面柱體在高雷諾數時之史特赫數約為 0.2。

## 貳、氣彈力現象

### (1) 鎖定現象(Lock-in)

流體流經結構物時，流體分離現象產生渦散作用。如果渦散頻率與結構體之自然頻率相接近至某一範圍時，由於結構體振動行為與渦散發生共振，其結果將使渦散頻率不隨風速之改變而變。此時，史特赫數不再保持定值，渦散頻率轉而與結構體之振動頻率一致，亦即渦散頻率被鎖定在結構體之自然頻率上，使共振現象持續發生甚至放大。對邊界層流場中的垂直結構體而言，因在不同高度處各位置之風速均不同，以至渦散頻率亦各不相同，故各點間的相關性較弱。但待鎖定現象發生後，會使結構在某段高度內各點之渦散頻率均被鎖定在結構共振範圍，導致各點渦散頻率接近而增強其相關性，最後外力合力變大而使結構振幅急劇增加，發生不穩定現象。在超高層建築物上由於整體勁度較低，使得自然頻率與渦散頻率接近之情形甚易發生，鎖定現象因而成為研究之重要對象。

## (2) 橫風向馳振現象(across-wind galloping)

風與結構體間的相對攻角因結構振動而產生變化，會導致結構體受力情形改變，而造成氣彈力不穩定的馳振現象。對於完全對稱的斷面(例如圓形)，因相對攻角固定而不會發生此現象。由試驗發現，急流現象是否可由靜態(static condition)量測的  $C_D$ 、 $C_L$  來預估。根據 Glauert-Den Hartog 標準，發生馳振現象的條件為：

$$\left( \frac{dC_L}{d\alpha} + C_D \right)_{\alpha=0} < 0 \quad (2-7)$$

其中， $C_D$ 、 $C_L$  為昇力與拖曳力係數， $\alpha$  為風速攻角。

Davenport[9]以此觀念推導出馳振現象發生的最低風速  $V_0$ ：

$$V_0 = \xi \frac{2\pi f_i h}{nA_1} \quad (2-8)$$

其中， $f_i$  為自然頻率； $n = \rho h^2 / 4m$ ； $m$  為單位長度質量； $A_1$  在均勻流場下，方形斷面時，值約為 2.7。

當渦散作用的共振風速( $U_{cr}$ )與馳振現象的發生速度( $V_0$ )相近時，二者會互相結合。若  $U_{cr} < V_0$ ，渦散引發的振動仍在  $U_{cr}$  出現。隨者風速增加，振幅逐漸遞增而超過元有渦散引發的振動範圍，朝馳振的大幅度振動現象接近。反

之，若  $U_{cr} > V_0$ ，馳振的振動將會被壓抑，直到渦散引發的出現而一起發生。

### 參、風力作用下的位移反應

在結構物受風反應的計算上，常用的假設有以下幾項：

- (1) 忽略高次項振態：建築物的振態分析中，以基本振態對整體反應的影響最大。在一般設計風速下所分析的各振態反應比，第 2、3、4、5 振態只有基本振態的 1.9%、0.09%、0.02%、0.006%。且由於高振態的頻率較高，一般設計風速多僅達到高層建築基本振態的渦散作用共振風速，因而計算中皆忽略高次項振態的效應。
- (2) 準穩定定理(quasi-steady theory)：結構所受的流體作用力，只由逼近流瞬時速度及其結構體間之攻角決定。
- (3) 條狀理論(strip theory)：任一高度的風壓取決於該高度之風速。

## 第三節 結構動力特性

### 壹、結構動力學理論

- (1) 單自由度運動方程式

- a. 時間域分析

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = F(t) \quad (2-7)$$

其中， $m$  為質量， $c$  為阻尼； $k$  為勁度； $F(t)$  為時間序列之外力。若令  $F(t)$  為任意形式之外力，則可求得其解：

$$x(t) = \left[ \int_0^t p(\tau) h(t-\tau) d\tau \right] + \left[ e^{-\xi\omega t} \left[ x(0) \cos \omega_D t + \frac{\dot{x}(0) + \xi\omega v(0)}{\omega_D} \sin \omega_D t \right] \right] \quad (2-8)$$

$$h(t-\tau) = e^{-\xi\omega(t-\tau)} \left( \frac{1}{m\omega_D} \sin \omega_D(t-\tau) \right)$$

$$\omega_D = \sqrt{1 - \xi^2} \omega ; \quad \xi = \frac{c}{2m\omega}$$

位移的第一項是 force solution，為 Duhamel 積分；第二項則是自由振動的解。

b. 頻率域分析

對於外力  $p(t)$ ，可是為週期性函數，而將之分解成各頻率的諧和分量，在分析求解(2-7)式，是為頻率域分析。對(2-8)式的 force solution 取傅利葉轉換(Fourier transform)，可得下列關係式：

$$X(\omega) = P(\omega) \times H(\omega) \quad (2-9)$$

$$X(\omega) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} x(t) e^{-i\omega t} dt$$

$$P(\omega) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} P(t) e^{-i\omega t} dt$$

$$H(\omega) = \int_{-\infty}^{+\infty} h(t) e^{-i\omega t} dt$$

c. 能譜密度函數(power spectral density function, PSD)簡稱頻譜，是頻率域常用的分析工具：

$$\begin{aligned} S_x(\omega) &= \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} R_x(\tau) e^{-i\omega\tau} d\tau \\ &= S_f(\omega) \times |H(\omega)|^2 \end{aligned} \quad (2-10)$$

其中， $R_x(\tau) = E[x(t)x(t+\tau)]$ 。

$$S_f(\omega) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} R_f(\tau) e^{-i\omega\tau} d\tau$$

$$\sigma_x = \int_0^{\infty} S_x(\omega) d\omega$$

## (2) 多自由度運動方程式

多自由度系統以矩陣表示如下：

$$[M][\ddot{x}(t)] + [C][\dot{x}(t)] + [K][x(t)] = [p(t)] \quad (2-11)$$

一般以振態分析法將此式分解成多個單自由度系統，利用前述方法求得各個獨立解，再將各解做振態疊加。若各振態間的頻率不相近，可用 SRSS 等之統計方法估計結構反應的最大值。

## (3) 連續系統(continuous system)

設某連續系統是以單一振態  $\phi(y)$  振動，其位移可以一般化座標  $z(t)$ (generalized coordinate)表示：

$$v(y, t) = \phi(y) \times z(t) \quad (2-12)$$

則此等值之單自由度運動方程式為：

$$m^* \ddot{z}(t) + c^* \dot{z}(t) + k^* z(t) = p^*(t) \quad (2-13)$$

$$m^* = \int_0^l m(y) \phi^2(y) dy$$

$c^* = \int_0^l c(y) \phi^2(y) dy$  實際的阻尼值不易求得，一般以阻尼比表示，

$$c^* = 2m^* (2\pi f) \xi。$$

$k^* = \int_0^l EI(y) (\phi''(y))^2 dy$  但因振態經兩次微分後，相當粗糙。故多以關係

式  $k^* = (2\pi f)^2 m^2$  表示之。

$$p^* = \int_0^l p(y, t) \phi(y) dy$$

本實驗是以連續系統及頻率域的方法，分析結構物的位移反應。對於影響位移反應的參數，質量與阻尼，依據蔡[21]的建議，嘗試以合併此兩者之

參數，Scruton number(mass-damping-parameter；reduced damping)分析其對位移反應的影響。Scruton number定義如下：

$$Scr = \frac{m^*}{\int_0^h \phi^2(y) dy} \frac{\xi}{\rho_a D^2} \quad (2-14)$$

其中， $m^*$ 為一般化質量； $\rho_a$ 為空氣密度； $\xi$ 為結構阻尼比； $\phi(y)$ 為結構振態； $D$ 為結構寬度(特徵長度)； $h$ 為結構高度。

### 貳、氣彈力實驗模擬

影響結構體振動的參數，由上述的運動方程式可知，有質量、阻尼及勁度。實際結構與模型間的模擬關係，便以此三項為基礎。重要的模擬參數如下：

#### (1) 雷諾數(Reynolds Number, Re)

$Re = \rho U D / \mu$ 是流體慣性力與黏滯力的比值。當風洞實驗的雷諾數超過其臨界值，矩柱尾跡紊流結構即不受雷諾數的影響，而能以低雷諾數之流場模擬高雷諾數的矩柱受風振動的特性。

#### (2) 密度比

$\rho_s / \rho_a$  ( $\rho_s$ 為結構質量密度； $\rho_a$ 為空氣質量密度)是結構與空氣的慣性比。一般的高層建築，密度約在  $150\text{kg/m}^3$ - $250\text{kg/m}^3$ 之間。

#### (3) 阻尼比

$\xi = (\text{每振態週期消耗之能量}) / (\text{振態之總能量})$ 。阻尼比對於結構是否發生不穩定振動有很大影響。從事高層建築風工程研究時，常用的鋼筋混凝土建築之阻尼比約為 2%，鋼結構為 1%。

#### (4) 彈性項(或稱 Cauchy number)

$E / \rho U^2 = (\text{結構彈性力}) / (\text{空氣慣性力})$ 。此項可由史特赫數( $fD/U$ ， $f$ 為結構自然頻率)取代之，也就是以被模擬物之自然頻率所得之史特赫數與模型相同即可。

#### (5) 重力項(即 Froude number)

$U^2 / gD = (\text{流體慣性力}) / (\text{重力})$ 。假若結構物考慮的振動方向為側向擺

動，並不考慮重力的影響，則可忽略此重力項，但對於橋樑等結構的模擬則必需加以考慮。

### 參、氣動力阻尼(aerodynamic damping)

對包含氣彈力現象的振動情形，其整體阻尼比為結構阻尼比與氣動力阻尼比的總和。整體阻尼比及結構阻尼比可由實驗方法，藉由位移歷時反應估計，氣動阻尼比則為二者之差。而氣動力風壓模型所得到的風力頻譜，經由機械轉換函數而得位移資料是不含氣彈力現象。若假設氣彈力現象只受氣動力阻尼影響，而忽略氣動力勁度(aerodynamic stiffness)與氣動力質量(aerodynamic mass)，則氣彈力試驗的位移均方根值與氣動力風壓模型所得位移均方根值二者之差，所代表的阻尼比差值，即可視為氣動力阻尼比。



### 第三章 文獻回顧

有關高層建築之風力研究，目前多以風洞模型試驗為主要之方法。而綜觀現有之相關氣彈力研究中，儘管柔性氣彈模型(flexible aeroelastic model)能更真確地反映真實建築之動態行為，在容許的範圍內此類問題常代以簡化的剛性氣彈力模型(rigid aeroelastic model)進行分析，以免除模型製作上較難克服之困難，並得以有效節省試驗所需之人力、經費與時間。茲將剛性氣彈力模型國內外典型之風洞試驗研究簡述如後：

結構物受風產生渦散作用之主要特徵指標為史特赫數，當高層建築之自然頻率與渦散頻率接近時將發生共振，結構物橫風向位移反應明顯放大，此時若在小幅度的風速範圍內略為提升風速，渦散頻率並不隨風速提高。此鎖定現象(lock-in)乃橫風向位移與外力間互制機制中重要的氣彈力效應。

渦散造成的氣彈力現象會受結構阻尼與來風紊流強度等因素所影響，在低結構阻尼及低紊流強度的情況中常會呈現明顯的氣彈力現象。針對高寬比為 10 的細長方柱、來流風速剖面指數為 0.1 及 0.3、結構阻尼比在 1.5% 以下時，Kawai[8]於模型試驗中發現，方柱在橫風向之位移呈現發散之結果。Vickery與Steckley[16]於來流風速剖面指數為 0.112、建築物高寬比為 13.3、阻尼比為 0.5% 的風洞實驗中也發現了類似位移發散的情形。Matsumoto[12]在高寬比為 4 之矩柱氣彈力模型試驗指出，於均勻紊流場以及風速剖面指數分別為 0.2 與 0.4 等三種來流風場情況中，只有長寬比小於 1.0 的矩柱會發生渦散引發的自勵振動行為(self-excited)；而在高結構阻尼、高紊流強度下，則不易發生氣彈力現象。此外，Kawai[17]指出，在高寬比為 10 的方柱於均勻風場中，當結構阻尼比為高於 1.13% 時，便無渦散造成的振動；Kwok與Melbourne[13]亦指出，高寬比為 9 的方柱在城市地況中，當結構阻尼比在 0.25% 以上時便無鎖定現象發生。

Cheng[18]以高寬比為 7 與 5 的方柱於不同大氣邊界層流場進行氣彈力風洞實驗，結果顯示於平坦地風場中(詳見圖 3-2)，當  $Scr$  小於 2.18 時，兩種高寬比(5 與 7)之方柱皆出現渦散現象與急流現象合併發生的狀況，負值氣動力阻尼於共振風速之後便維持在最低值；當  $Scr$  介於 2.76 與 5.82 之間時，則僅出現渦散造成之鎖住現象，負值氣動力阻尼於共振風速處有最小值；而當  $Scr$

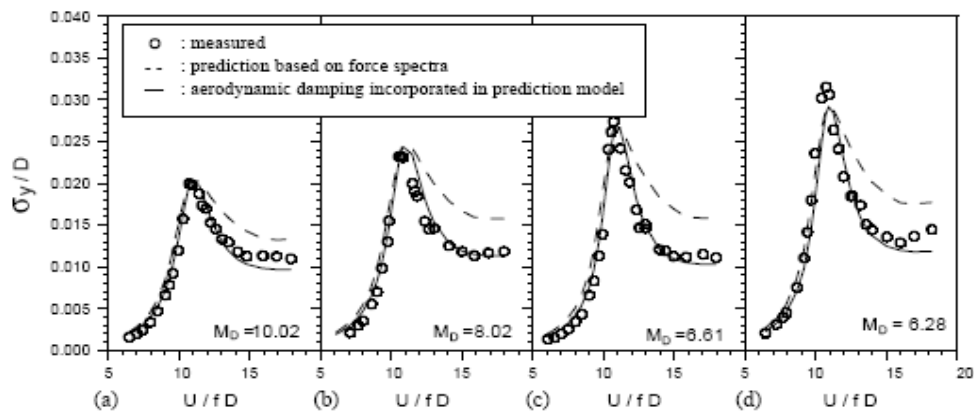


大於 6.28 時，氣彈力不穩定現象消失，氣動力阻尼成為正值。本研究中針對高寬比為 7 之方形柱體在平坦地況時，依據 Scruton number 變化，做出以下 3 種分類：

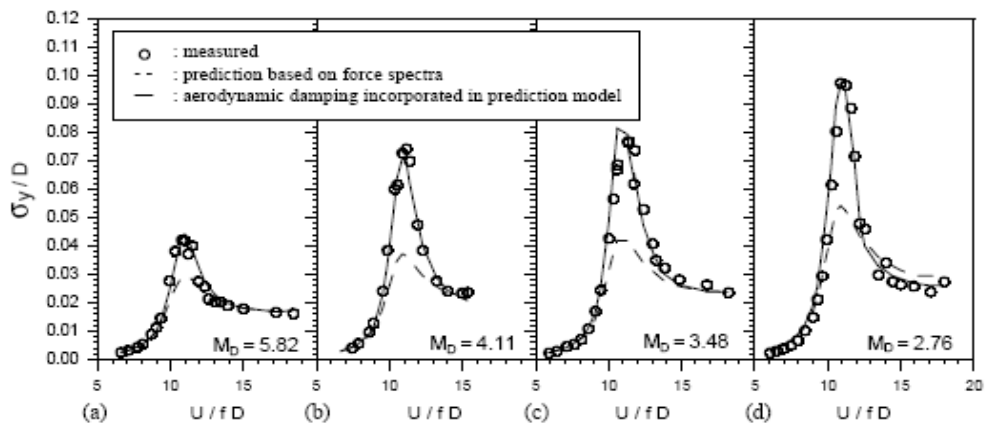
- (1) 氣動穩定(aerodynamic stable)：本區段定義在  $Scr \geq 6.28$  區間。
- (2) 氣動不穩定(aerodynamic unstable)：本區段位於  $2.76 \leq Scr \leq 5.82$  區間內。
- (3) 氣動發散(aerodynamic divergence)：本類落在  $Scr \leq 2.18$  區間內。

另於來流風場形態屬都市地形時(圖 3-3)，可能因較大的紊流強度破壞渦散作用的完整性而使結構未能在共振風速附近發生氣彈力不穩定之鎖定現象，故其氣動力阻尼皆為正值。

(a) 氣動穩定



(b) 氣動不穩定



(c) 氣動發散

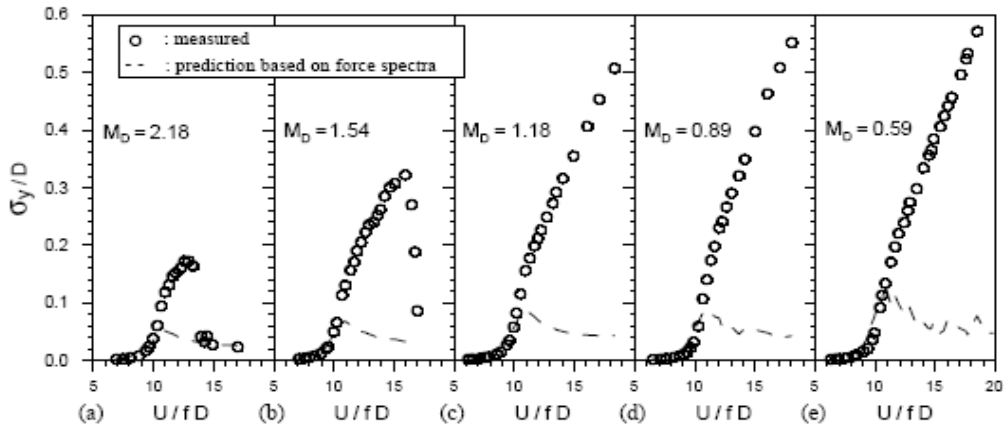


圖3-2 平坦地況頂部反應均方根圖

資料來源：Cheng[18]

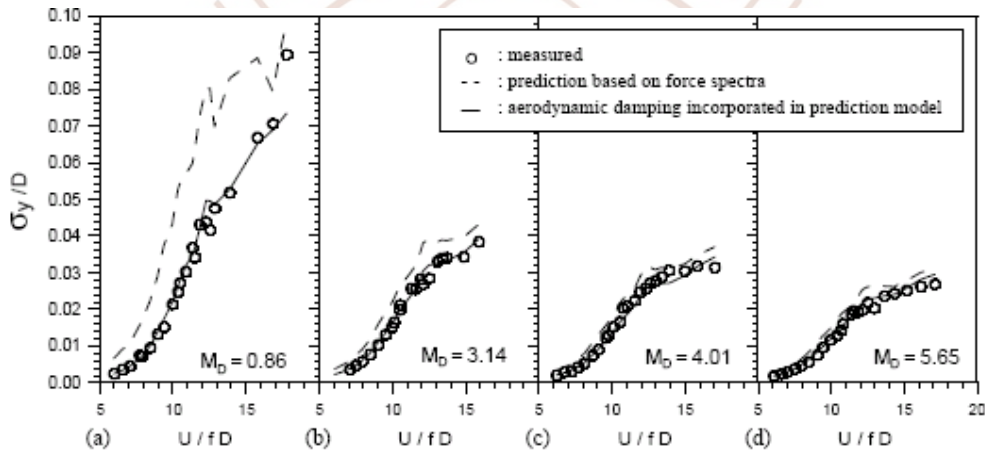


圖3-3 都市地況頂部反應均方根圖

資料來源：Cheng[18]

陳等[19]利用剛性方柱模型於大氣邊界層來流風場中以強制搖擺方式運動，量測柱體表面風壓並過濾出其中氣動力阻尼特徵值，進而配合結構動力分析程式推估建築物氣彈力位移反應。由於其結果與Cheng[18]氣彈力實驗量測結果相符，證實運用氣動力阻尼觀念可適當描述結構物與流場互制行為的氣彈力反應特性。

## 第四章 研究方法

### 第一節 實驗配置與量測

建築物模型試驗於內政部建築研究所風洞實驗室進行，風洞本體為一垂直向的封閉迴路系統(如圖 4-2)，總長度為 77.9m，最大寬度為 9.12m，最大高度為 15.9m。具有第一與第二兩個測試區，其斷面分別為 4 m × 2.6 m 與 6 m × 2.6 m。風扇型式為直接傳動軸流式風扇，直徑 4.75m，驅動馬達的最大馬力為 500kW，最高轉速為 390rpm。正常運轉風速範圍為 2 m/s 至 35 m/s，最高風速為 39 m/s。第一測試段測試區空風洞紊流強度 0.17% 至 2%。另顧慮到未來如進行污染擴散試驗或煙霧視流試驗可能對風洞本體及工作氣體造成污染，原封閉迴路風洞切換為開放式風洞。



圖4-1 內政部建築研究所風洞實驗室外觀

資料來源：本研究拍攝

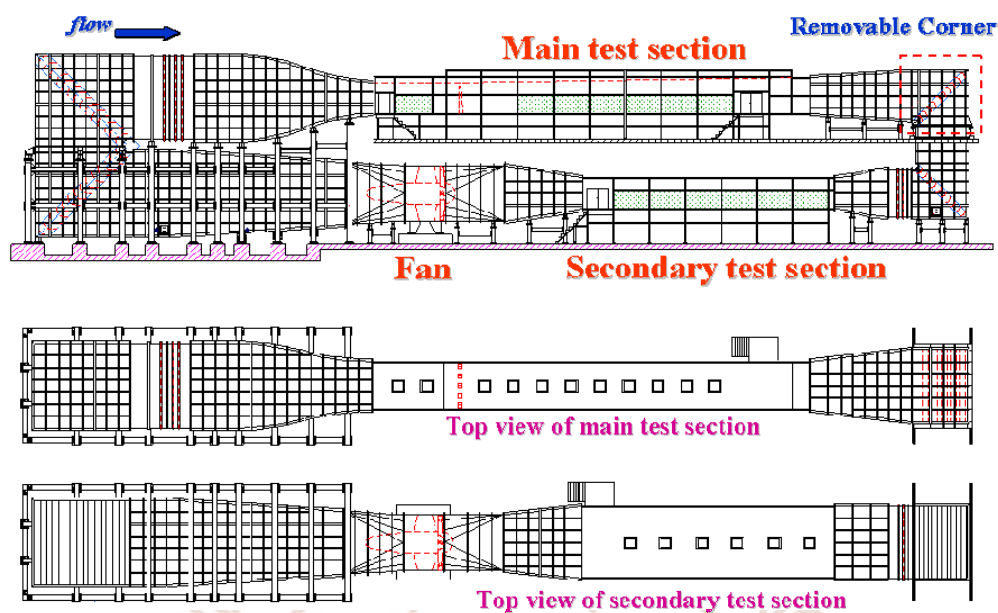


圖4-2 風洞實驗室配置圖

資料來源：本文整理

#### 壹、流場配置與量測

本研究以錐形擾流板及粗糙元素之搭配，並參考本所研究報告「風洞實驗室之大氣邊界層模擬技術研究」[25]，以試誤法方式找出符合要求的組合。為模擬本研究所採用之開闊地況，實驗中所使用的錐形擾流板、粗糙元素及搭配方式如圖 4-3 所示。錐形擾流板高度為 160 公分，底寬為 30 公分。在錐形擾流板後方鋪設 1640 cm 長的粗糙元素，每個粗糙元素以長寬高為 14 cm x 7 cm x 5 cm 方式鋪設，前後間距為 80 cm，左右間距為 80 cm。剛性氣彈力模型設置於第 2 旋轉盤位置(圖 4-7)，僅露出高層建築模型本體之上部結構，實驗室現場配置照片如圖 4-6 所示。

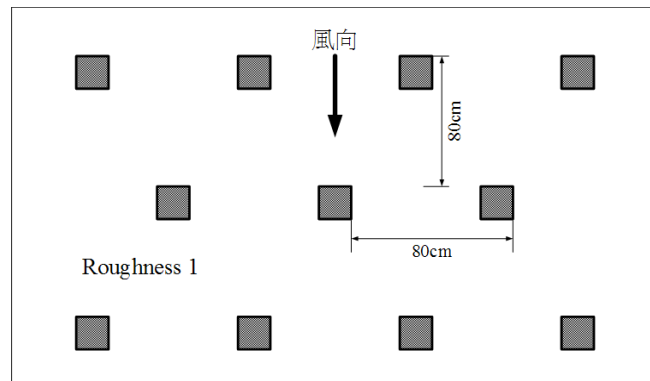


圖4-3 粗糙元配置圖

資料來源：本文整理

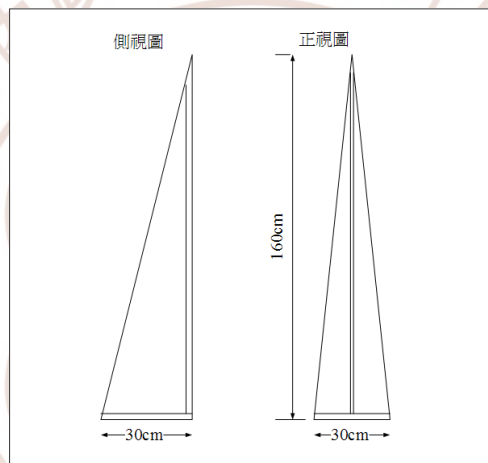


圖4-4 錐形擾流板示意圖

資料來源：本文整理

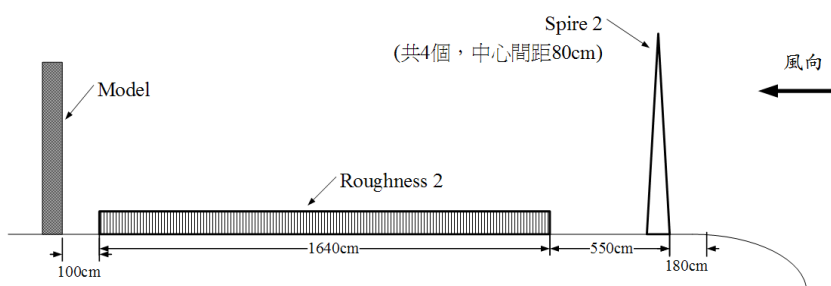
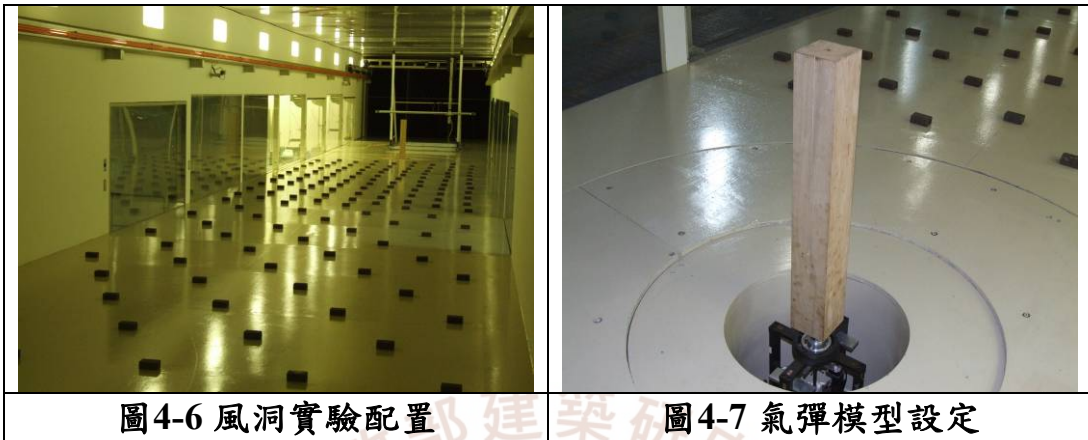


圖4-5 平坦地況實驗配置圖(地況 C)

資料來源：本文整理



資料來源：本研究拍攝

## 貳、風速量測

本實驗風速剖面量測係以熱線(Hot Wire)探針配合恆溫流速儀(Constant Temperature Anemometer; DANTEC 9090N10101)進行量測(如圖 4-8、圖 4-9)。而參考風速則採用直式皮托管(如圖 4-10)配合薄膜式壓力計(VALIDYNE Differential Pressure Transducer; DP103)量測，所使用之量測設備介紹如下：

### (1) 風速剖面

在風速剖面的風場量測上，本實驗使用DANTEC之熱線流速儀(constant temperature anemometer，如圖 4-8、圖 4-9)。熱線探針利用移動機構，垂直量測風速剖面之變化。



圖4-8 熱線探針



圖4-9 熱線測速儀

資料來源：本文整理

## (2) 參考風速

本實驗採用皮托管進行參考風速量測，皮托管所量測到的壓力差值傳遞至壓力轉換器，利用伯努利方程式(Bernoulli equation)，即依據 4-1 式計算出相應之風速。

$$U = \sqrt{\frac{2\Delta p}{\rho_{air}}} \quad (4-1)$$

研究中採用的壓力轉換器為薄膜式壓力轉換器(very-low pressure transducer, VALIDYNE DP103-18, 參見圖 4-11)，具有堅固之金屬外殼，其內部包有一壓電膜片。當受到外部壓力時會導致金屬薄片變形，致使產生電壓變化，再經由訊號放大器讀出電壓值。壓力轉換器若與皮托管(pitot tube)連接，經率定後可用以量測流場平均速度。

薄膜式壓力轉換器率定應配合壓力轉換器內部的壓電膜片的受壓範圍，依照其膜片可承受範圍，利用壓力校正器(DPI 610)連接兩條短油管傳輸壓力給薄膜式轉換器之動壓與靜壓。壓力由小至大，直到可承受之最大壓力，透過資料擷取系統(取樣頻率為 250Hz，取樣時間為 10 秒)將所測之電壓值轉換存檔後，其迴歸率定曲線呈線性型態。



圖4-10 皮托管



圖4-11 薄膜式壓力計

資料來源：本文整理

### 參、剛性氣彈力模型

本實驗的氣彈力模型以高層建築物為對象，依據來流風場及建築物的條件，模擬其外型、阻尼與勁度等動力特性。

#### (1) 建築物模型

實驗中方型斷面的建築物模型(13 cm× 13 cm× 91 cm)相應之高寬比為7，阻塞比小於2%(如圖 4-12、圖 4-13)。其內裝為輕型鋁合金架外框鎖以輕薄之鋁合金片或巴莎木片製作，使得模型本身呈現剛性強、不易變形的線性振態，底部設有螺栓孔以便固定在模型基座上。

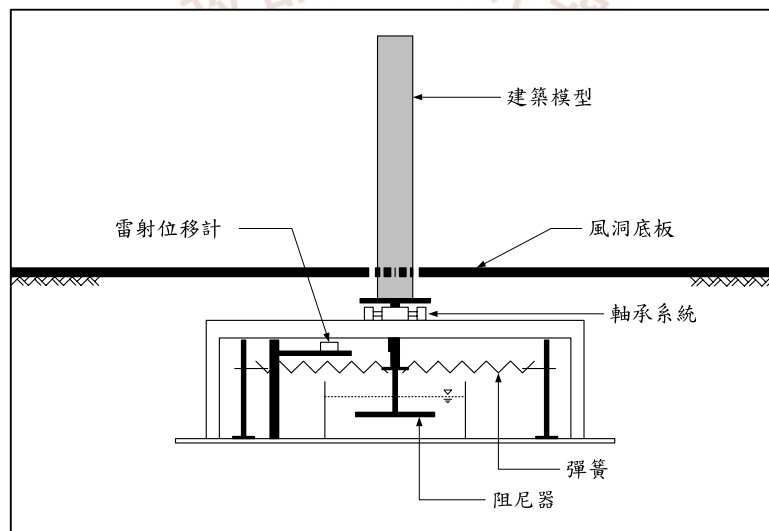


圖4-12 剛性氣彈力模型設置圖



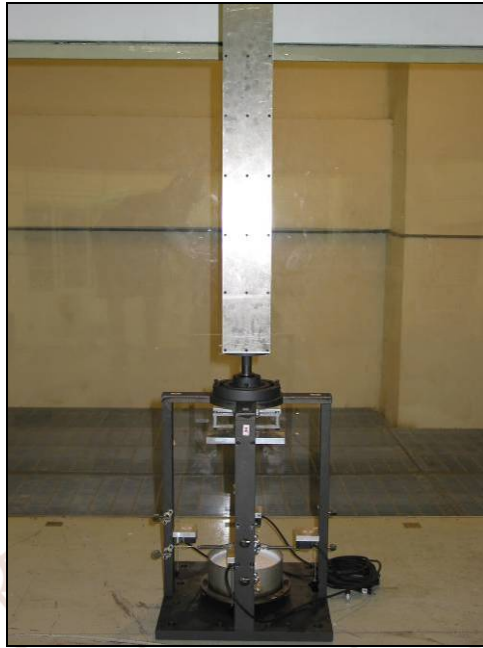


圖4-13 剛性氣彈力模型照片

資料來源：本文整理

#### (2) 軸承系統

本實驗在模型底端連接一軸承系統(gimble)，除提供順/橫風向的振動自由度外，並確保兩個方向之運動不相互干擾(如圖 3-8)。

#### (3) 建築模型的勁度

模型勁度的模擬係於軸承系統中以螺旋彈簧連接在鋼架下方兩個方向的主軸上，兩兩相互垂直(如圖 4-15)，並藉彈簧種類之適當選取以獲得建築物模型在順風向與橫風向之既定勁度。

#### (4) 結構物的阻尼

結構物的阻尼多假設為黏滯阻尼(viscous damping)。本實驗中阻尼的模擬採用氣彈力模型基座底端延伸一圓盤形槳片阻尼板浸入油池的設計(如圖 4-15)，以達到阻尼消能的效果。

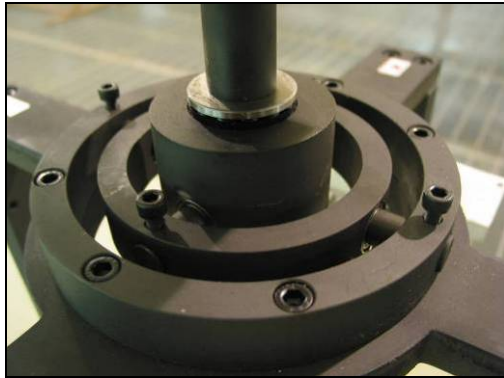


圖4-14 軸承系統



圖4-15 彈簧與阻尼油池

資料來源：本文整理

#### (5) 位移反應之量測

對於模型順橫風向之位移反應量測方面，由於模型頂部反應與基底反應呈線性關係。因此，藉由雷射位移反應量測，再乘上基底至軸承-模型頂端至軸承之比例關係，即可推得模型頂部反應。

本研究所採用之雷射位移計係由雷射源(laser head；圖 4-16)與雷射控制器(controller；圖 4-17)組成，其量測之有效範圍為 6.5 公分至 9.5 公分。雷射光由雷射源發射至反射板上，操作時必須使其正交，可直接讀得雷射頭與感應板之距離(率定關係為 1 Volt 相應於 1 cm)。



圖4-16 雷射源



圖4-17 雷射控制器

資料來源：本文整理

## (6) 資料擷取系統

實驗所量得之類比訊號係經由NI CompacDAQ-9172 擷取後作類比數位(analog-digital)轉換(圖 4-18)。本系統最高可連結 8 個模組，配合 4 個NI 9215 模組，最高可串接 32 個頻道。本模組最高採樣頻率為 100 kHz，具有 16-bit 之解析度，精確度(accuracy)高達 0.02%。數位化的訊號以大於 3.2 MS/s 的速度經由USB 界面傳至電腦，進行資料儲存與統計運算。

為配合上述資料擷取系統，另採用LabView8.2 軟體(圖 4-19)，除用圖示方式取代文字程式的撰寫，且利用資料流(data flow)的觀念來呈現程式執行的程序。對於基本的儀表控制、量測、訊號處理、影像分析與馬達控制等都能提供完整的處理。其資料即時處理分析功能，可模擬真正的儀器(如數位電表、示波器等)，一般被稱為虛擬儀表(virtual instrument，簡稱VI)，可減省儀器之使用量。

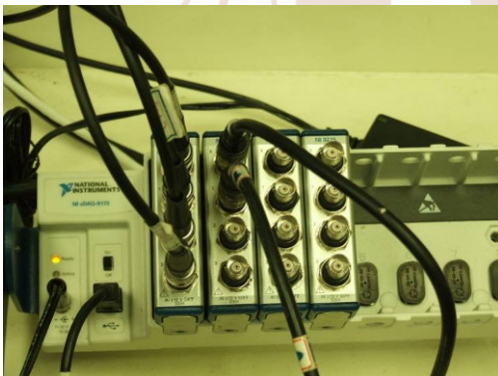


圖4-18 資料擷取系統

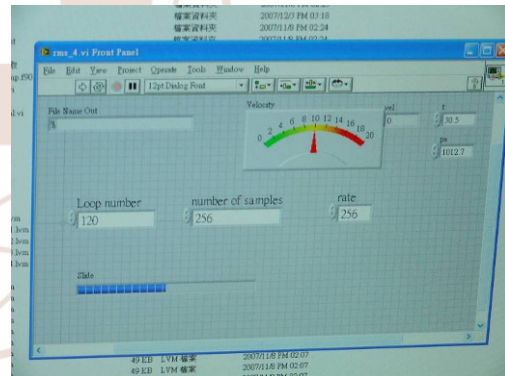


圖4-19 LabView 介面

資料來源：本文整理

## 肆、氣動力模型

本實驗另進行的氣動力模型實驗，依據來流風場及建築物的條件，相關設定如模型尺寸、風場地況配置、雙柱排列方式等條件均比照氣彈力模型試驗方式設定之。研究中利用六分力平衡儀量取建築物之整體風力，據以推估無互制作用下之振動反應，並與氣彈力模型試驗結果比對，探討互制作用之

影響。

本研究所使用的高頻六力平衡儀(high frequency six-component force balance)如圖 4-20所示，乃利用應變規(strain gage)將物體所受之外力轉換成電壓。實驗時將高層建築模型固定在六分力平衡儀的感應器上(如圖 4-22)，使整個系統呈現剛硬不易產生變形變位之特性，使得模型所承受之風力能完整傳遞至感應器。經由應變規受力形變所產生的變量，換算出物體所受到的順風向力(along-wind force;  $F_x$ )、橫風向力(across-wind force;  $F_y$ )、垂直向力(vertical force;  $F_z$ )、順風向力矩( $F_{Mx}$ )、橫風向力矩( $F_{My}$ )及垂直向力矩( $F_{Mz}$ )，各方向力與力矩如圖 4-22所示，力矩方向均以軸向之右手定則定義。



圖4-20 六分力平衡儀



圖4-21 氣動力模型架設狀況

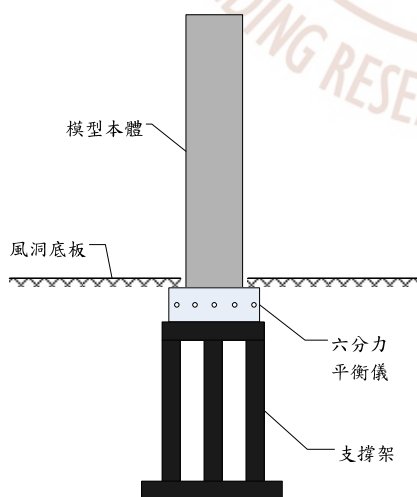


圖4-22 氣動力模型架設示意圖

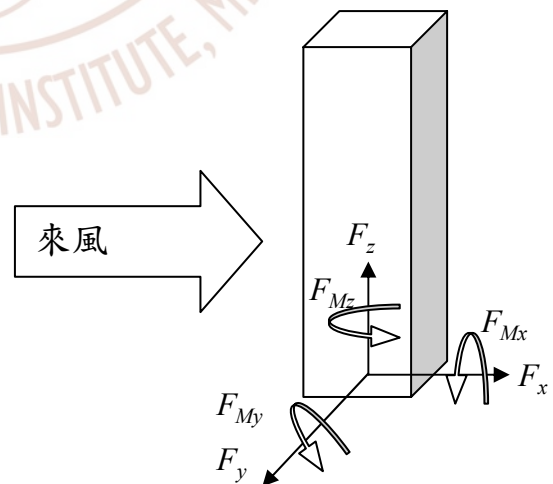


圖4-23 氣動力模型分力定義

## 第二節 結構特性

本研究之氣彈力模型以高層建築為對象，模擬其外形、結構密度、阻尼等。並根據風洞流場的條件及實際建築物的動力特性，決定本試驗的各項參數。

### 壹、結構質量

為模擬本實驗整體機構符合現場高層建築物特性，先計算出結構之等效質量，利用等效質量除以上部模型之體積即為結構密度，繼而求得一般化質量。再利用本研究之剛性氣彈力模型運動模態為線性之特性，帶入(2-14)式計算得 Scr 值。等效質量機算方法為以實驗的方法求得機構整體的轉動慣量，反推為上部模型為均勻狀況下，對轉軸產生對等轉動慣量時之質量。

### 貳、結構頻率

結構模型自然頻率之獲取係在模型架設後施予模型一初始變形再任其自由振動，並應用雷射位移計記錄模型振動的位移歷時。經傅利葉轉換後，位移反應頻譜上的尖峰值所對應之頻率，即為結構之自然頻率。

### 參、阻尼比

結構系統阻尼比之決定係應用自由振動對數衰減(logarithmic decrement)及帶寬法(半冪法)等分析方法求得：

#### (1) 對數遞減法

在量得運動振幅的衰減率(rate of decay； $\delta_y$ )後，可找出任二個連續出現的尖峰值 $y_1$  以及 $y_2$  比值的自然對數值，其計算式為：

$$\delta_y = \ln \frac{y_1}{y_2} = \frac{2\pi\xi}{\sqrt{1-\xi^2}} \quad (4-2)$$

其中， $\xi$ 為阻尼比。

#### (2) 帶寬法

另一求取阻尼比之方法為帶寬法。先對結構物做自由振動後得到反應譜，在反應譜尖峰振幅 $1/\sqrt{2}$ 處，量出這2個不同頻率的帶寬，其中這2個頻率 $f_1$ 、 $f_2$ 一般稱為半冪點(half-power point)，而阻尼比可由半冪點推估之：

$$\xi = \frac{f_2 - f_1}{f_2 + f_1} \quad (4-3)$$

#### 肆、Scruton number 計算

本研究Scruton number之決定方式如圖 4-24所示，利用已知外加質量所得整體頻率，以5點迴歸方式得轉動慣量(mass moment of inertia)。並進一步換算得等效質量、一般化質量與結構密度。另對模型施加一初始位移得到自由振動反應時序列資料，藉由前述之對數遞減法與帶寬法得到阻尼比，將上述方法推求之質量、阻尼以及模型特徵長度(D)帶入(2-14)式即可得到Scruton number。

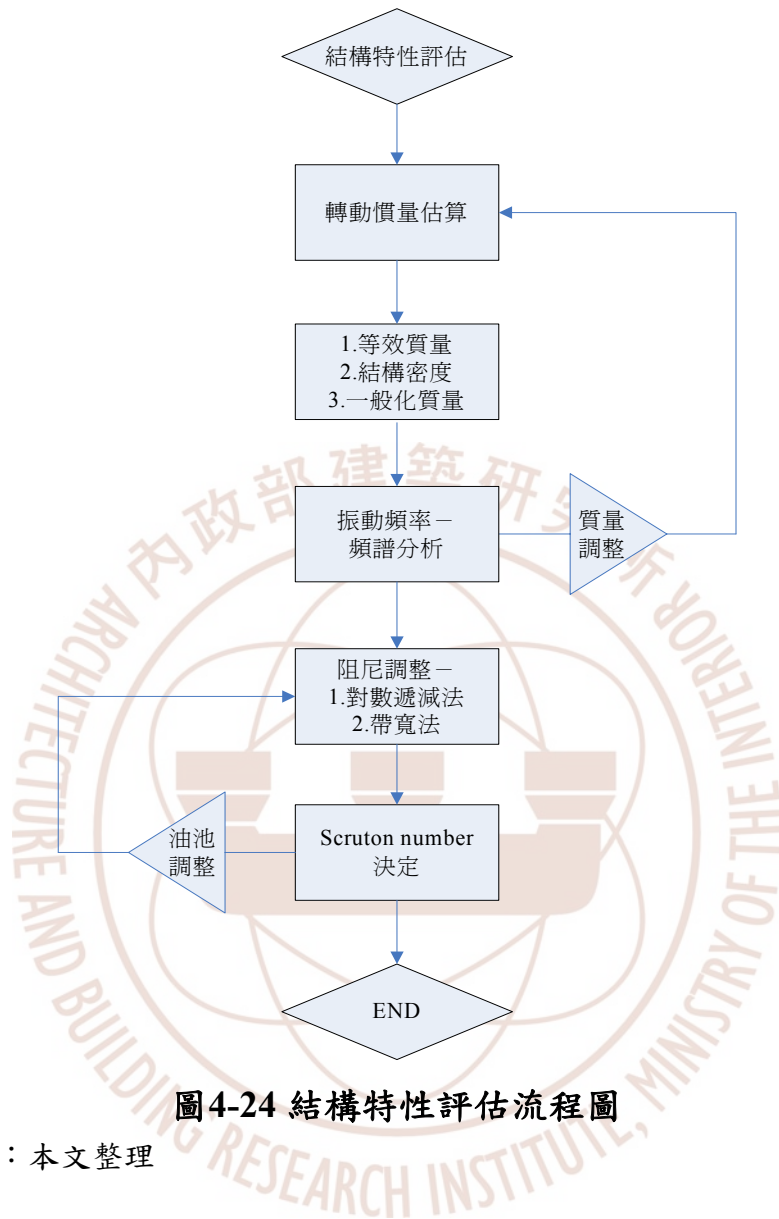


圖4-24 結構特性評估流程圖

資料來源：本文整理

### 第三節 數據分析方法

動於散漫數據分析，除了對於時間域中計算各種量測的統計值，如平均值、均方根值外，仍需藉由頻率域的頻譜分析，探討其在頻率範圍中的能量分佈特性。各項常用的統計定義如後：

- (1) 平均值(mean)

$$\bar{X} = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T X(t) dt \quad (4-13)$$

其中  $X(t)$  為具有散漫性質的變數。

(2) 變異數(variance)

$$\sigma_x^2 = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T [X(t) - \bar{X}]^2 dt \quad (4-14)$$

(3) 自相關函數(autocorrelation function)

$$R_x(\tau) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T X(t)X(t+\tau) dt \quad (4-15)$$

其中  $\tau$  為時間延遲(time lag)。

(4) 能譜密度函數(power spectral density function)

$$S_x(\omega) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} R_x(\tau) e^{-i\omega\tau} d\tau \quad (4-16)$$

(5) 交相關函數(cross correlation function)

$$R_{x_1, x_2}(\tau) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T X_1(t)X_2(t+\tau) dt \quad (4-17)$$

#### 第四節 結構動力分析

將運動方程式進行無因次化分析，除利於流場與結構於同一量級下進行解析，並可做為後續流場結構互制計算方法發展之基礎。本法利用預測氣動力模型之受力結果推求其振動反應，並與氣彈力實驗結果比對分析後獲得相應之氣動阻尼比。

在假設長寬為  $D$ ，高度為  $H$  之方形柱體，且在結構質量分布均勻、振態為線性的狀況下，其單自由度扭轉向運動方程式表示如下：



$$\underbrace{I\ddot{\theta}}_I + \underbrace{c\dot{\theta}}_{II} + \underbrace{k\theta}_{III} = F_M \quad (4-18)$$

其中， $I$  為轉動慣量(mass moment of inertia)； $F_M$  為扭轉力矩，將上式除以  $0.5\rho U_0^2 D^2 h$  進行無因次化：

$$\begin{aligned} \text{I. } \frac{I\ddot{\theta}}{0.5\rho U_0^2 D^2 h} &= 2\left(\frac{mh^2}{3}\right)\left(\frac{\ddot{\theta}}{\rho U_0^2 D^2 h}\right) = \frac{2}{3}\left(\frac{m}{\rho D^2 h}\right)\left(\frac{h^2}{D^2}\right)\left(\frac{\ddot{\theta}D^2}{U_0^2}\right) \\ \text{II. } \frac{c\dot{\theta}}{0.5\rho U_0^2 D^2 h} &= \frac{4}{3}\left(\frac{c}{2I\omega}\right)\left(\frac{m}{\rho D^2 h}\right)\left(\frac{\omega D}{U_0}\right)\left(\frac{\dot{\theta}D}{U_0}\right)\left(\frac{h^2}{D^2}\right) \\ \text{III. } \frac{k\theta}{0.5\rho U_0^2 D^2 h} &= 2\left(\frac{k}{I}\right)\left(\frac{H^2}{3U_0^2}\right)\left(\frac{m}{\rho D^2 h}\right)\theta = \frac{2}{3}\left(\frac{\omega^2 D^2}{U_0^2}\right)\left(\frac{h^2}{D^2}\right)\left(\frac{m}{\rho D^2 h}\right)\theta \end{aligned}$$

各項參數及無因次定義如後：

$$\begin{aligned} \ddot{\varphi} &= \frac{\ddot{\theta}D^2}{U_0^2} & \dot{\varphi} &= \frac{\dot{\theta}D}{U} & \varphi &= \theta \\ \omega &= \sqrt{\frac{k}{I}} & M &= \frac{m}{\rho D^2 h} & C_M &= \frac{F_M}{0.5\rho U_0^2 D^2 h} \\ H &= \frac{h}{D} & T &= \frac{tU_0}{D} & U_r &= \frac{U_0}{\omega D} \end{aligned}$$

將 I、II、III 式代回(4-11)式可得：

$$2MH^2\ddot{\varphi} + 4\frac{Scr}{U_r}H^2\dot{\varphi} + 2\frac{M}{U_r^2}H^2\varphi = 3C_M \quad (4-19)$$

利用(4-19)式結果線性加速度逐步積分法(step-by-step integration)求解，本法主要在每個時間增量的起始時間建立動態平衡方程式，並以此時的速度及變位作為此段時間的初始條件後，根據這些條件算出系統在此段時間的近似反應，然後再以所求得的速度及變位作為下一時間增量的初始條件，並依以上所述的程序重複進行。

## 第五章 結果討論

本研究之來流邊界層配置均採用開闊地況  $\alpha=0.14$ ，邊界層厚度為 150 cm，近地表處(8 cm)的紊流強度為 12 %，剛性氣彈力模型試驗之雷諾數 ( $U_0 D/\nu$ ) 在  $3.3 \times 10^4$ - $2.3 \times 10^5$  之間，氣動力模型實驗之雷諾數則採  $8.9 \times 10^4$ 。

剛性氣彈力模型動態反應乃利用雷射位移計量測模型下半部位移，以線性關係推得結構頂部位移量，並依據散漫振動理論分析其平均值、均方根值、氣動力阻尼。雙方柱模型選擇典型高層建築之高寬比(H/D)為 7 的方形柱體，上游結構為採用固定模型，下游結構為剛性氣彈力模型。

氣動力模型試驗的配置方式與剛性氣彈力模型相同，上下游柱體模型均為固定，下游柱體固定於六分力平衡儀上，量測其順、橫風向之風力。

### 第一節 風洞試驗條件

#### 壹、風場特性

本次試驗所採用之風況為平坦地況，邊界層厚度為 150 公分，近地表處(離地表 8 cm 位置)的紊流強度為 12 %，風速剖面特性參數如表 5-1 所示。開闊地況之風速剖面、紊流強度剖面如於圖 5-1 與圖 5-2 所示，紊流強度剖面於三個方向(u、v、w)均呈現穩定之特性。

表5-1 試驗邊界層特性表

地況 \ 參數	$\alpha$	$\delta$ (cm)	近地表紊流強度 $I_u$ (%)	邊界層層緣紊流強度 $I_u$ (%)
平坦地況	0.14	150	13	2

資料來源：本文整理

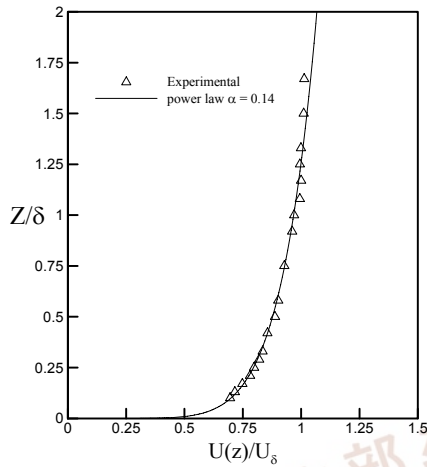


圖5-1 平坦地況平均風速剖面

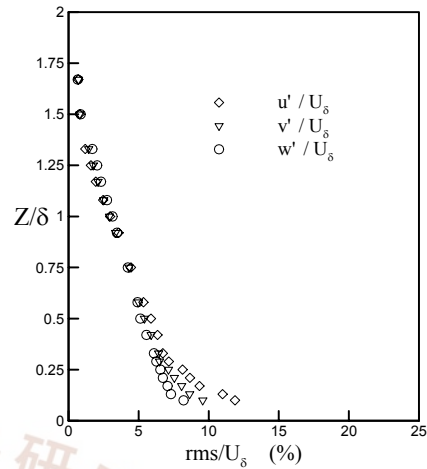


圖5-2 平坦地況紊流強度剖面

資料來源：本文整理

### 貳、排列狀況

本研究設計之2棟建築物模型選擇典型高層建築之高寬比(H/D)為7的方形柱體，採用改變前後柱相對位置之排列方式(如圖 5-3)進行。實驗分別針對單一柱體以及雙柱中心點間距比變化( $x/D=2、3、5$ ； $y/D=0.5、1、1.5、2$ )分別進行探討，其中 $x/D$ 表示順風向間距比變化， $y/D$ 表示橫風向間距比變化。上游結構為採用固定模型，下游結構為剛性氣彈力模型或氣動力模型，排列位置以 $\{x/D, y/D\}$ 之座標型式表示。

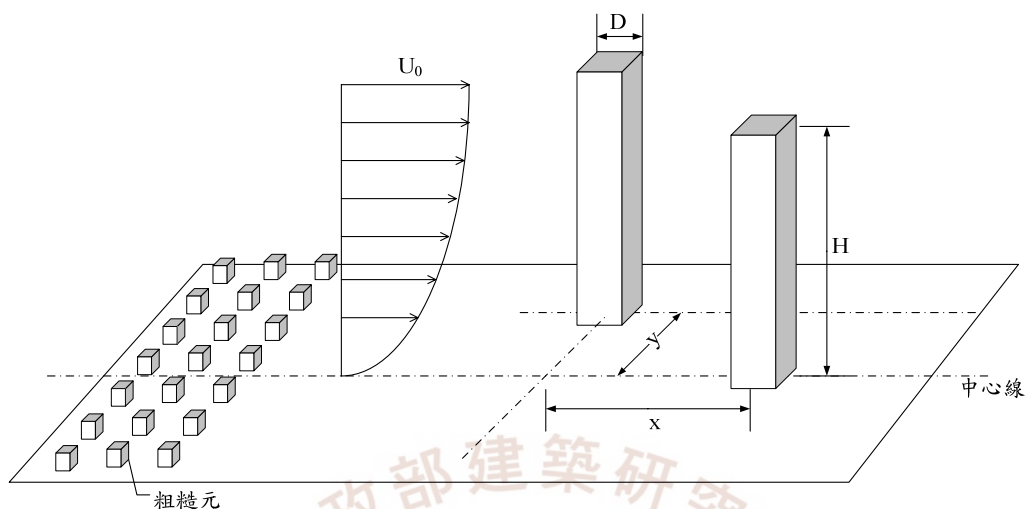


圖5-3 風洞實驗配置示意圖

資料來源：本文整理

### 參、結構特性

本次試驗採用單位質量分別為 141 與 229  $\text{kg/m}^3$  之模型(如表 5-2)，利用阻尼比與結構質量之改變，調整出 3 種Scruton Number( $\text{Scr}=6.74、3.15、1.46$ )進行探討。選用這 3 種Scruton Number的主因為在前人研究中，這三種Scr值應分別落在氣動力穩定、氣動力不穩定與氣動力發散等三種階段，有利於通盤討論不同結構特性之建築物在不同排列方式之氣彈力行為。而本次試驗中，2 種模型的結構頻率分別為 4 與 3 Hz。

表5-2 氣彈模型結構特性表

結構特性 Scruton number	結構密度 $\rho_s$ ( $\text{kg/m}^3$ )	結構頻率 $f$ (Hz)	結構阻尼比 $\zeta_s$ (%)
6.74	141	4	6
3.15	141	4	3.7
1.46	131	3	0.8

資料來源：本文整理

## 第二節 結果驗證

本實驗以高寬比為 7(13cm×13cm×91cm)之方形柱體，於開闊地況下，檢視各結構特性組合下，模擬模型頂部反應均方根值隨約化風速改變之情形。由於氣彈力實驗的變數相當多，即使同樣屬於方柱，其結構之高寬比、長寬比、質量、阻尼等模型特性，以及流場之風速剖面、紊流強度等風場特性，皆會影響位移反應之大小。上述種種因素致使實驗結果不易與文獻中的參數與資料完全吻合，以下針對Cheng[18]之研究結果進行比對探討，以確立本實驗之可靠度。

比對資料之來流風速剖面  $\alpha=0.15$ ，紊流強度  $Ti=20\% \sim 3\%$ ，實驗模型其高寬比為 7，並以  $Scr$  區分三種不同氣動力狀態，此處針對與本實驗相近之結果，本實驗與參考文獻之模型結構特性如表 5-2、表 5-3 所示。

表5-3 比對文獻[18]之結構特性表

結構特性	結構密度 $\rho_s$ ( $\text{kg/m}^3$ )	結構頻率 $f$ (Hz)	結構阻尼比 $\zeta_s$ (%)
1.54	183	5.13	0.95
4.11	214	5.83	2.15
6.61	214	5.8	3.46

資料來源：參考文獻[18]

本實驗於來流風速剖面  $\alpha=0.14$ ，紊流強度  $Ti=13\% \sim 2\%$  之下進行三種  $Scr$  值氣彈模型實驗，分別比較橫風位移反應結果如圖 4-1 所示。當  $Scr=1.46$  (圖 5-4 a.) 時，其結果顯示橫風反應產生急劇變化，所發生之共振風速與文獻結果十分接近。在位移反應均方根值部分，大體而言有相當程度的吻合。於  $Scr=4.15$  (圖 5-4 b.) 共振風速發生處，其橫風向位移反應結果頗為相近。而  $Scr=6.74$  (圖 5-4 c.) 時，其結果型態大致與文獻相符，唯橫風向反應均方根值大小具有較明顯之差異。以上三個  $Scr$  之結果與文獻之差值百分比分別為 6.3%、23%、45.4%。

在比較共振風速的結果後發現，三個Scr值之結果十分相近( $U_{cr} = 11$ )。在位移反應均方根值部分，本實驗結果皆較文獻之結果為大，此現象乃因本實驗設定之來流紊流強度較小，而來流於柱體銳緣處產生之渦流結構較強，故來流剖面特性雖然接近，但仍不屬於同一來流狀況，且模型尺寸設定亦不相同，進而產生差異。因此於在本研究中，位移反應均方根值部分大於前人研究結果。

而在氣動力阻尼部分(如圖 5-5)，於Scr=4.15 與Scr=6.74 結果中，Cheng[18]建議預測式之結果與本實驗有所差異，主因仍是風場特性的些微差異所致。於氣動不穩定狀況下，定義範圍為  $2.76 \leq Scr \leq 5.82$ ，Cheng所建議之氣動力阻尼比預測式為：

$$\xi_a = -0.015 \exp \left[ -\frac{Scr - 1.6}{10} (U_r - 11)^2 \right] \quad (5-1)$$

由反應均方根與氣動力阻尼比結果發現，本研究在 Scr=6.74 時，除反應均方根值大於 3 % ( $\sigma_y / D = 5.4$  % )，而文獻以反應均方根值 3 % 作為氣動力穩定與氣動力不穩定之分界。此外，氣動力阻尼比在共振區間內均為負值，由這 2 種情形判斷，其特性屬於氣動力不穩定分類。且 2 種個案(Scr=6.74、4.15)在共振風速發生處，其氣動力阻尼均小於建議式，故單柱之氣動力阻尼比結果依據 Cheng 之氣動不穩定分類建議式進行修正為：

$$\xi_a = -0.02 \exp \left[ -\frac{Scr - 1.6}{10} (U_r - 11)^2 \right] \quad (5-2)$$

由圖 5-5可知，Cheng之建議式經修正後與實驗結果頗為吻合，可見該建議式可適用於剛性氣彈力模型試驗。但來流特性對氣動力阻尼比有不小影響，需適度修正。

本實驗呈現三種Scr值與Cheng於位移反應上有些許差異，但共振風速發生位置十分相近( $U_{cr}=11$ )。整體而言，本實驗之反應均方根值與氣動力阻尼比結果應屬合理範圍，除氣動力不穩定階段須向上修正外(Scr > 6.74)，所分別代表的相應氣動力狀態亦大致符合Cheng之結果。

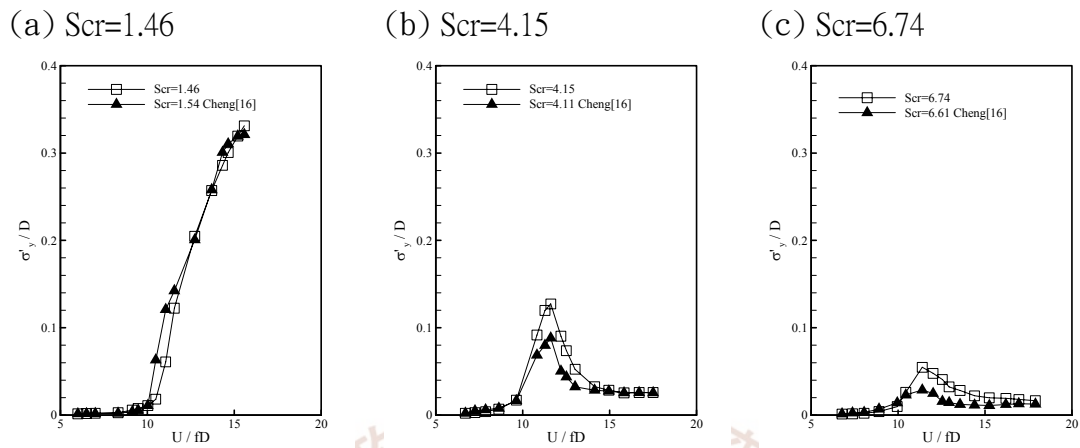


圖5-4 橫風向反應均方根比較圖

資料來源：本文整理

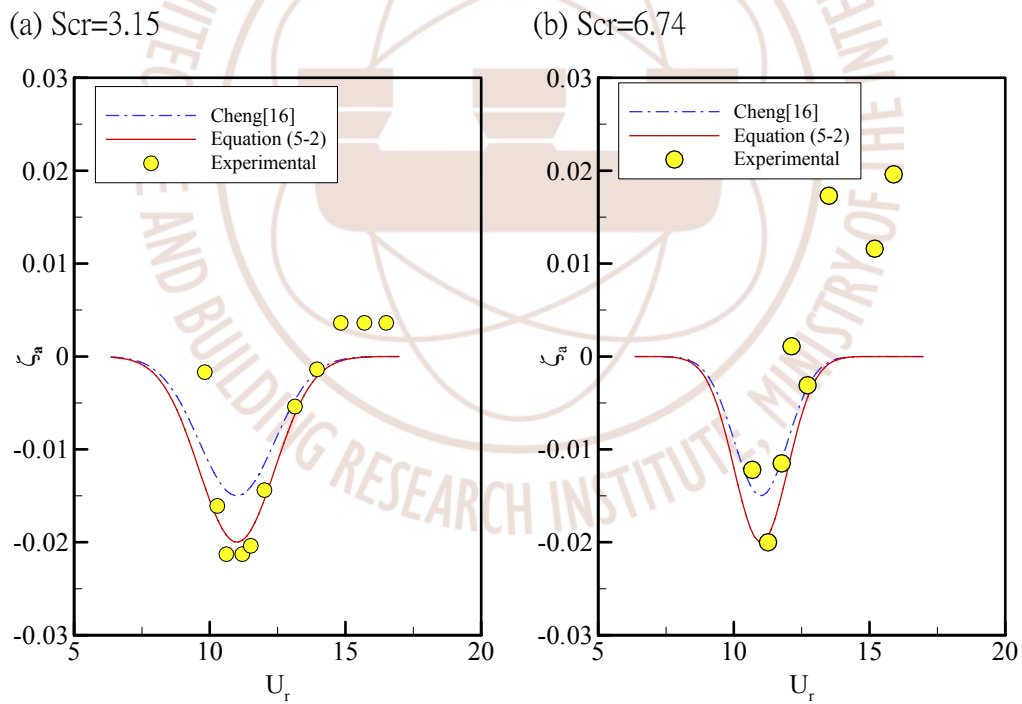


圖5-5 橫風向氣動力阻尼比較圖

資料來源：本文整理

### 第三節 氣動力模型實驗結果

氣動力模型實驗中，由六分力平衡儀量測之柱體受力資料，經統計計算並與風速、特徵長度無因次化後，可得到平均與擾動風力係數結果(表 5-4)，其中， $\overline{C_{Mx}}$ 、 $\overline{C_{My}}$  分別為順、橫風向軸之平均力矩係數， $C'_{Mx}$ 、 $C'_{My}$  為順、橫風向軸之擾動力矩係數。各項係數定義如後：

$$\overline{C_{Mx}} = \frac{\overline{F_{Mx}}}{0.5\rho U_0^2 Dh^2} \quad (5-3)$$

$$\overline{C_{My}} = \frac{\overline{F_{My}}}{0.5\rho U_0^2 Dh^2} \quad (5-4)$$

$$C'_{Mx} = \frac{F'_{Mx}}{0.5\rho U_0^2 Dh^2} \quad (5-5)$$

$$C'_{My} = \frac{F'_{My}}{0.5\rho U_0^2 Dh^2} \quad (5-6)$$

一般而言，當建築物假設為剛性時，頂部振動行為呈現線性變位，其橫風向頂部振動反應主要受到順風向軸擾動力矩係數( $C'_{Mx}$ )的影響，而順風向頂部振動幅度主要受到橫風向軸擾動力矩係數( $C'_{My}$ )所控制。

由氣動力模型風力係數(表 5-4)結果後發現，氣動力實驗在排列無橫向錯位( $y/D=0$ )時，共振風速隨距離增大而隨之下降之趨勢，在 $x/D=3$  時順風向軸擾動力矩係數值( $C'_{Mx}$ )在雙柱排列中有最小值，此結果與剛性氣彈力模型實驗有最小反應均方根值趨勢相近。

進一步將橫風向風力資料(平均值、擾動值)以等值圖方式呈現(圖 5-6、圖 5-7)。平均橫風向風力( $\overline{C_{Mx}}$ )等值圖顯示於 $y/D=0$  區域內，明顯受到前柱遮蔽及排列對稱影響，其值最小( $\overline{C_{Mx}}=0$ )。而當 $y/D$ 月大時，也就是橫向排列錯位越大， $\overline{C_{Mx}}$  也越大，顯見橫向排列對平均風力有顯著影響。而圖 5-7則表示擾動風力資料( )於空間上的相關性，結果顯示在{2, 3}處有最小值，並隨



著 $x/D$ 增加呈箭頭型態分布，在 $\{5, 2\}$ 位置有最大值( $C'_{Mx}=0.294$ )發生。

理論上來說，結構橫風向振動與擾動風力有直接關係，但風力的週期性對於結構物的振動亦佔有重要的地位。因此，建築物耐風設計規範[26]在評估橫風向風力作用時會將風力頻譜納入，以增進設計評估之可靠度。

表5-4 氣動力模型風力資料

排列位置		風力係數			
x/D	y/D	$\overline{C_{My}}$	$\overline{C_{Mx}}$	$C'_{My}$	$C'_{Mx}$
0	0	0.441	0	0.046	0.175
2	0	0.024	0	0.052	0.13
2	0.5	-0.017	-0.082	0.059	0.09
2	1	0.292	0.087	0.0519	0.083
2	1.5	0.387	0.007	0.042	0.073
2	2	0.393	0.014	0.038	0.083
3	0	0.032	0	0.05	0.133
3	0.5	0.01	-0.073	0.0591	0.125
3	1	0.209	0.113	0.064	0.102
3	1.5	0.227	0.002	0.044	0.136
3	2	0.356	-0.031	0.046	0.181
5	0	0.223	0	0.056	0.253
5	0.5	0.232	0.007	0.056	0.236
5	1	0.259	0.036	0.063	0.208
5	1.5	0.32	0.047	0.06	0.236
5	2	0.391	-0.023	0.061	0.294

資料來源：本文整理

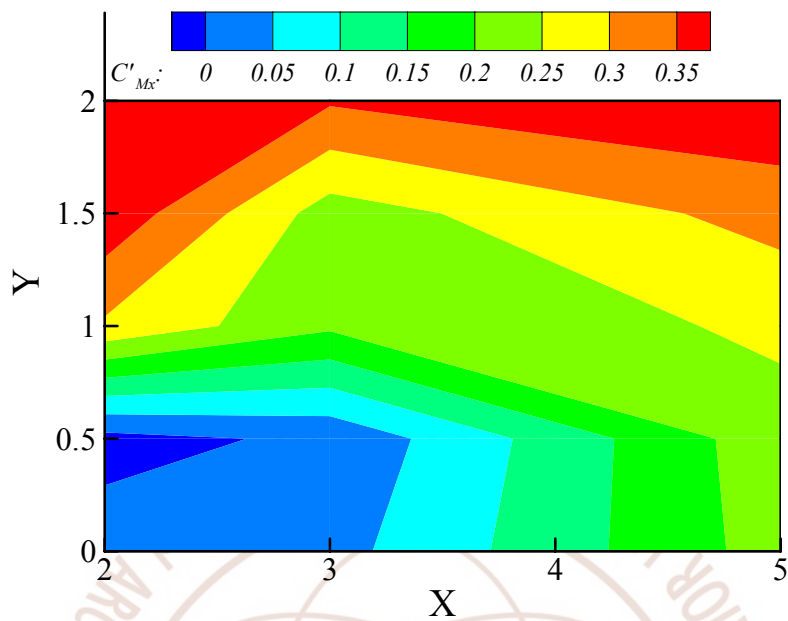


圖5-6 平均力矩係數等值圖( $\bar{C}_{Mx}$ )

資料來源：本文整理

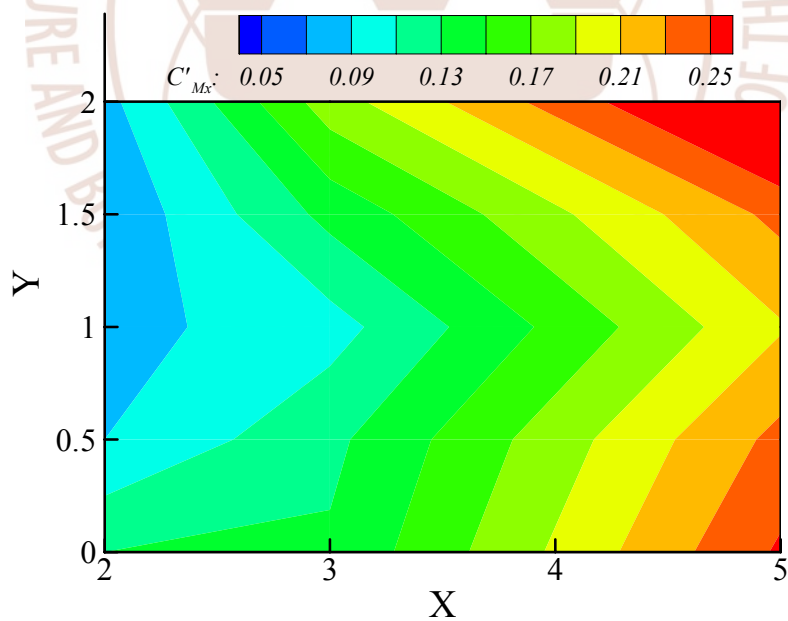


圖5-7 擾動力矩係數等值圖( $C'_{Mx}$ )

資料來源：本文整理

#### 第四節 頂部反應

由實驗與理論結果得知，橫風向反應受到前柱及本身形成的渦散效應影響較為顯著，反應均方根值亦為橫風向大於順風向之狀況。故本研究主要針對橫風向振動反應進行討論，而前後柱橫向與縱向相對位置以座標型式  $\{x/D, y/D\}$  表示。

##### 壹、順風向

檢視  $y/D=0$  位置之順風向反應平均值(圖 5-8)可以發現，在 3 種  $Scr$  值中，單柱及  $x/D=5$  的順風向平均位移 ( $\sigma_x/D$ ) 隨著風速增加而遞增。當  $x/D=2、3$  時，由於受到前方柱體遮蔽影響，此遞增趨勢並不明顯， $x/D=5$  時仍能見前柱遮蔽之影響，而因距後柱較遠反應較  $x/D=2、3$  更接近單柱之反應。

在順風向均方根值部分，振動反應值均隨著風速增加而遞增。在  $Scr=6.74、4.15$  時(圖 5-9)，間距比 ( $x/D$ ) 變化對均方根值無顯著之影響，僅於  $x/D=5$  時，在約化風速 12 左右發生局部極值。當  $Scr=1.46$  時，單柱振動反應遠大於雙柱排列的狀況。於  $U_f=15$  處，單柱之順風向振動反應約為雙柱的 4 倍。而反應均方根值整體之大小隨著  $Scr$  增大而降低。

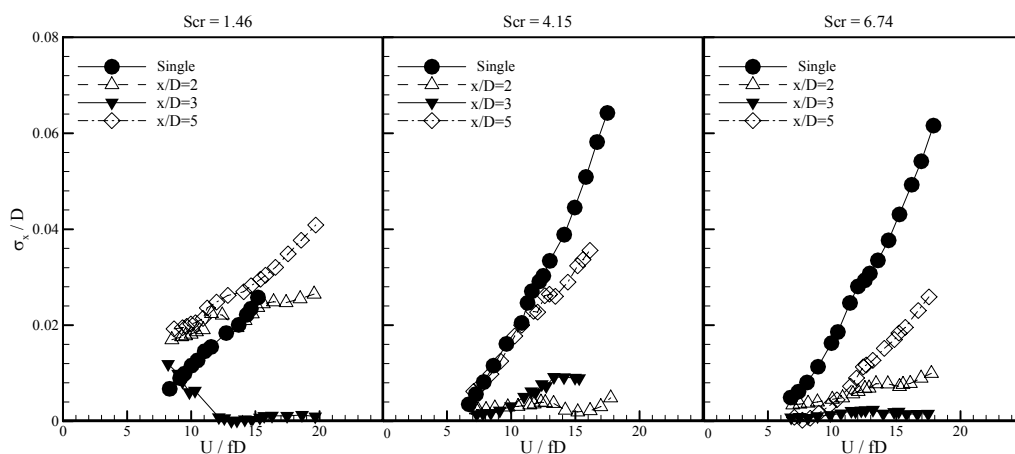


圖5-8 順風向反應平均值變化圖( $y/D=0$ )

資料來源：本文整理

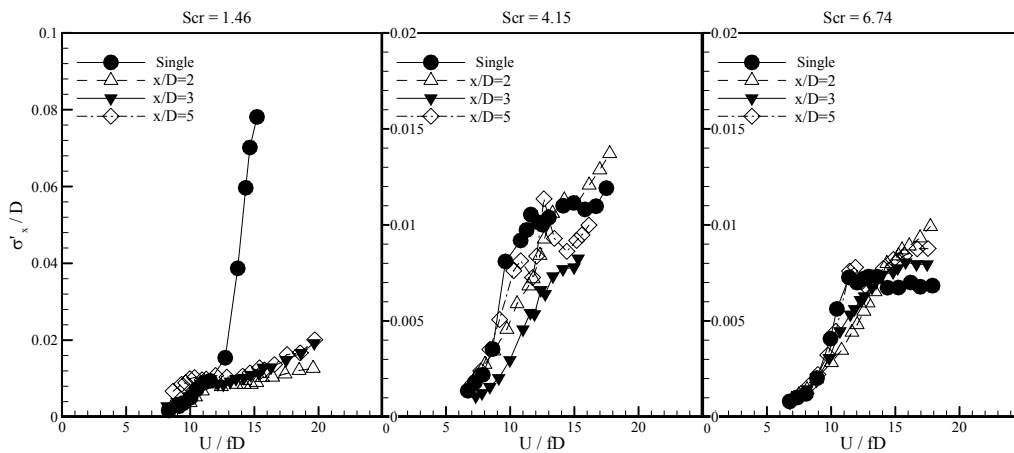


圖5-9 順風向反應均方根值變化圖( $y/D=0$ )

資料來源：本文整理

## 貳、橫風向

檢視圖 5-10 之橫風向反應均方值後發現( $Scr=6.74$ )，單柱於約化風速 11.5 時有局部極值發生( $\sigma'_y/D=5\%$ )，而雙柱排列局部極值發生風速隨間距比增大而減少。而局部極值以 $x/D=3$  為最小( $\sigma'_y/D=2.5\%$ )。於雙柱排列之影響下，共振風速相異於單柱， $x/D=2$  有最大的共振風速( $U_{cr}=15.85$ )， $x/D=2$  到 $x/D=5$  有回到單柱共振的趨勢。

在 $Scr=4.15$  部分，單柱與雙柱排列具有明顯的共振現象。同樣的，雙柱排列局部極值發生風速隨間距比增大而減少，局部極值以 $x/D=3$  為最小( $\sigma'_y/D=3.5\%$ )。

由於 $Scr=1.46$  單柱反應為氣動發散狀況，超過共振風速結構運動受到馳振效應主導，使得反應隨著風速增加而上升。但在雙柱排列狀況下，超過共振風速之反應值明顯下降，馳振效應消失。

由圖 5-11 結果顯示，無論 $Scr$ 為何橫風向位移反應皆不會出現氣動發散之現象，而其中 $Scr=4.15$ 、 $x/D=3$  時共振風速為 14.25 為最高， $Scr=6.74$ 、 $x/D=2$  產生共振時有最小的均方根值，由此可略見在氣動穩定與否，雙柱排

列位置有著相當的影響，而Scr大小僅影響共振時反應的大小。

由圖 5-12與圖 5-13可知，雙柱排列位置從 $x/D=2$  開始產生發散，到了 $y/D=1.5$  時，原先沒有發散的 $x/D=3$  亦開始發散，而此一結果無論Scr為何皆顯示同樣的結果。

圖圖 5-14結果顯示，在 $Scr=1.46$  時所有 $x/D$ 的排列皆發生氣動發散，而另外兩個Scr僅 $x/D=5$  時未發散，然而反應均方根值此時以接近發散範圍，此處更可以認定雙柱排列之位置決定氣動穩定與否，Scr則關係著位移反應均方根值之大小。

此處可見由於前柱遮蔽的影響，改變後柱整體氣動狀態，而共振風速的提升意味著對結構穩定有著相當的提升，此影響隨著前柱距離增加而減低。

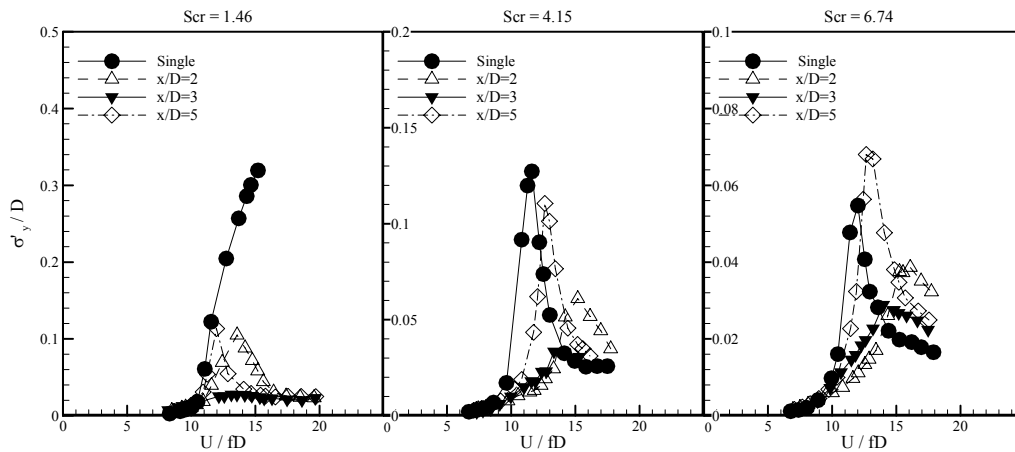


圖5-10 橫風向反應均方根值變化圖( $y/D=0$ )

資料來源：本文整理

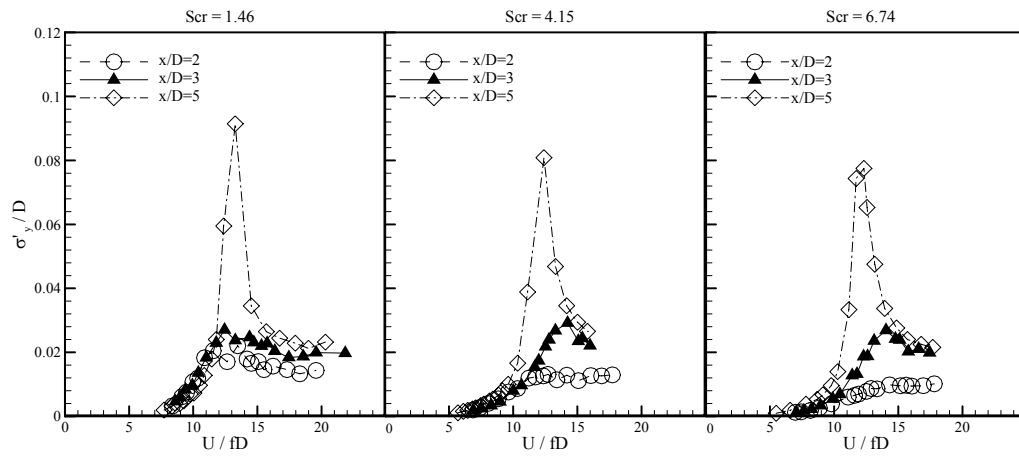


圖5-11 橫風向反應均方根值變化圖( $y/D=0.5$ )

資料來源：本文整理

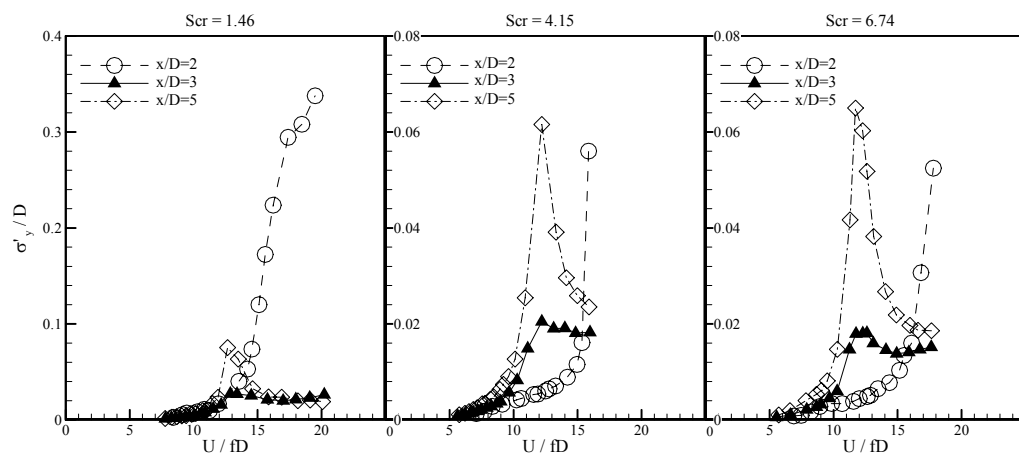


圖5-12 橫風向反應均方根值變化圖( $y/D=1$ )

資料來源：本文整理

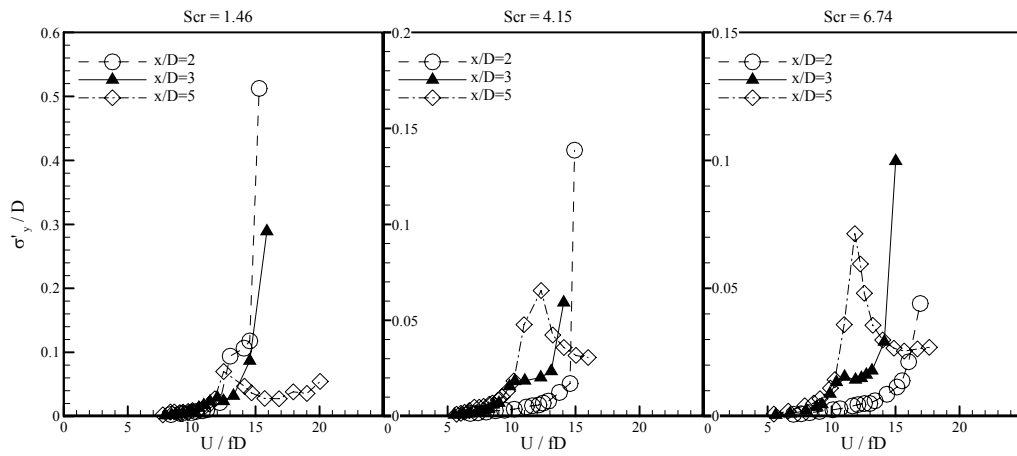


圖5-13 橫風向反應均方根值變化圖( $y/D=1.5$ )

資料來源：本文整理

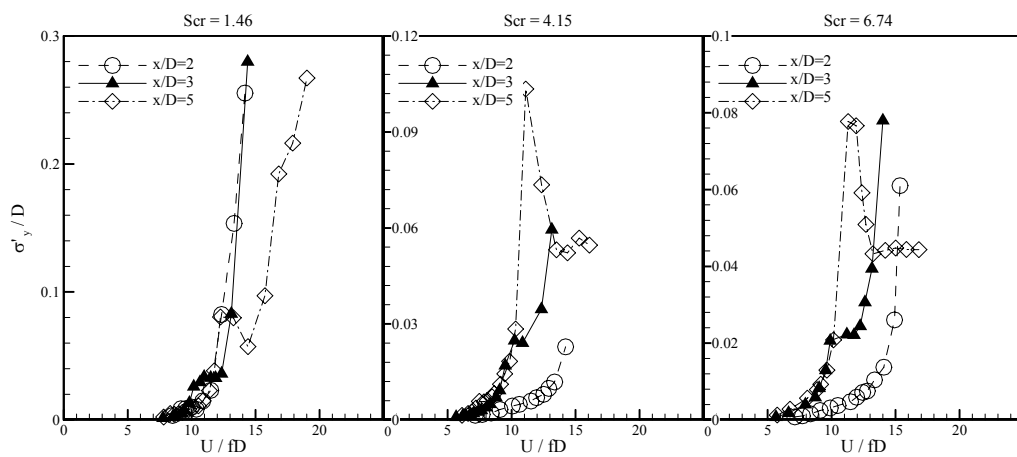


圖5-14 橫風向反應均方根值變化圖( $y/D=2$ )

資料來源：本文整理

### 參、橫風向最大位移反應均方根

由前述結果可知，雖然順風向反應均方根值在部分排列位置，由於橫風向將反應均方根值最大值( $\sigma_{\max}/D$ )依位置排列繪製成等值圖，在 $Scr=6.74$ 時(圖五)，最大反應均方根值單柱為 0.049，由其雙柱排列等值圖(圖 5-15)發現，

在 (2,2) 位置反應最大 ( $\sigma_{\max}/D=0.4$ )，在 {2,0.5} 位置反應最小 ( $\sigma_{\max}/D=0.014$ )。類似的反應均方根值最大值分佈特性亦在  $Scr=3.15$  與 1.16 呈現(圖 5-16、圖 5-17)，在 {2,2} 位置反應為最大，於 {2,0.5} 位置反應則最小。

在  $x/D=2$  至 3,  $y/D=0$  至 1 區域內，在不同  $Scr$  值狀況下 ( $Scr=6.74$ 、3.15、1.46)，其反應特性趨於穩定且小於單柱之振動反應。而在  $x/D=2$  至 3,  $y/D=1.5$  至 2 區域內，在所有的  $Scr$  number 均發生反應發散之狀況。

整體檢視圖 5-15 至圖 5-17 發現，反應均方根最大值分佈型態並不因結構特性改變有明顯變化，而相同位置之反應最大值則隨著  $Scr$  值增大而遞減。且隨著縱向距離 ( $x/D$ ) 增加，橫向距離 ( $y/D$ ) 變化對反應均方根最大值影響越不明顯。

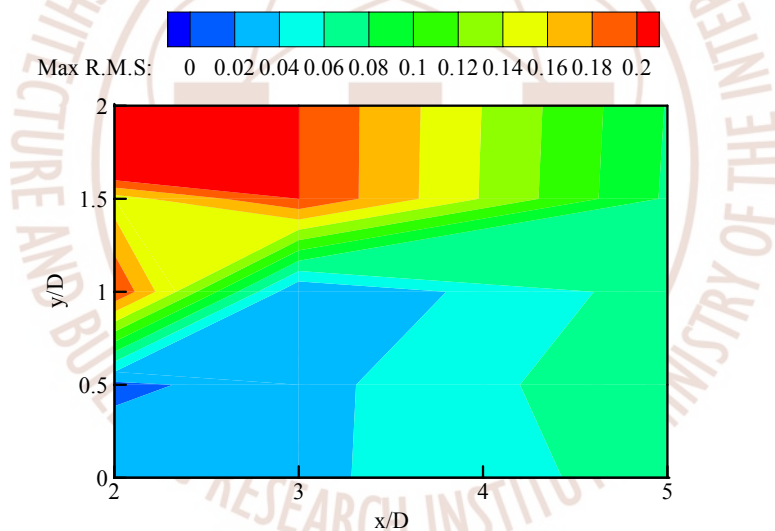


圖5-15 最大位移反應均方根圖( $Scr=6.74$ )

資料來源：本文整理



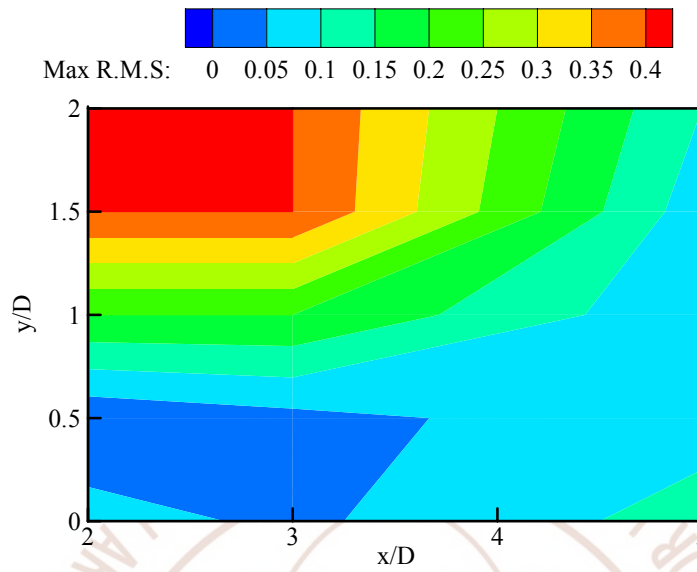


圖5-16 最大位移反應均方根圖(Scr=3.15)

資料來源：本文整理

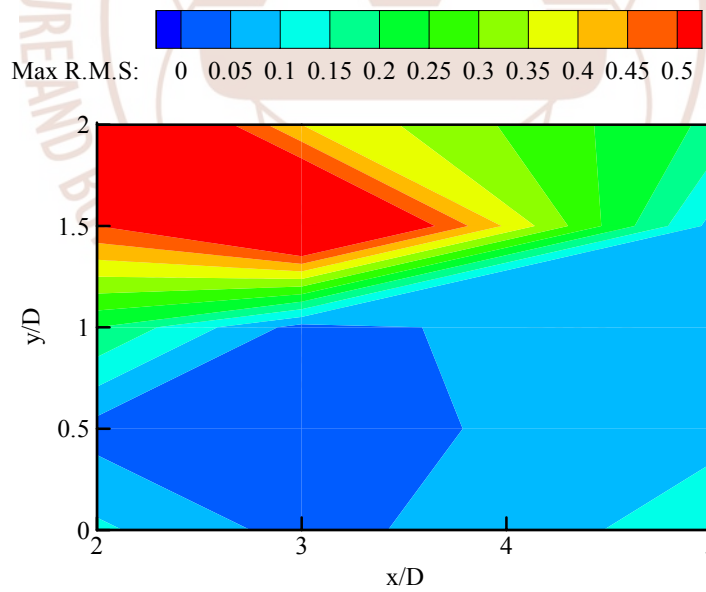


圖5-17 最大位移反應均方根圖(Scr=1.46)

資料來源：本文整理

## 第五節 氣動力阻尼

在雙柱排列狀況下，除了氣動力發散情況( $Scr=1.46$ )外，最小氣動力阻尼均發生在共振風速之位置(如見圖 5-18至圖 5-20)。當排列位置為 $\{3,0\}$ 時，共振風速處之氣動力阻尼比較其他排列位置大，顯見其該位置之最大位移反應均方根值較小。

當  $Scr=1.46$  時，部分位置(如  $x/D=5$  所有個案)之，原超越共振風速之氣動力阻尼比則朝正值遞增，表示風場受到前方柱體渦散效應及尾流影響，使得馳振效應被破壞，使得橫風向反應呈現穩定之狀況，可歸類為氣動力穩定特性。而氣動力阻尼比在 $\{3,0\}$ 位置全為正值，表示周圍流場作用力對結構運動有穩定之效果。然而在  $Scr=1.46$  狀況下， $x/D$  較接近之雙柱排列較容易出現馳振現象而發散之狀況(如 $\{2,1.5\}$ 、 $\{2,2\}$ 、 $\{3,1.5\}$ 、 $\{3,2\}$ )，一旦發生氣動發散，氣動力阻尼將保持在最小值附近，不隨著風速增加而有所變化。當  $x/D=5$  時，氣動力阻尼之變化具有規律性，在  $Ur=12.5$  左右有最小值發生，並隨風速增加而遞增為正值，呈現氣動穩定之特性。此因前柱產生的渦流破壞來流之穩定性，並與後柱本體形成之渦流混合，作用於後柱之外力亦較為穩定。

由三種  $Scr$  值之氣動力阻尼比結果可知，當  $x/D \leq 3$  時，隨著  $y/D$  改變，氣動力阻尼比特性變化較大， $y/D$  較小多為氣動力穩定或氣動力不穩定特性， $y/D$  越大則發生氣動力發散現象。而當  $x/D=5$  時，不同  $y/D$  位置均呈現一致的特性，屬於氣動力不穩定的狀況。

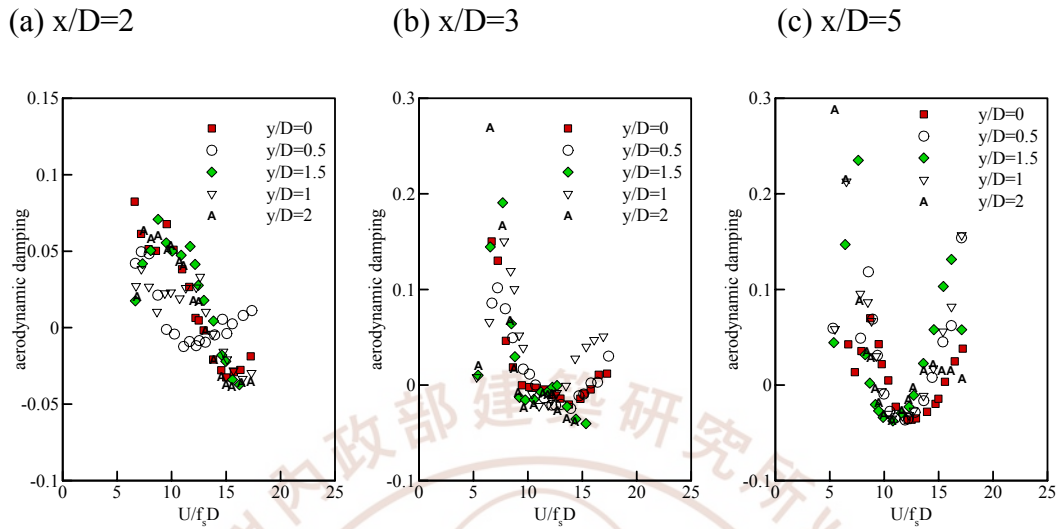


圖5-18 不同位置之氣動力阻尼比較圖(Scr=6.74)

資料來源：本文整理

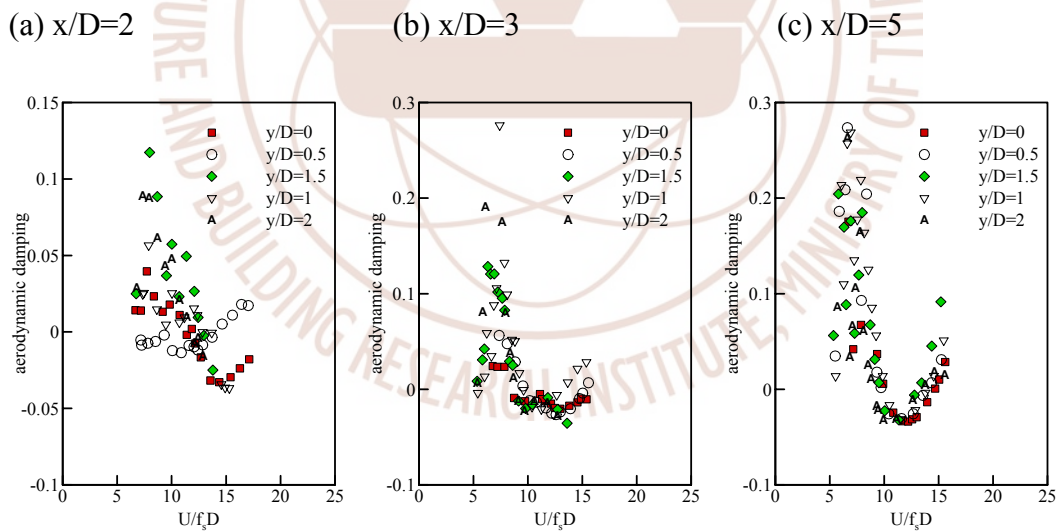


圖5-19 不同位置之氣動力阻尼比較圖(Scr=3.15)

資料來源：本文整理

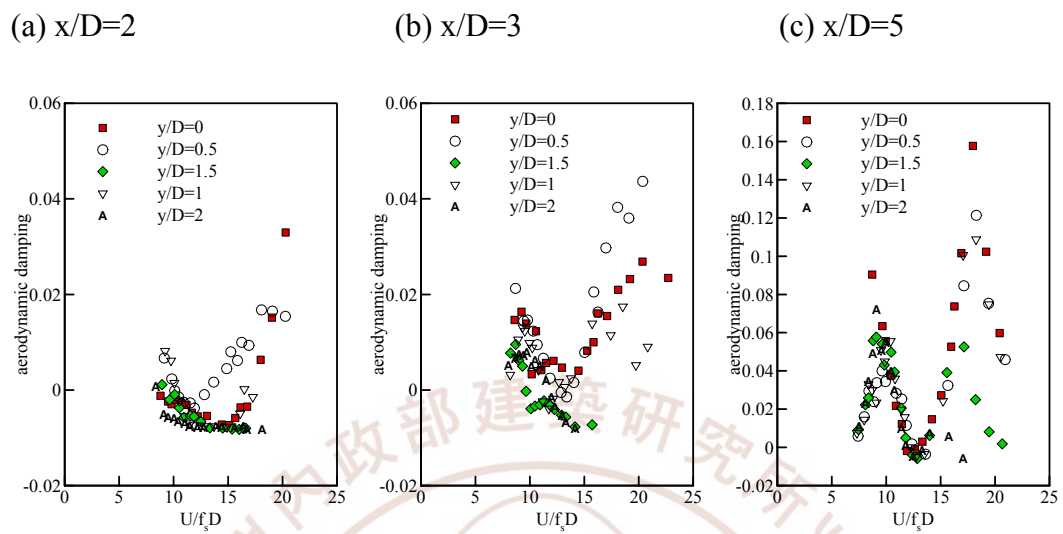


圖5-20 不同位置之氣動力阻尼比較圖( $Scr=1.46$ )

資料來源：本文整理

## 第六節 橫風向共振風速

### 壹、共振風速定義

由橫風向反應均方根值結果可知，局部最大值時發生共振現象，此位置之風速將其定義為共振風速( $U_{cr}$ )，大部分排列位置之反應均方根值結果均可依此模式進行定義。

部分發生氣動力發散之結果，如單柱 $Scr=1.46$ 的個案，由於未發生局部最大值，無法依前述方法判斷。因此，此類個案利用頻譜分析的方法分析不同風速下之振動反應。以單柱為例，分別針對 $Scr=6.74$ 、 $1.46$ 的氣彈力模型實驗反應結果以快速傅立葉轉換(FFT)後，得到不同約化風速下之頻譜圖(圖 5-22、圖 5-22)。當低於共振風速時( $U_r \leq 11$ )，呈現 2 個主頻，分別屬於渦流頻率以及結構本身頻率。隨著風速增加，2 個頻率逐漸接近，能量亦漸增。當共振現象發生時( $U_r=11$ )，主頻合而為一，且能量增加幅度更大，便可判定此時之風速為共振風速。在氣動力穩定或氣動力不穩定狀態時(以氣動穩定為例；圖 5-22)，當高於共振風速後，頻譜圖呈現 2 個主頻，顯見共振現象已消失，能量也隨之降低。若氣動力發散現象出現時(圖 5-22)，高於共振風速之頻譜圖能量大於共振風速發生時，且結構振動頻率被渦散頻率所主導，除持續呈現一個主頻外，能量也隨風速增加而增加。

為比對氣彈力現象所產生之影響，本研究另針對氣動力模型實驗橫風向風力進行頻譜分析，檢視其頻譜圖特性，並由主頻位置判斷無互制狀態下應發生共振之風速。

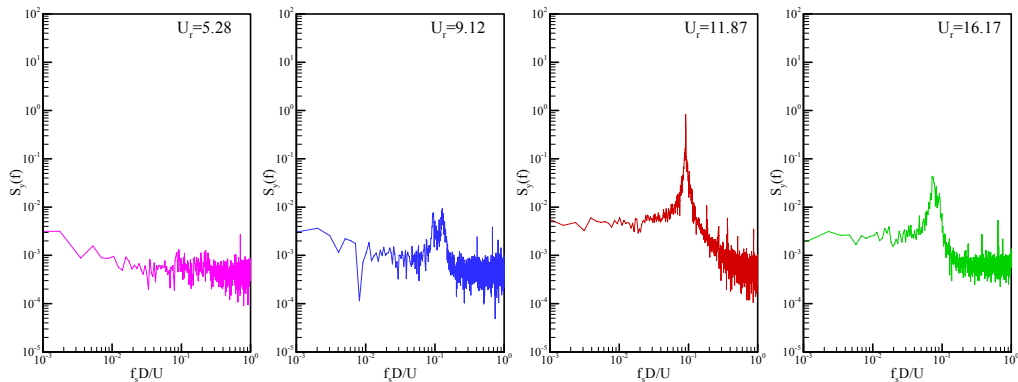


圖5-21 不同風速之頻譜圖(Scr=6.74)

資料來源：本文整理

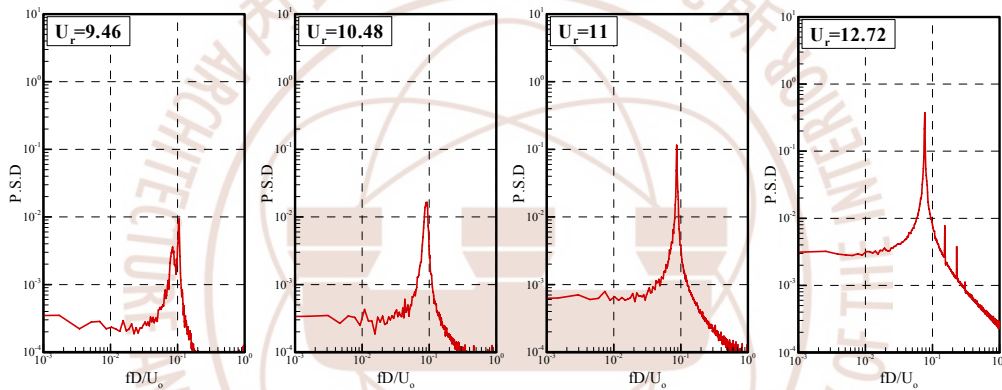


圖5-22 不同風速之頻譜圖(Scr=1.46)

資料來源：本文整理

## 貳、結果比較

檢視橫風向共振風速比較表(表 5-5)後發現，3 種Scruton number在單柱時，共振風速均維持在 11.3 的位置。當 $y/D=0$ 時，在 $\{2,0\}$ 位置之共振風速為最大(約為 14)。且隨著間距比( $x/D$ )增大，共振風速有下降的趨勢，並逐漸接近單柱之共振風速( $U_{cr} \doteq 11.7$ )。而在其它橫向位移排列部分( $y/D=0.5、1、1.5、2$ )，同樣在 $x/D=2$ 處，發生最高之共振風速，並隨著 $x/D$ 增大，共振風速逐漸下降。

氣動力模型的共振風速小於氣彈力模型，此乃由於氣動力模型無法表現出柱體反應與周圍流場交互作用所產生之氣彈力現象，進而使得氣動力阻尼

對結構不穩定之作用無法呈現，以致於共振風速較小。而在  $y/D=0$  上的雙柱排列所得之共振風速則以雙柱距離最近之  $x/D=2$  處最大， $x/D=5$  時共振風速最小。

在其他雙柱排列位置中，比較氣動力與氣彈力實驗之結果發現，當  $x/D=2$  時， $y/D$  較大(氣動發散處)共振風速大於氣彈力模型實驗之結果，而與  $x/D$  小時情形恰好相反，由此可見氣動力實驗於雙柱排列較接近時產生共振的約化風速較小，而在雙柱排列較遠處共振風速較高。一旦無法表現出氣彈力現象，柱體穩定之結果將有相當大的差別。整體而言， $Scr$  值對於雙柱之橫風向共振風速位置分佈特性呈現一致的趨勢，而雙柱排列位置對於橫風向振動反應影響則較為顯著。



表5-5 共振風速比較表

排列位置		共振風速 $U_{cr}$			
x/D	y/D	氣動力模型	$S_{cr}=1.46$	$S_{cr}=4.15$	$S_{cr}=6.74$
0	0	10.7	11.3	11.3	11.3
2	0	15.7	13.58	14.35	14.12
3	0	12.67	13.23	13.21	13.2
5	0	11.9	12	11.78	11.72
2	0.5	11.49	11.56	11.92	12.61
3	0.5	12.05	12.44	13.36	12.33
5	0.5	11.77	13.27	11.63	11.51
2	1	16.53	13.87	12.75	13.64
3	1	11.81	13.87	11.45	10.34
5	1	11.72	13.65	11.44	10.27
2	1.5	15.87	12.81	13.99	14.90
3	1.5	9.62	12	11.25	11.56
5	1.5	11.39	12.5	11.73	11.07
2	2	15.38	11.8	13.66	13.53
3	2	9.4	12.1	12.56	11.92
5	2	11.11	12.25	10.78	10.96

資料來源：本文整理



## 第七節 預測模式

### 壹、方法概述

本節採用之反應預測模式如 4-4 節之結構動力分析方法所述，將結構動力方程式經無因次化後推導得 4-19 式，利用線性加速度逐步積分法 (step-by-step integration) 求解，本法主要在每個時間增量的起始時間建立動態平衡方程式，並以此時的速度及變位作為此段時間的初始條件後，根據這些條件算出系統在此段時間的近似反應，然後再以所求得的速度及變位作為下一時間增量的初始條件，並依以上所述的程序重複進行，即可求得結構頂部位移反應時序列資料。

結構反應計算方法流程如圖 5-23 所示，結構所受外力給定以六分力平衡儀(氣動力模型試驗)所量得風力時序列資料為基準，並給定結構密度、結構阻尼比( $\zeta_{Total} = \zeta_s$ )以及 Scruton number，即可求得無互制作用下之結構振動反應。

由於橫風向振動受到穩定週期性側向渦流影響頗大，雖然在雙柱排列之後，部分排列位置之順風向振動受到前柱產生之渦流影響，產生順風向共振效應，亦呈現較大的反應均方根值。但整體而言，橫風向反應仍大於順風向反應，故本節主要在橫風向振動計算部分進行討論。首先針對無橫移排列 ( $y/D=0$ ) 之氣動力阻尼比實驗結果進行交叉分析，尋求適用於各位置之氣動力阻尼比預測式。而在預測氣彈力模型運動時，除給定前述結構特性參數外，在整體阻尼比方面由結構阻尼與氣動力阻尼加總後得到，可進一步求得互制作用下的結構動力反應。

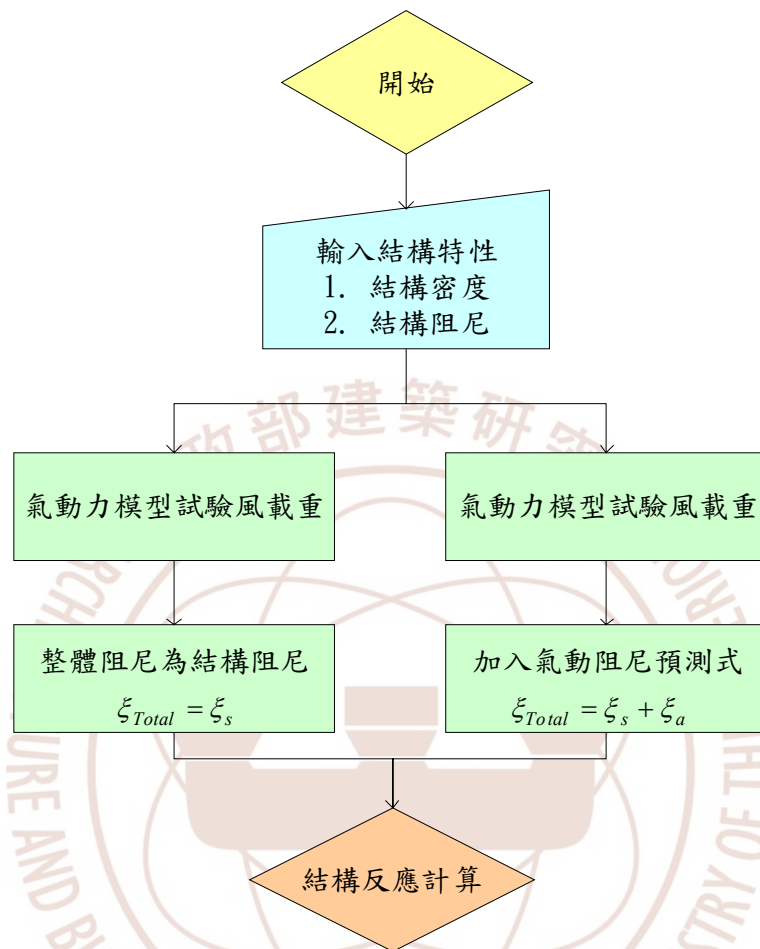


圖5-23 預測模式流程圖

資料來源：本文整理

## 貳、氣動力阻尼比預測式與應用

檢視  $y/D=0$  位置之氣動力阻尼比結果後得知， $Scr=6.74$ 、 $3.15$  之分佈特性相近，且於共振風速處均有最小值發生，因此將(5-2)式依各位置之共振風速進行修正如後：

$$\xi_a = -0.02 \exp\left[-\frac{Scr-1.6}{10}(U_r - U_{cr})^2\right] \quad (5-7)$$

檢視氣動力阻尼比修正式比較圖(圖 5-24、圖 5-25)可知，由於本修正式是以單柱為基礎( $x/D=0$ )，因此單柱之預測式吻合度相當高， $x/D=2$  亦有不錯的吻合度。而在 $x/D=3$  時，由於前柱形成的渦流作用於後柱時，恰好破壞後柱欲自行形成之渦流穩定性，因此氣動力阻尼比大幅提升，與預測式結果有一段差距。相對的，在 $x/D=5$  時，前柱影響力降低，氣動力阻尼比結果也與預測式相近。

由於 $Scr=1.46$  的氣動組尼結果可知(圖 5-26)，不同位置之氣動阻尼呈現截然不同的趨勢，因此無法歸納出適合之預測式。

將公式(5-7)代入結構反應預測模式計算，除預設的結構本體阻尼比外，再加入預測式所得之不同風速氣動力阻尼比，重複計算即可得預估之剛性氣彈力模型反應特性。

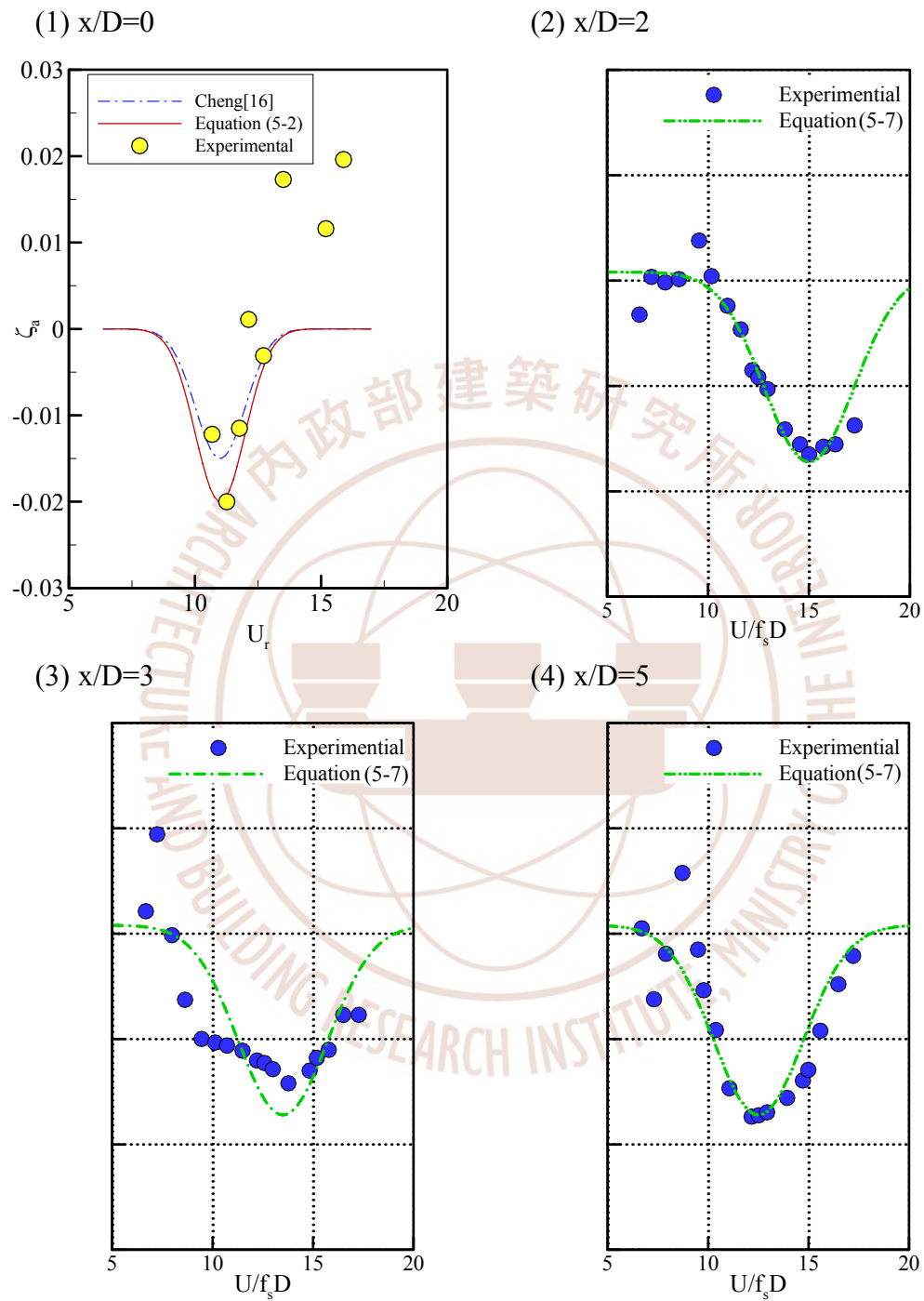


圖5-24 氣動阻尼預測式比較圖(Scr=6.74)

資料來源：本文整理

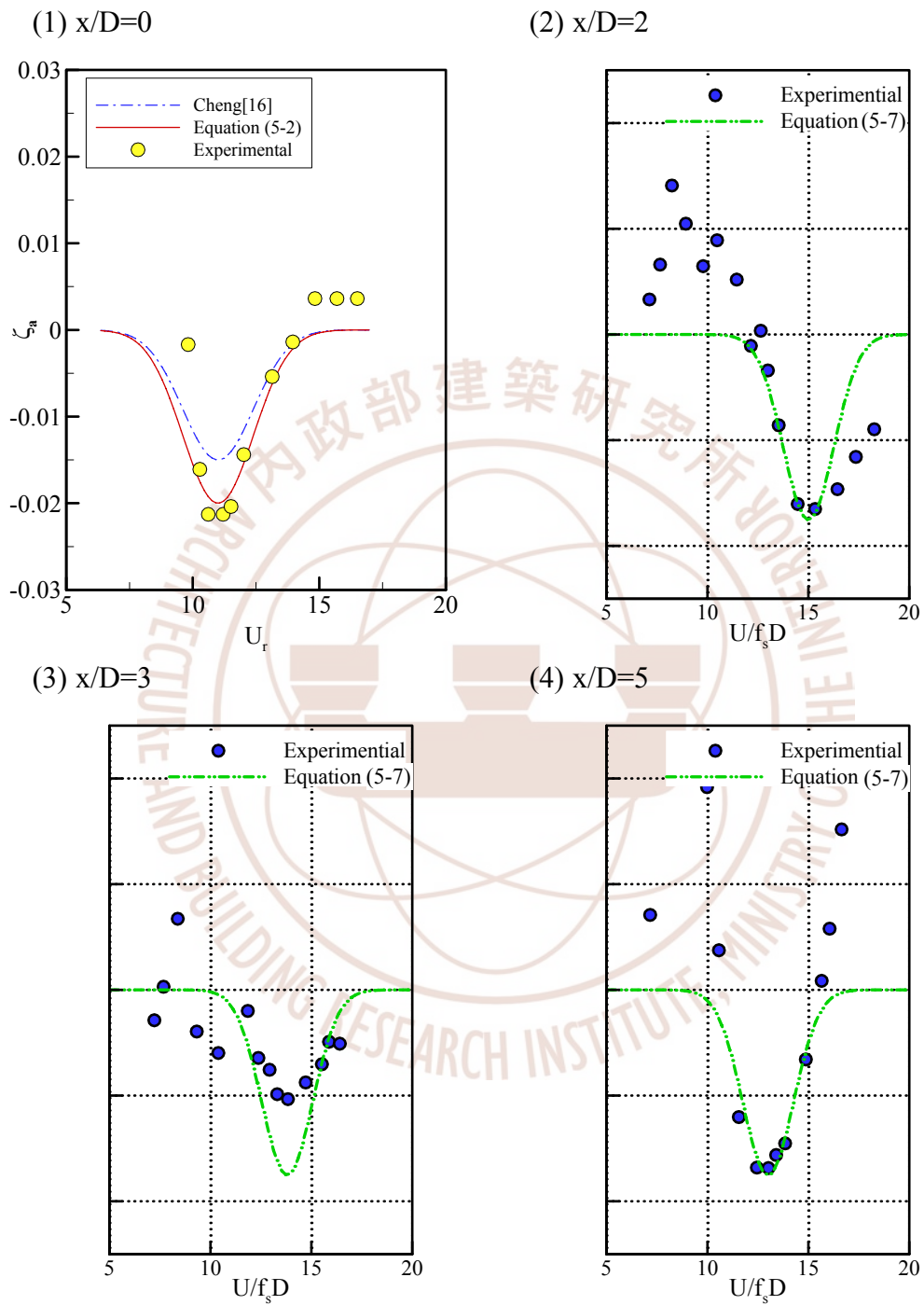


圖5-25 氣動阻尼預測式比較圖(Scr=3.15)

資料來源：本文整理

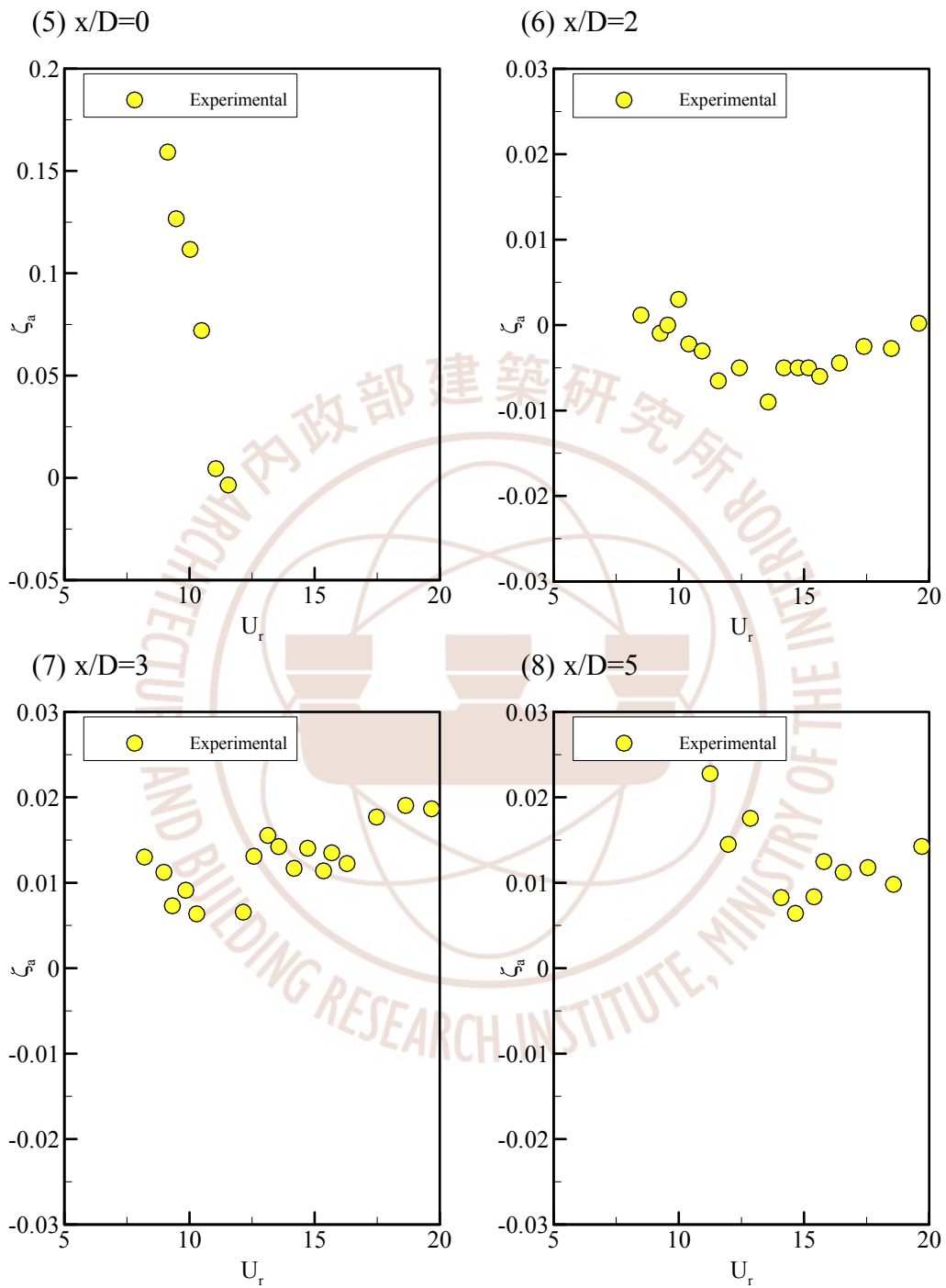


圖5-26 氣動阻尼預測式比較圖( $Scr=1.46$ )

資料來源：本文整理

### 參、橫風向反應

#### (1) $Scr=6.74$

檢視圖 5-27 可以得知，使用氣動力模型受力預測結構反應時，在共振區會有明顯低估的狀況，且在不同排列位置均有共振發生，在  $x/D=3$  共振現象較不明顯，而共振風速隨著距離增加而遞減。經氣動力阻尼預測式修正後，於共振區間處預測值準確度增加，在  $x/D=0、2、3$  的尖峰值預測與實驗值相近。而當  $x/D=5$  時，因氣動力阻尼比有低估的狀況，使得反應預測有高估的現象。

#### (2) $Scr=3.15$

圖 5-28 顯示預測模式應用於單柱反應有不錯的結果，而在間距比拉開後，共振區預測值明顯有高估的現象。主要是因為氣動力阻尼比預測式僅考量共振風速進行位置修正，並未考量不同位置所造成最小氣動力阻尼比變化，進而造成反應高估的狀況。

#### (3) $Scr=1.46$

由於氣動力發散之氣動力阻尼比預測式無法適當歸納，因此僅求於無互制作用下之受力反應。在單柱預測方面(圖 5-29(a))，預測值在共振區間內有最大值發生，過了共振風速後反應下降至平穩。而實驗值則在過了共振風速後持續上升至發散。由於結構質量輕阻尼低的特性，對於渦流產生之受力變化敏感度高，由前柱產生渦流影響後柱受力時，於  $x/D=2、3$  時的預測誤差頗大。而在前柱影響較弱時(圖 5-29(d))，因來流完整度被破壞，故後柱振動反應較接近氣動力不穩定之特性，有明顯共振區間，預測值亦較為接近實驗值。

整體而言，無互制作用模式評估反應於共振區會有低估的狀況。含氣動力阻尼修正式之預測模式應用於  $y/D=0$  之橫風向反應有一定的可信度，除單柱預測較為準確外，雙柱預測於共振區則會有高估的狀況。

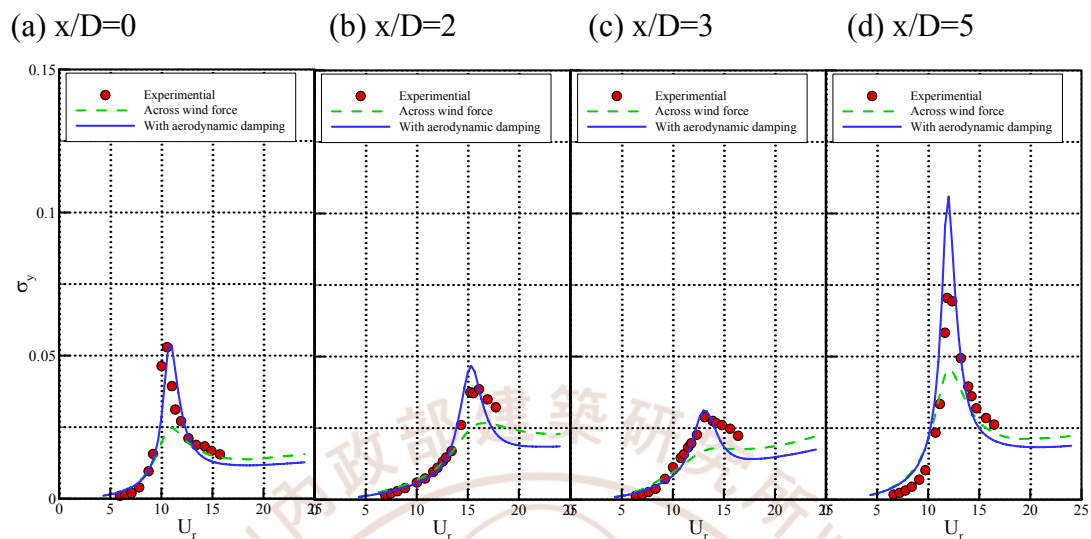


圖5-27 橫風向反應預測結果( $Scr=6.74$ )

資料來源：本文整理

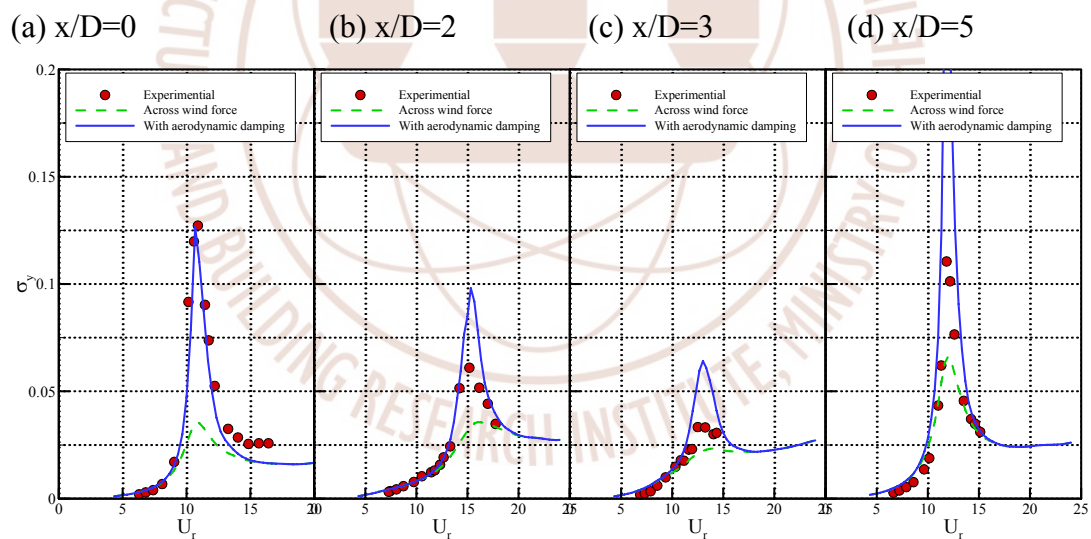


圖5-28 橫風向反應預測結果( $Scr=3.15$ )

資料來源：本文整理



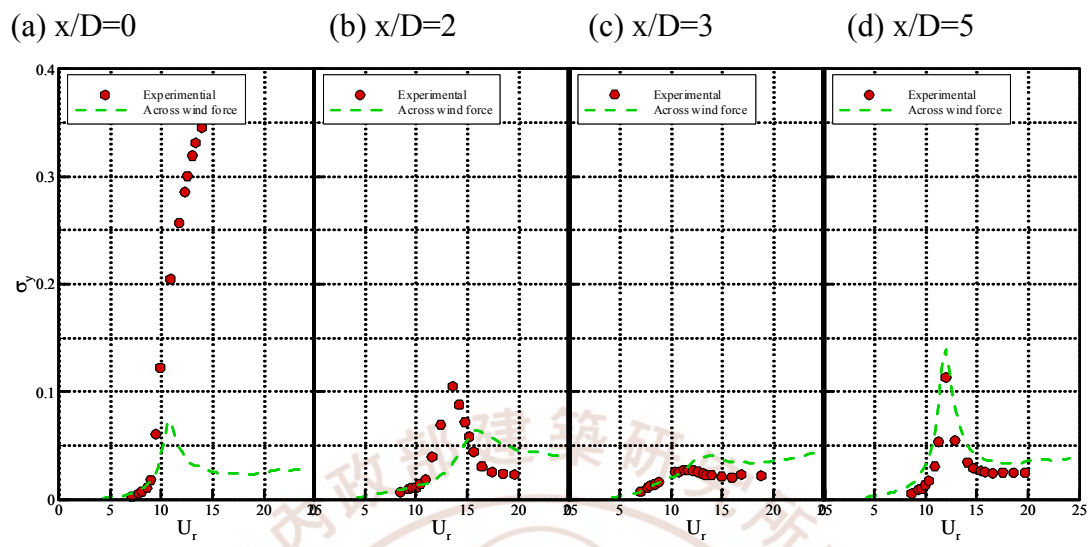


圖5-29 橫風向反應預測結果( $Scr=1.46$ )

資料來源：本文整理



## 第六章 結論與建議

### 第一節 結論

本研究利用剛性氣彈力模型探討鄰棟高層建築排列之受風效應，並配合氣動力模型進行風力量測。在改變雙柱的排列狀況下，檢視順橫風向反應平均值及均方根值、氣動力阻尼、共振風速，得到以下結論：

- (1) 在二柱處於穩定區域 $\{2-3,0-1\}$ 時，其後柱振動反應低於單柱之情況，且反應趨於穩定。而在發散區域 $\{2-3,1.5-2\}$ 中，振動反應與氣動力阻尼均呈現發散之特性。
- (2) 雙柱排列時，其相對位置影響後柱穩定之狀態， $Scr$ 之大小則關係著位移反應之大小。
- (3) 共振風速與間距比成反比，兩柱體越接近，其共振風速越高。而兩柱距離越遠，前柱對後柱影響越小，而後柱與單柱受風反應特性越接近。
- (4) 若以氣動力模型試驗量測之風力資料評估結構振動反應，於共振區間會有低估的狀況。含氣動力阻尼修正式之預測模式應用於  $y/D=0$  之橫風向反應有一定的可信度，除單柱預測較為準確外，雙柱預測於共振區則會有高估的狀況，亦較為保守。

## 第二節 建議

- (1) 部分案例可增加風速，有利於呈現完整之反應均方根值與氣動力阻尼趨勢。
- (2) 尋求不同位置之適當氣動力阻尼回歸式，並套入結構反應預測式計算結構反應，以增進本研究之完整性。
- (3) 增加多組 Scr 值之個案，強化本研究之可靠度與整體性，以利歸納出一致之特性。
- (4) 未來可進行流場可視化試驗，深入探討在雙棟建築物之氣彈力模型與流場間之互制機制，釐清其間之因果關係。
- (5) 預測模式之分析方法應應用至各種不同排列位置，並進一步探討順風向反應預測之適用性。
- (6) 除順橫風向 2 個自由度運動外，未來模型可加入扭轉向運動，以探討扭轉耦合之影響。
- (7) 以剛性氣彈力模型為基礎，並參考現有建築物結構特性，進一步研究多模態之柔性氣彈模型之可行性，以增進實驗室技術與能量。

## 期中審查會議記錄與回應

內政部建築研究所 97 年度研究計畫「高層建築氣彈模型反應特性研究」、「帷幕牆風雨試驗檢測發展策略之研究」、「帷幕牆動態水密試驗校驗方法之驗證」等研究案期中審查會議紀錄

一、日期：97 年 8 月 29 日（星期五）下午 2 時 30 分

二、地點：大坪林聯合辦公大樓 13 樓討論室(二)

三、主持人：王組長榮進

四、記錄：黎益肇

審查意見回應對照表

審查委員	審查意見	回應
中華民國結構工程技師公會全聯會陳正平技師	建議探討對產生最大橫向或扭轉向時，順風向之受力是否有大幅降低之狀況，以免每個方向均取最大值而造成設計浪費之現象。	本研究之實驗規劃僅以順風向及橫風向 2 個自由度擺動，且互不干擾。未來研究將考慮列入扭轉向耦合效應，以符合實際之現象。
方富民教授	<ol style="list-style-type: none"> <li>1. 本研究具有高度技術性，目前之成果豐碩。然而，由於本案涉及之工作量頗大，建議減少個案數量以便集中能量至重點項目。</li> <li>2. 符號表中仍有若干未列，如 <math>u'</math>、<math>v'</math>、<math>U_{cr}</math>、<math>\tau</math> 等。</li> <li>3. 圖 5-3 應明確繪出 <math>x</math> 與 <math>y</math> 之定義。</li> </ol>	<ol style="list-style-type: none"> <li>1. 於允許時間內完成所需之工作。</li> <li>2. 符號表未列部分將於期末報告中加入。</li> <li>3. 在期末報告中納入說明。</li> </ol>

審查委員	審查意見	回應
邱昌平顧問	<p>1. 本計劃辦理一項剛性氣彈力模型，在風洞實驗室中進行高寬比為7之雙方柱體建築模型之氣動力實驗。實驗中量測橫風向、順風向之反應值，並與理論分析之結果比較，探討鄰棟建築物之受風效應。工作值得肯定，後續尚有不少探討與應用之問題。</p> <p>2. 文中有氣彈、氣動等中文十分簡要，建議先有中文與英文全名再予簡化稱呼。另計畫名稱中宜有「模型」二字。</p>	<p>1. 感謝委員肯定</p> <p>2. 將於期末報告中，氣動力、氣彈力加上英文名稱。</p>
陳若華教授	<p>1. 本案對探討實際都會區中高樓群間氣彈力行為之影響甚有助益，值得鼓勵。建議未來同時配合流場可視化及計算流體力學(CFD)等方法予以驗證分析。</p> <p>2. 圖 5-6 至圖 5-12 中，符號 S/D 的定義為何？</p> <p>3. 表 5-3 中，”Scruton number”前多一個 0，請刪除。</p> <p>4. P. VII 符號表中，時間序列之外力採用 P(t)，容易與壓力符號 P 混淆。建議採用 F(t)，文中公式推導亦同。</p>	<p>1. 未來研究將考慮進行CFD與流場可視化，交互檢視探討其間機制。</p> <p>2. 已修正為 x/D。</p> <p>3. 已刪除錯誤部分。</p> <p>4. 將通盤檢討符號呈現方式，以免讀者混淆。</p>

## 期末審查會議記錄與回應

內政部建築研究所 97 年度研究計畫「高層建築氣彈模型反應特性研究」、「帷幕牆風雨試驗檢測發展策略之研究」、「帷幕牆動態水密試驗校驗方法之驗證」等研究案期中審查會議紀錄

一、日期：97 年 12 月 10 日（星期三）上午 9 時 30 分

二、地點：大坪林聯合辦公大樓 13 樓簡報室

三、主持人：王組長榮進

四、記錄：黎益肇

審查意見回應對照表

審查委員	審查意見	回應
方富民教授	本研究案具高度風洞試驗技術，對於提升歸仁風洞試驗室人員能力與技術有顯著之貢獻。	感謝委員肯定。
林富淞教授	1. 第 2 頁中以指數率表示之指數為 0.14(地況 C)，而在第 4 頁表 2-1 為 0.15，請修正之。 2. 第 9 頁中，公式(2-7)請寫清楚，以利計算。 3. 第 31 頁中，公式(4-19)(4-18)請寫清楚相關計算式。	1. 本研究之實驗地況 C 指數率為 0.14，第 4 頁表 2-1 則為耐風設計規範定義值，誤差值低於 7%，所呈現之風速剖面亦十分接近。 2. 有關公式印刷錯誤將於成果報告中修正。

審查委員	審查意見	回應
邱昌平顧問	<p>1. 本計劃利用建研所之風洞實驗室，進行剛性氣彈力模型及氣動力模型風洞試驗，探討鄰棟高樓排列之受風於應橫風向反應，獲得不錯之成果，並對未來之後續研究方向提出建議。</p> <p>2. 第 26 頁第三行文字應為六分力平衡儀。</p> <p>3. 第 11、31 頁之公式出現亂碼，請修正。</p> <p>4. 有關氣動力模型之固定座配置方式，請以圖示或文字詳細說明。</p>	<p>1. 相關文字錯誤與補正將於成果報告中修正。</p> <p>2. 將於成果報告中增列氣動力模型配置方式。</p>
陳若華教授	<p>1. 本研究探討之鄰棟建築物相互干擾流場對氣彈力反應的影響，成果甚具實務參考改進價值。</p> <p>2. 文中部份公式排版有混亂情形，如第 11 頁的(2-13)，(2-11)式，第 9 頁的(2-7)式等。</p> <p>3. 未來可考慮不同高度、寬度的雙柱體，比較氣彈力反應的差異性。</p>	<p>1. 公式排版問題將於成果報告中修正。</p> <p>2. 未來將朝不同高度比與寬度比之建築物進行探討其氣彈力特性，感謝委員意見。</p>

## 參考書目

1. Fang, Fuh-Min, Ueng, J.M. and Soong, P.S., “Dynamic Response of a Elastic Fence under Wind Action,” Journal of the Chinese Institute of Engineers, Vol. 22(4), pp. 469-478, 1999. 17
2. Fang, Fuh-Min, Ueng, J.M. and Chen, J.C., “Numerical Investigations on the Along-wind Response of a Vibrating Fence under Wind Action,” Wind and Structures, Vol. 5(2-4), pp. 329-336, 2002.
3. Fang, Fuh-Min, Li, Y.C. Liang, C.C. and Chen, J.H., “Numerical Predictions on the Dynamic Response of a Suspended Bridge with a Trapezoidal Cross-section,” Journal of the Chinese Institute of Engineers, Vol. 28(2), pp. 281-291, 2005.
4. Harris, R. I., “On the Spectrum and Auto-correlation Function of Gustiness in High Winds,” Electrical Research Association Report, No. 5273, 1968.
5. Kaimal, J. C., Wyngaard, J.C., Izumi, Y. and Cote, O.R., “Spectral Characteristics of Surface-Layer Turbulence,” Journal of Royal Meteorology Society, Vol. 98, pp. 563-589, 1972.
6. Townsend, A. A., The Structure of Turbulent Shear Flow, Cambridge University Press, 1956.
7. Hunt, A., ” Wind Tunnel Measurement of Surface Pressure on Cubic Building Models at Several Scales,” Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol. 10, pp.137-163, 1982.
8. Kawai, H., “Vortex Induced Vibration of Tall Buildings”, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol. 41-44, pp.117-128, 1992.
9. Davnport, A. G., Novak, M., “Part 2 : Vibration of Structures Induced by Wind,” Shock and Vibration Handbook, McGraw Hill, pp21-43, 1976.
10. Surry, D. and Djakovich, D., “Fluctuating Pressures on Models of Tall Buildings,” Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics,



- Vol. 58, pp. 81-112, 1995.
11. 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.
  12. Matsumoto, T., “On the Across-wind Oscillation of Tall Buildings,” *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol. 24, pp. 69-85, 1986.
  13. Kwok, K.C.S. and Melbourne, W.H., “Wind-induced Lock-in Excitation of Tall Structures,” *Journal of the Structural Division*, Vol. 107(ST1), pp. 57-72, 1981.
  14. Hayashida, H., Mataka, Y. and Iwasas, Y., “Aerodynamic Damping Effects of Tall Building for a Vortex Induced Vibration,” *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol. 41-44, pp. 1973-1983, 1992.
  15. Steckley, A., *Motion-Induced Wind Force on Chimneys and Tall Buildings*, Ph.D. thesis, University of West Ontario, 1989.
  16. Vickery, B. J. and Cook, A.W., “Lift or Across-wind Response of Tapered Stacks”, *Journal of Structure Division*, ASCE, Vol. 98(ST1), pp. 1-20, 1972.
  17. Kawai, H., “Effect of Angle of Attack on Vortex Induced Vibration and Galloping of Tall Buildings in Smooth and Turbulent Boundary Layer Flows”, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol. 54/55, pp.125-132, 1995.
  18. Cheng, C.M., Lu, P.C. and Tsai, M.S., “Acrosswind aerodynamic damping of isolated square-shaped buildings”, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol. 90 1743–1756,2002.
  19. 呂銘洋。以力平衡儀探討建築物在邊界層流場中所受風力特性。淡江

## 高層建築氣彈模型反應特性研究

- 大學土木工程研究所碩士論文。民國 81 年 7 月。
20. 陳若華；鄭啟明。「振態耦合對高層建築風力動態反應之影響」，中華民國第二屆結構工程研討會論文集：頁 505-514(民國 83 年)。
  21. 蔡明樹。高層建築氣彈力現象之風洞研究。淡江大學土木工程研究所碩士論文，民國 85 年 7 月。
  22. 陳若華；鄭啟明；盧博堅。「高層建築物與邊界層流場之氣動力互制現象」，中國土木水利工程學刊第九卷第二期：頁 271-279(民國 86 年)。
  23. 風洞實驗館系統整合測試暨風洞試驗性能研究(I)，內政部建築研究所協同研究報告(民國 93 年)。
  24. 高層建築氣彈模型風洞試驗與數值模擬研究，內政部建築研究所協同研究報告(民國 94 年)。
  25. 風洞實驗室之大氣邊界層模擬技術研究，內政部建築研究所自行研究報告(民國 94 年)。
  26. 建築物耐風設計規範與解說，內政部(民國 96 年)。
  27. 高層建築氣彈模型反應特性研究，內政部建築研究所自行研究報告(民國 96 年)。
  28. 黎益肇；方富民；許睿顥。「雙棟高層建築物氣彈力特性研究」，中華民國第九屆結構工程研討會論文集(民國 97 年)。
  29. 黎益肇；許睿顥；方富民；陳鉅昌。「鄰棟高層建築剛性氣彈力反應特性研究」，第二屆全國風工程研討會論文集(民國 97 年)。