

行政院國家科學委員會專題研究計畫期末報告

大跨徑屋蓋結構之氣動力特性與耐風設計

Investigation of aerodynamic characteristics and design wind load of large span roof structures. 3/3)

計畫編號： NSC96-2221-E-032-022-MY3

執行期限：98 年 8 月 1 日至 99 年 7 月 31 日

主持人：鄭啟明 淡江大學土木系

一、前言

在近代都會區的建設中，大跨徑屋蓋結構是大型公共建築常見的建築形式之一。車站的站場、開放式運動場的頂棚、巨蛋式室內體育場等都屬於此類結構形式；某些廠房、機場的機棚等也屬於此類結構。大跨徑屋蓋結構由於具有較大的受風面積與無支撐面積，以及質量相對較輕的特性，因此許多時候，風力會超越地震力，成為設計時的主要荷載。在另一方面，大跨徑屋蓋結構的空氣動力特性與結構動力特性與一般建築結構有顯著的不同，因此耐風設計的方法也不盡相同。一般而言，建築結構的風力可區分為順風向、橫風向與扭轉向風力。其中，順風向與橫風向風力的相關性很弱，可視為相互獨立；扭轉向風力雖與橫風向風力有較佳的相關性，由於對大多數建築結構而言，扭轉向風力並非重要的設計因素，因此可以採用較為保守的「完全相關」作為設計的依據。大跨徑屋蓋結構通常並非柱體結構，因此所受的風力也無法簡單的區分為順風向、橫風向與扭轉向風力；不同的受風區域之間具有複雜的相關性。

就結構動力特性而言，建築結構在 x 、 y 、 z 每一個方向的高低振態之間的自然頻率差異，一般多在 2~3 倍之間；多數建築物在 x 、 y 、 z 三軸向間的耦合現象並不明顯。因此以模態分析法 (modal analysis) 進行風力分析時，通常只需考慮各方向的第一個振態，而且可忽略振態耦合現象。頻譜分析過程中；機械阻抗矩陣， $[H_i(\omega)H_j(\omega)]$ ，的非對角線項可忽略不計。大跨徑屋蓋結構的各個振態通常在 x 、 y 、 z 三軸向之間有顯著的耦合現象，而且各振態之間的自然頻率差距不大。因此，使用模態分析法時，必須選用多個相互耦合的振態，而且必須使用完整的機械阻抗矩陣 $[H_i(\omega)H_j(\omega)]$ ，進行模態分析。由於使用多個形狀函數迥異，卻又相互耦合的振態；因此如何組成合理的設計載重，變成為一項複雜的工作。

除此之外，建築結構耐風設計多半使用陣風反應因子法 (gust response factor approach)。陣風反應因子法適用於建築結構是因為柱狀結構物的順風向風力可以用準穩定定理 (quasi-steady theorem) 作合理的估算。然而大跨徑屋蓋結構的大多數受力面積都屬於尾跡區 (wake)，準穩定定理不再適用。更重要的是，在屋蓋結構的分離區附近，以巨蛋結構而言大約在接近曲面頂部位置，平均風壓接近零。若是採用陣風反應因子法，會嚴重低估該區域的設計風壓。

我國即將實施的「建築物耐風設計規範與解說」中，對於圓頂結構僅有簡單的風力係數，該部分的圖表條文僅適用於一般尺度的剛性圓頂建築，並不適用於本研究案所擬探討的大跨徑屋蓋結構。因此建構大跨徑屋蓋結構的風壓風力資料庫做為未來修訂規範的參考依據，也是一項刻不容緩的工作。

本計畫已執行兩年，第一年之研究成果主要以風洞試驗與 CFD 數值模擬探討大跨徑屋蓋結構（以單純半球體為主）之氣動力特性（包括雷諾數效應）及比較模態分析(modal analysis)與直接積分法(direct integration)計算大跨徑屋蓋結構受風反應之差異；第二年則以數種外型幾何參數之模型進行試驗，探討幾何參數對於此類型結構所受風力與風壓影響特性。本年度將探討流場特性對於大跨徑屋蓋結構所受風力與風壓之影響，並以 POD 法發展出等值靜態設計風壓，與直接積分法所得結果進行比對驗證。

二、研究計畫內容

本年度的的工作項目簡述如下：

- (1) 大跨徑屋蓋結構之氣動力特性研究(III)：
以大跨徑圓頂建築物（巨蛋）為標的物，探討流場特性對於此類型結構所受風力與風壓的影響
- (2) 大跨徑屋蓋結構之設計風載重 (II)：
以 POD 法研擬計算結構等值靜態設計風壓之方法，並與直接積分法所得結果進行比對驗證。

三、大跨徑屋蓋結構之氣動力特性研究 (III)

本研究將以風洞縮尺模型實驗探討大跨徑屋蓋結構的氣動力特性，本章將介紹風洞實驗所使用之儀器設備及模擬方式：

3-1 風洞本體介紹：

本研究所進行之風洞實驗於淡江大學風工程研究中心第二風洞實驗館進行，該風洞試驗段長 18.0 m，其斷面寬 3.2 m、高 2.0 m（如圖 3.1、3.2 所示），風洞頂板高度可調整，其最大調整高度為 0.4 m。具備十六槳葉之軸流式風扇，其直徑為 2.2 m，由一具 175 kW 之直流無段變速馬達帶動。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%。在紊流邊界層流場模擬部分，利用錐形擾流版及矩型方塊所組成之粗糙元素，模擬出紊流邊界層流場。

風洞實驗段距進口 13.5 m 處設有直徑 3 m 之旋轉工作平台（turn table）。平台採雙層設計，有效地解決了一般風洞所經常帶有之氣密性問題。平台可經由電腦操控轉動，其數位式角度計之量測精度可達 $\pm 0.1^\circ$ 。實驗段裝設一部三軸向之載具天車，可透過數位控制器操作於整個實驗段進行量測。旋轉台側設有觀測室，透過大型加強落地窗對實驗進行觀測記錄。



圖 3.1、風洞 3D 透視圖

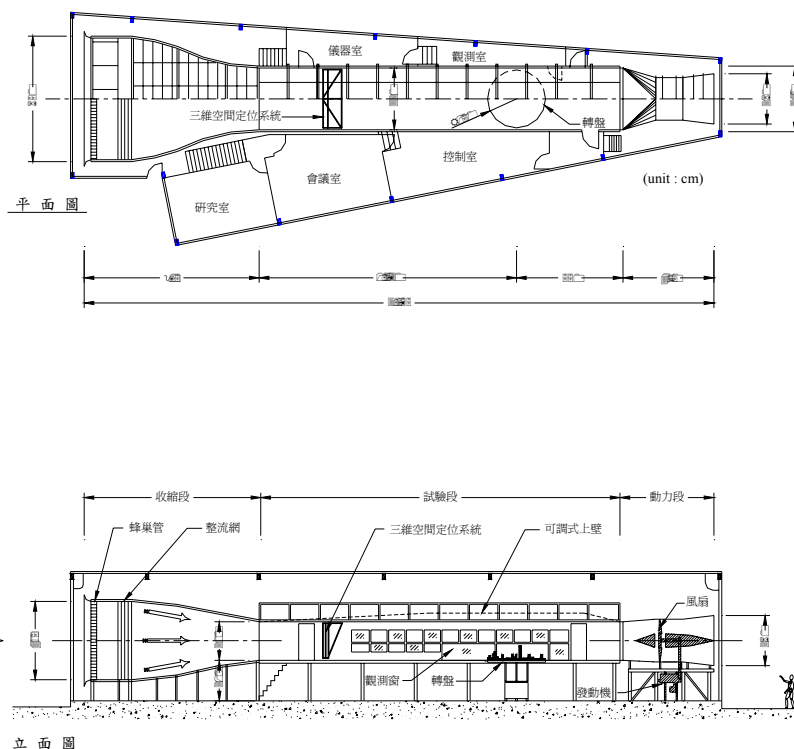


圖 3.2、風洞平立面圖

3-2 流場模擬：

為了使縮尺模型風速量測於風洞實驗進行中能適當地使用於實際風場，所量測的各個物理量必須對一穩定參考風速作無因次化，本實驗選取模型上游大氣邊界層高度 δ 的量測風速為參考風速。

本案使用錐形擾流板及配套之粗糙元素與龍齒組合，在風洞試驗段內建立與自然狀況相當之模擬大氣邊界層（如圖 3.3 所示）。本中心利用熱膜探針風速儀，於風洞試驗段不同高度量測順風向之平均流速及紊流強度。將各高度風速 U_i 除以邊界層高度風速 U_δ ，可得無因次化風速。圖 3.4~3.6 分別顯示風洞試驗段內，

順風向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旋轉工作平台處約 100 cm，以 1/300 縮尺而言，邊界層高度約 300 m，根據風速剖面圖所計算三種地況 α 值分別為 0.32、0.25、0.15。



圖 3.3、模擬大氣邊界層於風洞中之模擬方式

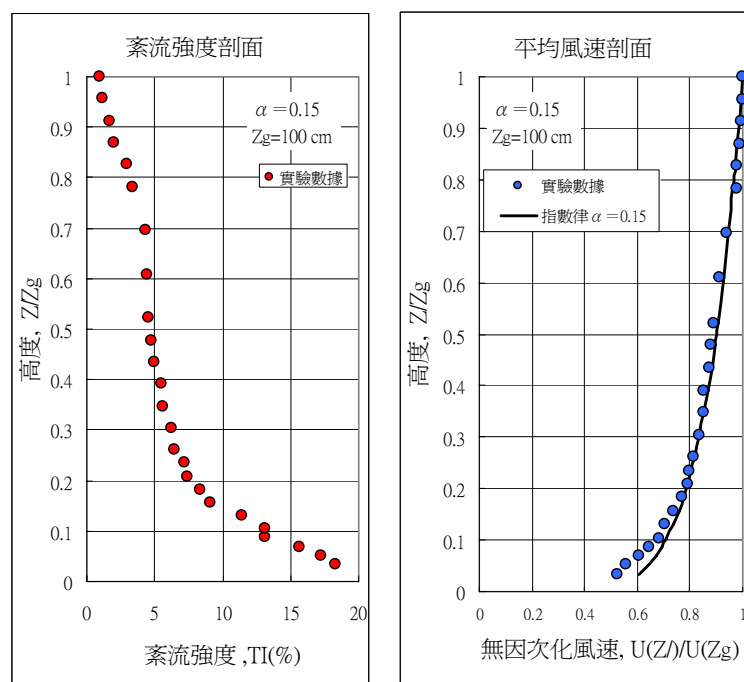


圖 3.4、紊流強度剖面及平均風速剖面（地況 A）

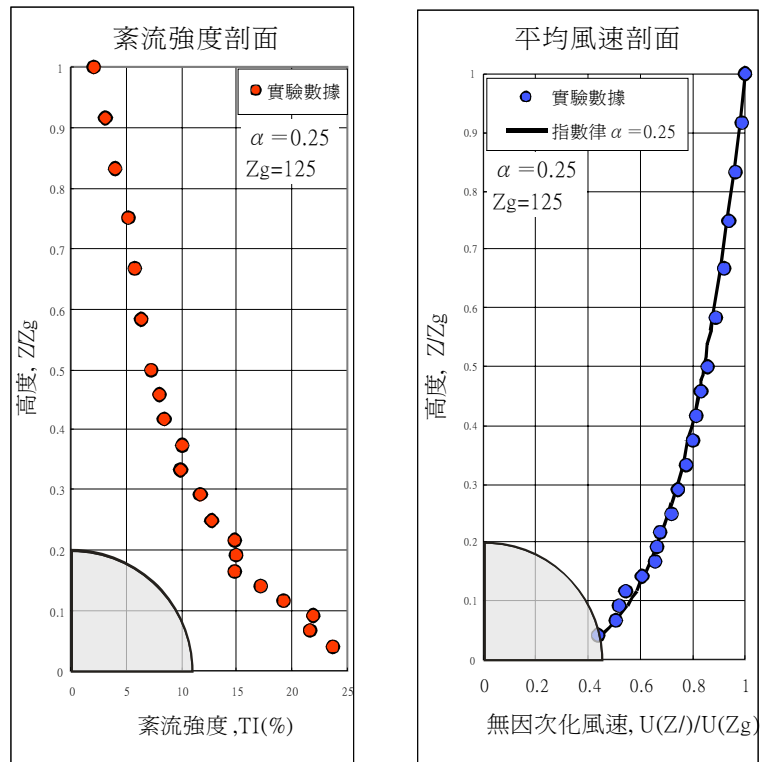


圖 3.5、紊流強度剖面及平均風速剖面（地況 B）

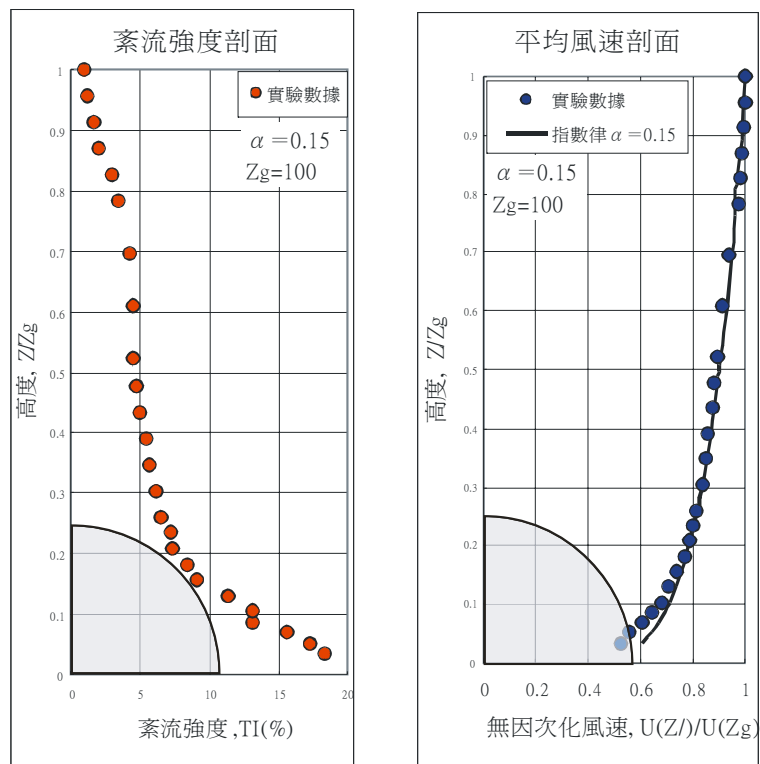


圖 3.6、紊流強度剖面及平均風速剖面（地況 C）

3-3 量測儀器介紹：

（一）風速量測

本研究風速測量所使用之儀器包括有：

1. 皮托管 (pitot-static tube)
— 用於風洞內風速之監控。
2. 熱風速儀 (thermal anemometer)
— 用於對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：
 - (i) IFA-300 智慧型風速儀 (anemometer)
 - (ii) model 1210-20 一般用途熱膜探針 (hot film probe)
 - (iii) model 1125 探針率定器 (probe calibrator)

所謂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。其基本電路為惠斯頓電橋 (Wheatstone bridge)。當探針 (probe) 所在位置之電阻 R 值因溫度改變而改變時，會使電橋失去平衡。探測元 (sensor) 之運作方式可採用恆電流式 (constant current) 及恆溫式 (constant temperature) 兩種。

本研究中心所有之恆溫式流速儀，利用補償電路 (compensating circuit)，因應流速之變動，對流經探測元之電流做瞬間之改變來維持探測元之操作溫度固定不變 (因而探測元之電阻亦不變)，使電橋保持平衡狀態。吾人可經由回饋電壓的變化來得知所要量測流場中流速之變化。熱膜探針之探頭，即所謂之探測元為一長 1.0 mm 直徑 0.005 mm 之石英棒 (quartz rod)，上面覆以高純度之鉑金膜 (platinum film)，其外再覆以一層鋁質之保護薄膜。

探針是採用 TSI Model 1125 探針率定器依照廠商所設定之標準程序進行率定。探針經過率定後可得到探針回饋電壓和風速間之切確關係。由風速儀所輸出之電子訊號經過類比/數位轉換器 (A/D converter) 由電腦系統讀取而後進行計算、分析及紀錄、存檔。測試時探針是架設在風洞內由電腦所控制之載具天車上，天車可在三個軸向上作獨立之移動。探測元之軸線呈水平且與逼近流之流向垂直。



圖 3.7、IFA-300 智慧型風速儀、探針及校正儀

(二) 壓力量測

本研究計畫採用多頻道電子式風壓掃描器，用來同步擷取作用於結構表面各點的瞬時風壓，經過適當的處理便可得到結構系統所受之平均風力、擾動風力。本計畫中所採用之頻道數約為 420 個壓力頻道。

本儀器為 scanivalve 公司之產品，其元件包括：

(1) 壓力訊號處理系統(RADBASE3200) (圖 3.8)

最多可支援 8 組類比訊號轉換成數位訊號之轉換器 (A/D MODULE)

(i) 最多可支援 8 組壓力感應模組，共 512 個壓力量測點。

(ii) 其類比訊號轉換成數位訊號 (A/D convert) 解析度達 16bit。

(iii) 最大採樣速率可達 500Hz

(iv) 採 USB 介面傳輸。

(v) 具備網路控制與傳輸功能。

(2) 壓力感應器模組 (圖 3.9)

特性：

(i) 壓力感應範圍為 ± 10 in H₂O

(ii) 誤差範圍為 $\pm 0.2\%$

實驗中將各個風壓孔之壓力訊號經 PVC 管傳遞至壓力感應器模組，其量得之訊號傳至壓力訊號處理系統計算後所得壓力值傳回電腦如圖 3.10。

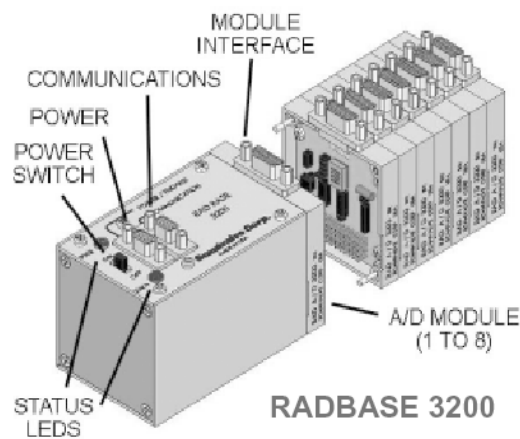
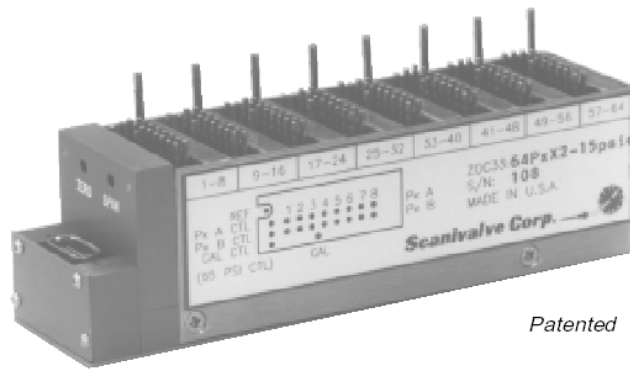


圖 3.8、壓力訊號處理系統(RADBASE3200)



ZOC33/64Px
Pressure Scanner (shown)

圖 3.9、64 頻道壓力感應器模組

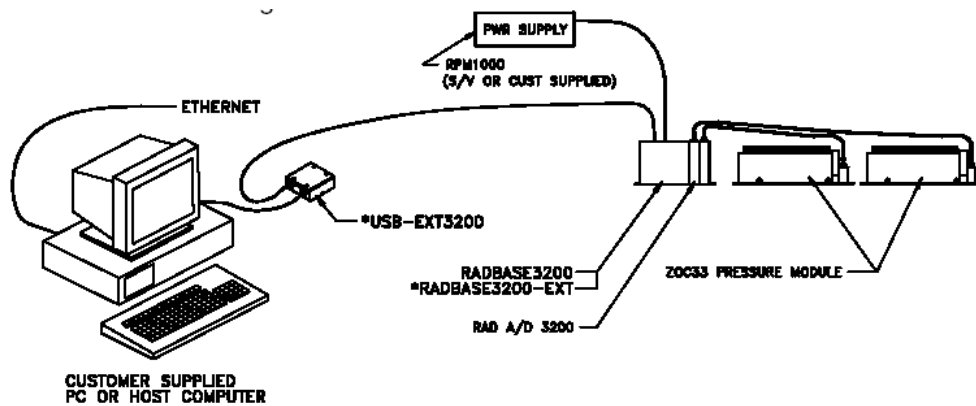


圖 3.10、壓力量測系統

3-4 風壓模型

研究採用之模型，依拱高 (h)、屋簷高 (H) 與跨度 (D) 之比值為參數，依模型造型分別命名為： $h2H1$ 表示 $h/D=0.2$ 、 $H/D=0.1$ ； $h2H2$ 表示 $h/D=0.2$ 及 $H/D=0.2$ ； $H3h1$ 表示 $h/D=0.3$ 、 $H/D=0.1$ ； $H3h2$ 表示 $h/D=0.3$ 、 $H/D=0.2$ ； $H5h1$ 表示 $h/D=0.5$ 、 $H/D=0.1$ 以及 $H5h2$ 表示 $h/D=0.5$ 、 $H/D=0.2$ 等 6 組模型，名稱最後再以英文字母 ABC 分別代表不同地況之流場。試驗時針對曲面屋頂進行風壓量測。

風壓試驗所使用之模型，重點在於能在其表面開設許多風壓孔，並可保持氣密狀態。因此，選擇使用壓克力材料來製作本次實驗之結構模型。製作方式為在模型表面開設風壓孔，並將模型內部挖空裝設風壓管，每一個模型安裝 420 個風壓孔。最後將模型架設至風洞試驗段（如圖 3.11），並將風壓管連接至電子式壓力掃描器，並透過電腦，對表面風壓進行量測。



圖 3.11、風洞試驗模型設置圖

3-5 管線系統訊號校正

模型風壓孔所量測到的風壓資料須經由管線系統而傳到壓力轉換器，然而經由管線系統會對擾動性壓力訊號造成扭曲，所量到的平均壓力是不受管線系統影響的，但擾動性壓力訊號則有扭曲，所以模型管線系統量測前必須進行訊號修正，以修正管線系統對擾動性壓力的扭曲狀況。

訊號修正方式，一般會採用兩種方式，第一種是針對風壓管本身進行處理，例如在管中加裝細管或其他材料，利用物理方式將受扭曲訊號進行放大或衰減，以回復成原有訊號。第二種是求出原始訊號及扭曲訊號之關係，將所取得之扭曲訊號，利用此已知關係，透過數學方法還原成原始訊號。這個過程稱之為管線修正。而本試驗之管線修正，乃採取第二種方式進行修正。

管線率定一般採用white noise訊號作為訊號源，利用white noise訊號產生器，並透過訊號放大器，將放大後之white noise訊號輸入震動器，產生具有white noise特性之氣壓訊號。將此氣壓訊號，同時各透過5cm內之短管，及風壓試驗所採用之PVC長管，傳遞至壓力掃描器。經短管所傳遞之訊號可視為真實訊號，定義為 $X(t)$ ；而經PVC長管所傳遞之訊號為扭曲訊號，定義為 $Y(t)$ 。而管線率定即利用數學方式找出 $X(t)$ 與 $Y(t)$ 間之轉換關係。其轉換關係如下所述：

令 $X(t)$ 之能譜密度函數為 $S_x(\omega)$ ， $Y(t)$ 之能譜密度函數為 $S_Y(\omega)$ ，而 $X(t)$ 、 $Y(t)$ 之實部交頻譜為 $Re[S_{XY}(\omega)]$ ，虛部交頻譜為 $Im[S_{XY}(\omega)]$ ，則

$$H_r(\omega) = \frac{Re[S_{XY}(\omega)]}{S_X} \quad (3-1)$$

$$H_i(\omega) = \frac{-Im[S_{XY}(\omega)]}{S_X} \quad (3-2)$$

上述 $H_r(\omega)$ 及 $H_i(\omega)$ 即為 $X(t)$ 與 $Y(t)$ 之頻率域轉換函數。

而管線修正步驟如下，令試驗時經過管線扭曲之風壓訊號為 $A(t)$ ，經FFT後，可得到 $A_r(\omega) + i \cdot A_i(\omega)$ ，再利用 $H_r(\omega)$ 及 $H_i(\omega)$ 進行修正：

$$B_r(\omega) = \frac{H_r(\omega) \square A_r(\omega) + H_i(\omega) \square A_i(\omega)}{H_r(\omega) \square H_r(\omega) + H_i(\omega) \square H_i(\omega)} \quad (3-3)$$

$$B_i(\omega) = \frac{H_r(\omega) \square A_i(\omega) - H_i(\omega) \square A_r(\omega)}{H_r(\omega) \square H_r(\omega) + H_i(\omega) \square H_i(\omega)} \quad (3-4)$$

再將 $B_r(\omega) + i B_i(\omega)$ 進行IFFT則可得到一組新的訊號 $B(t)$ ，該訊號即為管線修正完成之訊號。

3.6 擾動風壓之模態分析

由於風載重對於曲面屋頂所造成的反應是相當雜亂的，因此部份學者將實驗所得具有空間及時間相關性的時間序列風力訊號經由特徵值及特徵矩陣的分析，將原本雜亂的反應整理成一系列獨立的模態，進而研究每一模態對於風場的貢獻及整個風場的風力特性。澳洲的J.D.Ginger以POD（Proper Orthogonal Decomposition）法將每一個量測點所測得具空間與時間相關變化的風壓資料，藉由彼此之間correlation matrix的POD處理可以推導出一組彼此正交的模態，可將每模態對於風壓所提供的貢獻獨立。因此在本研究最後，以針對風壓分佈特性作為主要探討對象，試圖以POD法針對擾動隨機之風壓找出風壓分佈之特性。

POD基本原理是假設隨機壓力場是由若干個具有正交特性的空間壓力模態所組成，並將每一個模態的空間與時間變數分離：

$$p(x, y, t) = \sum_n a_n(t) \phi_n(x, y) \quad (3-5)$$

式中， $\phi_n(x, y)$ 為第 n 空間個模態， $a_n(t)$ 為第 n 個模態的參與係數。空間各模態具有正交特性在：

$$\int \phi_n(x, y) \phi_m(x, y) dx dy = 0, \text{ for } m \neq n \quad (3-6)$$

若將 $p(x_i, y_i, t)$ ， $a_n(t)$ 與 $\phi_n(x_i, y_i)$ 表為一維向量， $\bar{P}(t)$ ， $\bar{a}(t)$ ， $\bar{\phi}_n$ ，(3-1)式可寫為矩陣型態：

$$\bar{P}(t) = \bar{a}(t) [\Phi], \text{ 其中 } [\Phi] = [\bar{\phi}_1 \bar{\phi}_2 \bar{\phi}_3 \dots] \quad (3-7)$$

$$\text{模態之正交特性可寫為：} \quad \begin{aligned} \bar{\phi}_n^T \bar{\phi}_m &= 0 & \text{for } n &\neq m \\ \bar{\phi}_n^T \bar{\phi}_m &= \eta_n & \text{for } n &= m \end{aligned} \quad (3-8)$$

$$[\Phi]^T[\Phi] = \begin{bmatrix} \eta_1 & & & \\ & \eta_2 & & \\ & & \ddots & \\ & & & \eta_n \end{bmatrix} \equiv [\eta] \quad (3-9)$$

將模態標準化 (normalization)，使其具有 orthonormal 之特性，則：

$$\begin{aligned} \overline{\psi_n^T} \overline{\psi_m} &= 0 & \text{for } n \neq m \\ \overline{\psi_n^T} \overline{\psi_m} &= 1 & \text{for } n = m \end{aligned} \quad (3-10)$$

$$[\Psi]^T[\Psi] = [I] \quad (3-11)$$

$$\overline{\Psi}_n = \mu_n^{-1/2} \overline{\phi}_n \quad (3-12)$$

擾動風壓場原式可改寫為：

$$p(x, y, t) = \sum_n c_n(t) \psi_n(x, y), \quad c_n(t) = \eta_n^{1/2} a_n(t) \quad (3-13)$$

$$\text{擾動風壓場的 mean square value, } \overline{P^2} = \sum_n \overline{c_n^2} \quad (3-14)$$

$$\text{擾動風壓場的 Covariance Matrix, } [R] = [\Psi][\text{Cov}(\overline{c}(t))][\Psi]^T \quad (3-15)$$

$$[\text{Cov}(\overline{c}(t))] \equiv \begin{bmatrix} \overline{c_1^2} & & & \\ & \overline{c_2^2} & & \\ & & \ddots & \\ & & & \overline{c_n^2} \end{bmatrix} = [\Psi]^T [R] [\Psi] \quad (3-16)$$

$[R]$ 為 real, positive definite, symmetric matrix，令 λ_n ， $\overline{y}_n$ 分別為 $[R]$ 之 eigen value 以及所對應之 normalized eigen vector，則

$$[Y]^T [R] [Y] = [\lambda] \quad (3-17)$$

$$[Y] = [\overline{y}_1, \overline{y}_2, \dots], \quad [Y]^T [Y] = [I] \quad (3-18)$$

比較(3-12)式與(3-13)式可知

$$[Y] = [\Psi], \quad [\lambda] = [\text{Cov}(\overline{c}(t))] \equiv \begin{bmatrix} \overline{c_1^2} & & & \\ & \overline{c_2^2} & & \\ & & \ddots & \\ & & & \overline{c_n^2} \end{bmatrix} \quad (3-19)$$

換言之，根據擾動風壓場的 Covariance Matrix $[R]$ ，所得之 eigen vectors 與 eigen values 分別代表的是擾動風壓場的正交空間模態與各模態的 mean square value。

3.7 風壓係數等壓線分佈

為瞭解大跨度屋蓋整體風壓分佈之特性，繪製等壓線分佈圖，進行比較。圖 3.12~3.29 分別代表各種流場條件下不同模型球體表面，由無因次化風壓係數換算實場平均與擾動風壓分佈。

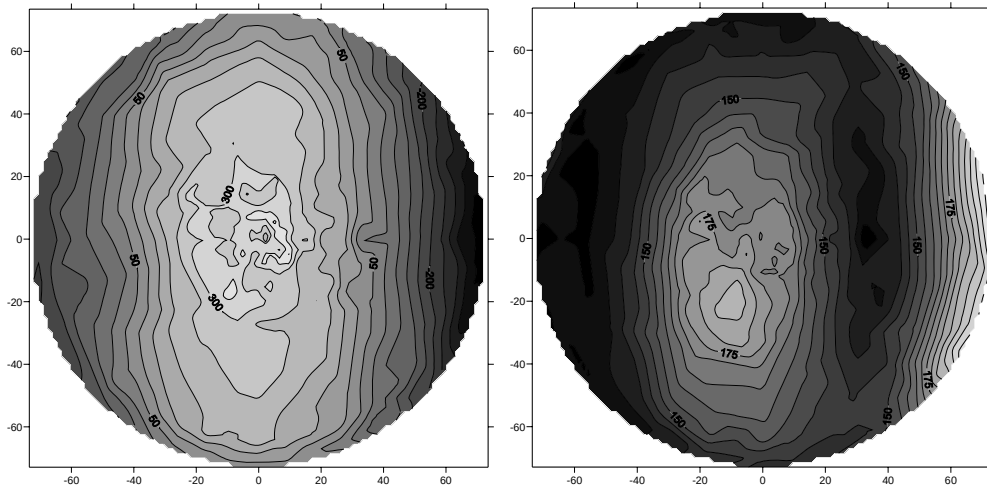


圖3.12、模型h2H1A平均與擾動風壓等壓線圖

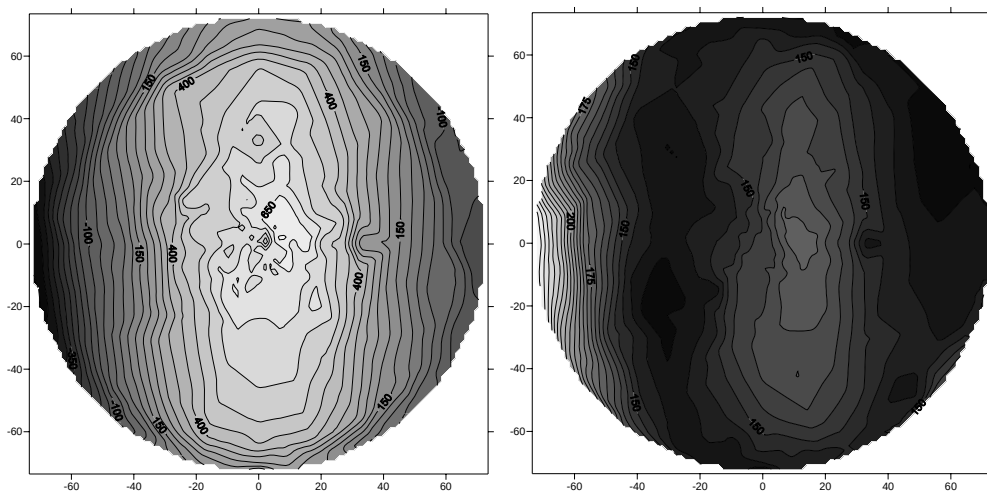


圖3.13、模型h2H1B平均與擾動風壓等壓線圖

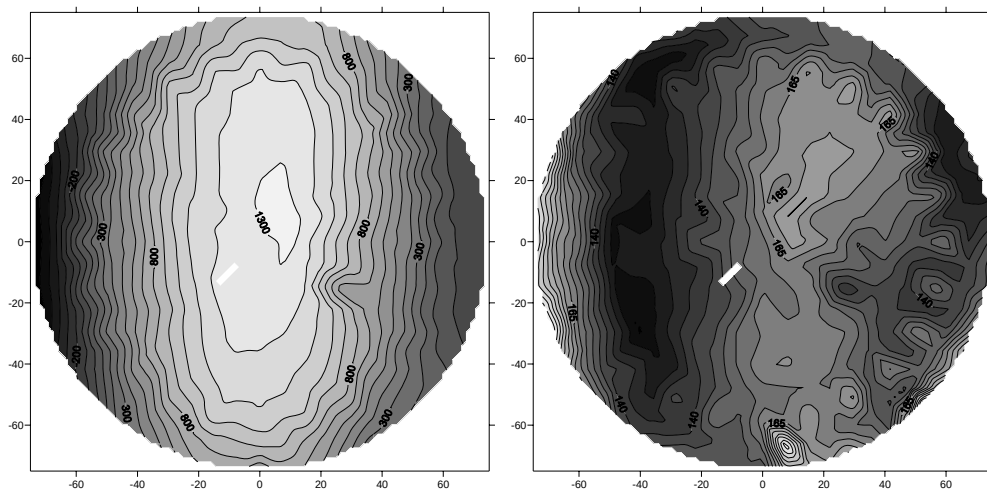


圖3.14、模型h2H1C平均與擾動風壓等壓線圖

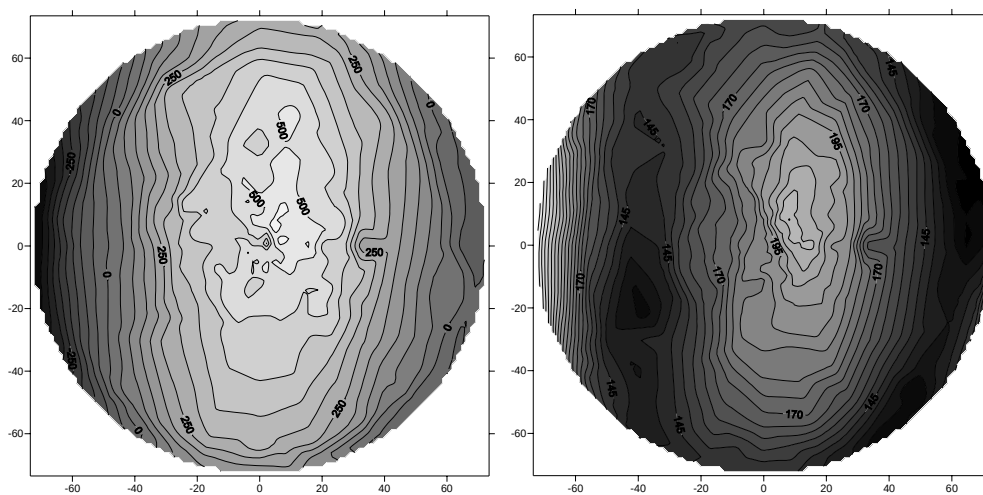


圖3.15、模型h2H2A平均與擾動風壓等壓線圖

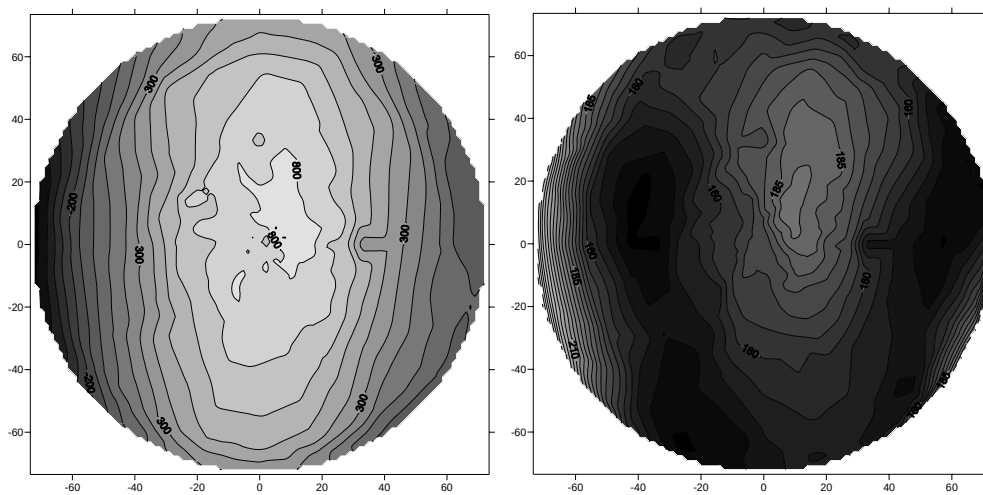


圖3.16、模型h2H2B平均與擾動風壓等壓線圖

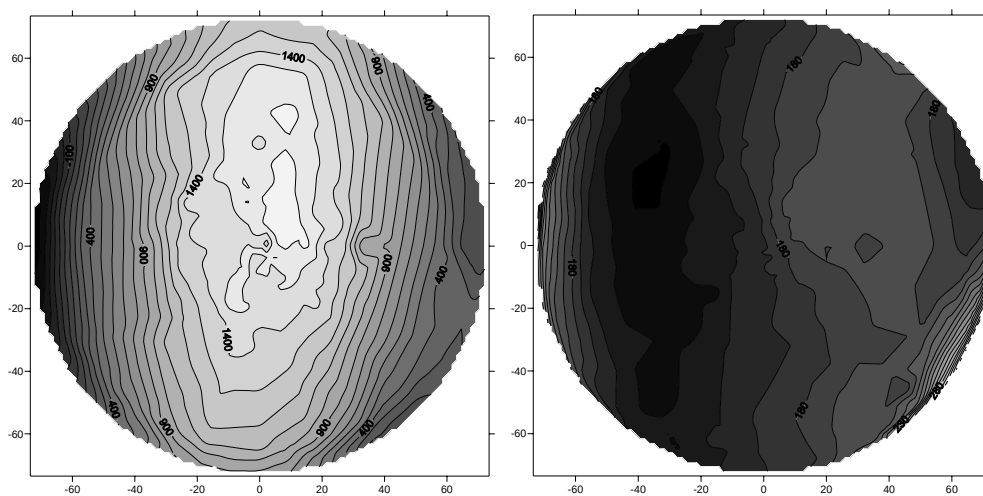


圖3.17、模型h2H2C平均與擾動風壓等壓線圖

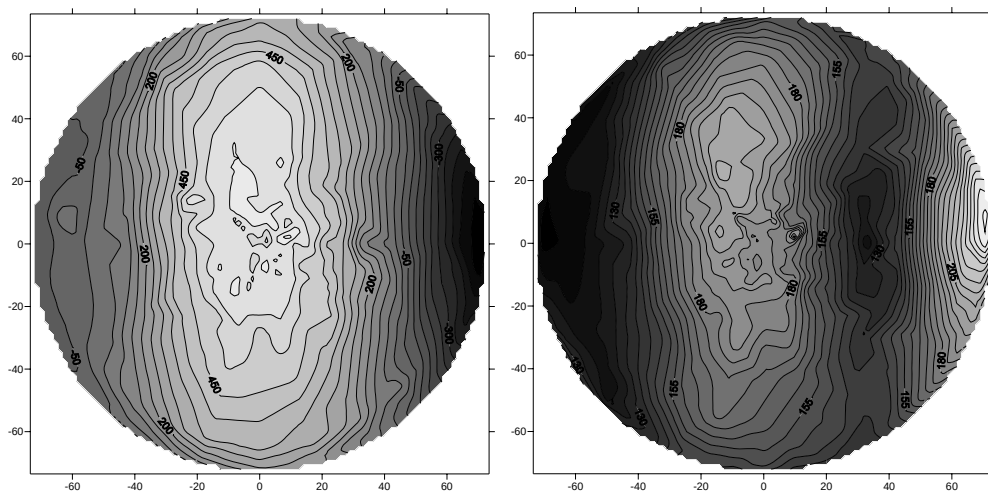


圖3.18、模型h3H1A平均與擾動風壓等壓線圖

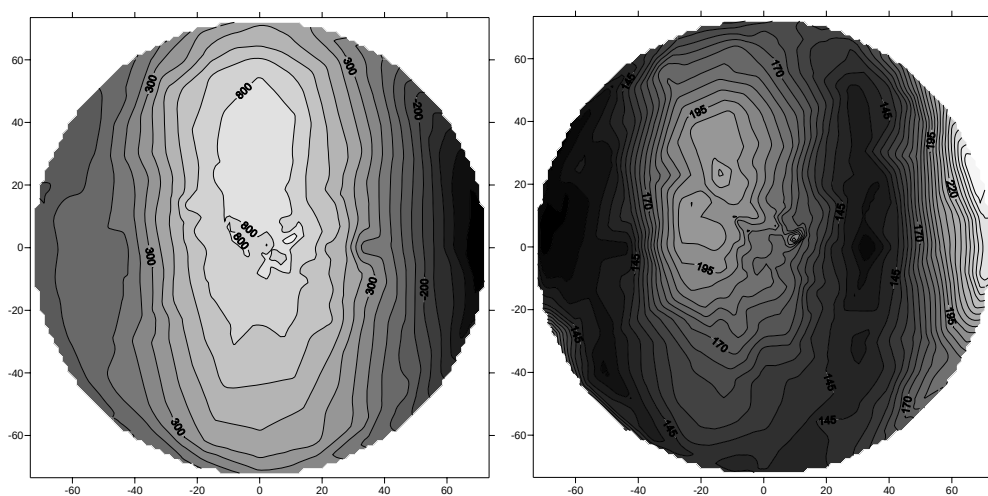


圖3.19、模型h3H1B平均與擾動風壓等壓線圖

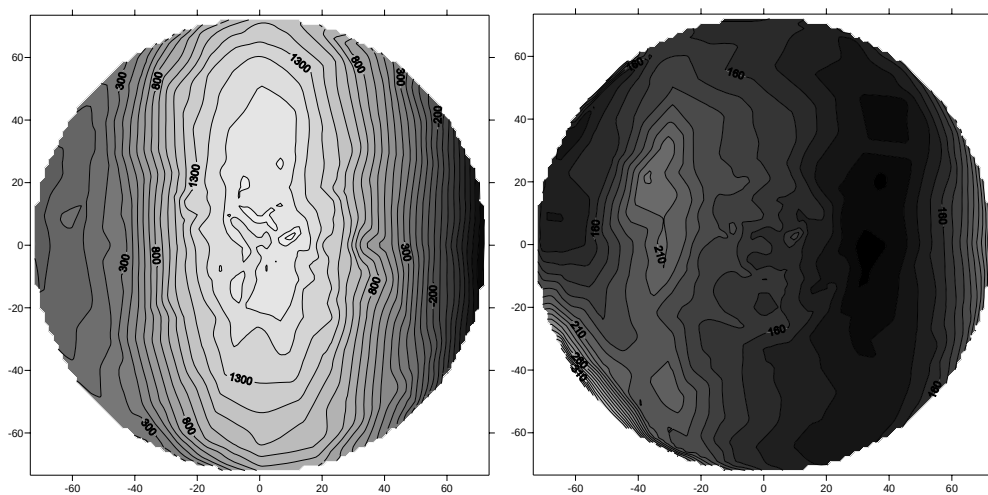


圖3.20、模型h3H1C平均與擾動風壓等壓線圖

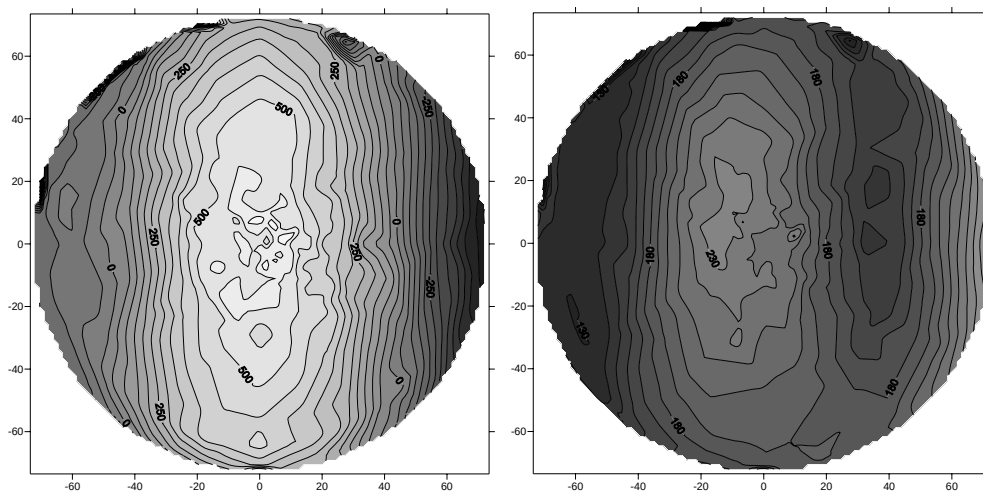


圖3.21、模型h3H2A平均與擾動風壓等壓線圖

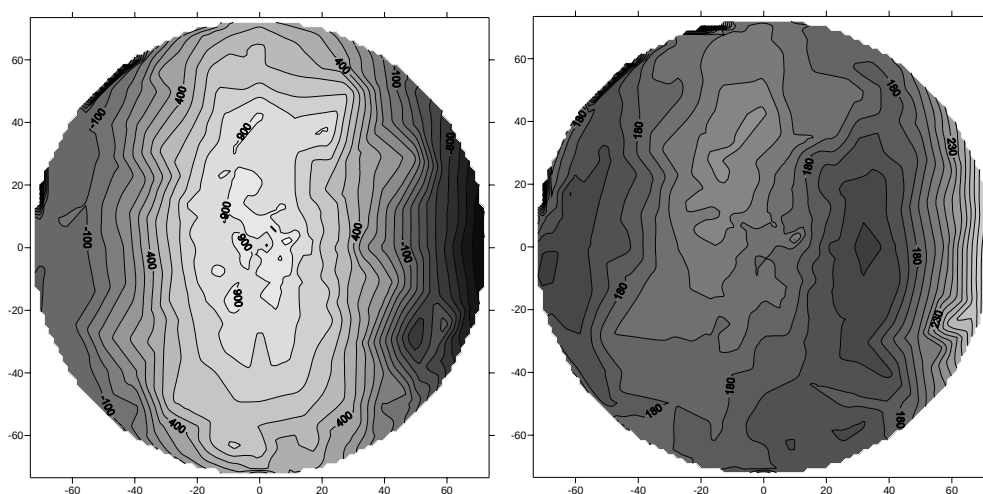


圖3.22、模型h3H2B平均與擾動風壓等壓線圖

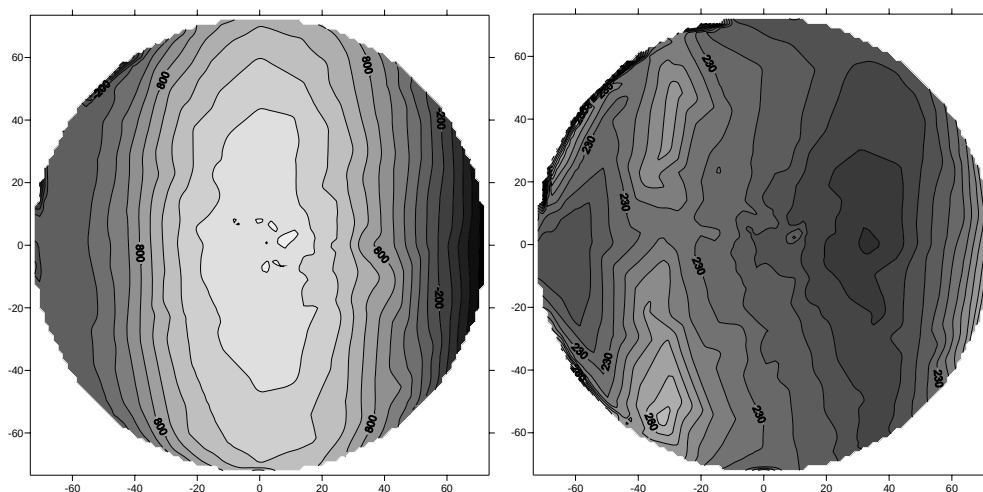


圖3.23、模型h3H2C平均與擾動風壓等壓線圖

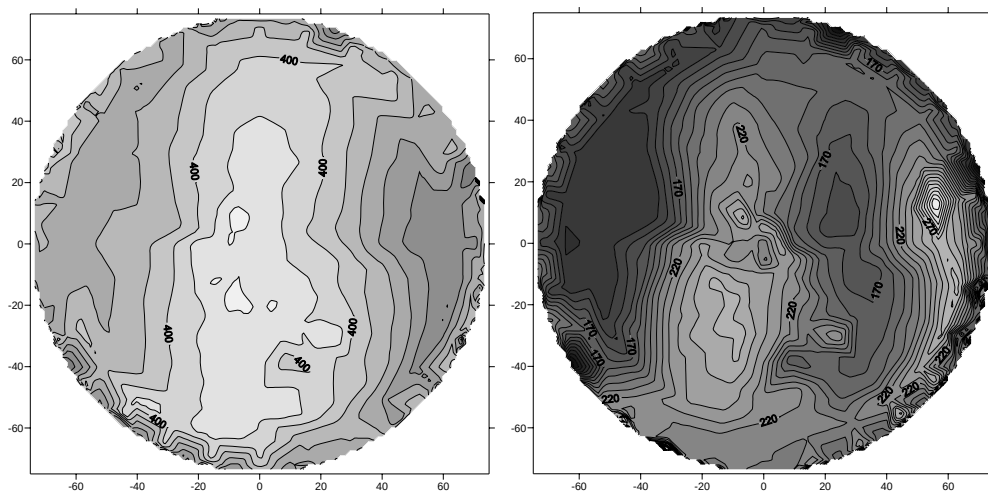


圖3.24、模型h5H1A平均與擾動風壓等壓線圖

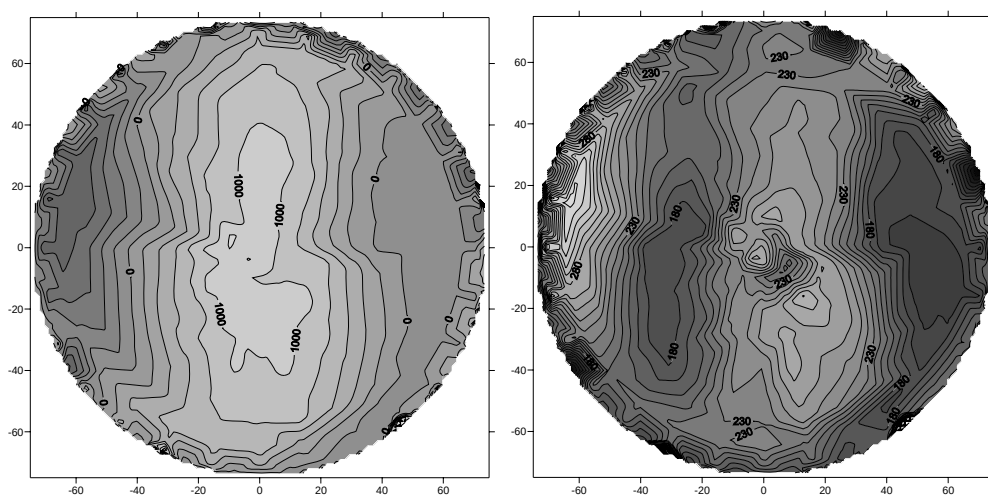


圖3.25、模型h5H1B平均與擾動風壓等壓線圖

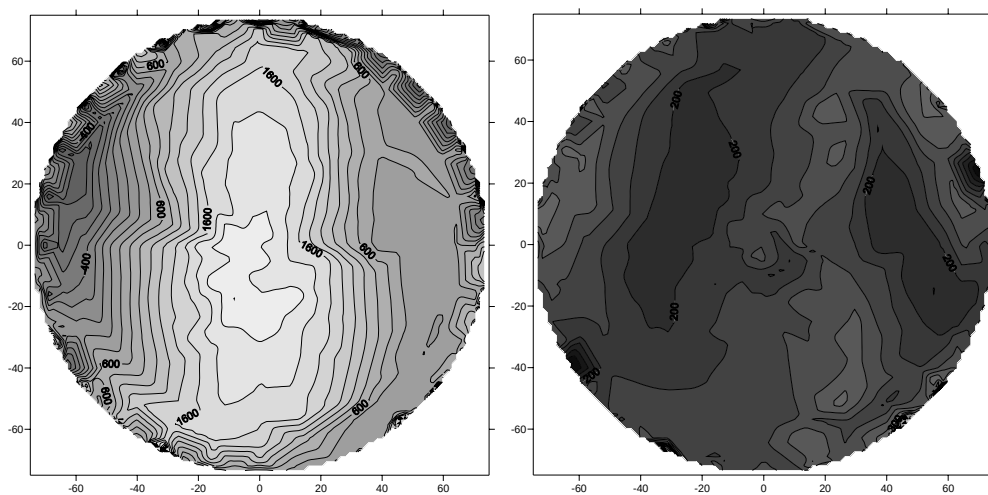


圖3.26、模型h5H1C平均與擾動風壓等壓線圖

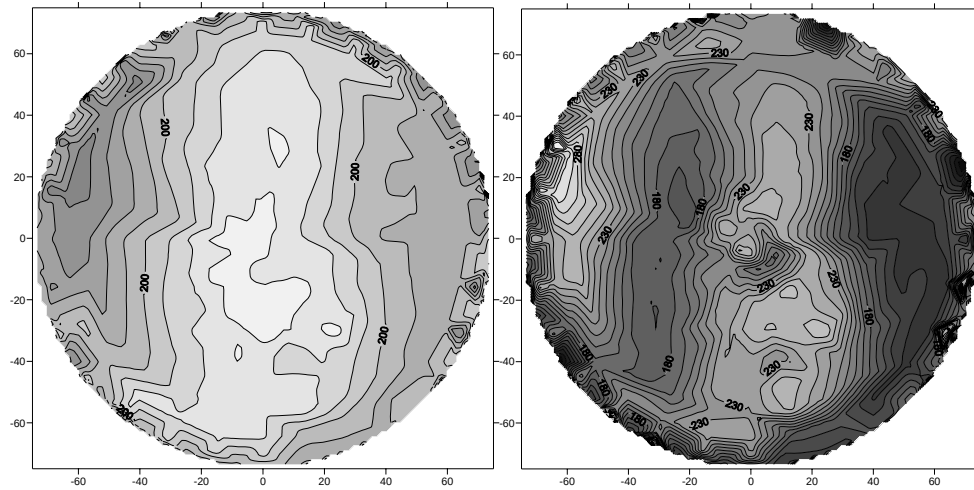


圖3.27、模型h5H2A平均與擾動風壓等壓線圖

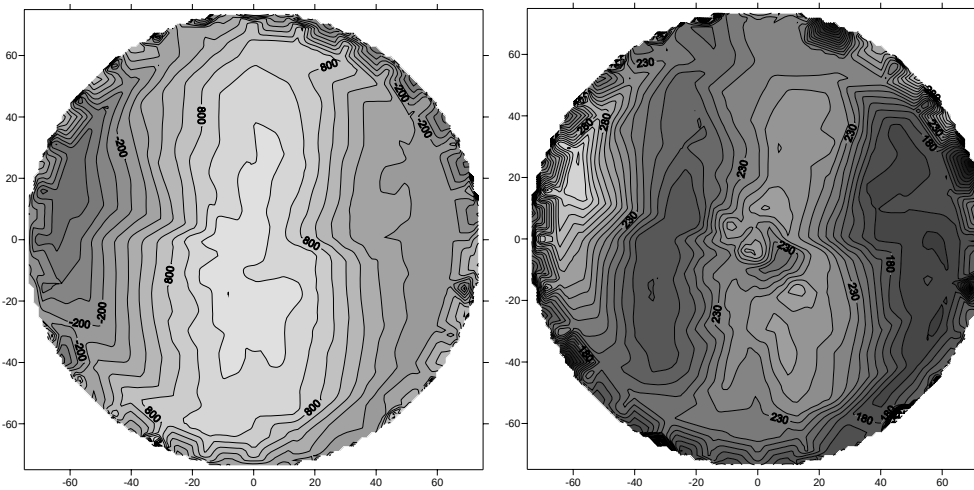


圖3.28、模型h5H2B平均與擾動風壓等壓線圖

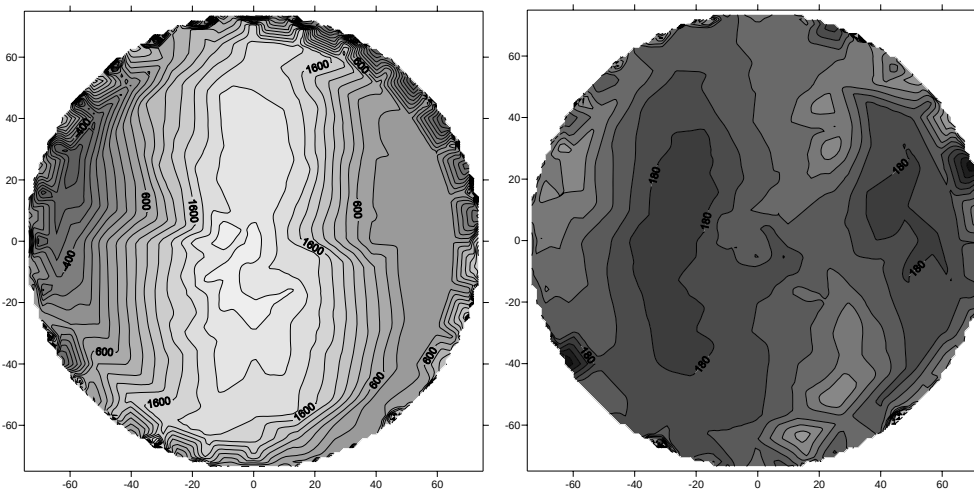


圖3.29、模型h5H2C平均與擾動風壓等壓線圖

由以上各圖可觀察到，球體表面之平均風壓隨著紊流強度增加而上升。球體上半部之風壓分佈於相同流場與屋蓋高度之模型，受側牆高度變化之影響似乎不大。側牆高度較高之模型，鄰近側牆部分之屋蓋風壓變化較遽，等壓線密度也較高。

側牆高度較低之模型 ($H/D=0.1$)，擾動風壓分佈以屋蓋頂部及迎風面前緣部分較高。當側牆高度增加時 ($H/D=0.2$)，背風面擾動風壓逐漸升高，迎風面下緣擾動風壓則有減小之情形。

各組模型所測得平均風壓由A地況至C地況逐漸上升。屋蓋頂部擾動風壓於各地況所測得數值變化不大，但隨著地況改變 (A至C地況) 屋蓋其餘部分之擾動風壓呈現上升的趨勢。亦即，A地況屋蓋部分之擾動風壓變化最為劇烈，C地況屋蓋部分之擾動風壓變化較為和緩。

四、大跨徑屋蓋結構之設計風載重 (II)

為瞭解大跨徑曲面屋蓋結構受風效應下所為之反應，故建立原型結構系統作為此類結構行為之探討。

4.1 數值分析模型

本文所建置結構系統為一般常見之 K8 單層網格結構，由四組圓弧形拱梁承載屋蓋結構，並配置八組水平圓形拱肋以適當約束拱梁水平變形，再於拱肋間以軸力桿件增加結構體之側向勁度，以此三種主要構件共同組成 K8 屋蓋結構體。大跨徑曲面屋蓋結構系統側牆支撐柱高度，在本文研究屋蓋部分的動力特性時將忽略不計。一般而言，側牆支撐柱多由較為剛性的桿件所組成，並以版相互連接。分析進行時，支撐柱的部分可簡單視為剛性支承邊界條件。因此，圖 4-1 有限元素模型中僅以屋蓋部分結構作為本文探討之重點。

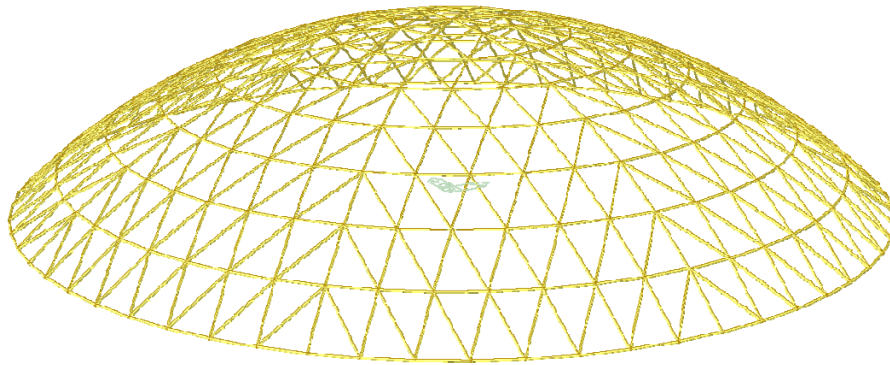
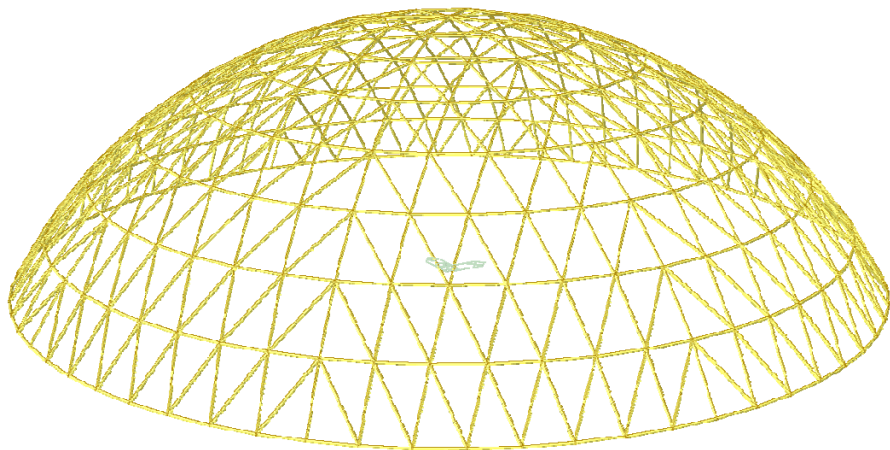
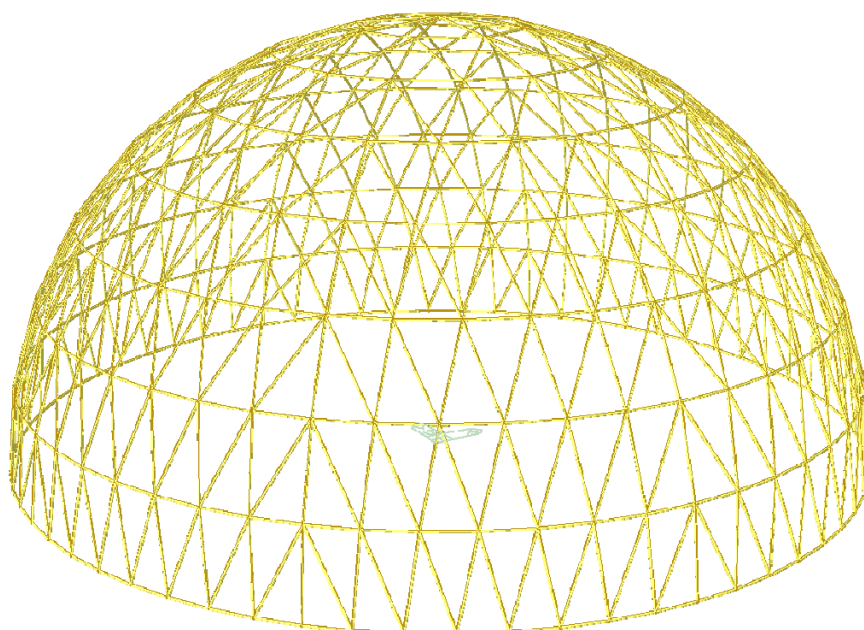


圖 4.1a、高跨比 $h/D=0.2$



高跨比 $h/D=0.3$



高跨比 $h/D=0.5$

圖 4.1 大跨徑曲面屋蓋結構系統有限元素模型

4.2 結構特性

本文採用有限元素分析軟體 MIADS/Gen 進行結構分析作業。由特徵值分析所得 3 組結構前 100 個振態頻率分佈如圖 4.2 所示。

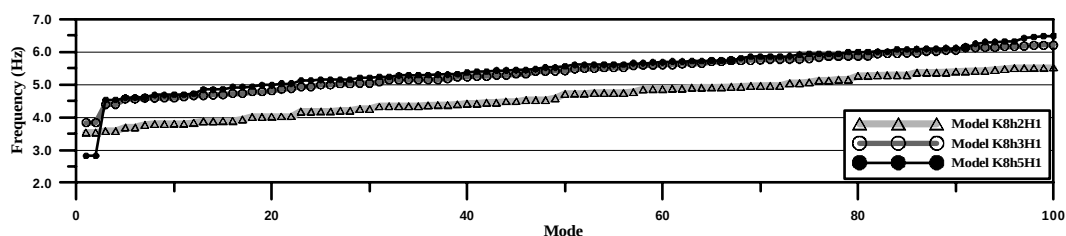


圖 4.2 大跨徑曲面屋蓋結構系統模態頻率分佈

由圖 4.2 得知，大跨徑曲面屋蓋結構無論高跨比 (h/D) 為何，模態頻率均呈現連續性的趨勢分佈，顯示模態與模態間相似性極高。

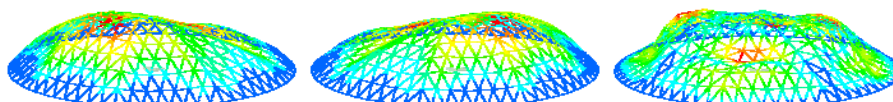


圖 4.3a 高跨比 $h/D=0.2$ 之大跨徑曲面屋蓋結構系統振態

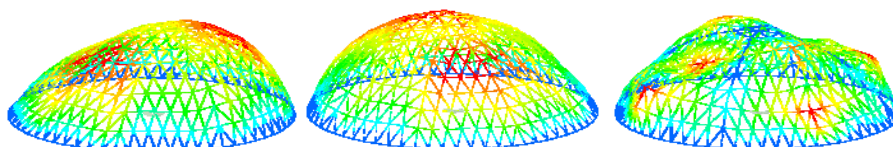


圖 4.3b 高跨比 $h/D=0.3$ 之大跨徑曲面屋蓋結構系統振態

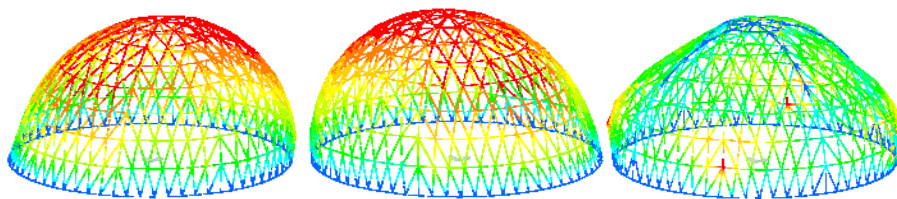


圖 4.3c 高跨比 $h/D=0.5$ 之大跨徑曲面屋蓋結構系統振態

圖 4.3 顯示此三類屋蓋結構前兩個模態同為反對稱平移振動，高階振態趨勢逐漸轉為小範圍的局部區域振動。

4-3 背景風力等值靜載重計算

由於各個 POD 模態間皆無相關性，因此 POD 模態應可採用 SRSS 法(Square Root of the Sum of the Squares)加以組合，求得背景風壓等值靜載重。然而，POD 模態中各節點之風壓仍存在方向性，若直接以 SRSS 方法運算，則代表風壓方向之正負號將於平方和運算中消失，無法準確地詳實描述風壓分佈情形。

因此，若將平方和運算中之一組 POD 模態 (ϕ_i) 提出作為基底向量，另一組 POD 模態則與標準差 (σ_i) 及尖峰因子 (g_i) 平方項取純量相乘視為振幅，再以載重組合方式組成背景風壓之等值靜載重如下：

$$\begin{aligned} & sign(\pm 1) \sqrt{\left[\pm (g_1^2 \sigma_1^2 |\phi_1|) \phi_1 \pm (g_2^2 \sigma_2^2 |\phi_2|) \phi_2 \pm \cdots \pm (g_m^2 \sigma_m^2 |\phi_m|) \phi_m \right]} \\ & = sign(\pm 1) \sqrt{\left[\sum_{i=1}^m \pm (g_i^2 \sigma_i^2 |\phi_i|) \phi_i \right]} \end{aligned} \quad (4-1)$$

其中， ϕ_i ：第 i 組 POD 模態節點風壓分佈；

σ_i ：第 i 組 POD 模態之標準差 (Standard Deviation)；

g_i ：第 i 組 POD 模態之尖峰因子 (Peak Factor)；

m ：POD 模態總數。

式 (4-1) 為 POD 模態所組成之背景風壓等值靜載重，代表著總數為 2^m 之載重組合。然而，在實際分析與工程應用上，勢必無法將所有 POD 模態全數求出並納入等值靜載重計算，若僅選取低階模態進行分析，則會忽略高階模態之能量貢獻。因此，將背景風壓等值靜載重 (4-1) 式乘上 POD 模態能量修正因子 (f)，可將高階模態能量貢獻重新納入考量如下：

$$f \left\{ sign(\pm 1) \sqrt{\left[\sum_{i=1}^n \pm (g_i^2 \sigma_i^2 |\phi_i|) \phi_i \right]} \right\} \quad (4-2)$$

其中， f ：POD 模態能量修正因子， $f = \frac{\sum_{i=1}^m \sigma_i^2}{\sum_{j=1}^n \sigma_j^2}$ ；

m ：POD 模態總數；

n ：POD 模態選取數。

4-4 POD 模態分析

利用 POD 法分析模型風洞實驗風壓數據，所得各模型之 POD 模態分佈圖如下所示：

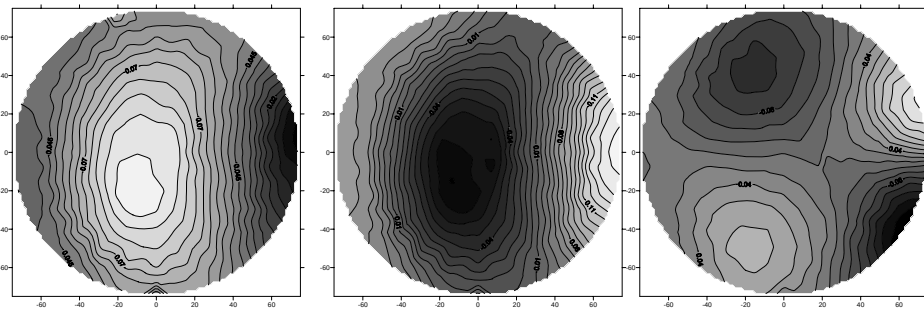


圖 4.4a 模型 h2H1 1st~3rd POD Mode

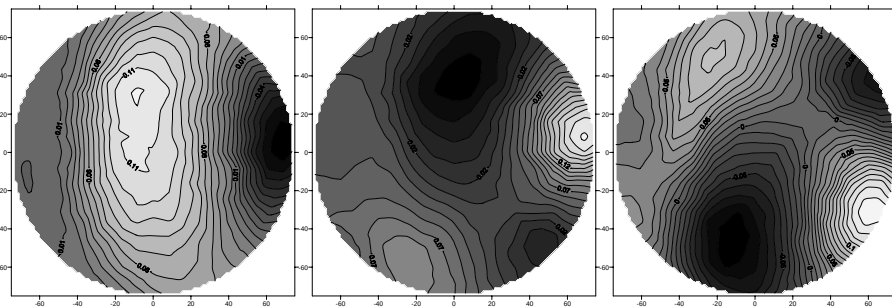


圖 4.4b 模型 h3H1 1st~3rd POD Mode

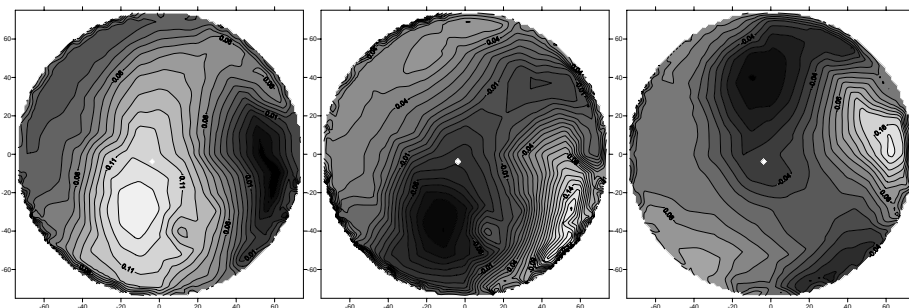


圖 4.4c 模型 h3H1 1st~3rd POD Mode

POD 分析風壓實驗資料所得各模型前 20 組模態能量分佈百分比如圖 4.5 所示：

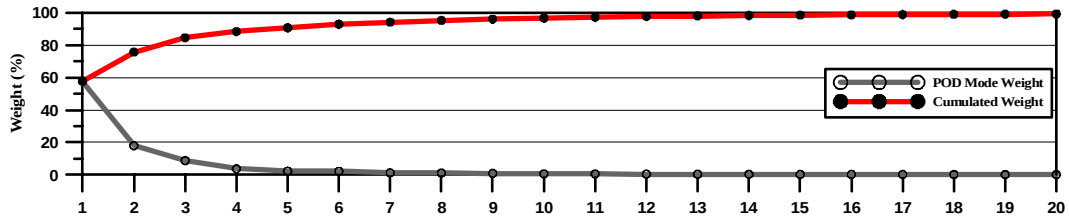


圖 4.5a 模型 h2H1 POD 振態能量權重分佈

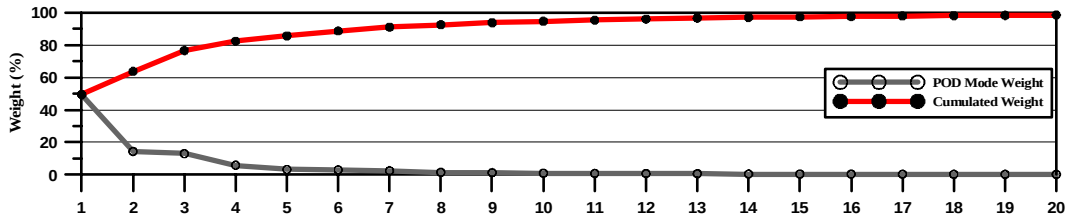


圖 4.5b 模型 h3H1 POD 振態能量權重分佈

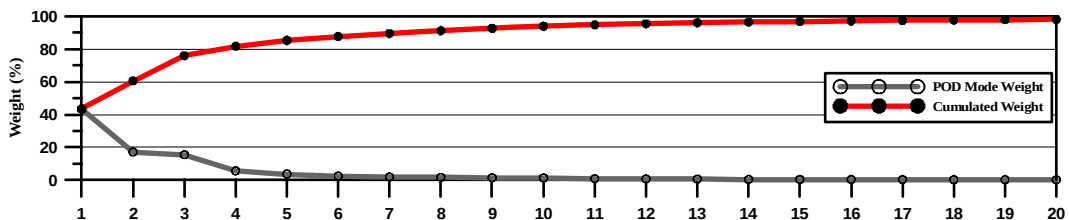


圖 4.5c 模型 h5H1 POD 振態能量權重分佈

由圖 4.5 可知，隨模型高度增加，POD 振態能量分佈逐漸往高階振態移動。亦即，低階振態能量權重隨著模型高度的增加而逐漸降低。

4-5 分析成果比較

三種風壓模型分別進行風洞實驗所取得 A 地況之實驗數據，再以 POD 法進行模態分析，可知前六組模態所佔累積能量比例分別達到 93% (h2H1)、89% (h3H1) 以及 88% (h5H1)。由於各 POD 模態間存在空間獨立特性，故本文取各風壓模型前六組 POD 模態組合成為背景風壓之等值靜載重，並與動力歷時分析及均方根法 (Root Mean Square) 所組成之背景風壓載重分析相互比較。h2H1 模型桿件內力分析成果如下圖所示：

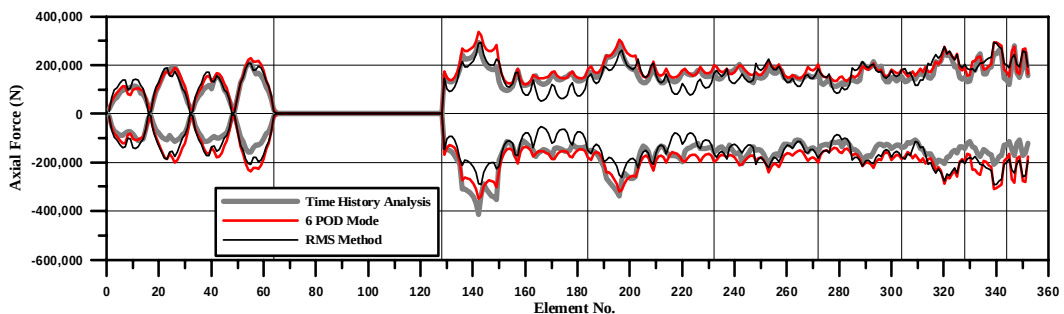


圖 4.6 h2H1A 桿件軸力圖

模型 h2H1 桿件軸力顯示，圓拱部分（桿件編號 1~64）POD 與均方根法所得結果相似，與歷時分析結果相符。第二、三層水平拱肋（桿件編號 129~232），

均方根法則出現較嚴重的低估情形。POD 法分析結果在各層水平桿件均與歷時分析大致相符，惟高層水平桿件於局部範圍稍有高估之情形，估計此局部範圍桿件反應需配合更高階之 POD 模態進行分析，方能更完整地描述出此範圍內桿件之軸力極值變化趨勢。

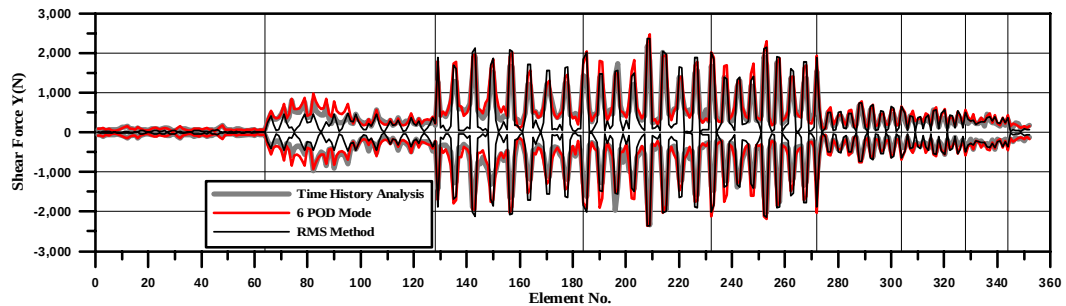


圖 4.7 h2H1A 桿件水平向剪力圖

桿件水平剪力部分，以 POD 法所組成之等值靜態風載重分析結果與歷時分析結果相符。均方根法所得之結果在第一層水平拱肋（桿件編號 65~128）則出現低估的情形。

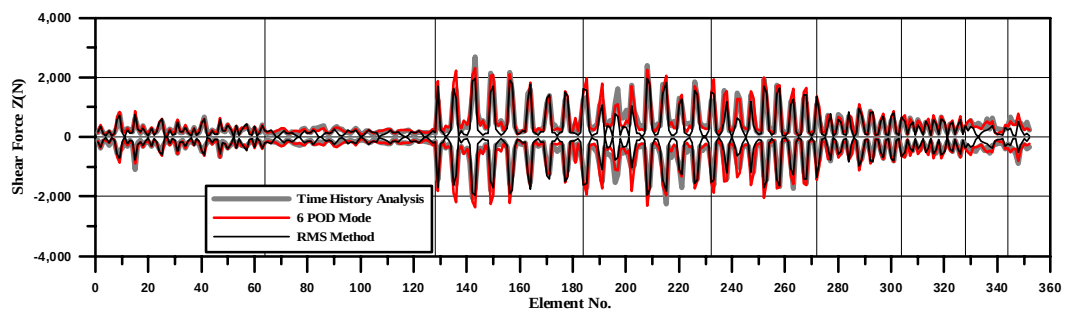


圖 4.8 h2H1A 桿件垂直向剪力圖

由 POD 法所組成之等值靜載重在垂直向剪力分析結果與歷時分析趨勢一致且相符，均方根法則在多處峰值部分呈現低估的情形。

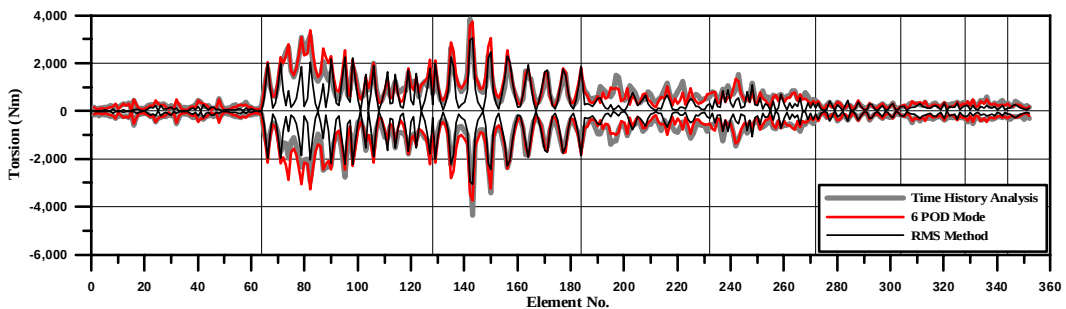


圖 4.9 h2H1A 桿件扭矩圖

桿件扭矩部分，POD 法等值靜載重分析結果仍與歷時分析呈現一致相符的情形，而由均方根法所得之結果則產生多處大範圍的低估狀況。

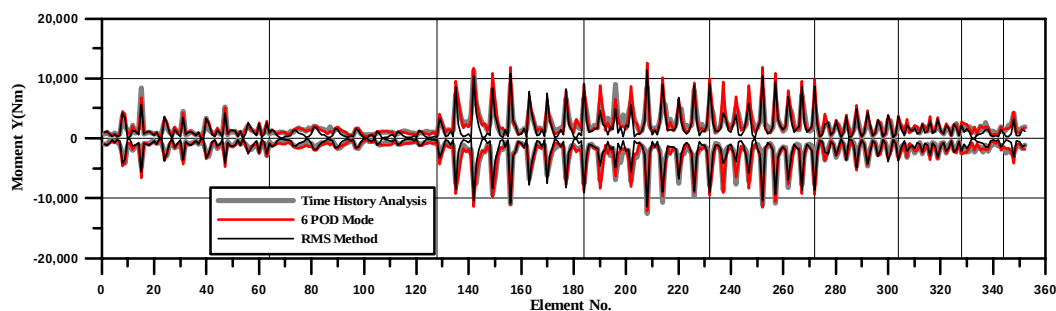


圖 4.10 h2H1A 桿件水平軸彎矩圖

水平軸彎矩部分，POD 法所得等值靜載重分析結果與歷時分析仍呈現相符的情形；均方根法所得之結果部分峰值仍有低估的狀況，但趨勢仍與歷時分析相符。

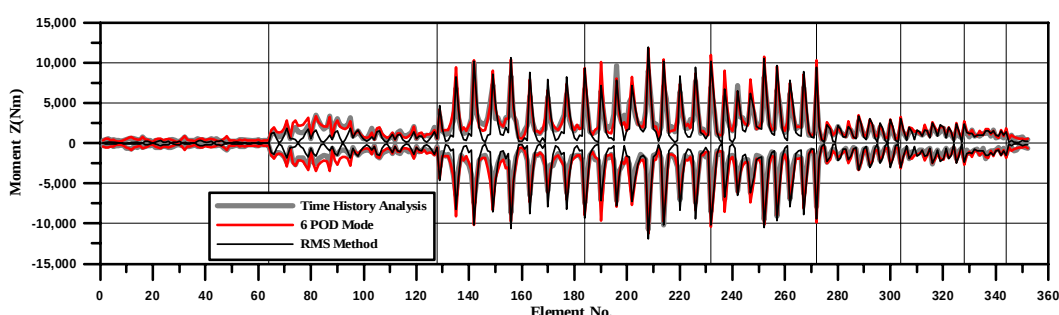


圖 4.11 h2H1A 桿件垂直軸彎矩圖

垂直軸彎矩部，兩種方法所得結果仍以 POD 法與歷時分析差異較小，均方根法在第一層水平拱肋桿件（編號 65~128）呈現出較大的差異，部分峰值仍存在低估的情形。

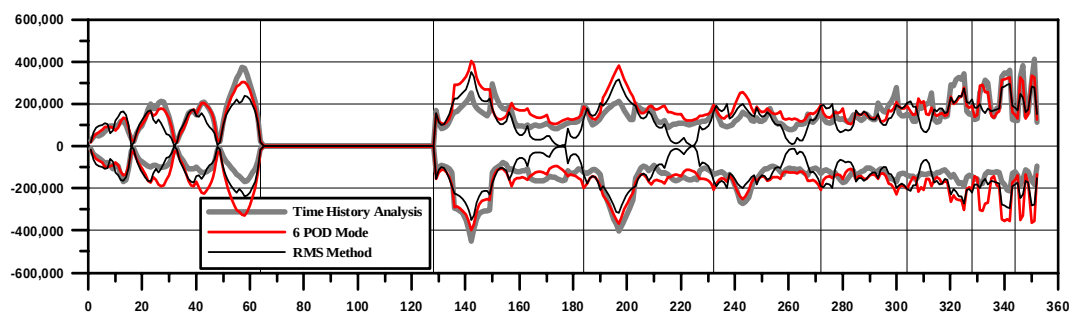


圖 4.12 h3H1A 桿件軸力圖

模型 h3H1 桿件軸力分析成果顯示，圓拱部分均方根法所得之結果呈現明顯低估的情形，POD 法於最大軸力部分亦稍有低估。第二~四層水平拱肋（桿件編號 129~272），POD 法所得結果與歷時分析一致相符，而均方根法則有多處出現較嚴重的低估情形。POD 法分析結果在水平桿件均與歷時分析大致相符，惟高層水平桿件於局部範圍稍有高估之情形，估計此局部範圍桿件反應需配合更高階之 POD 模態進行分析，方能更完整地描述出此範圍內桿件之軸力極值變化趨勢。

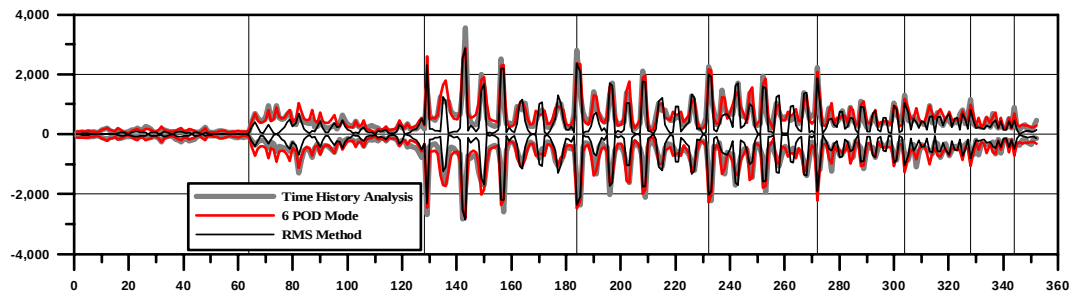


圖 4.13 h3H1A 桿件水平向剪力圖

模型 h3H1 桿件水平剪力部分，整體而言以 POD 法所組成之等值靜態風載重分析結果與歷時分析結果較為相符。均方根法所得結果在圓拱、第一層與高層水平拱肋（桿件編號 65~128）部分出現較多低估的情形。

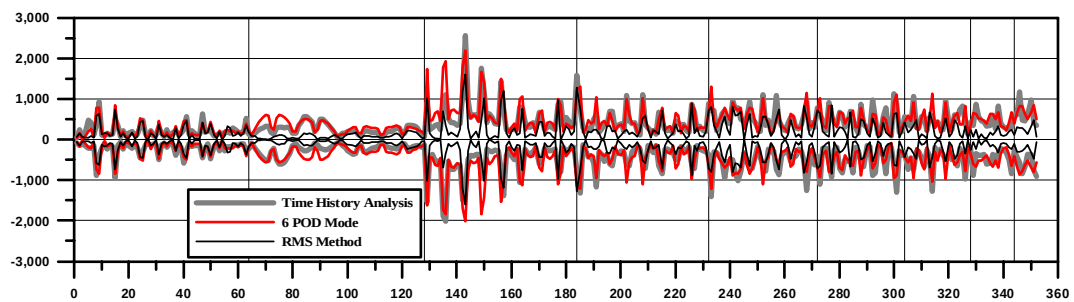


圖 4.14 h3H1A 桿件垂直向剪力圖

由 POD 法所組成之等值靜載重同樣在模型 h3H1 中，垂直向剪力分析結果與歷時分析趨勢呈現一致相符的結果，均方根法則在多處峰值部分呈現低估的情形。

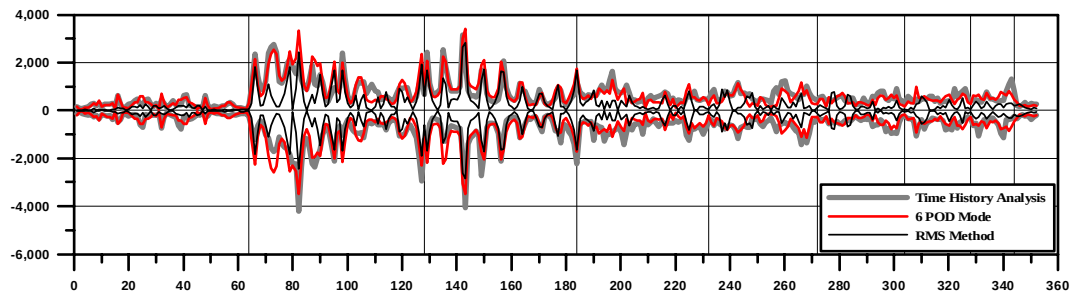


圖 4.15 h3H1A 桿件扭矩圖

模型 h3H1 桿件扭矩部分，POD 法等值靜載重分析結果仍與歷時分析呈現一致相符的情形，而由均方根法所得之結果則產生多處大範圍的低估狀況。

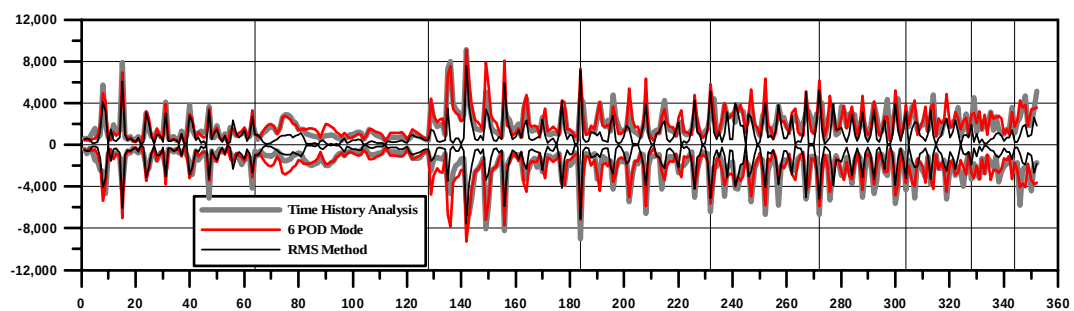


圖 4.16 h3H1A 桿件水平軸彎矩圖

模型 h3H1 桿件水平軸彎矩部分，POD 法所得等值靜載重分析結果大致上與歷時分析結果呈現相符的情形；均方根法所得之結果在部分峰值位置仍有低估的狀況，但極值的趨勢仍大致與歷時分析相符。

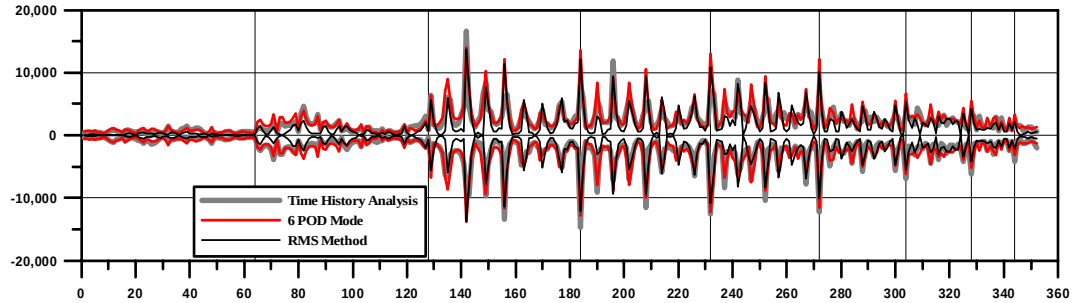


圖 4.17 h3H1A 桿件垂直軸彎矩圖

模型 h3H1 桿件垂直軸彎矩部，兩種方法所得結果仍以 POD 法與歷時分析差異較小，均方根法在圓拱及第一層水平拱肋桿件（編號 65~128）呈現出較大的差異，且部分峰值仍存在低估的情形。

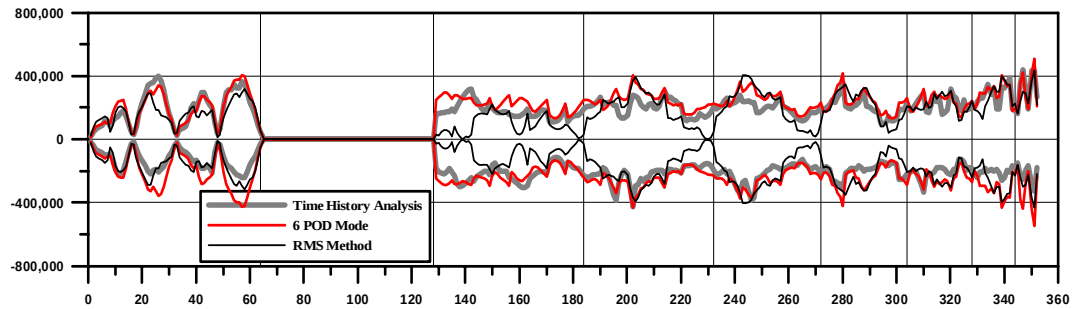


圖 4.18 h5H1A 桿件軸力圖

圖 4.18 模型 h5H1 桿件軸力分析成果顯示，圓拱部分均方根法所得之結果呈現稍微低估的情形，POD 法於最大軸力部分亦稍有低估。第三~五層水平拱肋（桿件編號 185~304），POD 法所得結果與歷時分析一致相符，而均方根法則有多處出現差異較大之高估或較嚴重的低估情形。POD 法分析結果在水平桿件均與歷時分析大致相符，惟局部範圍仍之極值趨勢與歷時分析出入較大，估計此局部範圍桿件反應仍需搭配更高階之 POD 模態進行分析，方能更完整地描述出此範圍內桿件之軸力極值變化趨勢。

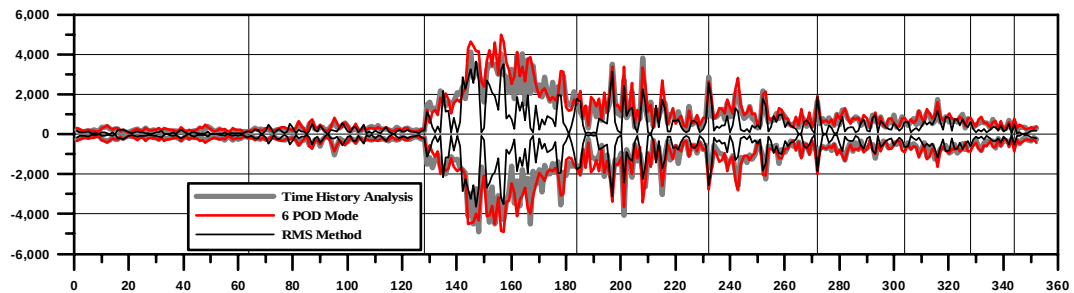


圖 4.19 h5H1A 桿件水平向剪力圖

模型 h5H1 桿件水平剪力部分，整體而言以 POD 法所組成之等值靜態風載重分析結果與歷時分析結果較為相符。均方根法所得之結果在部分桿件均出現較多低估的情形。

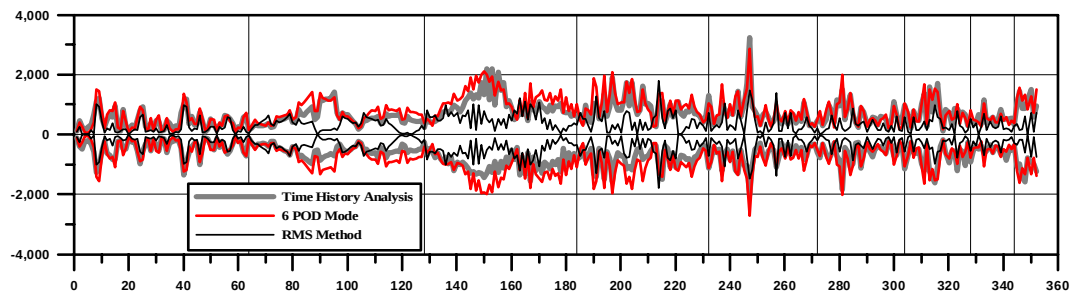


圖 4.20 h5H1A 桿件垂直向剪力圖

由 POD 法所組成之等值靜載重在模型 h5H1 分析中，垂直向剪力分析結果與歷時分析趨勢呈現一致相符的結果，均方根法則在多處範圍仍呈現嚴重的低估情形。

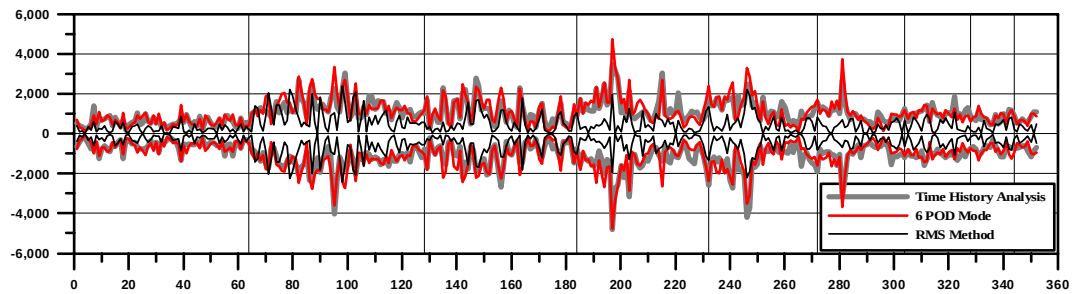


圖 4.21 h5H1A 桿件扭矩圖

圖 4.21 模型 h5H1 桿件扭矩部分分析成果顯示，以 POD 法等值靜載重分析結果仍與歷時分析呈現較佳的契合，而由均方根法所得之結果則產生多處低估的狀況。

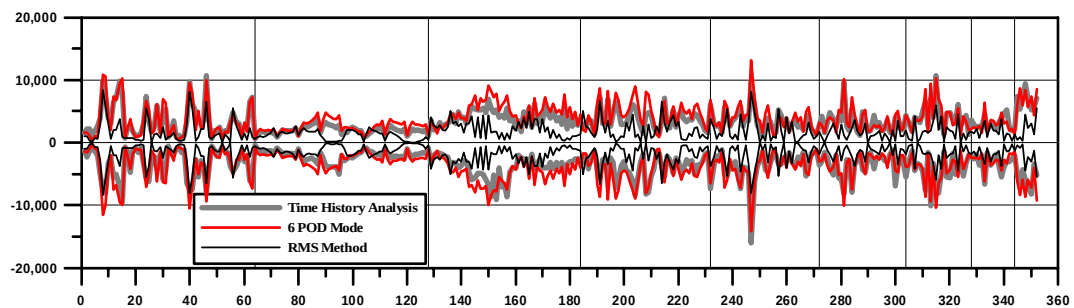


圖 4.22 h5H1A 桿件水平軸彎矩圖

圖 4.22 顯示模型 h5H1 桿件水平軸彎矩分析成果，以 POD 法所得等值靜載重分析結果大致與歷時分析呈現相符的情形；以均方根法所得之結果在多處峰值均呈現低估的狀況，且極值的趨勢與歷時分析差異頗大。

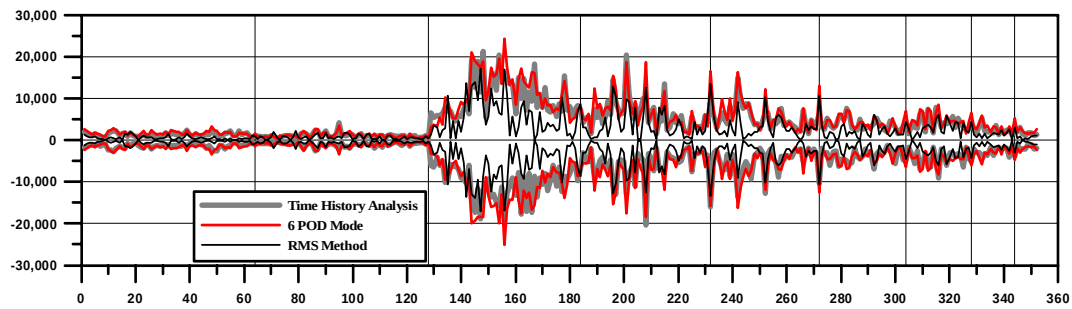


圖 4.23 h5H1A 桿件垂直軸彎矩圖

模型 h5H1 桿件垂直軸彎矩部，兩種方法所得結果仍以 POD 法與歷時分析差異較小，均方根法在第二層以後的水平拱肋桿件，與歷時分析結果呈現出較大的差異，且峰值趨勢仍與歷時分析相去甚遠。

五、結論

針對本文三組實驗模型所建立之數值分析模式，以實驗數據進行風力歷時分析與等值靜態風載重分析後發現，過往以均方根法所構築之背景風力等值靜載重，於低矮型大跨徑曲面屋蓋結構分析應用上誤差較小，但局部範圍桿件之內力變化趨勢則與歷時分析差距較大。隨著結構高度的增加，以均方根法所得之背景風力等值靜載重，較無法詳實的模擬出與歷時分析相符的桿件內力變化趨勢。而由 POD 法分析所組成之背景風力等值靜載重，除區域桿件之極值與歷時分析結果相符外，其局部區域之桿件內力變化趨勢也與歷時分析結果一致。惟 POD 模態數量之選取為影響桿件內力變化趨勢及分析時效之重大因素，如何有效地選取 POD 模態數量並簡化風力設計程序，成為後續研究發展之努力方向。

六、參考文獻

1. Taylor, T.J., 1992, "Wind pressures on a hemispherical dome", Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 40, 199-213.
2. Tsugawa, T., T. Hongo & M. Suzuki, 1992, "Experimental study of wind pressure and wind force characteristics on dome shaped openable roofs", Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 42, 1509-1510.
3. Kawamura, S., T. Kiuchi & T. Mochizuki, 1992, "Characteristics of wind pressure acting on spatial large dome", Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 42, 1511-1512.
4. Ginger J.D., "Wind load and response of grandstand roofs", Texas Tech University. Wind Science & Engineering, pp. 1603~1610.
5. Uematsu Y., Yamada M., Inoue A., Hongo T., 1997 "Wind loads and wind-induced dynamic behavior of a single-layer latticed dome", J. wind Eng. Ind.
6. Yanli H., Dong Shilin, Gong jingbai, 2001, "Wind response analysis method of spatial lattice structures in frequency domain with mode compensation (In Chinese), Spatial Structures", Jun, Vol.7, No.2, pp.3~10.
7. Nakayama, M., Y. Sasaki, K. Masuda & T. Ogawa, 1998, "An efficient method for selection of vibration modes contributory to wind response on dome-like roofs", Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 73, 31-43.
8. Ksaperski M. Extreme wind load distributions for linear and nonlinear design, Eng.

Struct. 1992, Vol. 14, pp27~34.

七、計畫成果自評

本計畫研究達成原訂目標，研究內容已撰寫論文發表於：

1. 2008, Characteristics of wind loads on a hemispherical dome in smooth flow and turbulent boundary layer flow, The Sixth International Colloquium on Bluff Bodies Aerodynamics & Applications (BBAA6), Milan/Italy;
2. 2009, 大跨度圓形屋蓋結構物受風載重之非線性動力分析—時間序列模擬，電子計算機於土木水利工程應用研討；
3. 2009, Reynolds number effects on hemispherical domes in smooth flow, Seventh Asia-Pacific Conference on Wind Engineering, Taipei/Taiwan。
4. 2010, Characteristics of wind loads on a hemispherical dome in smooth flow and turbulent boundary layer flow, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics
5. 2010, 大跨徑屋蓋結構之耐風設計，第十屆中華民國結構工程研討會。
6. 2010, 大跨度圓形屋蓋結構風荷載之數值模擬及動力分析，第十屆中華民國結構工程研討會。
7. 部分研究內容正撰寫論文投稿 2011/7 於 Amsterdam /Netherland 舉辦之第 13 屆國際風工程研討會。