建築耐風設計規範之載重組合及簡易風力修正研究

內政部建築研究所委託研究報告
中華民國 110 年 12 月

(本報告內容及建議，純屬研究小組意見，不代表本機關意見)

國科會 GRB 編號：PG11001-0487

建築耐風設計規範之載重組合及簡易風力修正研究

受 委 託 者：國立臺北科技大學
計畫主持人：羅元隆
協同主持人：王人牧
研 究 助 理：陳正瑋、王家驊
研 究 期 程：中華民國 110 年 1 月至 110 年 12 月
研 究 經 費：新台幣 126.4 萬元

內政部建築研究所委託研究報告

中華民國 110 年 12 月

(本報告內容及建議，純屬研究小組意見，不代表本機關意見)

目次

目次 I

表次 V

圖次 VII

摘要 XXI

第一章 緒論 1

第一節 研究動機 1

第二節 研究目的 4

第三節 研究內容與方法 6

第二章 本計畫於實務應用授權之可能性 9

第三章 本計畫理論背景 17

第一節 大氣紊流邊界層原理 17

第二節 基本鈍體空氣動力學理論 23

第三節 本計畫所採用之動力分析方法 32

第四節 等值風載重計算 37

第五節 極值分布函數及 Copula 聯合機率分布原理 45

第四章 風洞實驗與數據分析.....49
第一節 風洞試驗.....49
第二節 相似性原則.....58
第三節 本計畫所採用之建築物模型.....61
第四節 數據分析處理.....67
第五章 實驗結果分析與討論.....71
第一節 風場特性.....71
第二節 氣動力特性.....72
第三節 結構動力特性.....116
第四節 聯合機率分布特性.....120
第五節 針對規範 2.12 節的風載重效應組合係數之檢討 135
第六節 針對規範 2.13 節的簡易風力計算式之檢討 149
第七節 規範修訂建議對照表.....161
第六章 結論與建議.....169
第一節 結論.....169
第二節 建議.....173

附錄一 採購評選會議意見回應.....175

附錄二 第一次專家座談會意見與回應.....177

附錄三 期中報告審查會議意見與回應.....179

附錄四 期末報告審查會議意見與回應.....191

參考文獻.....197

表次

表 3-1 不同地況之指數律參數 18

表 3-2 不同地況之地表粗糙長度尺度 19

表 3-3 地表粗糙長度尺度對應之β 20

表 4-1 本計畫高層建築物模型及所採用之地況風場 63

表 4-2 本計畫方柱模型縮尺計算 68

表 4-3 本計畫矩柱模型縮尺計算 69

表 5-1 本研究比較分析種類 72

表 5-2 日本規範 AIJ 2016 水平風力組合方式 136

表 5-3 日本規範 AIJ 2016 橫風向風力與扭轉向風力之相關係數ρLT建議值 137

表 5-4 國際標準規範 ISO 4354 2009 水平風力組合方式 137

表 5-5 國際標準規範 ISO 4354 2009 橫風向風載重效應與扭轉向風載重效應之組合係數κ建議值 138

表 5-7 建築物高度和地況之調整係數 151

表 5-8 規範 2.12 節修正建議對照表 161

表 5-9 規範 2.13 節微幅修正建議對照表 165

表 5-10 規範 2.13 節大幅修正建議對照表 165

表 5-11 直接刪除的部分 166

圖次

圖 1-1 計畫執行流程圖 8

圖 2-1 PSERCB 開發流程示意圖 10

圖 2-2 SERCB 開發流程示意圖.....11

圖 2-3 本計畫內容與 PSERCB 系統開發流程之關係圖(左為本計畫契約文字).....14

圖 3-1 紊流積分長度尺度參數C、m與高度z0關係圖 21

圖 3-2 鈍體分離流及渦漩示意圖 24

圖 3-3 風向軸與結構軸座標系統.....25

表 3-5 矩形柱高寬 8 風攻角 0 度頂層加速度分析方法比較..36

圖 3-4 尖峰因子 39

圖 3-5 背景反應因子 B 值.....39

圖 3-6 粗糙因子 r 值.....40

圖 3-7 縮尺因子 S 值 41

圖 3-8 陣風能量因子 F 值.....42

圖 4-1 內政部建築研究所循環式大氣邊界層風洞示意圖.....50

圖 4-2 淡江大學第一號風洞實驗室大氣邊界層風洞示意圖...51

圖 4-3　IFA-300 智慧型風速儀、探針及校正儀.....52

圖 4-4Cobra probe 風速量測系統.....53

圖 4-5 壓力量測系統.....54

圖 4-6 壓力訊號處理系統(RADBASE3200).....55

圖 4-7 64 頻道壓力感應器模組.....55

圖 4-8 風壓管之管線修正使用之頻率域轉換函數.....57

圖 4-9 高層建築物模型(左：高寬比 8 方柱；右：高寬比 8 矩柱).....61

圖 4-10 高層建築物模型尺寸示意圖.....62

圖 4-11 方柱模型及矩柱模型照片.....63

圖 4-12 模型風壓孔位分布示意圖(方柱、矩柱皆同).....64

圖 4-13 風洞試驗設置照片.....65

圖 4-14 內政部建研所風洞試驗設置照片(近照).....66

圖 4-15 內政部建研所風洞試驗設置照片(遠照).....66

圖 4-14 本研究計畫流程示意圖.....70

圖 5-1 本研究風場特性(左：平均風速剖面；右：紊流強度剖面) 71

圖 5-2 模型立面與風攻角示意圖 72

圖 5-3 Case 1 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖 74

圖 5-4 Case 1 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 15 的立面平均風壓係數分布圖 74

圖 5-5 Case 1 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 30 的立面平均風壓係數分布圖 75

圖 5-6 Case 1 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 45 的立面平均風壓係數分布圖 75

圖 5-7 Case 1 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 60 的立面平均風壓係數分布圖 76

圖 5-8 Case 1 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 75 的立面平均風壓係數分布圖 76

圖 5-9 Case 1 系列、高寬比 5、深寬比 1、風攻角 0 的立面平

均風壓係數分布圖 77

圖 5-10 Case 1 系列、高寬比 5、深寬比 1、風攻角 15 的立面平均風壓係數分布圖 77

圖 5-11 Case 1 系列、高寬比 5、深寬比 1、風攻角 30 的立面平均風壓係數分布圖 78

圖 5-12 Case 1 系列、高寬比 5、深寬比 1、風攻角 45 的立面平均風壓係數分布圖 78

圖 5-13 Case 1 系列、高寬比 5、深寬比 1、風攻角 60 的立面平均風壓係數分布圖 79

圖 5-14 Case 1 系列、高寬比 5、深寬比 1、風攻角 75 的立面平均風壓係數分布圖 79

圖 5-15 Case 1 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖 80

圖 5-16 Case 1 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 15 的立面平均風壓係數分布圖 81

圖 5-17 Case 1 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 30 的立面

平均風壓係數分布圖 82
圖 5-18 Case 1 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 45 的立面
平均風壓係數分布圖 83
圖 5-19 Case 1 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 60 的立面
平均風壓係數分布圖 84
圖 5-20 Case 1 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 75 的立面
平均風壓係數分布圖 85
圖 5-21 Case 1 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 0 的立面擾
動風壓係數分布圖 86
圖 5-22 Case 1 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 15 的立面
擾動風壓係數分布圖 86
圖 5-23 Case 1 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 30 的立面
擾動風壓係數分布圖 87
圖 5-24 Case 1 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 45 的立面
擾動風壓係數分布圖 87
圖 5-25 Case 1 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 60 的立面

擾動風壓係數分布圖 88
圖 5-26 Case 1 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 75 的立面擾動風壓係數分布圖 88
圖 5-27 Case 1 系列、高寬比 5、深寬比 1、風攻角 0 的立面擾動風壓係數分布圖 89
圖 5-28 Case 1 系列、高寬比 5、深寬比 1、風攻角 15 的立面擾動風壓係數分布圖 89
圖 5-29 Case 1 系列、高寬比 5、深寬比 1、風攻角 30 的立面擾動風壓係數分布圖 90
圖 5-30 Case 1 系列、高寬比 5、深寬比 1、風攻角 45 的立面擾動風壓係數分布圖 90
圖 5-31 Case 1 系列、高寬比 5、深寬比 1、風攻角 60 的立面擾動風壓係數分布圖 91
圖 5-32 Case 1 系列、高寬比 5、深寬比 1、風攻角 75 的立面擾動風壓係數分布圖 91
圖 5-33 Case 1 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 0 的立面擾

動風壓係數分布圖 92
圖 5-34 Case 1 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 15 的立面擾動風壓係數分布圖 93
圖 5-35 Case 1 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 30 的立面擾動風壓係數分布圖 94
圖 5-36 Case 1 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 45 的立面擾動風壓係數分布圖 95
圖 5-37 Case 1 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 60 的立面擾動風壓係數分布圖 96
圖 5-38 Case 1 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 75 的立面擾動風壓係數分布圖 97
圖 5-39 Case 2 系列、高寬比 3、深寬比 0.5、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖 98
圖 5-40 Case 2 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖 98
圖 5-41 Case 2 系列、高寬比 3、深寬比 2、風攻角 0 的立面平

均風壓係數分布圖 99

圖 5-42 Case 2 系列、高寬比 6、深寬比 0.5、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖 99

圖 5-43 Case 2 系列、高寬比 6、深寬比 1、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖 100

圖 5-44 Case 2 系列、高寬比 6、深寬比 2、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖 100

圖 5-45 Case 2 系列、高寬比 3、深寬比 0.5、風攻角 0 的立面擾動風壓係數分布圖 101

圖 5-46 Case 2 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 0 的立面擾動風壓係數分布圖 101

圖 5-47 Case 2 系列、高寬比 3、深寬比 2、風攻角 0 的立面擾動風壓係數分布圖 101

圖 5-48 Case 2 系列、高寬比 6、深寬比 0.5、風攻角 0 的立面擾動風壓係數分布圖 102

圖 5-49 Case 2 系列、高寬比 6、深寬比 1、風攻角 0 的立面擾

動風壓係數分布圖 102
圖 5-50 Case 2 系列、高寬比 6、深寬比 2、風攻角 0 的立面擾動風壓係數分布圖 103
圖 5-51 Case 3 系列、高寬比 1.5、深寬比 1、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖 104
圖 5-52 Case 3 系列、高寬比 2、深寬比 1、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖 104
圖 5-53 Case 3 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖 104
圖 5-54 Case 3 系列、高寬比 4、深寬比 1、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖 105
圖 5-55 Case 3 系列、高寬比 6、深寬比 1、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖 105
圖 5-56 Case 3 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖 106
圖 5-57 Case 3 系列、高寬比 1.5、深寬比 1、風攻角 0 的立面

擾動風壓係數分布圖 107
圖 5-58 Case 3 系列、高寬比 2、深寬比 1、風攻角 0 的立面擾動風壓係數分布圖 107
圖 5-59 Case 3 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 0 的立面擾動風壓係數分布圖 107
圖 5-60 Case 3 系列、高寬比 4、深寬比 1、風攻角 0 的立面擾動風壓係數分布圖 108
圖 5-61 Case 3 系列、高寬比 6、深寬比 1、風攻角 0 的立面擾動風壓係數分布圖 108
圖 5-62 Case 3 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 0 的立面擾動風壓係數分布圖 109
圖 5-63 Case 1 系列的立面風力分布圖 111
圖 5-64 Case 2 系列的立面風力分布圖 112
圖 5-65 Case 3 系列的立面風力分布圖 113
圖 5-66 CAARC 大樓與高寬比 6 的矩形建築物的平均基底風力係數分布圖 114

圖 5-67 CAARC 大樓與高寬比 6 的矩形建築物的擾動基底風力係數分布圖 115

圖 5-68 高寬比 2 方柱模型之前三結構模態分布圖 117

圖 5-69 高寬比 8 方柱模型之前三結構模態分布圖 117

圖 5-70 高寬比 2 矩柱模型之前三結構模態分布圖 118

圖 5-71 高寬比 8 矩柱模型之前三結構模態分布圖 118

圖 5-72 結構模型示意圖(用以檢視底層柱合成應力) 119

圖 5-73 聯合機率分布圖(Fx-Fy) 122

圖 5-74 聯合機率分布圖(Fx-Mz) 123

圖 5-75 聯合機率分布圖(Fy-Mz) 124

圖 5-76 聯合機率分布圖(Dx-Dy) 125

圖 5-77 聯合機率分布圖(Dx-Dθ) 126

圖 5-78 聯合機率分布圖(Dy-Dθ) 127

圖 5-79 聯合機率分布圖(Ax-Ay) 128

圖 5-80 聯合機率分布圖(Ax-Aθ) 129

圖 5-81 聯合機率分布圖(Ay-Aθ) 130

圖 5-82 關聯函數參數分布圖(Fx-Fy) 132

圖 5-83 關聯函數參數分布圖(Fx-Mz) 132

圖 5-84 關聯函數參數分布圖(Fy-Mz) 133

圖 5-85 聯合機率分布圖(Fy 最大值-Mz 最大值) 134

圖 5-86 以風力作組合後進行動力分析的柱應力分布圖 142

圖 5-87 以結構反應直接作組合後的柱應力分布圖 143

圖 5-88 以聯合機率法對風力作組合後進行動力分析的柱應力分布圖 144

圖 5-89 基於高斯的極值風力向量橢圓 146

圖 5-90 基於高斯的八組可能最大極值風力向量 147

圖 5-91 Case 1 系列等值橫風向風力係數γ 153

圖 5-92Case 2 系列等值橫風向風力係數γ(刪除 H/D=6 案例) 154

圖 5-93 Case 3 系列等值橫風向風力係數γ 155

圖 5-94 地況 A 系列的扭轉向風力修正 156

圖 5-95 地況 B 系列的扭轉向風力修正 157

圖 5-96 地況 C 系列的扭轉向風力修正.....158

摘要

關鍵詞：靜力分析、設計風力、載重組合、風洞試驗

一、研究緣起

由於建築物風力特性受外型及結構振動特性影響甚鉅，因此規範內容不可能涵蓋所有種類的建築物型態。我國建築物耐風設計規範及解說之內容僅適用於近似矩形之建築物。其中，風力計算方法參照國外規範，以陣風反應因子法作為順風向風力的計算理論，橫風向及扭轉向風力的計算則採用經驗式，以擬合風洞試驗的結果獲得。由於風力計算公式涉及許多理論，且風力與地震力兩者有本質上的差異,故風力計算過程相較於建築物耐震設計規範來得更為繁複。目前依據規範所計算而得的風力仍舊有許多可改善的空間。其中，在依據規範公式計算獲得風力後，應該如何合理地組合這些風力，仍是一個急待解決的問題。根據目前作法，順、橫、扭轉向風力首先須分別獨立作用於結構模型上進行靜力分析，獲得了結構物的結構反應後再進行組合。接著取其組合後的最大反應者，對應此最大反應的來風方向的順、橫、扭轉向風力作為設計風力。實際上，目標結構物的結構反應可能因為結構系統之選擇而有所不同；而且三個方向的風力未必在同一時間發生最大值，故組合時理應存在機率問題。若能有效找到直接以風力進行組合的作法，除了能有利於降低過於保守的風載重外，亦能減少操作過程的繁複性。此外，為了簡化對於低矮建築物的繁複計算(大部分低矮建築物風力不控制)，我國規範參考他國規範建議，於規範第二章第十三節提供了針對低矮建築物的簡易風力計算式，來取代第二章前幾節的一般風力計算式。然而，由於簡易風力計算式代表較為保守的設計風力值，因此必然在高寬比門檻時發生不連續的設計風力。此外，簡易風力計算式亦未考量組合，因此須一併進行探討。

二、研究方法及過程

本研究採用之研究方法有二：(1)以傳統的風洞物理模擬方法執行計畫內容有關必要的風力或風壓數據之取得及後續探討；(2)以 MATLAB 程式語言撰寫

建築物結構分析程式進行靜力分析及動力分析；並以 MATLAB 程式語言撰寫探討載重組合所需要的機率分析理論程式。結合以上兩方法以及本計畫所蒐集之重要文獻進行綜合討論，最後提出本計畫案各項預期目標的結論。

在風洞實驗方面，由於本計畫首要任務為探討高層建築物的載重組合，因此首先製作具代表性的高層建築物模型至少兩座作為風洞試驗模型，量取其表面風壓並分析其風壓及風力係數與各規範比較，確認此兩模型可用以作為後續分析所用。此兩模型與過去模型不同之處在於，此兩模型必須進行高寬比不同的風洞實驗，且分別為方柱與矩柱外型，足以提供可顯示出橫風向風力及扭轉向風力比例較大的案例模型為原則。本研究預備於內政部建築研究所的風雨風洞實驗室中進行風壓量測實驗。為了確保後續探討所需要的實驗數量足夠，以淡江大學風工程研究中心的第一號風洞實驗室作為預備。首先以皮托管量測邊界層高度風速，原理為利用量測內外管的壓力差，經熱線流速儀校正後可量測邊界層位置的動態風速作為參考風速壓。接著量測模型表面的動態分壓分布，並利用參考風速壓來計算風壓係數。對於高層建築物而言，　　風速的改變並不會造成分離的現象改變，因此可以僅採用一合理縮尺風速即可；然而具有曲面的結構物則會因為雷諾數的影響而改變風力的估算。在本研究中，將盡量採用高風速以獲得符合實際的高雷諾數範圍。

在數值分析方面，由於研究團隊採用主持人所屬之教學單位採購之軟體進行程式撰寫，因此不需另行採購、亦無採用大陸軟硬體造成資料外洩之虞。以 MATLAB 撰寫本研究所需之程式有以下好處：(1)自建結構分析程式可用以進行各種靜力、動力分析，亦可自由建立使用者函數方便運算；(2)可結合主持人過去於多次委託計畫案所建立之程式庫，不須重新撰寫；(3)可用以訓練本計畫參與之研究人員的程式撰寫能力。MATLAB 同時具有十分出色的圖表繪製功能，對於本計畫成果的展現很有助益。

在規範驗證方面，本計畫引用了各國最新版規範進行歸納整理，同時以實驗結果進行驗證，最終提出與現有規範比較的結果以及最佳的建議方案。

三、重要發現

從各國規範中可以分為兩類，第一類為美加規範類，其規範內容中並未規定橫風向風力與扭轉向風力，而是以風壓的方式來作整體力量的施加，所以並沒有所謂風力組合的問題。然而美加規範中定義了數種不同的風力估算方法，其中亦包含了以主要風向角為設計的流程,可以說雖然沒有提供風力組合形式,但其預測結果仍然準確。第二類則為日本 ISO 規範類，此類規範內容中明確定義了橫風向風力與扭轉向風力，因而也提供了此三種風力如何組合的問題。在組合的時候，多採用三種不同情境(順風向最大時、橫風向最大時、以及扭轉向最大時)，搭配不同深寬比及結構頻率等參數進行組合係數的計算。此類規範中以日本規範最為詳細，ISO 規範則簡化之。我國規範則是採用 SRSS 的概念，將三不同風力均乘上各自的組合係數後為一合成風力，此合成力沒有所謂何者最大問題，然而也提供了一定的準確度。此外，研究團隊發現我國規範中第十節、第十一節與第十三節有互相矛盾的地方，亦即出現相同含意的公式，但其公式參數卻不同。應當盡快進行適當的修改。除此之外，我國簡易風力計算的方式仿效一般風力計算方式，同樣均有順、橫、扭三個風向。然而檢視日本規範及 ISO 規範可以發現，其簡易風力的估算方式僅為順風向風力乘上一放大倍數,代表涵蓋了橫風向風載重效應及扭轉向風載重效應的貢獻,較為簡單快速。

研究團隊針對規範修訂分為兩部分提出建議。首先是第十二節的部分，研究團隊提出三種不同方法以載重直接進行組合的方式，與動力分析結果進行比較。其結果雖然相較於日本規範及 ISO 規範採用結構效應組合的方式來得稍偏保守，但採用外力直接進行組合的方式較為快速且同樣具有與動力分析結果相同的變化趨勢。然而此三種方法中也有可以改善的空間，例如橫風向與扭轉向可以採用相關係數(Correlation coefficient)再進行精算，類似於日本規範及 AIJ 規範均有此考量。此外，研究團隊亦證明了目前規範所採用的 SRSS 概念方法實際上與日本規範及 ISO 規範有一定的準確度，與動力分析結果相比，確實不至於導致預測失真，雖然較為繁複但仍屬實用。研究團隊也納入了目前國內外實驗室常採用的聯合機率方式來進行估算，證實了此種方式在具有風洞實驗數據的狀況下，可以獲得最佳的準確度，然而相對地，其計算過程也最為繁複。以研究團隊的執行本計畫的預期目標來說，採用外力組合的程序的確可以具有一定的準確度且執行效率變快。

接著是第十三節簡易風力的修訂部分，本研究分成兩個部份給出建議。第一個建議是，研究團隊認為簡易風力可以改用放大順風向風力的風載重效應的方式來涵蓋橫風向及扭轉向風力的作法。此作法在日本規範及 ISO 規範均已揭示許久，執行起來又十分快速便利。目前我國規範中對於簡易風力的計算式仿效一般計算式仍然分成三個，但並沒有明確表示如何組合此三個簡易風力。在簡易風力計算式通常偏保守的前提下，倘若不進行折減，那將會對低矮建築物造成極大不合理的風力組合。第二個建議是，研究團隊認為，倘若不採納第一個建議，則至少需採納本研究提出的簡易扭轉向風力計算式。此修正的計算式結果較符合風洞實驗進行動力分析結果，在高寬比 3 的門檻上，也沒有所謂的過大斷層問題。對於規範使用者來說，會是一個比較合理且較小的風力計算式。最後研究團隊不免要重複提出的概念：我國規範第一版承襲美國規範架構而來，定義了順風向風力計算方式。而後於第二版中納入了日本規範的橫風向與扭轉向風力計算方式。如今最新版的美國規範實際上已經跟過去我國規範第一版所參考的版本內容相差甚多，架構也已完全不同。相互比較之下，反倒我國規範的架構與日本規範或者歐洲國家多採用的 ISO 規範較為相近。研究團隊認為，我國規範在下一版的修訂中，應首先探討整個架構的問題，然後再討論細部修訂，如此規範的修訂才能有條不紊，遵循穩定的發展。

在實務應用授權方面，研究團隊採用了 PSERCB 及 SERCB 兩套目前在土木工程界廣為使用的耐震初評及詳評系統作為範例說明，從各個角度探討耐風設計評估的系統開法可行性。實務應用授權要能成功執行，必須取決於國內市場。倘若國內市場普遍認為現有的耐風評估問題僅在計算繁複，由專家座談所蒐集的業界意見看來，則恐怕沒有系統開發的市場需求。研究團隊為了瞭解國內風洞實驗的需求量是否足以推廣開發介面系統(或其他機制)來提升業界工程師於耐風設計時的效率，初步調查了國內進行風洞實驗之案件量與總金額，得知從 2011 年至 2020 年期間，環境風場風洞實驗案及建築物的風載重風洞實驗案的粗估執行金額約為 3 億至 3 億 5000 萬元之間，且此數字不包含委託至國外(含大陸)的風洞實驗執行單位的金額，亦不包含採用 CFD 數值模擬方式來估算的案件。依照研究團隊的經驗，提升業界工程師於耐風設計的效率是必要的，但不見得是在介面系統發開上，而可能是在於風洞實驗相關的面向進行機制的

研擬，例如建置公正的第三方審查機制以確保實驗報告的品質。

四、主要建議事項

建議一

重新檢視我國耐風設計規範整體架構：立即可行建議

主辦機關：內政部建築研究所

協辦機關：社團法人中華民國風工程學會

綜合研究團隊數年來執行內政部建築研究所計畫的經驗可歸納出：我國規範第一版承襲美國規範架構而來，定義了順風向風力計算方式。而後於第二版中納入了日本規範的橫風向與扭轉向風力計算方式。如今最新版的美國規範實際上已經跟過去我國規範第一版所參考的版本內容相差甚多，架構也已完全不同。相互比較之下，反倒我國規範的架構與日本規範或者歐洲國家多採用的 ISO 規範較為相近。研究團隊認為，我國規範在下一版的修訂中，應首先探討整個架構的問題，然後再討論細部修訂，如此規範的修訂才能有條不紊，遵循穩定的發展。

建議二

內政部建築研究所可於所內網站提供本研究成果供各界下載參考：立即可行建議

主辦機關：內政部建築研究所

協辦機關：社團法人中華民國風工程學會

由本研究成果可以了解目前我國耐風設計規範2.12節及2.13節的內容上均有可以調整的空間，而且 2.13 節與 2.10 節尚有公式矛盾不一致的情況。本研究提出三種風力組合模式，簡化風力組合時的繁複過程。此外，本研究建議可以採用日本規範及 ISO 規範中等值橫風向風力的方式，以放大順風向風力效應的方法來估算低矮建築物的整體風力。建議內政部建築研究所可於所內網站提供本研究成果供各界下載參考。

建議三

實際建築之實場監測計畫：中長期建議

主辦機關：內政部建築研究所

協辦機關：社團法人中華民國風工程學會

任何一個結構系統的風載重設計，均需要多方驗證來加以評估其方法論的準確性。因此研究團隊十分建議未來在經費許可的前提下，進行三年至五年的高層建築、低矮建築、甚或大跨度屋蓋結構的實場監測計畫，其中應該包含結構位移反應的量測和風速風向的量測等，方能夠提供給未來規範修訂者作為驗證的對照資料，甚或激發更多與風力導致結構物破壞的研究主題。

ABSTRACT

Keywords: Static analysis, Designing wind force, Load combination, Wind tunnel test

Background

Wind loads on buildings significantly depend on the building's appearance and its dynamic characteristics. Regulation or standard cannot cover the suggestive values for all kinds of structures. In Taiwan's code, it is clearly defined that the regulation content regarding the design wind load on the mainframe system and local component claddings is only applicable to those buildings with regular rectangular shapes. In design loads of the mainframe system, the along-wind load is estimated based on the gust response factor, the across-wind load and the torsional wind load are based on empirical models approximated from wind tunnel test data. Compared with the design earthquake loading, the design wind load is sensitive to the building appearance, and therefore inevitably, a more complicated loading estimation procedure is expected. The current Taiwan code for designing wind loads still requires effort to revise to a more sound status. Among those revision issues, reasonably combining along-wind, across-wind, and torsional wind loads is one of the essential issues to define. According to the current regulation, the along-wind, across-wind, and torsional wind loads are individually applied to the structural model to obtain the corresponding individual structural responses. By selecting the target structural response quantity, individual along-wind responses,

across-wind response, and torsional response are combined based on the SRSS concept as a resultant response. Different wind attack angles may result in different resulting responses. The dominant one is the set of along-wind, across-wind, and torsional wind loads that produce the maximum resultant response. The designer can choose a different target structural response quantity so that the dominant set may be different.

Moreover, the maximum wind loads in the along-wind, across-wind, and torsional directions are not necessarily happening simultaneously. It would be reasonable to involve a joint probability relationship when combining them. The designers would benefit the designers if the combination rule were revised to solve the concerns mentioned above. Another issue would be the simplified estimation procedure of wind loads. It is found that the simplified estimation procedure. However, it provides a speedy way to give the initial design wind load; it is still confusing when the designer compares the common estimation procedure and the simplified estimation procedure in the case of critical buildings.

Research Methodology

This research adopts two approaches: (1) to obtain necessary wind force data of buildings based on conventional wind tunnel testing; and (2) to proceed with static analysis and dynamic analysis based on MATLAB-language programs for structural response estimation. Particularly in the second approach, probability-related parameters are to be studied through MATLAB-language

programs too. Combining results from two approaches and the discussion from literature reviews, the expected achievements in this project are to be fulfilled. The following two paragraphs describe the details of the two approaches. In the conventional wind tunnel testing, at least two building models with different buildings shapes (depth/breadth ratio = 1.0 and 2.0) are to be made for surface pressure measurement. By integrating wind pressure with the representative area, the dynamic-wind force for the mainframe is obtained for further analysis. The two-building models are both made with an aspect ratio of 8 so that the model can be elevated to different heights for different aspect ratios from 1.5 to 8.0. And since the turntable can rotate the D/B = 2.0 building model, the case of the D/B = 0.5 model can be produced. This research will collect wind force data for the following three variable ranges: (1) D/B = 0.5, 1.0, 2.0; (2) H/B = 1.5, 2.0, 2.5, 3.0, 3.5, 4.0, 5.0, 6.0, 7.0, 8.0; and (3) wind attack angle θ = 0, 15, 30, 45, 60, 75, 90 degrees. However, it is still insufficient if compared to the code range. The wind force data here is mainly for validating load combination methodologies, not for the formulation of combination rules. Besides the above model cases, this research also applies surface measurement to the CAARC building model for a nearly true surrounding environment as a comparison set. The aerodynamic forces of this wind tunnel test are compared with the ideal cases. Details of conducting wind tunnel tests are presented in the chapter content later. In the structural analysis, MATLAB-language programming is adopted by the PI since it provides a powerful calculation in structural matrix analysis for static and dynamic analysis, and it is freely downloaded in PI's

university. By using MATLAB, all the necessary analyses in this research can be done. In comparing with international standards or regulations, this research has collected all the latest versions of the globally known international codes, such as ASCE, AIJ Recommendation, and ISO standards, and so on. At the end of this research, the PI expects to propose revised content based on these well-known codes for the next generation of Taiwan code.

Important findings

We can categorize all the latest versions of international codes into two types. The classical one of the first types is the ASCE code. In ASCE 7-16 code, there is no formulation for across-wind and torsional wind force estimations, so that there are no clear combination rules to combine them. The ASCE 7-16 code regulates how wind pressures are distributed over the surface of the buildings. The classical one of the second types is the AIJ Recommendations. The AIJ 2015 Recommendation provides the estimation formulas for across-wind and torsional wind loads. Further, the AIJ Recommendation offers three different scenarios for load combinations. The ISO 4354-2009 adopts a similar concept and includes simplified formulas for combination scenarios. Taiwan Code does not belong to any of these two types. In Taiwan, the load combination of three wind forces is carried out by the SRSS concept. When comparing different codes, the research team also found inconsistent text content in Chapter 2 – the simplified formulas are mentioned in Sections 10, 11, and 13; however, the procedures are not consistent. This should be corrected as soon as possible. Another worth noting point is, the simplified formulas in

Taiwan Code are also for along-wind, across-wind, and torsional wind forces. However, there is no explanation about how to combine them. In AIJ or ISO codes, the simplified formulas are just based on the along-wind force estimation; a multiplication factor is added to enlarge the along-wind response as the overall response. This is truly a convenient method rather than the current one in Taiwan Code.

The research team has proposed two revision suggestions. The first suggestion is to suggest a new combination of rules for the along-wind, across-wind, and torsional wind forces. There are three approaches tested with the dynamic analysis results. Although the comparison results are more conservative, they are genuinely faster than the original way in the current code. The SRSS approach has also been verified to be precise enough and applicable. Finally, the research team would like to propose a procedure to replace the current one in Taiwan Code. The proposal is based on the same combination of rules in AIJ and ISO codes. The second suggestion in this research is to replace the current simplified procedure with the same one adopted in AIJ and ISO codes. If the existing code has remained, we can propose a new simplified formula for the torsional wind force to replace the current one. The new one will provide a better convergent result with the general formula for the torsional wind force. Besides the two suggestions from the research team, we also propose to reexamine the whole structure of the Taiwan Code, which was based on ASCE 7-88 and before versions. The ASCE codes have been revised quite differently, and the wind force characteristics in Taiwan are more like the wind

force characteristics in Japan. It is believed to be a more reliable code if we can revise the code more broadly.

Regarding the authorized practical application of research results, the research team has adopted two examples, the PSERCB, and the SERCB systems, for discussion with experts from industrial fields. It is concluded that to successfully promote an evaluation system of design wind loads for the domestic engineers requires a bigger market in Taiwan. If the evaluation system is developed to simplify the calculation procedure in the existing code, the experts from the industry generally consider it does not meet the actual demands. To understand whether the evaluation system should be based on wind tunnel tests or not, the research team did a survey and found that the number of wind tunnel tests is enormous. Moreover, the industry requires more detailed information and higher quality insurance of wind tunnel tests than expected. The research team concluded that it is crucial to increase the efficiency to evaluate the design of wind loads of buildings. However, developing an interface is not a critical approach to achieving this goal. It may be more beneficial if we can establish a fair system to guarantee the quality of the wind tunnel tests.

Suggestions

Suggestion 1

Examining the structure of Taiwan Code for design wind loads: Immediate

Organizer: Architecture and Building Research Institute, Ministry of

Interior

Co-organizer: Taiwan Association for Wind Engineering

From the research results of recent projects made by the PI, it is concluded that our first version of the Taiwan Code for designing wind loads was made based on ASCE specifications. The main contribution of it is to offer the evaluation methodology of the along-wind force. In the second version, the evaluation methodologies of across-wind and torsional forces from AIJ Recommendations were added to enrich its application range. However, the latest ASCE specification has been revised to a pretty different frame from before. More consistencies can be found between the Taiwan Code and the Japan Code. The PI suggests that it is necessary to reshape the basic skeleton of the Taiwan Code for the next version revision. After confirming the skeleton of the code, details can be modified or added with the latest regulations from overseas.

Suggestion 2

Modifying the content of Sections 12 and 13 of Chapter 2 in the current Taiwan Code: Immediate

Organizer: Architecture and Building Research Institute, Ministry of Interior

Co-organizer: Taiwan Association for Wind Engineering

According to the results of this project, the research team suggests replacing the current combination rules for three wind forces concerning the

AIJ or ISO Codes in Section 12 of Chapter 2. The research team also suggests replacing the present formulas of three simplified wind forces concerning the more convenient way adopted in the AIJ or ISO Codes.

Suggestion 3

Field monitoring project of a true high-rise building: Long-term

Organizer: Architecture and Building Research Institute, Ministry of Interior

Co-organizer: Taiwan Association for Wind Engineering

Any proposed evaluation methodologies require the field data for validation. Therefore, the PI strongly suggests that in the future a field monitoring project of a high-rise building should be carried out to provide various data for all kinds of validations. The monitoring work should at least last for three to five years and it should cover high-rise buildings, low-rise buildings, and large span roof structures. From the observation of true data, more research topics may be found and new solutions may be derived.

第一章 緒論

第一節 研究動機

我國屬強震颱風多發地區，除了不定期會受到強烈地震而造成人命、經濟的損失外，平均每年侵襲台灣三至四次的颱風也常常造成巨大的經濟損失甚或發生受傷事件。特別是我國民眾普遍對於風災感受不深，因此經常輕忽了風力對建築結構物所造成的損害。我國 1961 至 1998 年的 38 年間所受的風災累積金額為 4,562 億元；而百年一遇的 921 大地震受災損失金額約為 3,200 億元。直觀上，一次的大地震將重創整個社會，但常年的颱風所造成的影響雖然不多卻可以累積很可觀的損害金額。我國自詡為發展中國家要邁入已發展國家之林，面對災損的態度應從以人命的損失為指標提升至以控制經濟損傷及居住品質的層次。

由於風力跟地震力具有本質上的不同，因此不應以評估地震力的思維來評估風力形式。風力之大小受到建築物形狀以及建築物的結構動力特性影響甚重。由內政部建築研究所 107 年度執行的委託研究案「應用風洞試驗進行建築結構物等值靜載重評估研究」的研究成果中發現，結構物的反應評估與結構物的動力特性，如振動頻率、結構振態、阻尼等，有相當大的關係。不同的建築物種類，例如高層建築物及大跨度屋蓋結構物，對於風力的評估方法應有所不同。以規則的矩形高層建築物而言，目前耐風設計規範中所採用之陣風反應因子法所評估之結果與時間域動力分析結果十分符合。但對於其他如大跨度屋蓋結構物而言，採用研究文獻中的 LRC 方法及慣性力法將獲得更佳的結果。因此我們可認為，針對規則的高層建築物而言，在不簡化順風向風力的前提下，如何將其與橫風向風力及扭轉向風力進行有效的結合以獲得該結構物的最大反應，是規範第二章第十二節內容的重點。而由於此三種風向的最大風力不見得會同時發生，因此應該考慮此三力的機率組合問題。同時，當高寬比足夠低的時候，應以較為簡化的組合方式取代現有必須進行靜力分析方能選擇風力的作法。此部分的考量並非一昧地追求現有風力計算式的簡化。研究團隊認為，由於風力與地震力本質上的不同，即便花費再多的時間及資源在風力公式的簡化上，其效果既不能維持良好的評估準確度，亦不會大幅提升設計者對風力規範的滿意度。因此，提供一個合理且快速的載重組合方式，方能真正提升設計者使用規

範的效率。

我國規範第二章第十三節內容中，提供了高寬比小於 3 以下的低矮樓層建築物有關順風向、橫風向、及扭轉向簡化風力公式。其公式之提出，是針對高寬比較小的低矮建築物通常不需要複雜的陣風反應因子法，而逕自採取較快速的計算方式。然而，簡化公式通常提供以相較於一般風力計算式來得更保守的載重。因此在接近此簡化公式使用之門檻條件範圍的建築物高寬比時，採用何種方式給定風力將造成設計者的揣測，進而無法維持規範的一致性。因此，本計畫亦欲提出折衷方案以避免此敏感高寬比範圍的不協調現象。

本計畫之重要性在於提升規範使用者的使用效率、以及提高規範使用者對於風力評估本質上與地震力之差異性的認知度。根據研究團隊多年來執行本所委託研究計畫案之經驗，規範之修訂可分類為幾種情況修訂：(1)風力評估的準確度提升；(2)設計範圍的擴大；(3)設計條件之更新；以及(4)使用效率的提升或評估過程之簡化。以第(1)種修訂而言，107 年度執行的委託研究案「應用風洞試驗進行建築結構物等值靜載重評估研究」即屬此類；以第(2)種修訂而言，109 年度執行的委託研究案「國際耐風設計規範局部風壓係數之本土化擬合研究」即屬此類；以第(3)種修訂而言，105 年度執行的協同研究案「建築耐風設計規範風速模式探討及設計風速修訂研究」及 108 年度執行的協同研究案「建築物耐風設計規範之基本設計風速修訂研究」即屬此類。過去內政部建築研究所執行的計畫案種類多著重於前三項，本研究計畫則著墨於第四項情況。

建築物耐風設計規範及解說自 2015 年最新版本公布以來，加上目前我國政府積極發展光電、風電等綠能設施，結構物受風影響所產生的結構安全問題、人體舒適度問題甚或吹落物造成其他結構物損傷的情形，逐漸受到大眾的重視。特別是現代電腦運算能力大幅提升，較過往更能準確地預測颱風路徑以及威力。然而我國每年受颱風侵襲所造成的經濟損失卻遲遲無法有效下降。仔細判斷可以歸納出兩點因素：首先我國民情普遍關注天災造成傷亡數量而較不重視經濟損失；再者，我國目前規範不足之處尚多，遇到工程問題多半由於經驗不足的判斷或者依據錯誤的印象而導致錯誤設計。本研究重要性由上述可以獲得充分理解，因此本研究之預期目標亦依循此核心概念而設定，希望透過本案之執行，

完善我國規範中相關條文的內容，讓國內各界進行耐風設計時有最新的依據與國際接軌。

第二節 研究目的

國內相關於本研究計畫的成果部分可以說，目前並未有針對本計畫所提及的兩主題，規範 2.12 節及規範 2.13 節，進行系統性的討論。然而與此兩主題有部分關連性的研究文獻則有許多。以內政部建築研究所曾執行過的研究計畫案為例，主持人於 107 年度所執行過的委託研究案「應用風洞試驗進行建築結構物等值靜載重評估研究」中，綜合目前國內外主要的等值風載重模式，以不同結構物模型的風洞實驗結果探討等值風載重模式準確度。然而，該計畫並未針對順風向風力、橫風向風力及扭轉向風力如何組合進行討論。王靚蕙(2013)則以多達 169 種組合的建築物風洞試驗結果，進行三種風力的相關性研究並提出如何組合的係數建議。然而在該研究中，此組合係數以載重為主，並非以組合後的結構反應為主，因此該研究所提出的組合係數尚須要進一步的驗證才行。

本研究計畫所涉及之參數亦與來風風向有相當大的關係。國內規範所提供的設計方法為矩形建築物的四個立面的來風向進行組合的選擇。進行風洞實驗時，則通常以 36 個風攻角進行風力風壓量測的實驗，因而通常可以藉由實驗獲得多組載重組合。本計畫執行過程中，亦將試著探討隨著風攻角改變而造成的結構反應影響。最後，簡化風力公式的研究有賴於累積足夠數量的風洞實驗樣本數。環顧國內，可說僅有本計畫協同主持人於淡江大學風工程研究中心所建立的氣動力資料庫，持續累積具有多種參數的風洞實驗範例，具有檢驗目前簡化風力公式及進行改善的能力。故此，本計畫研究團隊之組成對於本計畫之順利進行應具有莫大的助益。

本研究計畫之形成主要著眼於規範使用者進行風力評估時，容易造成之兩項錯誤應用。首先，建築物耐風設計規範第二章第十二節中，針對決定載重組合的方式過於繁複，導致規範使用者採用規範進行計算時，容易造成誤會而錯估建築物受風力作用之程度。此外，目前規範第二章第十三節內容中所提出的簡化風力公式容易與一般風力計算式在高寬比接近採用門檻條件範圍時造成誤解。本研究計畫的目的在於解決以上兩種可能會造成設計者誤用規範的情況。透過風洞實驗以及研究團隊長期在風速及風向、等值風載重模式評估上的研究成果，希望能分別提出能有效提高設計者使用效率的方案，同時建立一個實際

的高層建築物計算範例進行說明。此外，由於本所近年來著重於研究成果與實務應用之結合，故本計畫執行期間亦將探討本計畫研究成果未來是否有值得進行技術授權及認證收益機制之可能性。

第三節 研究內容與方法

本研究採用之研究方法有二：(1)以傳統的風洞物理模擬方法執行計畫內容有關必要的風力或風壓數據之取得及後續探討；(2)以 MATLAB 程式語言撰寫建築物結構分析程式進行靜力分析及動力分析；並以 MATLAB 程式語言撰寫探討載重組合所需要的機率分析理論程式。結合以上兩方法以及本計畫所蒐集之重要文獻進行綜合討論，最後提出本計畫案各項預期目標的結論。本計畫之研究步驟分為如後三部分說明，研究流程圖則請參見圖 1-1。

在風洞實驗方面，由於本計畫首要任務為探討高層建築物的載重組合，因此首先製作具代表性的高層建築物模型至少兩座作為風洞試驗模型，量取其表面風壓並分析其風壓及風力係數與各規範比較，確認此兩模型可用以作為後續分析所用。此兩模型與過去模型不同之處在於，此兩模型必須進行高寬比不同的風洞實驗，且分別為方柱與矩柱外型，足以提供可顯示出橫風向風力及扭轉向風力比例較大的案例模型為原則。本研究預備於內政部建築研究所的風雨風洞實驗室中進行風壓量測實驗。為了確保後續探討所需要的實驗數量足夠，以淡江大學風工程研究中心的第一號風洞實驗室作為預備。首先以皮托管量測邊界層高度風速，原理為利用量測內外管的壓力差，經 Cobra 風速計及皮托管校正後可量測邊界層位置的動態風速作為參考風速壓。接著量測模型表面的動態分壓分布，並利用參考風速壓來計算風壓係數。獲得風壓係數積分為各樓層風力，然後按照長度縮尺放大回實場估算實場建築物風力，最後建立實場尺寸的建築物有限元素模型進行靜、動力分析。對於高層建築物而言，風速的改變並不會造成分離的現象改變，因此可以僅採用一合理縮尺風速即可；然而具有曲面的結構物則會因為雷諾數的影響而改變風力的估算。在本研究中，將盡量採用高風速以獲得符合實際的高雷諾數範圍。

在數值分析方面，由於研究團隊採用主持人所屬之教學單位採購之軟體進行程式撰寫，因此不需另行採購、亦無採用大陸軟硬體造成資料外洩之虞。以 MATLAB 撰寫本研究所需之程式有以下好處：(1)自建結構分析程式可用以進行各種靜力、動力分析，亦可自由建立使用者函數方便運算；(2)可結合主持人過去於多次委託計畫案所建立之程式庫，不須重新撰寫；(3)可用以訓練本計畫

參與之研究人員的程式撰寫能力。MATLAB 同時具有十分出色的圖表繪製功能，對於本計畫成果的展現很有助益。

本計畫中涉及一定程度的風洞實驗工作，因此需要仰賴內政部建築研究所的硬體設備以及技術人員的協助。為因應本案需要的計算，除將採用 MATLAB 程式語言撰寫分析理論程式以外，亦須參考大量文獻作為數據比較的工具。由於風洞模型試驗量測須於本所位於台南市歸仁區的低速風洞試驗設施進行，在設施與儀器之使用方面，敬請內政部建築研究所相關人員提供必要之配合與協助。

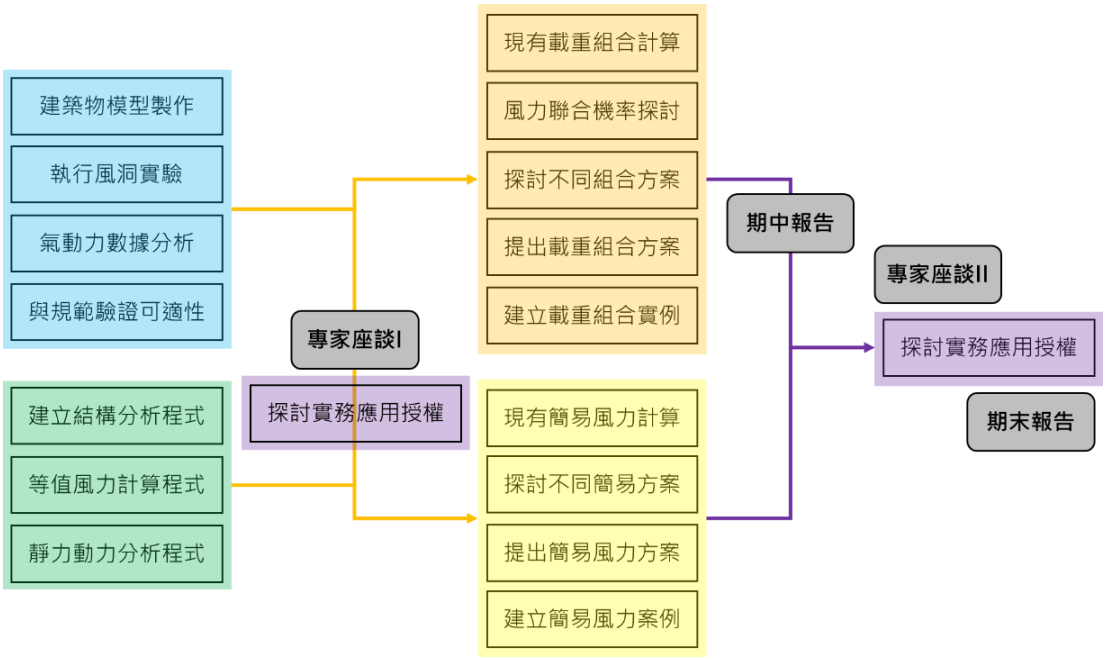


圖 1-1 計畫執行流程圖

資料來源：【本研究整理】

第二章 本計畫於實務應用授權之可能性

由於內政部建築研究所已累積多年的研究成果，其中有相當程度部分與規範制定有關，因此研究團隊在本計畫規畫之初，納入探討如何將執行本計畫所獲得之成果，利用實務應用授權的方式，提供給更多實務界的設計者使用。除了推廣內政部建築研究所的計畫研究成果於實務應用，亦盼能藉由此作法來減低目前規範使用者普遍認為建築物耐風設計規範內容公式過於複雜、較難理解使用的情況。以下內容參考國內同性質之 PSERCB、SERCB 兩套系統，來做說明。

如圖 2-1 所示為 PSERCB 的發展流程。PSERCB 全名為「鋼筋混凝土建築物耐震能力初步評估系統」，是由內政部營建署認證，可由業界工程師採用線上填寫資料、並由基於規範既有之法規內容的網頁介面取代手算方式，來提供給設計者於現地工作時，快速獲得鋼筋混凝土建築物對於地震力是否具備耐震力之初步評估。在初期時，先由內政部建築研究所以委託研究案的方式，委託給大學端的研究室進行開發。然而由於委託研究案有期限要求，因此雖然 PSERCB 於委託計畫期間已具備當初設計之功能，然而尚無法採用雲端方式提供給設計者方便應用。為求系統能達到便民的目的，由大學端研究室自行持續研發，而後於 105 年發生美濃大地震時發揮功效。為了往後能有效地提供設計者快速給予耐震評估的評鑑成果，以便政府能快速給予災民分等級之輔助，因此於同年由內政部訂為國內初評使用系統。利用此系統即可避免法規內容繁複的手算，快速地提供評鑑結果作為政府判斷所用。而後又於同年九月通過營建署認證，完成其等同於法規效力的位階。由於 PSERCB 系統成功地將研究成果轉為線上系統的方式為工程師所用，因此為了能有效推廣該系統，於 107 由內政部再行委託大學端研究室，進行全省各地的 PSERCB 系統的講習會，並且該系統內入營建署所管，並由大學端研究室進行無償性質的系統維護。

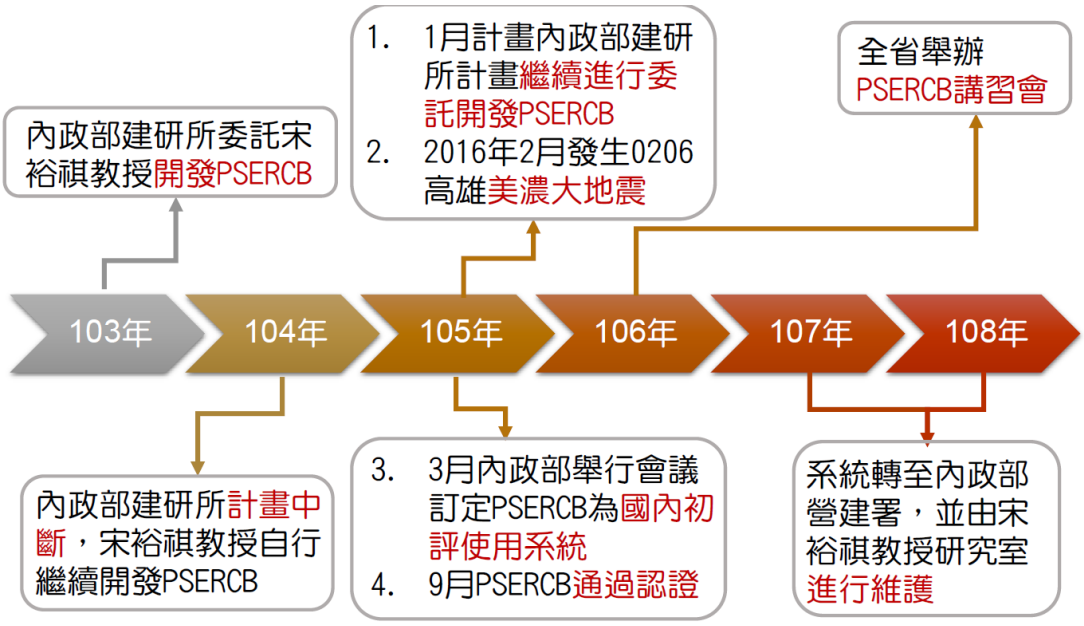


圖 2-1 PSERCB 開發流程示意圖
資料來源：【本研究製作】

相同的，SERCB 也屬於類似的發展過程，如圖 2-2 所示。SERCB 的全名為「鋼筋混凝土建築結構耐震能力評估系統」。類似於 PSERCB，但屬於詳細的耐震能力評估系統，所要求的參數及評估內容更為詳細，較屬於非立即性的評估系統，提供給工程師使用，其系統評估結果同樣具備有法規認可的效力，能用於工程師製作耐震評估報告內容。

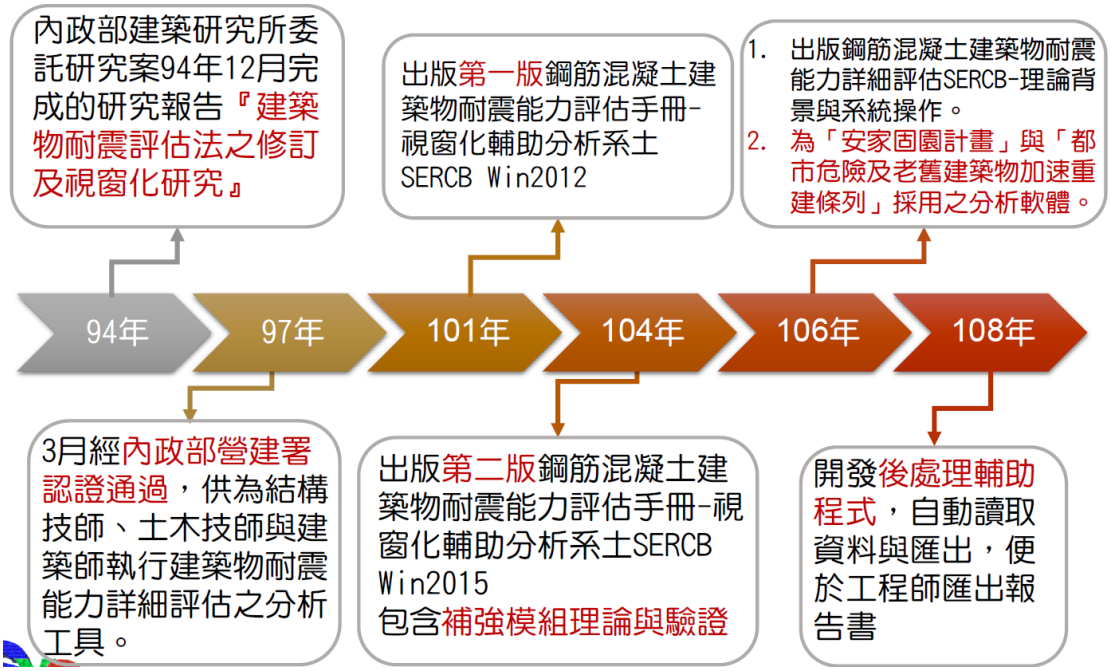


圖 2-2 SERCB 開發流程示意圖

資料來源：【本研究製作】

從上述兩系統的簡介中可以歸納出以下幾點此類系統開發的必要背景。首先，此兩套系統在開發之初即已有耐震評估相關內容的規範或法規(建築物耐震設計規範及解說)存在。第二，評估系統內容所使用的內容或知識均為該領域專業教科書或者大眾已接受的理論方法，並非先新創理論而後建置網頁介面。第三，工程師完全可以不採用此兩系統而自行開發自我的專有系統，進行耐震能力之試算，僅需於提出報告時附上詳細作法流程，交由第三方專家學者評估亦可。同樣可為法規所接受。第四，兩系統雖然屬於內政部營建署所有，可用以將其試算結果作為評估報告提出，但營建署並無專業能力進行系統維護，而是交由大學端的研究室進行無償性的平時維護，亦無安排專員為此系統進行與使用者的交談或教學。

基於以上兩範例，本研究團隊以建築物耐風設計規範及解說為例，進行背景說明而後再針對本計畫內容進行歸類，提出可行建議。以下內容亦包含了本計畫第一次專家座談的重點。

首先，建築物耐風設計規範同樣與建築物耐震設計規範具備相同的法律地位，均為要求國內工程師進行建築物設計時，應滿足該建築物的耐風能力需求而存在。然而，與耐震設計規範不同的背景在於，我國傳統土木工程教育中，對於建築物耐風能力的訓練不普遍，因此形成了國內工程師對於耐震規範內容可自行閱讀理解，而對於耐風設計規範內容無法自行閱讀理解使用的氛圍。久而久之，國內工程師普遍有規範內容公式過於艱深、難以使用的抗拒心理。然而平心而論，國外所有耐風規範內容大同小異，均建立於合理的學理基礎而發展出的評估方式。甚或比較於美國 ASCE 規範、加拿大 NBC 規範、日本 AIJ 規範來看，我國規範已屬於內容偏簡單的規範。加上現今電腦技術進步，計算能力大幅提升，實無所謂難以計算之理。

第二，倘若要仿造 PSERCB、SERCB 來進行耐風評估系統的開發，則由於規範本身已存在，因此該系統的使用範圍必須完全符合規範法律的限制。換言之，系統所採用的計算方式必須屬於規範內容範圍所承認的作法。所謂開發系統，其實僅為加速其計算的速度，而非發展一套全新的理論方法即可以系統為人所用。一套全新的理論方法建立應首先考量以納入規範修訂內容為首要目標，經過各界專家學者的驗證，方能再以不同的介面系統方式來執行之。在美、日、加等國家中，所謂的規範並非強制要求遵守，與我國情形不同，例如常見的美國 ASCE 規範、加拿大 NBC 規範、日本 AIJ 規範，均為各國學會所制定，屬於非強迫性的規定。這些規範的制定歷經長年的研究成果累積，逐漸為專家學者所承認，最後在適當的時機點納入該國規範修訂，”建議”該國工程師使用之。相反地，我國規範具有法律效力，因此若工程師採用規範進行設計但建築物仍然受損，則工程師本身應無刑責的問題，而屬於制度面不全的問題。這是國情文化不同所造成的結果。然而可以想見的是，制度的修改須有一定的程序，因此通常規範的修訂少則五年一次，多則十年一次，部分規範甚至十幾年未曾修訂過都不是罕見。

第三，工程師完全可以自行開法符合規範內容範圍的介面系統，用以快速其計算時間。然而工程師並不能自行以獨特或毫無學理基礎且未經由第三方審查意見的計算結果來做為已完成耐風評估的報告。假設介面系統的開發僅為加速工程師的規範使用、或者避免自行手算規範內容，則開發介面系統並無太大

意義。因為電腦技術日新月異，隨時可以有新的程式語言、新的電腦介面，來不斷更新系統。從這個角度來看，耐風設計評估中可以容許以風洞實驗取代規範計算的彈性。因此若要開發介面系統，研究團隊建議應以風洞實驗為根本，配合規範所允許的範圍內，進行具有學理基礎的設計方法的系統開發。如此一來，開發一套系統上具有其特殊便利性。比如說，本研究團隊於 109 年度所完成的委託研究案「國際耐風設計規範局部風壓係數之本土化擬合研究」中已經提出如何結合氣象測站的歷史資料及風洞實驗的表面風壓資料，來根據不同設計回歸期計算局部風載重的方法。此方法建立於風洞實驗，且具有穩固的學理基礎,其計算過程卻又十分複雜,因此特別適合發展介面系統來取代人工計算。

第四，研究團隊於本計畫第一次專家座談所收集到的業界意見為，介面系統的開發若可以取代複雜的手算並為國內政府單位認證，則業界可以放心使用該系統來提出耐風設計評估報告。然而，業界同樣也表示，此類介面系統的使用必須為免費，主要原因在於此類介面系統係符合規範範圍之存在，並無全新創見，因此業界完全可以自行開發快速計算的界面來滿足需求，實無付費使用的意願。然而，可以從建築物耐風評估所需要的風力計算中發現，決定設計風力的因素與結構動力特性有關以外，與結構外型有相當大的關係，因此通常業界的建築物設計在規範範圍外時，會利用風洞試驗來了解如何設計，而其學理與規範所採用的學理相同，可透過第三方結構審查獲得驗證使用。故此，系統的開發若可以囊括目前規範所沒有的內容、且已存在於其他國家(如美、日、加)規範中，則可以整合於系統中。

實務應用授權要能成功執行，必須取決於國內市場。倘若國內市場普遍認為現有的耐風評估問題僅在計算繁複，由專家座談所蒐集的業界意見看來，則恐怕沒有系統開發的市場需求。以本計畫執行的內容來看，主要是為了修訂目前規範第二章第十二節、第十三節中的內容，提出綜合各國最新規範及風洞試驗結果的作法，以期於下一版規範修訂中可以納入取代現有作法。可以說本計畫之執行並非屬於整體性研究計畫，而是局部性研究計畫。如圖 2-3 所示，以 PSERCB 系統的流程來看，本計畫內容僅為前兩項流程，並無軟體的開發，亦無建置系統或資料庫之要求。此外，檢視過去內政部建築研究所所委託的研究計畫案，則可以發現所內已分別於 100 年、104 年、105 年委託完成「建築物耐風設計程式之研發與應用」、「建築物耐風設計規範及解說技術手冊研擬」、「建

築物耐風設計系統程式開發研究」。研究團隊建議若為了能快速滿足業界對於系統開法的需求(可快速計算並為政府所背書)，則應該綜合以上三項所內歸屬之計畫案成果，並由所內依據規定向營建署提出認證需求。

圖 2-3 本計畫內容與 PSERCB 系統開發流程之關係圖(左為本計畫契約文字)
資料來源：【本研究製作】

最後，研究團隊為了瞭解國內風洞實驗的需求量是否足以推廣開發介面系統(或其他機制)來提升業界工程師於耐風設計時的效率，初步調查了國內進行風洞實驗之案件量與總金額，得知從 2011 年至 2020 年期間，環境風場風洞實驗案件數約為 400 件，其委託金額大小不一，但估算執行金額約為 9000 萬元至 1 億元之間。而建築物的風載重風洞實驗案件數約為 250 件，件數較少但每

件委託金額較大，估計執行金額約為 2 億至 2 億 5000 萬元之間。以上數字不包含委託至國外的風洞實驗執行單位的金額，例如過去的台北 101 大樓以及目前正在興建的淡江大橋。此外，環境風場案件亦不包含採用 CFD 數值模擬方式來估算的案件。依照研究團隊的經驗，目前尚有大陸的風洞實驗室跨海接受我國業者的委託進行實驗的案例。從以上的說明可以了解，提升業界工程師於耐風設計的效率是必要的，但不見得是在介面系統發開上，而可能是在於風洞實驗相關的面向進行機制的研擬。

第三章 本計畫理論背景

第一節 大氣紊流邊界層原理

地表附近空氣的移動受到地面之起伏、建築物、林木作物分佈等的磨擦作用的影響，使得平均風速隨高度而變，形成一垂直分佈剖面，越接近地表風速愈慢。此「風速剖面」直接受到地表粗糙狀況之影響，而影響所及的範圍稱之為「大氣邊界層」。在邊界層頂部之風速通常稱之為梯度風速(Gradient wind)。一般風工程之應用所涉及的問題大都發生在較強的風勢情況下，而於近地表上數百公尺高度的大氣邊界層範圍內。在強風的情況下，大氣紊流作用遠超過熱對流作用。由於紊流之強制混合趨向於形成中性層差，所以本節對大氣邊界層之討論僅限於中性層差之「大氣紊流邊界層」。大氣紊流邊界層之厚度視風之強度、地表之粗糙程度及所在之緯度而定，通常在數百公尺至數公里之間。本計畫案的風洞實驗中，很重要之一項工作即是要模擬邊界層高度內紊流流場的各項重要性質，其中包括有平均風速特性及紊流特性。

平均風速剖面

在大氣紊流邊界層中，風速隨高度變化形成風速剖面。一般在廣大且均勻的地況發展下，有兩種經驗公式能描述不同高度上的平均風速分佈：指數律(Power law)及對數律(Logarithmic law)，分述如下：

(1) 指數律

大氣紊流邊界層中，水平方向均佈之地形上的平均風速剖面，以指數律表示：

$$\frac{U_z}{U_\delta} = \left(\frac{z}{\delta}\right)^{\alpha} \tag{3-1}$$

在式(3-1)中的$U(z)$為某高度z的風速；δ為大氣邊界層高度；$U(\delta)$為大氣邊界層高度δ的平均風速；α值取決於地表粗糙度及大氣穩定度。當α值隨地表粗

糙度及大氣穩定度之增加而變大，δ亦是如此。δ、α之值可依地形之不同，採用表 3-1 的建議值。指數律對於高風速和距地面0.1δ以上邊界層內之平均風速剖面適用性較佳。

表 3-1 不同地況之指數律參數

地形分類	Davenport		ANSI	
	α	δ(m)	α	δ(m)
海岸地區	-	-	1/10	215
開闊地區	0.16	275	1/7	275
鄉鎮郊區	0.28	400	1/4.5	400
都市地區	0.4	520	1/3	460

資料來源：【本研究整理】

(2) 對數律

$$U_z = \frac{1}{k} u_* ln\left(\frac{z}{z_0}\right) \tag{3-2}$$

式(3-2)中k為 von Karman 常數，約為 0.4；u_*為地表摩擦速度(Friction velocity)；z為距離地表高度；z_0為地表粗糙長度尺度(Roughness length)。z_0對照不同地況的關係可參考表 3-2。探討地表面風場特性，平均風速剖面使用對數律剖面較適。現今的高層建築皆有上百公尺之高度，所受風力 90% ~ 95%由結構物上半部承受，故以指數律描述本實驗較符合實際狀況。

表 3-2 不同地況之地表粗糙長度尺度

	z_0(公分)
沙地	0.01 ～ 0.1
農地	4 ～ 10
偏遠郊區	20 ～ 40
鄉鎮區	80 ～ 120
都會區	200 ～ 300

資料來源：【本研究整理】

紊流強度剖面

一般接近地表面附近的氣流屬於紊流，風速是由平均風速跟擾動風速所組成其瞬時的速度向量可以分成縱向、側向及垂直向。當中以縱向速度擾動對結構影響遠大於其他方向。紊流強度為擾動風速均方根值與平均風速之比值，是描述紊流最簡單有效的方法，順風向的紊流強度表示式可定義如下：

$$I_{uz} = \frac{\sqrt{\overline{(u_z')^2}}}{U_z} \tag{3-3}$$

式(3-3)中I_{uz}為高度z處縱向U的紊流強度；U_z為該高度的平均風速；$\sqrt{\overline{(u_z')^2}}$為擾動風速的均方根值。當風的擾動在越接近地面時，地表越粗糙，則風速擾動越大。由此可知風的擾動與地表粗糙程度有關係，Simiu (1978)曾以下式預測此一關係：

$$\overline{(u_z')^2} = \beta \times u_*^2 \tag{3-4}$$

式(3-4)中係數β一般認為與高度無關而與地表粗糙程度有關，其常用值可參考表 3-3。

表 3-3 地表粗糙長度尺度對應之β

z_0(cm)	0.005	0.07	0.3	1	2.5
β	6.5	6	5.25	4.85	4

資料來源：【本研究整理】

紊流積分長度尺度

在流場中任一點的風速擾動，可視為由平均風速帶來許多大小不一的渦漩(Eddies)疊加所造成，各渦漩皆會對該點造成週期性擾動。而紊流長度尺度便是指流場內渦漩大小的平均尺寸。在實際量測時，量測者不可能同時獲得流場內各點之瞬時資料，故利用凍結流場(Frozen field)觀念，即在一穩定流場，單點歷時量測的資料其統計特性可代表平均流速在同樣時間內流過之距離，在此距離內各點瞬時資料的統計特性。利用此觀念將自相關性函數對時間軸積分，可得時間尺度(Time scale)，再乘上平均風速，即可得紊流長度尺度(Integral length scale)。

大氣紊流邊界層中紊流積分長度尺度有九個分量分別表u、v、w三向風向在x、y、z三軸向之長度尺度，最常考慮的是x向u分量的尺度，定義為：

$$L_u^x = \frac{U_z}{(u_z')^2}\int_0^\infty R_u(\tau)d\tau \tag{3-5}$$

其中$R_u(\tau)$為擾動風速的自相關函數，由定點擾動風速頻譜做反傅立葉轉換可得之，故上式可改寫為：

$$L_u^x = U_z \cdot T_e \tag{3-6}$$

$$T_e = \int_0^\infty \frac{R_u(\tau)}{(u_z')^2}d\tau = \int_0^\infty \frac{U(t)U(t+\tau)}{(u_z')^2}d\tau \tag{3-7}$$

其中τ為時間延遲(Time lag)。紊流積分長度尺度會隨地表粗糙尺度增大而

降低的函數。Counihan (1975)建議在高度$z = 10$~240公尺之間，x向之縱向紊流尺度L_u^x與高度z關係經驗式為：

$$L_u^x = C \cdot z^m \tag{3-8}$$

其中C會隨地表粗糙長度尺度z_0增加而降低的函數，m則反之。式中係數C與m可由圖 3-1 曲線獲得。

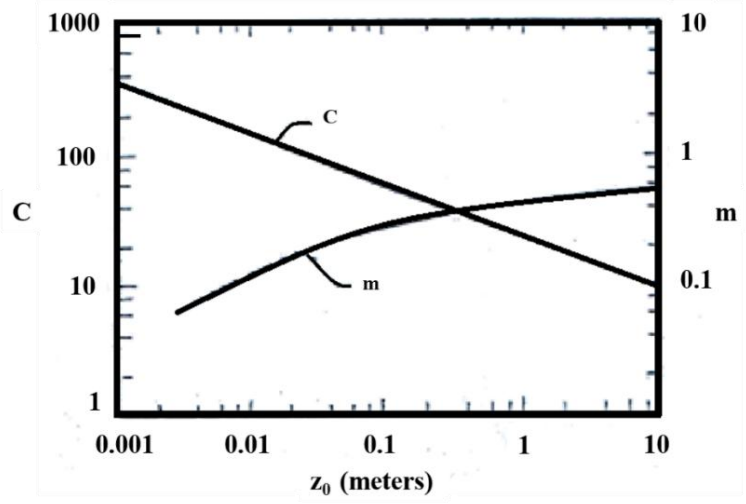


圖 3-1 紊流積分長度尺度參數C、m與高度z_0關係圖
資料來源：【本研究製作】

擾動風速頻譜

自然界之風具有紊流現象，而紊流運動基本上是可視為由許許多多各種不同尺度之渦漩(Eddies)所組成，而各種尺度可依其頻率高低來代表。故理論上可以把紊流能量依不同頻率下能量之分配情形，應用能譜(Power spectrum)來加以描述。通常，可將紊流能譜依頻率分為三個部分：(1)低頻部分之含能渦漩區(Energy containing eddies)；(2)中頻部分之慣性次階區(Inertial subrange)；(3)高頻部分之黏滯消能區(Viscous dissipation)。紊流之能量傳輸，基本上是由低頻部分之大尺度渦漩抽取平均流之動能，再經由慣性次階向高頻部分之消能區傳遞，以提供邊界處黏滯摩擦效應所需損耗之能量。其中低頻部分含最大尺度之渦漩，為支撐紊流動亂之主體部份，亦即係能量提供者，此乃頻譜分析研究重點所在。

各種不同尺度渦漩可用其頻率高低表示，故可利用紊流能譜來描述各種不同頻率下之能量分配情形。關於紊流能譜分佈，依據 Kolomogrove 理論與假設，可推導出慣性次階區之能譜關係式：

$$S(n)\sim\varepsilon\times n^{-\frac{5}{3}} \tag{3-9}$$

式中為$S(n)$能譜密度(Power spectrum density)；ε為紊流能量消耗率(Energy dissipation)；n為紊流渦漩頻率(Frequency)。相關常用之風譜公式分別為式(3-10)與式(3-11)：

$$R_N(z,n)=\frac{4f_L}{\left(1+70.8f_L^2\right)^{5/6}} \tag{3-10}$$

$$R_N(z,n)=\frac{6.8f_L}{\left(1+10.2f_L^2\right)^{5/3}} \tag{3-11}$$

上式中$R_N(z,n)$為無因次化能譜密度函數(Non-dimensional power spectral density function)，f_L為無因次頻率。

第二節 基本鈍體空氣動力學理論

當氣流流經結構體，由於流體本身(如風速、紊流強度之大小等)以及結構體造成流體於結構表面形成的分離現象、尾跡等，皆會使結構體發生各種形式的振動，此屬氣動力現象。此外，結構振動也影響了其附近流體行為，改變了流體作用於結構上的壓力，進而使結構的振幅有所變化，這種流體與結構體間耦合情形，稱為氣彈力現象。此壓力變化與結構體運動之位移、速度、加速度相互耦合對結構振動的影響，分別可視為氣動力勁度、氣動力阻尼和氣動力質量的效應。一般結構受風作用時，氣動力阻尼對於結構的振動現象有較大的影響，足以表示大多數之氣彈力現象。

分離(Separation)

當流體流經鈍體表面時，會產生一逆壓梯度(Adverse pressure gradient)發生衰減效果，其慣性力在接近物體表面時，產生衰減進而在物體表面產生分離或逆流(Reverse flow)之現象。並且受表面曲率、粗糙度及雷諾數的影響，使流體在其表面有分離的現象。對於具有尖銳邊緣之鈍體，氣流之分離必在此尖銳邊緣上發生，並且在鈍體後之尾跡中造成渦漩。至於具連續表面曲率之物體，其分離的位置和雷諾數有關，雷諾數越大者，則分離點會越往後移。

再接觸(Reattachment)

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)曲率增大，繼而使剪力層增厚，當柱體之深寬比夠大，則分流線將再度接觸到鈍體之頂面或兩側面，是為再接觸現象。再接觸現象之發生與鈍體長寬比、高寬比及流場特性有密切關係。深寬比增加則此現象越容易發生，紊流強度增大使再接觸點靠近鈍體前緣。

尾跡(Wake)

流體流經鈍體產生分離後，分離出之渦漩向下游逐漸消散，其流動軌跡形成尾跡。尾跡中渦漩對結構來說為一負壓區，間歇性尾跡渦旋亦對結構體形

成擾動性外力。有關鈍體渦旋、分離跟再接觸情形，可由圖 3-2 示意圖看出。

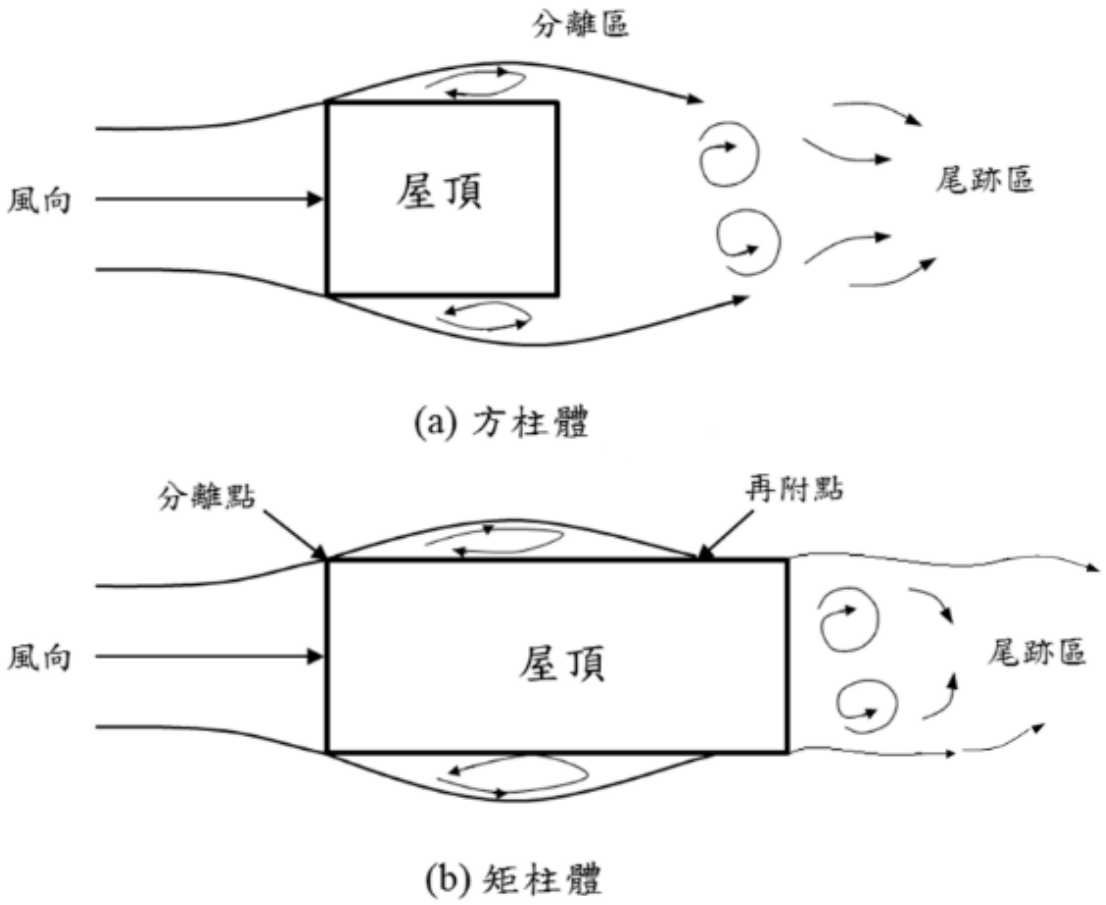


圖 3-2 鈍體分離流及渦旋示意圖
資料來源：【本研究整理】

渦散作用(Vortex shedding)

氣流流經鈍體時，於兩側產生分離剪力層，在分離後會交互流出渦旋，對結構體側面產生週期性作用力，稱為渦散作用。而此分離剪力層隨距離之增加增厚，在結構背風面捲曲，產生渦旋並形成尾跡。渦散作用具有一特徵頻率稱之為渦散頻率(Shedding frequency)，其對橫風向作用有相當大影響，不但和風

速有關亦和結構物形狀、大小有關，對於非圓形結構物則和風攻角也有關。一般以無因次之史特赫數(Strouhal number)表示其關係：

$$S_t = \frac{f_x \cdot D}{U} \tag{3-12}$$

其中f_x：渦散頻率；D：結構特徵尺度。一般而言，方柱之史特赫數約為0.13，圓柱則約為0.2，其物理意義代表尾流中最顯著之大尺度渦漩的無因次化頻率。

阻力與升力(Drag and Lift)

氣動力根據兩組不同的座標系統而予以方向上的區別。若考慮以風向作為座標系統的主軸，則平行於來風風向以及垂直於來風風向的兩正交軸可定義為風向軸(Wind axes)，此兩風向軸一般稱為順風向與橫風向。如圖 3-3 中的左圖所示，航空學中多稱順風向風力為拖曳力或阻力(Drag, D)，橫風向風力為升力(Lift, L)。若考慮以結構體座標(Body axes)作為系統主軸，則氣動力可分為正交的 x 軸力(Fx)與 y 軸力(Fy)，如圖 3-3 中的右圖所示。兩系統座標的夾角α則稱為風攻角。

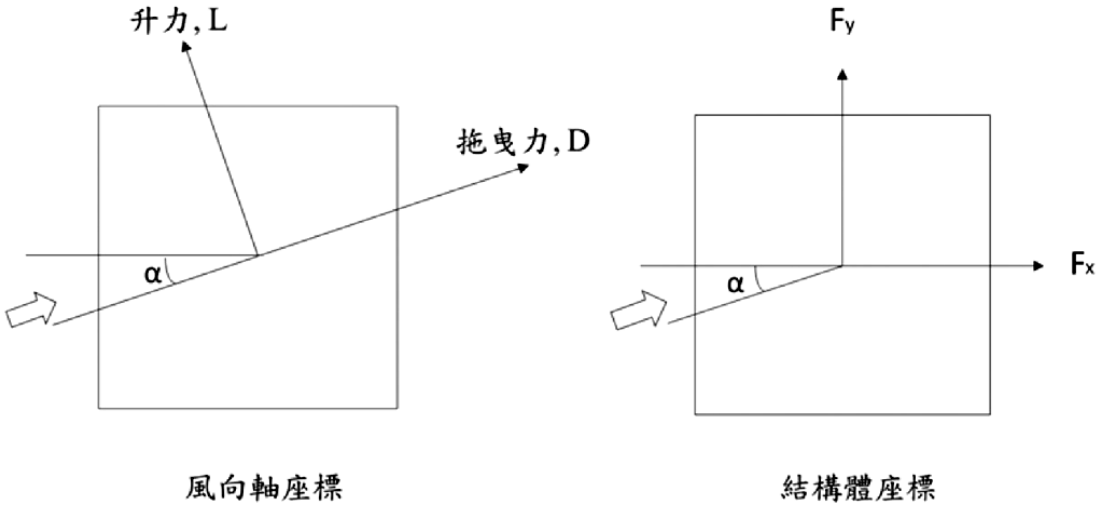


圖 3-3 風向軸與結構軸座標系統

資料來源：【本研究整理】

風壓係數與風力係數

邊界層外之流場以及鈍體流外側的流場特性，若可視為無黏滯性且無渦度產生，則可以用基本的流體力學定律－白努利定律描述之：

$$p + \frac{1}{2}\rho_a U^2 = \text{constant} \tag{3-13}$$

其中p為流體壓力，即風壓；U為流體流速，即風速；ρ_a為流體密度，即為空氣密度。若於相同流場中但不受結構體干擾的區域內，存在風壓p_0且該處風速為U_0，則可將式(3-13)改寫為：

$$p + \frac{1}{2}\rho_a U^2 = p_0 + \frac{1}{2}\rho_a {U_0}^2 \tag{3-14}$$

改寫等號左右兩邊則可以得到：

$$p - p_0 = \frac{1}{2}\rho_a\left({U_0}^2 - U^2\right) \tag{3-15}$$

若以式(3-15)表示為物體表面風壓分佈，則常以無因次化風壓係數表示之：

$$C_p = \frac{p - p_0}{\frac{1}{2}\rho_a {U_0}^2} \tag{3-16}$$

或者

$$C_p = \frac{\frac{1}{2}\rho_a\left({U_0}^2 - U^2\right)}{\frac{1}{2}\rho_a {U_0}^2} = 1 - \left(\frac{U}{U_0}\right)^2 \tag{3-17}$$

其中$\frac{1}{2}\rho_a {U_0}^2$為一參考風速壓。若考慮停滯點的所處位置，由於停滯點的流

速U為 0，則計算式(3-12)所得的風壓係數為 1.0。若考慮一般建築物的迎風面最大風壓係數，則稍微略低於此一理論值。然而若流速大於U_0，由式(3-12)所計算的風壓係數則為負值。嚴格來說，白努利方程式並不適用於描述分離流或尾跡區域內的流速與壓力狀態。然而，若可以經測量獲得剪力流及尾跡外側的流速，結構體表面風壓係數則仍可透過式(3-12)合理計算求得。

風力係數的定義方式類似於風壓係數：

$$C_F = \frac{F}{\frac{1}{2}\rho_a {U_0}^2 A} \tag{3-18}$$

其中F為流體氣動力，A為迎風向的投影面積。若考慮較長的鈍體或僅以二維空間考慮即可，則式(3-18)簡化為單位長度的風力係數：

$$C_f = \frac{f}{\frac{1}{2}\rho_a {U_0}^2 b} \tag{3-19}$$

其中f為單位長度流體氣動力，b為鈍體的參考長度。一般來說，參考長度多定義為結構體垂直於來風風向的幅度。

風壓係數與風力係數兩者均為受到許多因素影響的無因次化量值，包括結構體的幾何外形或者逼近流的紊流特性等等。而這些影響結構體表面風壓係數或風力係數的因素，可以根據物理上的去因次化或者直接的肉眼觀察，將這些影響因素分類為無因次化的變數集合(Non-dimensional groups)。假設我們進行風洞實驗得到大量、類似的幾何外型鈍體的流場數據。由於這些鈍體均具有相同的特徵長度，例如具備有相同的長、寬、高比例，這些鈍體所量測到的表面風壓分布在相同位置上可視為一受到無因次化變數x_1、x_2、x_3等的函數，寫成：

$$C_p = \mathrm{f}(x_1, x_2, x_3, \dots, etc) \tag{3-20}$$

舉例來說，無因次化變數可能有如表 3-4 所列的幾種較為常見的參數。

表 3-4　常見影響風壓係數或風力係數的無因次化變數

d/z_0	鈍體特徵長度(d)與地面粗糙度的比值(Jensen number)。其中z_0為粗糙長度。
$I_u,\ I_v,\ I_w$	逼近流在u、v、w三個方向的紊流強度。
$L_u/d,\ L_v/d,\ L_w/d$	u、v、w三個方向的紊流尺度長度與鈍體特徵長度的比值。
Ud/v	流體慣性力與黏滯力的比值(Reynolds number 雷諾數)。其中v為空氣的動黏滯係數。

資料來源：【本研究整理】

一般來說，在式(3-20)中，用以表示風洞試驗與實場量測兩者所得的數據必須相等，此即為物理相似律。進行風洞試驗時，以幾何縮尺模型代替原實際建築物在風洞試驗室裡進行表面風壓分布的量測。風洞實驗中所量得的數據經過無因次化處理後，根據相似律，其無因次化的量值應等同於實場所量測的無因次化數值。故採用風洞試驗可取代耗費人力物力的實場量測。

雷諾數(Reynolds number)

常見的影響鈍體表面風壓分布的無因次化變數中，雷諾數可視為流體力學中最重要的影響參數之一。雷諾數的定義為流體慣性力與黏滯力的比值。當鈍體在流場中時，主要考慮在鈍體表面上形成的邊界層，以及自由剪力流的黏滯力效應。對於具有尖銳角緣的鈍體而言，雷諾數對表面風壓分布的影響常被忽略。其原因在於，流體圍繞在此類鈍體時，分離現象總是在角緣處發生。以建築物來說，例如側牆與屋頂連結處。此時雷諾數大小對於分離現象的發生並無影響，故進行此類建築物的縮尺模型風洞試驗時，可忽略雷諾數效應。然而對於具有曲線幾何外形的結構體，例如圓柱體或拱形屋頂等，流體在其表面分離的位置隨著雷諾數的影響而有所不同。此外，逼近流的紊流特性將減低此雷諾數對於曲面鈍體發生分離的影響程度。故在進行探討圓柱體或具有曲面外形的鈍體時，須同時考慮雷諾數與流場紊流的影響。

詹森數(Jenson number)

對於處在大氣紊流邊界層的建築物而言，我們可以定義一無因次化參數，用以了解邊界層粗糙度對鈍體周圍流場的影響。詹森數(Jensen number)可定義為一鈍體結構特徵長度，通常是建築物的高度，相對於所處之紊流流場中粗糙長度(z_0)的比值。由詹森(1958)進行的一連串系統性風洞試驗中，即以此參數探討縮尺模型表面風壓分布特性對於粗糙長度的影響，故以其名字命名此參數。由該系列的試驗中發現,較大的逼近流紊流強度對於具有較大粗糙長度的地面,將減少分離流發生再接觸現象所需要的長度，尤其在建築物兩側及屋頂處最為顯著。對於計算一固定高度的建築物的擾動風力係數來說，較大的詹森數代表著較大的紊流邊界層地表粗糙長度，亦即較大的逼近流紊流強度。因此，所得之係數值受詹森數影響甚大。一般來說，減低詹森數即代表著增加風壓係數的均方根值。

擾動風力與風壓(Fluctuating force and pressure)

大氣紊流邊界層中的紊流場特性已於前面的章節中介紹過，此大氣邊界層的紊流特性與本章節所介紹圍繞在鈍體四周、較為不穩定的流場特性，如分離現象的發生、再接觸等，均對建築物產生具高度擾動特性的風壓或風力。對建築物造成擾動風壓或風力的主要來源有三：(1)存在於大自然中的紊流或者自由流的陣風，或可稱為抖振(Buffeting)。若是結構體的尺度相對於大氣的紊流尺度較小,則風壓或風力的變化可視為隨著流速改變而改變(Quasi-static assumption,準靜定假設)。(2)由鈍體本身造型造成周圍流場改變的不穩定流，如分離現象與再接觸，甚或分離後形成的渦流尾跡。(3)由於結構體本身的振動而產生的擾動外力，如氣動力阻尼(Aerodynamic damping)現象等。此類的擾動力來源通常發生於基本結構頻率較小，可視為柔性建築物的氣彈結構。

準靜定假設(Quasi-static assumption)

準靜定假設是許多建築物耐風設計規範的基本假設，即一個結構物所受的擾動風壓隨著逼近流的擾動風速而定。因此可以假設式(3-21)的成立。

$$p(t) = C_{p0}\frac{1}{2}\rho_a[U(t)]^2 \qquad (3\text{-}21)$$

其中C_{p0}為準穩定風壓係數；$U(t)$可進一步分為平均部分跟擾動部分，故式(3-21)可改寫為下式：

$$p(t) = C_{p0}\frac{1}{2}\rho_a[\overline{U} + u'(t)]^2 = C_{p0}\frac{1}{2}\rho_a[\overline{U}^2 + 2\overline{U}u'(t) + u'(t)^2] \quad (3\text{-}22)$$

取式(3-22)的平均值：

$$\bar{p} = C_{p0}\frac{1}{2}\rho_a[\overline{U}^2 + {\sigma_u}^2] \quad (3\text{-}23)$$

若逼近流的紊流強度極小，則${\sigma_u}^2$值相對於$\overline{U}^2$來說甚小可以被忽略，此時準靜定風壓係數C_{p0}可約略等於平均風壓係數$\overline{C_p}$，式(3-23)可進一步寫為：

$$\bar{p} \cong C_{p0}\frac{1}{2}\rho_a\overline{U}^2 = \overline{C_p}\frac{1}{2}\rho_a\overline{U}^2 \quad (3\text{-}24)$$

若將式(3-24)由式(3-22)去除，即去除掉平均部分，則擾動風壓$p'(t)$可寫為：

$$p'(t) = C_{p0}\frac{1}{2}\rho_a[2\overline{U}u'(t) + u'(t)^2] \quad (3\text{-}25)$$

忽略中括號中的第二項(假設低紊流強度)並平方後取平均值，則式(3-25)改寫為：

$$\overline{p'^2} = \overline{C_p}^2\frac{1}{4}{\rho_a}^2\left[4\overline{U}^2\overline{u'^2}\right] = \overline{C_p}^2{\rho_a}^2\overline{U}^2\overline{u'^2} \quad (3\text{-}26)$$

式(3-26)為均方風壓擾動值與均方風速擾動值的準靜定關係式。若由此式預測極值風壓，則可得到式(3-27)如下。

$$\hat{p} = C_{p0}\frac{1}{2}\rho_a\left[\hat{U}^2\right] \cong \overline{C_p}\frac{1}{2}\rho_a\hat{U}^2 \tag{3-27}$$

因此我們可以基於準靜定假設,透過式(3-27)預測極值風壓為平均風壓係數與極值陣風風速壓相乘而計算求得。這也是許多規範以計算基本設計風速的陣風因子為設計方法的理論基礎。然而以此方式計算求得的擾動風壓或風力，忽略了建築物周圍不穩定氣流的影響。此外，當計算大面積的擾動風壓時，如大跨徑屋蓋表面，準穩定假設結果將由於完全相關性的假設而過於保守。上述的兩種效應均須透過更詳細複雜的假設方能求得。

對於自鈍體分離的剪力流及其於後方形成的渦流，在前述的幾小節已有初步認識。無論鈍體上游的逼近流為紊流或平滑流，分離的現象均會發生；而鈍體表面的風壓分布則可由逼近流的特性予以分辨預測。對於一個鈍體而言，兩側的分離剪力流向後逐漸轉動而交替地在尾跡區產生規律的渦流。這些渦流隨著向下游移動而逐漸衰減變小，此規律的軌跡我們稱之為「馮卡門渦列(von Karman vortex street)」。若是來自上游的逼近流具有較大的紊流特性，則將減弱渦流交替出現的規則性，但是渦流能量可以被維持住甚至加強而不至於很快衰減。鈍體本身的振動亦可能會加強渦流的能量，甚或導致發生渦流頻率（或渦散頻率）與鈍體結構頻率相同時產生的「鎖定(Lock-in)」現象。

鈍體空氣動力學的實際應用範圍十分廣泛，本章節所描述部分主要以建築物耐風設計為範疇，若欲了解更進一步的鈍體空氣動力學的進階知識，則可透過閱讀參考文獻中的著作而得知。

第三節 本計畫所採用之動力分析方法

現實結構物是一個無限自由度的連續質量體，然而要對其進行分析有其困難性，因此發展出將系統離散化的方法，有限元素就是其中一種。可以將結構物分成若干段，稱之為有限單元，對於建築結構物來說通常是一根梁、柱或是一片樓板。這些單元只在節點處連接，可以利用單元的節點自由度來組合結構物整體性質，如式(3-28)、(3-28)所示為常見的的單元質量矩陣與勁度矩陣。

$$m = \begin{bmatrix} m_x & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & m_y & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & m_z & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & m_{\theta_x} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & m_{\theta_y} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & m_{\theta_z} \end{bmatrix} \tag{3-28}$$

$$k = \begin{bmatrix} \frac{AE}{L} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{12EI_z}{L^3} & 0 & 0 & 0 & \frac{6EI_z}{L^2} \\ 0 & 0 & \frac{12EI_y}{L^3} & 0 & -\frac{6EI_y}{L^2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{GJ}{L} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{6EI_y}{L^2} & 0 & \frac{4EI_y}{L} & 0 \\ 0 & \frac{6EI_z}{L^2} & 0 & 0 & 0 & \frac{4EI_z}{L} \end{bmatrix} \tag{3-29}$$

利用單元的質量矩陣及勁度矩陣，可將各自由度的質量與勁度進行組合形成整個結構體的全矩陣。經過適當的假設，例如結構阻尼比假設為 1%或 2%，可以進一步估算系統阻尼矩陣。由於常見的高層建築受風反應行為多半假設為剪力樓板，因此可以將單層樓的自由度轉移至質心上，簡化各層樓的結構質量與勁度矩陣為每一樓層僅具備兩水平向位移自由度以及一扭轉向角度自由度。然後進行後續的動力分析。另一個情況為假設高層建築為抗彎樓板，容許單一樓層具有較多的自由度，以便估算梁、柱桿件之複雜應力行為。結構分析原理

在許多文獻中俯拾即是，本報告不多做詳細的解釋。以下簡單介紹本計畫採用的兩種動力分析方式。

時間域直接積分分析

若外力或地面加速度是隨時間變化的隨機變數訊號，那麼對於運動方程式進行解析解，通常是不可能的。此類問題可以通過時間逐步積分法，對運動方程式來進行求解。常見的時間逐步積分法為 1959 年 N. M. Newmark 發展的廣泛公式如下：

$$\dot{u}_{i+1} = \dot{u}_i + [(1-\gamma)\triangle t]\ddot{u}_t + (\gamma \triangle t)\ddot{u}_{i+1} \tag{3-30}$$

$$u_{i+1} = u_i + (\triangle t)\dot{u}_i + [(0.5-\beta)(\triangle t)^2]\ddot{u}_i + [\beta(\triangle t)^2]\ddot{u}_{i+1} \tag{3-31}$$

參數β及γ定義了時間步進法的加速度變化，並且決定穩定性與精度。利用前節所述之質量、阻尼、勁度矩陣(在風力作用下，一般假設為恆定值)，推算出式(3-30)、(3-31)中的β及γ；此外，進一步檢驗$\triangle t$的時間間隔是否影響其求解的收斂度。接下來可以透過特徵值求解模態頻率、模態的方式，將多自由度的結構系統轉變為對應多組模態的各單自由度廣義座標系統，分別求解單自由度廣義運動方程式之後，再利用模態分布反算回原有座標系統的反應。另一方面亦可以直接利用矩陣進行逐步積分求解。前者多稱為模態分析，後者為直接積分分析。

狀態空間法是一種現代控制理論的方法，傳統控制理論大多是針對單自由度線性系統，通常在頻率域或是使用時間步進法求解，其中時間步進法必須假設其初始值使得計算結果無法表示系統的初始狀態，且時間步進法是利用試誤法使其逼近精確解，並無法真正表現出系統的細部狀態。而狀態空間法是一種純數學的矩陣方法，優點在於可以對多自由度進行分析，且不限制系統狀態，也不用假設初始條件,可以反應系統全部的運動狀態,缺點是計算過程較複雜，對於簡單結構反而增加其計算負擔，且結果並不像傳統方法這麼直接，必須再經過數據處理。狀態空間的計算方法是從組態空間(configuration space)開始進行推導，如下式：

$$M_s\ddot{x}_s(t) + C_s\dot{x}_s(t) + K_s x_s(t) = e_s w(t) \tag{3-32}$$

$$\ddot{x}_s(t) = -M_s^{-1}K_s x_s(t) - M_s^{-1}C_s\dot{x}_s(t) + M_s^{-1}e_s w(t) \tag{3-33}$$

應用數學方法，將組態空間轉換至狀態空間上，如下兩式：

$$\begin{bmatrix}\dot{x}_s(t)\\ \ddot{x}_s(t)\end{bmatrix} = \begin{bmatrix}0 & I\\ -M_s^{-1}K_s & -M_s^{-1}C_s\end{bmatrix}\begin{bmatrix}x_s(t)\\ \dot{x}_s(t)\end{bmatrix} + \begin{bmatrix}0\\ M_s^{-1}e_s\end{bmatrix}w(t) \tag{3-34}$$

利用變數轉換可以得到狀態空間方程式 $\dot{z}(t) = Az(t) + Ew(t)$ 其中：

$$\mathrm{z}(t) = \begin{bmatrix}x_s(t)\\ \dot{x}_s(t)\end{bmatrix} \tag{3-35}$$

$$A = \begin{bmatrix}0 & I\\ -M_s^{-1}K_s & -M_s^{-1}C_s\end{bmatrix} \tag{3-36}$$

$$E = \begin{bmatrix}0\\ M_s^{-1}e_s\end{bmatrix} \tag{3-37}$$

其中$\mathrm{z}(t)$為狀態向量(States vector)，A為系統矩陣，E為外力向量，此時狀態空間的自由度會是組態空間的兩倍。對系統矩陣A作特徵值分析可以得到其特徵值矩陣$\Gamma = \begin{bmatrix}\gamma & 0\\ 0 & \gamma^*\end{bmatrix}$，假設其特徵值$\gamma = \alpha + j\beta$，$\gamma^* = \alpha - j\beta$，則自然頻率$w_s = \sqrt{\alpha^2 + \beta^2} = |\gamma| = |\gamma^*|$，阻尼比$\xi_s = -\frac{\alpha}{\sqrt{\alpha^2+\beta^2}} = -\frac{\alpha}{|\gamma|}$。之後則如同模態分析步驟。

<u>頻譜域分析</u>

另外可以利用頻譜分析方法來針對隨機振動訊號進行動力分析。一般可從風洞試驗中取得建物模型的風力資料，進而利用結構模態估算廣義風力(Generalize force)歷時$F(t)$，對其進行傅立葉轉換取得功率頻率密度(Power spectrum density)$S_F(f)$。將此外力頻譜乘上建築物的機械阻抗函數(Mechanical admittance function)的平方$|\mathrm{H}(f)|^2$，可以得到廣義結構反應頻譜$S_x(f)$。最後再積分廣義結構反應頻譜求得反應變異數。不同模態的變異數則可以 SRSS 方式組合而得總反應之變異數值。此外，亦可以直接採用交頻譜方式進行計算，最後再以CQC方式獲得具有耦合效應的總反應之變異數值。式(3-38)表示為x、y、θ三方向的位移反應均方根值，式(3-39)表示為x、y、θ三方向的加速度反應均方根值，式(3-40)則為建築物機械阻抗函數，依照對應的方向來給予相對應的結構頻率f_0及阻尼比ξ。

$$\sigma_x = \frac{\sqrt{\int_0^\infty |H(w)|^2 S_{Fx}(w)dw}}{K} \tag{3-38a}$$

$$\sigma_y = \frac{\sqrt{\int_0^\infty |H(w)|^2 S_{Fy}(w)dw}}{K} \tag{3-38b}$$

$$\sigma_\theta = \frac{\sqrt{\int_0^\infty |H(w)|^2 S_{Mz}(w)dw}}{K} \tag{3-38c}$$

$$\sigma_{\ddot{x}} = \frac{\sqrt{\int_0^\infty |H(w)|^2 w^4 S_{Fx}(w)dw}}{K} \tag{3-39a}$$

$$\sigma_{\ddot{y}} = \frac{\sqrt{\int_0^\infty |H(w)|^2 w^4 S_{Fy}(w)dw}}{K} \tag{3-39b}$$

$$\sigma_{\ddot{\theta}} = \frac{\sqrt{\int_0^\infty |H(w)|^2 w^4 S_{Mz}(w)dw}}{K} \tag{3-39c}$$

$$|\mathrm{H}(f)|^2 = \frac{1}{\left(1-\left(\frac{f}{f_0}\right)^2\right)^2 + \left(2\xi\frac{f}{f_0}\right)^2} \tag{3-40}$$

根據上述計算可以取得建築物的廣義位移及廣義加速度，再經由振態重新分配回各樓層即可得到頂層擾動位移及擾動加速度，其中位移平均值可由靜力分析以平均外力與勁度來進行計算；加速度平均值則趨進於零，最後再利用陣風反應因子法來取得結構反應的極值，以下於後面章節中介紹陣風反應因子法。

時間域分析對於計算的負擔較大，在過去電腦效能較差的情況下主要的分析還是以頻率域為主，但頻率域分析還是存在著許多假設，取得的極值也不像時間域分析所得的結果這樣直接，現今電腦效能逐漸強大，儲存容量也不再受到限制，時間域分析已不像過去困難。本研究在前期的分析中分別使用了兩種時間域及一種頻率域分析，確認三種分析方法的結果，表 3-5 為矩形柱高寬比 8 風攻角 0 度頂層加速度三種分析方法的結果。時間域分析對於計算的負擔較大，在過去電腦效能較差的情況下主要的分析還是以頻率域為主，但頻率域分析還是存在著許多假設，取得的極值也不像時間域分析所得的結果這樣直接，現今電腦效能逐漸強大，儲存容量也不再受到限制，時間域分析已不像過去困難。本文在前期的分析中分別使用了兩種時間域及一種頻率域分析，確認三種分析方法的結果，表 3-5 為矩形柱高寬比 8 風攻角 0 度頂層加速度三種分析方法的結果。

ACC_X	degree	0	ACC_Y	degree	0	ACC_Mz	degree	0
mean	State space	0.0000	mean	State space	0.0000	mean	State space	0.0000
	Newmark	0.0000		Newmark	0.0000		Newmark	0.0000
rms	State space	0.8679	rms	State space	3.2917	rms	State space	0.0358
	Newmark	0.8798		Newmark	3.3186		Newmark	0.0354
	Frequency	1.0415		Frequency	4.0530		Frequency	0.0435
max	State space	4.4492	max	State space	15.5358	max	State space	0.2246
	Newmark	4.8151		Newmark	14.5557		Newmark	0.1914
	Frequency	4.0400		Frequency	15.7031		Frequency	0.1725

表 3-5 矩形柱高寬 8 風攻角 0 度頂層加速度分析方法比較

資料來源：【本研究整理】

第四節 等值風載重計算

風對結構的影響在近年越來越受重視。一般來說，結構物的設計風載重乃基於規範中給出的等值風載重公式來進行評估的。目前建築物耐風設計規範中的風載重則是起源於 A.G. Davenport 於 1967 年所提出的陣風載重因子(Gust loading factor，此後簡稱 GLF 法)法，或稱為陣風反應因子法。根據 GLF 法，設計風載重(Equivalent static wind load，此後簡稱 ESWL)等於平均風力乘以陣風反應因子(GLF)。GLF 則必須考慮動態風的擾動以及由結構動力學引入的任何載重放大效應。自推出以來，GLF 法的公式已經過好幾位學者的修改，其中的細節可以在 Simiu and Scanlan(1996)書中找到。由於其簡單性，GLF 法在全球獲得了廣泛的接受，並且幾乎在所有主要國家都應用於風載重規範和標準，例如 EUROCODE、AIJ、NRCC、ASCE 的各個版本中。

儘管當時 A.G. Davenport 所提出的計算方式具有許多優點，但在將該方法應用於相對較長、較高或彈性好(柔度好)的結構物時卻具有缺點。由於陣風載重因子最初是針對任何載重的影響而定義的，但實際上是基於位移反應。換句話說，陣風載重因子實質上是極限位移和平均位移反應之間的比率。因此，應將 GLF 法改稱為 Displacement gust loading factor，DGLF 法。DGLF 法被不加區分地用於任何反應分量時可能會產生不準確的估算。仔細從中探討，因為 DGLF 法僅考慮包含第一模態中的擾動和平均位移反應，所以 DGLF 法對於給定結構物來說是為常數。當常數的 DGLF 法用於估算極限 ESWL 時，可獲得與平均風載重具有相同分佈的 ESWL。而這與一般對於較高、較長或彈性好(柔度好)的結構物之理解是矛盾的。對於這種類型的結構物，共振反應是占主導地位的。因此ESWL 的分佈應取決於結構物質量分佈和模態振形。Zhou 等人(1999a，b)指出，DGLF 方法提供了對結構物位移反應的精確估算，但是導致其他反應量的估算不準確，例如基底剪力。雖然 Davenport(1999)和 Drybre and Hansen(1997)後來採用影響函數開發了基於與影響函數相關的反應、但不限於位移反應的修正 GLF 法的概念或程序。然而，特定反應的 GLF 法也有它自己的缺點，因為每個反應分量都需要一個單獨的 GLF。對於工程應用而言，這是不方便且繁瑣的。然而為了能具備充足的了解，以下仍從位移陣風反應因子法來解說。

位移陣風反應因子法(DGLF)

在 DGLF 方法中，尖峰載重由下式給出：

$$\hat{P}(z) = G \cdot \bar{P}(z) \tag{3-41}$$

其中G為陣風因子，考慮到動態的陣風及其與結構物之間的影響。z為結構物高度，$\bar{P}(z)$為平均風力。在 DGLF 法中，G是根據位移反應進行估算，亦即：

$$G_Y = \hat{Y}(z)/\bar{Y}(z) \tag{3-42}$$

其中G_Y標示為 DGLF 法的陣風反應因子；$\bar{Y}(z)$為z高度的側向平均位移，$\hat{Y}(z)$為預期的極限位移反應。對於一個定常的振動行為過程，也就是不考慮系統隨著時間改變其統計特性下，G_Y是可以下式作計算：

$$G_Y = 1 + g_Y\sigma_Y(z)/\bar{Y}(z) = 1 + 2g_Y I_H\sqrt{B+R} \tag{3-43}$$

其中g_Y為位移尖峰因子，σ_Y為位移反應的方均根值，B為背景反應因子，R為共振反應因子，$I_H = \sigma_u/U_H$為結構物頂端H處所估算的紊流強度。Davenport (1967)提供了計算 B 及 R 的圖表以供快速查表。

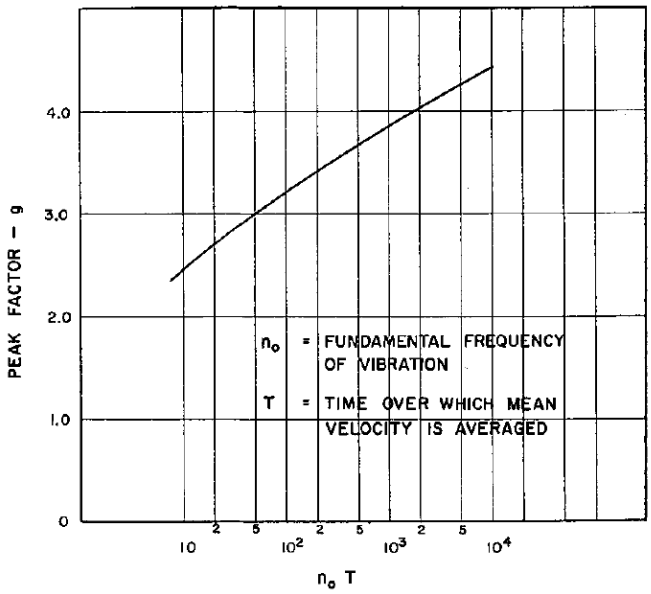


圖 3-4 尖峰因子

資料來源：【Davenport，1967】

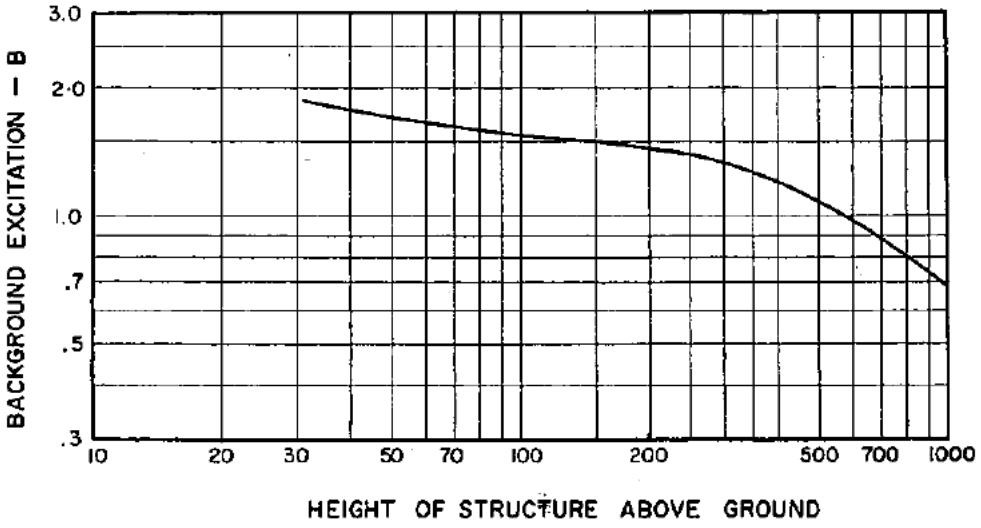


圖 3-5 背景反應因子 B 值

資料來源：【Davenport，1967】

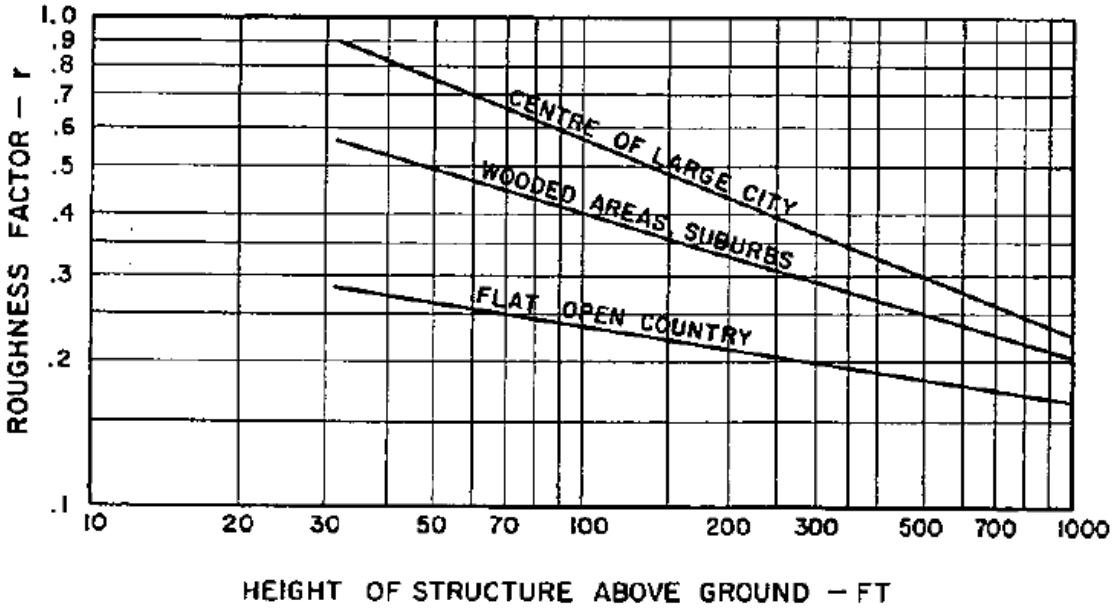


圖 3-6 粗糙因子 r 值

資料來源：【Davenport，1967】

平均風載重則由下式給出：

$$\bar{P}(z) = 1/2\rho C_D W \bar{U}_H^2 (z/H)^{2\alpha} \tag{3-44}$$

其中ρ為空氣密度，C_D為阻力係數（或拖曳力係數），W為與迎面風垂直的結構物寬度，$\bar{U}(z) = \bar{U}_H(z/H)^{\alpha}$為在地面以上高度$z$的平均風速，$\bar{U}_H$為在結構頂端高度$H$估算的平均風速，$\alpha$為平均風速剖面指數。將式(3-43)及式(3-44)代入式(3-42)即為以 DGLF 法為設計精神的等值風載重設計值。

式(3-43)可以用與 ASCE 7-98 中給出的背景和共振反應相關的尖峰因子來表示：

$$G_Y = 1 + 2I_H\sqrt{g_u^2 \cdot B + g_R^2 \cdot R} \tag{3-45}$$

其中g_u為風速尖峰因子，g_R為共振尖峰因子。若假設為高斯過程，則：

$$g_R = \sqrt{2\,ln(f_1 T)} + 0.5772/\sqrt{2\,ln(f_1 T)} \qquad (3\text{-}46)$$

其中T為觀測時間，f_1為結構物第一振態之頻率。式(3-45)中的$R = SE\,/\,\xi$。S為縮尺係數、E為陣風能量因子，可以用查表方式獲得。ξ為第一模態阻尼比。

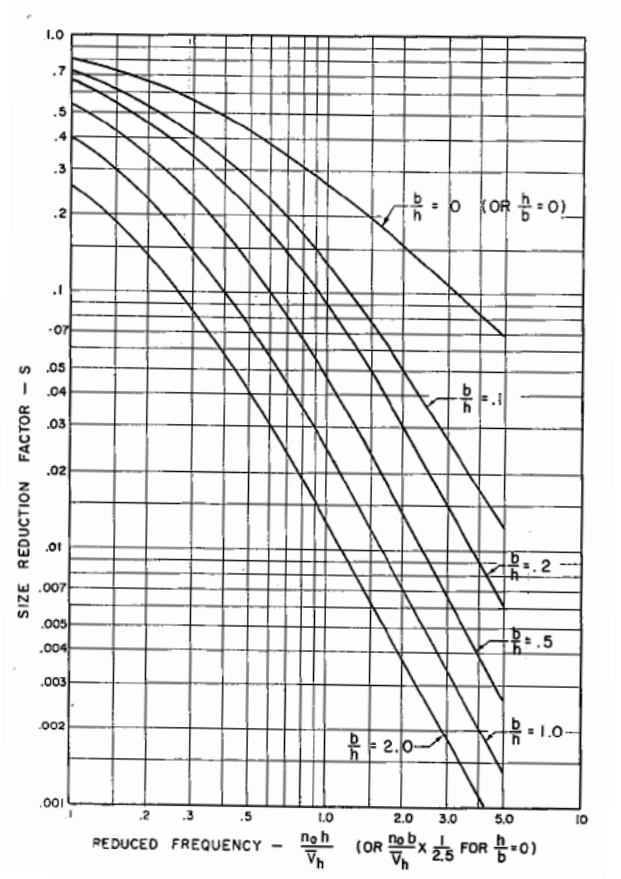


圖 3-7 縮尺因子 S 值

資料來源：【Davenport，1967】

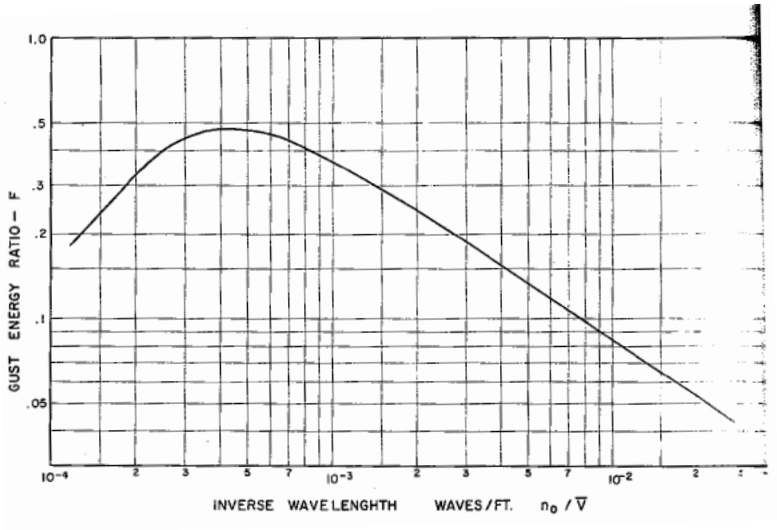


圖 3-8　陣風能量因子 F 值
資料來源：【Davenport，1967】

此外，式(3-45)亦可以用平均值，背景和共振分量來重寫：

$$G_Y = 1 + \sqrt{G_{YB}^2 + G_{YR}^2} \tag{3-47}$$

其中G_{YB}為 DGLF 的背景分量、G_{YR}為 DGLF 的共振分量。

$$G_{YB} = 2g_u I_H \frac{2+2\alpha}{2+\alpha} \sqrt{\int_0^\infty |J_x(f)|^2 |J_Z(\alpha,1,f)|^2 S_u^*(f)\, df} \tag{3-48}$$

$$G_{YR} = 2g_R I_H \frac{2+2\alpha}{2+\alpha} \sqrt{|J_x(f_1)|^2 |J_Z(\alpha,1,f_1)|^2 \frac{\pi f_1}{4\xi} \cdot S_u^*(f_1)} \tag{3-49}$$

$S_u^*(f)$為擾動風速的頻譜函數，而其他式(3-48)及式(3-49)的參數如下：

$$|J_x(f)|^2 = \frac{1}{W^2} \int_0^W \int_0^W R_X(x_1, x_2, f)\, dx_1\, dx_2 \tag{3-50}$$

其中C_x和C_Z為指數衰減係數，h為參考高度，x_1和x_2為水平向兩點位置，z_1和z_2為垂直向兩點位置，f為頻率值，β為第一振態分布指數。DGLF 法的傳統公式均基於前述公式中，但與其紊流建模和結構物模型不同。這些細節導致預測來自不同 DGLF 公式推導的陣風因子變化頗多。其中，係數B，E和S在一些規範中可以簡單以圖形提供，或者直接以理論解形式提供(Solari 1993a,b)。

彎矩陣風反應因子法(MGLF)

與傳統的 DGLF 方法不同，MGLF 法使用基底彎矩(Base Bending Moment，BBM)的 GLF 或 MGLF，可定義為：

$$G_{\mathrm{M}} = \widehat{\mathrm{M}}/\bar{M} \tag{3-54}$$

其中G_{M}為 MGLF，$\bar{M}$為 BBM 的平均值，$\widehat{\mathrm{M}}$為預期的 BBM 極限反應。類似於 DGLF 的處理，當考慮定常性高斯過程(非常穩定)時，MGLF 亦可以計算為：

$$G_M = 1 + g_{\mathrm{M}}\sigma_{\widetilde{\mathrm{M}}}/\bar{M} \tag{3-55}$$

g_{M}為 BBM 的尖峰因子，$\sigma_{\widetilde{\mathrm{M}}}$為 BBM 擾動反應的均方根值。類似於 DGLF 法，MGLF 可以由下式給出：

$$G_{\mathrm{M}} = 1 + 2I_H\sqrt{g_u^2\mathrm{B} + g_R^2\mathrm{R}} = 1 + \sqrt{G_{\mathrm{M}B}^2 + G_{\mathrm{M}R}^2} \tag{3-56}$$

其中，$G_{\mathrm{M}B} = 2I_H g_u\sqrt{B}$=MGLF 的背景分量；$G_{\mathrm{M}R} = 2I_H g_R\sqrt{R}$=MGLF 的共振分量。

$$G_{\mathrm{MB}} = 2g_u I_H \frac{2+2\alpha}{2+\alpha}\cdot\sqrt{\int_0^\infty S_u^*(f)|J_X(f)|^2|J_Z(\alpha,1,f)|^2 df} \tag{3-57}$$

$$G_{MR} = 2g_R I_H \frac{(1+2\beta)(2+2\beta)(2+2\alpha)}{(1+\alpha+\beta)[(2+2\beta)-\lambda(1+2\beta)]} \cdot \frac{[(3+\beta)-\lambda(2+\beta)]}{(3+\beta)(2+\beta)} \times \sqrt{|J_X(f_1)|^2 \cdot |J_Z(\alpha,\beta,f_1)|^2 \cdot \frac{\pi f_1}{4\xi} S_u^*(f_1)} \quad (3\text{-}58)$$

DGLF 法與 MGLF 法之關係

上兩段落中給出 DGLF 法與 MGLF 法的詳細推導。如推導所示，MGLF 法的背景分量與 DGLF 法相同。MGLF 法和 DGLF 法的共振分量之間相似的關係則並不那麼直接，可以定義出誤差因子以區別有關共振分量的兩種方法：

$$\eta_R = \frac{G_{MR}}{G_{YR}} = \frac{(1+2\beta)(2+2\beta)(2+\alpha)}{(1+\alpha+\beta)[(2+2\beta)-\lambda(1+2\beta)]} \frac{[(3+\beta)-\lambda(2+\beta)]}{(3+\beta)(2+\beta)} \cdot \sqrt{\frac{|J_z(\alpha,\beta,f_1)|^2}{|J_z(\alpha,1,f_1)|^2}} \quad (3\text{-}59)$$

如前所述，對於線性模態振型，無論其他參數如何，η_R是統一的。另一方面，當結構的模態振型為非線性時，共振誤差因子取決於結構和紊流特性。傳統的 DGLF 法導出的 ESWL 可能偏離實際值，結果可能導致不利估計對於一些風誘導載重效應。採用基底 BBM 的 MGLF 法是通過將平均 BBM 乘以建議的 MGLF 來計算，並將極限 BBM 分配到所有樓層，其格式與地震工程中分配基底剪力的使用非常相似。在線性結構物模態振型的情況下，所提出的 MGLF 在數值上等於傳統的 DGLF。與 DGLF 方法相比，所提出的 MGLF 方案具有幾個優點：第一，它以更實際的方式提供 ESWL；第二，誤差因子允許從 DGLF 法順利的轉換到 MGLF 法公式；第三，以大多數設計工程師熟悉的格式製定；第四，應用範圍已擴大到適應非線性模態振型和非均勻質量分佈。

第五節 極值分布函數及 Copula 聯合機率分布原理

極值分布函數

一般常用的極值分布函數為甘保分布(Gumbel Distribution)與廣義極值分布(Generalized Extreme Value Distribution)。甘保分布又可稱為型 I 極值分布或 Fisher-Tippet Type I 分布，是一種連續型的機率分布。其函數為：

$$F(x) = \exp\left\{-exp\left[\gamma + \frac{\pi}{\sqrt{6}}\frac{x-m_x}{\sigma_x}\right]\right\} \tag{3-60}$$

其中γ為 Gamma 函數，其值為 0.57726；x為極值變數；m_x為極值變數的平均值；σ_x為目標極值標準差。廣義極值分布函數可寫為：

$$F(x) = \exp\left\{-\left[1 - \frac{k(x-u_x)}{\alpha_x}\right]^{1/k}\right\} \tag{3-61}$$

其中u_x為極值變數的位置參數(Location parameter)；α_x為極值變數的尺度參數(Scale parameter)；k為極值變數的形狀參數，當k為 0 時，式(3-61)會收斂至式(3-60)而成為甘保分布。若k不為 0 且大於 0 時，則稱為韋伯分布(Weibull distribution)；若k不為 0 且小於 0 時，則為弗雷歇分布(Frechet distribution)。一般來說，式(3-61)中的三個參數均可轉換為極值變數的平均值、標準差，並以式(3-62)及式(3-63)表示：

$$F(x) = \exp\left\{-\left[f_1 - sign(\tau)\cdot f_2\frac{(x-m_x)}{\sigma_x}\right]^{1/\tau}\right\} \tag{3-62}$$

$$f_1 = \Gamma(1+\tau) \tag{3-63a}$$

$$f_2 = \sqrt{\Gamma(1+2\tau) - f_1^2} \tag{3-63b}$$

其中τ為式(3-62)的形狀參數，同樣具備有決定極值分布曲線尾端性狀的功

能。若τ為 0 時，式(3-62)會收斂至式(3-60)而成為甘保分布。若τ不為 0 且大於 0 時，則為弗雷歇分布(Frechet distribution)；若τ不為 0 且小於 0 時，則為韋伯分布(Weibull distribution)。　　由於極值分布函數基本上由三個參數所決定，因此可以預想設計載重計算時所涉及的乘冪關係必須同時考量此三個參數變化。其中，可以進一步定義極值變數的變異數為式(3-64)：

$$cov_x = \frac{\sigma_x}{m_x} \tag{3-64}$$

利用式(3-64)所定義的變異數可以用以取代極值分布曲線的兩個參數。

Copula 聯合機率分布原理

Copula 為處理統計中隨機變數相關性問題的一種方法，由一組隨機變數的邊際分布(Marginal distribution)來確定它們之間的聯合分布。通過 Copula 來確定一個聯合分布的方法是基於一個簡單轉換，分別將每個隨機變數的邊際分布均轉換為平均分布的組成。如此一來，一個關聯結構(Dependence structure)可表達為一個基於上述所說的平均分布之上的聯合分布形式，Copula 即是邊際均勻隨機變數之上的一個聯合分布。按照關聯性的不同，Copula 可分為很多不同類別。一個種類的關聯結構有多個參數用來表達不同的關聯強度和關聯類型。

Sklar 定理是 Copula 理論中最重要的基礎定理，用以證明 Coupla 存在的唯一性。假設X、Y是兩個隨機變數，其聯合分布函數為$H(x,y)$，且分別具有獨立邊際分布函數為$F_X(x)$、$F_Y(y)$，此時必定存在一個 Copula 關聯函數C滿足$H(x,y)=C(F_X(x),F_Y(y))$。若$F_X(x)$、$F_Y(y)$為連續分布函數，則關聯函數C則具有唯一性。相反地，如果C是一個 Copula，由$H(x,y)=C(F_X(x),F_Y(y))$所定義的$H(x,y)$為一個聯合分布函數，其邊際分布函數則分別為$F_X(x)$、$F_Y(y)$。Sklar 定理為 Copula 的生成提供了一個很方便的途徑。若已知某個聯合分布函數和其邊際函數，根據 Sklar 定理，可由$C(u,v)=H(F_X^{-1}(u),F_Y^{-1}(v))$生成 Copula。相反地，如果已知 Copula 型態，則將已知的邊際函數代入$C(F_X(x),F_Y(y))$，便得到兩者的聯合分布函數$H(x,y)$。而 Copula 與其他多元變數模型的主要區別在於，

兩變數的邊際函數不必屬於同一種分布型態函數,而且在數學上表示相對簡單。此為本研究採取 Copula 關聯函數來了解風力與結構反應的聯合機率分布關係的主要原因。

由於本研究針對高層建築水平兩個方向及扭轉向風載重所造成的結構反應進行探討，因此以下介紹多用於描述極限狀態的 Copula 關聯函數 Gumbel-Hougaard 函數及常態關聯函數。Gumbel-Hougaard 函數可表示為：

$$C_\theta(\mathrm{u},\mathrm{v}) = C_\theta[F_X(x), F_Y(y)] = exp\left[-\left((-\ln(u))^\theta + (-\ln(v))^\theta\right)^{1/\theta}\right]$$
$$\theta \in [1,\infty) \tag{3-65}$$

其中θ為 Gumbel-Hougaard 函數的參數。其他亦有描述極限狀態的不同 Copula 函數，如 Frank 函數及 Clayton 函數(統稱為 Archimedean 關聯函數)，但其分析結果不會差異太大。有關θ的估算，則可以透過最大概似法針對觀察的資料進行近似得之。

常態關聯函數可表示為：

$$C_\rho(\mathrm{u},\mathrm{v}) = \Phi_\rho[\Phi_X^{-1}(u), \Phi_Y^{-1}(v)] \quad u,v \in [0,1] \tag{3-66}$$

Φ為標準常態累積分布函數。另外也有 t 函數也是常用的 Copula 函數，然而由於 t 函數的 Copula 函數太過複雜，在此不予介紹。

第四章 風洞實驗與數據分析

第一節 風洞試驗

本計畫由於進行多種不同模型之表面風壓量測實驗，故難以在短期時間內將所有風洞實驗在同一實驗室執行完畢。因此規劃將建築物模型的風壓量測實驗分別於台南市歸仁區的內政部建築研究所風雨風洞實驗室、淡江大學風工程研究中心第一號風洞實驗室，兩個大小不同、性能些許差異的風洞實驗機具中執行。以下分別針對此兩實驗室的機具做簡單介紹。

內政部建築研究所風雨風洞實驗室

內政部建築研究所風洞實驗室內，其風洞本體為一垂直向的封閉迴路系統，總長度為 77.9 公尺，最大寬度為 9.12 公尺，最大高度為 15.9 公尺。風洞本體具有兩個測試區段，第一測試區配置有兩個旋轉盤，第一座旋轉盤直徑 1 公尺，安置於距測試區入口處 3 公尺處，從事一般流體力學研究；第二座旋轉盤直徑 2.6 公尺，置於可移動式軌道上，定位於距測試區入口端約 25.5 公尺或 31.5 公尺處，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實驗為主。第二測試區並配置一座旋轉盤，位於風洞本體整流段出口 15 公尺，轉盤直徑為 2.6 公尺，主要用途為以橋梁全模型氣彈測試為主。實驗室相應性能參數與配置圖如圖 4-1 所示。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。此循環式風洞採用總功率為 500 kW 的直接傳動軸流式風扇，並以變頻器控制馬達轉速。本計畫實驗於第一測試段之第二旋轉盤進行。

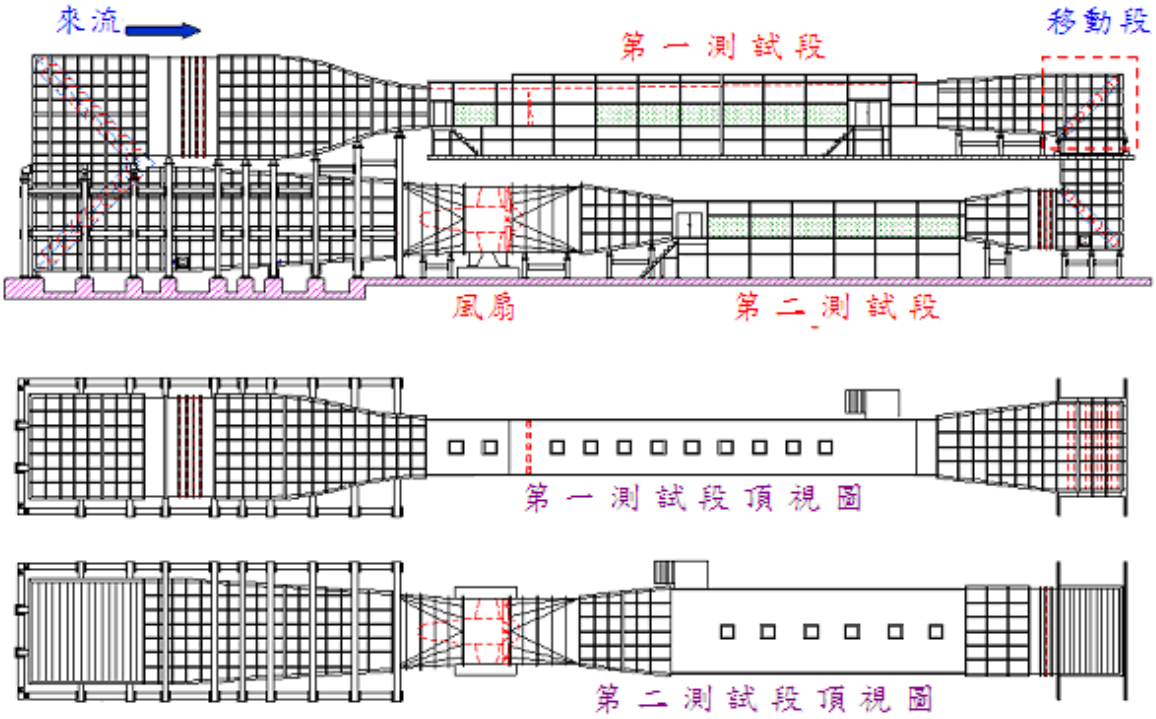


圖 4-1 內政部建築研究所循環式大氣邊界層風洞示意圖
資料來源：【本研究整理】

淡江大學第一號風洞實驗室

淡江大學風工程研究中心第一號大氣邊界層風洞實驗室進行，該風洞屬吸入式開放型風洞。如圖 4-2 所示，風洞實驗段長 12.0 公尺、斷面寬 2.2 公尺、高 1.8 公尺，風洞頂板高度可調整，其最大調整高度為 0.3 公尺。動力段為離心式風扇(Centrifugal fan)，由具 250 匹馬力之直流無段變速馬達帶動。風速的調整可藉由控制風扇之轉速而不同，正常運轉下其流速範圍為 1.0 m/s 至 28 m/s。風洞進口段之收縮比為 3.6：1，進口段前方設有蜂巢管(Honey core tube)及三層之阻尼網(Damping screen)，可降低風洞內自由流之紊流強度約為 0.5% ~1%。此外，風洞實驗段靠近動力段部分設有直徑 2 公尺之旋轉工作平台(圓盤，Turntable)。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±0.5°。旋轉台一側設有觀測室，可透過大型之強化玻璃窗觀測實驗的進行。

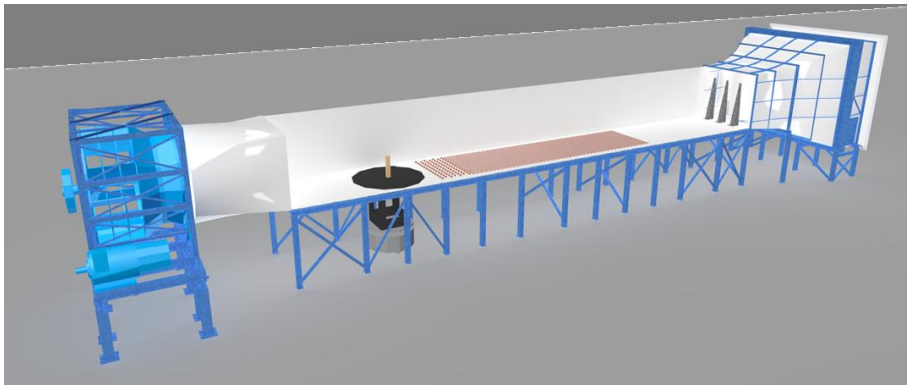


圖 4-2 淡江大學第一號風洞實驗室大氣邊界層風洞示意圖
資料來源：【本研究整理】

風洞實驗室進行風速量測所使用的儀器有皮托管及熱模探針兩類。皮托管(Pitot-static tube)用於風洞內的風壓實驗參考風速量測，以及模型表面風壓量測之參考壓量測。皮托管的使用可由風速及壓力關係式可轉換為相對應之風速$U(m/s)$：

$$U = \sqrt{2\Delta p/\rho} \tag{4-1}$$

其中Δp為皮托管所量測的壓力差(Pa)；ρ為空氣密度(約為$1.29 - 0.004T$，單位為 kg/m^3，T為實驗時之空氣攝氏溫度)。熱模探針風速儀 (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 IFA-300 智慧型風速儀、model 1210-20 一般用途熱膜探針、model 1125 探針率定器，如圖 4-3 所示。

圖 4-3　IFA-300 智慧型風速儀、探針及校正儀
資料來源：【本研究整理】

熱模探針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(Whetstone bridge)。當探針(Probe)所在位置之電阻R值因溫度之改變而改變時，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。恆溫式流速儀利用補償電路，因應流速之變動，對流經探測元之電流做瞬間的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，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，即所謂的探測元，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確切關係。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。

除了熱膜探針以外，近來風洞實驗亦多使用四孔式壓力感測器(Cobra probe)進行風速量測，圖 4-4 為 Cobra 之示意圖，此風速計可以量測u(縱向風速)、v(側

向風速)、*w*(側向風速)三種不同方向之平均風速以及擾動風速，其量測風向角達±45 度，風速量測範圍 2 m/s ~ 100 m/s，風速精確度達 0.3 m/s，風向角精確度達±1 度。此風速計是利用壓差式的原理來量測風速，在安裝時會連接一支皮托管(Pitot)做為計算時之參考靜壓，連接處位在訊號線旁凸起之細管，利用前方的四個孔洞量測流場之風速壓扣除連接皮托管之靜壓求得各方向之風速值。

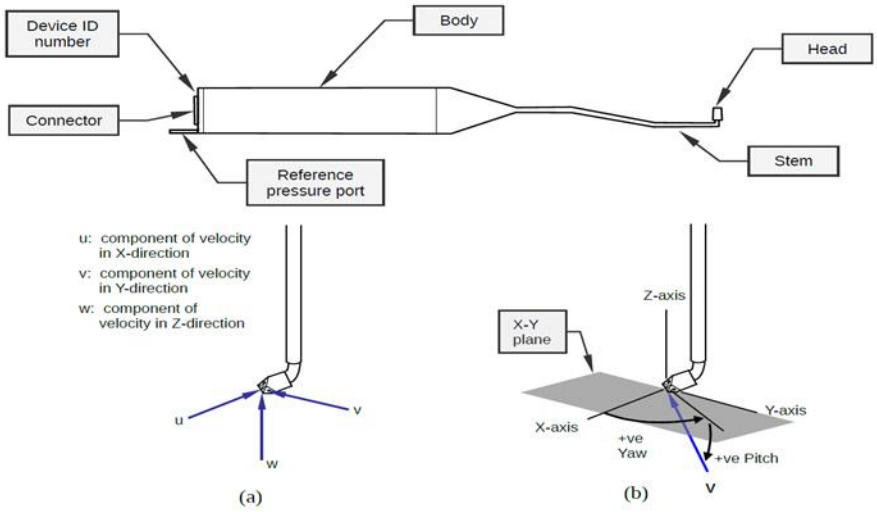


圖 4-4Cobra probe 風速量測系統
資料來源：【本研究整理】

風壓實驗採用多頻道電子式風壓掃描器，用來同步擷取作用於建築物表面各點的瞬時風壓，所得之數據經過處理後便可得結構系統所受的平均風力、擾動風力和外牆所受之局部風壓，圖 4-5 為壓力量測系統示意圖。

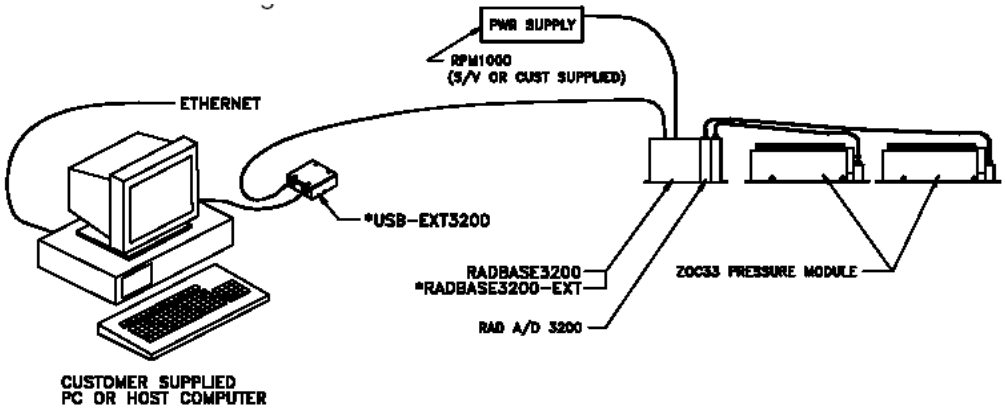


圖 4-5 壓力量測系統
資料來源：【本研究整理】

壓力量測系統的元件通常包括：

(1)壓力訊號處理系統(RADBASE3200，圖 4-6)

－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)

－最多可支援 8 組壓力感應模組，共 512 個壓力量測點。

－類比訊號轉換成數位訊號(A/D convert)解析度達 16bit。

－最大採樣速率可達 500Hz。

－採 USB 介面傳輸，具備網路控制與傳輸功能。

(2)壓力感應器模組(ZOC33，圖 4-7)

－壓力感應範圍為±10 in H2O

－誤差範圍為±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，測得之訊號傳至訊號處理系統計算後所得壓力值傳回電腦。

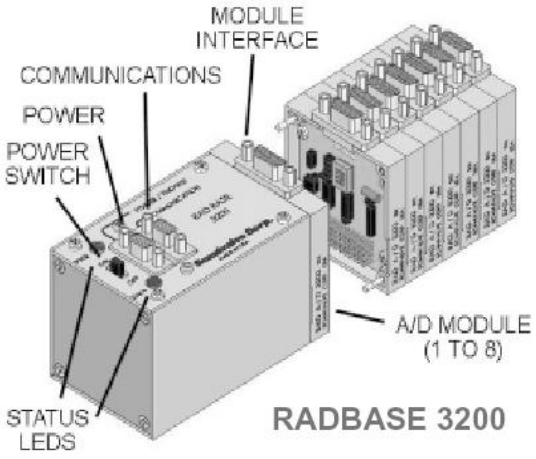


圖 4-6 壓力訊號處理系統(RADBASE3200)
資料來源：【本研究整理】

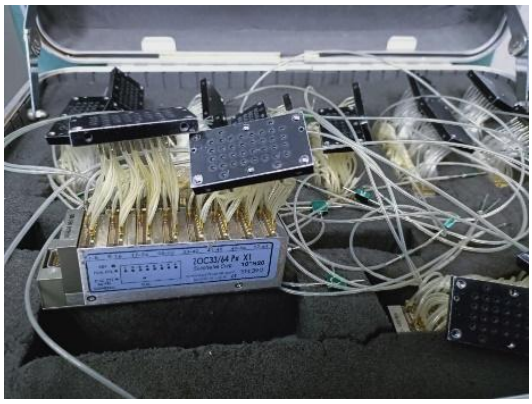


圖 4-7 64 頻道壓力感應器模組
資料來源：【本研究整理】

當模型表面的壓力經由管線傳遞至壓力掃描器時，壓力訊號會受風壓管之幾何尺寸影響而被扭曲，此時量測到的平均壓力是不受管線系統影響的，但某些頻率的壓力訊號會被放大或衰減而影響擾動壓力量測之準確性，因此須將風壓訊號受扭曲的部分進行還原。訊號還原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，係指在管中加裝細管或其他材料，利用物理方式將扭曲的訊號進行放大或衰減，以回復原有訊號。第二種則是求出原始訊號及扭

曲訊號之關係，即指將所取得的扭曲訊號，利用已知關係，透過數學方法還原成原始訊號。這些過程稱為管線修正，而本試驗之管線修正，乃採取第二種方式進行修正。找出原始訊號和扭曲訊號兩者間之數學關係，此過程稱為管線率定。

管線率定一般採用白噪訊號(White noise)作為訊號源，利用白噪訊號產生器並透過訊號放大器，將放大後之白噪訊號輸入振動器，產生具有白噪訊號特性之氣壓訊號。將此氣壓訊號，同時各透過 5 公分內之 PVC 短管，及風壓試驗所採用之 PVC 長管，傳遞至各自對應之壓力掃描器。經短管所傳遞之訊號可視為真實訊號(未經 PVC 管扭曲壓力)，定義為$X(t)$；而經 PVC 長管所傳遞之訊號為扭曲訊號，定義為$Y(t)$。管線率定即利用數學方式找出 X(t)與 Y(t)間之轉換關係，轉換關係如下所述：

$$H_R(\omega) = Re[S_{XY}(\omega)]/S_X(\omega) \tag{4-2}$$

$$H_I(\omega) = -Im[S_{XY}(\omega)]/S_X(\omega) \tag{4-3}$$

其中$H_R(\omega)$及$H_I(\omega)$分別為$X(t)$與$Y(t)$之頻率域轉換函數；$S_X(\omega)$為真實訊號$X(t)$之能譜密度函數；$S_Y(\omega)$為扭曲訊號$Y(t)$之能譜密度函數；$S_{XY}(\omega)$為$X(t)$與$Y(t)$之交頻譜；$Re[S_{XY}(\omega)]$、$Im[S_{XY}(\omega)]$則分別代表$X(t)$與$Y(t)$之實部交頻譜與虛部交頻譜。經風壓模型所量測之壓力管線訊號，即必須以上述結果進行修正，管線修正步驟如下：令試驗時經過管線扭曲之時間域原始風壓訊號為$A(t)$，$B(t)$為修正後之訊號。將原始風壓訊號$A(t)$進行快速傅立葉轉換後，可得頻率域之項$A_R(\omega) + iA_I(\omega)$。利用下述$H_R(\omega)$及$H_I(\omega)$於頻率域進行原始數據修正：

$$B_R(\omega) = \frac{H_R(\omega)A_R(\omega)+H_I(\omega)A_I(\omega)}{H_R(\omega)H_R(\omega)+H_I(\omega)H_I(\omega)} \tag{4-4}$$

$$B_I(\omega) = \frac{H_R(\omega)A_I(\omega)-H_I(\omega)A_R(\omega)}{H_R(\omega)H_R(\omega)+H_I(\omega)H_I(\omega)} \tag{4-5}$$

最後將頻率域修正後訊號$B_R(\omega)+iB_I(\omega)$進行反傅立葉轉換，則可得到一組新的時間域訊號$B(t)$，該訊號即為管線修正完成之訊號。圖 4-8 為風壓管線之頻率域轉換函數，該風壓管為透明 PVC 管。

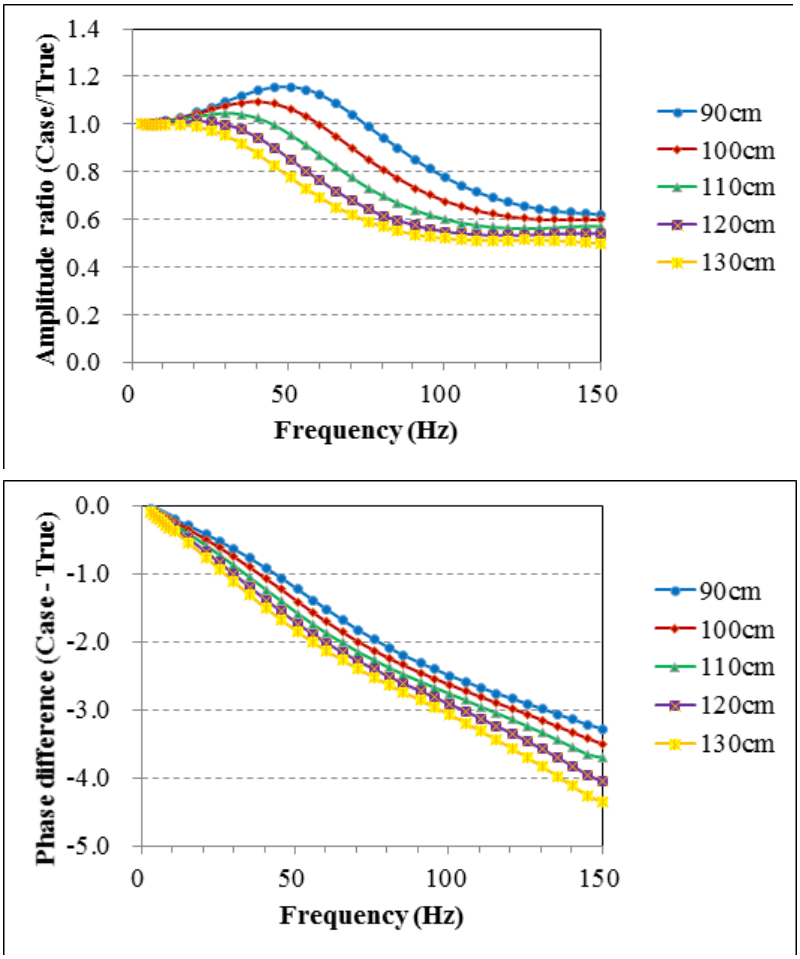


圖 4-8 風壓管之管線修正使用之頻率域轉換函數

資料來源：【本研究整理】

第二節 相似性原則

當進行環境風洞大氣紊流邊界層之相關模擬時,為了使其近似實際之流場,須滿足相似性原則，包括：

幾何相似性

模型和各方向比例縮尺與實際結構物尺度大小比例相同，以滿足流體之連續性。

動力相似性

即密度福祿數(Densimetric Froude Number)、羅士培數(Rossby Number)、李察遜數(Richardson Number)、雷諾數(Reynolds Number)需與實際流場情況相同。

(1)羅士培數 Ro

為慣性力與科氏力之比值。根據 Snyder (1972)的研究結果顯示，嚴格來說應用非旋轉風洞模擬大氣邊界層時(即不需考慮地球自轉的影響)，模擬對象之水平尺度不得超過 5 公里。而 Cermak (1975)則認為水平尺度在 10 公里以內即可忽略科氏力的效應。

(2)李本遜數 Ri

為浮力與慣性力之比值，當中浮力是由流場溫度變化之溫差所形成，本實驗之風場特性為中性大氣紊流邊界層，此邊界層內溫度不隨高度不同而產生變化，任一高度皆為等溫，因此不需考慮李本遜數。

(3)雷諾數 Re

即為慣性力與黏滯力比值，其關係式如下：

$$\mathrm{Re} = \frac{\rho UL}{\mu} = \frac{UL}{\nu} \tag{4-6}$$

其中ρ為流體密度；U、L為流場之特徵長度及速度；μ為動力黏滯係數；ν為運動黏滯係數。自然界大氣邊界層之雷諾數高達 10^8 以上，在風洞內絕無可能模擬。但 Townsend (1956)的研究顯示，紊流在高雷諾數時具有雷諾相似性之特徵，即當雷諾數超於某個臨界值後，紊流結構之特徵不受雷諾數大小之影響。Cermak (1981)和 Snyder (1972)提出風洞內之雷諾數臨界值為 10^4，及邊界層之雷諾數大於 10^4 即可。

(4)密度福祿數 Fr

為慣性力與重力之比值，其關係式如下：

$$Fr = \frac{U}{\sqrt{\frac{gL\Delta\rho}{\rho}}} \tag{4-7}$$

其中U、L為流場之特徵長度及速度；g為重力加速度；$\Delta\rho$為排放氣體與空氣之密度差；ρ為空氣密度。

<u>熱力相似性</u>

(1)艾卡數 Ec

代表流場黏滯性與摩擦加熱之相互作用，由於本實驗之風場特性為中性大氣紊流邊界層，邊界層屬於低次音速流動，而根據 Cermak (1975)研究指出，因黏滯力之摩擦產生之熱功效應，於低速流動情況下可予以忽略。

(2)普朗特數 Pr

代表渦漩黏滯性與動力黏滯性之作用情形。若風洞內之氣溫、氣壓與外界之情形相近，且無明顯變化時，則風洞模擬試驗與實際之普朗特數相同，因此不需考慮此無因次參數。

第三節 本計畫所採用之建築物模型

本研究採用高層建築物模型來進行風洞試驗,所採用的模型為高寬比 1.5、2、2.5、3、3.5、4、5、6、7、8 的方柱，以及高寬比 1.5、2、2.5、3、3.5、4、5、6、7、8 的矩柱。如圖 4-9 所示為高寬比 8 的方柱及矩柱照片。

圖 4-9 高層建築物模型(左：高寬比 8 方柱；右：高寬比 8 矩柱)
資料來源：【本研究整理】

圖 4-10 所示為尺寸示意圖。建築物高度 H 方形柱與矩形柱皆為 56 公分，建築物迎風面寬度為 B，方柱模型寬度為 7 公分，矩柱模型寬度為 14 公分；建築物側風面深度為 D，方柱模型寬度為 7 公分，矩柱模型寬度為 7 公分；兩者高度均可依照高寬比要求，調整圓盤升降台得到所需測量之高度。

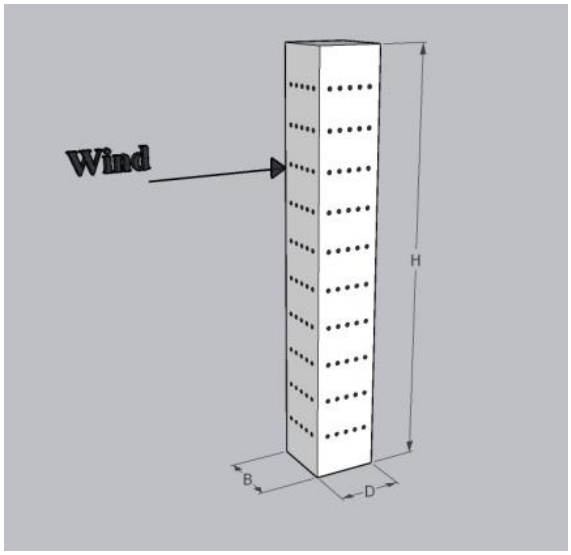


圖 4-10 高層建築物模型尺寸示意圖
資料來源：【本研究整理】

本研究主要目的在於利用方型柱及矩形柱以不同風攻角、高寬比進行風洞實驗，透過合理的分析計算出風壓係數及風力係數，並探討其統計值，得以推算出實場相關風力與結構反應，與目前我國風力規範中組合風載重比較。表 4-1 所示為本計畫規劃之兩類建築物風洞實驗設定。

表 4-1 本計畫高層建築物模型及所採用之地況風場

	高寬比										地況
方形柱	1.5	2	2.5	3	3.5	4	5	6	7	8	B
矩形柱	1.5	2	2.5	3	3.5	4	5	6	7	8	
◎方形柱實驗風攻角為 0、15、30、45、60、75、90 度，矩形柱實驗風攻角為 0、15、30、45、60、75、90、105、120、135、150、165、180 度。											

資料來源：【本研究整理】

由於採用的高寬比範圍甚大，為了節省本研究經費，故各設計方柱及矩柱模型一支，風壓孔分布採取規則化分布，因此可藉由圓盤的上下位置調整來改變模型的高寬比。模型以壓克力板材料製作，實驗中採用之方形柱模型寬為 14 cm、深為 7 cm、高為 56 cm，量測所用到之風壓管長 90 cm，範圍為四個側面，不包含頂部面，一共 320 個風壓孔，模型及孔位分布如圖 4-11 及圖 4-12 所示。圖 4-13 為搭配我國規範中標準鄉鎮地況(B 地況)的實驗設置照片。

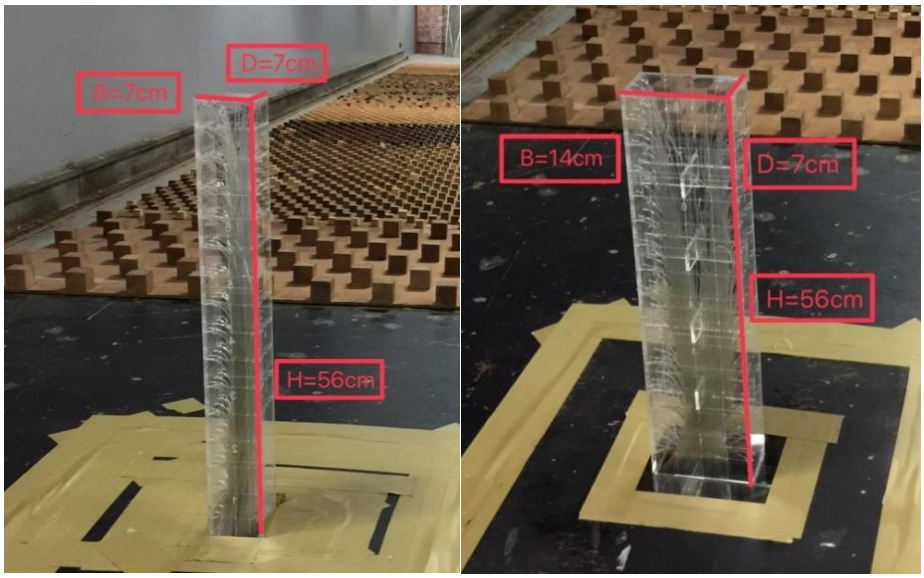


圖 4-11 方柱模型及矩柱模型照片

資料來源：【本研究整理】

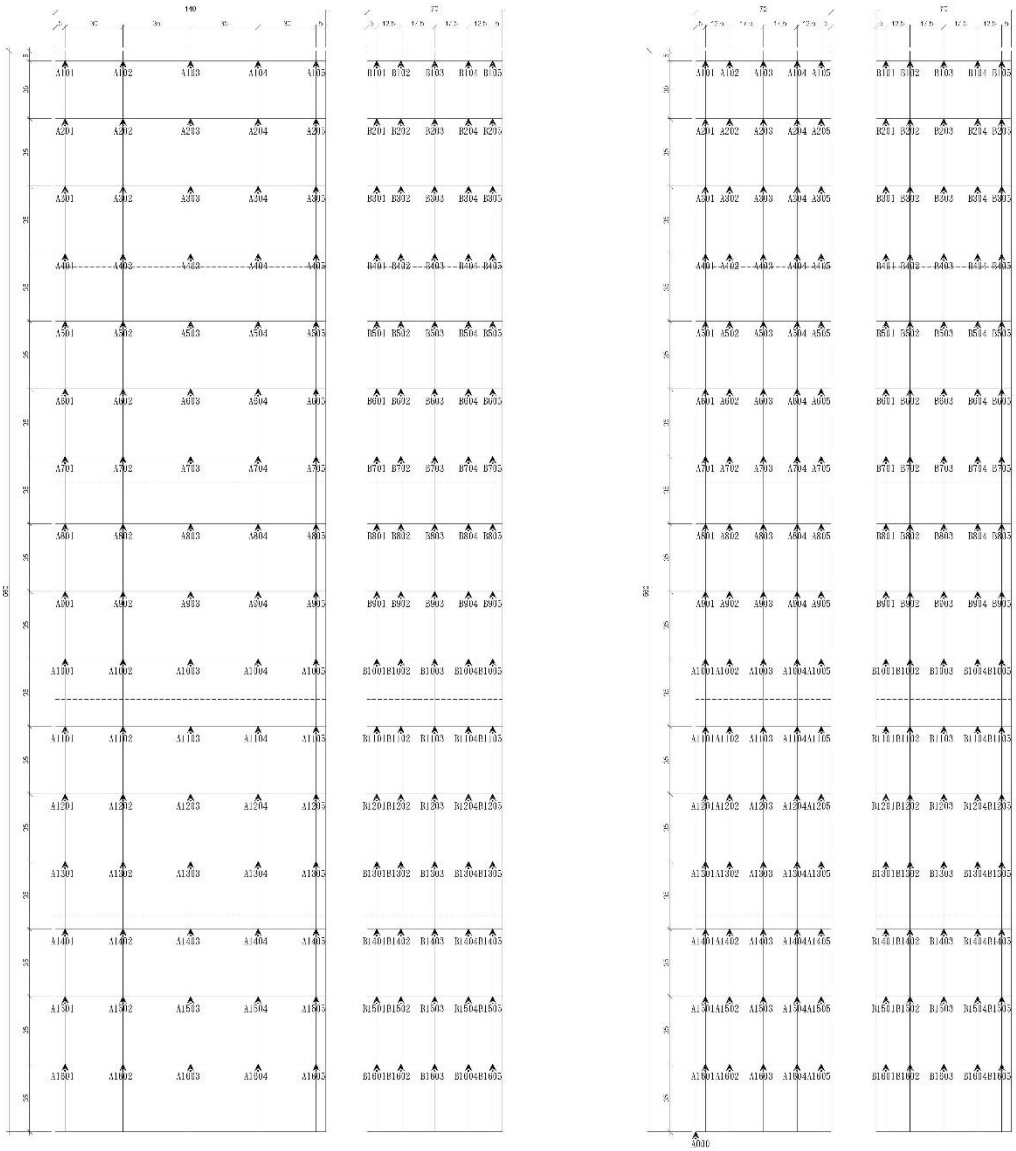


圖 4-12 模型風壓孔位分布示意圖(方柱、矩柱皆同)

資料來源：【本研究整理】

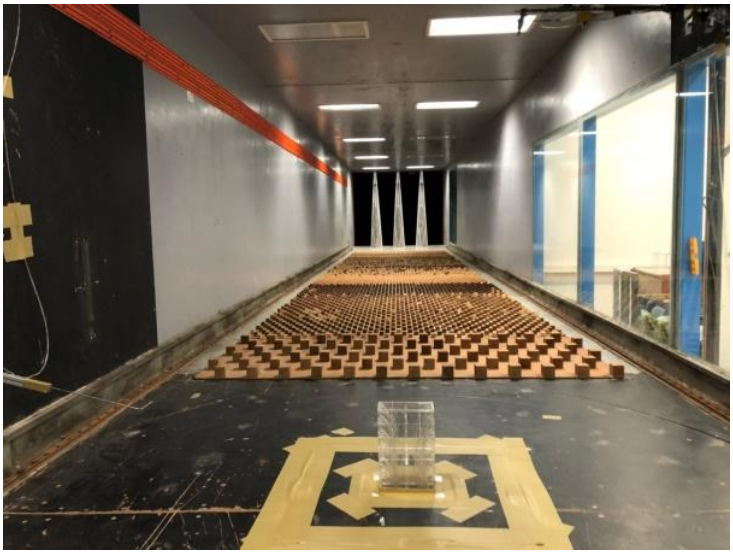


圖 4-13 風洞試驗設置照片
資料來源：【本研究整理】

以上所進行的風洞試驗由於模型數量十分龐大且需要連續量測較長的時間，因此研究團隊選擇在淡江大學風工程研究中心進行風洞試驗。另一方面，由於內政部建築研究所的風洞性能及大小的優勢，故利用研究團隊於 109 年委託研究案中所建立的 CAARC 大樓模型進行具有周圍地物環境的風洞試驗，來進行氣動力特性的驗證。由於 CAARC 大樓模型是國際會議成員為了建立一個風工程學術界可以共同討論的高層建築物對象，而假設的虛擬大樓，故研究團隊採用了台北市某一地區的地物環境來進行模擬，對此大樓產生趨於真實情境的風力。

CAARC 模型為高層矩柱斷面模型，以壓克力板製作，實驗中採用之模型寬為 11.4 cm、深為 7.6 cm、高為 45.7 cm，量測所用到之風壓管長 150 cm，範圍為 4 側面，不包含頂面，一共 330 個風壓孔。模型及風洞設置圖如圖 4-14 及圖 4-15 所示。為了因應內政部建研所風雨風洞實驗室較大的縮尺比例，本次實驗與 109 年研究團隊所做的實驗不同之處在於更改其長度縮尺為 1/250，並進而改變了速度縮尺及時間縮尺，其他流場的設定則均採用相同的地況以及相同的採樣方式。細節部分可參考 109 年度委辦研究案「國際耐風設計規範局部風壓係數之本土化擬合研究」內容。

圖 4-14 內政部建研所風洞試驗設置照片(近照)
資料來源：【本研究整理】

圖 4-15 內政部建研所風洞試驗設置照片(遠照)
資料來源：【本研究整理】

第四節 數據分析處理

實驗數據的採樣頻率須高於反應的可能最高頻率，但過高的採樣頻率需較多的計算時間與人力，對分析之準確度並無實質的意義；而若採樣頻率太接近反應的可能最高頻率，則會於不連續傅立葉轉換中發生頻率混淆的錯析現象(Aliasing)。此錯析現象是因傅立葉轉換後的資料，會於 0.5 倍處對稱出現而使頻率混淆。此 0.5 倍採樣頻率稱為截斷頻率(Nequist folding frequency) f_c：

$$f_c = 1/2h = 1/(2f_{sample}) \tag{4-8}$$

其中f_{sample}為採樣頻率；h為採樣時間間距。為避免上述錯析現象，有二種方法可以採用：(1)選擇足夠大之採樣頻率，使得反應的可能最高頻率低於截斷頻率f_c，則不連續傅立葉轉換的對稱行為便不會影響實際數值。一般而言可令採樣頻率大於截斷頻率 2 倍以上。(2)將所期望之最大頻率以上之高頻率濾去，再選擇f_c等於所期望之最大頻率，則可得低於f_c部份的正確結果。

由於風洞實驗與實場之比例不一， 因此在計算過程中需要利用縮尺的觀念修正數值，在本次實驗中長度縮尺是以假設與風洞之高度比為 1：400，其換算之實際建物高為 224 m，再以台北測站之 C 地況設計風速 42.5 m/s 換算 B 地況去計算實際建物高之設計風速，其計算出之值與風洞實驗模型建物高的風速比，以高寬比 8 之矩形柱為例，則會得到其比例約為 1：4.587，再依據速度為長度除以時間之概念，即可換算出時間之縮尺為 1：86.979，也就是說在實驗室量測的 1 秒為實場量測之 86.979 秒的概念。

實驗採用 Scanivalve 電子壓力掃描器進行風壓取值，採樣頻率為 500 Hz，每筆採樣時長為 12 分鐘，採樣長度為 360,000 個數據點，每組風向角各採 3,600 筆資料以便後續作分析之計算。本實驗在得到採樣數據後經過以下幾個步驟去做處理：(1)將所得到之模型的原始數據做二進位轉十進位後，再進行管線校正得到風壓歷時，接著以皮托管測量到之模型高的風速進行無因次化獲得風壓係數歷時之數據；(2)將計算所得之每個風壓孔的風壓係數歷時數據去做平均、擾動、偏態、峰態、最大、最小之極值計算；(3)利用每個風壓孔的風壓係數計算出各樓層之風力係數；(4)將得到之各樓層風力係數還原成實場風力；(5)將得到

之實場風力利用第三章所述之結構分析方法,可得到各樓層的結構反應。表 4-2、4-3 所示為本計畫中方柱及矩柱之平均風速縮尺、長度縮尺、風速縮尺、實場 10 分鐘的風洞數據長度、分段歷時之數據。

表 4-2 本計畫方柱模型縮尺計算

	高寬比	平均風速	長度縮尺	風速縮尺	時間縮尺	實場 10 分鐘長度	分段歷時
方柱	1.5	8.94	1/400	0.22	0.01	3382.59	106.43
	2	9.62	1/400	0.22	0.01	3379.43	106.53
	3.5	10.17	1/400	0.22	0.01	3380.21	106.50
	3	10.66	1/400	0.22	0.01	3372.71	106.74
	3.5	10.99	1/400	0.22	0.01	3400.85	105.86
	4	11.34	1/400	0.22	0.01	3407.83	105.64
	5	12.05	1/400	0.22	0.01	3390.19	106.19
	6	12.32	1/400	0.22	0.01	3471.24	103.71
	7	12.51	1/400	0.21	0.01	3553.84	101.30
	8	12.98	1/400	0.21	0.01	3540.49	101.68

資料來源：【本研究整理】

表 4-3 本計畫矩柱模型縮尺計算

	高寬比	平均風速	長度縮尺	風速縮尺	時間縮尺	實場 10 分鐘長度	分段歷時
矩柱	1.5	8.64	1/400	0.21	0.01	3499.41	102.88
	2	9.39	1/400	0.22	0.01	3462.49	103.98
	3.5	10.04	1/400	0.22	0.01	3422.46	105.19
	3	10.50	1/400	0.22	0.01	3426.16	105.07
	3.5	10.92	1/400	0.22	0.01	3424.10	105.14
	4	11.29	1/400	0.22	0.01	3422.36	105.19
	5	11.62	1/400	0.21	0.01	3516.19	102.38
	6	12.48	1/400	0.22	0.01	3427.42	105.04
	7	12.77	1/400	0.22	0.01	3480.54	103.43
	8	13.33	1/400	0.22	0.01	3447.77	104.42

資料來源：【本研究整理】

圖 4-14 為綜合以上所述，將本計畫所進行的數據分析流程繪製出。由於本計畫檢討規範第二章第十二節及第十三節，下列流程圖主要為第十二節的作法。第十三節的作法則參考 Tamura et al. (2014)作法，直接以動力分析結構反應結果求取第十三節中的載重係數。

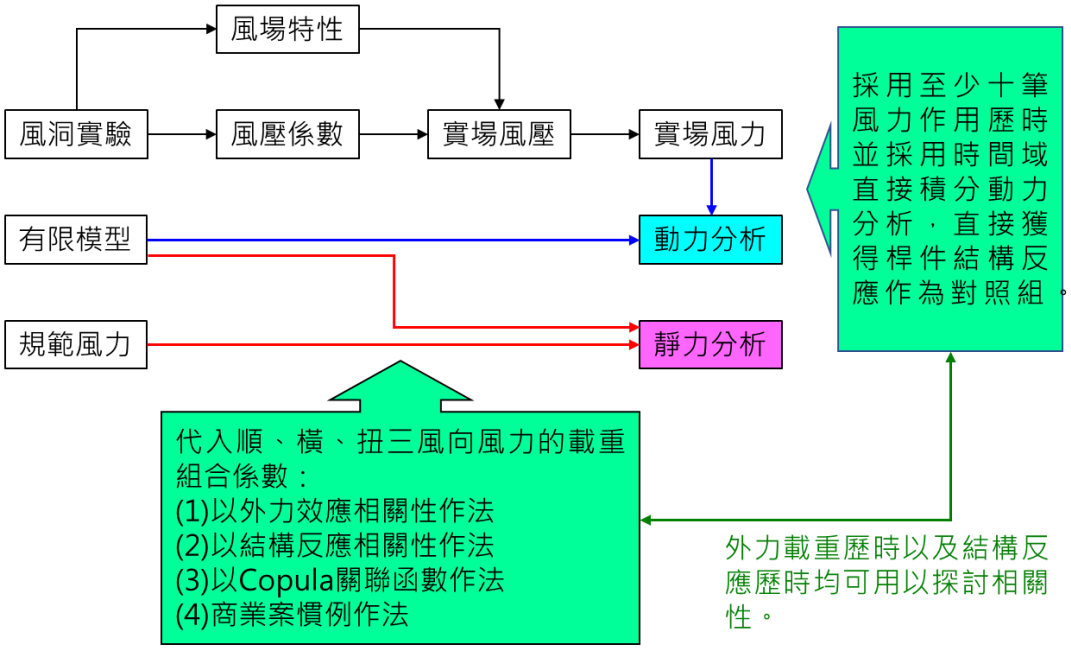


圖 4-14 本研究計畫流程示意圖

資料來源：【本研究整理】

第五章 實驗結果分析與討論

第一節 風場特性

風洞實驗中使用 Cobra 進行流場之量測，採樣頻率為 500 Hz ，每筆採樣時長 180 秒，採樣長度為 90000 個數據點，由靠近風洞地面逐一量測至風洞高度 120 公分高之位置，進而得到 B 地況之剖面圖(左)以及紊流強度圖(右)，如圖 5-1 所示。

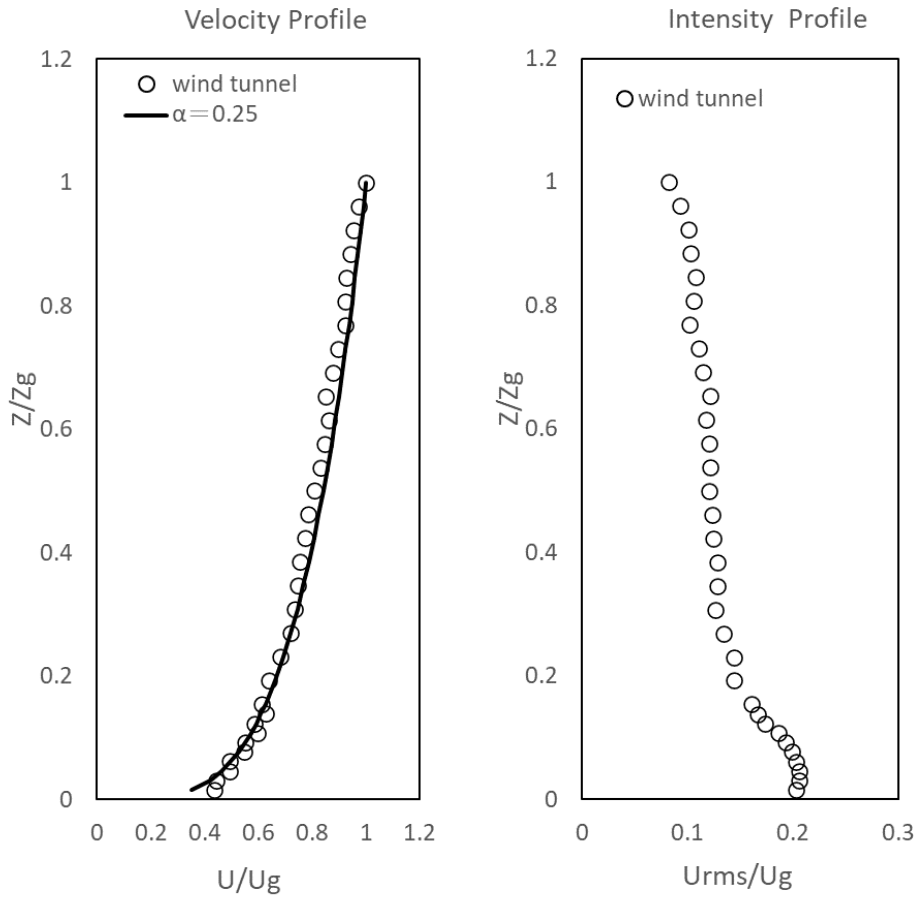


圖 5-1 本研究風場特性(左：平均風速剖面；右：紊流強度剖面)
資料來源：【本研究整理】

第二節 氣動力特性

根據第三章所述之鈍體空氣動力學理論及風洞實驗中所獲得風壓歷時資料，可以進行氣動力參數支計算，進而以無因次化的數值進行後續的研究分析探討。一般來說，氣動力參數多以風壓係數及風力係數表示。由於本研究所採用的模型數量較多，因此在此小節的成果中依照後續比較的分類方式來展示不同高寬比的方柱及矩柱的平均風壓係數等高線分布以及擾動風壓係數等高線分布部分。圖 5-2 為風攻角與模型立面的示意圖。

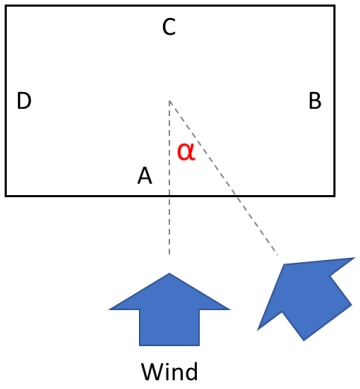


圖 5-2 模型立面與風攻角示意圖
資料來源：【本研究整理】

表 5-1 本研究比較分析種類

	H/D	D/B	α
Case 1	3、5、8	1.0	0、15、30、45、60、75
Case 2	3、6	0.5、1.0、2.0	0
Case 3	1.5、2、3、4、6、8	1.0	0

資料來源：【本研究整理】

在本章第五節、第六節中，我們將探討不同深寬比、高寬比、風向角變化，對於風載重組合係數的影響。因此可以從本研究所執行的風洞實驗中挑選出如表 5-1 的三種系列來進行比較。Case 1 系列用以討論不同風攻角的影響；Case 2 系列用以探討不同深寬比的影響；Case 3 系列用以探討不同高寬比的影響。其

中深寬比 0.5 即為深寬比 2.0 轉至 90 度風攻角的結果。換句話說，深寬比 2.0 的矩柱在風攻角 90、105、120、135、150、165 即為深寬比 0.5 的矩柱。

圖 5-3 至圖 5-20 為 Case 1 系列中，各不同高寬比及不同風攻角的平均風壓係數分布圖。圖 5-21 至圖 5-38 則為相對應的擾動風壓係數分布圖。從此兩組圖例可以得知，Case 1 系列中風攻角的轉變會造成模型不同立面風力分布逐漸隨著風攻角而轉變。對於規範中缺乏風攻角的考量情況下，也許建築物的最大風力並不會被評估到。因此，隨著風攻角改變的各風向風力組合係數也有所不同。

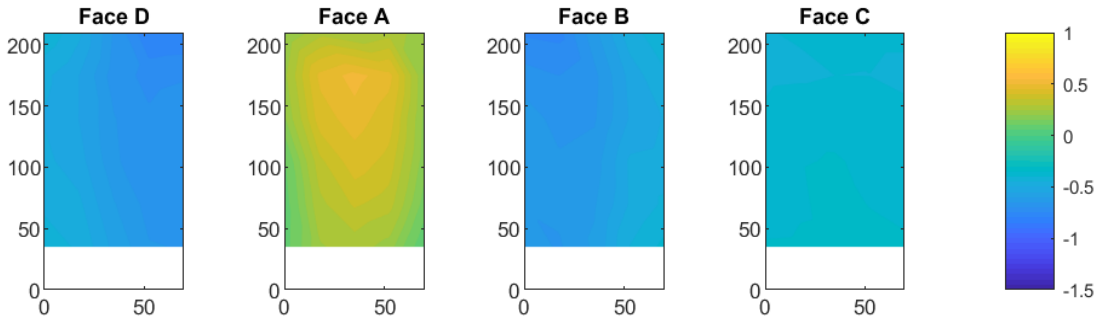


圖 5-3 Case 1 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

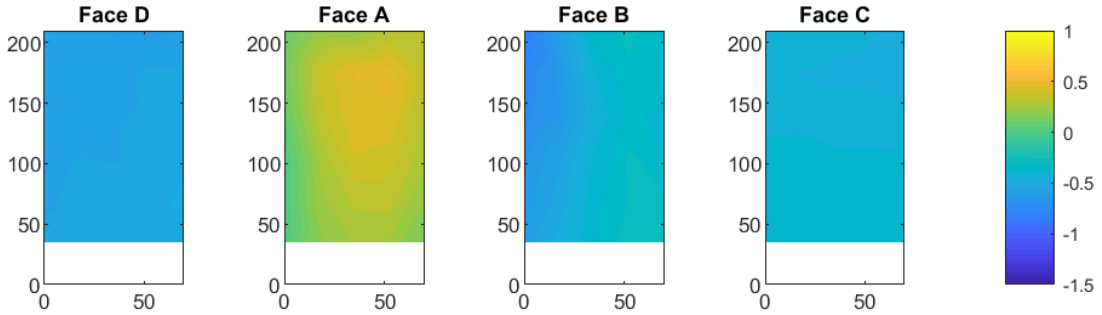


圖 5-4 Case 1 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 15 的立面平均風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

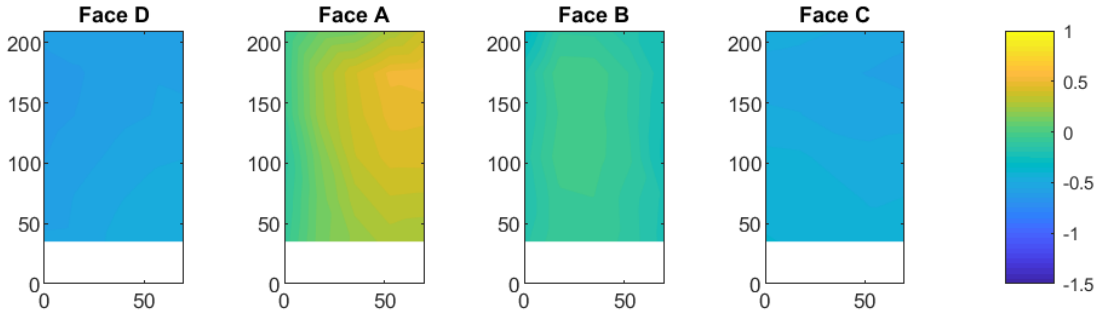


圖 5-5 Case 1 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 30 的立面平均風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

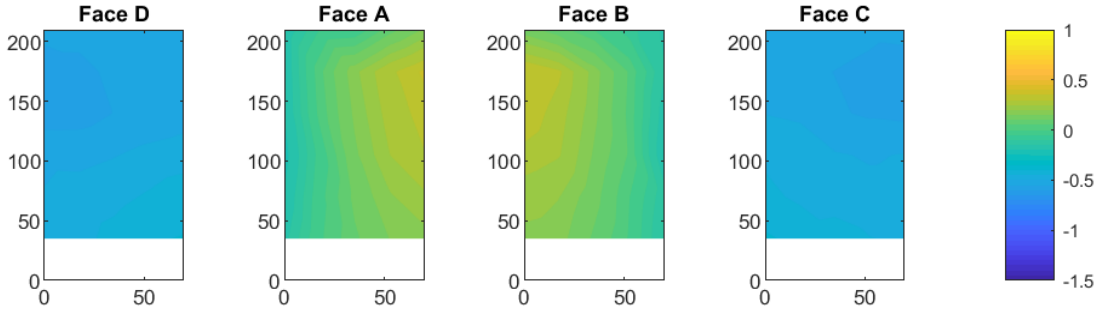


圖 5-6 Case 1 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 45 的立面平均風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

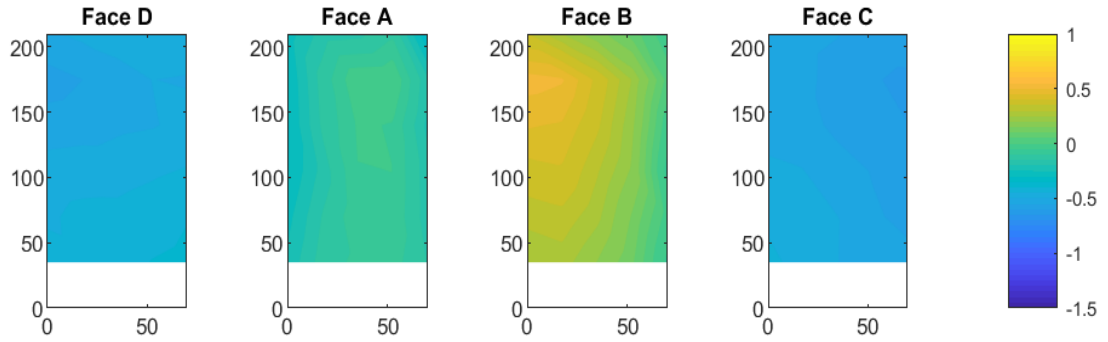


圖 5-7 Case 1 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 60 的立面平均風壓係數分布圖

資料來源：【本研究整理】

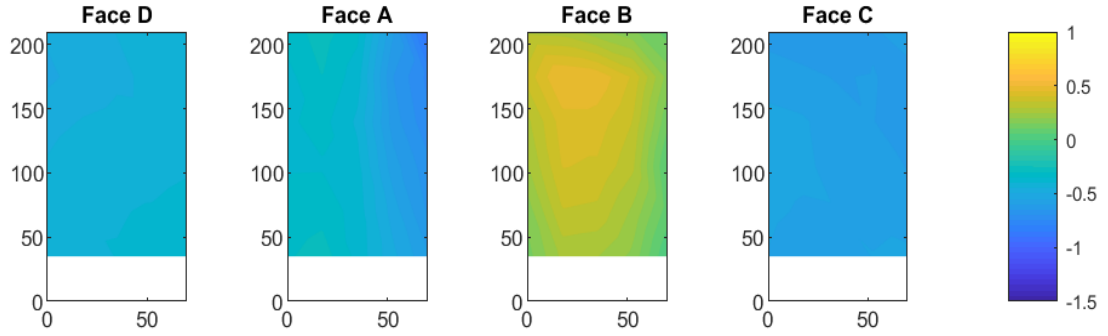


圖 5-8 Case 1 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 75 的立面平均風壓係數分布圖

資料來源：【本研究整理】

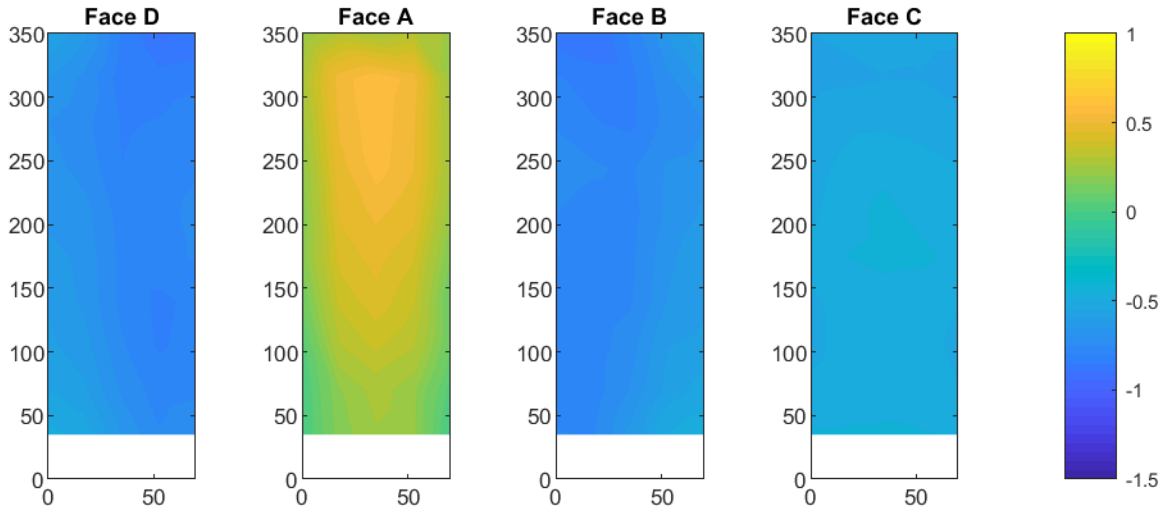


圖 5-9 Case 1 系列、高寬比 5、深寬比 1、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

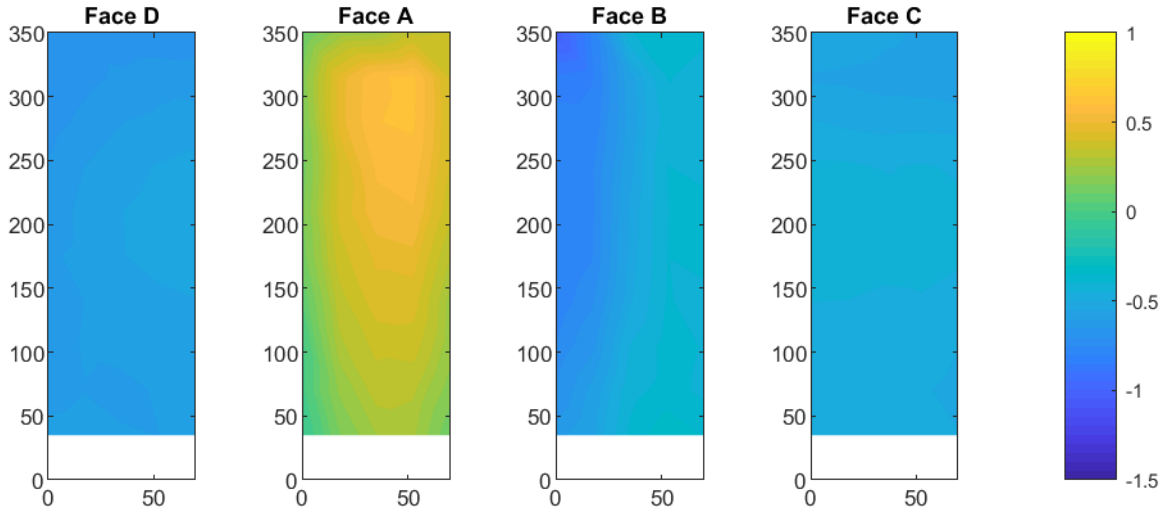


圖 5-10 Case 1 系列、高寬比 5、深寬比 1、風攻角 15 的立面平均風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

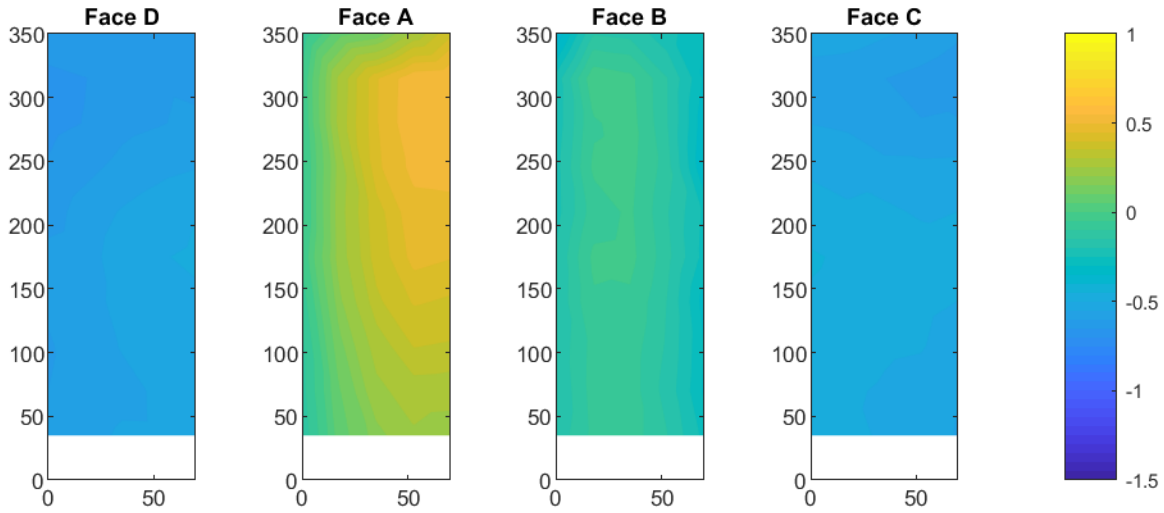


圖 5-11 Case 1 系列、高寬比 5、深寬比 1、風攻角 30 的立面平均風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

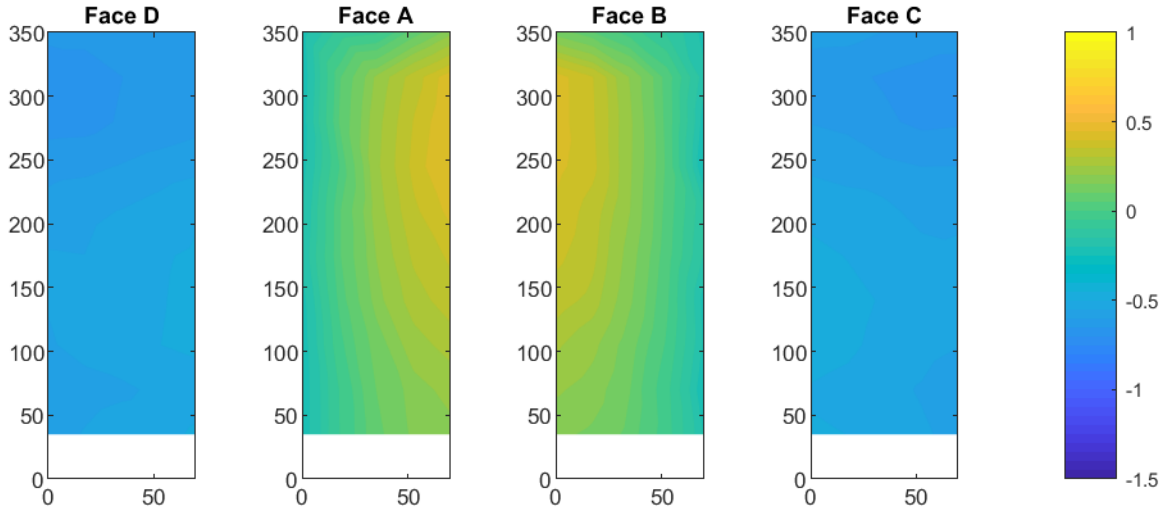


圖 5-12 Case 1 系列、高寬比 5、深寬比 1、風攻角 45 的立面平均風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

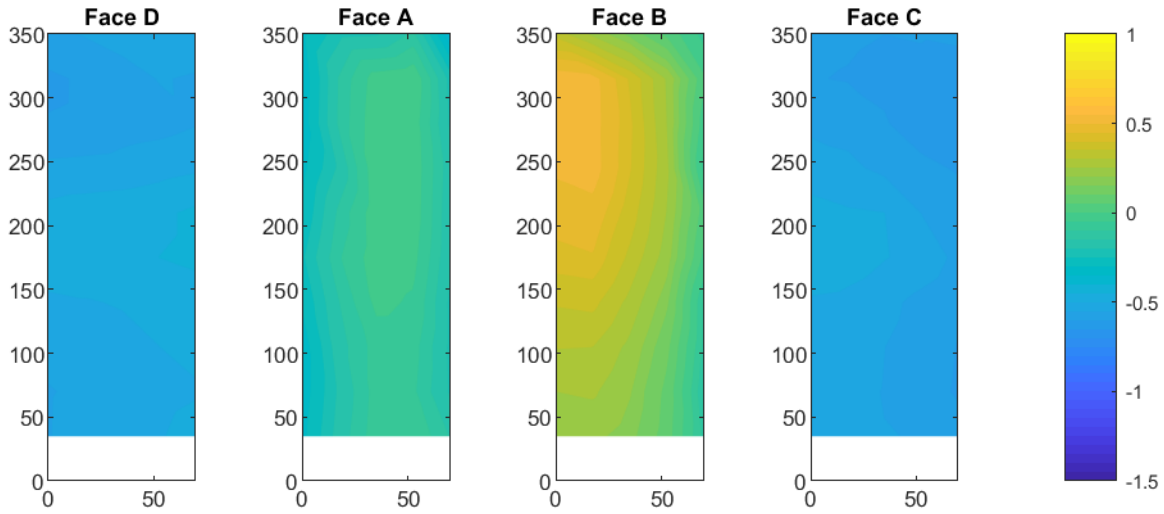


圖 5-13 Case 1 系列、高寬比 5、深寬比 1、風攻角 60 的立面平均風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

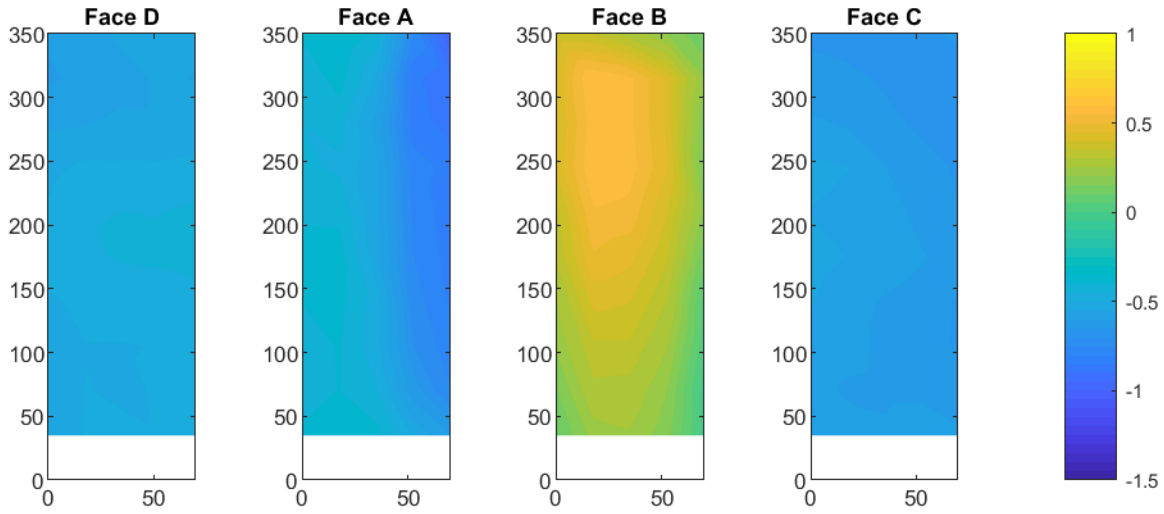


圖 5-14 Case 1 系列、高寬比 5、深寬比 1、風攻角 75 的立面平均風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

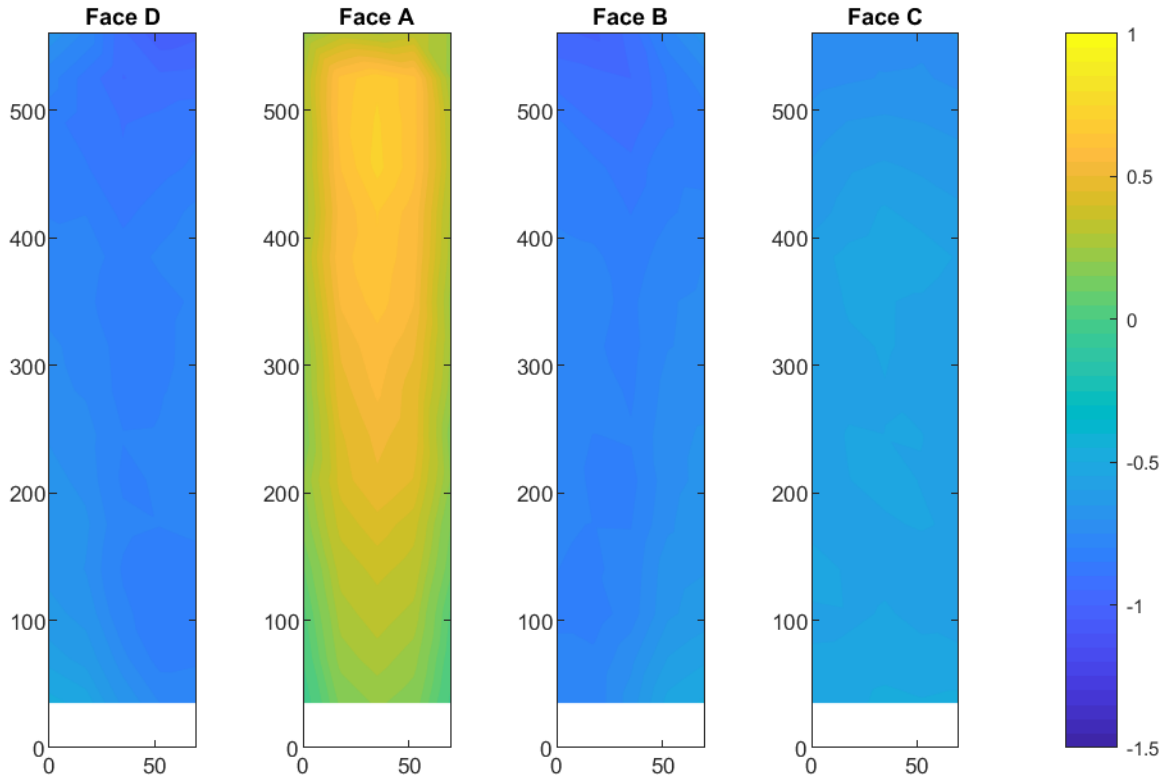


圖 5-15 Case 1 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖

資料來源：【本研究整理】

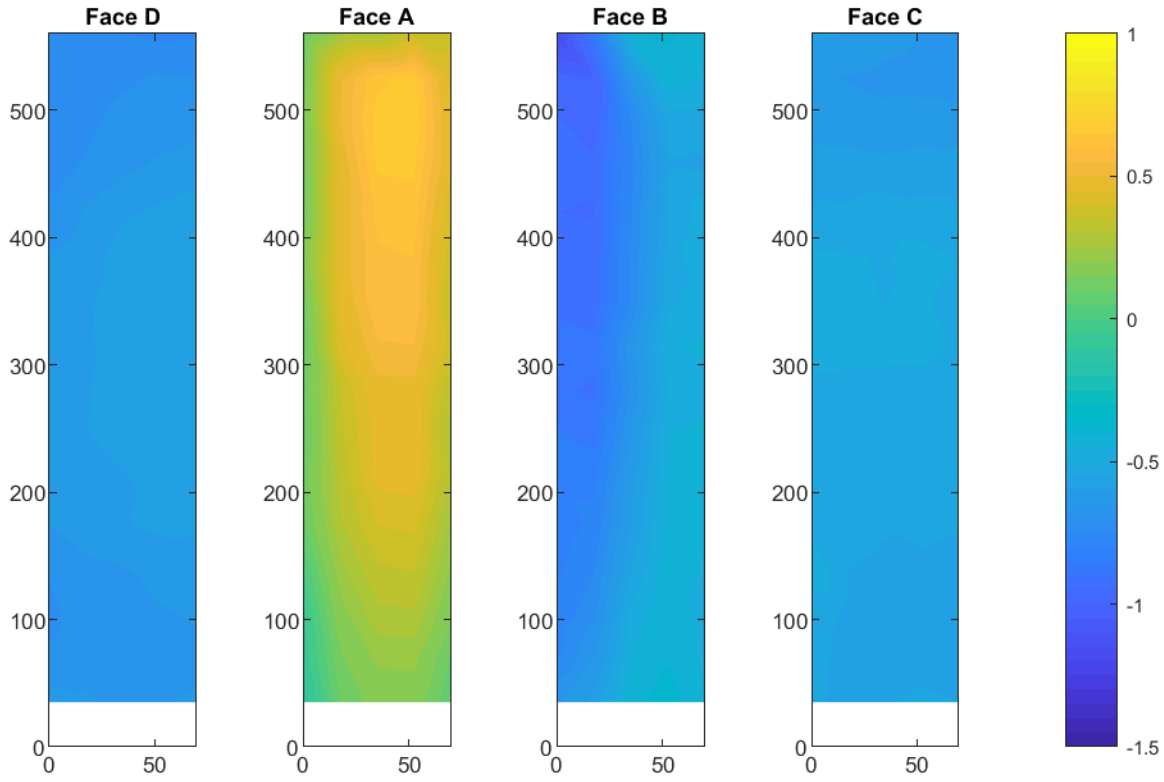


圖 5-16 Case 1 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 15 的立面平均風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

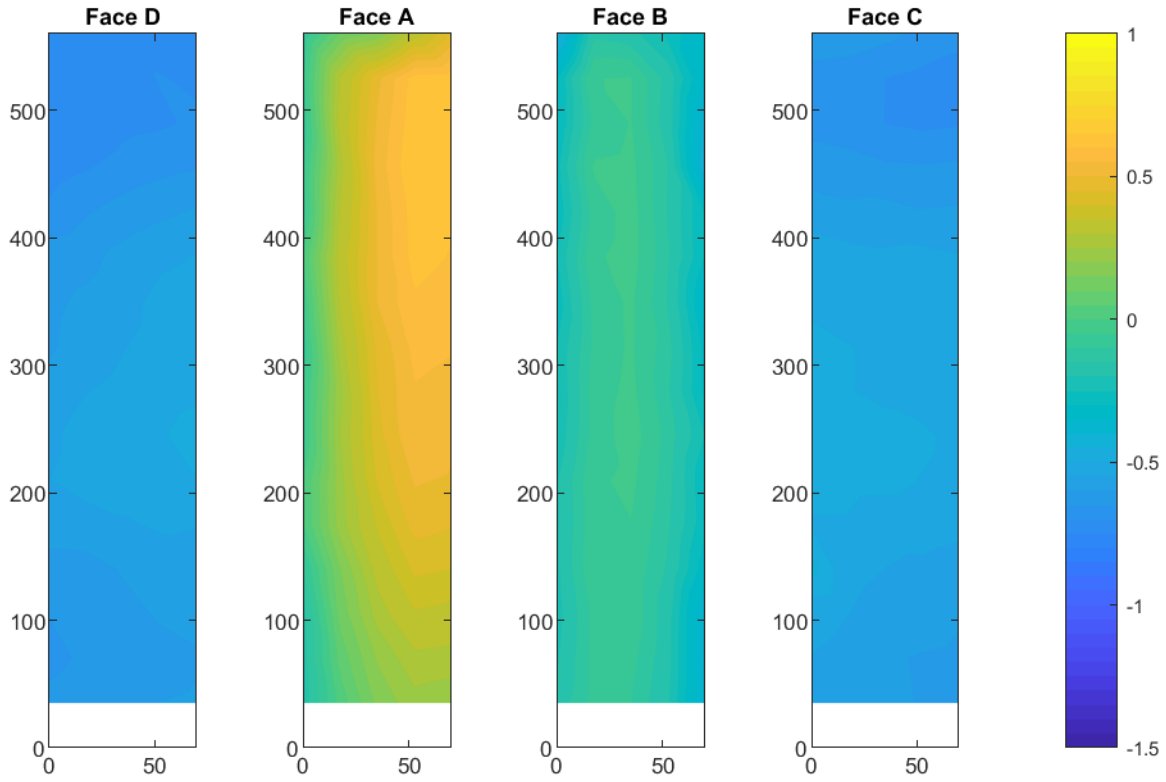


圖 5-17 Case 1 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 30 的立面平均風壓係數分布圖

資料來源：【本研究整理】

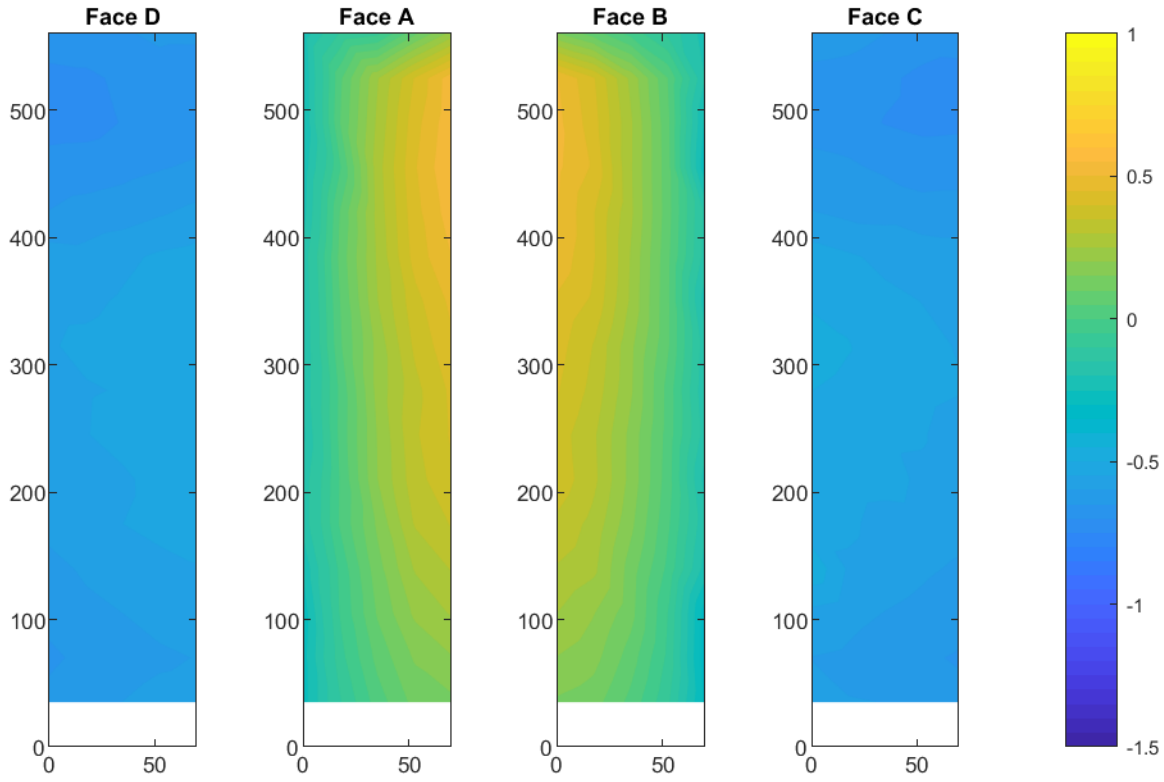


圖 5-18 Case 1 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 45 的立面平均風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

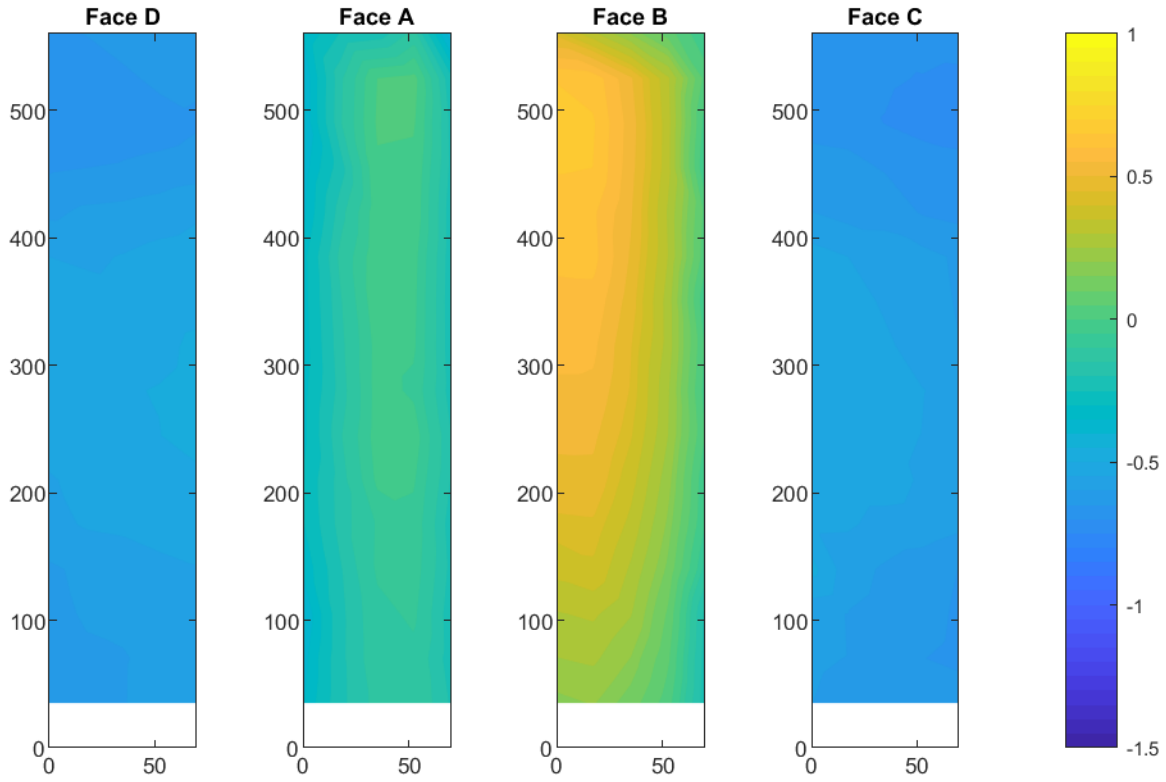


圖 5-19 Case 1 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 60 的立面平均風壓係數分布圖

資料來源：【本研究整理】

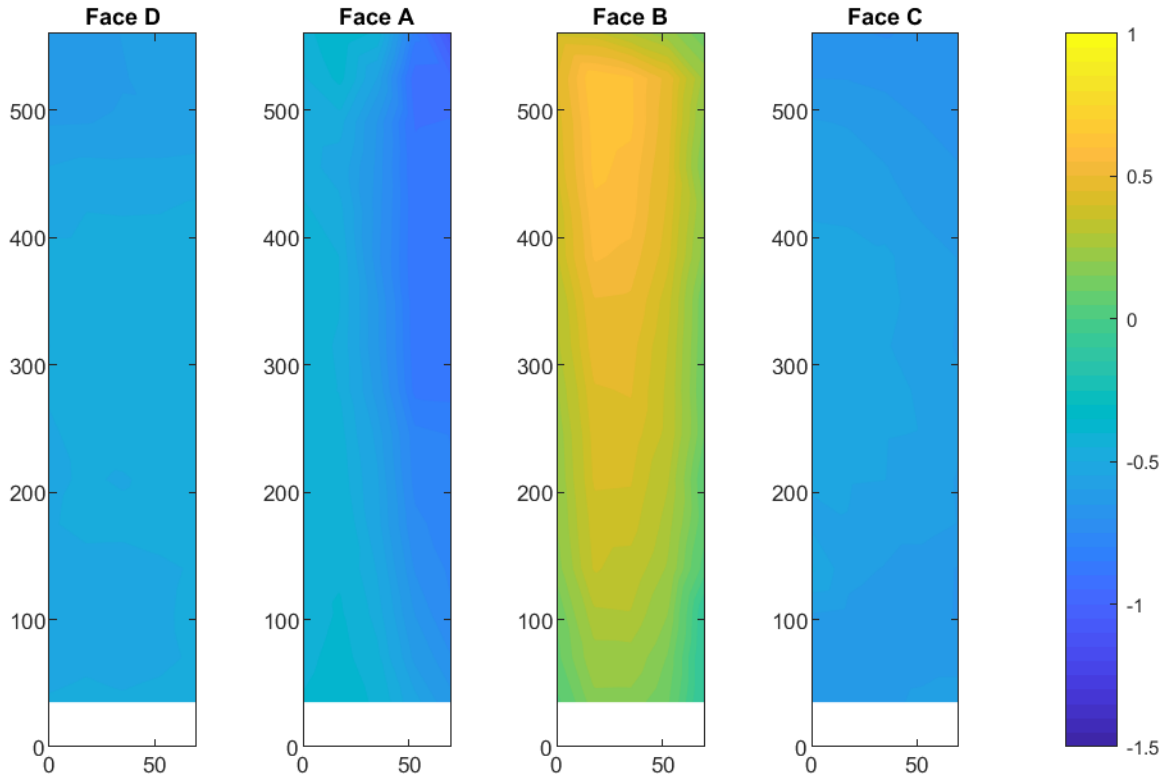


圖 5-20 Case 1 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 75 的立面平均風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

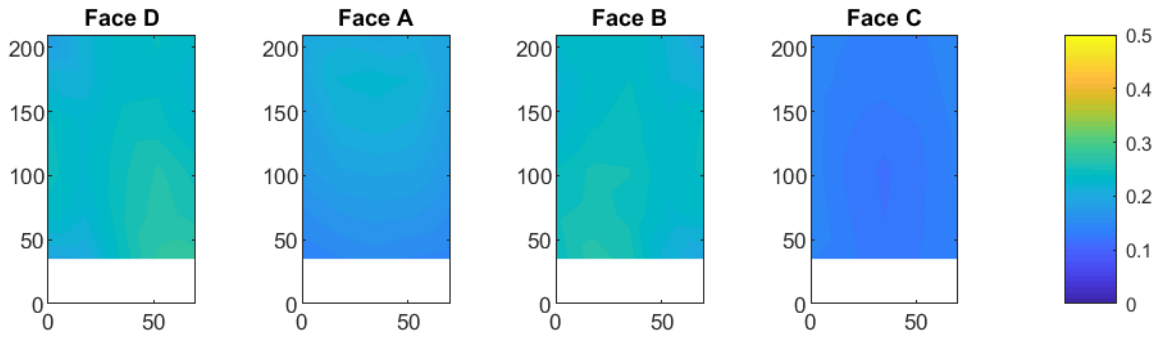


圖 5-21 Case 1 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 0 的立面擾動風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

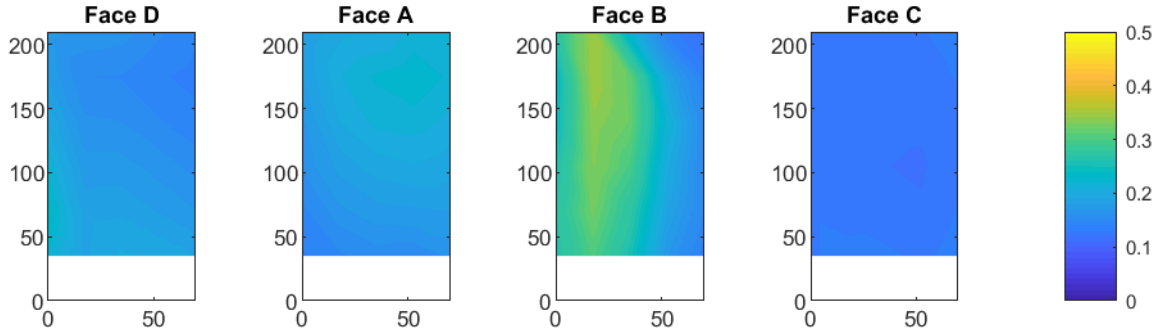


圖 5-22 Case 1 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 15 的立面擾動風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

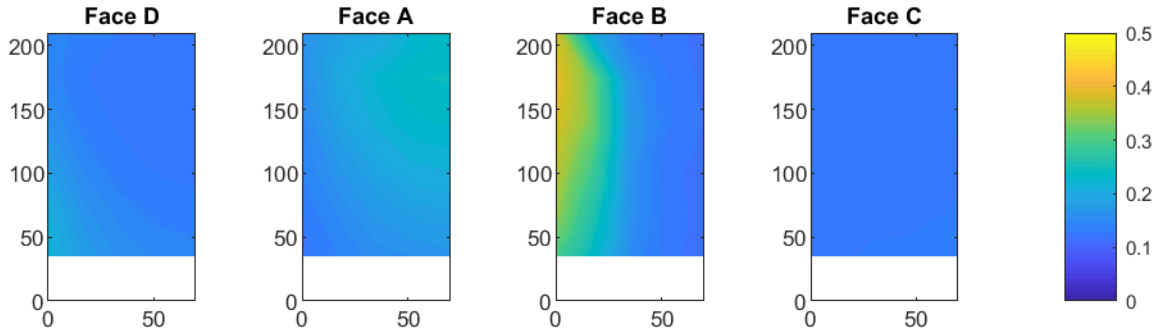


圖 5-23 Case 1 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 30 的立面擾動風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

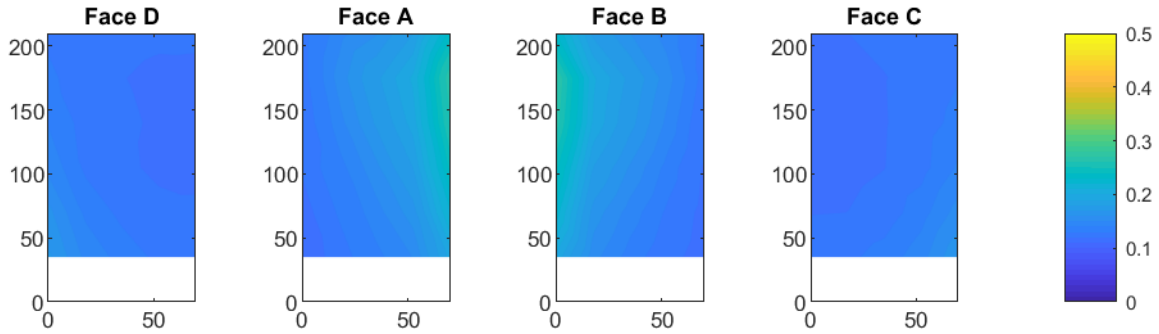


圖 5-24 Case 1 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 45 的立面擾動風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

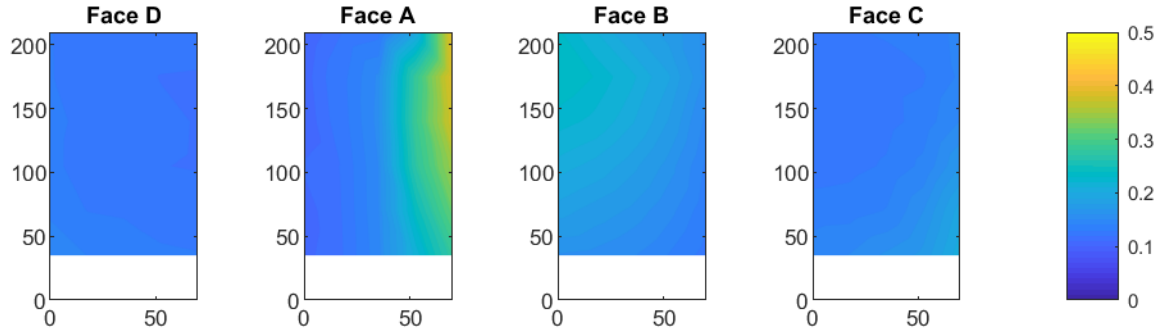


圖 5-25 Case 1 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 60 的立面擾動風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

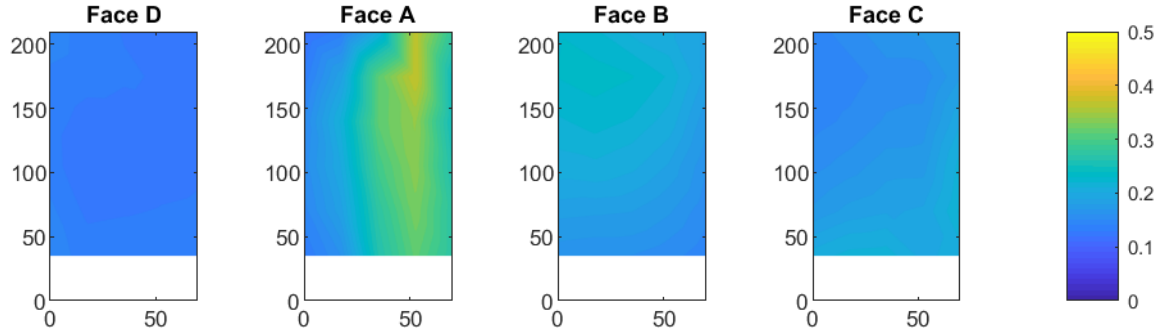


圖 5-26 Case 1 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 75 的立面擾動風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

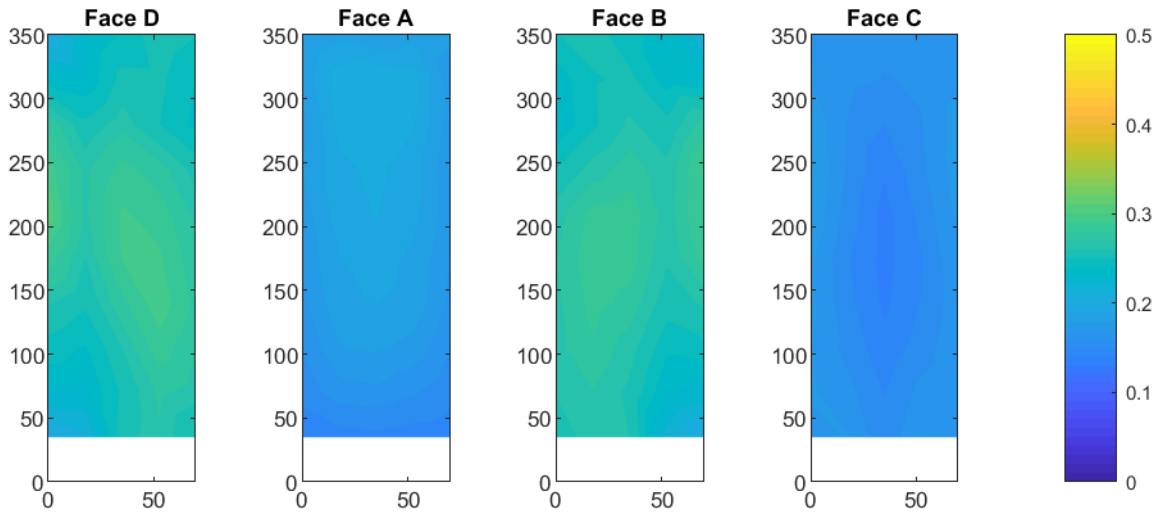


圖 5-27 Case 1 系列、高寬比 5、深寬比 1、風攻角 0 的立面擾動風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

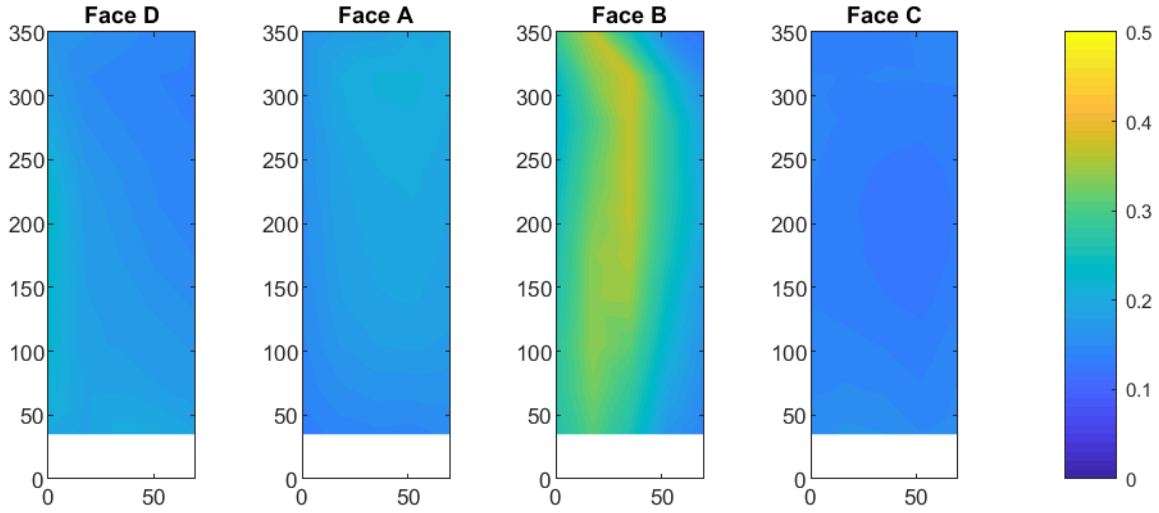


圖 5-28 Case 1 系列、高寬比 5、深寬比 1、風攻角 15 的立面擾動風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

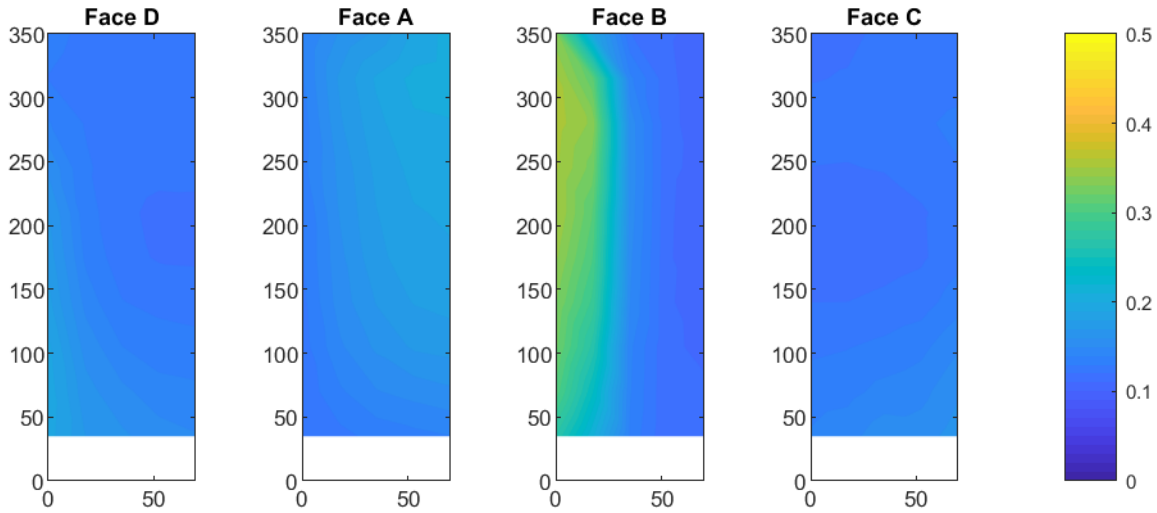


圖 5-29 Case 1 系列、高寬比 5、深寬比 1、風攻角 30 的立面擾動風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

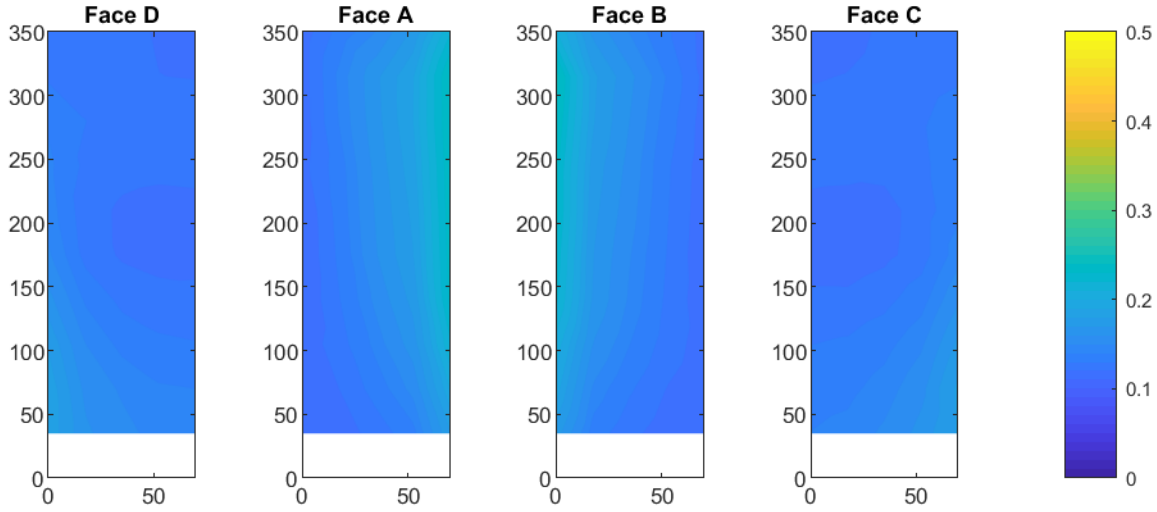


圖 5-30 Case 1 系列、高寬比 5、深寬比 1、風攻角 45 的立面擾動風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

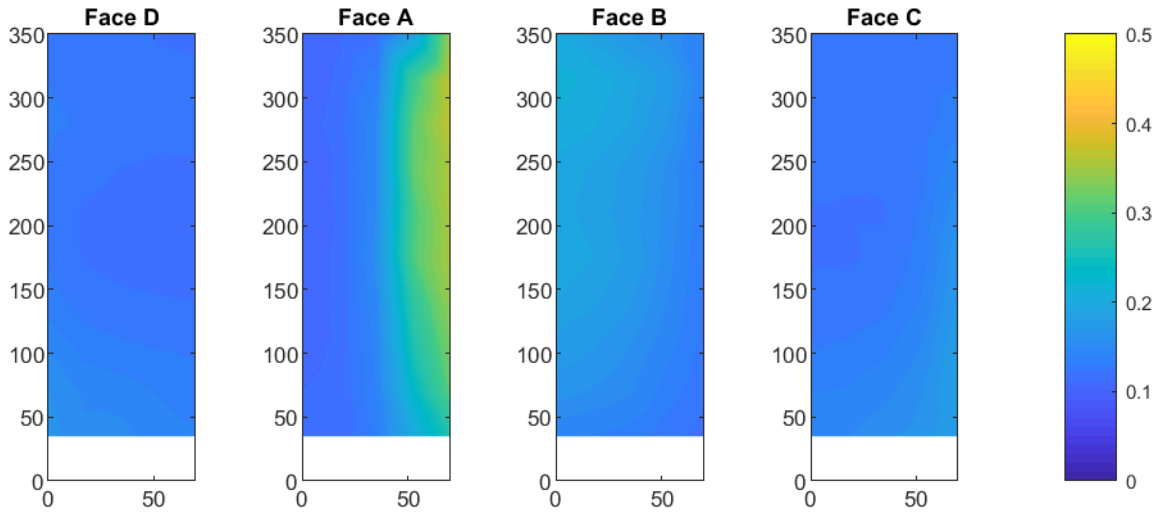


圖 5-31 Case 1 系列、高寬比 5、深寬比 1、風攻角 60 的立面擾動風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

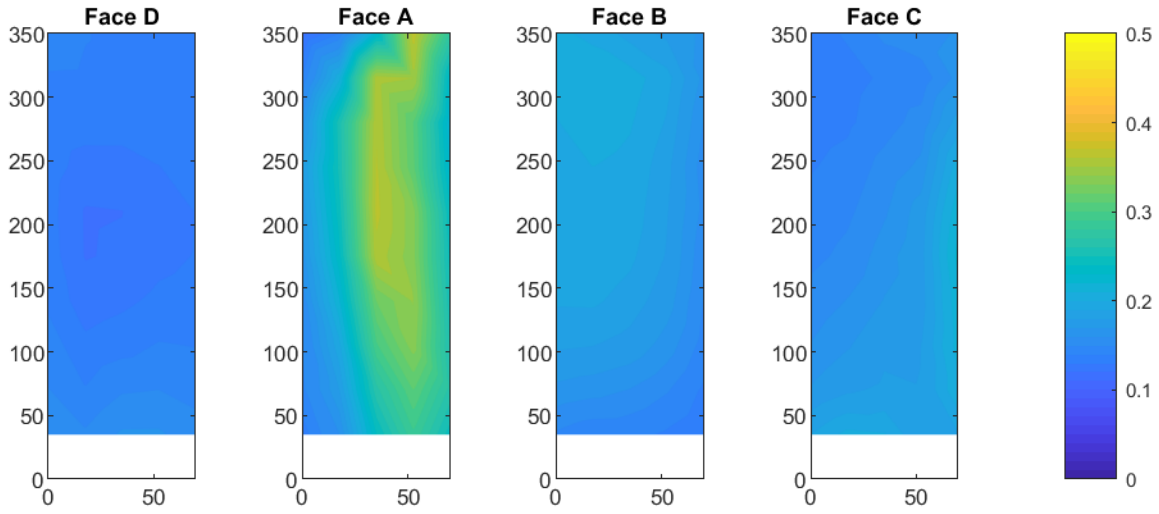


圖 5-32 Case 1 系列、高寬比 5、深寬比 1、風攻角 75 的立面擾動風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

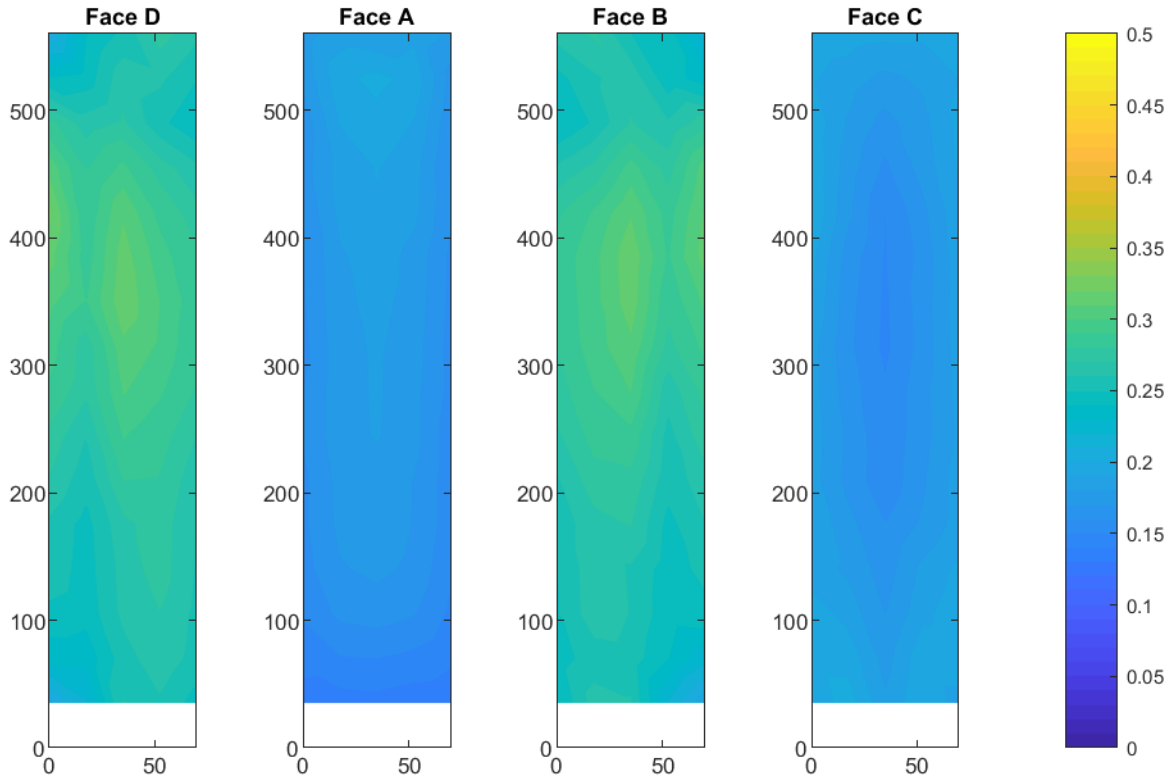


圖 5-33 Case 1 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 0 的立面擾動風壓係數分布圖

資料來源：【本研究整理】

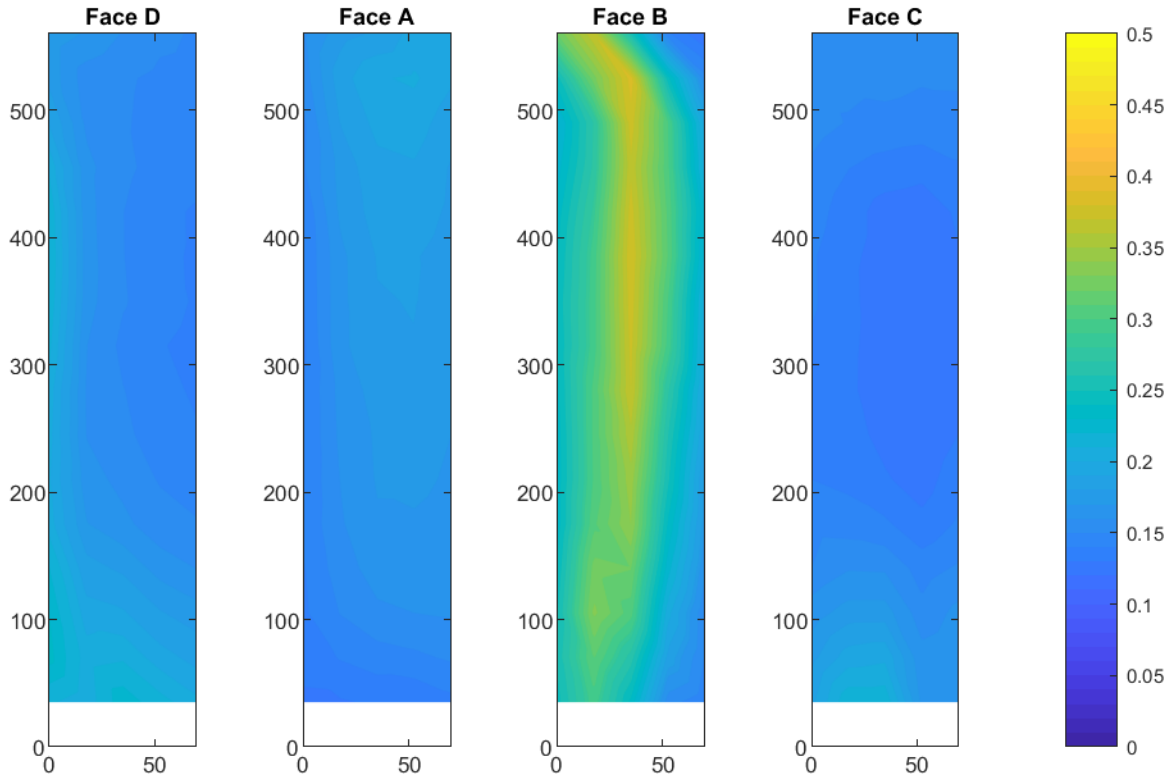


圖 5-34 Case 1 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 15 的立面擾動風壓係數分布圖

資料來源：【本研究整理】

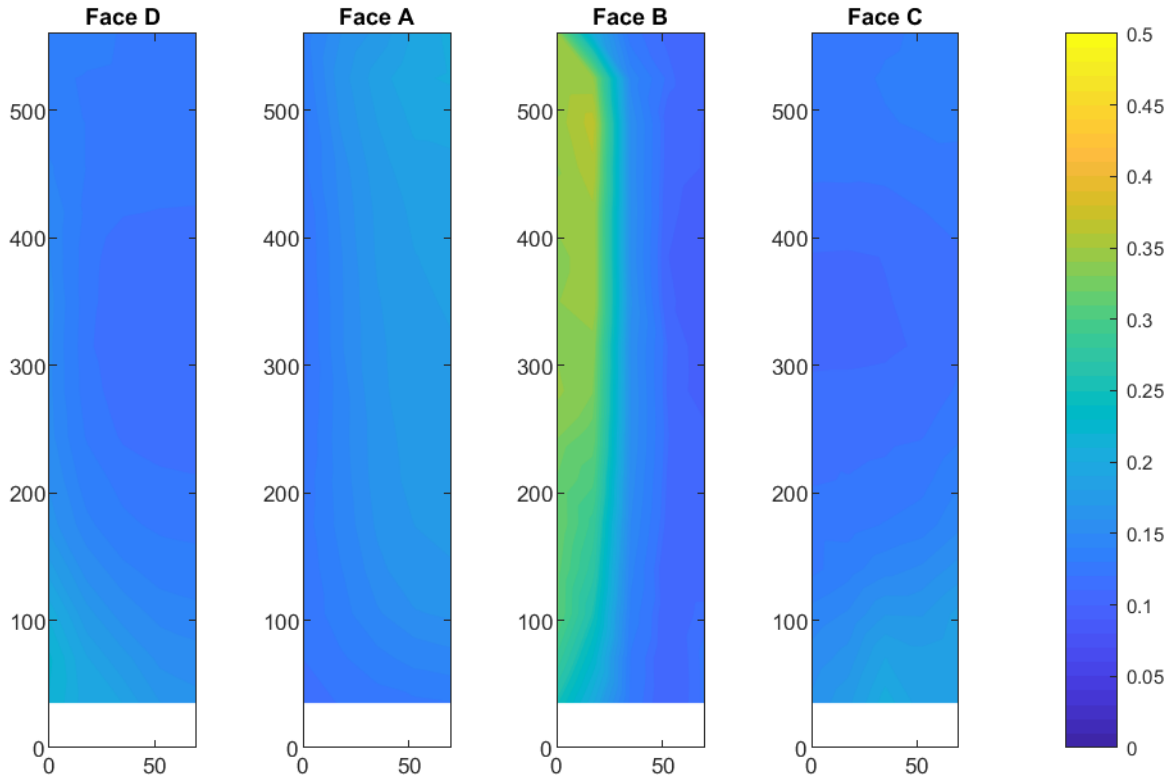


圖 5-35 Case 1 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 30 的立面擾動風壓係數分布圖

資料來源：【本研究整理】

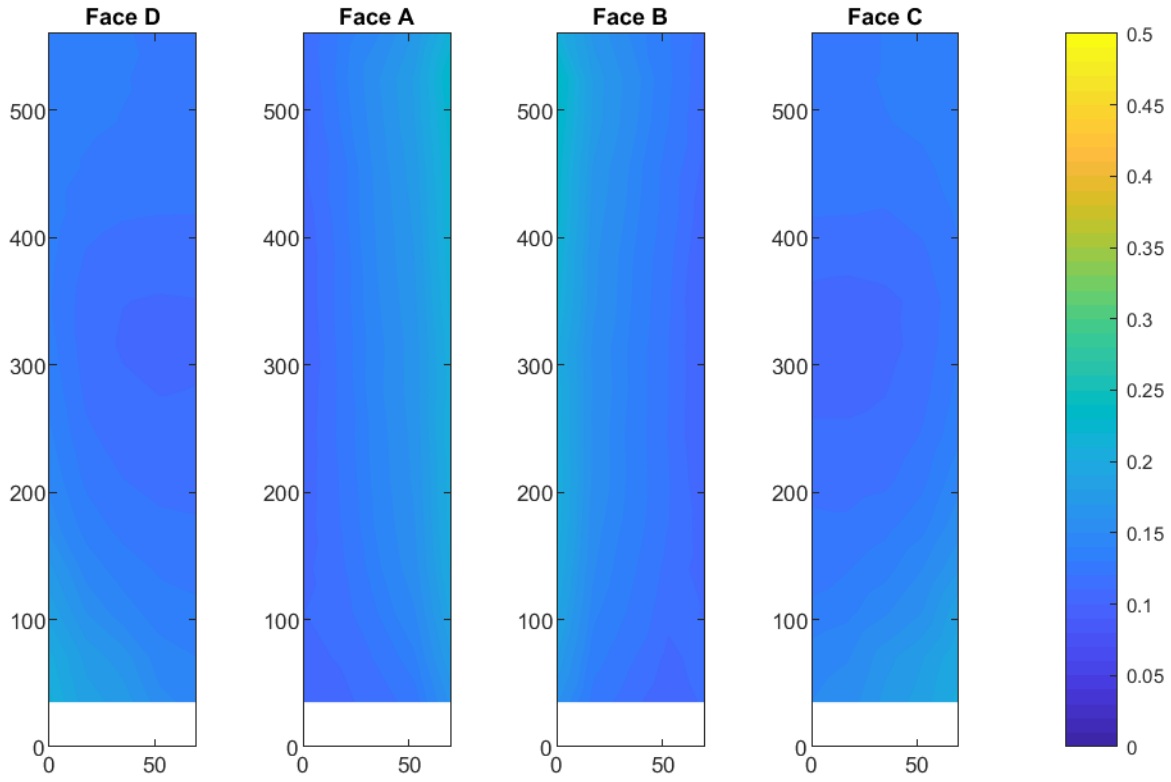


圖 5-36 Case 1 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 45 的立面擾動風壓係數分布圖

資料來源：【本研究整理】

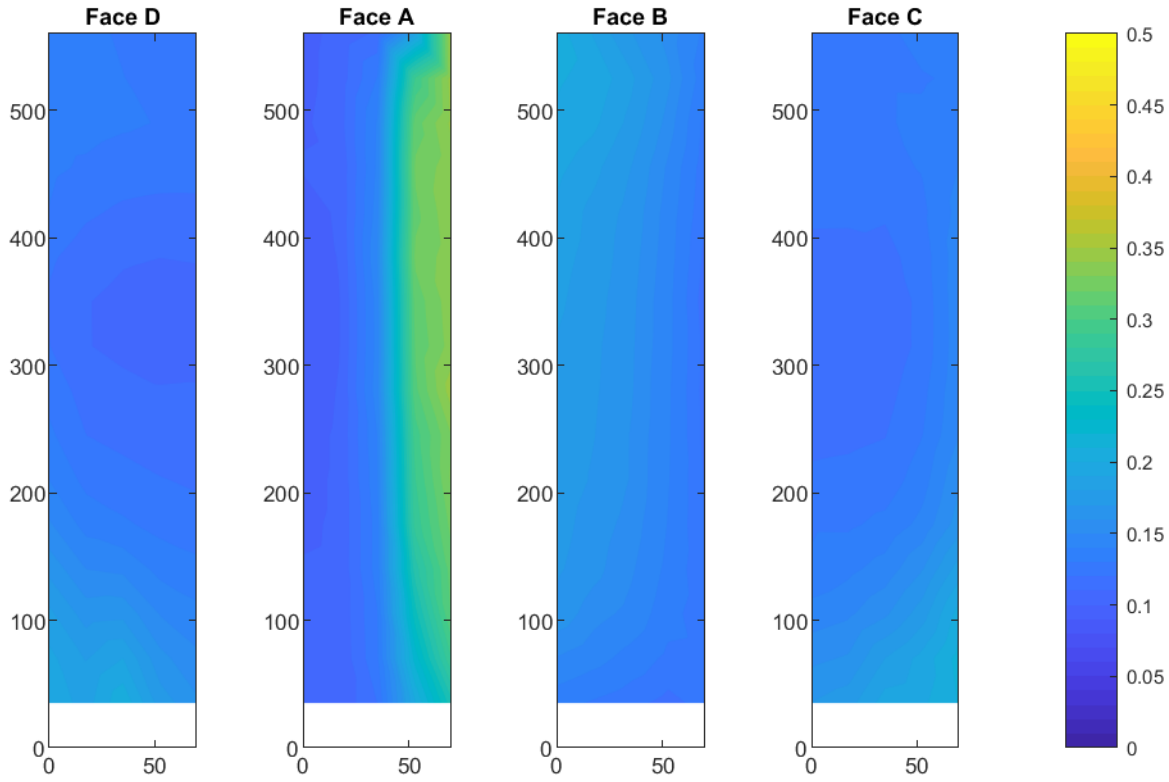


圖 5-37 Case 1 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 60 的立面擾動風壓係數分布圖

資料來源：【本研究整理】

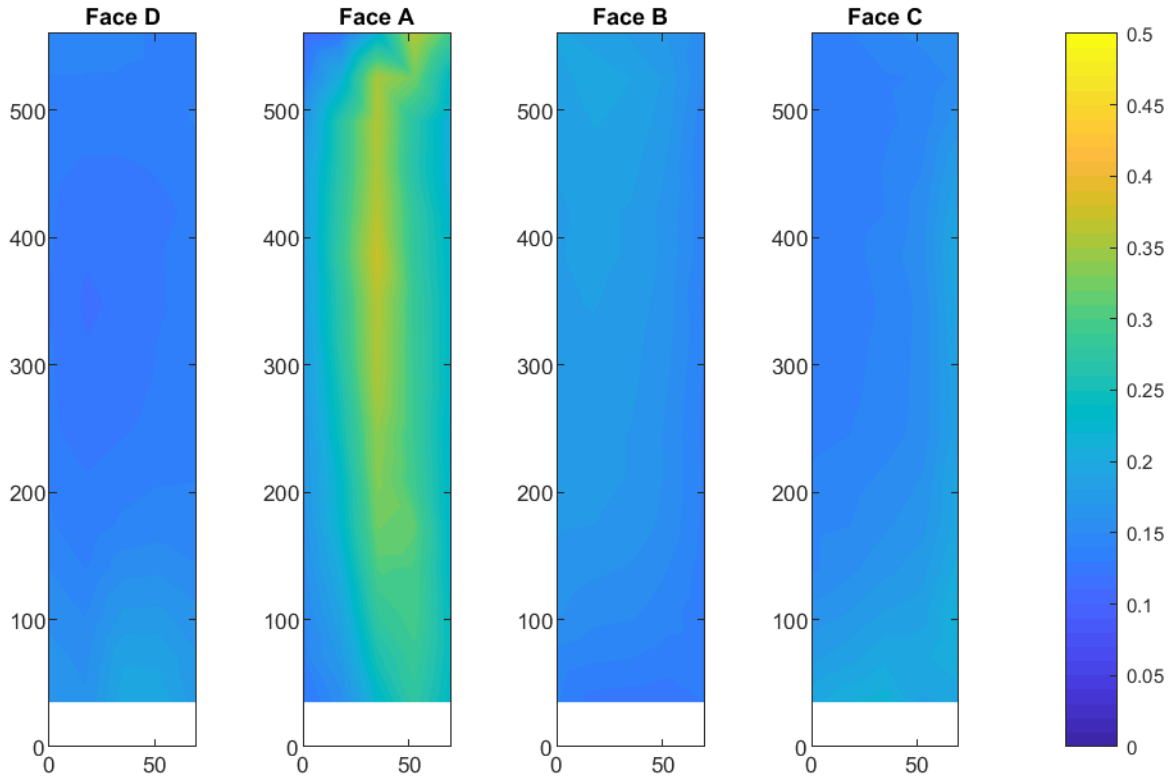


圖 5-38 Case 1 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 75 的立面擾動風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

圖 5-39 至圖 5-44 為 Case 2 系列中，兩個不同高寬比(3、6)及三個不同深寬比(0.5、1.0、2.0)在風攻角均為 0 度下的平均風壓係數分布圖。圖 5-45 至圖 5-50 則為相對應的擾動風壓係數分布圖。從此兩組圖例可以得知，Case 2 系列中此六種不同組合下的等高線圖分布沒有太大的變化，主要原因是風攻角相同的狀況下，深寬比變化幾乎對風壓分布趨勢沒有太大效應。然而若對照順風向風力係數分布及橫風向、扭轉向風力係數剖面來看，應可看出高寬比及深寬比均有影響。在圖 5-41 的立面平均風壓係數分布圖中發現一特別大的集中值，據研究團隊判斷應為風壓管取值有誤。而由於本實驗進行時風壓量測均為連續量測，因此可以採用對稱的孔位來取代後續的分析。

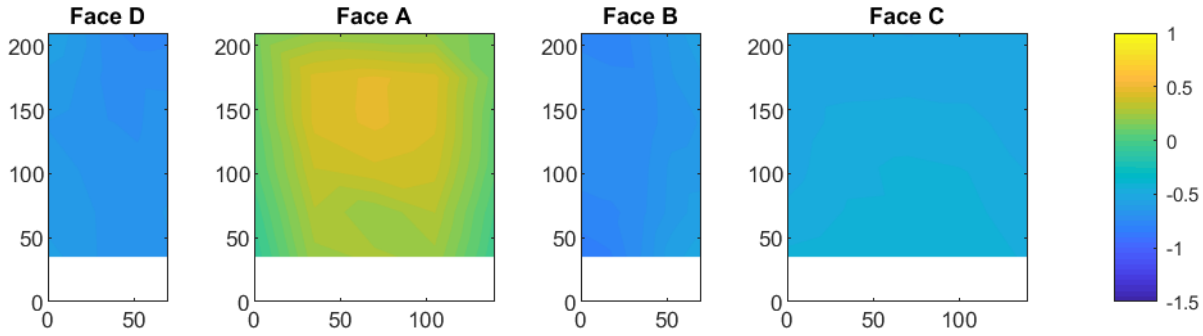


圖 5-39 Case 2 系列、高寬比 3、深寬比 0.5、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

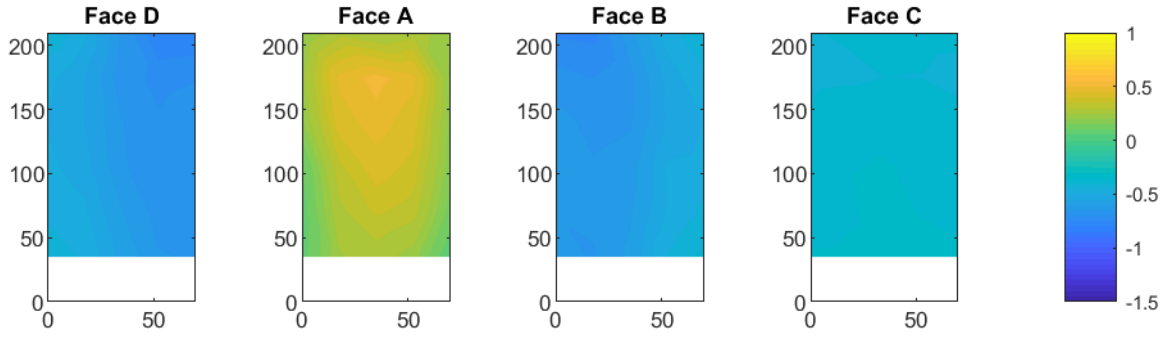


圖 5-40 Case 2 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

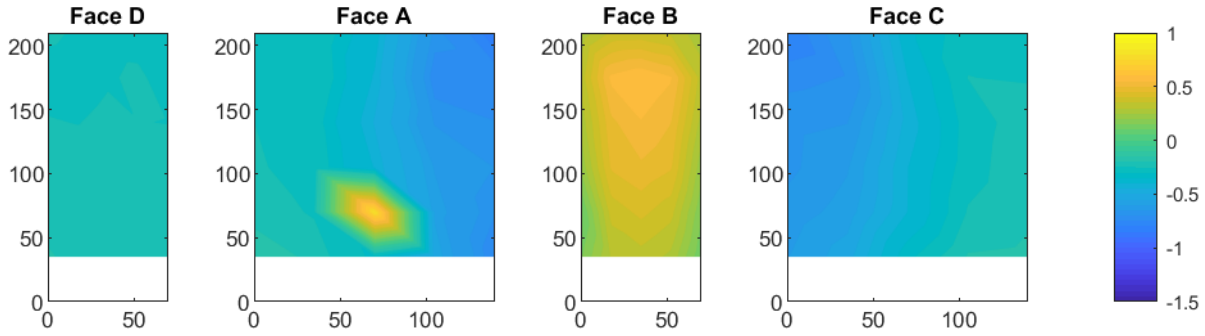


圖 5-41 Case 2 系列、高寬比 3、深寬比 2、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

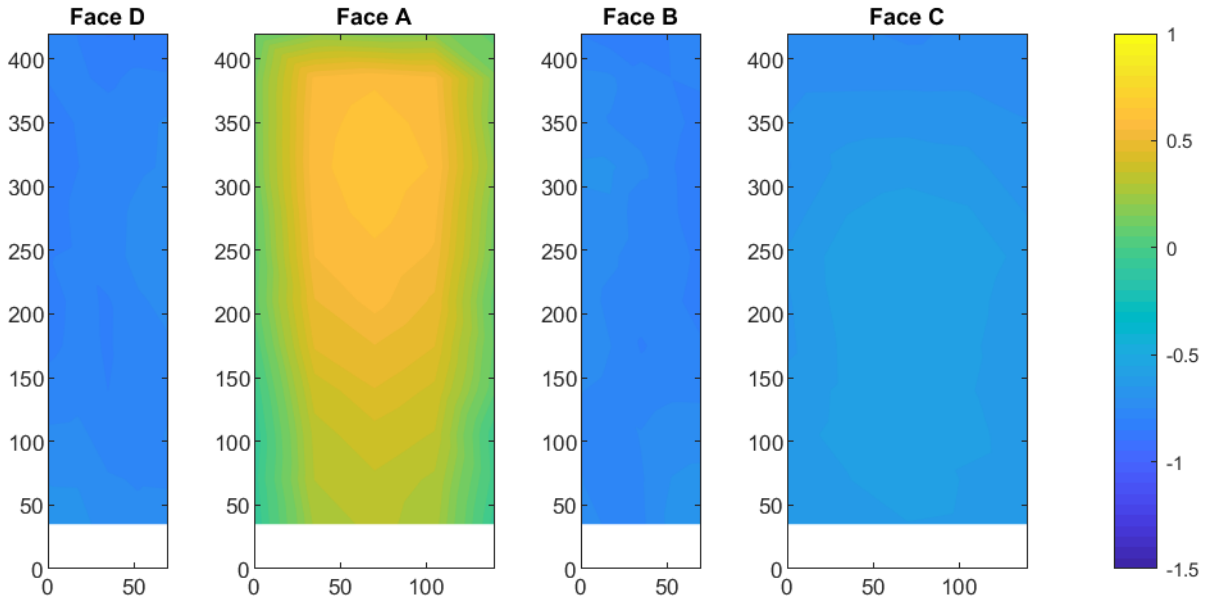


圖 5-42 Case 2 系列、高寬比 6、深寬比 0.5、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

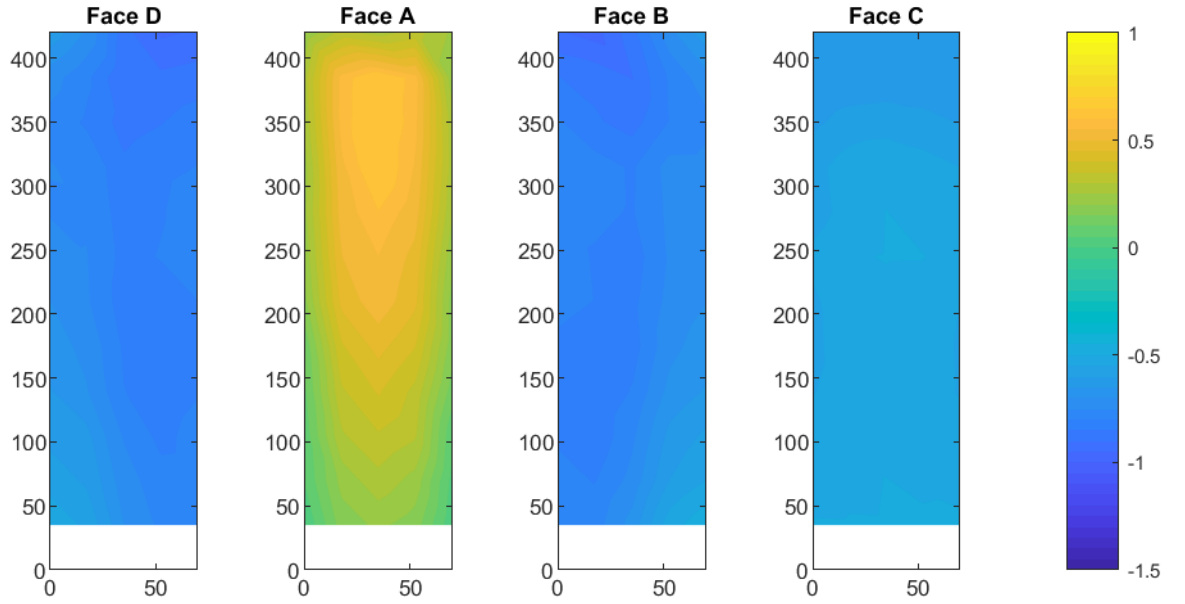


圖 5-43 Case 2 系列、高寬比 6、深寬比 1、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

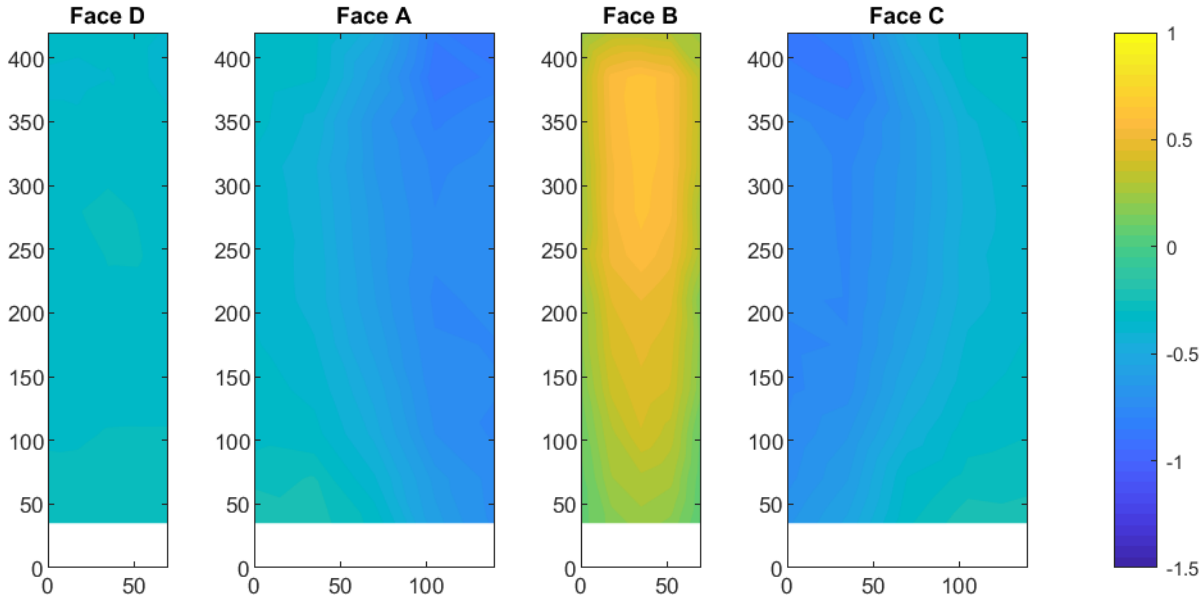


圖 5-44 Case 2 系列、高寬比 6、深寬比 2、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

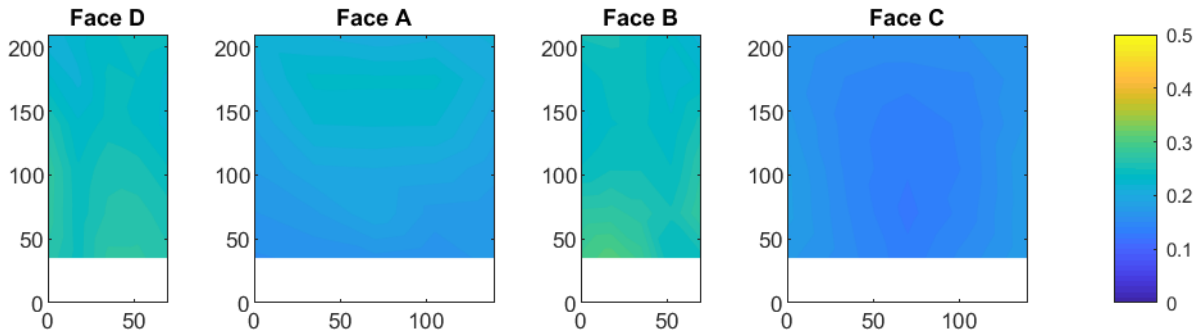


圖 5-45 Case 2 系列、高寬比 3、深寬比 0.5、風攻角 0 的立面擾動風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

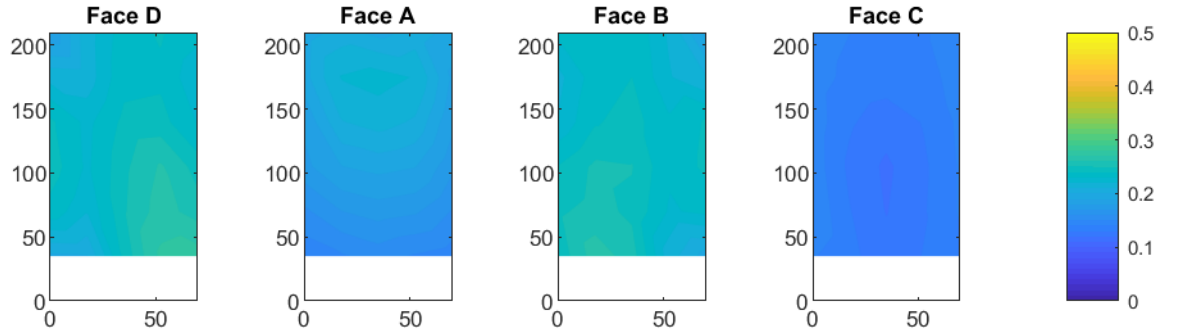


圖 5-46 Case 2 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 0 的立面擾動風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

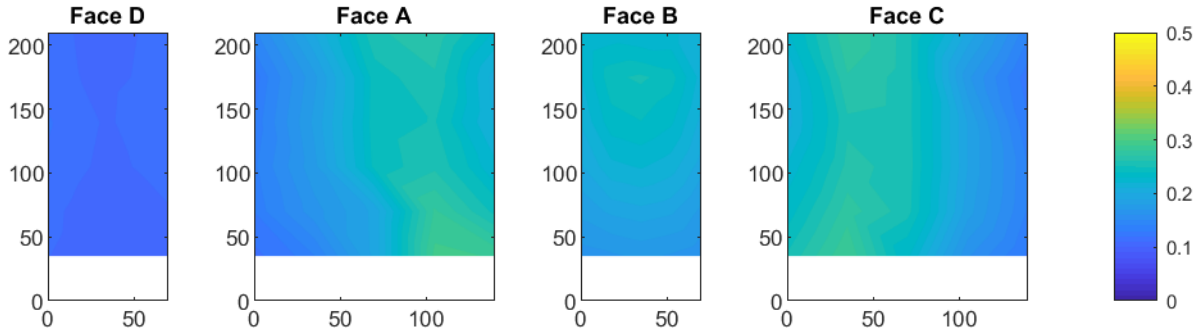


圖 5-47 Case 2 系列、高寬比 3、深寬比 2、風攻角 0 的立面擾動風壓係數分布圖

資料來源：【本研究整理】

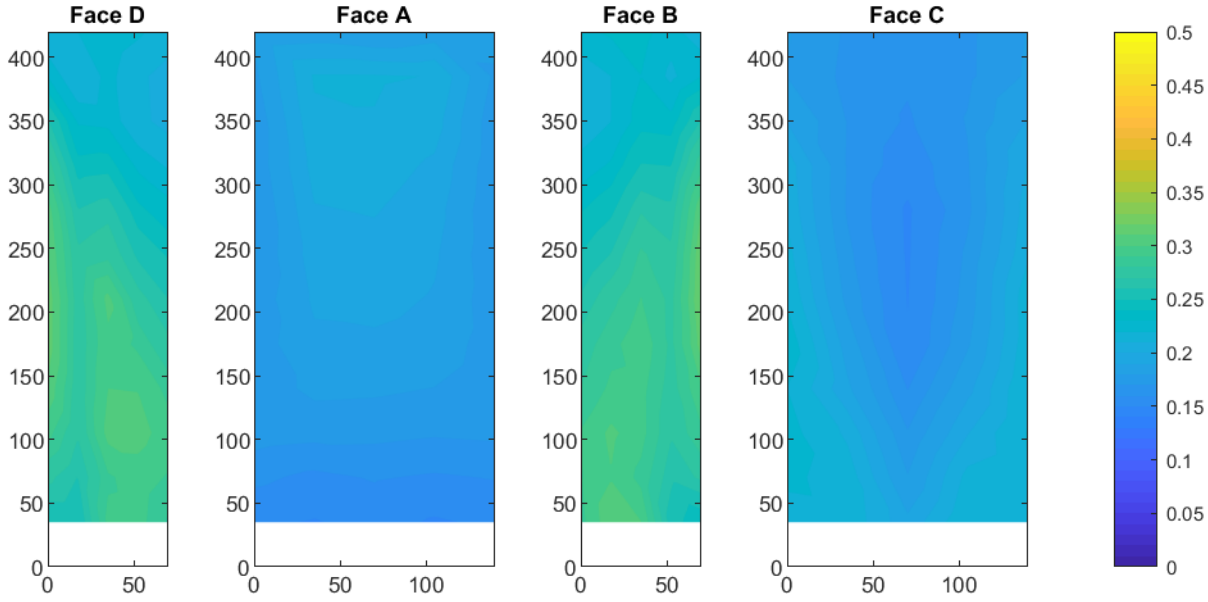


圖 5-48 Case 2 系列、高寬比 6、深寬比 0.5、風攻角 0 的立面擾動風壓係數分布圖

資料來源：【本研究整理】

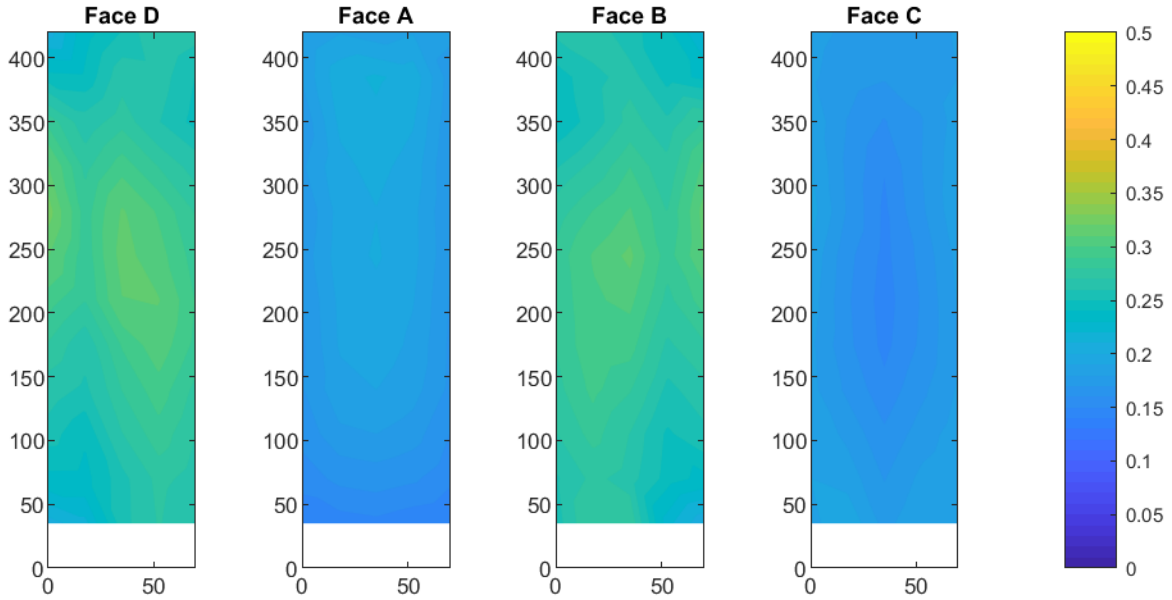


圖 5-49 Case 2 系列、高寬比 6、深寬比 1、風攻角 0 的立面擾動風壓係數分布圖

資料來源：【本研究整理】

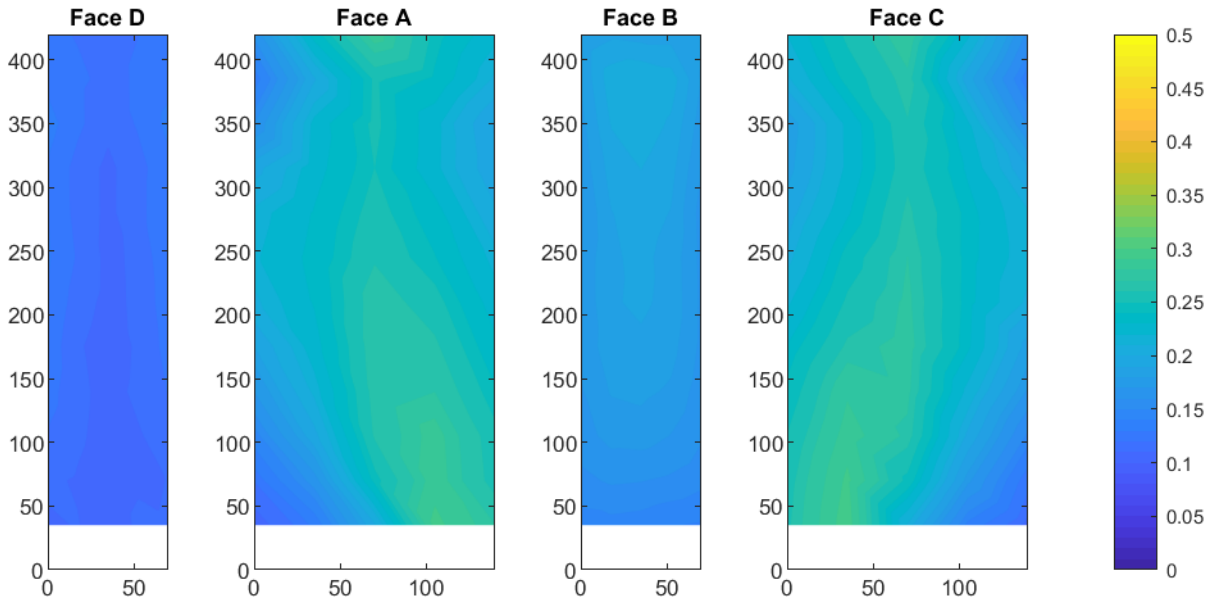


圖 5-50 Case 2 系列、高寬比 6、深寬比 2、風攻角 0 的立面擾動風壓係數分布圖

資料來源：【本研究整理】

圖 5-51 至圖 5-56 為 Case 3 系列中，六個不同高寬比(1.5、2、3、4、6、8)的方柱(深寬比 1.0)在風攻角均為 0 度下的平均風壓係數分布圖。圖 5-57 至圖 5-62 則為相對應的擾動風壓係數分布圖。從此兩組圖例可以得知，Case 3 系列中此六種不同組合下的等高線圖分布隨著高寬比升高，其顏色對比越顯明顯。倘若對照圖 5-65 中 Case 3 的風力係數來看，則更可看出背風面對風力係數的影響隨著高寬比增加而越發明顯。

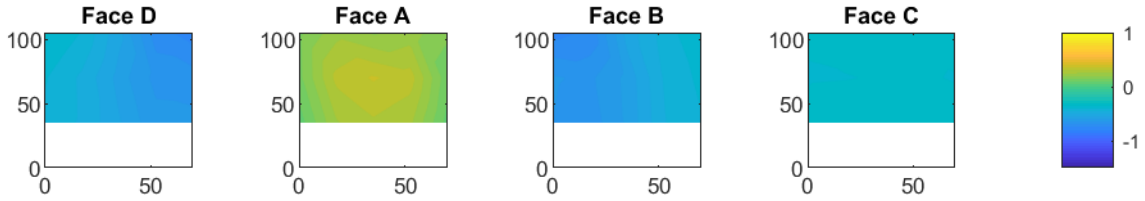


圖 5-51 Case 3 系列、高寬比 1.5、深寬比 1、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

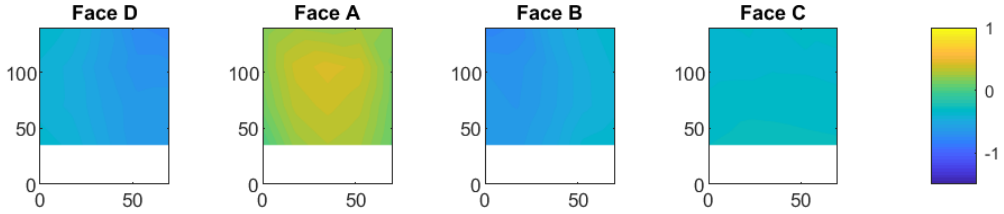


圖 5-52 Case 3 系列、高寬比 2、深寬比 1、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

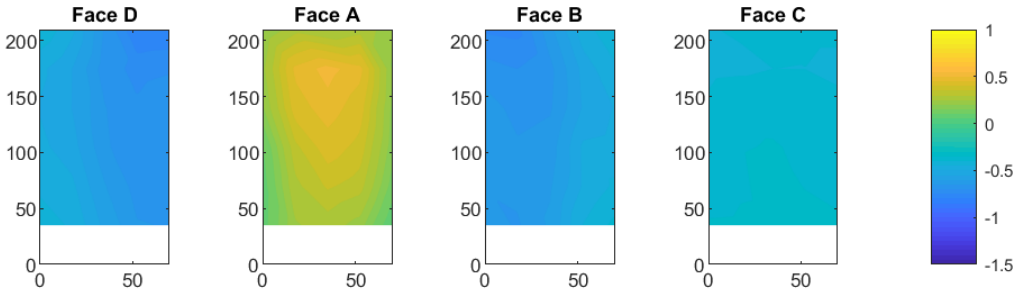


圖 5-53 Case 3 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

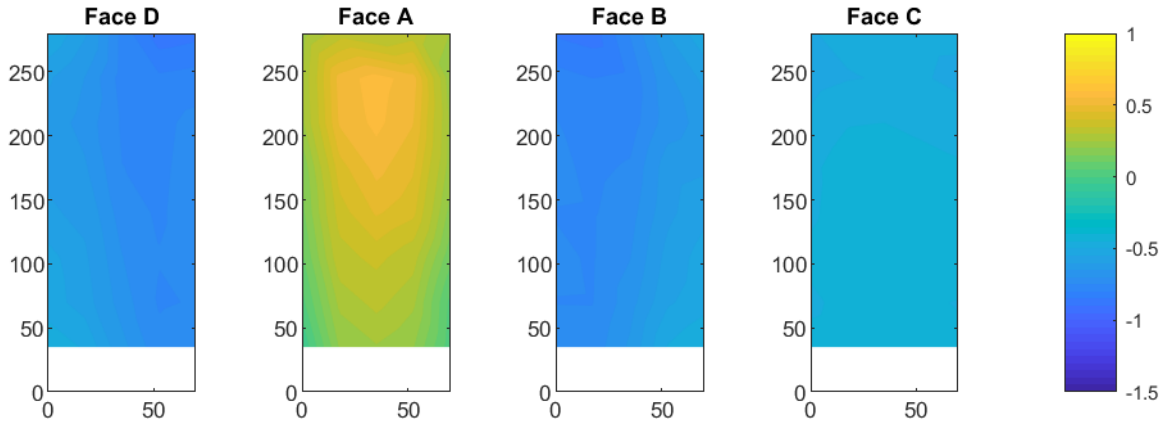


圖 5-54 Case 3 系列、高寬比 4、深寬比 1、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

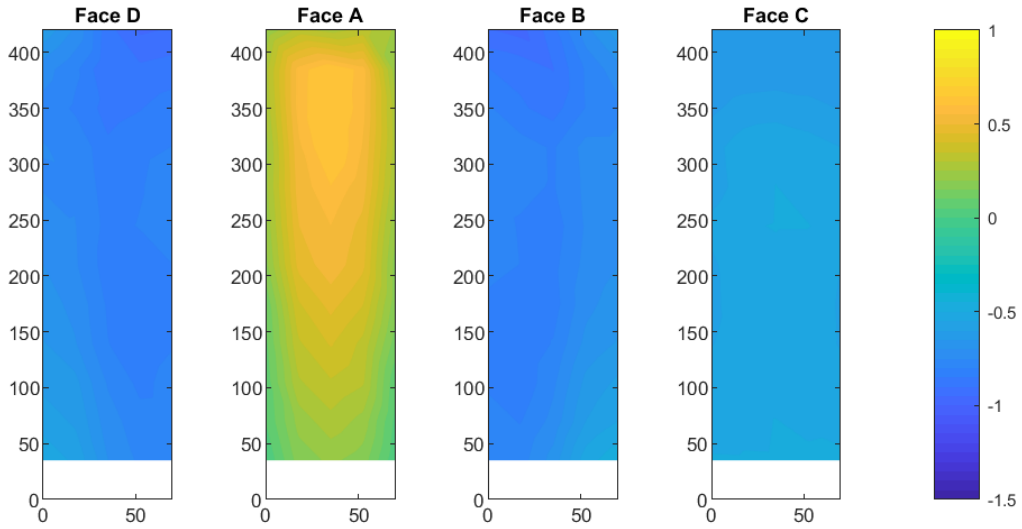


圖 5-55 Case 3 系列、高寬比 6、深寬比 1、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

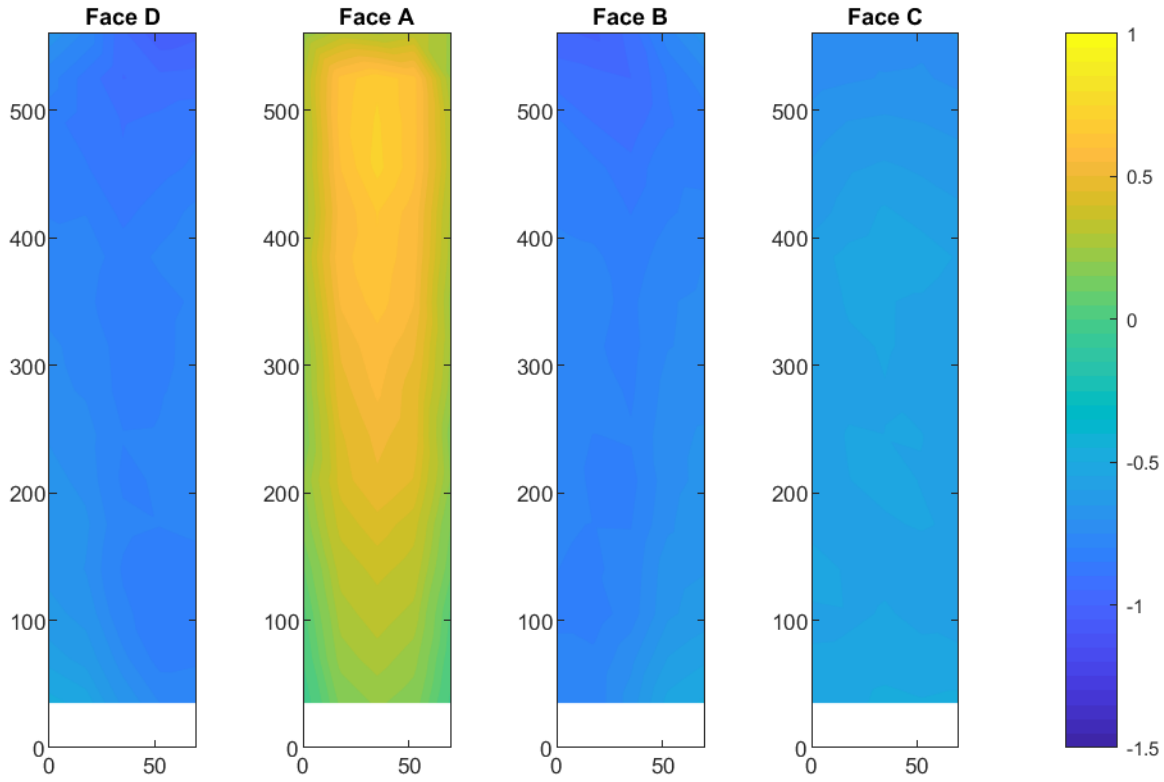


圖 5-56 Case 3 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 0 的立面平均風壓係數分布圖

資料來源：【本研究整理】

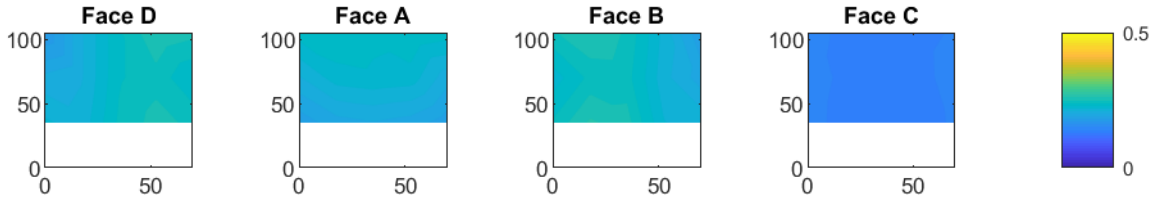


圖 5-57 Case 3 系列、高寬比 1.5、深寬比 1、風攻角 0 的立面擾動風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

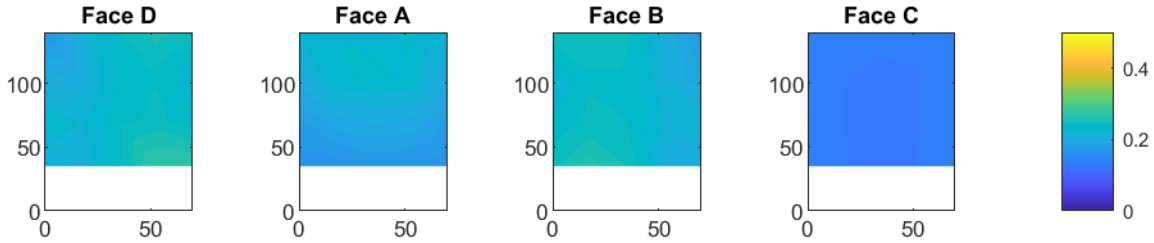


圖 5-58 Case 3 系列、高寬比 2、深寬比 1、風攻角 0 的立面擾動風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

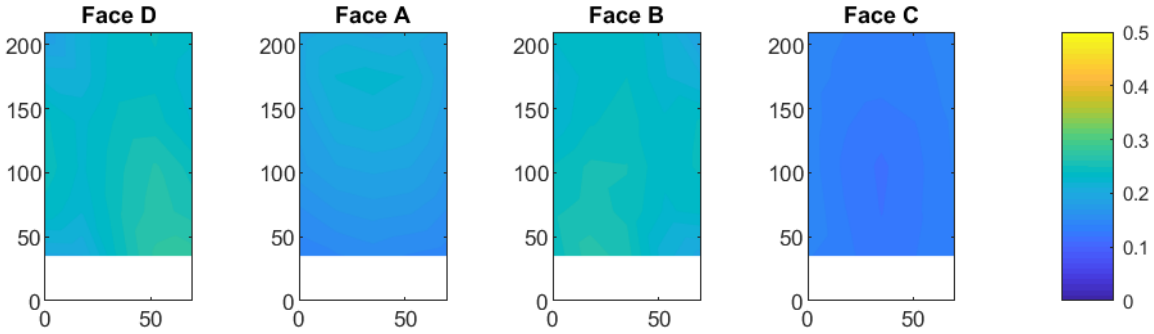


圖 5-59 Case 3 系列、高寬比 3、深寬比 1、風攻角 0 的立面擾動風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

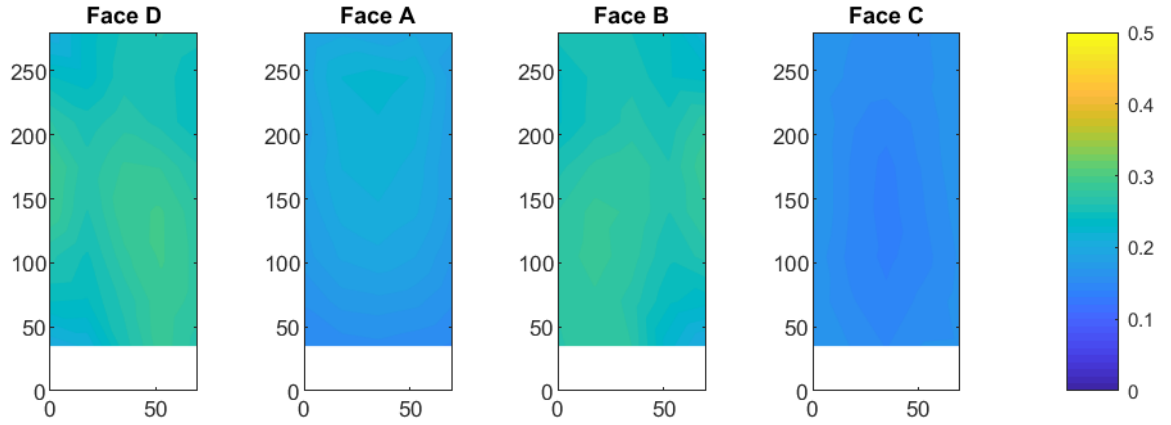


圖 5-60 Case 3 系列、高寬比 4、深寬比 1、風攻角 0 的立面擾動風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

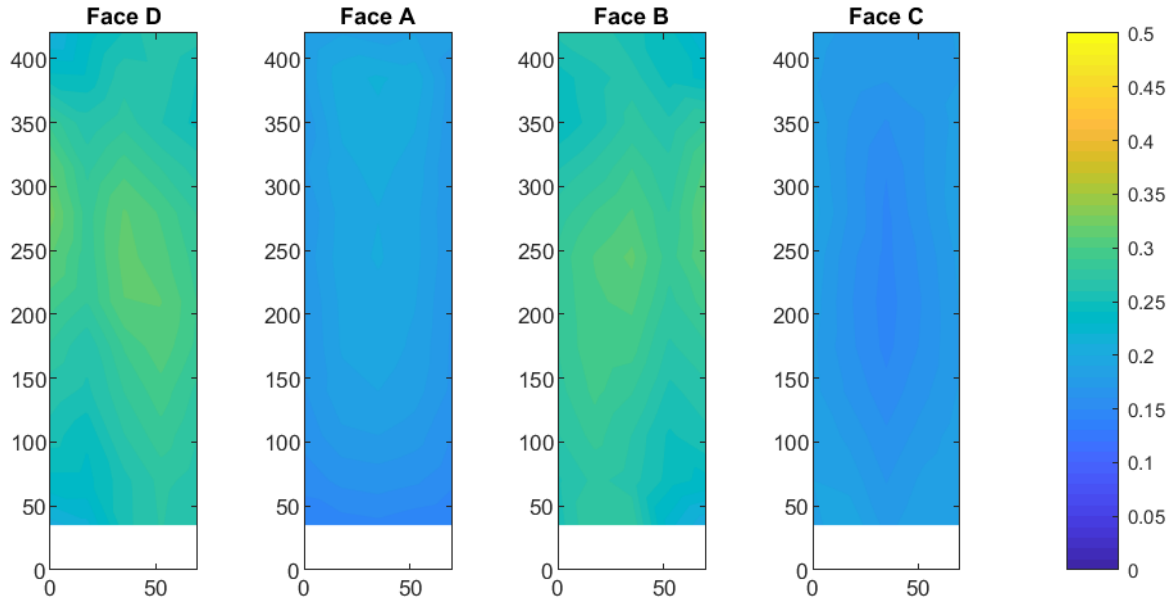


圖 5-61 Case 3 系列、高寬比 6、深寬比 1、風攻角 0 的立面擾動風壓係數分布圖
資料來源：【本研究整理】

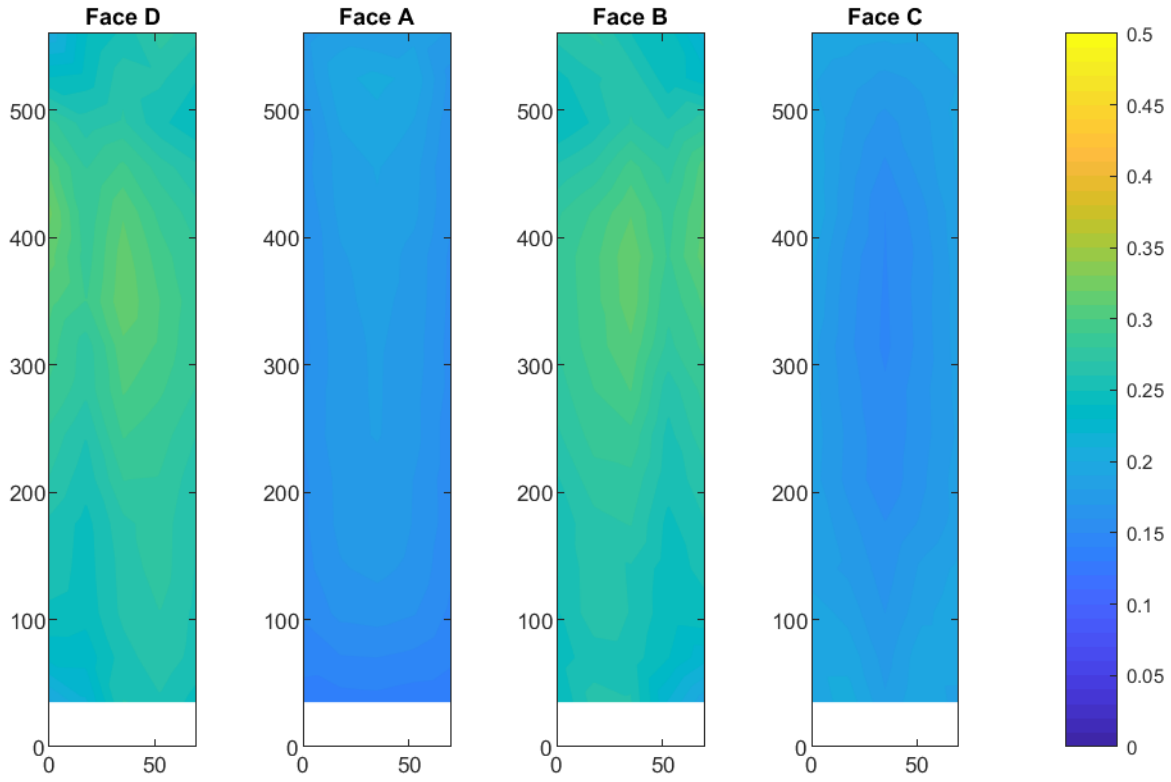


圖 5-62 Case 3 系列、高寬比 8、深寬比 1、風攻角 0 的立面擾動風壓係數分布圖

資料來源：【本研究整理】

圖 5-63 至圖 5-65 則為 Case 1、2、3 各案例將風壓係數乘以實際建築物高度的參考風速壓後，再根據各樓層各風壓孔位對應的面積，獲得之各樓層的三方向風力係數，分別為順風向風力、橫風向風力、扭轉向風力。以深寬比 1、高寬比 8 的方柱為例，其模型高度為 560 mm，根據長度縮尺可轉換為實場高度 224 m。若以屬於 B 地況的台北地區而言，採用基本設計風速為 42.5 m/s。換算成實際參考風速則為 61.24 m/s，故其參考風速壓為 2.29 kPa。此參考風速壓乘上各樓層各風壓孔的風力係數後，再乘上其代表面積，即可計算出局部風力。將每一樓層的局部風力進行估算，即可以獲得各樓層的三方向的風力。此三個方向的風力為時間歷時，可依據時間縮尺劃分為若干個實場一小時，並進行時間域或頻率域動力分析。圖 5-63 至圖 5-65 顯示出平均風力及擾動風力，作為進行動力分析前的觀察。

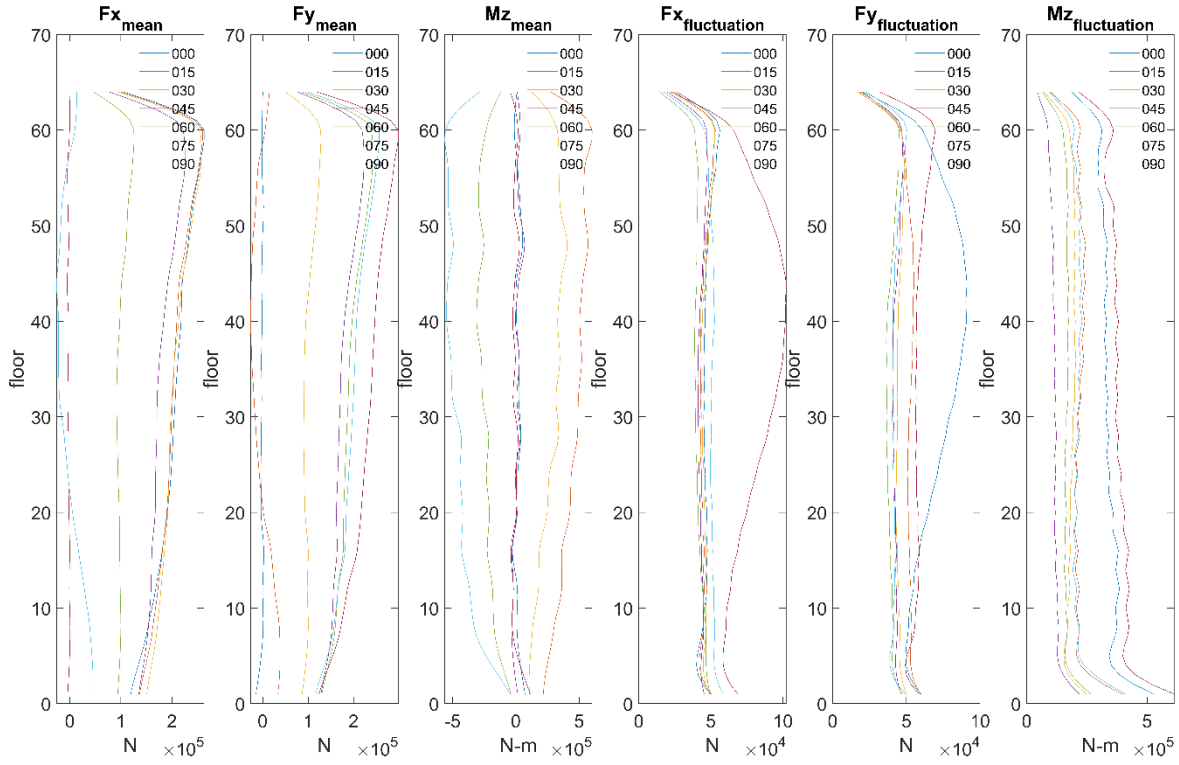
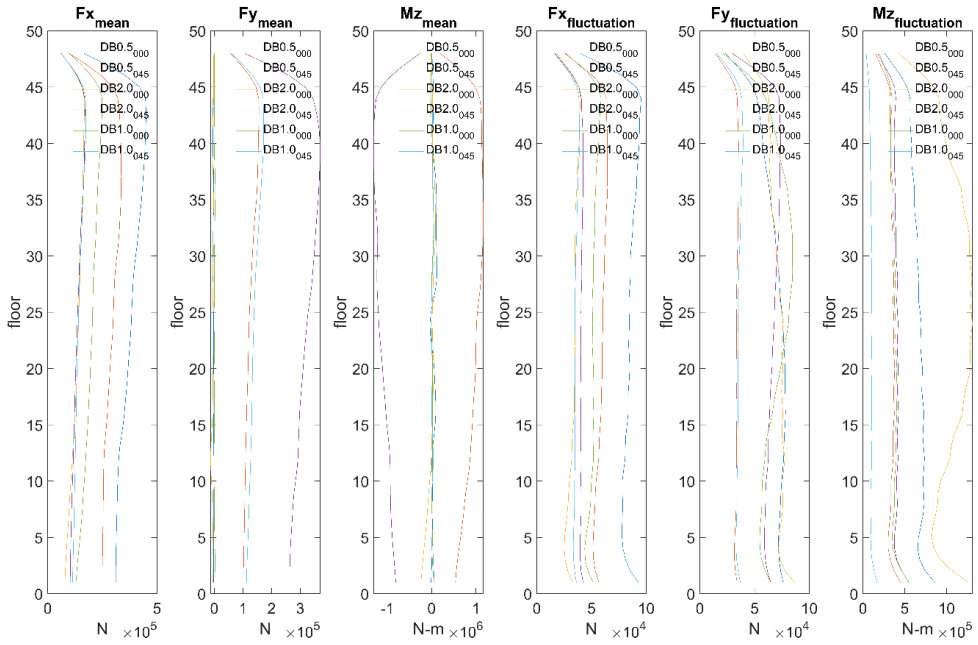
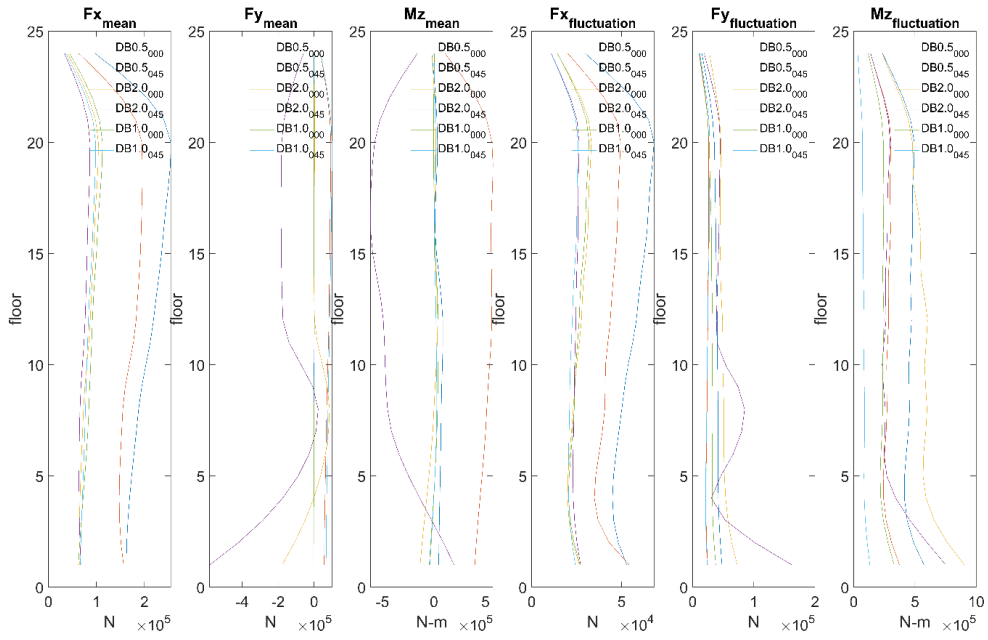


圖 5-63 Case 1 系列的立面風力分布圖

資料來源：【本研究整理】



(a)高寬比 3



(b)高寬比 6

圖 5-64 Case 2 系列的立面風力分布圖

資料來源：【本研究整理】

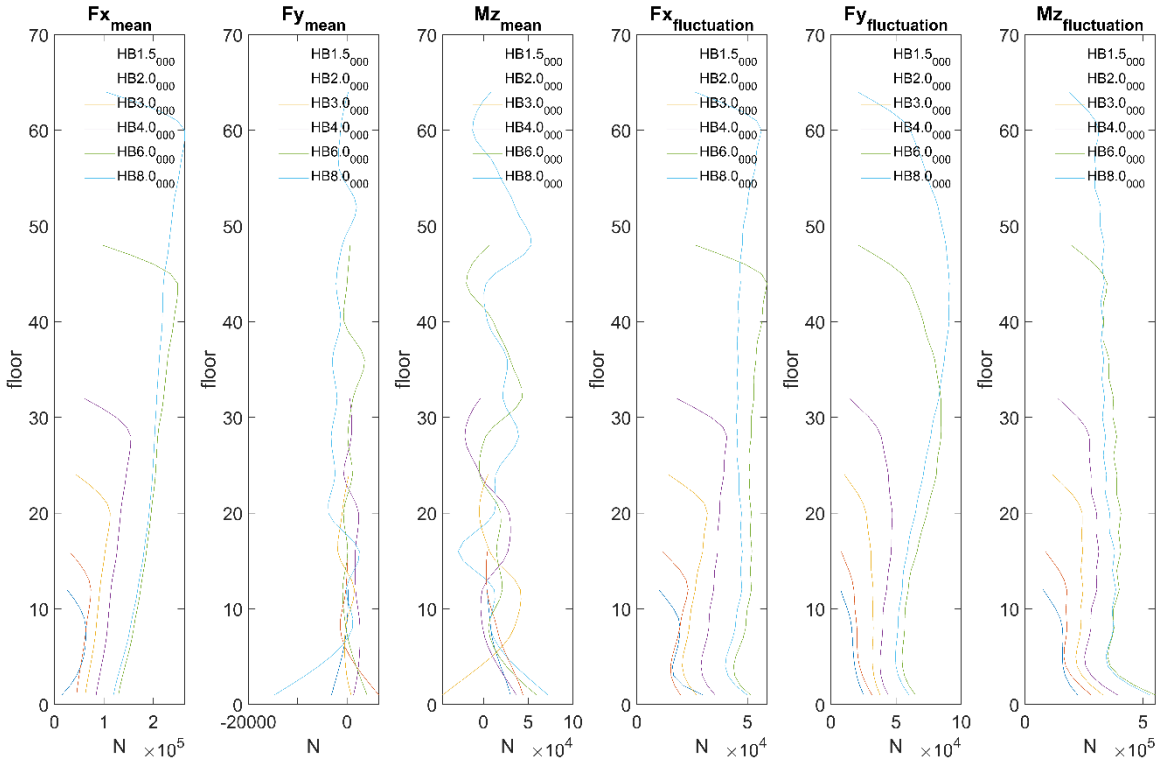


圖 5-65 Case 3 系列的立面風力分布圖
資料來源：【本研究整理】

圖 5-66、圖 5-67 呈現了 CAARC 大樓與深寬比 2、高寬比 6 的建築物模型的基底風力係數隨著風攻角的改變。此兩者模型不同之處在於 CAARC 大樓周邊具有建築物環境存在，或多或少影響了建築物表面風壓分布，進而造成整體風力係數不同。由圖 5-66 顯示，平均風力係數似乎沒有甚麼差異，代表利用相近的標準地況來進行平均風力的物理模擬是可行的，無論是順風向風力、橫風向風力、扭轉向風力係數均有很不錯的一致性。由圖 5-67 顯示，利用標準地況所模擬的橫風向跟扭轉向風力係數呈現較大的趨勢，且幾乎在各風向角下均如此，可以確保當利用標準地況的風洞試驗資料時，所獲得風力是較為保守的。然而，根據研究團隊過去研究周圍建築物干擾效應的經驗，雖然可以說絕大部分會如同圖 5-67 的情況，但仍有少數情境，例如鄰近有很明顯的干擾建物時，

會有放大的效應。此外，對於後續的分析討論而言，由於圖 5-66、5-67 顯示出的特性，研究團隊可以放心利用單純的標準地況結果來做擬合。

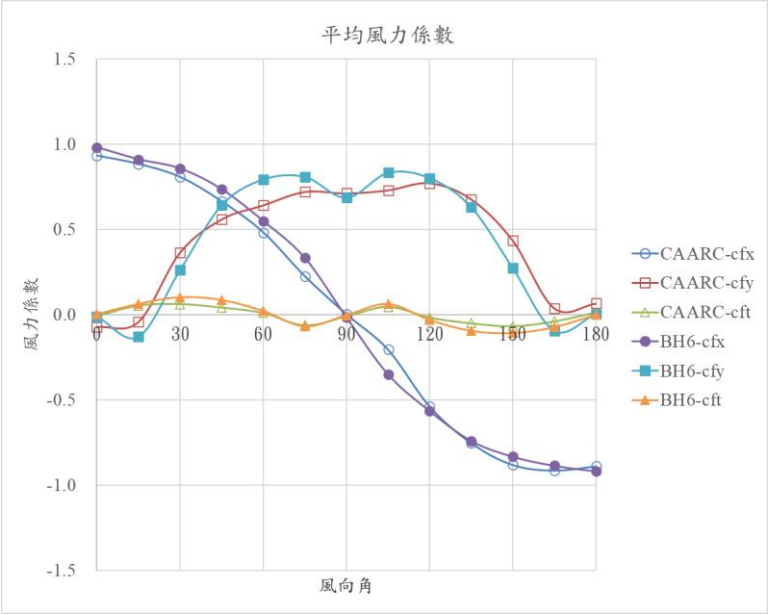


圖 5-66 CAARC 大樓與高寬比 6 的矩形建築物的平均基底風力係數分布圖

資料來源：【本研究整理】

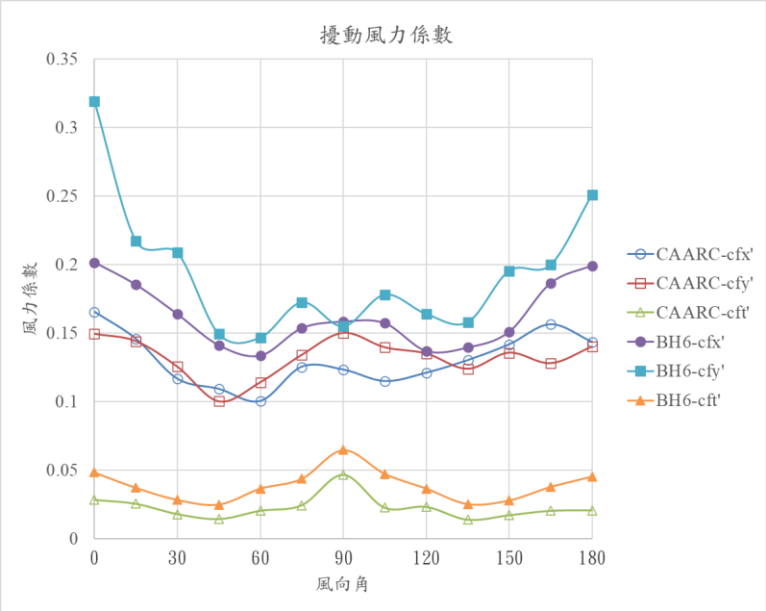


圖 5-67 CAARC 大樓與高寬比 6 的矩形建築物的擾動基底風力係數分布圖

資料來源：【本研究整理】

第三節 結構動力特性

根據第三章所述建立質量矩陣、勁度矩陣的方式，進一步濃縮不必要的自由度後，可以獲得本研究後續用以進行時間歷時動力分析的建築物有限元素模型。為了簡化後續的探討，集中在高寬比、深寬比變化對載重組合係數的影響，本研究將主要針對剪力樓層模型進行詳細的探討。此外，各樓層特性均假設為相同，例如樓間勁度、樓板集中質量、無偏心距等。

圖 5-68 至圖 5-71 為根據式 5-1 至式 5-3 的單元矩陣所建立的高層建築第一振態頻率值，配合樓層單位質量 180 Kg/m^3，進行調整樓間柱桿件的斷面尺寸後，利用特徵值分析所得到三個方向前三個振態分布。為了能快速調整，柱斷面採取方形斷面，雙向均為相同斷面模數以利後續柱的彎矩應力計算。梁桿件部分與樓板形成一剛性樓板，因此梁桿件亦為剛性或可直接忽略不假設。在不考慮方向的前提下，模態的分布方式是一致的，除了頻率值有所不同將造成動力分析結果不同外，外力或內力分配的方式不至於影響本研究探討載重組合的目的而造成過多的因素。在後續的分析中，所有模型的阻尼均假設為 1%，提高動力反應的量值有益於計算相關性及聯合機率。

$$f_1 = \frac{46}{H} \tag{5-1}$$

$$f_1 = 1/0.0731H^{0.75} \tag{5-2}$$

$$f_1 = \frac{50}{H} \tag{5-3}$$

其中f_1為高層建築第一振態頻率值；H高層建築高度。由於矩柱深寬比 0.5 及 2.0 僅為轉動風攻角而成，因此與結構振態變化無關，在下圖中僅以矩柱描述之。

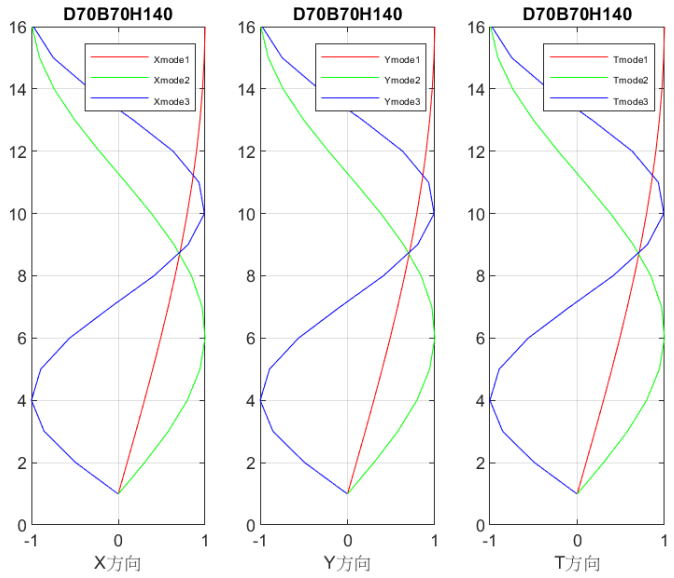


圖 5-68 高寬比 2 方柱模型之前三結構模態分布圖

資料來源：【本研究整理】

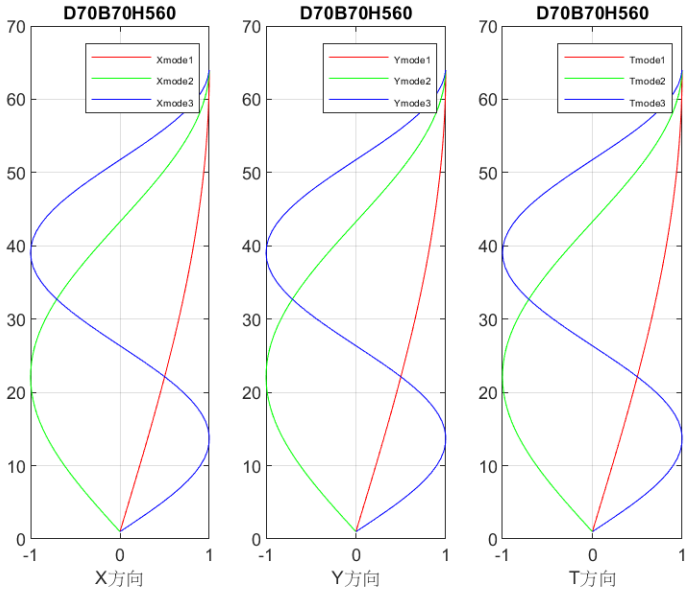


圖 5-69 高寬比 8 方柱模型之前三結構模態分布圖

資料來源：【本研究整理】

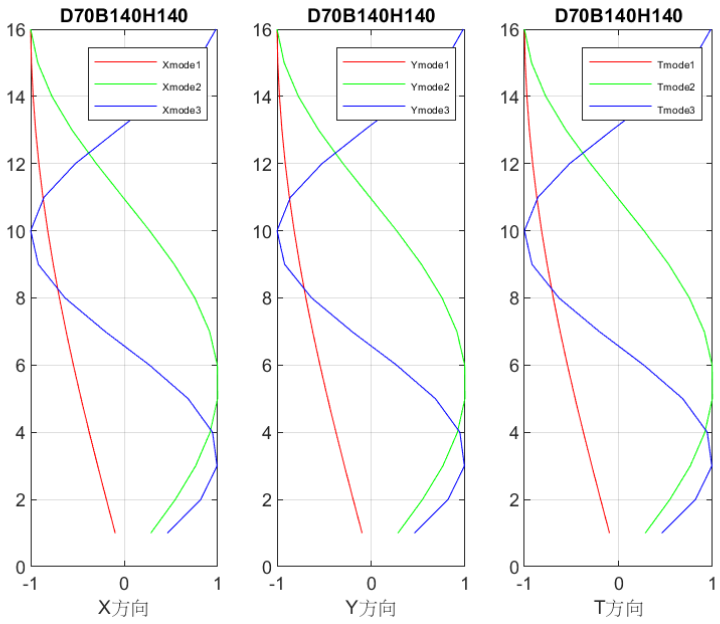


圖 5-70 高寬比 2 矩柱模型之前三結構模態分布圖
資料來源：【本研究整理】

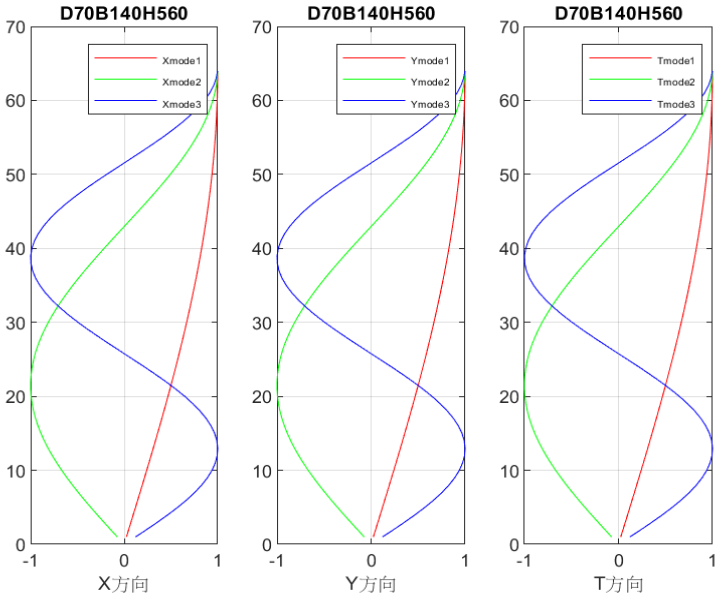


圖 5-71 高寬比 8 矩柱模型之前三結構模態分布圖
資料來源：【本研究整理】

在應用時間域積分計算結構動態反應部分，完成所有分析案例之後，則針對幾個結構反應進行探討聯合機率的探討。在外力部分，以建築物基底剪力及歷時彎矩為對象討論外力的相關性。在結構反應部分，可以建築物屋頂水平位移及轉動為結構反應對象，討論其相關性；或者也可以建築物屋頂水平加速度及轉動角加速度為結構反應探討對象，討論其相關性；此外，亦可以針對層間最大彎矩應力進行探討。如圖 5-72 所示為三層樓建築有限模型示意圖，在順風向、橫風向、扭轉向風力加載下，底層柱的合成彎矩應力可由此三方向的風力分別造成並可直接加總計算。當然，各層樓間的柱均可用以檢核其合成彎矩應力，但根據文獻 Tamura et al. (2014)，底層柱的檢核即具代表性。一般對高層建築物來說，探討屋頂位移、加速度、層間柱合成應力為最主要的結構反應對象。此部分的討論將依據高寬比範圍及方、矩柱的不同，分類別進行討論。再者，在決定載重組合係數的時候，應該針對某一方向外力(或結構反應)達到最大值時，其他方向的外力(或結構反應)相對於該方向最大外力(或結構反應)的比值進行回歸，進而提出合理的載重組合方案。特別是本研究希望透過外力的方式進行組合，取代規範中以結構反應的方式。

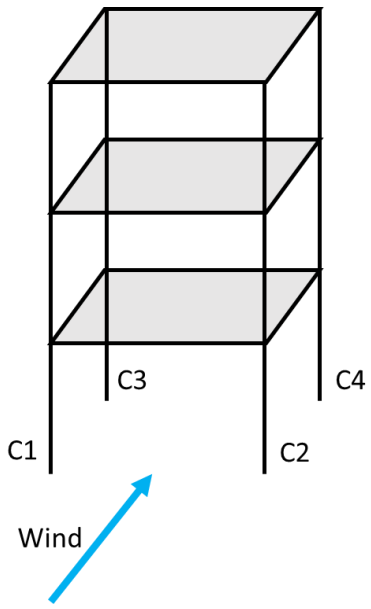


圖 5-72 結構模型示意圖(用以檢視底層柱合成應力)

資料來源：【本研究整理】

第四節 聯合機率分布特性

在本節中以高寬比 8 的矩柱在 0 度風攻角下的兩類歷時作為探討，第一類為基底剪力彎矩組，其中包含$F_x(t)$、$F_y(t)$、$M_z(t)$。值得注意的是，$F_x(t)$與$M_y(t)$、$F_y(t)$與$M_z(t)$具有高度相似性，而$F_z(t)$對於剪力樓層模型來說不具探討意義，因此均不作介紹。第二類為屋頂位移反應組，其中包含$x(t)$、$y(t)$、$\theta(t)$。由於本研究所進行的風洞試驗時間夠長，以實場十分鐘歷時資料來說，共進行了 100 筆的實場十分鐘歷時長度，且時間間隔Δt為 1/6 秒，應可滿足時間積分收斂性的需求。在本節中僅以此範例進行如何繪製聯合機率分布特性，以及為何需要利用此聯合機率特性來求取載重組合係數的解說，後續在第五節完成全部案例的計算，並提出可行的載重組合係數方案。

採用第三章理論說明中關聯函數 Copula 的原理，利用 Matlab 程式中內建的程式碼 copulafit 進行兩隨機變數訊號的 Coupla 參數識別，以 Gumbel-Hougaard 函數來說，就是識別參數θ；以 Gaussian 函數來說，就是識別參數ρ；以 t 函數來說，就是識別參數ρ以及υ。由於歷時共可分為 100 筆，因此共可建立 100 組識別出來的參數，藉此可以觀察此參數的穩定性，並作為未來對照於高寬比與深寬比不同的變化趨勢觀察。

圖 5-73、5-74、5-75 為基底剪力彎矩相互間在三種不同 Copula 關聯函數下的結果。以圖 5-73 為例，左上圖為原始的一筆實場十分鐘紀錄，呈現出原始紀錄的聯合機率分布樣貌，其他三圖則分別為以 Gaussian、t、Gumbel-Hougaard 函數為核心所模擬的聯合機率分布樣貌。在 Matlab 的指令中，亦可以更換為以累積機率分布來呈現或者以機率密度分布來呈現。圖 5-76、5-77、5-78 為屋頂水平位移及轉角相互間的聯合機率分布結果。圖 5-79、5-80、5-81 則為屋頂水平加速度及角加速度相互間的聯合機率分布結果。由圖中可以發現，以外力歷時為觀察對象的聯合機率中，$F_y(t)$與$M_z(t)$具有十分明顯的相關性，$F_x(t)$與$F_y(t)$、$F_x(t)$與$M_z(t)$則幾乎沒有相關性。相同的觀察可以從屋頂位移、加速度的聯合機率分布圖中發現。然而可以發現的是，對於$F_y(t)$與$M_z(t)$來說，其相關性，明顯高於位移項的$D_y(t)$與$D_\theta(t)$，且更明顯高於加速度項的$A_y(t)$與$A_\theta(t)$。另一方面，從$F_y(t)$與$M_z(t)$的聯合機率分布樣貌可以發現，以 Gaussian 為核心的 Copula 函數與以 t 為核心的 Copula 函數對於驗證歷時資料的相差不大，但

Gumbel-Hougaard 函數就相差很多，顯示出資料本身的屬性對於 Copula 關聯函數的選擇有絕對性的影響。

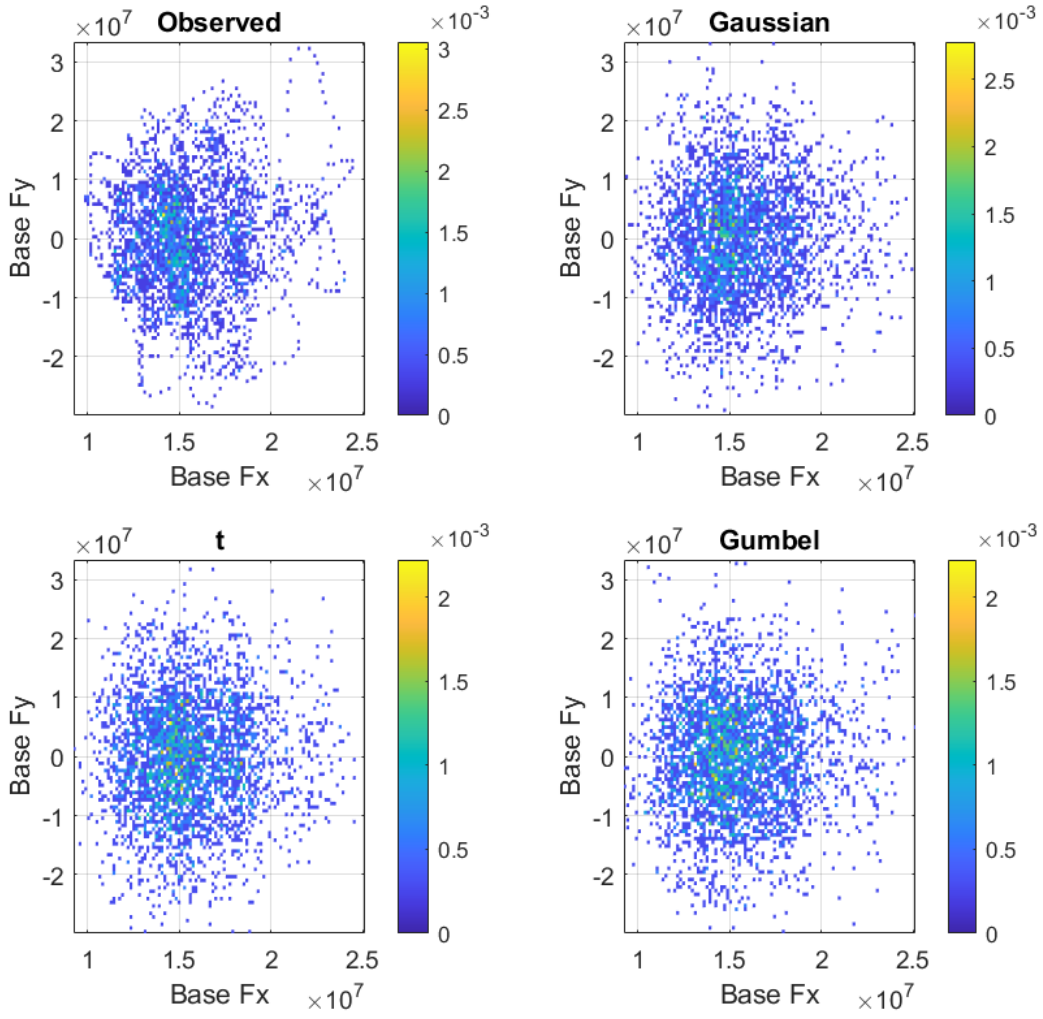


圖 5-73 聯合機率分布圖(Fx-Fy)

資料來源：【本研究製作】

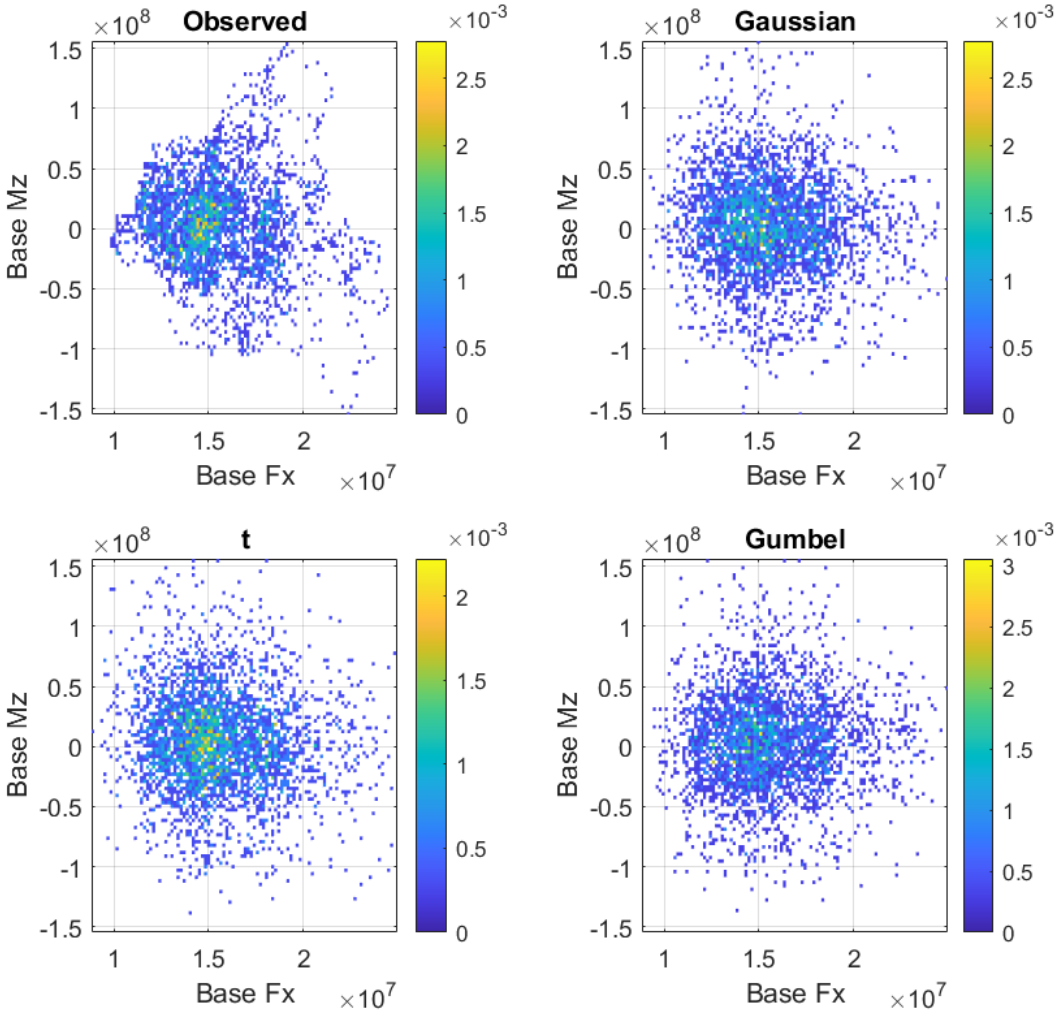


圖 5-74 聯合機率分布圖(Fx-Mz)

資料來源：【本研究製作】

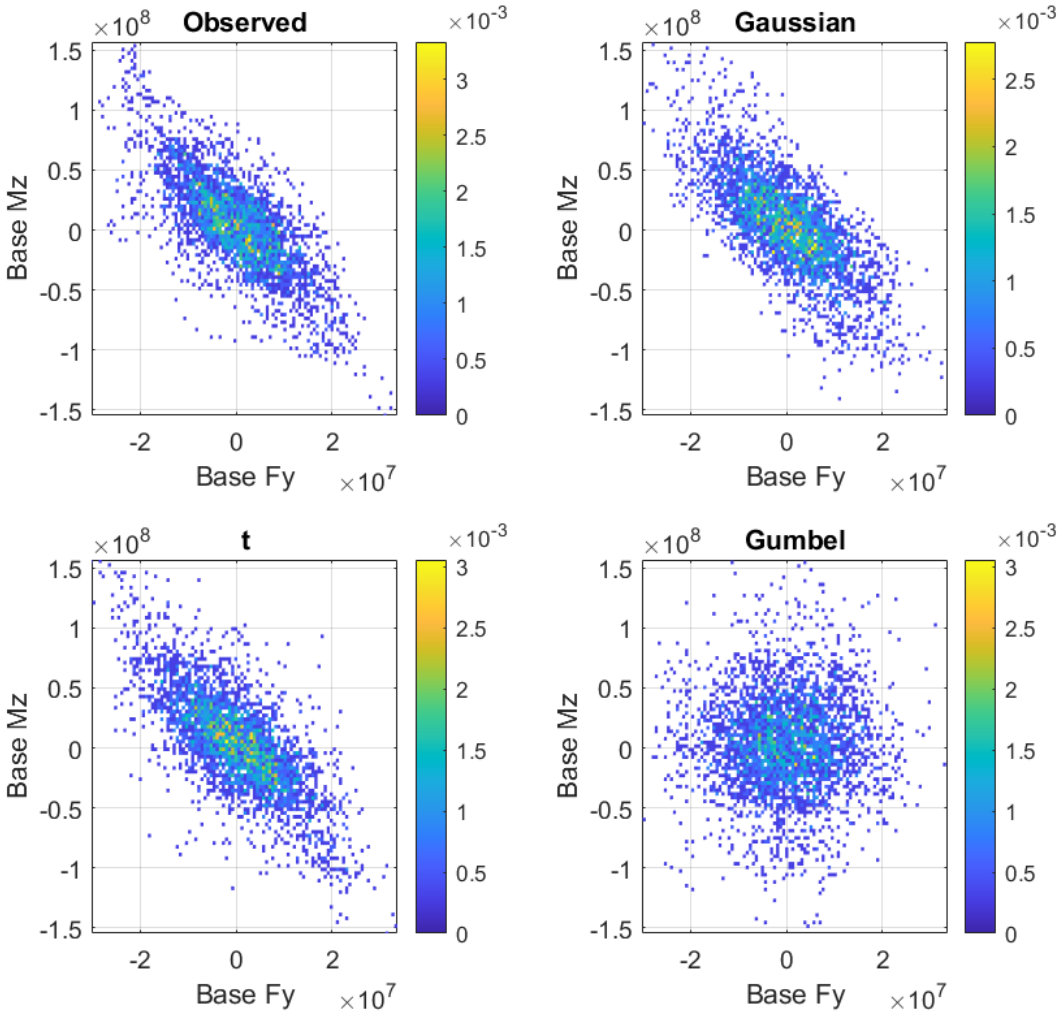


圖 5-75 聯合機率分布圖(Fy-Mz)

資料來源：【本研究製作】

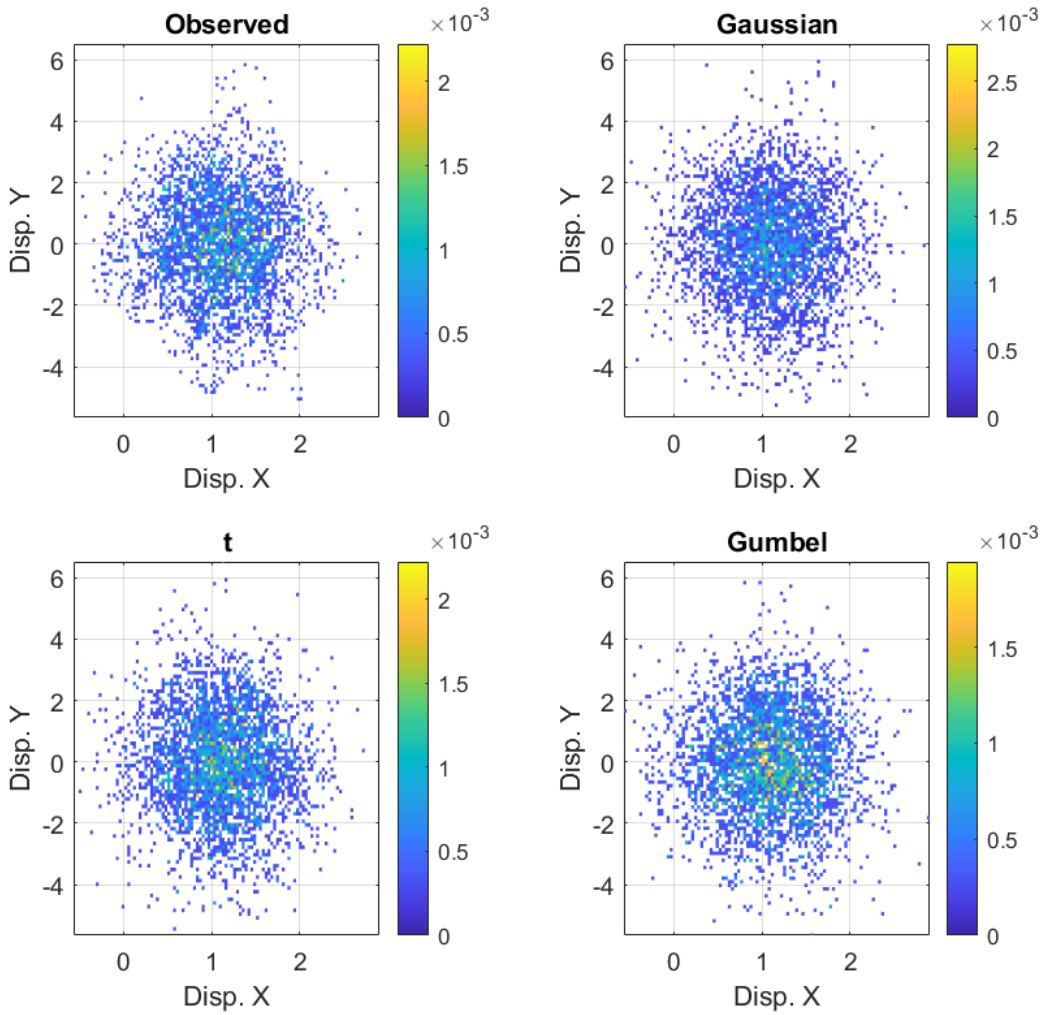


圖 5-76 聯合機率分布圖(Dx-Dy)
資料來源：【本研究製作】

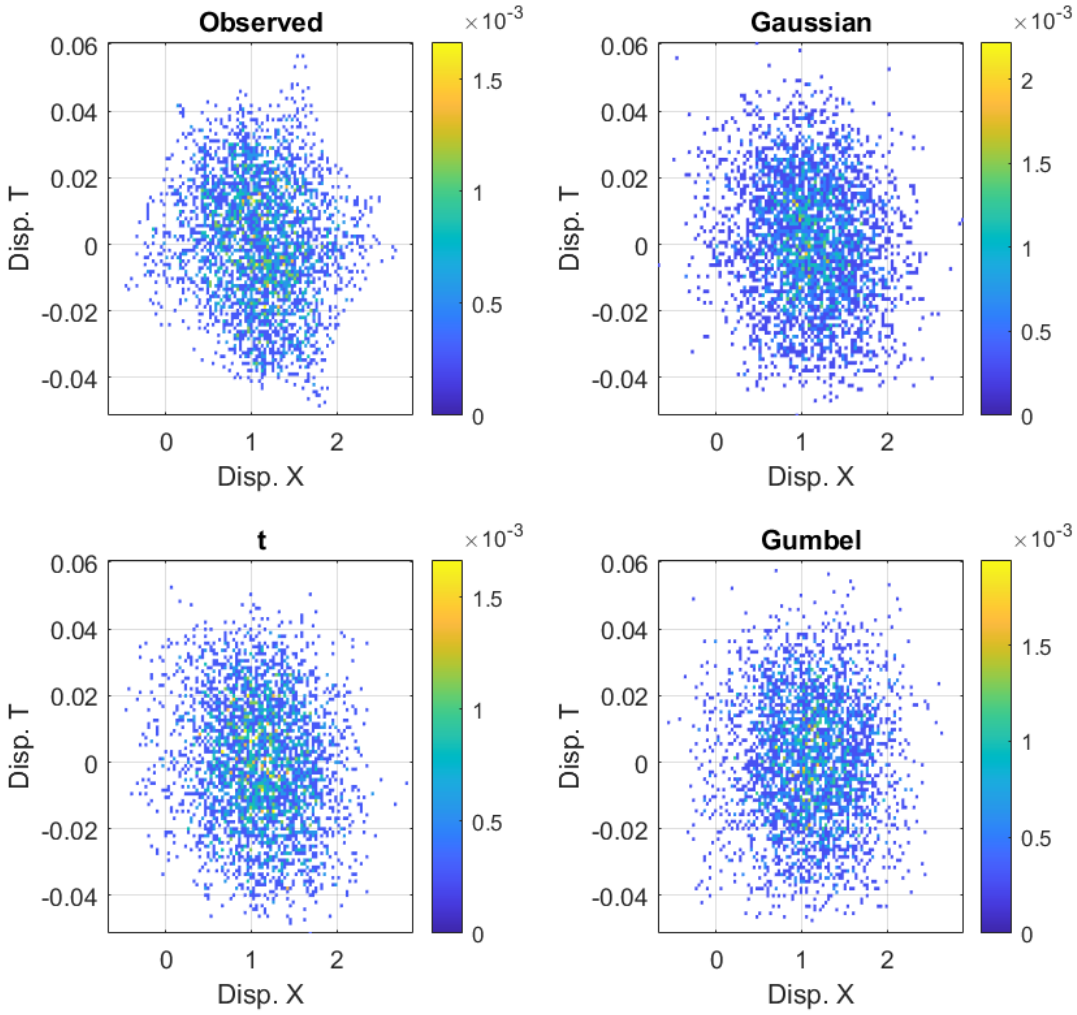


圖 5-77 聯合機率分布圖(D_x-D_θ)

資料來源：【本研究製作】

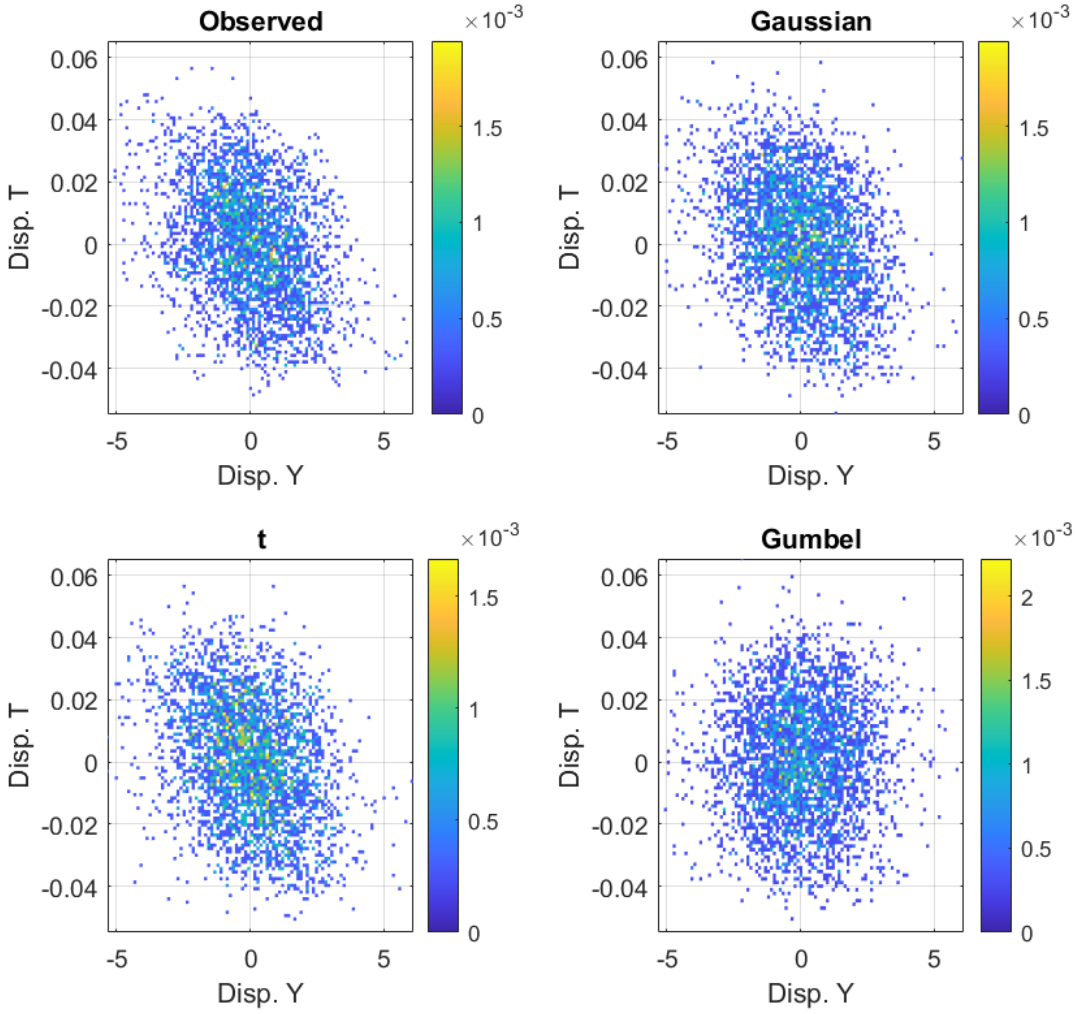


圖 5-78 聯合機率分布圖(Dy-D_θ)

資料來源：【本研究製作】

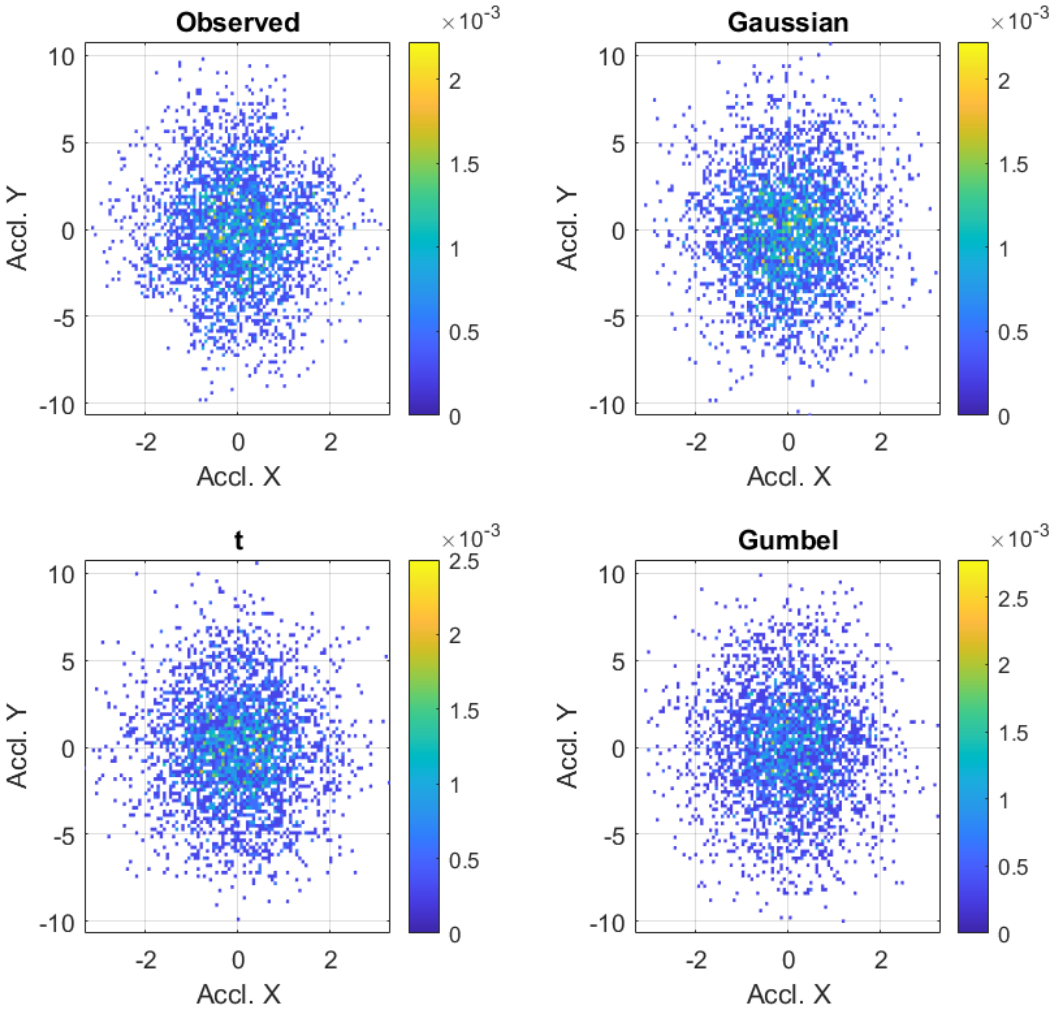


圖 5-79 聯合機率分布圖(Ax-Ay)

資料來源：【本研究製作】

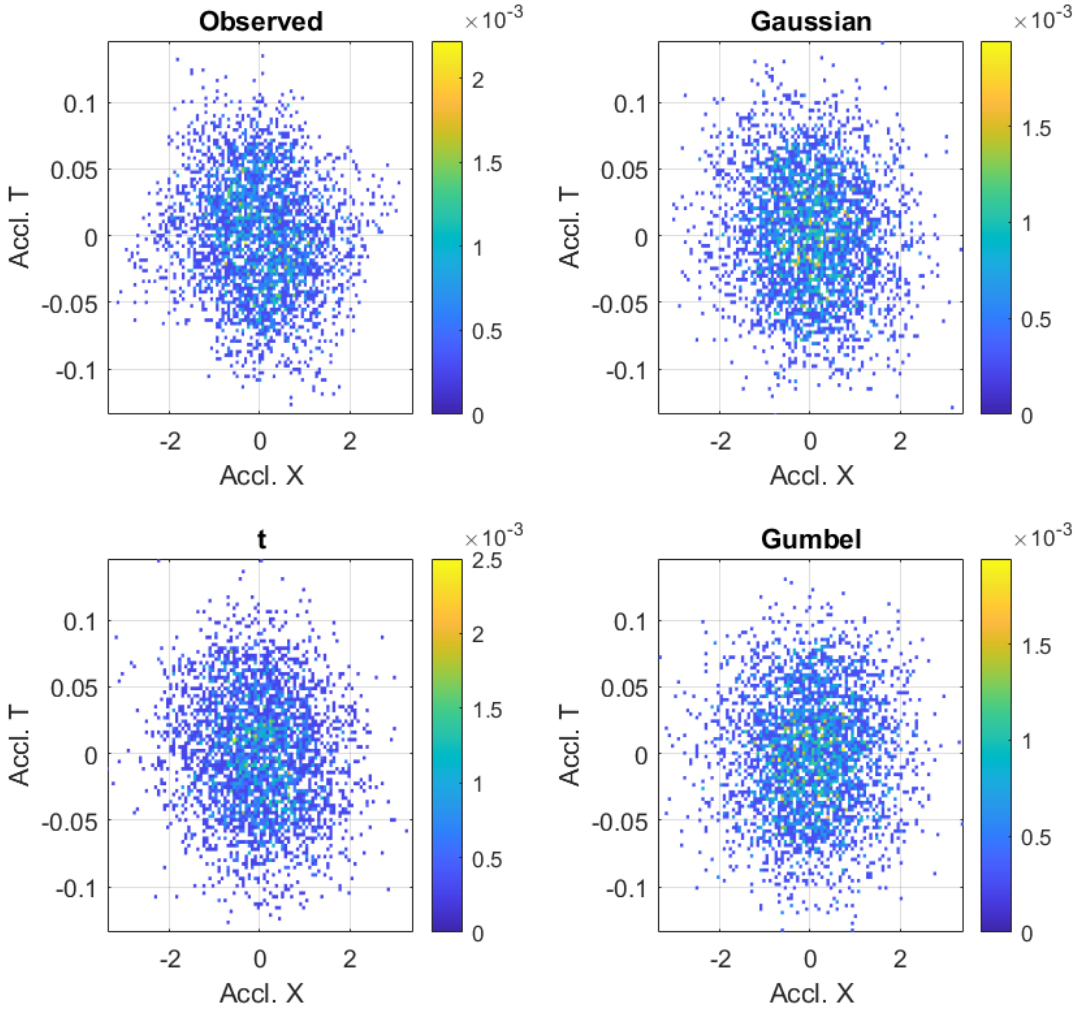


圖 5-80 聯合機率分布圖(Ax-Aθ)

資料來源：【本研究製作】

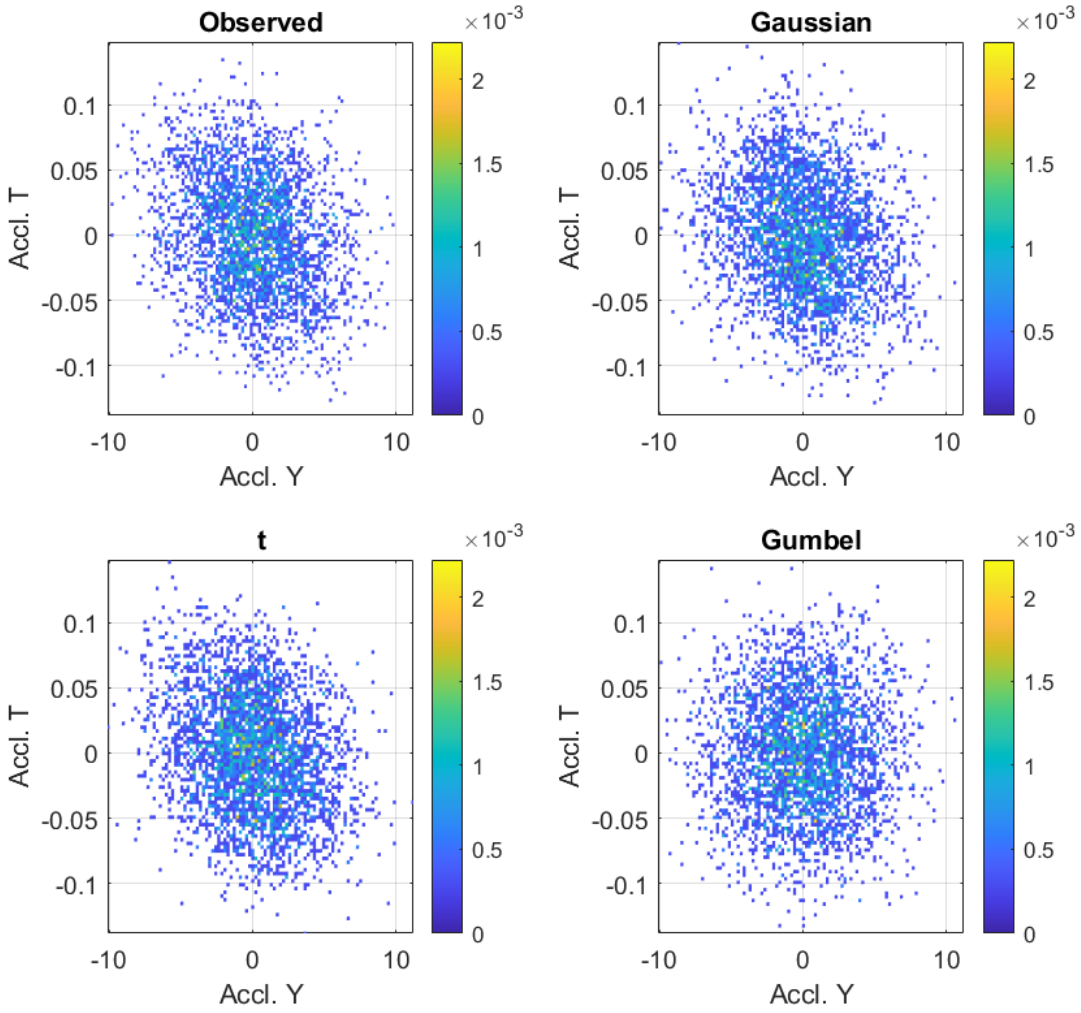


圖 5-81 聯合機率分布圖(Ay-A_θ)

資料來源：【本研究製作】

圖 5-82、5-83、5-84 所示為 100 筆外力歷時相互間的 Copula 關聯函數經過最大概似法識別出的參數分布圖。此三圖對應至圖 5-73、5-74、5-75 中所顯示的聯合機率分布樣貌。Copula-Gaussian、Copula-t 所識別的ρ可解釋為相關係數(但與線性相關係數不盡然完全相同)。ν參數則為 t 函數擬合時所需的自由度，可以從圖 5-82 與 5-83 中看到部分識別值跳動過大，應於後續分析中仔細討論其影響。另外亦可以看出，當 Copula-Gumbel 的識別參數α均為 1 左右，顯示出其不適性。

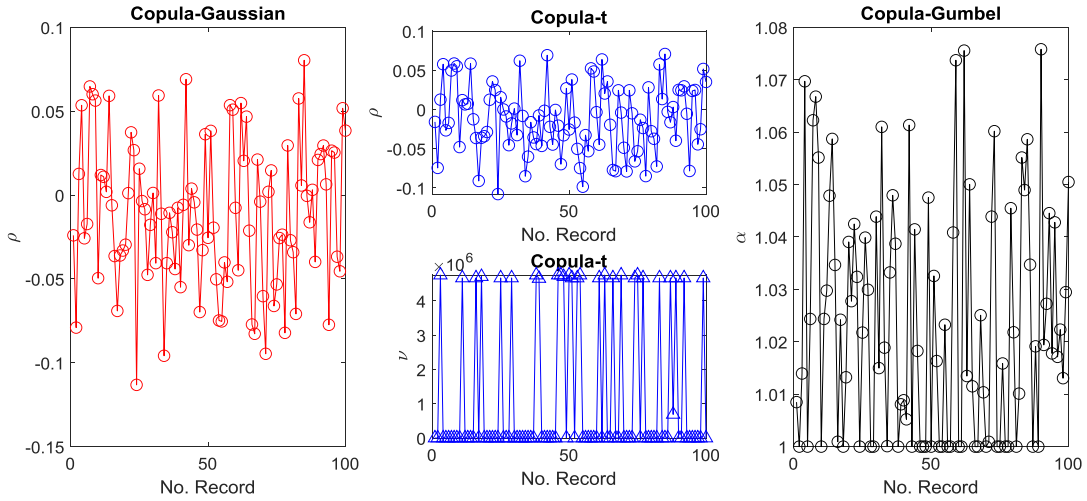


圖 5-82 關聯函數參數分布圖(Fx-Fy)

資料來源：【本研究製作】

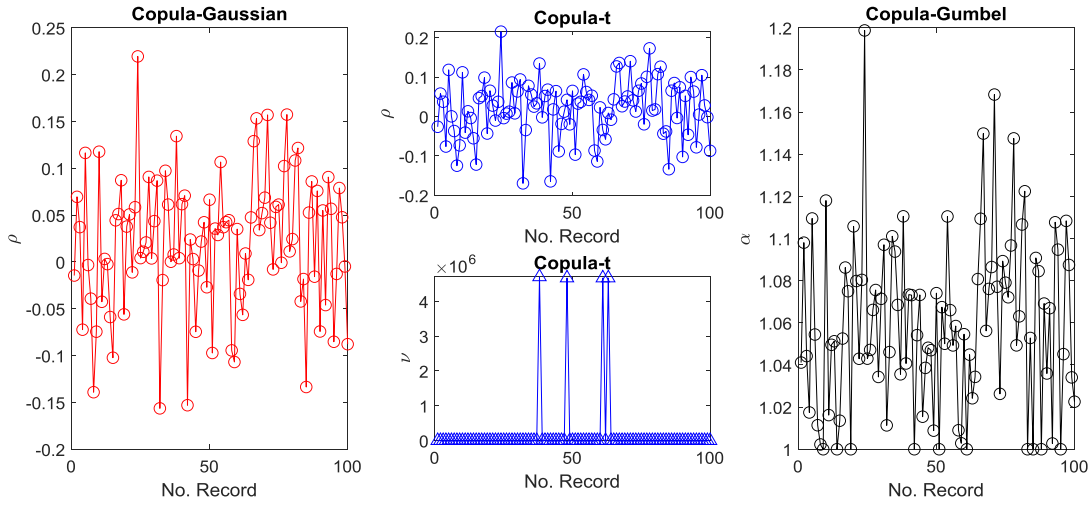


圖 5-83 關聯函數參數分布圖(Fx-Mz)

資料來源：【本研究製作】

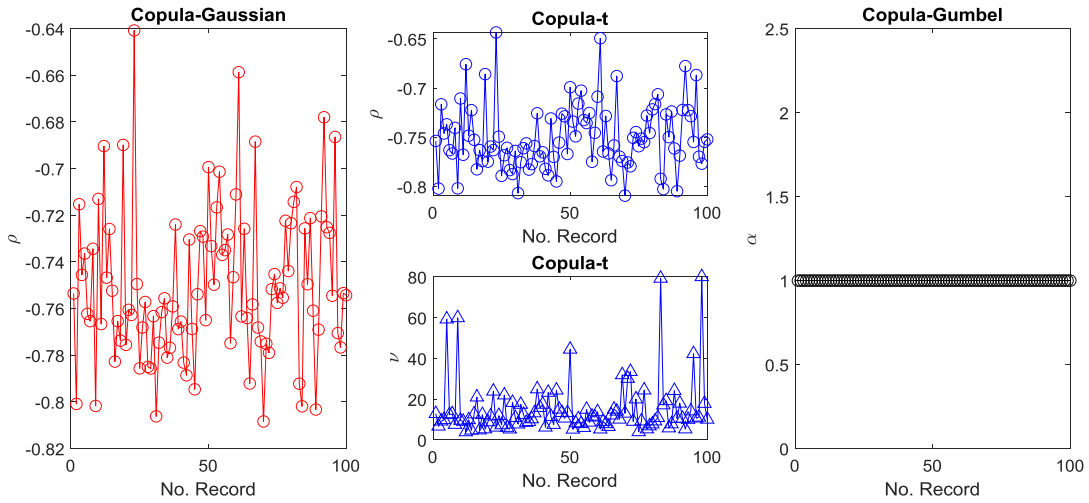


圖 5-84 關聯函數參數分布圖(Fy-Mz)

資料來源：【本研究製作】

圖 5-85 顯示為以 100 筆中，每一筆的$F_{y,max}$及$M_{z,max}$利用 Copula-Gumbel 所繪製的聯合機率分布圖，即可符合於實驗觀察值。然而要特別注意的是，實際上$F_{y,max}$及$M_{z,max}$並非發生在同一時間點，因此可以看出雖然模擬之隨機變數的相關性如同觀察值變高，但並不適合用以探討載重組合係數。

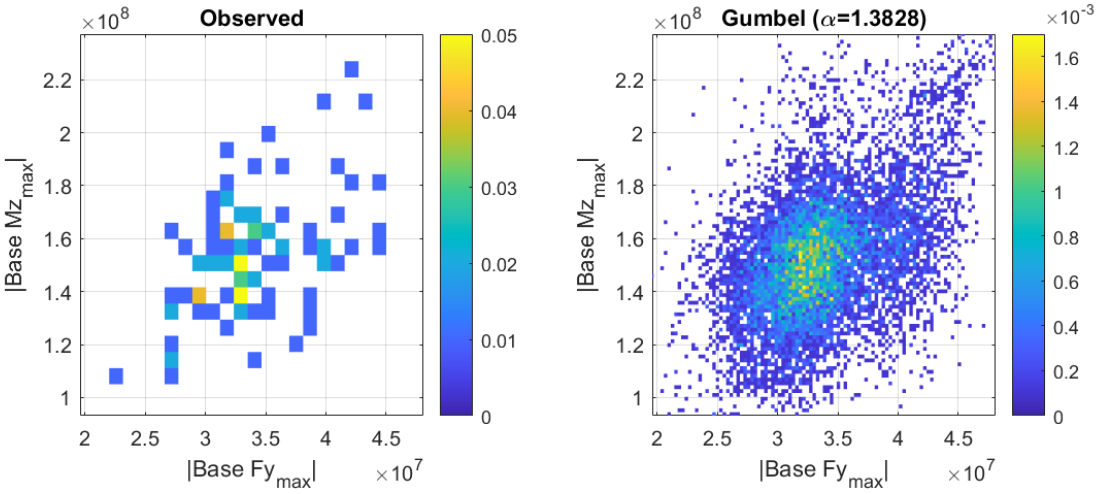


圖 5-85 聯合機率分布圖(Fy 最大值-Mz 最大值)

資料來源：【本研究製作】

第五節 針對規範 2.12 節的風載重效應組合係數之檢討

首先檢視各國規範對於風載重效應組合係數的規定。研究團隊針對幾個較為國內外引用的規範的相關內容來作探討。在美國 ASCE 7-16 規範中針對風載重的計算定義了十分詳盡的內容，然而卻並沒有建築物的橫風向風力及扭轉向風力的定義，而是採用風壓方式估算。因此也沒有如同我國規範第二章第十二節的風載重效應組合的建議。根據美國規範的原意，其風載重由風壓與有效面積計算，考量多風向下的風壓積分為風力後的結果，但不計算三個整體風力而後再合成。從另一個角度來說，美國規範針對設計的流程提供了很多種方式，例如說，針對主要風力抵抗系統而言，就可分為包絡線法(考慮全風向)以及特定風向法，其計算內容繁雜程度有別，但對於風力可進行合理折減。加拿大規範 NRC-NBC 2015 則與美國規範類似，因此不予多加討論。

以日本規範 AIJ 2015 以及國際標準規範 ISO 4354 2009 (已於 2016 年重新審查修訂過)來說，由於其規範內容明確規定了順風向、橫風向、扭轉向風力的估算方式，因此均有針對此三個風力載重所造成的載重效應進行組合的建議(注意！不是直接組合風力，而是組合其風載重效應)。此一作法與我國類似但卻又有不同之處。我國規範的橫風向風力與扭轉向風力的計算方式實則於第二版修訂更新時才納入，是參考日本規範 AIJ 2004 對於此兩風向風力計算式的建議。在遵循目前我國規範的大致內容不變的前提下，研究團隊認為探討日本規範 AIJ 2016 及國際標準規範 ISO 4354 2009 對於修訂我國規範相關內容最有幫助。以下依序分別介紹日本規範、國際標準規範、我國規範，最後再提出本研究所採用的方法，並給出適合目前規範內容的修正方式。

在最新版的日本規範 AIJ 2016 中揭示，針對高寬比大於 3 的建築物部分，提供三種不同的組合情境如表 5-2 所示。表中的W_D、W_L、W_T皆由該規範中所定義的順風向風力、橫風向風力、扭轉向風力所分別造成的風載重效應求得。G_D則是日本規範中計算順風向風力的陣風反應因子。ρ_{LT}則是橫風向振動與扭轉向振動的相關係數。為了簡便，表 5-3 所示為各種不同深寬比(D/B)及頻率比所歸納出的相關係數ρ_{LT}值。由此兩表可得知，日本規範要求三種情境來測試高寬比大於 3 的建築物風載重效應，分別為當順風向風力為其最大值時，橫風向及扭轉向的風載重效應進行折減。同理，當橫風向風力或扭轉向風力為最大值時，

其他兩風向的風載重係數也需折減。這是考慮到規範中所估算的三個風向的風力均為該風向下的最大值，若直接將其組合使用則導致過度保守，因此必須進行折減。在考慮折減(組合)係數時，日本規範除了考慮深寬比影響以外，也考慮了三個風向反應的主要影響因素，對於順風向風力來說，考量了陣風反應因子的效應。對於橫風向及扭轉向風力來說，考量了其第一振態頻率值的相對關係以及振動的相關性。可以說十分詳細。

表 5-2 日本規範 AIJ 2016 水平風力組合方式

組合情境	順風向風力	橫風向風力	扭轉向風力
1	W_D	$0.4W_L$	$0.4W_T$
2	$W_D\left(0.4+\frac{0.6}{G_D}\right)$	W_L	$\left(\sqrt{2+2\rho_{LT}}-1\right)W_T$
3	$W_D\left(0.4+\frac{0.6}{G_D}\right)$	$\left(\sqrt{2+2\rho_{LT}}-1\right)W_L$	W_T

資料來源：【本研究整理】

表 5-3 日本規範 AIJ 2016 橫風向風力與扭轉向風力之相關係數ρ_{LT}建議值

D/B	f_1B/U_H	ρ_{LT}		
		$\xi = 1.0$	$\xi = 1.1$	$\xi = 1.4$
≦0.5	≦0.1	0.9	0.7	0.5
	0.2	0.3	0.6	0.5
	0.3	0.4	0.6	0.6
	0.6	0.6	0.6	0.6
	≧1	0.7	0.7	0.7
1	≦0.1	0.8	0.5	0.2
	0.2	0.6	0.5	0.5
	≧0.3	0.5	0.5	0.5
≧2	≦0.05	0.6	0.4	0.3
	0.1	0.6	0.2	0.2
	≧0.2	0.2	0.2	0.2

註：

$$\xi = \begin{cases} f_L/f_T & f_L \geq f_T \\ f_T/f_L & f_L < f_T \end{cases}$$

f_L：橫風向結構第一模態的振動頻率值；

f_T：扭轉向結構第一模態的振動頻率值；

f_1：f_L與f_T取小者。

對於介於D/B、f_1B/U_H、ξ的中間值，可採用線性內插方式估算。

資料來源：【本研究整理】

在國際標準規範 ISO 4354 2009 中，同樣也揭示了與日本規範 AIJ 2016 相似的組合係數建議表格。如表 5-4 及表 5-5 所示。然而比較兩組表格可以得知，ISO 4354 2009 的表格進一步簡化了有關橫風向風力與扭轉向風力因為結構振態的影響。根據規範本文，表 5-5 的建議數值僅適用於扭轉振動的第一模態頻率值約大於橫風向振動的第一振態頻率值的 30% ~ 40%左右。倘若兩風向的振動頻率接近，抑或者建築物有明顯偏心距影響時，對於其組合係數就必須納入更詳細的估算條件。

表 5-4 國際標準規範 ISO 4354 2009 水平風力組合方式

組合型態	順風向風力	橫風向風力	扭轉向風力
1	W_D	$0.4W_L$	$0.4W_T$
2	$W_D\left(0.4+\frac{0.6}{C_{dyn,m}}\right)$	W_L	κW_T
3	$W_D\left(0.4+\frac{0.6}{C_{dyn,m}}\right)$	κW_L	W_T
註：W_D、W_L、W_T為順風向風力、橫風向風力、扭轉向風力所造成的風載重效應。			

資料來源：【本研究整理】

表 5-5 國際標準規範 ISO 4354 2009 橫風向風載重效應與扭轉向風載重效應之組合係數κ建議值

D/B	f_1B/U_H	κ
0.5	0.1	0.55
	0.2	0.65
	0.6	0.8
1.0	0.1	0.55
	0.3	0.55
	0.6	0.65
2.0	--	0.55
註： f_1：f_L與f_T取小者。f_L是橫風向結構第一模態的振動頻率值；f_T是扭轉向結構第一模態的振動頻率值。$C_{dyn,m}$是 ISO 規範中需計算的陣風反應因子。介於f_1B/U_H的中間值可採用線性內差估算。		

資料來源：【本研究整理】

我國規範在第二章第十二節本文中揭示以下文字:「建築物同時受到順風向風力、橫風向風力與扭轉向風力的作用，但三種作用風力的最大值並不一定同時發生。設計時應對考量的來風方向，分別計算並組合其所對應的順風向、橫風向以及扭轉向設計風力，作為該來風方向的設計風力組合。」。可見得我國規範自第二版納入橫風向風力及扭轉向風力後，也瞭解到應適當進行風力組合的調整來獲得接近真實的結構反應。在這邊值得一提的是，我國規範第一版承襲

美國規範架構而來，定義了順風向風力計算方式。而後於第二版中納入了日本規範的橫風向與扭轉向風力計算方式。如今最新版的美國規範實際上已經跟過去我國規範第一版所參考的版本內容相差甚多，架構也已完全不同。相互比較之下，反倒我國規範的架構與日本規範或者歐洲國家多採用的 ISO 規範較為相近。研究團隊認為，我國規範在下一版的修訂中，應首先探討整個架構的問題，然後再討論細部修訂，如此規範的修訂才能有條不紊，遵循穩定的發展。

在我國規範的解說文字中，同樣也參考日本規範類似的作法，如式 5-4 所示。其中$\bar{G}$即為陣風反應因子，普通建築物為G，柔性建築物為G_f。W_D、W_L、W_T為順風向風力、橫風向風力、扭轉向風力所造成的風載重效應，其定義基本與表 5-2 及表 5-4 相同，但計算方式需依據各自規定內容而定。

$$\mathrm{W}_{1,2} = W_D\left\{\left(\frac{1}{1.128\bar{G}}\right) + 0.7\left(\frac{1.128\bar{G}-1}{1.128\bar{G}}\right)\right\} + 0.7(W_L + W_T) \qquad (5\text{-}4)$$

重新整理式 5-4 後，可以獲得式 5-5 如下：

$$\mathrm{W}_{1,2} = \left(\frac{0.3+0.8\bar{G}}{1.128\bar{G}}\right)W_D + 0.7W_L + 0.7W_T \qquad (5\text{-}5)$$

倘若比較表 5-2、表 5-4、公式 5-4 可以發現我國規範與日本規範、ISO 規範幾個相異之處。首先，我國規範所提出的組合方式僅有一種，且此為考慮不同風載重效應進行 SRSS 組合機制下的簡化模式。而且此模式須同時加上考慮順風向動態風載重效應與橫風向風載重效應及扭轉向風載重效應之和大小相近的前提。從公式 5-4 來看，並非以三風力中有其中一種是最大時其他兩種風力做折減的概念，而是各自乘上各自的係數後再行組合。假設以陣風反應因子 1.6、1.8、2.0 來做計算，則可以得到式 5-5：

$$\mathrm{W}_{1,2} = 0.88W_D + 0.7W_L + 0.7W_T \quad if\ \bar{G} = 1.6 \qquad (5\text{-}5a)$$
$$\mathrm{W}_{1,2} = 0.86W_D + 0.7W_L + 0.7W_T \quad if\ \bar{G} = 1.8 \qquad (5\text{-}5b)$$
$$\mathrm{W}_{1,2} = 0.84W_D + 0.7W_L + 0.7W_T \quad if\ \bar{G} = 2.0 \qquad (5\text{-}5c)$$

從式 5-5 中發現，通常高寬比越高的建築物，其陣風反應因子越高，順風向風力的折減就越多，相對於橫風向風載重效應、扭轉向風載重效應的影響比重就增加。這是符合經驗的趨勢。然而，我國規範並未考慮橫風向風載重效應及扭轉向風載重效應的相關性，而是直接假設為完全相關，此點則需要進一步驗證；再者，我國規範並未考量深寬比的影響，這也是未來值得檢討的地方。

由於目前規範中並沒有針對風攻角的改變而有針對不同風向的風力作折減的考量,因此風載重組合的考慮也僅以 0 度風攻角為主來作建議。表 5-1 的 Case 1 則不適用於此部分的探討，在此省略。本研究首先探討 Case 2 中，不同深寬比的影響。在此部分的探討中除了引用我國規範、日本規範、ISO 規範以外，尚提出三種不同組合方法以及目前業界常用的聯合機率法作為比較。由於我國規範、日本規範與 ISO 規範已於上述內容中說明，故以下針對三種組合方法及聯合機率法作概要說明。

以王靚蕙(2013)論文為主的作法，也是目前許多風洞實驗室嘗試折減風載重組合的作法。首先利用風洞實驗中所獲得的100筆基底順風向風力係數歷時、基底橫風向風力係數歷時、基底扭轉向風力係數歷時，求取出 100 筆當基底順風向風力係數值為最大時，相對應時間的基底橫風向風力係數值及基底扭轉向風力係數值。接著將取出的 100 筆基底橫風向風力係數值及基底扭轉向風力係數值分別除以 100 筆的基底橫風向最大風力係數值、基底扭轉向最大風力係數值，獲得 100 筆的橫風向折減係數及扭轉向折減係數。分別將其繪製成非超越機率分布曲線，並以 80%非超越機率作為目標值，取得橫風向風力的折減係數以及扭轉向風力的折減系數。相同的道理，也可以取得當基底橫風向風力係數值為最大時,其餘兩風向的折減係數,以及當基底扭轉向風力係數值為最大時，其餘兩風向的折減係數。此為本研究嘗試的第一種方法。這邊要注意的是，研究團隊認為原本王靚蕙(2013)論文中採取平均值加兩倍標準差(非 80%超越機率)的作法容易造成過度保守，應當修正。

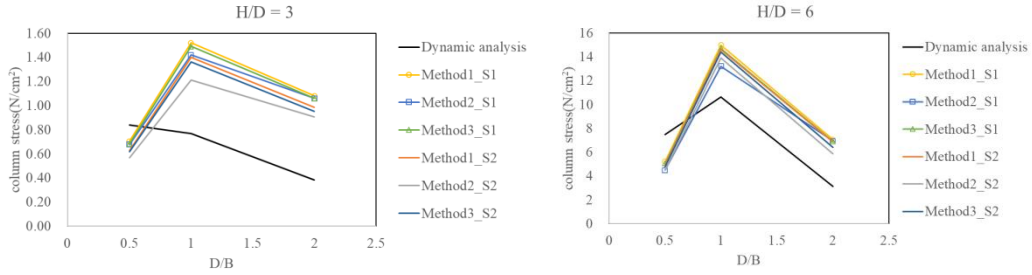
同樣採用王靚蕙(2013)論文的作法，但將基底順風向風力係數、基底橫風向風力係數、基底扭轉向風力係數改為建築物屋頂高的順風向位移、橫風向位移、扭轉向位移。然後依照相同的方式取得第二種方法的折減係數。

第三種方法則參考 Copula 關聯函數，將基底順風向風力係數歷時、基底橫風向風力係數歷時、基底扭轉向風力係數歷時進行 Copula 關聯函數的兩兩擬合，然後以亂數產生大量的 Copula 變數組合，接著將產生的亂數以非超越機率的方式排列後，再取 80%非超越機率相對應的值作為折減係數。簡單來說，此三種方法均包含了兩兩變數之間的相關性，然而對於前兩種方法而言，有可能因為樣本數不足的關係導致取值的時候有所偏差。而第三種方法因為具有其關聯函數特性，則可以無止盡產生多種組合來獲得十分平滑的非超越機率分布曲線，有助於取值。表 5-6 所示為本研究於假設橫風向及扭轉向完全相關的作法下所設計的兩種情境組合。當順風向風力(或結構效應)最大時，其他兩風向為其最大風力(或結構效應)的η倍。而當橫風向風力(或結構效應)為最大時，扭轉向也呈現其最大值，而此時的順風向則為其最大值乘以ζ倍。

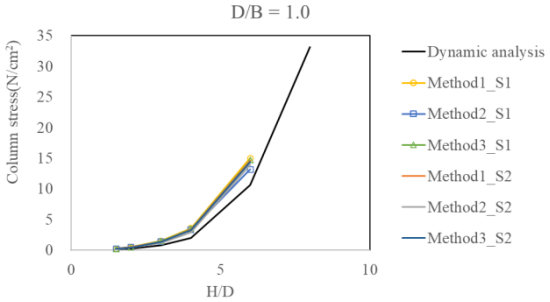
表 5-6 風載重組合情境係數

	順風向	橫風向	扭轉向
情境 1 (S1)	1	η	η
情境 2 (S2)	ζ	1	1

圖 5-86 為利用上述所描述的三種方法，配合兩種情境，進行三風力的組合之後再將此組合風力作用於結構有限模型進行靜力分析，並將各種案例的底層柱最大應力選取出來後，跟動力分析歷時的最大應力值進行比較。從 Case 2 系列來看，當高寬比越高時，此三種方法所獲得之結果，不管情境 1 或 2，均較為貼近動力分析結果。然而也可以從中發現，當深寬比為 0.5 時，此三種方法顯然均出現了不保守的結果，推估原因可能是因為目前僅假設為橫風向與扭轉向為完全相關的背景下造成的。此外，若仔細比較，可以發現一般來說情境 1 會獲得較為保守的結果。從 Case 3 系列來看，在方柱情況下，此三種方法在不同高寬比時，均提供了偏保守的預測值，而且隨著高寬比升高，其保守差異變大。對於結構設計者來說，Case 3 系列顯然是可以採用的。綜合 Case 2 及 Case 3 系列結果，在深寬比 1 以上者，此三種方法對於不同高寬比均有不錯的預測。



(a) Case 2 系列



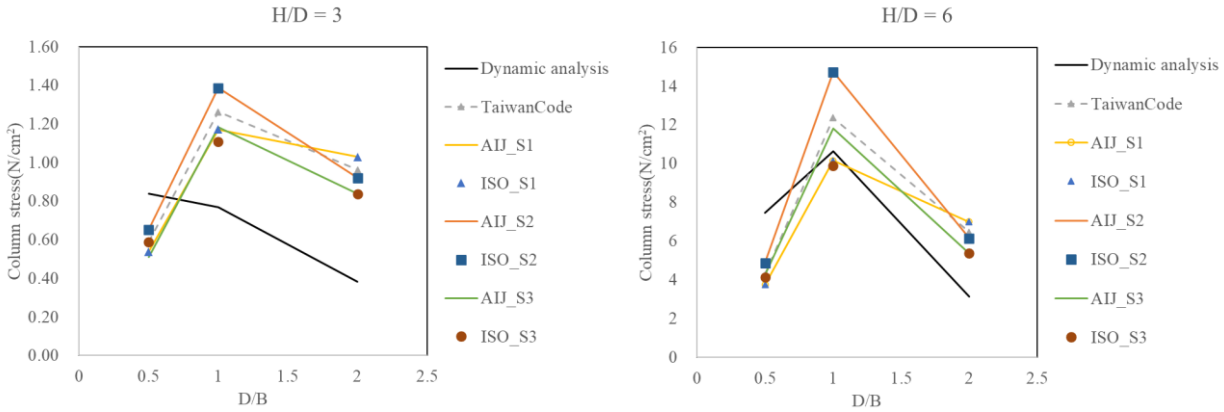
(b) Case 3 系列

圖 5-86 以風力作組合後進行動力分析的柱應力分布圖

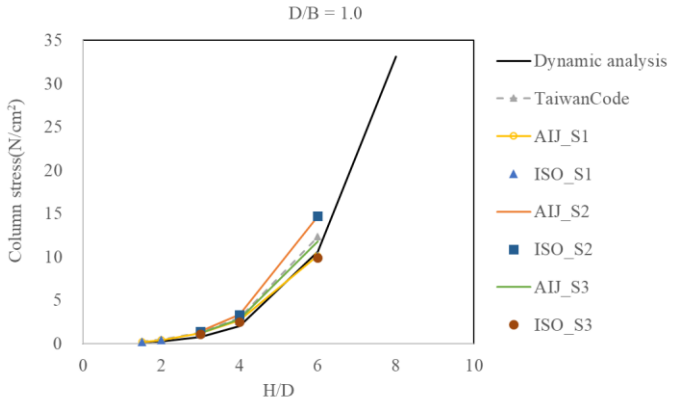
資料來源：【本研究製作】

圖 5-87 的分布則與圖 5-86 的估算過程不相同。在此圖中，採用了三個規範的組合係數進行探討。其中我國規範是以結構反應的 SRSS 組合原理為主，因此僅有一種組合方式。而日本規範跟 ISO 規範則具有三種不同情境組合來作比較。為了具有一致性的比較基準，圖 5-87 首先採用我國規範將三個風向的風力事先計算出來後，各自結合有限元素模型進行靜力分析而獲得底層柱的各自應力值。接著按照不同規範的組合係數直接將各自應力組合為合成應力值。最後將此合成應力值與動力分析的結果作比較。Case 2 系列的圖中顯示，高寬比 3 的預測結果相較高寬比 6 的保守很多，此為合理現象，因為此部分的組合原本就是適用於高寬比大於 3 的建築物範圍。再者，可以從結果中看出，不管高寬比結果，均可看出我國規範的組合介於日本規範及 ISO 規範的結果範圍之內，可說預測結果不錯。然而如果以最為貼近的結果而言，應當還是必須要考量不同情境的可能組合為佳。整體來說，多數的組合預測均屬偏保守的結果。如果與圖 5-86 的 Case 2 比較，可以看出，以結構反應的組合其效果比以外力的組合更為貼近動力分析，然而互

相之間呈現出較為不一致的分布。Case 3 系列的預測比較結果則顯示出圖 5-86 較圖 5-87 略為保守。



(a) Case 2 系列

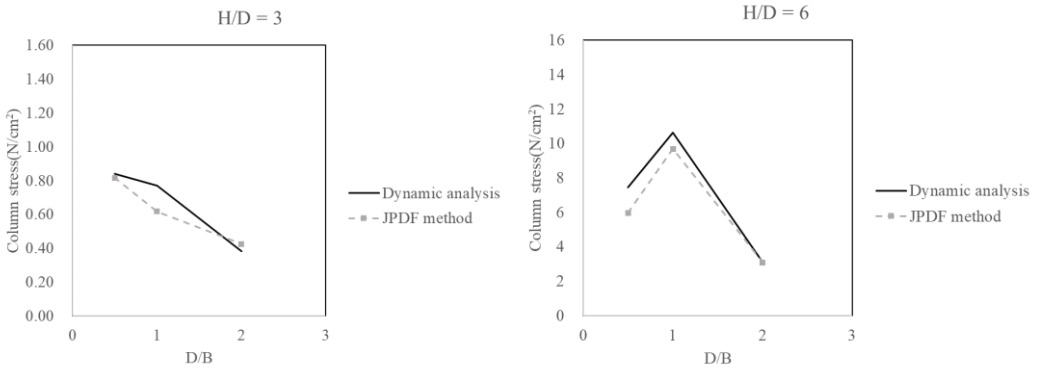


(b) Case 3 系列

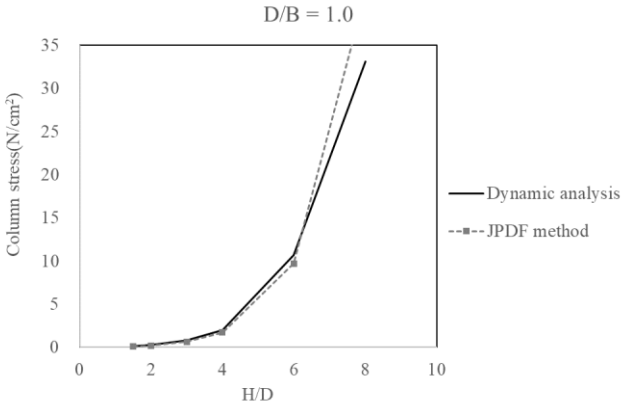
圖 5-87 以結構反應直接作組合後的柱應力分布圖

資料來源：【本研究製作】

綜合圖 5-86 及圖 5-87 的結果來看，若以預測準確度來說，則日本規範及 ISO 規範的方式有可能提供較貼近動力分析的結果。但若以規範使用者操作便利性來說，則直接以外力進行組合之後進行單次的靜力分析較快。對於初步設計所使用的風載重評估來說，稍微保守但快速具有相同趨勢的作法應是可以被接受的。



(a) Case 2 系列



(b) Case 3 系列

圖 5-88 以聯合機率法對風力作組合後進行動力分析的柱應力分布圖

資料來源：【本研究製作】

事實上，目前國內外進行風洞實驗的單位所採用的風力組合方式同樣以外力組合為原則，但甫以聯合機率的概念。由圖 5-88 所呈現的結果看來，採用此聯合機率法的準確度最高，也因此當建築物結構逐漸脫離地震力控制而由風力控制的時候，如何組合風力將會是如何有效折減風力的關鍵。以下以圖 5-89 的圖例進行原理的說明。在圖 5-88 中，僅顯示採用聯合機率法比較 0 度風攻角的情況作為比較。

建築物的設計風力包含了順風向、橫風向及扭轉向設計風力。風力組合之比較大致有下列幾種類型之方法：(1)假設順風向與橫風向為獨立事件，經由 SRSS 方法，直接將各方向之風力極大值組合。簡單來說，即各方向風力之純量組合。(2)假設順風向與橫風向為獨立事件，並求出各方向之極大廣義力，並假設各方向之極大廣義力並非同時發生，據以求出兩方向向量組合之彎矩極大值，之後在經由慣性力方式分配到各樓層，即為各樓層之極大風力。簡單來說，即各方向風力之向量組合。

由於建築物所受到的實際風力受來風向的影響很大，對於絕大多數的建築物而言，上述三種風力對於建築構件影響的最大值並不在同一風向角同時發生。若是採用前述之純量組合，逕取各風向風力的最大值作為設計風力，會過於保守。因此，通常會採用風洞試驗數據中順風向及橫風向最大風力的向量組合作為設計風力載重組合，以求取設計風力的合理性。然而，當建築物質量中心與勁度中心不一致時所產生的偏心效應，可能會造成此向量組合有所偏差。再者，施加載重時，順風向與橫風向之合力應通過建築物斷面之幾何中心為原則。

假設不同的風攻角下的設計風力標示為X向與Y向風力，是根據 36 個風向角的極值，由兩部份所組成：第一部份為平均值，第二部份為擾動值是由尖峰因子與擾動均方根值的乘積。兩者之間的組合可以為相加或相減，以下式表示之：

$$\widehat{M} = \bar{M} \pm g_p \sigma_M \tag{5-6}$$

根據參考文獻(Melbourne, 1975)的研究結果，假設X向與Y向之結構反應為高斯機率分佈，而且二個垂直方向風力的相關性可忽略不計。則X向與Y向的廣

義內力為二獨立事件，可以繪製成圖 5-89 的橢圓形。將此理論用於高層建築的設計風力風洞試驗，在 36 個風向角的x向、y向與扭轉向的量測數據中，首先以個別風向角的以x、y向基底彎矩為座標軸，如上圖所示。圖中P點代表該風向角x向、y向風力的平均值，加上擾動風力之正負極值，則可得到$X1$、$X2$、$Y1$、$Y2$四個座標平面上的最大值點，這四點分別代表x向廣義座標風力的極大與極小值，以及y向廣義座標風力的極大與極小值。由這四點所構成的橢圓，代表在單一風向下，x、y向廣義座標風力的各種可能載重組合，橢圓上的任一點即代表任一的x向、y向廣義座標風力的組合。由原點O到橢圓上任意點之向量與座標軸之夾角，即可表示出合力作用的方向。

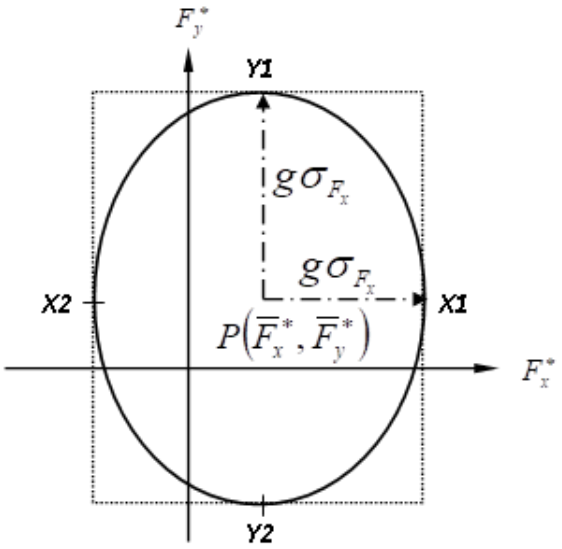


圖 5-89 基於高斯的極值風力向量橢圓
資料來源：【本研究製作】

由圖 5-89 可知，在單一風向時便可能存在無限多種的載重型式，其中可歸納出下列幾種對於建築抗風系統影響最為嚴重的載重組合：

(1)橢圓圖中$X1$、$X2$分別代表當採用x向風力的極大或極小值時，y向風力採用平均值。$Y1$、$Y2$則意涵y向風力採用極大或極小值時，x向使用風力之平均值。

(2)上述的四種載重組合雖然涵蓋了x向與y向的最大風力，然而卻未包括x向與y向的最大合力。因此，另需考慮的風力組合為橢圓圖中四個象限合力的最大值$R1$、$R2$、$R3$、$R4$。換言之，在單一個風向下應考慮下圖中$X1$、$X2$、$Y1$、$Y2$、$R1$、$R2$、$R3$、$R4$等 8 種風力載重組合。

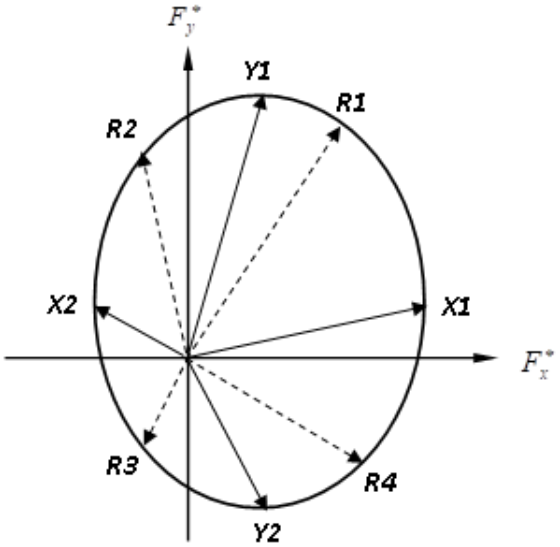


圖 5-90 基於高斯的八組可能最大極值風力向量
資料來源：【本研究製作】

一般建築結構的扭轉向風力並非主要設計考量，因此扭轉向設計風載重逕直採用扭矩風載重的極值，配合前述的 8 種向與扭轉向的風力組合型式中，也就是在相同風攻角下，這 8 種載重型式有相同的扭矩。如此，一個風攻角取 8 種載重型式，36 個風攻角就有 288 種載重型式。其次在 36 個風攻角的載重組合中，分別選取$X1$、$X2$、$Y1$、$Y2$、$R1$、$R2$、$R3$、$R4$的最大值，即為該建築的設計風力組合。然而一般建築多具備單軸或雙軸對稱的特性，若是，則前述的 8 種設計風力組核可進一步簡化為：

(1) 單軸對稱：$\{max(X1, X2), Y1, Y2, max(R1, R2), max(R3, R4)\}$
(2) 雙軸對稱：$\{max(X1, X2, Y1, Y2), max(R1, R2, R3, R4)\}$

倘若建築物造型特殊，扭轉風力成為重要的設計考量因素時，前述的作法：以扭矩風載重的極值配合 8 種x向與 y 向的風力組合可能會過於保守。此時可採用下列的風力組合形式：

(1)採用$X1$、$X2$、$Y1$、$Y2$、$R1$、$R2$、$R3$、$R4$等 8 種x向與y向風力組合時，使用該風向的最大扭矩。

(2)選取 36 個風向角的絕對最大扭矩，配合(a)$max(X1, X2)$, (b)$max(Y1, Y2)$等二種x向與y向風力組合。

第六節 針對規範 2.13 節的簡易風力計算式之檢討

本節則針對我國規範中對於高寬比小於 3 的簡易風力計算式做檢討。同樣的，本研究採用與我國規範相近的日本規範及 ISO 規範來做比較。日本規範 AIJ 2015 中同樣把高寬比 3 作為分界，高寬比小於 3 的建築物為對象的時候，除了計算既有的順風向風力以外,必須要配合一個等值的橫風向風力作為組合。而由於低矮建築物較小扭轉向的效應，因此通常忽略不計。下式 5-7 所示為日本規範中假設等值橫風向風力的公式。

$$W_{LC} = \gamma W_D \tag{5-7}$$

其中

$$\gamma = 0.35\left(\frac{D}{B}\right) \quad and \quad \gamma \geq 0.2 \tag{5-8}$$

W_{LC}為等值橫風向風力；W_D是順風向風力；B是建築物迎風面寬度；D是建築物側面深度。

在國際標準規範 ISO 4354 2009 中，對於具有高寬比小於 3 以及約化風速小於 0.4 以下的建築物而言，橫風向及扭轉向風力並不明顯。因此建議以順風向風力作用後所得之柱結構的尖峰軸應力值乘上 1+K_C被作為估算。其中K_C可以公式 5-9 表示：

$$K_C = 0.35\left(\frac{D}{B}\right) \geq 0.2 \tag{5-9}$$

其中B是建築物迎風面寬度；D是建築物側面深度。事實上，此兩規範對於低矮建築物的規定原則如出一轍。

在我國規範中，對於建築物高度小於 18 公尺、高寬比小於 3、深寬比介於 0.2 至 5 之間的近似矩形建築物直接給予三個風向的簡易風力計算式：

$$S_{Dz} = 1.49\{IV_{10}(C)\}^2 \lambda K_{zt}(h) A_z \tag{5-10}$$

$$S_{Lz} = \left(0.6\frac{D}{B} + 0.05\right) S_{Dz} \tag{5-11}$$

$$S_{Tz} = 0.21(BS_{Dz})^* \tag{5-12}$$

其中I為用途係數；$V_{10}(C)$為基本設計風速；λ為建築物高度和地況之調整係數，可依下表 5-7 決定；$K_{zt}(h)$為考量特殊地形的參數；A_z為離地面高度z處迎風面面積。$(BS_{Dz})^*$為各向來風高度z處順風向風力S_{Dz}與迎風面寬度乘積之較大值，所得之S_{Tz}適用於各向來風。式 5-10 實際上為順風向風力的一般計算式中，假設為剛性樓板建築物且考量其外牆、斜屋頂和屋頂女兒牆之個別迎風面面積和對應之背風面面積相近，考慮陣風反應因子的保守值，合成迎風面風力和背風面風力所得。式 5-11 及式 5-12 則是以橫風向風力及扭轉向風力的一般計算式中，計算其與順風向風力的比值後，再以回歸的方式求得。

表 5-7 建築物高度和地況之調整係數

h(m)	地況 A	地況 B	地況 C
5	0.016	0.035	0.092
6	0.018	0.038	0.097
7	0.020	0.042	0.102
8	0.022	0.045	0.106
9	0.024	0.048	0.110
10	0.026	0.050	0.114
11	0.027	0.053	0.117
12	0.029	0.055	0.121
13	0.030	0.058	0.124
14	0.032	0.060	0.127
15	0.033	0.062	0.130
16	0.035	0.064	0.132
17	0.036	0.066	0.135
18	0.037	0.068	0.137
19	0.039	0.070	0.140
20	0.040	0.072	0.142

資料來源：【本研究整理】

由上述的文字說明中可以理解，我國規範對於低矮建築物仍舊沿用三個風向風力的計算式來做組合，但並未提到此三個風力以何種方式組合，是類似第十二節的方式亦或是單純加總，不得而知。研究團隊認為，實際上 ISO 規範的文字說明應當最為簡便且可以是未來努力的目標：先以順風向風力進行結構反應計算，然後根據深寬比來調整放大結構反應的倍率，作為考量三風向風力加總在一起的做法。本研究參考 Tamura et al. (2014)的作法，實際上也是日本規範或 ISO 規範的作法，來進行此一放大倍率的估算，並與文獻結果進行比較，最後提出我國規範可以參考的修訂方案。另外，在不改變我國規範作法的狀況下，本研究亦提出扭轉向風力的修正方式做為參考。

首先參照類似於日本規範或 ISO 規範的作法，以風洞實驗的風力結合有限元素法所建立的結構模型，進行時間域直接積分的動力分析。如同表 5-1 中所列的 Case 1、2、3 系列說明，本研究進行了數量頗多的風洞實驗案例，但為了節省報告篇幅，僅以此三種系列來做說明較有效率。為了確保本研究所採用的結構分析模型正確，研究團隊採用了 MIDAS 商業軟體進行結構振態與頻率分

布的驗證。此軟體可透過 MIDAS 公司網頁免費下載取得，可以進行有限自由度系統的特徵值分析。根據驗證結果，研究團隊利用 MATLAB 所建構的結構有限元素模型與利用 MIDAS 建構的模型具有一致的特性。接著在風洞實驗方面，由於研究團隊進行了大量的風洞實驗，因此每一模型的每一風攻角均可以進行至少 90 筆實場十分鐘風力歷時的動力分析。每一筆的分析時間間隔為實場 0.16 秒，共 600 秒。進行時間逐步積分時則採用 0.016 秒內插。進行完 90 筆的動力分析結果之後，再針對結構反應取其代表值(頂層位移最大值或者底層柱最大應力值)，進行集合平均(Ensemble average)獲得用以代表真實反應的對照組數據。研究團隊參考 Tamura et al. (2014)及日本規範作法，採用每一模型最底層的四根柱子的合成最大應力作為探討對象。式 5-13 中所列的γ與日本規範中的式 5-8 及 ISO 規範中的式 5-9 具有相同的含意。

$$\gamma = \frac{Peak\ stress\ obtained\ when\ all\ three\ loads\ are\ added}{Peak\ stress\ obtained\ when\ only\ along-wind\ load\ is\ added} \tag{5-13}$$

圖 5-91 所示為 Case 1 系列進行式 5-13 估算的結果分布圖。實際上規範中並沒有針對風攻角改變而回歸出不同的等值橫風向風力組合係數γ。但我們可以從風攻角的改變上看出，由於順風向風力開始轉變風向，因此橫風向風力所造成的結構效應比例上升，因而造成等值橫風向風力的組合係數變大，當風攻角為 45 度時，已沒有所謂的順風向跟橫風向而言，因此其組合係數將近 0.9，而理論值應當為 1.0。若我們只觀察風攻角 0 度的分布，則可以看出，此組合係數γ與高寬比沒有關連性，其值的變化範圍在 0.2 至 0.35 左右。若保守一點的話，可以採取 0.35 則與日本規範與 ISO 規範所建議的倍數相同。

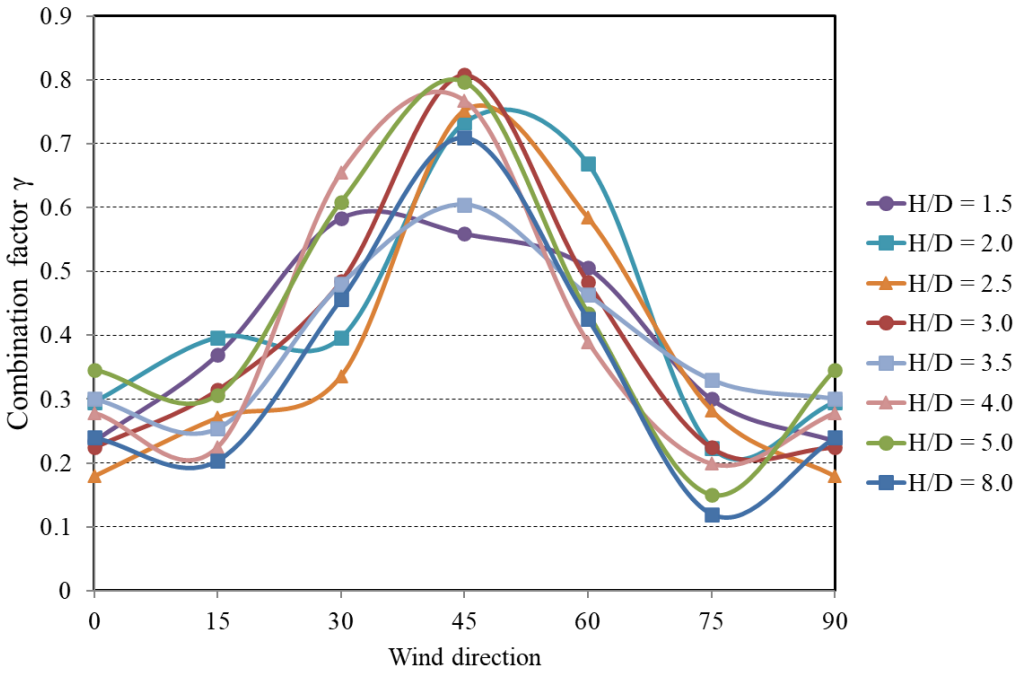


圖 5-91 Case 1 系列等值橫風向風力係數γ

資料來源：【本研究整理】

圖 5-92 顯示為 Case 2 系列風洞實驗與結構模型進行動力分析後的結果。可以看出以D/B為變數的等值橫風向風力係數γ與兩規範的變化趨勢相同，而兩規範的值稍微偏保守一點。較為可惜的是，本研究所執行的風洞實驗案例僅達到深寬比 0.5、1.0、2.0 的變化，若可以進行更多深寬比變化的動力分析，則有助於回歸分析。另一方面來說，本研究所執行的風洞實驗結果也驗證了日本規範與 ISO 規範的可引用性。圖 5-93 顯示為 Case 3 系列的結果。其中有關我國規範對於橫風向的組合係數是採用式 5-11 來做計算。可以看出當高寬比小於或等於 3 的時候，日本規範與 ISO 規範的建議值與本研究或者 Tamura et al. (2014) 的結果頗為接近。而當高寬比大於 3 之後，本研究及 Tamura et al. (2014)的結果逐漸往上爬升，已與兩規範不相符。此一結果顯示出確實規範的建議值適用範圍僅在高寬比 3 以下。然而從另一方面來說，我國規範給定的建議值相對保守很多，甚至包含了高寬比 3 至 5 之間的範圍。可見得即便是在此範圍內的高寬比，只要其結構接近剛性且其約化風速較低，也應當可以採用目前的規範建議式。以修訂規範的角度，若不更改高寬比 3 的門檻，則可以建議採用日本規範

或者 ISO 規範的方式進行建議，可以有效降低簡易風力計算式的作法，又可以降低設計風力值。

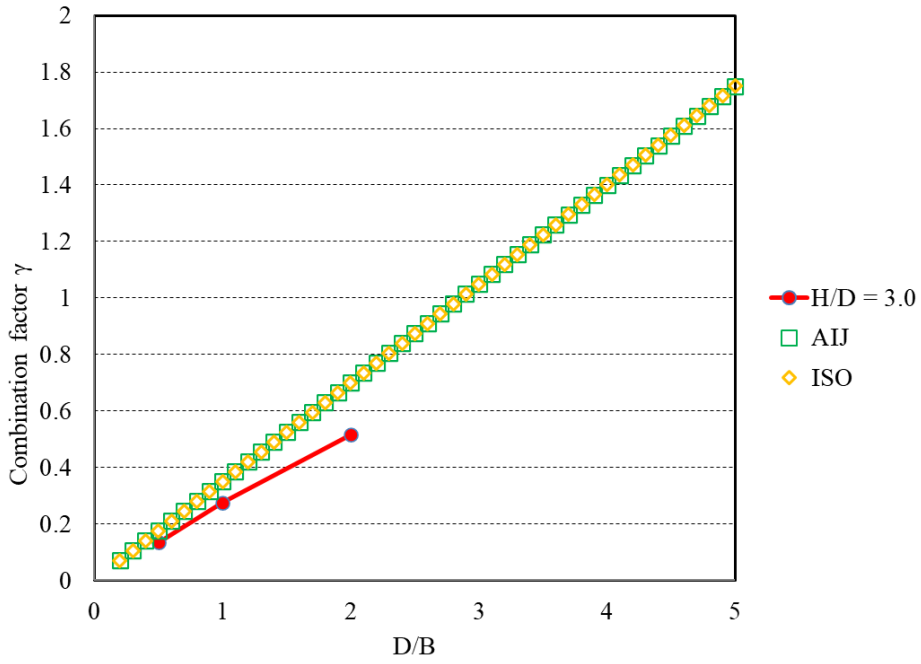


圖 5-92Case 2 系列等值橫風向風力係數γ(刪除 H/D=6 案例)

資料來源：【本研究整理】

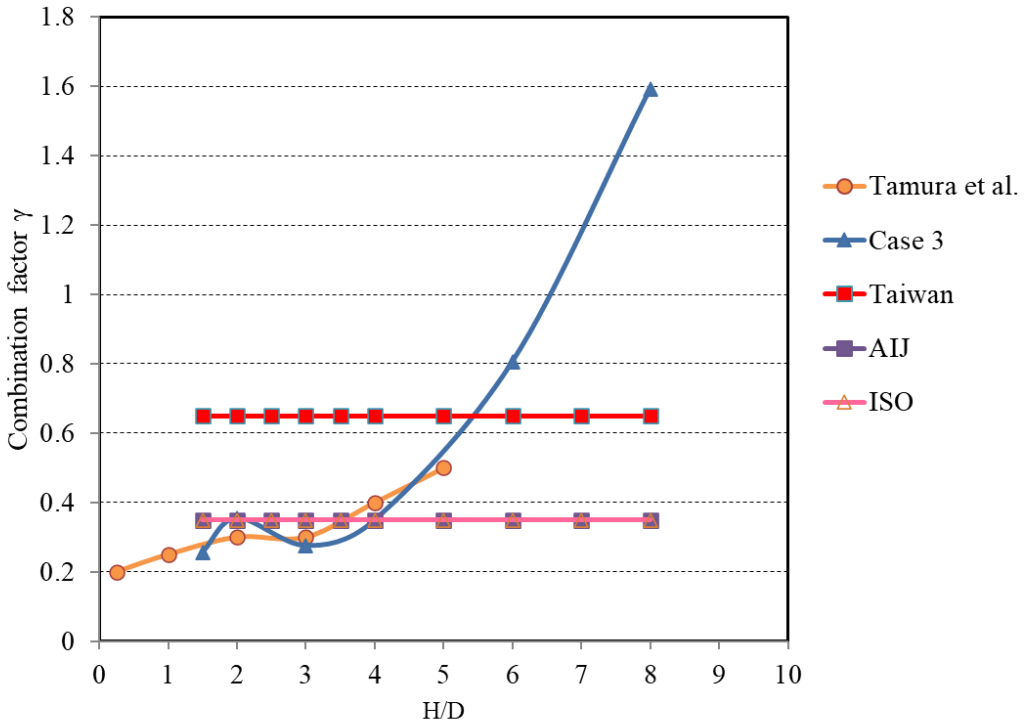


圖 5-93 Case 3 系列等值橫風向風力係數γ

資料來源：【本研究整理】

在這個小節的最後，研究團隊針對我國規範中的簡易扭轉向風力公式進行修正。其主要的原因在於，原本公式(式 5-12)的表現方式與簡易橫風向風力計算方式以D/B來表現的方式不同。按理來說，建築物的外型效應對於扭轉向風力應當對建築物的深度及寬度同時影響，因此本研究提出將式 5-12 修改為式 5-13：

$$S_{Tz} = 0.21\left(\sqrt{DB}S_{Dz}\right)^{*} \tag{5-14}$$

圖 5-94 至圖 5-96 分別為扭轉向風力公式修改前後、在 A、B、C 三種地況下的比較圖。可以從途中看到，僅以高寬比 3 的部分結果為例，修正後的結果均較為接近風洞實驗的結果。

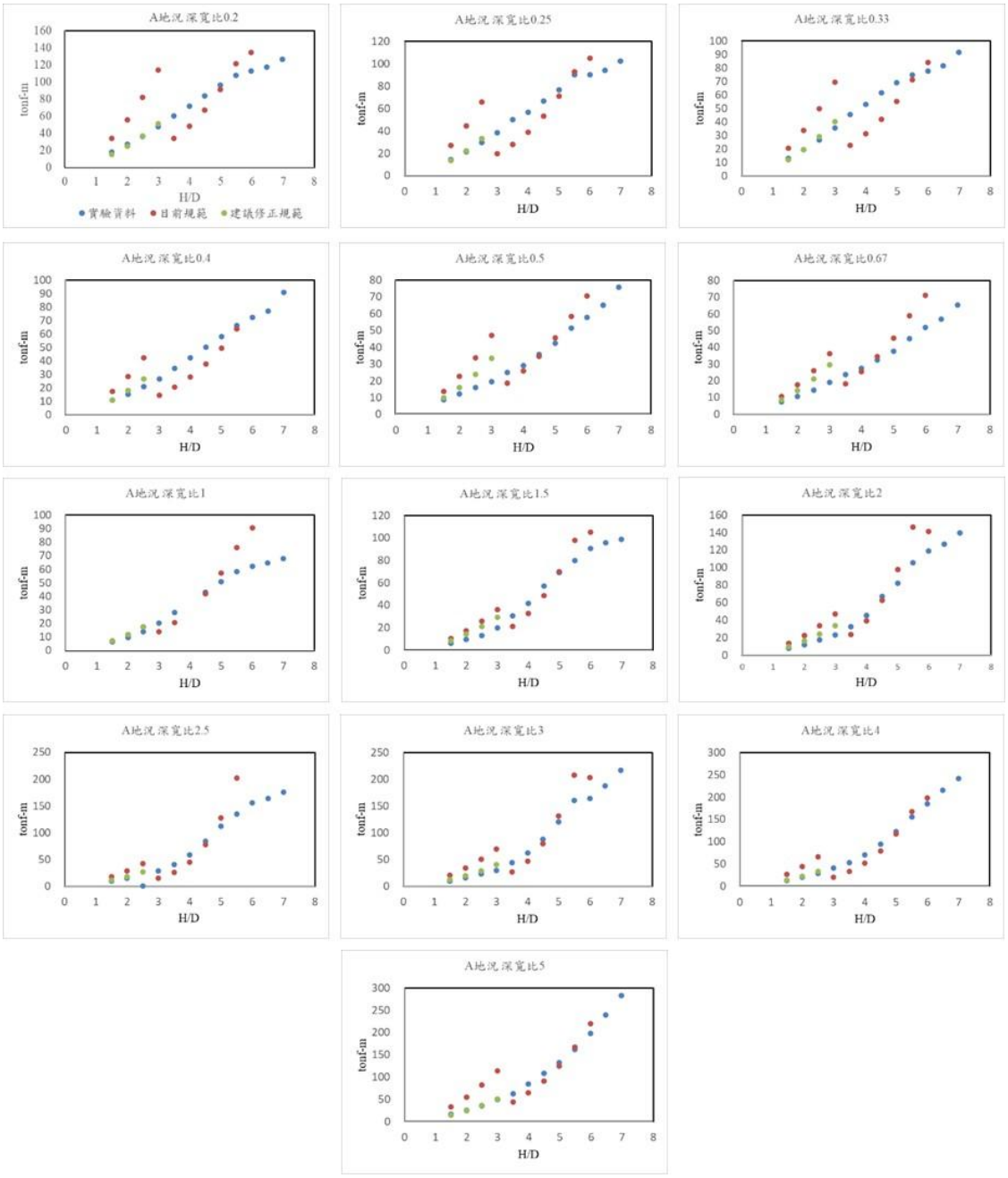


圖 5-94 地況 A 系列的扭轉向風力修正

資料來源：【本研究整理】

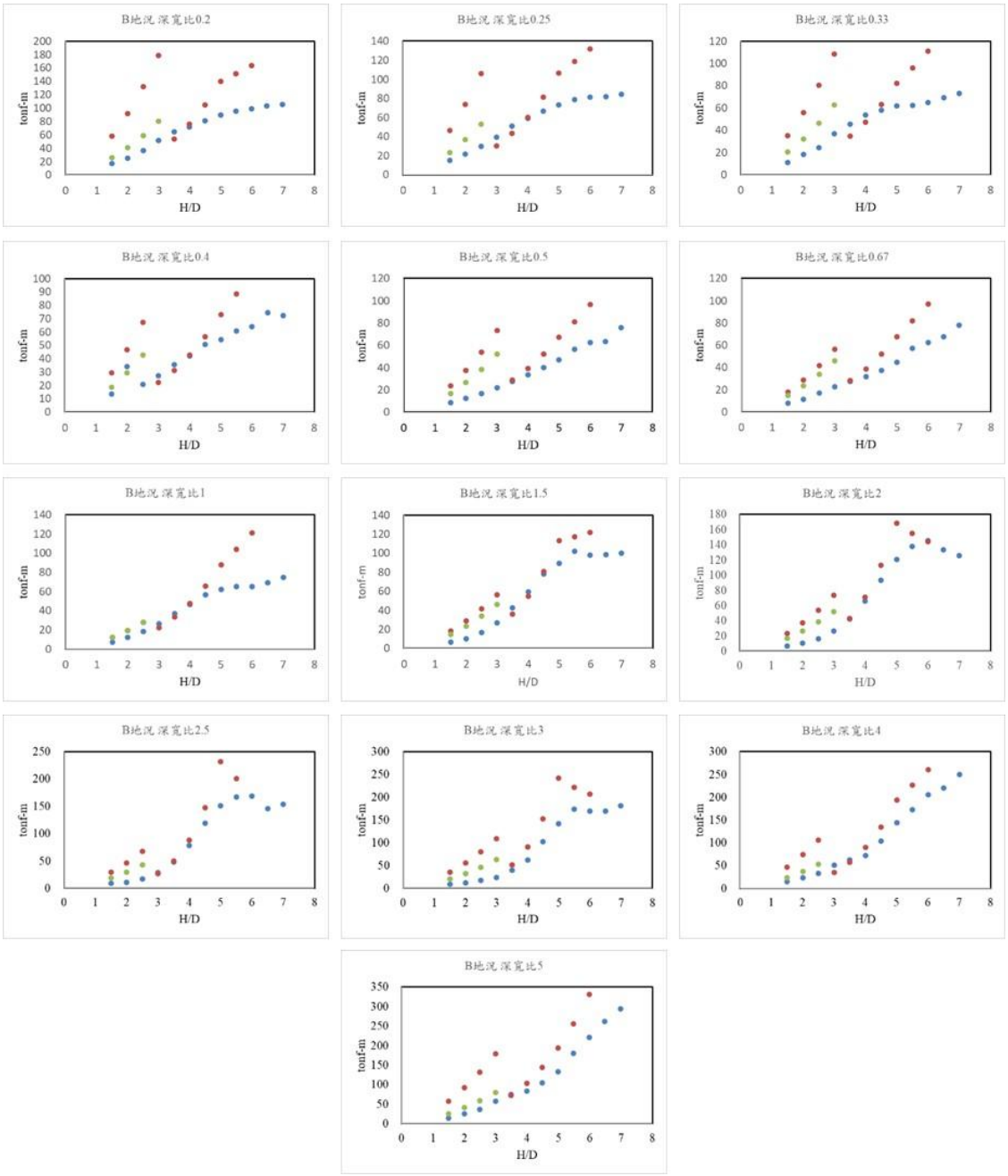


圖 5-95 地況 B 系列的扭轉向風力修正

資料來源：【本研究整理】

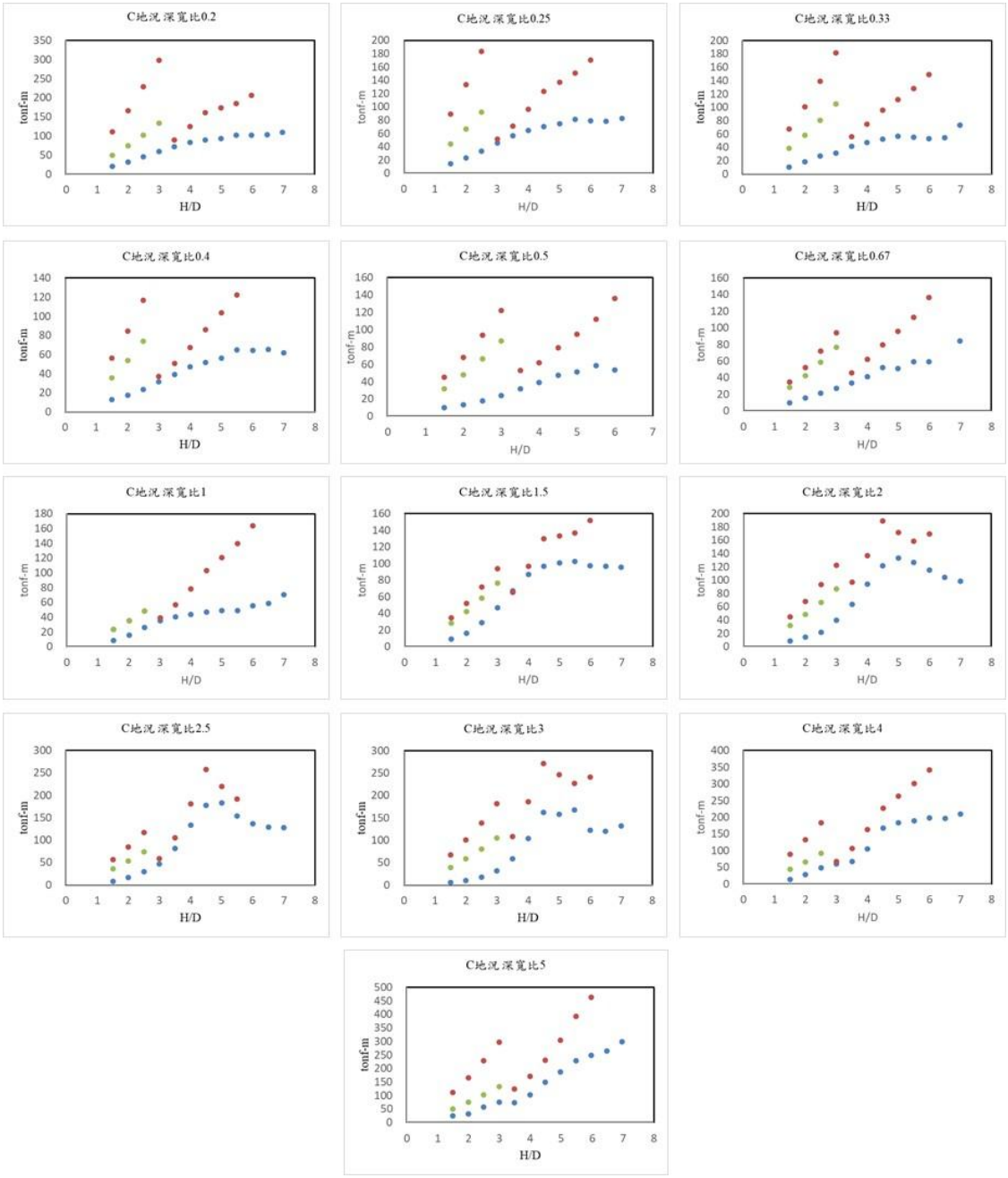


圖 5-96 地況 C 系列的扭轉向風力修正

資料來源：【本研究整理】

研究團隊在檢視我國規範與其他國家規範時發現，在第二章第十節及第十一節中分別介紹橫風向風力的計算以及扭轉向風力的計算。然而在此兩小節的本文中同樣具有針對高寬比小於 3 的低矮建築物的建議公式，如下式 5-14、5-15 所示。

$$W_{Lz} = 0.87\frac{D}{B}W_{Dz} \tag{5-15}$$

$$M_{Tz} = 0.28(BW_{Dz})^{*} \tag{5-16}$$

比較式 5-11、5-12，此兩組公式同樣適用於高寬比 3 的低矮建築物，具有類似的含意，然而卻有不一樣的係數。若仔細比較內容，則勉強可以提出式 5-11、5-12 中所採用的順風向風力為簡易式，而式 5-14、5-15 中所採用的順風向風力則為一般式(也就是規範第二章第二節至第七節的內容)。研究團隊認為，此兩組公式對於規範使用者來說容易產生誤解，而且以組合比例的概念來說也不應該相異。因此研究團隊認為應當直接刪除第十節與第十一節中，有關低矮建築物的文字說明，採用第十三節的說明即可。綜合過去研究團隊所執行的研究計畫案成果可以發現許多十分類似、容易引人誤解的文字存在於規範當中。這很有可能是過去規範的形成、修訂過程中，混雜了不同概念的其他國家規範在裡面而導致有此現象。故此，研究團隊再次強調規範架構重新檢討的重要性。

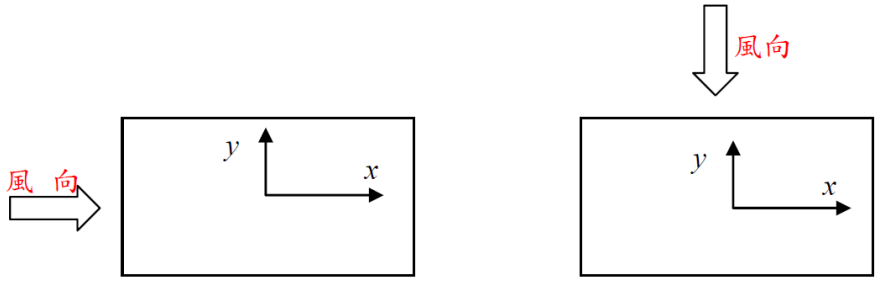
第七節 規範修訂建議對照表

以下針對上述第五節討論內容，將目前規範第 2 章第 12 節及第 13 節的內容以及本研究建議如何修改的內容製作對照表，以便閱讀順利。

表 5-8 的上半部空格列出目前規範文字內容，其中粗體的文字部分為研究團隊認為可以修改的地方。表 5-8 下半部空格列出研究團隊仿造日本規範的建議方式，其中紅色部分為新增文字。研究團隊認為，計算組合係數的時候，應考量結構頻率及陣風反應因子來進行調整，不太可能每一種深寬比、高寬比的建築物均具有相同的組合係數。此外，也不太可能在每一種建築物上均將橫風向與扭轉向假設為完全相關而具有相同的折減係數。

表 5-8 規範 2.12 節修正建議對照表

修正前
[本文] 2.12 建築物設計風力之組合 建築物同時受到順風向風力、橫風向風力與扭轉向風力的作用，但三種作用風力的最大值並不一定同時發生。設計時應對考量的來風方向，分別計算並組合其所對應的順風向、橫風向以及扭轉向設計風力，作為該來風方向的設計風力組合。 [解說] 建築物所受的最大順風向、橫風向與扭轉向風力並不會在相同風向發生，應分別考慮不同風向的影響。以下圖中矩形斷面建築結構為例，若各風向下之地況與地形相同，應分別將 x 風向與 y 風向所產生的順風向、橫風向與扭轉向風力組合為二個載重組合，進行結構分析。設計時以二個載重組合計算結果之較大值為設計依據，為了考慮順風向與橫風向載重對於某些構件具有相同方向效應，如邊角柱的軸向力，可將三個風向的動態部分結構效應以平方和開根號(SRSS)方式組合。本規範之設計風載重不包含建築物質量中心與勁度中心不一致的偏心效應，施加載重時，順風向與橫風向之合力應通過建築物斷面之幾何中心為原則。



狀況 1　　狀況 2

(一)載重組合 1：{WDx，WLx，WTx}

WDx：x 風向之順風向設計風力

WLx：x 風向之橫風向設計風力

WTx：x 風向之扭轉向設計風力

(二)

載重組合 2：{WDy，WLy，WTy}

WDy：y 風向之順風向設計風力

WLy：y 風向之橫風向設計風力

WTy：y 風向之扭轉向設計風力

構件設計效應：

W = max{W1, W2}

W1 為載重組合 1 之結構效應，W2 為載重組合 2 之結構效應。

$$\boldsymbol{W_{1,2} = \overline{W}_D + \sqrt{\left(\widehat{W}_D - \overline{W}_D\right)^2 + \left(\left|\widehat{W}_L\right| + \left|\widehat{W}_T\right|\right)^2}}$$

$\boldsymbol{\widehat{W}_D}$為順風向設計風力所造成的結構效應；$\boldsymbol{\overline{W}_D}$為順風向平均風力所造成的結構效應；$\boldsymbol{\widehat{W}_L}$為橫風向設計風力所造成的結構效應；$\boldsymbol{\widehat{W}_T}$為扭轉向設計風力所造成的結構效應。

如考慮設計程式進行載重組合時難以處理開根號的問題，上述風力組合在順風向動態風力效應與橫風向風力及扭轉向風力動力效應之和大小相近時，可處理如下：

$$\boldsymbol{W_{1,2} = \widehat{W}_D\left\{\left(\frac{1}{1.128\overline{G}}\right) + 0.7\left(\frac{1.128\overline{G} - 1}{1.128\overline{G}}\right)\right\} + 0.7\left(\widehat{W}_L + \widehat{W}_T\right)}$$

式中，普通建築物$\boldsymbol{\overline{G} = G}$，柔性建築物$\boldsymbol{\overline{G} = G_f}$。

順風向動態風力效應與橫風向風力及扭轉向風力動力效應之和大小相差較

大時，設計人應考慮適當之係數將其線性化。

修正後(建議採用日本 AIJ 作法)

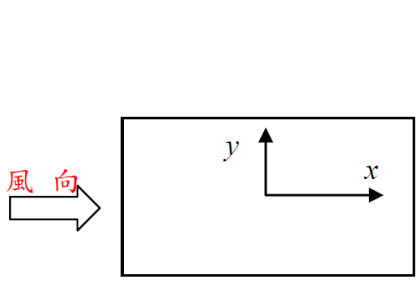
[本文]

2.12 建築物設計風力之組合

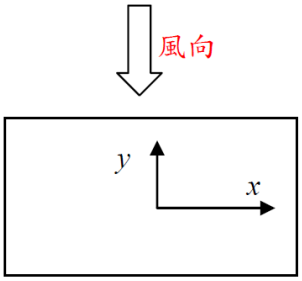
建築物同時受到順風向風力、橫風向風力與扭轉向風力的作用，但三種作用風力的最大值並不一定同時發生。設計時應對考量的來風方向，分別計算並組合其所對應的順風向、橫風向以及扭轉向設計風力，作為該來風方向的設計風力組合。

[解說]

建築物所受的最大順風向、橫風向與扭轉向風力並不會在相同風向發生，應分別考慮不同風向的影響。以下圖中矩形斷面建築結構為例，若各風向下之地況與地形相同，應分別將 x 風向與 y 風向所產生的順風向、橫風向與扭轉向風力組合為二個載重組合，進行結構分析。設計時以二個載重組合計算結果之較大值為設計依據。進行順風向、橫風向、扭轉向的風力組合時，由於三種風力不會同時發生，顧可以考慮以三種情境來做考量。第一種情境為當發生順風向風力最大時，其餘兩風向進行折減；第二種情境為當發生橫風向風力最大時，其餘兩風向進行折減；第三種情境為當發生扭轉向風力最大時，其餘兩風向進行折減。其中三種情境的折減係數可依下兩表進行計算。本規範之設計風載重不包含建築物質量中心與勁度中心不一致的偏心效應，施加載重時，順風向與橫風向之合力應通過建築物斷面之幾何中心為原則。



狀況 1



狀況 2

組合情境	順風向風力	橫風向風力	扭轉向風力
1	$\widehat{W}_D$	$0.4\widehat{W}_L$	$0.4\widehat{W}_T$

2	$\widehat{W}_D\left(0.4+\frac{0.6}{G_D}\right)$	$\widehat{W}_L$	$\left(\sqrt{2+2\rho_{LT}}-1\right)\widehat{W}_T$
3	$\widehat{W}_D\left(0.4+\frac{0.6}{\bar{G}}\right)$	$\left(\sqrt{2+2\rho_{LT}}-1\right)\widehat{W}_L$	$\widehat{W}_T$

$\bar{G}$為計算順風向風力的陣風反應因子。

D/B	f_1B/U_H	ρ_{LT}		
		$\xi=1.0$	$\xi=1.1$	$\xi=1.4$
≦0.5	≦0.1	0.9	0.7	0.5
	0.2	0.3	0.6	0.5
	0.3	0.4	0.6	0.6
	0.6	0.6	0.6	0.6
	≧1	0.7	0.7	0.7
1	≦0.1	0.8	0.5	0.2
	0.2	0.6	0.5	0.5
	≧0.3	0.5	0.5	0.5
≧2	≦0.05	0.6	0.4	0.3
	0.1	0.6	0.2	0.2
	≧0.2	0.2	0.2	0.2

註：

$$\xi=\begin{cases}f_L/f_T & f_L\geq f_T\\ f_T/f_L & f_L<f_T\end{cases}$$

f_L：橫風向結構第一模態的振動頻率值；

f_T：扭轉向結構第一模態的振動頻率值；

f_1：f_L與f_T取小者。

對於介於D/B、f_1B/U_H、ξ的中間值，可採用線性內插方式估算。

資料來源：【本研究整理】

在不做出幅度較大的改變前提下，研究團隊建議只針對目前規範中的部分內容來做修改。如下表 5-9 中，僅將原規範中的公式 2.30 進行修改。

表 5-9 規範 2.13 節微幅修正建議對照表

修正前
[本文] 2.13.3 扭轉向設計風力計算式 建築物離地面高度 z 處之扭轉向風力S_{Tz}，計算如下： $$\boldsymbol{S_{Tz} = 0.21(BS_{Dz})^*}$$ 其中，$\boldsymbol{(BS_{Dz})^*}$為各向來風高度 z 處順風向風力S_{Dz}與迎風面寬度乘積之較大值，所得之S_{Tz}適用於各向來風。
修正後
[本文] 2.13.3 扭轉向設計風力計算式 建築物離地面高度 z 處之扭轉向風力S_{Tz}，計算如下： $$S_{Tz} = 0.21\left(\sqrt{LB}S_{Dz}\right)^*$$ 其中，$\left(\sqrt{LB}S_{Dz}\right)^*$為各向來風高度 z 處順風向風力$S_{Dz}$與迎風面寬度乘積之較大值，所得之$S_{Tz}$適用於各向來風。

資料來源：【本研究整理】

根據前述利用風洞試驗驗證日本規範及 AIJ 規範所建議的簡易風力結果可以發現，可以採用放大順風向風力的方式來進行計算即可。事實上，原規範提供了三個風向的風力但也未提供組合方式，容易讓人誤以為可以直接採用 2.12 節的組合係數進行計算。這對可採用簡易計算的低矮建築物類別來說，並沒有進行過驗證。因此研究團隊另行提出表 5-10 的建議內容，來簡化針對低矮建築物的風力計算。

表 5-10 規範 2.13 節大幅修正建議對照表

修正前
直接刪除原 2.13 節內容，但仍採用使用範圍的文字敘述。

修正後(參考 AIJ 規範進行修改)
2.13 低矮建築物設計風力計算式 同時滿足以下各條件:(1)高度小於 18 公尺、(2)$h/\sqrt{BL} < 3$、(3)$0.2 \le L/B \le 5$之近似矩形斷面、封閉式或部分封閉式剛性樓版建築物，若其外牆、斜屋頂和屋頂女兒牆之個別迎風面面積和對應之背風面面積相近，得依本節規定，分別計算外牆、斜屋頂及屋頂女兒牆所應承受之順風向設計風力，並根據本節計算之順風向設計風力放大其倍數作為低矮建築物總體設計風力，依 4.2 節檢核層間變位角。 2.13.1 順風向設計風力計算式 (與原規範一致) 2.13.2 總體設計風力計算式 低矮建築物的總體設計風力可依下式進行等值的順風向風力計算，由於低矮建築物較小扭轉向的效應，因此通常忽略不計。： $$S = \gamma S_{Dz} \quad (2\text{-}29)$$ 其中 $$\gamma = 0.35\left(\frac{L}{B}\right) \quad and \quad \gamma \ge 0.2 \quad (2\text{-}30)$$ S為等值的總體設計風力；S_{Dz}是 2.13.1 節所計算的順風向風力；B是建築物迎風面寬度；L是建築物側面深度。

資料來源：【本研究整理】

目前規範中在第 2.10 節及 2.11 節均出現了與簡易風力計算相關的內容，然而又與 2.13 節的內容不符，因此研究團隊建議應當直接刪除避免造成困擾。刪除部分如表 5-11 所示。

表 5-11 直接刪除的部分

第 2.10 節
[本文] (前略) 當建築物近似規則矩形柱體，且$h/\sqrt{BL} < 3$時，得依式(2.21)計算離地面高度 z 處橫風向風力W_{Lz}如下： $$W_{Lz} = 0.87\frac{L}{B}W_{Dz} \quad (2.21)$$

式中，W_{Dz}式高度 z 處順風向風力，依 2.2 節計算。

(後略)

[解說]

(前略)

(1)建築物或地上獨立結構物為矩形柱體：

(a)矩形斷面建築物之高寬比小於 3($h/\sqrt{BL} < 3$)，其橫風向風力受到來風紊流的影響很大，渦散特性較不明顯，與高寬比較大之建築物有明顯差異，橫風向風力依規範 2.10 節式(2.21)計算之。

(後略)

第 2.11 節

[本文]

(前略)

當建築物近似規則矩形柱體，且$h/\sqrt{BL} < 3$時，得依式(2.21)計算離地面高度 z 處扭轉向風力M_{Tz}如下：

$$M_{Tz} = 0.28(BW_{Dz})^{*} \qquad (2.22)$$

式中，$(BW_{Dz})^{*}$為各向來風高度 z 處順風向風力與迎風面寬度乘積之較大值，所得之設計扭矩適用於各向來風。

(後略)

[解說]

(前略)

(a)矩形斷面建築物之高寬比小於 3($h/\sqrt{BL} < 3$)，其設計扭矩受到來風紊流的影響很大，渦散特性較不明顯，與高寬比較大之建築物有明顯差異，設計扭矩依規範 2.11 節式(2.23)計算之。

(後略)

資料來源：【本研究整理】

第六章 結論與建議

第一節 結論

本報告的內容呈現本計畫案的五項預期探討目標：(1)蒐集國內外規範資料並說明各國計算載重組合及簡易風力作法；(2)進行高層建築物風洞試驗並建立結構分析模型及靜、動力分析程式；(3)提出有關載重組合以及簡易風力計算式之建議修正方案；(4)探討本研究成果應用於本所之技術授權及認證收益機制；(5)建立範例驗證本研究所歸納之載重組合方式及簡易風力計算式。其中第(5)項與第(3)綜合討論之。

研究團隊在第五章內容中探討了目前幾個較為通用的國際規範以及我國規範。從各國規範中可以分為兩類，第一類為美加規範類，其規範內容中並未規定橫風向風力與扭轉向風力，而是以風壓的方式來作整體力量的施加，所以並沒有所謂風力組合的問題。然而美加規範中定義了數種不同的風力估算方法，其中亦包含了以主要風向角為設計的流程,可以說雖然沒有提供風力組合形式,但其預測結果仍然準確。第二類則為日本 ISO 規範類，此類規範內容中明確定義了橫風向風力與扭轉向風力，因而也提供了此三種風力如何組合的問題。在組合的時候，多採用三種不同情境(順風向最大時、橫風向最大時、以及扭轉向最大時)，搭配不同深寬比及結構頻率等參數進行組合係數的計算。此類規範中以日本規範最為詳細，ISO 規範則簡化之。我國規範則是採用 SRSS 的概念，將三不同風力均乘上各自的組合係數後為一合成風力，此合成力沒有所謂何者最大問題，然而也提供了一定的準確度。此外，研究團隊發現我國規範中第十節、第十一節與第十三節有互相矛盾的地方，亦即出現相同含意的公式，但其公式參數卻不同。應當盡快進行適當的修改。除此之外，我國簡易風力計算的方式仿效一般風力計算方式，同樣均有順、橫、扭三個風向。然而檢視日本規範及 ISO 規範可以發現，其簡易風力的估算方式僅為順風向風力乘上一放大倍數,代表涵蓋了橫風向風載重效應及扭轉向風載重效應的貢獻,較為簡單快速。

研究團隊為了能夠在本研究中提出相較於現行規範簡單快速的方法，針對風洞實驗的所有建築物模型建立了有限元素模型，隨著高寬比及深寬比不同共有 30 個結構模型。此外，為了能夠快速計算時間域動力分析及估算所有時間步

的結構反應歷時，因此全程採用 MATLAB 程式語言來建立結構分析程式，並利用 MIDAS 商業軟體進行比對驗證。此結構分析程式除了可以進行基本的特徵值分析獲得結構振態及頻率以外，亦可以輸入靜力、動力進行分析，並依據自由度的變化量推估每一桿件的反應。在風洞實驗部分，研究團隊採用方柱、矩柱兩種不同深寬比(1、2)的高層建築物模型斷面形狀，用以在後續分析中，可以呈現出扭轉向所占比例不同，對於載重組合應有部分程度之影響。高寬比的範圍設定在 1.5 到 8，可以充分表示出高層建築物的範圍，甚至可包含低矮建築物的氣動力特性。一般來說，受到高寬比影響，三個方向的設計風力所占比例逐漸改變，應當具有不同的載重組合係數。從第五章的氣動力特性範例(高寬比 2 及 8 的矩柱於 0 度風攻角下)結果中看到，的確隨著高寬比而有不盡相同的風壓係數分布，進而可推斷有不同的風力係數分布。本研究在風攻角變化部分採用了每 15 度轉角均量測其風壓係數的作法，可以進一步探討在不同風攻角下風力載重組合可能會有所不同的結果。雖然在本期中報告中並未呈現不同風向角的風壓係數分布，但由研究團隊自行檢視結果中可以發現其隨著風攻角變化的趨勢，均符合過去研究團隊執行過的高層建築物氣動力特性特色。根據上述章節的研究成果可以建議未來應持續擴充本研究的氣動力資料庫做為未來研究所用。研究團隊預計在本計畫結束後，持續進行不同深寬比及高寬比的實驗，擴大風力載重組合係數的應用範圍。

基於第五章的研究成果，研究團隊針對規範修訂分為兩部分提出建議。首先是第十二節的部分，研究團隊提出三種不同方法以載重直接進行組合的方式，與動力分析結果進行比較。其結果雖然相較於日本規範及 ISO 規範採用結構效應組合的方式來得稍偏保守，但採用外力直接進行組合的方式較為快速且同樣具有與動力分析結果相同的變化趨勢。然而此三種方法中也有可以改善的空間，例如橫風向與扭轉向可以採用相關係數(Correlation coefficient)再進行精算，類似於日本規範及 AIJ 規範均有此考量。此外，研究團隊亦證明了目前規範所採用的 SRSS 概念方法實際上與日本規範及 ISO 規範有一定的準確度，與動力分析結果相比，確實不至於導致預測失真，雖然較為繁複但仍屬實用。研究團隊也納入了目前國內外實驗室常採用的聯合機率方式來進行估算，證實了此種方式在具有風洞實驗數據的狀況下，可以獲得最佳的準確度，然而相對地，其計算過程也最為繁複。以研究團隊的執行本計畫的預期目標來說，採用外力組合

的程序的確可以具有一定的準確度且執行效率變快。

接著是第十三節簡易風力的修訂部分，本研究分成兩個部份給出建議。第一個建議是，研究團隊認為簡易風力可以改用放大順風向風力的風載重效應的方式來涵蓋橫風向及扭轉向風力的作法。此作法在日本規範及 ISO 規範均已揭示許久，執行起來又十分快速便利。目前我國規範中對於簡易風力的計算式仿效一般計算式仍然分成三個，但並沒有明確表示如何組合此三個簡易風力。在簡易風力計算式通常偏保守的前提下，倘若不進行折減，那將會對低矮建築物造成極大不合理的風力組合。第二個建議是，研究團隊認為，倘若不採納第一個建議，則至少需採納本研究提出的簡易扭轉向風力計算式。此修正的計算式結果較符合風洞實驗進行動力分析結果，在高寬比 3 的門檻上，也沒有所謂的過大斷層問題。對於規範使用者來說，會是一個比較合理且較小的風力計算式。最後研究團隊不免要重複提出的概念：我國規範第一版承襲美國規範架構而來，定義了順風向風力計算方式。而後於第二版中納入了日本規範的橫風向與扭轉向風力計算方式。如今最新版的美國規範實際上已經跟過去我國規範第一版所參考的版本內容相差甚多，架構也已完全不同。相互比較之下，反倒我國規範的架構與日本規範或者歐洲國家多採用的 ISO 規範較為相近。研究團隊認為，我國規範在下一版的修訂中，應首先探討整個架構的問題，然後再討論細部修訂，如此規範的修訂才能有條不紊，遵循穩定的發展。

在實務應用授權方面，研究團隊採用了 PSERCB 及 SERCB 兩套目前在土木工程界廣為使用的耐震初評及詳評系統作為範例說明，從各個角度探討耐風設計評估的系統開法可行性。實務應用授權要能成功執行，必須取決於國內市場。倘若國內市場普遍認為現有的耐風評估問題僅在計算繁複，由專家座談所蒐集的業界意見看來，則恐怕沒有系統開發的市場需求。研究團隊為了瞭解國內風洞實驗的需求量是否足以推廣開發介面系統(或其他機制)來提升業界工程師於耐風設計時的效率，初步調查了國內進行風洞實驗之案件量與總金額，得知從 2011 年至 2020 年期間，環境風場風洞實驗案及建築物的風載重風洞實驗案的粗估執行金額約為 3 億至 3 億 5000 萬元之間，且此數字不包含委託至國外(含大陸)的風洞實驗執行單位的金額，亦不包含採用 CFD 數值模擬方式來估算的案件。依照研究團隊的經驗，提升業界工程師於耐風設計的效率是必要的，但不見得是在介面系統發開上，而可能是在於風洞實驗相關的面向進行機制的

研擬，例如建置公正的第三方審查機制以確保實驗報告的品質。

第二節 建議

建議一

重新檢視我國耐風設計規範整體架構：立即可行建議

主辦機關：內政部建築研究所

協辦機關：社團法人中華民國風工程學會

綜合研究團隊數年來執行內政部建築研究所計畫的經驗可歸納出：我國規範第一版承襲美國規範架構而來，定義了順風向風力計算方式。而後於第二版中納入了日本規範的橫風向與扭轉向風力計算方式。如今最新版的美國規範實際上已經跟過去我國規範第一版所參考的版本內容相差甚多，架構也已完全不同。相互比較之下，反倒我國規範的架構與日本規範或者歐洲國家多採用的 ISO 規範較為相近。研究團隊認為，我國規範在下一版的修訂中，應首先探討整個架構的問題，然後再討論細部修訂，如此規範的修訂才能有條不紊，遵循穩定的發展。研究團隊建議可以考慮以日本規範架構為主進行架構翻修，其主要原因有三：第一、日本建築物環境跟氣象條件跟我國類似；第二、日本規範採用十分鐘平均風速與我國相同，且我國規範有許多部份參考日本規範而來；第三、日本規範篇幅及計算方式較最新版的美國規範來得容易調整，而且未來也較為容易持續引用其新增的內容。事實上，韓國耐風設計規範可以說幾乎超過九成為日本規範直接翻譯而成。

建議二

內政部建築研究所可於所內網站提供本研究成果供各界下載參考：立即可行建議

主辦機關：內政部建築研究所

協辦機關：社團法人中華民國風工程學會

由本研究成果可以了解目前我國耐風設計規範 2.12 節及 2.13 節的內容上均有可以調整的空間，而且 2.13 節與 2.10 節尚有公式矛盾不一致的情況。本研究提出三種風力組合模式，簡化風力組合時的繁複過程。此外，本研究建議可以採用日本規範及 ISO 規範中等值橫風向風力的方式，以放大順風向風力效應的方法來估算低矮建築物的整體風力。建議內政部建築研究所可於所內網站提供本研究成果供各界下載參考。

建議三

實際建築之實場監測計畫：中長期建議

主辦機關：內政部建築研究所

協辦機關：社團法人中華民國風工程學會

此一建議是研究團隊執行任何計畫均會提出的中長期建議。任何一個結構系統的風載重設計，均需要多方驗證來加以評估其方法論的準確性。因此研究團隊十分建議未來在經費許可的前提下，進行三年至五年的高層建築、低矮建築、甚或大跨度屋蓋結構的實場監測計畫，其中應該包含結構位移反應的量測和風速風向的量測等，方能夠提供給未來規範修訂者作為驗證的對照資料，甚或激發更多與風力導致結構物破壞的研究主題。目前研究團隊已與國內其他實驗室團隊針對我國一百公尺以上的陸域風機進行風速風向(光達)以及結構本體振動(風機本體)的監測合作計畫，而且研究團隊過去曾具有四年的百世大樓以及十年的中央電台實場監測經驗，故研究團隊相信若能夠進行長期的實場監測計畫，將能夠提出更具貢獻的改革方案。

附錄一 採購評選會議意見回應

委託研究計畫案審查意見及廠商回應一覽表

項次	審查委員意見	廠商回應
1	本案結構分析之考量，是否具純量反應與向量反應？	本計畫執行欲建立的結構分析模式為抗彎架構，較能探討結構桿件反應問題。因此結構分析成果的呈現可以具有向量反應之探討。
2	研究進度初期，原規劃執行風洞實驗，建議預留充裕時間，及掌握研究期程。	本計畫執行需要一定數量的實驗案例，因此遵照委員建議重新規劃進度表，分為兩階段性實驗，並依實際情況調整。
3	分析結構受風反應預計採用何種結構分析程式？	本計畫執行結構分析以常見的數學分析軟體 MATLAB 進行撰寫架構。由於研究團隊所屬之單位已購有該軟體，因此無須採用其他軟體。
4	公共藝術作品重量較輕，但因其造型特殊，經常為風力控制，因此耐風議題不容輕忽。公共藝術作品確非建築物，但卻是屬於結構體，建議需檢討其受風反應，予以分析檢核。	公共藝術設施的確多數偏屬風力控制，就研究團隊觀察，此類結構物受風力影響可能造成結構安全問題以外，尚有因造型而導致的風切噪音問題，是一個值得研究的主題。本計畫主要著眼於建築結構物，因此並不包含公共藝術設施在內。
5	請說明有關結構分析的軟體名稱及應用限制。	本計畫採用之 MATLAB 數學分析軟體適合於撰寫結合風洞試驗及結構分析模型的特性，且已為研究團隊所有，無須另行採購。此軟體多為土木建築類使用，因此沒有應用限制問題。
6	107 年等值風載重研究成果未能充分說明各種分析結果差異，多以二維方式加以比對，冀望今年研究對象以	本計畫目標的確是以 3D 結構分析模型為主，因此可以詳實呈現設計風載重的成果。

項次	審查委員意見	廠商回應
	三維為主，詳實呈現設計風載重的成果。	
7	等值設計風力會採用 LRC 或 Universal Eswl 或歷時分析來進行後續案子進行的主軸，建請說明。	研究團隊過去曾建立 LRC 法、GLD 法、以及 Universal 法的等值風載重程式，在本次計畫中可以提出使用。然而由於本計畫聚焦於載重組合的探討，因此將採用 GLF 法為主。但研究團隊可視計畫期程進度來規劃是否加入一以 LRC 法為主的範例。
8	預期成果之「探討本研究成果應用於本所之技術授權及認證收益機制」，請改列於第 1 個月開始進行，做成執行之計畫草案，以落實成果之應用。並應瞭解如何與國內結構審查機制結合，尤其目前研究範圍內，結構計算資料存管方式、流程。	研究團隊將調整執行計畫進度表，將委員建議之事項提前執行，並於專家座談會議中徵詢專家意見，探討此機制的可行性及作法。同時收集其他類似已成功機制的範例進行比較。最後歸納整理各界對此機制的建議方案於報告內容中呈現。

附錄二 第一次專家座談會意見與回應

委託研究計畫案期中專家座談會意見一覽表

審查委員	審查意見	研究團隊回應
陳組長建忠	收費是推廣機制之一，並以推廣優先考量。	感謝委員建議。研究團隊將於本計畫執行期間持續思索本所研究成果之推廣問題。
	本案宜對推廣收費機制整理收集分析，整理出通案各方式，案內也找出可能產生價值之主題。	感謝委員提醒。經過本次專家座談後研究團隊擬於期中報告提出可行的建議方案，並考慮將本案執行之部分成果另外製作成輔助工具，可結合於本所過去已開發之系統上。
婁理事長光銘	本研究係由政府提供經費，研究成果及程式建議免費使用。	感謝委員建議。研究團隊十分同意此點。
	程式應用建議考量不同結構形式(建築物 or 鋼架廠房)之輸出格式。	感謝委員建議。研究團隊認為耐風設計規範可應用的範圍尚不足夠，應當分門別類依照不同類型結構物提供不同的耐風設計評估方式。此建議研究團隊主持人于 107 年度計畫執行成果中亦提及此點。
蘇理事模原	風力程式應用建議可直接應用在 Etabs 及 Midas 的輸入模式，較易為業界業界技師所接受。	感謝委員建議。惟此兩者屬於商業軟體，研究團隊建議另建程式以輸出符合兩軟體使用的文字檔匯入使用。如此即可避免使用者軟體使用版權問題，也可以避免研究團隊開發程式環境問題。
	收費的部份建議再考慮，可參考 SERCB 及 TEASPA，免費提供業界使用。	感謝委員建議，研究團隊十分同意。
陳副教授瑞華	本研究之預期成果具有極高之實	感謝委員肯定。

	務價值。	
	肯定研究團隊目前之進度，尤其是在實務應用授權之探討，逐步釐清本計畫可完成之部分，並對未來後續發展提出建議。	感謝委員建議。的確研究團隊本次執行之計畫目標原本即不是系統軟體開發，而是針對規範的部分章節進行研究，提出修訂建議方案。因此研究團隊將於期末報告中提出本計畫可用於未來搭配規範使用的工具。
蔡副研究員宜中	有關實務應用授權係分「軟體開發」及「專利申請」2 領域，雖本委託研究著作人為「國立臺北科技大學」，但在本研究案契約書第十四條第（三）項規定：「廠商履約結果涉及智慧財產權者，機關取得全部權利。廠商因履行契約所完成之著作，其著作財產權之全部於著作完成之同時讓與機關，廠商對機關及機關所授權利用本著作之人不行使其著作人格權」。因此本研究「國立臺北科技大學」實已全權讓與本所，並無所謂可由其申請「軟體開發」或「專利申請」之權利。	感謝委員說明，您的說明讓本計畫案之執行更具效率，也釐清了所內同仁對於系統開發的疑慮。
	本研究預期成果第 1 點要先蒐集國內外規範資料並說明各國計算載重組合及簡易風力作法，而目前在此專家座談會議並無敘述；期望能於期中簡報時詳加說明，以利委員明瞭修正耐風設計規範此部分之用意。	感謝委員提醒。的確一開始的時候研究團隊並未提及此點，然而經過研究團隊蒐集資料發現，各國對於載重組合有不一致的解釋方式，對於本案進行實有比較參考之價值，因此研究團隊將於期中報告審查或者後續添加進入工作項目中。

附錄三 期中報告審查會議意見與回應

委 員	審查委員意見	委託回應
陳澤修建築師	1. 以建築設計為例，高層建築物才會受到風力控制，中低樓層建築物並非風力控制，而是以地震力檢討水平力之計算。	感謝陳建築師的專業說明。
	2. 目前 50 公尺上，100 公尺以下之建築結構設計，在特殊結構審查時會要求風力檢討，以確認水平載重是否由風力控制。	感謝陳建築師的專業說明。
	3. 依照現行建築物耐風設計規範對建築物之檢討較為繁複，尤其對不規則造型建築物，整體計算的風壓力，會造成整個結構斷面較不合理，容易偏大也容易較為保守；所以在此情況下，業主與設計單位只好進行風洞試驗，以求出較合理的風壓力。為求風力設計合理化，希望本研究之載重組合能修正得比較合理。	謝謝陳建築師對於本計畫的期待。本研究目標在於合理地組合順風向、橫風向、扭轉向風力，如此一來，的確有機會降低建築物的設計風力。
	4. 本研究應以受風力控制的建築物為主，不需要將中低樓層非風力控制的建築物都納入成為檢討對象，以免增加建築設計時程。	謝謝陳建築師對於本計畫成果的建議。研究團隊會於完成載重係數的探討後，以方便查表的方式呈現給工程師做參考。

陳正平技師	1. 目前看到很多規範，如木構造、竹構造等，建築物載重係數的組合都不相同，建議將來修訂時能統一其載重組合及載重係數。	謝謝陳技師提問。然而本研究探討的載重係數並非指靜載重、活載重、環境載重之間的組合係數，而是指順風向、橫風向、扭轉向三個設計風力的載重組合係數。
	2. 在工程實務上，通常會將風視為靜態載重，本研究提到要進行風載重的動力分析，是否有此必要？	謝謝陳技師提問。使用規範可以計算獲得等同於最大結構動態反應的靜態風力，以便與靜載重、活宰重做組合進行靜力分析。然而，若探討三個設計風力不以動力分析結果作為探討，則無法了解三者之間的相關性，亦無法進一步探討聯合機率密度分布來決定載重組合係數。故動力分析為必要分析方法。
	3. 建築物耐風設計規範第二章第十三節提供了針對低矮建築物的簡易風力計算式，此種計算公式是否也適用於廠房結構？	謝謝陳技師提問。規範中有關低矮建築的簡易設計風力中並未涉及結構物的質量或其他動力參數，因此，以外型比例來說，可以適用於廠房結構物所受之風力。但若考量廠房結構物的質量、勁度時，則風力將因共振項有所不同。針對廠房結構物，應當考慮其結構動力特性後決定設計風力方為合理。若結構物本身頻率較高，共振項不明顯，則可以考慮以國

		際規範 ISO 中所附錄的 LRC 法來做設計。請見主持人于 107 年度計畫案內容。
	4. 廠房結構系統通常無橫隔版，或橫隔版效應不明顯，是否還需考慮扭轉向的風力？	謝謝陳技師提問。扭轉向的風力應依規範提供計算式來決定是否其比例足以影響設計風力。規範中所列之一般計算式已考慮結構動力特性。
林怡均教授	1. 本研究內容可看到詳細的表面風壓量測資料，但是較少看到載重組合的影響效應，未來期末報告建議加強此面向。	感謝林教授提醒。未來研究團隊在製作期末報告時會特別注意。
	2. 本研究在第五章的風壓係數分布圖，做了 A、B、C、D 四個截面之結果；希望能標示各個受風面 A、B、C、D 與風向的關係。	感謝林教授提醒。研究團隊謹遵辦理。
	3. 風洞試驗要使用在實際建築物跟相似性有關，建議可提供真實建築物與模型之間的比例關係，要怎麼去使用說明二者之間的關係，可於第四章相似性此章節說明試驗結果與應用之間，列舉重要的無因次參數即可。	感謝林教授提醒。研究團隊謹遵辦理。

紀志旻委員	1. 本研究期中進度達到計畫目標。	謝謝紀委員對於期中計畫的支持。
	2. 載重組合的部分，目前尚未把所有數據跑完；期待期末報告能看到不同高度、形狀的成果。	謝謝紀委員對於本計畫之期待。
	3. 簡報中對於建築物耐風設計規範 2.23 的修正公式，請於期末報告中，敘述其推導過程。	感謝紀委員提醒。研究團隊將於期末報告中詳細說明推導過程。
	4. 關於實務授權的議題，感覺與本研究沒有很直接的關係。如果只是回應期初採購評選委員之審查意見，建議可以附錄方式呈現。	感謝紀委員建議。研究團隊為了回應內政部建築研究所之期待，因此將實務授權放置本文當中。未來研究團隊於撰寫期末報告時將與本所同仁研議是否放置附錄或者維持現狀。
劉國隆 理事長	1. 原則上風力測試以建築物高度 100 公尺以上為原則，50 公尺到 100 公尺之建築物有特殊結構外審，50 公尺以下之建築物均有考慮到地震力因子。尤其臺灣是地震帶區域，因此其載重影響大部分均由地震力控制。希望本研究在考量風載重之影響程度外是否需再增加考量結構計算因子，請研究團隊與建築師公會	感謝劉委員的建議。然而本研究計畫所針對的是建築物所受的三個方向的設計風力組合問題，並非與其他不同載重組合的問題。因此研究團隊擬將此問題提交本所同仁作為未來研究計畫案的方向之一。

	及結構、土木技師等公會共同討論。	
	2. 風力的變化、風切的環境因素、自身的干擾流動力學變化等，是否能了解分析何種因素影響最大？	感謝劉委員的提問。設計風力的計算所受之眾多因素可由現行規範之公式中略窺一二。然而本研究計畫目的並非針對設計風力每一項參數進行研究分析。因此研究團隊擬將此問題提交本所同仁作為未來研究計畫案的方向之一。
	3. 本研究似乎缺乏各國規範有關計算載重組合及簡易風力作法之比較分析，例如各國規範其應用的地方，如何運用到臺灣的風力分析。	感謝劉委員提問。的確期中計畫內容中並未放入各國規範的風力載重組合方式及說明。研究團隊將於期末報告中詳細說明之。
	4. 臺灣為建築高密度發展的地區，如果以瞬間陣風考量風力，是否會過度加權使風載重放大，讓較低樓層建築物造成結構強度過強現象？須考量	感謝劉委員意見。設計風力原本就是考慮某一段風力作用時間內的最大風力值，並非以平均值計算。目前規範所列之公式均以風洞實驗為

	包含周遭區域環境的建築物，其對主建築物受風力之影響為何？	主，因此並沒有因為瞬間風力的設計而導致低矮建築結構強度過強的問題，而是本身低矮建築物若採用簡易風力來計算設計風力的話，公式本身就會具有保守性質。然而，若與地震力比較，低矮建築物的設計風力將不是主控。
	5. 期待未來期末報告之不同風攻角下風力載重以及同時不同風向角的風壓係數分布之分析。	感謝劉委員對於本研究計畫的期待。
	6. 本研究請檢視從動力轉換成靜力載重的分析方式，並請詳加說明。	感謝劉委員的提問。研究團隊在期中報告中有關理論說明部分，已放入國際規範中普遍存在的陣風反應因子法作為動力載重轉換成靜態載重的分析方式。
陳郁潔 總經理	1. 本研究請提供不同高寬比分析所得之載重組合彙整表。	謝謝陳總經理建議，研究團隊謹遵辦理。目前尚未完全討論載重係數，故期中報告不做新增。研究團隊將在期末報告中完整呈現。
	2. 當高寬比大於 4，通常建築物可能超過 100 公尺；此時以風洞試驗進行風力分析後，是否仍需要依照載重組合進行靜力分析？	謝謝陳總經理提問。實際上以風洞實驗獲得的風力更適合進行載重組合，以確保合理化設計風力。

張景鐘教授	1. 本研究在第二章實務授權所提到之 PSERCB 與 SERCB，分別是鋼筋混凝土建築物耐震能力之初步評估與詳細評估分析程式；一般結構工程師可能較不熟悉執行耐風分析時之風力輸入格式。	感謝張教授提問。本研究並非將研究成果以 PSERCB 或 SERCB 方式呈現，而僅是採用兩系統作為實務授權的範例而已。主要是為了瞭解如何於未來將本所累積多年之研究成果轉化可為工程師所用。
	2. 風洞模型之高寬比值與結構模擬分析之樓層數、樓高之對應為何？	感謝張教授提問。風洞實驗採用 1/400 的長度縮尺進行實驗，實際上每層樓的樓高假設為 3.5 公尺，並以相同比例設置密度較高的風壓孔排列。
	3. 風洞模型之高寬比值 8，屬細長結構物。風洞試驗常以高寬比來做定義，結構模擬通常以樓層來做定義；若以結構模擬分析來設計，通常高層建築物會以多少樓層來做設計？低矮建築物會以多少樓層來做設計？	感謝張教授提問。研究團隊為了於有限時間內探討不同高寬比建築物的載重組合係數，必須進行某程度的簡化。其中包括樓層層間勁度、每一樓層質量、阻尼比等，均假設為一致。而樓層高度亦假設為 3.5 公尺為固定樓層高度。
	4. 載重組合係數，目前各國規範為何？	感謝張教授提問。的確期中計畫內容中並未放入各國規範的風力載重組合方式及說明。研究團隊將於期末報告中詳細說明之。

	5. 本研究預期將提出偏保守的載重組合係數方案，其考量標準為何？是取多少的超越（失敗）機率？	感謝張教授提問。本研究所提出的載重組合係數應當較目前規範中所定義的 SRSS 方式來的偏不保守，其主要原因在於考量最大風力並不同時發生，藉由聯合機率去探求係數。研究團隊會仔細檢查期中報告內容，確保審查委員不致誤解。
蕭葆義教授	1. 本研究風洞試驗部分，擬分別在內政部建築研究所風雨風洞實驗室與淡江大學風工程研究中心第一號風洞實驗室，目前期中報告試驗結果係在淡江大學完成。因此可在第五章實驗結果分析與討論之第一節，先行註明此部分風洞試驗地點。	感謝蕭教授提醒，研究團隊謹遵辦理。
	2. 未來希望在期末報告能見到更完整的載重組合及簡易風力計算式之具體建議修正案。	感謝蕭教授對本計畫成果的期待，研究團隊定當全力以赴完成預期目標。
蔡宜中 副研究員	1. 有關簡報第 11 頁「建研所網站公告之專利數共 26 項，是否為委託案或協辦案等研究成果之專利授權或技術轉移呢」，事實上此項所有權利皆為本所並無疑義。因雖本委託研究著作人為「國立臺北科技大學」，但在本研究案契約書第十四條第（三）項規定：「廠商履約結果涉及智慧財產權	感謝蔡研究員之建議，研究團隊謹遵辦理。

	者，機關取得全部權利。廠商因履行契約所完成之著作，其著作財產權之全部於著作完成之同時讓與機關，廠商對機關及機關所授權利用本著作之人不行使其著作人格權」。因此本研究「國立臺北科技大學」實已全權讓與本所，並無所謂可由其申請「軟體開發」或「專利申請」之權利。	
	2. 另依「專利法」第7、8、9條亦可看出「一方出資聘請他人從事研究開發者，其專利申請權及專利權之歸屬依雙方契約約定」。在本案契約「資料使用及軟體交付協議書」載明「倘涉及其計畫研究成果之著作權法、專利法等相關智慧財產法之權利，視為乙方同意甲方使用，並同意甲方得再授權第三人使用」，故本所有絕對使用之權利毫無疑義。	感謝蔡研究員對於專利權部分的說明，研究團隊擬將此納入期末報告中。
	3. 同樣依簡報第 11 頁所提民國 88 年實施之「科學技術基本法」第6條所訂定之「政府科學技術研究發展成果歸屬及運用辦法」第3條，提到「…除經資助機關認定歸屬國家所有者外，歸屬執行研究發展之單位所有。」本所係屬中華民國內政部，本就代表國家；另本條後段又提到「前項有關	感謝蔡研究員對於專利權部分的說明，研究團隊擬將此納入期末報告中。

	研發成果之歸屬、管理及運用，資助機關與執行研究發展之單位，應於訂約時，以書面為之」。本案契約書已敘明很清楚，故本案如有「軟體開發」或「專利申請」之權利，全歸本所。	
王安強 副所長	1. 請說明採用 Copula 關聯函數之依據，該函數常用在財務上風險整合分析，本案採用此方法，於過去文獻回顧上，是否有風工程方面的實證研究？	感謝副座提問。研究團隊目前採用的 Copula 關聯函數在金融分析中有不少文獻，目前在工程研究文獻上也有不少人引用。風工程界中則有義大利研究室採用此方法定義載重組合係數。研究團隊鑒於過去研究手法通常僅討論外力而未討論結構效應的作法感到有所侷限，且所使用的聯合機率密度分布函數也不見得符合變數本質。因此，本計畫進行時，研究團隊即確定採用 Copula 方式來探討，可以一併解決以上兩種疑慮。根據義大利研究室文獻(Gianni Bartoli, Claudio Mannini, Tommaso Massai, 2011)，此方法可獲得將低於 5%誤差以下的載重組合係數，十分接近以動力分析結果所對應的最大結構反應。利用此方法的另一個好處則是可以透過定義年超越機

		率，來決定載重的最佳設計值，進而決定係數組合的比例。
	2. 以 MATLAB 程式語言撰寫風力載重組合所需的機率分析計算式，如涉軟體交付及資安稽核事宜，請依規定辦理。	感謝副座提醒。研究團隊所使用的分析軟體為校方購置的 MATLAB 數學運算程式語言，只要具備本校身分均可自由使用。本研究為完成預期目標(提出規範公式修改)所撰寫的分析程式可依規定交付本所同仁存查。MATLAB 軟體本身則並非在交付範圍之內。

附錄四 期末報告審查會議意見與回應

委 員	審查委員意見	委託回應
劉國隆 理事長	原則上風力測試以建築物高度100公尺以上為原則，100公尺到50公尺之建築物有特殊結構外審，50公尺以下之建築物有可慮到地震力因子，地震力之影響因子比風力影響因子更為強大，是以是否直接刪除第十節與第十一節中有關低矮建築物的文字說明，值得再探討，建議不須貿然刪除。	感謝委員提問，此部分可能委員在閱讀報告時有誤解。研究團隊在比較第二章第十節、第十一節、及第十三節後發現，針對簡易風力計算式有前後文不一致的公式出現，且為了不引起規範使用者混淆，因此建議直接刪除第十節及第十一節的內容，但保留第十三節內容仍有有簡易風力計算式。
婁光銘 理事長	我國耐風設計整體架構的彙整整合有其必要。	感謝委員贊同研究團隊之立即可行性建議。
	我國現行規範不一致的條文有必要再修正。	感謝委員贊同研究團隊針對不一致條文進行修正的建議。
	載重組合建議提供簡易及精華之2個公式供工程師選擇。	感謝委員寶貴意見。研究團隊會在成果報告中保留兩套計算式，並以對照表顯示出修正之處。
	載重組合要能簡易計算，傳到後處理程式之計算。	感謝委員寶貴意見。研究團隊認為組合係數的公式可採用原先就必須計算的陣風反應因子、深寬比、高寬比、阻尼等原本就必須輸入的參數值，而不另行定義新的參數來計算，以符合委員之要

委 員	審查委員意見	委託回應
		求。
陳正平 土木技師	為簡化設計風力計算，贊同研究團隊以順風向風力乘以放大係數取代載重組合的構想。	感謝委員贊同研究團隊針對簡易風力計算式的建議。
江支川 建築技師	本研究屬於非常專業技術的研究，內容豐富也有國外的相關資料，應達預期成果需求。	感謝委員認同本研究成果。
	建築物的外力，主要為地震力與風力。大多數的建築物都可計算出地震力超越風力，但可否將研究成果應用在建築物的長寬比形態方面。例如:受風面(寬*高)大於建築物投影面(長*寬)多大時，風壓力有可能大於地震力。提供建築師在設計形態時的參考。	感謝委員寶貴意見。研究團隊認為這是一個十分複雜的問題，因為比較風力與地震力時通常必須等到各自計算完成後方能進行何者控制的比較，其主要原因在於地震力與風力的成因十分不同，而不太可能在僅僅了解建築物外型時就可以判斷何者控制，因而不需要計算不控制的另一方。研究團隊認為比較可行的方式如下：首先調查我國建築物型態與基本動力參數，然後分別進行地震力與風力的計算，接著由於數據量必然十分龐大，可採用大數據分析來找出何者為控制外力的敏感參數，以類神經模式找出一個至少80%可信賴的行為模式來作為判斷。然而，即便如此工程師也必須小心謹慎，因為建築外型變化多端，因此風力的行成不是僅僅靠規範計算就

委 員	審查委員意見	委託回應
		可以準確預估的，常常必須以風洞實驗來獲得正確風力。因此針對此類的判斷僅僅能以規則的矩形建築物為對象，範圍將十分有限。
	受風面的型態(平面或曲面)應與風壓力息息相關，能否以案例提示型態與風壓的因果關係，供設計參考。	感謝委員提問。研究團隊在107年度的委託計畫案中即已研究過平面及曲面建築物應當採用不同的分析方法，也提出了修訂規範加入不同分析方法的建議。由於本研究設定目標為修改風力的組合係數，而不去探討風力計算式本身，因此研究團隊建議將此問題留待後續計畫主題規劃中執行。
	受風面的凹凸形狀是否能降低風壓力，建議在後續研究中提供建築設計參考。	感謝委員建議。的確此類外型對於風力影響頗大，但研究團隊不認為是必然降低風力，而必須進行仔細的風洞實驗來加以探討。研究團隊建議將此問題留待後續計畫主題規劃中執行。
蕭葆義 教授	預期成果五項皆已完成。	感謝委員認同研究成果。
	第五章P176，提出建議修正規範(5-12式)為5-13式。因考慮建築物外形效應對扭轉向之影響，故將B修正為$\sqrt{DB}$，請補充說明選用幾何平均$\sqrt{DB}$，而不使用算數平均$(D+B)/2$之理由。	感謝委員寶貴意見。研究團隊謹遵辦理。

委 員	審查委員意見	委託回應
	報告書第四章及第五章之各頁上標之該章名稱有誤，請更正。	感謝委員寶貴意見。研究團隊謹遵辦理。
楊宏宇 教授	P13 目前有關高層建築物的載重組合主要是以方柱與矩形為主與實際存在不規則造型建築物(般型、圓形等)整體計算的風壓力內文中並未論及該如何計算。	感謝委員寶貴意見。研究團隊將於成果報告中納入說明文字及圖表，讓閱讀者更清楚本研究計畫的方向。
	P90 設計風速 42.5m/s 如何決定出來，之中沒有說明其計算，建議內文中補正供使用者參考。	感謝委員寶貴意見。研究團隊將於成果報告中納入說明文字。
	P96 針對載重組合採(1)風向變化(2)深寬比(3)高寬比進行組合係數的影響，其依據為何?	感謝委員寶貴意見。實際上風力的組合採用此三項參數為參考研究文獻而來。多數的文獻顯示，組合係數與此三項參數具有較大的關係，此為三種風力計算時十分敏感的參數，會影響三風力的比例。因此本研究在探討第十二節內容時，採用此三種系列來進行比較探討。
	P154針對風載重組合係數中未見針對我國有關組合方式表列於之中。請補正(SRSS組合機制)我國未考量深寬比(D/H)可否有具體因應作為。	感謝委員寶貴意見。研究團隊將於成果報告中納入說明文字。
	P170有關我國高寬比(H/B)採小於3及約化風速小於0.4或建築物高度小於18m；深寬比(D/B)介於0.2~5的矩形建築物，簡易風力計算式是否精確?有與實證與計算	感謝委員寶貴意見。針對低矮建築物的定義為耐風設計規範在制定時，參考各國規範而來。由於風力與外型十分相關，採用與各國規範相

委 員	審查委員意見	委託回應
	結果比對。	同的作法有助於引用外國規範的內容。研究團隊認為若要與實證進行比對，則必須要進行低矮建築物的實場監測計畫才能夠獲得真正的實證資料。研究團隊十分期待若能將實場監測計畫納入本所長年期的委託研究，則將會對我國規範修訂以及工程師常有的疑問提供強而有力的證據，大大提升規範的使用率。
林怡君 教授	風洞實驗與動力分析完整。	感謝委員認同研究成果。
	建議內容詳盡，充實。	感謝委員認同研究成果。
陳建忠 組長	本研究提出規範保守意圖作修正，近年來氣候變遷，風力、風壓、風速應用不同，在氣候異常下，以予考量，以免影響安全。如近日虎豹潭突發性將而造成4死2傷即為教訓，(應修改安全應是否輕忽此極端因素，而非介入研究)	感謝委員建議。研究團隊認為氣候變遷的影響因素可以在風場特性中的各參數參考值進行仔細且長期的探討，其中包含平均風速、紊流強度、紊流積分尺度等。然而由於我國測站目前僅有紀錄十分鐘平均風速值，而未有以秒為單位的紀錄，因此無法計算紊流強度及積分尺度。研究團隊認為應先從提升我國氣候紀錄的格事先進行改良，並提高資料儲存量以及使用率(提供本所免費使用)，如此一來，方有可能針對長期的氣候變遷因素來

委 員	審查委員意見	委託回應
		納入風力的計算。
	安全規範之研究團隊除非接洽主管機關，否則僅撰寫報告型式存放太可惜了。否則宜有短期性的措施填用。	感謝委員寶貴意見。研究團隊將於本計畫結束後啟動規範修訂草案的工作，並於研究團隊所屬的社團法人中華民國風工程學會中籌備進行。期望可以將近年來本所累積的研究成果納入新一版規範中。
郭建源 副研究員	對於規範2.12節做修改，研究團隊提出3個方法與日本、美國規範相比較為保守，但風力控制通常都是高層建物，如果過於保守，材料就會浪費很多，需要考量實務上的需求，未來實務界是否會反彈，建議要有修正的對照表，已利規範進行修正。	感謝委員寶貴意見。研究團隊將於成果報告中納入對照表及說明文字。

參考文獻

[1] 中華民國內政部，建築物耐風設計規範及解說，2015。

[2] American Society of Civil Engineers, ASCE 7-16 Minimum Design Loads and Associated Criteria for Buildings and Other Structures, 2016.

[3] Architectural Institute of Japan, AIJ Recommendations for Loads on Buildings, 2015.

[4] International Organization for Standardization, ISO 4354:2009.

[5] National Research Council Canada, National Building Code of Canada, 2015.

[6] Standards Australia, AS/NZS 1170.2:2011 (R2016) Structural design actions Wind actions, 2011.

[7] 羅元隆，2016，建築耐風設計規範風速模式探討及設計風速修訂研究，內政部建築研究所協同研究計畫報告。

[8] 朱佳仁，2019，建築物耐風設計規範之基本設計風速修訂研究，內政部建築研究所協同研究計畫報告。

[9] 陳若華，2007，低層建築耐風設計風載重之修訂研究，內政部建築研究所委託研究計畫報告。

[10] 鄭啟明，2007，高層建築耐風設計風力頻譜與風載重之修訂研究，內政部建築研究所委託研究計畫報告。

[11] 羅元隆，2018，應用風洞試驗進行建築結構物等值靜載重評估研究，內政部建築研究所委託研究計畫報告。

[12] Y. Tamura, H. Kikuchi, K. Hibi, 2003, Quasi-static wind load combinations for low- and middle-rise buildings, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 91, p1613–1625.

[13] G. Bartoli, C. Mannini, T. Massai, 2011, Quasi-static combination of wind loads: A copula-based approach, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 99, p672–681.

[14] Y. Tamura, Y.C. Kim, H. Kikuchi, K. Hibi, 2014, Correlation and combination of wind force components and responses, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 125, p81–93.

[15] X. Chen, 2015, Revisiting combination rules for estimating extremes of linearly combined correlated wind load effects, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 141, p1-11.

[16] T. Stathopoulos, H. Alrawashdeh, 2020, Wind loads on buildings: A code of practice perspective, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 206, online.

[17] E. Simiu, 1978, Wind Effects on Structures: An introduction to wind engineering, Wiley.

建築耐風設計規範之載重組合及簡易風力修正研究

出版機關：內政部建築研究所

電話：(02) 89127890

地址：新北市新店區北新路 3 段 200 號 13 樓

網址：http://www.abri.gov.tw

編者：**羅元隆、王人牧、陳正瑋、王家驊**

出版年月：110 年 12 月

版次：第 1 版

ISBN：978-986-5456-35-1　(平裝)