

半圓柱形溫室風壓係數之實驗研究

Experimental Study of Pressure Distribution on Semi-Circular Greenhouses

國立中央大學
土木工程學系
教授

朱佳仁*

Chia-Ren Chu

國立中央大學
土木工程學系
碩士

林坦誼

Tan-Yi Lin

農委會農業試驗所
農業工程組
副研究員兼組長

楊智凱

Chih-Kai Yang

私立中原大學
土木工程學系
副教授

劉明怡

Ming-I Liu

摘 要

本研究使用風洞實驗研究半圓柱形隧道式溫室的風力負載，實驗入流流況為紊流邊界層流，在不同風向角下，利用高頻率的壓力掃描計量測單棟、二連棟與三連棟半圓柱溫室表面風壓的分佈及瞬間變化，再用甘保機率分佈計算極值風壓，並探討室外紊流強度與陣風因子的關係，以計算建築物的最大風載。研究結果發現：最大負壓皆發生在溫室頂部，風向角 22.5° 的最大負壓大於風向角 0° 時的最大負壓，且實驗量測得之溫室外牆的時間平均風壓係數符合「建築物耐風設計規範及解說」(2015) 所建議的風壓係數，但耐風設計規範(2015) 所建議之陣風因子偏小，無法承受瞬間發生的極值風壓，建議增大陣風因子。本研究之成果可提供半圓柱形溫室的耐風結構設計之用，亦有助於吾人對圓形物體上風壓分佈、分離點及極值風壓的瞭解。

關鍵詞：溫室，半圓柱形屋頂，風壓係數，風力負載，風洞實驗。

ABSTRACT

This study uses wind tunnel experiments to investigate the pressure distribution and wind load of semi-circular greenhouses. The instantaneous pressures on the surface of the greenhouse are measured by a multi-channel pressure scanner under different wind directions and arrangements. The experimental results showed that when the time-averaged pressure coefficient of oblique wind (wind direction 22.5°) is larger than that of wind direction normal to the ridge line (wind direction 0°). In addition, the peak pressure is several times larger than the time-average pressure, and the gust effect factor suggested by the Wind Resistance Design Code of Taiwan is not sufficient to protect the

*通訊作者，國立中央大學土木工程學系教授，32001 桃園市中壢區中大路 300 號，crchu@cc.ncu.edu.tw

semi-circular greenhouses against the peak pressure caused by the turbulent wind. The results of this study not only facilitate a better understanding of the peak pressure around circular-bodies, but also to provide the needed information for the structural design of the arch-roof greenhouses.

Keywords: Greenhouse, Arch roof, Pressure coefficient, Wind load, Wind tunnel experiment.

一、前言

台灣地處西太平洋颱風區，風災頻繁。依據中央氣象局 1897~2005 年的資料，109 年間共有 391 次颱風侵襲台灣(有發佈陸上颱風警報者)，年平均發生次數為 3.6 次，佔北太平洋西部颱風的 15%。近二十年來，因為全球暖化的效應，颱風每年發生次數有逐年增加的趨勢，1972~1981 年間颱風年平均發生次數為 2.5 次，但是 1996~2005 年之間颱風年平均發生次數達 4.8 次(朱佳仁，2006)。而每次颱風襲擊台灣皆會帶來極大的經濟損失，其中農業設施如農舍、溫室等往往因為暴露在空曠地區，常因強風吹襲而受到破壞，2015 年夏天的蘇迪勒和杜鵑颱風便吹壞許多中南部的簡易型溫室。因此必須瞭解農舍、溫室等低矮建築物的風力負載才能有適當的設計。

農業設施屬於低層建築物，其耐風設計需要考量建築物的表面風壓所形成的風力負載(Wind load)。當建築物前方無其他障礙物的狀況下，建築物迎風面外牆承受氣流的直接衝擊效應，所受的壓力為正壓力；在建築物背風面及側面因為氣流加速通過，壓力低於大氣壓力，相對壓力為負壓力，亦即建築物外牆受到吸力效應。當建築物表面的玻璃門窗或塑膠被覆物等圍護結構(Cladding structure)承受不住因紊流而產生的極值風壓(Peak pressure)時，便會受風力而破壞。當門窗有了破口，強風瞬間灌入室內，室內風壓突然增大，可能會造成建築物整體結構的破壞。

國內建築物的風力設計必須遵守內政部營建署訂定之「建築物耐風設計規範及解說」(2015)，而此規範中風壓係數的內容係來自於美

國土木工程師學會(American Society of Civil Engineers)「ASCE 7-02 規範」(2002)和日本建築學會(Architectural Institute of Japan)「AIJ-96 規範」(1996)研定而成。每當國外規範修訂時，國內規範亦隨之修正。美國與日本現行規範已分別進展為「ASCE 7-10 規範」(2010)及「AIJ-04 規範」(2004)，營建署於民國 103 年亦修正耐風設計規範，於民國 104 年 1 月 1 日施行。「建築物耐風設計規範及解說」(2015)訂定建築物外牆及屋頂承受的風壓為內外壓差之和：

$$P = q \left[GC_p - (GC_{pi}) \right] \dots\dots\dots (1)$$

其中 G 為陣風反應因子(Gust effect factor)， C_p 為建築物外牆或屋頂的風壓係數， GC_{pi} 為建築物內部的風壓係數， q 為風速壓：

$$q = \frac{1}{2} \rho K(z) [IV_{10}]^2 \dots\dots\dots (2)$$

其中 ρ 為空氣密度， I 為用途係數， V_{10} 為 10 m 高度處的風速， $K(z)$ 為地況係數：

$$K(z) = 2.774 \left(\frac{z}{z_g} \right)^{2\alpha} \dots\dots\dots (3)$$

其中 z_g 為梯度高度， α 為地況指數。因為地表風速 V 隨高度 z 而變化，當建築物高度 $h > 18$ m，迎風面牆之風壓係數使用風速壓 $q(z)$ ，故其設計風壓隨高度 z 而變化。當建築物高度 $h \leq 18$ m，背風面與側風面牆則使用 $q(h)$ ， h 為屋頂平均高度。溫室的高度絕大多數低於 18 m，故其外牆的風速壓呈均勻分佈。「建築物耐風設計規範及解說」(2015)並詳細列出不同傾斜角度之建築物

外牆及屋頂的風壓係數 C_p 。

紊流風場中，瞬時風壓可能會大於時間平均風壓，若僅以時間平均風壓來設計圍護結構的強度，仍可能會造成破壞。「建築物耐風設計規範及解說」(2015)利用陣風反應因子 G 來計算建築物外牆的瞬時風壓，陣風反應因子為紊流強度 I_z 、紊流積分尺度 L_z 的函數，普通建築物的陣風反應因子可取 $G = 1.88$ ，或依以下經驗式計算：

$$G = 1.927 \left[\frac{1 + 1.7 g_Q I_z Q}{1 + 1.7 g_v I_z} \right] \dots\dots\dots(4)$$

式中係數 $g_Q = 3.4$ ， $g_v = 3.4$ ， I_z 為在高度 z 處的紊流強度：

$$I_z = C_z \left(\frac{10}{z} \right)^{1/6} \dots\dots\dots(5)$$

式中 \bar{z} 為屋頂平均高度 h 的 60%，但不可小於 z_{min} 。紊流積分尺度：

$$L_z = \ell \left(\frac{\bar{z}}{10} \right)^\epsilon \dots\dots\dots(6)$$

式(4)中 Q 為背景反應因子：

$$Q = \left[1 + 0.63 \left(\frac{B+h}{L_z} \right)^{0.63} \right]^{-1/2} \dots\dots\dots(7)$$

式中 B 為垂直於風向之建築物水平尺寸。以上公式中的係數 C_z 、 ℓ 、 ϵ 、 z_{min} 之值均與地況有關，可參閱「建築物耐風設計規範及解說」(2015)。農糧署的「溫室標準圖結構計算書」(2007)建議六種不同形式的溫室，陣風反應因子皆設定為 $G = 1.77$ ，用途係數 $I = 0.9$ 。

建築物的室內風壓與風向、開口位置、面積大小和室內隔間等因素皆有關。若室內無隔間且建築物的開口位於迎風面，則室內風壓係數 $C_{pi} > 0$ ；若建築物的開口位於背風面或側風面，則室內風壓係數 $C_{pi} < 0$ ；若建築物的迎風面和背風面皆有開口，室內風壓則與開口面積大小有關(Chu et al., 2009)。Cook (1999)建議：迎風面外牆的內風壓係數 $C_{pi} = -0.3$ ，背風面和側風面外牆的內風壓係數 $C_{pi} = 0.2$ 。「建築物耐風設計規範及解說」

(2015)將建築物依其開口面積大小分為開放式、部分封閉和封閉式建築物。開放式建築物的室內風壓係數 $GC_{pi} = 0$ ，部分封閉式建築物的室內風壓係數 $GC_{pi} = \pm 1.146$ ，封閉式建築物的室內風壓係數 $GC_{pi} = \pm 0.375$ 。

設計建築物的耐風強度時，因為不確定風是由開口的迎風面或背風面吹來，室內風壓可能為正值或負值。設計結構時需要考慮最嚴重的情況下，內外風壓合力較大者，故內部風壓為正或負的兩種情況皆須考慮。亦即當外牆風壓為正值時，室內風壓採用負值；當外牆風壓為負值時，室內風壓採用正值。

國內簡易型溫室大多採用鍍鋅鐵管或鐵條做為支撐的構材，以聚乙烯(PE)及聚氯乙烯(PVC)塑膠布披覆於表面(吳明東，1995；蔡金川等，1999；方煒，2000)。其構材的自重較磚造或鋼筋混凝土建築物為輕，結構易受強風而損壞(王鼎盛，1988；陳加忠，1993；林聖泉，2001)。以下針對國內在溫室耐風強度的研究做文獻回顧：

陳中強(1991)發展自動化環境參數量測與記錄系統實地監測溫室內的溫度、濕度、輻射量和二氧化碳濃度等參數，並針對臺大農機系試驗中心的雙層簡易溫室之抗風強度作理論分析，由溫室所受之風壓，計算樑所承受之應力與彎矩，推測溫室所能承受之風力。陳鏡仁(1994)利用結構分析軟體 NASTRAN 分析風向垂直於屋脊時，圓頂型溫室的耐風強度及最佳化設計。林益鵬(2002)利用結構分析軟體 STAAD-III 分析圓頂隧道式溫室的高跨比、構架配置及桁條間距對溫室結構安全及經濟性的影響，其研究結果指出高跨比 1:3，主構架間距 1.0 m，桁條配置間距 20 度最為經濟。蘇湘華(2003)利用結構分析軟體 ANSYS 7.0 分析單棟、二連棟、三連棟的單斜頂式溫室的抗風強度，並找出原設計結構較弱處進行補強，以增強其抗風能力。侯文祥和王啟順(2004)利用結構分析軟體 STAAD 分析不同跨距之單斜式農舍的抗風及抗震之安全性與經濟性。許成源和黃裕益(2011)亦利用結構分析軟體 STAAD 比較 2006 年的耐風設計規範和 1988 年

的風力規範對溫室結構之影響，研究結果發現：2006 年的耐風設計規範對溫室結構抗風級數的影響很小，但耐風設計規範多考量了平行風向面的風壓，因此在平行風向面上的結構會產生較大的應力。張金元等(2011, 2012)利用結構分析軟體 ANSYS 分析溫室內部裝設倒 T 型、V 型及山形結構的耐風能力，室內風壓係數設定為零。研究結果顯示：三者的耐風能力皆優於增加構件鋼管的厚度與管徑，而 V 型結構的補強效果最佳，但所需的鋼材也最多。

國外對於溫室耐風強度的研究有 Moriyama *et al.* (2008)利用風洞實驗研究山型溫室側牆開口對溫室外部風壓的影響，研究成果發現開口不會影響外牆風壓，但會影響室內風壓，室內風壓係數 C_{pi} 隨風向而變，大多介於 -0.20 ~ 0.50，最低可達 -0.90。Uematsu *et al.* (2009)的風洞實驗結果顯示：當溫室側牆的開口率達 50%時，溫室的風力負載減少 20%。Moriyama *et al.* (2010)則是利用風洞實驗研究兩棟外型相同的溫室平行排列時，其間距對下風處溫室風壓的影響，其結果顯示：當兩棟溫室之間距很小時，後棟溫室屋頂會承受很大的負壓。Moriyama *et al.* (2015)的風洞實驗結果顯示，溫室的內風壓係數視風向、開口位置而定，介於 $C_{pi} = -0.90 \sim 0.46$ 之間。

由以上研究可看出：國內在溫室耐風設計方面的研究大多利用結構分析軟體計算溫室構件的應力與變形，室外風壓採用建築物耐風設計規範所建議的風壓係數乘上陣風反應因子 $G = 1.77$ ，並假設室內壓力為零。但建築物的破壞大多是肇因瞬間發生的極值風壓，而極值風壓往往數倍大於時間平均風壓(Liu and Saathoff, 1981)。且當建築物表面受強風吹壞而有破口時，強風瞬間灌入，室內風壓突然增大，造成建築物整體結構的破壞(Tecle *et al.*, 2013)。然而，國內的溫室研究皆將室內風壓設為零，並未分析溫室內風壓突然增大之破壞情形。

此外，前人的文獻大多研究山形、單斜頂式溫室，較少針對圓弧形溫室的風壓分佈進行研究。山形、單斜頂式溫室因為在牆角、屋脊處發生分離現象(Separation)，此類建築屬於鈍形體



圖 1 蘇迪勒颱風吹壞之半圓柱形溫室之照片

(Bluff body)，分離區內的壓力低於自由流之壓力，為負壓力；當氣流流經圓弧形溫室前緣時，氣流沿著物體表面平順地流過，無分離現象，故其表面風壓分佈及風力負載較鈍形體複雜(朱佳仁, 2006)。此外，圓弧形溫室的表面風壓分佈與表面之邊界層流有關，當物體表面的流況為層流時，分離點位於物體的前半部，所產生的分離區較大，物體前後之壓力差異所造成的阻力亦較大。當物體表面的流況為紊流時，因為紊流具有較大動能，故能沿著物體表面運動至較長距離才發生分離現象，分離點位於物體的後半部，所產生的分離區較小。在物體背風面處，因分離現象造成的加速效應及尾流的渦旋作用，表面風壓會小於自由流壓力，為負壓區。換言之，圓弧形屋頂建築物的表面風壓與物體弧度、雷諾數(Reynolds number)、分離點位置有密切關係(Simiu and Scanlan, 1996)。「建築物耐風設計規範及解說」(2015)將圓拱形建築物的圓弧面劃分為：迎風區、中央區及背風區，依據建築物有無外牆及圓弧面的拱高與跨度之比 r 計算各區的風壓係數。針對無外牆、半圓柱形屋頂建築物拱高與跨度之比 $r = H/L = 0.5$ 時，迎風區、中央區及背風區的時間平均風壓係數分別為 $C_p = 0.70, -1.20$ 和 -0.50 。

本研究進行一系列的風洞模型實驗，使用多頻道電子壓力掃描計量測半圓柱形溫室模型表面風壓的瞬間變化，探討在不同風向下，單棟、

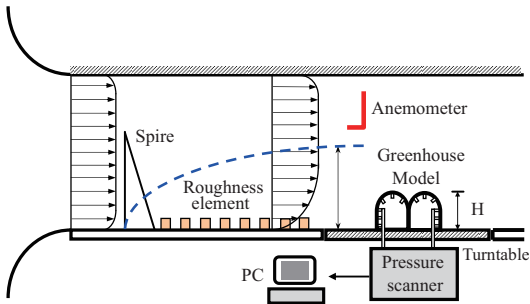
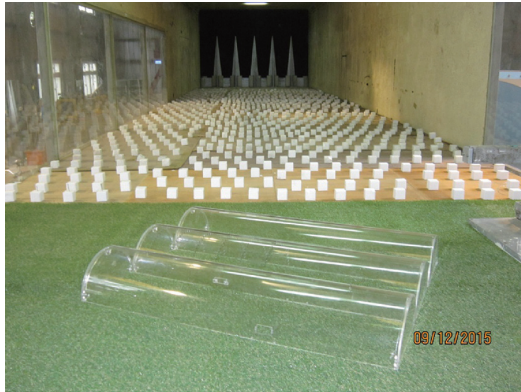


圖 2 風洞實驗之照片與配置示意圖

雙連棟及三連棟之溫室模型的表面與室內風壓，再用機率理論計算時間平均風壓及極值風壓，以計算半圓柱形溫室最大風力負載。研究結果可驗證「建築物耐風設計規範及解說」(2015)是否適用於半圓柱形溫室之設計，並有助於溫室結構的耐風設計。

二、研究方法

本研究利用風洞實驗探討半圓柱形隧道式溫室的表面風壓，風洞實驗在中央大學土木工程系的開放、吸入式風洞中進行。此風洞全長 30 m，試驗段長 18.5 m，寬 3.05 m，高 2.1 m。模型前方的試驗段鋪設粗糙元、渦流產生器及阻牆以加速邊界層流之發展，如圖 2 所示。本研究採用二維 X-type 探針和定溫式熱線流速儀(IFA300, TSI Inc.)量測來流的紊流風速。圖 3 為時間平均風速 V 及紊流強度 I_u 、 I_w 剖面，自由流風速 $V_o = 13.7$ m/s，邊界層厚度 $\delta = 1.30$ m。在模型屋頂($H = 0.125$ m)處的風速 $V_H = 10.0$ m/s，紊流強度 $I_u =$

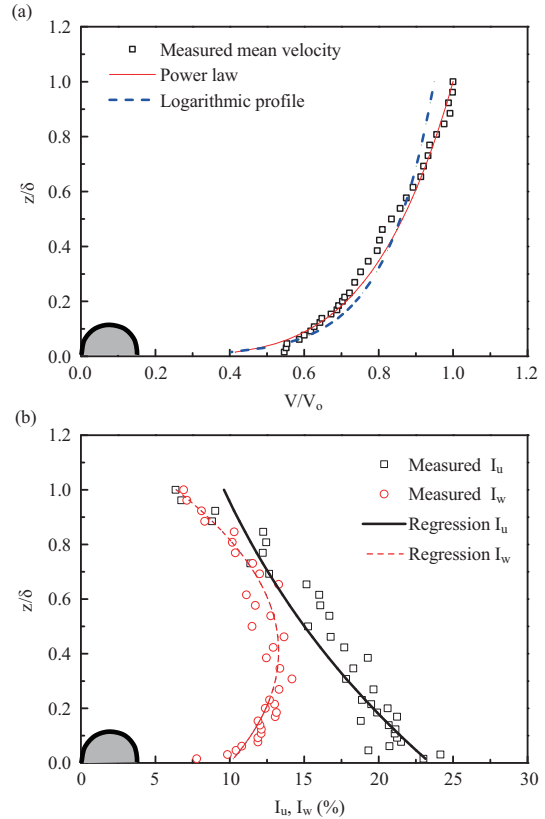


圖 3 風洞中邊界層流之垂向剖面圖(a)時間平均風速；(b)紊流強度

21.8%、 $I_w = 12.0\%$ ，顯示入流流況為紊流邊界層流。

溫室模型(見圖 4)以壓克力板製作，模型的高度 $H = 0.125$ m，寬度 $W = 0.9$ m，長度 $L = 0.25$ m，模型縮尺比為 1:20。相同尺寸、外型的溫室模型共有三個，其中的一個模型外部有 6 排壓力量測孔(排與排之間距為 80 mm)，每排有 29 個壓力量測孔(每 6 度 1 個壓力量測孔)，總共有 174 個壓力量測孔。壓力量測孔直徑 1.0 mm，藉由 PVC 管線(直徑 1.0 mm，長度 0.30 m)連接至溫室模型內部的壓力模組，再接到多頻道電子壓力掃描計(ZOC33/64 PX, Scanivalve Inc.)。該壓力掃描計有 64 個壓力輸入管，對應 64 個壓電式壓力感應器，配合壓力訊號處理系統(RAD BASE 3200)可同步量測溫室表面 64 點的瞬時壓力。壓力感應器共用一個參考壓力，但每個壓力感應器皆可

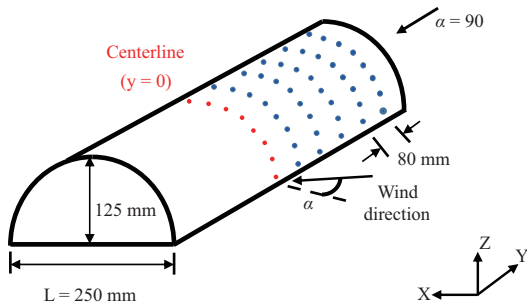


圖 4 溫室模型之尺寸(寬度 W = 900 mm, 高度 H = 125 mm)及壓力孔之示意圖

單獨校正。量測壓力範圍設為±2758 Pa，精確度為±2.2 Pa。

風洞實驗時，溫室模型固定於風洞測試區的旋轉盤上(如圖 2 所示)，該旋轉盤直徑為 2.8 m，距離測試區入口處 14.0 m。待測試區風速穩定後，開始擷取風壓數據，取樣頻率為 256 Hz，取樣時間為 120 sec，每個量測點共擷取 30720 筆數據。風向垂直於屋脊定義為風向角 $\alpha = 0^\circ$ ，每量測完一個風向便將旋轉盤旋轉 22.5° ，並量測該風向對應之溫室模型表面風壓，亦即風向角增量為 22.5° 。擷取之風壓數據傳輸至電腦儲存分析。

量測得之溫室模型表面風壓 P 可以無因次的時間平均風壓係數表示：

$$C_p = \frac{\bar{P} - P_o}{0.5\rho V_H^2} \dots\dots\dots(8)$$

式中 ρ 為空氣密度， \bar{P} 為模型表面的時間平均風壓， P_o 為參考壓力， $V_H (= 10 \text{ m/s})$ 為不受模型干擾處的屋頂高度處的風速。參考壓力之量測位置在模型前方($x = -3H$)，模型高度($z = H$)處以皮托管量測得。而雷諾數的定義為：

$$Re = \frac{H \cdot V_H}{\nu} \dots\dots\dots(9)$$

本研究有改變風速以改變雷諾數，發現當雷諾數 $Re < 1.49 \times 10^5$ ，溫室屋頂的最大負壓會隨雷諾數增大而變。當雷諾數 $Re > 1.49 \times 10^5$ ，雷諾數對屋頂壓力的影響則會減弱。

此外，紊流風場中，建築物表面的風壓會隨

紊流風速隨機地變化，瞬時風壓可能會大於時間平均風壓。若僅以時間平均風壓來設計玻璃門窗或塑膠披覆物等圍護結構的強度，仍可能會造成破壞。因此必須考慮擾動風壓，擾動風壓變化的劇烈程度可以無因次之均方根(root mean square, rms)風壓係數表示：

$$C_{p,rms} = \frac{P_{rms}}{0.5\rho V_H^2} \dots\dots\dots(10)$$

式中 P_{rms} 為擾動風壓的均方根。

三、結果與討論

圖 5(a)為在風向角 $\alpha = 0^\circ$ (風向垂直於屋脊)時，單棟溫室外牆的時間平均風壓係數 C_p 分佈圖，此圖顯示：溫室迎風面的時間平均風壓係數皆為正值， $C_p = 0.50 \sim 0.65$ ；溫室屋頂中央部分及背風面的時間平均風壓係數皆為負值，屋頂中央部分 $C_p = -0.8 \sim -1.0$ ，背風面 $C_p = -0.2 \sim -0.4$ 。時間平均風壓係數最大負值位於屋頂中央處 $\theta = 90^\circ$ ，風壓分佈沿中心線($y/W = 0$)對稱，且由中央往左右兩側減小。圖 5(b)為風向角 $\alpha = 22.5^\circ$ 時，單棟溫室外牆的時間平均風壓係數 C_p 分佈圖，此圖顯示：時間平均風壓係數最大負值位於溫室背風面屋頂處($\theta = 96^\circ$)， $C_p = -1.12$ ，且大於風向角 $\alpha = 0^\circ$ 的最大負壓 $C_p = -0.81$ 。實驗量測值與「建築物耐風設計規範及解說」(2015)建議的無外牆之圓拱形屋頂的時間平均風壓係數比較，迎風面、中央部分、背風面之 C_p 實驗量測值分別為 $0.50 \sim 0.65$ 、 $-0.8 \sim -1.0$ 、 $-0.2 \sim -0.4$ ，皆小於「建築物耐風設計規範及解說」(2015)建議之迎風面、中央部分、背風面的 C_p 分別為 0.70 、 -1.20 、 -0.50 。

以風向角 $\alpha = 0^\circ$ ，在溫室模型外牆中心線($y = 0$)，位置 $\theta = 12^\circ$ 處之風壓歷時變化(圖 6)為例，由此圖可看出時間平均風壓約為 25 Pa，但瞬時風壓在 $-40 \sim 80 \text{ Pa}$ 之間變化，最大瞬間風壓可達 78 Pa。換言之，最大瞬時風壓約為時間平均風壓的三倍，故「建築物耐風設計規範及解說」(2015)所建議的陣風反應因子 $G = 1.77$ 是不夠的。可由量測得之瞬時風壓找出大於時間平均風壓的獨

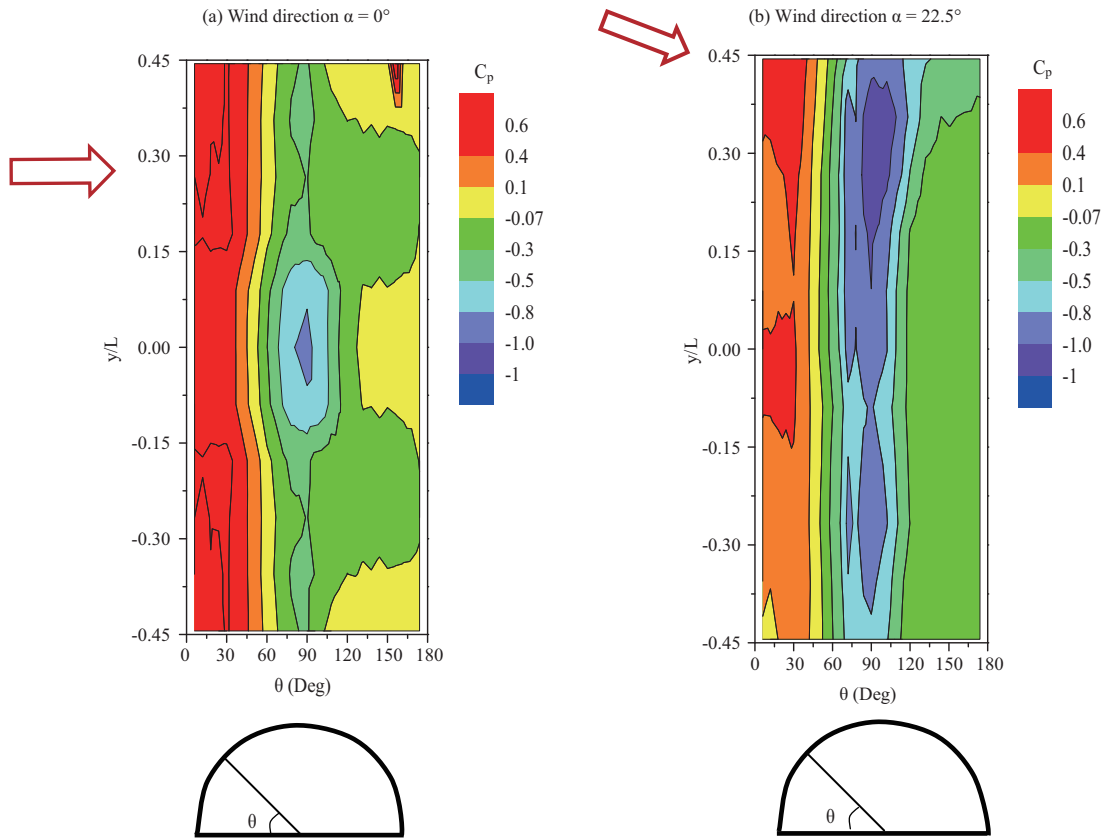


圖 5 單棟溫室表面之時間平均風壓係數分佈圖(a)風向角 $\alpha = 0^\circ$; (b)風向角 $\alpha = 22.5^\circ$

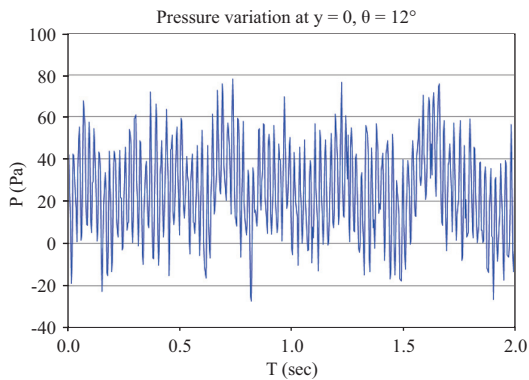


圖 6 單棟溫室在風向角 $\alpha = 0^\circ$ 時，位置 $y = 0$ ， $\theta = 12^\circ$ 處量測得之風壓歷時圖

立峰值(Independent peaks)，再用甘保(Gumbel)機率函數計算獨立峰值的機率分佈：

$$f(x) = \frac{1}{b} \exp \left[-\left(\frac{x-a}{b} \right) - \exp \left(\frac{x-a}{b} \right) \right] \dots (11)$$

式中 a 為位置參數(Location parameter)， b 為尺度參數(Scale parameter)，參數 a ， b 值可利用動差法求得(朱佳仁，2006)。圖 7 為圖 6 之風壓累積機率分佈圖，符號為實測值，實線為甘保機率分佈之理論值，由此圖可看出瞬時風壓的機率分佈接近甘保機率函數。極值風壓 P_{peak} 的定義為超越機率 2% 的風壓(Cook and Mayne, 1980)，亦即極值風壓 P_{peak} 大於 98% 的瞬時風壓。當時間平均風壓為正值時，極值風壓亦為正值；當時間平均風壓為負值時，極值風壓亦為負值。無因次的極值風壓係數可以表示：

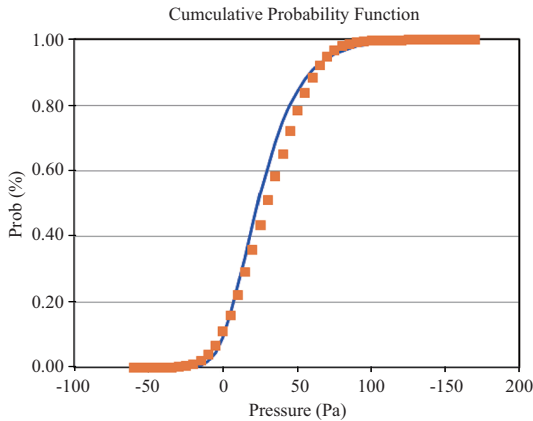


圖 7 單棟溫室在位置 $y = 0$, $\theta = 12^\circ$ 處之風壓累積機率分布圖，符號為實測值，實線為甘保機率分布之理論值

$$C_{peak} = \frac{P_{peak} - P_o}{0.5\rho V_H^2} \dots\dots\dots(12)$$

圖 8(a)、8(b)、8(c)分別比較風向角 $\alpha = 0^\circ$ 時，單棟、雙連棟及三連棟的第一棟溫室表面中心線 ($y = 0$) 上的時間平均風壓係數 C_p 、均方根風壓係數 C_{prms} 及極值風壓係數 C_{peak} 。由圖 8(a) 可看出：單棟、雙連棟及三連棟的第一棟溫室迎風面之時間平均風壓十分接近，在位置 $\theta < 48^\circ$ 的風壓係數 C_p 為正值， $\theta > 48^\circ$ 的風壓係數 C_p 為負值，最大負壓發生在位置 $\theta = 90^\circ$ 處。值得注意：單棟的背風面 ($\theta > 150^\circ$) 風壓係數 C_p 為負值，但雙連棟及三連棟背風面的風壓係數 C_p 為正值，這是因為受到後方溫室的影響。圖 8(b) 顯示：單棟的均方根風壓係數 C_{prms} 大於雙連棟及三連棟的均方根風壓係數，尤其在 $\theta > 48^\circ$ 時，無後棟與有後棟溫室的 C_{prms} 差異更大，這是因為後棟溫室影響了前棟溫室背風面的渦流分離現象。圖 8(c) 顯示單棟溫室迎風面的極值風壓係數 C_{peak} 為正值，背風面的極值風壓 C_{peak} 為負值，且其絕對值數倍於時間平均風壓係數 C_p 。

圖 9(a)、9(b)分別比較風向角 $\alpha = 0^\circ$ 時，三連棟溫室的第一棟、第二棟、第三棟溫室中心線 ($y = 0$) 上的時間平均風壓係數 C_p 與均方根風壓係數

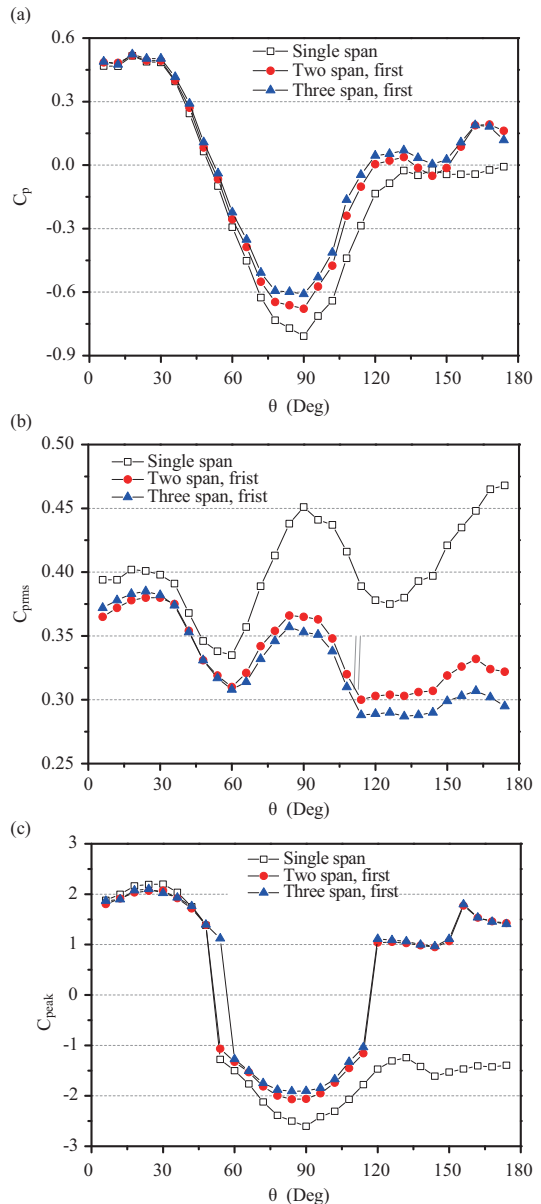


圖 8 單棟、雙連棟及三連棟之第一棟溫室表面中心線 ($y = 0$) 的風壓係數分布圖 (a) 時間平均風壓係數；(b) 均方根風壓係數；(c) 極值風壓係數

C_{prms} 。由圖 9(a) 可看出：第二棟與第三棟受到前方溫室的遮蔽效應，迎風面的時間平均風壓相近，皆略小於第一棟溫室迎風面之時間平均風壓。圖 9(b) 顯示：第一棟的均方根風壓係數 C_{prms} 最小，第二棟其次，第三棟溫室的均方根風壓係

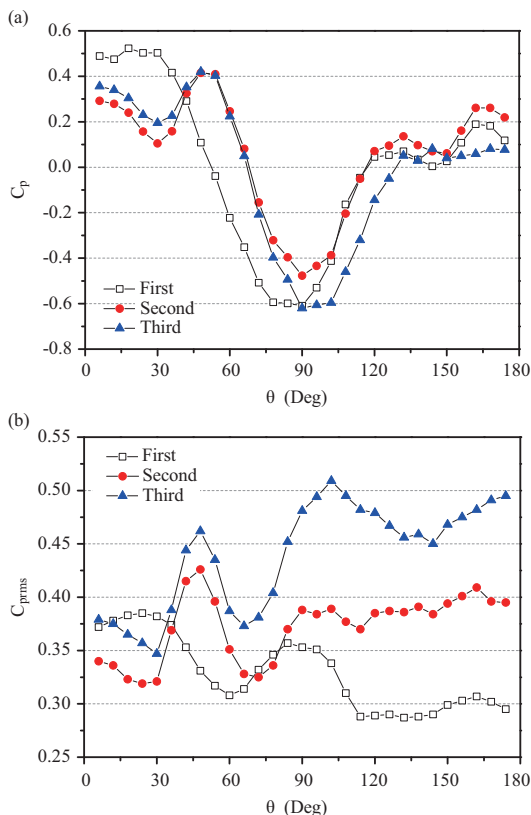


圖 9 三連棟溫室表面中心線(y = 0)風壓係數分佈圖(a)時間平均風壓係數；(b)均方根風壓係數

數最大，這是因為前棟溫室屋頂上的分離現象所產生的渦流造成後棟的表面風壓劇烈地變化。

本研究並量測單棟溫室有開口狀況時的室內風壓，實驗共有三種狀況：(1)迎風面及背風面皆有開口，開口面積 $A_1 = A_2 = 2 \text{ cm} \times 2 \text{ cm}$ ；(2)只有迎風面開口 $A_1 = 2 \text{ cm} \times 2 \text{ cm}$ ；(3)只有背風面開口 $A_2 = 2 \text{ cm} \times 2 \text{ cm}$ ，三者的風向角皆為 $\alpha = 0^\circ$ 。圖 10 為溫室內部之時間平均風壓係數的量測值與理論預測值之比較圖，圖中的預測值是使用迎風面、背風面開口處風壓代入 *Chu et al. (2009)* 的風壓平衡理論計算而得。由此圖可看出：當開口在迎風面時， $C_{pi} > 0$ ，且其值最大；當開口在背風面時， $C_{pi} < 0$ ；當迎風面和背風面皆有開口時，預測值與量測值十分接近。此結果亦顯示室內風壓係數不為零，換言之，張金元等(2011, 2012)將室內風壓係數設為零可能會低估溫室外

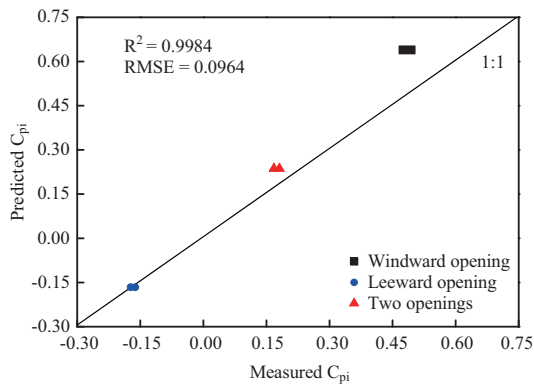


圖 10 單棟溫室內部之時間平均風壓係數的量測值與預測值之比較圖

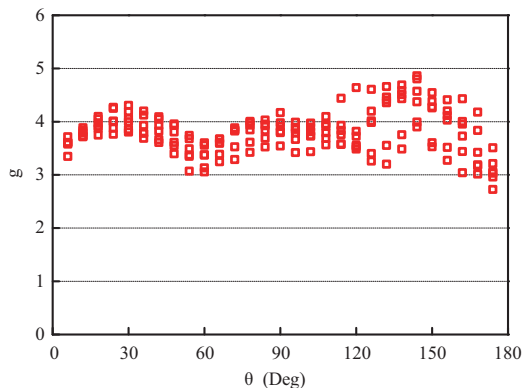


圖 11 單棟溫室表面之陣風風壓因子分佈圖

牆所受的總風力。

本研究建議極值風壓係數與時間平均風壓係數的關係為：

$$|C_{peak}| = |C_p| + g \cdot C_{prms} \dots\dots\dots (13)$$

式中 g 為陣風風壓因子(Gusty pressure factor)，此值不同於規範所使用的陣風反應因子 G 。圖 11 為量測得之單棟溫室表面的陣風風壓因子，不同位置之陣風風壓因子 g 在 2.80 ~ 4.80 之間變化，為簡化計算可取其平均值 $g = 3.81$ 。利用(13)式與陣風風壓因子 $g = 3.81$ 即可預測極值風壓係數 C_{peak} 。圖 12 為實測與預測之極值風壓係數的比較圖，預測之極值風壓係數亦十分接近實測之極值風壓係數，亦即可使用(13)式預測極值風壓係數。

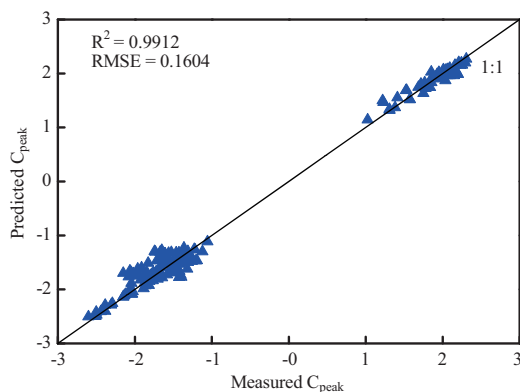


圖 12 單棟溫室表面預測與實測之極值風壓係數 C_{peak} 比較圖

四、結論

台灣位處西太平洋颱風頻繁區，每次颱風襲擊台灣皆會帶來極大的經濟損失。其中農業設施如農舍、溫室等往往因為暴露在空曠地區，常因強風吹襲而受到破壞。因此必須瞭解農舍、溫室等低矮建築物的風力負載才能有適當的設計。本研究使用風洞實驗量測半圓柱形溫室模型表面的風壓分佈，入流流況為紊流邊界層流。風壓的瞬間變化是由多頻道電子壓力掃描計量測，再利用機率分佈理論計算時間平均風壓和發生機率為 2% 的極值風壓，溫室模型包括單棟、雙連棟及三連棟溫室。研究成果發現：因為分離現象 (Separation) 的緣故，圓頂形溫室表面的風壓分佈較山形、單斜頂式溫室複雜，最大負壓發生在圓弧形之頂部，且風向角 22.5° 的最大負壓大於風向角 0° 時的最大負壓。

研究結果亦發現：實驗量測得之溫室外牆的時間平均風壓係數符合「建築物耐風設計規範及解說」(2015) 所建議的風壓係數，但極值風壓係數大於利用陣風反應因子 G 乘上時間平均風壓係數之值。因此本研究建議利用時間平均風壓係數和陣風風壓因子 g 計算極值風壓係數，預測之極值風壓係數亦十分接近實測之極值風壓係數。至於本研究結果是否適用其他外形的溫室，則需要更多的風洞試驗來驗證。

致 謝

本研究承蒙行政院農委會計畫 (105AS-13.4.1-ST-a5) 鼎力支持，特此申謝。

參考文獻

1. ASCE *Minimum Design Loads for Buildings and Other Structures*, Section 6: Wind Loads, ASCE Standard, No.7-10, 2010.
2. Chu, C.-R., Chiu Y.-H., Chen Y.-J., Wang Y.-W. and Chou C.-P., "Turbulence effects on the discharge coefficient and mean flow rate of wind-driven cross ventilation," *Building and Environment*, Vol. 44, pp.2064-2072, 2009.
3. Cook, N.J. and Mayne, J.R., "A refined working approach to the assessment of wind loads for equivalent static design," *J. of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol. 6, pp. 125-137, 1980.
4. Cook, N.J. (1999) *Wind Loading: A Practical Guide to Wind Loads on Buildings*, Telford Thomas Inc., p. 250.
5. Holmes, J.D. (2001) *Wind Loading on Structures*, Spon Press, London, p. 356.
6. Liu, H. and Saathoff P.J., "Building internal pressure: sudden change," *J. of Engineering Mech.*, ASCE, Vol. 107(2), pp. 309-321, 1981.
7. Moriyama, H. Sase, S. Uematsu, Y. Yamaguchi, T., "Wind pressure coefficient of a pipe-framed greenhouse and influence of the side gable openings using a wind tunnel," *J. Soc. Agr. Structures Japan*. Vol. 3, pp. 237-248, 2008.
8. Moriyama, H. Sase, S. Uematsu, Y. and Yamaguchi, T., "Wind tunnel study of the interaction of two or three side-by-side pipe-framed greenhouses," *Transaction of the American Society of Agricultural and Biological Engineers*, Vol. 53(2), pp. 585-592, 2010.
9. Simiu, E. and Scanlan, R.H., *Wind Effects on Structures: Fundamentals and Applications to*

- Design*, 3rd Edition, John Wiley Inc., p. 688, 1996.
10. Tecele, A.S., Bitsuamlak, G.T. and Aly, A.M., "Internal pressure in a low-rise building with existing envelop openings and sudden breaching," *Wind and Structure*, Vol. 16(1), pp. 25-46, 2013.
 11. Uematsu, Y., K. Nakahara, S. Tanaka, H. Moriyama, and Sase, S., "Effects of Sidewall openings on the wind loads on pipe-framed greenhouses," Proc. of 7th Asia-Pacific Conference on Wind Engineering, Taipei, Taiwan, 2009.
 12. 王鼎盛, *設施園藝設計手冊*: 國立台灣大學農業工程學系農業設施研究編印。台北, 3~8 頁, 1988。
 13. 方煒, 「溫室建築的一般需求與台灣適用的溫室系統設計」, *農業世界雜誌* Vol. 206, 12~23 頁, 2000。
 14. 朱佳仁, *風工程概論*, 科技圖書股份有限公司, 2006。
 15. 吳明東, 「塑膠布溫室結構分析與設計」, 國立中興大學農業機械工程學系研究所碩士論文, 1995。
 16. 林聖泉, 「溫室結構設計: 施栽培自動化」, 國立台灣大學生物產業機電工程學系碩士論文。93~101 頁, 2001。
 17. 林益鵬, 「生物生產隧道式輕型構造物結構安全及經濟之設計研究」, 國立台灣大學生物環境系統工程學研究所碩士論文, 2002。
 18. 侯文祥、王啟順, 「生物生產用單斜式構造物之輕型鋼架結構安全與經濟設計」, *農業工程學報*, Vol. 50(2), 97~110 頁, 2004。
 19. 許成源、黃裕益, 「新風力規範對台灣地區溫室結構影響之探討」, *農林學報*, Vol. 60(3): pp. 231-241, 2011。
 20. 張金元、田雲生、陳令錫, 「簡易溫室結構強度分析之研究」, 台中區農業改良場 100 年度科技計畫研究成果發表會論文集, 2011。
 21. 張金元、田雲生、陳令錫, 「簡易設施結構耐風設計之研究」, 台中區農業改良場研究彙報 114; p.45-55, 2012。
 22. 陳中強, 「溫室自動感測系統及抗風力分析」, 國立台灣大學農業機械工程學系研究所碩士論文, 1991。
 23. 陳加忠, *塑膠布溫室栽培自動化技術手冊*, 財團法人農業機械化研究發展中心。1~13 頁, 56~66 頁, 1993。
 24. 陳鏡仁, 「簡易溫室結構最佳化設計」, 國立中興大學農業機械工程學系研究所碩士論文, 1994。
 25. 蔡金川、小澤行雄、漆匡時、姚銘輝, 「溫室的形式與構造(上)」, *農業世界雜誌*, Vol. 192, 36~39 頁, 1999。
 26. 蔡金川、小澤行雄、漆匡時、姚銘輝, 「溫室的形式與構造(下)」, *農業世界雜誌*, Vol. 194, 76~79 頁, 1999。
 27. 蘇湘華, 「單斜頂式溫室結構抗風力強度分析」, 中興大學生物產業機電工程系碩士論文, 2003。
- 收稿日期: 民國 105 年 5 月 2 日
修正日期: 民國 105 年 6 月 13 日
接受日期: 民國 105 年 6 月 14 日