

減震技術於離岸風力發電支撐結構之應用研究

盧煉元¹、胡宣德²、林子堯³、林柏樺³

關鍵詞：離岸風機、支撐結構、減震技術、質量阻尼器、消能元件、風力發電

摘要

台灣海峽擁有全球最佳的風場之一，因此我國近年來積極發展離岸風力發電技術。而歐美地區的風力發電技術雖已十分成熟，但因台灣地處地震發生頻繁區域，對風機及其支撐結構的耐震性能要求遠較歐美為高。而我國雖有嚴格的結構耐震設計規範，但主要以確保人命安全為出發點，恐無法滿足風機結構於強震後仍能保有發電功能之耐震需求。為能同時確保震後風機之功能及安全，本文乃試圖探討使用質量阻尼器(mass damper，簡稱 MD)作為風機制震系統之可行性。本文所謂 MD 技術乃是於風機機艙及支承塔柱結構間安置一容許產生相對位移與消能能力之柔性減震介層，並以機艙質量作為反力質塊，如此即可藉由機艙及塔柱結構間之互制運動，使總體系統產生顯著的反共振(anti-resonant)現象，以有效降低整體系統之地震反應。MD 技術與常用之 TMD (tuned mass damper)技術不同之處在於前者無需外加反力質塊，且質塊之自振頻率並不一定與原始結構之振頻調諧。本文採用 16 筆震波模擬 5MW 單樁式離岸風機標竿結構之地震反應。模擬結果顯示，經由參數研究可適當選取 MD 之系統參數(即頻率比與阻尼比)，即可同時大幅降低風機機艙之地震加速度與支撐結構之基底總剪力與彎矩。亦即，使用 MD 系統不僅可提升風機支撐結構之安全，更可於強震後確保機艙內設備之發電功能，為十分有效之風機抗震方法。

¹本文連絡人，國立成功大學土木工程系教授，電子信箱：lylu@mail.ncku.edu.tw

²國立成功大學土木工程系教授，電子信箱：hthu@mail.ncku.edu.tw

³國立成功大學土木工程研究所碩士

Seismic Vibration Control of Off-Shore Wind Turbines

Lyan-Ywan Lu, Hsuan-Teh Hu, Tzu-Yao Lin, Bo-Hua Lin

Department of Civil Engineering

National Cheng Kung University

Tainan 701, Taiwan

Keywords: Off-shore wind turbines, seismic mitigation, mass damper, anti-resonance, energy dissipation, wind energy.

Abstract

Since Taiwan has one of the best wind-farms in the world, it is beneficial to develop renewable energy by using off-shore wind turbines. Nevertheless, since Taiwan is prone to earthquakes, the problem of seismic protection for the offshore wind turbines becomes an important issue. On the other hand, although current Taiwanese seismic design code is very stringent, it aims to ensure live safety in a major earthquake rather than the functionality of equipment in the structural system. In order to simultaneously ensure the safety and functionality of a wind turbine during a major earthquake, in this study, the possibility of using a mass damper (MD) system for mitigating the seismic response of offshore wind turbines is investigated. A MD system is established by introduced a soft and energy-dissipative layer between the nacelle and the supporting tower structure of a wind turbine. As a result, the interacting motion between the nacelle and underneath tower structure creates a significant anti-resonant phenomenon that is able to avert the seismic energy transmitted into the system. Different from a traditional tuned mass damper (TMD), the MD uses the mass of the nacelle itself as the reactive mass and its frequency may not be tuned to that of the structure. In this study, the seismic performance of a 5MW mono-pile off-shore wind turbine with the MD subjected to 16 seismic excitations is simulated. The simulation results have demonstrated that by properly selecting the MD parameters, i.e., the frequency and damping ratios, the acceleration of the nacelle and the base shear and moment of the supporting structure can be significantly reduced, as compared with a TMD-controlled or uncontrolled wind turbine. This implies that the MD technology is able to maintain the safety and functionality of a wind turbine in a major earthquake, simultaneously.

一、前言

綠色再生能源的運用為全球發展趨勢，而就台灣的地理條件而言，海上風力發電為再生能源發展中最具潛力的項目之一[Chang 2002; 黃 2013]。因此我國近年來乃開始積極發展離岸風機技術，國內廠家紛紛向風力發電高度發展之歐美國家取經。離岸風機系統主要可分為負責發電的機艙(nacelle)與扇葉(blade)以及下部之支撐結構(supporting structure)，前二者與機電發電技術有關；後者則與土木營造技術有關。由於離岸風機結構所承受之外力形式複雜，在設計離岸風機之支撐結構系統時，除應考量風葉運轉時之機械振動力量外，亦需考慮自然力如：波浪、颶風、潮汐海流、地震等力量[Saranyasontorn and Manuel 2006; Kwon et al. 2012; Wang et al. 2013]。同時，結構之自振頻率亦需避免與風機之運轉頻率發生共振現象，因此離岸風機支承結構系統之設計實為十分複雜問題。

離岸風力發電技術在國外的發展已行之有年，不過，由於台灣位處環太平洋地震帶上地震發生頻繁，因此若欲在國內發展離岸風力發電，風機結構之耐震能力為重要之課題。此問題在現今風力發電技術較為先進的歐美國家(例如：德國)，由於地震鮮少發生故並未加以考量。而另一方面，我國雖有嚴格的結構耐震設計規範，但主要係以結構韌性設計為抗震手段，該技術雖具有兼顧建造成本與確保強震中人命安全之優點。不過，風機支撐結構若採用韌性設計，一旦發生強震產生塑性變形，即造成風機傾斜無法運作與離岸外海修繕不易等困難。另一方面，或可考慮採用彈性設計概念，使風機支撐結構於強震中仍能保持於彈性範圍內不致產生塑性變形，但如此除會使風機建造成本增加外，更可能造成上傳地震力過大，造成機艙發電

機組的損壞，因此仍無法滿足風機於強震後仍需保有發電功能之需求。職是之故，實有需要發展有別於傳統結構耐震工法之離岸風機減震技術，以便能夠同時保護機艙內設備與支撐結構之安全。

由於風機結構屬長週期細長結構，文獻中有關風機結構之減振控制方面的研究大多使用調諧質量阻尼器(tuned mass damper, TMD)為控制手段。Murtagh et al. [2008]將TMD技術應用於陸域風機之振動控制上，由於風機運作時其轉子與葉片轉動頻率，可能與結構系統之自振頻率產生共振，其研究發現利用TMD可有效降低其共振反應。為盡量減少過大的振動與延長離岸風機之疲勞壽命，Li et al. [2012]則將球形減震器(ball vibration absorber, BVA)置於機艙頂端以降低風機結構的地震反應，BVA之減震原理與TMD類似。該文並進行1/13縮尺振動台實驗，其實驗結果顯示風機結構頂部之位移、加速度與基底剪力皆因裝設BVA而下降，在頻率響應曲線中之共振峰值亦有明顯下降。Lackner and Rotea [2011]之研究係將雙向互不耦合的TMD系統置於機艙內，並結合FAST風機專用分析軟體，以開發風機TMD減振分析程式，接著再以該軟體進行模擬，於頻率域中決定TMD之最佳參數，其研究結果顯示，TMD對浮式基礎(barge)之風機結構具有較佳之減振效果。Colwel and Basu [2009]則探討離岸風機在風與浪交互作用下，使用調諧液流柱阻尼器(tuned liquid column damper, TLCD)之減振效果，TLCD之制振原理與TMD類似，係由U型管及管內液體所構成，藉由調整U型管垂直段長度可改變管內液體的自震頻率。該文之風機結構採用集中質量模型(lumped mass)，風與浪之載重則採用Kaimal的風載反應譜結合Jonswap的波浪荷載反應譜。Stewart and Lackner[2011]則針對

主動式(active)調諧質量阻尼器於浮式基礎風機結構之減振控制效果進行探討，所採之控制律並考慮結構與控制系統之互制影響(control- structural interaction)，但因其控制效果之評估係於頻率域中進行，並未考量不同外力之特性。Krenk et al. [2012]以控制葉片振動避免疲勞破壞為目標，在風機葉片中設置主動鋼鍵，藉此降低金屬疲勞振動對於風機耐久性之影響。由於一般風機之扇葉在不同的風速下可藉由調整其迎風角度(pitch angle)以調整風機之轉速，避免於強風下因轉速過快損及發電機組，因此 Houtzager et al. [2013]與 Garelli et al.[2010]則研發先進之主動控制律或控制系統，即時控制風機扇葉之迎風角，以減少扇葉運轉時之振動並達成較佳之發電效果。

由以上的討論可知，現行文獻有關離岸風機結構體的振動控制主要皆以 TMD 類的控制元件為主。不過，相對於結構抗風之應用，TMD 在抗震應用方面的阻尼力需求較大，常須使用質量較大之調諧質塊，因此在裝置上會增加風機支撐結構之呆重及海上運輸之成本。同時考量風機機艙內部空間狹小，可能亦不足以裝置大型 TMD 質塊；若縮小質塊之量體則會造成減震效能不佳。再者，TMD 系統之最佳化設計參數，常以減少下部主結構之反應為主[鍾等 2012]，恐難以兼顧上部機艙及扇葉之加速度反應，亦即不易同時兼顧風機支撐結構與發電機組之耐震需求。此外，TMD 主要原理在於抑制受控制結構之共振峰反應，故若產生離頻效應(detuning effect)則會影響減震效果[Lin et al. 2010]，因此 TMD 在風機結構的應用上實有先天上之限制。為克服上述諸多問題，本文建議以風機機艙本身之質量作為反力質塊，

並於風機機艙及支承塔柱結構間安置一容許產生相對位移與消能能力之柔性減震系統，形成所謂的質量阻尼器(mass damper, MD)。由於一般機艙之重量約佔風機結構總體重量的 40%左右，因此可藉由機艙及塔柱結構間之互制運動，使總體系統產生顯著的反共振(anti-resonant)現象，以有效降低整體系統之地震反應。上述所提之 MD(mass damper)技術在實行上雖類似隔震(seismic isolation)技術，但在原理上則有所差異。因為 MD 技術之主要原理係以機艙質量作為反力質塊，如此可藉由機艙及塔柱結構間之互制運動，使總體系統產生顯著的反共振現象，以有效降低整體系統之振動反應。而隔震技術一般而言係利用拉長結構週期以避開地震主震能量達到減震目的為手段，因此二者在原理上有所不同。

由於離岸風機支撐結構型式眾多，但因本文為 MD 減震技術應用之初步研究，故選用基礎型式相對單純的單樁式(mono-pile)風機支撐結構作為本文分析時之標竿結構。單樁式支撐結構適用於約 20-25m 水深之離岸風機，由於其構造簡單目前用於許多的離岸風場中，圖 1 即為座落於英國北海 Greater Gabbard 離岸風場中之單樁式離岸風機照片[SSE 2011]。另則，本文建立數值模型時採用以下假設條件：(1)假設機艙與葉片為一質點，暫不考慮機艙與葉片之動態互制效應。(2)假設支撐結構之塔柱部份可分割為若干段均勻斷面之梁柱桿件，各桿件之質量矩陣採用均佈質量模型。(3)假設地表支承為固定端，暫不考慮土壤結構互制效應。(4)於外力方面僅考慮水平地震力輸入，暫不考慮其它外力(風力、波浪、海流)對風機之影響。



圖 1 英國北海 Greater Gabbard 風場中的單樁式離岸風機照片[SSE 2011]

二、含質量阻尼器之風機結構分析方法

2.1 裝置 MD 之均佈質量(distributed mass)風機結構數學模型

為便於說明裝置質量阻尼器之風機結構構造，圖 2(a)與 2(b)比較風機結構裝置 MD 前後之示意圖；圖 2(c)則為裝置 TMD 之風機結構，圖 2(a)中未裝置 MD 時之風機結構又稱為原始無控結構。由圖 2 可知，與 TMD 構造不同，MD 係以風機機艙本身之質量為阻尼器，故無需額外裝置質塊，但需裝設回復(彈簧)及消能元件。由圖 2(b)知裝置 MD 後之機艙為一可移動之機艙，與傳統之固定式結合不同。不過，由於風機機艙與其塔柱結構之製造技術極為不同，原本即是獨立分開製造再加以組合。本文之 MD 技術僅需要在塔柱頂與機艙間安置可容許產生較大位移之柔軟介層或元件，以拉長整體系統之基本振動週期，此

種具大位移之柔軟元件在結構隔減震技術應用中十分常見[盧與鍾 1999]，故製作可移動之機艙實際上應是可行。不過，由於機艙若前後移動可能會影響到平時的發電效能，故實務應用時，MD 技術應有一起動機構(activation mechanism)，以避免機艙在常時載重作用下即產生位移。

為便於推導運動方程式，吾人可將圖 2(b)之含 MD 風機結構改以圖 3 之數學模型加以表示。圖中將風機結構分為二個部份，即上部之機艙(含葉片)及下部之塔柱構造(tower column)。上部機艙可假設為一剛體，以作為 MD 質塊之用；而下部塔柱部份則以分割為數段的均勻斷面梁柱桿件(beam-column element)元素加以模擬。圖中 m_n 代表機艙之質量，亦為阻尼器之質塊質量； k_n 為阻尼器之回復勁度； c_n 為阻尼器之黏滯阻尼係數； f_n 為阻尼器之摩擦阻尼力。另圖中底端之 R_H , R_V 與 M_R 分別代表水平、垂直與旋轉方向之支承

反力與力矩。圖 3 中之黏滯與摩擦阻尼元件屬於 MD 內部之消能元件，用以降低 MD 質塊之最大衝程，可擇一使用。在地震力的假設方面，本文將僅考慮水平地震力，故圖中僅顯示水平地表加速度 \ddot{x}_g 。

再者，圖 3 中塔柱桿件之結點由上而下分別以 1、2、... (r+1) 加以編號，其中 r 為桿件之總數目。每一個結點有三個自由度，分別以 U_i 、 V_i 與 θ_i ($i = 1, 2 \dots r + 1$) 代表各結點相對地表之水平、垂直與旋轉自由度。而機艙相對於柱頂之水平位移自由度則以 U_n 表示，此自由度亦代表質量阻尼器之

行程。由圖 3 亦可知含質量阻尼器之風機結構總共有 $(3r + 4)$ 個自由度，因此系統之位移向量 \mathbf{X} 可表示如下

$$\mathbf{X} = \begin{Bmatrix} U_n \\ \mathbf{X}_c \end{Bmatrix} \in R^{(3r+4) \times 1} \quad (1)$$

其中， \mathbf{X}_c 為塔柱之位移向量定義如下

$$\mathbf{X}_c = \{U_1 \ V_1 \ \theta_1 \ \dots \ U_{r+1} \ V_{r+1} \ \theta_{r+1}\}^T \in R^{3(r+1) \times 1} \quad (2)$$

上二式中， $\in R^{a \times b}$ 用以表示該矩陣為維度 $(a \times b)$ 之實數矩陣。

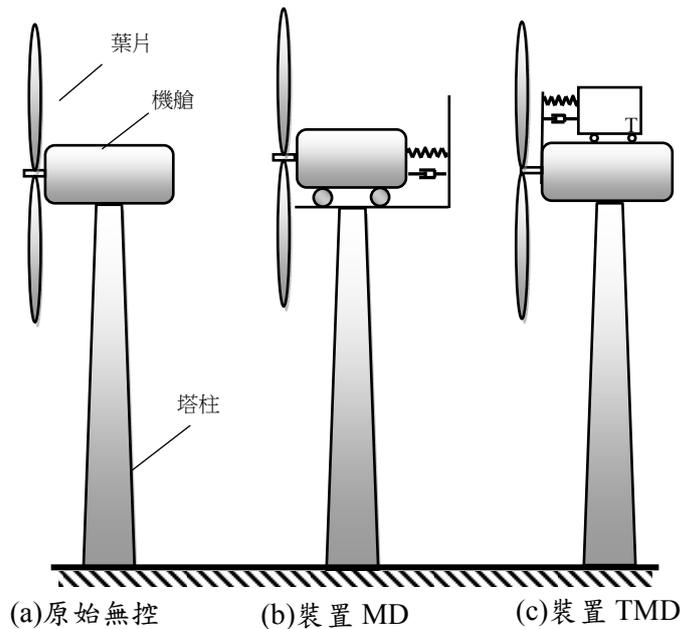


圖 2 風機結構裝置 MD 或 TMD 前後之示意圖

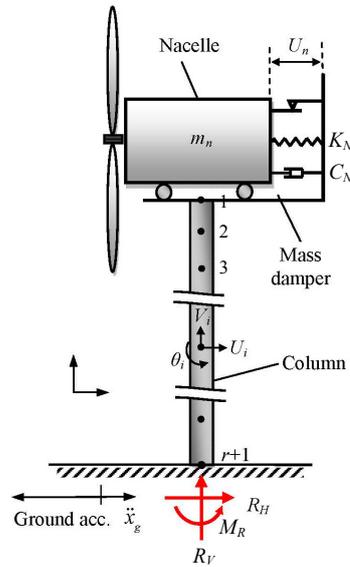


圖 3 裝置 MD 之風機結構數學模型

2.2 運動方程式之推導

如前所述本文風機塔柱結構係採均佈質量模型，為能完整考慮風機塔柱在地震力作用下均佈質量之慣性力效應，本文擬以下式之拉格朗運動方程式(Lagrange equation)推導風機結構受地震力時之運動方程式

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{q}_i} \right) - \frac{\partial T}{\partial q_i} + \frac{\partial V}{\partial q_i} = Q_i \quad (i = 1, 2, \dots, N) \quad (3)$$

其中， T 及 V 代表整體系統之動能及位能(勢能)， q_i 則為通化座標自由度， Q_i 為通化座標非保守力， N 為自由度總數目，在本文中 $N = 3r + 4$ 。

(1)系統動能公式：(3)式中之風機結構系統動能 T 可進一步分為塔柱動能 T_c 及機艙動能 T_n 兩部分，分別表示如下

$$T_c = \frac{1}{2} (\dot{\mathbf{X}}_c + \mathbf{L}_c \dot{x}_g)^T \mathbf{M}_c (\dot{\mathbf{X}}_c + \mathbf{L}_c \dot{x}_g) \quad (4)$$

$$T_n = \frac{1}{2} m_n (\dot{U}_n + \dot{U}_1 + \dot{x}_g)^2 + \frac{1}{2} m_n (\dot{V}_1)^2 + \frac{1}{2} I_n (\dot{\theta}_1)^2 \quad (5)$$

其中， $\mathbf{M}_c \in R^{3(r+1) \times 3(r+1)}$ 為考慮均佈質量桿件模型下之塔柱總體質量矩陣(不包含機艙)； m_n 與 I_n 為機艙之質量與轉動慣量； $(\dot{\mathbf{X}}_c + \mathbf{L}_c \dot{x}_g)$ 代表塔柱之絕對速度向量。同時，由於本文僅考慮水平向之地震力，故地表速度配置向量 \mathbf{L}_c 可表示如下

$$\mathbf{L}_c = [1 \ 0 \ 0 \ 1 \ 0 \ 0 \ \dots \ 1 \ 0 \ 0]^T \in R^{3(r+1) \times 1} \quad (6)$$

注意，(4)式中之總體質量矩陣 \mathbf{M}_c 係由各桿件之均佈質量矩陣 $\mathbf{m}_i (i = 1, \dots, r)$ 所組成。由於本文假設 \mathbf{m}_i 為調諧質量矩陣(consistent mass matrix)，故該質量矩陣之內涵取決於所選之桿件形狀函數(shape functions)，該形狀函數同時用於計算各桿件之質量矩陣與勁度矩陣[McGuire et al. 1999; 薛 2013]。限於篇幅，本文所選之桿件形狀函數及均佈質量矩陣 \mathbf{m}_i 請詳見參考文獻[林 2014]之第三章。接著，再將(4)及(5)式相加可得總動能為

$$\begin{aligned}
 T &= T_c + T_n \\
 &= \left[\frac{1}{2} \dot{\mathbf{X}}_c^T \mathbf{M}_c \dot{\mathbf{X}}_c + \frac{1}{2} m_n \dot{U}_n^2 + \frac{1}{2} m_n \dot{U}_1^2 + \frac{1}{2} m_n \dot{V}_1^2 + \frac{1}{2} I_n \dot{\theta}_1^2 \right] \\
 &\quad + \left[\dot{\mathbf{X}}_c^T \mathbf{M}_l \mathbf{L}_c \dot{x}_g + m_n \dot{U}_1 \dot{x}_g + m_n \dot{U}_n \dot{x}_g \right] + \left[\frac{1}{2} (\mathbf{L}_c \dot{x}_g)^T \mathbf{M}_l (\mathbf{L}_c \dot{x}_g) + \frac{1}{2} m_n \dot{x}_g^2 \right] \\
 &= \frac{1}{2} \dot{\mathbf{X}}^T \mathbf{M} \dot{\mathbf{X}} + \dot{\mathbf{X}}^T \mathbf{M} \mathbf{L} \dot{x}_g + \frac{1}{2} (\mathbf{L} \dot{x}_g)^T \mathbf{M} (\mathbf{L} \dot{x}_g) \\
 &= \frac{1}{2} (\dot{\mathbf{X}} + \mathbf{L} \dot{x}_g)^T \mathbf{M} (\dot{\mathbf{X}} + \mathbf{L} \dot{x}_g)
 \end{aligned} \tag{7}$$

式中， $\mathbf{M} \in R^{(3r+4) \times (3r+4)}$ 為總體系統質量矩陣，而 $\mathbf{L} \in R^{(3r+4) \times 1}$ 為總體系統之地表速度配置矩陣，分別定義如下

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & \mathbf{M}_c \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{M}_{nc} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{L} = \begin{bmatrix} 0 \\ \mathbf{L}_c \end{bmatrix} \tag{8}$$

其中， $\mathbf{M}_c \in R^{3(r+1) \times 3(r+1)}$ 為僅包含塔柱時之質量矩陣，而 $\mathbf{M}_{nc} \in R^{4 \times 4}$ 為機艙與塔柱互制之質量矩陣，可表示為

$$\mathbf{M}_{nc} = \begin{bmatrix} m_n & m_n & 0 & 0 \\ m_n & m_n & 0 & 0 \\ 0 & 0 & m_n & 0 \\ 0 & 0 & 0 & I_n \end{bmatrix} \tag{9}$$

(2)系統位能公式：(3)式中之風機結構系統總位能 V 亦可分為塔柱位能 V_c 及機艙位能 V_n 兩部分，分別表示如下

$$V_c = \frac{1}{2} \mathbf{X}_c^T \mathbf{K}_c \mathbf{X}_c, \quad V_n = \frac{1}{2} k_n U_n^2 \tag{10}$$

式中， $\mathbf{K}_c \in R^{3(r+1) \times 3(r+1)}$ 為僅包含塔柱時之勁度矩陣。將上二式相加可得總位能

$$V = V_c + V_n = \frac{1}{2} \mathbf{X}^T \mathbf{K} \mathbf{X} \tag{11}$$

上式係將(10)式中的塔柱位能 V_c 及機艙位能 V_n 相加後改以矩陣表示，其中 U_n 與 \mathbf{X} 分別為機艙相對於柱頂之水平位移與系統之總位移向量已於(1)式中定義，而 $\mathbf{K} \in R^{(3r+4) \times (3r+4)}$ 為總體系統勁度矩陣，如下

$$\mathbf{K} = \begin{bmatrix} k_n & 0 \\ 0 & \mathbf{K}_c \end{bmatrix} \tag{12}$$

(3)非保守力：接著說明(3)式中通化座標非保守力項 Q_i 如何決定。在圖 3 之數學模型中，若暫時不計結構阻尼效應，非保守力來源包括以下三者：質量阻尼器之黏滯阻尼力與摩擦阻尼力 f_n ，以及作用於各結點處之集中載重。因此， Q_i 可表示為

$$Q_i = \begin{cases} P_i + c_n \dot{U}_n^\alpha + f_n & \text{for } i = 1 \\ P_i & \text{for } i = 2, \dots, 3(r+1) \end{cases} \tag{13}$$

式中， α 為非線性黏滯力之速度指數項次， P_i 代表沿第 i 個自由度方向之結點載重，其中自由度之方向及編號與式(1)中定義之位移方向與編號者相同。

最後，將(7)、(11)與(13)式皆代入(3)式中，並加以微分運算，可得整體風機結構系統於無支承狀態(自由狀態)下之運動方程式如下

$$\mathbf{M} \ddot{\mathbf{X}} + \mathbf{K} \mathbf{X} + \mathbf{L}_d (c_n \dot{U}_n^\alpha + f_n) = -\mathbf{M} \mathbf{L} \ddot{x}_g + \mathbf{P} \tag{14}$$

其中， \mathbf{P} 為結點外力向量； \mathbf{L}_d 為質量阻尼器中黏滯與摩擦阻尼配置向量如下

$$\mathbf{L}_d = \{1 \ 0 \ \dots \ 0\}^T \in R^{(3r+4) \times 1} \tag{15}$$

2.3 考量支承條件下之運動方程式

在上一小節中吾人尚未將結構之支承條件加入運動方式中，故(14)式可稱為無支承狀態下之風機結構運動方程式。為計入支承條件之影響，吾人可將結點位移向量 \mathbf{X} 分割成二部份，如下所示

$$\mathbf{X} = \begin{Bmatrix} \mathbf{X}_f \\ \mathbf{X}_r \end{Bmatrix} \tag{16}$$

其中， $\mathbf{X}_r \in R^{3 \times 1}$ 代表支承端之結點位移向量； $\mathbf{X}_f \in R^{(3r+1) \times 1}$ 則代表不受支承束制影響之自由端結點位移向量 [McGuire et al.

1999]。對應此 \mathbf{X} 向量之分割方式，吾人亦可將(14)式中之相關矩陣分割為

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} \mathbf{M}_{ff} & \mathbf{M}_{fr} \\ \mathbf{M}_{rf} & \mathbf{M}_{rr} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{K} = \begin{bmatrix} \mathbf{K}_{ff} & \mathbf{K}_{fr} \\ \mathbf{K}_{rf} & \mathbf{K}_{rr} \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{L}_d = \begin{Bmatrix} \mathbf{L}_{df} \\ \mathbf{0} \end{Bmatrix}, \quad \mathbf{L} = \begin{Bmatrix} \mathbf{L}_f \\ \mathbf{L}_r \end{Bmatrix}, \quad \mathbf{P} = \begin{Bmatrix} \mathbf{P}_f \\ \mathbf{P}_r \end{Bmatrix} \quad (17)$$

式中，下標 f 代表該矩陣係與自由端之自由度相關，下標 r 則代表該矩陣與支承端自由度相關。例如： \mathbf{P}_f 代表作用在自由端結點上之外力； \mathbf{P}_r 則代表支承端之外力，亦即支承反力。上式中，各矩陣之維度分別為 \mathbf{M}_{ff} 與 $\mathbf{K}_{ff} \in R^{(3r+1) \times (3r+1)}$ ，而 \mathbf{L}_{df} 、 \mathbf{L}_f 與 $\mathbf{P}_f \in R^{(3r+1) \times 1}$ 。接著，再將(17)式中之分割矩陣代入(14)式，可得以下二式

$$\mathbf{M}_{ff} \ddot{\mathbf{X}}_f + \mathbf{M}_{fr} \ddot{\mathbf{X}}_r + \mathbf{K}_{ff} \mathbf{X}_f + \mathbf{K}_{fr} \mathbf{X}_r + \mathbf{L}_{df} (c_n \dot{U}_n^\alpha + f_n) = -(\mathbf{M}_{ff} \mathbf{L}_f + \mathbf{M}_{fr} \mathbf{L}_r) \ddot{\mathbf{x}}_g + \mathbf{P}_f \quad (18)$$

$$\mathbf{M}_{rf} \ddot{\mathbf{X}}_f + \mathbf{M}_{rr} \ddot{\mathbf{X}}_r + \mathbf{K}_{rf} \mathbf{X}_f + \mathbf{K}_{rr} \mathbf{X}_r = -(\mathbf{M}_{rf} \mathbf{L}_f + \mathbf{M}_{rr} \mathbf{L}_r) \ddot{\mathbf{x}}_g + \mathbf{P}_r \quad (19)$$

上二式分別代表自由端與支承端之運動方程式。再者，由於本文假設風機結構之支承為固定端，同時不考慮除地表運動外之外力，故可得 $\mathbf{X}_r = \ddot{\mathbf{X}}_r = \mathbf{0}$ 與 $\mathbf{P}_r = \mathbf{0}$ 。將此二條件代入(18)式後，即可得考量支承條件下之風機結構運動方程式如下

$$\mathbf{M}_{ff} \ddot{\mathbf{X}}_f + \mathbf{K}_{ff} \mathbf{X}_f + \mathbf{L}_{df} (c_n \dot{U}_n^\alpha + f_n) = -(\mathbf{M}_{ff} \mathbf{L}_f + \mathbf{M}_{fr} \mathbf{L}_r) \ddot{\mathbf{x}}_g \quad (20)$$

注意，由於本文之數學模型為均佈質量模型，故上式中等號右側之地震力共有二項，此與傳統集中質量(lumped mass)模型之地震力略有不同[Chopra 2011]。其中，等號右側第一項 $(-\mathbf{M}_{ff} \mathbf{L}_f \ddot{\mathbf{x}}_g)$ 與集中質量模型相似，代表地震作用在自由端結點上之等值

慣性力；而第二項 $(-\mathbf{M}_{fr} \mathbf{L}_r \ddot{\mathbf{x}}_g)$ 則代表支承端附近質量運動對自由端結點所產生之慣性力，亦代表支承端與自由端質量因地表運動所產生之互制力量。與集中質量模型相比較，此互制慣性力的存在較為符合實際物理行為，因為真實構件實為均佈質量，故構件振動時，二端質量所生之慣性力應互為影響。

2.4 支承動態反力之計算

為計算風機支承反力 \mathbf{P}_r ，可將支承條件 $\mathbf{X}_r = \ddot{\mathbf{X}}_r = \mathbf{0}$ 代入(19)式中，即可得動態支承反力

$$\mathbf{P}_r = \mathbf{M}_{rf} \ddot{\mathbf{X}}_f + \mathbf{K}_{rf} \mathbf{X}_f + (\mathbf{M}_{rf} \mathbf{L}_f + \mathbf{M}_{rr} \mathbf{L}_r) \ddot{\mathbf{x}}_g \quad (21)$$

其中， \mathbf{P}_r 之維度為 (3×1) ，由圖 3 可知 \mathbf{P}_r 之內涵為

$$\mathbf{P}_r = [R_H, R_V, M_R]^T \quad (22)$$

式中 R_H 與 R_V 分別代表水平與垂直向之支承反力； M_R 則為支承力矩。

2.5 塔柱結構阻尼之考量

由圖 3 可知本文分析模型可分為機艙與塔柱二部份，故機艙與塔柱之阻尼效應可分開考慮。由於本文係假設機艙為剛體，故機艙本身並無阻尼效應，但當機艙作為 MD 使用時，機艙與塔柱間之阻尼則由黏滯阻尼係數 c_n 與摩擦阻尼力 f_n 所提供，如圖 3 中所示。而(20)式之運動方程式雖已考量前述 MD 阻尼力之影響，但尚未考量風機塔柱結構本身之阻尼效應。本小節將說明本文塔柱阻尼之模擬，首先假設塔柱結構之阻尼具有模態阻尼(modal damping)之特性，故可表示為 [Chopra 2011]

$$\mathbf{C}_{ff,c} = \mathbf{M}_{ff,c} \left(\sum_{i=1}^N \frac{2\zeta_i \omega_i}{M_i} \boldsymbol{\varphi}_i \boldsymbol{\varphi}_i^T \right) \mathbf{M}_{ff,c} \quad (23)$$

其中， $\mathbf{M}_{ff,c} \in R^{3r \times 3r}$ 為於 \mathbf{M}_{ff} 矩陣中移除質量阻尼器質量 m_n 後之塔柱質量矩陣， $\mathbf{C}_{ff,c}$ 代表塔柱本身之阻尼矩陣，由於此矩陣僅與風機之塔柱構造相關，故其維度與塔柱之自由度應一致，亦即 $\mathbf{C}_{ff,c} \in R^{3r \times 3r}$ 。上式中，

ω_i 、 ζ_i 、 $\boldsymbol{\varphi}_i$ 與 M_i 為塔柱構造(不含機艙)第 i 個模態之振頻、阻尼比、振形與模態質量(modal mass)，其中 $\boldsymbol{\varphi}_i$ 之維度為 $(3r \times 1)$ 。最後，將 $\mathbf{C}_{ff,c}$ 納入(20)式之運動方程式中可得

$$\mathbf{M}_{ff} \ddot{\mathbf{X}}_f + \mathbf{C}_{ff} \dot{\mathbf{X}}_f + \mathbf{K}_{ff} \mathbf{X}_f + \mathbf{L}_{df} (c_n \dot{U}_n^\alpha + f_n) = -(\mathbf{M}_{ff} \mathbf{L}_f + \mathbf{M}_{fr} \mathbf{L}_r) \ddot{\mathbf{x}}_g \quad (24)$$

式中，為求維度一致， \mathbf{C}_{ff} 為擴大維度後之阻尼矩陣，其與 $\mathbf{C}_{ff,c}$ 之關係如下

$$\mathbf{C}_{ff} = \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{C}_{ff,c} \end{bmatrix} \in R^{(3r+1) \times (3r+1)} \quad (25)$$

2.6 狀態空間方程式與數值分析方法

為方便數值模擬及後文推導頻率響應函數之用，吾人可將(24)式之運動方程式改以一階之狀態空間方程式(state space formulation)表示如下

$$\dot{\mathbf{Z}}(t) = \mathbf{A} \mathbf{Z}(t) + \mathbf{B}(c_n \dot{U}_n^\alpha(t) + f_n(t)) + \mathbf{E} \ddot{\mathbf{x}}_g(t) \quad (26)$$

其中， $\mathbf{Z}(t)$ 稱為狀態向量； \mathbf{A} 為系統矩陣； \mathbf{B} 為阻尼力配置矩陣； \mathbf{E} 為地震力配置矩陣，可分別表示成

$$\mathbf{Z}(t) = \begin{Bmatrix} \dot{\mathbf{X}}_f(t) \\ \mathbf{X}_f(t) \end{Bmatrix}, \quad \mathbf{A} = \begin{bmatrix} \mathbf{M}_{ff}^{-1} \mathbf{C}_{ff} & \mathbf{M}_{ff}^{-1} \mathbf{K}_{ff} \\ \mathbf{I} & \mathbf{0} \end{bmatrix} \quad (27)$$

$$\mathbf{B} = \begin{Bmatrix} \mathbf{M}_{ff}^{-1} \mathbf{L}_{df} \\ \mathbf{0} \end{Bmatrix}, \quad \mathbf{E} = \begin{Bmatrix} -(\mathbf{L}_f + \mathbf{M}_{ff}^{-1} \mathbf{M}_{fr} \mathbf{L}_r) \\ \mathbf{0} \end{Bmatrix} \quad (28)$$

再者，為方便以數值方法模擬(26)式中之非線性力項 $(c_n \dot{U}_n^\alpha(t) + f_n(t))$ ，吾人可進一步假設，離散時域中兩個相鄰時間點間(例： k 及 $(k+1)$ 步幅間)之外力與阻尼力為常數，亦即

$$x_g(t) \approx x_g(k\Delta t), \quad \dot{U}_n(t) \approx \dot{U}_n(k\Delta t),$$

$$f_n(t) \approx f_n(k\Delta t) \quad (\text{其中 } k\Delta t \leq t \leq (k+1)\Delta t) \quad (29)$$

其中， Δt 為時間間距，將上述條件代入(26)式中，並加以逐步積分即可得狀態方程式之離散時間解如下[Meirovitch 1990]

$$\mathbf{Z}[k+1] = \mathbf{A}_d \mathbf{Z}[k] + \mathbf{B}_d (c_n \dot{U}_n[k]^\alpha + f_n[k]) + \mathbf{E}_d \ddot{\mathbf{x}}_g[k] \quad (30)$$

其中， \mathbf{A}_d 為離散時間之系統矩陣， \mathbf{B}_d 與 \mathbf{E}_d 為離散時間系統中之外力配置矩陣，可表示如下 $\mathbf{A}_d = e^{\mathbf{A}\Delta t}$, $\mathbf{B}_d = \mathbf{A}^{-1}(\mathbf{A}_d - \mathbf{I})\mathbf{B}$, $\mathbf{E}_d = \mathbf{A}^{-1}(\mathbf{A}_d - \mathbf{I})\mathbf{E}_g$ (31)

(30)式為離散時間之增量表示式，可逐步利用第 k 步幅之歷時反應推求第 $(k+1)$ 步幅之反應。注意，式中等號右側之 $\dot{U}_n[k]$ 項為狀態向量 $\mathbf{Z}[k]$ 之第一個元素(見(27)式)，可由前一步幅求得，亦即

$$\dot{U}_n[k] = \mathbf{D} \mathbf{Z}[k] \quad (32)$$

式中， $\mathbf{D} = [1 \ 0 \ \dots 0] \in R^{1 \times 2(3r+1)}$ 。不過，(30)式中之摩擦力 $f_n[k]$ 項於第 k 步幅開始計算時卻為未知值，必須於計算(30)式時先加以處理。為決解此問題，本文採用剪力平衡法以計算摩擦力[Lu et al. 2006]。按照該法，並假設摩擦力遵循庫倫摩擦定律，則第 k 步之摩擦力可由下式求得

$$f_n[k] = \text{sgn}(\tilde{f}_n[k]) \min(|\tilde{f}_n[k]|, f_{\max}) \quad (33)$$

式中，函數 $\text{sgn}(x)$ 表示取變數 x 之正負號；函數 $\min(x, y)$ 表示取變數 (x, y) 中較小者； f_{\max} 為摩擦阻尼器之起始滑動摩擦力(亦為最大摩擦力)。再者， $\tilde{f}_n[k]$ 則為假設滑動面處

於黏著狀態(非滑動態)下之摩擦力，可表示如下

$$\tilde{f}_n[k] = -(\mathbf{DB}_d)^{-1} \mathbf{D}(\mathbf{A}_d \mathbf{Z}[k] + \mathbf{E}_d \dot{x}_g[k]) \quad (34)$$

限於篇幅，(33)與(34)式之詳細推導可參見文獻[林 2013]。在求得第 k 步之 $f_n[k]$ 後即可代入(30)式以推求下一步幅之系統反應，如此逐步計算即可得風機結構在地震力下之全部動態歷時反應。

三、風機支撐結構之頻率響應函數推導

頻率響應函數 (frequency response function, 簡稱 FRF) 可用以了解某一結構系統在不同外力激振頻率下的動態反應，故本文擬繪製風機支撐結構在安裝質量阻尼器前後頻率響應函數，藉以比較質量阻尼器對風機結構之動態特性影響。本節首先推導用以繪製 FRF 曲線之公式。由於頻率響應函數若要有解析解，系統本身必須為線性系統。本文為能推導 MD 系統頻率響應函數之解析解故必須略去非線性的力量(包括摩擦力)。因此在本節中將作以下二項假設以便將系統加以線性化：(1)略去(26)式中質量阻尼器摩擦力 f_n 之影響；(2)假設質量阻尼器之黏滯阻力為線性(亦即令 $\alpha = 1$)，如此則因為黏滯阻力即與 \dot{U}_n 之一次方成正比，故可將阻尼力 ($c_n \dot{U}_n$) 併入系統矩陣 \mathbf{A} 及狀態向量 \mathbf{Z} 中。基於以上二項假設，(26)式可簡化為

$$\dot{\mathbf{Z}}(t) = \bar{\mathbf{A}} \mathbf{Z}(t) + \mathbf{E} \ddot{x}_g(t) \quad (35)$$

其中， $\bar{\mathbf{A}}$ 代表包含線性黏滯力 ($c_n \dot{U}_n$) 後之系統矩陣。以下分項說明本文如何計算風機結構之相對地表位移、絕對加速度與支承反力之頻率響應函數。

(1) 相對位移之頻率響應函數：首先，假設地表加速度表為如下之簡諧外力

$$\ddot{x}_g(t) = \ddot{x}_{g0} e^{i\omega_g t} \quad (36)$$

其中， \ddot{x}_{g0} 為地表加速度振幅， ω_g 為地表激振頻率。在此簡諧外力作用下，風機結構相對地表振動之穩態解即可用公式表示如下

$$\mathbf{Z}(t) = \mathbf{Z}_0 e^{i\omega_g t} \quad (37)$$

其中， \mathbf{Z}_0 代表在地震激振時之狀態反應振幅，為待求解之複數向量。再將(36)與(37)式帶入(35)式中即可解得

$$\mathbf{Z}_0(\omega_g) = \mathbf{H}(\omega_g) \ddot{x}_{g0} = [(i\omega_g \mathbf{I} - \bar{\mathbf{A}})^{-1} \mathbf{E}] \ddot{x}_{g0} \quad (38)$$

式中， $\mathbf{H}(\omega_g)$ 即為地表加速度激振對風機結構之頻率響應函數矩陣。由於狀態向量 \mathbf{Z} 之上半部與下半部為分別代表風機結構相對於地表之速度及位移(見(27)式)，故 $\mathbf{H}(\omega_g)$ 矩陣之上半部及下半部分別代表風機結構之相對速度及相對位移頻率響應曲線。該矩陣之物理意義為在單位地表加速度作用下風機結構之速度與位移反應。

(2) 絕對加速度之頻率響應函數：風機之絕對加速度向量 $\mathbf{a}(t)$ 可表示如下

$$\mathbf{a}(t) = \mathbf{D}_1 \dot{\mathbf{Z}}(t) + \mathbf{L}_f \ddot{x}_g(t) \quad (39)$$

式中， $\mathbf{D}_1 = [\mathbf{I} \quad \mathbf{0}]$ 係為擷取 $\dot{\mathbf{Z}}$ 上半部之相對加速度向量而設。再將(36)-(38)式之簡諧反應皆代入上式中可解得

$$\mathbf{a}_0(\omega_g) = \mathbf{H}_a(\omega_g) \ddot{x}_{g0} = [i\omega_g \mathbf{D}_1 \mathbf{H}(\omega_g) + \mathbf{L}_f] \ddot{x}_{g0} \quad (40)$$

上式中， $\mathbf{a}_0(\omega_g)$ 為簡諧地表激振下風機結構之絕對加速度振幅，而 $\mathbf{H}_a(\omega_g)$ 即為絕對加速度頻率響應函數矩陣。

(3) 支承反力之頻率響應函數：為方便推導，吾人可將(21)式之支承反力公式改以狀態向量表示如下

$$\mathbf{P}_r(t) = \mathbf{M}_{rf} \mathbf{D}_1 \dot{\mathbf{Z}}(t) + \mathbf{K}_{rf} \mathbf{D}_2 \mathbf{Z}(t) + (\mathbf{M}_{rf} \mathbf{L}_f + \mathbf{M}_{rr} \mathbf{L}_r) \ddot{x}_g(t) \quad (41)$$

式中， $\mathbf{D}_2 = [\mathbf{0} \quad \mathbf{I}]$ 係為擷取 \mathbf{Z} 下半部之相對位移向量而設。接著再將(36)-(38)式皆代入上

式中可解得

$$\begin{aligned} \mathbf{P}_{r_0}(\omega_g) &= \mathbf{H}_r(\omega_g) \ddot{x}_{g_0}(\omega_g) \\ &= [i\omega_g \mathbf{M}_{r_f} \mathbf{D}_1 + \mathbf{K}_{r_f} \mathbf{D}_2] \mathbf{H}(\omega_g) + (\mathbf{M}_{r_f} \mathbf{L}_f + \mathbf{M}_{r_r} \mathbf{L}_r) \ddot{x}_{g_0}(\omega_g) \end{aligned} \quad (42)$$

式中， $\mathbf{P}_{r_0}(\omega_g)$ 為簡諧地表激振下風機結構支承反力之振幅；而 $\mathbf{H}_r(\omega_g)$ 即為支承反力頻率響應函數矩陣。

四、本文數值分析案例- NREL 5MW 離岸風機結構

4.1 NREL 5MW 離岸風機支撐結構之參數

前述章節已說明本文含 MD 風機結構之動力分析方法，本小節將接著說明本文數值模擬所採用之標竿風機結構參數。為能使模擬結果更貼近真實之狀況，本文將參考美國國家再生能源實驗中心(National Renewable Energy Laboratory, 簡稱 NREL)文獻中所建議之單樁式風機支撐結構做為數值分析之模型 [Jonkman et al. 2009]。該風機之發電量為五百萬瓦(5MW)，與目前我國規劃中的彰濱外海離岸風機單一機組之發電量相當，屬大型風力發電機組。圖 1 即為與本文相似之單樁式風機結構之外觀；圖 4 為該風機結構之尺寸示意圖表；而表 1 所列則為分析時所採用之相關結構參數值。

由圖 4 可知，支撐結構之塔柱係由中空圓柱之鋼結構體所構成，由海床基礎算起至機艙底之總高為 100m，斷面直徑 D 與厚度 t 隨高度逐漸遞減。塔柱最頂端與最底端之直徑分別為 3.87m 與 6m。本文在數值模擬時將風機塔柱分為 5 段，每段以 20 米長之均勻斷面梁柱有限元素模型加以模擬，每一段之平

均斷面尺寸及特性(含直徑 D_i 、厚度 t_i 、面積 A_i 、慣性矩 I_i)如表 1 所列，表中之斷面特性係採用各段上下節點處斷面直徑之平均值。另則，為簡化初步分析結果，在本文數值案例中將作以下假設：(1)黏滯阻尼力之指數取 $\alpha = 1$ ，亦即僅考慮 MD 之黏滯力為線性阻尼力。(2)有關風機葉片之假設，本文係假設機艙與葉片為剛體，並在計算機艙總質量時計入葉片之質量(約為機艙總質量 1/3)[Jonkman et al. 2009]，但在計算轉動慣量 I_n 時，則為簡化分析模型僅考量機艙本身之幾何條件以計算機艙之轉動慣量，暫時忽略葉片之轉動慣量與偏心效應，因此在風機前後搖擺之反應方向會產生一些誤差。

接著，依照表 1 之風機結構參數進行模態分析，表 2 中第 1 列所列為 5MW 風機結構在原始無控狀態下(未安置 MD 狀態)之前六個振態自振頻率及有效模態質量(effective modal mass)，而圖 5(a)則為前四個振態之振形。由表 2 中之有效模態質量可知，風機結構振動行為主要受前二個振態所主導，此二個振態之自振頻率分別為 0.32Hz 與 2.64Hz。而 Jonkman 等人曾以 FAST 風機分析專業軟體建立 5-MW 風機結構完整的細部分析模型，所得之前二個振態自振頻率則為 0.324 Hz 與 2.900Hz [Jonkman et al. 2009; Jonkman and Buhl 2005]。因此可知本文 5-MW 風機結構模型與 Jonkman 等人所得之前二個自振頻率相當一致，足證本文分析模型之合理性。另由圖 5(a)之振形可知，風機結構第一振態是造成塔頂機艙產生巨大側向運動之振態，而第二振態則使塔柱產生較大之撓曲變形之振態。

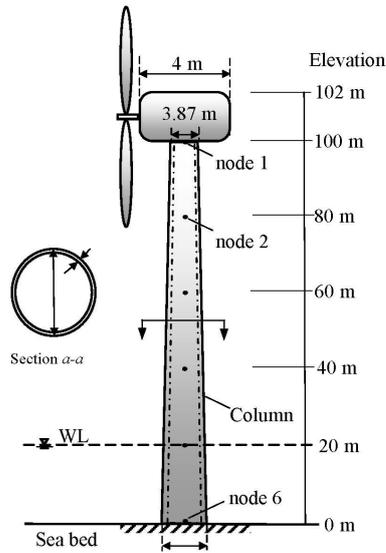
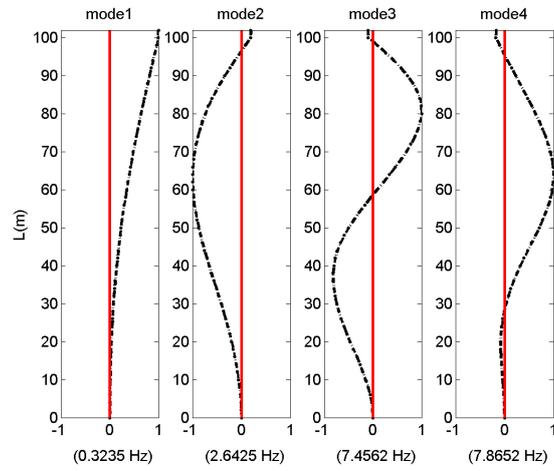


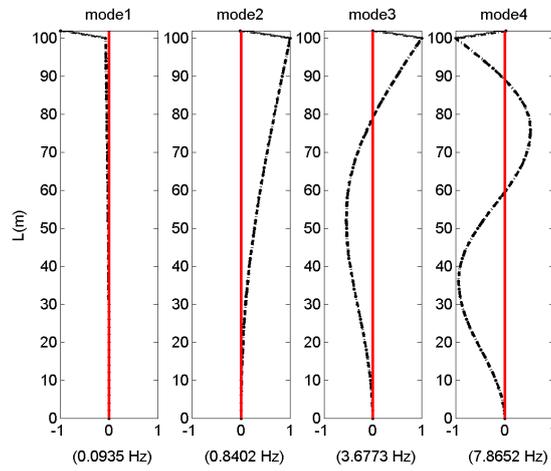
圖 4 NREL-5MW 風機結構尺寸

表 1 NREL-5MW 單樁式離岸風機支撐結構之參數

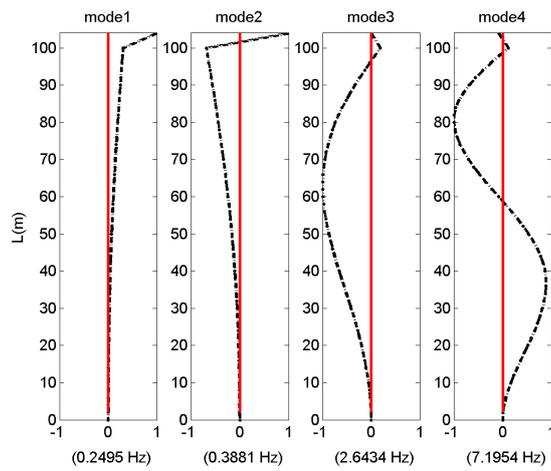
機艙總質量(m_n)		350 ton			
機艙轉動慣量(I_n)		583.33 ton · m ²			
塔柱總質量(m_c)		508 ton			
塔柱構材密度(ρ)		8500 kg/m ³			
塔柱構材彈性模數(E)		210 GPa			
各振態阻尼比(ζ_i)		0.05			
塔柱桿件 編號	高程 H (m)	桿件特性平均值			
		外徑 D_i (m)	管厚 t_i (m)	斷面積 A_i (m ²)	斷面慣性矩 I_i (m ⁴)
1	80-100	4.14	0.0263	0.339	0.716
2	60-80	4.67	0.0288	0.419	1.128
3	40-60	5.20	0.0313	0.508	1.696
4	20-40	5.73	0.0338	0.604	2.455
5	0-20	6.00	0.0600	1.120	4.939



(a)原始無控



(b)裝置 MD



(c)裝置 TMD

圖 5 各類減震方法下風機結構之振形圖

表2 數值模擬用離岸風機結構之振模參數

減震系統	振態	1	2	3	4	5	6	累計
原始無控	振頻 (Hz)	0.32	2.64	7.46	7.87	14.60	24.24	--
	有效質量 (%)	64.55	15.89	7.82	0	4.61	2.77	95.64
裝置MD ⁽¹⁾	振頻 (Hz)	0.09	0.84	3.68	7.87	8.93	15.96	--
	有效質量 (%)	45.55	24.69	12.62	0	6.54	3.77	93.18
裝置TMD	振頻 (Hz)	0.25	0.39	2.64	7.20	14.61	24.25	--
	有效質量 (%)	46.61	21.38	14.35	0	7.06	4.16	93.56

⁽¹⁾備註：採用黏滯型MD之參數，因摩擦型MD為非線性系統。

4.2 分析所用之震波及其分類

風機結構歷時分析所採用的震波特性和影響風機結構之地震行為，為使分析所得結果較為客觀，本文將採用表 3 所列的 16 筆具代表性之歷史地震記錄作為風機結構之輸入震波，該 16 筆均為文獻中常用之震波，具有不同的震波特性故具代表性。其中，8 筆具有較強之近斷層震波特性；另 8 筆則較無此特性。所謂近斷層震波特性一般係指在地震波中具長週期脈衝成份或含有較多長週期震波成份之震波稱之。本文稱前者為「近斷層震波」或「近域震波」；後者為「一般震波」或「遠域震波」。為便於將所選 16 筆震波加以

分類，表 3 列出各震波正規化(PGA=1g)加速度反應譜在長週期區(週期 1-4 秒)之平均值，該平均值若較大代表該震波具較多之長週期成份。表 3 係以平均值 0.6g 作為近遠域震波分類之分界值，若震波之長週期譜加速度平均值大於 0.6g 則歸類為近域震波；反之，若小於 0.6g 則歸類為遠域震波。依此分類法，表 3 中共有近、遠域震波各 8 筆。圖 6(a)與 6(b)分別比較其中 8 筆遠域震波之正規化位移與加速度反應譜；而圖 7(a)與圖 7(b)則比較另 8 筆近域震波之正規化反應譜。比較圖 6 與 7 可知，近域震波在長週期區之反應譜值的確均遠高於遠域震波之值，其中位移反應譜之差異尤其顯著。

表3 本文所採用之近、遠域震波分類

遠域震波名稱	長週期區之正規化反應譜值平均(g) ⁽¹⁾	近域震波名稱	長週期區之正規化反應譜值平均(g) ⁽¹⁾
Santa Monica	0.226	Oakland	0.664
Corralitos	0.330	Hachinohe	0.685
Pacoima	0.381	Yermo	0.863
Taft	0.426	Lexington	0.876
Kobe	0.463	Hollister	0.889
El Centro	0.464	Chi-Chi (TCU075)	1.008
Newhall	0.483	Imperial Valley	1.026
Petrolia	0.509	Chi-Chi (TCU102)	1.412

⁽¹⁾備註：長週期區指結構週期介於1 - 4秒者。

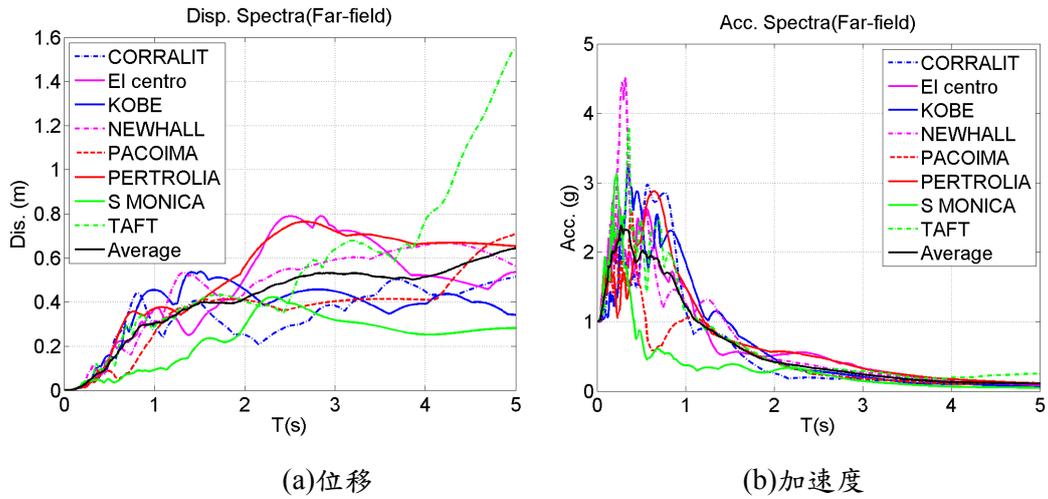


圖 6 八筆遠域震波之反應譜比較

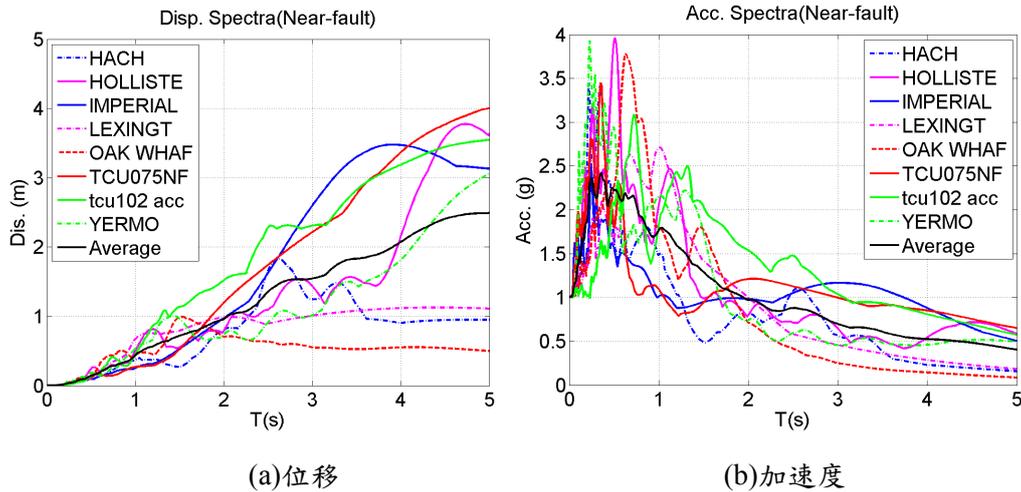


圖 7 八筆近域震波之反應譜比較

五、5MW 風機質量阻尼器之參數研究

5.1 質量阻尼器主要參數定義

風機結構在裝設質量阻尼器(MD)後，其地震動力反應將取決於 MD 之系統參數。由圖 3 之數學模型可知，MD 之主要參數有：質塊之質量 m_n 、回復勁度 k_n 、黏滯阻尼係數 c_n 、摩擦阻尼力 f_n 。其中，黏滯與摩擦阻尼力皆屬於 MD 內部之消能元件用以降低質塊

之最大衝程，可擇一使用。因此，依所使用之消能元件不同，本文將 MD 分為二類：黏滯型與摩擦型。與一般消能用阻尼器相同，黏滯型與摩擦型阻尼器在製作上各有其優缺點。黏滯阻尼器的優點是其阻尼力將隨 MD 移動速度而增加且不會改變 MD 之自振頻率，但須留意油封及漏油等問題，且黏滯阻尼器大多為外加獨立式阻尼器必須留意接頭等問題。而摩擦型 MD 則是在低速時之消能效率較高，且可利用內部組件之摩擦力或機艙自重產生摩擦抵抗力，無需額外元件，相

對所需安裝空間較小，故在實際應用時有其便利性。不過，摩擦型阻尼器之抵抗力一般無法隨 MD 之速度及位移而增加，且須留意殘餘位移之問題。以下將分別說明黏滯型與摩擦型 MD 之主要設計用參數。

(1) 黏滯型 MD：此型質量阻尼器以黏滯性元件作為消能機制，主要系統參數為質塊質量 m_n 、勁度 k_n 與黏滯係數 c_n 。但為方便應用，在下文進行黏滯型 MD 參數研究時，將採用以下二個無因次化之設計參數，亦即頻率比 R_f 與阻尼比 ζ ，定義如下

$$R_f = \frac{\omega_n}{\omega_1}, \quad \zeta = \frac{c_n}{2m_n \omega_n} \quad (40)$$

其中， ω_1 為原始風機結構(裝置 MD 前)之第一振頻； ω_n 為 MD 之自振頻率如下式

$$\omega_n = \sqrt{k_n / m_n} \quad (40.b)$$

(2) 摩擦型 MD：此型質量阻尼器以摩擦性元件作為消能機制，因此主要系統參數為質塊質量 m_n 、勁度 k_n 與起始滑動摩擦力 f_{\max} 。但為方便應用，在下文進行摩擦型 MD 參數研究時，則改採以下二個無因次化之設計參數，亦即頻率比 R_f 與摩擦係數 μ ，如下式

$$R_f = \frac{\omega_n}{\omega_1}, \quad \mu = \frac{f_{\max}}{m_n g} \quad (41)$$

下一小節將分別針對黏滯型與摩擦型 MD 對風機結構之地震反應進行參數研究，以決定較佳之 MD 參數範圍。而所謂的較佳設計參數，係指使風機結構之地震反應最小化為目標。不過，用以評估風機結構反應之物理量有多種可能，但就風機耐震實務觀點而言，吾人關切者主要為以下三項。(1)機艙最大絕對加速度 $\text{Max}(|a_n|)$ ：由於一般風力發電機組皆置於機艙內，因此降低機艙加速度可確保發電機組在強震後仍能維持其發電之功能；(2)塔柱最大基底剪力 $\text{Max}(|V_b|)$ ：降低此

項反應可保護風機支撐結構本身及其基礎之安全，避免風機結構於強震中倒塌；(3)機艙最大相對柱頂位移 $\text{Max}(|U_n|)$ ：此反應即為質量阻尼器之最大行程，因此與 MD 之安全性及造價有關，MD 之行程需求過大可能危及 MD 之安全，並且必須使用長行程之 MD 元件，造價因而提高。以下將針對以上三項風機結構最大反應進行 MD 之參數研究。另則，對摩擦型 MD 而言，因摩擦抵抗力之故，尚有地震結束後 MD 之殘餘位移反應 $\text{Res}(|U_n|)$ 需加以關切，此反應若過大則需額外裝置復位機制，實務應用較為不便。

5.2 質量阻尼器之較佳參數選擇

由於 MD 減震技術於風機結構之應用為創新之想法，並無相關設計規範可供遵循以決定適當之系統參數。因此，為探討質量阻尼器之較佳設計參數範圍，本文將採用常見之參數研究方法，利用前述 16 筆震波進行歷時分析，再取其反應平均值作為選定較佳參數之依據。所採 16 筆震波數目已較現行耐震設計規範歷時分析時所規定之 7 筆歷時震波為多，同時亦考量包含近、遠域不同特性及內涵的震波(詳見表 3、圖 6 與圖 7)，因此所得 MD 參數對本文所選之 5MW 風機結構而言，應具有代表性與參考價值。以下將分別針對黏滯型與摩擦型 MD 進行參數研究，為求震波強度之一致，每筆震波之 PGA 值皆調至 0.4g (相當於我國之七級地震)。並將綜合考量前述三項耐震反應，亦即：(1)機艙最大加速度、(2)塔柱最大基底剪力、(3)機艙最大相對柱頂位移等，以作為判定較佳 MD 參數之依據。以下分別說明黏滯型與摩擦型 MD 數值模擬之結果。

(1) 黏滯型 MD 之參數研究：圖 8 為黏滯型 MD 在 8 筆遠域震波(PGA=0.4g)作用下風機結構最大反應平均值之等高線圖，圖中 x 軸與 y 軸分別代表黏滯型 MD 之二個設計參數，即

頻率 R_f 與阻尼比 ζ 。圖 8(a) 所示為機艙最大加速度反應；圖 8(b) 為塔柱最大基底剪力；圖 8(b) 則為機艙最大相對柱頂位移。觀察圖 8(a) 可知，頻率比 R_f 愈低機艙加速度減震效果愈佳，而增加阻尼比 ζ 並不會增加加速度反應。為使機艙加速度具有小於地表加速度 (PGA=0.4g) 之減震效果 R_f 必須小於 0.5。再者由圖 8(b) 可發現，在 $R_f < 0.5$ 與 $\zeta = [0.08, 0.15]$ 之區間，塔柱基底剪力有一最小值約為 1100 kN，大約為風機結構總重的 13% (總重參見表 1)。最後觀察圖 8(c) 可知，若同時降低頻率比 R_f 與阻尼比 ζ 將增加機艙最大相對柱頂位移；反之機艙最大位移則會減少。因此，若要同時兼顧降低機艙加速度與相對位移，應選擇較低之頻率比 R_f ，但適度增加阻尼比 ζ 。最後，若以塔柱基底剪力最小化為主要目標，並綜合考量其它最大反應值，對遠域震波而言，較佳的黏滯型 MD 參數範圍應為 $R_f < 0.5$ 與 $\zeta = [0.08, 0.15]$ 。此時機艙最大加速度約小於 0.02g (約 0.2 m/s^2)，最大相對位移則約小於 0.2m (PGA=0.4g)。

圖 9 為黏滯型 MD 於 8 筆近域震波 (PGA=0.4g) 作用下風機結構最大反應平均值等高線圖。觀察圖 9 的三張子圖可知，在近域震波作用下，MD 參數變化對風機結構的動力行為影響趨勢大致與圖 8 之遠域震波行為相似，亦即：(1) 圖 9(a) 顯示頻率比 R_f 愈低機艙加速度減震效果愈佳；(2) 圖 9(c) 顯示在頻率比較低時，增加阻尼比 ζ 有助抑制機艙相對位移；(3) 圖 9(b) 顯示塔柱基底剪力有一最小值約為 1500 kN (18% 總重)，發生在 $R_f < 0.7$ 與 $\zeta = [0.07, 0.2]$ 之區間，此時機艙最大加速度約為 0.05g，最大相對位移則約為 0.6m (PGA=0.4g)。惟須留意者，圖 8 與 9 之參數研究雖顯示，在近、遠域震波中 MD 參數變化對風機結構的地震行為影響趨勢相似，但在相同 MD 參數下，近域震波之最大

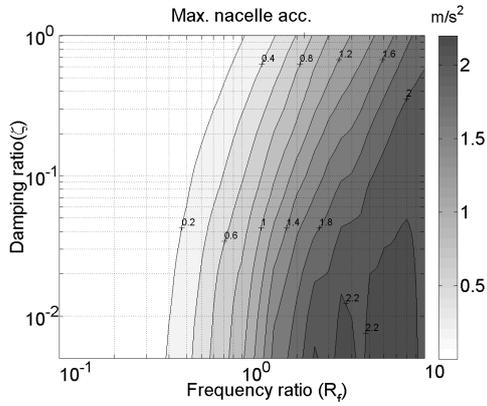
反應仍遠大於遠域震波之反應，此點必須特別加以留意。

由於實際震波無法預知為近域或遠域，故為同時兼顧在近、遠域震波下之減震效果，圖 10 繪製黏滯型 MD 在全部 16 筆震波作用下 (含近、遠域震波各 8 筆，PGA=0.4)，參數變化對風機結構最大反應之影響圖，以方便選取較佳之 MD 參數。由於圖 10 相當於將圖 8 與圖 9 加以平均後之結果，故結構各項反應之趨勢與圖 8 與 9 相似。若以塔柱基底剪力最小化為目標，並綜合考慮它項反應因素後，圖 10 中星號所示參數 ($R_f = 0.3$ 與 $\zeta = 0.1$) 即為本文建議之較佳黏滯型 MD 設計參數。在此參數下，塔柱平均最大剪力小於 1300kN (15% 總重)，機艙平均最大加速度小於 0.05g (約 0.5 m/s^2)，平均最大相對位移則約為 0.4 m，注意表中 PGA 取 0.4g。

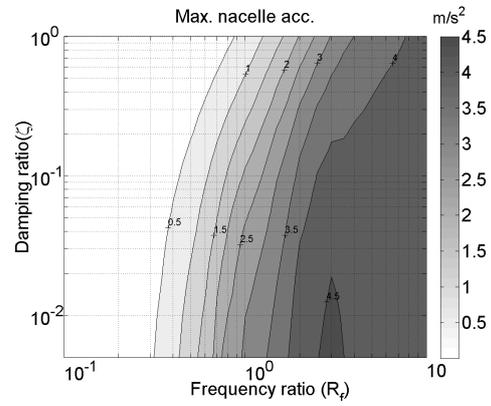
(2) 摩擦型 MD 之參數研究：圖 11 為摩擦型 MD 在全部 16 筆震波作用下 (含近、遠域震波各 8 筆，PGA=0.4g)，MD 參數變化對風機結構最大反應之影響圖。另則，由於摩擦型 MD 另有殘餘位移之問題 (即地震後 MD 無法完全歸位至原先位置)，圖 12 則繪製摩擦型 MD 殘餘位移隨 MD 參數變化之情形。觀察圖 11(a) 可知機艙最大加速度隨摩擦型 MD 之頻率比 R_f 與摩擦係數 μ 減小而降低，亦即採用較小的 R_f 與 μ 可有效降低機艙加速度。但另一方面，圖 11(c) 則顯示採用較小的 R_f 與 μ 則會增加機艙相對位移，故 R_f 與 μ 之設計值亦不宜太小。圖 11(b) 顯示塔柱基底剪力有一最小值範圍，約發生在 $R_f < 0.6$ 與 $\mu = [0.02, 0.06]$ 之區間。另則由圖 12 可知，當 R_f 較小時， μ 若取 0.1 附近則會得到較大之 MD 殘餘位移。最後，本文以塔柱基底剪力最小化為目標，並綜合考慮它項反應因素後，圖 11 中星號所示之參數 $R_f = 0.5$ 與 $\mu = 0.04$ ，即為本文數值模擬用之較佳摩擦型 MD 設計參數。在此

參數下，塔柱平均最大剪力小於 1500kN (18%總重)，機艙平均最大加速度小於 0.1g(約 1.0 m/s²)，平均最大相對位移則約為

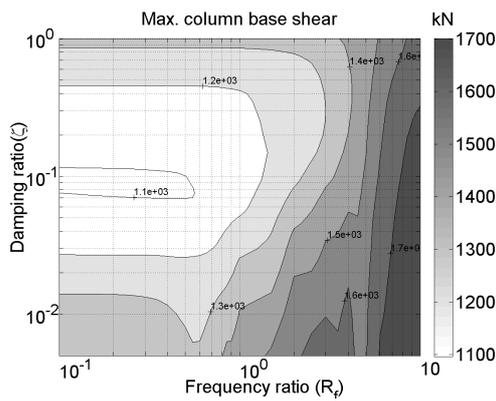
0.5 m。最後，由圖 12 可知若使用所選擇之參數，其 MD 殘餘位移小於 0.05m。



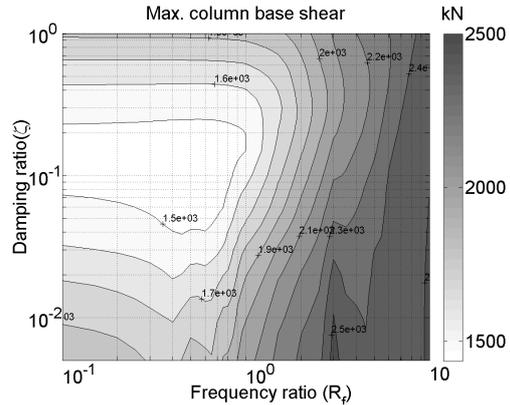
(a)機艙加速度



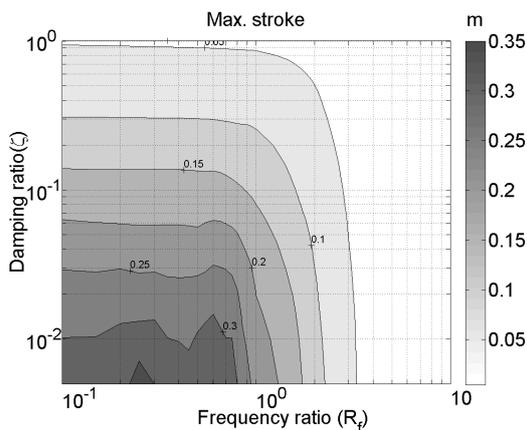
(a)機艙加速度



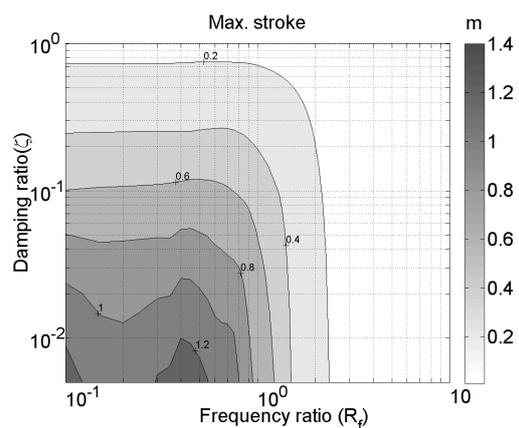
(b)塔柱基底剪力



(b)塔柱基底剪力



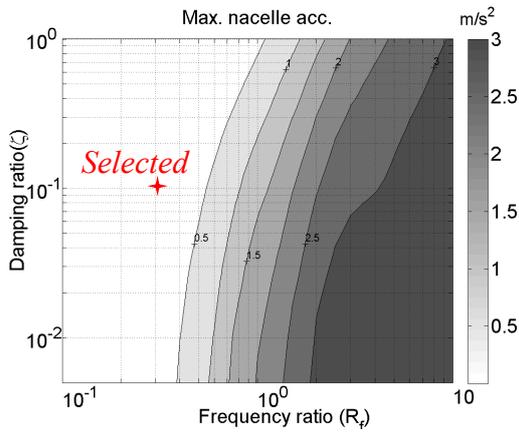
(c)機艙位移(相對柱頂)



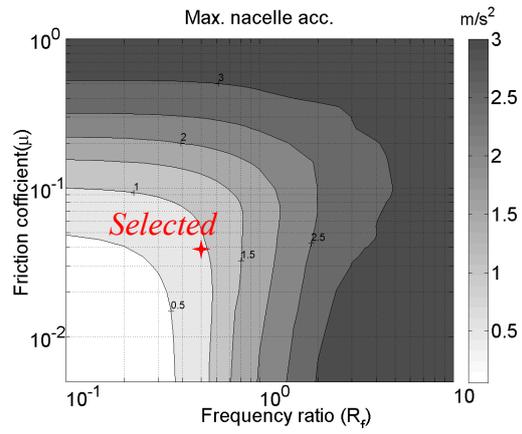
(c)機艙位移(相對柱頂)

圖 8 黏滯型 MD 最大反應等高線圖 (8 筆遠域震波平均, PGA=0.4g)

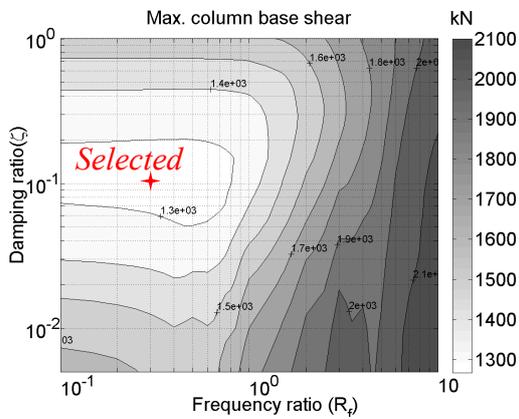
圖 9 黏滯型 MD 最大反應等高線圖 (8 筆近域震波平均, PGA=0.4g)



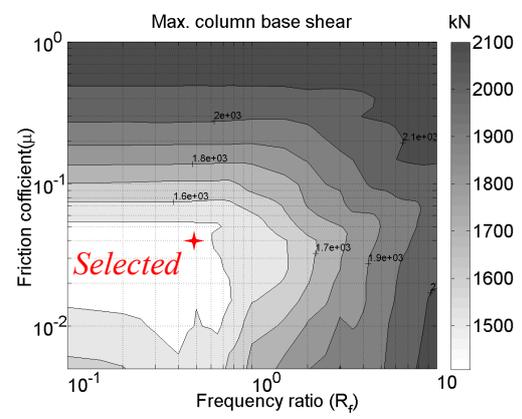
(a)機艙加速度



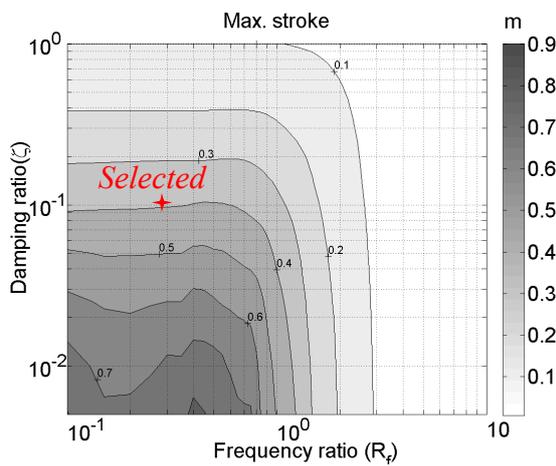
(a)機艙加速度



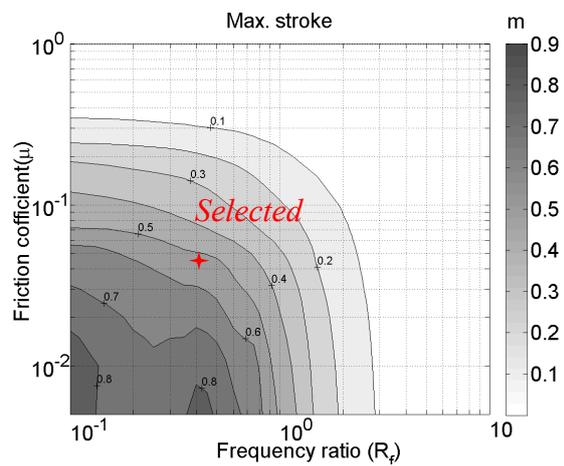
(b)塔柱基底剪力



(b)塔柱基底剪力



(c)機艙位移(相對柱頂)



(c)機艙位移(相對柱頂)

圖 10 黏滯型 MD 最大反應等高線圖
(16 筆震波平均, PGA=0.4g)

圖 11 摩擦型 MD 最大反應等高線圖
(16 筆震波平均, PGA=0.4g)

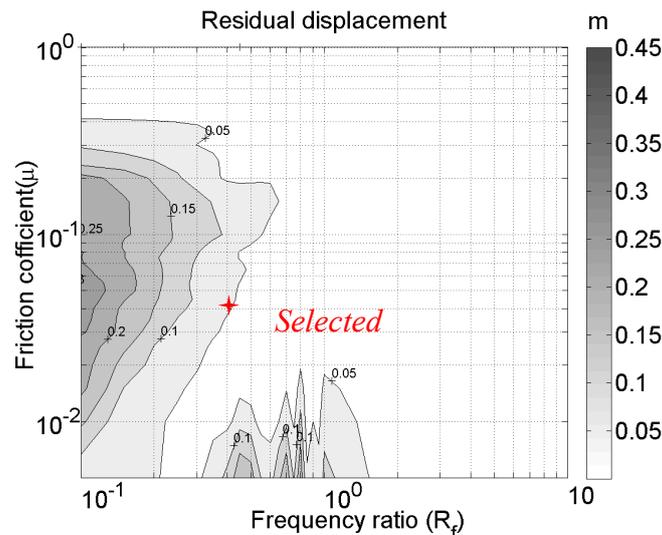


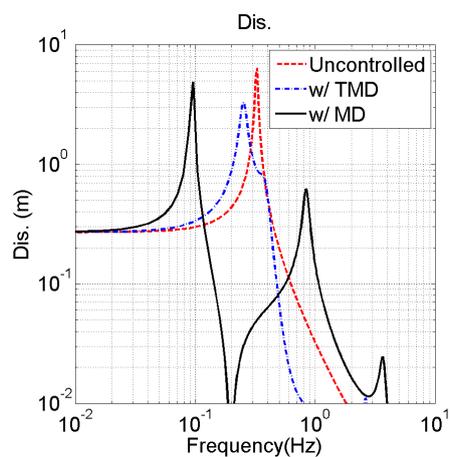
圖 12 摩擦型 MD 殘餘位移反應等高線圖
(16 筆震波平均，PGA=0.4g)

5.3 含 MD 之風機結構動力特性

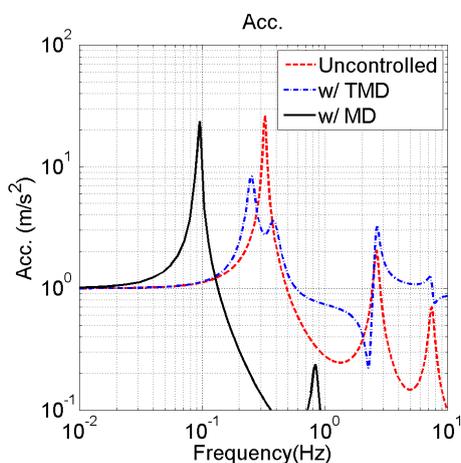
為了解 MD 對風機結構整體之動力特性影響，表 2 前二列比較風機結構裝設 MD 前後之振頻，圖 5(a)與 5(b)則比較裝設 MD 前後之振形；圖 13 則比較二者之頻率響應曲線，頻率響應曲線之計算係採用第三節之解析公式(圖 13 中之 TMD 曲線將留待最後一節中討論)。注意，由於裝設摩擦型 MD 之結構屬非線性系統，故無法以解析法計算其頻率響應曲線。此乃由於振模與頻率響應曲線之解析解僅適用於線性結構系統，而摩擦型 MD 屬非線性結構系統，故無法求解相關振模參數及頻率響應曲線。因此，表 2 與圖 13 所示僅為黏滯型 MD，其參數採用前一小節所得之較佳值，亦即 $R_f = 0.3$ 與 $\zeta = 0.1$ 。由表 2 知，裝設 MD 後風機結構系統之第一振頻由 0.32Hz 降至 0.09Hz。且圖 5(a)顯示原始結構的第一

振形主要為塔柱變形；而圖 5(b)則顯示裝設 MD 後，第一振形則改由 MD 之變位所主導，塔柱之變形反而極微，可有效保護風機支撐結構之安全。

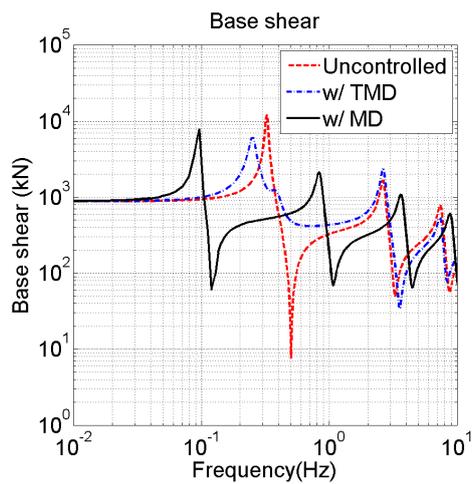
再者，圖 13 顯示風機結構裝設 MD 後，不論是機艙相對位移、機艙加速度或柱底剪力頻率響應曲線的第一與第二共振峰分別往低頻與高頻處移動，中間則出現一向下凹之反共振現象(anti-resonant phenomenon)，反共振區之頻率範圍恰好落在一般震波主要能量區域(即 0.1-1.0Hz)，因此震波能量不易進入結構系統，可有效減少震波引致之振動。另則，圖 13(b)則亦顯示，含 MD 結構之第二振態對機艙加速度反應之影響遠低於第一振態。但圖 13(a)與 13(c)則顯示，第二振態對機艙加速度與基底剪力反應之反應則有相當之影響。



(a)機艙相對位移



(b)機艙加速度



(c)塔柱基底剪力

圖 13 風機結構頻率響應曲線之比較 (黏滯型 MD, $R_f=0.3$, $\zeta=0.1$)

六、質量阻尼器對風機結構之減震效能評估

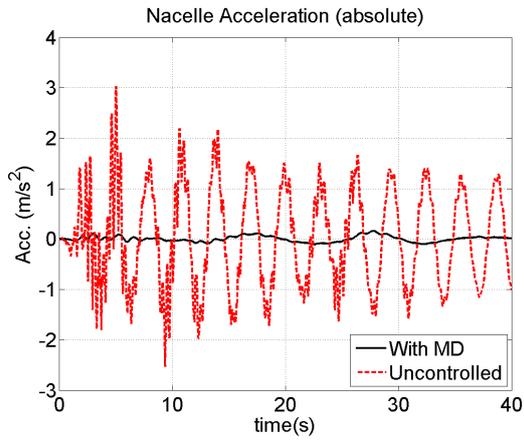
6.1 歷時反應比較

為評估質量阻尼器對風機結構之減震效果，本節將比較風機結構在裝設 MD 前後之反應。本小節首先比較歷時分析之結果，下一小節接著比較各種反應之最大值。在以下的討論及圖表中，未裝設 MD 之風機結構又稱為原始無控系統(uncontrolled system)。圖 14 與圖 15 分別比較在 El Centro 及 Imperial Valley 震波 (PGA=0.4g) 作用下，黏滯型 MD 受風機結構之歷時反應。此二筆震波分別代表典型之遠域與近域震波，可用以觀察 MD 在不同頻率內涵震波影響下之動力行為。圖 16 與圖 17 則為裝設摩擦型 MD 之風機結構，受 El Centro 及 Imperial Valley 震波 (PGA=0.4g) 作用時之歷時反應。

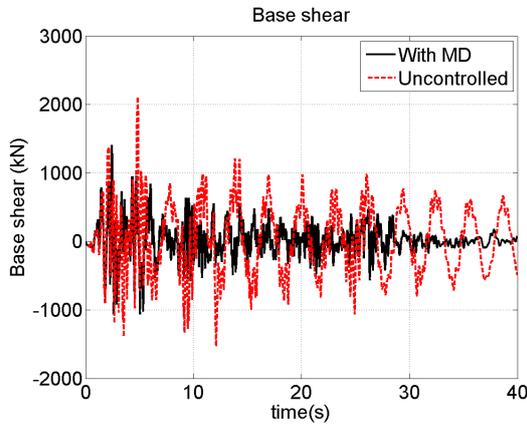
觀察圖 14 至圖 17 可知：(1) 不論何種型式之 MD，其對風機結構之機艙加速度與基底剪力反應皆有明顯的抑制效果。尤其是對機艙的加速度反應減震效果尤佳。(2) 由於風機結構本身屬於長週期系統，故在具長週期成份的 Imperial Valley 近域震波作用下，無控之風機結構產生明顯之振盪反應(見圖 15 與 17 中之虛線部份)；反觀裝置 MD 後之風機結構

則可大幅抑制此振盪現象。因此，MD 對長週期近域震波之減震效果優於遠域震波效果，但在近域震波中亦會引致較大之 MD 衝程需求(比較圖 14(c)與 15(c))，此點在實務應用上必須加以克服。(3) 若比較黏滯與摩擦型 MD 可發現，前者對機艙加速度之減震效果優於後者，此乃因為摩擦型 MD 之運動有滑動與非滑動二種狀態，當摩擦型 MD 在此二種狀態間切換時易引致高頻之加速度反應(見圖 16(a)與 17(a))，使加速度反應上揚。(4) 由圖 14-17 之子圖(c)可知，MD 技術會使機艙與塔柱間產生較大之位移，故在通過 MD 移動界面之管線及電纜必須具有可伸縮之接頭，此點在實務應用上應加以留意。不過，由於應用較廣的隔震技術亦有類似的問題，故克服此問題之相關技術其實已十分成熟，實務應用上應不至產生太大的問題。

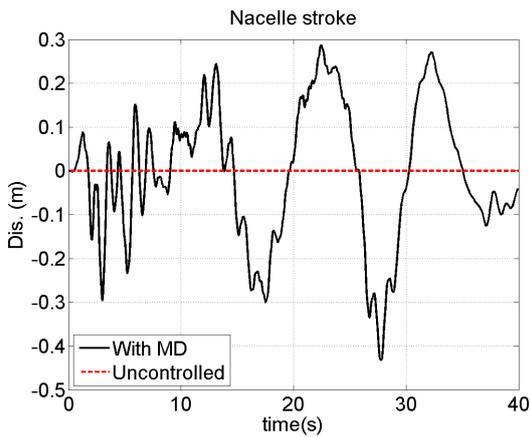
另則，由於塔柱頂端之轉角可能會影響 MD 之動力反應，必須加以檢核。圖 18 為在 El Centro 震波作用下 (PGA=0.4g)，風機結構裝設摩擦型 MD 前後塔頂搖擺角 θ_1 之歷時反應。由圖可知，裝設 MD 後風機塔頂之搖擺角變小，而且在 PGA=0.4g 的烈震作用下，塔頂最大搖擺角約僅為 0.2% rad，由此可知其對 MD 反應之影響應極微。



(a) 機艙絕對加速度

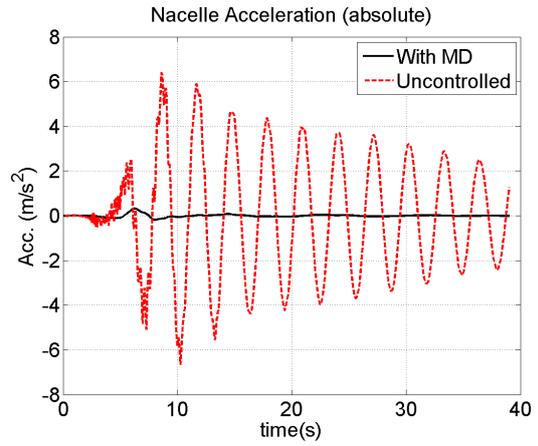


(b) 基底支承剪力

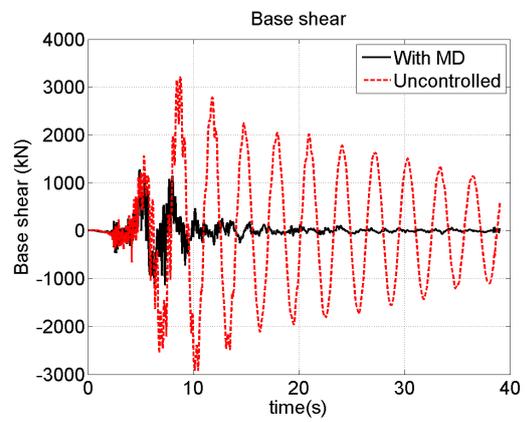


(c) 質塊相對柱頂位移

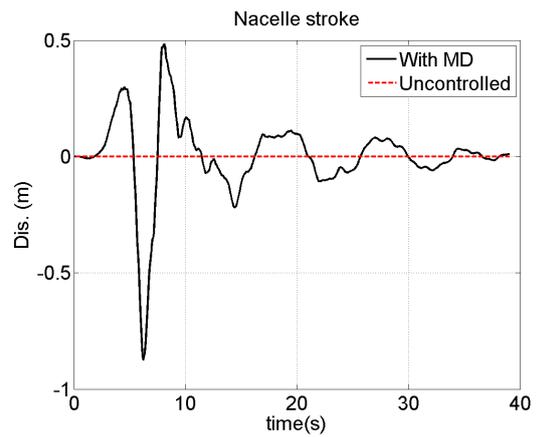
圖 14 裝設黏滯型 MD 前後之反應比較
($R_f=0.3$, $\zeta=0.1$, El centro PGA=0.4g)



(a) 機艙絕對加速度

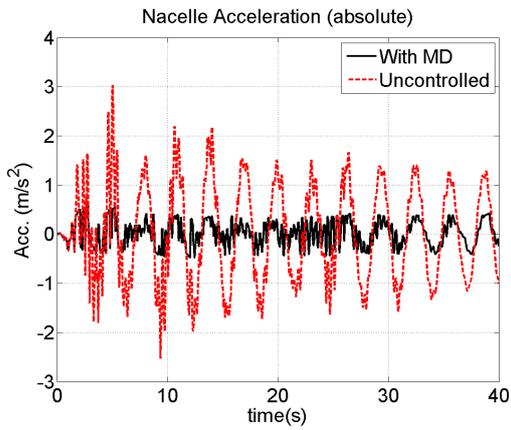


(b) 基底支承剪力

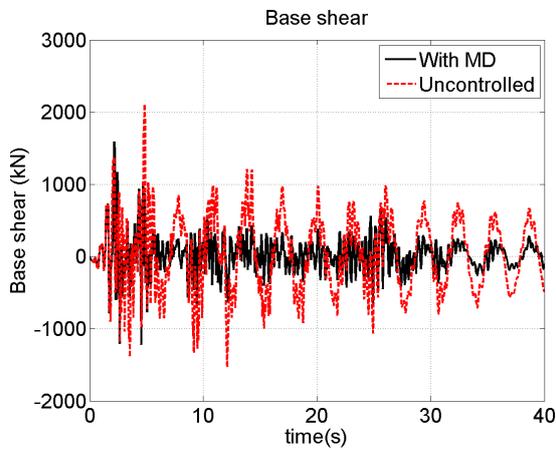


(c) 質塊相對柱頂位移

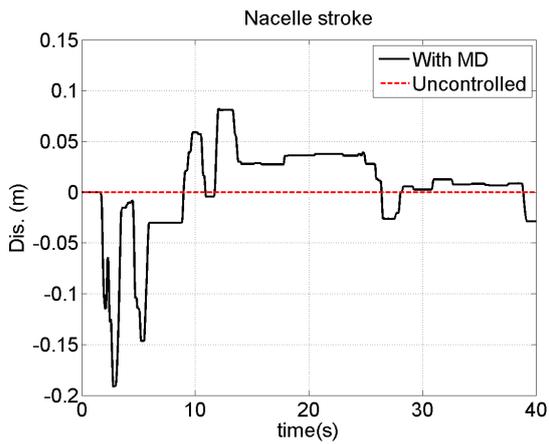
圖 15 裝設黏滯型 MD 前後之反應比較
($R_f=0.3$, $\zeta=0.1$, Imperial Valley PGA=0.4g)



(a) 機艙絕對加速度

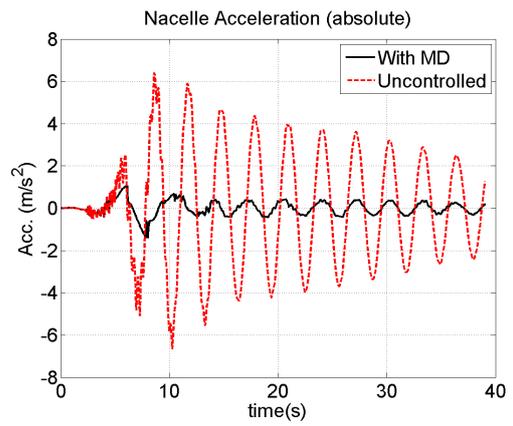


(b) 基底剪力

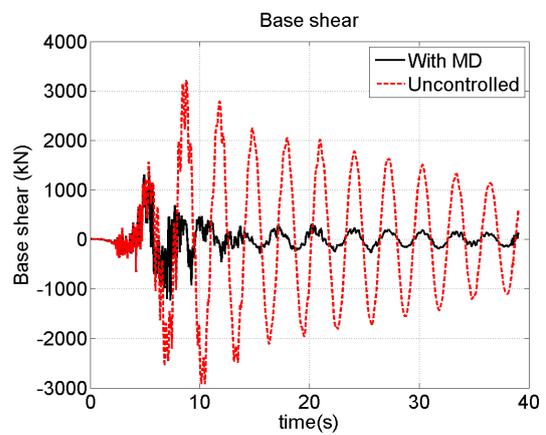


(c) 質塊相對柱頂位移

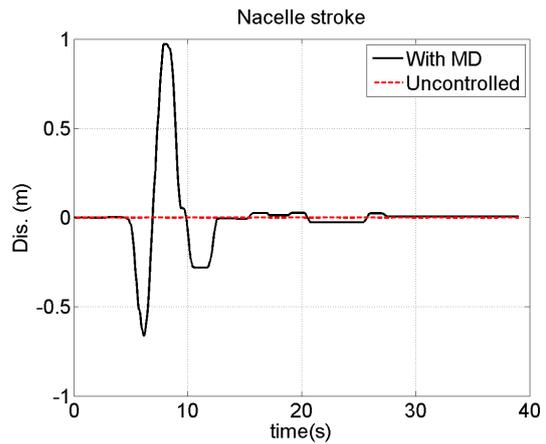
圖 16 裝設摩擦型 MD 前後之反應比較 ($R_f=0.5$, $\mu=0.04$, El Centro PGA=0.4g)



(a) 機艙絕對加速度



(b) 基底剪力



(c) 質塊相對柱頂位移

圖 17 裝設摩擦型 MD 前後之反應比較 ($R_f=0.5$, $\mu=0.04$, Imperial Valley PGA=0.4g)

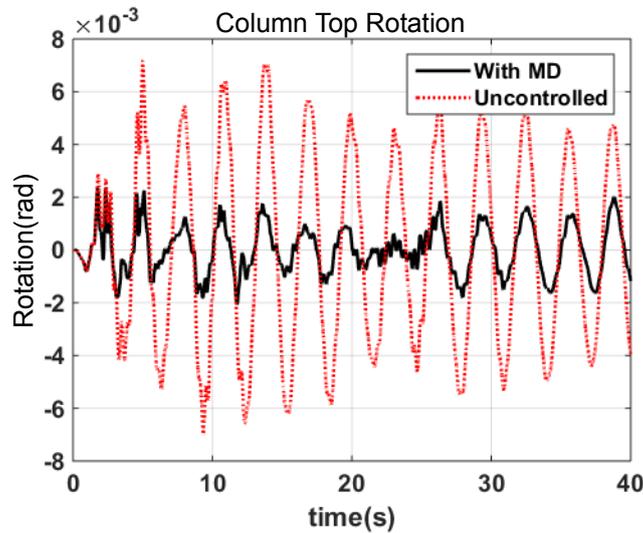


圖 18 裝設 MD 前後風機塔頂之搖擺角歷時反應
(摩擦型, $R_f=0.5$, $\mu=0.04$, El Centro PGA=0.4g)

6.2 最大反應平均值比較

表 4 綜合比較不同類型震波作用下，風機結構在裝設 MD 前後之最大反應平均值，表中括號代表與原始無控系統反應之比值。同時，表中之黏滯型 MD ($R_f=0.3$, $\zeta=0.1$) 與摩擦型 MD ($R_f=0.5$, $\mu=0.04$) 均採用前述參數研究所得之較佳參數值。另則，表 5 比較各類減震系統於全部 16 筆震波作用下之均方根反應(root mean square, RMS) 平均值。表 4 與表 5 亦列出 TMD 減震系統之反應，該反應值將留待下一節中再予討論。

由表 4 可知，(1)無論在近域或遠域震波作用時，MD 對於機艙加速度之減震效果最為優秀。黏滯型 MD 約可降低至無控系統平均反應之 10% 以下；摩擦型 MD 則約為 30%。因此可知，黏滯型 MD 對機艙加速度之減震效果優於摩擦型者，其可能之原因已如前述。(2)就塔柱之反應而言(含基底剪力、基底彎矩、相對變形等)，二種 MD 對於近域震波之減震效果略優於遠域震波者。(3)若比較二種

MD 受 16 筆震波作用時之平均最大反應，則二者大略相同，亦即對塔柱基底剪力之減震效果皆約為 30%；對塔柱基底彎矩之減震效果則約在 50% 左右；塔柱相對變形減震約在 60%。(4)就 16 筆震波之平均值而言，二種 MD 之衝程需求約在 0.6m 左右，且黏滯型 MD 之行程需求大於摩擦型之需求，但摩擦型 MD 會有約 0.04m 左右之殘餘位移。MD 在近域震波中所引致之行程需求皆遠大於遠域震波者，前者約為後者之 3 至 4 倍。

再者，表 5 顯示 MD 風機結構各項均方根反應之減震率皆優於表 4 中之最大反應減震率，尤其是塔柱所受之地震力減震率增加尤其多，例如：黏滯型 MD 塔柱基底剪力減震率由 30% (表 4) 增加至約 55% (表 5)。顯示，不論以結構反應最大值或均方根值作為減震效能評估之依據，MD 技術對提升風機結構減震及耐震效能均有相當優越之效果。

須特別留意者，由於風機支撐結構為典型之懸臂結構，耐震能力除需檢核基底剪力外亦應探討傾覆彎矩。故表 4 與表 5 中特別檢

討了塔柱基底所承受之彎矩(見表 4 與 5 中第 5 行)。由表 4 中 16 筆震波作用下之最大反應平均值顯示，無論是黏滯與摩擦型 MD 對塔柱最大基底彎矩等之減震率約可達約 50%左

右；而表 5 則顯示基底彎矩 RMS 反應之減震率更可達 70%以上。換言之，MD 技術對塔柱基底彎矩之減震效率更優於基底剪力者，可大幅降低塔柱基礎的地震力需求。

表 4 風機結構裝置各類減震系統時之最大歷時反應平均值比較 (PGA=0.4g)

震波型式	減震系統及其參數	最大歷時反應平均值 ⁽¹⁾					
		機艙 加速度 (m/s ²)	塔柱基底 剪力 (kN)	塔柱基底 彎矩(kN-m)	塔柱相對變 形 (m)	MD/TMD 行程 ⁽²⁾ (m)	MD 殘餘位移 (m)
遠域震波 (共 8 筆)	原始無控	2.0 (1.00)	1700 (1.00)	61700 (1.00)	0.28 (1.00)	--	--
	黏滯型 MD $R_f=0.3, \zeta=0.1$	0.11 (0.05)	1290 (0.76)	45000 (0.73)	0.17 (0.61)	0.30	--
	摩擦型 MD $R_f=0.5, \mu=0.04$	0.60 (0.29)	1330 (0.78)	31700 (0.51)	0.15 (0.54)	0.20	0.05
	TMD $R_f=0.93, \zeta=0.15$	2.36 (1.15)	2070 (1.22)	70000 (1.14)	0.20 (0.71)	0.40	--
近域震波 (共 8 筆)	原始無控	4.39 (1.00)	2535 (1.00)	162230 (1.00)	0.86 (1.00)	--	--
	黏滯型 MD $R_f=0.3, \zeta=0.1$	0.39 (0.09)	1676 (0.66)	74199 (0.46)	0.31 (0.36)	1.05	--
	摩擦型 MD $R_f=0.5, \mu=0.04$	1.28 (0.29)	1643 (0.65)	67177 (0.41)	0.31 (0.36)	0.86	0.03
	TMD $R_f=0.93, \zeta=0.15$	3.93 (0.90)	2540 (1.00)	152315 (0.94)	0.76 (0.88)	1.46	--
全部震波 (共 16 筆)	原始無控	3.22 (1.00)	2119 (1.00)	111960 (1.00)	0.57 (1.00)	--	--
	黏滯型 MD $R_f=0.3, \zeta=0.1$	0.25 (0.08)	1484 (0.70)	59598 (0.53)	0.24 (0.42)	0.67	--
	摩擦型 MD $R_f=0.5, \mu=0.04$	0.94 (0.29)	1485 (0.70)	49449 (0.44)	0.23 (0.40)	0.53	0.04
	TMD $R_f=0.93, \zeta=0.15$	3.15 (0.98)	2300 (1.09)	111000 (0.99)	0.48 (0.84)	0.94	--

備註：(1)括號內數值為與原始無控系統之反應比值；(2)MD 行程即為機艙相對柱頂之位移。

表 5 風機結構裝置各類減震系統時之歷時反應均方根值比較 (PGA=0.4g)

震波型式	減震系統 及其參數	歷時反應均方根平均值(RMS) ⁽¹⁾				
		機艙 加速度 (m/s ²)	塔柱基底 剪力 (kN)	塔柱基底 彎矩(kN-m)	塔柱相對變 形 (m)	MD/TMD 行程 ⁽²⁾ (m)
全部震波 (共 16 筆)	原始無控	0.99 (1.00)	513 (1.00)	41048 (1.00)	0.23 (1.00)	--
	黏滯型 MD $R_f=0.3, \zeta=0.1$	0.07 (0.07)	234 (0.46)	10415 (0.25)	0.04 (0.17)	0.18
	摩擦型 MD $R_f=0.5, \mu=0.04$	0.26 (0.26)	228 (0.44)	10987 (0.27)	0.06 (0.26)	0.12
	TMD $R_f=0.93, \zeta=0.15$	0.61 (0.62)	418 (0.82)	25300 (0.62)	0.13 (0.57)	0.24

備註：(1)括號內數值為與原始無控系統之反應比值；(2)MD 行程即為機艙相對柱頂之位移。

七、質量阻尼器與 TMD 之減震效能比較

7.1 TMD 參數之決定

調諧質量阻尼器(TMD)為相當成熟的減震技術，一般常使用於細長型結構系統的抗風制振中，而近年亦有將之應用於結構抗震之研究報告[Lin et al. 2010; 鍾等 2012; 盧與鍾 1999]。本節將比較 MD 與 TMD 風機結構之動態特性與減震性能，以彰顯二者之差異性。由圖 2(c)之 TMD 風機結構示意圖可知，TMD 需要額外加裝一質塊使其自振頻率與風機結構之基本振頻調諧，以便抑制風機結構之振動反應。一般而言，TMD 有三個主要參數：質量比 R_m 、頻率比 R_T 、阻尼比 ζ_T ，定義如下

$$R_m = \frac{m_T}{m_s}, \quad R_T = \frac{\omega_T}{\omega_1}, \quad \zeta_T = \frac{1}{2} \frac{c_T}{m_T} \omega_T \quad (46)$$

式中， m_T 與 m_s 分別為 TMD 質塊與主結構(風機結構)之質量； ω_1 為主結構第一自振頻

率； ω_T 與 ζ_T 則為 TMD 質塊之自振頻率與阻尼比； c_T 為 TMD 之黏滯阻尼係數。

鍾等[2012]之研究結果建議，在假設白雜訊之地表振動下，若欲將主結構加速度之均方反應最小化，則 TMD 之最佳頻率比

$R_{T,opt}$ 及阻尼比 $\zeta_{T,opt}$ 可用下式計算

$$R_{T,opt} = \frac{\sqrt{1+0.5R_m}}{(1+R_m)} (1+c_1\zeta_s+c_2\zeta_s^2) \quad (47)$$

$$\zeta_{T,opt} = \sqrt{\frac{(1+0.75R_m)R_m}{4(1+R_m)(1+0.5R_m)}} (1+d_1\zeta_s+d_2\zeta_s^2) \quad (48)$$

其中， ζ_s 為主結構之阻尼比； c_1 ， c_2 ， d_1 與 d_2 皆為常數係數可由下式決定

$$c_1 = -0.03854 - 1.825R_m + 7.475R_m^2 \quad (49)$$

$$c_2 = 0.09710 + 2.950R_m - 9.487R_m^2$$

$$d_1 = -0.007115 - 0.1042R_m + 0.4348R_m^2 \quad (50)$$

$$d_2 = 0.1918 + 5.505R_m - 16.26R_m^2$$

本文在以下之數值模擬中，將預設 TMD 之質量比為 $R_m = 0.1$ ，結構阻尼比為

$\zeta_s = 0.05$ ，並將此二值代入(47)-(50)式中，即可得 TMD 最佳頻率比與最佳阻尼比分別為： $R_{T,opt} = 0.925$ 與 $\zeta_{T,opt} = 0.153$ 。其中，所選之質量比 $R_m = 0.1$ 略高於一般抗風制震常用之值，此仍因為一般地震力皆高於風力，而 TMD 之制震力量又與其質量比有關，故採用較高之質量比可使 TMD 達到較佳之制震效果，以便在下文中與 MD 作比較。

7.2 TMD 與 MD 模態特性比較

為展現本文風機結構裝設 TMD 後系統之模態特性，表 2 最後一列與圖 5(c)分別顯示系統之前幾個振態之參數及振形。圖 13 則比較 TMD、MD 與原始風機結構系統之頻率響應曲線(機艙相對位移、加速度、基底剪力)。注意，圖 5(c)中各振形頂點之位移代表 TMD 質塊之位移，而機艙之位移則為振形頂端下方之位移。由表 2 可知，風機結構裝設 TMD 後，其振動行為主要由前二個振頻所主導，其第一與第二振頻由原先的 0.32 Hz 與 2.64 Hz 降為 0.25 Hz 與 0.39 Hz。圖 5(c)則顯示第一振形主要為質塊之位移，而塔柱之變形主要由第二振形所引致。再者，觀察圖 13 可知，由於 TMD 與主結構系統振頻調諧之故，TMD 風機結構的前二個共振峰十分接近，因此具有抑制原結構第一共振峰反應之效果。不過，其前二個自振頻率與原結構第一振頻相同仍落在一般震波主要能量頻率範圍內(即 0.1-1.0Hz)。

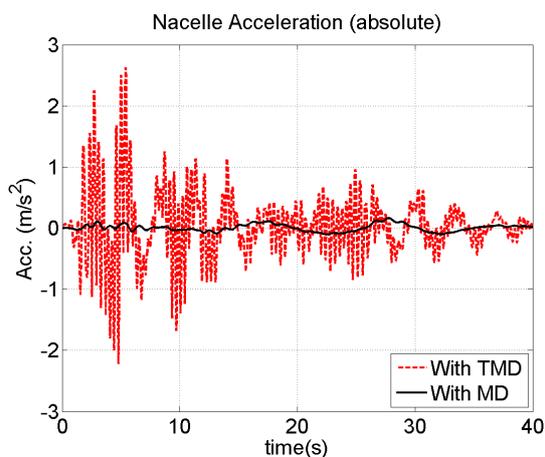
7.3 減震效能比較

表 4 綜合比較在不同類型震波作用下 (PGA=0.4g)，各類減震系統之最大反應平均值，其中 TMD 之反應羅列於各類震波之最後一列，而表 5 最後一列則羅列 TMD 之均方根反應(RMS)。注意，表 4 與表 5 中所列之數值

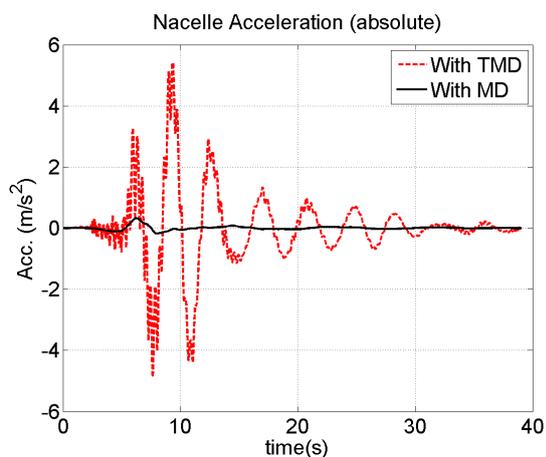
均為數筆震波反應之平均值，而括號內數字代表與原始無控系統反應之比值。圖 19 與 20 分別比較 TMD 與黏滯型 MD 受 El Centro 及 Imperial Valley 震波(PGA=0.4g)作用下風機結構之歷時反應，此二筆震波可分別用以代表典型之遠域與近域震波。另由於，TMD 的阻尼屬於黏滯性阻尼(見(34)式)，故圖 19 與 20 中僅與黏滯型 MD ($R_f = 0.3$, $\zeta = 0.1$)比較。

由上述之圖表可得以下結論：(1)表 4 顯示，由於 TMD 之特性在於抑制結構之共振反應，而風機結構屬長週期結構，因此 TMD 在長週期近域震波作用下減振效益較佳，反之在一般遠域震波中對反應峰值之減震效益反而不彰。表 5 則顯示，TMD 對風機結構 RMS 之反應值則有不錯之減震效能。對機艙加速度與塔柱底彎矩等之減震率可達約 40%，對塔柱基底剪力則可達約 20%，質塊平均行程約 0.24m。故可知 TMD 對風機結構減震確有效果，惟主要針對 RMS 反應。(2)若比較 TMD 與 MD 之反應可知，不論於何種震波條件下，亦不論是最大值或 RMS 值，MD 系統之各項反應(機艙加速度、塔柱基底剪力、柱底彎矩、塔柱變形、質塊行程等)全部低於 TMD 之反應，減震效果十分顯著。尤其在最大反應值的減震效果方面，MD 遠優於 TMD 系統，此點亦可由圖 19 與 20 清楚觀察到。

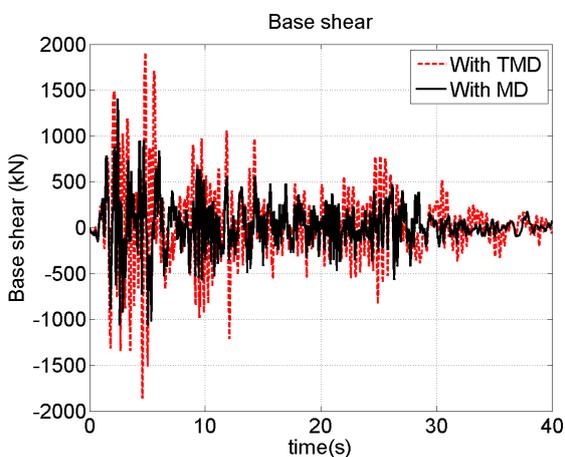
MD 減震效果優於 TMD 系統之原因或可由觀察圖 13 得知，由該圖之頻率響應曲線可知，TMD 雖可略為抑制風機結構第一共振峰之峰值，但卻未能如 MD 系統在震波之主要能量區(即 0.1-1.0Hz)產生反共振之行為，以大幅降低整體系統之反應。再者，由於 TMD 需於原結構系統外加一反力質塊，而為產生相當之制震力量此質塊之質量不宜過低，此質塊額外產生之質量亦會增加風機結構之基底剪力與彎矩，對抗震應用反而有不利之影響。



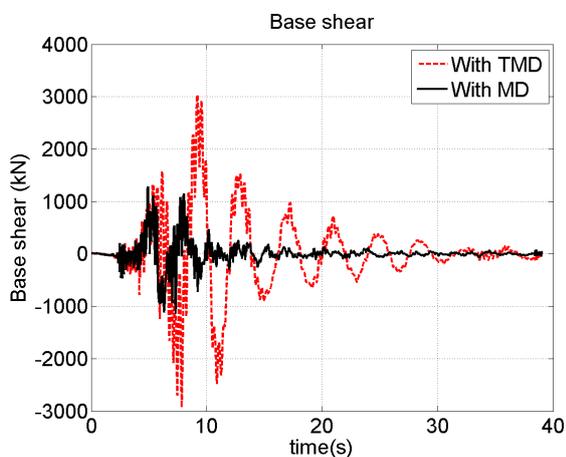
(a) 機艙絕對加速度



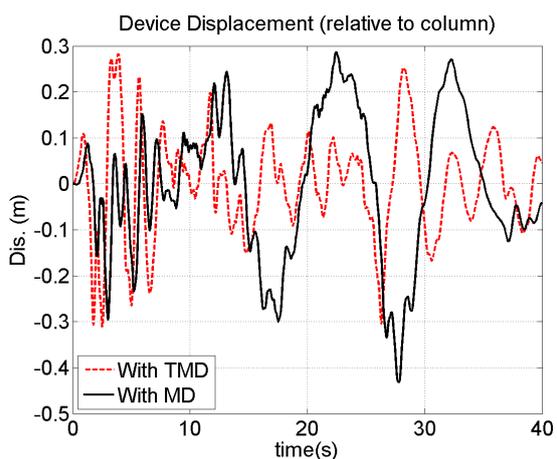
(a) 機艙絕對加速度



(b) 基底剪力

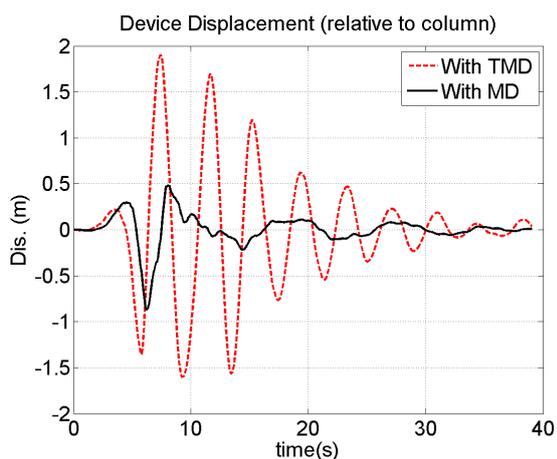


(b) 基底剪力



(c) 質塊相對柱頂位移

圖 19 TMD 與黏滯型 MD 之反應比較
($R_f=0.3$, $\zeta=0.1$, El Centro PGA=0.4g)



(c) 質塊相對柱頂位移

圖 20 TMD 與黏滯型 MD 之反應比較
($R_f=0.3$, $\zeta=0.1$, Imperial Valley PGA=0.4g)

八、結論

為提升離岸風機及其支撐結構的耐震性能，本文提出以質量阻尼器(mass damper, MD)作為風機結構系統減震機制之構想，並以風機機艙本身之質量作為 MD 之反力質塊，如此可避免增加風機整體重量及海上運輸成本。為能以數值分析方法探討所提構想之可行性，本文首先說明用以模擬裝設 MD 風機結構地震行為之有限元素分析模型，再以此模型模擬 5MW (5 百萬瓦)單樁式離岸風機結構在 16 筆包含遠域及近域特性震波作用下之最大反應，以便進行 MD 之參數研究，找出減震效率最佳之 MD 設計參數。參數研究對象並包括黏滯型 MD 與摩擦型 MD 等二類，二者之差別在於所採用消能元件之不同。最後，本文並比較 MD 與傳統 TMD 之減震效能，以彰顯 MD 之減震特性。本文數值模擬中用以作為減震指標之系統反應包括：機艙加速度、塔柱剪力與彎矩、MD 質塊行程等。其中，機艙加速度與震後風機是否能保有發電功能有關；柱底剪力與彎矩則與風機結構總體之安全性有關；質塊行程則與 MD 之施作可行性有關。由本文之研究結果可得以下結論：

- (1) 由參數研究可知，MD 之頻率比與阻尼比(或摩擦係數)越低，機艙最大加速度值愈低，但 MD 之最大行程則愈大，二者必須加以擇中妥協。但若以風機支撐塔柱之基底總剪力作為首要減震目標，則不論是黏滯型或摩擦型 MD 皆可找到一組較佳之系統參數使基底剪力最小化。以本文 5MW 單樁式離岸風機結構為例，黏滯型 MD 之較佳參數為：頻率比 0.3，阻尼比 0.1；而摩擦型 MD 之參數則為：頻率比 0.5，摩擦係數 0.04。
- (2) 若與無控之原始風機結構反應比較，採用使基底剪力最小化之 MD 系統，可同時大幅降低風機結構與機艙之地震動態反應，

其中對機艙加速度之減震效果尤佳。在本文所選擇的 16 筆震波作用，黏滯型 MD 對機艙最大加速度之平均減震率可達 90%；摩擦型 MD 則可達 70%。另就風機支撐塔柱之反應而言，二種 MD 之減震效果大約相當，亦即對塔柱基底總剪力之減震效果約為 30%；對塔柱基底彎矩之減震則約可達 50%；對塔柱相對變形減震約在 60%左右。

- (3) 由於風機結構屬細長型之長週期結構，最佳化之 TMD 系統可有效抑制風機結構之第一共振峰反應，因此在含有長週期近域震波中之減振效果比在遠域震波中佳。另一方面，由於 MD 系統在震波之主要能量區可產生明顯的反共振行為，避開主要地震能量之輸入，故不論是在近域或遠域震波作用下，MD 系統之各項反應(包含：機艙加速度、柱底剪力、柱底彎矩、塔柱變形、質塊行程等)全部低於 TMD 之反應，減震效果十分顯著。

參考文獻

- 1.Chang, T. J. (2002) "Assessment of wind characteristics and wind turbine characteristics in Taiwan." *Renewable Energy* 28: 851-871.
- 2.Colwell, S. and B. Basu (2009) "Tuned liquid column dampers in offshore wind turbines for structural control." *Engineering Structures* 31(2): 358-368.
- 3.Chopra A. K. (2011) *Dynamics of Structures 4th Ed.*, Prentice-Hall, NJ, USA.
- 4.Garelli, F., P. Camocardi and R. J. Mantz (2010) "Variable structure strategy to avoid amplitude and rate saturation in pitch control of a wind turbine." *International Journal of Hydrogen Energy* 35(11): 5869-5875.
- 5.Houtzager, I., J. W. van Wingerden and M. Verhaegen (2013) "Wind turbine load reduction by rejecting the periodic load disturbances." *Wind Energy* 16(2): 235-256.

6. Jonkman, J. S. Butterfield, W. Musial and G. Scott (2009) *Definition of a 5-MW reference wind turbine for offshore system development*. NREL Technical Report NREL/TP-500-38060. National Renewable Energy Laboratory, Golden, CO, USA.
7. Jonkman, J. M. and M. L. Buhl Jr. (2005) *FAST User's Guide*. NREL Technical Report NREL/EL-500-38230 (previously NREL/EL-500-29798). National Renewable Energy Laboratory, Golden, CO, USA.
8. Krenk, S., M. N. Svendsen, and J. Høgsberg (2012) "Resonant vibration control of three-bladed wind turbine rotors." *AIAA Journal* 50(1): 148-161.
9. Kwon, D. K., A. Kareem and K. Butler (2012) "Gust-front loading effects on wind turbine tower systems." *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* 104-106: 109-115.
10. Lackner, M. A. and M. A. Rotea (2011) "Passive structural control of offshore wind turbines." *Wind Energy* 14(3): 373-388.
11. Li, J. (2012) "Experimental study on vibration control of offshore wind turbines using a ball vibration absorber." *Energy and Power Engineering* 04(03): 153-157.
12. Lin, C. C., L. Y. Lu, G. L. Lin, T. W. Yang (2010) "Vibration control of seismic structures using semi-active friction multiple tuned mass dampers." *Engineering Structures* 32(10): 3404-3417.
13. Lu, L. Y., L. L. Chung, L. Y. Wu, G. L. Lin (2006) "Dynamic analysis of structures with friction devices using discrete-time state-space formulation" *Computers and Structures*, Vol. 84, No.15-16, 1049-1071.
14. Murtagh, P. J., A. Ghosh, B. Basu and B. M. Broderick (2008) "Passive control of wind turbine vibrations including blade/tower interaction and rotationally sampled turbulence." *Wind Energy* 11(4): 305-317.
15. McGuire, W., R. H. Gallagher, R. D. Ziemian (1999) *Matrix Structural Analysis*, 2nd Edition, John Wiley & Sons, Inc., New York.
16. Meirovitch, L. (1990) *Dynamics and Control of Structures*, John Wiley & Sons, Inc., New York.
17. Saranyasoontorn, K. and Manuel L. (2006) "Design loads for wind turbines using the environmental contour method." The 44th AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, 9 - 12 January, Reno, Nevada.
18. SSE (2011). Photo of the Greater Gabbard off-shore wind farm, UK. Courtesy of Scottish & Southern Energy (SSE), Perth, Scotland. Photo Credit: chpv.co.uk/SSE/RWE.
19. Stewart, G. M. and M. A. Lackner (2011) "The effect of actuator dynamics on active structural control of offshore wind turbines." *Engineering Structures* 33(5): 1807-1816.
20. Wang Y., Y. Xia and X. Liu (2013) "Establishing robust short-term distributions of load extremes of offshore wind turbines." *Renewable Energy* 57, 606-619.
21. 林子堯 (2014) "減震技術於離岸風力發電支承結構之應用研究", 國立成功大學土木工程系碩士論文, 7 月。指導教授: 胡宣德、盧煉元。
22. 盧煉元、鍾立來 (1999) "國內外結構控制技術之進展", 土木技術 (防災科技專題), 四月號, 第 14 期, 81-95 頁。
23. 鍾立來、顧丁與、賴勇安、吳賴雲 (2012) "調諧質塊阻尼器於基底振動之最佳減振設計參數" *結構工程*, 第二十七卷第四期。
24. 黃心豪 (2013) "離岸風力發電在台灣", 杜風電子報 66 期, 台大土木系出版。
25. 薛嘉傑 (2014) "垂直及水平地震力作用下框架式結構震動效應對設備反應之影響", 高雄第一科技大學營建工程系碩士論文, 1 月。指導教授: 盧煉元。