

套管式離岸風力機於極限颱風和地震條件下之 負荷評估

林宗岳¹ 吳凱洋¹

摘要

本研究對象為位於彰濱外海 3.6 MW 固定式離岸風力發電機於颱風和地震環境下的負荷。台灣西岸的離岸風場位處亞熱帶海洋氣候區和菲律賓海板塊與歐亞板塊的交界，每年夏秋季的颱風造成陸上風力機極大損害，加上地震對基礎結構的破壞，有必要進行特定場址的環境評估負荷及強度估算。颱風環境紀錄用以推估 50 年重現期的極限條件。環境負荷考慮潮汐、洋流、和波浪等水動力。套管式結構之水動力負荷使用自行開發之 HydroCRest 程式進行計算，和 CFD 交互驗證非線性近岸波浪負荷；風機葉片在正常運轉以及異常停機狀態下的風力負荷則使用葉片動量元素法估算，並使用原廠性能數據進行驗證。地震負荷部分採用 475 年重現期的地動加速度反應譜，配合假設的相位頻譜，以非平穩頻譜匹配演算法和餘弦遞減波母函數，轉換成水平地動加速度歷時，施加至遠場土壤邊界。颱風與地震事件在統計上並無關聯性，是故兩種分析條件獨立進行。評估上述三者負荷後施加至有限元模型上，進行動態結構分析，以評估整體結構強度和變位。

Extreme Typhoon and Seismic Load Assessments for a Jacket-type Offshore Wind Turbine

Tsung-Yueh Lin¹ Yann Quémener¹

ABSTRACT

Recently, Taiwan started to evaluate the potential of wind energy production on its West coast. The concern was raised about employing existing solutions validated by experience for mild environment regions to Taiwan which is frequently subject to typhoon and earthquake. This study investigated the strength under extreme typhoon and seismic conditions of an offshore wind turbine of 3.6MW supported by a 4-leg jacket. Environmental loads includes wind, water wave, and seismic accelerations, which were evaluated by different approaches. For an extreme wind speed of 70 m/s, the loads at the nacelle of the parked wind turbine considering a blade pitch control fault that prevents the reduction of the exposed blade surface to the wind were approximately 220% greater than the wind load for parking without fault condition. In addition, this study showed that the wind turbine structure was sufficiently stiff to prevent the rapid variation of the ground acceleration during an earthquake being magnified at the nacelle, protecting thus the equipments fitted in the nacelle.

¹ 中國驗船中心 研究處 研發組 驗船師

一、緒論

台灣西海岸被 4C Offshore Limited 評選為世界最優風場之一[1]，兼具高單位風能、穩定風速、中淺水深等優勢，相當具有開發潛力。但同時因位處亞熱帶海洋氣候區和菲律賓海板塊與歐亞板塊的交界，每年夏秋季的颱風造成陸上風力機極大損害，加上地震對基礎結構的破壞，離岸型風力機的設計無法直接引用歐洲的方法及規範，而有必要進行特定場址的環境評估、負荷及強度估算等。颱風不僅帶來極高的風速，風向和風速變化劇烈，相較於陸上型的結構，離岸結構尚需要考慮因颱風氣旋引起的近岸長浪、風暴潮、及洋流等水動力負荷，諸多由極限波浪造成的暫態負荷有必要列入考慮。

本研究採用先進 CFD 模擬工具及中心自行開發之 HydroCRest 計算程式兩者評估水動力負荷，特別針對近岸和極限波浪特性之理論求解，適用於台灣西部海域。除水動力之外，風力機承受之風負荷以另一 BEM 模組進行評估。台灣在陸上風機學到的經驗含括正常運作和極限強風，尤其後者會毀損控制系統，導至超出廠商公佈之負荷等級。BEM 方法即因應此異常停機狀態發展模組，整合進 HydroCRest 程式。最後，在地震負荷評估方面則採用 RspMatch 模組，將地震設計能量譜轉換成動態歷時訊號，一併整合至程式中，達到全結構之動態負荷評估。利用這些數據施加至 FEM 分析結構反應和強度，評估離岸型風力機於颱風和地震環境中的結構反應。

本文研究之離岸風力機為永傳能源股份有限公司所屬。圖 1 工址位於彰濱外海約 8 公里的福海離岸風場東北端，完工之測風塔旁的 COPP (Changhua Offshore Pilot Project) 為兩部 3.6 MW 示範風力機。

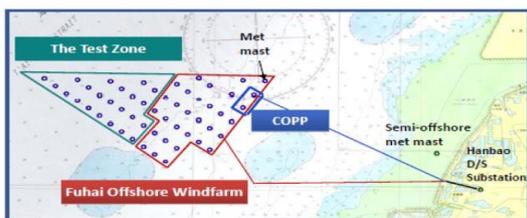


圖 1 福海離岸風場規劃圖

二、負荷計算方法

海上環境包含：風力、水動力、地震力等三類負荷來源，每種來源及其負荷的評估方式完全不同。中心自行開發 HydroCRest 模擬軟體，整合上述三種負荷的計算，並即時以圖像顯示模擬結果。HydroCRest 加入與結構有限元素軟體 Abaqus 的界面，負荷計算後直接輸至結構分析使用。以下分別詳述水動力、風力、以及地震力等負荷的計算理論和方法。

2.1 水動力負荷

潮汐、洋流、波浪潮汐以最低天文潮位為基準，海底深度為 18.18 公尺，加上 50 年預估極限暴潮位 6.49 公尺、和海底床量測誤差 1.0 公尺；共 25.03 公尺極限平均水深。台灣海峽在冬季有較強的海流，其在近水面處的流速為 1.39m/s；同風剖分佈並不均勻，流剖分佈按式(1)計算。

$$U_{cur}(z) = U_{MWL} \left[\frac{z+d}{d} \right]^{1/7} \quad (1)$$

台灣海峽近岸水域之水深在颱風狀況中的波浪為非線性中水深波。潮位除了影響波浪的平均水深，也影響描述波浪的數學模型。按風力發電離岸系統示範獎勵辦法[2]設定西岸 50 年重現期的有義波高為 8.0 公尺，以 1.86 倍預估極限波高為 14.88 公尺，配合極限潮位所對應的週期為 12.47 秒。在本研究所探討極限地震中的常態波浪則以平均潮位搭配 7.8 公尺波高，對應週期為 10.3 秒。海流的部分僅在最低潮位的海流，海面海流速度在地震中設定為 1.23 m/s。

按海洋波浪理論對規則波浪的分類，圖 2 劃分成三個區域：線性波浪(Airy Wave)為藍色、非線性、中水深的五階 Stoke's Wave 為綠色、以及強非線性淺水波(Cnoidal Wave)為紅色。圖中橫軸為無因次化水深，縱軸為無因次化波高。當波高越高、水深越淺時適用的波浪理論依次由藍至綠至紅。吾人可固定波高和週期為 14 公尺和 12 秒，單獨探討水深 60 公尺(藍)、30 公尺(綠)、和 18 公尺(紅)波浪流場的差異。圖 3 (上)顯示非線性波浪因淺水效

應，其波形在波峰處更陡峭，波峰位置更高。圖 3 (下)中實線為水粒子的水平速度，虛線為水平加速度；與傳統線性波理論數值，兩者比較發現峰值亦增高數倍，且作用時間縮短。回到本文所設定的二個波浪，屬於中水深的五階 Stoke's 波浪(綠)。

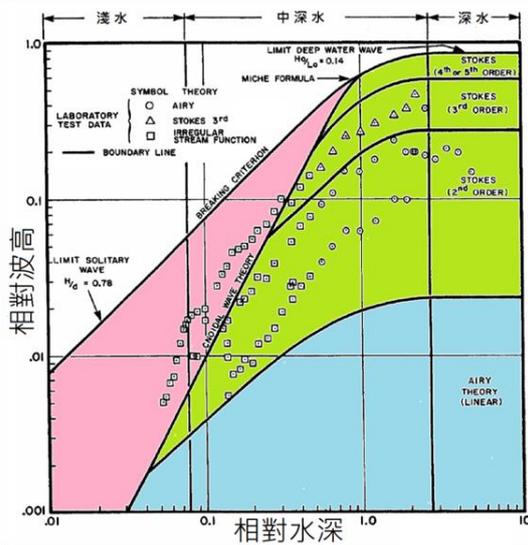


圖 2 規則波浪理論分類

圓管結構的水動力負荷採用 Morison 方法計算。Morison 假設波長遠大於直徑，故流場可用未受擾動之流體速度來替代。圓管斷面的負荷按式(2)分為三項加總：慣性力、阻力、及碎波力。慣性力與流體粒子水平加速度成正比；阻力則與速度平方成正比；碎波力在本案例裡可忽略。式中速度的計算沿用上述五階 Stoke's 波浪速度場，分解成垂直於圓管軸向分量和平行於軸向分量。前者即為對圓柱的有效速度 v ；加速度亦為一向量，比照速度向量的處理法進行。阻力和慣性力係數的計算按照 DN V 的建議算法設定，式(3)和(4)；其中 C_{DS} 為定常流中的阻力係數， ψ 為跡流放大因子。唯在與 CFD 比較驗證時， C_D 皆設定為 0.4，以比照光滑的圓柱表面。在 LAT 以下額外增加海生物附著厚度，參考 MetOcean[3]報告，加至水動力負荷計算中的有效直徑；與 CFD 比較時則不考慮此厚度增量。

$$F_M = \rho_{sw} \cdot C_M \cdot A \cdot \dot{v} + \frac{1}{2} \rho_{sw} \cdot C_D \cdot D \cdot v \cdot |v| + F_s \quad (2)$$

$$C_D = C_{DS}(A) \cdot \psi(K_C) \quad (3)$$

$$C_{DS}(A) = \begin{cases} 0.65 & \text{for } A < 10^{-4} \\ (29 + 4 \cdot \log(A))/20 & \text{for } 10^{-4} < A < 10^{-2} \\ 1.05 & \text{for } A > 10^{-2} \end{cases} \quad (4)$$

為了驗證 Morison 計算波浪負荷的結果，本文之套管式基礎結構使用 CFD 模擬，並與 Morison 結果比較。波浪設定為 14.88 公尺波高的五階 Stoke's 波浪，週期 12.47 秒、水深 25.03 公尺，暫無考慮洋流。全結構分成三部分進行細部比對：四支支撐腳、連接腳之間的所有細桿件、以及上方的轉接平台，如圖 4 所示。CFD 計算結果本身通過網格獨立性和 CFL 穩定時間步進驗證其可信度；Morison 計算設定中 C_D 為 0.4 以等同於 CFD 中的光滑圓柱表面。圖 5 為各部分的波浪負荷於海底固定端點形成的傾倒力矩，在波峰處 Morison(實線)與 CFD(虛線)支撐腳和連接桿皆相當接近，在波谷處前者估算較保守。此外 CFD 中發現少許的平台波擊，佔全部負荷比例小，是 Morison 無法也不需要考量的特殊情況。

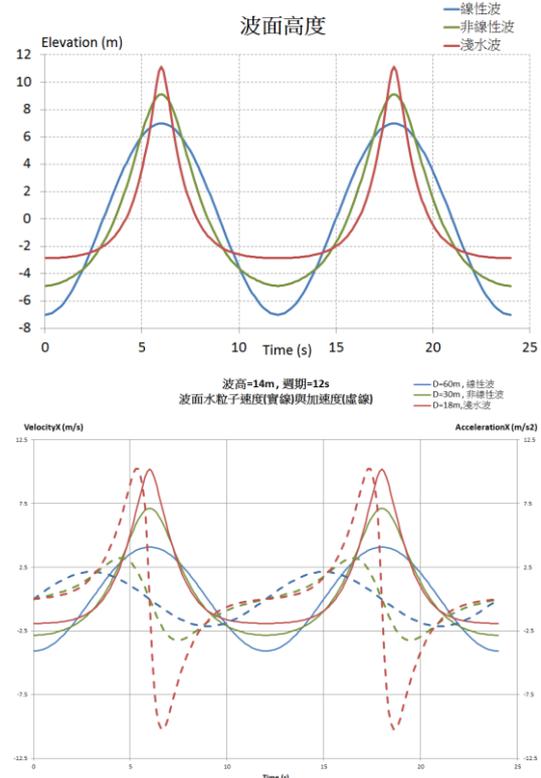


圖 3 三種規則理論波浪之波形(上)與水平速度(下實線)和加速度時序圖(下虛線)

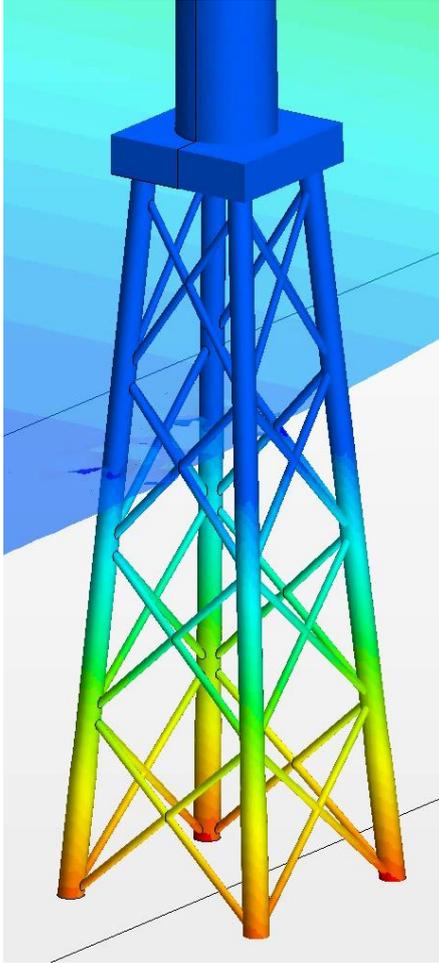


圖 4 CFD 模擬剛架於波浪中之壓力分佈

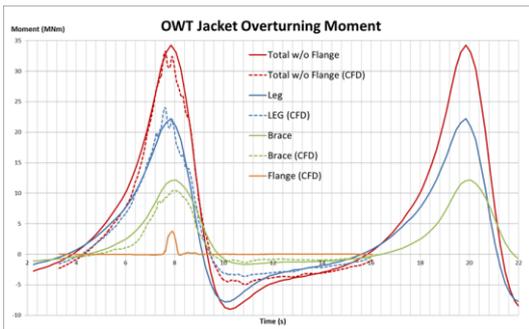


圖 5 CFD 與 HydroCRest 計算結果比較

2.2 風力機負荷

本研究使用葉片動量元素方法(Blade Element Momentum Method, BEM)計算風力機轉子之風負荷。相較於耗時的 CFD 方法，BEM 假設葉片之氣動力可視為多個二維流場現象疊加，亦即不同半徑

之斷面性能彼此間無影響，故其快速且準確的特性，已成熟地運用於風力機葉片的設計和分析。BEM 由兩個理論結合：二維葉片元素理論(2D Blade Element theory)以及制動盤動量理論(Actuator Disk Momentum theory)。前者按每一個翼形斷面的相對入流速度計算斷面升力和阻力，如圖 6 (左)和式 (5)。

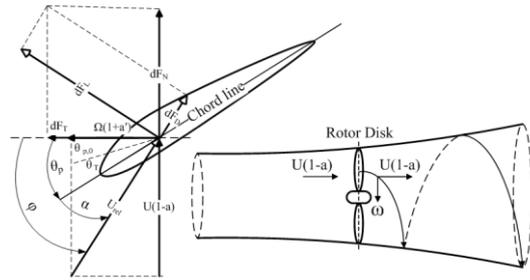


圖 6 葉片元素(左)和制動盤動量理論(右)

$$dF_N = nB \frac{1}{2} \rho U_{rel}^2 (C_l \cos \varphi + C_d \sin \varphi) c dr \quad (5)$$

$$dQ = nB \frac{1}{2} \rho U_{rel}^2 (C_l \sin \varphi + C_d \cos \varphi) c r dr$$

其中 φ 為入流方向角、 C_l 和 C_d 為翼形升/阻力係數， c 和 nB 分別為翼形弦長和葉片數。

基於流場動量守衡定律，當一均勻平行流體流經轉子圓盤平面時將能量傳遞至葉片上，因而流速降低且產生旋向動能，形成螺線形跡流區，如圖 6 (右)所示。流速降低量和旋向動能分量可用式(6)來計算。

$$U_{rel}(r) = \sqrt{U_{hub}^2 (1-a)^2 + \Omega^2 r^2 (1+a')^2} \quad (6)$$

$$\varphi = \tan^{-1} \left[\frac{U_{hub} (1-a)}{\Omega r (1+a')} \right]$$

其中 a 和 a' 為軸向及切向流速誘導因子，按照制動盤動量理論導出的式(7)來計算。

$$a = \frac{1}{1 + \frac{4 \sin^2 \varphi}{\sigma' (C_l \cos \varphi + C_d \sin \varphi)}} \quad (7)$$

$$a' = \frac{1}{\frac{4 \sin \varphi \cos \varphi}{\sigma' (C_l \sin \varphi + C_d \cos \varphi)} - 1}$$

其中 σ' 為葉尖損失修正因子，使越靠葉尖斷面的氣動力負荷逐漸遞減至零，修正 BEM 計算有限葉片長度時的物理偏差。除了葉尖損失修正，另需套用 Glauert 修正模型以避免錯誤的誘導因子計算。而風力機轉子通常有微幅上仰的設計，使葉片在運作中不致於撞擊塔柱。如此入流將不完全與制動盤垂直，需再以 Pitt 模型修正歪斜跡流對誘導速度的影響。[4]

縱觀 BEM 計算流程，如圖 7 的流程圖，斷面相對速度 U_{rel} 和其方向 ϕ 依式(5)計算斷面負荷；斷面負荷代入式(7)，加上上述三個修正模型，得到速度誘導因子，更新斷面相對速度。如此迭代至每個斷面皆同時滿足式(5)和式(7)，達到平衡。最後在徑向將斷面負荷積分，得到風機葉片的總負荷，並計算發電功率和功率係數。

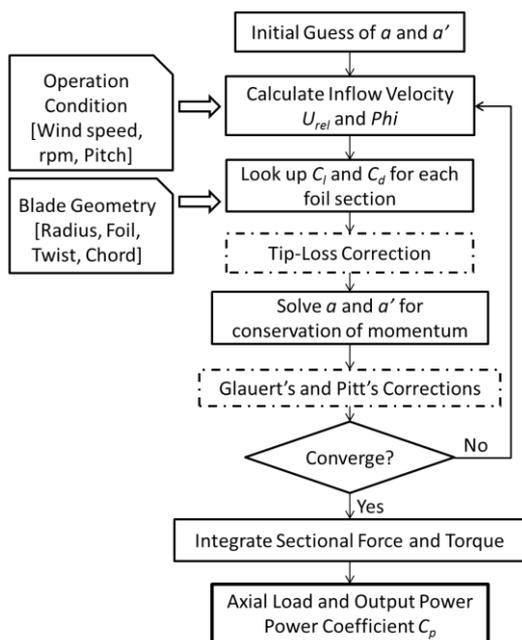


圖 7 BEM 計算流程圖

BEM 計算驗證使用 Zephyros Z72 2.0 MW 風力機為標的，與廠商官方資料比對。圖 8 呈現兩者結果，BEM 為藍線，官方數據為紅線[5]；其中藍線在超出切入風速 13 m/s 後葉旋控制系統啟動，氣動力煞車介入限制總發電量輸出。圖中可觀察到 BEM 與參考數據從切入風速至切出風速以後，都相

當接近。右軸藍色破折線為葉旋角度，顯示在切出風速後葉旋控制系統開始作動。若此系統失效則負荷會急速飆升，如圖中藍色實線末段，可能導致機組毀損。本研究中的兩個案例設定為：颱風的極限負荷預設極高風速中葉旋控制系統失效，以及正常風速和額定運轉中突然遭遇極強地震兩者。本研究使用離岸風機為 Siemens 之 G4 平台的大型風力機 S WT-3.6-120，其直徑 120 公尺、額定功率為 3.6 MW。機組性能和風負荷以 BEM 方法計算，重量參考官方公佈之數值：葉片總重 100 噸、艙部含發電機組總重 140 噸。

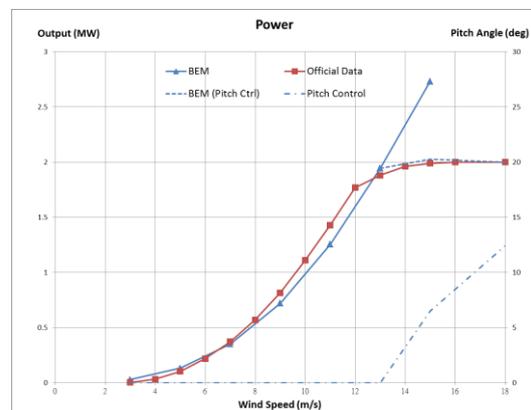


圖 8 BEM 計算 2.0 MW 風力機之功率曲線與驗證

最後還需考慮風機塔柱的風負荷。假設塔柱和葉片之間無交互影響，使用圓柱在定常流場中的阻力方程式計算，如下式(8)，其中 C_D 為圓柱阻力係數、 U_w 為在 z 高度的風速。風場受到地面剪切影響而使速度遞減，此風剖分佈使用式(9)計算。

$$U_w(z) = U_{hub} \cdot \left[\frac{z}{H} \right]^{0.12} \quad (8)$$

$$F_w(z) = \frac{1}{2} \rho_{air} \cdot C_D \cdot D(z) \cdot U_w^2(z) \quad (9)$$

此 3.6MW 風力機在三個條件下之負荷如表 1 所示，分別為額定風速下的正常運轉、極限強陣風的安全停機、以及極限強陣風且葉旋控制系統故障等三個不同風力機的狀況下之負荷。此表顯示在正常運作中負荷集中於葉片，但至異常停機狀態下葉片負荷增加 5 倍，且風機塔負荷也大幅增加。

表 1 3.6 MW 風力機於三種狀況下之負荷

Loaded items	Wind Speed	
	12 m/s	70 m/s
Blades - Normal Operation	416 kN	-
Blades - Parked without fault	-	80 kN
Blades - Parked with fault	-	2030 kN
Tower	35 kN	667 kN

2.3 地震負荷

因我國尚無針對海上結構物制定耐震規範，本文依地震危害度之機率分析法(PSHA)，參考國內地面建築物耐震法規[6]，設定地震之重現期為 475 年，算得地動參數：最大地表加速度(PGA)、短週期加速度反應譜、及長週期加速度反應譜等，對應的能量譜如圖中紅線。法規中指出：建築物高度超過 50 公尺者，必須使用動態歷時分析。

按此設計地震譜，以 RspMatch 模擬地震期間為 40 秒。此程式進行能量譜的匹配演算：給定一參考歷時訊號，加上一目標能量譜，程式先計算參考訊號之相位頻譜特性，以小波母轉換函式[7]，如式(10)所示，疊代匹配出與目標能量譜一致且與參考相位特性一致之歷時訊號。以地震訊號而言，475 年重現期之目標能量譜由法規制定，參考訊號取自彰濱沿岸的地震測站資料庫，能呈現周遭地層在傳遞震波時的特性。匹配演算法以多層次疊代過程逼近目標能量譜，如圖 9 中橘色點所示，地動加速度歷時如圖中藍線，施加至遠場土壤邊界。因此地動加速度透過土壤將能量傳遞至樁基礎上，使結構產生動態負荷。

$$\hat{\alpha}_i(t) = \sum_j b_j \cos[\omega_j'(t - t_j + \Delta t_j)] \exp\left[-\left(\frac{t - t_j + \Delta t_j}{\gamma_j}\right)^2\right] \quad (10)$$

三、結構模型和反應

有限元素軟體 ABAQUS 應用於離岸風力機主結構和土壤力分析兩部分。結構反應分析方法使用動態分析法，考量來自於波浪負荷變換迅速，且地震波為高頻振盪，對高細長結構物會造成嚴重的振動，故動態效應是不能忽略的。土壤則以三維元素驗證簡化的土壤等效彈簧模型，用以模擬深入海底以下的基樁土壤承載。

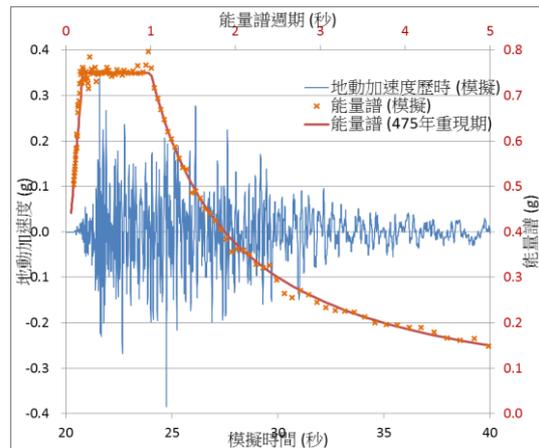


圖 9 極限地震能量譜與時序模擬地動加速度

3.1 結構及土壤模型

離岸風力機設計包含五部分：海底下四支基樁深度 75 公尺、方形套管式剛架結構，高度 38.68 公尺、轉接段平台、風機塔柱、以及直徑 120 公尺的機艙葉片總成(Rotor Nacelle Assembly, RNA)。結構設計圖如圖 10 所呈現，結構分析將此模型視為樑元素，圓管形斷面形狀，管徑按圖說設定。平台為極堅固的箱形結構，分析中視為一獨立有限元素模型，以動態耦合連接至下方剛架及上方單樁。基礎結構由土壤支撐。考慮風力機之設計壽命為 20 年，管壁厚度分為三個區域受到不同程度的環境腐蝕：大氣區、潑濺區、及全沒水區，對應受到的腐蝕速率，根據 DNV[8]分別為 0.1、0.6、0.1 mm/年，在結構模型中扣除。

鋼材設定為線性彈性材料，其楊氏模數為 2100 00 N/mm² 和包松比 0.3。儀器設備和次要結構的重量，諸如機艙、轉子葉片、和轉接平台等，以點重量型式加至模型中。土壤對樁基的側向和軸向位移的抗力以非線性彈簧呈現，其對應的非線性彈簧係數以 DNV 法規[9]所計算之 p-y、t-z 和 Q-z 曲線表示。彈簧一端連接至樁基，另一端接至共同參考點。最後，前述計算之水負荷以單位長度之線負荷型式施加至結構上，風負荷為點負荷於風機塔頂，地震加速度置於土壤彈簧之共同參考點處。根據 DNV 評估極限強度之流程，上述負荷皆需放大 1.35 倍，以提供足夠安全餘裕，並組合後進行結構顯式動態分析。

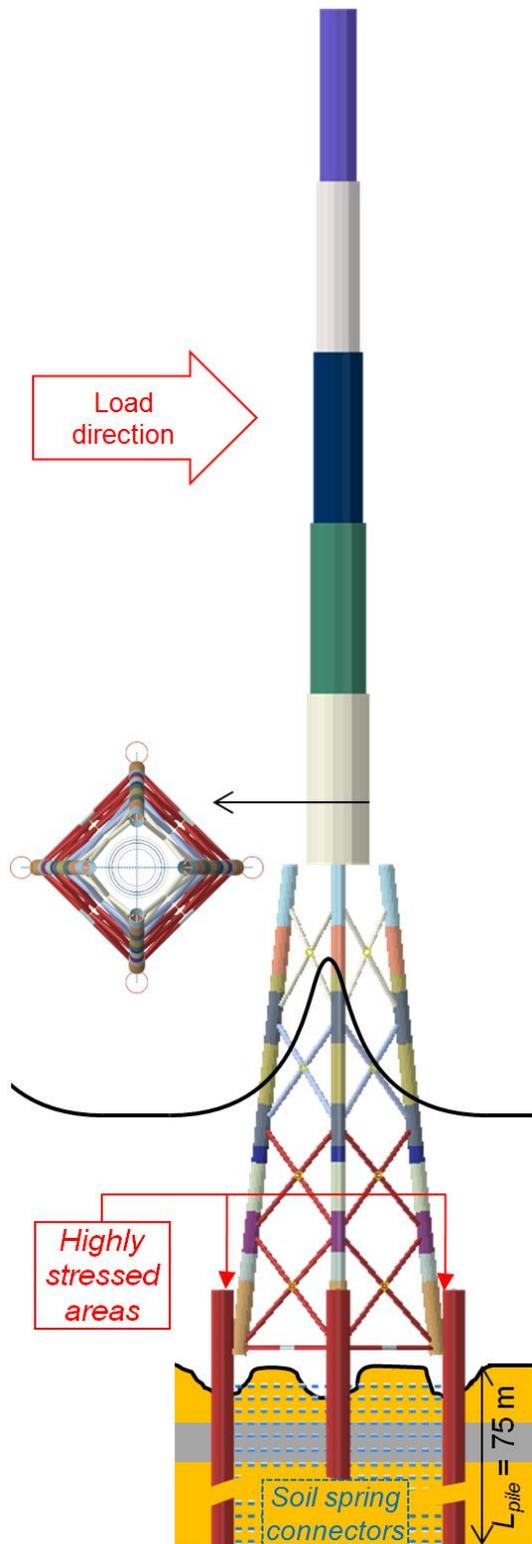


圖 10 離岸風力機全結構之有限元素模型

3.2 極限颱風條件

表 1 中得知氣動力煞車機制是否啟動對葉片負荷有巨大的影響，差異高達 25 倍。本段分析在極限風速 70.0 m/s 下，有葉片旋角分別為 90 度(安全停機)和 0 度(異常停機)對結構反應。圖 11 呈現對海床點整體傾倒力矩時序圖，定常風負荷先預載 5 秒後再施加三個週期的動態波浪負荷。圖 12 顯示這兩種不同負荷下剛架下風腳與樁基連接處的結構應力變化，可觀察到應力及傾倒力矩的密切正相關。當波峰觸抵結構時引起較高的應力，但隨後即解放掉，並無額外的動態效應產生。異常停機下比正常停機的應力增加 220%，因此結構必須進行強化設計，以因應異常停機條件發生。

圖 13 顯示塔頂機艙的水平位移時序，異常停機下峰值為 2 公尺，較正常停機多出 1.5 公尺。對應 2 公尺的水平位移，機艙傾角接近 1 度，需審慎評估是否合乎風機規格要求。波浪亦未引起動態效應，探究其原因為：全結構(含土壤支撐)之第一模態彎曲自然週期為 3.3 秒，波浪週期未在其附近，且波負荷相較於風負荷佔比不高，故未引起共振現象。唯此處需要留意週期於 3 至 4 秒間的陣風變化，和風機在正常運作下的葉片頻率是否接近其共振週期。

3.3 極限地震條件

地震無法精確預測發生時間，故極限地震條件除了地震本身意外發生，風況和海況假設為常態環境，且風力機於額定條件下正常運轉。此時穀部風速為 12 m/s，葉片轉速為 13 rpm，以 BEM 計算其軸向負荷為 416 kN。波高 7.8 米，週期 10.3 m/s，洋流 1.23 m/s，以五階非線性 Stoke's 波浪模擬。地震存續 20 秒，最大加速度集中於前 7 秒內，爾後振盪遞漸。結構分析分為三個階段：前 5 秒為風負載，接著同時加入週期性的水動力負載和地動加速度(20 秒)。由於地動加速度為高頻振盪，故顯式時間步進縮短為 0.01 秒，以捕捉高頻結構反應及確保數值穩定。

圖 14 為剛架下風腳的應力歷時，前 5 秒載入風負荷造成約 40 N/mm² 貢獻，隨即地震和波浪加進

來，在此水平上下 20 N/mm² 的範圍內振盪。在常態風浪中應力比在極限強颱中小很多，圖中難以觀察到波浪的週期，換言之常態波浪的比重低。在歷時的末期，地動加速度漸趨於零，應力也回復至 40 N/mm² 的水平，振盪遞減。承前段說明全結構的第一自然週期為 3.3 秒，地震週期遠小於此值，故未引起動態效應。圖 15 為轉接平台和機艙的水平位移歷時，機艙因地震水平擺盪 35 公分，相較於平台的位移因力量在材料中傳遞加入阻尼，等同過濾高頻訊號，故機艙的擺盪型態為緩但幅度大。圖 16 顯示機艙和地動加速度在量值上一致，結構剛性高，最頂端晃動與地層同步，無放大效果。

Von mises stress (N/mm²)
at leeward leg connection to pile

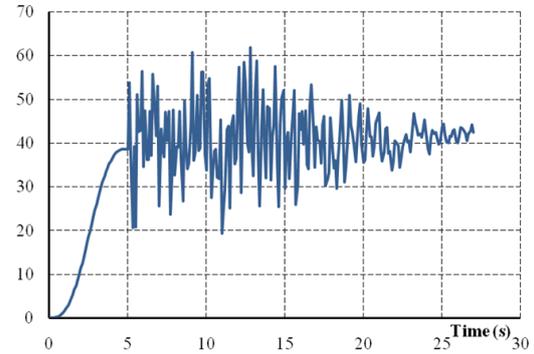


圖 14 下風腳元件與樁頭連接處之最大應力

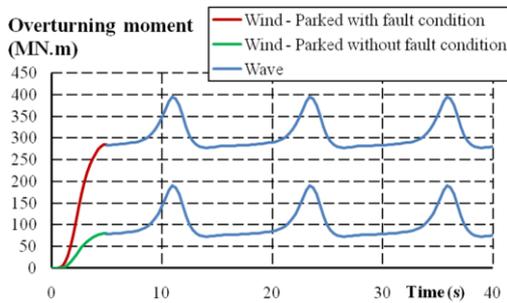


圖 11 風力機於強颱中對海底端之傾倒力矩

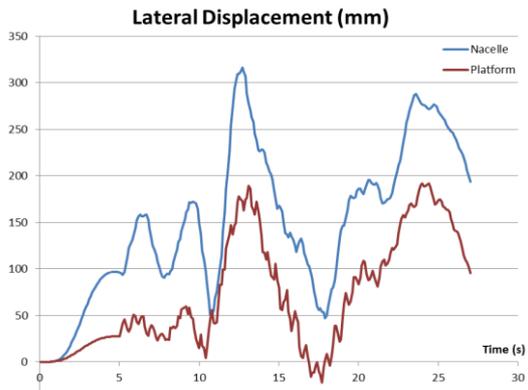


圖 15 機艙和轉接平台於強震中之水平位移時序

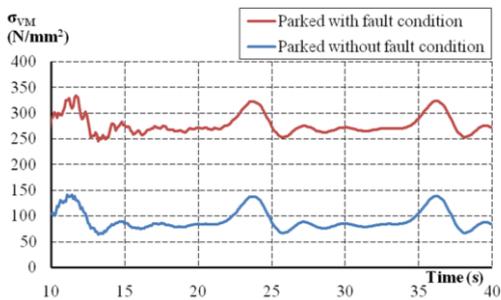


圖 12 下風腳元件與樁頭連接處於強颱中最大應力

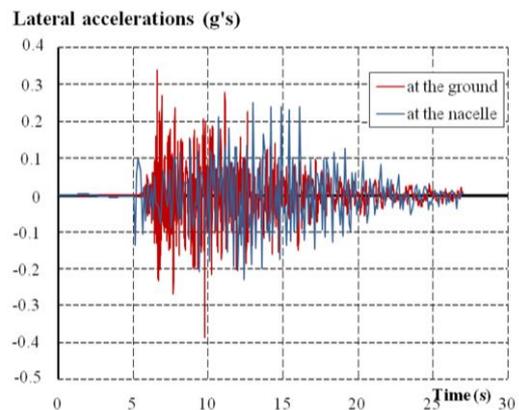


圖 16 機艙和地層於強震中之水平加速度

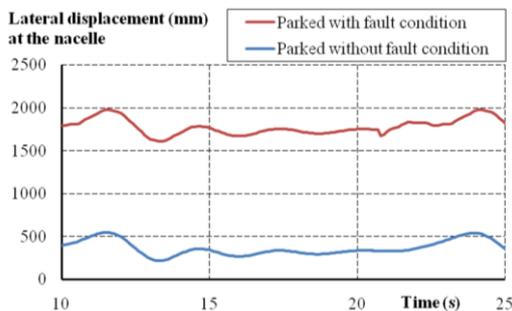


圖 13 機艙於強颱中之水平位移時序

四、結論與建議

本文評估離岸風力機基礎結構於極限環境下的負荷和結構反應，包含極限強颶和極限地震兩者。環境負荷分成水動力、風力、地震力等三者，其中水動力之計算使用 Morison 方法，配合波高 14.88 公尺的五階非線性 Stoke 波浪和 1.39 公尺/秒的洋流速度，阻力和慣性力係數參照 DNV 設定，並以 CF D 模擬驗證 Morison 計算結果。其次在風力方面，因颶風可能毀壞風力機的葉旋控制系統或切斷電力供應，致氣動力煞車失效、葉面完全面風而有極高負荷，故在颶風中分成有無葉旋控制失效兩種情況，再以葉片動量元素法(BEM)進行風負荷計算。另外因完整的風整幾何無法取得，一種建基於 BEM 的幾何反算流程用以得到粗略模型，使風負荷計算能進行。BEM 方法通過一支 2.0 MW 風力機驗證其精確度，計算結果與官方公告之功率曲線一致。實際以 Siemens 3.6 MW 風力機為標的，在極限颶中停機狀況中，葉旋失效比安全停機之傾倒力矩高出 350%。地震力以 475 重現期的地震能量頻譜，參照我國的地震法規設定，其極值為 0.75 倍重力加速度。接著使用 RspMatch 程式將能量譜轉換成地動加速度歷時，進行動態模擬。

結構有限元素依圖說於 Abaqus 建模和分析，採用樑元素表示管件，包括風機塔、基礎剛架、和基樁三類，之間以動態耦合合法連接。基樁受到土壤支撐，土壤使用 p-y、t-z、和 Q-z 非線性等效彈簧取代，分別代表側向力、軸向力和樁底軸向力，其中彈簧係數由地層調查得到的土壤參數，代入 DNV 建議之轉換模型後計算得到。彈簧一端接至基樁，另一端接至系統參考點。強颶中的結構分析結果指出，應力集中於下風剛架腳與基樁連接處，且應力反應大致與傾倒力矩趨勢一致。此暗示颶風中的波浪負荷未造成額外的動態反應，但因葉旋控制失效引發的巨大風負荷造成嚴重的結構反應，需要以加強剛架強度或增設風機備援電力等方式因應。此外第一自然週期約為 3.3 秒，易與陣風風速變化週期產生共振，需謹慎避免。地震造成的結構反應相對於颶風和緩許多，管件應力低、機艙位移小，幾乎可視為一剛體隨地震同步運動而無動態效應。

總結全文，本研究提供一個適用於台灣的極限颶風和地震等環境的離岸風力機的負荷評估平台，配合有限元素軟體和場址特定的土壤模型，完整模擬結構整體和局部反應。未來若有實際的颶風量測數據，能藉此驗證本方法之正確性。土壤方面本研究採用彈簧模型支撐全結構；換言之若將外力移除則回復中性狀態，潛化實際上土壤是否產生永久位移無法得知。另海底土壤液化可能性高，也是需要列入考量和評估之重點。

誌謝

特別感謝永傳能源股份有限公司提供詳盡技術圖說、任教於國立台灣大學工程科學及海洋工程學系的黃心豪及趙修武老師在計劃執行期間的密集討論交流，使本研究得以順利完成。

參考文獻

- [1] 4C Offshore, "Offshore Wind Farms Database", <http://www.4coffshore.com>, 2015
- [2] "風力發電離岸系統示範獎勵辦法", 行政院公報, 第 018 卷 第 125 期, 2012
- [3] "MetOcean Study for Chunghua Offshore Wind Farm Pilot Project", *CECI Eng. Consultants, Inc.*
- [4] D.M. Pitt, D.A. Peters, "Theoretical Predictions of Dynamic Inflow Derivatives", *Vertica*, 1981
- [5] AMC Portal of Wind Park Tai-Chung Power Plan, "Zephyros Z72 wind turbine – Technical and Performance Data", *Taiwan Power Company* 1981
- [6] "建築物耐震設計規範及解說", 內政部營建署, 行政院公報, 第017卷 第015期, 六月 2011
- [7] Linda Al Atik and Norman Abrahamson, "An Improved Method for Nonstationary Spectral Matching", *Earthquake Spectra*, Vol. 26, No. 3, M.EERI, Aug. 2010
- [8] "Design of Offshore Wind Turbine Structures", *DNV-OS-J101*, Section 11 Corrosion protection May 2014
- [9] "Design of Offshore Wind Turbine Structures" *DNV-OS-J101*, Appendix F, Pile resistance and load-displacement relationships, May 2014