

## 9.5 MW離岸風力機之複合重力式基礎的初步評估

劉品瑄<sup>1\*</sup> 朱棟樑<sup>2</sup> 黃金城<sup>3</sup>

### 摘 要

本研究針對9.5 MW大型化參考離岸風力機結合複合重力式基礎與重力式基礎進行設計檢核與分析評估，並完成風、波浪載重相關理論與數值模擬之比較與探討。本研究首先使用SAP 2000分析軟體建立構架式風力機整體模型，並進行自然振動頻率、構件強度與基礎穩定性檢核，其次依據DNVGL-ST-0437 (2016)針對離岸風力機的設計載重情況(DLCs, Design Load Cases)，並且採用我國彰濱外海風場地質條件、新竹浮標測站之風力與外埔潮位站波浪等環境參數進行負載分析，結果顯示，本研究參考之重力式基礎型式皆能符合要求。再者，水動力分析結果顯示，使用半經驗公式之Morison方程式獲得的波浪負載較ANSYS Fluent數值模擬保守，可見數值分析對重力式基礎設計有較佳的經濟性。接著在角形沉箱式重力式基礎於設計載重方向性差異分析中，負載方向性對角形沉箱與轉子與機艙配置位置影響不明顯；然而重力式基礎之大尺寸沉箱由於受波浪截面積較大，因此其受波浪負載較樁體、錐形區大。最後，於風、波浪負載對於重力式基礎穩定性分析之結果顯示，基礎水平滑動力主要以波浪控制，基礎傾倒彎矩主要以風力控制，顯示水動力與風力機空氣動力分析對重力式基礎的重要性。

**關鍵詞：**離岸風力機，複合重力式基礎，水動力分析

### 1. 前 言

為提升我國能源自主和多元性與促進環境永續發展，行政院於105年通過「綠能科技產業創新推動方案」，以再生能源為關鍵發展項目，致力達成114年再生能源發電占比達20%的目標，而我國經濟部於106年通過「風力發電4年推動計畫」(106至109年)，透過推動策略、短期達標等措施，規劃在4年內達成風力發電累計1,334 MW設置量(陸域814 MW、離岸520 MW)，並且採用中長期治本策略進而達成114年6.7 GW(陸域1.2 GW、離岸5.5 GW)的設置目

標。而由於我國優良陸域風場開發逐漸飽和，自101年後新增之風電裝置容量有逐漸減少趨勢，因此經濟部規劃未來目標以離岸風電為主要發展重點，其推動原則為「先淺後深、先示範次潛力後區塊」，以循序漸進建立國內風電產業發展。

發展離岸風電產業較完善的歐洲國家，其當今離岸風力機發展已有逐漸朝大型單機容量的趨勢，且綜觀全球，諸多風力發電機製造廠商已於近年公布其大型化風力機，包括丹麥Vestas公司MHI V-164 10 MW風力機、美國GE公司Haliade-X 12 MW風力機、西班牙Siemens

<sup>1</sup>核能研究所機械及系統工程專案 技術員

<sup>2</sup>核研所機械及系統工程專案 研究員

<sup>3</sup>核研所機械及系統工程專案 研究員兼組長

\*通訊作者電話: 03-4711400#3373, E-mail: [erikson159@iner.gov.tw](mailto:erikson159@iner.gov.tw)

收到日期: 2019年07月17日

修正日期: 2019年11月06日

接受日期: 2020年01月16日

Gamesa公司SG 10.0-193 DD 10 MW風力機等，由此可見風力機大型化是各國未來發展離岸風電的目標之一。對應至國內未來離岸風電發展應以大型化、離岸較遠與較深水域的趨勢為主要考量，大型化之風力發電機可提升整體發電效率、提升使用效率、具有更佳的營運維修策略並降低離岸風電產業成本等優勢。

面臨風力機大型化趨勢，全球目前最廣泛使用之單樁支撐結構，將面對結構承载力與鋼版厚度過厚的施工製造問題，因此必須尋找足以裝置大單機容量的水下支撐結構。而重力式基礎則具有能結合大型風力機與深水區域設置的優勢存在，是未來具有發展潛力的支撐結構之一。此外，重力式基礎相較常用之單樁與桁架式支撐結構具有施工時間較短、無須打樁、減少疲勞損傷、降低生態衝擊等優勢。依據Offshore Wind in Europe (2019)報告統計數據，截至2018年歐洲離岸風電市場中，重力式基礎總共已設置301架，占比5.97%，主要分布於丹麥風場。

本研究參考水下結構製造廠商公布適用大型離岸風力發電機組和水深20 m以上之新型重力式基礎，並結合Vestas MHI V-164 9.5 MW風力機載進行研究。在本研究中將針對由BAM and Van Oord GBS Consortium提出之複合型重力式基礎(HGBF, Hybrid Gravity Based Foundation)以及Strabag and Boskalis Offshore Consortium所提出之重力式基礎(GBS, Gravity Based Structure)進行探討。其基礎外觀如圖1所示，前者為鋼管樁與圓形斷面混凝土沉箱複合組成，後者經量產製造考量後目前設計以鋼筋混凝土預製而成的角形截面沉箱搭配圓柱混凝土樁。BAM & Van Oord複合重力式基礎於2018年六月在英格蘭的布萊斯離岸示範風場，總共有5座複合重力式基礎結合MHI Vestas V-164 8.3 MW風力機開始運營發電，其設置於距諾森伯蘭海岸外5 km處，水深約為40 m，總發電容量達到41.5 MW；而Strabag重力式基礎雖無實海域測試，但其舊型(非量產型)重力式基礎已完

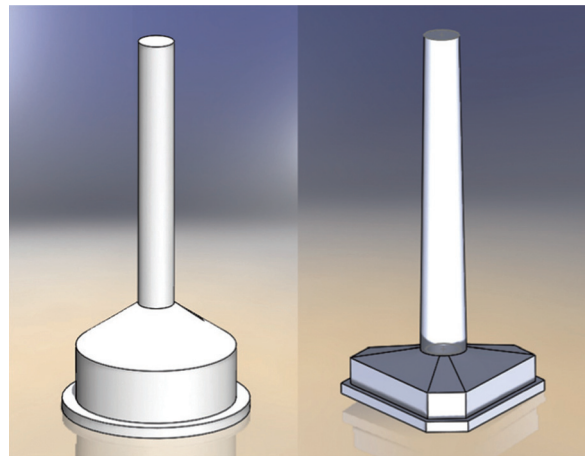


圖1 複合重力式基礎(左)與重力式基礎(右)示意圖(本研究繪製)

成數值模擬、縮尺水槽實驗和實尺寸海域模擬實驗。

本研究之流程首先以SAP 2000軟體建立構架模型並進行整體風力機結構的設計驗證，依照MHI V-164 9.5 MW風力機驗證技術報告IECRE.WE.CC.18.0003-R0 (2018)技術規格(表1)，進行重量配置、於塔架結構上施加等效之風載重，並於重力式基礎上設定波浪條件，以(1)確認整體風力機轉子、塔架結構、基礎支撐結構的自然振動頻率介於9.5 MW風力機可允許範圍內(2)確認整體結構之極限強度是否符合材料選用與尺寸設定(3)重力式基礎穩定性分析。再者，藉由ANSYS Fluent有限元素分析軟體進行水動力數值模擬，以獲得各構件的在波浪負載下的水動力行為。最後由以上分析結果整理風、波浪對重力式基礎抗滑動、抗傾倒與基礎承载力的影響。

本研究中採用之設計載重皆參考DNVGL-ST-0437建議之設計載重情況(DLCs, Design Load Cases)進行數值模擬分析，其中選擇環參數較嚴峻之DLC 1.3 (發電中)、DLC 3.2 (開機中)、DLC 6.1 (停機、靜止或惰轉)、DLC 6.2 (停機、靜止或惰轉)極限狀態分析，其環境參數如表2所示，而環境參數來源為我國新竹浮標測站與外埔潮位站提供之資料轉換為風速、波高、波浪週期與波速、水深等條件，如表3所示。

表1 MHI Vestas V164 - 9.5 MW離岸風力機技術規格

Machine parameters	
Rated Power	9525 kW
Rated wind speed	12.4 m/s
Rotor diameter	164 m
Hub height	107 m
Design life time	25 years
Wind condition	
Annual average wind speed at HH	10 m/s
Reference wind speed	50 m/s
HH 50-year extreme wind speed	70 m/s
Interfaces	
Load calculations are valid for system frequency range	0.191 - 0.264 Hz
Blade	
Blade length	80 m
Number of blades	3
Gearbox	
Type	3 stage planetary differential gearbox
Gear Ratio	1:38.03
Generator	
Type	Medium-speed low voltage 3-phase synchronous permanent magnet generator
Rated Power	10 MW
Rated Speed	400 rpm
Max. speed	536 rpm

參考資料：IECRE.WE.CC.18.0003-R0, 2018.

## 2. 數值模型建立與檢核

### 2.1 風力機整體模型建立

本文分別參考Smaling (2014)與Foyle (2012)文獻之複合重力式與重力式基礎尺寸，藉由SAP 2000軟體建立基礎之數值模型，建立完成之BAM & Van Oord複合重力式基礎和Strabag重

力式基礎皆結合9.5 MW風力機塔架整體模型，如圖2所示，前者採用大口徑圓柱體鋼樁貫入圓形截面的混凝土沉箱；後者採用角形截面混凝土沉箱搭配大口徑圓柱混凝土樁，然而本研究假設角型沉箱由填砂充滿因而簡化隔槽設計。輪軸距最低潮水位(LAT)皆為127 m，符合設計規格。兩基礎皆採用完全相同之塔架結構，如表4所示，複合重力式基礎設計尺寸規格如表5所示，重力式基礎設計尺寸規格如表6所示。

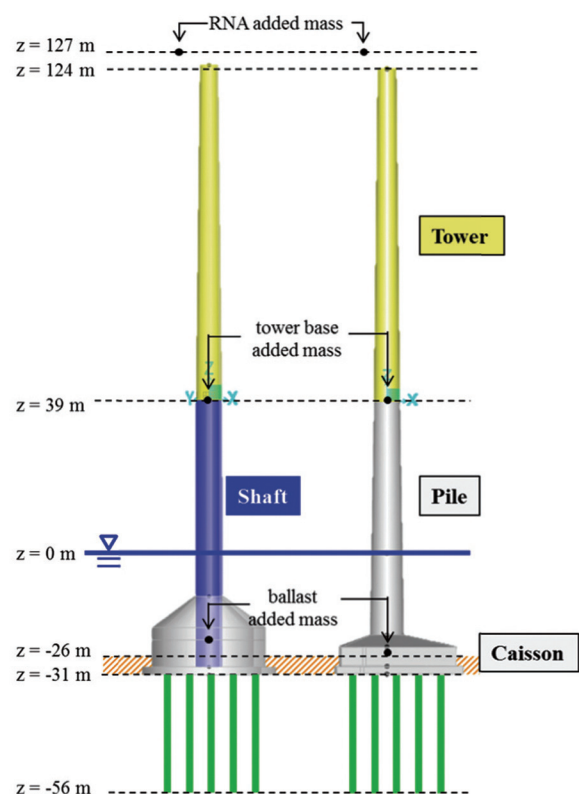


圖2 塔架與支撐結構模型(左：HGBF，右：GBS)(本研究繪製)

為提升基礎承載力，在混凝土沉箱下設置預鑄混凝土群樁，採用直徑1 m實心預鑄樁，如表7與表8所示，設計以5×5排列於混凝土底板下深度25 m，共25支，間距3.5 m，如圖3所示。

表9至表11分別為依據DNVGL ST-0437 (2016)建議海洋水下構件表面增生之海洋生物提供重量之設定，鋼管樁、混凝土樁內之管內海水重量，以及底部混凝土沉箱填砂重量。分析時鋼材構件採用ASTM高性能鋼材A709 Gr

表2 設計載重情況

DLC	Wind condition	Waves	Wind and Wave directionality	Sea currents	Water level	Other conditions	Type of analysis
1.3	ETM $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$	NSS $H_s = E$ $[H_s   V_{hub}]$	單向，同向	風趨流	平均海水面		U
3.2	EOG $V_{hub} = V_{in}, V_r \pm 2$ m/s and $V_{out}$	NSS (or NWH) $H_s = E [H_s   V_{hub}]$	單向，同向	風趨流	平均海水面		U
6.1a	EWM Turbulent wind model $V_{hub} = k_1 V_{ref}$	ESS $H_s = k_2 H_{s50}$	錯位，多向	50年迴歸期 極端海流	50年迴歸期 極端水位		U
6.1b	EWM Steady wind model $V$ ( $z_{hub}$ ) = $V_{e50}$	RWH $H = H_{red50}$	錯位，多向	50年迴歸期 極端海流	50年迴歸期 極端水位		U
6.1c	RWM Steady wind model $V$ ( $z_{hub}$ ) = $V_{red50}$	EWB $H = H_{50}$	錯位，多向	50年迴歸期 極端海流	50年迴歸期 極端水位		U
6.2a	EWM Turbulent wind model $V_{hub} = k_1 V_{ref}$	ESS $H_s = k_2 H_{s50}$	錯位，多向	50年迴歸期 極端海流	50年迴歸期 極端水位	電網喪失 連接	U
6.2b	EWM Steady wind model $V$ ( $z_{hub}$ ) = $V_{e50}$	RWH $H = H_{red50}$	錯位，多向	50年迴歸期 極端海流	50年迴歸期 極端水位	電網喪失 連接	U

參考資料：DNVGL-ST-0437, 2016.

\*註：

ETM: Extreme Turbulence Model (極端擾流模式)

EOG: Extreme Operating Gust (極端運轉瞬間風速模式)

EWM: Extreme Wind Speed Model (極端風速模式)

RWM: Reduced Wind Speed Model (折減風速模式)

NSS: Normal Sea State (常時海況)

ESS: Extreme Sea State (極端海況)

RWH: Reduced Wave Height (折減波高)

EWB: Extreme Wave Height (極端波高)

U: 極限狀態負載分析

表3 設計載種情況之環境參數來源(本研究整理)

環境參數	數值	來源	
風速	額定風速 $V_r$	12.4 m/s	參考風機
	參考風速 $V_{ref}$	50 m/s (等級I)	IEC 61400-1 Table1
	50年/1年一遇之極端風速平均值(3s) $V_{e50}/V_{e1}$	depend on $V_{ref}$	IEC 61400-1 6.3.2.1
	50年/1年一遇之風速10 min平均值 $V_{50}/V_1$	depend on $V_{ref}$	IEC 61400-1 6.3.2.1
	折減極端風速 $V_{red50}$	depend on $V_{ref}$	IEC 61400-3 6.3
波高	重現期50年/1年之絕對極值有義波高 $H_{s50}/H_{s1}$	depend on $V_{hub}$	新竹浮標測站， 風速-波高圖 IEC 61400-3 6.4.1
	重現期50年/1年之極端波高 $H_{50}/H_1$	depend on $H_{s50}/H_{s1}$	
	折減極端波高 $H_{red50}/H_{red1}$	depend on $H_{s50}/H_{s1}$	
波週期	波週期 $T$	depend on wave height	IEC 61400-3 6.4.1
海流速度	風生海表層流速 $U_w(0)$	depend on $V_{1-hour}$ ( $z = 10$ m)	IEC 61400-3 6.4.2
水深	重現期50年/1年之水位範圍	26~34 m / 27.5~32.5 m	外埔潮位站



表4 塔架設計尺寸表(本研究整理)

構件	z (m)	外徑 (m)	厚度(m)
tower top	124	4.5	0.02
tower bot	39	6.5	0.05

表5 複合重力式基礎設計尺寸表(本研究整理)

構件	z (m)	外徑 (m)	厚度 (m)
shaft top	39	6.5	0.05
shaft bot	-29	6.8	0.07
cone top	-11	7.6	1
cone bot	-19	29	1
base top	-19	29	1
base bot	-29	29	1
base plate	-31	34	—

表6 重力式基礎設計尺寸表(本研究整理)

構件	z (m)	邊長 (m)	厚度 (m)
pile top	39	6.5	1
pile bot	-21	8.5	1
base top	-24	36.7	1
base bot	-29	36.7	1
base plate	-31	38.7	—

表7 材料使用表(本研究整理)

構件	HGBF	GBS
塔架	A709GrHPS70W	A709GrHPS70W
樁體	A709GrHPS70W	4000 psi concrete
沉箱	4000 psi concrete	4000 psi concrete

表8 混凝土群樁設計尺寸表(本研究整理)

構件	z (m)	外徑 (m)
群樁頂	-31	1
群樁底	-56	1

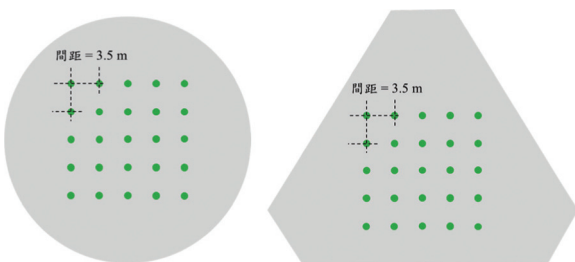


圖3 群樁配置示意圖 (左：HGBF，右：GBS) (本研究繪製)

表9 海洋生物增生層(本研究整理)

	z (m)	厚度 (m)
marine growth	below z = 38	0.1

表10 管內海水設計線質量(本研究整理)

	HGBF	GBS
管內海水質量	33.166 ton/m	43.500 ton/m

表11 沉箱設計填砂重量(本研究整理)

	HGBF	GBS
填砂	5000 tonnes	5880 tonnes

HPS 70W材料，其具有較佳的施工性、韌性，混凝土構件則採用抗壓強度為4,000 psi之材料，其材料參數如表12所示。

沉箱底部之群樁於分析時以等效土壤彈簧表示群樁與海床土壤互制關係，土壤彈簧之計算參考國內風場彰化距海岸8公里之海床地質鑽探資料，以獲得之土壤單位重、摩擦角、黏滯係數等重要參數計算離岸風力機固定式樁-土壤結構動態基礎勁度，並且考量埋置深度5 m效應，計算之土壤彈簧值如表13所示，包含Novak (1974)、Novak & El Sharnouby (1983)提出之垂直向、側向與扭轉向土壤彈簧，Poulos (1968)提出之群樁效應計算，以及Wolf (1997)考量埋置效應計算。

## 2.2 風力機整體模型檢核

### (1) 自然振動頻率檢核

本研究依據9.5 MW風力機技術規格並藉由SAP 2000軟體建立風力機整體模型，包含塔架、水下支撐結構及其與土壤互制情形。在結構設計之自然振動頻率檢核，常以有較高機率發生之結構第一振態與第二振態的自然振動頻率，介於葉片自然振頻1P與3P設計範圍為主要評估標準，亦即0.191 – 0.264 Hz，以避免發生共振現象。本研究採用SAP 2000軟體進行之模態分析結果如圖4顯示，BAM & Van Oord複合重力式基礎之第一振頻為fore – aft (x-z平

表12 材料參數表(本研究整理)

Materials	Steel	Concrete
Color	yellow, blue	gray, green
Material Type	Steel	Concrete
Material Name	A709GrHPS70W	4000psi
Weight per Unit Volume ( $\text{N/m}^3$ )	76972.86	7984
Mass per Unit Volume ( $\text{kg/m}^3$ )	7849.0474	814.1414
Modulus of Elasticity, $E$ ( $\text{N/m}^2$ )	1.999E+11	2.486E+10
Poisson Ratio, $\nu$	0.3	0.2
Shear modulus, $G$ ( $\text{N/m}^2$ )	7.690E+10	1.036E+10
Yield Stress, $F_y$ ( $\text{N/m}^2$ )	4.826E+08	—
Tensile Stress, $F_u$ ( $\text{N/m}^2$ )	5.861E+08	—
Concrete Compressive Strength, $f'_c$ ( $\text{N/m}^2$ )	—	27579032

表13 群樁之等效土壤彈簧(本研究整理)

Ux	$2.603 \times 10^9 \text{ N/m}$
Uy	$2.603 \times 10^9 \text{ N/m}$
Uz	$2.875 \times 10^9 \text{ N/m}$
Rx	$2.872 \times 10^{11} \text{ N/m}$
Ry	$2.872 \times 10^{11} \text{ N/m}$
Rz	$2.872 \times 10^{11} \text{ N/m}$

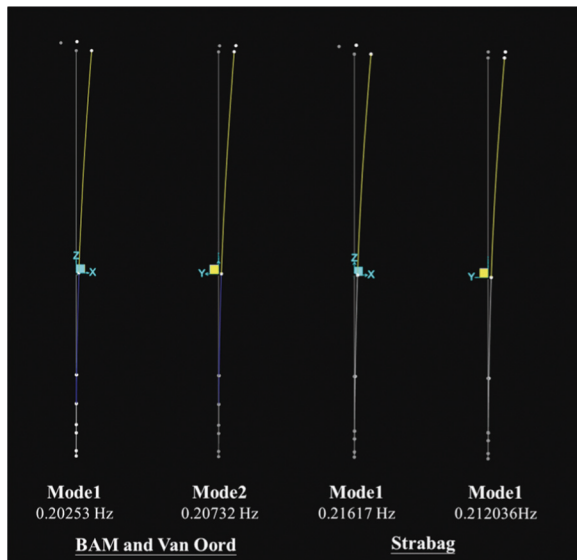


圖4 整體結構第一、二振態 (本研究繪製)

面) 0.20253 Hz，第二振頻為side-side ( $y$ - $z$ 平面) 0.20732 Hz；Strabag重力式基礎之第一振頻為fore-aft ( $x$ - $z$ 平面) 0.21617 Hz，第二振頻為side-side ( $y$ - $z$ 平面) 0.22036 Hz，模態分析結果顯示設計之重力式基礎皆能介於1P-3P自然振動頻

率設計範圍內。

## (2) 構件強度檢核

離岸風力機之構件須具有抵抗自重、外力負載等材料與破壞模式條件，例如：鋼管件之軸向抗拉強度、抗壓強度、挫屈…等。本研究透過SAP 2000軟體進行鋼構斷面設計檢核，以美國石油協會針對離岸固定式平台API RP 2A-WSD (2014)之建議進行容許應力法的安全餘裕分析，包含軸向拉伸、軸向收縮、彎曲、橫向剪切、扭轉剪切、環向挫曲等項目，分析結果如圖5所示，結果顯示鋼構斷面在DNVGL-ST-0437建議之設計載重情況下，安全係數介於0-0.5之間，符合強度安全餘裕需求。

## (3) 基礎穩定性檢核

重力式基礎在海域中需承受波浪、海流與風力等負載，為確認基礎能夠提供足夠之穩定性條件，例如：抗滑動、抗傾倒和土壤提供足夠承載力，因此本研究依據DNVGL-ST-0126 (2016)附錄G針對重力式基礎的滑動、傾倒、土壤承載力進行檢核，分析結果如表14、表15所示，由於重力式基礎於底部沉箱填砂有利於降低整體結構重心，因此在進行穩定性檢核顯示外力負載造成之基礎偏心甚小，且填砂亦有助於增加抗滑動摩擦力，最後基礎承載力參考國內風場土壤性質進行計算，結果顯示本文參考BAM and Van Oord 及Strabag所設計之重力式基

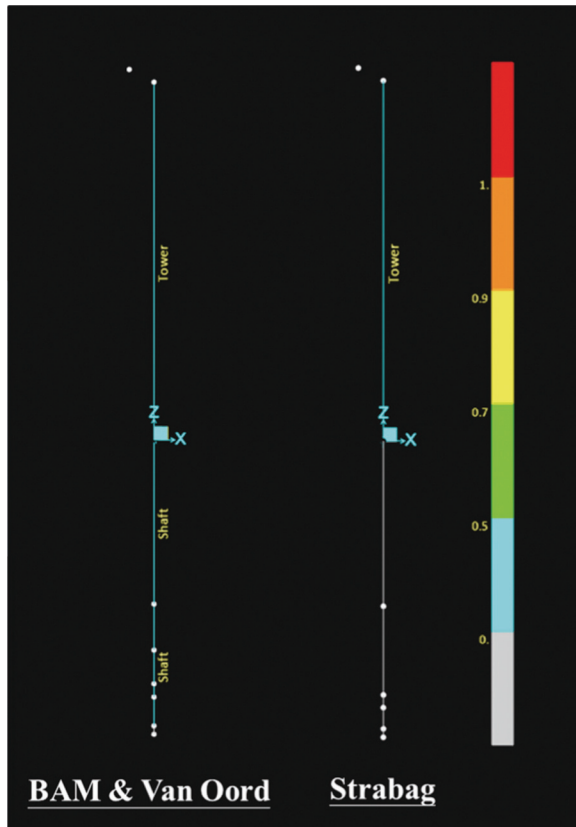


圖5 整體結構鋼構斷面餘裕檢核(本研究繪製)

礎皆滿足基礎穩定性要求。

## 2.3 重力式基礎水動力模型建立

SAP 2000節點式模型建立完成後，為獲取較精細的水動力行為，於本研究中使用ANSYS Fluent軟體建立三維流體非線性數值模型。依

表14 HGBF複合重力式基礎穩定性檢核(本研究整理)

	$F_d$ (kN)	$F_r$ (kN)	$F_d/F_r$
抗滑穩定性	2440	62079	0.04
抗傾倒穩定性	偏心距<0.3基礎尺寸，不須檢核		
基礎承載力穩定性	84914	2916567	0.03

表15 GBS重力式基礎穩定性檢核(本研究整理)

	$F_d$ (kN)	$F_r$ (kN)	$F_d/F_r$
抗滑穩定性	2210	127826	0.02
抗傾倒穩定性	偏心距<0.3基礎尺寸，不須檢核		
基礎承載力穩定性	174844	2492806	0.07

據Smaling (2014)提及海上結構體受風波影響產生之變形較小，不考慮結構體變形的情況下仍有不錯的波浪負載精度，因此在水動力模擬時將視水下支撐結構為剛體壁面，在Fluent中以建立結構體外之流場為主。

BAM and Van Oord複合重力式基礎與Strabag重力式基礎之水動力數值模型如圖6所示，尺寸參延續SAP 2000數值模型建立，流場整體尺寸為300 m×300 m×70 m，長寬方向以不

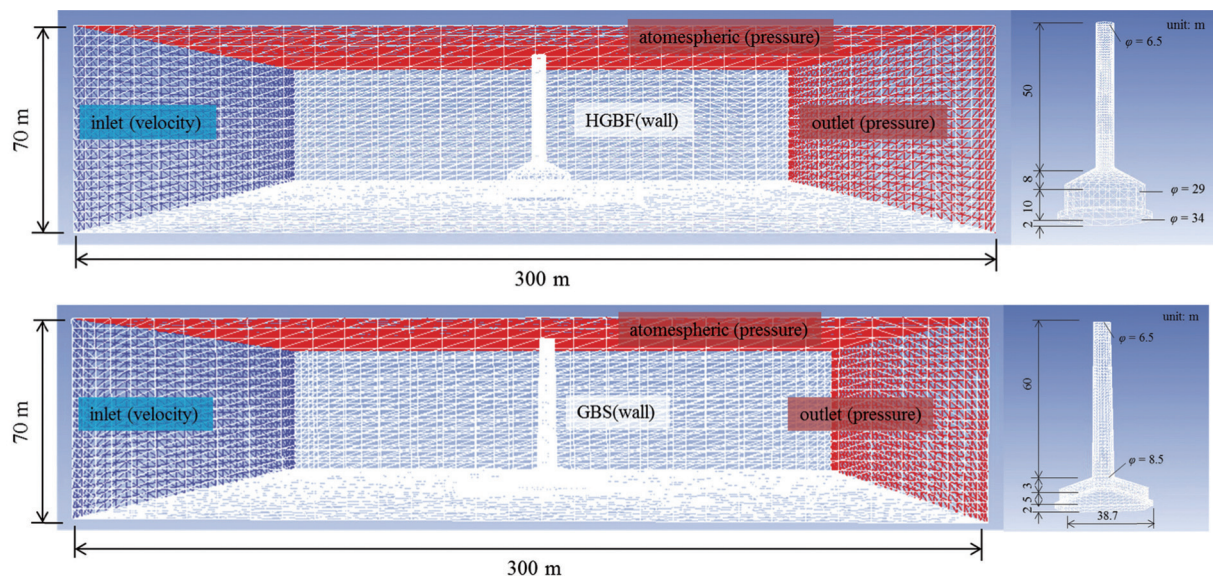


圖6 基礎水動力數值模型與邊界條件設定(上：HGBF，下：GBS)(本研究繪製)



產生反射波為主要考量，高度方向為自混凝土底版建立至塔架底部，流場入口(inlet)設定波浪波高、波長與其非線性理論，軟體中依然有考慮埋置深度5 m效應。流場與水下結構接觸面，依據基礎的材料選定其表面粗糙度 $k$ ，如表16所示。

表16 材料表面粗糙度表(本研究整理)

材料	$k$ (m)
鋼材，有塗層	$5 \times 10^{-6}$
混凝土	$3 \times 10^{-3}$
海洋增生層	$5 \times 10^{-3} - 5 \times 10^{-2}$

### 3. 水動力理論

#### 3.1 波浪理論

實海域的波浪具有不規則性與隨機性，為進行時間域工程計算，因此定義出能以定性研究的規則波浪。規則波浪理論中以線性Airy理論、非線性Stoke 5階理論與非線性流函數(Stream Function)作為廣泛使用，使用上須依據自由表面的線性與非線性程度選擇適用之波浪理論，如圖7所示，線性、非線性程度與其波浪之波高、波長、水深有關，其中Stoke 5階非線性理論可應用於較深水條件，為臺灣離岸海域的主要應用波浪理論。藉由波浪理論可得知波浪速度與加速度並代入波浪負載理論中進行負載計算。

#### 3.2 波浪負載理論

波浪的水動力負載理論以半經驗公式Morison *et al.* (1950)方程式與繞射理論較為常見，使用上須依據結構體尺寸與波浪波長比值( $D/L$ )做為判斷標準，如圖8所示，其中 $D$ 為直徑、 $L$ 為波浪波長。當 $D/L < 0.2$ 表示結構體影響海流行為程度較小，因此可忽略由結構物引起的海流負載，此時之波浪力適用Morison方程式進行計算；當 $D/L > 0.2$ 表示海流運動模式影響顯著需考慮到海流之繞射行為，顯示出Morison

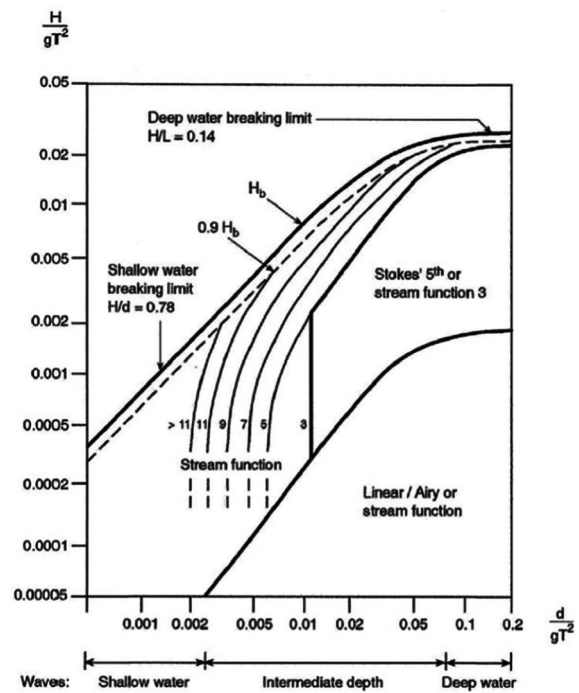


圖7 波浪理論適用性  
參考文獻：Mehaute, 1976.

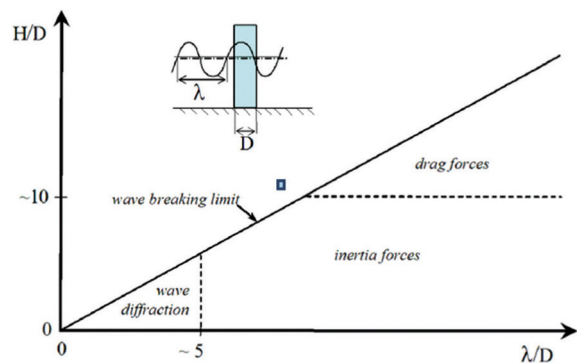


圖8 波浪負載分類  
參考文獻：DNVGL-ST-0437, 2016.

方程式對於海上大型結構的適用性較低。結構體所受之波浪負載主要分為阻力(drag force)與慣性力(inertia force)，計算上以KC number為判斷標準，其定義如下：

$$KC = \frac{u_{\max} T_i}{D} \quad (式1)$$

$u_{\max}$  為自由表面最大水平速度， $T_i$  為初始波浪週期， $D$  為結構體直徑。KC數為表示流體阻力與慣性力的無因次參數，一流場之KC數較大時，阻力的影響大於慣性力。

Morison方程式為波浪作用於垂直結構體上



之阻力項(drag force)與慣性力項(inertia force)組成，為波浪力計算經驗公式，針對圓柱體計算方法如圖9所示，方程式定義如下：

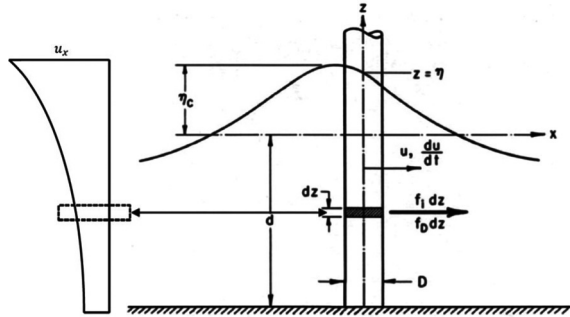


圖9 垂直圓柱體Morison方程式計算  
參考文獻：Coastal Engineering Manual, 2006.

$$f(z,t) = f_M(z,t) + f_D(z,t)$$

$$= \frac{\pi D^2}{4} \rho C_M \ddot{u} dz + \frac{1}{2} \rho C_D D u |u| dz \quad (\text{式2})$$

其中， $\rho$ 為流體密度， $u$ 為 $z$ 方向上質點的水平方向速度， $\ddot{u}$ 為 $z$ 方向上質點的水平方向加速度，速度與加速度由波浪理論計算得之， $C_M$ 為慣性力係數、 $C_D$ 為阻力係數，可依據DNV-RP-C205 (2017)得之。

而繞射理論即為不考慮阻力項之Morison方程式，定義如下：

$$f(z,t) = f_M(z,t) = \frac{\pi D^2}{4} \rho C_M \ddot{u} dz \quad (\text{式3})$$

## 4. 分析結果

### 4.1 純波浪負載之數值與理論比較

作用於重力式基礎之波浪負載可藉由Morison方程式和ANSYS Fluent有限元素數值分析得知，兩者分別代表理論解與數值解，前者是透過波浪行進方向之截面積深度方向上之流體速度、加速度與結構體尺寸積分而得，後者藉由數值軟體中之後處理器進行壁面上近似壓力計算。本節將進行兩者模擬值上之差異比較。而為清楚表示HGBF與GBS各構件之波浪負載理論值與模擬值，命名編號如圖10所示，

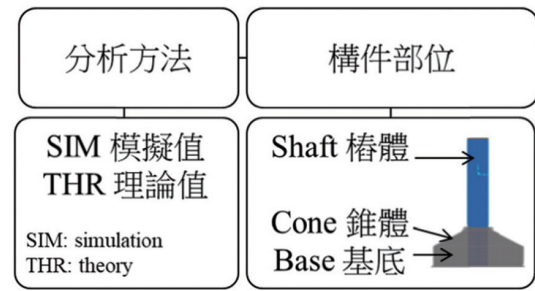
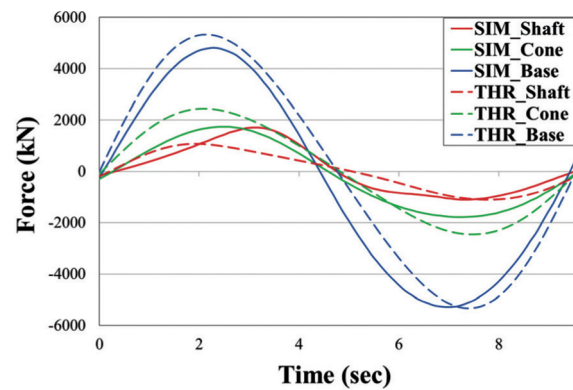


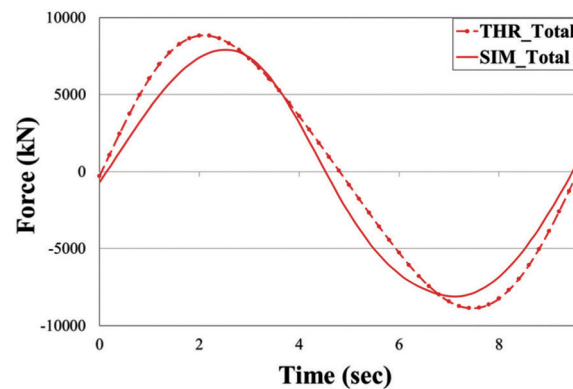
圖10 波浪負載命名編號示意圖(本研究繪製)

若以「基底波浪負載之理論值」為例，則以「THR\_Base」代表之。

HGBF和GBS之波浪負載模擬與理論值分別如圖11、圖12所示，構件與之個別波浪負載與總負載之Morison方程式理論值皆有較數值模擬值保守的現象，總負載理論值較模擬值增加11%，造成此現象可能原因為Morison方程式深度方向之水動力負載計算精度較低，其Morison方程式假設深度方向上阻力、慣性力係數為定值，然而係數應隨水深變動，因此軟體採用壁

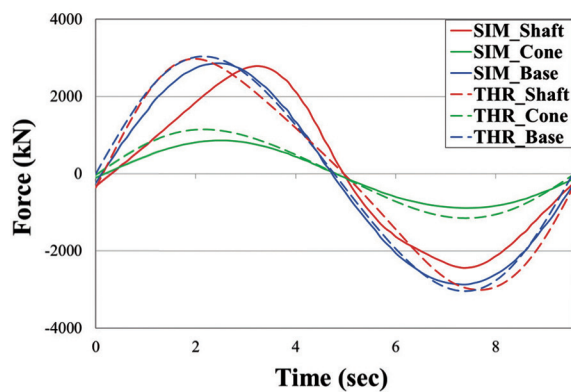


(a) 構件之波浪負載

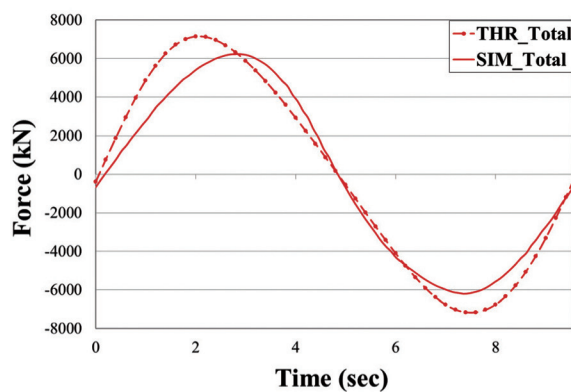


(b) 總波浪負載

圖11 HGBF之波浪負載模擬與理論值比較(本研究繪製)



(a) 構件之波浪負載



(b) 總波浪負載

圖12 GBS之波浪負載模擬與理論值比較(本研究繪製)

面積分之後處理方法，會對重力式基礎有較佳的設計經濟性。

## 4.2 設計載重方向對基礎之差異性比較

水下支撐結構於實海域中會受到來自不同方向之風、波浪施加，考量Strabag重力式基礎的幾何特殊性和RNA配置位置，因此本研究將針對Strabag重力式基礎以不同方向加載進行差異性分析，其分析案例如圖13所示，紅色箭頭表示風、波施加方向。而BAM and Van Oord複合重力式基礎的對稱性因此僅需要施加單一方向的負載即可。以上分析皆考慮極端條件，因此以風、波同向進行設定。本節將以SAP 2000軟體進行分析。

數值分析結果如表17所示， $F_z$  方向受到自重影響較甚，包含基礎結構自重、RNA、塔架底部加重以及沉箱填砂，分析結果顯示加載方向皆對 $F_z$  無明顯影響。 $M_z$  為對同一垂直軸之彎矩，因此各案例皆有相當值。CASE 1和CASE 2間、CASE 3和CASE 4間為數值相當、受力方向相反之案例，因此分析結果顯示僅有方向

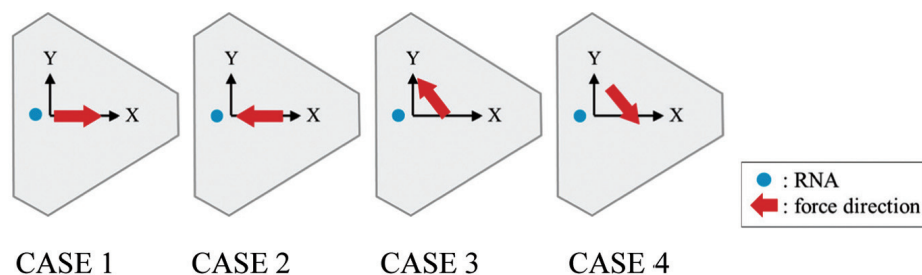


圖13 Strabag重力式基礎風、波負載案例(本研究繪製)

表17 方向性負載對重力式基礎產生之基底反力(本研究整理)

HGBF	$F_x$	$F_y$	$F_z$	$M_x$	$M_y$	$M_z$
—	2440	1.16E-10	-84914	151512	82076	4783
GBS	$F_x$	$F_y$	$F_z$	$M_x$	$M_y$	$M_z$
CASE 1	2209	9.53E-10	-174844	151512	59878	4783
CASE 2	-2209	-9.53E-10	-174844	-151512.2	-59878	-4783
CASE 3	-1104	1901	-174844	-91118	-134585	-4783
CASE 4	1104	1901	-174844	91118	134585	4783

\*註：單位為kN for  $F_i$ , kN-m for  $M_i$

性差異。比較案例1、2和3、4之間方向性差異，CASE 1 & 2和CASE 3 & 4之等效反力分別為2209 kN與2198 kN，等效彎矩分別為162915 kN-m與162529 kN-m，案例相對差異甚小，由以上數值分析結果可知角形混凝土沉箱、RNA配置位置對應受波浪、風力負載方向差異性較小。

### 4.3 純波浪負載對HGBF與GBS比較

本節透過ANSYS Fluent有限元素軟體中進行流場設置，並且加載設計載重下之波浪條件，進行基礎各構件之純波浪負載數值分析，而為清楚表示HGBF與GBS各構件之波浪負載理論值與模擬值，命名編號如圖14所示，若以「複合重力式樁體波浪負載」為例，則以「HGBF\_Shaft」代表之。如圖15、圖16所示。首先比較複合重力式基礎之構件(實線)，混凝土沉箱由於截面較大因此承受較大之波浪負載，而鋼管樁位於波速、波加速度較大之海平面附近，因此所受波浪負載僅略低於錐形區域。再者比較重力式基礎之構件(虛線)，角形

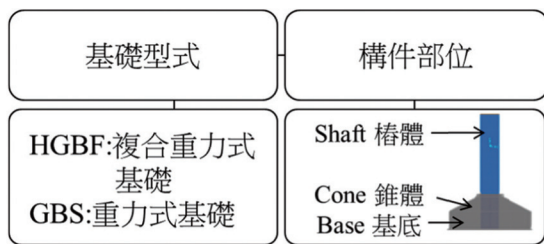


圖14 波浪負載模擬值命名編號示意圖(本研究繪製)

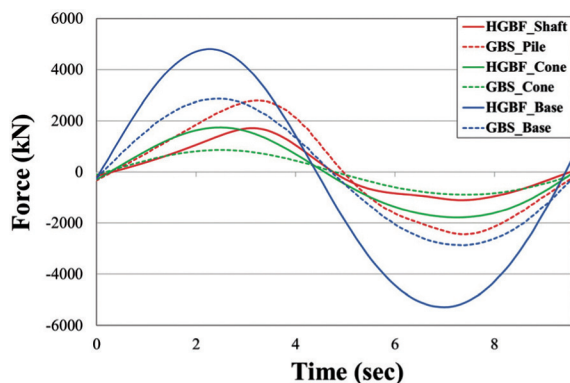


圖15 HGBF與GBS之構件波浪負載比較(本研究繪製)

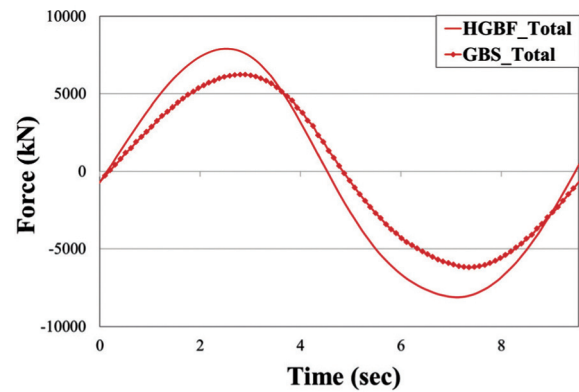


圖16 HGBF與GBS之總波浪負載比較(本研究繪製)

混凝土沉箱由於深度方向較短因此波浪負載僅略高於混凝土樁，而錐形區域則因截面較小因此波浪負載最低。

比較複合重力式基礎與重力式基礎相同構件部位，首先比較沉箱受力(藍線)，顯示出較大截面之HGBF沉箱會較GBS沉箱受更大的波浪力負載，而錐形區域(綠線)也因GBS截面較小因此受波浪負載較小，最後樁體構件以樁身較長之GBS受波浪負載較大。

總體而言，GBS由於流體流經之截面積較小，因此受波浪力作用較小，然其混凝土樁設計尺寸較鋼樁大因而受波浪力較大。

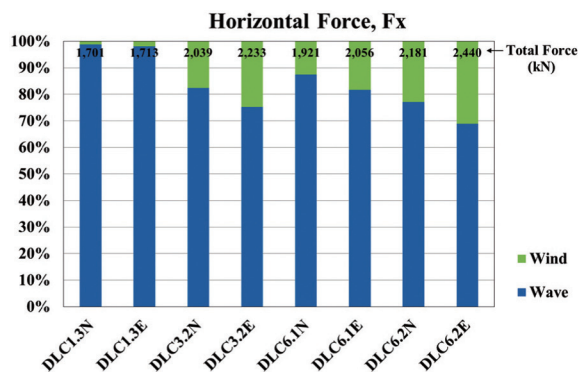
### 4.4 風、波浪負載比較

實海域中風、波浪皆能對海上結構體產生影響，因此為探討不同載重來源對基礎之影響程度，本研究藉由分別比較外力風、波負載造成的基礎內力進行穩定性評估。針對重力式基礎結構而言，滑動、傾倒和基礎承载力為主要穩定性檢核項目，換言之重力式基礎必須提供抗滑動、抗傾倒以及海床提供足夠之土壤承载力等穩定條件。承载力檢核主要差異來源為土壤性質與結構，因此不在本節討論。本節所採用之負載皆參考DNVGL-ST-0437 (2016)建議之設計載重情況進行設定，其中選定環境情況較嚴峻之DLC 1.3 (發電中)、DLC 3.2 (開機中)、DLC 6.1 (停機、靜止或惰轉)、DLC 6.2 (停機、靜止或惰轉)極限狀態分析，並且分別考量正常

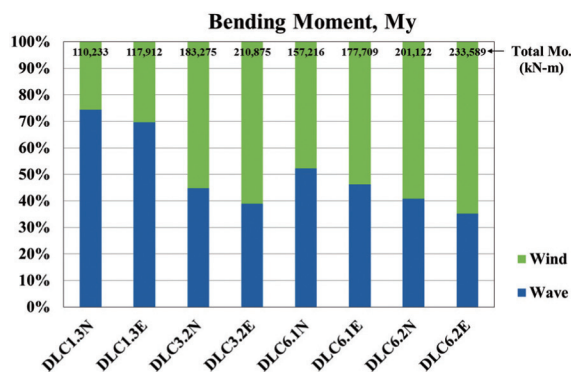


運轉中(Normal operation loads, N)與緊急停機狀態(Emergency shut-down loads, E)的極限載重折減。

複合重力式與重力式基礎之風、波負載分別如圖17、表18與圖18、表19所示，數值模擬結果顯示波浪皆主要控制水平滑動力，其原因為重力式基礎沉箱之較大截面積造成波浪負載高於風力負載；而由於風負載施加於輪轂位置，致使產生較大的基底彎矩反力。以上現象類似Byrne and Houlsby (2003)針對單樁支撐結構結合3.5 MW離岸風力機於淺水域之極限狀態分析，其結果顯示風、波對單樁水平力貢獻分別為25%、75%，而傾倒彎矩為75%風載重和25%波浪載重。造成DLC之間差異與其設計載重之風況、海況有關，例如：DLC 1.3採用極端擾流風況模式、DLC 3.2採用極端運轉瞬間風速、DLC 6.1採用極端風速模式和折減風速模式、DLC 6.2採用極端風速模式，致使作用於離

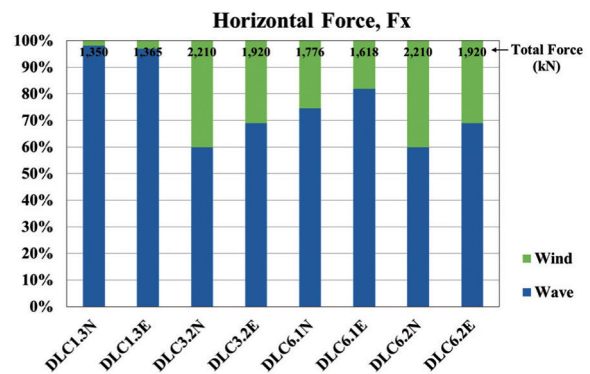


(a) 水平力

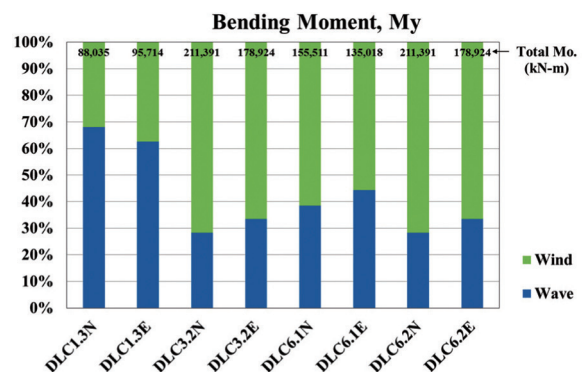


(b) 彎矩

圖17 風、波浪負載對HGBF穩定性影響(本研究繪製)



(a) 水平力



(b) 彎矩

圖18 風、波浪負載對GBS穩定性影響(本研究繪製)

岸風力機之風負載間的差異，最後在基礎傾倒彎矩上形成DLC 3.2、DLC 6.1及DLC 6.2有較大的風負載貢獻。

## 5. 結論與建議

本研究參考Vestas MHI V-164 9.5 MW之大型化離岸風力機，結合BAM and Van Oord和Strabag提出之複合重力式基礎與重力式基礎，並完成風、波浪載重相關理論與數值模擬比較與探討。數值分析上分別採用SAP 2000軟體與ANSYS Fluent有限元素軟體建立風力機整體構架數值模型與水動力數值模型。以下整理本研究中重要分析結果並提出後續研究建議。

(1) 數值分析結果上，經結構設計檢核後之重力式基礎，在結合9.5 MW大型離岸風力機情形下皆能滿足自然振動頻率、構件強度、基礎穩定性等要求，顯示本研究參考之大型化

表18 HGBF之風、波浪負載比較(本研究整理)

DLC	$F/M$	Wind	Wave	Total
DLC 1.3N	$F_x$ (kN)	20	1681	1701
	[%]	1.2%	98.8%	100.0%
	$M_y$ (kN-m)	28157	82076	110233
	[%]	25.5%	74.5%	100.0%
DLC 1.3E	$F_x$ (kN)	33	1681	1713
	[%]	1.9%	98.1%	100.0%
	$M_y$ (kN-m)	35836	82076	117912
	[%]	30.4%	69.6%	100.0%
DLC 3.2N	$F_x$ (kN)	358	1681	2039
	[%]	17.6%	82.4%	100.0%
	$M_y$ (kN-m)	101199	82076	183275
	[%]	55.2%	44.8%	100.0%
DLC 3.2E	$F_x$ (kN)	553	1681	2233
	[%]	24.7%	75.3%	100.0%
	$M_y$ (kN-m)	128799	82076	210875
	[%]	61.1%	38.9%	100.0%
DLC 6.1N	$F_x$ (kN)	240	1681	1921
	[%]	12.5%	87.5%	100.0%
	$M_y$ (kN-m)	75140	82076	157216
	[%]	47.8%	52.2%	100.0%
DLC 6.1E	$F_x$ (kN)	375	1681	2056
	[%]	18.2%	81.8%	100.0%
	$M_y$ (kN-m)	95633	82076	177709
	[%]	53.8%	46.2%	100.0%
DLC 6.2N	$F_x$ (kN)	500	1681	2181
	[%]	22.9%	77.1%	100.0%
	$M_y$ (kN-m)	119045	82076	201122
	[%]	59.2%	40.8%	100.0%
DLC 6.2E	$F_x$ (kN)	759	1681	2440
	[%]	31.1%	68.9%	100.0%
	$M_y$ (kN-m)	151512	82076	233589
	[%]	64.9%	35.1%	100.0%

\*註：N for normal operation, E for emergency shut-down

離岸風機結合重力式基礎可適用於國內風場條件與設計載重情況。

- (2) 在純波浪負載理論與數值分析上，以Morison方程式獲得之理論值會較有限元素軟體的模擬值保守，其差異約為11%，原因可能為理論解的係數並未考量深度效應，因此在軟體

表19 GBS之風、波浪負載比較(本研究整理)

DLC	$F/M$	Wind	Wave	Total
DLC 1.3N	$F_x$ (kN)	26	1324	1350
	[%]	1.9%	98.1%	100.0%
	$M_y$ (kN-m)	28157	59879	88035
	[%]	32.0%	68.0%	100.0%
DLC 1.3E	$F_x$ (kN)	41	1324	1365
	[%]	3.0%	97.0%	100.0%
	$M_y$ (kN-m)	35836	59879	95714
	[%]	37.4%	62.6%	100.0%
DLC 3.2N	$F_x$ (kN)	885	1324	2210
	[%]	40.1%	59.9%	100.0%
	$M_y$ (kN-m)	151512	59879	211391
	[%]	71.7%	28.3%	100.0%
DLC 3.2E	$F_x$ (kN)	596	1324	1920
	[%]	31.0%	69.0%	100.0%
	$M_y$ (kN-m)	119045	59879	178924
	[%]	66.5%	33.5%	100.0%
DLC 6.1N	$F_x$ (kN)	452	1324	1776
	[%]	25.4%	74.6%	100.0%
	$M_y$ (kN-m)	95633	59879	155511
	[%]	61.5%	38.5%	100.0%
DLC 6.1E	$F_x$ (kN)	294	1324	1618
	[%]	18.2%	81.8%	100.0%
	$M_y$ (kN-m)	75140	59879	135018
	[%]	55.7%	44.3%	100.0%
DLC 6.2N	$F_x$ (kN)	885	1324	2210
	[%]	40.1%	59.9%	100.0%
	$M_y$ (kN-m)	151512	59879	211391
	[%]	71.7%	28.3%	100.0%
DLC 6.2E	$F_x$ (kN)	596	1324	1920
	[%]	31.0%	69.0%	100.0%
	$M_y$ (kN-m)	119045	59879	178924
	[%]	66.5%	33.5%	100.0%

\*註：N for normal operation, E for emergency shut-down

中採用壁面壓力積分的後處理方法會對重力式基礎設計上提供較佳的經濟性。

- (3) 對於不同沉箱外型的複合重力式基礎與重力式基礎，前者的對稱性使之受不同風、波浪負載方向有相當的基礎反力，後者經設計載重方向性差異比較後，亦發現作用於基礎之

等效反力差異性甚小，顯示負載方向性對角形沉箱與轉子及機艙配置位置影響不明顯。

- (4) 在純波浪負載數值分析上，混凝土沉箱由於流體流經面積較大，因此所受波浪負載較大。針對GBS混凝土重力式基礎而言，由於其設計樁體較長且口徑較大，相較尺寸較小的HGBF鋼樁會受到較大的波浪力。針對總波浪負載，由於HGBF大尺寸沉箱使之受波浪負載較大，因此HGBF總波浪負載高於GBS一定程度。
- (5) 針對重力式基礎穩定性之水平滑動與傾倒彎矩進行風、波浪負載比較，數值結果顯示水平力主要由波浪控制，主要因為水下大尺寸的沉箱使之受較大的波浪負載；而彎矩主要由風力控制，主要因為風力加載於輪轂位置使基底彎矩較大。因此對於重力式基礎，水動力分析與風力機動力分析皆為必要之評估分析。
- (6) 對於重力式基礎結合大型化風力機之研究，後續可藉由風力機製造廠商提供之技術規格，搭配我國必要考量之地震與颱風等設計載重情況進行分析設計；再者後續可規劃執行縮尺水槽實驗或實尺寸、實海域模擬實驗加以驗證，以精進模擬結果的準確性與可信度。

## 誌 謝

本論文為科技部107年度能源國家型科技計畫『離岸風力機固定式水下結構關鍵技術開發』計畫之成果，其計畫編號MOST 107-3113-E-042A-003。感謝科技部的支持並提供相關研究經費。

## 參考文獻

- API RP-2A-WSD 22nd Edition, 2014. American Petroleum Institute, Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms – Working Stress Design.
- Byrne, W. and G. Houlsby, 2003. Foundations for Offshore Wind Turbines, 2003 The Royal Society, Vol. 36, pp. 2913.
- Coastal Engineering Manual, 2006. C. United States Army, U.S. Army Corps of Engineers.
- DNVGL-RP-C205, 2017. Environmental Conditions and Environmental Loads, Recommended Practice, pp. 113-119.
- DNVGL-ST-0126, 2016. Support Structures for Wind Turbines, Det Norske Veritas and Germanischer Lloyd, pp. 175-181.
- DNVGL-ST-0437, 2016. Loads and Site Conditions for Wind Turbines, Det Norske Veritas and Germanischer Lloyd, pp. 66-68.
- Foyle, R., 2012. Strabag Offshore Wind, 6th Energy Ireland Conference, Austria.
- IECRE.WE.CC.18.0003-R0, 2018. Component Certificate Wind Turbine, System for Certification to Standards Relating to Equipment for Use in Renewable Energy Applications.
- Mehaute, B., 1976. An Introduction to Hydrodynamics and Water Waves, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Germany.
- Morison, J. R., M. P. O'Brien, J. W. Johnson and S. A. Schaaf, 1950. The Force Exerted by Surface Waves on Piles, Journal of Petroleum Technology, Vol. 2, pp. 149-154.
- Novak, M., 1974. Dynamic Stiffness and Damping of Piles, Canadian Geotech., J., Vol. 11, No.4, pp. 574-598.
- Novak, M. and E. B. El Sharnouby, 1983. Stiffness and Damping Constants for Single Piles, J. Geot. Engg. Dn. ASCE, Vol. 109 No 7, pp 961-974.
- Offshore Wind in Europe Key Trends and Statistics 2018. 2019, Wind Europe, Belgium.



- Poulos, H. G., 1968. Analysis of the Settlement of Pile Groups, *Geotechnique*, Vol. 18, pp. 449-471.
- Smaling, H., 2014. Hydrodynamic Loading on the Shaft of a Gravity Based Offshore Wind Turbine, Master Thesis, Netherlands, pp. 93.
- Wolf, J. P., 1997. Spring-Dashpot-Mass Models for Foundation Vibrations, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, pp. 931-949.

# The Preliminary Assessments of Hybrid Gravity Based Foundations for 9.5 MW Offshore Wind Turbines

Pin-Hsuan Liu<sup>1\*</sup>   Tung-Liang Chu<sup>2</sup>   Chin-Cheng Huang<sup>3</sup>

## ABSTRACT

This research is focused on the validation and evaluation of Hybrid Gravity Based Foundation and Gravity Based Structure combining with large-scale 9.5 MW reference wind turbines. Firstly, SAP 2000 frame models are established for natural frequency, component safety margin and stability of the foundations evaluations. Meanwhile, the Design Load Cases (DLCs) suggested by DNVGL-ST-0437(2016) are applied to the frame models. The results show both the referred gravity based foundations satisfy the specific DLCs requirements and are applicable to the wind farms soil properties in Changhua, and the wind and wave conditions at Hsinchu buoy observation station and Waipu tide station. Secondly, 3D non-linear fluid models are made by adopting ANSYS Fluent for more precisely hydrodynamic simulations. The wave loads acting on the foundations obtained by the semi-empirical Morison equation seem to be more conservative than by numerical simulation, then appearing the numerical simulations will provide higher economic efficiency in support structures design. Moreover, in the load directional difference analysis, the polygonal caisson of gravity based structure merely causes influences in the shape of concrete caisson and rotor nacelle assembly position; however, the caisson would bear higher wave loads than shaft and cone components due to the larger fluid flowing area acting on it. Lastly, the comparisons between wave and wind loads are made by the stability analysis. The results show that the horizontal sliding and tilting are separately controlled by wave and wind, and emphasize the vitality of hydrodynamic and aerodynamic simulations for gravity based support structures for offshore wind turbines.

**Keywords:** Offshore wind turbine, Hybrid gravity based foundation, Hydrodynamic analysis.

---

<sup>1</sup> Technician, Mechanical and System Engineering Program, Institute of Nuclear Energy Research.

<sup>2</sup> Researcher, Mechanical and System Engineering Program, INER.

<sup>3</sup> Researcher and Director, Mechanical and System Engineering Program, INER.

\* Corresponding Author, Phone: +886-3-4711400#3373, E-mail: [erikson159@iner.gov.tw](mailto:erikson159@iner.gov.tw)

Received Date: July 17, 2019

Revised Date: November 6, 2019

Accepted Date: January 16, 2020