

國立臺灣大學工學院工程科學及海洋工程學系

碩士論文

Department of Engineering Science and Ocean Engineering

College of Engineering

National Taiwan University

Master Thesis

耦合 BEM 與 CFD 方法計算浮體式風機於規則波中運動之研究

A Coupled Blade Element Momentum – Computational Fluid

Dynamics Model for Evaluating Floating Wind Turbine

Motion under Linear Waves

李仲凱

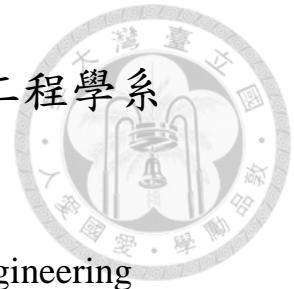
Chung-Kai Lee

指導教授：郭真祥 博士

Advisor: Jen-Shiang Kouh, Dr. Ing.

中華民國 103 年 7 月

July, 2014



誌謝

承蒙恩師郭真祥博士於碩士班期間的指導，本論文才得以順利完成。感謝老師這段期間的教導與照顧，使學生於碩士班期間瞭解到不論研究或處理事情都該按部就班，遇到問題才可追本溯源進而解決。在此也感謝口試委員蔡進發教授、蔡國忠教授、趙修武教授對本論文提出的建議與指導，使本論文更加完整。

感謝實驗室的宗岳、淳宇兩位博班學長在學業、生活上提出各自的看法，討論時深刻的學習到處理事情的態度與解決問題的方式。感謝引棋、柏延、育瑋、子豪、倫臻、怡凱、冠碩、育吟學長姐的照顧、陪伴、傾聽與鼓勵，讓我在實驗室的生活更加充實、多方面的交流帶來許多歡樂。還要感謝子靖、旻玫兩位同學，雖然已先拋棄你們，但心會與你們同在的。再次謝謝 CAD 大家庭為我的碩士生涯增添許多美好的回憶，讓我體會到求學中不僅要努力學習也不忘適當的放鬆娛樂。

最後更要感謝父母、叔叔與其他家人們，你們的支持與無所不在的陪伴讓我更有動力、更堅信能夠完成碩士班學業，最後也畫下了完美的句點。進入職涯後不會辜負大家對我的栽培與期望。



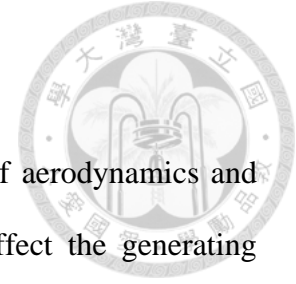
摘要



浮體式風機所搭配之浮體平台對其受風與波浪耦合作用下之運動程度扮演重要的角色，在離岸風場位址選擇受陸上地形及風切影響較小之浮體平台有利於減少風機之發電量損失。本研究以 NREL 5MW 風機當作目標風機，並分別搭配 OC3-Hywind 之 Spar 型浮體平台與 OC4 DeepCwind 之半潛型浮體平台為計算模擬之對象。研究方法為雷諾平均納維爾史托克(RANS)求解浮體平台受水動力作用之流場並選用適當的紊流模型及額外搭配 BEM 程式估算風機之氣動力性能。以 BEM 進行目標風機之氣動力性能計算結果與 NREL 公佈之資料相互驗證，轉子功率計算結果與資料趨勢相符，額定風速(11.4m/s)下之差異約為 7.64%。BEM 程式於縱搖運動下修正之計算結果顯示考慮真實風機之控制情形其平均功率會下降，且風機推力與功率變動週期與縱搖角速度週期相同，與參考文獻以 RANS 計算之結論相符。耦合 BEM 與 CFD 軟體計算浮體式風機於波高 4m 週期 10s 之規則波中進行縱搖運動之數值模擬，並比較 Spar 型與半潛型浮體式風機之實際發電平均功率耗損率以半潛型浮體式風機之耗損率較小，此結果與文獻亦相同，顯示耦合 BEM 與 CFD 軟體計算浮體式風機受風、波耦合作用下之可行性。藉由不同的波浪參數探討以發電量為目標時 Spar 型浮體式風機與半潛型浮體式風機之適用範圍，由數值模擬結果顯示當波浪週期小於 8.4s 之線性波，將選則 Spar 型浮體式風機；當波浪週期大於 10s 與波浪近似於靜水狀態則選擇半潛型浮體式風機能夠減少功率損失。

關鍵字：葉片元素動量理論、計算流體力學、離岸浮體式風機、Spar 型浮體平台、半潛型浮體平台

Abstract



The offshore wind turbine will be influenced by the couple of aerodynamics and hydrodynamics. The selection of floating platform will directly affect the generating power of the wind turbine. The floating system of the OC3-Hywind and the OC4 DeepCwind is applied in this paper. Through the Blade Element Momentum theory evaluate the power curve of NREL-5MW wind turbine and compare to the NREL data. It shows two of them have similar power curve, but they have about 7.64% difference in the rating velocity condition. When we consider the real wind turbine control system in the pitch motion, the average power is no longer that high anymore. Within the motion of turbine, it causes the power of turbine have the same period as the motion of turbine.

In this paper, coupling the Blade Element Momentum (BEM) and computational Fluid Dynamics model (CFD) to evaluate two type of floating wind turbine, spar and semisubmersible wind turbine. Under the wave height 4m and period 10s, it shows that the semisubmersible type floating wind turbine has lower power loss than the spar type of wind turbine. This simulation case is verified with the reference.

According to this research present a suitable wave condition to reduce the power loss for both of the floating wind turbine. If the wave period is less than 8.4s, so the spar type floating wind turbine has been recommended. But if the wave period is larger than 10 s and the wave is just like calm sea state, the semisubmersible floating wind turbine will be better.

Keywords : Blade Element momentum theory, CFD, Offshore wind turbine, Spar platform, Semisubmersible platform

目錄



摘要	I
ABSTRACT	II
目錄	III
圖目錄	VI
表目錄	X
符號表	XII
第 1 章緒論	1
1.1 研究背景	1
1.2 離岸型風力發電介紹與浮體式風機介紹	3
1.3 文獻回顧	8
1.4 研究目的與方法	9
1.5 本文架構	11
第 2 章理論基礎	12
2.1 計算流體力學	12
2.1.1 統御方程式	12
2.1.2 紊流模型	13
2.1.3 壁面函數	15
2.1.4 數值方法	18
2.1.5 雙相流數值方法	19
2.2 風力發電機理論	20
2.2.1 動量理論	20



2.2.2 葉片元素理論(Blade Element Theory)	25
2.2.3 葉片元素動量理論(Blade Element Momentum Theory)	28
2.3 剛體運動	32
2.3.1 浮體式風機六自由度運動	32
2.3.2 線性波浪力學	35
2.3.3 錨鍊系統	35
2.3.4 風機於強制縱搖運動之推導	39
第 3 章浮體式風機幾何與數值驗證	43
3.1 目標風機資料與幾何參數	43
3.2 BEM 程式流程	51
3.3 浮體平台幾何與錨鍊系統	56
3.3.1 Spar 型浮體平台	32
3.3.2 半潛型浮體平台	59
3.4 數值模擬驗證	62
3.4.1 圓形數值模擬與驗證	62
3.4.2 純波浪數值驗證	67
第 4 章浮體式風機數值計算	72
4.1 強制縱搖運動下風機性能計算	72
4.2 繫錨力初始值計算	75
4.2.1 Spar 型浮體風機繫錨力初始值計算	75
4.2.2 半潛型浮體風機繫錨力初始值計算	79

4.3 Mooring、BEM 與 RANS 耦合計算浮體風機受規則波作用之性能.....	82
4.3.1 流場範圍與邊界條件.....	83
4.3.2 網格佈置策略.....	85
4.3.3 邊界條件驗證.....	86
4.3.4 Spar 型浮體風機於波高 4m 週期 10s 之計算.....	87
4.3.5 Spar 型浮體式風機於波高 5.2m 週期 10s 之計算.....	89
4.3.6 Spar 型浮體式風機於波高 3.6m 週期 8.4s 之計算.....	90
4.3.7 半潛型浮體風機於波高 4m 週期 10s 之計算.....	91
4.3.8 半潛型浮體風機於波高 5.2m 週期 10s 之計算.....	93
4.3.9 半潛型浮體風機於波高 3.6m 週期 8.4s 之計算.....	94
4.4 浮體式風機於縱搖運動下數值驗證.....	95
4.5 浮體式風機於縱搖運動下之比較.....	97
4.5.1 Spar 型與半潛型浮體平台差異.....	97
4.5.2 波高對浮體式風機之影響.....	100
4.5.3 固定波浪陡峭度波高對浮體式風機之影響.....	100
4.5.4 浮體式風機之適用範圍.....	103
第 5 章結論.....	105
REFERENCE	107

圖目錄



圖 1-1 全球再生能源統計[1].....	1
圖 1-2 歐洲市場風能之新裝置容量預測圖.....	2
圖 1-3 全球離岸式風機裝置容量.....	2
圖 1-4 丹麥 Vindeby 離岸風場[4].....	3
圖 1-5 未來 40 年風力發電裝置容量預測[5].....	4
圖 1-6 淺水區域之基礎型式[6].....	5
圖 1-7 過渡水域基礎應用型式(左為三腳架，右為套管式)[7].....	5
圖 1-8 深水區域浮體平台型式[6].....	6
圖 1-9 離岸風場之離岸距離與水深分佈[8].....	7
圖 1-10 浮體式風機穩定型式示意圖[9].....	7
圖 1-11 浮體平台穩定策略分析圖[9].....	8
圖 2-1 紊流無因次化壁面距離與速度分佈圖[21].....	16
圖 2-2 計算網格之 y^+ 值.....	18
圖 2-3 體積分率說明.....	19
圖 2-4 軸向動量理論示意圖.....	21
圖 2-5 旋轉跡流示意圖.....	24
圖 2-6 轉子圓盤環狀面積力矩.....	25
圖 2-7 葉片元素理論示意圖.....	26
圖 2-8 二維翼型速力圖.....	26
圖 2-9 浮體式風機六自由度運動示意圖.....	33
圖 2-10 浮體式風機世界座標與局部座標系.....	34
圖 2-11 懸鍊線示意圖[19].....	36
圖 2-12 Spar 型浮體平台與錨鍊系統示意圖.....	38



圖 2-13 繫錨點和繫錨力說明[19].....	39
圖 2-14 浮體式風機座標系統.....	41
圖 2-15 BEM 對縱搖運動修正之參數示意圖.....	42
圖 3-1 NREL 5MW 風機葉片幾何參數定義.....	47
圖 3-2 NREL 各剖面翼型幾何.....	47
圖 3-3 DU40 翼型之氣動力性能.....	48
圖 3-4 DU35 翼型之氣動力性能.....	48
圖 3-5 DU30 翼型之氣動力性能.....	49
圖 3-6 DU25 翼型之氣動力性能.....	49
圖 3-7 DU21 翼型之氣動力性能.....	50
圖 3-8 NACA64 翼型之氣動力性能.....	50
圖 3-9 BEM 程式計算單一葉片剖面之流程圖.....	51
圖 3-10 NREL 5-MW 風機之功率曲線與推力曲線[29].....	53
圖 3-11 BEM 與 NREL 之功率比較.....	54
圖 3-12 BEM 與 NREL 之轉子推力比較.....	54
圖 3-13 額定風速下翼剖面之攻角分佈圖.....	55
圖 3-14 OC3-Hywind 浮體式風機示意圖[32].....	57
圖 3-15 Spar 浮體平台幾何模型.....	58
圖 3-16 DeepCwind Semisubmersible 浮體平台之幾何配置[33].....	60
圖 3-17 半潛型浮體平台模型示意圖.....	60
圖 3-18 OC4 DeepCwind Semisubmersible 錨鍊系統之繫錨鍊配置圖.....	61
圖 3-19 圓形數值模擬之流場範圍與邊界條件示意圖[34].....	62
圖 3-20 圓形前方局部加密區域.....	64
圖 3-21 圓形之阻力係數與雷諾數之關係[35].....	65
圖 3-22 圓形邊界網格獨立性測試.....	66

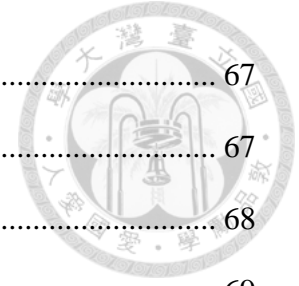


圖 3-23 滑移壁面(Slip Wall)邊界驗證.....	67
圖 3-24 壓力出口之全壓驗證.....	67
圖 3-25 一維波浪方程特徵線影響區域示意圖.....	68
圖 3-26 自由液面區域網格佈置圖.....	69
圖 3-27 純波浪驗證觀測點位置(0,150).....	70
圖 3-28 Wave0 觀測點高度與時間之關係圖.....	70
圖 3-29 Wave1 觀測點高度與時間之關係圖.....	71
圖 3-30 Wave2 觀測點高度與時間之關係圖.....	71
圖 4-1 BEM 對縱搖運動修正之參數示意圖.....	73
圖 4-2 不同縱搖角速度振幅之風機性能計算.....	74
圖 4-3 BEM 計算風機於 $\omega_p = 0.005 \sin(\frac{2\pi t}{10})$ 之性能.....	75
圖 4-4 OC3-Hywind 錨鍊系統之繫錨鍊配置圖.....	76
圖 4-5 Spar 浮體平台之錨鍊示意圖.....	77
圖 4-6 Spar 型浮體式風機錨鍊 1 於初始狀態之參數值.....	78
圖 4-7 OC4 DeepCwind Semisubmersible 錨鍊系統之繫錨鍊配置圖.....	80
圖 4-8 半潛型浮體式風機錨鍊 1 於初始狀態之參數值.....	81
圖 4-9 BEM 與 RANS 耦合計算流程圖.....	83
圖 4-10 浮體式風機流場示意圖.....	83
圖 4-11 浮體式風機之網格佈置策略.....	85
圖 4-12 半潛型風機計算邊界條件驗證圖.....	86
圖 4-13 半潛型風機計算觀測點高度隨時間變化圖.....	86
圖 4-14 半潛型風機計算壓力出口邊界條件驗證圖.....	87
圖 4-15 Spar 型浮體風機於 $H = 4 \text{ m}$, $T = 10 \text{ s}$ 之縱搖角速度與時間之關係圖.....	88

圖 4-16 Spar 型浮體式風機於 $H = 5.2\text{m}$, $T = 10\text{s}$ 之之縱搖角速度與時間之關係圖	89
.....	
圖 4-17 Spar 型浮體風機於 $H = 3.6\text{m}$, $T = 8.4\text{s}$ 之之縱搖角速度與時間之關係圖	90
.....	
圖 4-18 半潛型浮體式風機於 $H = 4\text{m}$, $T = 10\text{s}$ 縱搖角速度與時間之關係圖.....	92
圖 4-19 半潛型浮體式風機於 $H = 5.2\text{m}$, $T = 10\text{s}$ 縱搖角速度與時間之關係圖.....	93
圖 4-20 半潛型浮體式風機於 $H = 3.6\text{m}$, $T = 8.4\text{s}$ 縱搖角速度與時間之關係圖....	94
圖 4-21 Spar 型浮體式風機於波高 3.6m , 週期 8.4s 力矩分析.....	99
圖 4-22 半潛型浮體式風機於波高 3.6m , 週期 8.4s 力矩分析.....	99
圖 4-23 Spar 型浮體風機於波高 5.2m 週期 10s 下縱搖角速度振幅與頻率關係圖	101
.....	
圖 4- 24 Spar 型浮體風機於波高 3.6m 週期 8.4s 下縱搖角速度振幅與頻率關係圖	101
.....	
圖 4-25 半潛型浮體風機於波高 5.2m 週期 10s 下縱搖角速度振幅與頻率關係圖	102
.....	
圖 4-26 半潛型浮體風機於波高 3.6m 週期 8.4s 下縱搖角速度振幅與頻率關係圖	102
.....	
圖 4-27 浮體式風機適用分佈圖.....	104

表目錄



表 3-1 風機等級分類[31].....	44
表 3-2 NREL-5MW 離岸風機基本參數[29].....	45
表 3-3 NREL-5MW 葉片結構參數[29].....	45
表 3-4 NREL-5MW 葉片幾何參數[29].....	46
表 3-5 風速與葉片節距角之關係.....	53
表 3-6 BEM 與 NREL 功率之比較.....	55
表 3-7 葉片半徑 $0.7R$ 之翼型雷諾數.....	56
表 3-8 OC3-Hywind 浮體平台結構參數[32].....	57
表 3-9 OC3-Hywind 錨鍊系統參數[32].....	58
表 3-10 DeepCwind Semisubmersible 之浮體平台幾何與結構參數.....	59
表 3-11 OC4 DeepCwind Semisubmersible 浮體式風機之錨鍊系統.....	61
表 3-12 圓形邊界網格獨立性測試.....	66
表 3-13 純波浪的時間步進間隔.....	69
表 4-1 縱搖運動下之計算組數.....	73
表 4-2 OC3-Hywind 錨鍊系統參數[32].....	76
表 4-3 Spar 型浮體式風機於初始狀態之錨鍊系統狀態.....	79
表 4-4 OC4 DeepCwind Semisubmersible 浮體式風機之錨鍊系統.....	80
表 4-5 半潛型浮體式風機於初始狀態之錨鍊系統狀態.....	81
表 4-6 浮體式風力機計算之波浪參數.....	82
表 4-7 浮體式風機計算域空間.....	84
表 4-8 邊界條件設定.....	85
表 4-9 Spar 型浮體風機於 $H = 4\text{ m}$, $T = 10\text{ s}$ 之計算結果.....	88
表 4-10 Spar 型浮體風機於 $H = 5.2\text{ m}$, $T = 10\text{ s}$ 之計算結果.....	89

表 4-11 Spar 型浮體風機於 $H = 3.6\text{m}$, $T = 8.4\text{s}$ 之計算結果.....	91
表 4-12 半潛型浮體式風機於 $H = 4\text{m}$, $T = 10\text{s}$ 之計算結果.....	92
表 4-13 半潛型浮體式風機於 $H = 5.2\text{m}$, $T = 10\text{s}$ 之計算結果.....	93
表 4-14 半潛型浮體式風機於 $H = 3.6\text{m}$, $T = 8.4\text{s}$ 之計算結果.....	95
表 4-15 浮體式風機於縱搖運動下模擬結果比較.....	96
表 4-16 各波浪參數之模擬結果比較.....	98



符號表

符號	單位	描述	符號	單位	描述
P	Pa	壓力	C_D	-	阻力係數
μ	Pa-s	流體動力黏滯係數	c	m	翼型弦長
ρ	kg/m ³	密度	\mathbf{V}	m/s	剛體運動速度向量
T	N	推力	$\boldsymbol{\omega}$	rad/s	剛體旋轉速度向量
U	m/s	流速	H	m	波高
P_{atm}	Pa	大氣壓力	T	s	週期
\dot{m}	kg/s	質量流率	λ	m	波長
a	-	軸向誘導速度因子	Φ	degree	繫錨點連結角度
C_T	-	推力係數	T_H	N	懸鍊線水平力
P_w	Watt/s	功率	T_V	N	懸鍊線垂直力
C_P	-	功率係數	\mathbf{U}_{in}	m/s	相對入流速度向量
Q	m ² /s ²	扭矩	ω_p	rad/s	縱搖角速度
Ω	rpm	轉子轉速	θ	degree	葉片方位角
I	kg-m ²	轉動慣量	ψ_{wt}	degree	風機方位角
ω	rpm	旋向誘導轉速	c_w	m/s	波浪群速度
a'	-	旋向誘導速度因子	θ_p	degree	縱搖角度
φ	degree	入流角	$\bar{\theta}_p$	degree	平均縱搖角度
α	degree	攻角	δp	-	功率增減率
r	m	翼斷面之半徑位置	δT	-	推力增減率

β	degree	總節距角	$\delta\bar{p}$	-	平均功率增減率
θ_T	degree	扭轉角	$\delta\bar{T}$	-	平均推力增減率
$\theta_{p,0}$	degree	節距角	δp_r	-	以額定功率為上限 之功率增減率
C_L	-	升力係數	$\delta\bar{p}_r$	-	以額定功率為上限 之平均功率增減率

第1章 緒論



1.1 研究背景

從工業革命開始，科技逐漸進步使得全球對於能源的需求日益提升，並且使用傳統石化能源與火力發電會排放大量的二氧化碳，進而導致溫室效應與全球暖化之現象，故為了減少二氧化碳之排放，聯合國於 1997 年邀約參加國簽訂《京都議定書》(Kyoto Protocol)，目的為將大氣中的溫室氣體含量穩定於適當之水平，防止氣候產生劇烈變化對人類造成威脅，所以為了因應協定各國逐漸投入再生能源與替代能源的研究，如太陽能、潮汐能、波浪發電、風力發電、核能...等。其中風力發電之建造成本逐漸降低，使風力發電為目前發展最佳之再生能源。由 21 世紀再生能源政策網(Renewable Energy Policy Network for the 21st Century)可知全球風力發電機之裝機容量於 2006 年至 2011 年間每年之容量成長率均高於 20%，並且至 2012 年全球總容量已達 282GW[1]，且約佔了總再生能源發電量之 59%，如圖 1-1 所示。

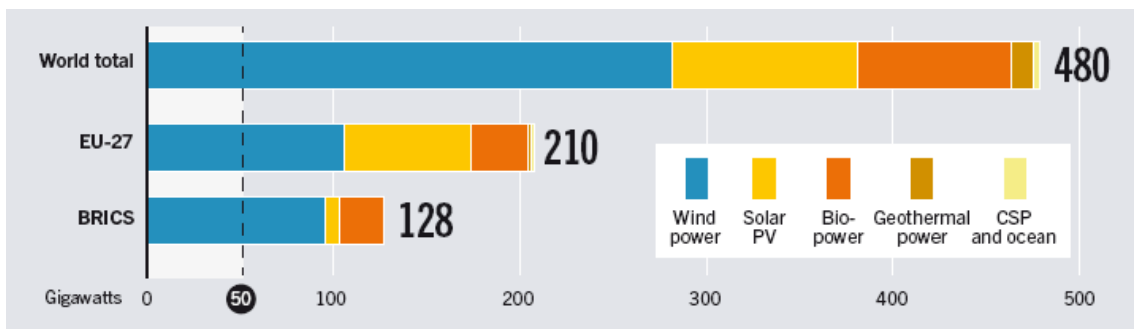


圖 1-1 全球再生能源統計[1]

根據 DNV · GL 之市場估計，風能主要市場如英國、德國、丹麥等歐洲各國每年總裝置容量將逐年上升，顯示了風能之未來發展，如圖 1-2 所示。

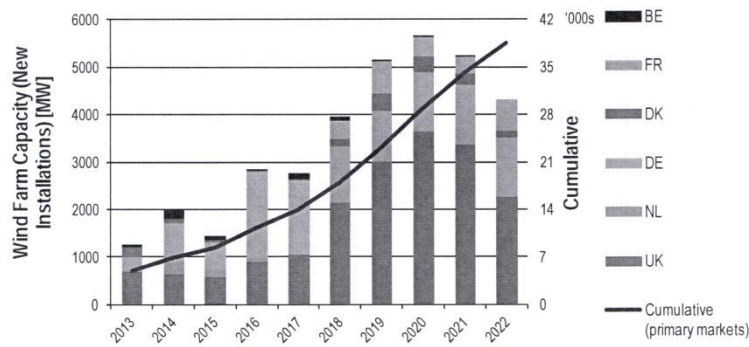


圖 1-2 歐洲市場風能之新裝置容量預測圖

雖然風力發電之發展快速，但全球陸上風場有限，因此為了繼續增加風力發電之發電量，必須將風場擴展至海洋區域發展離岸式風機。離岸式風機依照其裝置之水深可分成固定式風機與浮體式風機兩種，其中固定式風機均設於近岸且淺水區，並以打樁方式將平台固定於海床上，適用水深約為 85m 以內；而浮體式風機則較不受水深之影響，可裝置於水深 100m 以上之深水海域。全球發展離岸風機之國家以丹麥、德國、英國與荷蘭為先驅，並已有許多離岸風場進行營運。至 2014 年底，全球之離岸風場裝機容量約為 4.7GW，如圖 1-3 所示，其中歐洲占 68% 的總離岸風力裝置量。

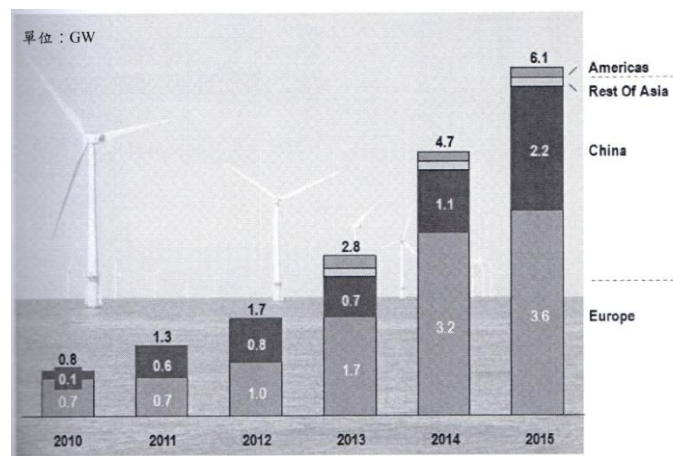


圖 1-3 全球離岸式風機裝置容量

台灣西部沿岸與澎湖地區擁有豐富之風能，因此適合發展風力發電，但台灣西岸適合開發風場之區域已逐漸飽和，故台灣當局亦開始將風能推廣至離岸發電。經濟部能源局於 101 年 7 月 3 日公告實施「風力發電離岸系統示範獎勵辦法」，

輔助二家民營業者與一家國營業者建立三個示範風場，並要求業者於民國 104 年完成示範機組之建置、測試與竣工，並取得電業執照開始商業運轉，以協助達成政府所提出的千架風力發電機的政策目標。

目前固定式風機之打樁技術已相當成熟，因此現階段離岸風電研究著重於深水區之浮體式風機，浮體式風機可安裝於水深 100m 以上之區域，因此風場可架設範圍更廣大，可提升風力發電的發電量。浮體式風機結構上為風機與浮體平台之結合，故有別於固定式風機，因此需更多的分析與測試。

1.2 離岸型風力發電介紹與浮體式風機介紹

1970 年代麻州大學的 Heronemus 教授提出浮體式風機的概念[2]，但當時再生能源尚未有發展之急迫性，因此風力發電技術尚未成熟，故此概念不受重視。直到 1990 年，爆發第三次石油危機，歐洲各國企業投入風機產業，使風力發電開始蓬勃發展，技術亦逐漸成熟，因此離岸風電之概念再度被提起。1990 年”World Wind”公司建立了第一座離岸式風機，該風機位於瑞典北方離岸 250m、水深 7m 之海域；隔年，位於丹麥的 Vindeby 離岸風場正式完工，共裝置 11 座 0.45MW 發電量之風機，總裝置發電量為 4.95MW[3]。



圖 1-4 丹麥 Vindeby 離岸風場[4]

隨後歐洲各國陸續訂定相關發展計畫，離岸風力發電開始快速發展，並且推廣至世界各地，根據國際能源署(International Energy Agency, IEA)評估，未來40年離岸風力發電將呈現大幅成長，如圖 1-5 所示。

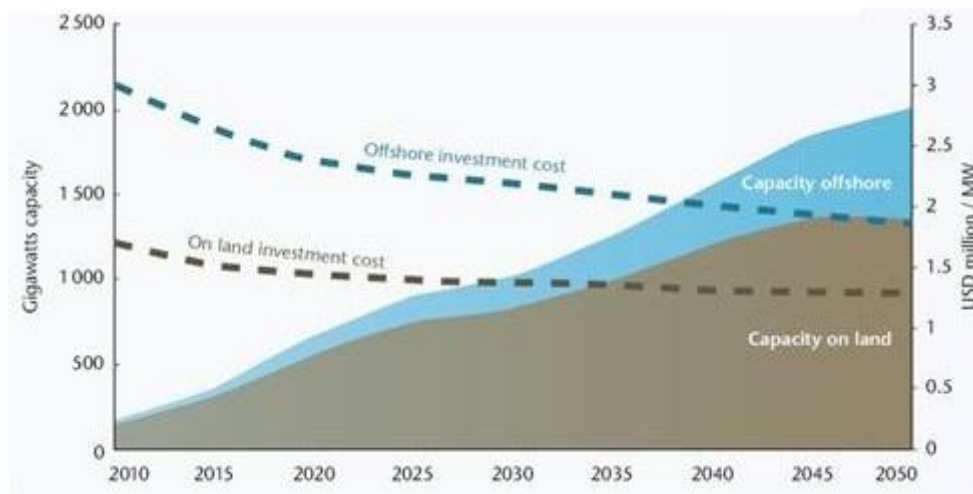


圖 1-5 未來 40 年風力發電裝置容量預測[5]

由於離岸風電有別於以往陸上風機，並且擁有下面幾個特點：

- (1) 陸上風能易受周遭建築物與地形影響，海上則無，因此風能更為穩定。
- (2) 海域廣闊，能開發較大型的風場。

由於上述之優點，各國紛紛開始建置離岸型風場。而離岸型風機體需搭配平台，平台的基礎型式依水深可分成下面三類：

- (1) 淺水區域(Shallow water)基礎。
- (2) 過渡區域(Transition water)基礎。
- (3) 深水區域(Deep water)基礎。

其中淺水區域適用之水深約為 0m~50m，基礎型式有兩種：重力式(Gravity Base)與單樁式(Monopile)。單樁式基礎以打樁方式將風機固定於海床上，故建置時須與海事工程進行搭配，而重力式則利用自身之重量將之進行固定，淺水域型式如圖 1-6 所示。

單樁式基礎其缺點為基礎打入海床後，由於海流流經基樁時於基樁後方會產生渦流，因此易產生流砂進而掏空基座之打樁深度，故須在海床之外圍鋪砂石以減輕掏空之情況。而重力式基礎之缺點為易受海床成分的影響，並且對波浪方向性相當敏感。



圖 1-6 淺水區域之基礎型式[6]

過渡水域適用之水深約為 30m~100m，型式如圖 1-7 所示，左圖為三角架型式 (Tripod)，右圖為多管式 (Jacket)。

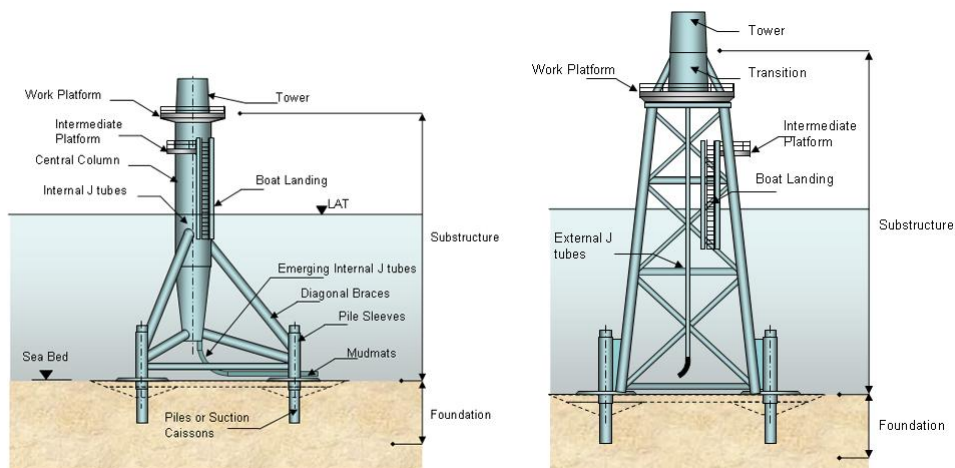


圖 1-7 過渡水域基礎應用型式(左為三腳架，右為套管式)[7]

設計多管式基礎時，必須考慮其自然頻率問題，由於容易受到碎波的影響，故須將自然頻率設計至較低頻之區域，但其基礎於海床上較不需考慮流砂的問題。

表 1-1 淺水區域與過渡區域基礎型式比較

Type	Typical water depth	Typical Size	Typical Weight
Gravity	~20m	$\varnothing \approx 30\text{m}$	1000~5000t
Monopile	~35m	$\varnothing \approx 4\sim 5\text{m}$	600~700t
Tripod	~50m	~35x60m	1000t
Jacket	~60m	~25x60m	700~900t

深水區域適用於超過 60m 之深水域，應用的基礎型式為浮體平台並使用錨鍊系統固定浮體式風機之運動範圍，如圖 1-8 所示。共分四類：Semisubmersible 型、Barge 型、Spar 型與 Tension-leg platform(TLP)型。圖中兩種 Spar 型的差異在於錨鍊系統型式，一為張錨式(右一)，另一為懸垂式(左三)。

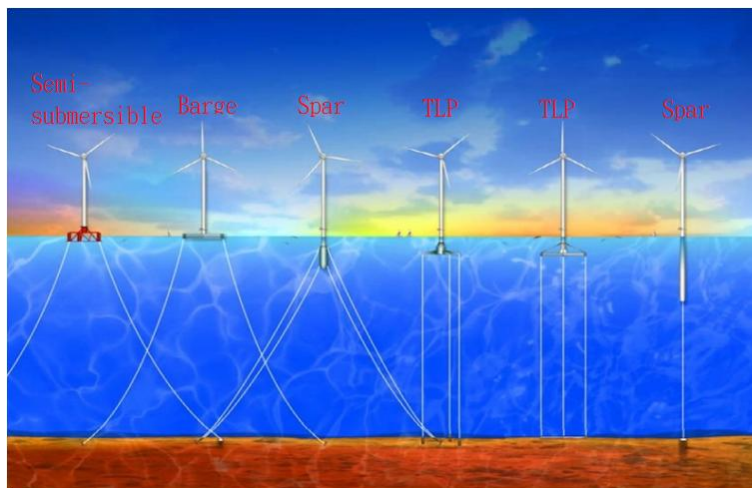


圖 1-8 深水區域浮體平台型式[6]

目前各國致力於離岸風場之開發，但由於海岸線有限，因此淺水與近岸區域已逐漸開發完成，故近年來離岸風場的發展趨勢為離岸漸遠、水域較深之區域擴展，圖 1-9 為歐洲風能協會(European Wind Energy Association, EWEA)統計至 2012 年離岸風場之離岸距離與水深分佈，藍色為已建置完成，紅色為建造中，綠色為審批中之項目。從審批中的項目分佈來看，可知離岸風場之開發區域之水深和離岸距離正逐漸增加。

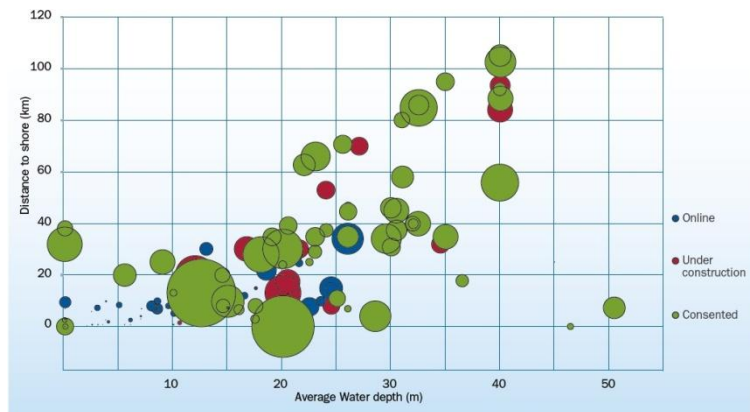


圖 1-9 離岸風場之離岸距離與水深分佈[8]

浮體式風機是由兩個部分組成，第一部分為與傳統固定式風力機主體相同，包括轉子葉片(Rotor)、輪轂(Hub)、機艙(Nacelle)以及塔柱(Tower)，第二部分是浮體平台，用於提供浮力以支撐風力機，另外搭配適當的錨鍊系統用於固定風力機，避免風機受潮水作用漂走。美國國家能源實驗室(National Renewable Energy Laboratory ,NREL)根據使浮體風機達成穩定之策略以及錨鍊系統分為三類[9]，如圖 1-10 所示。

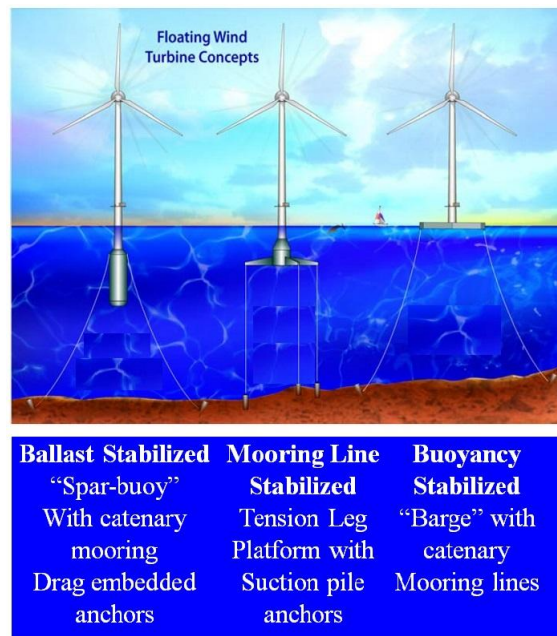


圖 1-10 浮體式風機穩定型式示意圖[9]



圖 1-10 由左至右分別為壓載平衡式(Ballast Stabilized)、繫纜線平衡式(Mooring Line Stabilized)以及浮力平衡式(Buoyancy Stabilized)，下面將針對此三種平衡模式進行說明：

- (1) 壓載平衡式(Ballast Stabilized)：此平衡方式為利用壓載使重心降低至浮心以下的位置，以產生較大之扶正力臂與慣性回復力，因其幾何較為細長因此可得較高之慣性矩以減少縱搖與橫搖運動的幅度，並利用懸垂式錨鍊(catenary)加以固定系統，Spar 型浮體式風機為此種型式。
- (2) 繫纜線平衡式(Mooring Line Stabilized)：此種方式之錨鍊系統是垂直固定於海床上以平衡浮體平台，並利用較高張力的錨鍊加以固定。Tension Leg platform (TLP)為此種系統，目前大型海上鑽油平台多也使用此種型式。
- (3) 浮力平衡式(Buoyancy Stabilized)：平衡方式為利用較大的水線面積與平均分佈之浮力以產生扶正力矩，再使用懸垂式錨鍊固定結構物。Barge 型浮體平台具代表性，Semisubmersible 型也類似此種型式。

一般而言，設計浮體平台時均考量到浮力、錨鍊、壓載三種模式，但各模式所佔比例不同，因此產生不同型式的浮體平台，策略分析如圖 1-11 所示。

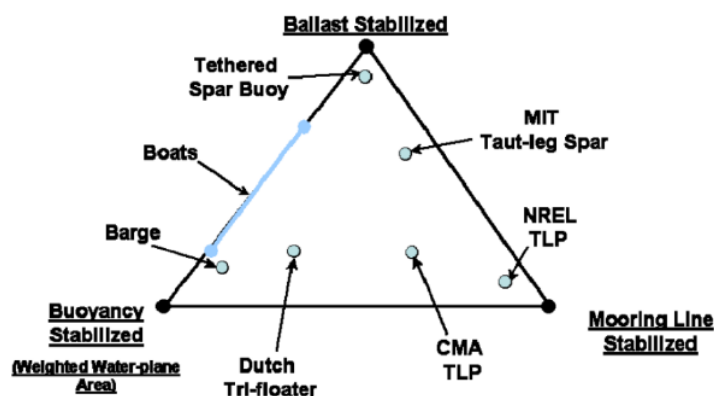



圖 1-11 浮體平台穩定策略分析圖[9]

1.3 文獻回顧

繼 1970 年代麻州大學的 Heronemus 教授提出浮體式風機概念[2]及 1990 年”World Wind”公司建立了第一座離岸式風機後，初期大多關注於近岸式風力發電，



直至 2000 年左右浮體式風力機之相關研究才逐漸發表。浮體式風機為風力機主體搭配浮體平台，因此對於要選擇何種浮體平台成為重要的研究課題。起初，浮體平台的設計概念均來自海上鑽油平台，各國紛紛提出不同的浮體平台型式。1998 年英國的 Tong 提出搭配 Spar 型浮體平台的”FLOAT”，發電容量為 1.4MW；同年英國的 Henderson 和 Patel 提出 Semisubmersible 型式的浮體平台設計概念[10]；2002 年 Lagerwey the Windmaster 公司提出 Dutch Tri-floater 的浮體式風機設計[11]，亦為 Semisubmersible 型的浮體平台；2004 年 NREL 的 Musial 等人提出 TLP 型浮體平台之設計，上方承載 5MW 風機，並比較 TLP 型與 Dutch Tri-floater 型平台[12]；同年，日本的 T. Kogaki 提出 Spar 型浮體平台的設計概念[13]；2005 年 NREL 根據浮體式風機的固定與平衡方式將浮體平台分為三類，並且分析個別的優缺點[9]。

在 2000 年以後，浮體式風機的分析工具更加完善，2007 年 Jonkman 等人提出耦合時域分析方法，並對 5MW 發電量之 Barge 型浮體式風機進行分析，此耦合時域之分析方法考量了空氣動力、水動力、結構、錨鍊以及控制部分[14]。

除了數值分析工具外，許多模型試驗也被進行，如 2006 年 Nielson 等人進行 Hywind 浮體式風力機的模型試驗[13]；Tomoaki 於日本五島列島進行 1:10 之 Spar 型浮體式風機模型試驗，他們的模型試驗結果與模擬結果進行比較後驗證了這些分析的可靠性[15]。

1.4 研究目的與方法

浮體式風機由於遭受風、波浪與海流與繫纜等作用，因此須考慮氣動力、水動力與繫纜力三部分，本研究基於 IEC61400-3 設計負荷條件(Design Loading Case ,DLC)2.4 進行計算，其中僅考慮空氣、波與繫纜三種受力形式，且將風與波浪設為同向。

風機之風力計算使用葉片元素動量理論(Blade Element Momentum, BEM)進行求解轉子之推力與發電量。BEM 方法為常用的簡易於評估風機性能之方法，如 2007 年 NREL 開發的 FAST 模擬程式之氣動力的基礎亦是使用 BEM 方法，並加入了



Prandtl 的葉尖損失(Tip loss)[16]與輪轂損失(Hub loss)，以及 Beddoes-Leishman 的動態失速(dynamic stall)模型[14]；2012 年 R. Malki 等人使用 BEM 方法與數值模擬軟體進行潮流發電機之性能評估[17]；同年，Céline Faudot 等人使用 BEM 耦合波浪力方法計算潮流發電機葉片之受力[18]。顯示 BEM 方法於計算風或流動力效能，被廣為應用。並且 BEM 方法相較於 CFD 軟體求解風機氣動力性能極具時間之經濟性。

水動力過去則利用勢流理論計算，忽略流體的黏滯性，並且假設流場為無旋性與不可壓縮之理想流體，將統御方程式簡化為拉普拉斯(Laplace)方程，再藉由邊界元素法(Boundary Element Method)或稱小板法(Panel Method)進行離散，並於小板上分佈渦流(Vortex)、源流(Source)、偶流(dipole)或匯流(Sink)進行流場計算，此種方法在過去常應用於船舶與海洋結構物之計算。但以勢流理論求解波浪力負荷時，為簡化問題的求解多必須假設物體為靜止或物體運動相對於波浪極小，然而由研究可知當浮體式風機受外在負荷時可能產生較大之旋轉角度，故在某些特定情況下並不適用。水動力問題亦可使用 Morison 方程求解，但限用於波浪之波長大於圓柱直徑 5 倍的情況，且無法直接估算阻力。因此本研究使用計算流體力學求解浮體平台受波浪作用下之黏性流問題，其控制方程式為雷諾平均化那維爾-史托克(Reynolds-Averaged Navier-Stokes, RANS)方程式，求解時先對空間域進行離散，離散方法為有限體積法(Finite Volume Method)，並搭配適當之紊流模型求解黏性流流場，此方法不僅可解析波浪力，在阻力部分亦可直接求解，並選用適當之網格佈置可增加其準確性。

本研究耦合 BEM 方法與計算流體力學(CFD)之套裝軟體 Star CCM+以模擬容量 5MW 之 Spar 型浮體式風機與 Semisubmersible 型浮體式風機，並搭配懸垂式錨鍊系統作為研究對象，比較兩種型式之運動型態差異與其適用海域在波浪中之運動與風機性能。



1.5 本文架構

本論文共分五個章節，各章節內容如下述。

第 1 章緒論：介紹研究背景、離岸風機與浮體式風機、文獻回顧以及研究目的與方法。

第 2 章理論基礎：針對計算流體力學使用之理論與統御方程式作概略性之介紹，並簡介風機效能計算方法、對風機於縱搖運動下進行修正之推導。

第 3 章浮體式風機幾何與數值驗證：進行目標風機效能計算之驗證以及浮體平台之幾何、圓形阻力模擬與驗證、模擬流場範圍與邊界條件、純波浪傳遞驗證、網格佈置策略。

第 4 章浮體式風機數值計算：內容包括計算風機於週期性縱搖角度變化下之性能與耦合 BEM 與 CFD 方法進行浮體式風機之數值模擬，並與文獻驗證方法可行性，接著探討浮體平台運動之差異。

第 5 章結論：針對第 4 章模擬結果進行浮體式風機於不同波浪參數下之運動特性與功率耗損交叉分析。

第2章 理論基礎



2.1 計算流體力學

本節介紹流體力學之理論基礎-統御方程式，包括連續方程式、動量守恆方程式，以及計算流體力學之紊流模型、壁面函數、數值方法以及自由液面。

2.1.1 統御方程式

使用數值方法求解流場問題時，主要為求解流體力學的控制方程式。流體流動時必須遵守物理定律，此定律即為建立控制方程的依據。最基本的兩個統御方程式為連續方程式以及動量守恆方程式。

連續方程式的基本物理意義為在單位時間內質量流入控制體積內與流出的差值即為該控制體積內部增加的質量，方程式如下：

$$\frac{D\rho}{Dt} + \rho \times v_{i,i} = 0 \quad (2-1)$$

其中 ρ 為密度， $\mathbf{v} = v_i \mathbf{e}_i$ $i=1,2,3$ ， $\mathbf{e}_1, \mathbf{e}_2, \mathbf{e}_3$ 為卡氏座標 x,y,z 軸的單位向量。

動量守恆方程式的物理意義為控制體積內動量隨時間的變化量等於作用在上之外力總和。

動量守恆方程式如下：

$$\rho \frac{\partial v_i}{\partial t} + \rho v_j \frac{\partial v_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial P}{\partial x_i} + \mu \left(\frac{\partial^2 v_j}{\partial x_j^2} \right) + g_i + F_i \quad i, j=1,2,3 \quad (2-2)$$

其中 P 為壓力， μ 為流體動力黏滯係數， F_i 為作用在控制體積上的外力。本研究僅考慮重力加速度場並定義垂直方向向上為正，故 $g_1 = g_2 = 0$ ， $g_3 = 9.81 \text{ m/s}^2$ 。

本研究之數值方法是藉由有限體積法將空間離散，再求解三維且不可壓縮之雷諾平均化納維爾-史托克方程式(Reynolds Averaged Navier-Stokes 簡稱 RANS)。



其統御方程式中之連續方程式與動量守恆方程式以雷諾平均法處理過程如下：

將速度及壓力分成平均量及變動量：

$$\mathbf{v} = \bar{\mathbf{v}} + \mathbf{v}' \quad (2-3)$$

$$P = \bar{P} + P' \quad (2-4)$$

接著將其速度及壓力採取時間平均量的觀念，可知變動量對時間平均後其值為零，並將(2-3)與(2-4)代入連續方程式與動量守恆方程式，並假設為不可壓縮流，因此連續方程式與動量守恆方程式以雷諾平均法處理後表示如下：

連續方程式：

$$\bar{v}_{i,i} = 0 \quad (2-5)$$

動量方程式：

$$\rho \frac{\partial \bar{v}_i}{\partial t} + \rho \bar{v}_j \frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial \bar{P}}{\partial x_i} + \mu \left(\frac{\partial^2 \bar{v}_j}{\partial x_j^2} \right) - \frac{\partial (v'_j v'_i)}{\partial x_j} + g_i + F_i \quad i, j = 1, 2, 3 \quad (2-6)$$

式(2-5)、式(2-6)即為 RANS 方程式，其中式(2-6)等號右邊第三項稱為雷諾應力項 (Reynolds stresses)。

2.1.2 紊流模型

使用雷諾平均法處理統御方程式時會產生待解未知數 \mathbf{v}' ，即為雷諾應力項。為了求解此非線性項，會利用紊流模型進行求解。紊流模型 (Turbulence Model) 是以半經驗的方式建立紊流流場中流體分子運動的模式，在許多工程問題上，都已被證實具有一定的正確性與可信度，故已被廣泛使用。

本研究以數值方法處理風機受水動力作用之性能，採用之方法沿用文獻[19]使用之紊流模型，該文獻使用 Star CCM+提供的 SST $k-\omega$ 紊流模型計算海上浮體風力發電機之浮體運動以及風力發電機性能，在風力發電機性能計算以及浮體運



動及二維圓柱阻力均顯示不錯的準確性。故本研究選用 SST $k-\omega$ 紊流模型作為計算之基礎。

有關 $k-\omega$ 紊流模型之細節可參考文獻[20]，相關之數學關係式如下：

紊流動能方程式：

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho v_j k) = \tau_{ij} \frac{\partial v_i}{\partial x_j} - \beta^* \rho \omega k + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu + \sigma_k \mu_t) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] \quad (2-7)$$

紊流動能消散率方程式：

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \omega) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho v_j \omega) = \frac{\gamma}{v_i} \tau_{ij} \frac{\partial v_i}{\partial x_j} - \beta \rho \omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu + \sigma_\omega \mu_t) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + 2(1-F_1) \rho \sigma_{\omega 2} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \quad (2-8)$$

其中 μ_t 為渦旋黏滯係數

$$\mu_t = \frac{a_1 k}{\max(a_1 \omega; \Omega F_2)} \quad (2-9)$$

$$\Omega = \left| \frac{\partial \mathbf{v}}{\partial y} \right|, \text{ 常數 } a_1 = 0.31$$

混合函數 F_2 為壁面距離 y 之函數

$$F_2 = \tanh(\arg_2^2) \quad (2-10)$$

$$\arg_2 = \max\left(2 \frac{\sqrt{k}}{0.09 \omega y}; \frac{500 v}{y^2 \omega}\right) \quad (2-11)$$

式(2-8)中的 $\frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu + \sigma_\omega \mu_t) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right]$ 為正交擴散項，此為將 $k-\varepsilon$ 模型轉換為 $k-\omega$ 模型

時的產生項，而函數 F_1 考量邊界層區域的 $k-\omega$ 方程之係數以及自由剪切層和自由流區域的 $k-\varepsilon$ 方程之係數，函數 F_1 在無滑移壁面上時為 1，在邊界層內則趨近於 1，邊界層邊緣時則為 0，混合函數 F_1 公式如下：

$$F_1 = \tanh(\arg_1^4) \quad (2-12)$$



$$\arg_1 = \min \left[\max \left(\frac{\sqrt{k}}{\beta^* \omega y}; \frac{500\nu}{y^2 \omega} \right); \frac{4\rho\sigma_{\omega_2} k}{CD_{k\omega} y^2} \right] \quad (2-13)$$

$$CD_{k\omega} = \max(2\rho\sigma_{\omega_2} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j}; 10^{-10}) \quad (2-14)$$

式(2-7)中 SST $k-\omega$ 紊流模型常數

$$\beta^* = 0.09$$

$$k = 0.41$$

另外 SST $k-\omega$ 紊流模型中的係數 $\sigma_k, \sigma_\omega, \beta, \gamma$ 可以 ϕ 表示，此紊流模型為 Standard $k-\omega$ 與 Standard $k-\varepsilon$ 兩者特性之結合，故可將 ϕ 分解為 ϕ_1 及 ϕ_2 ，其中 ϕ_1 代表 Standard $k-\omega$ 模型的係數， ϕ_2 為 Standard $k-\varepsilon$ 模型轉換後的係數，如下所示：

$$\phi = \phi\{\sigma_\omega, \sigma_k, \beta, \gamma\} = F_1\phi_1 + (1-F_1)\phi_2 \quad (2-15)$$

第一組係數 ϕ_1 ：

$$\begin{aligned} \sigma_{\omega_1} &= 0.5, \sigma_{k_1} = 0.85, \beta_1 = 0.075 \\ \gamma_1 &= \frac{\beta_1}{\beta^*} - \sigma_{\omega_1} \frac{k^2}{\sqrt{\beta^*}} = 0.553 \end{aligned} \quad (2-16)$$

第二組係數 ϕ_2 ：

$$\begin{aligned} \sigma_{\omega_2} &= 1.0, \sigma_{k_2} = 0.856, \beta_2 = 0.0828 \\ \gamma_2 &= \frac{\beta_2}{\beta^*} - \sigma_{\omega_2} \frac{k^2}{\sqrt{\beta^*}} = 0.440 \end{aligned} \quad (2-17)$$

2.1.3 壁面函數

當流體流經無滑移邊界(No-slip condition)時，因受黏性效應，所以流體在靠近固體邊界時流速會急速衰減至與邊界相等的速度，造成壁面區域的流速具有相當



大的梯度。為了解析流體的流速在此區域的快速變化，因此在固體邊界附近的網格必須佈置得較為密集。

壁面函數法(Wall Function)是由於解析壁面剪應力 $\tau = \mu \frac{\partial u}{\partial y}$ 之速度梯度時須使用極細密網格才會達到準確性。若使用半經驗速度分佈函數(Velocity profile)即能降低總網格數。

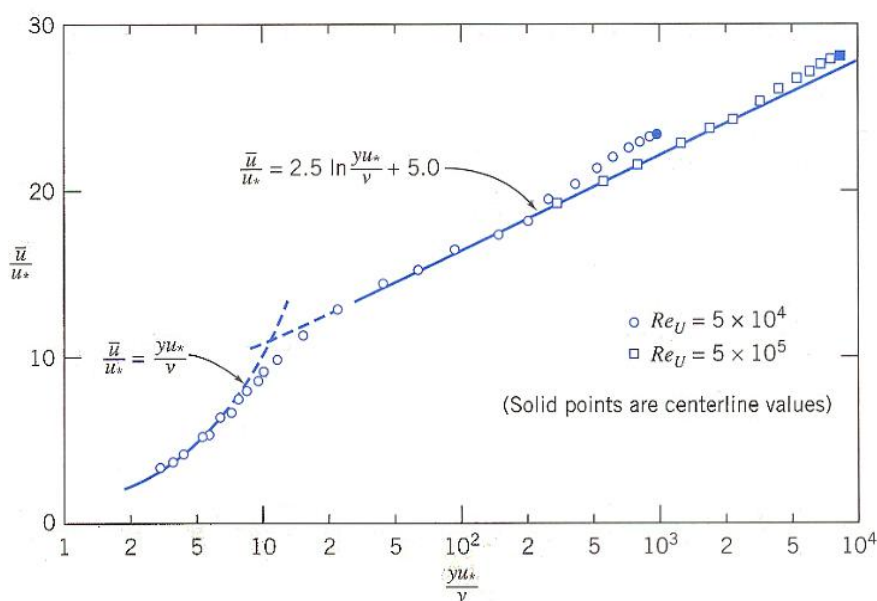


圖 2-1 紊流無因次化壁面距離與速度分佈圖[21]

壁面函數相關公式如下：

$$u^+ = \frac{\bar{u}}{u^*} \quad (2-18)$$

$$y^+ = \frac{\Delta y \rho u^*}{\mu} \quad (2-19)$$

其中 u^+ 為無因次化的速度參數， \bar{u} 為流場平均流速， u^* 為摩擦速度， y^+ 為無因次後的壁面距離，物理意義為局部網格的雷諾數， Δy 為壁面與壁面法線方向第一個網格大小， μ 為流體黏滯係數， ρ 為流體密度。由實驗結果得知，當 $0 \leq y^+ \leq 5$ 時 u^+ 與 y^+ 的區域稱為黏性次層流，關係如下：



$$u^+ = \frac{\bar{u}}{u^*} = \frac{y\bar{u}}{\nu} y^+ \quad (2-20)$$

當 $30 \leq y^+ \leq 800$ ， u^+ 與 y^+ 為對數關係，公式如下：

$$u^+ = \frac{1}{K} \ln(y^+) + 5 \quad (2-21)$$

其中 K 為 Von Karman 常數， $K = 0.41$ ，當 $5 \leq y^+ \leq 30$ 視為過渡區(Transition region)，此範圍內沒有公式可以表示。

求解不同的局部網格雷諾數 y^+ 時有其對應之壁面函數方法，可分為下列三種：

- (1) High y^+ Wall treatment：壁面之第一層層狀網格大小需佈置於圖 2-1 之對數區域，即 $y^+ > 30$ 。
- (2) Low y^+ Wall treatment：此區域之第一層層狀網格大小需極為精細， y^+ 需小於 1 才可適用。
- (3) All y^+ Wall treatment：此方法處理壁面函數時，會依照每個網格的 y^+ 選擇合適之壁面函數進行求解，但此種方法相較於(1)、(2)其精準度較差。

本研究選用 All y^+ Wall treatment 作為初步設定，二維圓型計算結果發現前方之停滯點與分離後之區域易求解出較低之 y^+ ，而自由液面區域之流體速度較快以相同之層狀網格設定易出現較高之 y^+ ，不適用(1)、(2)之設定，故選用 All y^+ Wall treatment 進行計算。圖 2-2 為本研究經由網格獨立性測試後所採用的網格設定對應之 Spar 型浮體平台 y^+ 值分佈，浮體平台於自由液面區域之 y^+ 範圍為 $200 < y^+ < 500$ ，而自由液面以下之 y^+ 較低，範圍為 $0 < y^+ < 200$ ，因此為了求解自由液面之流場特性需選用 All y^+ Wall treatment 壁面函數方法求解黏性效應。

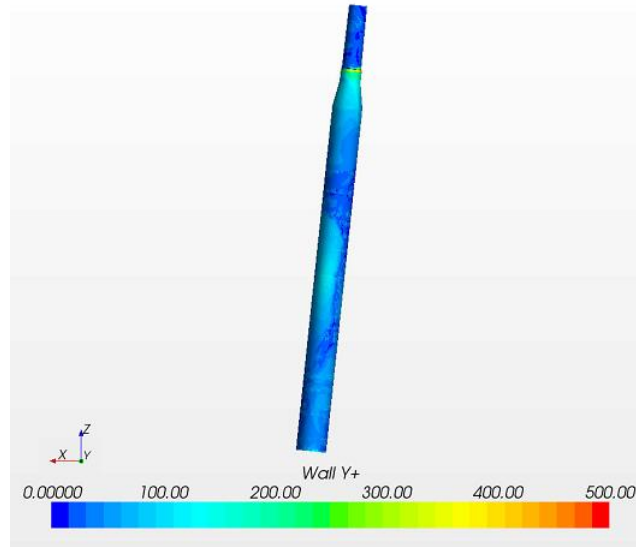


圖 2-2 計算網格之 y^+ 值

2.1.4 數值方法

本研究使用有限體積法將計算空間進行離散，原理為將空間域劃分為許多為微小的體積網格，網格的幾何中心稱為單元中心，計算時將流場的變數置於每個控制體積的單元中心上。數值求解為在空間離散建立後對統御方程式進行空間離散，進而建立求解的代數聯立方程式，並且搭配邊界條件求解流場中的變數。求解壓力與速度耦合時採用 SIMPLE(Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations)演算法[22]，為壓力耦合方程半隱式解法，其原理：先假設壓力場代入離散後之動量方程式，求得速度向量，再代入連續方程式中求解壓力修正方程式進而求解修正過後的壓力值，最後再將壓力場代入動量方程式得到新的速度場，如此進行迭代直到壓力與速度達到收斂。



2.1.5 雙相流數值方法

本研究採用流體體積法[23] (Volume of Fluid Method, 簡稱 VOF)進行空氣與水兩者的流場計算，此法為利用一種等效流體來取代兩種流體，等效流體的物理性質(如密度與黏性)，為兩種流體的體積分數(Volume Fraction, c)內插求得，

本研究的自由液面位置定義在 $c=0.5$ 處，如圖 2-3 所示。VOF 法提供經由固定網格追蹤明顯流體介面方法，其基礎在於流體體積分數，它包含於每一個控制體積中，控制體積可以為空氣($c=0$)、水($c=1$)以及空氣與水混合體($0 < c < 1$)，以圖 2-3 說明，上為空氣，下則為水。

$$c = \frac{V_w}{V} \quad (2-22)$$

$$\rho = c\rho_w + (1-c)\rho_a \quad (2-23)$$

$$\mu = c\mu_w + (1-c)\mu_a \quad (2-24)$$

守恆方程式：

$$\frac{Dc}{Dt} = 0 \quad (2-25)$$

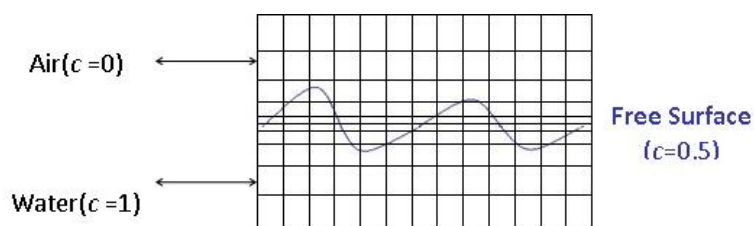


圖 2-3 體積分率說明



2.2 風力發電機理論

本節介紹風力發電機的理论基礎，包括動量理論、葉片元素理論以及葉片元素動量理論，將在以下分別介紹。

2.2.1 動量理論

動量理論為能量守恆觀點，上游與下游的動能差即為整個控制體積內受到的作用力，下面將介紹軸向動量理論與角動量理論。

(1) 軸向動量理論

軸向動量理論為假設有一個空氣的流管，風機對流場的影響集中於此一流管中，流管邊界為一流線，此流線為在風機作用下所形成之自由流線 (free-streamline)。

當流體流經轉子平面 (Rotor Plane / Actuator disk) 時，會對轉子平面作功，因此動能會降低，基於質量守恆，流進系統之質量會與流出系統之質量相同，進而產生漸擴之流管，如圖 2-4 所示。

軸向動量理論基於下列假設進行推導：

- a. 流體為無黏性 ($\mu = 0$)
- b. 流體不可壓縮 ($\rho = \text{constant}$)
- c. 流場為非旋流 ($\nabla \times \mathbf{U} = 0$)
- d. 無限葉片數，將葉片的掃風面積視為圓盤 (Actuator disk)
- e. 圓盤內均勻受力
- f. 圓盤前後速度連續 $U_2 = U_3$

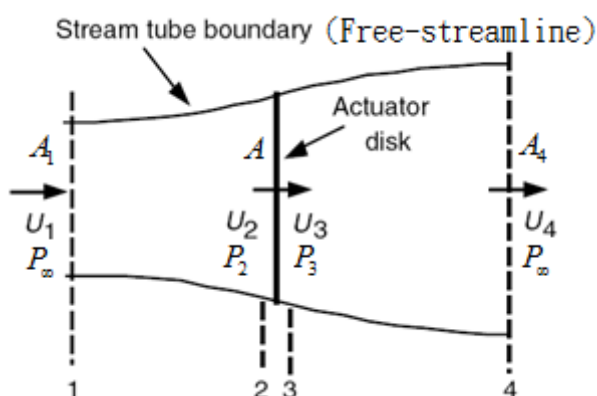


圖 2-4 軸向動量理論示意圖

軸向動量理論藉由推導出流入流管的平均流速 U_1 與流出流管的平均流速 U_4 差異，估算風機轉子平面所受到的推力。

圓盤所受之推力 T 為前後兩端的壓力差 P_2 與 P_3 乘以圓盤面積 A ，因此可得下列式子：

$$T = (P_2 - P_3)A = (P_2 - P_3) \frac{\pi}{4} D^2 \quad (2-26)$$

T 為轉子平面所受推力， P_2 與 P_3 分別為轉子平面前、後方壓力， A 為轉子平面面積， D 為轉子直徑。

由於軸向動量理論的八個假設，因此可將伯努力方程(Bernoulli equation)應用在位置(1)至(2)與位置(3)至(4)的流線上，公式如下：

$$P_1 + \frac{1}{2} \rho U_1^2 = P_2 + \frac{1}{2} \rho U_2^2 \quad (2-27)$$

$$P_3 + \frac{1}{2} \rho U_3^2 = P_4 + \frac{1}{2} \rho U_4^2 \quad (2-28)$$

其中 ρ 為流體密度，並假設控制體積上下游邊界與風機位置距離無窮遠，代表上下游邊界不再受到風機影響，則壓力會等於一大氣壓，公式如下：

$$P_1 = P_4 = P_{atm} \quad (2-29)$$



將式(2-27)與式(2-28)相減後代入圓盤前後速度連續並相等($U_2=U_3$)之關係可得：

$$P_2 - P_3 = \frac{1}{2} \rho (U_1^2 - U_4^2) \quad (2-30)$$

從能量守恆定律，控制體積流出與流入的動量差等於控制體積內所受作用力(推力)可得下列公式：

$$\dot{m}_1 U_1 = \dot{m}_4 U_4 + T \quad (2-31)$$

因為質量守恆定律 $\dot{m} = \dot{m}_1 = \dot{m}_2 = \dot{m}_4$ ，並且將式(2-26)代入式(2-31)可將式(2-31)改寫如下：

$$\dot{m} U_1 = \dot{m} U_4 + (P_2 - P_3) A \quad (2-32)$$

其中， A 代表圓盤截面積， \dot{m} 為流經圓盤的質量流率，公式如下：

$$\dot{m} = \rho A U_2 \quad (2-33)$$

將式(2-30)與式(2-32)聯立可得下列公式：

$$U_2 = \frac{1}{2} (U_1 + U_4) \quad (2-34)$$

此時提出軸向速度誘導因子(Axial Induction Factor) a ，定義為流體入流速度與流體在圓盤的軸向速度之降低比率，公式如下：

$$a = \frac{U_1 - U_2}{U_1} \quad (2-35)$$

將式(2-35)代入式(2-34)可得下游流速 U_4 與軸向速度誘導因子 a 的關係：

$$U_4 = U_1 (1 - 2a) \quad (2-36)$$

利用上游流速與下游流速之關係式(2-36)，代入式(2-31)可得圓盤所受之總推力，推力公式如下：

$$T = \frac{1}{2} \rho A U_1^2 4a(1-a) \quad (2-37)$$



推力係數 C_T 為：

$$C_T = \frac{T}{\frac{1}{2}\rho AU_1^2} \quad (2-38)$$

將推力公式(2-37)代入推力係數公式，可得推力係數與軸向速度誘導因子的關係，關係如下：

$$C_T = 4a(1-a) \quad (2-39)$$

同理可得圓盤所受的功率，所受功率為單位時間內流入流管與流出流管的動能差：

$$P_w = \frac{1}{2}\dot{m}(U_1^2 - U_4^2) = \frac{1}{2}\rho AU_1^3 4a(1-a)^2 \quad (2-40)$$

功率係數 C_p 為：

$$C_p = \frac{P_w}{\frac{1}{2}\rho AU_1^3} \quad (2-41)$$

功率 P 使用式(2-40)代入，可得：

$$C_p = 4a(1-a)^2 \quad (2-42)$$

當 $a = \frac{1}{3}$ 時， C_p 有極值，分別為最大 C_p 與最小 C_p ，最大 C_p 即為 Betz Limit，

為貝茲(Betz)於 1926 年所提出，其值如下：

$$C_{p,\max} = \frac{16}{27} = 0.5926 \quad (2-43)$$

此極限代表風機能夠從空氣動能中擷取的最大比例為 59.26%。

(2) 角動量理論

前述的軸向動量理論中，並不考慮轉子旋轉時所造成的旋轉跡流(Rotational wake)，角動量理論是以軸向動量理論為基礎，進一步加入轉子旋轉時對流體產生



的角速度，並且求出氣流對圓盤造成的旋轉力矩。

當轉子以角速度 Ω 做旋轉運動時，在轉子平面前方並無角速度，因此只有軸向速度 $U_2 = U_1(1-a)$ ， U_1 為流體流入流管的速度，但是當流體流過轉子平面後其角速度會增加至 $\Omega + \omega$ ，其中 Ω 為轉子角速度， ω 為轉子平面前後的變化量。

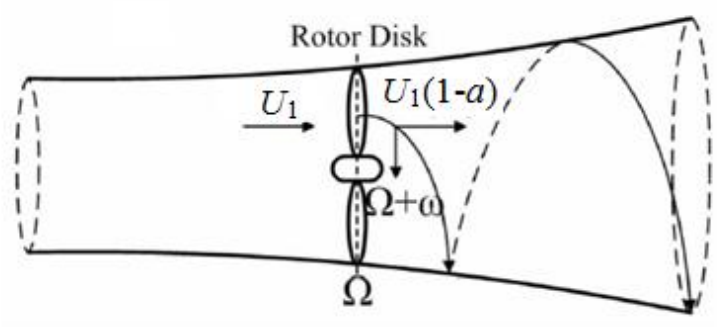


圖 2-5 旋轉跡流示意圖

根據角動量隨時間的變化為物體所受之力矩 Q 之關係可得下列公式：

$$Q = \frac{dM_a}{dt} \quad (2-44)$$

其中 M_a 為角動量 $M_a = I\omega$ ，而 I 為轉動慣量 $I = mr^2$ ，因此可將力矩整理成：

$$Q = \frac{dI\omega}{dt} = \frac{d(mr^2\omega)}{dt} = \dot{m}r^2\omega \quad (2-45)$$

其中 r 為半徑。如圖 2-5，葉片單位半徑產生環狀面積的力矩 dQ 為：

$$dQ = d\dot{m}r^2\omega \quad (2-46)$$

因質量流率 $d\dot{m} = \rho U_2 dA$ ，其中 dA 為環狀面積 $2\pi r dr$ ， dr 為單位半徑，因此可得：

$$d\dot{m} = \rho U_2 2\pi r dr \quad (2-47)$$

將式(2-47)代入式(2-46)可整理得單位環狀面積下所受之力矩 dQ 為：

$$dQ = \rho U_2 r^2 2\pi r dr \quad (2-48)$$

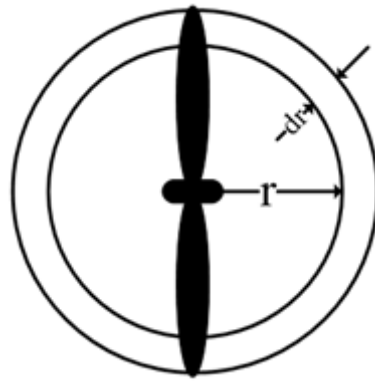


圖 2-6 轉子圓盤環狀面積力矩

此時定義旋向速度誘導因子(angular velocity induction factor)：

$$a' = \frac{\omega}{2\Omega} \quad (2-49)$$

利用式(2-49)旋向誘導速度與旋向誘導因子之關係、式(2-35)轉子平面軸向速度與軸向誘導因子可將每一環狀面積所得之力矩 dQ 整理得：

$$dQ = 4a'(1-a) \frac{1}{2} \rho U_1 \Omega r^2 2\pi r dr \quad (2-50)$$

進一步可求出環狀面積上的功率 dP_w 為：

$$dP_w = dQ\Omega = 4\pi\rho U_1(1-a)a'\Omega^2 r^3 dr \quad (2-51)$$

2.2.2 葉片元素理論(Blade Element Theory)

葉片元素理論是將風機葉片幾何沿著翼展(Span)方向分成 n 個截面，每個截面的受力是由此截面翼型的升力係數與阻力係數決定，而且假設每個截面不會互相影響，在這些前提下可求出每個截面平行於轉子平面的切向力以及垂直於轉子平面的正向力，並且可藉由切向力與截面幾何所在半徑位置的乘積求得力矩進而得到功率。示意圖如圖 2-7，風機葉片半徑為 R ，截面所在半徑位置為 r ，截面弦長為 c ，截面長為 dr 。

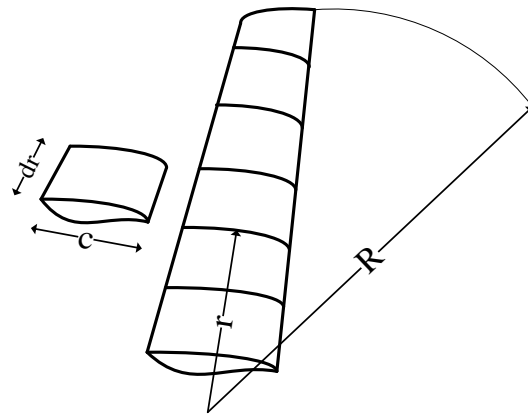


圖 2-7 葉片元素理論示意圖

每個葉片截面都有相對風速 U_{rel} ，此相對風速是風速、轉子轉速之切線速度、軸向誘導速度、切線誘導速度之向量所組成，其中風速為 U_1 ，軸向誘導速度為 $-U_1 a$ ，轉子轉速之切線速度與流體之切線誘導速度兩者的向量合為：

$$\Omega r + \left(\frac{\omega}{2}\right)r = \Omega r + \Omega r a' = \Omega r(1 + a') \quad (2-52)$$

所以轉子的總切線速度為 $\Omega r(1 + a')$ ，總軸向速度為 $U_1(1 - a)$ 。因此葉片截面之速度、力分量如圖 2-8，其中 β 為截面的總節距角(section pitch angle)，為整支葉片的節距角 $\theta_{p,0}$ 與截面的扭轉角 θ_T 之總和。 ϕ 為截面之相對風速與轉子平面之夾角， α 為攻角。

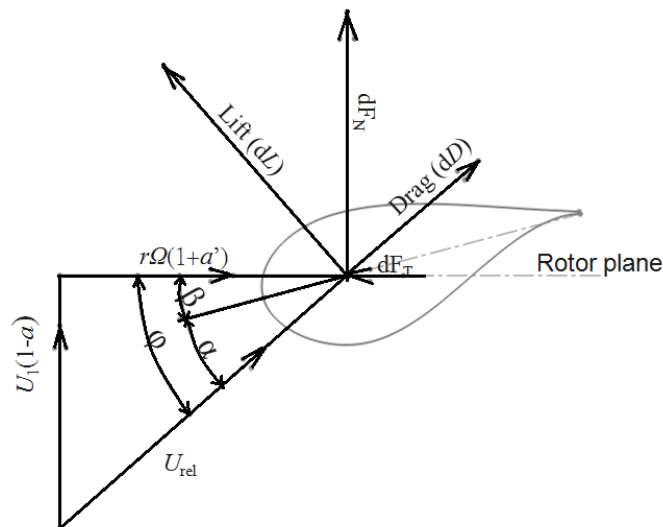


圖 2-8 二維翼型速力圖



由圖 2-8 可知相對入流角 φ 為：

$$\tan \varphi = \frac{U_1(1-a)}{r\Omega(1+a')} = \frac{1-a}{1+a'} \lambda_r \quad (2-53)$$

其中 λ_r 的定義為：

$$\lambda_r = \frac{U_1}{r\Omega} \quad (2-54)$$

由於可得相對入流角 φ ，因此相對速度 U_{rel} 以及斷面對應之攻角 α 為：

$$U_{rel} = \frac{U_1(1-a)}{\sin(\varphi)} \quad (2-55)$$

$$\alpha = \varphi - \beta \quad (2-56)$$

已知攻角 α 後，可得此斷面之升力係數 C_L 與阻力係數 C_D ，再由升阻力係數之定義可算得此斷面於截面長 dr 下之升力 dL 、阻力 dD 為：

$$dL = \frac{1}{2} \rho U_{rel}^2 c C_L dr \quad (2-57)$$

$$dD = \frac{1}{2} \rho U_{rel}^2 c C_D dr \quad (2-58)$$

其中 c 為弦長。利用截面升阻力與相對入流角 φ 之關係可得截面於垂直轉子平面之正向力 dF_N 為：

$$dF_N = dL \cos(\varphi) + dD \sin(\varphi) \quad (2-59)$$

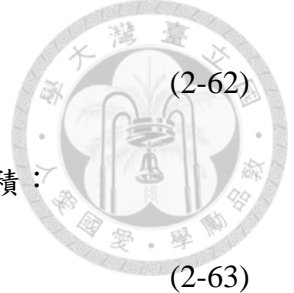
也可得平行轉子平面之切線方向力 dF_T 為：

$$dF_T = dL \sin(\varphi) - dD \cos(\varphi) \quad (2-60)$$

由於需考慮風機葉片總數為 B ，並將式(2-57)與式(2-58)代入式(2-59)可整理得此葉片截面半徑上的總推力：

$$dF_N = Bc \frac{1}{2} \rho U_{rel}^2 [C_L \cos(\varphi) + C_D \sin(\varphi)] dr \quad (2-61)$$

同理，葉片半徑上總切線方向力為：



$$dF_T = Bc \frac{1}{2} \rho U_{rel}^2 [C_L \sin(\varphi) - C_D \cos(\varphi)] dr \quad (2-62)$$

葉片上之力矩 dQ 為切線方向力 dF_T 與截面半徑位置 r 之乘積：

$$dQ = dF_T r \quad (2-63)$$

將式(2-62)代入式(2-63)可將斷面所受力矩整理成：

$$dQ = Bc \frac{1}{2} \rho U_{rel}^2 [C_L \sin(\varphi) - C_D \cos(\varphi)] r dr \quad (2-64)$$

2.2.3 葉片元素動量理論(Blade Element Momentum Theory)

在 2.2.1 與 2.2.2 項分別介紹了動量理論與葉片元素理論，將這兩種理論結合即為葉片元素動量理論(BEM)。BEM 之目的為求出斷面幾何對流體產生的軸向速度誘導因子(Axial induction factor)以及旋向速度誘導因子(Angular induction factor)也就是 a 與 a' 的關係式。另外，從式(2-53)可知 a 、 a' 與 φ 三者是耦合的，所以在 BEM 中必須利用迭代法找出 a 、 a' 與 φ 。

在此將前兩小節的公式整理如下：

整理軸向動量理論推導出推力的公式(2-37)：

$$dT = 4a(1-a)\rho U_1^2 \pi r dr \quad (2-65)$$

整理角動量理論推導出力矩的公式(2-50)：

$$dQ = 4a'(1-a)\rho U_1 \Omega r^2 \pi r dr \quad (2-66)$$

整理葉片元素理論剖面正向力公式(2-62)以及力矩公式(2-64)：

$$dF_N = \sigma' \pi \rho \frac{U_1^2 (1-a)^2}{\sin^2 \varphi} [C_L \cos(\varphi) + C_D \sin(\varphi)] dr \quad (2-67)$$

$$dQ = \sigma' \pi \rho \frac{U_1^2 (1-a)^2}{\sin^2 \varphi} [C_L \sin(\varphi) - C_D \cos(\varphi)] r dr \quad (2-68)$$

其中 σ' 為局部弦周比(Local solidity)



$$\sigma' = \frac{Bc}{2\pi} \quad (2-69)$$

為了求出 a 與 a' 的關係式，令軸向動量理論之推力與葉片元素理論之正向力相等，即式(2-65)與式(2-67)相等得到：

$$\frac{a}{1-a} = \sigma' \frac{C_L \cos(\varphi) + C_D \sin(\varphi)}{4 \sin^2(\varphi)} \quad (2-70)$$

接下來令角動量理論之扭力與葉片元素理論之力矩相等，即式(2-66)與式(2-68)相等可得：

$$\frac{a'}{1-a'} = \sigma' \frac{C_L \sin(\varphi) - C_D \cos(\varphi)}{4 \lambda_r \sin^2(\varphi)} \quad (2-71)$$

整理式(2-70)可得軸向速度誘導因子 a 成：

$$a = \frac{1}{1 + \frac{4 \sin^2 \varphi}{\sigma' [C_L \cos(\varphi) + C_D \sin(\varphi)]}} \quad (2-72)$$

將軸向速度誘導因子 a 之公式(2-72)代入式(2-71)即可整理旋向速度誘導因子 a' 為：

$$a' = \frac{1}{\frac{2 \sin(\varphi) \cos(\varphi)}{\sigma' [C_L \cos(\varphi) + C_D \sin(\varphi)]} - 1} \quad (2-73)$$

在葉片元素動量理論中為了找出 φ 角，因此必須給 a 與 a' 的起始值，再利用迭代方法找出最適當的 a 、 a' 與 φ 。當迭代已達到收斂時，可經由式(2-67)、式(2-68)得到斷面的推力與力矩，每個葉片斷面均迭代完成後可經由積分方式計算整體風機所承受之總推力 T 與功率 P_w 。

$$T = \int_{r_h}^R dT \quad (2-74)$$

$$P_w = \int_{r_h}^R \Omega dQ \quad (2-75)$$

其中， r_h 為輪轂半徑，積分完成後即可評估葉片效能。

由於BEM方法做了許多簡化的假設，因此計算出來的風機性能往往過於理想，例如輸出功率 P 過大而風機所受推力 T 過小，所以必須要經由一些理論推導公式或經驗公式進行修正。下面將依序介紹葉尖損失以及誘導速度因子的修正方法。

(1) 葉尖損失模型(Tip-Loss Model)

在動量理論中假設風機轉子圓盤由無限多個葉片組成，因此轉子圓盤不會有 Tip-Loss，但是目前水平式風機的葉片數大多為 3 支，所以實際情況下風機葉片必然會產生葉尖渦旋造成能量損失，故使用 BEM 方法計算出來的功率相較於實際有限葉片的功率會高出許多，因此使用以升力面方法(Lifting Surface Method)推導出葉尖損失的數學模型[16]，此模型產生之修正項 F 介於 0 到 1 之間。

$$F = \frac{2}{\pi} \cos^{-1} \left\{ \exp \left[-\frac{(B/2)(1-r/R)}{(r/R) \sin(\varphi)} \right] \right\} \quad (2-76)$$

F 用來修正式(2-65)與式(2-66)，因此修正後之推力與扭矩為：

$$dT = F4a(1-a)U_1^2 \pi r dr \quad (2-77)$$

$$dQ = F4a'(1-a)\rho U_1 \Omega r^3 \pi dr \quad (2-78)$$

利用上述式(2-77)、式(2-78)與式(2-67)、式(2-68)可整理得：

$$\frac{a'}{1-a} = \sigma' \frac{C_L \sin(\varphi) - C_D \cos(\varphi)}{4F \lambda_r \sin^2(\varphi)} \quad (2-79)$$

$$\frac{a}{1-a} = \sigma' \frac{C_L \cos(\varphi) + C_D \sin(\varphi)}{4F \sin^2(\varphi)} \quad (2-80)$$

經聯立化簡，可得修正後的 a 與 a' 的關係式，即可取代未修正的式(2-72)與式(2-73)。

$$a = \frac{1}{1 + \frac{4F \sin^2 \varphi}{\sigma' [C_L \cos(\varphi) + C_D \sin(\varphi)]}} \quad (2-81)$$



$$a' = \frac{1}{\frac{2F \sin(\varphi) \cos(\varphi)}{\sigma' [C_L \cos(\varphi) + C_D \sin(\varphi)]} - 1} \quad (2-82)$$

(2) Glauert Correction

Glauert Correction 是一個經驗公式用來針對不合理的軸向速度誘導因子 a 做修正，因為在軸向動量理論中推導出式(2-36)，當 $a > 0.5$ 時， U_4 變成負值代表產生回流，但實際上並不會發生回流現象，因此當 $a > 0.5$ 時，氣流流過轉子後，實際流場會相較於軸向動量理論中預測的流場還要複雜，所以上一小節求得的 a 就要進行修正。

Glauert Correction [24]經驗公式為：

$$C_T = \begin{cases} 4aF(1-a) & a \leq a_c \\ 4F(a_c^2 + (1-2a_c)a) & a > a_c \end{cases} \quad (2-83)$$

其中 a_c 為定義的臨界值，因此當 $a > a_c$ 就要修正推力係數 C_T ， C_T 定義為：

$$C_T = \frac{dT}{\frac{1}{2} \rho U_1^2 2\pi r dr} \quad (2-84)$$

將上式的 dT 用式(2-67)代入可得：

$$C_T = \frac{\sigma'(1-a)^2}{\sin^2(\varphi)} [C_L \cos(\varphi) + C_D \sin(\varphi)] \quad (2-85)$$

因此當 a 小於 a_c 時：

$$\frac{\sigma'(1-a)^2 [C_L \cos(\varphi) + C_D \sin(\varphi)]}{\sin^2(\varphi)} = 4aF(1-a) \quad (2-86)$$

經整理過後與式(2-81)相同：

$$a = \frac{1}{1 + \frac{4F \sin^2 \varphi}{\sigma' [C_L \cos(\varphi) + C_D \sin(\varphi)]}} \quad (2-87)$$



但當 $a > a_c$ 時：

$$\frac{\sigma'(1-a)^2 [C_L \cos(\varphi) + C_D \sin(\varphi)]}{\sin^2(\varphi)} = 4(a_c^2 + (1-2a_c)a)F \quad (2-88)$$

經整理後得到修正後的 a 為：

$$a = \frac{1}{2} \left\{ 2 + K(1-2a_c) - \sqrt{[k(1-2a_c) + 2]^2 + 4(ka_c^2 - 1)} \right\} \quad (2-89)$$

$$\text{其中 } k = \frac{4F \sin^2(\varphi)}{\sigma'} [C_L \cos(\varphi) + C_D \sin(\varphi)]$$

所以在 BEM 計算過程中，只有在 $a > a_c$ 必須要進行修正，修正公式為式(2-89)，

根據 Glauert Correction 修正過後，使得 BEM 計算的結果更符合實際情況。

2.3 剛體運動

本節介紹基礎的剛體運動相關理論，包括浮體式風機六自由度運動、線性波浪力學以及懸垂式錨鍊系統。

2.3.1 浮體式風機六自由度運動

浮體式風機於海上運轉時會遭受外力而產生運動，因此將其整體運動分解為一個六自由度的剛體運動(6-DOF Rigid Body)，此六自由度為三軸的平移運動和三軸旋轉運動，座標系統將中心點設於浮體式風機之中心，依照右手定則定義入流風方向為 X' 軸正向， Z' 軸方向與重力方向相反，其中沿 X' - Y' - Z' 三軸方向之平移運動依序為：縱移(Surge)、橫移(Sway)及起伏(Heave)，另繞 X' - Y' - Z' 三軸之旋轉運動分別為：橫搖(Roll)、縱搖(Pitch)及平擺(Yaw)。如圖 2-9 所示。



圖 2-9 浮體式風機六自由度運動示意圖

本研究模擬浮體式風機考慮了縱搖，故套用使用之軟體內部提供的六自由度模型求解器(Six Degree of Freedom solver, 6-DOF solver)。此求解器可模擬剛體運動，並藉由計算物體在流場中受到水動力、重力或使用者設定之外力(如 BEM 法計算之氣動力及繫纜力)等，所構成之合力與合力矩，再進一步求解剛體運動方程式，以計算物體下個時間所在的位置。剛體運動相關方程式如下所示[25]：

剛體平移方程式：

$$m \frac{d\mathbf{V}}{dt} = \mathbf{f} \quad (2-90)$$

剛體轉動方程式：

$$M \frac{d\boldsymbol{\omega}}{dt} + \boldsymbol{\omega} \times M \boldsymbol{\omega} = \mathbf{n} \quad (2-91)$$

其中， m 為剛體質量， \mathbf{f} 為作用在剛體上的合力向量， \mathbf{V} 為剛體質心之平移速度向量， M 為慣性矩， $\boldsymbol{\omega}$ 為剛體質心之轉動速度向量， \mathbf{n} 為剛體所受之合力矩向量。

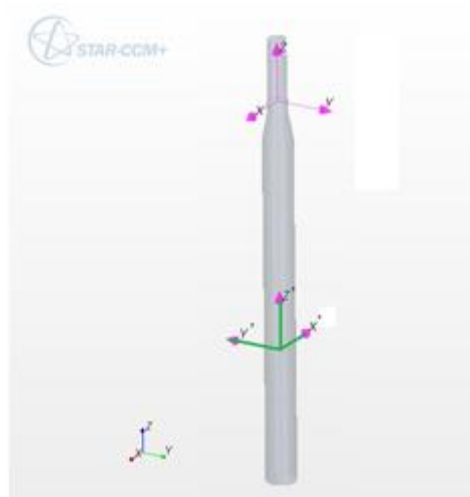


圖 2-10 浮體式風機世界座標與局部座標系

圖 2-10 為浮體式風機所用之參考座標系，其中使用二個卡式座標系統，說明如下：

- (1) XYZ 座標(紫色)：為固定之世界座標系統，原點座標為(0,0,0)，依右手定則定義 X 軸向與入流方向相反，Z 軸向與重力方向相反。此座標系用來描述流體之流動速度向量。
- (2) X'Y'Z'座標(綠色)：為浮體式風機之局部座標系統，座標原點設置於浮體式風機整體之重心上，用來描述浮體式風機之六自由度運動，此座標系相對於世界座標系會隨著風機不同的姿態而改變，但對於計算域是固定的。

選用軟體內之六自由度模型求解器的方式為旋轉或平移整個計算域來模擬剛體運動，因此在內部不需要重新生成網格，所以可省略重新長網格之計算時間，流場計算域的運動是參考剛體的局部座標系統，而流場中的流體則持續以世界座標系為參考座標保持流動，因此當計算域在運動時空間中同一位置的流體之物理性質(如：速度、壓力)是保持不變的。



2.3.2 線性波浪力學

本研究使用一階線性波理論(First-Order Wave)描述波浪運動方程，其波面形狀為完美餘弦波 $\eta = \frac{H}{2} \cos(k_x x - \omega t)$ ， H 為波高， k_x 為 x 方向的波數，並假設波高與波長之比值小於 $\frac{1}{30}$ ，並據平面前進波理論在無限水深(Deep water)之條件下可推導出四個重要關係式，公式如下[26]：

$$\text{波長 } \lambda = \frac{g}{2\pi} T^2 \quad (2-92)$$

$$\text{週期 } T = \sqrt{\frac{2\pi\lambda}{g}} \quad (2-93)$$

$$\text{頻率 } \omega_w = \sqrt{\frac{2\pi g}{\lambda}} \quad (2-94)$$

$$\text{波速 } c_w = \frac{gT}{2\pi} \quad (2-95)$$

流場中流速相關公式如下[25]：

$$v_h = \frac{H}{2} \omega e^{k_x z} \cos(k_x x - \omega_w t) \quad (2-96)$$

$$v_v = \frac{H}{2} \omega e^{k_x z} \sin(k_x x - \omega_w t) \quad (2-97)$$

$$\eta = \frac{H}{2} \cos(k_x x - \omega_w t) \quad (2-98)$$

其中 v_h 為水平速度， v_v 為垂向速度， η 為自由液面高度位置， z 為離自由液面之基準面距離， ω_w 為波浪頻率， T 為波浪週期， λ 為波長。

2.3.3 錨鍊系統

本研究以美國國家再生能源實驗室(National Renewable Energy Laboratory)單機容量為 5MW 搭載 Spar 型浮體平台與半潛型(Semisubmersible)浮體平台為研究对象，此兩種浮體式平台均搭配懸垂式錨鍊。錨鍊系統以位移-力的方式計算，即為利用錨鍊的繫錨點(錨鍊與浮體式風機的接點)位移來計算繫錨力之變化量以及繫

錨力大小，而浮體式風機運動後受錨鍊之作用力是以 JAVA 副程式進行計算。計算繫錨力之步驟如下：

- (1) 計算浮體式風機初始狀態時懸鍊線於浮體式風機繫錨點上之作用力(簡稱初始繫錨力)，包含繫錨點的水平力 T_H^0 與垂向力 T_V^0 。
- (2) 當浮體式風機運動時，利用繫錨點的位移計算繫錨力的變化量 dT_H^i 與 dT_V^i 。
- (3) 由時間步 i 時的繫錨力 T_H^i 、 T_V^i 加上繫錨點位移過後求出之 dT_H^i 、 dT_V^i ，即可求得 T_H^{i+1} 、 T_V^{i+1} 。
- (4) 將求得之繫錨力代入浮體式風機之剛體運動方程式，即可計算下一時刻之運動狀態。
- (5) 重複進行(2)~(4)之過程，直到運動達成收斂。

繫錨點與繫錨力相關資訊如下圖所示：

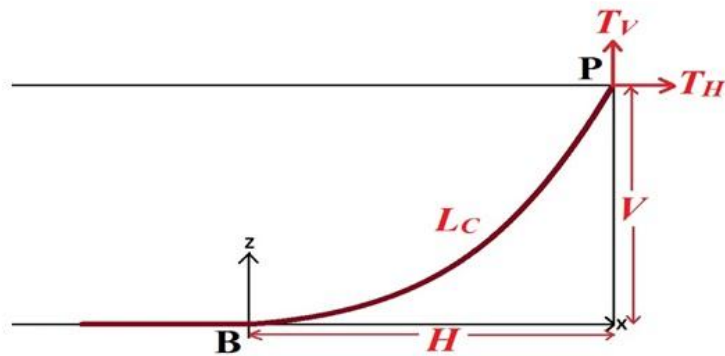


圖 2-11 懸鍊線示意圖[19]

其中 B 為懸鍊線固定於海床處，P 為繫錨點， L_c 為懸鍊線長度(m)， H 為懸鍊線抬離海床長度的水平投影長度(m)， V 為繫錨點與海床之垂直距離， w 為懸鍊線於水中之單位重量(N/m)， T_H 為繫錨點水平力， T_V 為繫錨點垂向力。

在不考慮錨鍊和海床的摩擦力、錨鍊的慣性力以及在水中因流體流經時所產生之影響並且假設懸鍊線固定於海床之位置不變。懸鍊線於初始狀態之繫錨力和



繫錨點產生位移後之繫錨力計算之公式如下，並且相關參數參考圖 2-11，相關公式皆以錨鍊系統所在 x-z 平面作為參考座標系。

懸鍊線初始狀態之方程式[27]：

$$\frac{wH}{T_H} = \sinh^{-1}\left(\frac{w^*Lc}{T_H}\right) \quad (2-99)$$

$$\frac{wV}{T_H} = \cosh\left(\frac{wH}{T_H}\right) - 1 \quad (2-100)$$

$$T_H = \frac{w(Lc^2 - V^2)}{2V} \quad (2-101)$$

繫錨點產生位移之計算繫錨力方程式：

$$\begin{pmatrix} dT_H^i \\ dT_V^i \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} C_{xx}^i & C_{xz}^i \\ C_{zx}^i & C_{zz}^i \end{pmatrix} \begin{pmatrix} dx^i \\ dz^i \end{pmatrix} \quad (2-102)$$

$$T_H^{i+1} = T_H^i + dT_H^i \quad (2-103)$$

$$T_V^{i+1} = T_V^i + dT_V^i \quad (2-104)$$

錨錠點位移之係數矩陣為：

$$\begin{pmatrix} C_{xx}^i & C_{xz}^i \\ C_{zx}^i & C_{zz}^i \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{\partial T_H}{\partial x} & \frac{\partial T_H}{\partial z} \\ \frac{\partial T_V}{\partial x} & \frac{\partial T_V}{\partial z} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{w\sqrt{1+2\frac{T_H}{wV}}}{C^i} & \frac{w}{C^i} \\ \frac{w}{C^i} & \frac{(w+\frac{H}{V})\sqrt{1+2\frac{T_H}{wV}} - w\sqrt{1+2\frac{T_H}{wV}}}{C^i} \end{pmatrix} \quad (2-105)$$

參數 C^i 之計算公式為：

$$C^i = \cosh^{-1}\left(1 + 2\frac{wV}{T_H}\right) \sqrt{1 + 2\frac{T_H}{wV}} - 2 \quad (2-106)$$

繫錨點之位置改變時繫錨力會跟著變動，繫錨點位移之係數矩陣式(2-105)顯示繫錨點 P 位移量 (dx, dz) 與繫錨力變化量 (dT_H^i, dT_V^i) 為非線性關係，因為繫錨力之變化量為繫錨力與繫錨點位移量之函數，並且繫錨力會影響下一時間步之運動狀態進而影響到繫錨點 P 之位移量，因此必須額外撰寫副程式以迭代方法求解繫

錨點位移量與繫錨力變化之非線性關係，再將繫錨力傳回 Star-CCM+ 求解下一時刻之浮體式風機運動方程。

圖 2-12 為 Spar 型浮體平台與錨鍊系統示意圖，Spar 型浮體平台之錨鍊系統是由三條錨鍊組成，於初始狀態時各相隔 120° ，在計算繫錨力時會將每一時刻所算出在懸鍊線平面上之水平、垂直繫錨力經座標轉換至世界座標系中 XYZ 三分量之受力，再將之作用於浮體平台之繫錨點上。

下面將以圖 2-13 簡單描述於縱搖運動時各繫錨點之繫錨力計算方式，如前所述，Spar 型浮體平台共有 3 條懸鍊線各別作用在不同的繫錨點上，為了求得懸鍊線與浮體平台之繫錨點之連結角度 Φ_i ，可由懸鍊線 i 之繫錨點至其錨碇點之向量與世界座標系統之 X 軸進行內積求得，其中 $i=1,2,3$ 。進一步將繫錨點所受水平力 T_H 與垂向力 T_V 轉換為世界座標系統中之 XYZ 方向之分力並作用於繫錨點上，因此 X 方向之作用力為 $T_H \cos(\Phi_1)$ ，Y 方向作用力為 $T_H \sin(\Phi_1)$ ，Z 方向受力為 $-T_V$ ；同理，繫錨點 2 之繫錨力於世界座標系統 XYZ 方向分量為 $(T_H \cos(\Phi_2), T_H \sin(\Phi_2), -T_V)$ ，而繫錨點 3 之繫錨力於世界座標系統 XYZ 方向分量為 $(T_H \cos(\Phi_3), -T_H \sin(\Phi_3), -T_V)$ 。於初始狀態時懸鍊線之連結角度 $\Phi_1 = 180^\circ$ 、 $\Phi_2 = \Phi_3 = 60^\circ$ 。

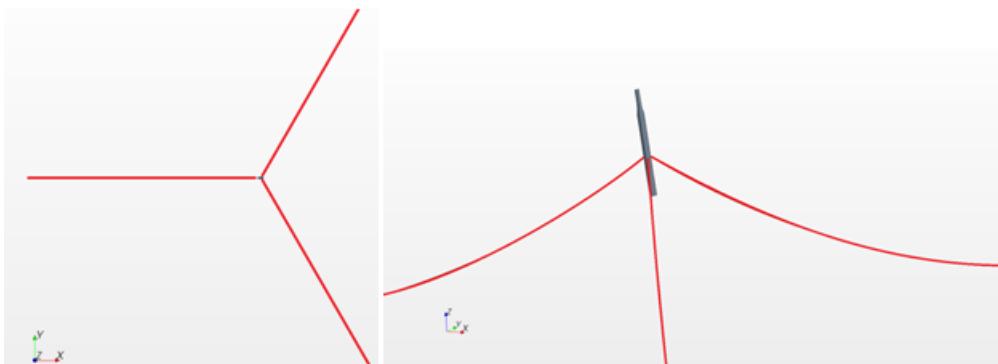


圖 2-12 Spar 型浮體平台與錨鍊系統示意圖

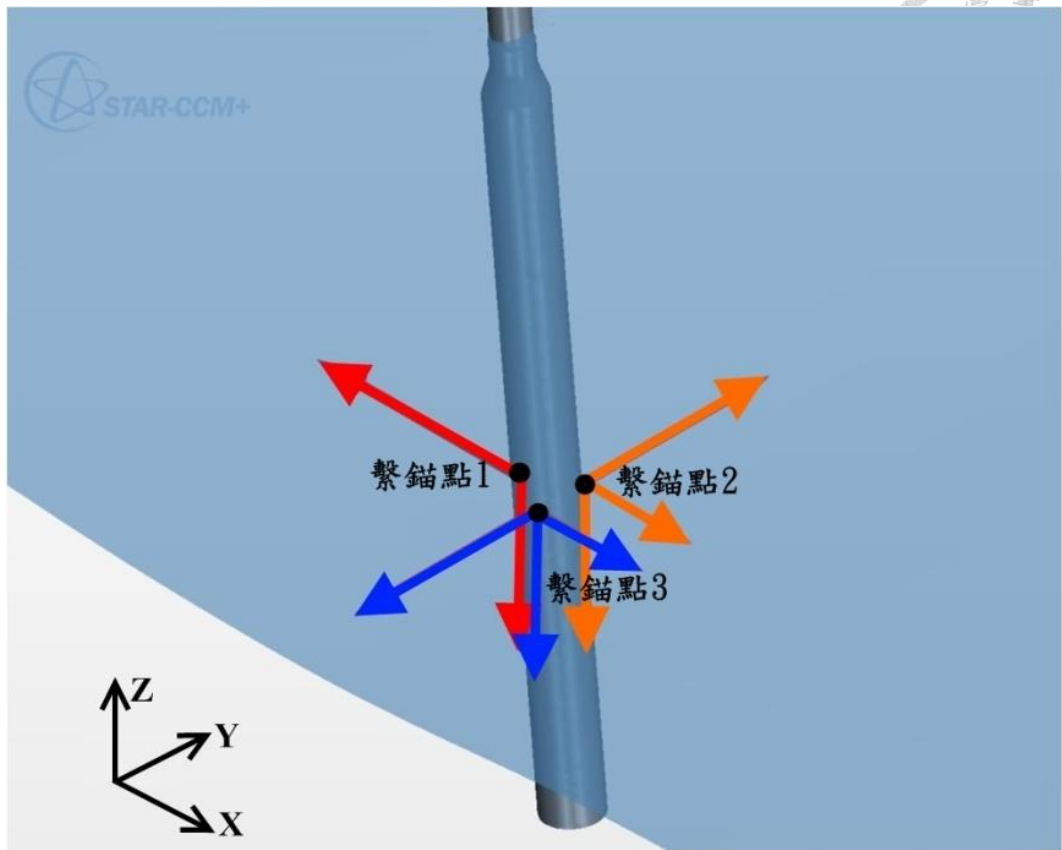


圖 2-13 繫錨點和繫錨力說明[19]

2.3.4 風機於強制縱搖運動之推導

浮體式風機受力後，會產生 6 自由度運動，包括三個平移與三個旋轉之自由度。旋轉自由度為縱搖、橫搖、平擺，本研究之目標風機為 NREL-5MW，此風機裝有偏航系統(Yawing system)故平擺自由度對風機性能評估並無影響。評估風機性能為使用 BEM 方法，此方法並不考慮平行於轉子平面之速度所產生之能量，因此不開放橫搖與橫移運動，但縱搖運動將直接改變轉子斷面入流速度，故旋轉之自由度僅考慮縱搖運動。

2.2.3 項介紹之原始 BEM 方法為應用於固定式風機，但浮體式風機受到風與波浪作用會產生縱搖運動，而縱搖運動將使浮體式風機產生旋轉之切線速度向量，應用相對速度概念將無窮遠之入流風速向量 U_1 與浮體式風機之轉動速度向量 U_p



相減得相對入流速度向量 \mathbf{U}_{in} ，因此 BEM 程式必須修正每一時刻下縱搖運動所造成之相對入流速度向量 \mathbf{U}_{in} 的影響。但此修正方法為準靜態(Quasi-Steady)法，表示僅修正相對入流向量絕對值 $|\mathbf{U}_{in}|$ 對翼型之影響，並不考慮當相對入流速度向量 \mathbf{U}_{in} 為時間函數時對翼型之升阻力係數之動態效應。

相對入流速度向量 \mathbf{U}_{in} 為：

$$\mathbf{U}_{in} = \mathbf{U}_1 - \mathbf{U}_p \quad (2-107)$$

$$\mathbf{U}_p = \boldsymbol{\omega}_p \times \mathbf{r} \quad (2-108)$$

其中 $\boldsymbol{\omega}_p$ 為縱搖角速度向量，依右手定則繞風機局部座標系 Y' 軸旋轉， \mathbf{r} 為重心至葉片斷面之向量，以風機之局部座標系 $X'Y'Z'$ 表示為：

$$\boldsymbol{\omega}_p = \omega_p \mathbf{j}' \quad (2-109)$$

$$\mathbf{r} = h\mathbf{k}' + r[-\cos(\theta)\mathbf{j}' + \sin(\theta)\mathbf{k}'] \quad (2-110)$$

h 為風機輪轂中心至整體風機重心 G 之長度， r 為翼型斷面半徑位置， θ 為風機轉子方位角，以世界座標系之 Y 軸為基準並依右手定則繞世界座標系之 X 軸為正，如圖 2-15 所示。

因此由縱搖運動所產生之轉動速度向量 \mathbf{U}_p 以風機之局部座標系表示為：

$$\mathbf{U}_p = \omega_p [h + r \sin(\theta)] \mathbf{i}' \quad (2-111)$$

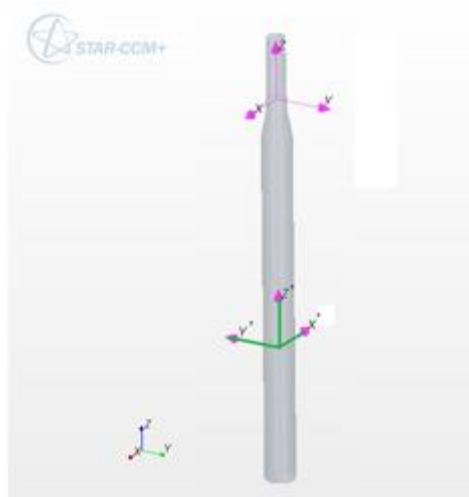


圖 2-14 浮體式風機座標系統

於縱搖運動下風機局部座標系與世界座標系之轉換關係為：

$$\begin{pmatrix} \mathbf{i}' \\ \mathbf{j}' \\ \mathbf{k}' \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -\sin(\psi_{wr}) & 0 & -\cos(\psi_{wr}) \\ 0 & -1 & 0 \\ -\cos(\psi_{wr}) & 0 & \sin(\psi_{wr}) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \mathbf{i} \\ \mathbf{j} \\ \mathbf{k} \end{pmatrix} \quad (2-112)$$

其中 ψ_{wr} 為風機方位角，以世界座標系之 -X 為基準依右手定則繞 Y' 軸為正，

如圖 2-15 所示。

因此轉動速度向量 \mathbf{U}_p 以世界座標系表示如下：

$$\mathbf{U}_p = \omega_p [h + r \sin(\theta)] [-\sin(\psi_{wr}) \mathbf{i} - \cos(\psi_{wr}) \mathbf{k}] \quad (2-113)$$

再將式(2-113)以及無窮遠之入流向量 $\mathbf{U}_1 = -U_1 \mathbf{i}$ 代入式(2-107)可得風機截面之相對入流向量為：

$$\mathbf{U}_{in} = -\{U_1 - \omega_p [h + r \sin(\theta)] \sin(\psi_{wr})\} \mathbf{i} + \omega_p [h + r \sin(\theta)] \cos(\psi_{wr}) \mathbf{k} \quad (2-114)$$

由於葉片元素動量理論之概念是將葉片轉子視為圓盤並且假設此圓盤為均勻受力，因此計算入流風速時為使用此圓盤上之平均流速，即上式中 $\sin(\theta)$ 項之平均為 0，因此可將相對入流速度向量改寫為：

$$\mathbf{U}_{in} = -[U_1 - \omega_p h \sin(\psi_{wr})] \mathbf{i} + \omega_p h \cos(\psi_{wr}) \mathbf{k} \quad (2-115)$$

而當相對入流速度向量 \mathbf{U}_{in} 與轉子轉軸向量 ζ 有一夾角 γ ，會造成軸向誘導速度方向與入流向量產生偏差，因此必須針對軸向速度誘導因子進行修正。修正公式使用 Pitt 於 1981 年提出因 γ 與風機方位角 ψ_{wr} 造成軸向誘導速度產生傾斜角度後針對軸向速度誘導因子之公式，公式如下[28]：

$$a_{skew} = a \left[1 + K \frac{r}{R} \cos(\psi_{wr}) \right] \quad (2-116)$$

其中 K 為：

$$K = \frac{15\pi}{32} \tan\left(\frac{\chi}{2}\right) \quad (2-117)$$

χ 為軸向誘導速度向量與轉子轉軸之夾角，公式如下：

$$\chi = (0.6a + 1)\gamma \quad (2-118)$$

γ 可由入流向量 \mathbf{U}_{in} 與轉子轉軸向量 ζ 進行內積運算求得。

$$\gamma = \cos^{-1}[(\zeta \cdot \mathbf{U}_{in}) / (|\zeta| |\mathbf{U}_{in}|)] \quad (2-119)$$

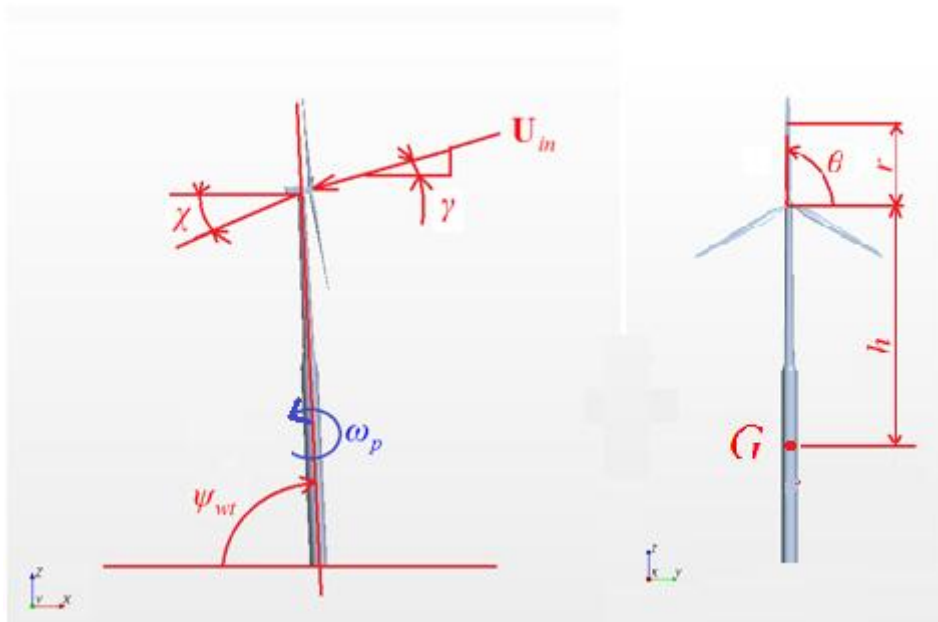


圖 2-15 BEM 對縱搖運動修正之參數示意圖

第3章 浮體式風機幾何與數值驗證

本研究主要考慮風與波浪兩種浮體式風機主要的受力形式，在風力部分使用第 2.2.3 項所提到之葉片元素動量理論(以下簡稱 BEM)評估風機轉子所受之扭矩以及推力，並且將計算結果和 NREL 所公佈之數據進行比較，以驗證 BEM 程式的準確性；使用數值模擬進行剖面形狀維持不變之圓柱之阻力計算，並與 DNV 公佈之實驗值進行比對。

3.1 目標風機資料與幾何參數

本研究所模擬之浮體式風機的風機部分，為美國國家再生能源實驗室(National Renewable Energy Laboratory, NREL)所發表之 5MW 離岸風力機(NREL-5MW)[29] 為目標風機，NREL 詳細公佈此風機之相關資料，包括葉片、機艙、輪轂、塔柱的幾何與結構資訊以及控制系統，將之作為離岸風機範本，相關之性能資料可以提供各國之相關單位進行研究以及方法之驗證。根據 IEC 61400-3 (Offshore)對風機之等級分類 NREL 5MW 為 Class 1B/ Class 6 winds，風機之分類如表 3-1 所示。NREL-5MW 離岸風機之相關基本參數與資料如表 3-2 至表 3-4 所示，由表中資料可知 NREL-5MW 風機為上風型，共有 3 支葉片，轉子直徑為 126 m，軸傾角為 5° ，輪轂直徑 3 m，切入風速、額定風速以及切出風速各別為 3 m/s、11.4 m/s、25 m/s，轉子額定轉速 12.1 rpm，其中葉片之 x_1 - y_1 - z_1 局部座標系統依照右手定則並以轉子旋轉軸向量定義為 x_1 軸， z_1 軸與葉片徑向同向且通過剖面編號 1 之中心點。葉片之節距角 $\theta_{p,0}$ 以 y_1 軸為基準且順時針繞 z_1 軸旋轉為正；扭轉角 θ_T 則以葉尖翼型之弦長方向為基準， z_1 軸順時針方向為正。

NREL 亦公佈各斷面翼型之氣動力性能，如圖 3-3 至圖 3-8[29]所示，其中 CL 為升力係數；CD 為阻力係數；CM 為力矩係數，翼型之氣動力僅包含單一雷諾數下之數據，數據為結合實驗數據與失速模型，其中實驗範圍為零升力攻角(α_0)至失



速攻角(α_s)。而攻角大於失速攻角時則採用 Viterna 失速模型[30]，此模型為平板之經驗公式，目的為將攻角從失速攻角(α_s)外插至 $\pm 180^\circ$ 並得出任一攻角下之升、阻力係數，相關公式如下[30]：

阻力係數為：

$$C_D = C_{D,\max} \sin^2(\alpha) + B_2 \cos(\alpha) \quad (3-1)$$

升力係數為：

$$C_L = \frac{C_{D,\max}}{2} \sin(2\alpha) + A_2 \frac{\cos^2(\alpha)}{\sin(\alpha)} \quad (3-2)$$

其中

$$C_{D,\max} = 1.11 + 0.018AR \quad (3-3)$$

$$B_2 = \frac{C_{D,s} - C_{D,\max} \sin^2(\alpha_s)}{\cos(\alpha_s)} \quad (3-4)$$

$$A_2 = \left[C_{L,s} - C_{D,\max} \sin(\alpha_s) \cos(\alpha_s) \right] \frac{\sin(\alpha_s)}{\cos^2(\alpha_s)} \quad (3-5)$$

其中 $AR=17$ 為翼型之展弦比(Aspect Ratio)， α_s 為失速攻角， $C_{L,s}$ 為失速攻角時之升力係數， $C_{D,s}$ 為失速攻角時之阻力係數。

表 3-1 風機等級分類[31]

Wind turbine class		I	II	III	S
V_{ref}	(m/s)	50	42.5	37.5	Values specified by the designer
A	I_{ref}	0.16			
B	I_{ref}	0.14			
C	I_{ref}	0.12			

表 3-2 NREL-5MW 離岸風機基本參數[29]

Rating	5 MW
Rotor Orientation, Configuration	Upwind, 3 blades
Control	Variable Speed, Collective Pitch
Drivetrain	High Speed, Multiple-Stage Gearbox
Rotor, Hub Diameter	126 m, 3 m
Hub Height	90 m
Cut-In, Rated, Cut-Out Wind Speed	3 m/s, 11.4 m/s, 25 m/s
Cut-In, Rated Rotor Speed	6.9 rpm, 12.1 rpm
Rated Tip Speed	80 m/s
Overhang, Shaft Tilt, Precone	5 m, 5°, 2.5°
Rotor Mass	110,000 kg
Nacelle Mass	240,000 kg
Tower Mass	347,460 kg
Coordinate Location of Overall CM	(-0.2 m, 0.0 m, 64.0 m)

表 3-3 NREL-5MW 葉片結構參數[29]

Length (w.r.t. Root Along Preconed Axis)	61.5 m
Mass Scaling Factor	4.536%
Overall(Integrated) Mass	17,740 kg
Second Mass Moment of Inertia	11,776,047 kg•m ²
First Mass Moment of Inertia	363,231 kg•m
CM Location (w.r.t. Root along Preconed Axis)	20.475 m
Structural-Damping Ratio (All Modes)	0.477465%

表 3-4 NREL-5MW 葉片幾何參數[29]



剖面編號 (-)	半徑位置 $r(\text{m})$	扭轉角 $\theta_T(^{\circ})$	弦長 $c(\text{m})$	翼型名稱 (-)
1	2.8667	13.308	3.542	Cylinder1
2	5.2000	13.308	3.854	Cylinder1
3	8.3333	13.308	4.167	Cylinder2
4	11.7500	13.308	4.557	DU40
5	15.8500	11.480	4.652	DU35
6	19.9500	10.162	4.458	DU35
7	24.0500	9.011	4.249	DU30
8	28.1500	7.795	4.007	DU25
9	32.2500	6.544	3.748	DU25
10	36.3500	5.361	3.502	DU21
11	40.2500	4.188	3.256	DU21
12	44.5500	3.125	3.010	NACA64
13	48.6500	2.319	2.764	NACA64
14	52.7500	1.526	2.518	NACA64
15	56.1667	0.863	2.313	NACA64
16	58.9000	0.370	2.086	NACA64
17	61.6333	0.106	1.419	NACA64

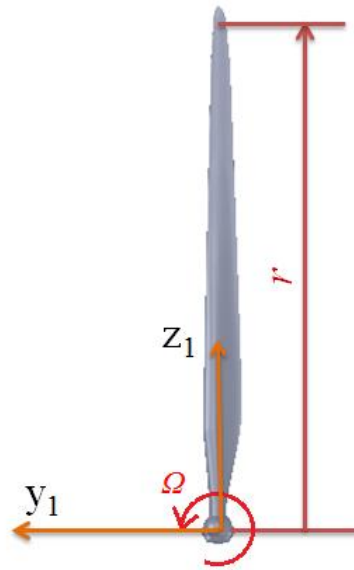


圖 3-1 NREL 5MW 風機葉片幾何參數定義

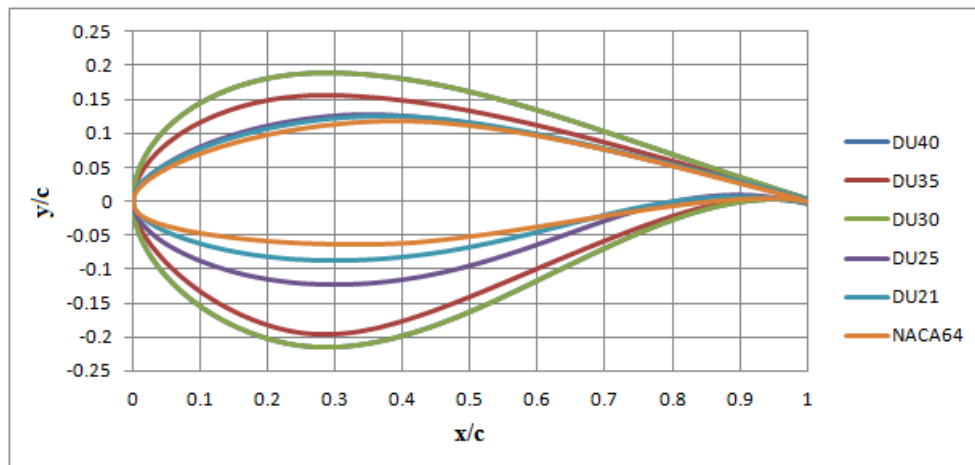


圖 3-2 NREL 各剖面翼型幾何

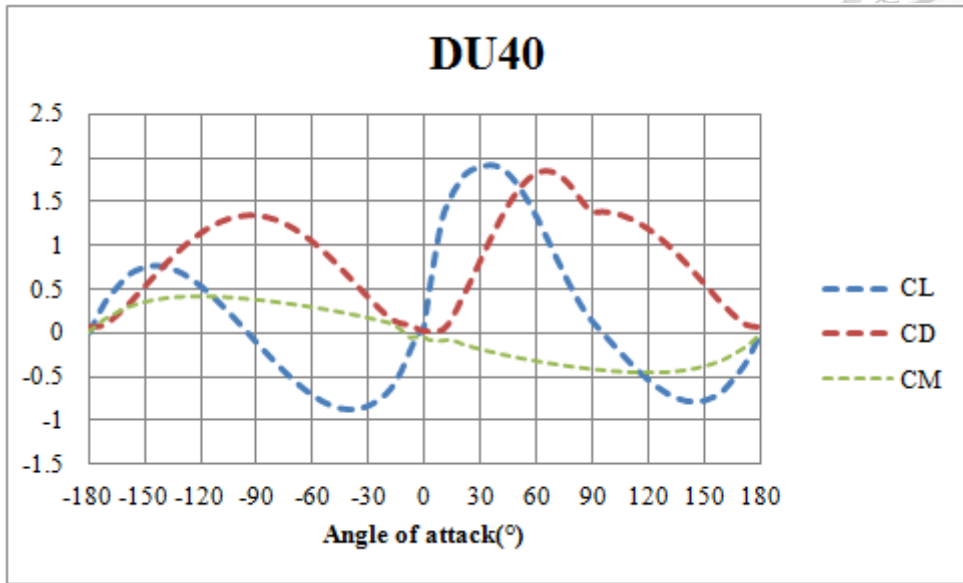


圖 3-3 DU40 翼型之氣動力性能

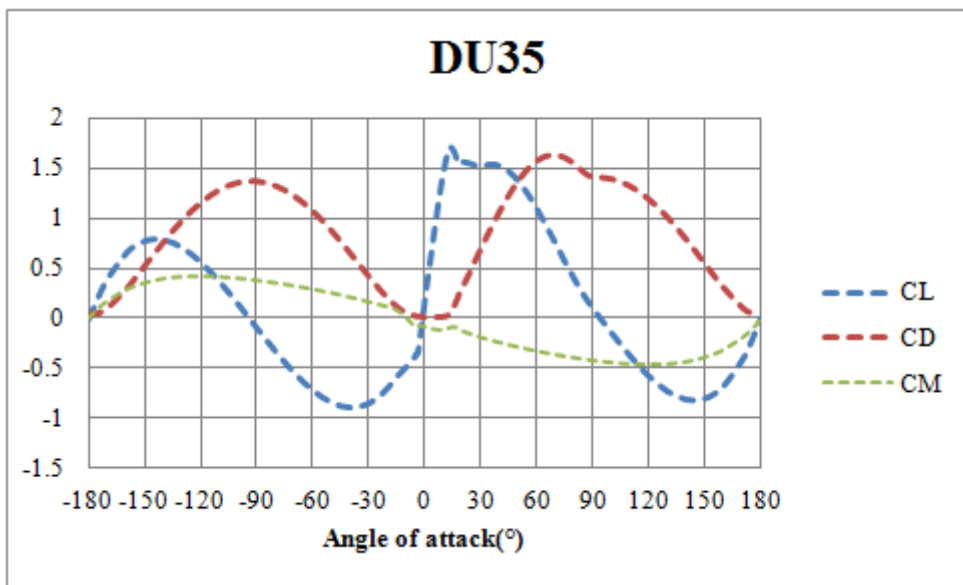


圖 3-4 DU35 翼型之氣動力性能

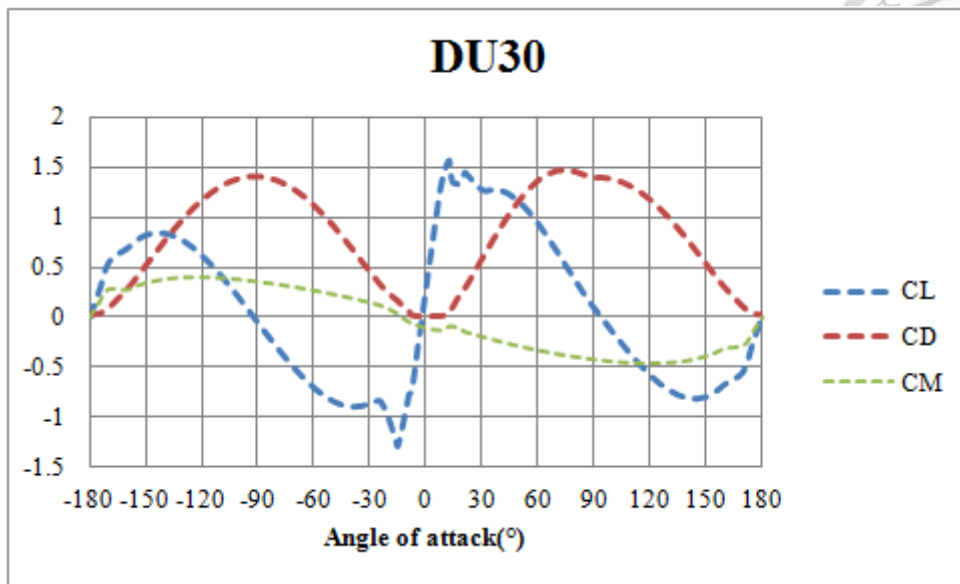


圖 3-5 DU30 翼型之氣動力性能

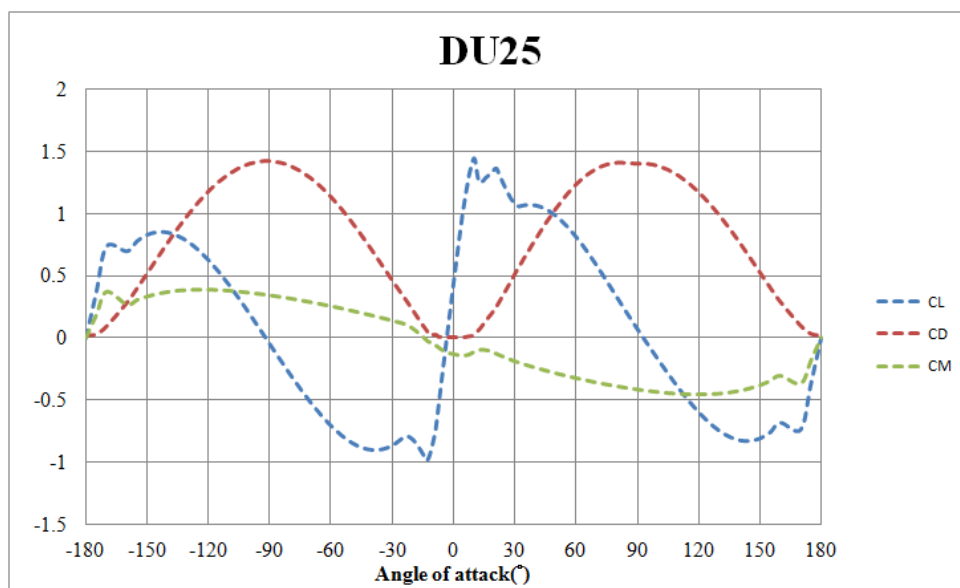


圖 3-6 DU25 翼型之氣動力性能

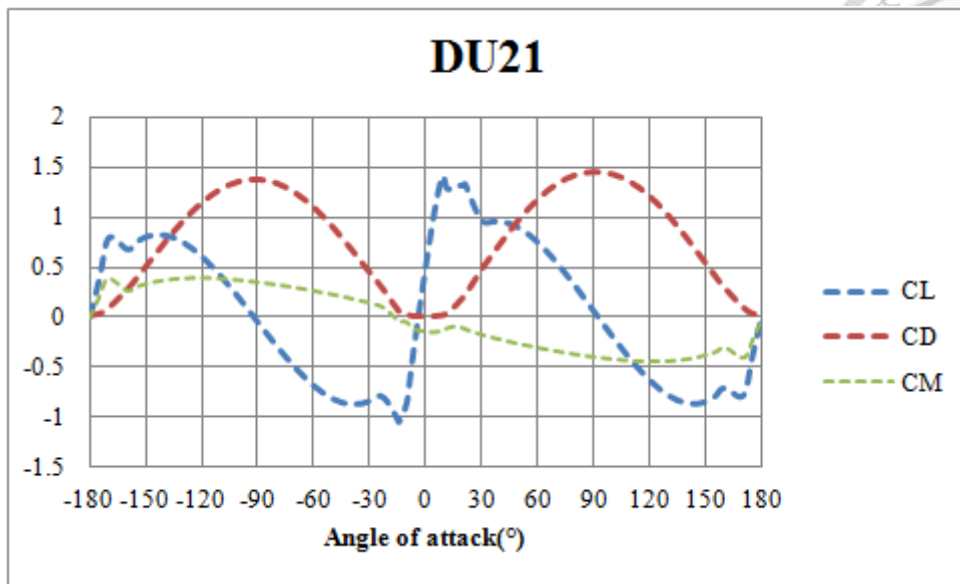


圖 3-7 DU21 翼型之氣動力性能

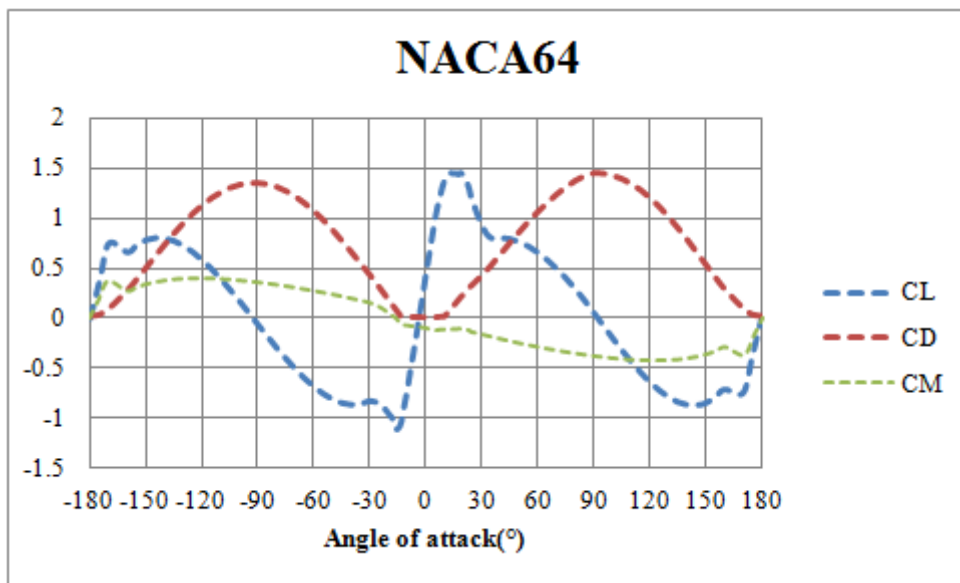


圖 3-8 NACA64 翼型之氣動力性能



3.2 BEM 程式流程與驗證

本研究將第 2.2.3 項之 BEM 理論以 Visual C++ 依照各個計算程序撰寫成程式，在程式的開始輸入 BEM 方法所需之主要參數，為葉片轉子的幾何資訊，包括剖面位置、剖面幾何、剖面弦長、扭轉角，如表 3-4 所示。每一剖面之氣動力性能可採用實驗值或以數值方法計算之結果，本研究在進行浮體式風機運動運算時使用 NREL 所公佈之翼型氣動力性能，而該氣動力性能為單一雷諾數下之實驗值。此外輸入參數除了轉子資訊還需給定轉子於之風速下對應之轉速以及葉片節距角。

由於 BEM 方法為使用迭代法求解軸向速度誘導因子 a 、旋向速度誘導因子 a' 以及攻角 α 三個參數，因此需要給定速度誘導因子的起始值，本研究設定軸向速度誘導因子 a 之初始值為假設剖面設計於最佳工作點，即 $a = \frac{1}{3}$ ，並假設轉子後方沒有產生旋轉之跡流，即 $a' = 0$ 。程式於單一剖面之計算流程如圖 3-9 所示。

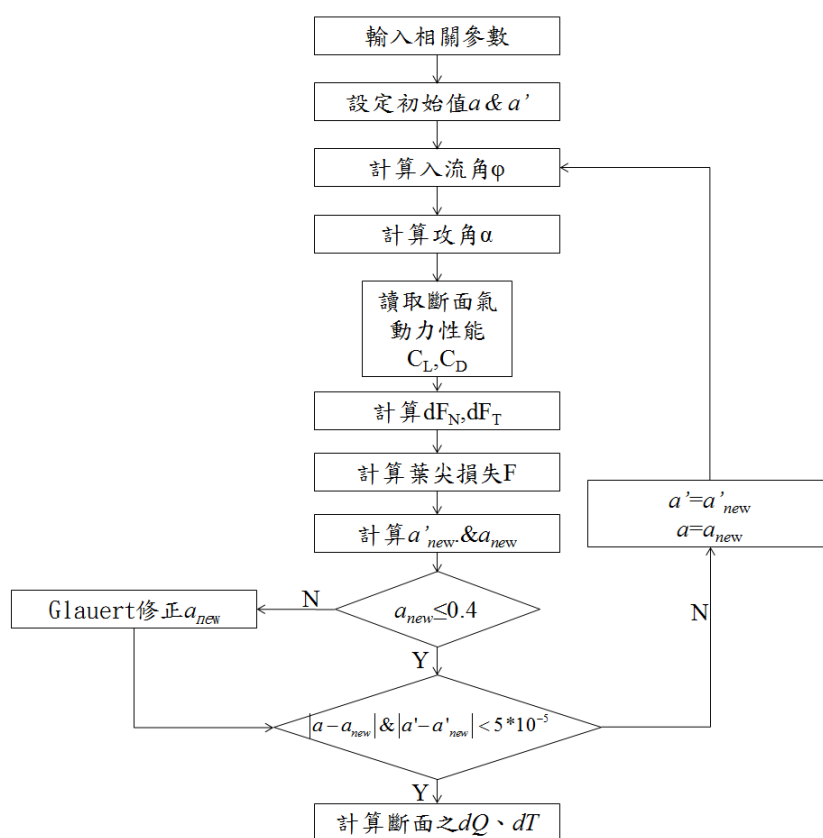


圖 3-9 BEM 程式計算單一葉片剖面之流程圖

依照 2.2.3 葉片元素動量理論撰寫之 BEM 程式將與 NREL 所公佈之 NREL 5-MW 風機進行輸出功率的比較，以驗證 BEM 程式之可靠性。

NREL 使用 AeroDyn 軟體進行風機之推力與功率之計算，其計算結果如圖 3-10 所示。紅色虛線為功率曲線，當風速大於額定風速(11.4m/s)時，整支葉片會沿著 Pitch axis 旋轉，其旋轉角度與風速之關係如表 3-5 所示。當風速大於(25m/s)時，則進行停機動作不再發電。藍色虛線為轉子所受之推力曲線。AeroDyn 計算基礎亦為葉片元素動量理論，但其使用之翼型氣動力資料考慮失速動態效應，並利用動態跡流理論評估跡流區對轉子功率的影響。

BEM 之功率計算結果如圖 3-11 所示，並與 NREL 之功率進行比較，可發現 BEM 之趨勢與 NREL 趨勢於額定風速前後均相符。但 BEM 於額定風速前之功率與推力計算與 NREL 之值誤差較大，如表 3-6 所示，主因推估為以下兩點：

- (1) BEM 方法忽略葉片剖面間的三維效應，亦即不考慮每一剖面的相互作用。
- (2) 本研究使用之剖面翼型氣動力性能僅於單一雷諾數下之數據，而翼型於相同攻角下，以邊界層理論可知雷諾數上升時邊界層厚度會減少，且更接近勢流理論所預估的理論升力係數。因此可得知升力係數 C_L 會因雷諾數上升而上升，

C_D 則下降。由式(2-62)與式(2-61)可知剖面所受之推力與升力係數、阻力係數為相關，當使用較大雷諾數之翼型氣動力資料時將會低估阻力係數、高估升力係數，故於低風速下計算之推力較小、發電量較大。計算每一風速下之剖面雷諾數可發現於額定風速(11.4m/s)至切入風速(25m/s)之雷諾數相近，但切入風速(3m/s)至額定風速(11.4m/s)由於轉子轉速的提升，如表 3-7 所示。

故認為低風速時另外使用對應雷諾數下之翼型氣動力性能能夠降低 BEM 與 NREL 之誤差。而額定風速左右(11.0m/s ~ 12.0m/s)之功率誤差範圍約為 10%，推力誤差範圍為(7.20% ~ -11.85%)，因此認為 BEM 方法可用為風機效能的評估工具。

表 3-5 風速與葉片節距角之關係

V(m/s)	轉子轉速 Ω (rpm)	節距角 $\theta_{p,0}$ (°)	V(m/s)	轉子轉速 Ω (rpm)	節距角 $\theta_{p,0}$ (°)
3	6.972	0	15	12.1	10.45
4	7.183	0	16	12.1	12.055
5	7.506	0	17	12.1	13.536
6	7.942	0	18	12.1	14.92
7	8.469	0	19	12.1	16.226
8	9.156	0	20	12.1	17.473
9	10.296	0	21	12.1	18.699
10	11.431	0	22	12.1	19.941
11	11.89	0	23	12.1	21.177
12	12.1	3.823	24	12.1	22.347
13	12.1	6.602	25	12.1	23.469
14	12.1	8.668	-	-	-

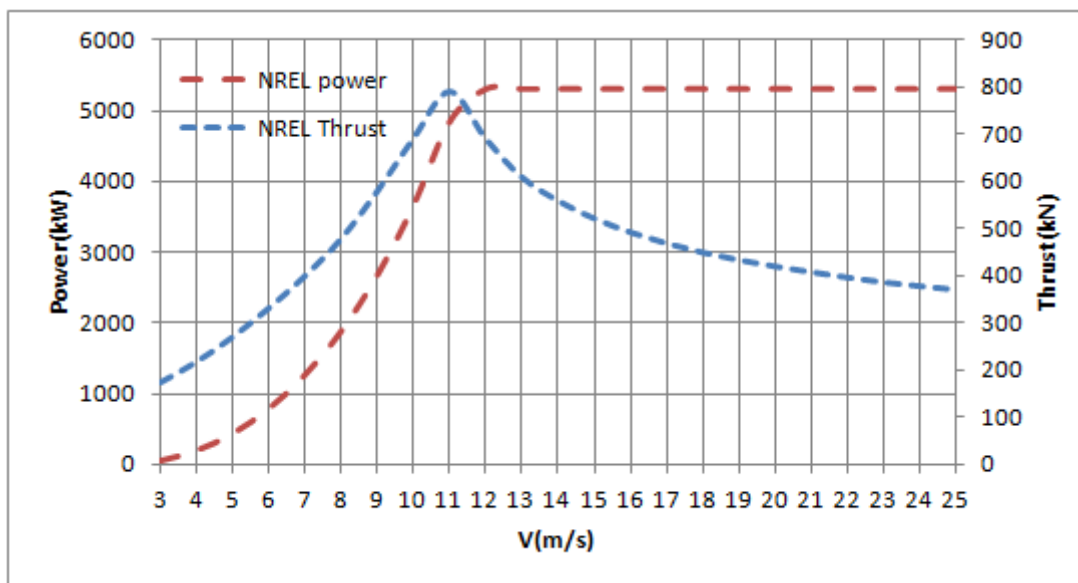


圖 3-10 NREL 5-MW 風機之功率曲線與推力曲線[29]

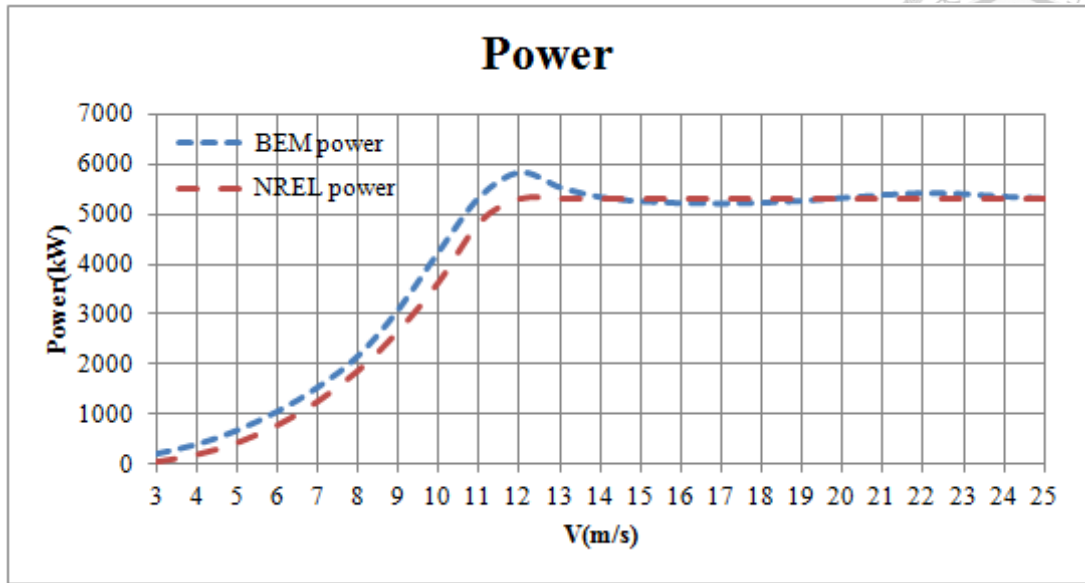
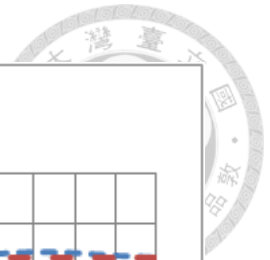


圖 3-11 BEM 與 NREL 之功率比較

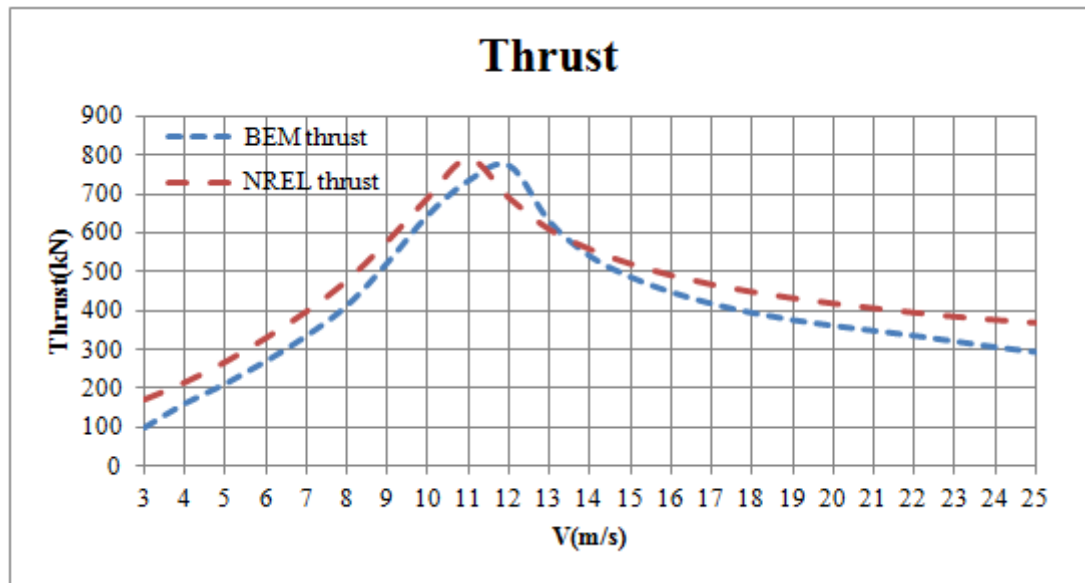


圖 3-12 BEM 與 NREL 之轉子推力比較

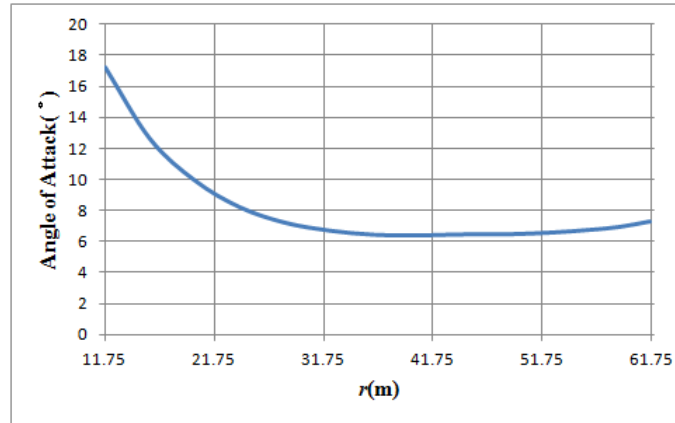


圖 3-13 額定風速下翼剖面之攻角分佈圖

表 3-6 BEM 與 NREL 功率之比較

V(m/s)	BEM 功率(kW)	NREL 功率(kW)	功率差異(%)
3	226.022	42.9	426.86
4	418.898	188.2	122.58
5	698.766	427.9	63.30
6	1078.98	781.3	38.10
7	1563.52	1257.6	24.33
8	2198.29	1876.2	17.17
9	3128.48	2668	17.26
10	4287.73	3653	17.38
11	5364.14	4833.2	10.99
12	5851.73	5296.6	10.48
13	5548.57	5296.6	4.76
14	5354.19	5296.6	1.09
15	5272.86	5296.6	0.45
16	5235.26	5296.6	1.15
17	5228.08	5296.6	1.29
18	5245.37	5296.6	0.97
19	5283.99	5296.6	0.24
20	5341.09	5296.6	0.84
21	5401.27	5296.6	1.98
22	5438.09	5296.6	2.67
23	5419	5296.6	2.31
24	5366.12	5296.6	1.31
25	5332.38	5296.6	0.68

表 3-7 葉片半徑 $0.7R$ 之翼型雷諾數

V(m/s)	Ω (rpm)	Re	V(m/s)	Ω (rpm)	Re
3	6.972	3.43E+06	14	12.1	1.04E+08
4	7.183	6.16E+07	15	12.1	1.04E+08
5	7.506	6.44E+07	16	12.1	1.04E+08
6	7.942	6.81E+07	17	12.1	1.04E+08
7	8.469	7.26E+07	18	12.1	1.04E+08
8	9.156	7.85E+07	19	12.1	1.04E+08
9	10.296	8.83E+07	20	12.1	1.04E+08
10	11.431	9.80E+07	21	12.1	1.04E+08
11	11.89	1.02E+08	22	12.1	1.04E+08
12	12.1	1.04E+08	23	12.1	1.04E+08
13	12.1	1.04E+08	24	12.1	1.04E+08

3.3 浮體平台幾何與錨鍊系統

本研究進行模擬浮體式風機對象之風力機部分為 NREL 5MW 離岸風機，浮體平台部分則考慮兩種不同型式之浮體平台，第一種型式為 Spar 型浮體平台，第二種型式為半潛型浮體平台，平台之幾何與錨鍊系統將在以下小節進行介紹。

3.3.1 Spar 型浮體平台

本研究以 Offshore Code Comparison Collaboration(簡稱 OC3)研究計畫中名為 OC3-Hywind 之 Spar 型浮體平台為模擬對象。OC3-Hywind 之 Spar 型浮體平台是挪威國家石油公司(Statoil)針對 Hywind 浮體式風機而設計的，將之重新設計使其能搭載 NREL 5MW 風機。OC3-Hywind 之浮體平台結構參數如表 3-8 所示，其中 SWL 為靜水位位置，CM 為重心位置。OC3-Hywind 浮體式風機如圖 3-14 所示。

表 3-8 OC3-Hywind 浮體平台結構參數[32]

Depth to Platform Base Below SWL (Total Draft)	120 m
Elevation to Platform Top (Tower Base) Above SWL	10 m
Depth to Top of Taper Below SWL	4 m
Depth to Bottom of Taper Below SWL	12 m
Platform Diameter Above Taper	6.5 m
Platform Diameter Below Taper	9.4 m
Platform Mass, Including Ballast and wind turbine	8.329×10^6 kg
CM Location Below SWL Along Platform Centerline	89.916 m
Platform Roll Inertia about CM	4.229×10^9 kg-m ²
Platform Pitch Inertia about CM	4.229×10^9 kg-m ²
Platform Yaw Inertia about Platform Centerline	1.642×10^8 kg-m ²

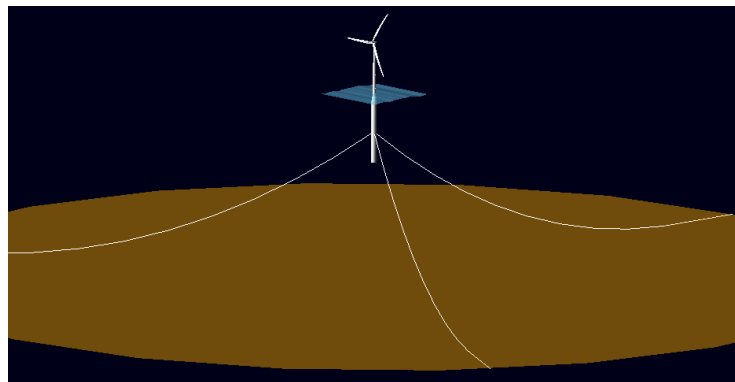
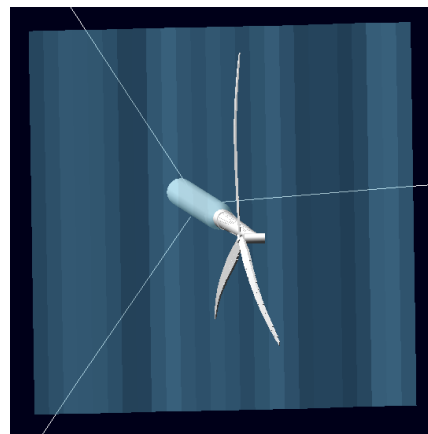
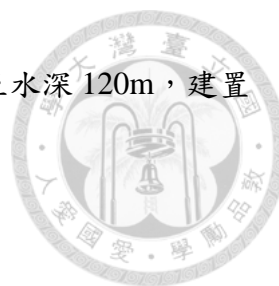


圖 3-14 OC3-Hywind 浮體式風機示意圖[32]

如表 3-8 所述，Spar 型浮體平台吃水 120m，外型結構由兩個圓柱體組成，中間由線性變化之錐形體進行連接，上半部之圓柱體直徑 6.5m，長度由水平面($z=0$)延伸至水深 4 m($z=-4$)。錐形體由直徑 6.5m 線性變化至 9.4m，並從水深 4m 延伸



至水深 12 m。下半部之圓柱體直徑為 9.4m，由水深 12m 延伸至水深 120m，建置之幾何模型如圖 3-15 所示。

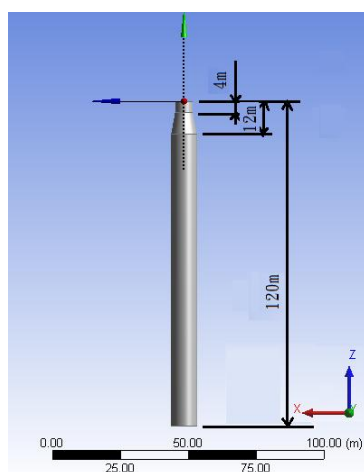


圖 3-15 Spar 浮體平台幾何模型

OC3-Hywind 浮體風機之錨鍊系統參數如表 3-9 所示，OC3-Hywind 浮體平台共搭配三條錨鍊進行系統之固定以避免平台之漂移，錨鍊與浮體平台之繫錨點位於水深 70m 以及距浮體平台中心線 5.2m 處，為了增加浮體平台之平擺剛性(Yaw Spring Stiffness)，因此將三條錨鍊平均分配於半徑 5.2m 之圓上，即各相隔 120° 、繫錨點以稱為 crowfoots(delta connections) 之三角型連接法，第一條錨鍊之繫錨點位於風機之下風處。

表 3-9 OC3-Hywind 錨鍊系統參數[32]

Number of Mooring Lines	3
Angle Between Adjacent Lines	120°
Depth to Anchors Below SWL (Water Depth)	320 m
Depth to Fairleads Below SWL	70.0 m
Radius to Anchors from Platform Centerline	853.87 m
Radius to Fairleads from Platform Centerline	5.2 m
Unstretched Mooring Line Length	902.2 m
Mooring Line Diameter	0.09 m
Equivalent Mooring Line Mass Density	77.707 kg/m
Equivalent Mooring Line Weight in Water	698.094 N/m
Equivalent Mooring Line Extensional Stiffness	384.243 MN
Additional Yaw Spring Stiffness	98.340 MNm/rad



3.3.2 半潛型浮體平台

本研究以 Offshore Code Comparison Collaboration Continuation(簡稱 OC4)研究計畫中所使用之半潛型浮體平台為模擬對象。此浮體平台由 Technip 與 University of Maine 所設計，並命名為 OC4 DeepCwind Semisubmersible，其結構與幾何參數如表 3-10 所示。OC4 DeepCwind Semisubmersible 浮體平台之幾何配置如圖 3-16 所示。

表 3-10 DeepCwind Semisubmersible 之浮體平台幾何與結構參數

Depth of platform base below SWL (total draft)	20 m
Elevation of platform top (tower base) above SWL	10 m
Effective platform diameter	47.5 m
Depth to top of base columns	24 m
Height of base cylinders	6 m
Diameter of main column	6.5 m
Diameter of upper columns	12 m
Diameter of base columns	24 m
Diameter of pontoons	1.6 m
Water displacement	$1.3917 \times 10^4 \text{ m}^3$
Platform mass, including ballast and wind turbine	$1.425 \times 10^7 \text{ kg}$
CM location below SWL	14.4 m
Platform roll inertia about CM	$7.686 \times 10^9 \text{ kg-m}^2$
Platform pitch inertia about CM	$8.335 \times 10^9 \text{ kg-m}^2$
Platform yaw inertia about CM	$1.391 \times 10^9 \text{ kg-m}^2$

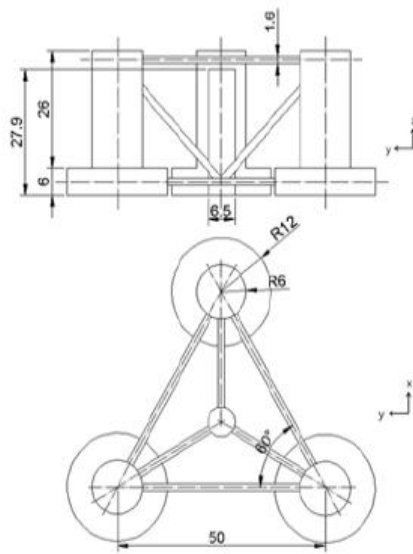


圖 3-16 DeepCwind Semisubmersible 浮體平台之幾何配置[33]

由圖 3-16 可知 OC4 DeepCwind Semisubmersible 浮體平台之主要幾何由 4 支圓柱所組成，中間圓柱之直徑為 6.5m，其上方承載風機，另外外圍三支圓柱之直徑為 12m，其下方連接直徑 24m 之盤狀結構物，此盤狀結構物之目的為減少起伏與縱搖運動，圓柱之中心間距為 50m。建置完成之幾何模型如圖 3-17 所示。

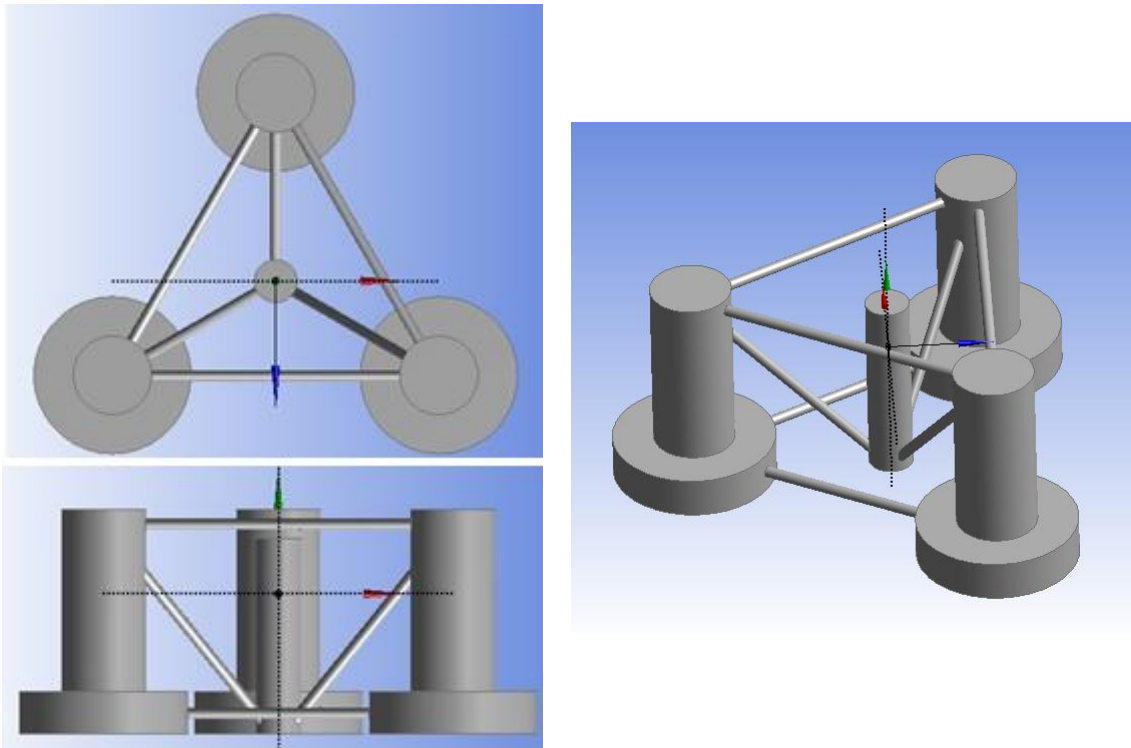


圖 3-17 半潛型浮體平台模型示意圖

OC4 DeepCwind Semisubmersible 浮體式風機之錨鍊系統如表 3-11 所示，此錨鍊系統搭配 3 條錨鍊進行浮體式風機之固定，錨鍊與浮體平台之繫錨點位於水深 14m 並距浮體平台中心線之半徑 40.868m，三條錨鍊平均分配各相隔 120°，第一條錨鍊亦與 Spar 型相同位於下風處，如圖 3-18 所示。錨碇點位置於水深 200m 處，錨鍊線於未拉伸時總長度為 835.5m，於水中時單位長度之重量為 1065.26N/m。

表 3-11 OC4 DeepCwind Semisubmersible 浮體式風機之錨鍊系統

Number of Mooring Lines	3
Angle Between Adjacent Lines	120°
Depth to Anchors Below SWL (Water Depth)	200 m
Depth to Fairleads Below SWL	14 m
Radius to Anchors from Platform Centerline	837.6 m
Radius to Fairleads from Platform Centerline	40.868 m
Unstretched Mooring Line Length	835.5 m
Mooring Line Diameter	0.0766 m
Equivalent Mooring Line Mass Density	113.35 kg/m
Equivalent Mooring Line Weight in Water	1065.26 N/m
Equivalent Mooring Line Extensional Stiffness	753.6 MN

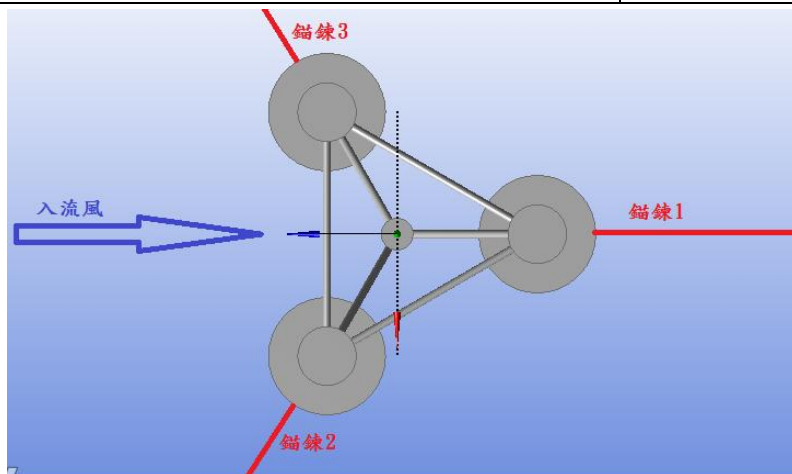


圖 3-18 OC4 DeepCwind Semisubmersible 錨鍊系統之繫錨鍊配置圖



3.4 數值模擬驗證

3.4.1 圓形數值模擬與驗證

本研究於 CFD 數值模擬中，因浮體浮體之幾何均由圓柱組成，因此於浮體風機數值模擬前先針對圓形進行數值模擬與驗證，以確保後續計算之準確度。圓形之半徑 R 以半潛型浮體平台之 3 根圓柱結構物 $R=6\text{ m}$ ，於高雷諾數 $Re=6*10^6$ 下進行數值模擬並以計算之阻力係數與 DNV 公布之實驗值進行比較與驗證，雷諾數 Re 之定義如式(3-6)。

$$Re = \frac{\rho UL}{\mu} \quad (3-6)$$

其中 ρ 為流體密度， U 為流速， L 為物體之特徵長度，在此 $L=2R$ ， μ 為流體之動力黏滯係數。後續數值模擬之流體設定為水，因此其 μ 設為 $8.8871*10^{-4}\text{ Pa}\cdot\text{s}$ ， ρ 設為 997.561 kg/m^3

圓形驗證之流場範圍如下：圓形半徑為 6 公尺，並以圓心設定為座標軸原點， X 方向與入流方向相同。外流場長度為 63 倍半徑，寬度為 50 倍半徑，為避免圓形前方之停滯點壓力過大，進而影響到入流流速，因此入流與圓心取 23 倍半徑，出口與圓心取 40 倍半徑，如圖 3-19 所示。

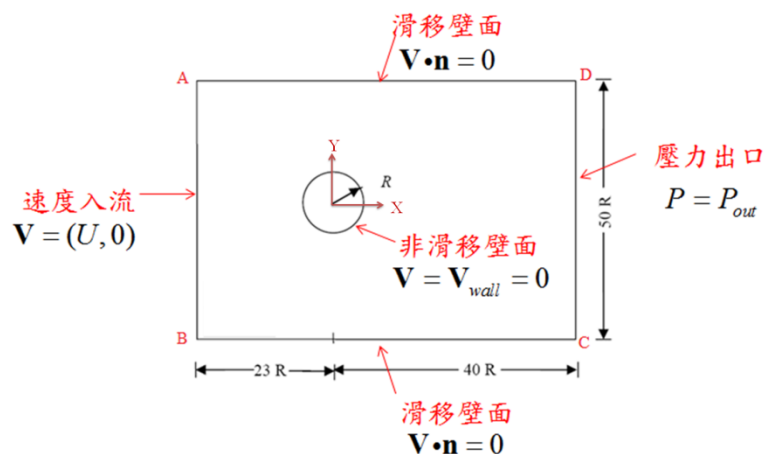


圖 3-19 圓形數值模擬之流場範圍與邊界條件示意圖[34]

邊界條件設定如圖 3-19 所示，各別之邊界條件意義如下：



- (1) 速度入流邊界(Velocity Inlet)(AB 邊)：設定流體為均勻入流，即邊上每一流體之速度為 $\mathbf{V} = (U, 0)$ ， U 為流體之流速，當雷諾數為 2×10^6 時，由雷諾數之定義 $Re = \frac{\rho UL}{\mu}$ 可得流速 $U \cong 0.15 \text{ m/s}$ 。
- (2) 滑移壁面(Slip Wall)(AD 邊與 BC 邊)：滑移壁面之物體意義為流體在此邊界之法向速度為零，數學式表示為 $\mathbf{V} \cdot \mathbf{n} = 0$ ，即流體不可穿透條件，並且符合流線之定義。因此期望當此邊界與物體足夠遠時該處只存在自由發展之切向速度。
- (3) 壓力出口邊界(Pressure Outlet)(CD 邊)：在壓力出口邊界設定壓力 $P_{\text{specified}} = P_{\text{atm}}$ ，其中 P_{atm} 為大氣壓力，在此設定為一大氣壓力。此外，為了減少此邊界發生回流之現象，此邊界實際出口之壓力設定值為 $P_{\text{out}} + \frac{1}{2} \rho |V_n|^2 = P_{\text{specified}}$ ，其中 $P_{\text{specified}}$ 為邊界設定之壓力、 V_n 為邊界上之法向速度，在此定義之下此邊界之實際壓力 P_{out} ，是隨著不斷迭代而消除回流現象來確保數值之穩定性。

無滑移壁面(No-Slip Wall)(圓形之邊界)：由於本研究考慮黏性效應，故設定此圓形的邊界條件為不可穿透且非滑移之壁面。即 $\mathbf{V} = \mathbf{V}_{\text{wall}}$ ，而此模擬不考慮邊界之運動因此 $\mathbf{V}_{\text{wall}} = 0$ ，故 $\mathbf{V} = (0, 0)$ 。

圓形之邊界是流體和固體之交界處，因此需要給定柱狀網格再加入紊流模型之經驗公式來描述此區域之流場現象。對於邊界層計算出之流場現象是否能準確描述真實流場是由周遭網格所決定。由基本流場之特性可知物體前方會是高壓區，並且於 y 之對稱面上會有停滯點，因此將針對此區域進行局部加密，如圖 3-20 所示。

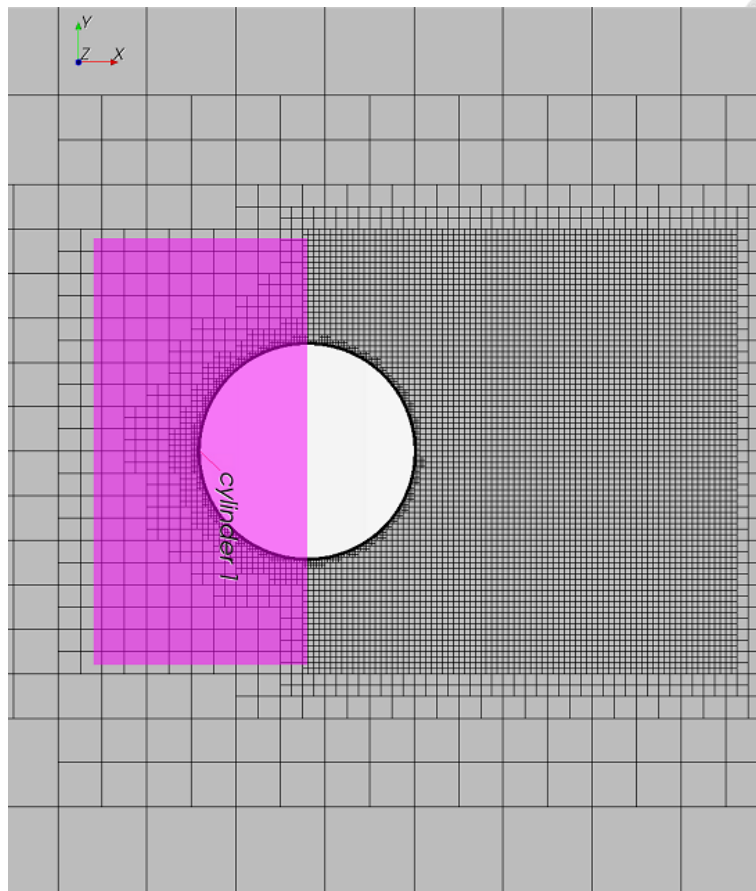
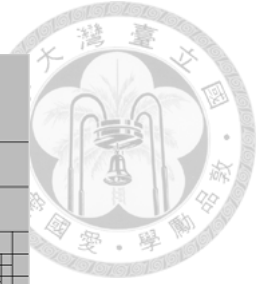


圖 3-20 圓形前方局部加密區域

此數值模擬為於高雷諾數下($Re = 2 * 10^6$)，高雷諾數下之阻力主要是由壓差阻力貢獻，而壓差阻力是由於圓形前方之高壓區與圓形後方之跡流區所得來，因此為了準確抓取流場於固體表面產生渦流之位置，故針對圓形周長分佈之格點(Grid)進行網格獨立性驗證，並將數值模擬計算之阻力係數與實驗值進行比較，進而決定圓形之周長需分佈之格點數使數值計算達到準確度與計算經濟性。其中實驗值是以挪威驗船協會(Det Norske Veritas, 簡稱 DNV)提供之圓形與雷諾數關係，如圖 3-21 所示。可知當 $Re = 2 * 10^6$ 時總阻力係數 $C_D \approx 0.6$ 。

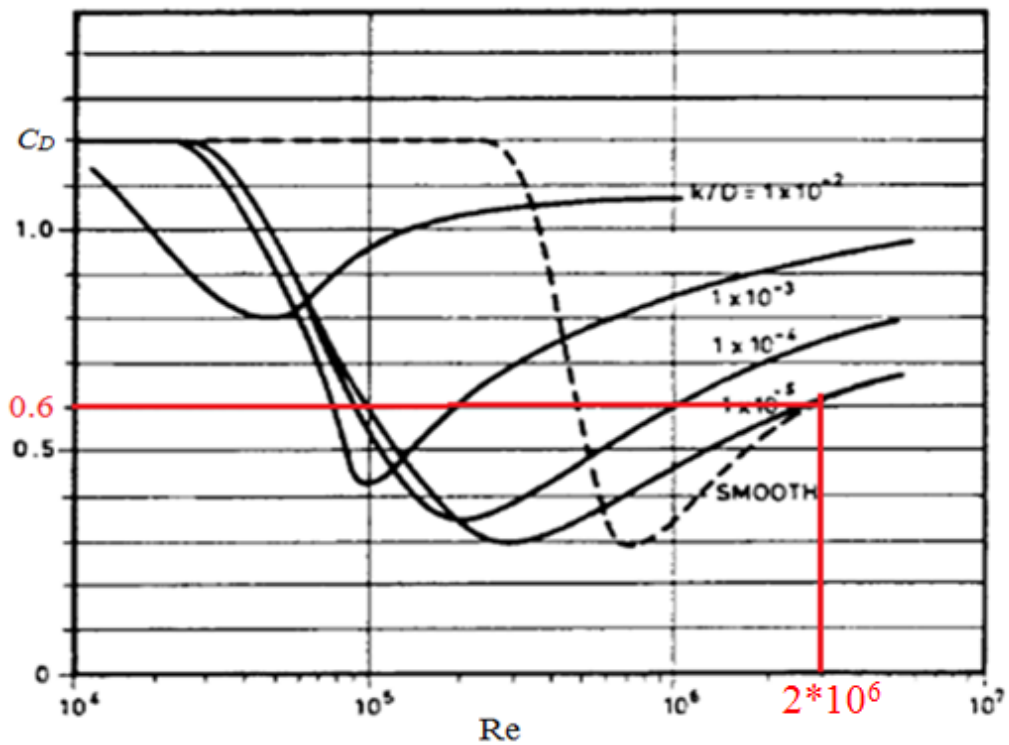


圖 3-21 圓形之阻力係數與雷諾數之關係[35]

網格獨立性之結果如表 3-12 所示，當逐漸增加表面之格點數時阻力係數 C_D

會趨於某個定值，符合數值計算之趨勢，其中差異之計算方式為 $\left| \frac{C_{D,i+1} - C_{D,i}}{C_{D,i+1}} \right|$ ，

誤差之計算方式為 $\frac{C_{D,Exp} - C_{D,i}}{C_{D,Exp}}$ 。另外表 3-12 顯示當物體表面格點數為 200 與

300 之阻力係數 C_D 最為接近實驗值，誤差小於 0.5%，因此在後續之計算將選用物體表面格點數為 200 之網格設定方式。此設定方式計算後之壓差阻力為 78.698N，摩擦阻力為 1.721N，此計算結果亦驗證先前推測壓差阻力為總阻力之主要貢獻，約佔 97.86%。

表 3-12 圓形邊界網格獨立性測試

Re=2*10 ⁶						
Number of grids	100	150	200	250	300	Exp
Drag coefficient C_D	0.464	0.465	0.597	0.608	0.603	0.6
差異(%)	0.07	22.17	1.85	0.92		
誤差(%)	22.59	22.54	0.47	1.40	0.48	

附註：Exp 為實驗值

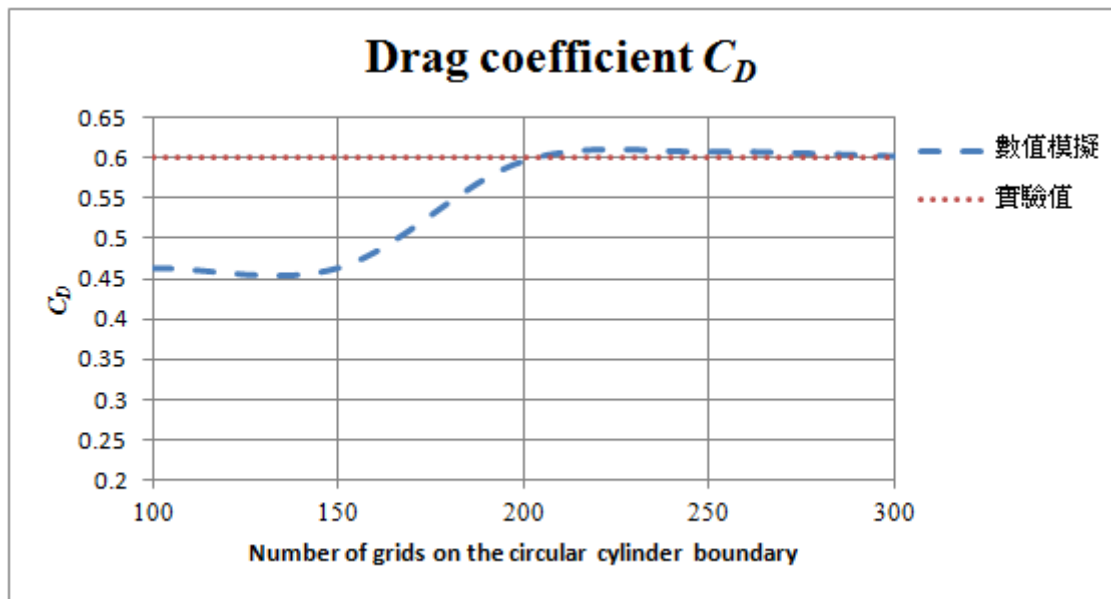


圖 3-22 圓形邊界網格獨立性測試

在此將針對本研究所使用之計算網格來驗證結果的正確性，對此種方式佈置的網格於計算完畢後做檢驗，檢查每一邊界之物體量是否仍滿足設定之邊界條件：速度入流邊界(Velocity Inlet)、壓力出口邊界(Pressure Outlet)、滑移壁面(Slip Wall)、非滑移壁面(No-Slip Wall)。

對滑移壁面而言，由圖 3-23 可看到其邊界之法線方向即 y 方向之速度大小趨近於 0，可知此邊界受物體之影響非常微小，即邊界與物體距離已足夠遠；從圖 3-24 可發現壓力出口邊界於物體之後方有些為之誤差，但其誤差約為 0.002%，因此認定此邊界之計算結果滿足邊界條件。

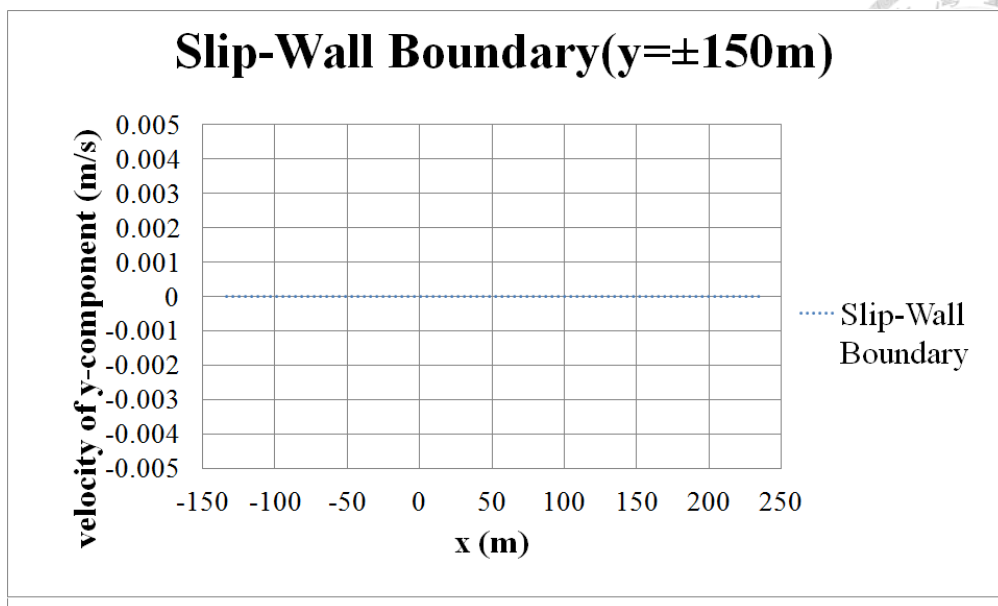


圖 3-23 滑移壁面(Slip Wall)邊界驗證

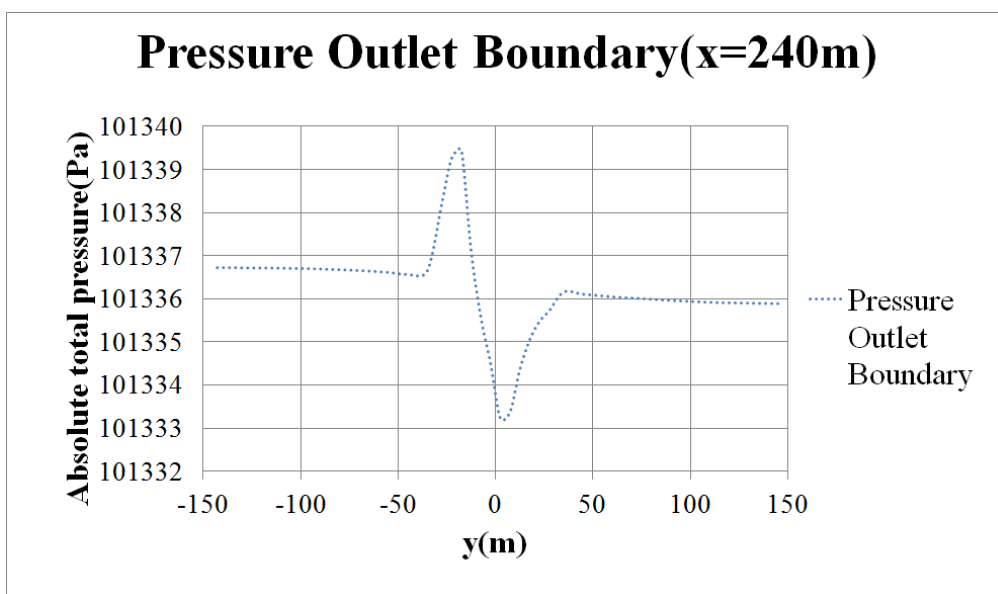


圖 3-24 壓力出口之全壓驗證

3.4.2 純波浪數值驗證

在規則波之浮體運算中波高對運動影響非常大，因此數值計算必須解析波浪能量傳遞之現象。由於波浪方程為雙曲線型態(Hyperbolic type)，故每一網格均有兩條特徵線，包含了影響區域(Domain of Influence)與相依區域(Domain of Dependence)。下面以計算至時間 T 時來界定此二種區域，當時間 $t < T$ 時特徵線所

包成之區域稱之為相依區域，代表該網格點上之物理量一定會受到此區域的影響；當時間 $t > T$ 時，特徵線所包成的區域稱影響區域，表示此網格點的物理量僅會影響該區域，如圖 3-25 所示。因此波浪傳遞方向之後方其物理性質並不會影響至前方之波浪傳遞特性，亦即於純波浪數值驗證時僅需考慮物體所在位置之前方不會發生明顯之振幅誤差之現象即可。

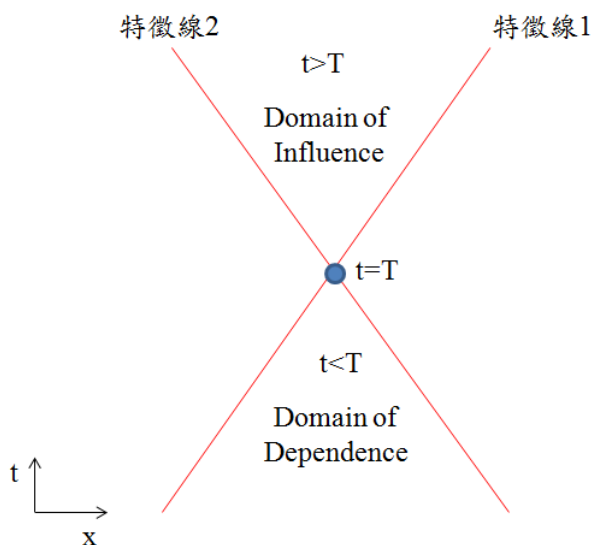


圖 3-25 一維波浪方程特徵線影響區域示意圖

在求解波浪傳遞時，由於數值方法與網格佈置之選擇會造成下面兩種誤差：

- (1) 相位誤差(Dispersion error)
- (2) 振幅誤差(Dissipation error)

此兩種誤差與庫朗數(Courant Number) τ 相關，其定義如下所示：

$$\tau \equiv \frac{c_w \Delta t}{\Delta x} \quad (3-7)$$

其中 c_w 為波浪之群速度， Δt 為時間步進間隔， Δx 為波浪傳遞方向之網格間距。

故庫朗數牽扯到 Δt 與 Δx 兩個函數，為了簡化驗證之過程，故固定網格佈置策略僅針對時間步進間隔 Δt 進行探討。

下面將以波高 $H = 4 \text{ m}$ 週期 $T = 10 \text{ s}$ 之一階線性波進行波浪傳遞之驗證。為了抓取波面形狀，網格的佈置會針對自由液面之重力方向與波浪傳遞方向進行加密，

其中將波高方向分為 5 個網格，波長方向分為 32 個網格，即自由液面區域之

$\Delta z = \frac{H}{5} = 0.8 \text{ m}$ 與 $\Delta x = \frac{\lambda}{32}$ ，其中波長可由一階線性波之公式求得 $\lambda = 156 \text{ m}$ ，故

$\Delta x = 4.875$ ，此波浪之群速度 $c = \frac{\lambda}{T} = 15.6 \text{ m/s}$ ，而時間步進間隔 Δt 將以表 3-13 的

計算結果進行決定。

表 3-13 純波浪的時間步進間隔

	時間步進間隔 Δt (s)	波浪傳遞方向 之庫朗數 τ_x
Wave0	0.03	0.096
Wave1	0.025	0.08
Wave2	0.02	0.064

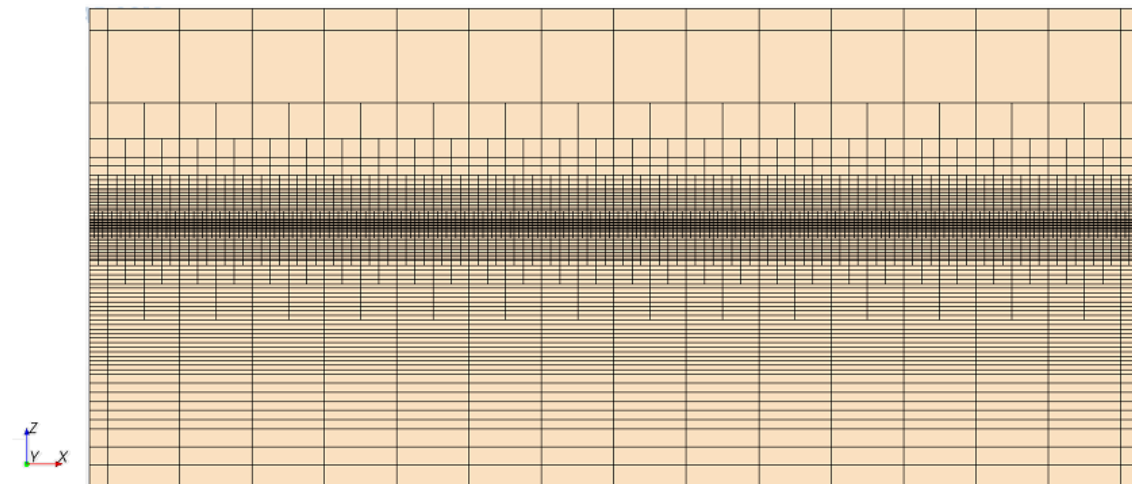


圖 3-26 自由液面區域網格佈置圖

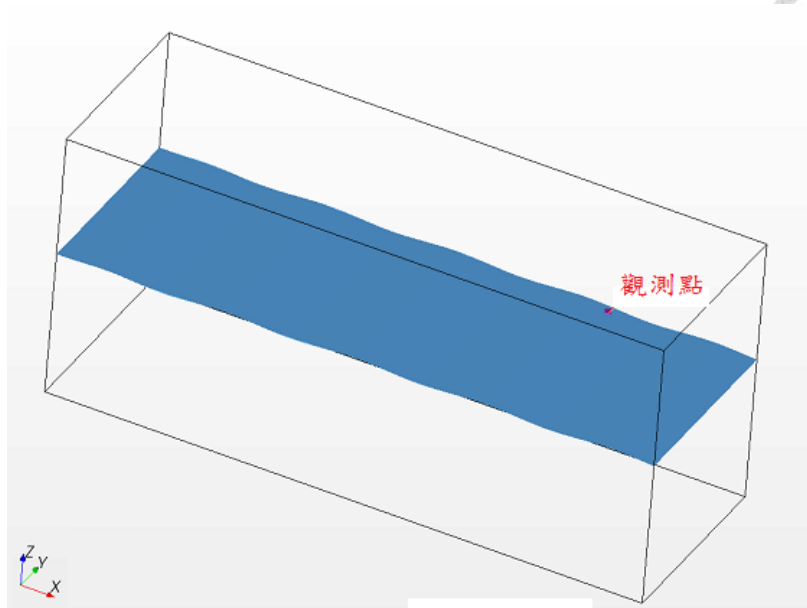


圖 3-27 純波浪驗證觀測點位置(0,150)

由觀測點於 X-Y 平面座標(0,150)之高度位置隨時間之變化,可以看出 $\Delta t = 0.03$ 與 $0.025s$ 時,隨著波浪之傳遞,會發生波谷消散之現象,如圖 3-28 及圖 3-29 所示。當 $\Delta t = 0.02s$ 時,圖 3-30 波谷消散之現象已消失,並且此波浪週期幾乎無發生相位誤差,亦即週期均為設定之 $10s$,因此認為當時間步進 Δt 設定為 $0.02s$,亦即庫朗數 $\tau_x = 0.064$ 能夠解析出波浪傳遞現象以及觀測點所遭受波形之準確性。

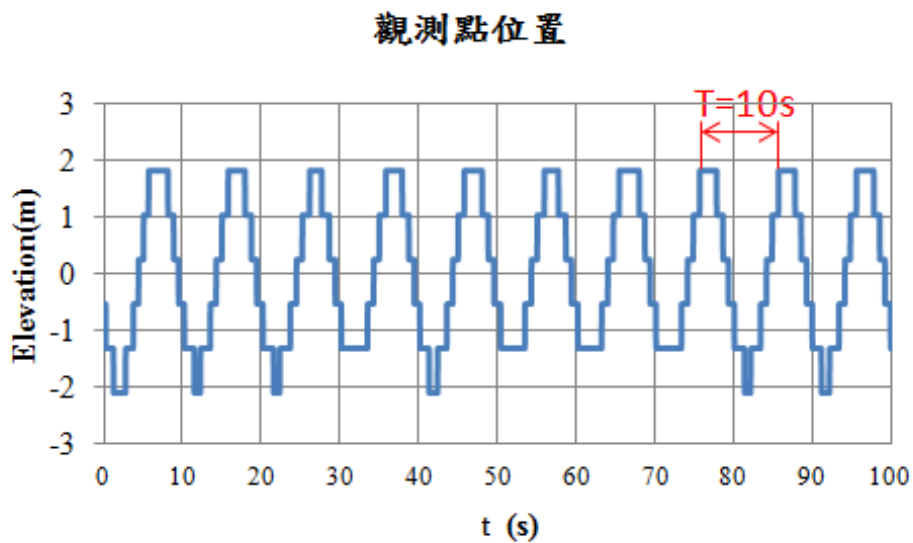


圖 3-28 Wave0 觀測點高度與時間之關係圖

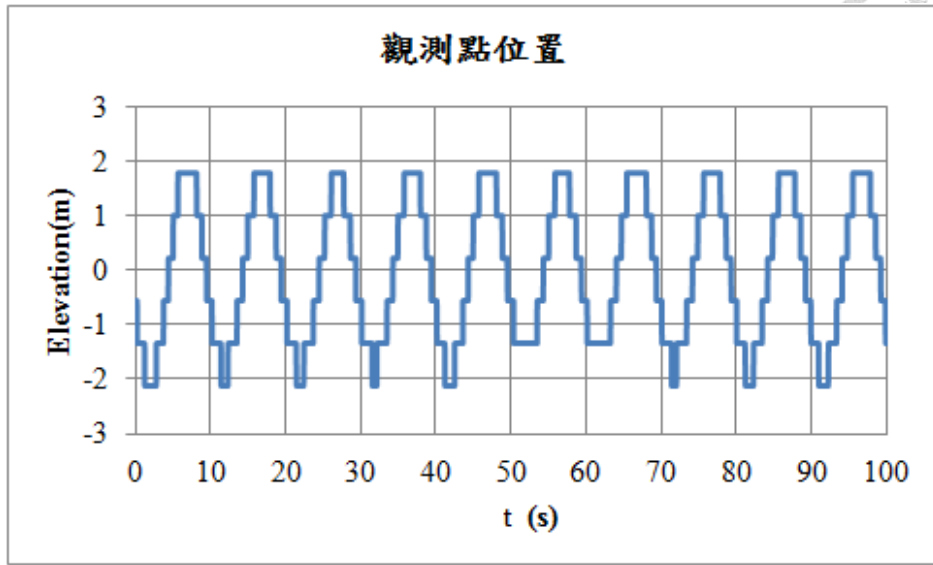


圖 3-29 Wave1 觀測點高度與時間之關係圖

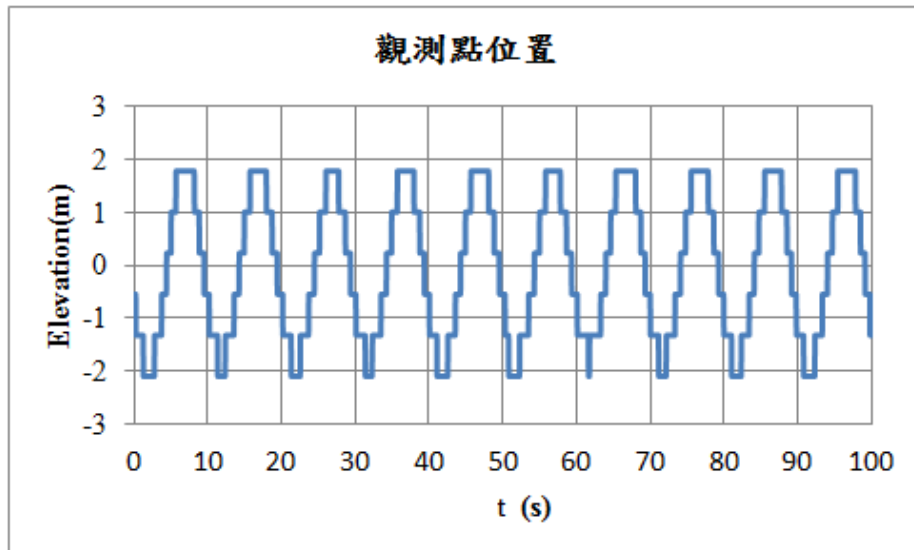


圖 3-30 Wave2 觀測點高度與時間之關係圖

第4章 浮體式風機數值計算



進行 BEM 程式之驗證以及討論後，顯示 BEM 程式之計算結果對於風機性能之快速評估是可接受的，此章節將探討風機於有縱搖運動狀況下性能變化之特徵，並進行浮體式風機數值模擬，計算內容將於下列各節介紹。

4.1 強制縱搖運動下風機性能計算

本節使用 3.2 節撰寫之傳統 BEM 程式並使用 2.3.4 項針對縱搖運動修正方法進行浮體式風機於縱搖運動下之性能計算。

由於後續計算之浮體式風機為遭受一線性波浪作用，並假設風機已達到強制運動(Forced motion)之狀況，即風機之縱搖運動頻率與外力作用之頻率相同。因此簡化浮體式風機之縱搖角速度 ω_p 為一正弦函數，如式(4-1)所示，並以右手定則定義繞風機局部座標系之 Y' 軸為正。

$$\omega_p = |\omega_p| \sin\left(\frac{2\pi t}{T}\right) \quad (4-1)$$

其中 $|\omega_p|$ 為縱搖角速度之振幅，T 為週期，並由縱搖角速度對時間之積分可得縱搖角度 θ_p ，如式(4-2)所示，以世界座標系之 Z 軸為基準依右手定則繞浮體風機之局部座標系之 Y' 軸為正。

$$\theta_p = -|\omega_p| \frac{T}{2\pi} \cos\left(\frac{2\pi t}{T}\right) + \bar{\theta}_p \quad (4-2)$$

其中 $\bar{\theta}_p$ 為平均縱搖角度，並將之設為 0。

由圖 4-1 之幾何關係可知縱搖角度與風機方位角之關係式為：

$$\psi_{wt} = \frac{\pi}{2} - \theta_p \quad (4-3)$$

下面將固定週期 $T=10s$ 針對不同縱搖角速度振幅 $|\omega_p|$ 進行縱搖運動下風機性能計算，計算之組數如表 4-1 所示。



表 4-1 縱搖運動下之計算組數

	$ \omega_p $ (Hz)	$ \theta_p $ (°)
Case1	0.001	0.091
Case2	0.002	0.182
Case3	0.003	0.274
Case4	0.004	0.365
Case5	0.005	0.456
Case6	0.006	0.547
Case7	0.007	0.638
Case8	0.008	0.730
Case9	0.009	0.821

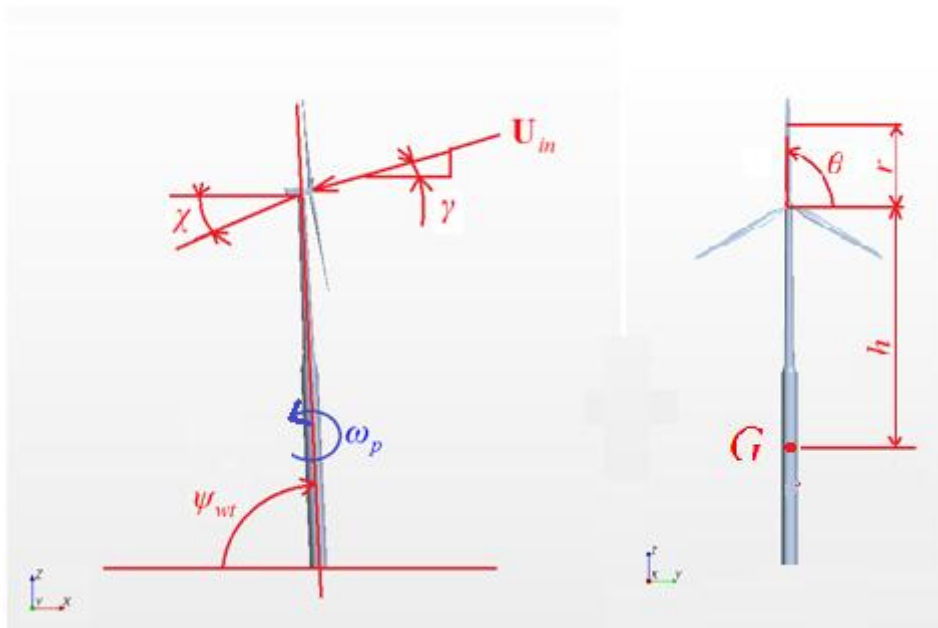


圖 4-1 BEM 對縱搖運動修正之參數示意圖

圖 4-2 為計算結果，其中以額定功率為上限之平均功率為考慮發電機組所能負荷之最大功率，並假設最大功率為額定功率，因此當風機所產生之功率高於最大功率時，仍然僅能產生額定功率。可以發現當縱搖角速度振幅 $|\omega_p|$ 增加時，額定



功率為上限之平均功率會呈線性下降，主因為縱搖角速度會導致相對入流速度 U_{in} 之軸向分量增加或減少，當 U_{in} 之軸向分量速度減少時由軸向動量元素理論可知轉子圓盤所能獲得之風能也會隨之減少。

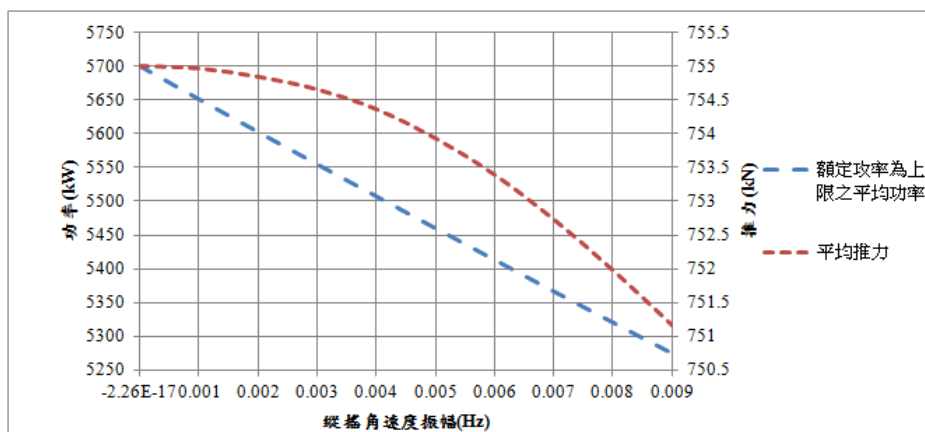


圖 4-2 不同縱搖角速度振幅之風機性能計算

下面以縱搖角速度振幅 $|\omega_p| = 0.005 \text{ Hz}$ 之計算結果詳細說明功率隨縱搖角速度改變之變化，如圖 4-3 所示，並定義下列參數：

$$\delta p = \frac{\text{縱搖運動下風機之功率}}{\text{額定功率}} - 1 \quad (4-4)$$

$$\delta T = \frac{\text{縱搖運動下風機之推力}}{\text{額定風速下之推力}} - 1 \quad (4-5)$$

BEM 方法計算額定功率值為 5700.6kW，額定風速下之推力為 755kN。

結果顯示當風機縱搖角速度為正，由式(2-115)可知相對入流速度向量 U_{in} 之軸向分量會降低，並且從圖 2-8 二維翼型速力圖可知入流角 φ 會因此減小，攻角也隨之下降，進而使得剖面產生之升力係數降低，因此風機之功率以及推力會隨之減少。同理，縱搖角速度為負時，相對入流速度向量 U_{in} 之軸向分量會增加，使得入流角 φ 之上升，因此攻角會隨之增大，翼型剖面可獲得更大之升力係數，因此風機之功率以及推力會增加。

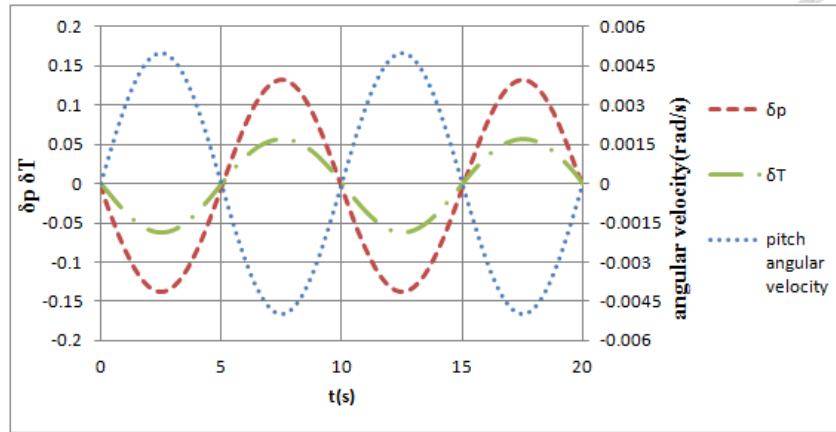


圖 4-3 BEM 計算風機於 $\omega_p = 0.005 \sin(\frac{2\pi t}{10})$ 之性能

由以上之計算結果可確定縱搖角速度振幅對風機發電量之影響呈現正相關，當風機於強制運動下並且縱搖運動振幅增加時會因軸向入流風速的降低而導致轉子平面所能獲得之風能減少。並做相同週期之函數變化。

4.2 繫錨力初始值計算

4.2.1 Spar 型浮體風機繫錨力初始值計算

OC3-Hywind 浮體風機之錨鍊系統參數如表 4-2 所示，OC3-Hywind 浮體平台共配置三條錨鍊進行系統之固定以避免平台之飄移，錨鍊與浮體平台之繫錨點位於水深 70m 以及半徑等於 5.2m 之圓柱形浮體之表面上，為了增加浮體平台之平擺剛性(Yaw Spring Stiffness)，因此將三條錨鍊平均分配於半徑 5.2m 之圓上，即各相隔 120° 、繫錨點以稱為 crowfoots(delta connections) 之三角型連接法，第一條錨鍊之繫錨點位於風機之下風處。

表 4-2 OC3-Hywind 錨鍊系統參數[32]

Number of Mooring Lines	3
Angle Between Adjacent Lines	120°
Depth to Anchors Below SWL (Water Depth)	320 m
Depth to Fairleads Below SWL	70.0 m
Radius to Anchors from Platform Centerline	853.87 m
Radius to Fairleads from Platform Centerline	5.2 m
Unstretched Mooring Line Length	902.2 m
Mooring Line Diameter	0.09 m
Equivalent Mooring Line Mass Density	77.707 kg/m
Equivalent Mooring Line Weight in Water	698.094 N/m
Equivalent Mooring Line Extensional Stiffness	384.243 MN
Additional Yaw Spring Stiffness	98.340 MNm/rad

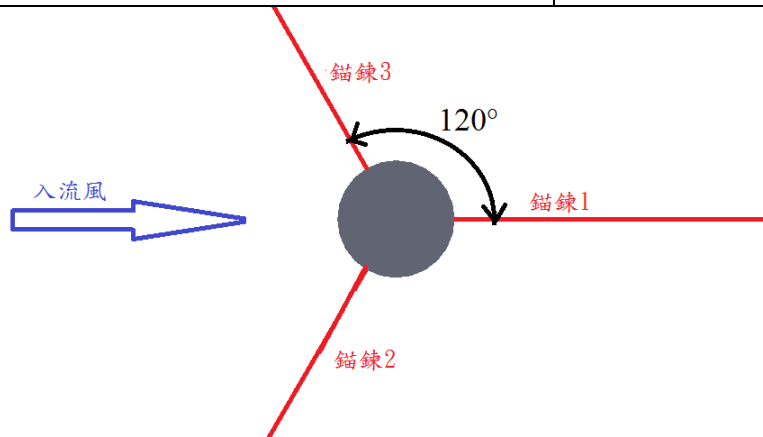


圖 4-4 OC3-Hywind 錨鍊系統之繫錨鍊配置圖

風機所受之錨繫力之計算方式如 2.3.3 項所述，步驟為先計算懸鍊線於初始狀態時之繫錨力，當浮體開始運動產生位移後再利用繫錨點之位移代入式(2-102)計算繫錨力變化量及下一時間步之繫錨力。本研究依據參考文獻[32]之錨鍊系統參數資料進行初始狀態之繫錨力計算，錨鍊之位置如圖 4-5 所示。

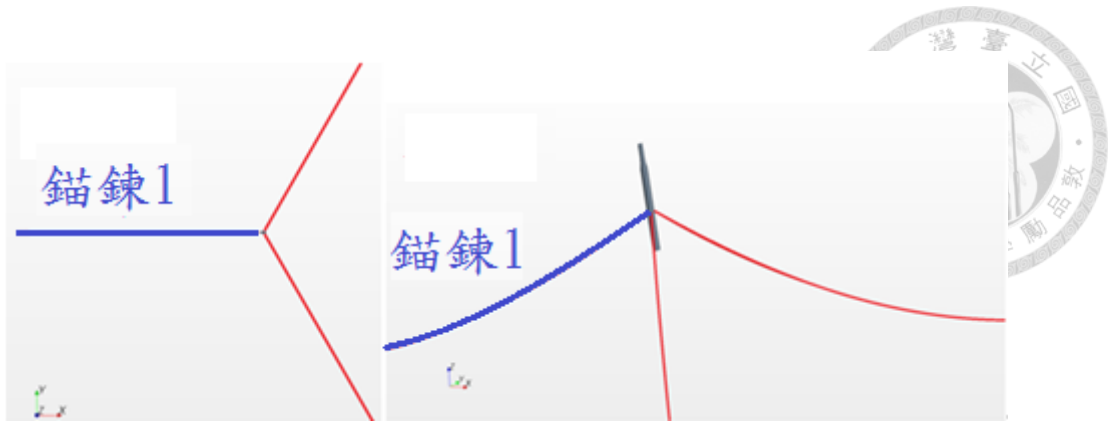


圖 4-5 Spar 浮體平台之錨鍊示意圖

初始狀態繫錨力之計算步驟如下：

- (1) 因參考文獻[32]並無提供錨錠點與懸鍊線長度之資訊，但以 FAST 軟體計算初始狀態時顯示三條錨鍊作用於 Spar 型浮體式風機之 z 方向合力為-1607kN，由於初始狀態為三條錨鍊平均分配作用力，因此 1 條錨鍊之 z 方向作用力 $= -1607/3 \approx 535.667$ kN，得初始狀態時錨鍊 1 於 x-z 平面上之垂向力 $T_v = 535.667$ kN。
- (2) 於初始狀態時繫錨點本身無位移，所以懸鍊線對 Spar 型浮體式風機之 z 方向作用力為自身之重力，因此可由垂向力 $T_v = w * Lc$ 之關係式得出懸鍊線抬離海床處之長度 $Lc = 535667 / 698.094 \approx 767.328$ m。

- (3) 可由式(2-101) $T_H = \frac{w(Lc^2 - V^2)}{2V}$ 計算繫錨點之水平力，並經由繫錨點位於水深 70m 與錨錠點位於水深 320m 之差求得繫錨點與海床之垂直距離 V，即 $V = 320 - 70 = 250$ ，因此初始狀態時錨鍊 1 於 x-z 平面上之繫錨點水平作用力

$$T_H = \frac{698.094(767.328^2 - 250^2)}{2 * 250} \approx 734.8 \text{ kN}。$$

- (4) 將繫錨點水平作用力 T_H 代入式(2-100)後整理可得懸鍊線抬離海床長度之水平

$$\text{投影量 } H = \frac{T_H}{w} \cosh^{-1} \left(1 + \frac{wV}{T_H} \right) = \frac{734800}{698.094} \cosh^{-1} \left(1 + \frac{698.094 * 250}{734800} \right) \approx 711.817 \text{ m}$$

由上述之步驟求得錨鍊 1 於初始狀態之相關參數如圖 4-6 所示。

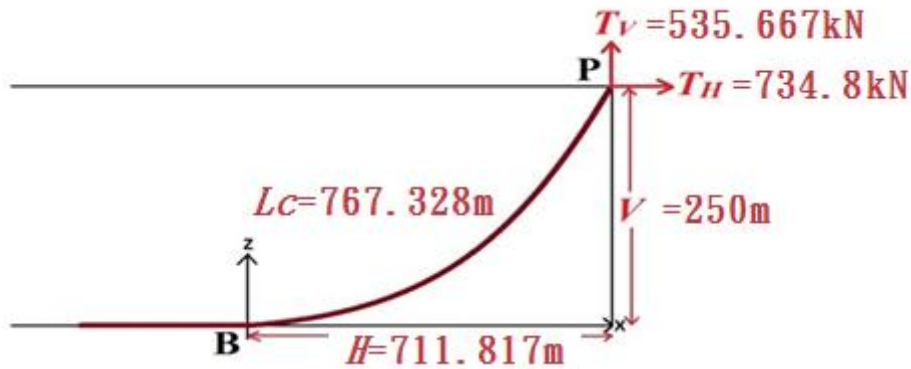


圖 4-6 Spar 型浮體式風機錨鍊 1 於初始狀態之參數值

- (5) 求得錨鍊 1 於自身 x-z 平面上之繫錨點垂直力 T_V 與繫錨點水平力 T_H 後，將其代入 x-z 平面與世界座標系的 X-Y-Z 之轉換關係，因此可得錨鍊 1 於世界座標系中之作用在繫錨點 1 上之力。由於錨鍊 1 之繫錨點於世界座標系之座標位置為 $(-5.2, 0, -70)$ m，因此 x-z 平面與世界座標系之 X-Z 平面為重疊，所以可得錨鍊 1 作用於 Spar 型浮體式風機之繫錨點上在 X 方向之作用力 $F_x = -T_H = -734.8$ kN，Y 方向之作用力 $F_y = 0$ kN，Z 方向之作用力 $F_z = -T_V = -535.667$ kN。
- (6) 由以上之步驟可求得錨鍊 1 作用於繫錨點 1 於世界座標系之 $F_x = -734.8$ kN、 $F_y = 0$ kN、 $F_z = -535.667$ kN。

因此可以相同之步驟求得錨鍊 2 與錨鍊 3 於繫錨點上之作用力。錨鍊 2 以及錨鍊 3 在其各自之 x-z 平面上之繫錨點水平力 T_H 與垂直力 T_V 亦分別為 734.8kN 與 535.667 kN，由繫錨點之幾何配置，如圖 4-6 所示，可知錨鍊 2 之 x-z 平面與世界座標系 X-Z 平面之夾角為 60° ，因此可得錨鍊 2 作用於 Spar 型浮體式風機之繫錨點上在 X 方向之作用力 $F_x = T_H \cos(60^\circ) \approx 367.4$ kN，Y 方向之作用力



$F_Y = T_H \sin(60^\circ) \approx 636.425 \text{ kN}$ ，Z 方向之作用力 $F_Z = -T_V = -535.667 \text{ kN}$ 。錨鍊 3 之

x-z 平面與世界座標系 X-Z 平面之夾角為 -60° ，因此可得錨鍊 2 作用於 Spar 型浮

體式風機之繫錨點上在 X 方向之作用力 $F_X = T_H \cos(-60^\circ) \approx 367.4 \text{ kN}$ ，Y 方向之作

用力 $F_Y = T_H \sin(-60^\circ) \approx -636.425 \text{ kN}$ ，Z 方向之作用力 $F_Z = -T_V = -535.667 \text{ kN}$ 。

由上述已知於初始狀態時三條錨鍊各別於繫錨點上之作用力，因此當浮體開始運動時可利用繫錨點位移求得繫錨力之變化量以及下一時間步之繫錨力，計算方式請參考式(2-102)至式(2-106)。

表 4-3 Spar 型浮體式風機於初始狀態之錨鍊系統狀態

	錨鍊 1	錨鍊 2	錨鍊 3
繫錨點座標(m)	(-5.2,0,-70)	(2.6,4.503,-70)	(2.6,-4.503,-70)
錨鍊自身 x-z 平面之 水平作用力 T_H 與 垂直作用力 T_V (kN)	$T_H = 734.800$ $T_V = 535.667$	$T_H = 734.800$ $T_V = 535.667$	$T_H = 734.800$ $T_V = 535.667$
世界座標系上之 錨繫點受力分量(kN)	$F_X = -734.800$ $F_Y = 0$ $F_Z = -535.667$	$F_X = 367.400$ $F_Y = 636.425$ $F_Z = -535.667$	$F_X = 367.400$ $F_Y = -636.425$ $F_Z = -535.667$
合力(kN)		$F_X = 0$ $F_Y = 0$ $F_Z = -1607.001$	
浮體風機整體 重心位置(m)		(0,0,-78.61)	

4.2.2 半潛型浮體風機繫錨力初始值計算

OC4 DeepCwind Semisubmersible 浮體式風機之錨鍊系統如表 4-4 所示，此錨鍊系統搭配 3 條錨鍊進行浮體式風機之固定，錨鍊與浮體平台之繫錨點位於水深 14m 並距浮體平台中心線之半徑 40.868m，三條錨鍊平均分配各相隔 120° ，第一

條錨鍊亦與 Spar 型相同位於下風處，如圖 4-7 所示。錨碇點位置於水深 200m 處，錨鍊線於未拉伸時總長度為 835.5m，於水中時單位長度之重量為 1065.26N/m。

表 4-4 OC4 DeepCwind Semisubmersible 浮體式風機之錨鍊系統

Number of Mooring Lines	3
Angle Between Adjacent Lines	120°
Depth to Anchors Below SWL (Water Depth)	200 m
Depth to Fairleads Below SWL	14 m
Radius to Anchors from Platform Centerline	837.6 m
Radius to Fairleads from Platform Centerline	40.868 m
Unstretched Mooring Line Length	835.5 m
Mooring Line Diameter	0.0766 m
Equivalent Mooring Line Mass Density	113.35 kg/m
Equivalent Mooring Line Weight in Water	1065.26 N/m
Equivalent Mooring Line Extensional Stiffness	753.6 MN

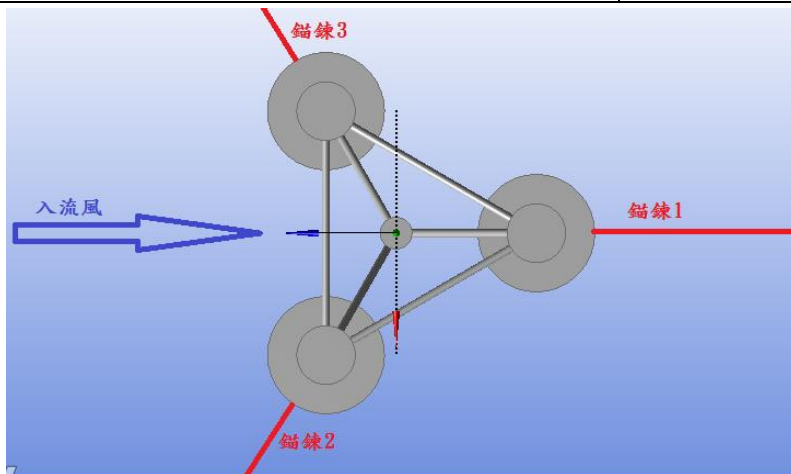


圖 4-7 OC4 DeepCwind Semisubmersible 錨鍊系統之繫錨鍊配置圖

錨鍊系統於初始狀態之參數計算過程如 4.2.1 所述，計算過後可得半潛型風機的懸鍊線於初始狀態下並在其 x-z 平面上之繫錨點水平力 $T_H = 848.8\text{kN}$ 與繫錨點垂直力 $T_V = 613\text{kN}$ ，依據錨鍊之 x-z 平面與浮體平台之連接角度可得繫錨力於世界座標系之 X-Y-Z 作用力，如表 4-5 所示。

表 4-5 半潛型浮體式風機於初始狀態之錨鍊系統狀態

	錨鍊 1	錨鍊 2	錨鍊 3
繫錨點座標 (m)	(-40.868, 0, -14)	(20.434, 35.393, -14)	(20.434, -35.393, -14)
錨鍊自身 x-z 平面之水平作 用力 T_H 與 垂直作用力 T_V (kN)	$T_H = 848.800$ $T_V = 613.000$	$T_H = 848.800$ $T_V = 613.000$	$T_H = 848.800$ $T_V = 613.000$
世界座標系上 之 錨繫點受力分 量(kN)	$F_X = -848.800$ $F_Y = 0$ $F_Z = -613.000$	$F_X = 424.400$ $F_Y = 735.082$ $F_Z = -613.000$	$F_X = 424.400$ $F_Y = -735.082$ $F_Z = -613.000$
合力(kN)	$F_X = 0$ $F_Y = 0$ $F_Z = -1839$		
浮體風機整體 重心位置(m)	(0,0,-9.9)		

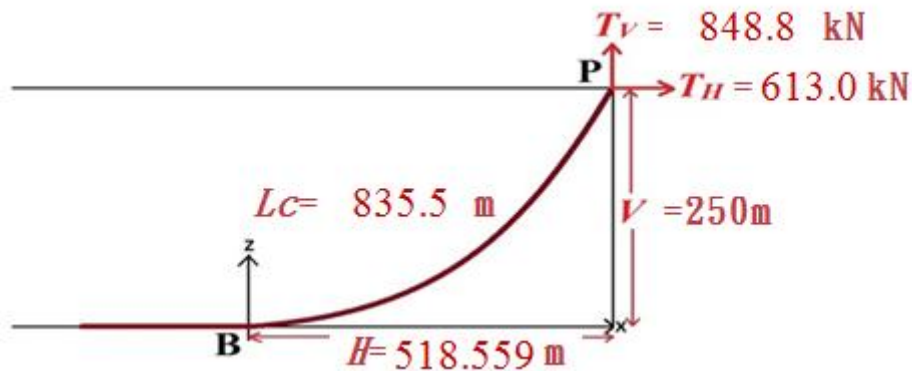


圖 4-8 半潛型浮體式風機錨鍊 1 於初始狀態之參數值



4.3 Mooring、BEM 與 RANS 耦合計算浮體風機受規則波作

用之性能

如 1.2 節所介紹，浮體式風機共有 4 種基本形式，而浮體式風機的效能與搭配之浮體平台有相當大的關係，因當平台遭受風、浪負荷時將產生運動，由 4.1 節之結果可知此運動狀態將改變風機轉子的入流速度，進而影響風機的發電量，然而目前對於何種浮體平台為最適合搭載風力機尚無明確的定論，故本研究將針對 Spar 型浮體式風力機與半潛型浮體式風力機於表 4-6 之風速與一階波浪參數進行數值模擬以探討兩種浮體平台之動態響應，組數 2 為將組數 1 之波高增加至波高波長比約為 $\frac{1}{30}$ ，因此將波高設定為 5.2m 週期為 10s；組數 3 目的為探討當週期縮短時，兩種浮體式風機的動態變化差異，因此設定週期為 8.4s 再以波高波長比約為 $\frac{1}{30}$ 可得波高約為 3.6m。

浮體式風機受風與波浪耦合下之風力使用 BEM 程式進行求解風機轉子所受推力 T 與功率 P ，波浪力則以 Star CCM+ 軟體進行流場模擬，當 Star CCM+ 計算浮體運動時則將 BEM 計算之推力、推力對重心產生之力矩、錨鍊力作用於浮體平台上再求解運動方程式，如此重複迭代至運動收斂，流程圖如圖 4-9 所示。

表 4-6 浮體式風力機計算之波浪參數

組數	風速(m/s)	波高 H (m)	週期 T (s)	波長 λ (m)	Δx (m)	Δt (s)
1	11.4	4.0	10.0	≈ 156	4.875	0.02
2	11.4	5.2	10.0	≈ 156	4.875	0.02
3	11.4	3.6	8.4	≈ 110	3.438	0.01

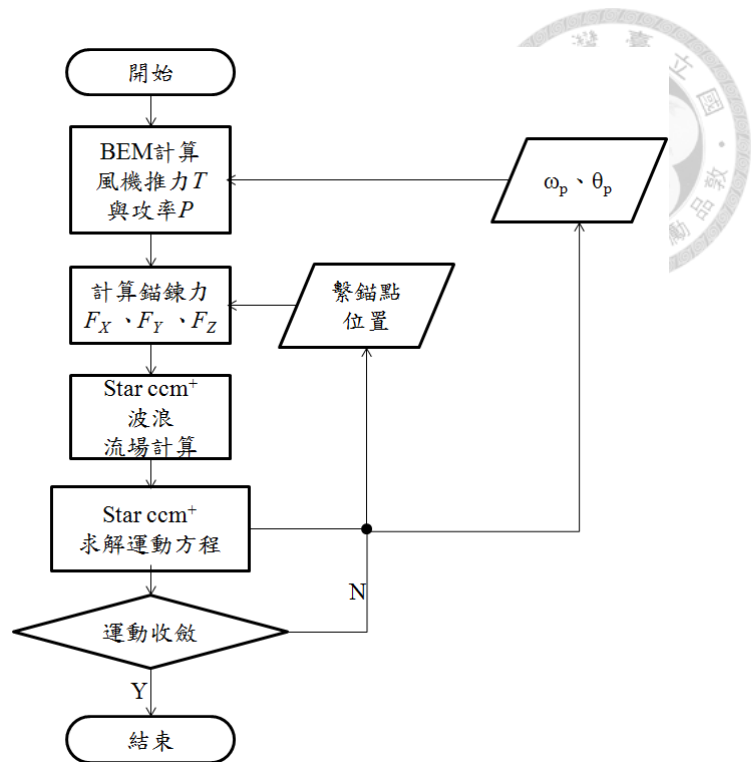


圖 4-9 BEM 與 RANS 耦合計算流程圖

4.3.1 流場範圍與邊界條件

浮體式風機之流場範圍如下：風機位於世界座標系之原點，外流場長度為波長之 4.5 倍波長，前方入流距風機為 1 倍之波長，壓力出口距風機 3.5 倍波長，外流場寬為 1.6 倍波長，深度為 180m，由於本研究模擬縱搖運動時會將計算域進行轉動，因此需加高流場高度，假設縱搖角度不超過 15° ，故將高度設定為 $180 + 3.5\lambda \times \tan(15^\circ)$ ，如表 4-7 所示。

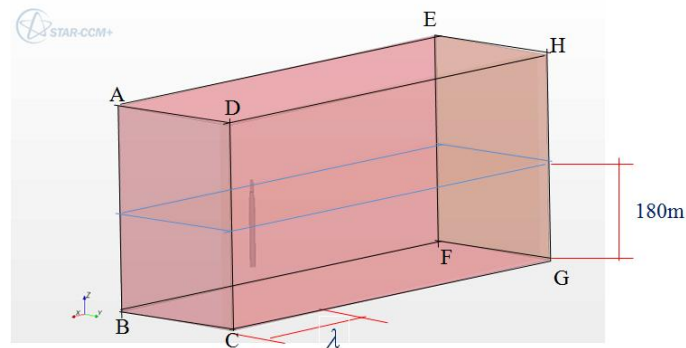


圖 4-10 浮體式風機流場示意圖



表 4-7 浮體式風機計算域空間

邊	長度
AD	1.6λ
AB	$180+3.5\lambda\times\tan(15^\circ)$
CG	4.5λ

而邊界條件設定如表 4-8 所示，將 □EFGH 設定為壓力出口邊界，其餘均設定為速度入流邊界，上下邊界設定為速度入流原因為當整個計算域旋轉時，為了保持前方有均勻且固定方向(-x 方向)之入流，而邊界條件之說明如下：

- (1) 速度入流邊界(Velocity Inlet)：在自由液面上方的空氣速度 $\mathbf{V}=(0,0)$ ，自由液面下方則為規則波浪，此波浪使用一階線性波(First Order Wave)，設定波浪傳遞方向、週期、波浪振幅，公式如下[25]：

$$v_h = \frac{H}{2} \omega e^{k_x z} \cos(k_x x - \omega_w t) \quad (4-6)$$

$$v_v = \frac{H}{2} \omega e^{k_x z} \sin(k_x x - \omega t) \quad (4-7)$$

$$\eta = \frac{H}{2} \cos(k_x x - \omega t) \quad (4-8)$$

其中 v_h 為水平速度， v_v 為垂向速度， η 為自由液面高度位置， H 為波高， k_x 為 x 方向的波數， z 為離自由液面之基準面距離， ω_w 為波浪頻率， T 為波浪週期， λ 為波長。

- (2) 壓力出口邊界(Pressure Outlet)：在壓力出口邊界設定壓力 $P_{specified}$ ，在自由液面上方 $P_{specified} = P_{atm}$ ；自由液面下方 $P_{specified} = P_{atm} + \rho g h$ ，其中 ρ 為流體密度， g 為重力加速度， h 為自由以面以下的水深位置。此外，為了減少此邊界發生回流之現象，此邊界實際出口之壓力設定值為 $P_{out} + \frac{1}{2} \rho |\mathbf{V}_n|^2 = P_{specified}$ ，其中 $P_{specified}$ 為邊界設定之壓力、 \mathbf{V}_n 為邊界上之法向速度，在此定義之下此邊界之



實際壓力 P_{out} ，是隨著不斷迭代而消除回流現象來確保數值之穩定性。

表 4-8 邊界條件設定

邊界條件	面
Velocity Inlet	ABCD
	ADHE
	ABFE
	DCGH
	DCGH
Pressure outlet	EFGH

4.3.2 網格佈置策略

浮體式風機於波浪狀態下進行數值模擬時，浮體平台周遭的網格佈置策略依照 3.4.1 項二維圓柱之結果進行佈置，亦即浮體平台中每個圓柱型之周長分為 200 等份，並且於圓柱後方進行跡流區加密。此外，為了抓取波浪傳遞現象，自由液面區域以 3.4.2 項純波浪驗證之結果，波長方向取 32 等份，且庫朗數 $\tau_x=0.064$ 之時間步進進行運算，網格佈置圖如圖 4-11 所示。

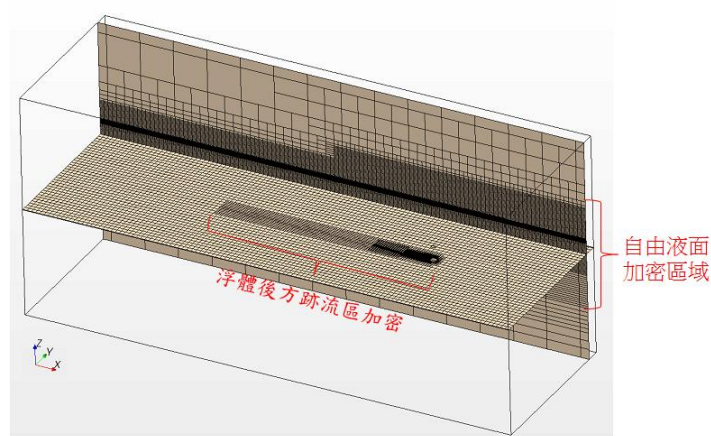


圖 4-11 浮體式風機之網格佈置策略



4.3.3 邊界條件驗證

本研究模擬的浮體式風機包括 Spar 型浮體式風機與半潛型浮體式風機，模擬時兩者使用之計算域大小均相等，而半潛型浮體式風機之幾何較大，因此若半潛型浮體式風機所設之邊界滿足邊界條件設定，Spar 型亦滿足。圖 4-12 顯示 \square ABFE 於浮體平台前方與後方之波高有些微的變化，另外從圖 4-13 可看到觀測點高度隨時間之變化幾乎與純波浪驗證時相同，因此認為 \square ABFE 滿足邊界條件之設定；圖 4-14 顯示自由液面下方絕對全壓隨著深度逐漸增加滿足靜水壓，因此認定滿足邊界條件之設定。

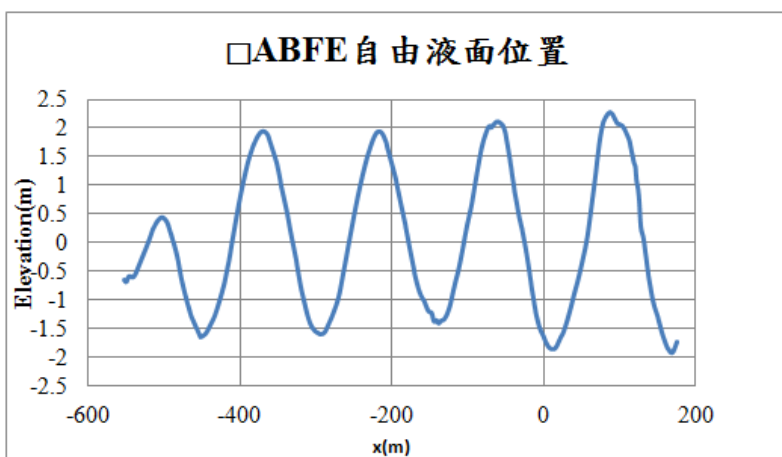


圖 4-12 半潛型風機計算邊界條件驗證圖

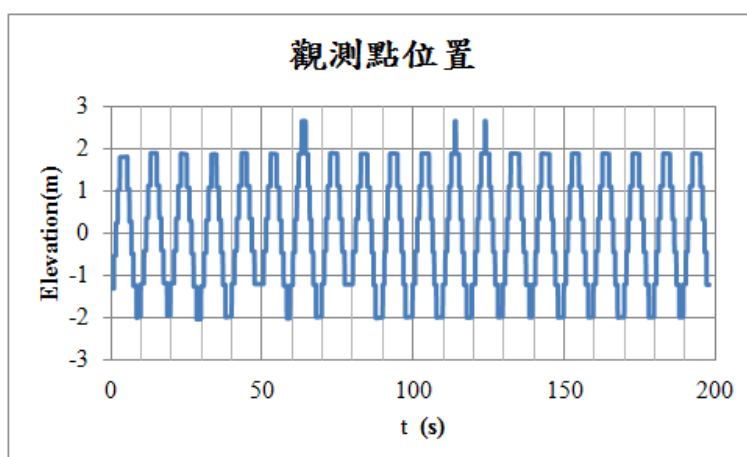


圖 4-13 半潛型風機計算觀測點高度隨時間變化圖

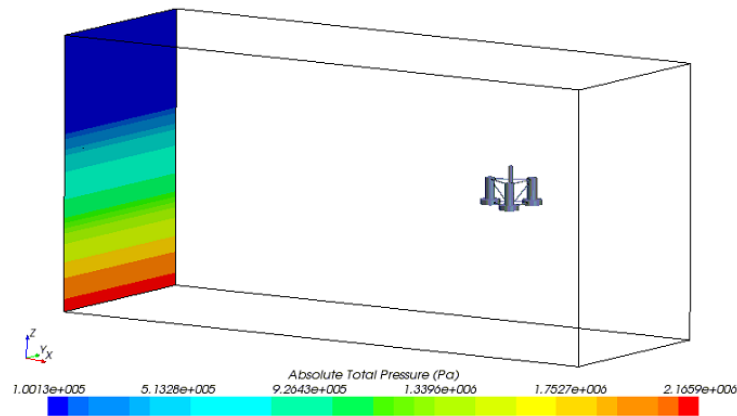


圖 4-14 半潛型風機計算壓力出口邊界條件驗證圖

4.3.4 Spar 型浮體風機於波高 4m 週期 10s 之計算

入射波為一階線性波，波浪參數為波高 4m 週期 10s，進行 Spar 型浮體式風機於縱搖運動下之計算，由圖 4-15 可以看到當開始計算時縱搖角速度 ω_p 急遽上升，主因為 Spar 型浮體風機受波浪與風力作用下開始運動，並且此時之運動為自然頻率為主要之影響。然而隨著計算時間的增加，物體之自然頻率效應逐漸減弱，即縱搖角速度變化週期與波浪週期相符，均為 10 s；且振幅維持定值。本研究取運動平均值與變化量時為截取風機於強制運動下之 3 個週期以上，並以梯形積分法 (Trapezoidal rule) 進行曲線下面積之計算再取週期下之平均值。

表 4-9 為 Spar 型浮體風機於 $H = 4 \text{ m}$ ， $T = 10 \text{ s}$ 之計算結果總整理，Spar 型浮體平台之平均縱搖角度為 0.1073 rad ，縱搖角度範圍為 $0.0966 \sim 0.1181 \text{ rad}$ ，平均縱搖角速度則為 -0.00029 Hz ，縱搖角速度週期變化之變動量為 $-0.00655 \sim 0.00645 \text{ Hz}$ 。風機轉子由縱搖角速度變化而造成之平均推力變化率 $\delta \bar{T} = -1.74\%$ ，而以考慮發電機實際運作情形之以額定功率為上限之功率變化率 $\delta \bar{p}_r = -6.83\%$ ，相關之計算方式如式(4-9)~式(4-11)。

$$\text{功率變動率 } \delta p = \frac{\text{縱搖運動下風機之功率}}{\text{額定功率}} - 1 \quad (4-9)$$

$$\text{推力變動率 } \delta T = \frac{\text{縱搖運動下風機之推力}}{\text{額定風速下之推力}} - 1 \quad (4-10)$$

$$\text{以額定功率為上限之功率變動率 } \delta p_r = \begin{cases} 0 & \text{for } \delta p > 0 \\ \delta p & \text{for } \delta p < 0 \end{cases} \quad (4-11)$$

以 BEM 方法計算額定功率值為 5700.6kW，額定風速下之推力為 755kN。

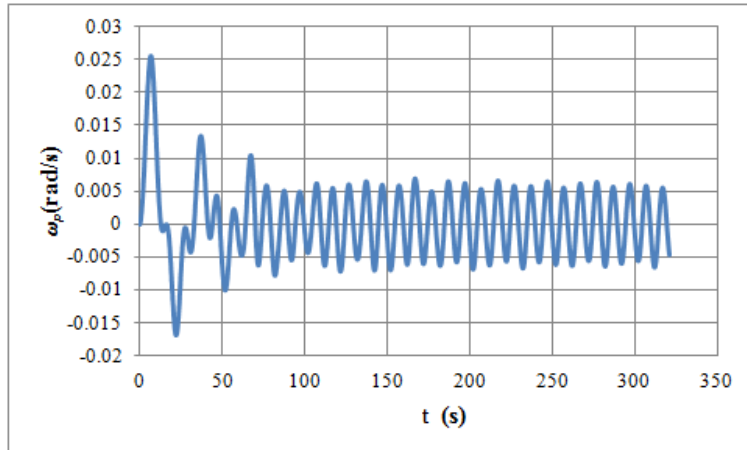


圖 4-15 Spar 型浮體風機於 H = 4 m，T = 10 s 之縱搖角速度與時間之關係圖

表 4-9 Spar 型浮體風機於 H = 4 m，T = 10 s 之計算結果

平均縱搖角度 $\bar{\theta}_p$ (rad)	0.1073
平均縱搖角速度(Hz)	-0.00029
縱搖角度範圍(rad)	0.0966~0.1181
縱搖角速度範圍(Hz)	-0.00655~0.00645
平均功率(kW)	5491.89
平均推力(kN)	742.07
δp 變化率	-0.351~0.394
δT 變化率	-0.198~0.117
平均功率變化率 $\delta \bar{p}$ (%)	-3.66
平均推力變化率 $\delta \bar{T}$ (%)	-1.71
$\delta \bar{p}_r$ (%)	-6.83



4.3.5 Spar 型浮體式風機於波高 5.2m 週期 10s 之計算

入射波為一階線性波，波浪參數為波高 5.2m，週期 10s，進行 Spar 型浮體式風機於縱搖運動下之計算，圖 4-16 可看到縱搖角速度 ω_p 已成週期性變化，週期為 10s，振幅變動亦不大，因此已達規則運動。表 4-10 為 Spar 型浮體風機於 H=5.2m，T=10s 之計算結果總整理，Spar 型浮體平台之平均縱搖角度為 0.1035rad，縱搖角度範圍為 0.0913~0.1161rad，平均縱搖角速度則 ≈ 0 Hz，縱搖角速度週期變化之變動率為 -0.00725~0.00741Hz，由於縱搖角速度變化造成之平均推力變化率 $\delta \bar{T} = -3.83\%$ ，而以考慮發電機實際運作情形之以額定功率為上限之功率變化率 $\delta \bar{p}_r = -6.78\%$ 。

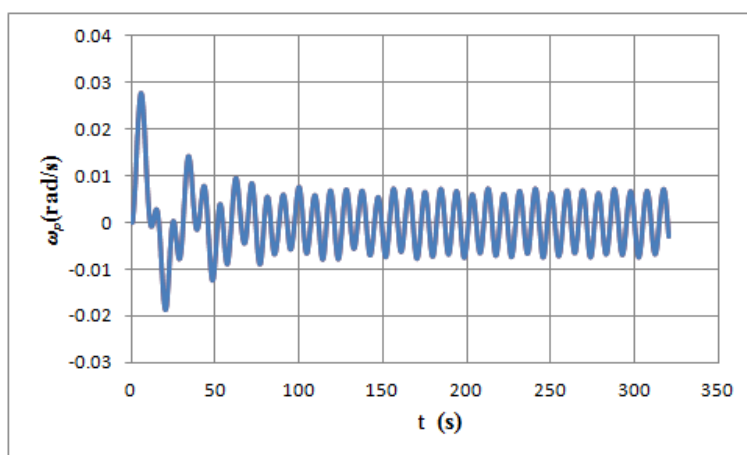
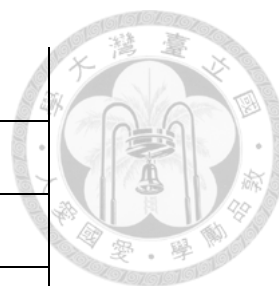


圖 4-16 Spar 型浮體式風機於 H=5.2m，T=10s 之之縱搖角速度與時間之關係圖

表 4-10 Spar 型浮體風機於 H=5.2m，T=10s 之計算結果

平均縱搖角度 $\bar{\theta}_p$ (rad)	0.1035
平均縱搖角速度(Hz)	≈ 0
縱搖角度範圍(rad)	0.0913~0.1161
縱搖角速度範圍(Hz)	-0.00725~0.00741
平均功率(kW)	5568.63
平均推力(kN)	726.06



δp 變化率	-0.204~0.165
δT 變化率	-0.118~0.036
平均功率變化率 $\delta \bar{p}$ (%)	-2.31
平均推力變化率 $\delta \bar{T}$ (%)	-3.83
$\delta \bar{p}_r$ (%)	-6.78

4.3.6 Spar 型浮體式風機於波高 3.6m 週期 8.4s 之計算

入射波為一階線性波，波浪參數為波高 3.6m，週期 8.4s，進行 Spar 型浮體式風機於縱搖運動下之計算，圖 4-17 可看到縱搖角速度 ω_p 已成週期性變化，同樣已達穩態時的運動情形。表 4-11 為 Spar 型浮體風機於 $H=3.6\text{m}$ ， $T=8.4\text{s}$ 之計算結果總整理，Spar 型浮體平台之平均縱搖角度為 0.107rad ，縱搖角度範圍為 $0.1014\sim 0.1129\text{rad}$ ，平均縱搖角速度則為 $\approx 0\text{Hz}$ ，縱搖角速度週期變化之變動量為 $-0.00425\sim 0.00410\text{Hz}$ ，由於縱搖角速度變化造成之平均推力變化率 $\delta \bar{T} = -1.62\%$ ，而以考慮發電機實際運作情形之以額定功率為上限之功率變化率 $\delta \bar{p}_r = -3.64\%$ 。

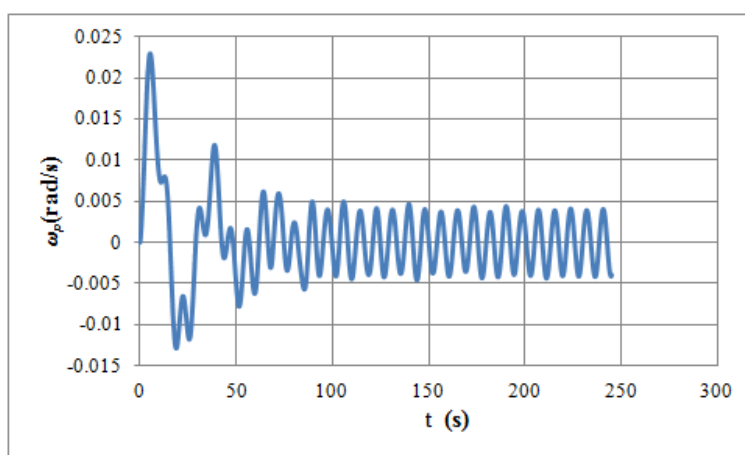


圖 4-17 Spar 型浮體風機於 $H=3.6\text{m}$ ， $T=8.4\text{s}$ 之之縱搖角速度與時間之關係圖

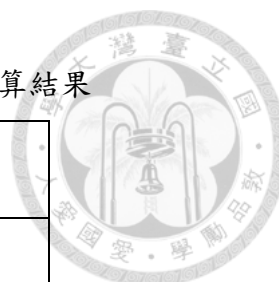


表 4-11 Spar 型浮體風機於 H=3.6m，T=8.4s 之計算結果

平均縱搖角度 $\bar{\theta}_p$ (rad)	0.1072
平均縱搖角速度(Hz)	≈ 0
縱搖角度範圍(rad)	0.1014~0.1129
縱搖角速度範圍(Hz)	-0.00425~0.00410
平均功率(kW)	5680.72
平均推力(kN)	742.77
δp 變化率	-0.112~0.109
δT 變化率	-0.064~0.031
平均功率變化率 $\delta \bar{p}$ (%)	-0.35
平均推力變化率 $\delta \bar{T}$ (%)	-1.62
$\delta \bar{p}_r$ (%)	-3.64

4.3.7 半潛型浮體風機於波高 4m 週期 10s 之計算

入射波為一階線性波，波浪參數為波高 4m，週期 10s，進行半潛型浮體風機於縱搖運動下之計算，圖 4-18 可看到縱搖角速度 ω_p 已成週期性變化，規則變動之週期為 10s，因此已達規則運動之條件。表 4-12 為半潛型浮體風機於 H=4m，T=10s 之計算結果總整理，半潛型浮體平台之平均縱搖角度為 0.0809rad，縱搖角度變化範圍為 0.0693~0.0924rad，平均縱搖角速度則為約為 0Hz，縱搖角速度週期變化之變動量為-0.00712~0.00690Hz，由於縱搖角速度變化造成之平均推力變化率 $\delta \bar{T} = -2.06\%$ ，而以考慮發電機實際運作情形之以額定功率為上限之功率變化率 $\delta \bar{p}_r = -3.50\%$ 。

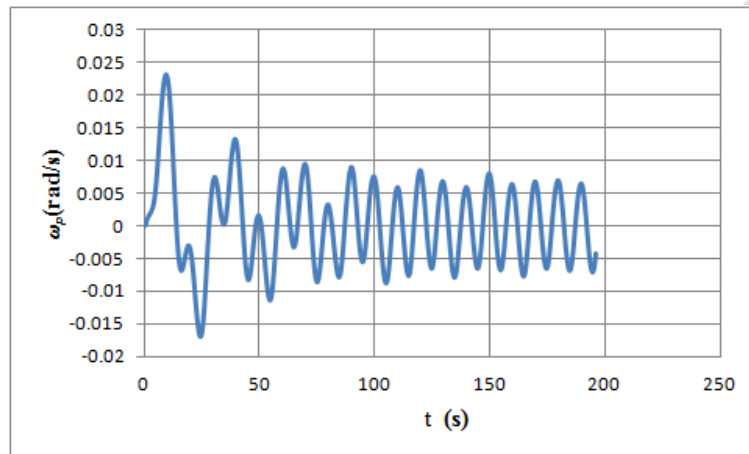


圖 4-18 半潛型浮體式風機於 $H = 4 \text{ m}$ ， $T = 10 \text{ s}$ 縱搖角速度與時間之關係圖

表 4-12 半潛型浮體式風機於 $H = 4 \text{ m}$ ， $T = 10 \text{ s}$ 之計算結果

平均縱搖角度 $\bar{\theta}_p$ (rad)	0.0809
平均縱搖角速度(Hz)	≈ 0
縱搖角度範圍(rad)	0.0693~0.0924
縱搖角速度範圍(Hz)	-0.00712~0.00690
平均功率(kW)	5691.66
平均推力(kN)	739.48
δp 變化率	-0.109~0.111
δT 變化率	-0.067~0.026
平均功率變化率 $\delta \bar{p}$ (%)	-0.16
平均推力變化率 $\delta \bar{T}$ (%)	-2.06
$\delta \bar{p}_r$ (%)	-3.50



4.3.8 半潛型浮體風機於波高 5.2m 週期 10s 之計算

入射波為一階線性波，波浪參數為波高 5.2m，週期 10s，進行半潛型浮體風機於縱搖運動下之計算，圖 4-19 可看到縱搖角速度 ω_p 已成週期性變化，規則變動之週期為 10s，因此已達規則運動之條件。表 4-13 為半潛型浮體風機於 $H=5.2m$ ， $T=10s$ 之計算結果總整理，半潛型浮體平台之平均縱搖角度為 0.0815rad，縱搖角度範圍為 0.0688~0.0942rad，平均縱搖角速度則為 $\approx 0Hz$ ，縱搖角速度週期變化之變動量為 -0.0079~0.00771Hz，由於縱搖角速度變化造成之平均推力變化率 $\delta\bar{T} = -1.25\%$ ，而以考慮發電機實際運作情形之以額定功率為上限之功率變化率 $\delta\bar{p}_r = -4.15\%$ 。

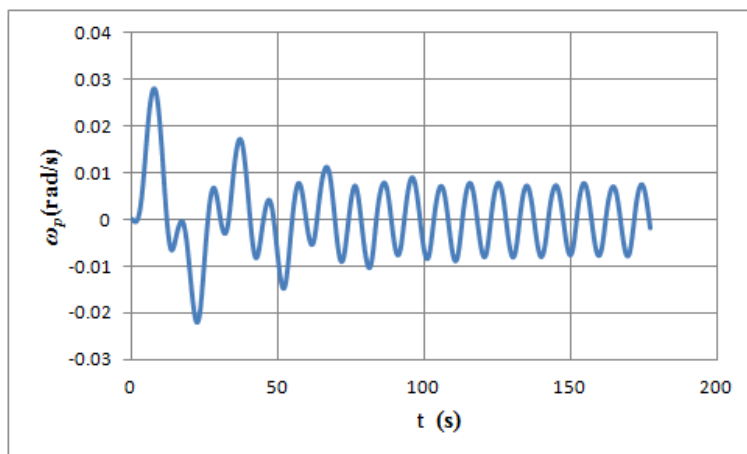
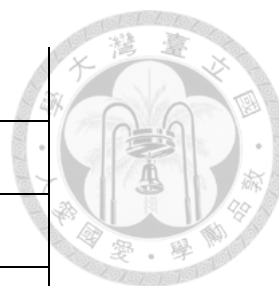


圖 4-19 半潛型浮體式風機於 $H=5.2m$ ， $T=10s$ 縱搖角速度與時間之關係圖

表 4-13 半潛型浮體式風機於 $H=5.2m$ ， $T=10s$ 之計算結果

平均縱搖角度 $\bar{\theta}_p$ (rad)	0.0815
平均縱搖角速度(Hz)	≈ 0
縱搖角度範圍(rad)	0.0688~0.0942
縱搖角速度範圍(Hz)	-0.00792~0.00771
平均功率(kW)	5681.26
平均推力(kN)	745.54
δp 變化率	-0.125~0.126



δT 變化率	-0.067~0.042
平均功率變化率 $\delta \bar{p}$ (%)	-0.34
平均推力變化率 $\delta \bar{T}$ (%)	-1.25
$\delta \bar{p}_r$ (%)	-4.15

4.3.9 半潛型浮體風機於波高 3.6m 週期 8.4s 之計算

一階線性入射波之波高 3.6m，週期 8.4s，進行半潛型浮體風機於縱搖運動下之計算，圖 4-20 顯示縱搖角速度 ω_p 於 150s 後已成週期性變化，規則變動之週期為 8.4s，因此已達規則運動之條件。表 4-14 為半潛型浮體風機於 $H=3.6\text{m}$ ， $T=8.4\text{s}$ 之計算結果總整理，半潛型浮體平台之平均縱搖角度為 0.0791rad ，縱搖角度範圍為 $0.0692\sim 0.0882\text{rad}$ ，平均縱搖角速度則為 $\approx 0\text{Hz}$ ，縱搖角速度週期變化之變動量為 $-0.00604\sim 0.00584\text{Hz}$ ，由於縱搖角速度變化造成之平均推力變化率 $\delta \bar{T} = -3.18\%$ ，而以考慮發電機實際運作情形之以額定功率為上限之功率變化率 $\delta \bar{p}_r = -4.07\%$ 。

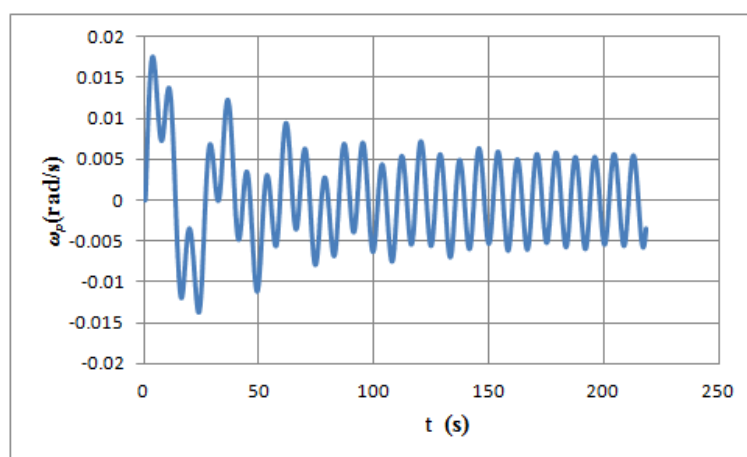


圖 4-20 半潛型浮體式風機於 $H=3.6\text{m}$ ， $T=8.4\text{s}$ 縱搖角速度與時間之關係圖

表 4-14 半潛型浮體式風機於 H=3.6m，T=8.4 s 之計算結果

平均縱搖角度 $\bar{\theta}_p$ (rad)	0.0791
平均縱搖角速度(Hz)	≈ 0
縱搖角度範圍(rad)	0.0692~0.0882
縱搖角速度範圍(Hz)	-0.00604~0.00584
平均功率(MW)	5566.48
平均推力(kN)	730.99
δp 變化率	-0.113~0.072
δT 變化率	-0.070~0.008
平均功率變化率 $\delta \bar{p}$ (%)	-2.35
平均推力變化率 $\delta \bar{T}$ (%)	-3.18
$\delta \bar{p}_r$ (%)	-4.07

4.4 浮體式風機於縱搖運動下數值驗證

為了驗證本研究耦合 BEM 與 CFD 軟體計算浮體式風機於縱搖運動下計算之定性分析，將與參考文獻[19]之數值模擬結果進行比對，如表 4-15 所示。參考文獻於風力與波浪均使用 CFD 軟體計算，但其計算尚未滿足強制運動狀態，亦即自然頻率對運動所佔比例仍然可觀，因此利用 FFT 進行運動之頻域分析，進而評估浮體式風機單純受波浪作用下之結果。而本研究於計算風機受力使用 BEM 程式，波浪力使用 CFD 軟體，並於模擬時均達到強制運動之條件。比對結果顯示於 Spar 型浮體式風機之模擬差異較大，由於縱搖角度主要由風機轉子推力貢獻，因此推估平均縱搖角度差異主要來源可能為本研究之 BEM 程式所計算之推力曲線與參考文獻不盡相同。

雖然本研究與文獻針對 Spar 型浮體風機與半潛型浮體風機於縱搖運動下之計算結果有所差異，但認為本研究之耦合 BEM 與 CFD 方法可應用於兩種浮體平台之定性比較，且本研究與 CFD 相比能夠更快速達成評估風機性能之目的。

表 4-15 浮體式風機於縱搖運動下模擬結果比較

	本研究	參考文獻[19]	本研究	參考文獻[19]
模擬軟體	BEM(氣動力) + Star CCM+ (水動力)	Star CCM+ (氣動力、水動力)	BEM(氣動力) + Star CCM+ (水動力)	Star CCM+ (氣動力+水動力)
風機	NREL 5MW	NREL 5MW	NREL 5MW	NREL 5MW
浮體平台	Spar	Spar	Semisubmersible	Semisubmersible
入流風條件	均勻風 11.4m/s 風向角 0 度	均勻風 11.4m/s 風向角 0 度	均勻風 11.4m/s 風向角 0 度	均勻風 11.4m/s 風向角 0 度
波浪條件	一階線性規則波 波高 4m 週期 10s 波向角 0 度	一階線性規則波 波高 4m 週期 10s 波向角 0 度	一階線性規則波 波高 4m 週期 10s 波向角 0 度	一階線性規則波 波高 4m 週期 10s 波向角 0 度
運動自由度	縱搖	縱搖	縱搖	縱搖
縱搖角度範圍 (rad)	0.0966~0.1181	0.0698~0.1157	0.0693~0.0924	0.0595~0.0862
平均縱搖角度 $\bar{\theta}_p$ (rad)	0.1073	0.0965	0.0809	0.0729
$\delta\bar{p}_r$ (%)	-6.83	-8.85	-3.50	-4.08



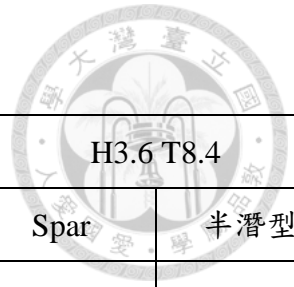
4.5 浮體式風機於縱搖運動下之比較

4.5.1 Spar 型與半潛型浮體平台差異

本研究進行三種波浪參數下之 Spar 型浮體風機與半潛型浮體風機於開放縱搖運動下之模擬，綜合分析如表 4-16 所示。由表 4-16 可知改變波浪參數但固定入流風速為 11.4m/s 時，Spar 型浮體式風機其平均縱搖角度 $\bar{\theta}_p$ 均約為 0.10rad；半潛型浮體式風機平均縱搖角度 $\bar{\theta}_p$ 約為 0.08rad，因此可知平均縱搖角度為轉子受入流風產生之推力造成，而半潛型浮體式風機之平均縱搖角度相較於 Spar 型浮體式風機小之原因在於：半潛型浮體式風機之初始扶正力臂較大，Spar 型浮體式風機之初始扶正力臂較小，因此抵抗外力時必須增加縱搖角度產生較大的扶正力臂，亦增加扶正力矩。故半潛型浮體式風機之平均縱搖角度較小。第 4.1 節計算風機於強制縱搖運動下性能時可知功率與推力的參數有 $|\omega_p|$ 與 $\bar{\theta}_p$ ，雖然表 4-16 顯示半潛型浮體風機因水線面積較大而受波浪作用產生之 $|\omega_p|$ 亦較大，但其較小之平均縱搖角度 $\bar{\theta}_p$ 之優點克服較大之 $|\omega_p|$ ，使半潛型浮體式風機於波高 4m 週期 10s 下 $\delta\bar{p}_r$ 優於 Spar 型浮體式風機。

此外，由表 4-16 可知當入射波參數為波高 3.6m 週期 8.4s 時 Spar 型浮體式風機之 $\delta\bar{p}_r$ 優於半潛型浮體式風機，主因在於入射波週期為 8.4s 其對應波長約為 110m，此波長約為半潛型浮體平台之特徵長度的 1.6 倍；特徵長度計算方法為與入射波同方向(x 方向)之長度=12+12+50sin(60°)，波長與特徵長度較相近時將誘導出較大之縱搖角速度振幅 $|\omega_p|$ ，由 4.1 計算結果可知縱搖角速度振幅增加時 $\delta\bar{p}_r$ 將會減小，且半潛型浮體式風機較小 $\bar{\theta}_p$ 之優點已無法抵抗較大之縱搖角速度振幅產生的劣勢。

表 4-16 各波浪參數之模擬結果比較



波浪參數	H4 T10		H5.2 T10		H3.6 T8.4	
	Spar	半潛型	Spar	半潛型	Spar	半潛型
浮體平台	Spar	半潛型	Spar	半潛型	Spar	半潛型
平均縱搖角度(rad)	0.1073	0.0809	0.1035	0.0815	0.1072	0.0791
縱搖角度範圍(rad)	0.0966~	0.0693~	0.0913~	0.0688~	0.1014~	0.0692~
	0.1181	0.0924	0.1161	0.0942	0.1129	0.0882
縱搖角速度範圍(Hz)	-0.00655~	-0.00712~	-0.00725~	-0.00792~	-0.00425~	-0.00604~
	0.00645	0.00690	0.00741	0.00771	0.00410	0.00584
平均功率(kW)	5491.89	5691.66	5568.63	5681.26	5680.72	5566.48
平均推力(kN)	742.07	739.48	726.06	745.54	742.77	730.99
δp 變化率	-0.351~	-0.109~	-0.204~	-0.125~	-0.112~	-0.113~
	0.394	0.111	0.165	0.126	0.109	0.072
δT 變化率	-0.198~	-0.067~	-0.118~	-0.067~	-0.064~	-0.070~
	0.117	0.026	0.036	0.042	0.031	0.008
$\delta \bar{p}$ (%)	-3.66	-0.16	-2.31	-0.34	-0.35	-2.35
$\delta \bar{T}$ (%)	-1.71	-2.06	-3.83	-1.25	-1.62	-3.18
$\delta \bar{p}_r$ (%)	-6.83	-3.50	-6.78	-4.15	-3.64	-4.07

圖 4-21 與圖 4-22 為浮體式風機於波高 3.6m，週期 8.4s 之受力分析。其中氣動力力矩為風機轉子受風作用產生推力並對重心產生縱搖力矩；水動力包括波浪力以及系統之回復力矩。圖中可發現氣動力力矩作用方向與水動力力矩方向相反，氣動力對整個系統產生正力矩，使系統產生正的縱搖角度；水動力力矩主要為抵

抗系統產生縱搖角度並使之恢復平衡，故為負的縱搖力矩。然而氣動力力矩與縱搖角速度相關，縱搖角速度產生變化即使氣動力之入流速度向量改變，進而改變轉子推力與發電量，如 4.1 節所述。因此可得知當浮體式風機遭受風與波浪作用時波浪使浮體式風機產生縱搖運動，運動產生風機性能改變，但此推力對運動之變化相當微小，因總縱搖力矩之振幅主要是要由水動力貢獻，其中水動力約占 99%；氣動力為 1%，錨鍊力幾乎不影響縱搖運動。Spar 型浮體式風機之氣動力縱搖力矩較大之原因在於其轉子受推力後對於重心作用力臂較長，故 Spar 型浮體式風機氣動力縱搖力矩較半潛型浮體式風機大。

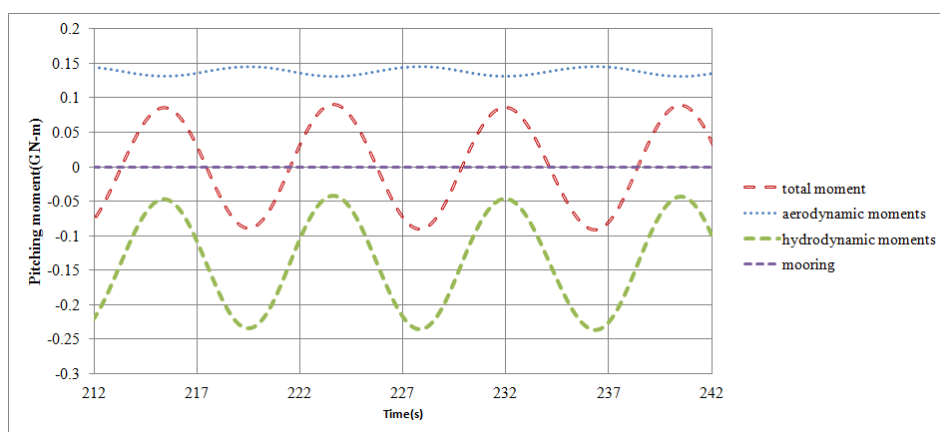


圖 4-21 Spar 型浮體式風機於波高 3.6m，週期 8.4s 力矩分析

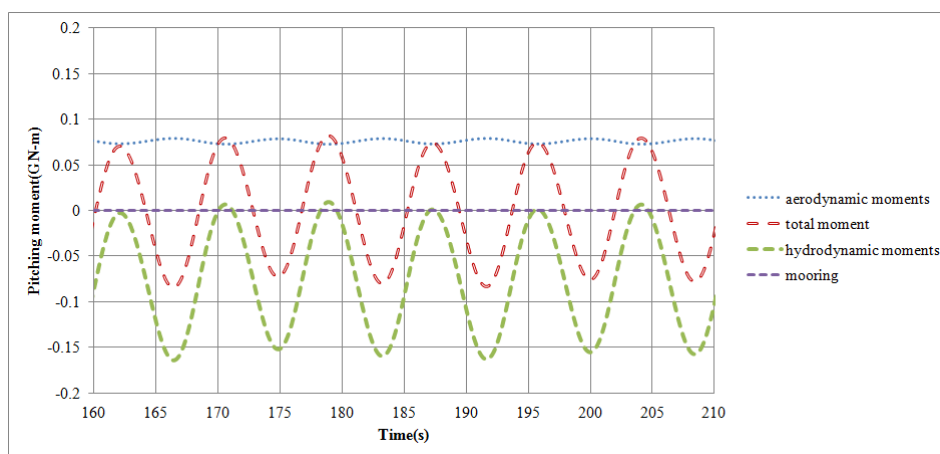


圖 4-22 半潛型浮體式風機於波高 3.6m，週期 8.4s 力矩分析



4.5.2 波高對浮體式風機之影響

藉由快速複利葉轉換(Fast Fourier Transfer, FFT)分析浮體結構物與波浪參數之關係，探討不同波浪參數下結構物受波浪負荷之振幅，由參考文獻[19]顯示當 Spar 型浮體風機與半潛型浮體風機遭受波高 4m 週期 10s 之波浪時 Spar 型浮體風機受波浪之作用比例較小，原因在於 Spar 型浮體平台其結構物為細長型，且水線面積較小，故受波浪作用亦較小；當固定週期 10s 並增加波高至 5.2m 時，兩種浮體式風機之運動均加劇產生較大的縱搖角速度振幅 $|\omega_p|$ ，使 $\delta\bar{p}_r$ 下降耗損更多的功率。但 Spar 型浮體式風機之 $\delta\bar{p}_r$ 不減反小幅增加，原因在於計算過後其平均縱搖角度 $\bar{\theta}_p$ 較小，此結果更顯示較小的 $\bar{\theta}_p$ 能減少功率的損失。

4.5.3 固定波浪陡峭度波高對浮體式風機之影響

本研究針對波浪陡峭度約為 $\frac{1}{30}$ 進行兩個組數的計算，分別為波高 5.2m，週期 10s 與波高 3.6m，週期 8.4s。此兩種組數之計算結果以 FFT 進行波浪對縱搖角速度影響的振幅如圖 4-23 至圖 4-26 所示。顯示此兩種波浪參數下 Spar 型浮體風機之縱搖角速度振幅受波浪影響較半潛型浮體風機小。當 Spar 型浮體風機與半潛型浮體風機遭受波高波長比約為 $\frac{1}{30}$ 之波浪參數時，故於相同陡峭之波浪參數變動波高時，Spar 型浮體風機的縱搖角速度振幅與半潛型之縱搖角速度受波浪影響之放大倍率均相同，以本研究之結果為例，當波浪參數由波高 3.6m 週期 8.4s 增加至波高 5.2m 週期 10s 時 Spar 型浮體風機受波浪作用之縱搖角速度振幅由 $4*10^{-3}$ Hz 放大至 $6*10^{-3}$ Hz；半潛型受波浪作用之縱搖角速度振幅由 $5*10^{-3}$ Hz 放大至 $7.5*10^{-3}$ Hz，放大倍率均為 1.5 倍與兩種波浪參數之波高倍率相似，可得相同入流風速與波浪陡峭程度下縱搖角速度變化與波高變化呈現高度相關，因此於相同波高波長比下可將縱搖角速度系統視為線性系統，且為波高倍率之函數。由於平均縱搖角速為入流風速造成，於額定風速下 Spar 型浮體式風機受風作用之平均縱搖角度約為

0.10rad；半潛型浮體式風機之平均縱搖角度為 0.08rad，此外縱搖角速度為波高之函數推估於波高波長比為 $\frac{1}{30}$ 下其每一時刻之縱搖角速度與縱搖角度，故可將平均縱搖角度與縱搖角速度及縱搖角度直接輸入至 BEM 程式進行浮體式風機於強制運動下之性能計算。

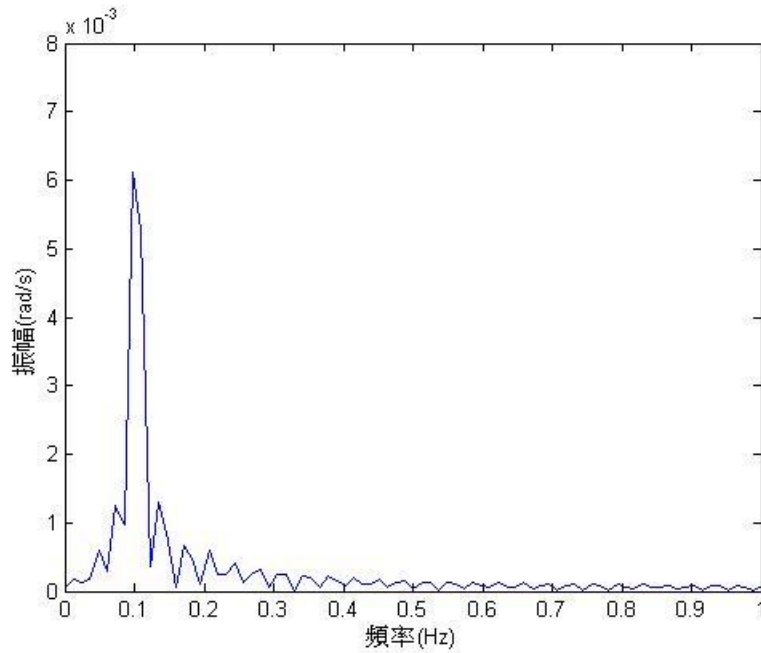


圖 4-23 Spar 型浮體風機於波高 5.2m 週期 10s 下縱搖角速度振幅與頻率關係圖

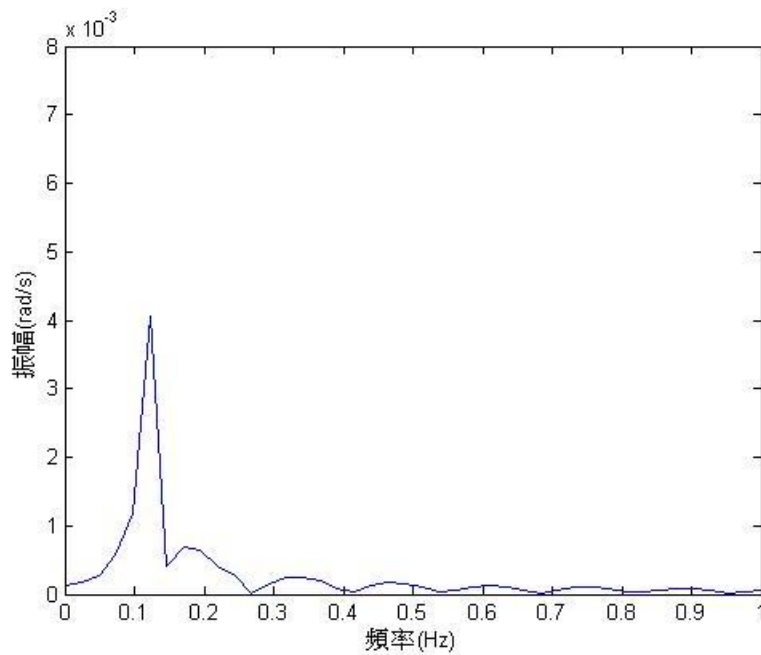


圖 4-24 Spar 型浮體風機於波高 3.6m 週期 8.4s 下縱搖角速度振幅與頻率關係圖

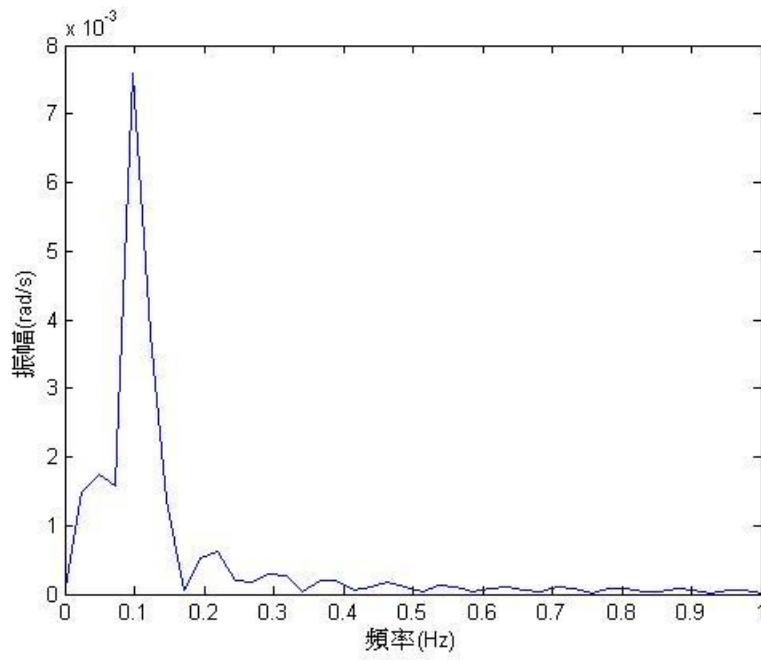
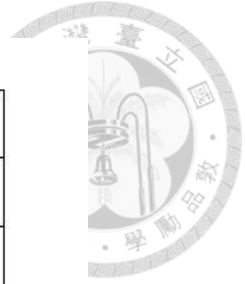


圖 4-25 半潛型浮體風機於波高 5.2m 週期 10s 下縱搖角速度振幅與頻率關係圖

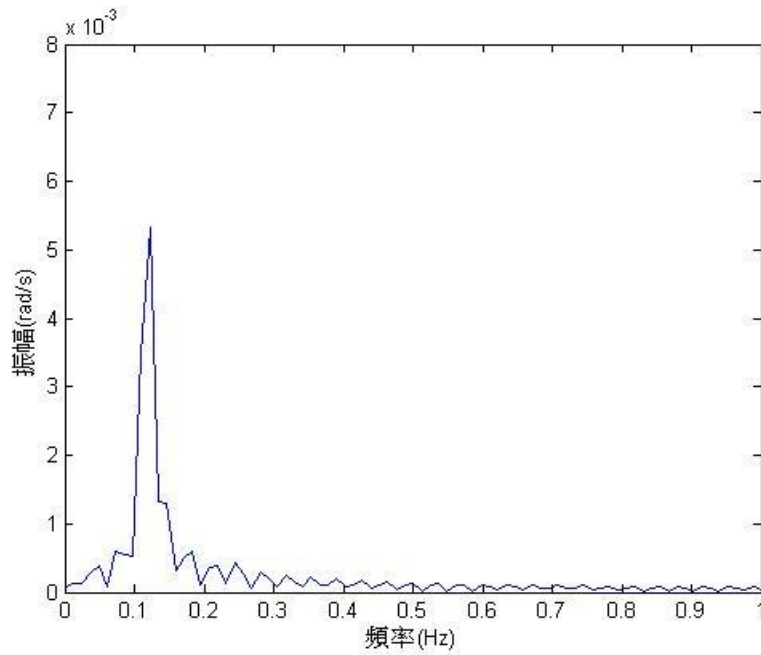


圖 4-26 半潛型浮體風機於波高 3.6m 週期 8.4s 下縱搖角速度振幅與頻率關係圖



4.5.4 浮體式風機之適用範圍

本研究以線性波且假設浮體式風機之六自由度為獨立，並僅探討縱搖運動對風機性能之影響，綜合 4.5.1 節至 4.5.3 節之討論可得知半潛型浮體式風機雖然受波浪影響較大但因平均縱搖角度較小，故入射波波長較長時 $\overline{\delta p}_r$ 平均功率耗損率較 Spar 型浮體式風機小。但入射波波長接近半潛型浮體式風機之特徵長度時，將誘發更大的縱搖角速度振幅，且較小的平均縱搖角度已無法克服劣勢，故 Spar 型之 $\overline{\delta p}_r$ 平均功率耗損率較小。當入射波之波高波長比為 $\frac{1}{30}$ 時，兩種浮體式風機之縱搖角速度振幅均為波高之線性函數。

將線性波範圍區分為四個部分，如圖 4-27 所示。第 I 區為週期對應之波長與半潛型浮體式風機之特徵長度較為接近之區域；第 II 區為週期介於 8.4s 與 10s 之線性波範圍；第 III 區為長波之區域；第 VI 區為接近靜水之線性波。

根據本研究之數值模擬探討，第 I 區因波長與半潛型浮體風機特徵長度較為相近，將誘導出較大之縱搖角速度振幅，然而縱搖角速度振幅增加， $\overline{\delta p}_r$ 平均功率耗損率將減小，故此區將選用 Spar 型浮體式風機當作發電機組。本研究尚無法針對第 II 區之浮體式風機選擇進行定性之探討；第 III 區隨著波長的增加半潛型浮體式風機受波長影響將減小，因此將降低縱搖角速度振幅，故於本區推薦使用半潛型浮體式風機作為發電量的考量；第 VI 區則以波高波長比為 $\frac{1}{500}$ 定義接近靜水狀態，浮體風機將只受到風的作用，此時半潛型浮體式風機因擁有較大之扶正力臂使平均縱搖角度較小，故平均功率耗損率較小，推薦半潛型浮體式風機。

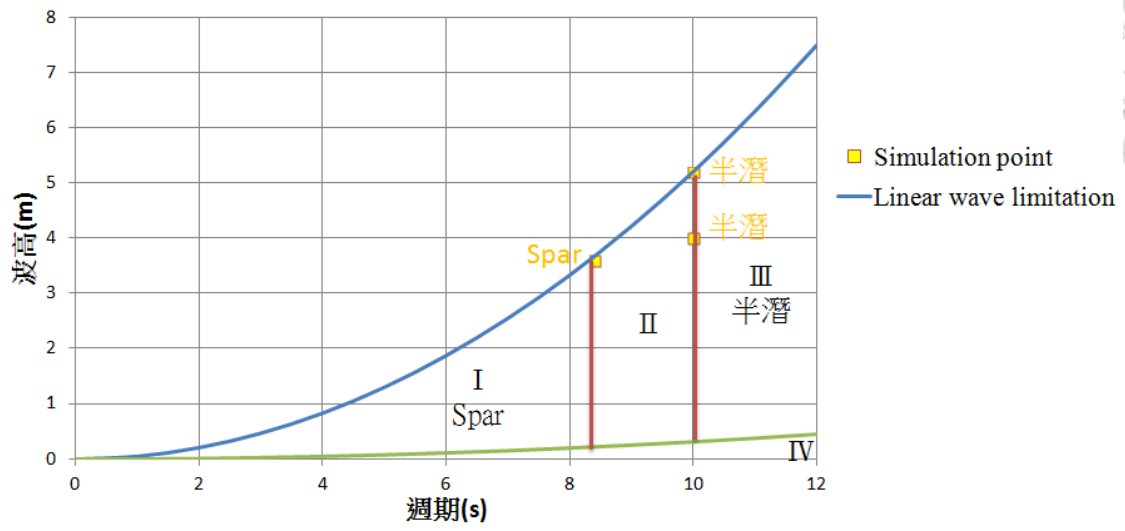



圖 4-27 浮體式風機適用分佈圖

第5章 結論

本研究之主體為分析浮體式風機，以 NREL 5MW 風機為目標風機，並分別搭配浮體平台以 Spar 型浮體平台與半潛型浮體平台為模擬對象，探討此二種浮體式風機受風與一階線性波耦合作用下縱搖運動之數值模擬研究與分析，進行之程序先以葉片元素動量理論進行浮體式風機之氣動力性能估算，並與 NREL 公佈之功率曲線進行比對與分析誤差來源，再使用 Pitt 針對入流速度向量與轉子轉軸夾角之軸向速度誘導因子之修正，計算風機於縱搖運動下之性能計算，最後進行浮體式風機於規則波下之數值計算，綜合結果如下：

- (1) 風機以葉片元素動量理論計算與 NREL 公佈之功率曲線其資料趨勢符合，但於低風速下差異較大，二維翼型之升阻力係數對應之雷諾數關係，於額定風速下之功率誤差約為 7.6%。
- (2) 風機於規則運動之角速度範圍內利用角速度變化改變相對速度的概念，Pitt 針對入流風速向量與風機轉子轉軸向量有夾角之修正能抓取功率隨角速度變化之效應，並反應出角速度為正由於相對速度的上升，使二維翼對應之攻角上升並提升了風機的功率與推力，功率之變動亦與縱搖角速度變化相同。
- (3) 為了計算二維圓型於高雷諾數($Re=2*10^6$)下之阻力係數，須於圓形後方跡流區進行加密，並由網格獨立性驗證結果顯示須將圓周長分佈 200 個格點以抓取流場於固體表面產生渦流之位置所計算之總阻力係數與 DNV 公佈阻力係數與雷諾數關係之實驗值相近，計算之阻力係數為 0.597，誤差為 0.47%，並由結果顯示阻力主要是由形狀阻力貢獻，約佔 97.86%，此結果與雷諾數之定義相符；雷諾數越高慣性產生之形狀阻力影響成分越大，摩擦阻力成分越小。
- (4) 綜合比對 BEM+CFD 方法計算 Spar 型浮體式風機與半潛型浮體式風機於波高 4m 週期 10s 下比對其特性與參考文獻之結果亦相同，Spar 型浮體式




風機之平均縱搖角度大於半潛型浮體式風機，但半潛型浮體式風機受波浪作用較大；而半潛型浮體式風機之以額定功率為上限之平均功率增減率 $\delta\bar{p}_r$ 優於 Spar 型浮體式風機，驗證耦合 BEM 與 CFD 方法計算浮體式風機之性能的可行性且大幅降低浮體式風機性能之評估時間。

- (5) 模擬結果顯示平均縱搖角度為入流風之參數與波浪參數無關，當入流風速為 11.4m/s 時，Spar 型浮體式風機之平均縱搖角度約為 0.10rad；半潛型浮體式風機之平均縱搖角度約為 0.08rad。
- (6) 經由力矩分析可知錨繫力對縱搖運動之影響相當微小，浮體式風機受風與波耦合作用下，風力對縱搖運動之貢獻約為 1%，水動力為浮體式風機產生縱搖運動之主因，貢獻 99%；且水動力與氣動力之相位差為 $\frac{\pi}{2}$ 。
- (7) 綜合(5)與(6)因風力是造成平均縱搖角度，水動力為運動之主要貢獻，因此可先計算水動力之運動後再進行風機性能評估，不需耦合計算。
- (8) 從模擬結果顯示不同波浪參數之計算結果顯示固定入射波之週期、增加波高時，即入射波由波高 4m 週期 10s 增加至波高 5.2m 週期 10s，兩種浮體式風機之縱搖角速度振幅均成長，使 $\delta\bar{p}_r$ 下降，Spar 型浮體式風機與半潛型浮體式風機之 $\delta\bar{p}_r$ 分別為-6.78%與-4.15%。
- (9) 波高波長比為 $\frac{1}{30}$ 之入射波條件下，模擬結果顯示 Spar 型浮體式風機與半潛型浮體式風機受波浪作用造成之縱搖角速度幅度增量均相等，即當波高 3.6m 週期 8.4s 增加至波高 5.2m 週期 10s，兩種浮體式風機之縱搖角速度振幅均增加 1.5 倍，此增加倍率與波高增加倍率相近。
- (10) 本研究數值模擬結果顯示以發電量為出發點時，Spar 型浮體式風機適用於週期小於 8.4s 之線性波範圍，接近靜水情況與週期大於 10s 之線性波則推薦半潛型浮體式風機。

REFERENCE



- [1] REN21, 2013, "Renewables 2013 Global Status Report."
- [2] Heronemus, W. E., and Society, M. T., 1972, "Pollution-free Energy from the Offshore Winds," Marine Technology Society.
- [3] 4coffshore, "<http://www.4coffshore.com/windfarms/vindeby-denmark-dk06.html>."
- [4] Windpower, "<http://www.windpower.org/>."
- [5] 國科會離岸風力主軸計畫,
"<http://conf.ncku.edu.tw/taiwanoffwind/index.php?action=plan&cid=23&id=82>."
- [6] Musial, W., and S.Butterfield, 2006, "Energy from Offshore Wind."
- [7] EWEA, "<http://www.wind-energy-the-facts.org/offshore-support-structures.html>."
- [8] Association, E. W. E., 2013, "Deep water,the next step for offshore wind energy."
- [9] Butterfield, C. P., Musial, W., Jonkman, J., Sclavounos, P., and Wayman, L., 2005, "Engineering challenges for floating offshore wind turbines," 2005 Copenhagen Offshore Wind ConferenceCopenhagen,Denmark.
- [10] Henderson, A. R., and Patel, M. H., "Floating Offshore Wind Energy," Proc. Proceedings of International Conference on Ocean,Offshore and Arctic Engineering.
- [11] Bulder, V. H., Henderson, H., Pierik, S., and Wijnants, W., 2002, "Study of the feasibility and boundary conditions of floating offshore wind turbines," Netherlands.
- [12] Musial, W., Butterfield, S., and Boone, A., 2004, "Feasibility of floating platform systems for wind turbines."
- [13] Kogaki, T., Matsumiya, H., Ushiyama, I., Nagai, H., Higashino, M., and Iwasaki, N., 2002, "Prospect of offshore wind energy development in Japan," International Journal of Environment and Sustainable Development, 1, pp. 301-311.
- [14] Jonkman, J., and Buhl, J. M. L., "Loads of floating offshore wind turbine using fully coupled simulation," Proc. Proceedings of WindPower Conference and Exhibition.
- [15] Goto-FOWT, "<http://goto-fowt.go.jp>."
- [16] Goldstein, S., 1929, "On the vortex theory of screw propellers," P R Soc Lond a-Conta, 123, pp. 440-465.
- [17] Malki, R., Williams, A. J., Croft, T. N., Togneri, M., and Masters, I., 2012, "A coupled blade element momentum - Computational fluid dynamics model for evaluating tidal stream turbine performance," Applied Mathematical Modelling.
- [18] Faudot, C., and Dahlhaug, O. G., 2012, "Prediction of Wave Loads on Tidal Turbine Blades," Energy Procedia, 20, pp. 116-133.

- 
- [19] 李引棋, 2013, "浮體式風力機受風與波浪偶合作用下運動之數值模擬研究," 碩士論文, 國立台灣大學.
- [20] Mentor, F. R., 1994, "Two-Equation Eddy Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications," American Institute of Aeronautics and Astronautics, 32, pp. 1598-1605.
- [21] Fox, R. W., Pritchard, P. J., and McDonald, A. T., 2011, Fox and McDonald's introduction to fluid mechanics, John Wiley & Sons.
- [22] Patankar, S. V., 1980, Numerical heat transfer and fluid flow.
- [23] Hirt, C. W., and Nichols, B. D., 1981, "Volume of Fluid (Vof) Method for the Dynamics of Free Boundaries," Computational Physics, 39(1), pp. 201-225.
- [24] Manwell, J. F., McGowan, J. G., and Rogers, A. L., 2009, Wind energy explained : theory, design and application.
- [25] CD-adapco, 2013, "Star-ccm+ Version 8.04.011 UserGuide."
- [26] Dean, R. G., and Dalrymple, R. A., 1984, "Water-Wave Mechanics for Engineers and Scientists," Sea Tech.
- [27] Garza-Rios, L. O., Bernitsas, M. M., and Nishimoto, K., 1997, "Catenary Mooring Lines with Nonlinear Drag and Touchdown."
- [28] Pitt, D. M., and Peters, D. A., 1981, "Theoretical Predictions of Dynamic Inflow Derivatives," Vertica.
- [29] Jonkman, J., Butterfield, S., Musial, W., and Scott, G., 2009, "Definition of a 5-MW Reference Wind Turbine for Offshore System Development."
- [30] J.Tangler, and Kocurek, J. D., 2005, "Wind Turbine Post-Stall Airfoil Performance Characteristics Guidelines for Blade-Element Momentum Methods," 43rd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit Reno.
- [31] IEC61400-1, 2005, "Wind turbines-Part 1: Design requirements."
- [32] Jonkman, J., 2010, "Definition of Floating System for Phase IV of OC3."
- [33] Kim, H., Jeon, G. Y., and Choung, J., 2013, "A Study on Mooring System Design of Floating Offshore Wind Turbine in Jeju Offshore Area," International Journal of Ocean System Engineering, p. 209.
- [34] Rahman, M., Karim, M., and Alim, A., 2007, "Numerical Investigation of Unsteady Flow Past a Circular Cylinder Using 2-D Finite Volume Method," Journal of Naval Architecture and Marine Engineering.
- [35] DNV, 2010, "Environmental Conditions and Environmental Loads."