

國立臺灣大學工學院機械工程學系



碩士論文

Department of Mechanical Engineering

College of Engineering

National Taiwan University

Master Thesis

偏航角與大氣條件對風機尾流與發電效率之影響
The Impact of the Yaw Angle on Wind-turbine Wakes and
Power Generation under Varied Atmospheric Conditions

郭靖玟

Ching-Wen Kuo

指導教授：楊鏡堂 博士

Advisor: Jing-Tang Yang, Ph.D.

中華民國 110 年 7 月

July 2021



國立臺灣大學碩士學位論文
口試委員會審定書

偏航角與大氣條件對風機尾流與發電效率之影響
The Impact of the Yaw Angle on Wind-turbine Wakes and
Power Generation under Varied Atmospheric Conditions

本論文係郭靖玟君 (R08522308) 在國立臺灣大學機械工程學系
完成之碩士學位論文，於民國 110 年 7 月 6 日承下列考試委員審查通
過及口試及格，特此證明

口試委員：

楊鏡堂

(簽名)

(指導教授)

楊瑞珍

潘國偉

葉思沂

系主任

林沛群

(簽名)



致謝

感謝指導教授楊鏡堂博士，在研究過程中給了我指引與鼓勵，讓我能有信心地完成論文。感謝口試委員對本論文提出之建議與協助。謝謝睿甫在研究上的大力幫忙，讓我能夠順利完成論文。

謝謝我的同學們，千茵、昀靜、翊庭和佑叡，兩年多來一起做研究、討論、準備兩次口試，一起開卡丁車、開卡車、打羽毛球，很幸運在求學最後階段遇到優秀的你們，祝大家鵬程萬里，畢業後都能過自己嚮往的生活。謝謝貼心的學弟學妹，怡妘、家柎和以樂，維持實驗室整潔、幫我們準備口試。謝謝禹靜處理實驗室大小事務，讓我們能專心做研究，也謝謝姐的八卦和酒。還要謝謝 Moni、啾咪、大大的陪伴，跑跑時最舒壓了，希望妳們都健健康康。

感謝爸爸、媽媽、弟弟的鼓勵和關心，終於畢業了，能回饋你們一直以來的栽培。謝謝友卷的陪伴和支持，讓我在台北也有個家。

在碩士的這兩年，經歷了研究卡關的焦慮、求職的壓力、COVID-19 疫情帶來的不便，也經歷了研究的成就感、學習了解決問題以及待人處事的方法，心態成熟了很多。感謝這兩年來幫助過我的人，完成此研究的同時，勉勵自己要對未知保持好奇，懷有善心、回饋社會。



摘要

本研究使用數值模擬分析在穩定與對流大氣條件下的風機流場，探討尾流恢復差異，改變上游風機偏航角調整尾流方向，使下游風機可用風能增加。本研究提出的風機偏航策略，在對流大氣條件下可提升風場產能約 14%，在穩定條件下提升約 27%。

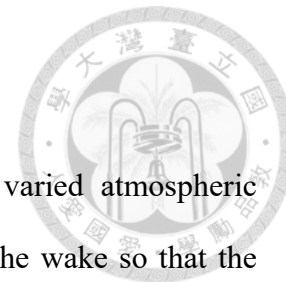
離岸風電是近年來臺灣能源政策的主要發展項目，年產值上千億元，而影響風場發電效率的其中一項因素是風機的尾流效應。由於地表的大氣條件多變，會影響到風機尾流流場，因此本研究主要探討在不同大氣條件下的風機尾流以及風機發電效率，並制定上游風機偏航角控制策略，使兩座風機發電效率最佳化。

本研究使用計算流體力學軟體 ANSYS Fluent 進行風機流場的數值模擬，以 NREL 5 MW 風機作為研究模型，設計一控制器，使風機維持在額定轉速，並能透過此控制器計算風機發電功率，以利進行後續分析。大氣穩定條件方面，使用紊流源項 (source term) 模擬浮力的影響，設定穩定 ($L = 150$) 與對流 ($L = -150$) 兩種大氣條件，調整風機的偏航角使尾流偏移，分析尾流偏移量以及恢復速率。

研究結果顯示出對流情況下的尾流恢復情形較好，渦旋結構在風機下游 3 至 4 倍轉子直徑處消散，速度恢復量比穩定情況多出 10%。在制定風機偏航角控制策略方面，本研究綜合了發電量與風機受力分析，得出結論在穩定狀況下，上游風機偏航 15° 能增加整體發電量約 27%，對流狀況下偏航 20° 能增加發電量約 14%。

本研究使用數值模擬分析風機的尾流流場結構，探討大氣穩定性對風機尾流的影響，歸納出一個發電最佳化的偏航策略，根據大氣變化選擇適合的風機偏航角，能更有效率的提高風場發電效率，增加產能。

關鍵字：風力發電 大氣穩定性 偏航角 風場最佳化 計算流體力學



Abstract

In this study, the flow fields of two wind turbines under varied atmospheric conditions are discussed. The upwind turbine is yawed to deflect the wake so that the downwind turbine can extract more power from the wind. The purpose of this study is to establish a yaw-angle control strategy under stable and convective atmospheric conditions. Results show that this strategy can increase the total power by 14 percent under the convective atmospheric condition and 27 percent under the stable condition.

Recently, offshore wind power is one of the most important parts of Taiwanese energy policy, and its annual value is greater than one-hundred billion NT dollars. Because the wake effect has a huge impact on the power production of a wind farm, this study focuses on the wake effect and the interaction with the atmospheric boundary layer (ABL), which is the part of the atmosphere near the planetary surface.

CFD simulations are carried out using a 5-MW wind turbine model by ANSYS Fluent. Also, an UDF (user-defined function) is compiled to control the rotational motion of the rotor and measure the force and torque on the rotor. As for the atmospheric conditions, the buoyancy effect is simulated by adding a source term into the turbulent kinetic energy equation. Stable and convective atmospheric conditions are set to investigate the mechanism of the wind-turbine wake in yaw conditions.

The vortex structures of the wake are discussed in this study. Under the convective condition, the blade-tip and blade-root vortices are destroyed at the downwind distance of $3D$, and the wake recovery is 10 percent better than the wake under the stable condition. Furthermore, by analyzing the torque on turbines and the power output from two turbines while the upwind one is yawed, it is found that the total power is maximized when the yaw angle is 15° under the stable condition and 20° under the convective condition. The total power is increased by 27 percent and 14 percent respectively.

In this study, a CFD method is established to simulate the wind turbine flow by ANSYS Fluent, including the atmospheric conditions setting, the calculation of torque, force, and power from the turbine, and simulation of the flow field structures. Also, this study provides a valuable wind-turbine control strategy to improve the performance of a wind farm.

Keywords: wind turbine, yaw angle, atmospheric boundary layer, computational fluid dynamics

目錄



論文口試委員審定書	i
致謝	ii
摘要	iii
Abstract.....	iv
目錄	vi
表目錄	ix
圖目錄	x
符號表	xiii
第一章 前言	1
第二章 文獻回顧	3
2-1 風力發電機簡介	3
2-1.1 風機的種類	3
2-1.2 風機的幾何外型與參數	4
2-1.3 貝茲極限	6
2-1.4 葉片元素動量理論	8
2-2 計算流體力學	9
2-2.1 紊流模型	9
2-2.2 風機模型	11
2-3 風機的流場	12
2-3.1 尾流的特性與影響	13
2-3.2 尾流恢復	15
2-3.3 尾流偏移	15
2-4 風力發電場與大氣邊界層	16
2-4.1 大氣邊界層特性	16



2-4.2 風場與大氣邊界層的交互作用	20
第三章 研究方法	22
3-1 物理模型	22
3-1.1 風機模型	22
3-1.2 流體域模型	24
3-2 統御方程式	25
3-3 數值計算方法	26
3-3.1 求解器	26
3-3.2 紊流模型選擇	27
3-4 邊界條件	28
3-4.1 大氣穩定性邊界條件	29
3-4.2 浮力源項	31
3-5 網格設置	32
3-5.1 劃分網格	32
3-5.2 滑移網格	34
3-6 風機的轉動與功率計算	35
3-7 獨立性驗證	36
3-7.1 網格獨立性驗證	36
3-7.2 時間步階獨立性驗證	37
3-7.3 計算域獨立性驗證	38
3-8 流場後處理	39
第四章 結果與討論	41
4-1 風機轉速控制	41
4-2 風機流場探討	42
4-2.1 尾流結構	42



4-2.2 尾流恢復.....	44
4-2.3 尾流偏移.....	47
4-3 風機發電量探討.....	51
4-3.1 紊流模型影響.....	51
4-3.2 大氣條件影響.....	52
4-3.3 總發電量探討.....	53
4-4 風機偏航角控制策略.....	54
第五章 結論與未來展望.....	57
5-1 結論.....	57
5-2 未來展望.....	58
5-3 甘特圖.....	59
參考文獻.....	60



表目錄

表 2-1 偏航風機與對應的尾流中心偏移量 (Fleming <i>et al.</i> , 2014).....	16
表 2-2 莫奧尺度化長度與大氣穩定性的對應關係 (Hansen <i>et al.</i> , 2012).....	18
表 3-1 NREL 5 MW 參考風機性質	23
表 3-2 NREL 5 MW 參考風機葉片幾何參數.....	23
表 3-3 邊界條件設定.....	28
表 3-4 不同大氣條件的設定參數.....	30
表 3-5 SST $k-\omega$ 模型之參數.....	31
表 3-6 網格細化設定.....	34
表 3-7 不同尺寸的網格獨立性驗證.....	36
表 3-8 網格獨立性測試.....	37
表 3-9 計算域獨立性驗證設定尺寸.....	39
表 3-10 計算域獨立性驗證.....	39
表 4-1 $k-\epsilon$ 模型計算得到的風機發電量.....	51
表 4-2 SST $k-\omega$ 模型計算得到的風機發電量.....	52
表 4-3 風機上游風能密度與風能.....	52
表 4-4 穩定條件下偏航風機發電量.....	53
表 4-5 對流條件下偏航風機發電量.....	53
表 4-6 穩定條件下兩座風機所受力矩振幅大小.....	55
表 4-7 對流條件下兩座風機所受力矩振幅大小.....	55



圖目錄

圖 2-1 文獻回顧架構.....	3
圖 2-2 風力發電機的型式 (Manwell <i>et al.</i> , 2010).....	3
圖 2-3 水平軸風機的主要構造示意圖.....	4
圖 2-4 水平軸風機轉子迎風面型式 (Manwell <i>et al.</i> , 2010).....	5
圖 2-5 風機的旋角、偏航角定義.....	5
圖 2-6 制動盤模型.....	6
圖 2-7 葉片元素動量理論示意圖 (Manwell <i>et al.</i> , 2010).....	8
圖 2-8 水平軸風機葉片受力及相關參數示意圖 (Manwell <i>et al.</i> , 2010).....	8
圖 2-9 SST 模型示意圖.....	11
圖 2-10 制動線模型示意圖.....	12
圖 2-11 風機下游的流場示意圖 (Porté-Agel <i>et al.</i> , 2020).....	13
圖 2-12 在不同下游距離截面的最高紊流強度 (Mo <i>et al.</i> , 2013).....	14
圖 2-13 調整風機偏航角使尾流偏移.....	15
圖 2-14 大氣邊界層的晝夜變化 (Stull, 2012).....	17
圖 2-15 對流邊界層的温度、速度大小 (Stull, 2012).....	18
圖 2-16 穩定邊界層的温度、速度大小 (Stull, 2012).....	19
圖 2-17 中性邊界層 (Allaerts & Meyers, 2015).....	19
圖 2-18 地轉平衡 (Allaerts & Meyers, 2017).....	20
圖 2-19 風場主要能量來源與消耗.....	21
圖 3-1 研究方法架構.....	22
圖 3-2 NREL 5 MW 參考風機模型.....	24
圖 3-3 計算區域尺寸.....	24
圖 3-4 Fluent 壓力耦合求解器求解流程 (ANSYS Inc.).....	26
圖 3-5 單元最小平方法計算示意圖.....	26



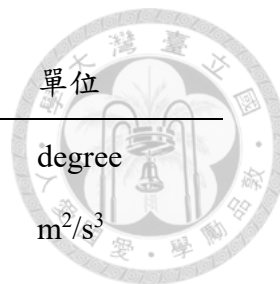
圖 3-6 計算域邊界示意圖.....	28
圖 3-7 入口處 (a) 速度, (b) 紊流動能 k , (c) 比紊流耗散率 ω 邊界條件.....	30
圖 3-8 三維網格結構圖.....	32
圖 3-9 轉子網格.....	33
圖 3-10 網格細化區域劃分.....	33
圖 3-11 滑移網格.....	34
圖 3-12 轉速控制架構.....	35
圖 3-13 網格獨立性驗證 (a) 尾流寬度比較, (b) 誤差.....	37
圖 3-14 時間步階獨立性驗證.....	38
圖 3-15 計算域尺寸標註.....	38
圖 4-1 結果與討論架構.....	41
圖 4-2 風機轉速控制.....	41
圖 4-3 風機上下游分析位置.....	42
圖 4-4 風機上下游流場 (a) 壓力, (b) 速度 隨時間的變化.....	42
圖 4-5 風機上下游流場 (a) 壓力, (b) 速度 頻譜分析.....	43
圖 4-6 風機尾流渦旋結構.....	43
圖 4-7 偏航風機尾流渦旋結構 (a)(b)(c) 對流, (d)(e)(f) 穩定大氣條件.....	44
圖 4-8 單座風機尾流速度損失量分布 (a) 垂直分布, (b) 水平分布.....	45
圖 4-9 風機下游截面 z 方向渦度分布圖 (a) 對流, (b) 穩定大氣條件.....	46
圖 4-10 未偏航風機下游風能密度變化.....	46
圖 4-11 穩定大氣條件下偏航風機水平速度分布.....	47
圖 4-12 對流大氣條件下偏航風機水平速度分布.....	47
圖 4-13 偏航風機下游截面 z 方向渦度分布圖.....	48
圖 4-14 偏航角 25° 風機下游 $6D$ 處渦度圖.....	49
圖 4-15 對流大氣條件下偏航風機下游 $6D$ 處速度損失量分布與高斯擬合曲線...	50

圖 4-16 偏航風機於不同下游距離的尾流中心偏移量 (a) 穩定, (b) 對流情況.....	50
圖 4-17 偏航風機下游 $6D$ 處 (a) 尾流偏移量, (b) 尾流寬度.....	51
圖 4-18 偏航風機總發電量 (a) 穩定, (b) 對流大氣條件.....	53
圖 4-19 風機所受面外力矩與偏航力矩示意圖.....	54
圖 4-20 上游風機所受面外力矩與偏航力矩 (以 stable、偏航 25° 為例)	55



符號表

符號	說明	單位
C	庫朗數 (Courant number)	—
D	轉子直徑	m
H_{hub}	輪轂高度	m
k	紊流動能 (turbulent kinetic energy)	m^2/s^2
L	莫奧尺度化長度 (Monin–Obukhov length)	m
M_{op}	面外力矩 (Out-of-plane blade root moment)	$N \cdot m$
M_{yaw}	偏航力矩	$N \cdot m$
P	流場風能	MW
P_{upwind}	未受擾動之流場風能	MW
P_1	上游風機發電量	MW
P_2	下游風機發電量	MW
P_{total}	兩座風機總發電量	MW
q_w	地表熱通量	W/m^2
Ri	理查遜數 (Richardson Number)	—
T_w	地表溫度	K
t	流場時間	s
U_{hub}	輪轂高度風速；額定風速	m/s
u^*	剪力速度 (shear velocity)	m/s
ΔU	速度損失量 (velocity deficit)	m/s
WPD	流場風能密度 (wind power density)	W/m^2
x	展向距離 (spanwise distance)	m
z	流向距離 (streamwise distance)	m



符號	說明	單位
γ	偏航角 (yaw angle)	degree
ε	紊流耗散率 (turbulent dissipation rate)	m^2/s^3
θ	位溫 (potential temperature)	K
κ	馮卡門常數	—
μ_x	無因次化尾流中心位置	—
μ_t	紊流動力黏滯係數 (turbulence dynamic viscosity)	$\text{kg}/\text{m}\cdot\text{s}$
ρ	流體密度	kg/m^3
σ_x	無因次化尾流寬度	—
ω	比紊流耗散率 (specific turbulence dissipation rate)	1/s



第一章 前言

面對愈趨嚴重的溫室效應以及能源短缺問題，全世界積極發展再生能源，其中風能是大自然免費的能源，取之不盡、用之不竭，是熱門的綠色能源。世界風能協會 GWEC 統計，截至 2020 年，全球風能總裝置容量已達到 743 GW，相較於 2019 年增加了 14%，離岸風電佔了其中的 35.3 GW。Global Market Insights 公司估計 2020 年全球風力發電市場價值超過 1250 億美元，未來更會持續增加，風電將成為未來綠色能源的趨勢。

臺灣能源主要來自化石燃料，而其大部分仰賴進口，為了降低對進口化石燃料的依賴，近年來臺灣投入再生能源產業，政府規劃 2025 年再生能源發電占比 20% 的政策，其中離岸風電預計裝置量達到 5.7 GW。因為臺灣擁有全世界前十名的風場，在發展離岸風電方面具有極大的潛力，政府積極發展離岸風電產業，在 Net-Zero 2050 之規劃藍圖中離岸風電量更是大幅提昇。臺灣離岸風電一年滿發小時約 4000 小時，因此裝置容量 5.7 GW 的離岸風電一年大約可發 228 億度的電。根據經濟部能源局 2021 年的公告，若以二十年固定躉購費率一度 5.0946 元計算，一年的產值約為 1161 億元，二十年的產值則約為 2.3 兆元。由於風電場規模如此龐大，就算只提升 1% 的發電效率，一年則可增加約 10 億元的產值，其效益是不容小覷的，因此提升發電效率是運行風電場重要的課題。

風力發電機將風的動能轉換為機械能，再使用發電機轉換為電能，因此流場性質會影響風機發電情形，風機與大氣交互作用產生的尾流會影響整體發電效率。現今水平軸風機的尾流區的流場紊流强度高、風速低，除了會對風機結構造成損壞之外，也會造成風機可擷取的能量減少，因此避免尾流帶來的負面效應是提升效率最直接的方法。

目前改善尾流效應的方法有透過調整上游風機的偏航角 (yaw angle) 使尾流偏移遠離下游風機，雖然調整偏航角會使風機轉子平面不是正對迎風面，會使上游

風機能擷取的動能減少，輸出功率降低，但若改善尾流效應，整體發電效率會上升 (Jiménez *et al.*, 2010)。調整風機間距也是降低尾流效應的方法，拉長風機間距能使尾流區內的速度有足夠時間恢復、紊流強度降低，減少尾流效應的負面影響，然而這會造成在同樣面積的風場中可設置風機數目減少，可能會使整體發電量減少。此外，改變風機間距與電纜設置息息相關，如何兼顧成本以及發電效率也是一大課題 (Choi *et al.*, 2013)。

隨著技術進步，為了能擷取更多風能，風機的尺寸愈來愈大，目前最大的商用風機是西門子歌美颯公司生產的 14 MW 風機，轉子直徑長達 222 公尺。與從前尺寸較小的風機不同，如今風機高達二、三百公尺，在特定大氣條件下將會受到大氣邊界層的影響。大氣邊界層是離地表約一公里內的大氣，地表隨著晝夜變化加熱、冷卻，因此流場內的溫度隨垂直高度變化，形成具不同穩定性的邊界層。當大氣愈不穩定、對流較明顯時，尾流恢復較快，風場輸出功率較高。

在多變的大氣情況下，風電場運行狀況也隨之改變。本研究使用數值模擬分析兩座風機的流場，探討大氣條件對風機尾流的影響，並考慮大氣條件的變化，改變上游風機偏航角，找出使風電場整體發電效率最佳偏航角設置策略。



第二章 文獻回顧

本章節針對風力發電機以及大氣邊界層的文獻進行回顧，架構如圖 2-1。

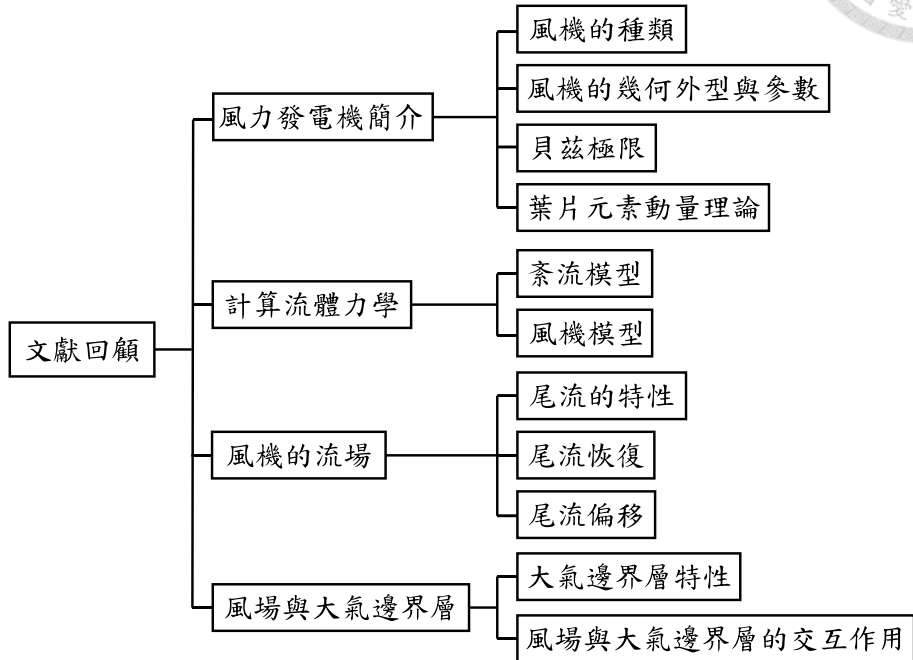


圖 2-1 文獻回顧架構

2-1 風力發電機簡介

2-1.1 風機的種類

風力是自古以來常見的天然能源，最早人類使用風車將風能轉換為機械能，進行穀物的灌溉、碾米等。隨著科學發展，風機的外型也有了更多變化(圖 2-2)，根據運轉方式分為升力型、阻力型，根據轉軸方向分為水平軸和垂直軸。

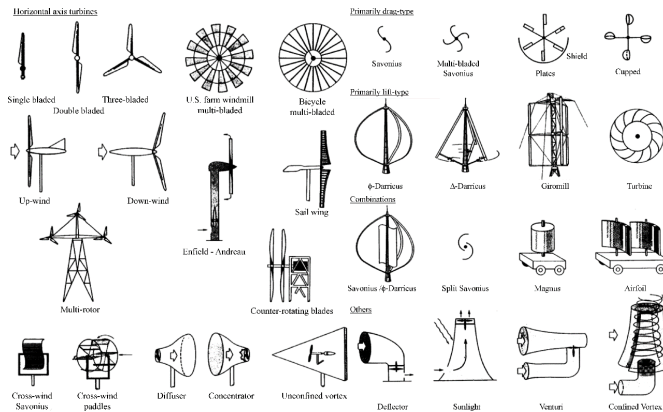


圖 2-2 風力發電機的类型 (Manwell et al., 2010)

垂直軸風力發電機 (vertical-axis wind turbine, VAWT) 的轉軸與風向垂直，適合裝設在風向、風速變動大的區域，但缺點是功率係數較水平軸風機低。垂直軸風機中功率係數最高的是打蛋型風機 (Darrieus wind turbine)，大約為 0.4，其他型式如桶型風機 (savonius wind turbine) 的功率係數約 0.15 左右。水平軸風力發電機 (horizontal-axis wind turbine, HAWT) 的轉軸與風向平行，最常見的是螺旋槳型的水平軸風機，且以雙葉片和三葉片最為常見。大型風力發電場通常以水平軸風機為主，原因是水平軸風機最高功率係數理論值為 0.593 (在 2-1.3 小節會詳述)，遠大於垂直軸風力發電機，因此本研究選擇水平軸風機作為研究目標。

另外，根據風機設置地點分為陸域風機以及離岸風機。陸域風機設置較容易、成本較低，且因為風機與用電者的距離較近，電力傳輸時的損失較少；缺點是容易受地形、周遭建築物影響，使效率降低，而且風機的噪音可能會影響附近居民。海上風機則不受地形的影響、也不會有噪音影響居民的問題，風機也可以建的比陸域風機大，掃掠面積較大、海拔高度較高，可擷取的風能增加。

2-1.2 風機的幾何外型與參數

水平軸風機的外型如圖 2-3 所示，主要的構件如下：

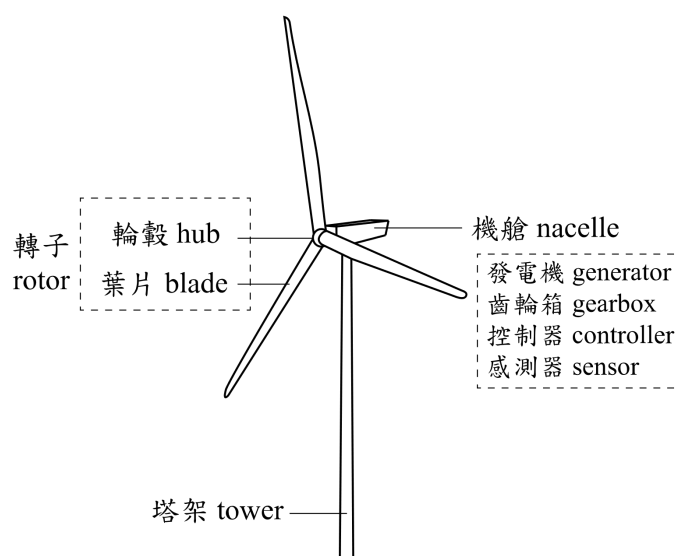


圖 2-3 水平軸風機的主要構造示意圖



轉子 (rotor)

轉子包括輪轂 (hub) 以及葉片，根據轉子迎風面可分為上風型 (upwind)、下風型 (downwind)，如圖 2-4 所示，目前的風機以上風型、三葉片為主流。

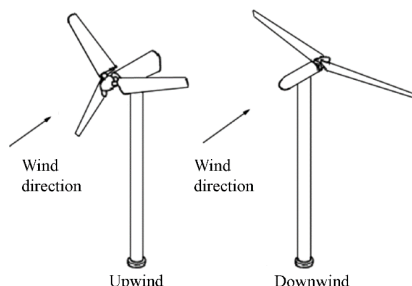


圖 2-4 水平軸風機轉子迎風面型式 (Manwell *et al.*, 2010)

塔柱 (tower)

支撐轉子與機艙。

機艙 (nacelle)

機艙內是主要發電的位置，內含齒輪箱、發電機、控制器以及監控系統。因為通常發電機的轉速遠高於轉子的轉速，所以透過齒輪箱提高轉子轉速以連接發電機；控制器以及監控系統則是用來調整、監控風機參數，例如旋角 (pitch angle)、偏航角 (yaw angle) 等，角度定義如圖 2-5 所示。

葉尖速比定義為風機葉片尖端切線速度與風速的比值

$$\lambda = \frac{\omega R}{U_w} \quad (2-1)$$

其中 ω 為風機轉子轉速， R 為葉片半徑， U_w 為風速。

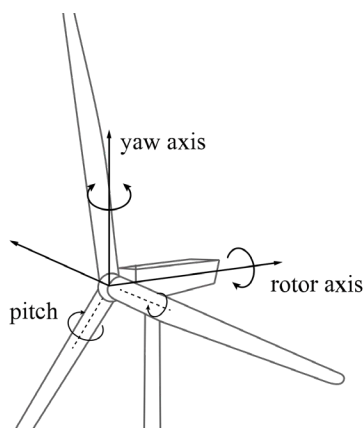


圖 2-5 風機的旋角、偏航角定義



旋角 (pitch angle) 的調整會影響到葉片迎風的角度，當旋角為 0° 時，葉片迎風角會是葉片設計時的最佳化攻角，因此葉片的空氣動力性質最佳，也就是升力—阻力比最高，轉子力矩最大；當旋角為 90° 時的情況正好相反。

偏航角 (yaw angle) 則是控制轉子平面迎風的角度，當風向有較大的改變時，會改變偏航角使轉子迎風，以達到最大的發電效率。

2-1.3 貝茲極限

制動盤模型是 Betz 提出的簡化模型 (Betz, 1920)，假設：

- 均質、不可壓縮、達穩態的流場
- 忽略阻力
- 轉子有無限多個葉片，且在轉子平面各處推力相同
- 忽略旋轉的尾流
- 轉子上游及下游遠處的靜壓相同

示意圖如圖 2-6，圖中實線為兩條流線，選擇流線範圍內為控制體積計算。

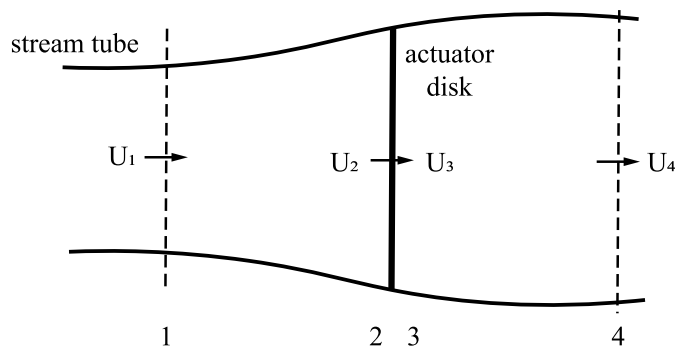


圖 2-6 制動盤模型

根據動量守恆，可計算制動盤受到的推力為

$$T = U_1(\rho AU)_1 - U_4(\rho AU)_4 \quad (2-2)$$

推力也能以淨力表示

$$T = A_2(p_2 - p_3) \quad (2-3)$$



在制動盤兩側分別取控制體積，根據柏努利方程式可得到

$$p_1 + \frac{1}{2}\rho U_1^2 = p_2 + \frac{1}{2}\rho U_2^2 \quad (2-4)$$

$$p_3 + \frac{1}{2}\rho U_3^2 = p_4 + \frac{1}{2}\rho U_4^2 \quad (2-5)$$

根據假設， $p_1 = p_4$ 且 $U_2 = U_3$ ，則可將(2-3)改寫為

$$T = \frac{1}{2}\rho A_2 (U_1^2 - U_4^2) \quad (2-6)$$

定義軸感應因子 (axial induction factor) 為速度下降比例

$$a = \frac{U_1 - U_2}{U_1} \quad (2-7)$$

因此速度 U_2 和 U_4 可改寫為

$$U_2 = U_1(1 - a) \quad (2-8)$$

$$U_4 = U_1(1 - 2a) \quad (2-9)$$

則功率則是制動盤所受推力與速度的乘積，並以 (2-8) 和 (2-9) 改寫如下

$$P = \frac{1}{2}\rho A_2 (U_1^2 - U_4^2) U_2 = \frac{1}{2}\rho A_2 U_1^3 4a(1 - a^2) \quad (2-10)$$

功率係數為風機從風能中擷取的能量比例，定義如下

$$C_p = \frac{P}{\frac{1}{2}\rho A_2 U_1^3} = 4a(1 - a^2) \quad (2-11)$$

當 $a = 1/3$ 時，功率係數有最大值

$$C_{p, max} = \frac{16}{27} = 0.5926 \quad (2-12)$$

理論上功率係數的最大值為 0.5926，實際上由於機械損耗等因素，功率係數會小於此理論值。



2-1.4 葉片元素動量理論

最早的風機模型是 Glauert (1935) 提出的 BEM (Blade Element Theory) 理論，將葉片分割為多個小塊如圖 2-7，每一塊的截面形狀不同，先計算各截面的升力、阻力等空氣動力性質，即可計算得到整個葉片的升阻力性質。圖 2-8 為每個葉片元素的受力圖。

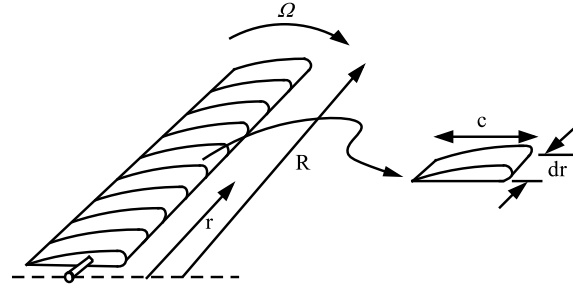


圖 2-7 葉片元素動量理論示意圖 (Manwell et al., 2010)

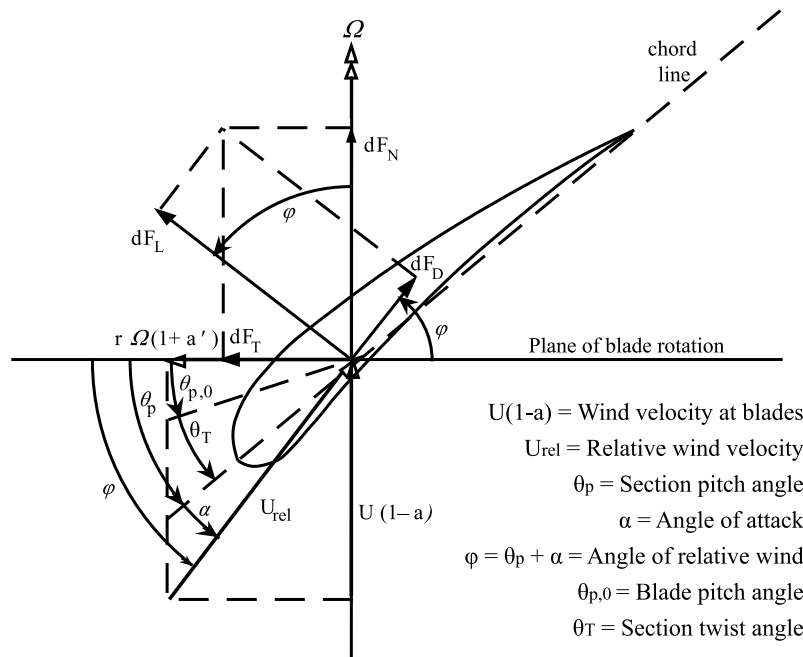


圖 2-8 水平軸風機葉片受力及相關參數示意圖 (Manwell et al., 2010)

由圖 2-8 可知與轉子中心距離 r 位置的葉片元素所受的推力為

$$dF_N = B \frac{1}{2} \rho U_{rel}^2 (C_l \cos \phi + C_d \sin \phi) c dr \quad (2-13)$$

其中 B 為轉子葉片數。



葉片元素所受的力矩為

$$dQ = Br dF_T \quad (2-14)$$

$$dQ = B \frac{1}{2} \rho U_{rel}^2 (C_l \sin \varphi - C_d \cos \varphi) c dr \quad (2-15)$$

利用(2-13)以及(2-15)可計算轉子所受的推力以及力矩，葉片元素動量理論可以應用在葉片設計，使葉片的升阻比最大，進而達到風機發電效率最佳化。

2-2 計算流體力學

計算流體力學 (Computational Fluid Dynamics, CFD) 是利用數值方法計算流體力學的方程式，藉此預測流場的性質。首先建立流場的物理模型，接著將流體佔據的體積離散成一個個網格，再利用數值方法求解方程式 (例如以黏性流體來說，統御方程式為納維爾－史托克斯方程式)。若是雷諾數低的層流，能夠直接解流場的納維爾－史托克斯方程式，但若是紊流的話，計算尺度過大，因此需要使用紊流模型簡化問題再求解。

$$(\mathbf{u} \cdot \nabla) \mathbf{u} = -\frac{1}{\rho} \nabla P + \nu \nabla^2 \mathbf{u} \quad (2-16)$$

2-2.1 紊流模型

直接數值模擬 (direct numerical simulation, DNS) 沒有使用任何的紊流模型，直接求解納維爾－史托克斯方程式，由於紊流流場大渦旋與小渦旋的尺度相差非常大，網格大小需達到黏性耗散尺度、時間步階也要夠小才能準確解出流場的特徵，計算資源十分龐大，以工程的角度來說使用 DNS 求解紊流的流場是較不切實際的。

為了更實際的求解紊流問題，發展了雷諾平均納維爾－史托克斯方程式 (Reynolds-averaged Navier–Stokes equations, RANS)。紊流流場中的物理量是隨機變動的，在 RANS 方法中將流場的物理量拆解為兩部分，時間平均以及瞬時波動。

$$\mathbf{u} = \bar{\mathbf{u}} + \mathbf{u}' \quad (2-17)$$



將所有流場的變數都取時間平均，時間平均納維爾－史托克斯方程式如下

$$(\mathbf{u} \cdot \nabla)\mathbf{u} = -\frac{1}{\rho}\nabla P + \nu\nabla^2\mathbf{u} + \nabla \cdot \tau_{ij}^t \quad (2-18)$$

與(2-16)相比多了一項雷諾應力張量

$$\tau_{ij}^t = \begin{pmatrix} \overline{u'^2} & \overline{u'v'} & \overline{u'w'} \\ \overline{u'v'} & \overline{v'^2} & \overline{v'w'} \\ \overline{u'w'} & \overline{v'w'} & \overline{w'^2} \end{pmatrix} \quad (2-19)$$

多出了六個未知數，因此需要建立模型以求解雷諾應力張量，以下介紹常見的 RANS 模型。

***k-ε* 模型**

針對紊流動能 k (turbulent kinetic energy) 和紊流耗散率 ε (turbulent dissipation rate) 建立模型。

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\frac{\mu_t}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + 2\mu_t E_{ij} E_{ij} - \rho\varepsilon \quad (2-20)$$

$$\frac{\partial(\rho\varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho\varepsilon u_i)}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} 2\mu_t E_{ij} E_{ij} - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (2-21)$$

$k-\varepsilon$ 模型優點是應用範圍廣，但缺點是較無法預測流動分離 (flow separation) 現象，在靠近壁面的流場處預測較不準確。

***k-ω* 模型**

$k-\omega$ 模型是由 Wilcox (1988) 提出，針對紊流動能 k 和比紊流耗散率 ω (specific turbulence dissipation rate) 建立模型。

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i k)}{\partial x_i} = \rho P - \beta^* \rho \omega k + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu + \sigma_k) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] \text{ with } P = \tau_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \quad (2-22)$$

$$\frac{\partial(\rho\omega)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i \omega)}{\partial x_i} = \frac{\alpha\omega}{k} P - \beta\rho\omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \sigma_\omega \frac{\rho k}{\omega} \right) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + \frac{\rho\sigma_d}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \quad (2-23)$$



主要針對自由剪切流進行模型，能較準確的預測接近壁面處的流場，因此與壁面流動相關的流場適合使用 $k-\omega$ 模型，例如平板繞流、圓柱繞流等等；缺點是在近壁面處需要非常細的網格，這會導致計算時間增加。

SST (shear-stress transport) 模型

SST 模型是在 $k-\omega$ 模型的基礎上發展而來，此模型是混合了 $k-\omega$ 模型以及 $k-\varepsilon$ 模型，在靠近壁面處使用 $k-\omega$ 模型，其他位置使用 $k-\varepsilon$ 模型（圖 2-9）。SST 模型結合了這兩個模型的優點，因此預測準確性很高，應用範圍也很廣。

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i k)}{\partial x_i} = \rho P - \beta^* \rho \omega k + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu + \sigma_k \mu_t) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] \text{ with } P = \tau_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \quad (2-24)$$

$$\frac{\partial(\rho \omega)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i \omega)}{\partial x_i} = \frac{\gamma}{v_t} P - \beta \rho \omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu + \sigma_\omega \mu_t) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + 2(1 - F_1) \frac{\rho \sigma_\omega \omega}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \quad (2-25)$$

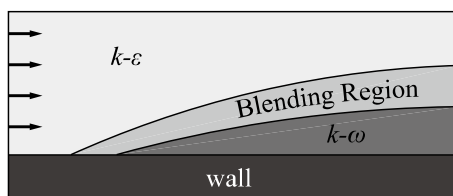


圖 2-9 SST 模型示意圖

2-2.2 風機模型

轉子模型主要有四種方式：制動盤法 (actuator-disk method, ADM)、制動線法 (actuator-line method, ALM)、旋轉盤法 (actuator-disk method with rotation, ADM-R) 以及直接建模法。前三種方法會配合葉片元素動量理論，計算轉子的推力、扭矩，進而得知風機的發電效率。

制動盤法 (Sørensen & Myken, 1992) 將轉子視為一個圓盤，透過葉片元素動量理論計算轉子的推力，並假設推力均勻分布在圓盤上，因此所需網格數不多，只要能適當表示圓盤幾何外型即可。

制動線法是 (Sorensen & Shen, 2002) 則是將葉片視為一條線，線上有數個節點，每個節點位置都有相對應的葉片截面形狀，分別計算升、阻力 (圖 2-10)。相較於制動盤法，制動線法多考慮了葉片的旋轉動作，是更貼近真實轉子。

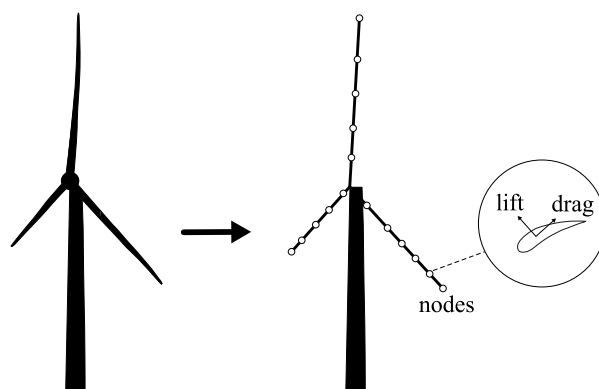


圖 2-10 制動線模型示意圖

旋轉盤法 (Wu & Porté-Agel, 2011) 將轉子視為旋轉的圓盤，因為加入旋轉動作，所以轉子的推力並不是均勻分布在圓盤上，為了表示推力分布，通常使用同心圓狀的網格表示圓盤，徑向位置相同的網格處有一樣的相對風速，透過修正後的相對風速計算升力、阻力，進而求得轉子的推力與力矩。

直接建模法是直接使用葉片真實的形狀，進行計算流體力學的分析。此方法與上述三種方法相對計算時間較長，但因為沒有對轉子做任何假設，計算出的流場是最準確的，在要探討流場細節時適合使用。

2-3 風機的流場

除了改變風機本身的參數，風機之間的交互作用也會影響到風場整體的效率，其中包括風機與尾流的交互作用。當風流過風力發電機，由於部分動能被風機吸收，因此下游的風速降低，形成低速的尾流區，使得下游風機能夠擷取的動能減少，發電效率降低。風機的尾流可分為兩個區域 (Vermeer *et al.*, 2003): 近尾流 (near-wake) 和遠尾流 (far-wake)，如圖 2-11 所示。近尾流位於風機下游 4 倍轉子直徑左右的



區域，其流場受到風機的幾何外型影響，翼尖、翼根、塔柱以及機艙會使流場內有結構明顯的渦旋；遠尾流區則較不受風機外型影響，而是和流場有較強的交互作用，包括入流條件、溫度分布等。

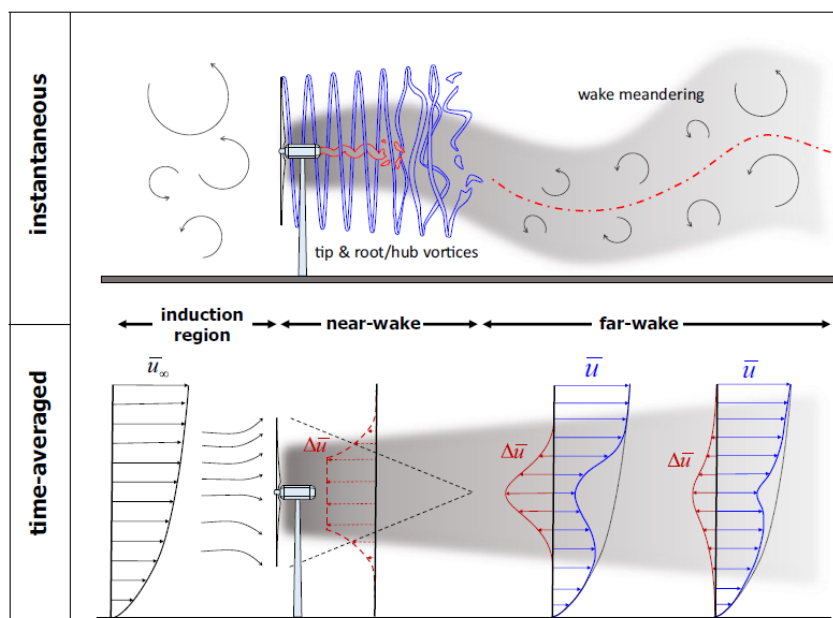


圖 2-11 風機下游的流場示意圖 (Porté-Agel *et al.*, 2020)

2-3.1 尾流的特性與影響

在近尾流裡，風機旋轉運動會產生週期性的翼尖渦旋、翼根渦旋，翼尖渦旋會將風機後方的流場與外部流場區隔開來，減少了來自外部流場的動量通量，將使得下游風機可用動能減少，因此使翼尖渦旋盡快消散是增加下游風機效率的其中一個方法。

Mo *et al.* (2013) 使用大渦流模擬 (Large Eddy Simulation, LES) 進行數值風洞研究，發現在風機下游 5 個轉子直徑距離處，翼尖渦旋會變得不穩定而破裂，紊流強度驟減 (圖 2-12)，因此以此處作為近尾流和遠尾流的分界點。

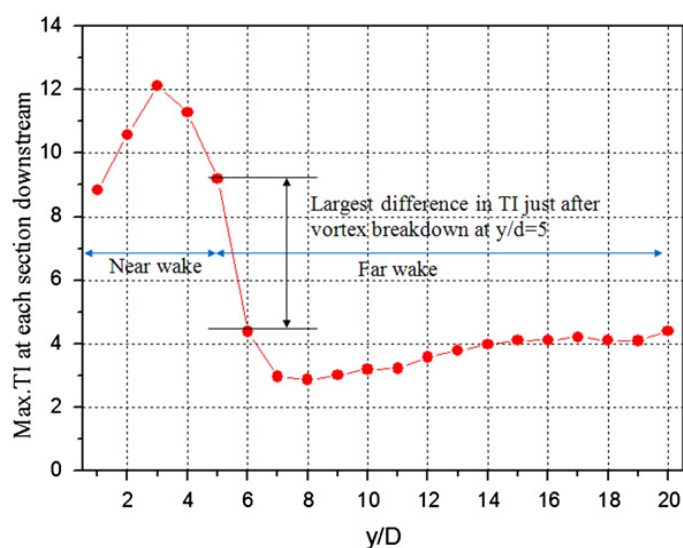
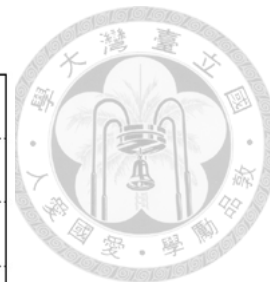


圖 2-12 在不同下游距離截面的最高紊流強度 (Mo *et al.*, 2013)

風機通常位於上游風機的遠尾流內，因此研究遠尾流能更準確的預測風場的功率輸出。隨著氣流往下游流動，會將外部流場的流體帶入尾流內，使尾流區的流體能有水平、垂直方向的動能交換，速度逐漸恢復為未受風機擾動前的狀態。

尾流對風場的影響主要有二：降低風速，使風電場輸出功率減少；增加流場的紊流強度，會增加下游風機的疲勞負載，也會使下游風機的發電不穩定，對電力系統有負面影響。因此在設計規劃風電場時，會盡可能的避免尾流效應，以達到更高的風能產出、使風機擁有更長的壽命。

González-Longatt *et al.* (2012) 研究了尾流對風電場效率的短期和長期影響，不僅是風機間距，風電場內風機的總數量也會改變尾流效應。Barthelmie *et al.* (2010) 研究了 Nysted 和 Horns Rev 的風場發電量，包括實際風場 SCADA 數據以及數值模擬，發現在不同的風向情況下，整體發電效率皆會因尾流影響而降低大約 40%。為了瞭解上下游兩架風機更詳細的交互作用情形，Bartl *et al.* (2012) 進行了風洞實驗，改變上下游兩架風機の間隔距離從三倍轉子直徑到五倍轉子直徑，結果是兩種狀況下的下游風機皆受到尾流的影響，風機間距由 3D 增加至 5D，發電效率只增加了 2%。



2-3.2 尾流恢復

如同前一節所述，尾流對下游風機有負面影響，因此若要提升下游風機的發電效率，需要在尾流接觸到下游風機前使速度恢復為未受擾動的狀況。要使尾流恢復，需要讓周遭未受影響的流體動能擴散進入尾流區，使尾流速度提升。紊流強度愈高，混合效果愈強，因此尾流恢復速率愈快 (Bastankhah & Porté-Agel, 2014; Talavera & Shu, 2017)。Wu & Porté-Agel (2012) 使用 LES 模擬研究發現地表粗糙度愈高，尾流也恢復得愈快。

根據 Bastankhah 和 Porté-Agel (2014) 的研究，風機尾流的速度損失分布可用高斯函數擬合

$$f(x) = u_a \exp\left(-\frac{(x - \mu_x)^2}{2\sigma_x^2}\right) \quad (2-26)$$

其中 μ_x 為尾流中心位置， σ_x 為尾流寬度。

2-3.3 尾流偏移

改變風機偏航角 (yaw angle) 能使尾流偏移 (圖 2-13)、避開下游風機，但同時會使垂直風機轉子平面的入流變小，可擷取風能變少。

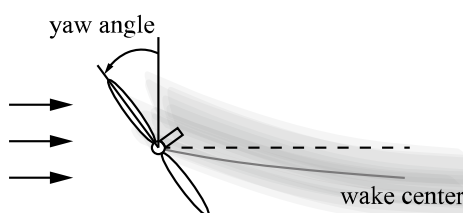


圖 2-13 調整風機偏航角使尾流偏移

Campagnolo *et al.* (2016) 進行三座風機的風洞實驗，改變上游兩座風機的偏航角分別 20° 以及 16° 能使三座風機總發電量增加超過 15%。Bastankhah & Porté-Agel (2019) 進行五座風機的風洞實驗，發現將上游四座風機的偏航角皆調整為 25° 時，整體發電量能提升 12%。Fleming *et al.* (2014) 利用數值模擬，調整風機的偏航角



由 -40° 至 40° ，觀察七倍轉子直徑下游處的尾流中心偏移量，結果如表 2-1 所示，可以發現當風機偏航角為正時，尾流偏移量較多。當上游風機偏航角為 25° 時，總發電量能提升 4.6% (Fleming *et al.*, 2015)。

表 2-1 偏航風機與對應的尾流中心偏移量 (Fleming *et al.*, 2014)

偏航角	尾流水平方向偏移量 (x/D)
-40°	0.33
-30°	0.27
-20°	0.17
-10°	0.05
10°	0.24
20°	0.35
30°	0.49
40°	0.54

2-4 風力發電場與大氣邊界層

近年來，風場規模愈來愈大，與大氣邊界層 (atmospheric boundary layer, ABL) 的交互作用愈發需要被重視。在不同的大氣條件下，風場的紊流強度、浮力會有所差異，一定程度的影響風場的發電效率，因此研究大氣穩定性與風場之間的關係能使對風場發電表現的評估更加準確。

2-4.1 大氣邊界層特性

大氣邊界層是對流層中最靠近地表的一層大氣，高度大約 1 至 2 公里，會受到地形、地域、晝夜變化影響而有不同高度、型態，由於地表的摩擦力，在大氣邊界層中的溫度、水氣、風速會有劇烈的變化。大氣邊界層以上至對流層頂部的大氣



稱為自由大氣，不受地表狀況直接影響。大氣邊界層根據溫度分布，可大致分為對流、穩定以及中性三類，形成原因與太陽輻射量有關，其晝夜變化如圖 2-14。

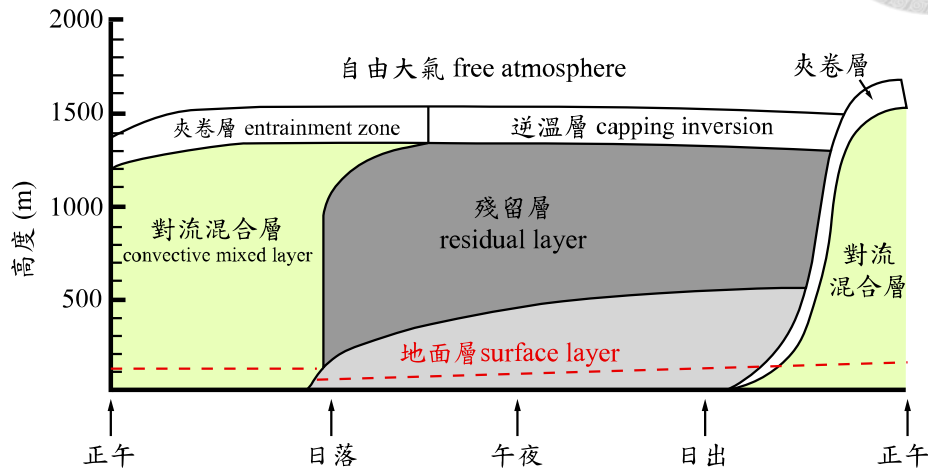


圖 2-14 大氣邊界層的晝夜變化 (Stull, 2012)

在大氣科學領域裡，通常使用位溫 (potential temperature) 代表流體的溫度，因為位溫在絕熱過程中是守恆的，與絕對溫度的表示方式相比，位溫的表示方式消除了海拔高度造成的壓力影響。位溫的定義是流體絕熱壓縮或膨脹至依標準壓力 P_0 時的溫度。以空氣而言，其位溫為

$$\theta = T \left(\frac{P_0}{P} \right)^{R/c_p} \quad (2-27)$$

其中 T 為絕對溫度 (K)， P_0 通常為 1000 hPa， R 為氣體常數， c_p 為等壓比熱容， $R / c_p = 0.286$ 。

莫奧尺度化長度 (Monin–Obukhov length) 通常用來表示流場中的浮力與剪力對紊流動能的貢獻

$$L = \frac{-u_*^3 T_w}{\kappa g \frac{q_w}{\rho c_p}} \quad (2-28)$$

其中 u_* 為剪力速度 (shear velocity)， T_w 為地表溫度， κ 為馮卡門常數， q_w 為地表的熱通量， ρ 為流體密度。莫奧尺度化長度代表的大氣穩定性如表 2-2。



表 2-2 莫奧尺度化長度與大氣穩定性的對應關係 (Hansen *et al.*, 2012)

莫奧尺度化長度 (m)	大氣穩定性
$-100 \leq L \leq -50$	非常不穩定 (vu)
$-200 \leq L \leq -100$	不穩定 (u)
$-500 \leq L \leq -200$	略不穩定 (nu)
$ L > 500$	中性 (n)
$200 \leq L \leq 500$	略穩定 (ns)
$50 \leq L \leq 200$	穩定 (s)
$10 \leq L \leq 50$	非常穩定 (vs)

對流邊界層 (CBL, convective boundary layer)

通常在白天出現，由於地表升溫，加熱靠近地表的大氣，使大氣不穩定性增加，紊流較強烈。由於對流顯著，此時的邊界層內部位溫幾乎相同，這部分大氣稱為混合層 (mixed layer)；氣流上升至邊界層頂部與自由大氣交界處，會上下來回振盪，形成夾卷層 (entrainment zone)，示意圖如圖 2-15。

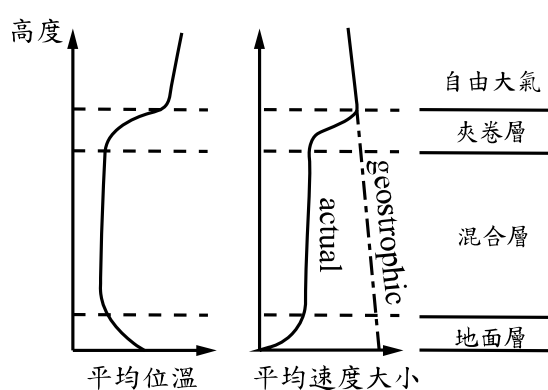


圖 2-15 對流邊界層的溫度、速度大小 (Stull, 2012)



穩定邊界層 (SBL, stable boundary layer)

通常在夜晚出現，由於太陽下山後，地表開始冷卻降溫，逆溫層 (capping inversion) 開始在邊界層頂部形成，此時地表附近為穩定的邊界層。而白天的混合層還有殘留，稱為殘留層 (residual layer)，示意圖如圖 2-16。

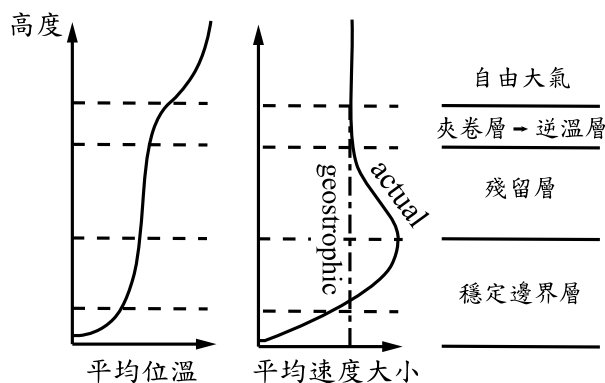


圖 2-16 穩定邊界層的溫度、速度大小 (Stull, 2012)

中性邊界層 (NBL, neutral boundary layer)

中性大氣邊界層中，地表不會對大氣進行加熱或冷卻，因此溫度隨高度的分布可視為恆定。在陸地上，通常只會在日落後短暫出現。至於海洋，則較常出現中性邊界層 (Businger & Charnock, 1983)，在自由大氣處有固定的溫度梯度，約為 1 至 10 K/km (圖 2-17)。

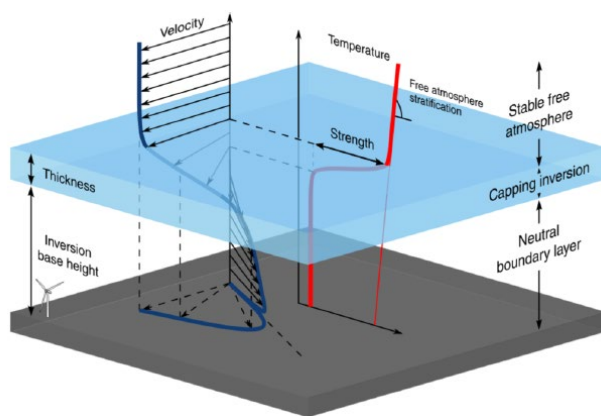


圖 2-17 中性邊界層 (Allaerts & Meyers, 2015)



圖 2-17 顯示在邊界層內的風向角度隨著高度改變，這是水平氣壓梯度與科氏力的地轉平衡造成的（圖 2-18），轉向後的氣流稱為地轉風。

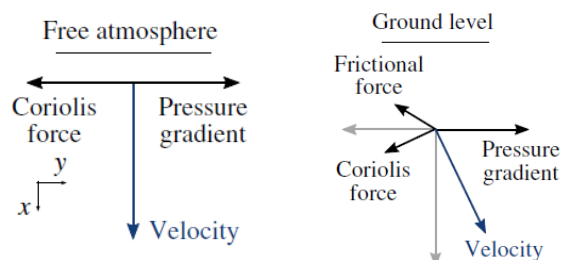


圖 2-18 地轉平衡 (Allaerts & Meyers, 2017)

2-4.2 風場與大氣邊界層的交互作用

風場位於大氣邊界層的最底部，風機的尾流會受到大氣邊界層流的影響，影響範圍包括尾流的風速、剪應力、紊流強度等。若能了解大氣邊界層與風電場之間的交互作用，就能更加準確的設計風場使功率輸出最佳化，以及更有效的減少風機疲勞負荷。Archer & Jacobson (2003) 研究美國海拔高度 80 公尺處的風力，並且考慮大氣穩定性的影響，得到的預測值會比忽略大氣影響的預測值來的高。

邊界層高度通常會高於風場，然而當逆溫層過強，大氣邊界層的高度會最低可能下降至 200 公尺高 (Grant, 1986)。在這種狀況下，風機頂部可能會高於邊界層，接觸到逆溫層，因此探討風場的發電效率時也要考慮逆溫層的影響。Allaerts & Meyers (2015) 針對傳統中性邊界層 (conventionally neutral boundary layer, CNBL) 進行 LES 模擬研究，尤其著重於逆溫層的影響。研究發現逆溫層高度愈高，會造成風場的壓力梯度變大，因而使風場的輸出功率會愈高。

不同的大氣條件下，尾流恢復情形有所不同，進一步會影響到風機的發電效率。相關研究有 Churchfield *et al.* (2012) 的 LES 模擬研究，以及 Iungo & Porté-Agel (2014)、Zhang *et al.* (2013)、Hancock & Pascheke (2014) 的風洞試驗，皆是研究兩座風機，針對上游風機如何影響下游風機的效率進行探討。一般來說，對流狀況尾流恢復最快，中性狀況次之，穩定時恢復最慢；尾流恢復愈快，下游風機效率愈佳。

Allaerts & Meyers (2017) 研究風電場的能量來源、消耗，指出風場主要的能量來源來自於上游入流夾帶的動能（約佔 25%）以及從風場正上方垂直流入的氣流動能（約佔 75%），這兩項能量來源；而主要的能量消耗為風機擷取的能量（約佔 80%）和摩擦力造成的能量耗損（約佔 20%），示意圖如圖 2-19。

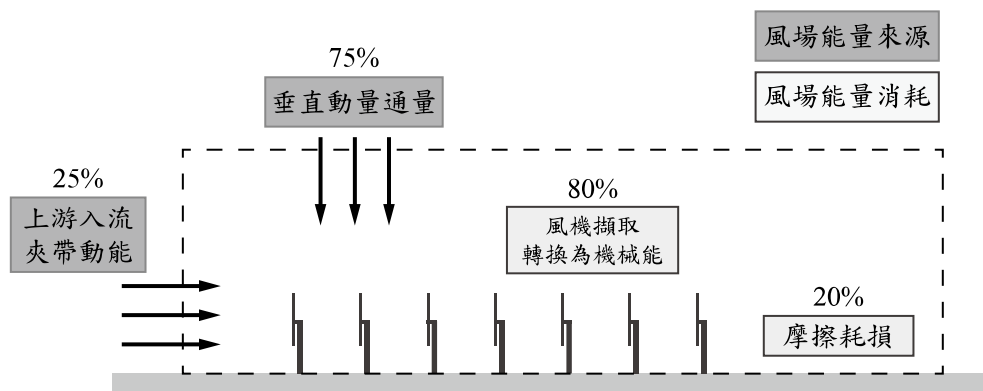


圖 2-19 風場主要能量來源與消耗

當風場規模非常大時，風場上方的垂直入流便成為主要的能量來源，Abkar & Porté-Agel (2014) 使用 LES 模擬研究，發現增加風場中風機的密度並降低自由大氣的穩定性能夠使垂直的動能增加，進而增加風場的發電效率。Ghaisas *et al.* (2017) 研究大氣穩定性與風場內風機的排列方式與風向的關係，發現當大多數風機都在上游風機的尾流中時，發電效率與尾流恢復速率有關，對流狀況下的恢復速率最快，因此功率最佳；當風機大多不位於上游風機尾流正後方時，效率和尾流水平擴散狀況有關，穩定狀況下尾流擴散狀況最小，因此風場發電表現最好。Wu & Porté-Agel (2017) 使用 LES 研究了大氣分層強度 ($\Gamma = \partial\theta/\partial z$) 對風場的影響，當大氣分層強時，會形成重力波往上游傳遞，因而產生阻塞效應 (blockage effect)，使得風場上游的流速變慢，前幾排風機的輸出功率降低，但風場後半部的風機發電效率逐漸增加；當大氣分層弱時，會因為氣流無法完全發展，整體發電效率較大氣分層強的狀況低，且尾流會延伸到風場下游 10 公里以外，可能會影響別的风電场的效率。



第三章 研究方法

本研究探討大氣邊界層對風機流場之影響，為了瞭解風機流場的細節，使用商用軟體 ANSYS Fluent 進行計算流體力學的研究，圖 3-1 為本章架構。

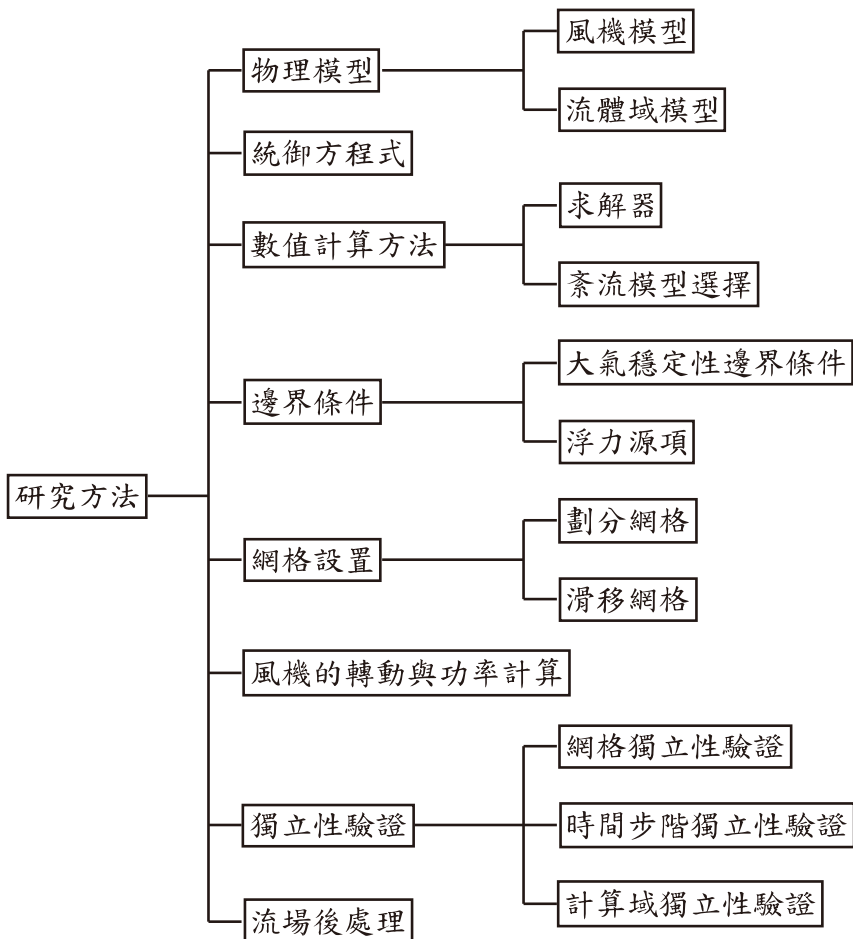


圖 3-1 研究方法架構

3-1 物理模型

3-1.1 風機模型

本研究使用美國國家再生能源實驗室 (National Renewable Energy Laboratory, NREL) 發表的 5 MW 參考風機 (Jonkman *et al.*, 2009)，轉子直徑 126 公尺、輪轂高度 90 公尺，此風機的性質於表 3-1 列出。本研究根據 NREL 提供的葉片資料繪製轉子模型 (表 3-2、圖 3-2)，以進行後續計算流體力學分析。



表 3-1 NREL 5 MW 參考風機性質

參數	性質
額定功率	5 MW
額定風速, U_{hub}	11.4 m/s
額定轉速	12.1 rpm
轉子直徑, D	126 m
輪轂高度, H_{hub}	90 m
輪轂直徑	3 m
轉子軸傾斜角 (tilt angle)	5 degree

表 3-2 NREL 5 MW 參考風機葉片幾何參數

R (m)	Element length (m)	Chord (m)	Twist ($^{\circ}$)	Airfoil
2.8667	2.7333	3.542	13.308	Cylinder
5.6000	2.7333	3.854	13.308	Cylinder
8.3333	2.7333	4.167	13.308	Cylinder
11.7500	4.1000	4.557	13.308	DU40_A17
15.8500	4.1000	4.652	11.480	DU35_A17
19.9500	4.1000	4.458	10.162	DU35_A17
24.0500	4.1000	4.249	9.011	DU30_A17
28.1500	4.1000	4.007	7.795	DU25_A17
32.2500	4.1000	3.748	6.544	DU25_A17
36.3500	4.1000	3.502	5.361	DU21_A17
40.4500	4.1000	3.256	4.188	DU21_A17
44.5500	4.1000	3.010	3.125	NACA64_A17
48.6500	4.1000	2.764	2.319	NACA64_A17
52.7500	4.1000	2.518	1.526	NACA64_A17
56.1667	2.7333	2.313	0.863	NACA64_A17
58.9000	2.7333	2.086	0.370	NACA64_A17
61.6333	2.7333	1.419	0.106	NACA64_A17



圖 3-2 NREL 5 MW 參考風機模型

3-1.2 流體域模型

本研究將計算範圍設置為一個 $20D \times 15D \times 33D$ 的長方體，兩座風機間距為 $7D$ ， D 為轉子直徑（126 公尺），並將座標原點設置於上游風機的轉子旋轉中心，如圖 3-3。

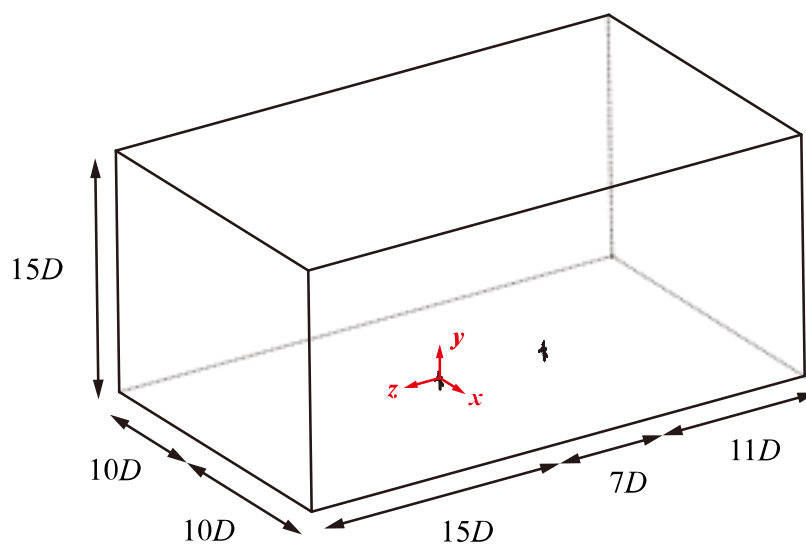


圖 3-3 計算區域尺寸



3-2 統御方程式

本研究使用三維、不可壓縮流、暫態的納維爾-史托克斯方程式，符合質量、動量、能量守恆式。

質量守恆方程式

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u}) = 0 \quad (3-1)$$

動量守恆方程式

$$\frac{\partial \rho \mathbf{u}}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u} \mathbf{u}) = -\nabla p + \nabla \cdot \bar{\bar{\tau}} + \rho \mathbf{g} + \mathbf{F} \quad (3-2)$$

其中 p 為靜壓； $\bar{\bar{\tau}} = \mu \left[(\nabla \mathbf{u} + \nabla \mathbf{u}^T) - \frac{2}{3} \nabla \cdot \mathbf{u} \mathbf{I} \right]$ ，為應力張量； \mathbf{F} 為其他外力來源。

紊流動能傳輸方程式

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i k)}{\partial x_i} = \rho P - \beta^* \rho \omega k + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu + \sigma_k \mu_t) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] \text{ with } P = \tau_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \quad (3-3)$$

紊流比耗散率傳輸方程式

$$\frac{\partial(\rho \omega)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i \omega)}{\partial x_i} = \frac{\gamma}{\nu_t} P - \beta \rho \omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\mu + \sigma_\omega \mu_t) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + 2(1 - F_1) \frac{\rho \sigma_\omega}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \quad (3-4)$$

能量守恆方程式

$$\frac{\partial(\rho E)}{\partial t} + \nabla \cdot (\mathbf{u}(\rho E + p)) = \nabla \cdot \left(k_{eff} \nabla T - \sum_j h_j \mathbf{J}_j + (\bar{\bar{\tau}}_{eff} \cdot \mathbf{u}) \right) + S_h \quad (3-5)$$

其中 $k_{eff} = k + k_t$ ，代表等效的導熱係數； \mathbf{J}_j 為擴散通量； S_h 為其他熱源。



3-3 數值計算方法

3-3.1 求解器

Fluent 的求解器有密度基求解器 (density-based solver) 以及壓力求解器 (pressure-based solver)，密度求解器對可壓縮流的計算較準確，本研究的流場皆為不可壓縮流，因此選用壓力基求解器。利用 Coupled 壓力—速度耦合算法求解動量方程式和連續方程式後，修正質量通量、壓力以及速度場，再以非耦合的方法求解能量、紊流等方程式，求解流程如圖 3-4。

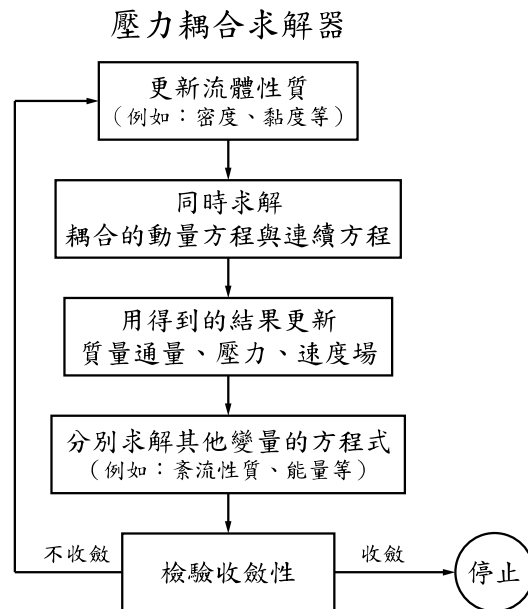


圖 3-4 Fluent 壓力耦合求解器求解流程 (ANSYS Inc.)

空間離散方法使用單元最小平方法 (least squares cell based)，示意圖如圖 3-5，單元 c_0 和 c_i 值的變化可以表示為

$$(\nabla\varphi)_{c_0} \cdot \Delta r_i = \varphi_{c_i} - \varphi_{c_0} \quad (3-6)$$

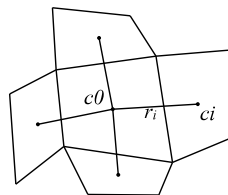


圖 3-5 單元最小平方法計算示意圖

與單元 $c0$ 相鄰的所有單元都能寫出一條如同(3-6)的關係式，因此整理得到

$$[J](\nabla\varphi)_{c0} = \Delta\varphi \quad (3-7)$$

其中 $[J]$ 是係數矩陣，只與幾何有關。

變數傳遞方法使用二階上風法 (second-order upwind scheme)，將上游單元中心的變數梯度 $\nabla\varphi$ 與上游單元中心至所求面中心的位移向量 \vec{r} 內積，以得到所求面位置的變數值：

$$\varphi_f = \varphi + \nabla\varphi \cdot \vec{r} \quad (3-8)$$

在收斂速度與收斂穩定性的取捨間，設定鬆弛因子 (relaxation factor) 動量為 0.75、壓力為 0.5。

3-3.2 紊流模型選擇

本研究使用的紊流模型為 SST 模型，主要考量有二：第一，在 DNS、LES、RANS 三種計算流體力學求解方法中，RANS 是最適合本研究問題的方法。原因是風機的流場主要為紊流，且幾何形狀複雜，不可能使用所需網格量巨大的直接數值模擬 (DNS)。本研究旨在了解尾流模式、兩座風機之交互作用，以及風機與大氣邊界層之交互作用，並不會特別著重於太細節的流場結構，因此也不選擇大渦流模擬 (LES)，而是選擇 RANS 做為求解方法。

第二，在眾多雙方程式 RANS 相關模型中選擇 SST $k-\omega$ 模型的原因是 SST 模型結合了 $k-\omega$ 和 $k-\varepsilon$ 模型。本研究關注重點為風機的尾流，因此 $k-\omega$ 模型是首選，它對尾流預測準確度高，並且有許多實驗證實準確性；至於在自由流部分， $k-\varepsilon$ 模型也預測的相當準確。以風機的流場來說，SST $k-\omega$ 模型可以滿足這兩項重點，因此本研究選用此模型。



3-4 邊界條件

本研究將計算域的邊界劃分為入口、出口、側面、頂部、地表與轉子，如圖 3-6 所示。

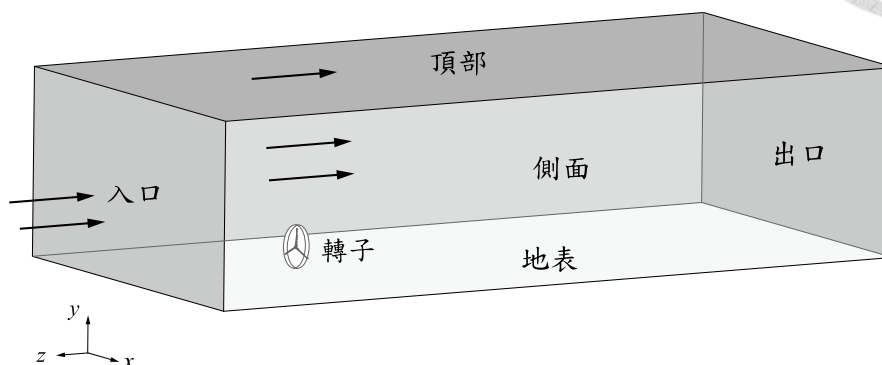


圖 3-6 計算域邊界示意圖

在入口處根據不同大氣穩定性設定速度、溫度分布(在 3-4.1 小節會詳細敘述)，頂部、側面設定為對稱邊界條件，各物理量的法向通量為零。出口則是設定壓力與大氣壓力相同，地表設定為無滑移邊界條件。最後風機表面亦為無滑移條件，轉子轉動速度由空氣動力矩與發電機反饋力矩平衡求出。邊界條件整理如表 3-3。

表 3-3 邊界條件設定

位置	邊界條件
入口	根據大氣穩定性設定
頂部、側面	法向通量 = 0
出口	gage pressure = 0
地表	無滑移： $u = v = w = 0$
轉子表面	無滑移： $u_{wall} = u_{fluid}$



3-4.1 大氣穩定性邊界條件

本研究入口處的邊界條件分布參考 Alinot & Masson (2005) 以及 Prospathopoulos *et al.* (2011) 的研究設定。

$$u(y) = \begin{cases} \frac{u_*}{\kappa} \left[\ln\left(\frac{y}{z_0}\right) + \phi_m\left(\frac{y}{L}\right) - 1 \right] & L > 0 \\ \frac{u_*}{\kappa} \left[\ln\left(\frac{y}{z_0}\right) + \ln\left(\frac{8\phi_m^4\left(\frac{y}{L}\right)}{\left(\phi_m\left(\frac{y}{L}\right) + 1\right)^2 \left(\phi_m^2\left(\frac{y}{L}\right) + 1\right)}\right) - \frac{\pi}{2} \right. \\ \left. + 2 \tan^{-1}\left(\frac{1}{\phi_m\left(\frac{y}{L}\right)}\right) \right] & L < 0 \end{cases} \quad (3-9)$$

$$k(y) = \frac{u_*^2}{\sqrt{\beta_*}} \left[\frac{\phi_\omega\left(\frac{y}{L}\right)}{\phi_m\left(\frac{y}{L}\right)} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (3-10)$$

$$\omega(y) = \frac{u_*}{\sqrt{\beta_*} \cdot \kappa \cdot (y+z_0)} \left[\phi_\omega\left(\frac{y}{L}\right) \cdot \phi_m\left(\frac{y}{L}\right) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (3-11)$$

其中 L 為莫奧尺度化長度， $\phi_m\left(\frac{y}{L}\right)$ 為無因次剪應力， u_* 為剪力速度，相關參數於表 3-4 列出。

$$\phi_m\left(\frac{y}{L}\right) = \begin{cases} \left(1 - 16\frac{y}{L}\right)^{-\frac{1}{4}} & L < 0 \\ 1 + 5\frac{y}{L} & L > 0 \end{cases} \quad (3-12)$$

$$\phi_\omega\left(\frac{y}{L}\right) = \begin{cases} 1 - \frac{y}{L} & L < 0 \\ 1 + 4\frac{y}{L} & L > 0 \end{cases} \quad (3-13)$$



表 3-4 不同大氣條件的設定參數

大氣條件	L (m)	u^* (m/s)
對流	-150	0.522
穩定	150	0.360

根據上述設定入口處邊界條件，速度、紊流動能以及比紊流耗散率如圖 3-7。

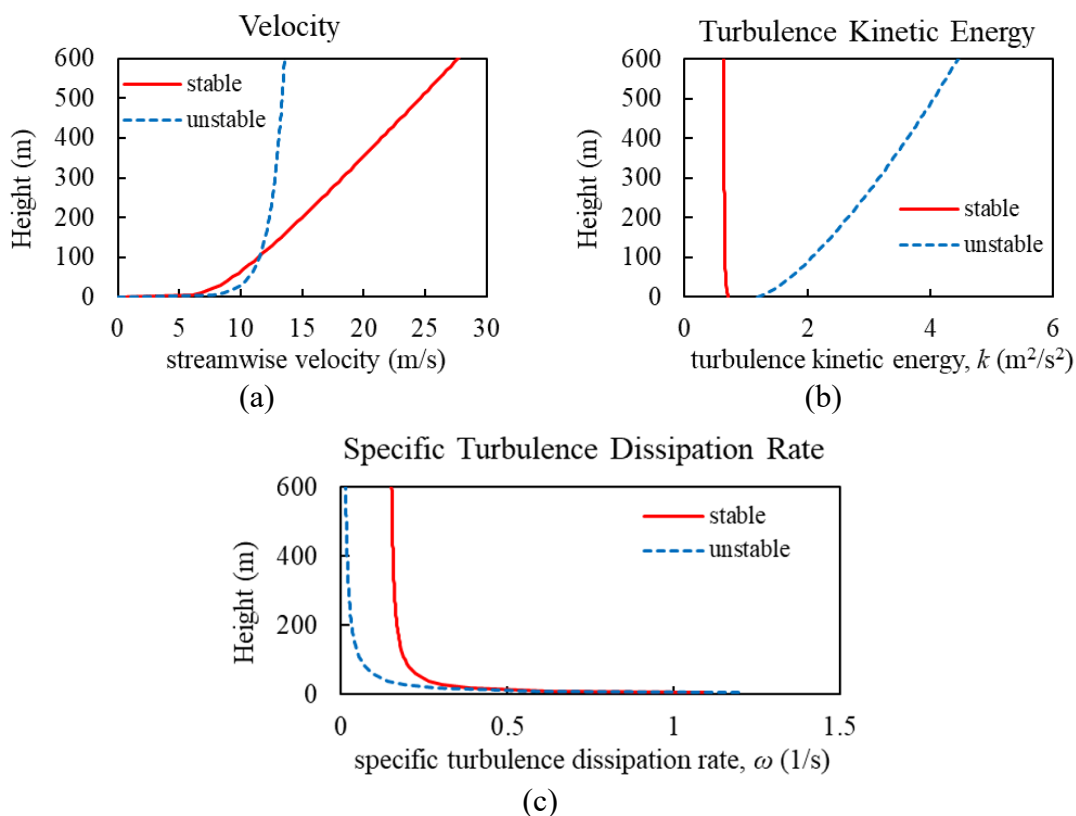


圖 3-7 入口處 (a) 速度，(b) 紊流動能 k ，(c) 比紊流耗散率 ω 邊界條件



本研究參考 Prospathopoulos *et al.* (2011) 設定 SST $k-\omega$ 模型之參數如表 3-5。

表 3-5 SST $k-\omega$ 模型之參數

參數	設定值
α_∞^*	1
α_∞	0.3706
β_∞^*	0.033
σ_k	2
σ_ω	2
β	0.0275

3-4.2 浮力源項

本研究參考 Schepers (2003) 提出的模型，不求解能量方程式，而是在紊流模型中的 k 方程式中加入源項，用以代表浮力現象。

$$G = -\mu_t \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 \frac{Ri}{\phi_m} \quad (3-14)$$

其中 μ_t 為紊流動力黏滯係數 (turbulence dynamic viscosity)，在本研究使用的 SST $k-\omega$ 模型中， μ_t 計算方式如下。

$$\mu_t = \rho \frac{k}{\omega} \quad (3-15)$$

而 Ri 為理查遜數 (Richardson Number)

$$Ri = \begin{cases} \frac{y}{L} \cdot \frac{0.74 + 4.7 \frac{y}{L}}{\left(1 + 4.7 \frac{y}{L}\right)^2} & L > 0 \\ \frac{y}{L} & L < 0 \end{cases} \quad (3-16)$$



3-5 網格設置

3-5.1 劃分網格

使用計算流體力學求解問題的第一步是產生網格，將計算區域化為數個網格 (grid)，網格點周遭為一控制體積，以有限體積法計算各網格處的結果後即可得到整個計算區域的結果。網格品質直接影響到計算結果的準確性，網格尺寸愈小、愈密集的話，愈能準確計算流場的細節，但所需運算時間會更長，因此需要做網格獨立性驗證找出能兼顧網格品質與結果準確性的網格尺寸。

網格由節點 (node)、面 (face) 以及單元 (cell) 組成：節點為網格點 (grid point)，邊 (edge) 為面的邊界、面為單元的邊界、單元是計算區域劃分出的控制體積，單元中心 (cell center) 是資料儲存的位置。示意圖如圖 3-8。

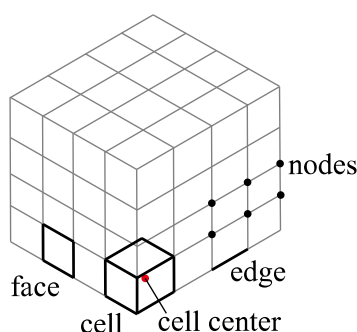


圖 3-8 三維網格結構圖

網格分為結構化網格 (structured grid) 以及非結構化網格 (unstructured grid)。結構化網格包括二維的四邊形網格以及三維的六面體網格，在網格的面上會建立格點；非結構化網格則包括各式各樣的形狀，例如二維的三角形網格以及三維的四面體網格、多面體網格等等，較容易在較複雜的幾何外型產生網格。結合多面體網格與六面體網格的網格生成方法是 Fluent 最新的網格技術，多面體網格合併了數個四面體網格減少了網格點的數目，而六面體網格相對四面體網格存在許多優勢，因此能夠節省電腦的記憶體並加快運算，整體計算品質也能提升。

本研究將計算區域分為旋轉的轉子圓盤網格以及靜止的流體區域。網格主要使用非結構化的多面體網格，並在細節處適當的改善網格品質。大部分區域使用多面體網格，在地表邊界處附近使用較細長、厚度較薄的棱柱狀網格，目的是為了準確抓取到邊界層流場的快速變化。

劃分風機轉子部分的網格時，由於葉片形狀是較複雜的曲面，在電腦軟體的轉換中容易產生髒幾何 (dirty geometry)，例如交叉的面、面與面之間的微小縫隙，髒幾何的問題會使網格的產生變得非常困難，因此必須將幾何修復乾淨。本研究使用 ANSYS SpaceClaim 的修正功能處理風機葉片的幾何模型，再劃分網格 (圖 3-9)。

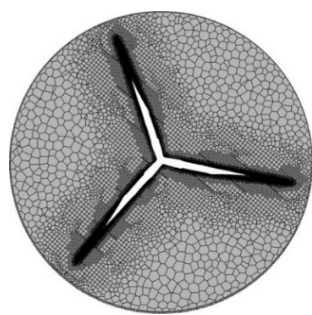


圖 3-9 轉子網格

在流體區域網格的劃分上，為了準確捕捉翼尖、翼根渦旋的流場，在風機下游建立由小至大的網格細化區域，網格細化的參數設定如圖 3-10 以及表 3-6。

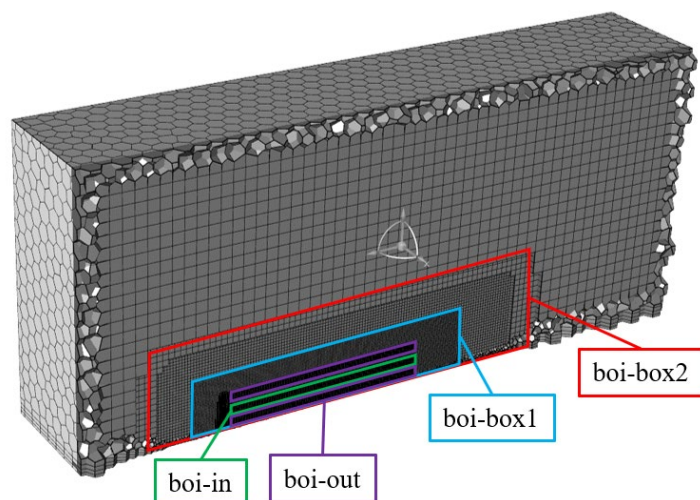


圖 3-10 網格細化區域劃分

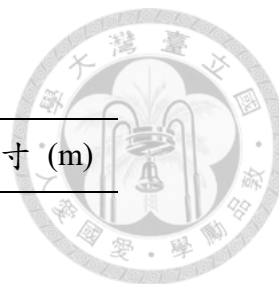


表 3-6 網格細化設定

網格細化方法	位置	目標網格尺寸 (m)
Face sizing	轉子圓盤	1.2
	塔柱	0.8
Body of influence	boi-in	1.5
	boi-out	2
	boi-box1	4
	boi-box2	8

3-5.2 滑移網格

本研究將計算區域分為兩個主要的網格區域 (cell zone)，分別為轉子圓盤與外部流體網格區域。在轉動的風機網格設置上使用滑移網格 (sliding mesh)，使轉子圓盤網格區域與流體網格區域之間沿著交界處 (interface) 做剛性的相對運動 (如圖 3-11)，不需要進行網格重劃、也不會有網格負體積的問題。

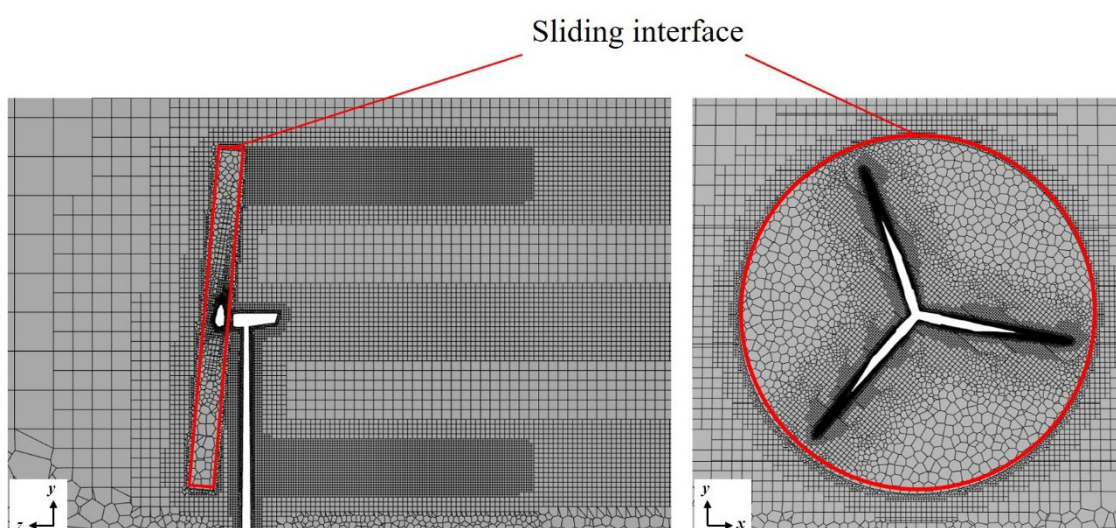


圖 3-11 滑移網格



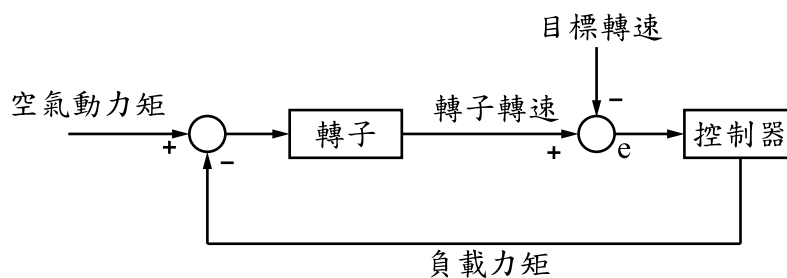
3-6 風機的轉動與功率計算

ANSYS Fluent 的使用者定義函數 (User-defined function, UDF) 利用 C 語言編寫，搭配 Fluent 的巨集函數 (macro)，讓使用者能根據自身需求設定邊界條件、方程式中的變數、剛體的運動等等。在轉子的控制上，本研究使用了兩個巨集函數，分別為計算轉子受力狀況的 Compute_Force_And_Moment 函數與施加負載於轉子的 DEFINE_SDOF_PROPERTIES 函數。

首先透過 UDF 的 Compute_Force_And_Moment 函數計算轉子的受力狀況，主要計算轉子所受轉動力矩、面外力矩 (out-of-plane moment) 以及偏航力矩 (yaw moment)，轉動力矩是用來作為控制風機轉速的依據，而面外力矩與偏航力矩是用以探討風機偏航策略。

其次利用 Fluent 的六自由度求解器 (six-degrees of freedom (SDOF) solver) 進行轉子的模擬，使用的函數為 DEFINE_SDOF_PROPERTIES，能夠指定網格的轉動中心、轉軸方向向量，以及轉子的轉動慣量，使轉子區域的網格能隨著來流被動的旋轉。

為了控制轉子轉速，首先計算轉子所受轉動力矩 (空氣動力矩) 以及目前轉速與目標轉速之間的誤差；接著利用 PID 控制器計算應施加在轉子上的負載，使轉速控制在額定轉速，而此負載可以視為實際風機發電機所提供的負載，因此可利用負載計算出風機的發電功率。控制架構如圖 3-12。



$$\text{發電功率} = \text{負載力矩} \times \text{轉子轉速}$$

圖 3-12 轉速控制架構



3-7 獨立性驗證

為了確保計算結果的正確性，考慮計算時間、成本，進行網格尺寸、時間步階以及計算域尺寸的獨立性測試。

3-7.1 網格獨立性驗證

網格解析度對於計算結果有著巨大的影響，若是解析度太低，可能導致錯誤的計算結果，尤其本研究著重於分析風機下游尾流速度分布的變化，因此必須驗證網格的獨立性，選擇適當的網格數量進行模擬。

本研究觀察風機尾流的流場差異，以尾流區的速度分布使用不同的網格尺寸、數量，劃分方式如同 3-5.1 小節所述，改變網格細化區的尺寸，設定如表 3-7，網格細化區域名稱參考圖 3-10。

表 3-7 不同尺寸的網格獨立性驗證

case	總網格數	目標網格尺寸 (m)			
		boi-in	boi-out	boi-box1	boi-box2
2 million	2409499	3	4	8	16
8 million	8236763	1.5	2	4	8
10 million	10429191	1.125	1.5	3	6
11 million	11635000	0.9615	1.282	2.564	5.128

本研究使用四種不同網格數的模型，分別計算尾流時間平均速度減少量，並使用高斯函數近似尾流分布，計算得到尾流寬度，以風機下游三倍轉子直徑處的尾流寬度做為網格獨立性測試的標準，結果整理於表 3-8 與圖 3-13。大約一千萬網格時計算得到的尾流寬度結果收斂（誤差約為千分之五），因此選用 10 million 這組網格進行後續計算。



表 3-8 網格獨立性測試

case	下游 3D 處尾流寬度	誤差
2 million	0.41047549	
8 million	0.41372818	0.792%
10 million	0.41592021	0.530%
11 million	0.41620305	0.068%

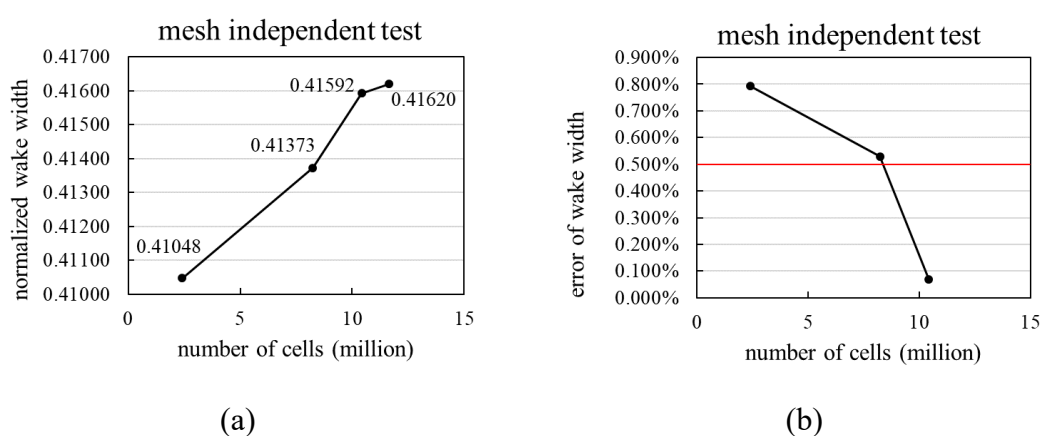


圖 3-13 網格獨立性驗證 (a) 尾流寬度比較，(b) 誤差

3-7.2 時間步階獨立性驗證

CFL 條件是計算流體力學中判斷計算的收斂條件，定義庫朗數 (Courant number) 如下。

$$C = \frac{u\Delta t}{\Delta x} \leq C_{max} \quad (3-17)$$

其中 u 為流體速度， Δt 為時間步階長度， Δx 為網格大小。

C_{max} 的大小與使用的數值方法有關，若使用顯式時間積分方式， C_{max} 通常為 1，表示流體質點在一個時間步階內移動的距離不能大於網格的大小；而本研究使用的 ANSYS Fluent pressure-based 求解器中使用的是隱式時間積分方法，因此 C_{max} 可以較大。

在本研究的設定上，流體速度 u 為 11.4 m/s，最小的網格尺寸約 0.15 m，因此時間步階大小需小於 0.013 s 才能滿足 $C_{max} = 1$ 的條件。本研究使用的 5 MW 風機額定轉速為 12.1 rpm，旋轉一周需要約 4.96 秒。根據 CFL 條件，首先將風機轉子旋轉一周的時間劃分為 380 個時間步階，一個時間步階長 0.013 秒；接著逐漸增加時間步階長度，計算風機產生之發電量，進行獨立性驗證，結果如圖 3-14 所示。驗證結果顯示，一週期劃分為 220 步以上的誤差皆小於千分之五，因此決定將一週期劃分為 220 步做為本研究的時間步階大小。

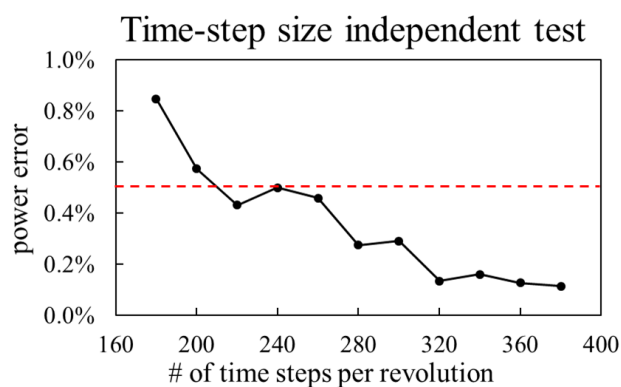


圖 3-14 時間步階獨立性驗證

3-7.3 計算域獨立性驗證

真實風場是沒有邊界的，但是在數值計算上必須設定計算區域，為了驗證計算域大小對風機發電量的影響，本研究設定了兩種尺寸的計算域大小，詳細尺寸於圖 3-15 與表 3-9 列出。

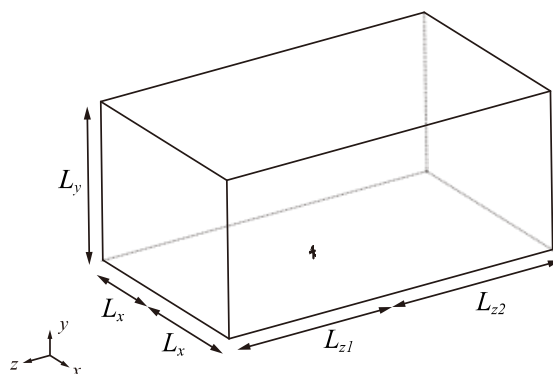


圖 3-15 計算域尺寸標註

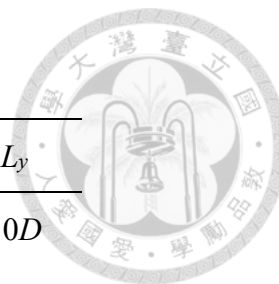


表 3-9 計算域獨立性驗證設定尺寸

case	L_{z1}	L_{z2}	L_x	L_y
ambient_BSL	5D	18D	4D	10D
ambient_z15_x10	15D	18D	10D	157D

將大氣條件設置為中性條件，計算單座風機的發電量，結果如表 3-10，較大計算域得出的發電量與額定功率 5 MW 接近，因此選擇較大的計算域。

表 3-10 計算域獨立性驗證

case	Power (MW)
ambient_BSL	4.629
ambient_z15_x10	5.068

3-8 流場後處理

本研究使用了 ANSYS 的 Fluent 軟體和 Ensign 軟體進行流場的後處理分析，觀察流場的速度分布，計算風能密度等流場變量。

速度損失量

由於本研究使用的兩種大氣條件的入流速度隨高度的分布不同，因此在比較尾流速度恢復時，會計算下游速度與入流速度的差異，並且利用 U_{hub} 進行無因次化進行比較。

風能

本研究亦使用風機下游轉子掃掠面積的風能作為尾流恢復的參考，風能密度 (wind power density, WPD) 計算如下。

$$WPD = \frac{1}{2} \rho u^3 \quad (3-18)$$

利用 Ensign 計算不同下游距離處的掃掠面積風能密度，再積分各網格點的風能密度得到風能。

$$P = \frac{1}{A} \sum_{i=1}^n (WPD) |A_i| \quad (3-19)$$

其中 A 為轉子掃掠面積 (12468 平方公尺)， A_i 為掃掠面積上各網格的面積。

渦度

本研究使用 Q-criterion 判斷渦度，計算方式如下。

$$Q = \frac{1}{2} (|S|^2 + |\Omega|^2) \quad (3-20)$$

其中 S 與 Ω 分別為應變率張量以及渦度張量。

$$S = \frac{1}{2} [\nabla v + (\nabla v)^T] \quad (3-21)$$

$$\Omega = \frac{1}{2} [\nabla v - (\nabla v)^T] \quad (3-22)$$

利用 Fluent 計算流場的 Q-criterion，並選擇適當的值顯示出等值面，以表示流場中的渦旋。



第四章 結果與討論

本章節為研究結果與討論，針對風機流場與發電量進行探討，並且提出風機偏航角控制策略，架構如圖 4-1。

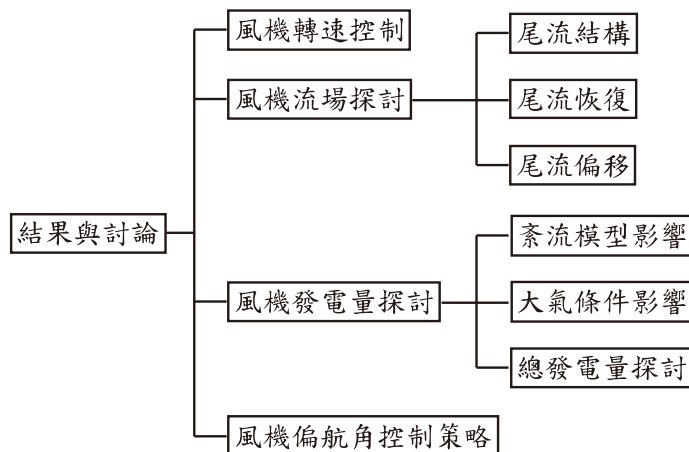


圖 4-1 結果與討論架構

4-1 風機轉速控制

本研究以 PID 控制調整施加在風機上的負載力矩，進而控制風機的轉速，控制結果如圖 4-2。大約在第 15 個時間步階（流場時間約 0.3 秒）後轉速達到穩態 1.261 rad/s，穩態誤差為 -0.0086 rad/s。

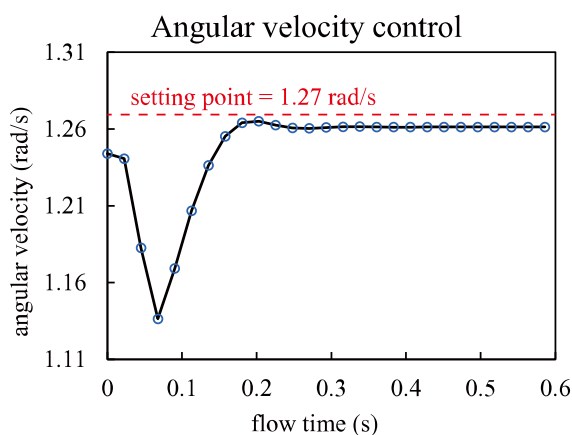


圖 4-2 風機轉速控制

得到此穩態誤差後，再修改控制器，將誤差消除，修正後計算得到風機旋轉角速度為 1.2671 rad/s（即為額定轉速 12.1 rpm）。



4-2 風機流場探討

4-2.1 尾流結構

風機的翼尖渦旋在是尾流流場重要的結構，取風機上游 2 倍轉子直徑、下游 0.5 倍轉子直徑處的速度、壓力進行分析（圖 4-3），比較兩處的差異。

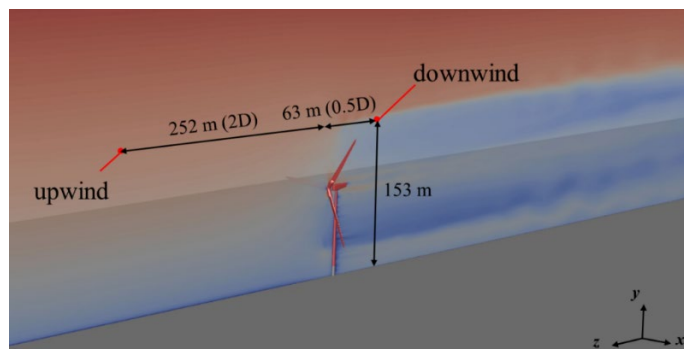


圖 4-3 風機上下游分析位置

圖 4-4 為風機上下游壓力、速度隨時間的變化，可以看出上游的速度、壓力幾乎不隨時間變化，而下游的速度壓力成週期性振盪。因此，進一步利用傅立葉頻譜分析比較速度、壓力訊號。

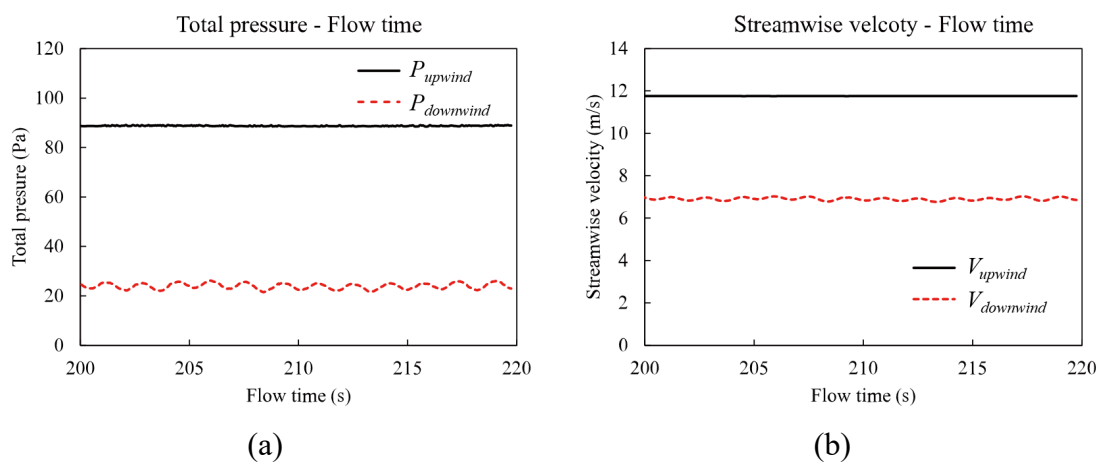


圖 4-4 風機上下游流場 (a) 壓力，(b) 速度 隨時間的變化

使用 Matlab 快速傅立葉函數將壓力與速度的時域訊號轉換為頻譜，取樣頻率為 44.3 Hz，結果如圖 4-5。

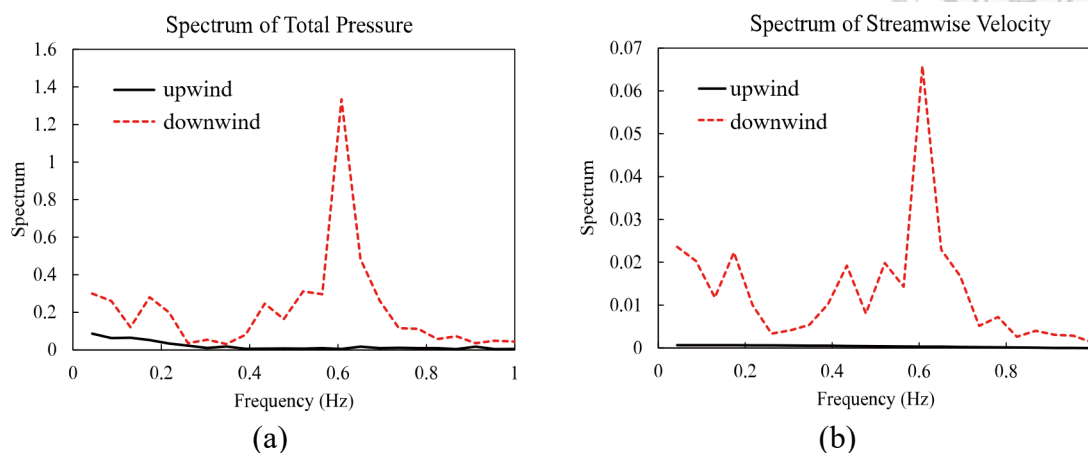


圖 4-5 風機上下游流場 (a) 壓力，(b) 速度 頻譜分析

本研究使用的風機轉速為 12.1 rpm，頻率約為 0.20 Hz，圖 4-5 顯示看到下游流場的速度壓力變化振盪頻率約為 0.6 Hz，約為風機旋轉頻率的三倍。造成此現象的原因是風機三個葉片產生之翼尖渦旋，對下游的速度、壓力造成顯著影響。

圖 4-6 為兩座風機在對流、穩定兩種大氣條件下的尾流渦旋結構圖，使用 Q-criterion 繪製出同樣渦度的等值面。結構圖顯示在對流條件下，尾流翼尖渦旋消散較快，而大氣穩定時渦旋結構明顯、較慢消散，在下一小節會再深入探討。

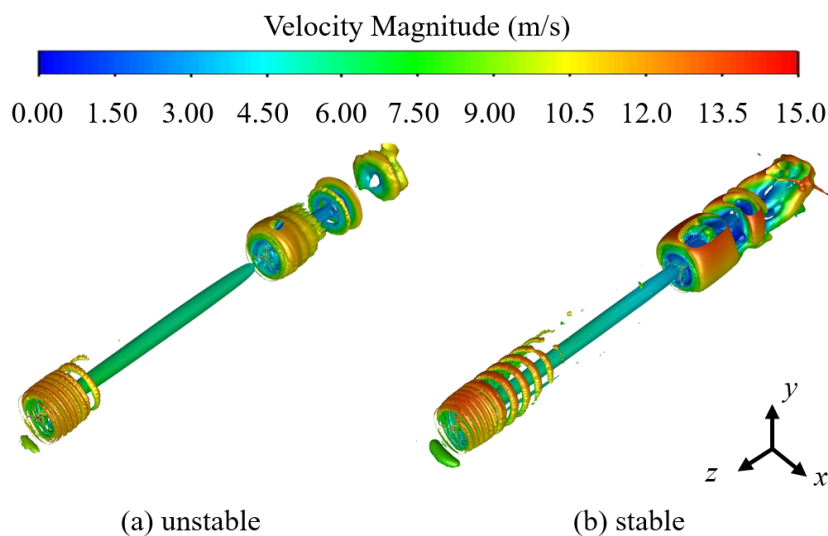


圖 4-6 風機尾流渦旋結構

圖 4-7 為上游風機調整偏航角至 15° 、 20° 、 25° 的尾流渦旋結構圖，同樣地，對流條件下的渦旋結構消散較快。在穩定條件下，上游風機的翼尖渦旋、翼根渦旋結構較明顯，且都綿延至下游風機，而下游風機的尾流結構也較為複雜。

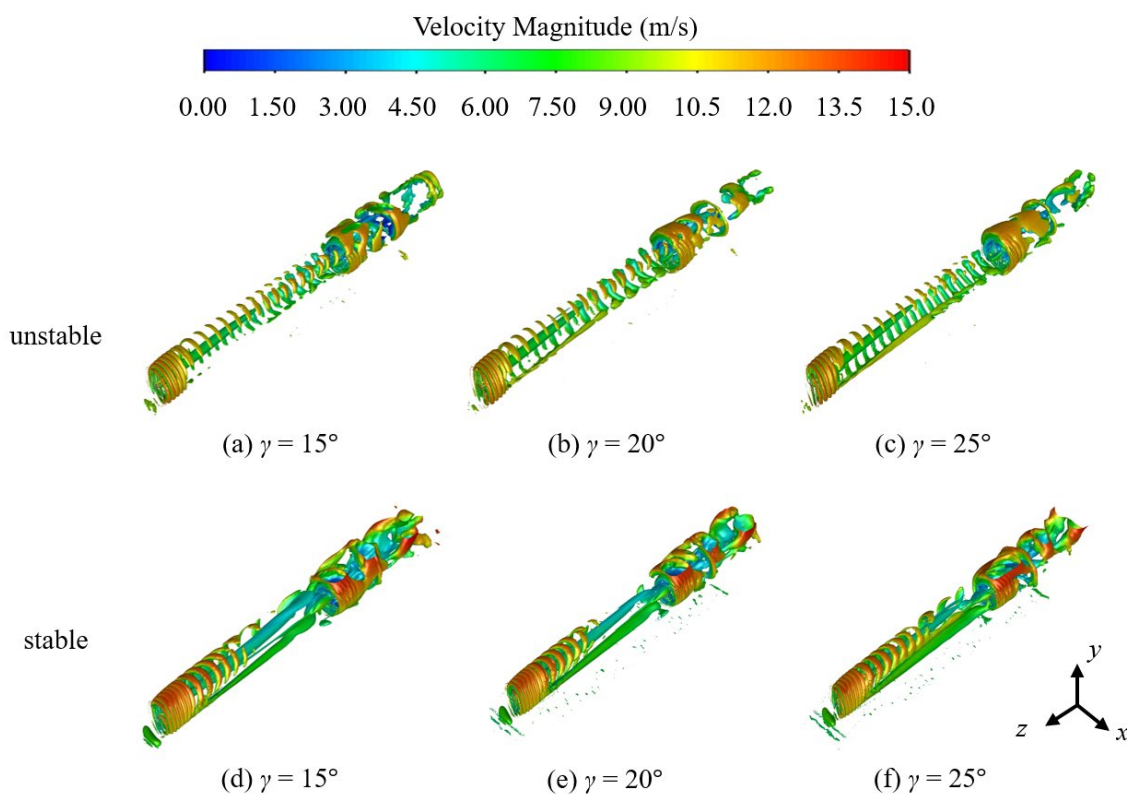


圖 4-7 偏航風機尾流渦旋結構 (a)(b)(c) 對流，(d)(e)(f) 穩定大氣條件

4-2.2 尾流恢復

本節討論在不同大氣穩定條件下的單座風機尾流恢復情形，分別從時間平均速度分布以及掃掠面積風能進行比較。

圖 4-8 為兩種大氣條件下的風機尾流速度損失量分布情形，當大氣穩定時，翼尖渦旋形狀到下游 4 至 5 倍轉子直徑處仍然明顯，而對流條件下的流場，因為垂直的混合作用強烈，因此翼尖渦旋在下游約 3 倍轉子直徑處被破壞。

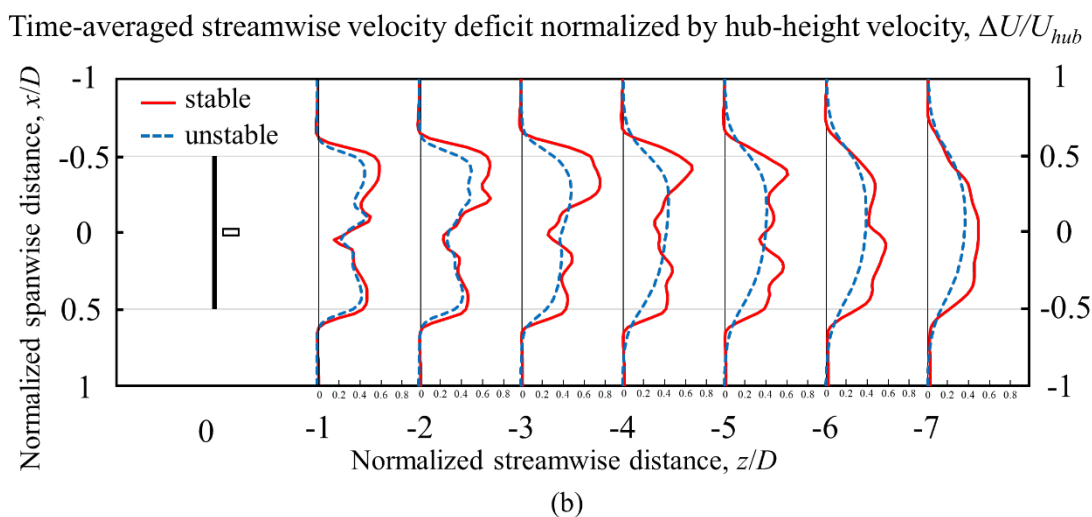
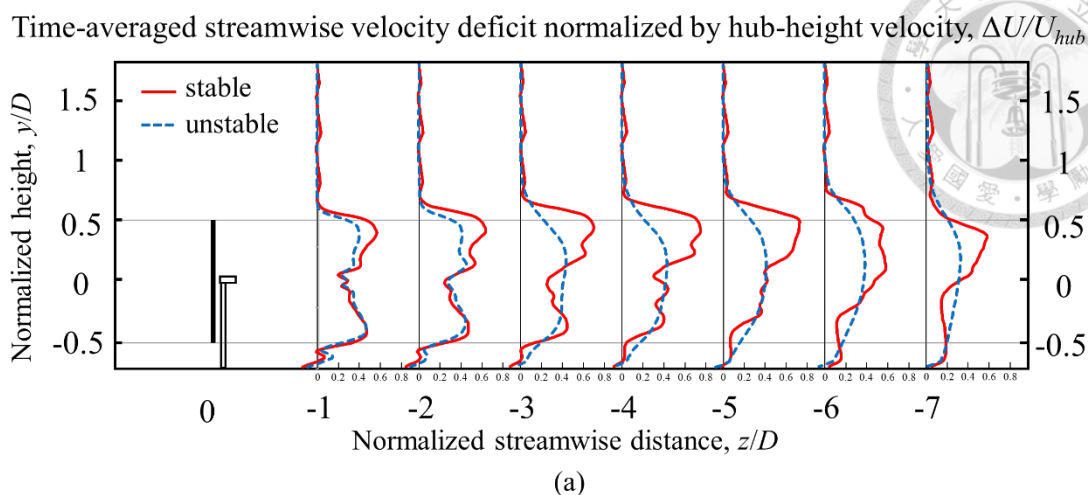


圖 4-8 單座風機尾流速度損失量分布 (a) 垂直分布，(b) 水平分布

進一步的觀察流場的渦度，圖 4-9 為兩種大氣條件下風機下游距離 $1D$ 至 $7D$ 的截面 z 方向渦度分布，如同前述結果，對流大氣狀態下的尾流在下游 3 至 4 倍轉子直徑處渦旋結構已經被破壞，而穩定大氣狀態下的尾流渦旋則否，到下游 7 倍轉子直徑處仍結構明顯。

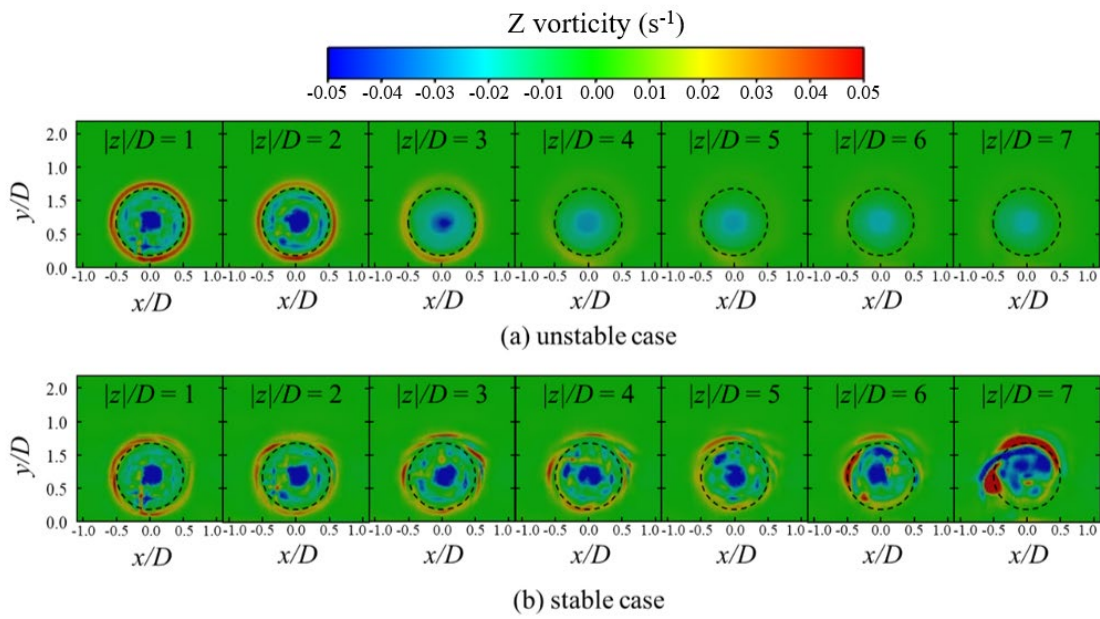


圖 4-9 風機下游截面 z 方向渦度分布圖 (a) 對流，(b) 穩定大氣條件

圖 4-10 為兩種大氣條件下單座風機的尾流風能恢復狀況，圖中顯示對流大氣狀況的風機下游風能整體都較多，恢復速度也較快，在七倍轉子直徑處的風能恢復為上游的 0.35 倍，而穩定大氣條件下的風機流場只恢復了 0.24 倍的風能。

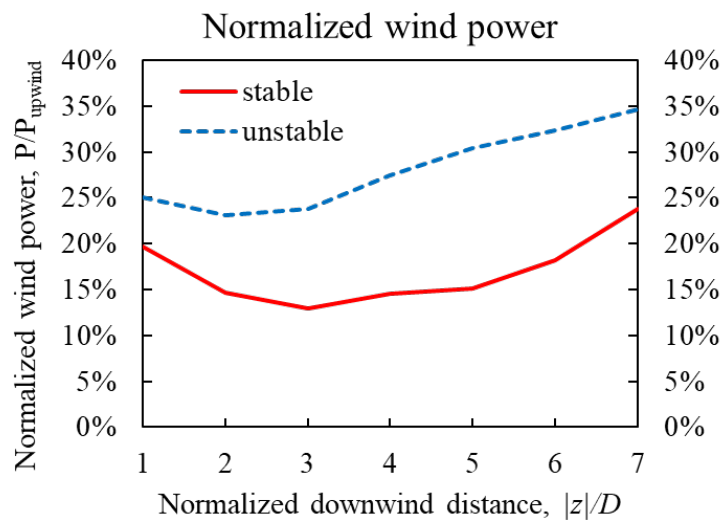


圖 4-10 未偏航風機下游風能密度變化



4-2.3 尾流偏移

本研究將上游風機的偏航角設置為 15° 、 20° 、 25° (以 $-Y$ 軸作為旋轉軸)，並且分析不同偏航狀況的流場。圖 4-11 與圖 4-12 為偏航風機流場速度分布，圖 4-13 為風機下游各截面處 z 方向渦度分布圖。

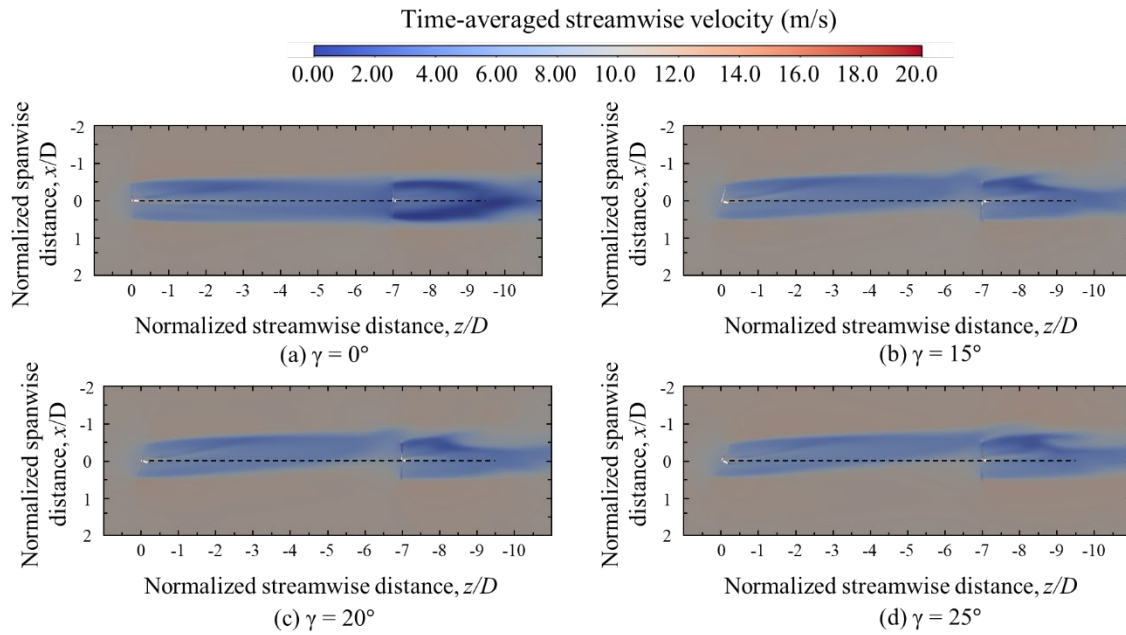


圖 4-11 穩定大氣條件下偏航風機水平速度分布

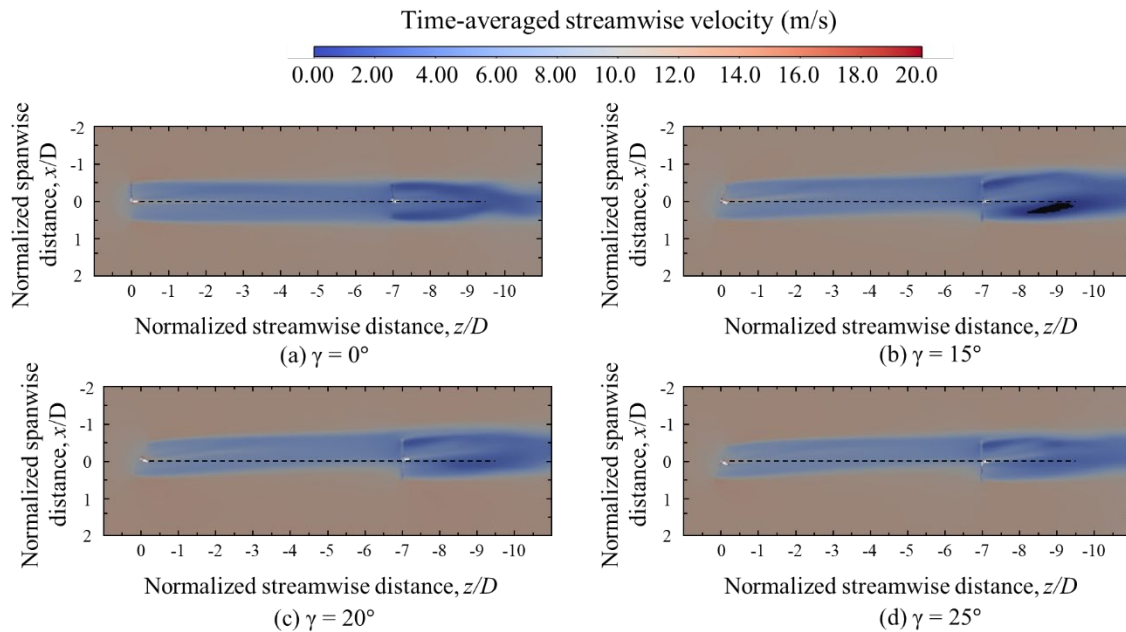


圖 4-12 對流大氣條件下偏航風機水平速度分布

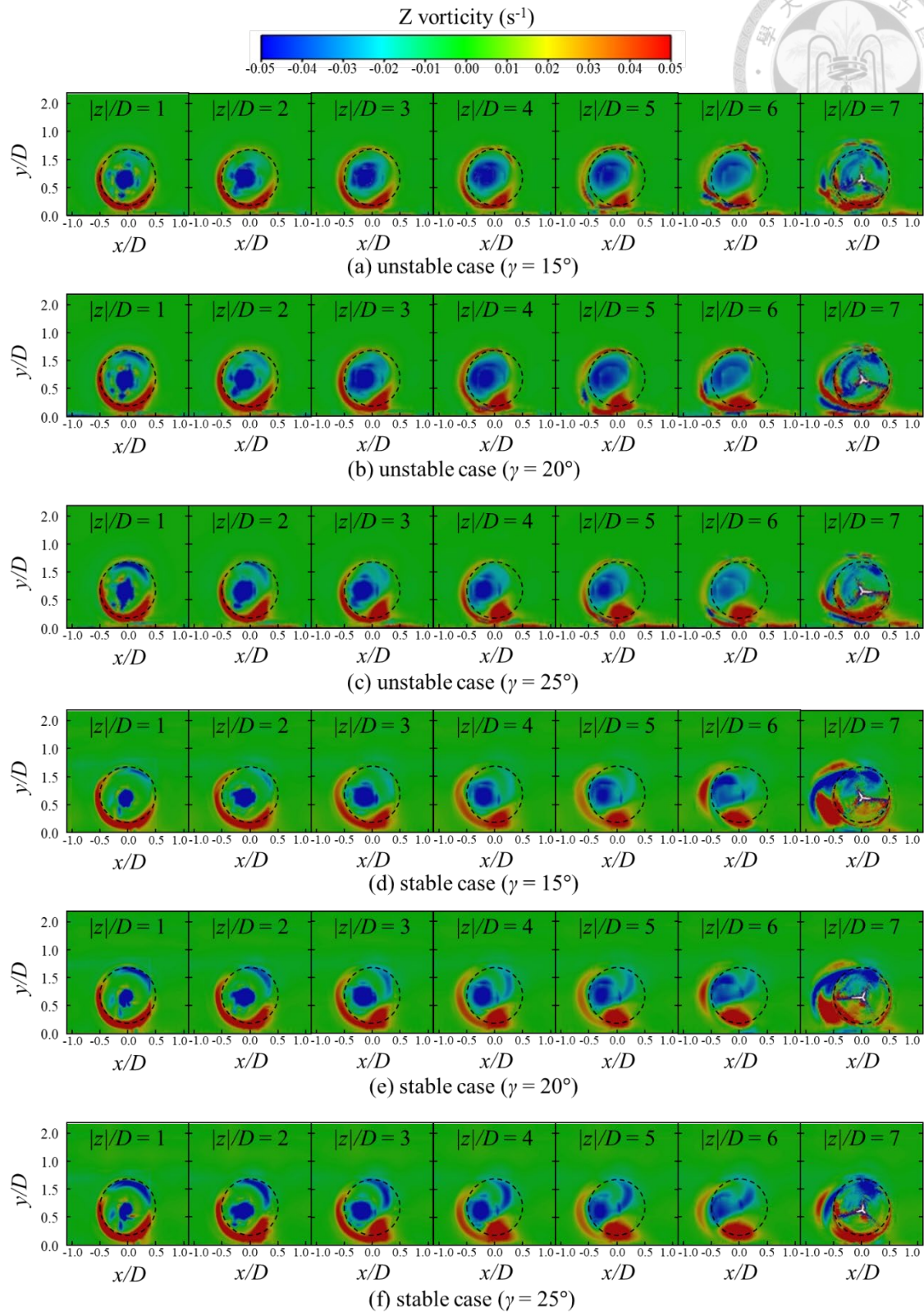


圖 4-13 偏航風機下游截面 z 方向渦度分布圖

從圖 4-11 與圖 4-12 可以觀察到當大氣條件為穩定時，主動偏航使尾流偏移的效果較顯著：尾流偏移量較大，且尾流寬度也變窄。圖 4-13 的渦度圖顯示了在穩定條件下，翼根渦旋範圍較集中、較小（位於中心，z-vorticity 為負的藍色區域），而對流條件下的翼根渦旋範圍較大。圖 4-14 為偏航角 25° 的風機下游 6D 處渦度圖，圖中標示出翼根渦旋可以更清楚的看到大氣條件造成的差異。

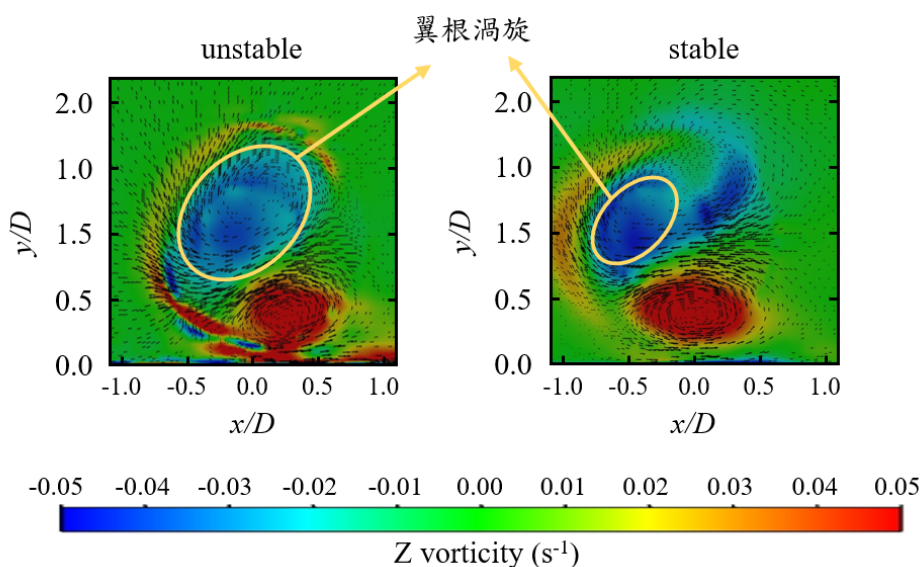


圖 4-14 偏航角 25° 風機下游 6D 處渦度圖

為了量化尾流偏移的現象進行更進一步的討論，本研究將風機尾流的速度損失分布以高斯函數擬合。

$$f(x) = u_a \exp\left(-\frac{(x - \mu_x)^2}{2\sigma_x^2}\right) \quad (4-1)$$

其中 μ_x 為尾流中心位置， σ_x 為尾流寬度。

本研究擷取輪轂高度 H_{hub} 的流向速度，將風機下游的速度損失量以入流風速無因次化，展向距離以轉子直徑無因次化，接著使用 Matlab 將計算數據以高斯函數進行曲線擬合，圖 4-15 為對流條件時下游 6D 處的擬合結果。

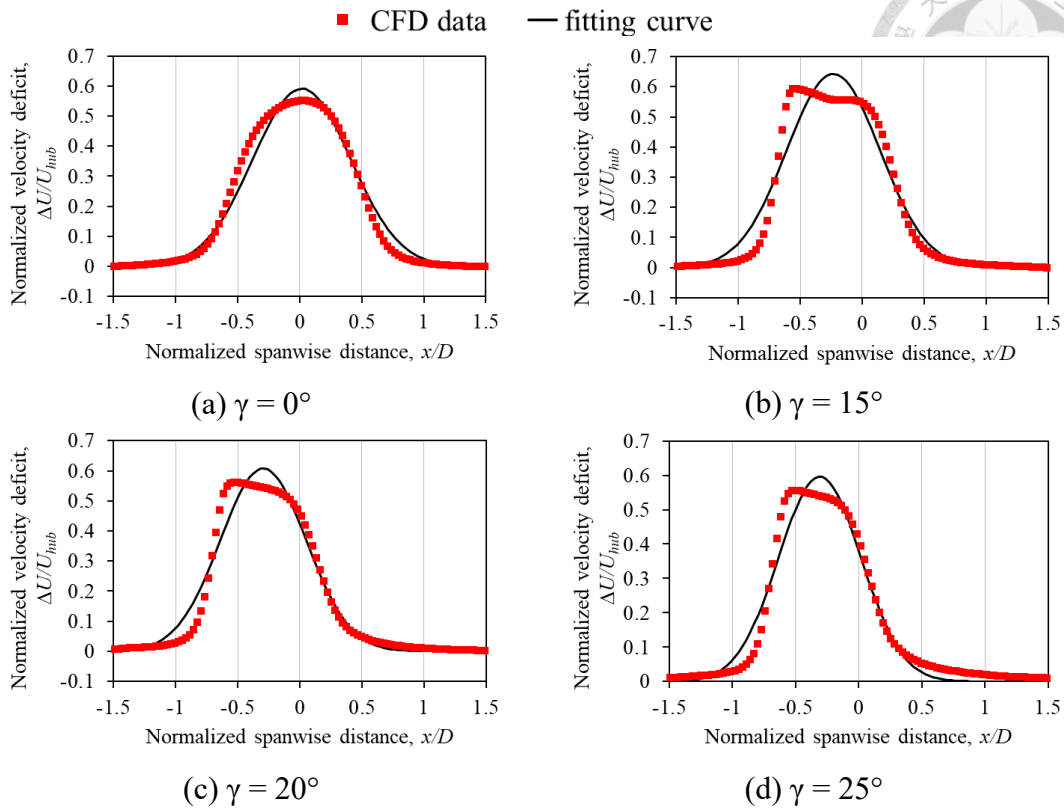
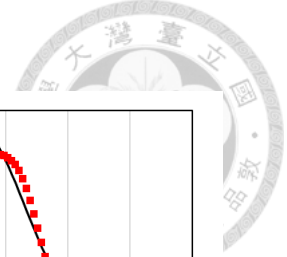


圖 4-15 對流大氣條件下偏航風機下游 6D 處速度損失量分布與高斯擬合曲線

圖 4-16 為風機下游距離 1D 至 6D 處的尾流中心位置，圖中顯示相同偏航條件下，大氣條件的差異造成尾流偏移量不同。當大氣狀態穩定時，同樣的偏航角能使尾流偏移較多，在偏航角為 25° 時，6D 處的尾流已被偏移約半個轉子直徑。

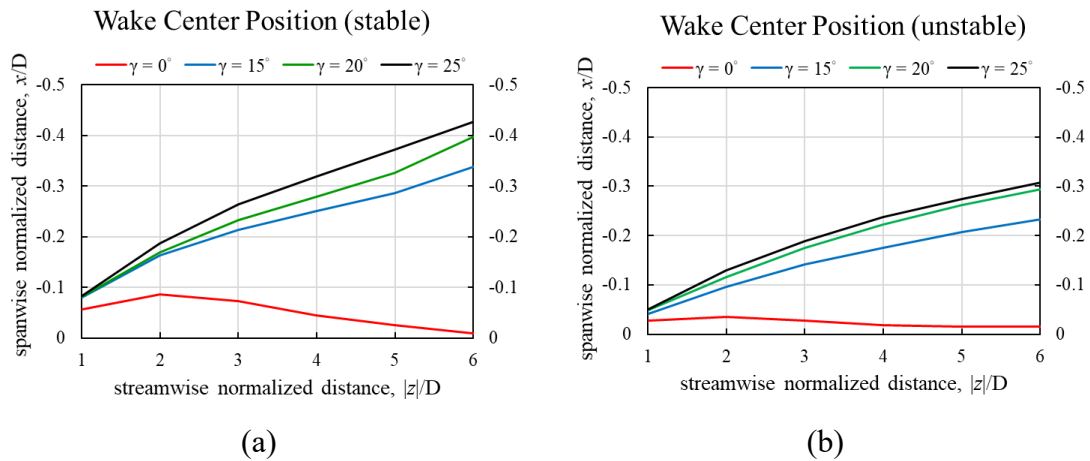


圖 4-16 偏航風機於不同下游距離的尾流中心偏移量 (a) 穩定，(b) 對流情況

分析比較風機下游 $6D$ 處的尾流擬合結果，結果列於圖 4-17。當偏航角度愈大，尾流中心偏移量愈大、尾流寬度愈窄。接著比較相同偏航角、不同大氣條件的尾流偏移情形，當大氣條件穩定時，尾流偏移量為對流時的 1.4 倍、尾流寬度為對流時的 0.8 倍，尾流偏移較多、寬度較窄，對下游風機的影響較小，因此在大氣穩定時主動偏航對提升下游風機發電量的效益較顯著。

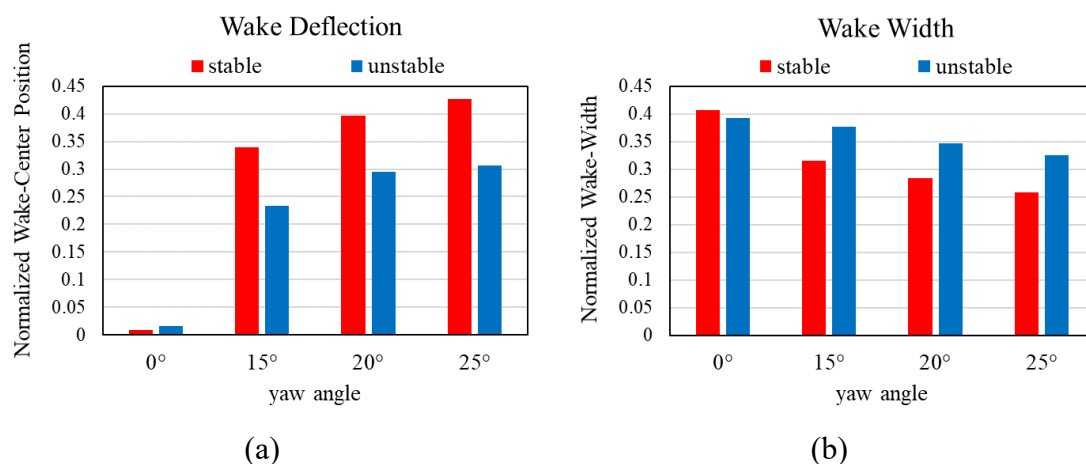


圖 4-17 偏航風機下游 $6D$ 處 (a) 尾流偏移量，(b) 尾流寬度

4-3 風機發電量探討

4-3.1 紊流模型影響

本研究最初參考大氣相關論文使用 $k-\varepsilon$ 模型設定，風機發電量的計算如表 4-1，與額定功率 5 MW 有落差。

表 4-1 $k-\varepsilon$ 模型計算得到的風機發電量

大氣條件	發電量 (MW)
穩定	4.01
對流	3.61



原因是 $k-\varepsilon$ 模型在自由流的計算上較準確，而對逆向壓力梯度及邊界層分離較不敏感，因此在計算風機葉片所受力矩時有誤差。因此，本研究將紊流模型改為 SST $k-\omega$ 模型，重新計算得到較準確的發電量（表 4-2）。

表 4-2 SST $k-\omega$ 模型計算得到的風機發電量

大氣條件	發電量 (MW)
穩定	4.83
對流	5.42

由 SST $k-\omega$ 模型計算得到的發電量與額定發電量 5 MW 有些許差距，且會受到大氣條件影響，此現象將於 4-3.2 小節探討。

4-3.2 大氣條件影響

由於兩種大氣條件的入流風速隨高度的分布不同，儘管在輪轂高度的風速皆為額定風速 ($U_{hub} = 11.4 \text{ m/s}$)，兩種入流條件下的風機掃掠面積風能有所不同，本研究利用 ANSYS Enight 計算風機上游 1D 處掃掠面積的風能密度與風能，整理如表 4-3。

表 4-3 風機上游風能密度與風能

大氣條件	$WPD \text{ (W/m}^2\text{)}$	$P \text{ (MW)}$
穩定	767.7	10.99
對流	881.2	9.572

兩種大氣條件下發電量有所差異是因為入流條件不同，風機能擷取的風能差異所造成，為了比較不同大氣條件下的風機發電量，以下皆將發電量標準化討論。



4-3.3 總發電量探討

本研究在對流、穩定兩種大氣條件下模擬兩座風機，調整上游風機的偏航角，計算兩座風機的發電量，整理如表 4-4、表 4-5 以及圖 4-18，其中 P_C 和 P_S 分別為對流、穩定兩種狀況下的未偏航上游風機發電量。

表 4-4 穩定條件下偏航風機發電量

偏航角	P_1 (MW)	P_2 (MW)	P_{total} (MW)	P_{total}/P_S
0°	4.80	0.35	5.15	1.07
15°	4.29	2.23	6.52	1.36
20°	4.14	2.38	6.52	1.36
25°	3.96	2.59	6.55	1.36

表 4-5 對流條件下偏航風機發電量

偏航角	P_1 (MW)	P_2 (MW)	P_{total} (MW)	P_{total}/P_C
0°	5.40	1.20	6.60	1.22
15°	5.27	1.61	6.88	1.27
20°	5.22	2.32	7.54	1.40
25°	4.97	2.59	7.56	1.40

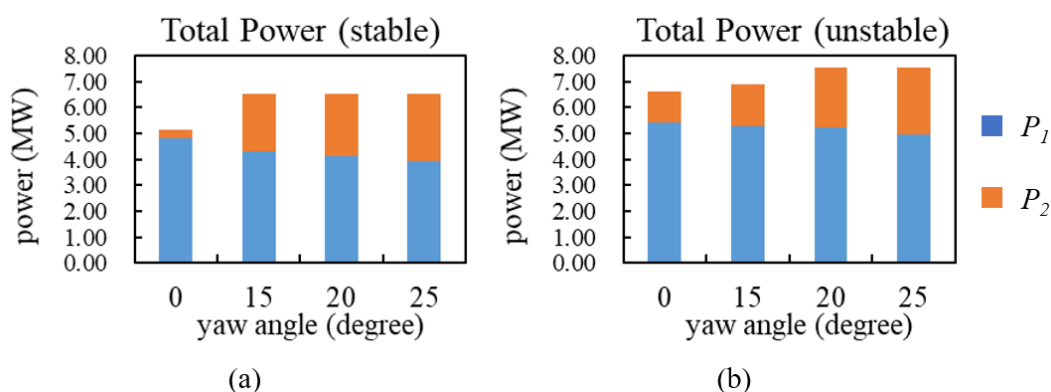


圖 4-18 偏航風機總發電量 (a) 穩定，(b) 對流大氣條件



從發電量結果來看，穩定情形時上游風機偏航造成的發電量損失與下游風機的發電量增加量達到平衡，總發電量變化不大；對流情形的總發電量則是在偏航角為 20° 與 25° 時達到最高。

4-4 風機偏航角控制策略

綜合前兩小節的探討，本研究歸納整理了在兩種大氣條件下，上游風機應如何調整偏航角，能使發電效益最佳化。4-3.3 小節整理了偏航狀態下的兩座風機總發電量，然而有些偏航狀態的總發電量差不多，單從發電量無法明顯判斷最佳的偏航角，因此本研究考慮風機受力狀況，比較了風機所受之力矩，以歸納風機偏航控制策略。

本研究計算了上下游風機之面外力矩 M_{op} 與偏航力矩 M_{yaw} (圖 4-19)，面外力矩與偏航力矩的大小反映了機艙對轉子的支撐力，考慮到風機的使用壽命，穩定的力矩是較好的狀況，因此著重探討風機所受力矩的大小變化。

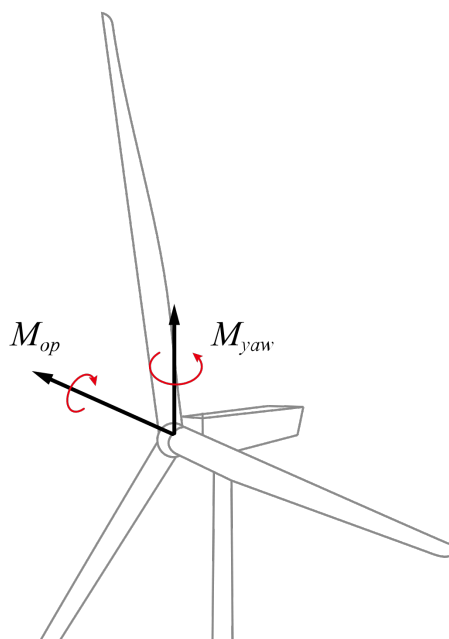


圖 4-19 風機所受面外力矩與偏航力矩示意圖

根據計算結果，風機的受力情形為以轉動週期振盪變化（如圖 4-20），考慮到風機的受損情形，此週期變化之振幅應愈小愈好。本研究將兩種大氣條件、三種上游風機偏航情形的上下游風機 M_{op} 與 M_{yaw} 振幅列於表 4-6 與表 4-7。

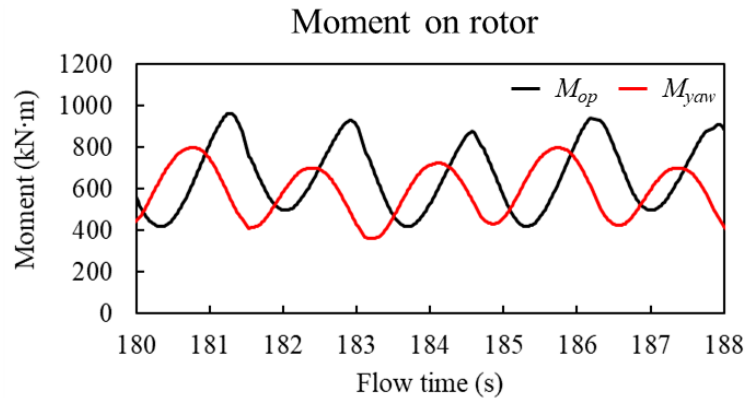


圖 4-20 上游風機所受面外力矩與偏航力矩（以 stable、偏航 25° 為例）

表 4-6 穩定條件下兩座風機所受力矩振幅大小

偏航角	$M_{op,1}$ 振幅 (kN·m)	$M_{op,2}$ 振幅 (kN·m)	$M_{yaw,1}$ 振幅 (kN·m)	$M_{yaw,2}$ 振幅 (kN·m)
15°	122.5	1734.3	67.9	1809.9
20°	171.9	1772.6	174.1	1831.7
25°	260.6	2018.6	145.7	2074.1

表 4-7 對流條件下兩座風機所受力矩振幅大小

偏航角	$M_{op,1}$ 振幅 (kN·m)	$M_{op,2}$ 振幅 (kN·m)	$M_{yaw,1}$ 振幅 (kN·m)	$M_{yaw,2}$ 振幅 (kN·m)
15°	201.9	1009.4	164.3	1009.4
20°	159.6	660.3	191.3	383.2
25°	200.7	906.2	214.2	526.5

在 4-3.3 小節中討論了發電量，大氣為穩定時，偏航角為 15° 、 20° 、 25° 三種情形的發電量差不多，而根據表 4-6 判斷，當偏航角為 15° 時，兩座風機所受力矩的變化幅度最小，對風機造成的疲勞損害較小，因此當上游風機偏航 15° 時為最佳。而當大氣為對流時，偏航角為 20° 、 25° 兩種情形的發電量差不多，從力矩角度來看則是偏航 20° 時為最佳。

綜合發電量與力矩的探討，本研究歸納得出結論：在兩座相距七倍轉子直徑的風機模擬中，大氣穩定時 ($L = 150$)，上游風機偏航 15° 時總發電量較未偏航狀態多了 27%；大氣對流時 ($L = -150$)，上游風機偏航 20° 時總發電量較未偏航狀態多了 14%。



第五章 結論與未來展望

5-1 結論

本研究目的為考慮大氣條件建立風機偏航策略，重點在尾流的流場分析，因此在風機轉子建模方面選擇直接建模。直接建模所需的計算時間比簡易模型的計算時間長，但是能較精準的計算尾流的渦旋結構，而在計算軟體部分選擇的是 ANSYS Fluent。

本研究參考 NREL 發表的參考風機建立了 5 MW 的風機模型，根據提供的葉片截面參數繪製風機模型，再使用 Fluent meshing 劃分計算較準確、所需網格數較少的多面體—六面體網格。在風機的轉動控制方面，轉子的旋轉運動使用的是滑移網格，利用 C 語言編寫使用者定義函數建立控制器，根據轉速誤差調整施加在轉子上的負載力矩，使風機維持在額定轉速，並消除穩態誤差，透過此控制器輸出風機發電功率，以利進行後續分析。在數值方法的驗證上，本研究檢驗了網格數量、時間步階以及計算域的獨立性，分別針對流場速度以及發電量驗證，以 0.5% 誤差為標準選擇模型，確保計算結果的準確性。

本研究使用的紊流模型為 SST $k-\omega$ 模型，此模型結合了兩種模型，在近壁面的流場使用 $k-\omega$ 、在自由流的部分使用 $k-\varepsilon$ 模型，因此能較準確的解析流場，尤其是在風機葉片表面的流場更需準確計算，才能得到正確的風機發電量。本研究設定了兩種大氣條件：非常不穩定 ($L = -150$) 與非常穩定 ($L = 150$)，參考大氣相關文獻設定入流速度、紊流動能 (k)、比紊流耗散率 (ω)。為了減少計算時間，本研究使用簡化模型，在紊流動能的方程式中加入源項，模擬大氣條件造成的浮力現象，而非利用能量方程式求解溫度場再計算浮力。

本研究分析了未偏航風機的流場，探討了尾流恢復情形與尾流的流場。對流狀況下的尾流風能恢復量較穩定狀況多出 10%，且在風機下游 3 至 4 倍轉子直徑處翼尖渦旋結構被破壞、開始消散；而穩定狀況下的翼尖渦旋綿延至下游 7 倍轉子直徑處仍結構明顯。

本研究在兩座相距 $7D$ 風機的模擬中，調整上游風機的偏航角為 0° 、 15° 、 20° 、 25° ，探討偏航風機的流場以及兩座風機總發電量。在流場的探討上，使用高斯曲線擬合尾流的速度分布，分析不同偏航條件下的尾流偏移量和寬度，當偏航角愈大，尾流偏移愈多、尾流寬度愈窄。此現象在大氣穩定時更加明顯，在相同的偏航角條件下，大氣穩定時的尾流偏移量為對流時的 1.4 倍、尾流寬度為對流時的 0.8 倍，對下游風機的影響較小，因此在大氣穩定時主動偏航對提升下游風機發電量的效益較顯著。

在偏航控制策略的制定方面，由於部分偏航狀況計算得出之總發電量差異不大，因此也探討風機的受力狀況。主要探討風機所受的面外力矩與偏航力矩，風機所受力矩為週期性振盪，考慮風機零件的疲勞負載，力矩振盪幅度愈小愈好。因此同時考慮發電量與風機疲勞負載，歸納得出結論：在對流狀況下，上游風機偏航角為 20° 時，兩座風機總發電量比未偏航狀況多出 14%；在穩定大氣條件下，上游風機偏航角為 15° 時，兩座風機總發電量比未偏航狀況多出 27%。

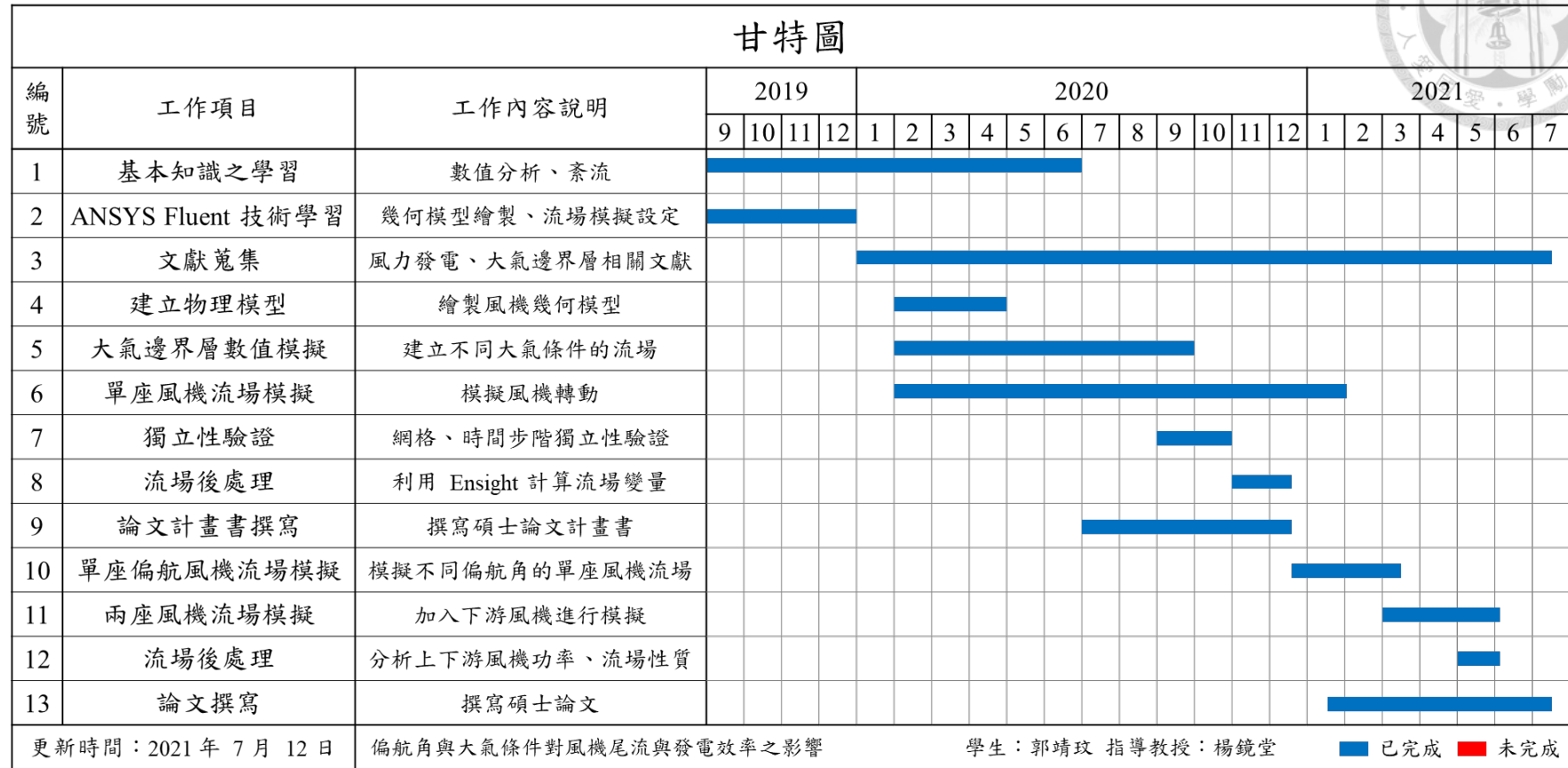
本研究建立了一套風機流場模擬方法，包括風機的建模、紊流模型的選擇，以及時間步階、網格數的選擇。此數值模擬方法能較精準的表現流場結構，有利於分析尾流渦旋的變化，進而歸納得出風機發電效率最佳化的設置策略。另一項重點創新在於考慮大氣穩定條件，大氣穩定條件一定程度的影響了風機尾流的發展，但目前已有的文獻較少針對大氣條件歸納偏航策略。針對白天、夜晚不同大氣條件改變風機偏航角，可以更有效率的增加風場產能。

5-2 未來展望

考量到計算時間，本研究目前的模擬設定為極端的兩種大氣條件，與真實一天之內的大氣變化仍有落差，未來可以增加更多大氣條件，在偏航角的選擇上也可以更多，並考慮風向、風速隨時間的變化，以完善此研究。



5-3 甘特圖



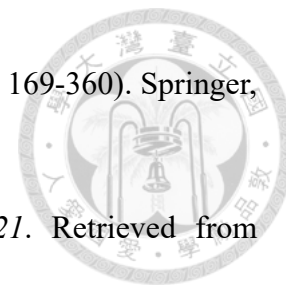


參考文獻

- Abkar, M., & Porté-Agel, F. (2014). Mean and turbulent kinetic energy budgets inside and above very large wind farms under conventionally-neutral condition. *Renewable Energy*, *70*, 142-152.
- Alinot, C., & Masson, C. (2005). k - ϵ model for the atmospheric boundary layer under various thermal stratifications. *Journal of Solar Energy Engineering*, *127*, 438-443.
- Allaerts, D., & Meyers, J. (2015). Large eddy simulation of a large wind-turbine array in a conventionally neutral atmospheric boundary layer. *Physics of Fluids*, *27*(6), 065108.
- Allaerts, D., & Meyers, J. (2017). Boundary-layer development and gravity waves in conventionally neutral wind farms. *Journal of Fluid Mechanics*, *814*, 95-130.
- ANSYS Inc. (2020). ANSYS Fluent 2020 R2 Theory Guide.
- Archer, C. L., & Jacobson, M. Z. (2003). Spatial and temporal distributions of US winds and wind power at 80 m derived from measurements. *Journal of Geophysical Research: Atmospheres*, *108*(D9).
- Barthelmie, R. J., Pryor, S. C., Frandsen, S. T., Hansen, K. S., Schepers, J., Rados, K., . . . Neckelmann, S. (2010). Quantifying the impact of wind turbine wakes on power output at offshore wind farms. *Journal of Atmospheric and Oceanic Technology*, *27*(8), 1302-1317.
- Bartl, J., Pierella, F., & Sætrana, L. (2012). Wake measurements behind an array of two model wind turbines. *Energy Procedia*, *24*, 305-312.
- Bastankhah, M., & Porté-Agel, F. (2014). A new analytical model for wind-turbine wakes. *Renewable Energy*, *70*, 116-123.



- Bastankhah, M., & Porté-Agel, F. (2019). Wind farm power optimization via yaw angle control: A wind tunnel study. *Journal of Renewable and Sustainable Energy*, *11*(2), 023301.
- Betz, A. (1920). Das Maximum der theoretisch möglichen Ausnutzung des Windes durch Windmotoren. *Zeitschrift für das Gesamte Turbinenwesen*, *20*.
- Campagnolo, F., Petrovic, V., Schreiber, J., Nanos, E. M., Croce, A., & Bottasso, C. L. (2016). *Wind tunnel testing of a closed-loop wake deflection controller for wind farm power maximization*. Paper presented at the Journal of Physics: Conference Series.
- Choi, N. J., Nam, S. H., Jeong, J. H., & Kim, K. C. (2013). Numerical study on the horizontal axis turbines arrangement in a wind farm: Effect of separation distance on the turbine aerodynamic power output. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, *117*, 11-17.
- Churchfield, M. J., Lee, S., Michalakes, J., & Moriarty, P. J. (2012). A numerical study of the effects of atmospheric and wake turbulence on wind turbine dynamics. *Journal of Turbulence*(13), N14.
- Fleming, P., Gebraad, P. M., Lee, S., van Wingerden, J.-W., Johnson, K., Churchfield, M., . . . Moriarty, P. (2014). Evaluating techniques for redirecting turbine wakes using SOWFA. *Renewable Energy*, *70*, 211-218.
- Fleming, P., Gebraad, P. M., Lee, S., van Wingerden, J. W., Johnson, K., Churchfield, M., . . . Moriarty, P. (2015). Simulation comparison of wake mitigation control strategies for a two-turbine case. *Wind Energy*, *18*(12), 2135-2143.
- Ghaisas, N. S., Archer, C. L., Xie, S., Wu, S., & Maguire, E. (2017). Evaluation of layout and atmospheric stability effects in wind farms using large-eddy simulation. *Wind Energy*, *20*(7), 1227-1240.



- Glauert, H. (1935). Airplane propellers. In *Aerodynamic Theory* (pp. 169-360). Springer, Berlin, Heidelberg.
- Global Wind Energy Council (2021). *Global Wind Report 2021*. Retrieved from <https://gwec.net/global-wind-report-2021/>
- González-Longatt, F., Wall, P., & Terzija, V. (2012). Wake effect in wind farm performance: Steady-state and dynamic behavior. *Renewable Energy*, 39(1), 329-338.
- Grant, A. (1986). Observations of boundary layer structure made during the 1981 KONTUR experiment. *Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society*, 112(473), 825-841.
- Gupta, A. & Paranjape, N.(2021). *Offshore Wind Energy Market Size (GMI2387)*. Retrieved from <https://www.gminsights.com/industry-analysis/offshore-wind-energy-market>.
- Hancock, P. E., & Pascheke, F. (2014). Wind-tunnel simulation of the wake of a large wind turbine in a stable boundary layer: Part 2, the wake flow. *Boundary-Layer Meteorology*, 151(1), 23-37.
- Hansen, K. S., Barthelmie, R. J., Jensen, L. E., & Sommer, A. (2012). The impact of turbulence intensity and atmospheric stability on power deficits due to wind turbine wakes at Horns Rev wind farm. *Wind Energy*, 15(1), 183-196.
- Jiménez, Á., Crespo, A., & Migoya, E. (2010). Application of a LES technique to characterize the wake deflection of a wind turbine in yaw. *Wind Energy*, 13(6), 559-572.
- Jonkman, J., Butterfield, S., Musial, W., & Scott, G. (2009). Definition of a 5-MW reference wind turbine for offshore system development (No. NREL/TP-500-38060). National Renewable Energy Lab.(NREL), Golden, CO (United States).

- Manwell, J. F., McGowan, J. G., & Rogers, A. L. (2010). *Wind Energy Explained: Theory, Design and Application*: John Wiley & Sons Ltd., West Sussex, Britain.
- Mo, J.-O., Choudhry, A., Arjomandi, M., & Lee, Y.-H. (2013). Large eddy simulation of the wind turbine wake characteristics in the numerical wind tunnel model. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 112, 11-24.
- Porté-Agel, F., Bastankhah, M., & Shamsoddin, S. (2020). Wind-turbine and wind-farm flows: a review. *Boundary-Layer Meteorology*, 174(1), 1-59.
- Prospathopoulos, J., Politis, E., Rados, K., & Chaviaropoulos, P. (2011). Evaluation of the effects of turbulence model enhancements on wind turbine wake predictions. *Wind Energy*, 14(2), 285-300.
- Schepers, J. (2003). *ENDOW: Validation and improvement of ECN's wake model*: Energy research Centre of the Netherlands ECN.
- Sørensen, J. N., & Myken, A. (1992). Unsteady actuator disc model for horizontal axis wind turbines. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 39(1-3), 139-149.
- Sorensen, J. N., & Shen, W. Z. (2002). Numerical modeling of wind turbine wakes. *Journal of Fluids Engineering*, 124(2), 393-399.
- Stull, R. B. (2012). *An Introduction to Boundary Layer Meteorology* (Vol. 13): Springer Science & Business Media, Berlin, Heidelberg.
- Talavera, M., & Shu, F. (2017). Experimental study of turbulence intensity influence on wind turbine performance and wake recovery in a low-speed wind tunnel. *Renewable Energy*, 109, 363-371.
- Vermeer, L., Sørensen, J. N., & Crespo, A. (2003). Wind turbine wake aerodynamics. *Progress in Aerospace Sciences*, 39(6-7), 467-510.

- Wilcox, D. C. (1988). Reassessment of the scale-determining equation for advanced turbulence models. *AIAA Journal*, 26(11), 1299-1310.
- Wu, K. L., & Porté-Agel, F. (2017). Flow adjustment inside and around large finite-size wind farms. *Energies*, 10(12), 2164.
- Wu, Y.-T., & Porté-Agel, F. (2011). Large-eddy simulation of wind-turbine wakes: evaluation of turbine parametrisations. *Boundary-Layer Meteorology*, 138(3), 345-366.
- Zhang, W., Markfort, C. D., & Porté-Agel, F. (2013). Wind-turbine wakes in a convective boundary layer: A wind-tunnel study. *Boundary-Layer Meteorology*, 146(2), 161-179.