creative commons
COMMONS DEED

저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:

저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.

비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.

변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 이용허락규약(Legal Code)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

Disclaimer

dCollection

博士學位論文

육상풍력발전단지에서의 풍력터빈 후류모델 예측정확성 검토

濟州大學校 大學院

風力特性化協同科程

全 相 炫

2016年 2月

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

육상풍력발전단지에서의 풍력터빈 후류모델 예측정확성 검토

指導敎授 許 鐘 哲

全 相 炫

이 論文을 工學 博士學位 論文으로 提出함

2015年 12月

全相炫의 工學 博士學位 論文을 認准함

審査委員長 ㊞

委 員 ㊞

委 員 ㊞

委 員 ㊞

委 員 ㊞

濟州大學校 大學院

2016年 2月

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

Comparison and verification of wind turbine wake models in an onshore wind farms

Sang-Hyeon Jeon
(Supervised by professor Jong-Chul Huh)

A thesis submitted in partial fulfillment of the requirement for the degree of Doctor of Engineering

2015. 12.

This thesis has been examined and approved.

Kyungnam Ko
Thesis director, Kyung-Nam Ko, Prof. of Faculty of wind energy engineering

Thesis director, Bum-Suk Kim, Prof. of Faculty of wind energy engineering

Thesis director, Jong-Chul Huh, Prof. of Mechanical Engineering

Thesis director, Jong-Hwan Lim, Prof. of Mechatronics Engineering

Thesis director, Keon-Hoon Kim, Korea Institute of Energy Research

February, 2016

Graduate School of Specialized Wind Energy
GRADUATE SCHOOL
CHEJU NATIONAL UNIVERSITY

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

Abstract

A wind turbine is a device that converts kinetic energy from wind into electrical power. The speed of the wind that penetrates a rotor disk decreases with the amount of kinetic energy derived from the wind, which is absorbed by the blades. In addition, the wind kinetic energy at the downwind side of the rotor disk is recovered by the mixing process with ambient flow. Hence, turbulence intensity increases during this process. Wake effects, which induce velocity deficit and increased turbulence intensity, can affect the power performance and dynamic mechanical loading of the downstream wind turbines.

For this reason, wind turbines installed in a wind farm can be affected by wake from neighboring wind turbines, which reduces power production and shortens turbine life due to mechanical fatigue. Therefore, careful consideration of the wake effects is necessary before establishing an optimum layout design for wind farms.

Until now, various numerical models have been developed and applied to evaluate the wake effects, but comparison among (and verification of) the measurement results conducted at numerous wind farms have been few and insufficient. To verify the prediction accuracy of engineering wake models, namely, eddy viscosity, Larsen, Jensen, Lange and Frandsen(for predicting the velocity deficit and wake turbulence) models, which are widely used in wind energy business, the current study presents the results of the comparative analysis of the values measured at a commercially operated onshore wind farm.

The prediction accuracies of the four velocity deficit models and two wake turbulence models widely used in wind-turbine wake assessment was verified under a single-wake condition, and the following results were obtained:

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

The Jensen model demonstrated the highest prediction accuracy of the velocity deficit estimated at the wake center when the free-stream wind speed was 8.5 m/s. However, when the wind speed exceeded 8.5 m/s, the Larsen and eddy viscosity models displayed higher prediction accuracy than the Jensen model, but the difference in the prediction accuracy occurred because of the changes in the downstream distance. On the other hand, in terms of the form and width of the wake profile, the eddy viscosity and Larsen models made the most accurate predictions, and the Jensen model could not replicate the form of the actual wake profile because of the simplicity of its formulation.

Because the Frandsen model is designed for large offshore wind farms with wind turbines arranged in a grid pattern, it displayed the largest prediction errors. Therefore, we conclude that the Frandsen model is not appropriate for predicting the wake velocity deficit of onshore wind farms, which are not affected much by multiple wakes. Further, when the yaw angle of the downstream wind turbines was $\pm\theta_{max}$, these turbines are barely affected by the velocity deficit from the upstream wind turbines, and barely any loss in the power output was incurred even if half of the rotors of the rear wind turbines were exposed to the wake effects.

In the results of the prediction accuracies of two wake turbulence models, the Frandsen turbulence model using an effective turbulence showed tendency to overestimate the wake turbulence, while the Lange model displayed good prediction accuracy on turbulence with its profile as well in the downstream wind turbine.

The engineering wake models examined in this study show the differences in the estimation accuracy according to the downstream distance (corresponding to near wake, intermediate wake and far wake) and free stream wind speed variation in onshore wind farm under single wake conditions; hence, a wake model that is suitable for all conditions could not be presented. Therefore, to obtain reliable wake-

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

effect prediction results, careful selection of a wake model adequate for specific calculation conditions is necessary.

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

목 차

Abstract i

그림목차 vii

테이블 목차 xi

기호설명 xiii

1. 서론 1

1.1 연구배경 1

1.1.1. 풍력터빈의 후류영향 2

1.1.2. 풍력발전단지에서의 후류영향 5

1.2. 연구동향 및 연구목적 7

1.2.1. 후류모델 검증을 위한 선행연구 7

1.2.2. 연구목적 13

2. 후류모델 15

2.1. 풍속저감예측을 위한 후류모델 15

2.1.1. Jensen 모델 15

2.1.2. Eddy viscosity 모델 16

2.1.3. Larsen 모델 18

2.1.4. Frandsen(SAM) 모델 19

2.2. 난류강도예측을 의한 후류모델 21

2.2.1. Quarton(Ainslie) 모델 21

2.2.2. Lange 모델 22

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

2.2.3. Frandsen 모델 23

3. 후류모델 검증 27

3.1. 후류 풍속저감 측정 및 모델 예측값과의 비교 27

3.1.1. 성산풍력발전단지 27

3.1.2. 풍력터빈 출력데이터 분석 30

3.1.3. 풍속저감 예측을 위한 후류모델 정확도 검증 34

3.2. 후류 난류강도 측정 및 모델 예측 값과의 비교 47

3.2.1. 풍력발전단지에서의 난류강도 측정 48

3.2.2. 대표난류강도와 유효난류강도 52

3.2.3. 난류강도 예측을 위한 Frandsen 후류모델 정확도 53

3.3. 단일 풍력단지에서의 모델 예측 값과 측정값 비교 56

3.3.1. 후류에서의 풍속저감 61

3.3.2. 후류에서의 난류강도 64

3.4. 이웃터빈 후류영영에 위치한 풍력터빈 하중해석 69

4. 결론 77

참고문헌 81

부 록 85

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

그림목차

Fig. 1.1 Velocity deficit and generated turbulence eddies in the wake 1

Fig. 1.2 Velocity profile in the wake of wind turbine 3

Fig. 1.3 Turbulence intensity profile in the wake of a wind turbine 4

Fig. 1.4 Description of single wake and multiple wakes 5

Fig. 1.5 Power (normalized) as function of turbine number in a wind farm [3] 6

Fig. 1.6 Layout of Vindeby Offshore Wind, ▲ shows Met. Mast (Google & [12]) 7

Fig. 1.7 Layout of Horns Rev Offshore Wind farm (Photo: Google and [15]) 8

Fig. 1.8 Difference in percent of production between actual and calculated wake losses [19] 9

Fig. 1.9 Layout of ECN test Wind farm (Photo: J.G. Schepers, ECN) 10

Fig. 1.10 Horizontal wind speed profile in a single wake at 2.5D behind the rotor [12] 10

Fig. 1.11 Layout of Alpha ventus Offshore Wind farm (Photo: Solaripedia and [22]) 11

Fig. 1.12 Difference between power deficit in unstable and stable condition for V=7~11m/s [22] 11

Fig. 1.13 Normalized power as function of wind directions, Horns Rev(left) and Lillgrund(right) 12

Fig. 2.1 Wake profile used in the Jensen model 15

Fig. 2.2 Wake profile used in the eddy viscosity model 18

Fig. 2.3 Configuration-inside a wind farm with more than 2 rows [30] 25

Fig. 3.1 View of Sung-san wind farm 27

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

Fig. 3.2 Layout of Sung-san wind farm and wind turbine pairs based on spacing 28

Fig. 3.3 Layout of Sung-san wind farm and wind turbine pairs based on spacing 28

Fig. 3.4 Pitch angle changes in accordance with wind speed 31

Fig. 3.5 Definition of the radial distance in accordance with yaw angle 31

Fig. 3.6 Power output data of the upstream and downstream wind turbines based on the changes in the radial distance 33

Fig. 3.7 Power ratios of the upstream and downstream wind turbines 34

Fig. 3.8 Manufacturer-guaranteed and measured individual wind turbine power curves 36

Fig. 3.9 Velocit deficit measured and numerical calculation at the wake center when the free-stream wind speed was 8.5m/s 38

Fig. 3.10 Wind speed ratio measured at the wake center of WT09 and WT05 at a downstream distance of 3.75D 39

Fig. 3.11 Wind speed ratio measured at the wake center of WT04 and WT07 at a downstream distance of 5.1D 39

Fig. 3.12 Wind speed ratio derived from measuremnts and calculations at a downstream distance of 2.55D 42

Fig. 3.13 Wind speed ratio derived from measuremnts and calculations at a downstream distance of 3.75D 42

Fig. 3.14 Wind speed ratio derived from measuremnts and calculations at a downstream distance of 5.1D 43

Fig. 3.15 Wind speed ratio derived from measuremnts and calculations at a downstream distance of 7.3D 43

Fig. 3.16 Comparison of centre wake deficit between translated from power measurements and nacelle anemometer at a downstream distance of 2.55D 44

Fig. 3.17 Comparison of centre wake deficit between translated from power

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

measurements and nacelle anemometer at a downstream distance of 3.75D 44

Fig. 3.18 Comparison of centre wake deficit between translated from power measurements and nacelle anemometer at a downstream distance of 5.1D 45

Fig. 3.19 Comparison of centre wake deficit between translated from power measurements and nacelle anemometer at a downstream distance of 7.3D 45

Fig. 3.20 Gasiri Wind Farm (Jeju energy corporation) 48

Fig. 3.21 Met. Mast and wind turbines positions in Gasiri wind farm 49

Fig. 3.22 Measured turbulence intensity at Met. Mast 50

Fig. 3.23 Met. Mast and its neighboring wind turbines 50

Fig. 3.24 Turbulence intensities depending on wind speed 53

Fig. 3.25 Turbulence intensities of wake centre depending on azimuth angle 54

Fig. 3.26 Met. Mast and wind turbine for measurement of velocity deficit and turbulence intensity in a wake 56

Fig. 3.27 Wind direction in case of wake measurement in Gasiri wind farm 57

Fig. 3.28 Met. Mast and neighbor wind turbines 58

Fig. 3.29 Turbulence intensity measured at the Met. Mast for all sectors 59

Fig. 3.30 Variation of turbulence intensity measured at Met. Mast in the undisturbed sectors 60

Fig. 3.31 Radial distance(r) between the wake-centre and Met. Mast in accordance with relative angle θ 62

Fig. 3.32 Wind speed ratio profile in a single wake at 2.5D downstream distance 63

Fig. 3.33 Turbulence intensity profile in a single wake at 2.5D downstream

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

distance 64

Fig. 3.34 Wake effects at #2 wind turbine according to #1 wind turbine 67

Fig. 3.35 Effective turbulence intensity in a single wake effects 67

Fig. 3.36 Measured wind speed at the nacelle anemometer of #2 wind turbine 70

Fig. 3.37 Generated wind files for load analysis 70

Fig. 3.38 Change of blade 1 pitch angel according as time domain 71

Fig. 3.39 Co-ordinate system for blade loads [36] 71

Fig. 3.40 Blade 1 load calculations at blade root 72

Fig. 3.41 Rainflow cycle distributions at blade 1 root 74

Fig. 3.42 Equivalent loads at blade 1 root 74

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

테이블 목차

Table 1.1 Wake models used by the institutions that participated in the ENDOW project 8

Table 2.1 Wake models used by the institutions that participated in the ENDOW project [30] 25

Table 3.1 Wake distance and wake center angle information of the wind-turbine pairs (D: Rotor diameter) 29

Table 3.2 Number of 10-min average power output data bins in terms of the downstream distance (D: Rotor diameter) 32

Table 3.3 Manufacturer guaranteed power curve and the thrust coefficient of Vestas V80 35

Table 3.4 Error rates of the predicted wake width ([Measured wake width-predicted wake width]/ Measured wake width× **100**) 46

Table 3.5 Error rates of the predicted downstream average wind speed ([Measured average wind speed-predicted average wind speed]/ Measured average wind speed× **100**) 46

Table 3.6 Measurement description at Met. Mast 51

Table 3.7 Input parameters for wake model calculations 61

Table 3.8 Error rates of wake models in condition with free stream wind speed 65

Table 3.9 Standard deviation of wind direction in condition with a wind speed 65

Table 3.10 Turbulence intensities for wind file generations 69

Table 3.11 Basic statistics for load analysis 72

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

기호설명

A	:	Rotor swept area
A, B	:	Constant for Lange model
A_W	:	Wake Area
b	:	Wake wide
c	:	Constant
C_t	:	Thrust coefficient
c_1	:	Non-dimensional mixing length
D	:	Rotor diameter
D_m	:	Centre-line velocity deficit
D_w	:	Wake diameter
$D_{m\,i}$	:	Initial centre-line velocity deficit
D_{eff}	:	Effective rotor diameter
d_i	:	Non-dimensional distance to i^{th} turbine
$d\theta$	:	Non-dimensional distance to θ ditection turbine
F	:	Filter function for eddy viscosity
h	:	Height
h_H	:	Hub height
h_0	:	Height (m)
I_a	:	Ambient turbulence intensity
I_{add}	:	Added turbulence
$I_{m\,ean}$	:	Average turbulence
I_0	:	Ambient turbulence
I_{eff}	:	Effective turbulence
I^m	:	Turbulence intensity in wake
k	:	Wake decay constant, Jensen model
k	:	Wake expansion exponent, Frandsen model
k	:	Von Karman constant
K_m	:	Eddy diffusivity of momentum
k_1	:	Constant for eddy viscosity
l_w	:	Length scale

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

N	:	Wind turbine number
m	:	Wöhler(SN-curve) exponent
p	:	Probability of wake condition
p_w	:	Constant
r	:	Radius distance from the wake centre-line
R_w	:	Wake radius
R_{nb}	:	Empirical relation for $R_{9.5}$
$R_{9.5}$	:	Wake radius at a distance 9.5D downstream
s	:	Relative distance behind the turbine
U	:	Wake flow wind speed
U	:	Longitudinal velocity
U_c	:	Velocity deficit in wake centre
U_0	:	Ambient wind speed
U_w	:	Wind speed scale
ΔU	:	Velocity deficit
u_x	:	Axial velocity
u_0	:	Free stream wind speed
u^*	:	Friction velocity
$\tilde{u}$	:	Velocity deficit in wake
V	:	Radial velocity
$V_{correction}$	:	Nacelle wind speed after correction
V_{hub}	:	Wind speed at hub height
$V_{nacelle}$	:	Nacelle wind speed before correction
z_H	:	Height
x	:	Distance from rotor plan
x_0	:	Rotor position of applied coordinate system
α	:	Wake expansion parameter
β	:	Wake expansion parameter
σ_1	:	Standard deviation of representative turbulence
$\hat{\sigma}$	:	Standard deviation of site turbulence
$\hat{\sigma}_\sigma$	:	Standard deviation of standard deviation
$\hat{\sigma}_{eff}$	:	Standard deviation of wake
$\hat{\sigma}_T$	:	Standard deviation of wake centre
ε	:	Eddy viscosity

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

ε_a	:	Ambient eddy viscosity
WDC	:	Wake decay constant
TI	:	Turbulence intensity

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

1. 서 론

1.1 연구배경

풍력터빈(WTGs: Wind Turbine Generator system)은 바람의 운동에너지를 이용하여 전기에너지를 생산하는 에너지 변환장치로써 바람이 로터 디스크(rotor disk)를 통과할 때 발생하는 회전토크는 기어박스(gearbox)를 통해 증속되고 다시 발전기축으로 전달되어 전기를 생산하게 된다. Fig. 1.1 에 보여지듯이 에너지 변환과정에서 로터 디스크를 통과한 바람의 속도는 블레이드에 의해 흡수되는 바람의 운동에너지에 비례하여 감소하게 된다. 또한 로터 디스크 후단에서 주위유동과의 혼합작용으로 바람의 운동에너지는 다시 회복하게 되는데, 이 과정에서 풍력터빈의 후류유동(wake flow)은 주위유동보다 높은 난류강도를 가지게 된다.

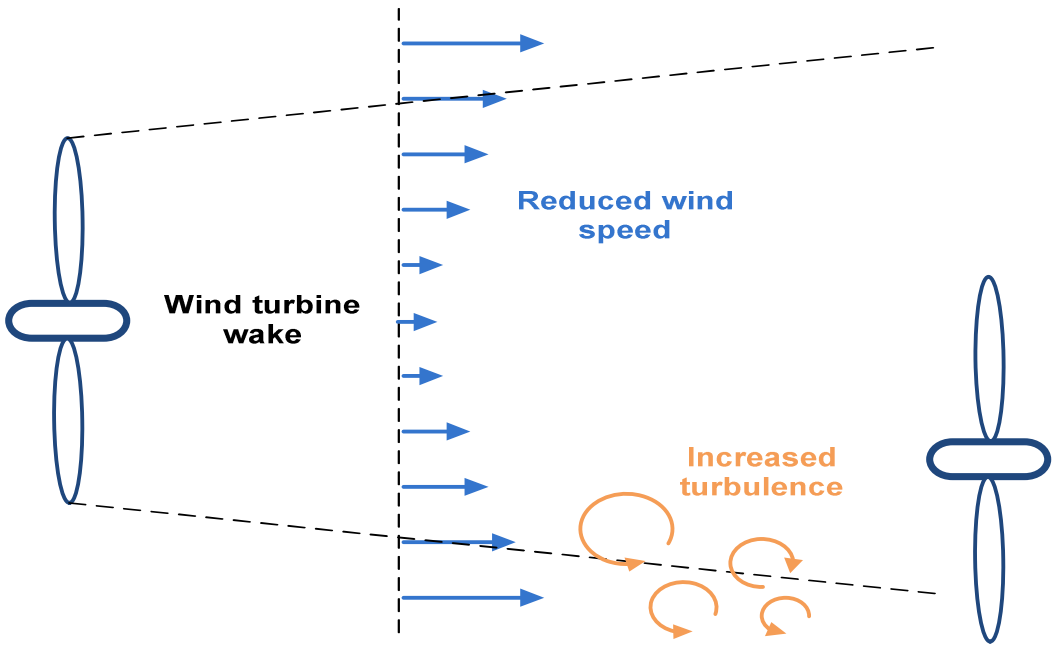


Fig. 1.1 Velocity deficit and generated turbulence eddies in the wake

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

풍속저감(wake deficit)과 난류강도의 증가를 유발하는 전방 풍력터빈의 후류영향(wake effects)은 하류에 위치한 풍력터빈의 출력성능을 감소시키고 터빈이 겪는 하중변동을 증가시켜 기계수명을 감소시킨다. 따라서 다수의 터빈들이 설치되는 풍력발전단지 설계 시에는 제한된 공간 내에서 풍력터빈들간의 후류영향을 정확히 예측하고 출력감소 및 피로하중 등을 평가하여 이를 최소화 할 수 있는 배치설계가 이루어져야 한다. 이를 위한 여러 가지 후류모델(wake model)들이 제안되었으며 풍력산업 전반에 널리 활용되고 있다. 하지만 풍력터빈 후류에서의 난류 유동현상을 엄밀히 해석적으로 기술할 수 있는 수학적 모델은 아직까지 제안되지 못하고 있으며, 실험적 방법론에 의해 제안된 후류모델 역시 각기 다양한 환경조건의 풍력발전단지에서 단순 적용하기에는 그 한계가 명확하다. 현재까지 산업현장에 사용되는 후류모델들은 그 적용에 앞서 다양한 환경조건을 갖는 발전단지에서 오차율 크기 및 모델 검증작업이 실시되어야 하지만 큰 규모의 실험설비와 많은 자금이 소요되는 관계로 실제 풍력발전단지를 대상으로 한 후류모델들 검증작업은 충분히 이뤄지지 못하였다. 현재는 보다 근본적인 풍력터빈 후류유동의 이해를 넓히고자 많은 대학 및 연구기관에서 관련된 연구들을 진행하고 있으며, ENDOW(Efficient Development of Offshore Windfarms), UpWind 그리고 IEC-Task 31 WAKEBENCH 같은 대형 유럽의 프로젝트 등에서 이전까지 제안된 후류모델의 적절성 판단 및 개선을 위한 검증작업을 활발히 진행하고 있는 실정이다.

1.1.1. 풍력터빈의 후류영향

풍력터빈의 후류는 후류거리(wake distance)에 따라 근거리 후류(near wake)와 원거리 후류(far wake)로 구분될 수 있다[1]. 근거리 후류는 로터단면에서부터 후방으로 대략 1D ~ 2.5(D: rotor diameter)까지의 거리로, 이 영역에서는 풍력터빈 로터의 구조적 형상이 후류 풍속저감을 결정하게 된다. 로터회전면을 거치면서 바람의 운동에너지가 기계적 회전에너지로 변하게 되는데 이 때 터빈에 의해

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

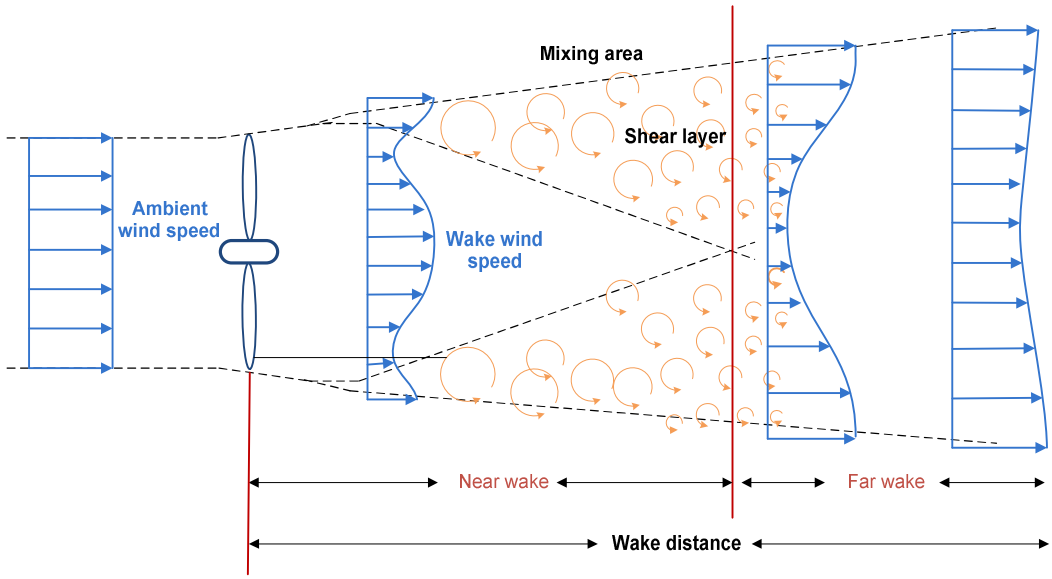


Fig. 1.2 Velocity profile in the wake of wind turbine

흡수된 운동에너지에 비례하여 로터 후단(downwind)에서의 유동과 주변유동 사이에 압력구배(pressure gradient)가 발생하게 된다. 다시 하류로 유동이 흐르면서 이 압력구배는 점차 회복하게 된다. 이러한 압력구배를 회복하는 과정에서 후류영역의 풍속저감이 발생하게 되는 것이다.

후류영역에서 풍속저감이 발생함에 따라 후류 내부유동과 외부유동의 풍속차가 발생하며 이 풍속차이로 Fig. 1.2 에서처럼 전단층(shear layer)이 형성된다. 이때 전단난류에 의한 eddy 가 전당층에서 형성되게 된다. 이 전단층은 하류(downstream)로 유동이 이동함에 따라 두께가 점차 증가하다 후류중심(wake centre)에 이르게 되며 이 지점까지를 근거리 후류영역이라 한다. 근거리 후류영역에서는 주변유동과의 혼합작용이 발생하는 전단층으로 인해 Fig. 1.3 에서와 같이 난류강도 최대구역이 두 지점에서 나타나게 되며 원거리 후류영역에서는 두 지점에서 나타났던 난류강도 최대 점은 소멸하고 포물선형태의 난류강도 프로파일(profile)을 가지게 된다. ECN 의 Dr. Schepers 는 ENDOW 프로젝트를 통해 수행된 여러 실험과 문헌비교를 통해 전단층이 후류중심에 이르는 원거리후류의 시작점은 로터면에서부터 2.25D 거리의 하류로 제시한바 있다[2].

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

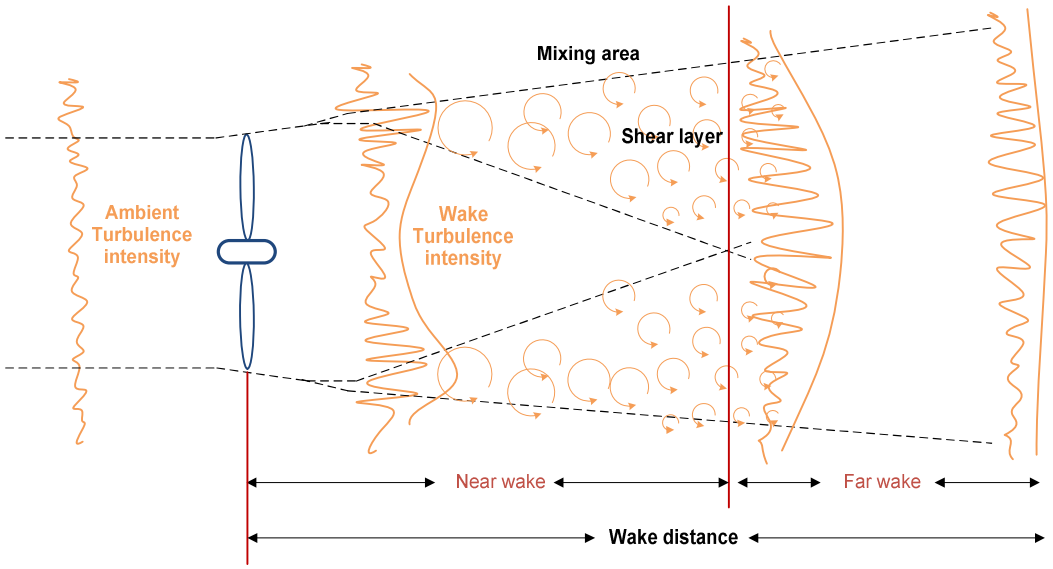


Fig. 1.3 Turbulence intensity profile in the wake of a wind turbine

바람에 의해 로터단면에 가해지는 축 방향 하중이 클수록(로터 앞·뒤에서의 압력강하가 클수록), 즉 풍력터빈이 에너지를 많이 흡수할수록 후류에서의 풍속저감과 윈드시어(wind shear)는 증가하고 결과적으로 후류영역 내에서의 풍속과 후류주변의 풍속 차이는 커지게 된다. 즉 바람이 가진 운동에너지를 많이 흡수하는 블레이드는 그렇지 못한 블레이드에 비해 큰 추력을 받게 되고 로터면에서의 큰 추력은 큰 스케일(scale)의 eddy 를 형성시키게 된다. 따라서 로터단면이 받는 축하중의 정도를 나타내는 추력계수(C_t: thrust coefficient)는 후류 풍속저감와 전단난류생성의 주요 파라미터로 작용한다.

일반적으로 후류에서 발생된 난류성분은 후류영역과 그 외 주변유동과의 혼합작용을 촉진시키는 역할을 하게 되는데, 이러한 혼합(mixing)작용에 의해 주변유동과 후류유동간의 운동량교환이 이뤄지게 된다. 후류에서의 유동이 진행될수록 운동량교환에 따라 후류의 폭(wake width)은 확장되고 풍속저감률은 점차 감소하게 된다.

다음은 후류에서 난류성분 발생에 영향을 주는 중요 인자들을 나타낸다.

① 추력계수(Thrust coeffcient)

② 주변 난류강도(Ambient turbulent)

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

③ 표면조도(Surface roughnee)

④ 윈드시어(Wind shear)

⑤ 주변지형 및 주변의 구조물(Topographic and structural)

만약 주변 난류강도가 낮을 경우 후류에서의 풍속저감 지속시간은 증가하게 되고 풍속회복은 지연된다. 따라서 전방(upwind)터빈이 후류영역에 위치하는 풍력터빈의 출력감소율은 증가하게 되는 것이다. 또한 전방 풍력터빈의 높은 출력설정 값 역시 후방에서의 높은 풍속저감을 가져오게 한다.

1.1.2. 풍력발전단지에서의 후류영향

풍력터빈들은 클러스터(cluster)를 형성하여 발전단지를 이루게 되므로 풍향변화에 따라 하류에 위치한 터빈들은 전방풍력터빈들의 후류영역에 놓이게 된다. 이때 Fig. 1.4 에서 보인 바와 같이 단일터빈의 후류영역에 놓이게 될 때를 단일후류(single wake)라 일컬으며, 다수의 풍력터빈 후류영역에 놓이게 될 때를 중첩후류(multiple wake)라 일컫는다.

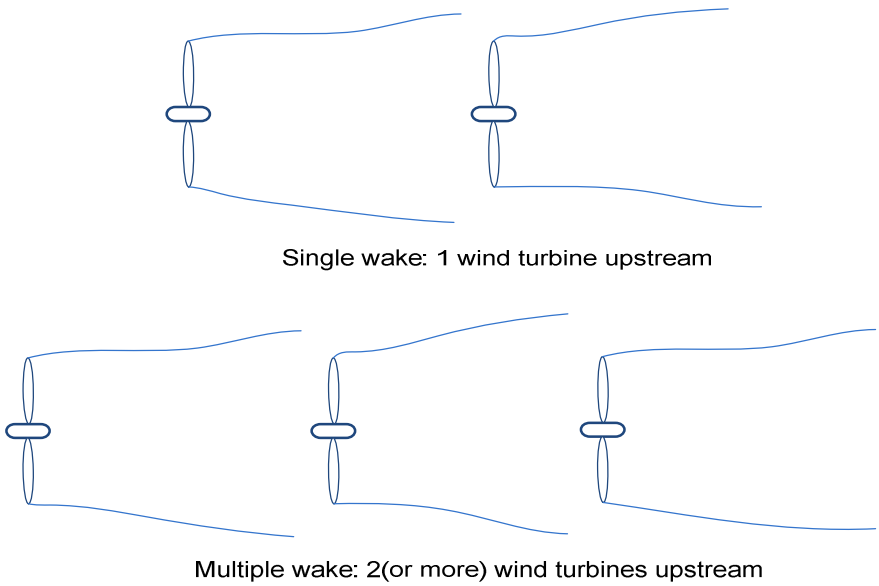


Fig. 1.4 Description of single wake and multiple wakes

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

풍력발전단지 내에서 풍력터빈들의 클러스터 형성은 발전단지 출력손실과 난류강도 증가로 인하여 터빈에 가해지는 피로하중 상승의 원인이 된다. 후류손실(wake loss)을 나타내는 단지효율(park efficiency)은 크게 개별 풍력터빈들간의 이격거리(wind turbine spacing)를 결정하는 발전단지의 배열형태(field geometry)와 주변난류강도(ambient turbulence intensity)의 영향을 받게 되는데 해상에서는 육상에 비해 주변유동의 난류강도가 낮기 때문에 후류에 의한 풍속저감이 크게 나타나며 후류영향 또한 오래 지속된다.

보통 단일후류에서보다 중첩후류에서의 풍속저감이 빨리 회복되는데, 이는 단일터빈 후류에서보다 다수의 전방터빈들에 의한 난류강도가 높기 때문에 후류유동에서의 혼합작용이 활발히 일어나기 때문이다. 결과적으로 단지배열에서 전방 1 기의 풍력터빈 후류영향을 받는 터빈의 출력손실이 가장 크게 발생하며 후방에 위치한 터빈일수록 후류에 의한 출력손실률은 감소하게 되어 결국엔 일정한 손실률에 머무르게 된다. 다수의 터빈들에 의한 후류에서는 난류형성이 포화에 이르게 되고 일정한 난류수준을 유지하게 된다[3].

Fig. 1.5 는 UpWind 프로젝트에서 측정된 풍력터빈 배열에 따른 출력감소율을 나타내고 있다. 덴마크의 Horns Rev 해상풍력단지를 대상으로 터빈배열에 따른 출력비가 측정되었으며, 4 가지 후류모델 예측 값과의 비교를 보여주고 있다. 그림에서 2 번째 터빈의 출력손실률이 가장 크게 나타나고 있으며, 2 번째 터빈 하류에 위치한 터빈들의 출력감소율은 크지 않게 나타나고 있음을 확인할 수 있다.

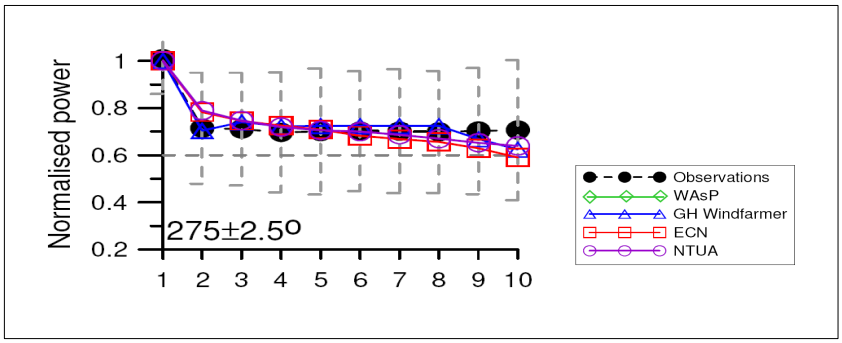


Fig. 1.5 Power (normalized) as function of turbine number in a wind farm [3]

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

1.2. 연구동향 및 연구목적

1.2.1. 후류모델 검증을 위한 선행연구

풍력터빈의 후류영향을 예측하기 위해 다양한 수치모델들이 현재까지 개발되었으며, Jensen[4,5], Larsen[6], eddy viscosity[7,8], Lange[9], Frandsen[10, 11] 모델 등이 engineering 후류모델로써 광범위하게 적용되고 있다.

CFD 모델을 포함한 이러한 후류모델들의 예측정확도 검증 및 대형해상풍력발전단지를 위한 개선된 후류모델 개발을 위해 Fig. 1.6 에 나타낸 덴마크의 Vindeby 해상풍력발전단지를 대상으로 ENDOW 프로젝트(2001)[12-14]가 수행되었다. 단일 및 중첩후류에 대하여 자유단(free stream)에서의 풍속, 난류강도크기 및 대기안정도의 변화에 따른 후류모델의 예측 정확도를 검증하였다. 이 프로젝트에 참여한 여섯 기관들의 후류모델 예측 값은 실측 값과도 큰 편차를 보였지만 모델 별로도 편차를 보였다. 특히 해상환경의 주요 특징인 낮은 난류강도를 가지는 풍속에서 실측 값과 매우 큰 차이를 보였는데 대부분 후류손실을 과대 예측하는 것으로 나타났으며, 마찬가지로 근거리 후류에서의 후류손실을 과대 예측하고 있음이 나타났다.

Table 1.1 에 ENDOW 프로젝트에 참여한 기관과 사용된 후류모델들을 나타내었다. Uppsala University 모델은 실험을 기초로 후류유동의 이동시간을 기본 파라미터로 사용하는 transportation time model 이며 나머지 5 개 기관의

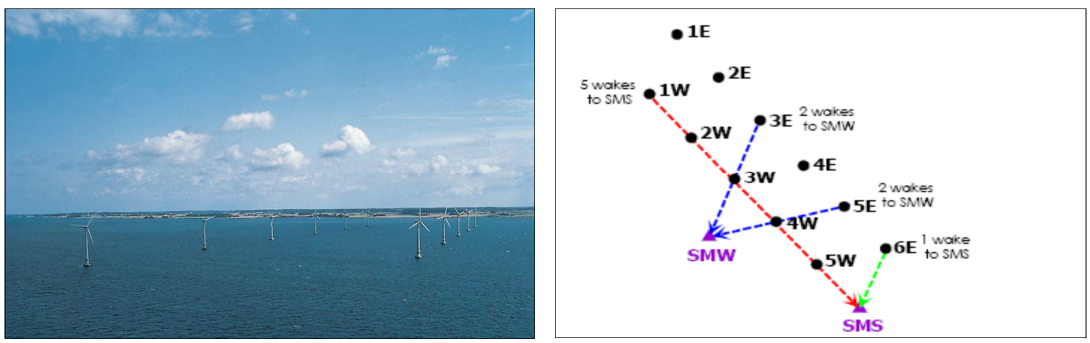


Fig. 1.6 Layout of Vindeby Offshore Wind, ▲ shows Met. Mast (Google & [12])

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

Table 1.1 Wake models used by the institutions that participated in the ENDOW project

Project partner	Wake model
Risoe National Laboratory	Axisymmetric engineering model
	CFD using k-e turbulence closure coupled to an aeroelastic model
Uppsala University	Velocity deficit model using the transport time for the wake development
Garrad Hassan	Axisymmetric numeric Navier Stokes, eddy-viscosity closure
Robert Gordon University	Fully elliptic 3D turbulent Navier Stokes with k-e turbulence model
Oldenburg University	Axisymmetric numeric Navier Stokes, eddy-viscosity closure
ECN	Parabolised 3D Navier Stokes, k-e turbulence model

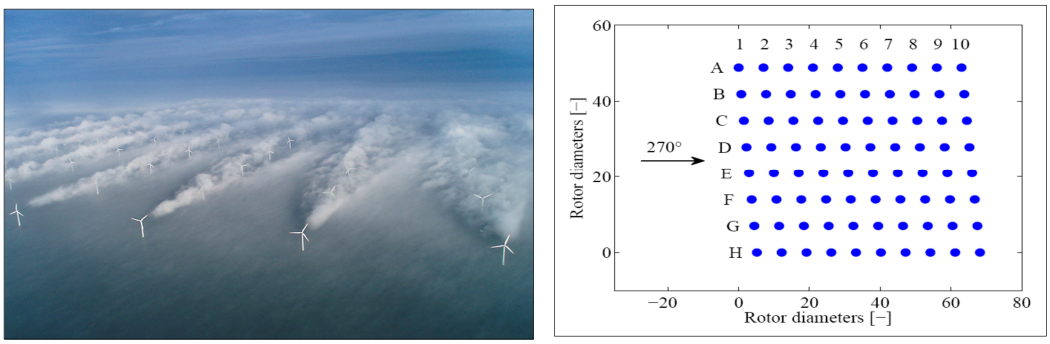


Fig. 1.7 Layout of Horns Rev Offshore Wind farm (Photo: Google and [15])

모델들은 Navier Stokes Equations 의 단순 해를 구하는 모델이다.

ENDOW 프로젝트에서와 마찬가지로 UpWind[15-17] 프로젝트에서도 대형해상풍력발전단지에서의 후류모델 검증에 대한 연구결과를 제시하였다. Fig. 1.7 에서처럼 덴마크의 Horns Rev 해상풍력발전단지를 대상으로 engineering 후류모델(WAsP, WindFarmer, Canopy, WakeFarm)과 CFD 모델(CFDWake,

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

FlowNS, NTUA)의 예측정확도가 검토되었으며, ENDOW 프로젝트의 결과와는 반대로 CFD 모델을 제외한 대부분의 후류모델들이 대형 해상풍력발전단지에서의 후류손실을 과소 예측하는 경향을 나타내었다. 이러한 대형 해상풍력발전단지에서의 후류손실 과소예측은 해상에서의 풍력터빈들에 의해 발생한 후류와 대기 경계층의 상호작용 특성에 의한 결과 때문인 것으로 보고되었다[18].

앞에서 언급된 프로젝트와는 별개로 덴마크의 EMD International 사는 2006 년에 Horns Rev 해상풍력단지와 Klim 및 Zafarana 육상풍력단지 세 곳을 대상으로, WindPRO 를 이용한 Jensen, eddy viscosity, Larsen(EWST II) 후류모델의 park efficiency 예측 값과 실제 단지의 park efficiency 값을 비교하였다[19]. 그 결과 Jensen 모델보다 비교적 최근에 개발된 eddy viscosity 모델과 Larsen 모델이 풍력단지에서의 후류손실을 과소평가하고 있음을 보였으며, 가장 오래되고 단순한 모델인 Jensen 모델에서 실측 값과 가장 근접한 결과를 얻을 수 있었다. 검증에서 Jensen 모델의 WDC(wake decay constant) 값은 0.04 로 설정하였으며, WDC 값 0.075 에서는 실측 값에서 많이 벗어나고 있음을 보여주었다.

Fig. 1.8 은 Jensen 모델의 WDC 값 0.04 와 0.75 에서의 park efficiency 예측

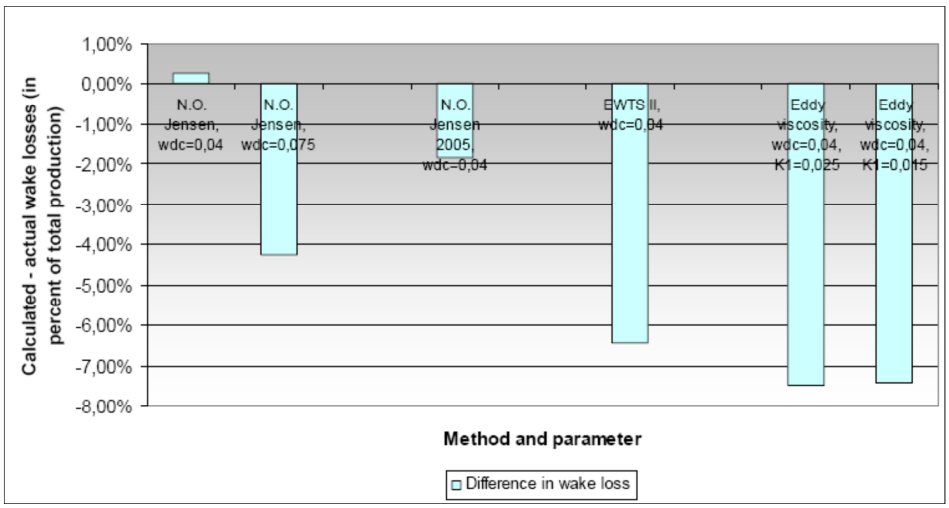


Fig. 1.8 Difference in percent of production between actual and calculated wake losses [19]

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

값과 풍력단지에서 측정된 값을 나타낸다.

ECN(Energy Research Center of the Netherlands)[20,21]에서는 Fig. 1.9 에 보인 그들의 테스트단지에서 실증용 풍력터빈의 후류특성을 측정하고 후류영향 분석결과를 제시하였다. 풍력터빈으로부터 2.5D 떨어진 후류영역에서 자유단 풍속대비 최대 45%의 풍속저감률이 나타났으며, 3.5D 떨어진 지점에서는 최대 35%의 풍속저감률이 나타났다. 또한 풍속의 변동성을 나타내는 표준편차 값은 풍력터빈 후류에서 크게 증가하고 있음을 보였는데, 특히 후류영역에서 측정된 풍속이 높을수록 표준편차 값 역시 높게 나타나고 있음을 보였다.

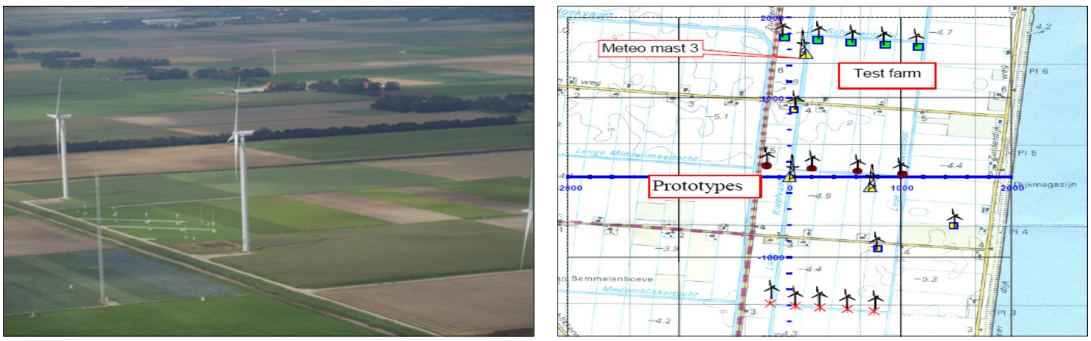


Fig. 1.9 Layout of ECN test Wind farm (Photo: J.G. Schepers, ECN)

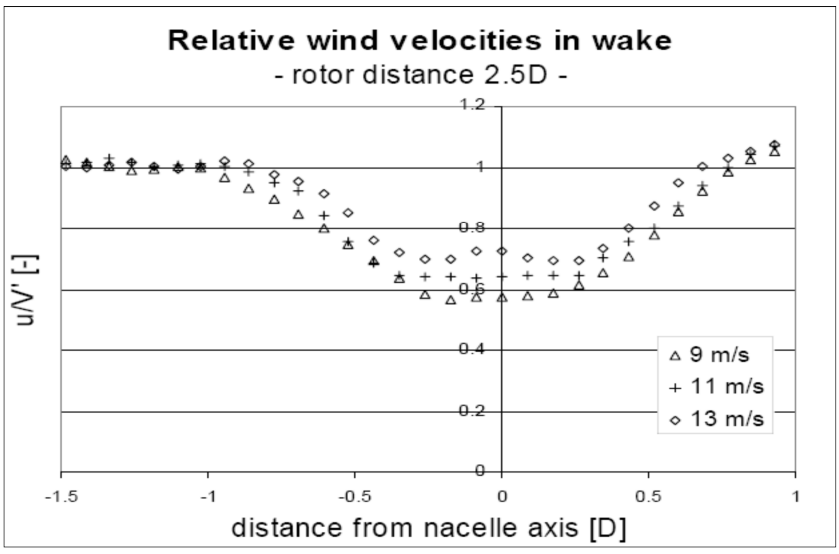


Fig. 1.10 Horizontal wind speed profile in a single wake at 2.5D behind the rotor [12]

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

Fig. 1.10 은 2.5D 떨어진 기상탑에서 측정된 풍력터빈후류 프로파일을 나타낸다. 풍향을 추종하는 터빈의 요 앵글(yaw angle)이 변함에 따라 후류영역 내 기상탑에서의 측정지점은 나셀(nacelle) 중심축에서 좌·우로 이동하게 되며, 그림과 같은 수평축 후류프로파일이 측정된다. Fig. 1.10 에 나타나듯이 풍속저감은 후류중심에서 최대가 되며, 자유단 풍속이 증가할수록 증가하는 특성이 나타남을 알 수 있다.

독일의 풍력터빈 시험기관인 DEWI 에서는 Fig. 1.11 의 Alpha Ventus 해상풍력발전단지를 대상으로 대기안정도 변화에 따른 풍력터빈 단일후류와 중첩후류의 영향을 분석하였다[22]. 자유단에서에서의 풍속범위가 7m/s ~ 11m/s 이고 풍력터빈의 이격거리가 7D 인 조건에서 측정된 결과를 통해 안정된

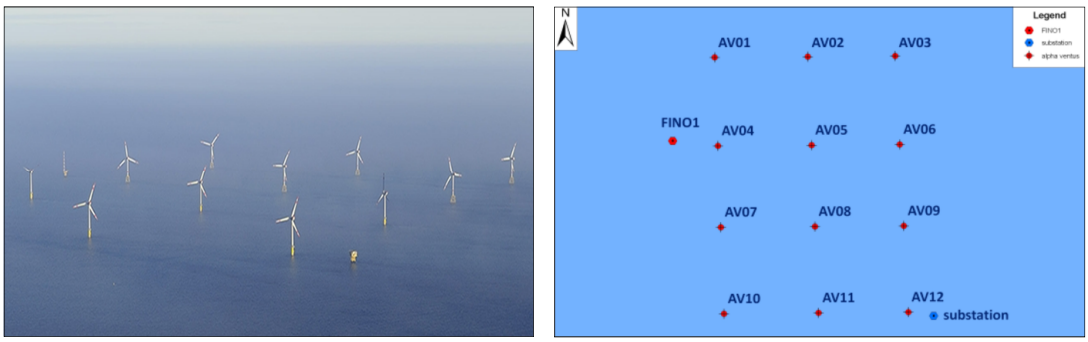


Fig. 1.11 Layout of Alpha ventus Offshore Wind farm (Photo: Solaripedia and [22])

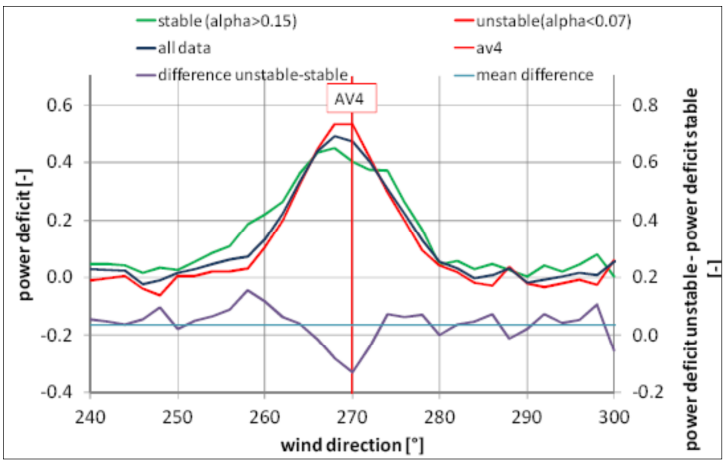


Fig. 1.12 Difference between power deficit in unstable and stable condition for V=7~11m/s [22]

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

대기상태에서 후류영향에 노출된 풍력터빈의 출력감소율이 불안정 대기상태에서보다 약 4% 더 높게 나타난다고 보고하였다(Fig. 1.12). 또한 일렬로 배치된 풍력터빈들이 중첩후류의 영향을 받을 경우, 두 번째에 위치하는 풍력터빈의 출력감소율이 세 번째에 위치하는 풍력터빈의 출력감소율보다 약 1% 더 높게 나타나고 있음을 보였다.

최근에는 DTU(Technical University of Denmark)의 M Grumond et al. 등이 덴마크의 Horns Rev 와 스웨덴의 Lillgrund 해상풍력발전단지를 대상으로 Jensen, Larsen, Fuga wake model[23]에 대한 검증을 실시하였다[24]. 검증결과 Fuga 모델과 Larsen 모델은 소형 풍력발전단지에서 보다 중첩후류 영향을 많이 받는 대형 풍력발전단지에서의 예측 정확도가 높을 것으로 예상하였으며, Jensen 모델은 일반적인 WDC(k=0.04)에서 대형발전단지의 전체출력을 과대 예측하는 경향을 보여주었다. 특히 Fig. 1.13 에 나타나듯이 Larsen 후류모델의 경우, 방정식 풀이를 위한 경계조건으로써 풍력터빈 후방으로 9.6D 떨어진 지점에서 실험적으로 얻어진 후류의 폭을 적용하기 때문에 풍력터빈 간의 이격거리가 4.3D 로 비교적 짧은 Lillgrund 풍력단지에서의 예측 오차가 크게 나타난다고 보고되었다.

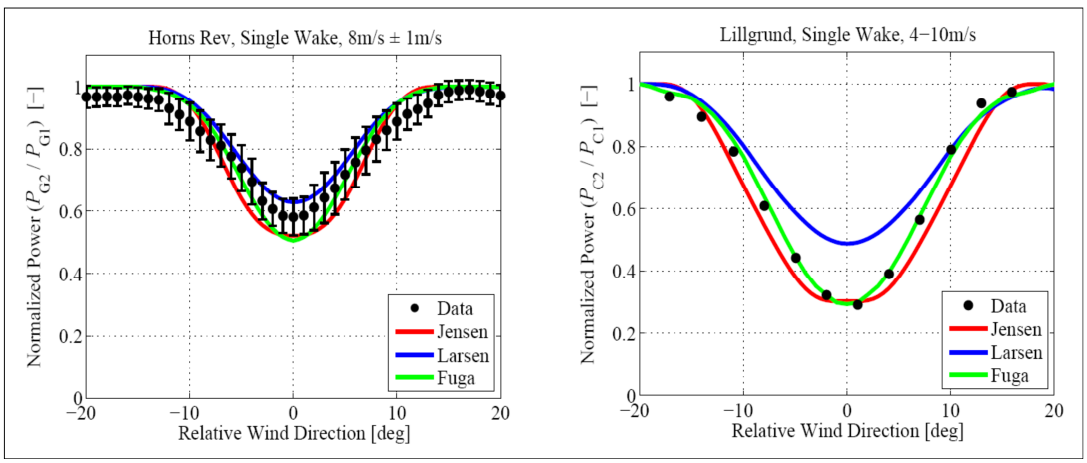


Fig. 1.13 Normalized power as function of wind directions, Horns Rev(left) and Lillgrund(right)

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

1.2.2. 연구목적

기존 후류모델 검증에 대한 선행연구들은 터빈들이 일정한 간격으로 설치된 격자형배열(grid array)의 풍력발전단지를 대상으로 다음의 두 가지 형태로 진행되었다.

① 후류에서의 풍속 및 난류강도 프로파일 측정

② 자유단에서의 풍속, 난류강도 그리고 대기상태 변화에 따른 후류손실

또한 대부분의 연구들은 단일후류 조건에서는 단일 후류거리에서만 실시되었거나, 다양한 후류거리에서의 모델검증은 중첩후류 조건에서만 실시되었다. 하지만 Jensen 후류모델은 4D 이내의 후류거리에서 실측된 데이터에 근거하여 wake decay constant, k 값이 결정되어 사용되고 있으며, Larsen 모델은 9.6D 에서 측정된 후류의 폭이 경계조건으로 가정되어 수식화된 모델이다[25].

현재까지 단순해(simplified solutions)만 구할 수 있는 난류유동(turbulence flow)의 전형적 형태인 후류에서의 혼합작용은 거리변화에 따른 거동변화가 명확히 밝혀지지 않았음에도 후류모델의 단순해를 구하거나(Larsen, eddy viscosity model) 실험에 의한 모델상수를 결정함에 있어(Jensen, Frandsen model) 특정 단일후류거리에서의 경계조건, 또는 측정 데이터가 사용되었다. 따라서 후류거리 또한 후류모델 검증에 있어 주요 파라미터로 포함되어야 할 것이며 후류거리 변화에 따른 모델검증 역시 수행되어야 할 것이다.

현재까지 개발된 후류모델 정확성 검증을 위한 연구들은 대부분 격자형 배열의 해상풍력단지를 대상으로 중첩후류 조건에서 수행되었으며, 복잡지형을 갖는 육상풍력단지에서 실시된 사례는 매우 드물다. 1992 년 JOULE 프로젝트[26]의 일환으로 310kW 급 소형 풍력터빈으로 구성된 Sexbierum 육상풍력단지에서 단일 후류조건인 네 가지 후류거리(2.5D, 2.8D, 5.5D, 8D)에서 풍력터빈 후류측정이 실시되었고, 2014 년에 IEA-Task 31 WAKEBENCH 프로젝트는 이 측정데이터를 사용하여 단일후류 조건에서의 engineering

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

후류모델과 CFD 모델 검증을 수행하였다[27]. 그러나 IEA-Task 31 WAKEBENCH 프로젝트기반 후류모델 검증은 소형풍력터빈으로 구성된 단지에서의 검증사례로써, MW 급 이상 풍력터빈이 적용된 육상풍력단지를 대상으로 단일후류 조건하에서 거리 별 후류모델 검증에 대한 연구결과는 현재까지 보고된바 없다. 따라서 본 연구에서는 2MW 급 대형풍력터빈이 적용된 육상풍력단지에서의 모델 검증을 위해, 상업운전중인 육상풍력단지에서 측정된 출력데이터를 기반으로 후류손실 예측을 위한 engineering 후류모델들(Jensen, Larsen, Eddy viscosity, Frandsen)의 정확도를 후류거리 별로 검증하였으며 (성산풍력단지: 풍력터빈 출력 측정데이터 이용), 풍력터빈 피로하중해석에 후류에 의한 난류강도가 포함되도록 명시한 IEC 61400-1 국제표준의 Frandsen 후류모델에 대한 검증작업(가시리풍력단지: 기상탑 측정데이터 이용) 역시 실시하였다.

앞서 풍력터빈 후류에서의 풍속저감 및 난류강도예측을 위한 모델검증은 대상인 된 풍력발전단지와 활용이 된 데이터의 종류가 동일하지 않았다. 따라서 추가적으로 가시리풍력단지의 동일장소와 동일한 데이터를 이용하여 최근에 제안된 난류강도예측의 Lange 모델과 후류 풍속저감예측의 eddy viscosity 모델 계산 값을 실측 값과 비교하였으며 그 결과를 제시하였다.

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

2. 후류모델

2.1. 풍속저감예측을 위한 후류모델

2.1.1. Jensen 모델

Jensen 모델은 1984 년 N.O. Jensen 의해 개발되었으며 선형적 후류확장(wake expansion)을 갖는 kinematic 후류모델이다. 후류거리 x, 풍력터빈의 추력계수 C_t 그리고 실험적으로 얻어지는 WDC(wake decay constant) k값에 의해 후류에서의 풍속저감이 계산된다. k 값은 후류거리 4D 에서 실험적으로 결정된 상수로써 육상풍력단지에서는 0.075, 해상풍력단지에서는 0.04 ~ 0.05 의 값이 보편적으로 사용되고 있다. 후류영역에서의 풍속저감과 후류폭은 식(2.1)과 식(2.2)의 관계식으로 결정된다.

$$1 - U/U_0 = \left(1 - \sqrt{1 - C_t}\right)/(1 + 2kx/D)^2 \tag{2.1}$$

$$D_W = D + 2kx \tag{2.2}$$

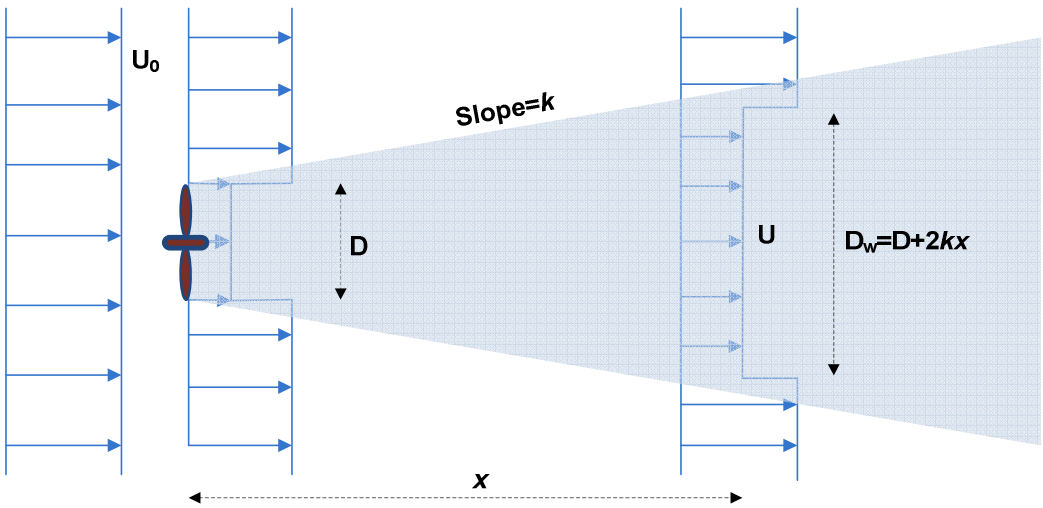


Fig. 2.1 Wake profile used in the Jensen model

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

여기서 U 와 U_0 는 후류에서의 풍속과 자유단에서의 풍속을 의미한다. 가장 단순화된 형태인 Jensen 모델은 항시 1 보다 적은 풍력터빈의 추력계수 값을 가지게 된다.

2.1.2. Eddy viscosity 모델

Eddy viscosity model(Ainslie model)은 1986 년 J. F. Ainslie 에 의해 개발된 후류모델로써 Reynolds stresses 를 대신하여 eddy viscosity, ε 항을 사용하는 비압축성 Navier-Stokes 방정식의 형태인 식 (2.3) 으로 표현된다.

$$U\frac{\partial U}{\partial x}+V\frac{\partial U}{\partial r}=-\frac{\varepsilon}{r}\left(\frac{\partial U}{\partial r}+r\frac{\partial^2 U}{\partial r^2}\right) \tag{2.3}$$

여기서 U, V는 길이방향 속도와 반경방향 속도를 나타내며 x, r은 후방거리와 반경거리를 나타낸다. eddy viscosity 는 주변유동과 후류유동의 혼합작용에 의하여 발생되는 전단층의 의미를 가지며 ε는 다시 전단 층을 기술하는 length scale, $l_w(x)$와 velocity scale, $U_w(x)$로 구분되어 식 (2.4)로 표현될 수 있다.

$$\varepsilon=l_w(x)U_w(x)+\varepsilon_a \tag{2.4}$$

ε_a는 주변유동이 ε (eddy viscosity)에 기여하는 정도를 나타내는 ambient eddy viscosity 를 의미한다. Length scale 은 후류 폭 b에 비례하고 velocity scale 은 전단층을 가로지르는 속도차이 (U_0-U_c)에 비례한다고 가정되어 다시 식 (2.5)와 같이 나타내어 진다.

$$\varepsilon=F(k_1 b(U_0-U_c)+K_m) \tag{2.5}$$

여기서 U_0는 허브높이에서의 주변풍속, U_c는 후류중심에서의 풍속을 나타내며, k_1은 전단 층의 특성을 나타내는 상수로써 값 0.015 를 가진다. 경계층이론에서 사용되는 eddy diffusivity of momentum, K_m 은 ε_a 가 ε 에 기여하는 정도를 나타내기 위해 사용된다. 근거리 후류와 원거리 후류를 구별하기 위한 필터인자,

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

F는 후류거리 5.5D 를 기준으로 식 (2.6)와 같다.

$$F = \begin{cases} 0.65 + ((X - 4.5)/23.32)^{1/3}, & x < 5.5 \\ 1 & , x \geq 5.5 \end{cases} \quad (2.6)$$

Eddy viscosity 모델의 경계조건으로써, 로터직경의 2 배(2D) 떨어진 곳에서 후류유동이 시작된다는 가정과 함께 로터디스크 후단거리 x 만큼 떨어진 곳에서의 속도분포는 가우시안분포(gaussian distribution)를 따른다는 조건을 사용하였다. 가우시안 속도분포 식은 식 (2.7)과 같이 주어진다.

$$1 - \frac{U}{U_0} = D_m exp\ (-3.56(r/b)^2) \quad (2.7)$$

로터직경의 2 배 떨어진 하류위치에서의 초기 속도 감소율, $D_{m\,i}$은 식 (2.8)로부터 계산될 수 있다.

$$D_{m\,i} = 1 - \frac{U_c}{U_0} = C_t - 0.05 - [(16C_t - 0.5)I_0/1000] \quad (2.8)$$

여기서 I_0 는 주변 난류강도를 의미한다. 식 (2.5)의 K_m 은 중립대기(neutral atmospheric) 조건에서 식 (2.9)를 이용하여 계산될 수 있다.

$$K_m = ku^*h = k^2U_0h/\hbar\ (h_H/h_0) \quad (2.9)$$

식 (2.9)의 k는 Von Karman 상수, u^*는 friction velocity, h_H는 허브높이, h_0는 기준높이를 의미한다. 최종적으로 중립대기 경계층에서의 ε (eddy viscosity)는 식 (2.10)과 같이 표현될 수 있다.

$$\varepsilon/U_0D = F\left(k_1\frac{b}{D}\left(1 - \frac{U_c}{U_0}\right) + k^2/\hbar\ (h_H/h_0)\right) \quad (2.10)$$

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

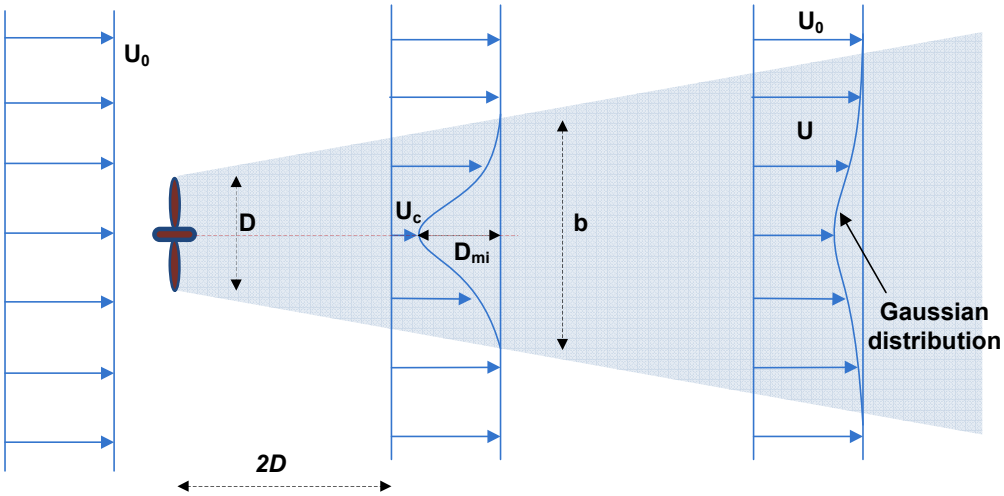


Fig. 2.2 Wake profile used in the eddy viscosity model

2.1.3. Larsen 모델

또 다른 후류모델로써 1988 년 G.C. Larsen 에 의해 제안된 Larsen 모델이 있다. 풍력터빈 후류에서의 유동해석을 위해 Prandtl's turbulent boundary layer 방정식을 사용하였으며, Prandtl's mixing length 이론을 사용하여 원통좌표 계에서 Reynolds stresses 를 식 (2.11)로 표현하였다.

$$\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left[rl^2\left(\frac{\partial u_x}{\partial r}\right)^2\right] \tag{2.11}$$

여기서 l은 Mixing length, u_x는 축 방향속도를 의미한다. Larsen 후류모델은 1st order 와 2nd order equation 으로 제안되었으며, 본 연구에서는 1st order equation 모델만을 고려하였다. 식 (2.12)은 후류에서의 풍속저감을 계산하기 위한 1st order solution 이며, 식 (2.13)는 후류반경 계산식을 나타낸다.

$$\Delta U = -\frac{U_0}{9}\left(C_t A(x+x_0)^{-2}\right)^{\frac{1}{3}} \times \left[r^{\frac{3}{2}}\left(3{c_1}^2 C_t A(x+x_0)\right)^{-\frac{1}{2}} - \left(\frac{35}{2\pi}\right)^{\frac{3}{10}}\left(3{c_1}^2\right)^{-\frac{1}{5}}\right]^2 \tag{2.12}$$

$$R_w = \left(\frac{35}{2\pi}\right)^{\frac{1}{5}}\left(3{c_1}^2\right)^{\frac{1}{5}}\left(C_t A(x+x_0)\right)^{\frac{1}{3}} \tag{2.13}$$

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

식 (2.12)과 (2.13)에서 x_0 은 풍력터빈 로터의 위치를 나타내며 c_1 은 non-dimensional mixing length 를 의미한다. 경계조건으로써 풍력터빈 직 후단의 후류폭은 로터직경과 동일한 것으로 간주하고 9.6D 떨어진 지점에서의 후류폭은 실험식에 의해 결정된다. 식 (2.14)과 (2.15)는 위 경계조건을 만족하는 x_0와 c_1을 나타낸다.

$$x_0 = \frac{9.5D}{\left(\frac{2R_{9.5}}{D_{eff}}\right)^3 - 1} \tag{2.14}$$

$$c_1 = \left[\frac{D_{eff}}{2}\right]^{\frac{5}{2}} \left(\frac{105}{2\pi}\right)^{-\frac{1}{2}} (C_t A x_0)^{-\frac{5}{6}} \tag{2.15}$$

여기서 D_{eff} 는 유효 로터직경(effective rotor diameter)으로써 식(2.16)로 나타나며, 식 (2.17)의 $R_{9.5}$ 는 후류거리가 9.5D 인 지점에서의 후류반경을 의미한다. 식 (2.17)의 괄호 항 (H, R_{nb})는 후류 반경폭이 허브높이보다 클 경우, 지면에 의한 후류반경 영향(blockage effect of the ground)을 반영하여 준다.

$$D_{eff} = D\sqrt{\frac{1+\sqrt{1-C_t}}{2\sqrt{1-C_t}}} \tag{2.16}$$

$$R_{9.5} = 0.5[R_{nb} + min(H, R_{nb})] \tag{2.17}$$

여기서 R_{nb}는 실험식으로써 식 (2.18)와 같다.

$$R_{nb} = max\left(1.08D, 1.08D + 21.7D(I_a - 0.05)\right) \tag{2.18}$$

Larsen 모델은 European Wind Turbine Standard II에 후류영향이 고려된 풍력터빈의 하중을 계산하기 위한 후류모델로 소개되었다[28].

2.1.4. Frandsen(SAM) 모델

최근에 소개된 후류모델로써 Frandsen 에 의해 2006 년 European Wind Energy

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

Conference and Exhibition 에서 제안되었다. 이 모델은 동일한 이격거리를 갖는 풍력터빈들이 격자형으로 배치된 대형 해상풍력발전단지에서의 후류풍속저감 예측을 위한 모델이다.

Frandsen 모델에서는 세가지 다른 구역(regimes)으로 후류를 구분하고 있다. 첫 번째는 이웃열의 후류영향을 받지 않은 단일 또는 중첩후류 구역, 두 번째 구역은 이웃열의 후류영향을 받기 시작하는 구역 그리고 마지막 세 번째는 후류유동이 대기경계층과 평형을 이루는 구역으로 구분된다[29].

후류에서의 직경과 이를 위한 후류 확장변수는 다음의 식(2.19)와 식(2.20)로 나타내어진다.

$$D_w = D\left(\beta^{k/2} + \alpha s\right)^{1/k} \tag{2.19}$$

$$\beta = \frac{1+\sqrt{1-C_t}}{2\sqrt{1-C_t}} \tag{2.20}$$

여기서 상수 k와 α는 2 와 0.7 로 주어지고, s는 후류거리의 무 차원 값으로써 $^{x}/_{D}$ 의 관계에 의해 계산된다. 단일후류에서의 풍속저감은 식 (2.21)에 의해 계산된다.

$$\frac{U}{U_0} = \frac{1}{2} \pm \frac{1}{2}\sqrt{1 - 2\frac{A}{A_w}C_t} \tag{2.21}$$

터빈 추력계수의 크기에 따라 식 (2.21)의 ±기호는 결정된다.

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

2.2. 난류강도예측을 의한 후류모델

2.2.1. Quarton(Ainslie) 모델

풍력터빈 후류에서의 난류강도증가 원인으로 로터 후단(downwind) 속도구배 발생에 따른 전단난류(shear-generated turbulence)성분, 블레이드 팁(blade tip)에서 발생되는 와류(vortices)성분 그리고 블레이드, 나셀(nacelle), 타워(tower)에 의한 유동외란(flow disturbance)인자 등으로 구분된다.

일반적으로 후류에서의 난류강도 증가는 터빈후방 유동외란에 의한 추가난류(added turbulence)의 합으로 설명되며, 이러한 추가적인 난류는 몇 가지 후류모델식으로 제안되고 있다.

1990 년 Quarton D.C. 와 Ainslie J.F. 는 풍동실험과 현장테스트를 통해 실험적인 방법으로 추가난류강도를 수식으로 발표하였으며 식 (2.22)와 식 (2.23)과 같다[8].

$$I_{add} = 5.7{C_t}^{0.7}{I_{amb}}^{0.68}(x/x_n)^{-0.96} \tag{2.22}$$

$$I_{tot} = \sqrt{{I_{amb}}^2 + {I_{add}}^2} \tag{2.23}$$

여기서 식 (2.22)의 I_{add}는 후류에서 추가되는 난류강도를 의미하며 식 (2.23)의 I_{tot} 은 후류에서의 전체 난류강도를 의미한다. 또한 I_{amb}는 주변유동의 난류강도, x 와 x_n 은 로터단면에서부터 후방으로의 거리와 근접 후류길이(near wake length)를 나타낸다. 근접후류길이는 다시 식 (2.24)로 정의되며 후류에서 확장된 로터반경 r_0는 식 (2.25)로 표현된다.

$$x_n = \frac{nr_0}{\left(\frac{dr}{dx}\right)} \tag{2.24}$$

$$r_0 = R\sqrt{\frac{m+1}{2}} \tag{2.25}$$

여기서 계수 n과 m은 다음과 같다.

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

$$m = \frac{1}{\sqrt{1-C_t}} \tag{2.26}$$

$$n = \frac{\sqrt{0.214+0.144\,m}(1-\sqrt{0.134+0.124\,m})}{(1-\sqrt{0.214+0.144\,m})\sqrt{0.134+0.124\,m}} \tag{2.27}$$

식 (2.24)의 $\left({}^{dr}/_{dx}\right)$은 후류성장비(wake growth rate)를 의미하며 식 (2.28)로 나타내어진다.

$$\frac{dr}{dx} = \sqrt{\left(\frac{dr}{dx}\right)_{\alpha}^{2} + \left(\frac{dr}{dx}\right)_{m}^{2} + \left(\frac{dr}{dx}\right)_{\lambda}^{2}} \tag{2.28}$$

위 식에서 $\left({}^{dr}/_{dx}\right)_{\alpha}$, $\left({}^{dr}/_{dx}\right)_{m}$, $\left({}^{dr}/_{dx}\right)_{\lambda}$는 주위유동의 난류성분 기여도, 전단난류성분의 기여도 그리고 기계적인 난류성분의 기여도를 나타내며 아래와 같이 표현된다.

$$\left(\frac{dr}{dx}\right)_{\alpha} = 2.5I_0 + 0.005 \tag{2.29}$$

$$\left(\frac{dr}{dx}\right)_{m} = \frac{(1-m)\sqrt{1.49+m}}{(1+m)9.76} \tag{2.30}$$

$$\left(\frac{dr}{dx}\right)_{\lambda} = 0.12B\lambda \tag{2.31}$$

식 (2.31)의 기계적 난류성분은 풍력발전시스템의 블레이드 개수 B와 주속비 λ에 따라 변하게 된다.

2.2.2. Lange 모델

Lange 모델은 후류모델 개발을 위한 FLaP(Farm Layout Program) 프로젝트의 일환으로 Bernhard Lange et al. 등에 의해 제시되었다. 후류에서의 추가적인 난류강도는 식 (2.32)과 같이 속도구배와 확산(diffusion)항에 의해 결정된다.

$$I_{add}(r,x) = AI_{m\,ean}(x)\frac{\partial\tilde{u}(r,x)}{\partial\frac{r}{R}} + B\tilde{u}(r,x) \tag{2.32}$$

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

여기서 $AI_{mean}(x)\frac{\partial\tilde{u}(r,x)}{\partial\frac{r}{R}}$ 는 후류에서의 속도구배를 나타내며, $B\tilde{u}(r,x)$ 는 후류에서의 확산을 나타내는 항이다. 속도구배항에서의 I_{mean} 은 후류에서의 평균난류강도를 의미하며, r 과 x 는 반경방향으로의 거리와 풍력터빈으로부터의 후방거리를 의미한다. 그리고 확산항의 $\tilde{u}$ 는 후류에서의 속도저감을 나타내며 A 와 B 는 풍력터빈의 종류와 주변지형조건에 의해 결정되는 실험상수이다. 평균난류강도, I_{mean} 은 ε (eddy viscosity) 항을 사용하여 식 (2.33)와 같이 표현된다.

$$I_{mean} = \varepsilon\frac{2.4}{ku_0z_H} \tag{2.33}$$

u_0 는 무차원 값인 자유단에서의 풍속, z_H 는 지면에서부터의 높이를 나타낸다. 최종적으로 후류에서의 난류강도 I는 식 (2.34)과 같이 표현될 수 있다.

$$I = I_0 + \sqrt{\sum_{i=1}^{N} I_{add,i}^2} \tag{2.34}$$

여기서 I_0는 주변난류강도, N은 상류에 위치한 풍력터빈의 수를 의미한다.

2.2.3. Frandsen 모델

Frandsen 후류모델은 주변 풍력터빈들의 후류영향이 포함된 유효난류강도(effective turbulence intensity)의 예측을 위한 모델로써, 2007 년 Sten Tronæs Frandsen 에 의해 제안되었다. 또한 풍력터빈 기본설계지침인 IEC 61400-1 국제표준[30]에 Frandsen 모델을 명시하여 풍력터빈 피로하중 계산 시 후류영향을 고려하도록 하고 있다. 유효난류강도(effective turbulence intensity)계산은 다음 식 (2.35)과 같이 제시된다.

$$I_{eff}(V_{hub}) = \left\{\int_0^{2\pi} p(\theta|V_{hub})I^m(\theta|V_{hub})d\theta\right\}^{\frac{1}{m}} \tag{2.35}$$

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

여기서 V_{hub}는 풍력터빈 허브(hub)높이에서의 풍속, p는 풍향의 확률밀도함수, I는 방위각 θ에서 주위유동과 후류유동이 함께 고려된 난류강도, $d\theta$는 방위각 θ에 위치한 이웃터빈까지의 거리 그리고 m은 지지구조물을 구성하는 재질에 해당되는 Wöhler(SN-curve) 지수를 나타낸다. 블레이드 재질(유리섬유)의 경우 m값은 10, 타워 같은 철 재질은 경우 7~8이 m 값으로 사용된다.

만약 이웃터빈까지의 거리들 중 최소거리가 로터직경(D)×10 보다 적으면, 즉 $d_I \geq 10\mathrm{D}$이면 유효난류강도는 식 (2.36)와 같으며

$$I_{eff} = \frac{\hat{\sigma}}{V_{hub}} \tag{2.36}$$

만약 $d_I < 10\mathrm{D}$이고, 균일한 풍향분포를 가진다고 가정하면 유효난류강도는 다시 식 (2.37)으로 표현된다.

$$I_{eff} = \frac{\hat{\sigma}_{eff}}{V_{hub}}$$

$$= \frac{1}{V_{hub}}\left[(1 - Np_w)\hat{\sigma}^m + p_w \sum_{i=0}^{N} \hat{\sigma}_T^m(d_i)\right]^{\frac{1}{m}} \tag{2.37}$$

$$; \quad p_w = 0.06$$

식 (2.37)의 $\hat{\sigma}$는 주위유동의 표준편차를 의미하며 이는 후류영향을 고려하지 않는다는 의미가 된다. 식 (2.37)의 N은 이웃터빈의 수 그리고 d_i는 로터직경으로 무차원화된 이웃터빈까지의 거리를 나타낸다. 또한 $\hat{\sigma}_T$는 허브높이에서의 후류중심 최대표준편차를 의미하며 식 (2.38)로 표현된다. 일반적으로 후류중심에서 난류강도가 가장 크게 나타나며 중심에서 멀어질수록 난류강도는 감소하게 되고 결국엔 주변유동의 난류크기로 수렴하게 된다.

$$\hat{\sigma}_T = \sqrt{\frac{0.9V_{hub}^2}{\left(1.5+0.3d_i\sqrt{V_{hub}/c}\right)^2} + \hat{\sigma}^2} \tag{2.38}$$

식 (2.38)의 c는 상수 값으로 1m/s 가 대입된다.

Frandsen 의 연구에서, 후류에 의한 난류강도 증가분은 하류로 유동이

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

흐르면서 주변유동의 난류강도 수준으로 점차 회복되기에 가장 가까운 이웃터빈에 가려진 전방터빈의 후류영향은 고려하지 않도록 하고 있다. 따라서 풍력발전단지 내에서 후류영향을 주는 이웃터빈의 개수는 터빈이 설치되는 발전단지구성에 의해 결정된다.

후류영향 고려를 위한 이웃터빈의 개수 *N* 은 Table 2.1 와 같으며, 다수의 열(rows)로 구성된 정사각형 배열을 갖는 풍력발전단지에서의 후류영향을 주는 풍력터빈은 Fig. 2.3 에서와 같이 총 8 기가 된다.

Table 2.1 Wake models used by the institutions that participated in the ENDOW project [30]

Wind farm configuration	**N**
2 wind turbines	1
1 rows	2
2 rows	5
Inside a wind farm with more than 2 rows	8

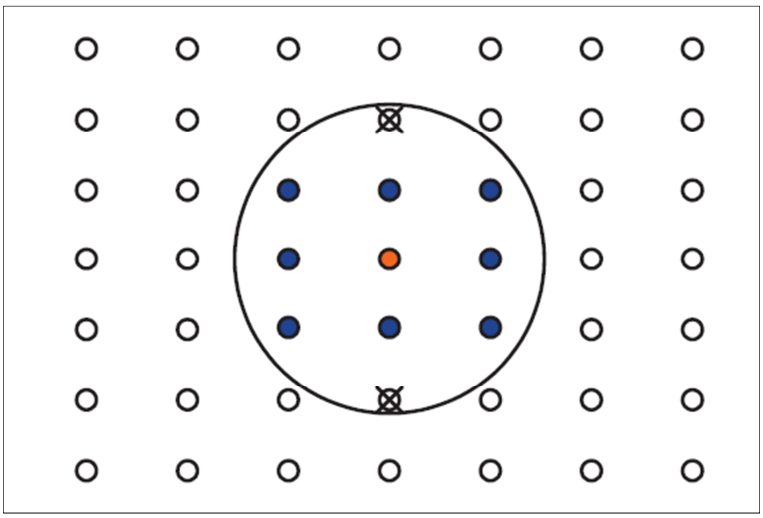


Fig. 2.3 Configuration-inside a wind farm with more than 2 rows [30]

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

3. 후류모델 검증

3.1. 후류 풍속저감 측정 및 모델 예측 값과의 비교

3.1.1. 성산풍력발전단지

후류 풍속저감예측을 위한 모델 검증작업은 Fig. 3.1 의 서귀포시 수산리에 위치한 성산풍력발전단지를 대상으로 실시하였다. 성산풍력단지는 2009 년과 2010 년, 2 회에 걸쳐 준공된 20MW 규모의 육상풍력단지로서 대한민국 남단 제주특별자치도 동쪽지역에 위치하고 있다. 주변지형은 대부분 숲과 들판으로 이루어진 roughness class 3 등급(European wind atlas, RISO)[31]에 속하는 평지로, 허브높이와 로터직경이 각각 78m, 80m 인 VESTAS V80(2MW) 풍력터빈 10 기가 상업 운전 중에 있다. 이 사이트의 풍력터빈들은 격자 형 배치로 설계되는 대부분의 풍력발전단지와는 달리 불규칙한 간격으로 설치되어 중첩후류의 영향을 받지 않는 단일후류 조건에서 풍력터빈 후류에 의한 풍속

Fig. 3.1 View of Sung-san wind farm

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

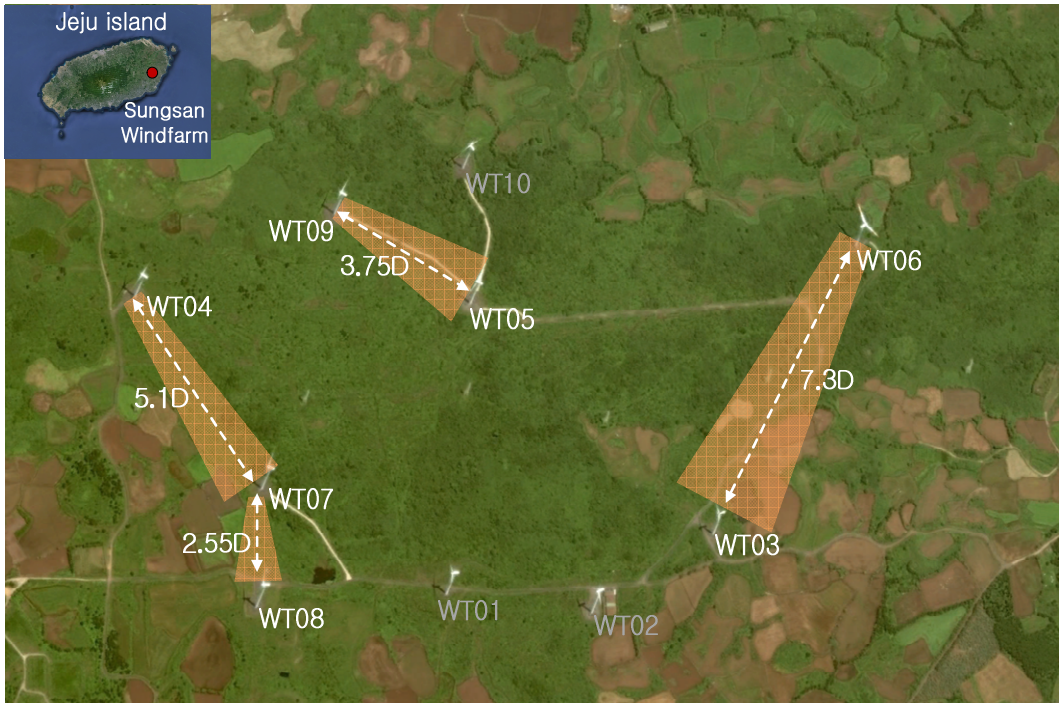


Fig. 3.2 Layout of Sung-san wind farm and wind turbine pairs based on spacing

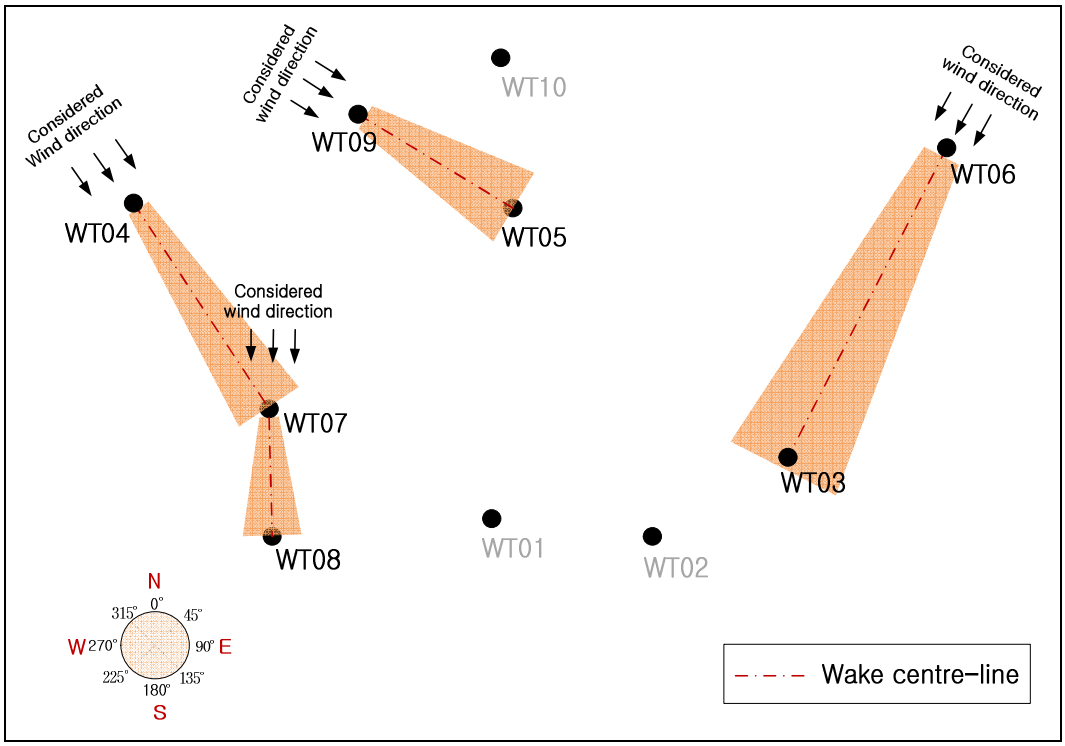


Fig. 3.3 Layout of Sung-san wind farm and wind turbine pairs based on spacing

저감 측정이 가능하다.

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

Fig. 3.2 과 Fig. 3.3 는 성산풍력발전단지의 풍력터빈 배치상태를 나타낸다. 모두 7 기(WT03 ~ WT09)의 풍력터빈들이 서로 다른 이격거리에 따라 짝을 이룰 수 있으며, 본 연구에서 터빈들 사이의 이격거리는 후류거리로 고려된다. 상류에 위치한 풍력터빈과 하류에 위치한 풍력터빈의 로터중심을 잇는 직선을 후류 중심선이라 하고 진 북을 기준으로 이 직선이 이루는 각도를 고려되는 터빈 짝의 후류 중심각이라 정의하였다.

Table 3.1 에 서로 짝을 이루는 풍력터빈의 이격거리 및 후류 중심각 정보를 나타낸다. 후류 중심선을 기준으로 상류에 위치한 풍력터빈(WT04, WT06, WT07, WT09)들은 후류영향 없이 운전되나, 하류에 놓이는 풍력터빈(WT03, WT05, WT07, WT08)들은 전방 풍력터빈으로부터 야기된 후류의 영향을 받으면서 운전된다. 예외적으로 WT07 의 경우 2.55 D 조건에서는 WT08 의 상류에 위치한 풍력터빈으로 간주되고, 5.1 D 조건에서는 WT04 의 하류에 위치한 풍력터빈이 된다.

Table 3.1 Wake distance and wake center angle information of the wind-turbine pairs (D: Rotor diameter)

Wake distance	**Wind turbine pair**	**Angle of wake centre**
2.55 D	WT07 : upstream wind turbine WT08 : downstream wind turbine	4.5°
3.75 D	WT09 : upstream wind turbine WT05 : downstream wind turbine	305.5°
5.1 D	WT04 : upstream wind turbine WT07 : downstream wind turbine	327.2°
7.3 D	WT06 : upstream wind turbine WT03 : downstream wind turbine	30.5°

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

3.1.2. 풍력터빈 출력데이터 분석

후류모델 검증을 위해 사용된 풍력터빈 출력데이터는 SCADA(Supervisory Control and Data Acquisition)에 의해 2012. 01 ~ 2014. 10 까지 총 34 개월 동안 측정된 10 분 평균 데이터이다. 본 연구에서는 풍향변화에 따른 후류영향을 분석하기 위해 후류 중심각을 기준으로 2° 간격(yaw angle)으로 풍력터빈의 출력데이터를 분류하였다.

상류에 위치한 풍력터빈의 경우, 비록 10 분 평균풍속이 4m/s 이상이라 할지라도 저 풍속구간에서는 풍력터빈이 운전 및 정지를 반복할 수 있으며 이는 전방터빈에 의한 일정한 후류영향이라 볼 수 없다. 또한 시동 및 정격풍속 근방에서 작동되는 블레이드 피치제어(pitch control)에 의한 후류변화의 영향 역시 최소화 되어야 한다. 따라서 이를 위해 출력데이터 분류구간을 580 kW ~ 1100 kW(7.5m/s ~ 9.5m/s)로 제한하였다.

Fig. 3.4 는 WT04 의 풍속에 따른 피치각(pitch angle)의 변화를 보여준다. 풍속이 4m/s 이상에 이르면 피치각은 0 도 부근으로 제어되어 거의 일정한 값을 유지하다가 다시 풍속이 10m/s 이상이 되면 양의 피치각으로 제어되고 있음을 확인할 수 있다.

Fig. 3.5 는 yaw angle 변화에 따른 후류프로파일 측정조건을 나타낸다. Fig. 3.5(a)에 나타낸 바와 같이 yaw angle 이 $-\theta_{max}$° 일 때 반경거리는 $-r_{max}$로 정의되며, Fig. 3.5(b)와 같이 yaw angle 이 0°인 조건에서의 반경거리는 0 이다. Fig. 3.5(c) 는 yaw angle 이 $+\theta_{max}$° 인 조건에서의 반경거리 $+r_{max}$에 대한 정의를 나타낸다. 이상과 같이 후류중심선에서 반경거리 r은 yaw angle 변화에 따라 가변적이며, 측정된 데이터는 반경거리에 따라 출력 비와 풍속 비의 프로파일 형태로 나타내어졌다.

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

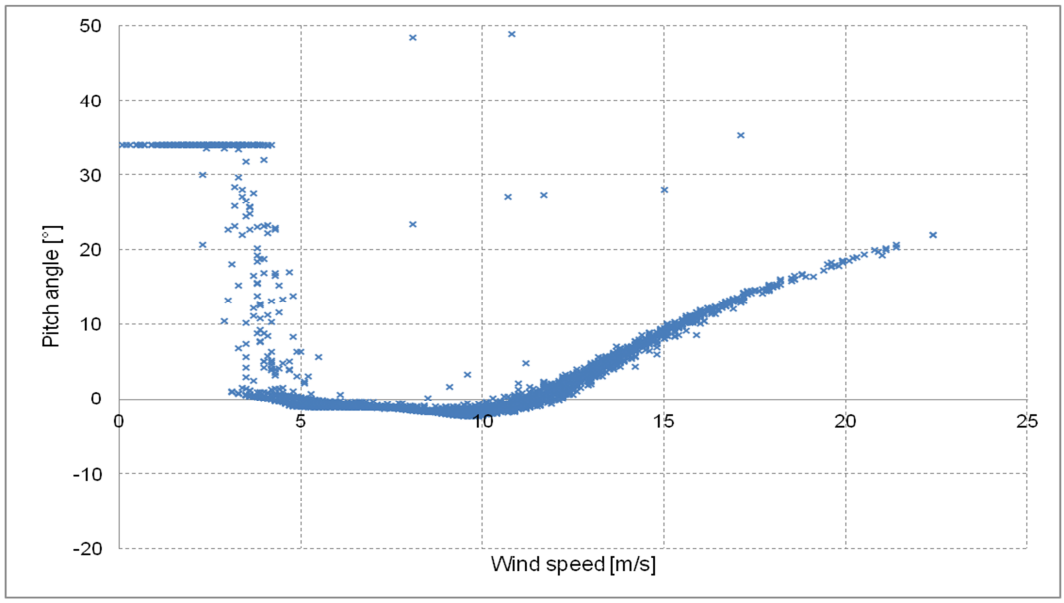
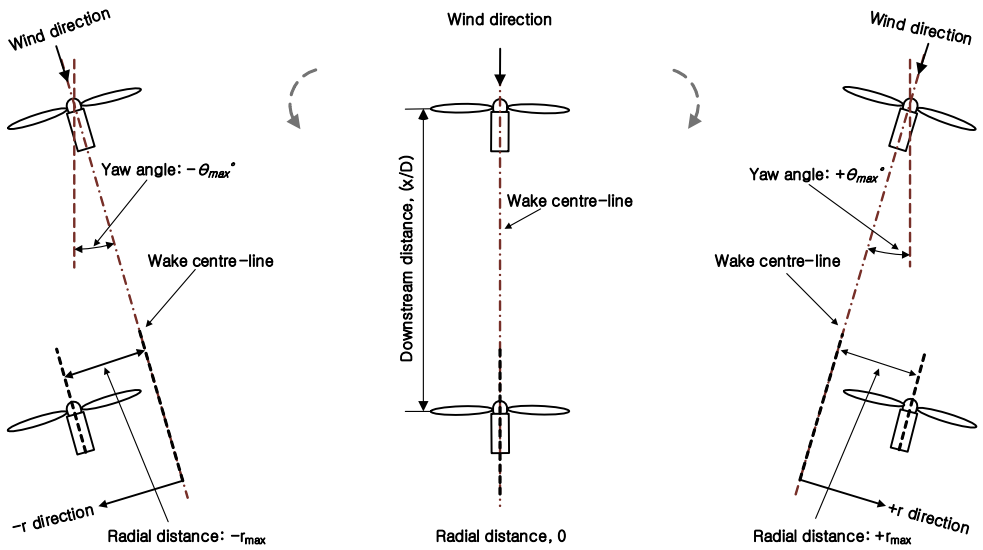


Fig. 3.4 Pitch angle changes in accordance with wind speed



(a) Yaw angle $-\theta_{max}$ ° (b) Yaw angle 0° (c) Yaw angle $+\theta_{max}$ °

Fig. 3.5 Definition of the radial distance in accordance with yaw angle

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

Table 3.2 Number of 10-min average power output data bins in terms of the downstream distance (D: Rotor diameter)

Downstream distance	10 minute averaged data bin number
2.55 D	6,266
3.75 D	37,939
5.1 D	29,830
7.3 D	19,426

Table 3.2 에 각각의 후류거리 조건 별로 분류된 10 분 평균 출력데이터 수를 나타내었으며, 출력 측정기간 동안 발생된 풍향 별 빈도수의 차이 때문에 데이터 수의 차이가 발생하였다.

Fig. 3.6 에 상류와 하류에 위치한 풍력터빈의 출력 데이터를 반경거리 변화에 따른 프로파일 형태로 나타내었다. 후류거리가 증가함에 따라 하류에 위치한 풍력터빈의 출력 감소율은 줄어들고 있으나 후류폭은 확대 되고 있다. 7.3 D(WT03 ~ WT06)를 제외한 모든 조건에서 하류에 위치한 풍력터빈들의 출력곡선 형태가 U 자형으로 나타나는 반면, 7.3D 의 조건에서는 반경거리 −1.5D(좌)와 +1.2D(우)로 부터 출력이 상승하다가 다시 하강하는 '*W*' 자 형 패턴을 나타내고 있다. 이는 후류중심선을 기준으로 yaw angle 이 −11.5°(좌)와 +10°(우) 범위에 해당되며, WT03 은 WT06 을 제외하고 인접한 풍력터빈으로부터의 후류영향을 받지 않는다. 또한 주변에 높은 건물이나 hill 등이 위치하고 있지 않기 때문에 장애물에 의한 영향은 없는 것으로 확인된다. 후류유동과 주위유동의 경계면으로부터 발생되는 전단 층의 두께는 하류 방향으로 진행될수록 두꺼워져 보통 2D ~ 5D 의 wake 구간에서 후류 중심에 이르게 된다[1]. 전단 층이 후류 중심에 도달한 이후에도 계속해서 하류 방향으로 진행하게 될 경우, 로터 블레이드 좌·우의 전단 층이 중첩 될 수 있으며 이는 후류의 난류강도를 증가시키는 원인이 될 수 있다. 후류 전단 층 중첩 효과에 의한 난류강도 증가는 후류에서의 풍속 회복에 기여하기 때문에 Fig. 3.6(d)에 나타낸 바와 같이 '*W*'자

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

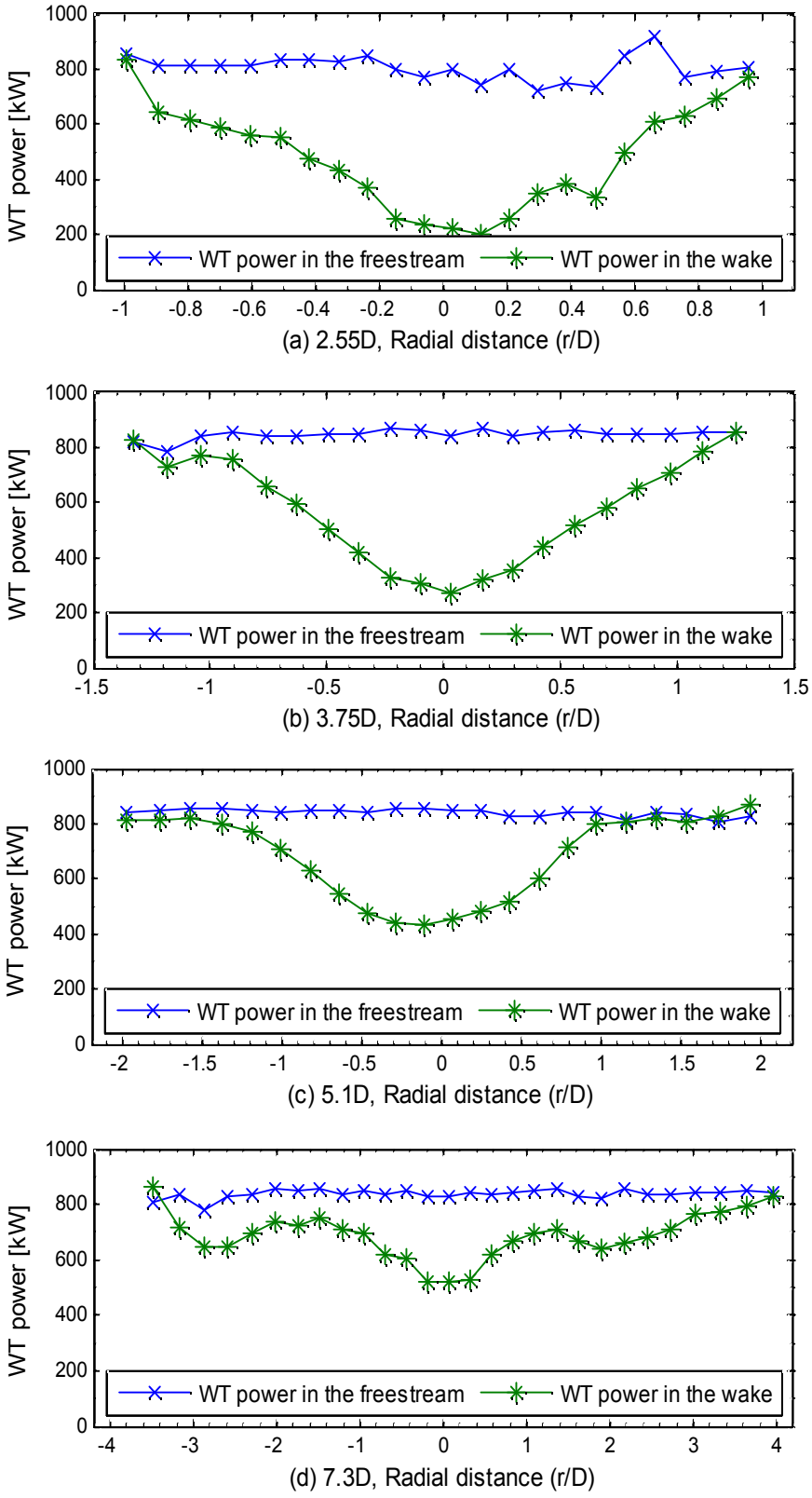


Fig. 3.6 Power output data of the upstream and downstream wind turbines based on the changes in the radial distance

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

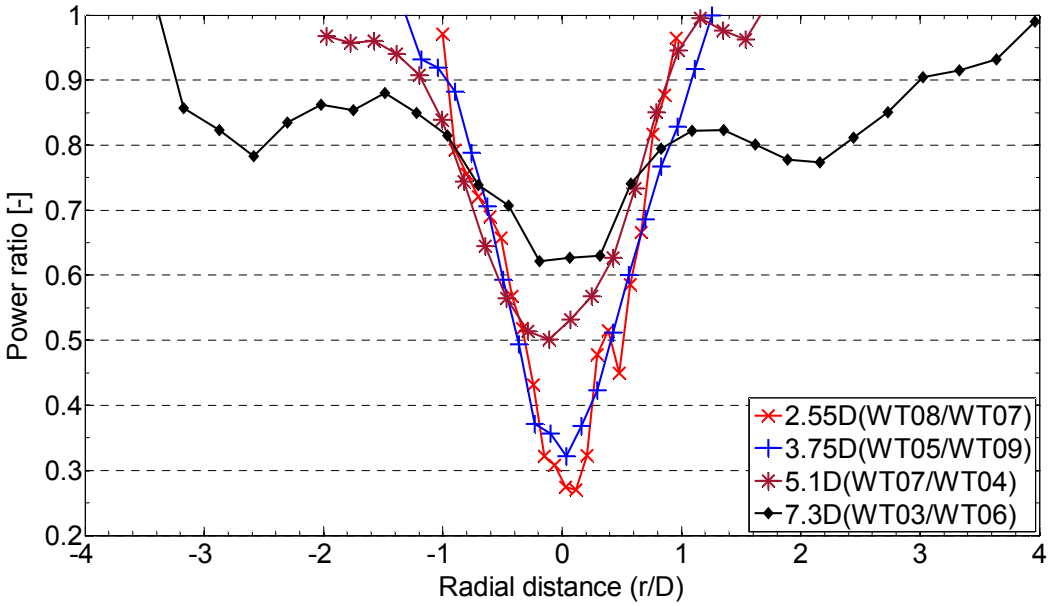


Fig. 3.7 Power ratios of the upstream and downstream wind turbines

형 후류 프로파일이 발생 할 수 있을 것으로 판단된다.

Fig. 3.7 는 2.55D, 3.75D, 5.1D 그리고 7.3D 에서의 상류와 하류에 위치한 풍력터빈의 출력 비를 나타낸다. 본 연구에서 고려되고 있는 육상풍력단지의 경우, 후류거리가 최대 7.3D 인 조건에서도 후류 중심에서의 출력 회복률은 70% 미만인 것으로 나타나고 있다.

3.1.3. 풍속저감 예측을 위한 후류모델 정확도 검증

후류모델들의 풍속저감 예측정확도를 검증하기 위해, 측정된 출력 값에서 환산된 후류풍속과 후류모델에 의해 예측된 후류풍속을 비교 하였다. 풍속 환산을 위해 제조사 보증 풍력터빈 출력곡선을 사용하였으며 Table 3.3 은 VESTAS 풍력터빈 모델명 V80 의 보증 출력곡선과 추력계수를 나타낸다.

Fig. 3.8 는 제조사 보증 출력곡선과 34 개월 동안 측정된 개별 풍력터빈들의 출력곡선을 나타낸다. 모두 7 기의 풍력터빈으로부터 측정된 평균 출력곡선은 풍속 9.5 m/s(1055 kW) 이하의 구간에서는 보증 출력곡선에 비해 낮게 나타나며,

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

Table 3.3 Manufacturer guaranteed power curve and the thrust coefficient of Vestas V80

Wind speed [m/s]	Power [kW]	Thrust coefficient [-]
4	58	0.863
5	149	0.844
6	277	0.843
7	459	0.843
8	680	0.82
9	927	0.768
10	1179	0.684
11	1421	0.564
12	1631	0.402
13	1793	0.311
14	1897	0.248
15	1953	0.203
16	1980	0.169
17	1993	0.143
18	1998	0.122
19	2000	0.105
20	2000	0.092

그 이상의 풍속구간에서는 높게 나타나고 있다.

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

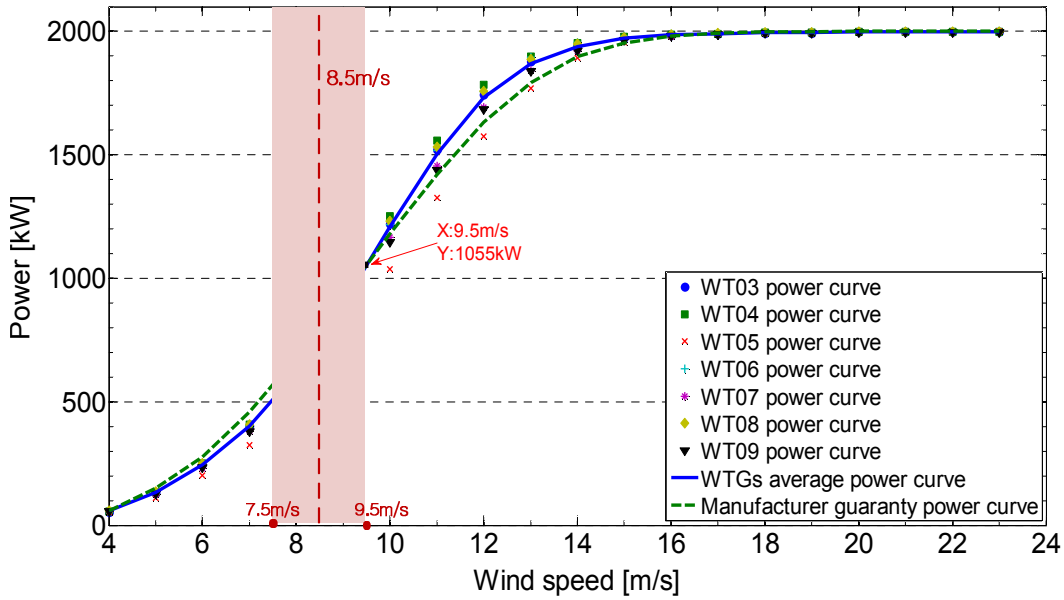


Fig. 3.8 Manufacturer-guaranteed and measured individual wind turbine power curves

본 후류모델 검증에서는 상류에 위치한 풍력터빈의 출력데이터 분류 구간을 580kW ~ 1100kW(7.5m/s ~ 9.5m/s)로 제한하였으며, 이 구간 내에서 상류에 위치한 풍력터빈의 평균출력은 850kW(8.5m/s)이다. 제조사 보증출력곡선과 측정출력곡선의 차이가 가장 크게 나타나는 풍속구간은 7.5m/s 근방으로 그 차이는 63kW 에 불과하다. 때문에 보증 출력곡선과 평균 출력곡선 중 어느 것을 이용하더라도 후류 풍속변환 결과의 차이는 크지 않을 것으로 판단한다.

후류모델의 수치모델링을 위해 Matlab®이 이용되었으며, eddy viscosity 후류모델은 Anderson 이 제안한 simplified Eddy-Viscosity Wake model[32]방법이 적용되었다. Jensen 과 Frandsen 후류모델은 모델입력변수로 자유단 풍속과 풍력터빈 추력계수 값이 필요하며, eddy viscosity 와 Larsen 후류모델은 ambient turbulence intensity 값이 추가적으로 필요하다. 자유단에서의 풍속은 상류에 위치한 풍력터빈 출력 값으로부터 환산되었으며, 환산된 풍속은 8.5m/s 이다. 풍력터빈 추력계수는 Table 3.3 에 나타낸 제조사가 제공하는 값을 사용하였다.

Eddy viscosity 모델과 Larsen 모델의 입력변수인 ambient turbulence intensity 는 본 풍력단지에서 1.6km 떨어진 70m 높이의 기상 탑에서 측정된 난류강도 값이

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

사용되었다. 70m 높이 8.5m/s 에서의 난류강도 값은 13%로 이 값을 사용하며 모델계산을 수행하였다.

Fig. 3.9 는 자유단 풍속이 8.5m/s 일 때 후류중심에서 측정된 풍속저감(출력값에서 환산된)과 수치해석 결과를 함께 나타내고 있다. Eddy viscosity 모델은 모든 후류거리에서 측정값에 비해 풍속저감을 과대예측하고 있으며, 나머지 후류모델들은 모두 과소예측하고 있다. Larsen 모델의 경우, 후류거리가 멀어질수록 velocity deficit 값이 측정값에 근접하고 있는데 이는 앞서 기술한 바와 같이 9.6D 에서 실험적 보정이 이루어진 후류모델이기 때문으로 판단된다. Frandsen 모델은 전 구간에 걸쳐 후류중심의 풍속저감을 과소예측하고 있으며, Jensen 모델에 의해 예측된 결과가 측정값과 가장 잘 일치하는 결과를 얻었다.

Fig. 3.9 에서는 상류풍속이 8.5m/s 인 조건에 한해 후류모델 검증결과가 제시되었지만, 상류풍속의 변화에 따른 후류모델의 예측정확도를 검증하기 위해 3.75D(WT09, WT05)와 5.1D(WT04, WT07) 조건에서 측정된 나셀 풍속계 값을 이용하여 후류중심에서의 풍속 비를 검토하였다. 상류에 위치한 터빈 풍속계는 자유단에서의 풍속을 측정하고, 하류에 위치한 터빈 풍속계는 상류터빈의 후류영향을 받는 조건에서의 풍속을 측정하게 된다. 따라서 상류터빈에서 측정된 풍속과 하류터빈에서 측정된 풍속의 상대 비를 이용하여 풍속저감 율을 확인할 수 있다.

Fig. 3.10 은 3.75D 의 후류거리를 갖는 풍력터빈 WT09 와 WT05 의 후류중심에서(후류중심각 ±2.5°) 측정된 풍속 비를 나타내며, Fig. 3.11 은 5.1D 의 후류거리를 갖는 풍력터빈 WT04 과 WT07 에서 측정된 풍속 비를 나타낸다. 점 데이터의 수는 3.75D 조건에서 2946 개, 5.1D 조건에서 3300 개 이며, 점 데이터는 다시 이동 평균값으로 표현하였다. 풍속저감은 후류에서의 풍속 비를 이용하여 식(18)에 의해 계산된다.

$$Velocity\ deficit = 1 - Wind\ speed\ ratio \tag{3.1}$$

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

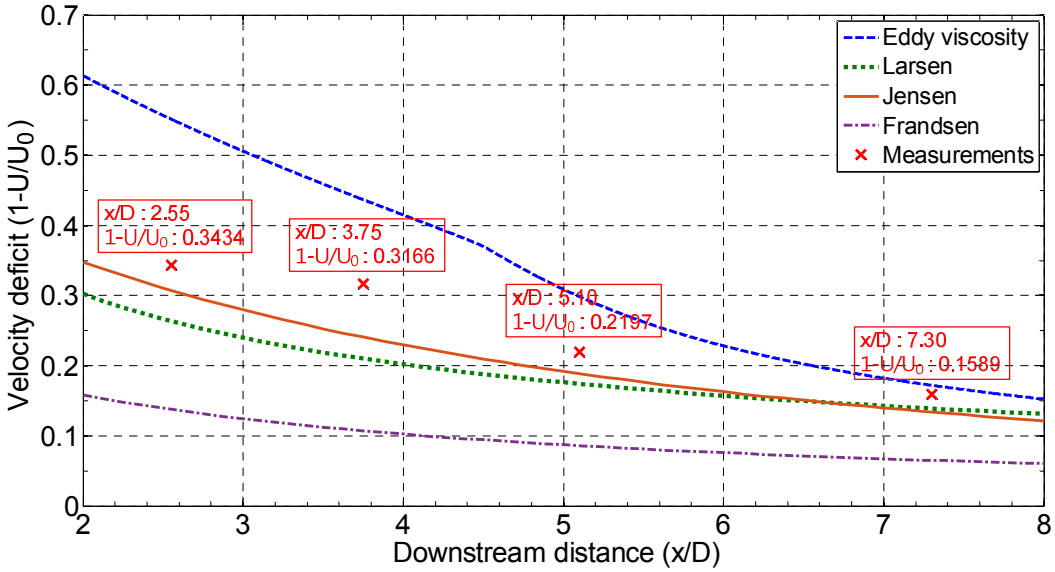


Fig. 3.9 Velocit deficit measured and numerical calculation at the wake center when the free-stream wind speed was 8.5m/s

나셀풍속계를 이용하여 자유단 풍속조건, 8.5m/s 에서 측정된 풍속 저감률은 각각 33.52%(3.75D)와 21.94%(5.1D)로 나타났으며, Fig. 3.9 의 측정 결과와 비교하여 2% 이내의 오차범위를 갖는다. 후류모델의 검증을 위해 적용된 풍속 데이터 획득 방법론의 차이에도 불구하고 두 결과는 2% 이내의 오차범위를 나타냄에 따라, 출력데이터를 이용한 풍속변환 결과와 나셀풍속계를 이용한 상류와 하류에서의 풍속 비 결과에 대한 신뢰성이 상호 검증되었다고 판단될 수 있다.

Fig. 3.10 과 Fig. 3.11 에서 자유단 풍속이 증가할수록 풍속 비 또한 증가하는 경향을 나타내며, 이는 후류영역에서의 풍속저감률이 감소하고 있음을 의미한다. Fig. 3.9 에서의 결과와 마찬가지로, eddy viscosity 모델은 후류영향을 과도하게 예측하여 측정값에 비해 낮은 풍속 비를 나타낸다. 후류영향을 과소하게 예측하는 나머지 후류모델들은 높은 풍속 비를 보여주고 있다. 그러나 3.75D 조건에서 eddy viscosity 모델은 자유단 풍속이 14.5m/s 를 넘어서면 측정값에 비해 오히려 높은 풍속 비를 나타내며, 5.1D 조건에서는 자유단 풍속이 15m/s 를 넘어서면서 측정값에 근접하고 있음을 보인다. Larsen 모델을 제외한 eddy viscosity, Jensen, Frandsen 모델은 자유단 풍속이 증가할수록 예측오차율이 줄어드는 경향을 보이지만 Larsen 모델의 경우는 21m/s 부터 다시 오차율이 증

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

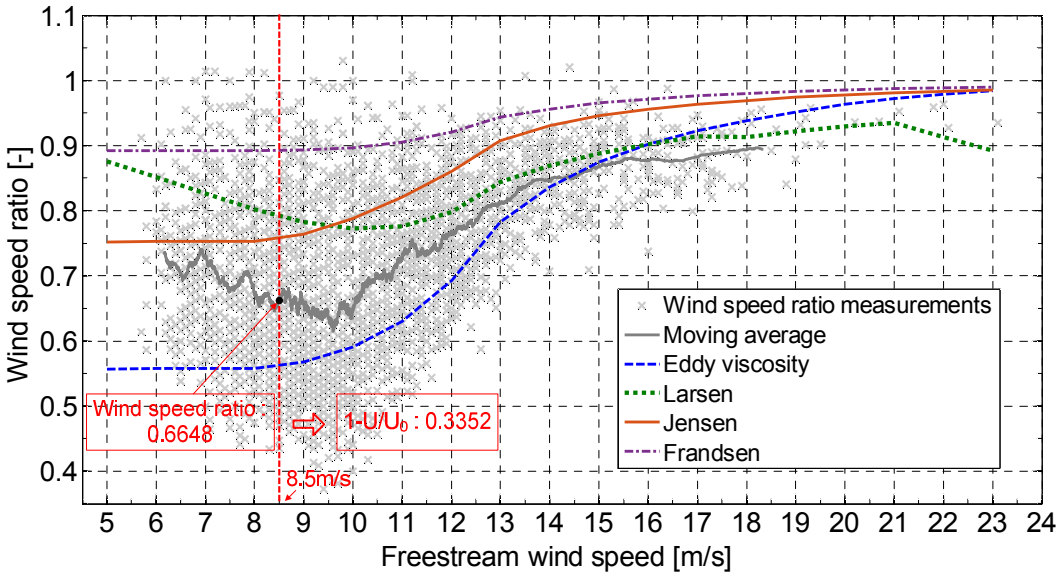


Fig. 3.10 Wind speed ratio measured at the wake center of WT09 and WT05 at a downstream distance of 3.75D

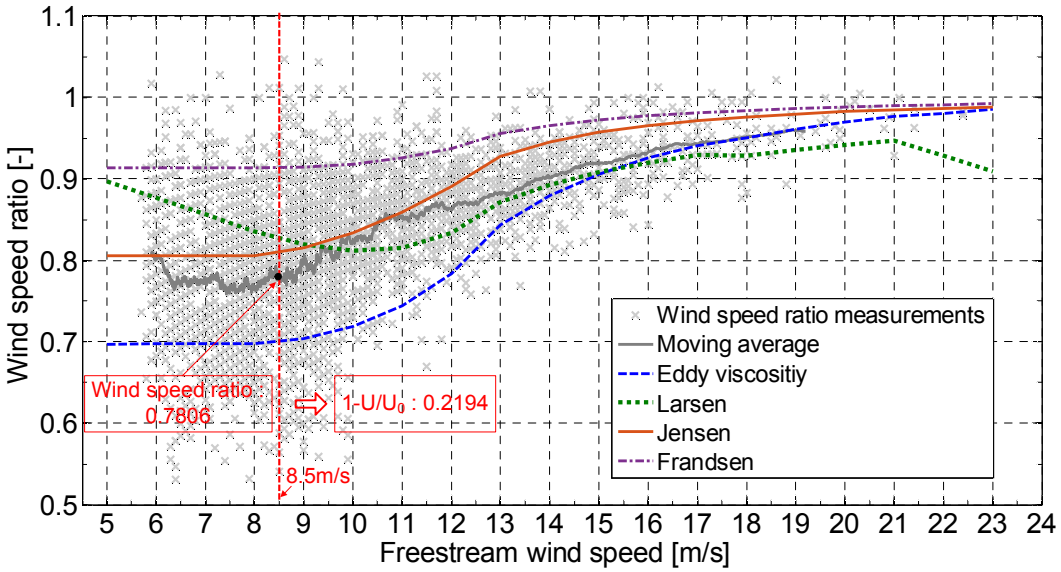


Fig. 3.11 Wind speed ratio measured at the wake center of WT04 and WT07 at a downstream distance of 5.1D

가하고 있다. 이는 후류해석을 위해 적용된 ambient turbulence intensity 값이 풍속 21m/s 를 기점으로 12%에서 9%로 감소함에 따른 영향으로 보인다. 즉 Larsen 모델은 고 풍속 풍속구간에서 eddy viscosity 모델과는 달리 해당 사이트에서의 ambient turbulence intensity 변화에 민감한 것으로 판단된다.

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

Fig. 3.12 ~ Fig. 3.15 은 상·하류 풍력터빈의 출력 및 나셀 풍속계로부터 얻어진 측정값과 4 종류의 후류모델을 이용한 해석 값을 풍속 비의 형태로 비교한 결과를 나타낸다. 풍력터빈 출력과 나셀풍속계로부터 얻어진 결과는 후류 프로파일의 폭 및 형태가 서로 유사하게 나타나고 있다. 특히 후방에 위치한 풍력터빈 로터중심이 $+r_{max}$ 또는 $-r_{max}$지점에 위치한 조건에서 두 측정결과의 풍속비가 1 에 근접하게 나타났다. 이는 후방에 위치한 풍력터빈 로터의 절반이 후류영향에 노출된다 하더라도 출력손실은 거의 없음을 의미한다. 풍력발전단지는 출력과 하중의 관점에서 최적의 풍력터빈 lay-out 설계가 이루어져야 한다. 따라서 이상의 결과에 근거하여 풍력터빈 lay-out 설계 시 출력성능 관점에 한해, 상·하류 터빈의 중첩구간은 $\pm r_{max}$만큼 허용 될 수 있을 것으로 판단된다.

후류모델 예측 값과 실측 값의 비교에서 eddy viscosity 모델은 후류 폭을 비교적 정확하게 예측하고 있으나, 5.1D 이하의 근접후류 조건에서 후류 중심에서의 풍속저감 량을 다소 과대 예측하는 경향을 나타낸다. Larsen 모델의 경우 7.3D 의 원거리 조건을 제외하고는 eddy viscosity 모델과 마찬가지로 후류폭을 잘 예측하고 있다. 하지만 모든 후류거리 조건에서 풍속저감을 과소예측하고 있기 때문에 후류영향이 과소평가 될 수 있다. Jensen 모델과 Frandsen 모델은 후류중심의 풍속저감 량을 과소예측 하고 있으나, 특정 반경거리 이상의 조건에서는 과대 예측하고 있음을 알 수 있다.

Fig. 3.16 ~ Fig. 3.19 은 좀더 자세하게 풍력터빈 출력 값에서 환산된 풍속 비와 나셀 풍속계에서 측정된 풍속 비를 보여주고 있다. 그림에 보여지듯이 나셀 풍속계에서 측정된 후류중심 풍속 비가 출력에서 환산된 값보다 낮게 나타나고 있으며 후류거리가 증가할 수록 그 차이가 줄어들고 있음을 확인할 수 있다. 즉 나셀 풍속계에 의해 측정되는 후류 풍속저감 값이 크게 나타나고 있으며 후류거리가 증가할수록 나셀 풍속계에 의해 측정된 풍속저감 값과 터빈출력에서 환산된 풍속저감 값의 차이가 줄어들고 있음을 의미한다. 이는 나셀 풍속계에서 측정된 풍속 비는 후류영역의 한 지점에서 측정된 값이며, 터빈출력에서 환산된

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

풍속 비는 로터 회전면적에 준하는 풍속의 평균값에서 환산되었기 때문일 것으로 추정된다. 후류영역에서의 풍속분포는 '*U*'자형 프로파일을 형성하며 후류거리가 증가하면서 이러한 풍속분포의 형태는 감소하게 된다. 따라서 후류영역에 위치한 풍력터빈 출력 값의 결정은 한 지점에서 측정된 풍속보다는 로터 회전면적에 속하는 속도 프로파일의 평균풍속이 좀더 정확한 후류에서의 터빈 출력 값을 예측할 것으로 판단될 수 있으며, 또한 로터회전면 반경에 따른 공력성능차이 역시 고려되어야 할 요소일 것이다.

Table 3.4 와 Table 3.5 에 후류모델 별로 후류 폭과 평균풍속에 대한 예측 오차율을 나타내었다. 근거리 후류영역에서는 Larsen 모델, 원거리 후류영역에서는 eddy viscosity 모델의 예측 정확도가 높은 것으로 나타났으며 후류 평균풍속은 Frandsen 모델이 실측 값에 가장 근접한 예측결과를 보여준다.

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

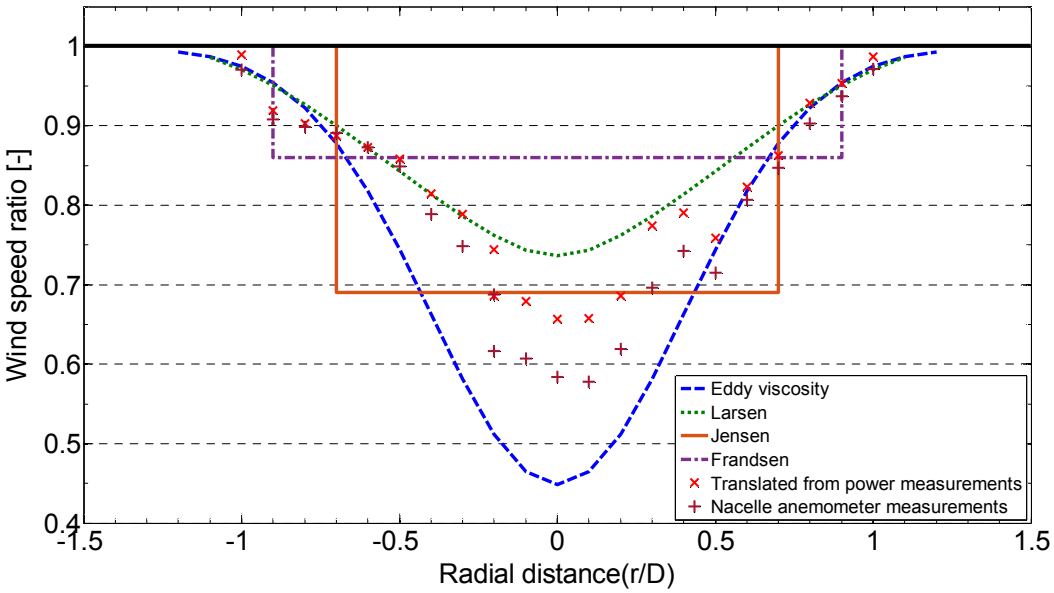


Fig. 3.12 Wind speed ratio derived from measuremnts and calculations at a downstream distance of 2.55D

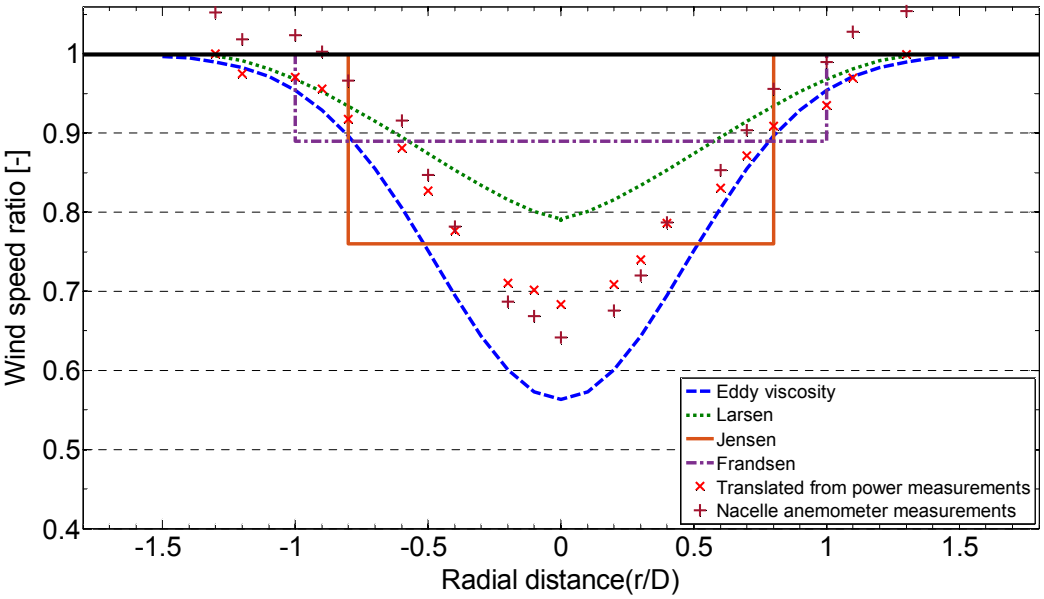


Fig. 3.13 Wind speed ratio derived from measuremnts and calculations at a downstream distance of 3.75D

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

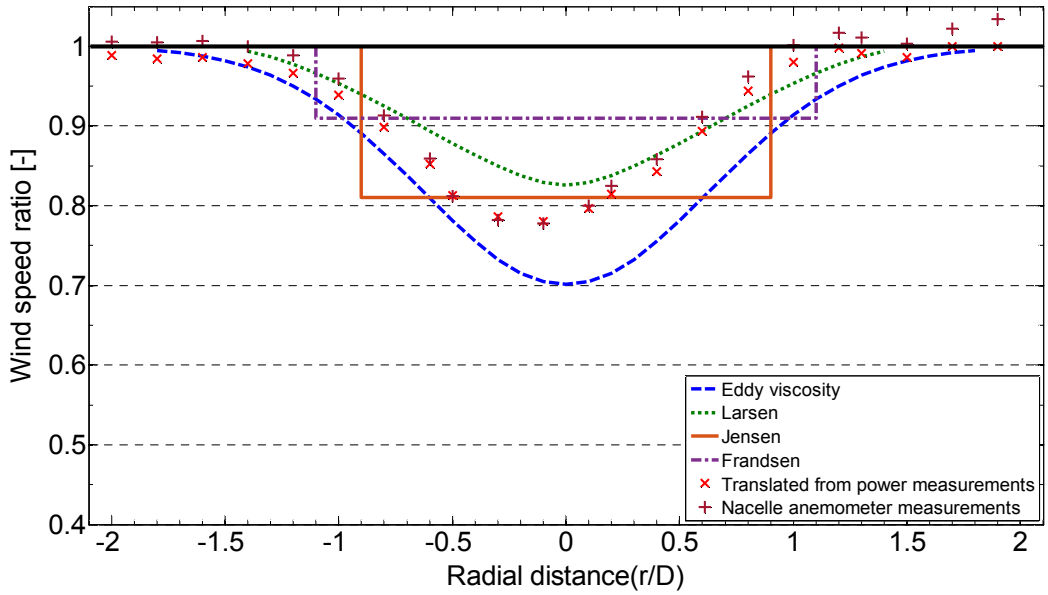


Fig. 3.14 Wind speed ratio derived from measuremnts and calculations at a downstream distance of 5.1D

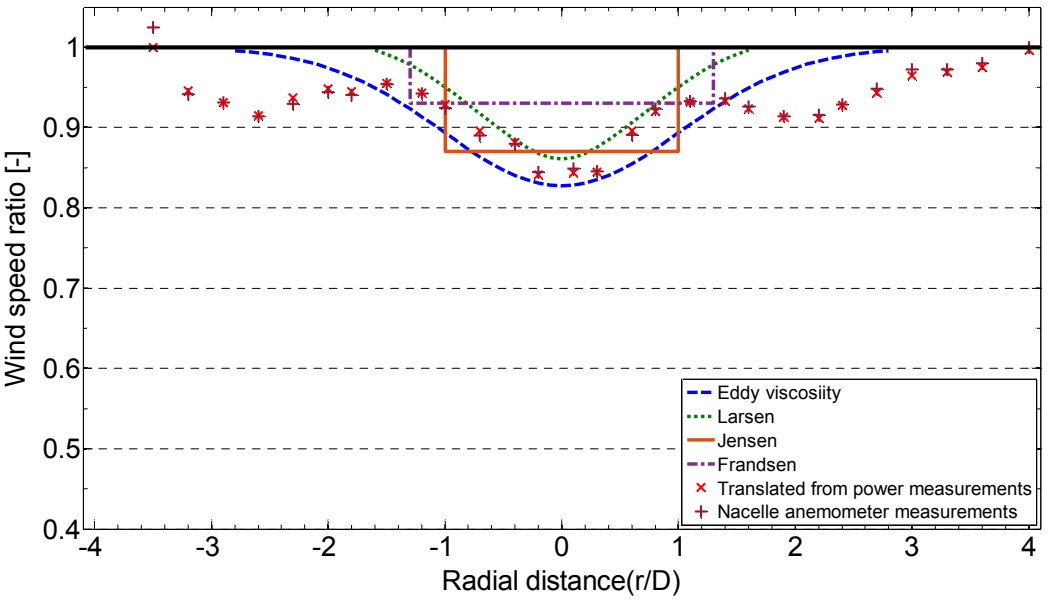


Fig. 3.15 Wind speed ratio derived from measuremnts and calculations at a downstream distance of 7.3D

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

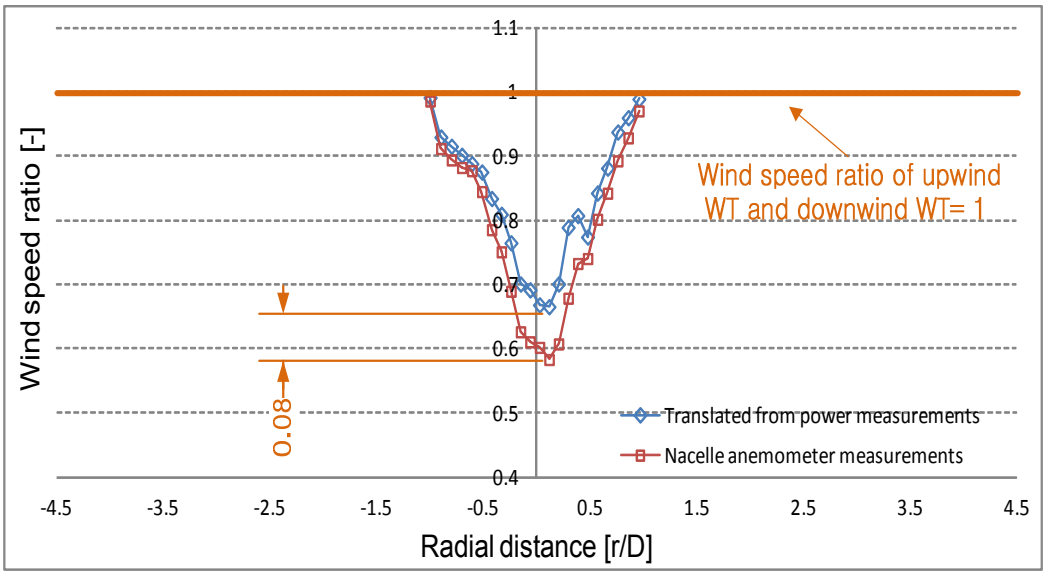


Fig. 3.16 Comparison of centre wake deficit between translated from power measurements and nacelle anemometer at a downstream distance of 2.55D

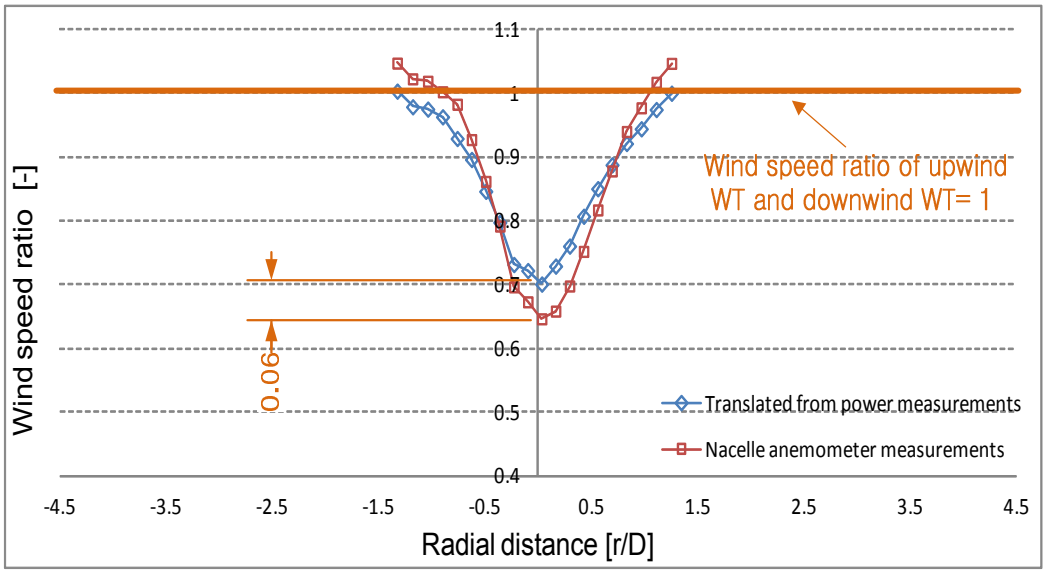


Fig. 3.17 Comparison of centre wake deficit between translated from power measurements and nacelle anemometer at a downstream distance of 3.75D

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

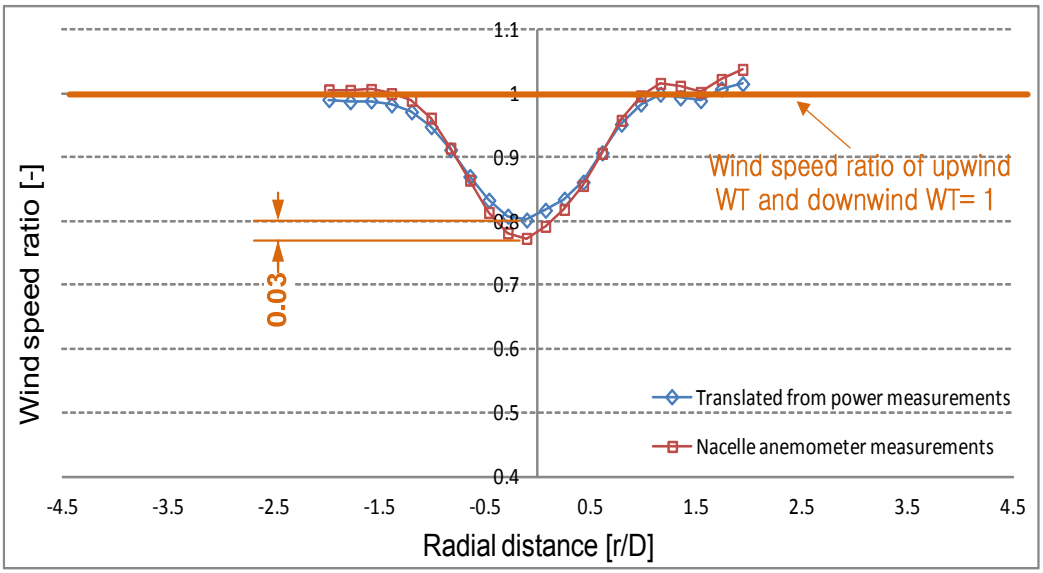


Fig. 3.18 Comparison of centre wake deficit between translated from power measurements and nacelle anemometer at a downstream distance of 5.1D

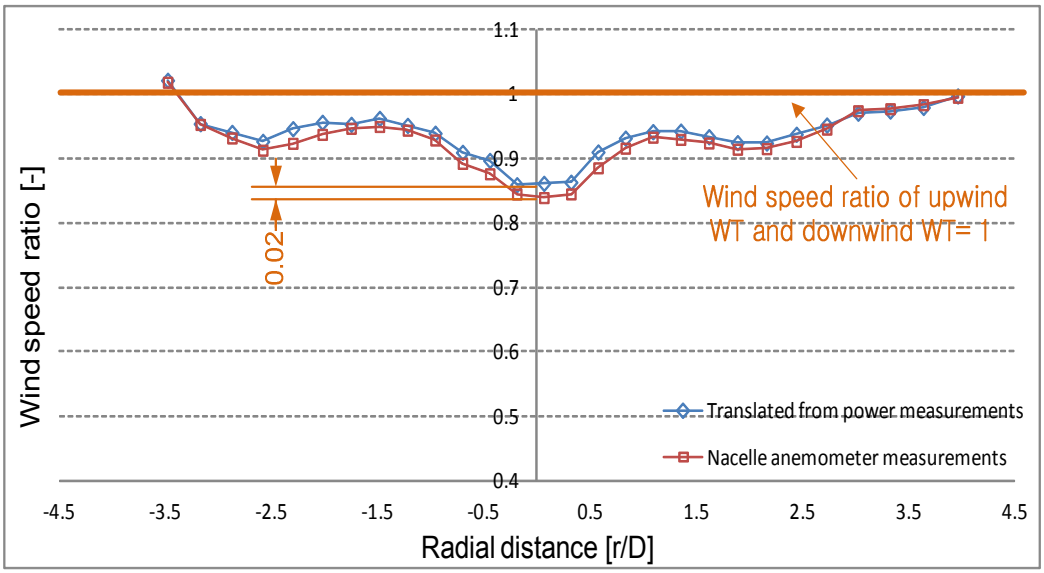


Fig. 3.19 Comparison of centre wake deficit between translated from power measurements and nacelle anemometer at a downstream distance of 7.3D

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

Table 3.4 Error rates of the predicted wake width ([Measured wake width-predicted wake width]/ Measured wake width× **100**)

Downstream distance	Eddy viscosity model error rate [%]	Larsen model error rate [%]	Jensen model error rate [%]	Frandsen model error rate [%]
2.55D	-20	-10	30	10
3.75D	-15	0	38	23
5.1D	10	30	55	45
7.3D	20	54	71	63

Table 3.5 Error rates of the predicted downstream average wind speed ([Measured average wind speed-predicted average wind speed]/ Measured average wind speed× **100**)

Downstream distance	Eddy viscosity model error rate [%]	Larsen model error rate [%]	Jensen model error rate [%]	Frandsen model error rate [%]
2.55D	5	-6	14	-6
3.75D	4	-3	12	-3
5.1D	6	2	12	2
7.3D	1	1	7	0

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

3.2. 후류 난류강도 측정 및 모델 예측 값과의 비교

제한된 공간에 여러 대의 풍력터빈들이 설치된 발전단지에서는 이웃하는 터빈들의 후류영향(wake effects)으로 사이트 본연의 난류강도보다 높은 수준의 난류강도를 풍력터빈은 겪게 된다. 이러한 난류강도의 증가는 기계적인 피로하중의 증가를 가져오고 결과적으로 풍력터빈의 잦은 고장 및 20 년 설계수명을 충족시키지 못하게 하는 원인이 된다. 특히 낮은 표면 거칠기와 주변장애물이 존재하지 않는 해상풍력발전단지에서는 이러한 후류영향이 현저하게 나타나는데 육상에서 해상으로 풍력산업이 점차 이동함에 따라 풍력발전단지에서 이웃터빈에 의한 후류영향의 중요성이 커지고 있다. 이러한 이유로 난류강도 예측을 위한 다양한 후류모델이 제시되었으며 그 중 해석적 방법으로 도출된 Lange 모델 및 실험적 방법으로 도출된 Ainslie 모델 등이 대표적인 후류모델이라 할 수 있다.

또한 풍력터빈 설계를 위한 국제표준인 IEC 61400-1 에서는 Frandsen 후류모델을 이용하여 단지에서의 후류영향이 포함된 유효난류강도(effective turbulence intensity)를 예측하고 설치될 풍력터빈의 설계난류강도(representative turbulence intensity)와 비교하여 해당 사이트에서 풍력터빈의 안정성을 판별하도록 명시하고 있다. 즉 풍력터빈의 20 년 설계수명이 보장되기 위해선 단지내의 유효난류강도가 풍력터빈의 설계난류강도보다 낮거나 같아야 한다. 하지만 Frandsen 모델은 육상풍력발전단지환경과는 다른 대형해상발전단지를 대상으로 개발된 모델임에도 육·해상 구별 없이 후류에서의 난류강도 검토를 위해 적용되고 있다.

국내에 조성된 대부분의 풍력발전단지는 비교적 소형인 육상풍력발전단지이고 앞으로 조성될 풍력발전단지 역시 국내여건상 소형육상풍력단지로 계획되고 있다. 따라서 IEC 국제표준에 명시되는 Frandsen 모델이 국내 소형육상풍력발전단지를 대상으로 적용타당한지에 대한 모델검증이 필요할 것이라 판단된다.

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

3.2 절에서는 국내 상업용 육상풍력발전단지에 설치된 기상탑을 이용하여 터빈의 후류영향이 포함된 실제 난류강도를 측정하고, 동일지점 Frandsen 모델에 의해 계산된 유효난류강도와 비교하여 소형육상풍력발전단지에서 Frandsen 모델의 정확성을 검토하였다. 또한 최근에 제안된 Lange 모델을 이용하여 계산된 난류강도 값 역시 측정값과 비교해 보았다. 아울러 3.1 절에 소개된 후류 풍속저감 예측을 위한 eddy viscosity 모델 계산 값을 풍력터빈 출력환산 값이 아닌 실제 기상탑에서 측정된 후류 풍속저감 값과 비교해 보았다.

3.2.1. 풍력발전단지에서의 난류강도 측정

풍력터빈 후류영향이 포함된 난류강도의 측정은 제주시 표선면에 위치한 가시리육상풍력발전단지에서 실시되었다. 가시리 풍력발전단지는 1.5MW 용량(허브높이: 70m, 로터직경: 77m)의 풍력터빈 7 기와 750kW 용량(허브높이: 50m, 로터직경: 50m)의 풍력터빈 6 기가 설치된 총 15MW 규모의 풍력발전단지이다. 또한 별도의 70m 높이의 기상탑 1 기가 설치되어 단지 내

Fig. 3.20 Gasiri Wind Farm (Jeju energy corporation)

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

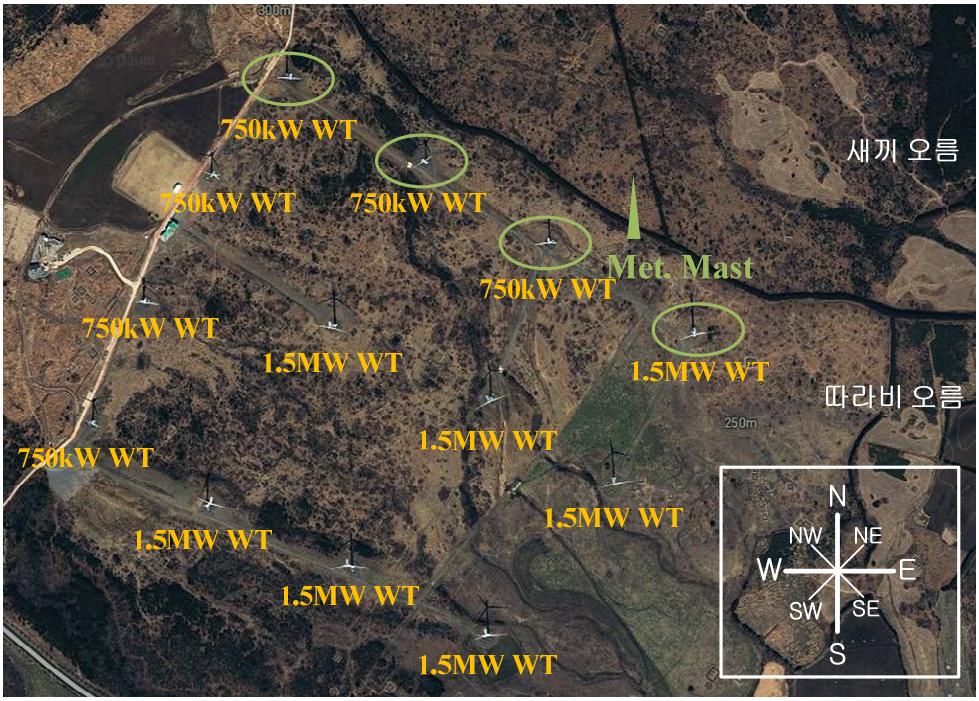


Fig. 3.21 Met. Mast and wind turbines positions in Gasiri wind farm

풍속 및 난류강도를 계측한다.

Fig. 3.20 은 가시리 풍력발전단지의 전경을 보여준다. 사진에서 보여지듯 발전단지의 구성은 직사각형 형태로써 외곽 2 열(rows)은 4 기의 풍력터빈이, 가운데 1 열은 5 기의 터빈이 설치되어 운영된다. 열을 구성하는 개별 풍력터빈들은 약 300m 의 이격거리를 두고 있으며 열과 열사이의 간격 역시 300m 를 유지한다. 전체 발전단지주변으로 3 개의 오름이 위치하며 단지내부는 목초지로 구성된 Roughness class 1 등급[31]의 지형에 속한다.

주변 풍력터빈들의 후류영향을 받는 지점에서의 난류강도 측정은 풍력터빈 출력성능평가를 위해 단지 내에 설치된 기상탑이 사용되었다. 이 기상탑은 발전단지 외곽 북동쪽에 위치하고 있으며 750kW 용량의 풍력터빈 3 기와 1.5MW 용량의 터빈 1 기의 후류영향을 받게 된다. Fig. 3.21 은 발전단지 내 설치된 기상탑의 위치와 이 기상탑에 후류영향을 미치는 풍력터빈들을 보여준다. 기상탑 우측으로는 300m 높이의 새끼오름과 342m 높이의 따라비오름이 위치하고 있어 풍력터빈 #1, #2, #3 그리고 #4 터빈의 후류영향 외에 지형에 의한 높은 난류강도가 동쪽방향에서 측정된다. Fig. 3.22 에서 풍력터빈들의

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

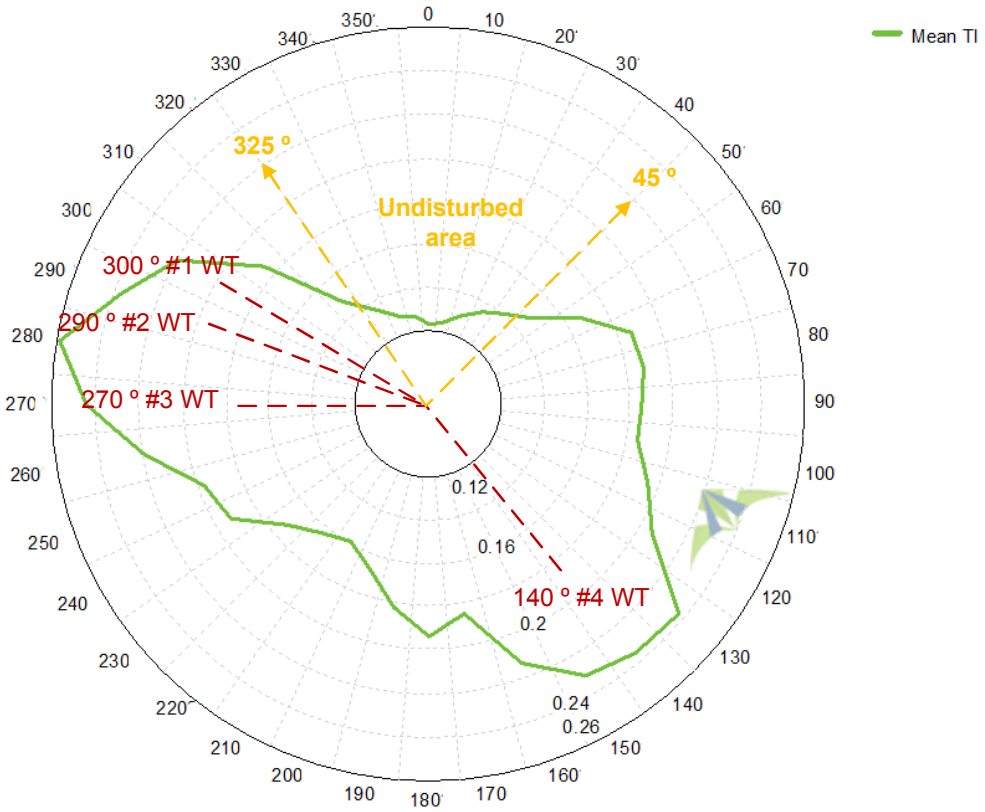


Fig. 3.22 Measured turbulence intensity at Met. Mast

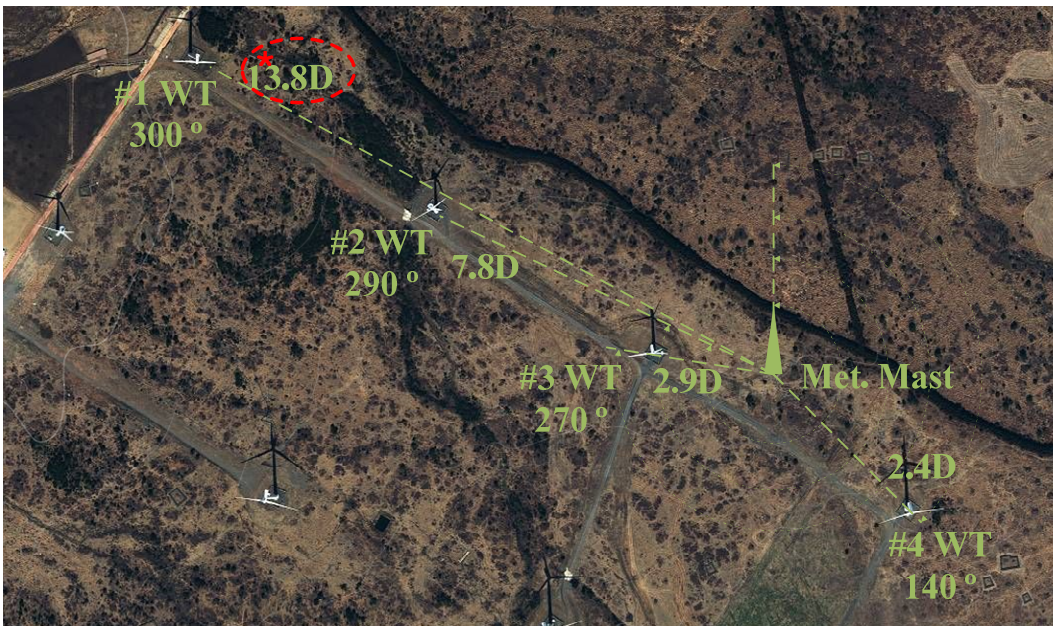


Fig. 3.23 Met. Mast and its neighboring wind turbines

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

Table 3.6 Measurement description at Met. Mast

Description of measurements	
Met. Mast height	70m
Measurement start date	2012-03-15
Measurement end date	2013-09-24
Measurement duration	18 months
Measurement time step	10 minutes
Valid records	83,341
Recovery rate (%)	100.00

후류영향과 오름의 영향이 포함된 기상탑 측정 난류강도를 나타낸다. 기상탑 좌측방향에 나타나는 높은 난류강도는 #1, #2 그리고 #3 터빈의 후류영향에 의한 것이며, 남동쪽의 높은 난류강도 값은 #4 터빈의 후류영향이 기상탑에 미치고 있음을 알 수 있다. 또한 오름이 위치하지 않는 북쪽방향 (325° ~ 45°)과 비교하여 동쪽방향에서 오름에 의한 높은 난류강도가 나타나고 있음을 확인할 수 있다.

Fig. 3.23 은 기상탑에 후류영향을 미치는 이웃터빈들의 방위각과 기상탑에서부터의 이격거리를 나타낸다. 기상탑에서 가장 가까운 풍력터빈은 방위 140° 방향에 위치한 #4 터빈으로 기상탑에서 2.4D 떨어져 있으며 가장 먼 곳에 위치한 #1 터빈은 기상탑으로부터 13.8D 떨어져있다. 또한 Table 3.6 은 기상탑에서의 데이터 측정기간 및 난류강도 측정을 위해 활용된 데이터 개수 등을 기술한다. 기상탑에서의 난류강도 계측은 2012 년 3 월부터 2013 년 9 월까지 총 18 개월 동안 측정된 10 분 평균 데이터가 사용되었으며 총 데이터 수는 83,341 개이다. 특히 Fig. 3.23 의 #1 풍력터빈은 기상탑으로부터 이격거리가 13.8D 로써 Frandsen 후류모델의 기준 이격거리 10D 보다 크기 때문에 난류강도 계산에는 포함되지 않아야 함을 확인할 수 있다.

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

3.2.2. 대표난류강도와 유효난류강도

풍력터빈 기초설계 시 터빈이 겪을 수 있는 난류강도는 IEC 61400-1 국제표준에 따라 풍속 별로 산정되어 하중해석을 수행하게 된다. 만약 풍력터빈이 설치될 사이트에서의 난류가 설계기준 난류보다 높게 되면 해당 풍력터빈의 20 년 설계수명은 보장될 수 없다. IEC 61400-1 Ed. 3 에서는 설계난류강도를 대표난류강도(representative turbulence intensity)라 따로 칭하며, 풍력터빈 20 년 설계수명이 보장되기 위해선 대표난류 값이 사이트 난류 값의 90% quantile 보다 크거나 같아야 한다고 규정하고 있다. 난류 값은 풍속의 표준편차로 표현되며 IEC 국제표준에서의 관련수식은 식 (3.2)과 같다.

$$\sigma_1 \geq \hat{\sigma} + 1.28\hat{\sigma}_\sigma \tag{3.2}$$

여기서 σ_1 은 대표난류표준편차 값으로써 이 표준편차를 풍속으로 나누면 난류강도를 의미하게 된다. 또한 $\hat{\sigma}$ 는 해당사이트에서의 난류표준편차를 의미하며 $\hat{\sigma}_\sigma$ 는 사이트 난류표준편차의 표준편차를 의미한다. 식 (1)의 $1.28\hat{\sigma}_\sigma$ 항은 90% quantile 값을 의미한다.

만약 풍력단지 내 주변터빈들의 후류영향을 고려하게 될 경우 식 (3.2)은 다음의 식 (3.3)로 변경되어 대표난류와 유효난류강도의 관계식으로 나타나게 된다.

$$\sigma_1 \geq I_{eff} \cdot V_{hub} + 1.28\hat{\sigma}_\sigma \tag{3.3}$$

여기서 I_{eff} 는 Frandsen 후류모델에서 정의하는 유효난류강도를 의미하며, 대표난류표준편차는 유효난류표준편차($I_{eff} \cdot V_{hub}$)의 90% quantile 값보다 크거나 같아야 한다고 규정하고 있다.

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

3.2.3. 난류강도 예측을 위한 Frandsen 후류모델 정확도

육상풍력발전단지를 대상으로 IEC 61400-1 Ed. 3 에서 제시하는 Frandsen 후류모델의 난류강도 예측정확성 검토를 위해서 기상탑에서 측정된 난류강도와 동일지점 Frandsen 모델 예측 값을 계산하여 두 값을 비교해 보았다.

Fig. 3.24 은 기상탑 위치에서의 난류강도 측정 값과 모델 예측 값을 풍속 별로 보여준다. 평균난류강도(measurement_mean turbulence TI)은 기상탑에서 측정된 값을 의미하며 유효난류강도(effective TI)는 Frandsen 휴류모델에 의해 계산된 값을 의미한다. 또한 대표난류강도(representative TI) 역시 함께 나타내었는데, 이는 가시리풍력발전단지에 설치된 풍력터빈의 설계난류강도(turbulence category A)를 의미하며 앞서 식 (3.2)에 보인바 있다. 풍력터빈의 설계난류강도는 category A, B, C 로 나뉘며 가시리단지에 설치된 터빈들은 모두 category A 에 준하는 터빈들이다.

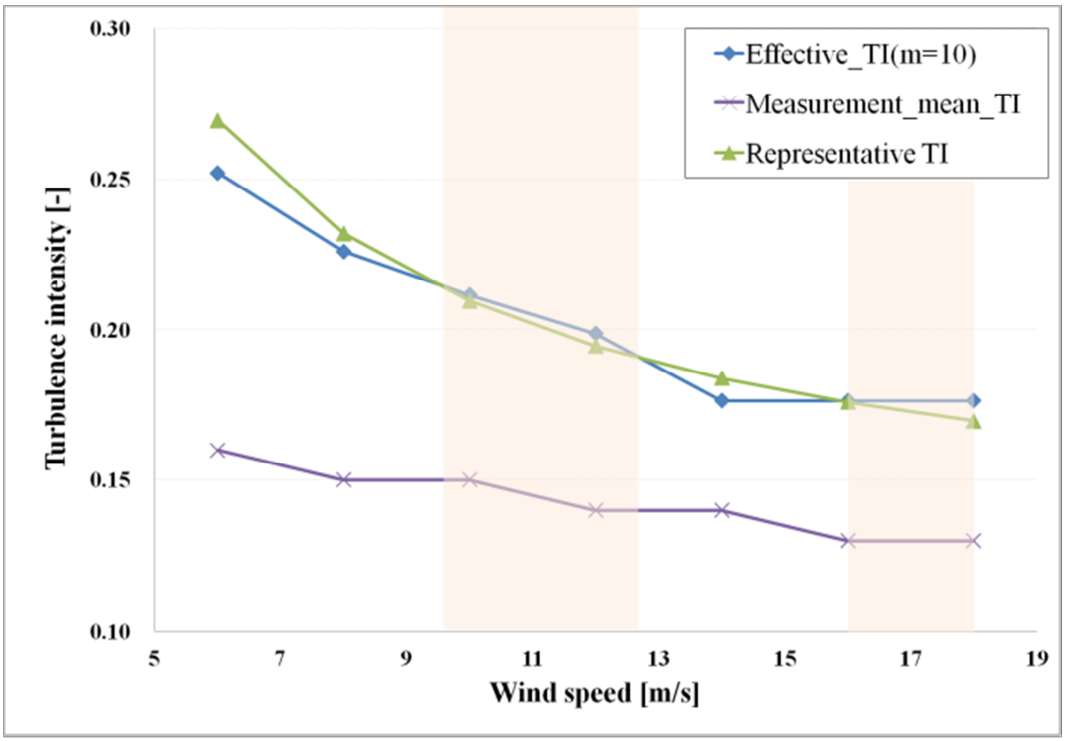


Fig. 3.24 Turbulence intensities depending on wind speed

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

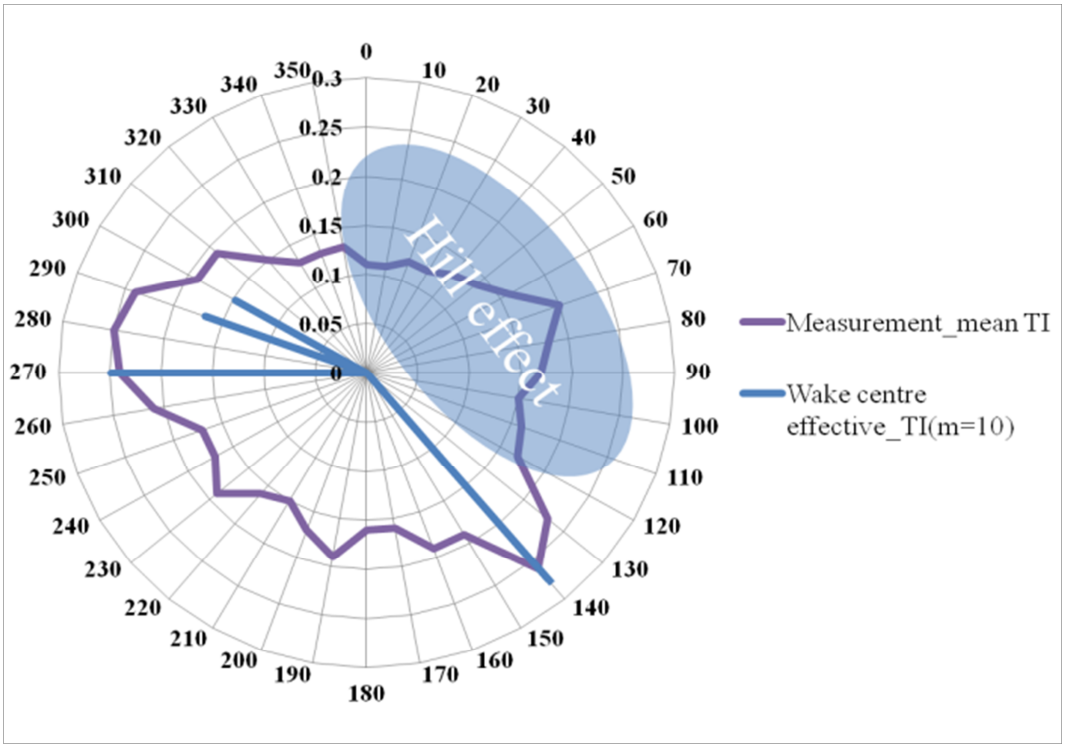


Fig. 3.25 Turbulence intensities of wake centre depending on azimuth angle

그림에서 보여지듯 후류모델 예측 값은 기상탑 실측 값에 비해 전체풍속 구간에서 보수적으로 계산되고 있음을 알 수 있으며 풍속이 낮을수록 측정값에 대비 보수적인 결과값을 나타내고 있다. 또한 대표난류강도(설계난류강도)가 풍속 11m/와 17m/s 부근에서 유효난류강도보다 낮은 값을 보이고 있으므로 이 풍속구역에서는 설계기준에 못 미치고 있음을 알 수 있다. 하지만 계측된 실제 평균난류강도와 대표난류강도 비교 시에는 전 풍속구간에 걸쳐 설계기준에 부합되고 있다. 비록 풍력터빈 설계 시 IEC 국제표준이 명시한 후류영향 반영조건에는 부합되지 않더라도 (유효난류강도 > 대표난류강도) 풍력터빈 20 년 운영을 위한 피로하중 조건은 (대표난류강도 > 측정난류강도) 만족할 수 있음을 예상 할 수 있다.

Fig. 3.25 은 기상탑 측정지점 기준 방위각에 따른 계측 값과 모델 예측 값을 보여준다. 여기서 막대형태로 표시되는 모델 예측 값은 수식 (2.38)에 의해 정의된 후류중심에서의 최대난류강도를 의미한다. 기상탑 기준 방위각 140°,

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

270°, 290° 그리고 300° 지점에 후류영향을 미치는 이웃터빈이 위치며 측정값에서 보여지는 것과 마찬가지로 모델 예측 값 역시 기상탑과 가장 가까운 위치(이격거리: 2.4D)인 방위 140° 지점의 #4 터빈의 후류영향이 가장 크게 계산되고 있음을 알 수 있다. 측정값과 계산 값의 비교에서 후류중심 난류강도 계산 값은 가장 먼 이격거리(13.8D)를 가진 300° 부근의 이웃터빈 후류영향을 과대평가하고 있으며, 반대로 가장 가까운 이격거리(2.4D)를 가진 140° 부근의 이웃터빈 후류영향은 과소평가 하고 있음을 알 수 있다. Fig. 3.25 의 <Hill effect> 표시는 이웃터빈의 후류영향이 아닌 우측에 위치한 오름에 의해 측정된 난류강도 값을 나타내기 위함이다.

Fig. 3.23 에서 이격거리가 13.5D 인 #1 풍력터빈은 기상탑에서 10D 이상 떨어져 있기 때문에 Frandsen 후류모델의 후류영향 계산에서는 제외되어야 하지만 본 연구에서는 포함시켰으며, Fig. 3.25 의 실제 측정 값에서 확인할 수 있듯이 10D 이상 떨어져 있는 터빈일지라도 후류영향을 미칠 수 있음을 확인할 수 있다.

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

3.3. 단일 풍력단지에서의 모델 예측 값과 측정값 비교

앞서 3.1 절에서는 성산풍력단지를 대상으로 풍력터빈 출력 값을 이용하여 후류거리별 후류 풍속저감 정도를 확인하고 후류모델 예측 값과 비교하였고 3.2 절에서는 가시리풍력단지를 대상으로 기상탑에서 측정된 난류강도와 후류모델에 의한 난류강도 예측 값을 비교해 보았다. 후류 풍속저감 및 난류강도로 구분되는 두 가지 후류영향 계측은 서로 다른 풍력발전단지에서 다른 계측방법으로 실시되었다. 때문에 동일한 장소, 동일한 장비로 풍속저감 및 후류에서의 난류강도 증가를 계측하고 후류모델과의 비교·검토가 필요 할 것이다.

3.3 절에서는 가시리단지의 기상탑을 이용해 측정된 풍력터빈 후류영향, 즉 후류에서의 풍속저감 및 난류강도 값을 풍속저감 모델 중 하나인 eddy viscosity 모델과 난류강도 모델인 Lange 모델 예측 값과 비교해 보았다.

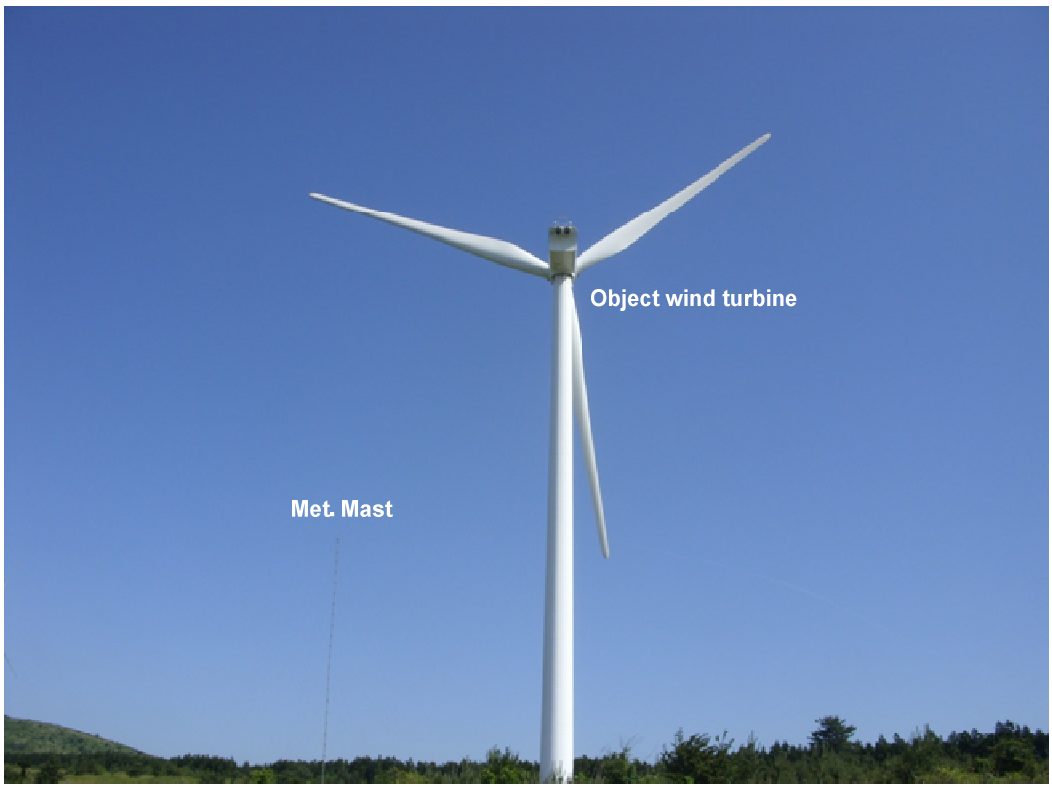


Fig. 3.26 Met. Mast and wind turbine for measurement of velocity deficit and turbulence intensity in a wake

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

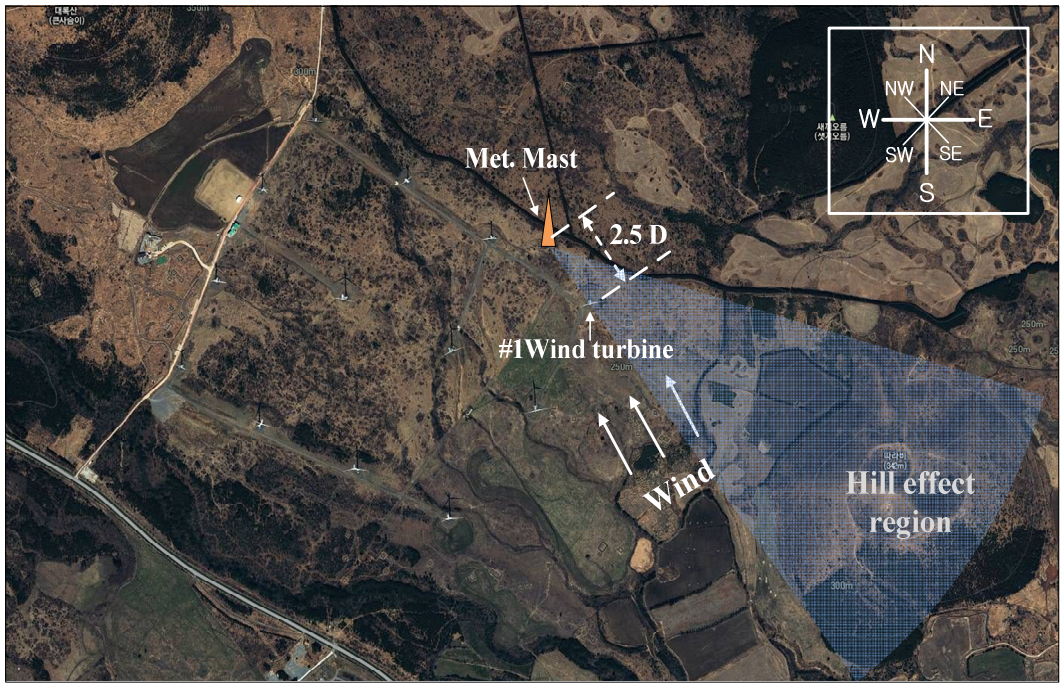


Fig. 3.27 Wind direction in case of wake measurement in Gasiri wind farm

가시리단지 동일지점에서의 풍속저감 및 난류강도분석을 위해 2012 년 4 월부터 2013 년 9 월까지 총 1 년 5 개월 동안 측정된 가시리 기상탑 데이터(풍속, 풍향, 난류강도)와 함께 풍력터빈 SCADA 시스템에 의해 측정된 풍속 데이터가 사용되었다. 70m 높이의 기상탑은 35m, 68m 그리고 70m 높이에 풍속계가 위치하며, 66m 와 67m 높이에 풍향계가 위치하고 있다. 그 외 온도, 습도, 대기압 등을 측정할 수 있는 센서들이 설치되어 사이트에서의 대기조건변화를 측정 할 수 있다. 기상탑으로 후류영향을 주게 되는 풍력터빈은 77m 의 로터직경을 가지는 1.5MW 용량의 풍력터빈으로써 운전 시동풍속은 3.5m/s, 정격풍속은 13m/s 그리고 정지풍속은 25m/s 이다.

Fig. 3.26 은 후류모델 예측 값과 실측 값의 비교를 위해 사용된 가시리 풍력발전단지에 설치된 기상탑과 풍력터빈을 보여준다. 풍력터빈 단일후류 조건에서의 난류강도 분석을 위해 Fig. 3.27 에 나타낸 것처럼 오직 기상탑이 #1 풍력터빈으로부터 후류영향을 받는 풍향조건에 한해서 측정된 풍속과 난류강도 값이 획득되었다. #1 풍력터빈은 기상탑으로부터 2.5D 이격되어 있으며 남동(SE) 방향으로 바람이 불어올 때 기상탑은 #1 풍력터빈의 후류영향에 놓이게 된다.

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

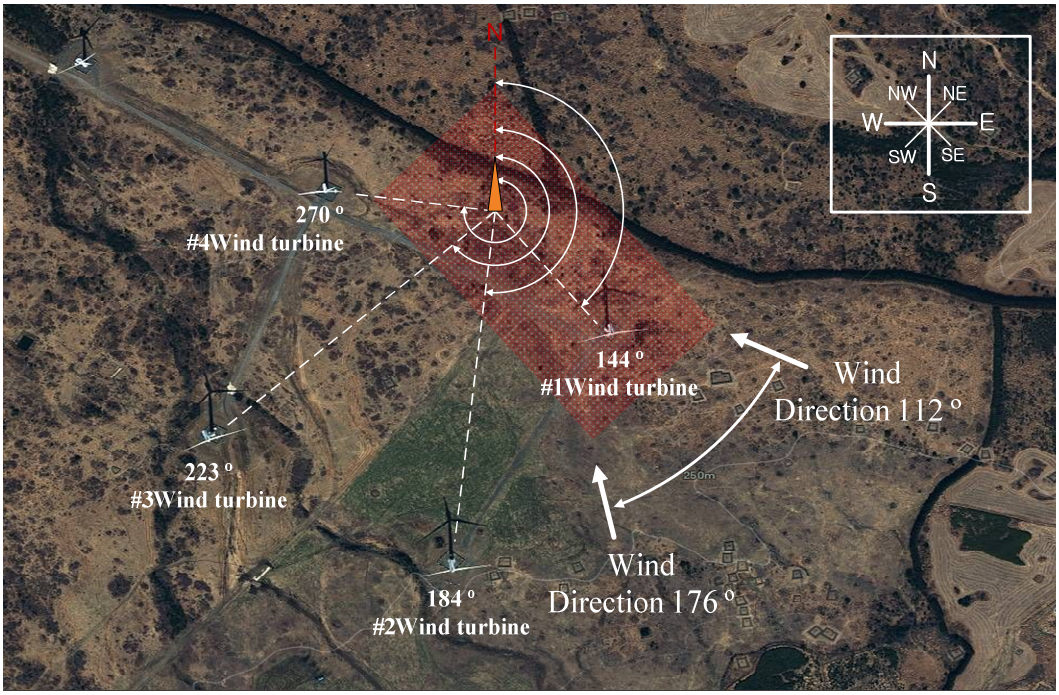


Fig. 3.28 Met. Mast and neighbor wind turbines

Fig. 3.28 은 기상탑을 중심으로 주변에 위치하고 있는 풍력터빈들의 배치를 나타낸다. #1 풍력터빈으로부터 유발되는 단일후류 조건하에서의 후류영향을 분석하기 위해 기상탑 측정 데이터의 풍향범위를 112° ~ 176°로 한정하였다. 이 범위 이외의 풍향조건에서는 주변의 다른 풍력터빈들로부터 발생되는 후류가 영향을 미치기 때문이다.

Fig. 3.29 은 1 년 5 개월 동안 기상탑에서 측정된 방향 별 난류강도의 크기를 보여준다. 기상탑을 중심으로 #1 풍력터빈의 위치에 해당하는 144° 방향과 #4 풍력터빈의 위치에 해당하는 270° 방향 부근에서 각각 높은 난류강도가 나타나고 있음을 알 수 있다. 특히 270° 방향으로의 난류강도 값이 가장 크게 나타나고 있으며, 이 방향으로 후류영향을 미치는 #4 풍력터빈의 로터직경과 허브높이는 50m(750kW)의 값을 가진다. #4 풍력터빈과 기상탑의 이격거리는 2.5 D(로터직경=50m, 거리=126m)로써 #1 풍력터빈의 조건과 동일하지만 기상탑과의 실제 거리가 더 짧기 때문에 난류강도 값이 크게 나타나는 것으로 판단된다. 또한 270° 방향으로의 상류에는 #4 풍력터빈 외에도 또 따른

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

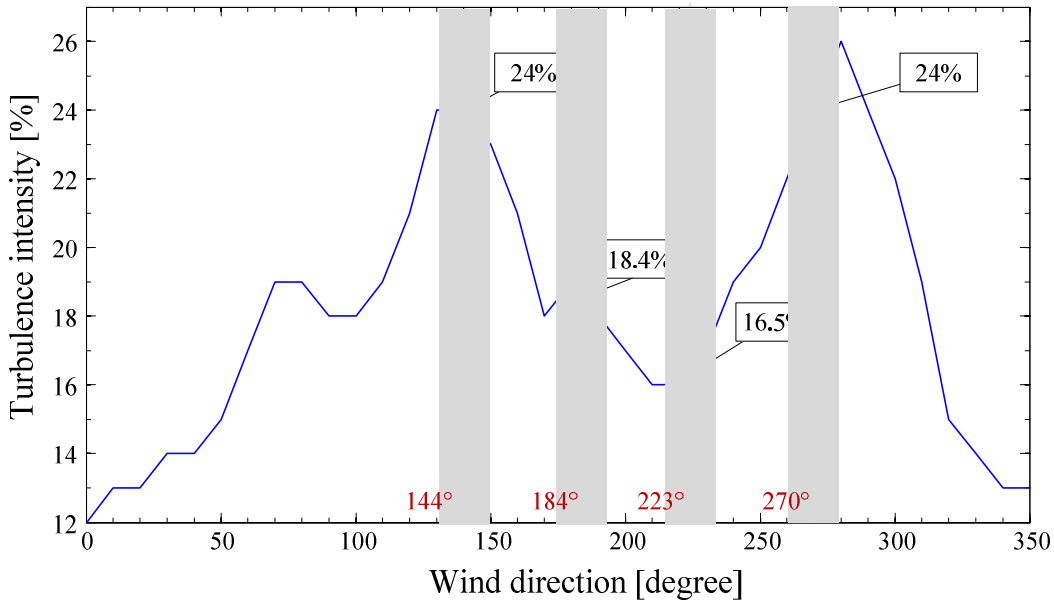


Fig. 3.29 Turbulence intensity measured at the Met. Mast for all sectors

풍력터빈이 위치하고 있어 두 대의 풍력터빈으로부터의 중첩후류 영향으로 난류강도 값이 더욱 증가되었을 것으로 판단할 수 있다.

일반적으로 풍력터빈 후류특성이라 함은 상류 풍력터빈으로부터 발생하는 후류에 의한 하류에서의 풍속저감 및 난류강도의 증가를 의미한다. Fig. 3.28 에서 풍향조건 변화에 따라 기상탑이 #1 풍력터빈의 후류영역에 놓이게 될 때 기상탑에서 측정된 풍속과 자유단에서 측정된 풍속의 비교를 통해 #1 풍력터빈 후류에서의 풍속저감을 확인할 수 있다. 자유단 풍속은 #1 풍력터빈의 나셀(nacelle) 풍속계로부터 측정되었다. 나셀풍속계로부터 측정된 데이터는 로터의 회전에 의한 외란 성분을 포함하고 있기 때문에 반드시 나셀변환함수(nacelle transfer function)를 이용한 보정작업이 필요하다. 나셀 풍속계로부터 측정된 데이터의 외란 성분은 동일시간 대에 기상탑으로부터 측정된 풍속을 기준으로 보정 될 수 있다. 본 연구에서는 기상탑과 #1 풍력터빈 모두 주변 터빈의 후류영향을 받지 않는 조건인 340° ~ 20°(NE) 구간에서 바람이 불어올 때 기상탑과 나셀 풍속계로부터 측정된 풍속을 비교하여 나셀변환함수를 도출 하였다. 기상탑과 나셀 풍속계로부터 각각 측정된 데이터의 비교를 위해 Windographer v3.1(9)을 이용하였으며 최종적으로 도출된 나셀변환

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

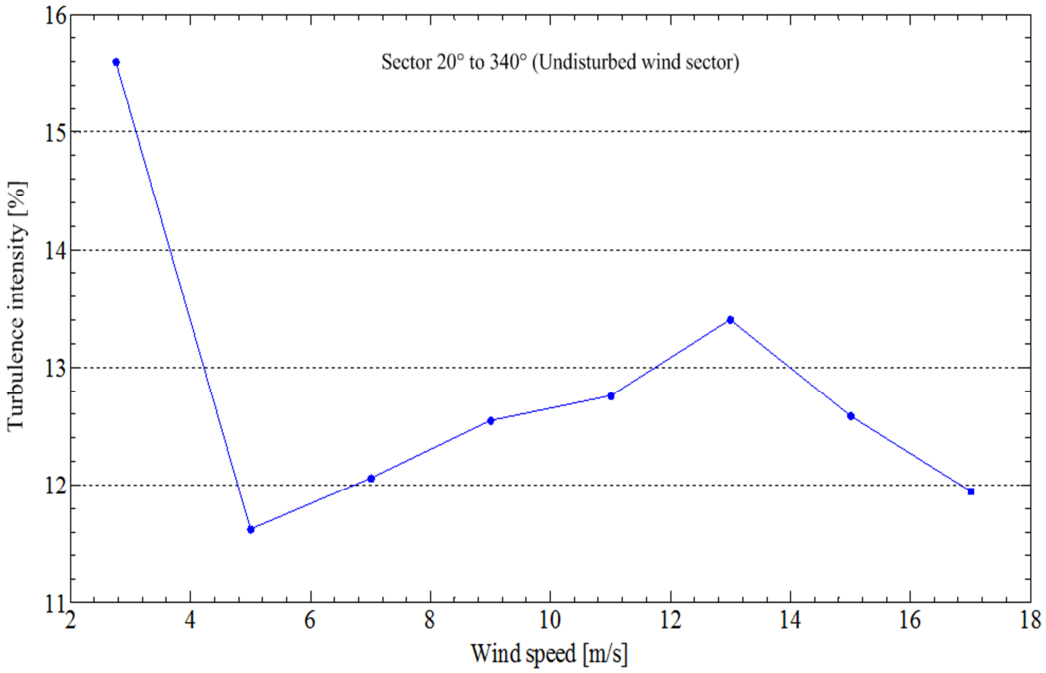


Fig. 3.30 Variation of turbulence intensity measured at Met. Mast in the undisturbed sectors

함수는 식 (3.4)과 같다.

$$V_{correction} = V_{nacelle} \times 0.91 + 0.79 \quad (3.4)$$

여기서 $V_{nacelle}$ 는 보정 전의 나셀에서 측정된 풍속을 의미하며 $V_{correction}$ 은 보정후의 나셀풍속을 의미한다. 나셀에서 측정된 풍속은 식 (3.4)에 의해 모두 보정되었다. 따라서 고려대상 풍향범위 112° ~ 176° 구간에서 측정된 보정 나셀풍속 데이터는 로터의 외란 성분이 모두 제거된 자유단 풍속으로 간주 할 수 있으며, 기상탑 측정 데이터는 #1 풍력터빈 후류에서 측정된 풍속이 된다.

#1 풍력터빈 후류영향에 의한 풍속저감 외에도 후류에서의 난류강도 변화를 분석하기 위해서는 자유단에서 측정된 난류강도 값과 후류영역에서 측정된 난류강도 값이 필요하다. 후류영역에서의 난류강도는 기상탑이 #1 풍력터빈의 후류영향을 받는 풍향조건(112° ~ 176°)에서 측정되었다. 기상탑 주변에 높은 장애물이 위치하지 않는 방향으로부터 불어오는 바람의 난류강도는 풍향에 관계없이 유사하다고 가정 할 수 있기 때문에[21] 자유단에서의 난류강도는

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

Table 3.7 Input parameters for wake model calculations

Input parameter	Value
Free stream wind speed	7m/s, 11m/s, 15m/s
Ambient turbulence intensity	12.06% (7m/s), 12.76% (11m/s), 12.59% (15m/s)
Site roughness length	0.4m
Upwind turbine rotor diameter	77m (1 D)
Hub height	70m
Downstream distance	195m (2.5 D)
Upwind turbine thrust coefficient	0.72 (7m/s), 0.48 (11m/s), 0.19 (15m/s)
Upwind turbine tip speed ratio	9.80 (7m/s), 6.30 (11m/s), 4.60 (15m/s)

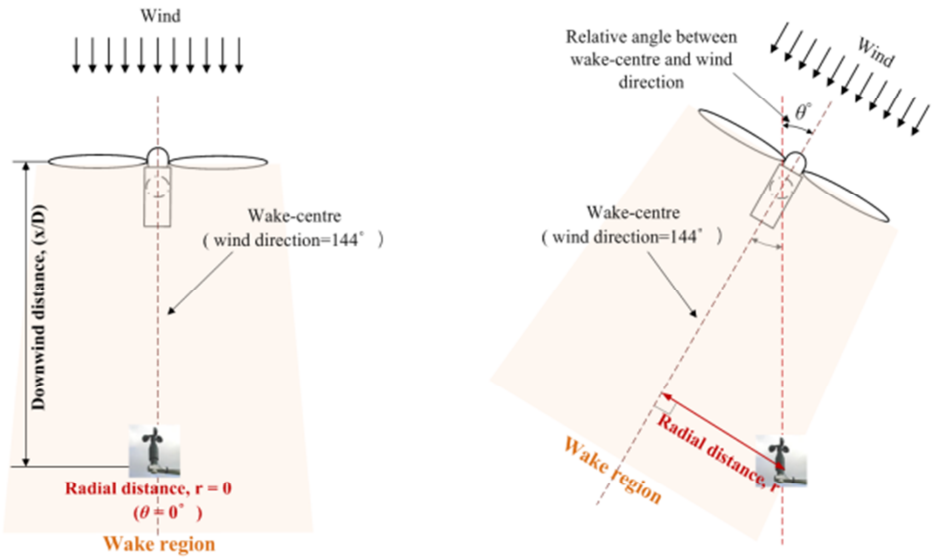
기상탑이 어떠한 풍력터빈으로부터도 후류영향을 받지 않는 풍향조건(340° ~ 20°)에서 측정되었다.

Fig. 3.30 은 340° - 20°방향 (자유단 조건)에서 불어오는 바람의 난류강도를 풍속 별로 나타내고 있다. 난류강도는 풍속 5m/s 부터 점차 증가하다가 13m/s 부근을 기점으로 다시 감소하고 있다. 본 연구에서는 자유단 풍속이 7m/s, 11m/s 그리고 15m/s 일 때 풍력터빈의 후류영향을 분석하였으며, 이 때 자유단에서의 난류강도 값은 12.06%, 12.76%, 12.59%로 측정되었다.

3.3.1. 후류에서의 풍속저감

3.3.1 절에서는 후류 풍속저감 정도를 확인하기 위해 7m/s, 11m/s, 15m/s 조건의 자유단 풍속(보정 후 나셀풍속)과 풍력터빈 후류영역에 위치한 기상 탑

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY



(a) Aligned with wake-centre: relative angle between wake-centre and wind direction : 0°

(b) After yawing: relative angle between wake-centre and wind direction : θ°

Fig. 3.31 Radial distance(r) between the wake-centre and Met. Mast in accordance with relative angle θ

측정풍속 결과를 비(ratio)로 나타내었다. 또한 기상 탑과 후류중심과의 반경거리 'r' 변화에 따라 풍속저감이 어떻게 나타나는지를 고찰하기 위해 풍향변화 조건을 정의하였다.

후류에서의 속도저감 및 난류강도를 계산하기 위해 초기 입력 값들이 필요하며, 수치해석에 필요한 변수 값들로써 자유단에서의 풍속, 주변난류강도, 지표면 거칠기, 로터직경, 풍력터빈으로부터의 후방거리 그리고 풍력터빈 추력계수 및 주속비가 필요하다. Table 3.7 은 수치해석에 사용된 입력 변수 값을 나타낸다.

Fig. 3.31 은 자유단 풍향변화(112° ~ 176°)에 따라 후류중심(144°)과 풍향(바람이 불어오는 각도)의 상대각도인 'θ'의 변화를 나타내며, 이때 후류중심과 기상탑 사이의 거리 'r'을 정의한다.

Fig. 3.32 은 풍향변화에 따른 후류에서의 풍속 비를 나타낸다. 측정 데이터의 분석결과, 자유단 풍속이 높고 상대각도 'θ'가 클수록 후류 풍속 비가 증가하였다. 또한 풍속 비가 비교적 낮게 나타나는 자유단 풍속 7m/s 조건에서

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

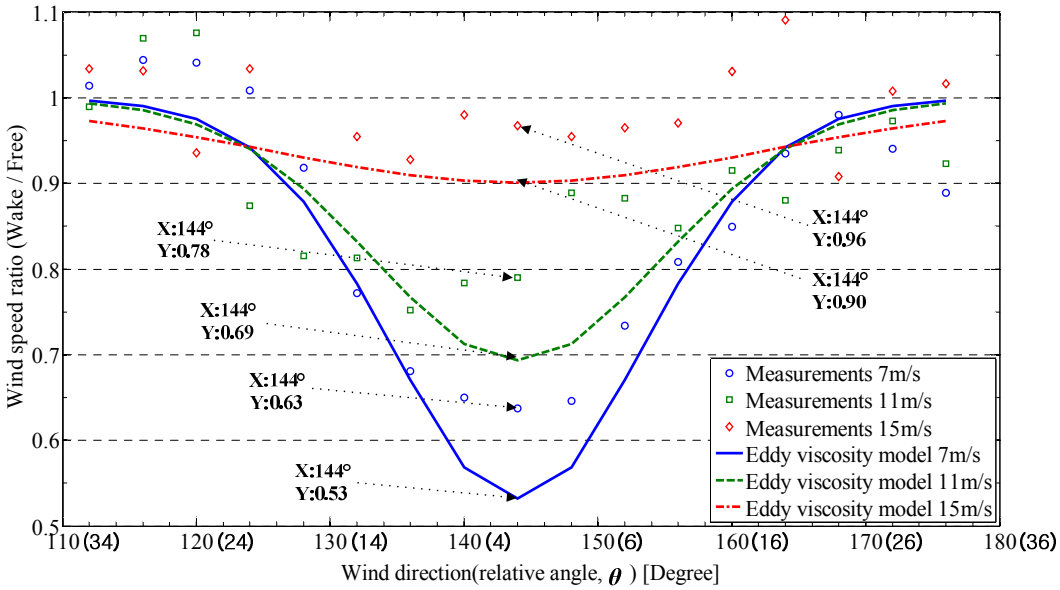


Fig. 3.32 Wind speed ratio profile in a single wake at 2.5D downstream distance

는 후류중심을 기준으로 포물선 형태의 상대풍속 프로파일이 나타났으며, 이때의 후류중심 풍속저감률은 47%(풍속 비=0.57) 이다. 이는 풍력터빈으로 7m/s 의 바람이 불어올 경우 후류 방향으로 2.5 D 지점에서의 풍속은 4.4m/s 로 감소하게 됨을 의미한다. 후류중심각 144° 부근을 기준으로 ±32° 이상의 풍향(θ = ±32°)에서는 풍속 비가 1 에 근접한 결과를 보이며, 이 때 하류에 위치한 기상탑은 #1 풍력터빈의 후류영역에서 벗어나게 됨을 의미한다. 풍력터빈 하류 방향으로의 거리와 후류영역을 이탈하는 상대각도(θ)를 알면 삼각법에 의해 후류 폭을 계산 할 수 있다. 본 연구에서는 풍력터빈 후방거리 2.5D 지점에서의 후류영역 이탈 상대각도는 후류중심(144°)을 기준으로 좌측 32°와 우측 26° 부근에서 나타나고 있으며, 이에 따른 전체 후류 폭은 162m ~ 200m 정도로 판달 할 수 있다. Fig. 3.32 의 eddy viscosity 후류모델에 의해 예측된 결과 또한 자유단풍속이 높을수록 풍속 비가 증가(풍속저감 율 감소)하는 결과를 보여주고 있으며, 후류중심부에서는 측정 값 대비 다소 낮은 풍속 비를 예측함에 따라 후류에서의 풍소저감이 과대평가되고 있음을 알 수 있다. 후류모델 계산에 의해 풍속 비가 1 이 되는 후류영역 이탈각도는 실측 데이터 값과 유사하게 나타나고 있음을 알 수 있다.

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

3.3.2. 후류에서의 난류강도

후류에서의 난류강도 값은 후류영역에 놓이게 되는 기상탑에서 직접 측정되었으며, 후류에서의 풍속저감과 마찬가지로 후류중심에서 벗어남에 따른 난류강도의 변화를 관찰하기 위해 후류중심각인 144°을 중심으로 좌·우 4°의 풍향 간격으로 측정 데이터를 구분하여 난류강도 값을 관찰하였다.

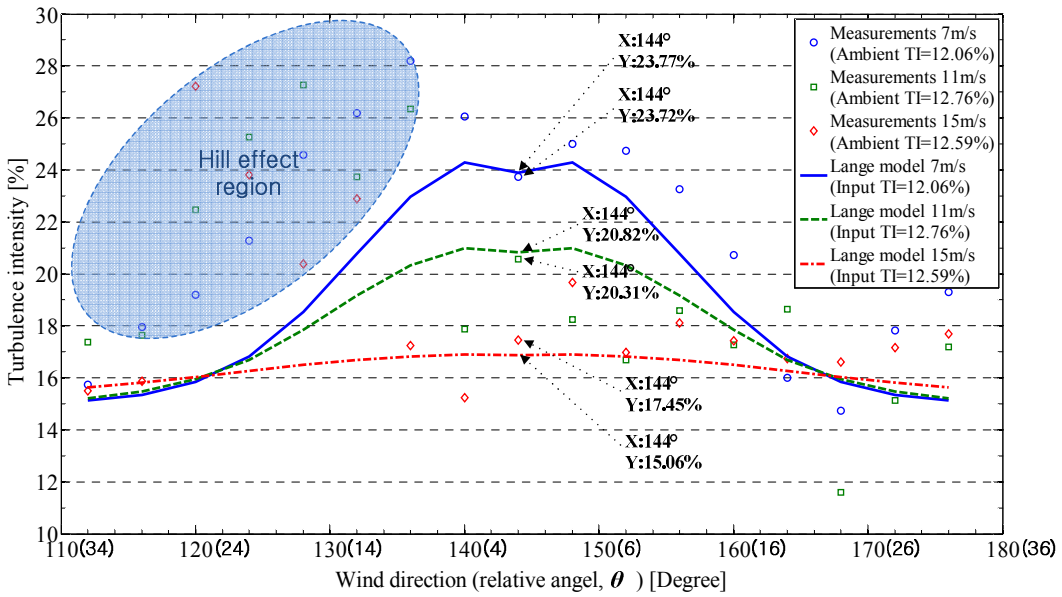


Fig. 3.33 Turbulence intensity profile in a single wake at 2.5D downstream distance

Fig. 3.33 은 후류중심각 144°을 기준으로 풍향변화에 따라 측정된 후류에서의 난류강도를 보여주고 있다. 자유단풍속이 7m/s 이고 이때의 난류강도가 12.06%이면 풍력터빈을 거친 후 2.5D 떨어진 후류중심에서의 난류강도는 23.72%로 증가되었음을 확인 할 수 있으며, 이는 풍력터빈 후류에서의 난류강도가 자유단 대비 96% 증가하였음을 나타낸다. 자유단에서의 난류강도가 12.76%(풍속 11m/s)일 때 후류중심에서의 난류강도 증가율은 60%, 자유단에서의 난류강도가 12.59%(풍속 15m/s)일 때는 38%의 난류강도 증가율을 보이고 있는데, 풍력터빈으로 불어오는 자유단 풍속이 낮을수록 후류에서의 난류강도 증가율은 커지고 있음을 알 수 있다. 또한 그림에서 후류중심 144°를 기준으로 왼쪽구역(110° ~ 140° 범위) 측정값들이 오른쪽구역에 비해 높게

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

Table 3.8 Error rates of wake models in condition with free stream wind speed

Free stream wind speed	Eddy viscosity model error rate	Lange model error rate
7m/s	16% (Overestimation)	0.2% (Overestimation)
11m/s	12% (Overestimation)	2.5% (Overestimation)
15m/s	6% (Overestimation)	13.7% (Underestimation)

Table 3.9 Standard deviation of wind direction in condition with a wind speed

Free stream wind speed	Wind direction standard deviation
7m/s	9.4°
11m/s	7.8°
15m/s	7.1°

치솟고 있는 모습을 관찰되며 이는 주변 지형조건의 영향에 따른 것으로 Fig. 3.27 에 나타내었듯이 이 방위 전방 800m 떨어진 곳에 오름이 위치하고 있기 때문이다. 난류강도의 측정값에서 보인 경향과 마찬가지로 Lange 후류모델에 의한 난류강도 역시 자유단 풍속이 낮을수록 후류에서의 난류강도 증가율은 커지고 있으며, 후류중심각에서 멀어질수록(후류영역을 벗어날수록) 난류강도 값은 점차 감소하고 있음을 알 수 있다.

Table 3.8 는 측정값대비 모델예측 값의 오차율을 나타낸다. Eddy viscosity 모델은 자유단 풍속이 7m/s 인 조건에서 16%의 가장 큰 오차율을 보이며 Lange 모델은 자유단 풍속이 15m/s(TI=12.59%)인 조건에서 13.7%의 가장 큰 오차율을 보이고 있다. Eddy viscosity 모델은 자유단 풍속이 낮을수록, Lange 모델은 자유단 풍속이 높을수록 예측정확도가 낮게 나타남을 알 수 있다. Eddy viscosity 모델의 풍속저감 예측이 비교적 저 풍속조건에서 큰 차이를 보이는 이유는 후류유동의 곡절현상(wake meandering)때문으로 낮은 풍속에서 곡절현상이 크게 나타

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

나기 때문이다. 후류유동의 곡절은 측정되는 풍향값의 표준편차 크기에 비례하며 [34], 이러한 현상으로 후류중심에 어긋난 지점이 후류중심값으로 측정된다. 즉 실제풍속보다 높은 값이 후류중심 풍속으로 측정되는 것이다. 따라서 Table 3.8 의 오차율은 모델 값이 아닌 측정값에서 발생하였다고 볼 수 있다. Table 3.9 은 풍속 별 측정된 풍향의 표준편차 평균을 보여주며, 풍속 7m/s 에서 표준편차 값이 가장 크게 나타나고 있음을 확인할 수 있다. 또한 고 풍속 구간에서 보인 Lange 모델의 난류강도 예측오차율은 정격풍속이상에서 풍력터빈 피치(pitch)동작에 따른 왜란이 후류의 유동흐름에 영향을 주었을 것으로 판단된다. 본 연구의 후류 측정지점은 풍력터빈으로부터 2.5 D 떨어진 근거리후류 거리에 속하며 이 영역 이내에서는 풍력터빈 피치동작에 따른 왜란이 측정지점인 기상탑까지 영향을 미쳤을 것으로 보인다. Fig. 3.33 의 오름의 영향이 없는 그래프 오른쪽부근을 살펴보면 모델 값과 유사한 경향성을 나타내는 풍속은 7m/s 로써 피치동작이 발생하지 않는 평균풍속구역이다. 그 외 상위 평균풍속에서 측정된 난류강도 값은 모델예측 값 부근에 산개하여 분포하고 있음을 관찰할 수 있다.

일반적으로 풍력터빈은 국제표준인 IEC 61400-1 의 기준에 준하여 20 년 내구수명을 갖도록 설계되며 설계수명 20 년 동안 견딜 수 있는 난류강도의 크기에 따라 난류강도등급 A, B 그리고 C 로 구분된다. 가시리풍력단지에 설치된 풍력터빈은 난류강도등급 A 로써 국제표준 IEC 61400-1 이 규정하는 대표난류강도 값이 설계에 반영되었으며, 이 대표난류강도에 의해 발생하는 피로하중을 견딜 수 있게끔 설계되었다. 하지만 앞서 살펴보았듯이 후류영역에서는 풍력터빈이 보다 큰 난류강도를 겪게 된다. 따라서 후류영역에서 운전되는 터빈이 겪는 난류강도가 설계기준인 대표난류강도 범위 이내인지 검토될 필요가 있으므로 가시리풍력단지의 실제 풍력터빈이 위치한 곳에서 이웃 터빈의 후류에 의해 겪게 되는 후류난류강도를 Lange 모델을 이용하여 예측해 보았다.

Fig. 3.34 은 북동쪽(NE)에서 바람이 불어올 경우 #1 풍력터빈의 후류영향을 받는 #2 풍력터빈을 나타내고 있다. 난류등급 A 인 #2 풍력터빈은 풍속

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

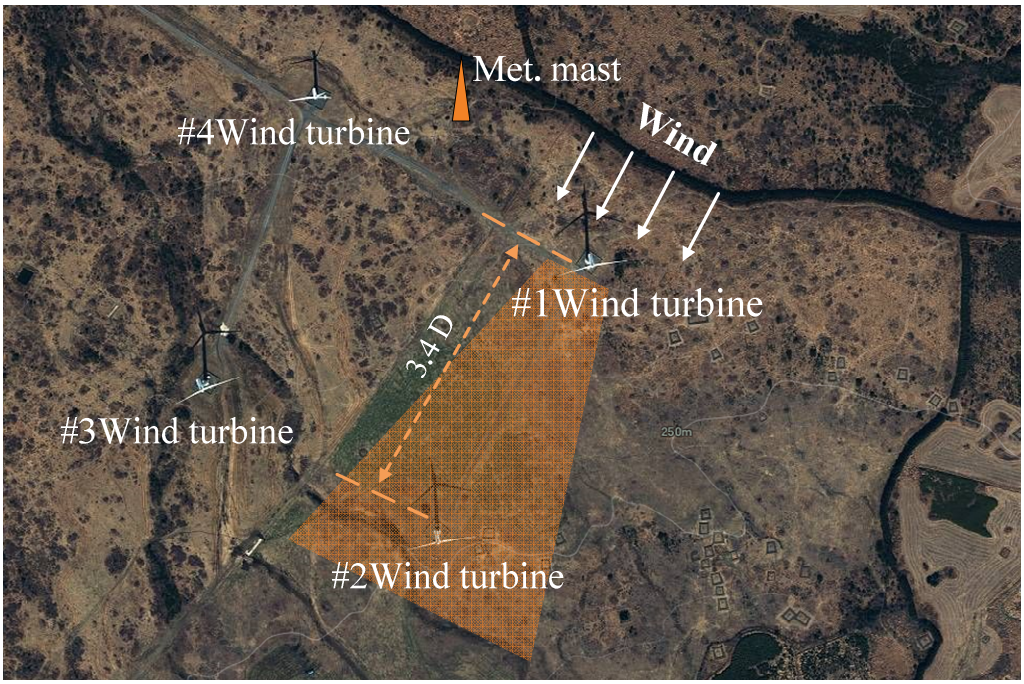


Fig. 3.34 Wake effects at #2 wind turbine according to #1 wind turbine

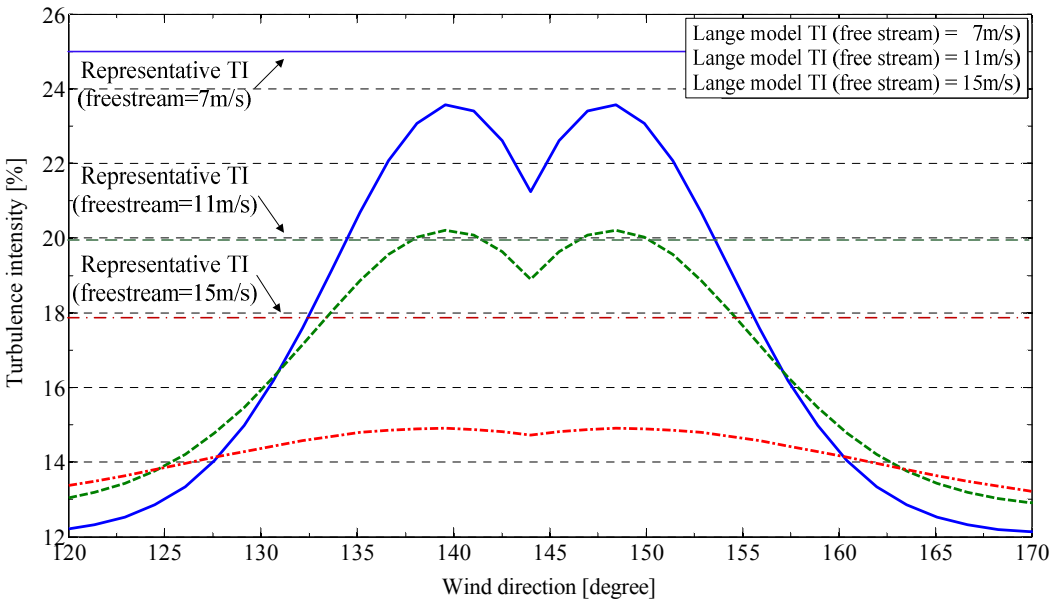


Fig. 3.35 Effective turbulence intensity in a single wake effects

7m/s 조건에서 난류강도(representative TI) 24.8%를 견딜 수 있도록 설계되었으며, 풍속 11m/s 에서는 20.1%, 15m/s 에서는 17.9%의 난류강도를 견디도록 설계되었다. Lange 모델에 의해 #1 풍력터빈의 후류영향을 받는 #2

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

풍력터빈에서의 난류강도를 Fig. 3.35 에 보여주고 있다. 난류강도가 12.06% 인 7m/s 의 자유단 바람이 #1 풍력터빈을 거쳐 #2 풍력터빈에 이를 때 #2 풍력터빈이 위치한 곳에서의 후류난류강도 값은 최대 23.56%로 예측되고 있으며, 난류강도가 12.76%인 11m/s 의 자유단 바람이 불어올 경우는 최대 20.21%, 난류강도가 12.59%인 15m/s 의 자유단 바람이 불어올 경우는 최대 14.9%의 후류난류강도가 예측되고 있다. 즉 자유단 풍속 11m/s 의 조건에서는 #1 풍력터빈의 후류영향에 의해 증가된 난류강도가 #2 풍력터빈의 설계난류강도(representative TI)보다 높게 나타날 수 있음을 알 수 있다. 따라서 이 후류조건에서 풍력터빈이 겪는 피로하중은 설계 피로하중보다 높게 나타날 수 있음을 예상할 수 있다.

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

3.4. 이웃터빈 후류영영에 위치한 풍력터빈 하중해석

앞서 Fig. 3.33 에서는 기상탑에서 측정된 후류에서의 난류강도와 Lange 모델 값을 비교하였으며 Fig. 3.34 와 Fig. 3.35 은 #2 풍력터빈이 #1 풍력터빈의 후류영향에 놓일 때 Lange 모델을 이용하여 세가지 풍속 별로 후류에서의 난류강도를 예측해 보고 풍력터빈 설계 값인 대표난류강도와 비교해 보았다. 아울러 Lange 모델 예측 값은 풍속 7m/s 에서 실측 값에 가장 유사하게 계산되고 있음을 확인하였다.

본 절에서는 Lange 모델에 의해 예측된 후류에서의 난류강도 값을 이용하여 #1 풍력터빈의 후류영향에 의해 #2 터빈이 겪는 피로하중을 계산하고, 주변터빈의 후류영향을 받지 않는 조건에서의 난류강도와 터빈 설계난류강도인 대표난류강도에서 하중해석을 수행한 결과와 비교하였다. 하중해석을 위해 필요한 블레이드 형상, 로터, 타워, 드라이브 트레인(drive train) 그리고 제너레이터등과 관련된 입력 파라미터들은 #2 풍력터빈의 실제 데이터가 사용되었다.

피로하중해석은 통합하중해석이 아닌 풍속 7m/s 에서 정상운전상태 조건인 단일채널(single channel)에 한정하여 실시 되었으며, 하중해석 소프트웨어인 Bladed ver. 4.6 이 이용되었다. 난류는 세가지 조건에 따라 난류강도를 달리하여 생성되었고 바람 생성을 위한 난류강도는 Table 3.10 과 같다. Table 3.10 의 "No wake condition"의 난류강도는 Fig. 3.23 에 나타낸 Undisturbed area 방위각에서 측정된 기상탑 데이터이며 "Wake condition"의 난류강도 값은 Lange 모델에 의해

Table 3.10 Turbulence intensities for wind file generations

No wake condition TI	Wake condition TI (Lange model)	Representative TI
12.06%	23.56%	24.08%

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

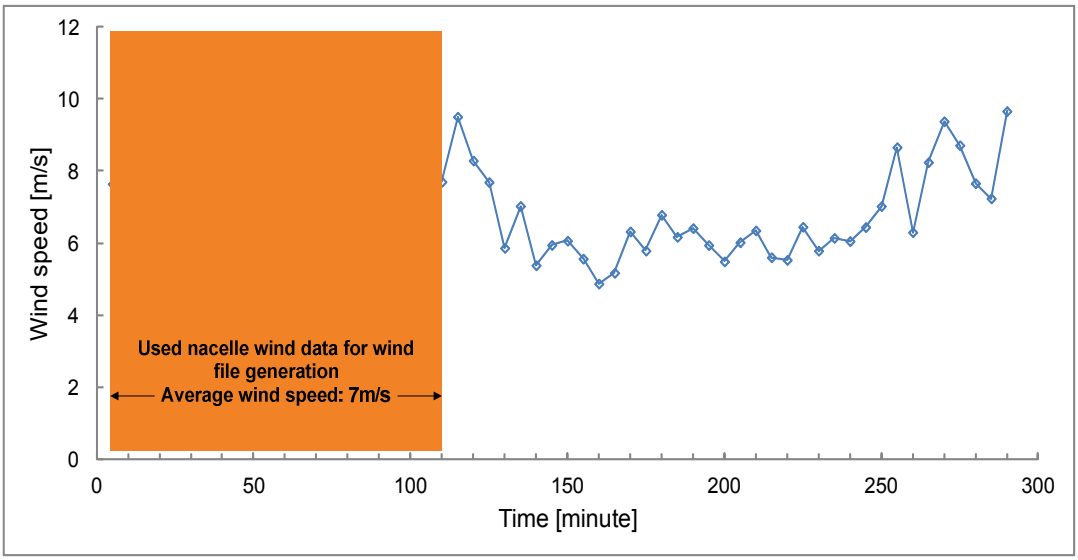


Fig. 3.36 Measured wind speed at the nacelle anemometer of #2 wind turbine

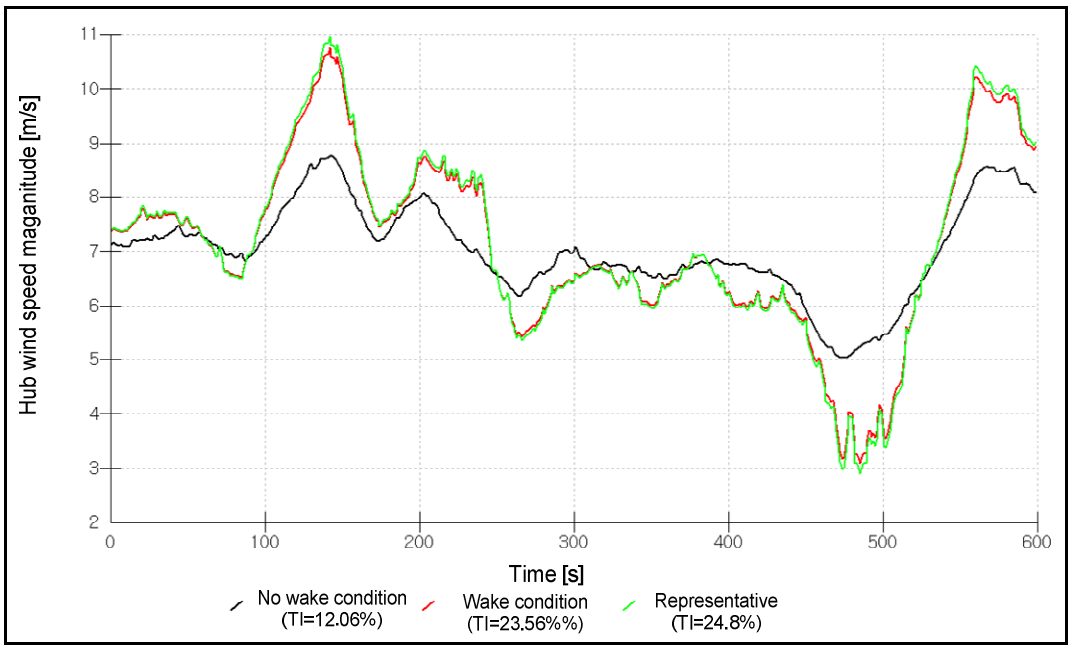


Fig. 3.37 Generated wind files for load analysis

계산된 값이다. 마지막으로 Representative TI 는 #2 풍력터빈의 설계난류강도를 의미한다.

하중해석을 위한 바람데이터의 생성은 실제 운전중인 #2 풍력터빈의 나셀풍속 데이터를 이용하여 세가지 난류강도 조건에 맞게 생성하였다. Fig. 3.36 은

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

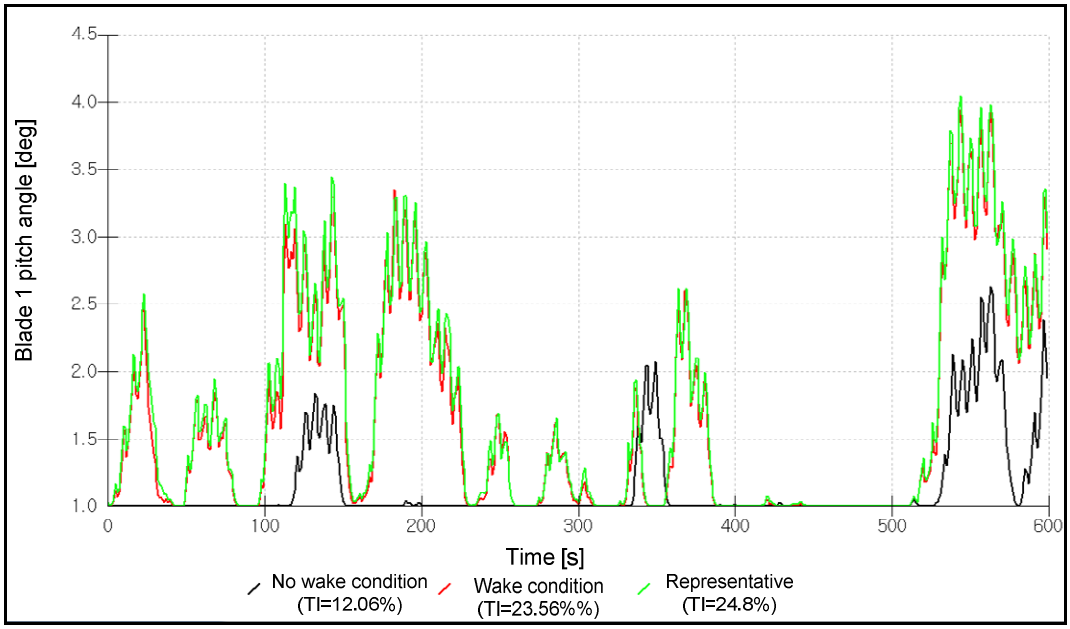


Fig. 3.38 Change of blade 1 pitch angel according as time domain

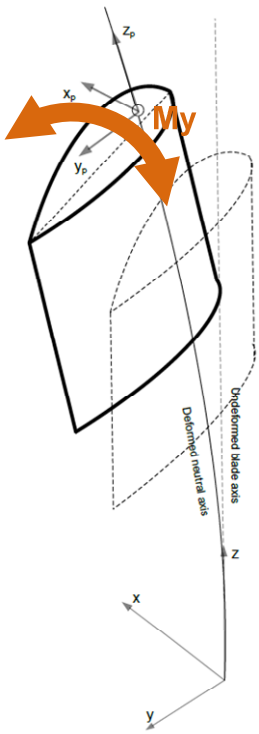


Fig. 3.39 Co-ordinate system for blade loads [36]

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

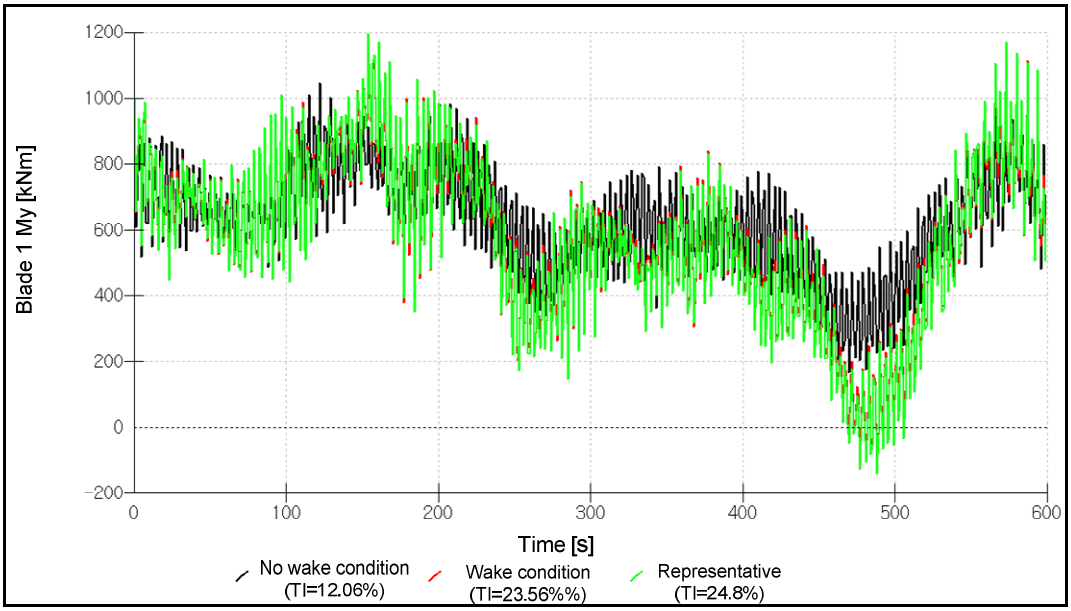


Fig. 3.40 Blade 1 load calculations at blade root

Table 3.11 Basic statistics for load analysis

	No wake condition TI	Wake condition TI (Lange model)	Representative TI
Number of points	600	600	600
Minimum value	166,817 Nm	-115,774 Nm	-140,173 Nm
Maximum value	1.049E+06 Nm	1.189E+06 Nm	1.199E+06 Nm
Absolute Max	1.049E+06 Nm	1.189E+06 Nm	1.199E+06 Nm
Mean value	629,643 Nm	582,776 Nm	579,018 Nm
Standard deviation	**167,300 Nm**	**250,049 Nm**	**258,917 Nm**
RMS	651,490 Nm	634,156 Nm	634,271 Nm
Skewness	-0.140751	-0.313253	-0.302769
Kurtosis	-0.239838	-0.194295	-0.214071

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

바람데이터 생성을 위해 2012 년 11 월 1 일 #2 터빈의 나셀 풍속계에서 측정 된 풍속을 나타낸다. 바람데이터 생성에 사용된 데이터는 110 분 동안의 나셀 풍속으로 110 분간 동안 측정된 데이터의 평균풍속은 7m/s 이다. 이 나셀 풍속데이터를 기초로 하중해석을 위해 7m/s 의 평균풍속을 갖는 10 분 동안의 바람데이터의 생성은 von Karman[8] 난류모델이 사용되었다.

Fig. 3.37 은 세가지 조건에 따라 생성된 바람데이터를 나타낸다. 난류강도 12.06%를 갖는 "No wake condition"에서 풍속의 변동폭이 가장 낮게 나타나고 있음을 확인할 수 있으며 Representative TI 에서의 풍속의 변동폭이 근소하게 "Wake condition" 조건보다 높게 나타나고 있다.

Fig. 3.38 은 해석시간 10 분 동안 블레이드 피치각도(pitch angel)의 변화를 보여준다. 그림에서 알 수 있듯이 비록 평균풍속이 7m/s 로 동일하다 할지라도 난류강도의 크기가 클수록 블레이드 피치제어 시간이 늘어남을 알 수 있다. 즉 정격풍속(rated wind speed) 이하에서의 높은 난류강도는 터빈에 가해지는 피로하중의 증가를 유발함과 동시에 피치시스템의 기계마모를 촉진시키는 원인으로 작용할 수 있음을 예상할 수 있다.

Fig. 3.40 와 Table 3.11 은 블레이드 루트(root)에서의 y-방향 모멘트 계산 결과를 나타낸다. y-방향 모멘트는 Fig. 3.39 에 보여지듯 블레이드 flap-wise 방향으로의 움직임을 의미한다. "No wake condition"에서 하중변동의 폭이 가장 적게 나타나고 있으며 Table 3.11 의 표준편차 값 역시 가장 낮은 값 167,300Nm 을 가리키고 있다. 풍력터빈 설계조건인 representative TI 조건에서 나타나는 하중편차가 후류모델 계산에 의한 "Wake condition" 조건에서의 하중편차보다 크게 나타나므로 풍속 7m/s 조건에서는 #2 풍력터빈이 #1 터빈의 후류구역에 위치하게 되더라도 #2 터빈의 피로하중은 설계조건에 부합될 것으로 판단된다.

Fig. 3.41 와 Fig. 3.42 은 블레이드 루트부에서의 rainflow cycle distribution 과 equivalent load 를 나타낸다. Fig. 3.41 에서는 representative TI 조건 및 "Wake condition" 조건에서 "No wake condition" 조건보다 큰 하중변위(cycle range) 를

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

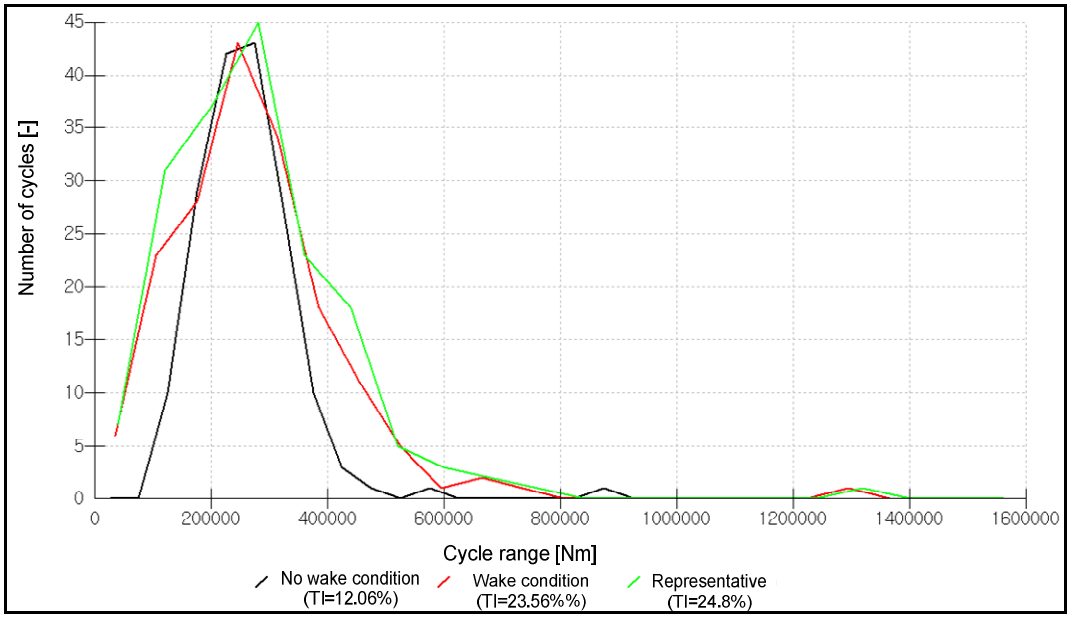


Fig. 3.41 Rainflow cycle distributions at blade 1 root

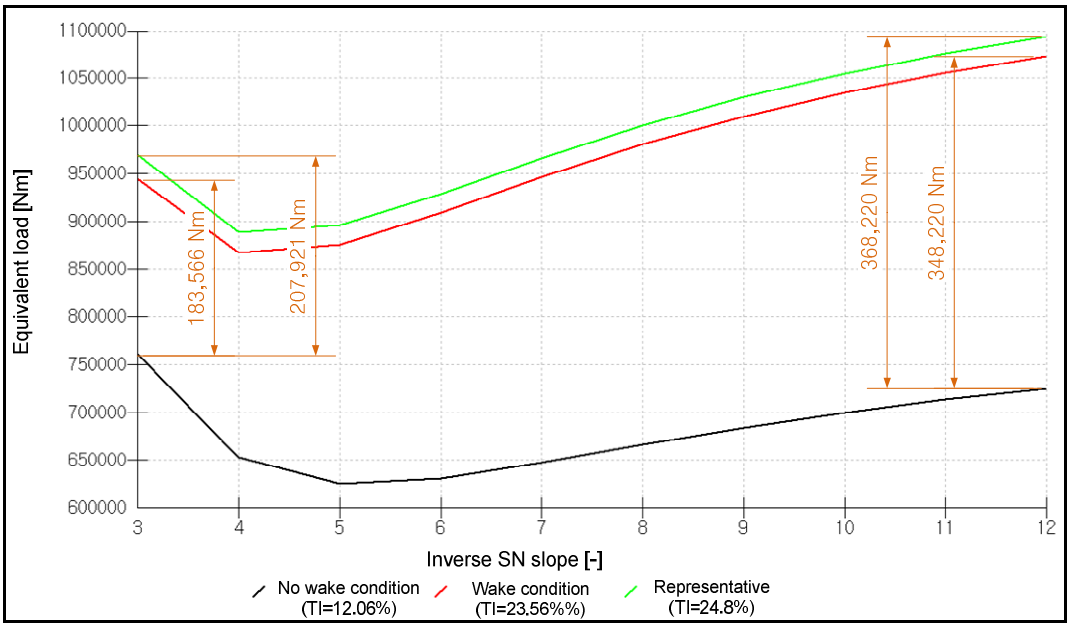


Fig. 3.42 Equivalent loads at blade 1 root

겪고 있음을 확인할 수 있으며 Fig. 3.42 에서는 representative TI 조건에서의 등가피로하중(damage equivalent load)이 가장 크게 나타나고 있음을 알 수 있다. 결과적으로 #1 터빈의 후류영향을 받는 #2 풍력터빈은 "No wake condition"

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

조건보다 높은 피로하중을 겪게 되지만, 후류중심에서의 피로하중 크기는 설계 한계치에는 미치지 못하고 있다. 즉 풍속 7m/s 조건에서는 #2 풍력터빈이 #1 터빈의 후류영역에 위치하더라도 피로하중관점에서는 20 년 설계수명을 만족한다고 판단할 수 있다. 실제 풍력터빈의 피로하중해석은 모든 DLC(design load cade)조건이 포함된 통합하중해석을 수행하여 해석결과를 도출하지만 본 절에서의 단일채널 피로하중해석은 후류영향이 하중에 미치는 영향을 보여주기 위한 단순비교 결과이다.

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

4. 결 론

본 연구에서는 풍력발전단지를 대상으로 산업현장에 널리 적용되고 있는 네 가지 종류의 풍속저감 후류모델과 2 종류의 난류강도 후류모델에 대한 예측정확도 검증을 수행하였으며, 다음과 같은 결론을 얻었다.

ⅰ) 풍속저감 예측을 위한 모델검증 결과는 8.5m/s 이하의 자유단 풍속조건에서의 후류중심 풍속저감률은 Jensen 모델이 후류거리 변화와 무관하게 가장 높은 예측 정확도를 보였다. 그러나 8.5m/s 이상의 풍속 조건에서는 Larsen 모델과 Eddy viscosity 모델이 Jensen 모델에 비해 더 높은 정확도를 나타내었으나, 후류거리 변화에 따른 예측정확도의 차이가 발생하였다. 반면 후류프로파일의 형태와 폭은 Eddy viscosity 모델과 Larsen 모델을 통해 가장 정확한 예측결과를 얻을 수 있었으며, Jensen 모델은 수치 모델링의 한계로 인해 실제 후류프로파일의 형태를 모사 할 수 없었다. 풍력터빈이 격자형으로 배치된 해상풍력단지에 적합한 Frandsen 후류모델은 다른 후류모델들에 비해 가장 큰 예측오차를 보였다. 따라서 Frandsen 모델은 중첩후류의 영향이 적은 육상풍력단지의 후류 풍속저감 예측에 적합하지 않은 것으로 판단할 수 있다. 또한 하류에 위치한 풍력터빈의 yaw angle 이 $\pm\theta_{max}$조건인 경우에서는 상류 풍력터빈의 후류영향을 거의 받지 않는 것으로 관찰되었으며, 따라서 하류 풍력터빈은 절반 이하의 로터면적이 단일후류에 의한 영향을 받더라도 출력손실은 거의 발생하지 않을 것으로 추측할 수 있다.

풍력터빈 후류에서의 풍속저감 예측을 위한 engineering wake model 들은 육상풍력을 대상으로 후류거리 및 자유단 풍속변화에 따라 단일 후류조건에서의 예측정확도 차이가 발생하였으며, 본 연구에서는 특정사이트에 가장 적합한 후류모델을 제시할 수 없었다. 따라서 신뢰성 있는 후류영향 결과를 얻기 위해서는 해석하고자 하는 조건에 따라 후류모델이 신중하게 선택되어야 함을

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

확인 할 수 있었다.

ii) 국제표준 IEC61300-1 에 명시된 Frandsen 후류모델을 이용하여 육상발전단지에서의 난류강도를 예측하고 실제 기상탑에서 측정된 난류강도 값과 비교해 봄으로써 Frandsen 모델이 육상단지에서 어느 정도의 예측정확성을 가지는지 검토해 보았다.

검토결과 Frandsen 휴류모델에 의해 예측된 난류강도는 대상 풍력단지에서 실제 측정값에 비해 풍속 별 후류영향을 과대평가되고 있음을 알 수 있었으며, 기상탑주변 개별 풍력터빈의 후류영향 예측에서는 이격거리가 가까운 터빈의 후류영향은 과소평가되고, 이격거리가 먼 터빈의 후류영향은 과대평가 되는 경향을 관찰할 수 있었다. 해상사이트에서는 육상에 비해 주변유동의 난류강도가 낮아 풍력터빈 후류와 주변유동의 혼합작용이 더디게 일어난다. 그 결과 풍력터빈의 후류영향이 오랜 기간 지속되는 특성을 지니는 반면[35], 육상에서는 터빈후방에서의 난류강도 증가와 풍속저감이라는 후류특성이 주위유동과의 혼합작용에 의해 해상보다 빠르게 소멸하는 것이 일반적이다. 따라서 해상용으로 개발된 Frandsen 후류모델을 육상단지에 적용 시 후류영향을 과대평가 할 수 있음을 추측할 수 있으며 본 연구의 검토결과와도 부합된다. 따라서 IEC 규정에 근거한 육상단지에서의 후류 난류영향 검토는 과대평가될 수 있음에 유의하여야 할 것으로 판단할 수 있다.

iii) 가시리 육상풍력발전단지에서 측정된 풍황데이터와 eddy viscosity 및 Lange 후류모델을 이용한 예측결과의 비교를 통해 두 후류모델 예측정확도를 검토하였으며, Lange 모델을 이용하여 후류영향을 받는 풍력터빈의 피로하중해석을 실시해 보았다.

기상탑 측정데이터에서 풍력터빈 후류중심에서 풍속저감이 가장 크게 나타나고 있음을 확인하였으며, 자유단 풍속이 낮을수록 풍속저감의 크기는 증가하고 있음을 확인하였다. 또한 eddy viscosity 후류모델은 기상탑 측정값대비 후류중심에서의 풍속저감을 과대 예측하는 경향을 보였으며 자유단 풍속이 낮을수록 측

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

정값과 차이를 보였다. 반대로 Lange 모델은 자유단 풍속이 높을수록 측정값과의 차이를 보였다.

마지막으로 Lang 모델을 이용하여 단일후류영향을 받는 풍력터빈이 겪을 수 있는 난류강도를 예측해 보았으며, 이 값을 이용하여 후류영향을 받는 터빈의 피로하중해석을 실시하였다. 결과로써 후류영향을 받을 때의 풍력터빈 피로하중이 그렇지 않을 때의 피로하중보다 높게 나타나고 있음을 확인할 수 있었으며, 결과적으로 단지 내 풍력터빈 배치 시 이웃터빈들에 의한 후류영향이 고려되어 피로하중평가가 실시되어야 함을 확인할 수 있었다.

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

참고문헌

[1] B Sanderse, 2009, "Aerodynamics of wind turbine wakes", Tech. Report. ECN-E-09-016, Energy research Centre of Netherlands.

Available at: http://www.ecn.nl/docs/library/report/2009/e09016.pdf.

[2] J.G. Schepers, 2003, "ENDOW: Validation and improvement of ECN's wake model", Tech. Report ECN-C-03-034, Energy research Centre of the Netherlands.

[3] R.J. Barthelmie, S.T. Frandsen, K. Hansen, J.G. Schepers, K. Rados, W. Schlez, A. Neubert, L.E. Jensen and S. Neckelmann, 2009 "Modelling the impact of wakes on power output at Nysted and Horns Rev.", In European Wind Energy Conference.

[4] Jensen N O, 1983, "A note on wind generator interaction", Tech. Report. Riso-M-2411(EN), Riso National Laboratory.

Available at: http://orbit.dtu.dk/fedora/objects/orbit:88807/datastreams/file_3494b4b2-1dae-4442-941a-f2e628673f31/content.

[5] Katic I, Hojstrup J and Jensen N O, 1986, "A simple model for cluster efficient", EWEA conference, pp. 407-410.

[6] Larsen G C, 1988, "A Simple Wake Calculation Procedure", Tech. Report. Riso-M-2760(EN), Riso National Laboratory.

Available at: http://orbit.dtu.dk/fedora/objects/orbit:91140/datastreams/file_f91c0176-5c1c-4a87-926f-e5ed3b74e226/content.

[7] J F Ainslie, 1988, "Calculating the flow field in the wake of wind turbines", Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamic, 27, pp. 213-224.

[8] Bladed Multibody dynamics theory manual, 2012, Ver. 4.3, Garrad Hassan @ Partners Ltd.

[9] Bernhard Lange, Hans-Peter Waldl, Rebecca Barthelmie and Algert Gil, 2003 "Modeling of offshore wind turbine wakes with the wind farm program FLap"

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

Wind energy, Vol. 6, pp87-104.

[10] Sten Frandsen, Rebecca Barthelmie, Sara Pryor, Ole Rathmann, Soren Larsen, Jorgen Hojstrup, et al., 2006, “Analytical Modeling of Wind speed Deficit in Large Offshore Wind Farms”, Wind Energy, 9, pp. 39-53.

[11] Sten Frandsen, 2007, "Turbulence and turbulence-generated structural loading in wind turbine clusters", Doctor's thesis, Riso National Laboratory.

[12] K. Rados, G. Larsen, R. Barthelmie, W. Schlez, B. Lange and G. Schepers, et al., 2001, "Comparison of Wake Models with Data for Offshore Windfarms", WIND ENGINEERING, Vol. 25, No.5, pp. 271-280.

[13] W. Schlez, A. Umana, R. Barthelmie, G. Larsen, B. Lange and G. Schepers, et al., 2001, "ENDOW: Improvement of Wake Models within Offshore Wind Farms", WIND ENGINEERING, Vol. 25, No. 5, pp. 281-287.

[14] Rebecca Barthelmie, Gunner Larsen, Sara Pryor, Hans Jorgensen, Hans Bergstrom and Wolfgang Schlez, et al., 2004, "ENDOW(Efficient Development of Offshore Wind farms): Modeling Wake and Boundary Layer Interactions", WIND ENERGY, 7, pp. 225-245.

[15] R. J. Barthlmie, J. G. Schepers, S. P. van der Pijl, O. Rathmann, S. T. Frandsen and D. Cabezon, et al., 2007, "Flow and wakes in complex terrain and offshore: Model development and verification in UpWind", Wind Energy Conference, Milan, pp.10.

[16] Rebecca Barthelmie, W. Schlez, J. Phillips, A. Neubert, K. Hansen and K. Rados, et al., 2008, "Comparing existing wake models with CFD offshore", Project UpWind, Deliverable D8.2.

[17] R. J. Barthlmie, S. T. Frandsen, O. Rathmann, K. Hansen, E. S. Politis and J. Prospathopoulos, et al., 2011, "Flow and wakes in Large wind farms: Final report for UpWind WP8", Riso DTU, Report number: Riso-R-1765(EN).

Available at:

http://orbit.dtu.dk/fedora/objects/orbit:86070/datastreams/file_5587428/content.

[18] S. Frandsen, 2005, "Turbulence and turbulence-generated fatigue loading in wind turbine clusters", Riso-R-1188(EN), pp. 128.

[19] Thomas Sorensen, Per Nielsen and Morten Lybech Thogersen, 2008,

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

"Adapting and calibration of existing wake models to meet the conditions inside offshore wind farms", EMD International A/S.

[20] L. A. H. Machielse, P. J. Eecen, H. Korterink, S. P. van ser Pijl and J. G. Schepers, 2007, "ECN test farm measurements for validation of wake models," Tech. Report, ECN-M--07-044, Energy research Center of the Netherlands.

[21] J. G. Schepers, T. S. Obdam and J. Prospathopoulos, "Analysis of wake measurements from the ECN Wind Turbine Test Site Wieringermeer, EWTW," Tech. Report, Energy research Center of the Netherlands.

[22] DEWI, "Wake Measurements at alpha ventus - Dependency on Stability and Turbulence Intensity," Tech. Report for RAVE-OWEA project, DEWI.

[23] Ott S, Berg J and Nielsen M, 2011, "Linearised CFD models for wakes", Tech. Report. Riso-R-1772(EN), Riso National Laboratory.

Available at: https://www.etde.org/etdeweb/servlets/purl/1033688/1033688.pdf.

[24] M Gaumond, P-E Rethore, A Bechmann, S Ott, G C Larsen and A Pena, et al., "Benchmarking of Wind Turbine Wake Models in Large Offshore Wind farms", DTU Wind Energy.

[25] G C Larsen, I Carlen and G J Schepers, "EUROPEAN WIND TURBINE STANDARDS Ⅱ", PART 1, SUB A.

[26] J. W. Cleijne, 1993, "Results of Sexbierum Wind Farm: single wake measurements", TNO-report, TNO-MEP-93-082, TNO Institute of Environmental and Energy Technology.

Available at: http://repository.tudelft.nl/view/tno/uuid%3A7bb5570d-e223-4c4b-9448-bec95453f061.

[27] Patrick Moriarty, Javier Sanz Rodrigo, Pawel Gancarski, Matthew Chuchfield, Jonathan W. Naughton and Kurt S. Hansen, et al., 2014, "IEA-Task 31 WAKEBENCH: Towards a protocol for wind farm flow model evaluation. Part 2: Wind farm wake models", Journal of Physics: Conference Series, volume 524, conference 1.

[28] G C Larsen, I Carlen and G J Schepers, "EUROPEAN WIND TURBINE STANDARDS Ⅱ", PART 1, SUB A.

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

[29] Douwe J. Renkema, 2007, "Validation of wind turbine wake models", Master's thesis, Delft University Technology.

[30] International Electrotechnical Commission, 2005, INTERNATIONAL STANDARDIEC 61400-1.

[31] European Wind Atlas.

http://mstudioblackboard.tudelft.nl/duwind/Wind%20energy%20online%20reader/Static_pages/roughness.htm

[32] Mike Anderson and Peter Stuart, 2009, “Simplified Solution to the Eddy-Viscosity Wake Model”, *Tech. Report. 01327-000202, Renewable Energy Systems Ltd.*

Available at: http://www.res-americas.com/media/918773/simplified-soultion-to-the-eddy-viscosity-wake-model.pdf.

[34] J.F. Ainslie, 1985, "Development of an eddy viscosity model for wind turbine wake," in 7th BWEA Wind Energy Conference.

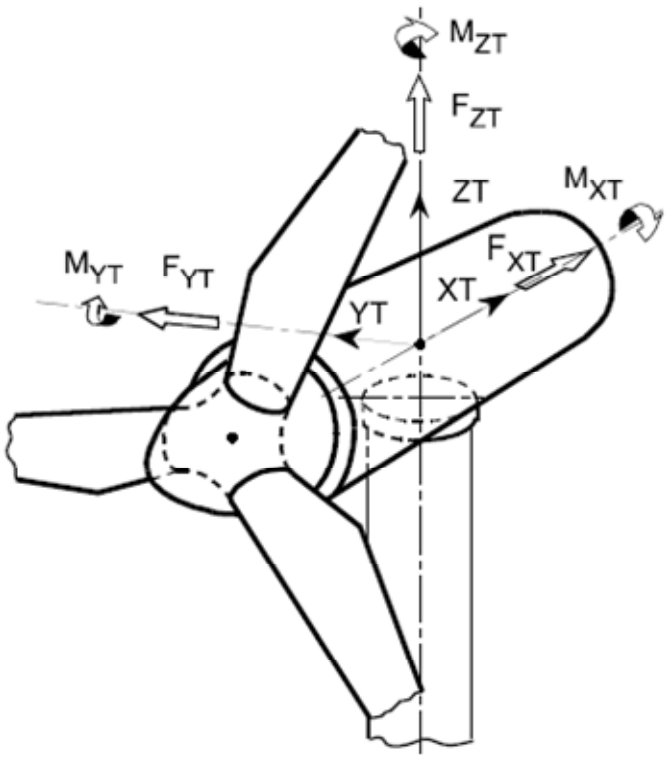
[35] European Wind Energy Association(EWEA), 2009," Wind Energy-The Facts: A Guide to the Technology, Economics and future of wind power," Routledge, 1st Edition, pp. 105~107.

[36] Bladed Multibody dynamics user manual, 2012, Ver. 4.3, Garrad Hassan @ Partners Ltd.

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

부 록

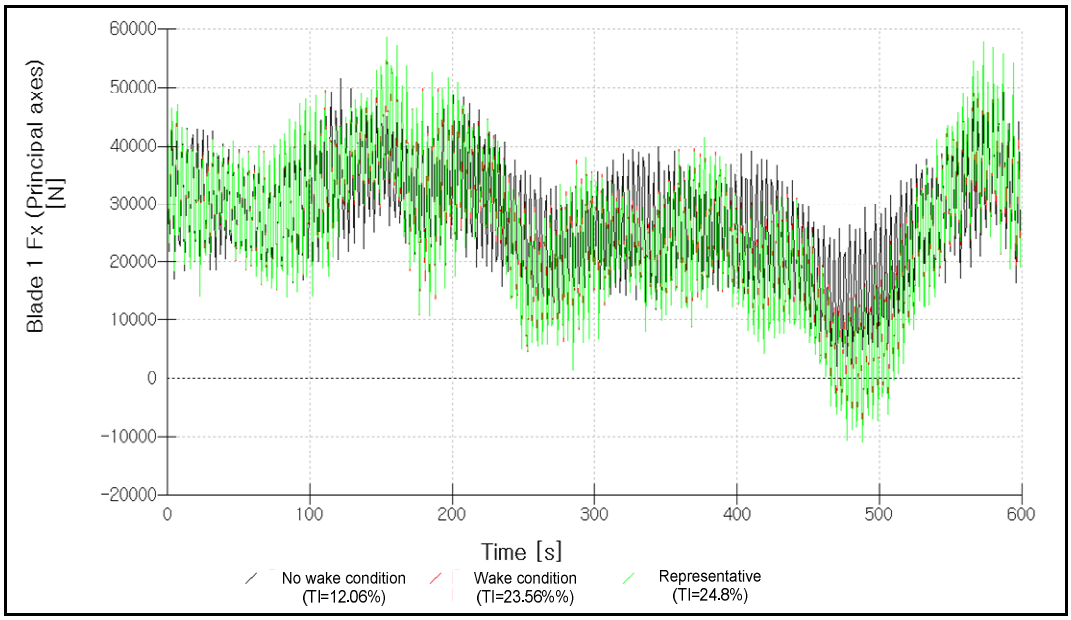
I. Co-ordinate system for tower loads

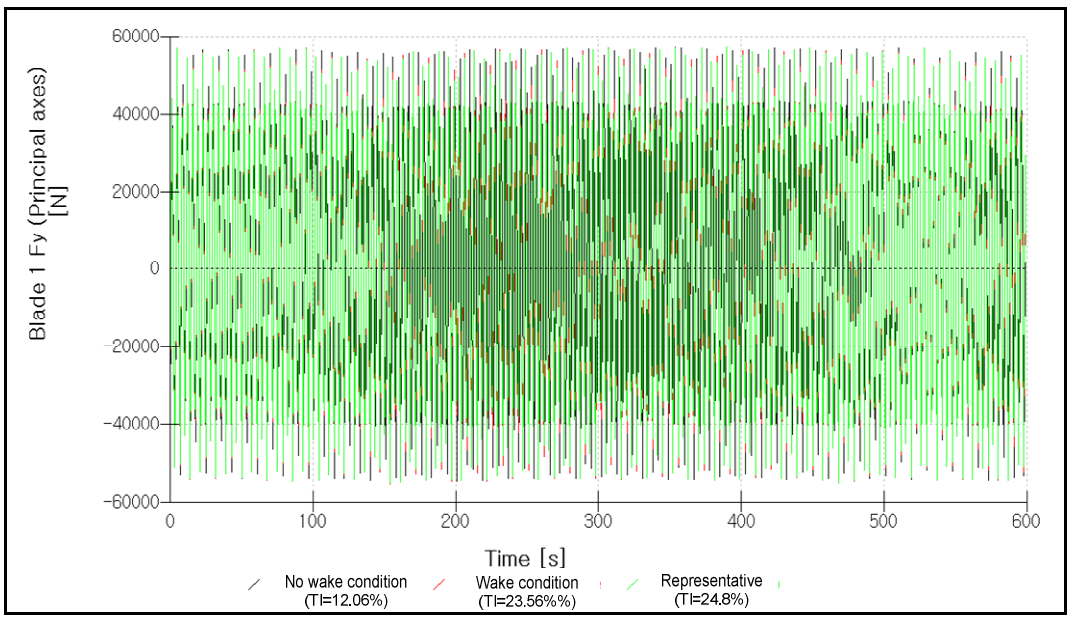


XY: Pointing south, ZT: Vertically upwards, YT: Pointing east

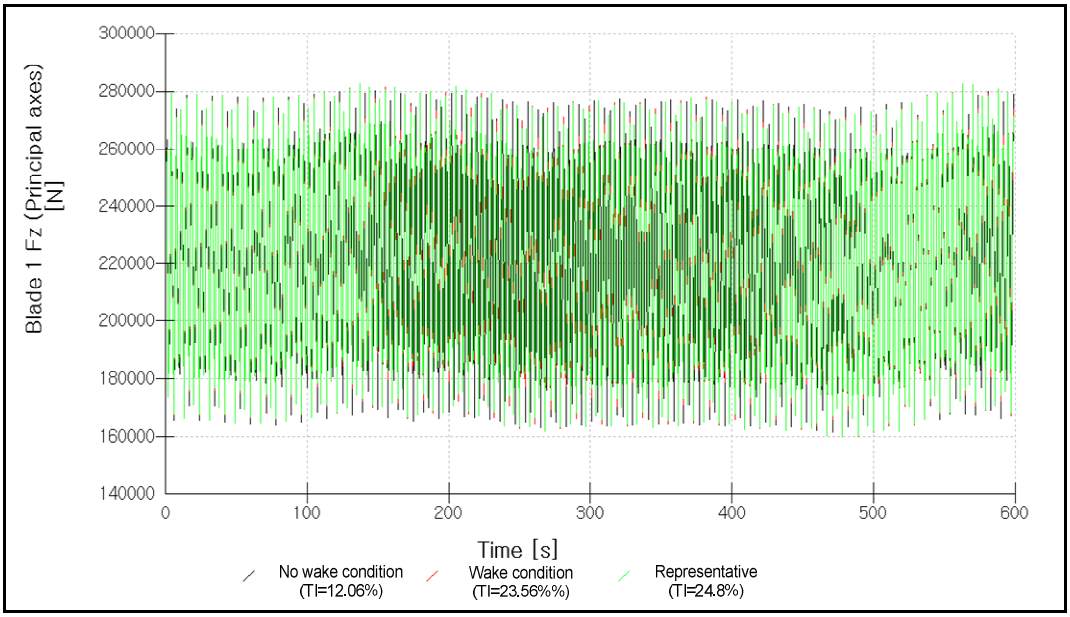
제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

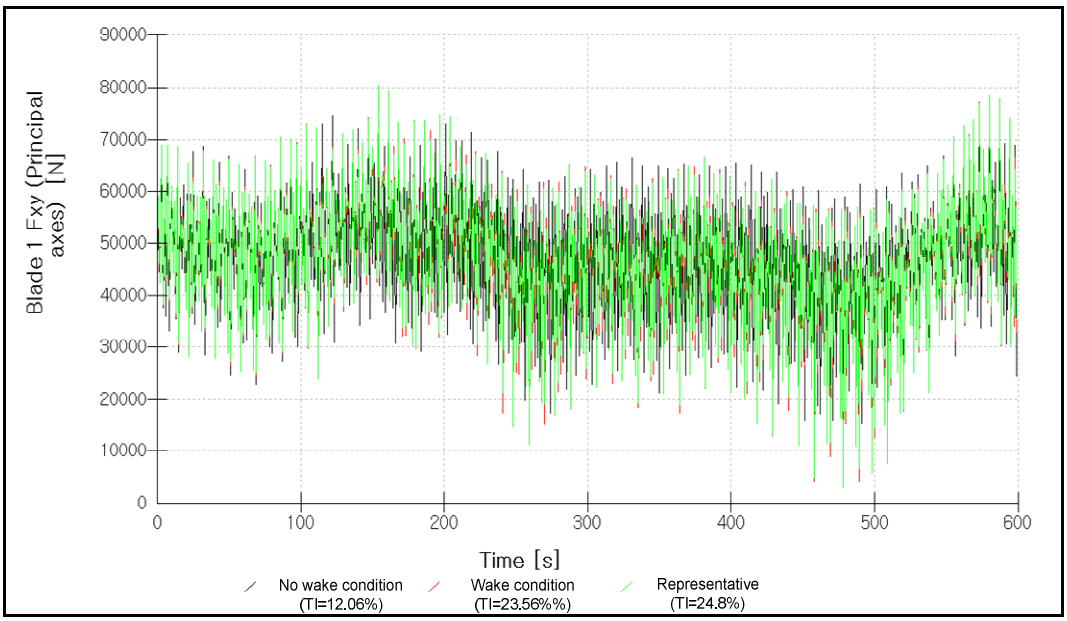
II. Load simulations on the blade root(r=0m)



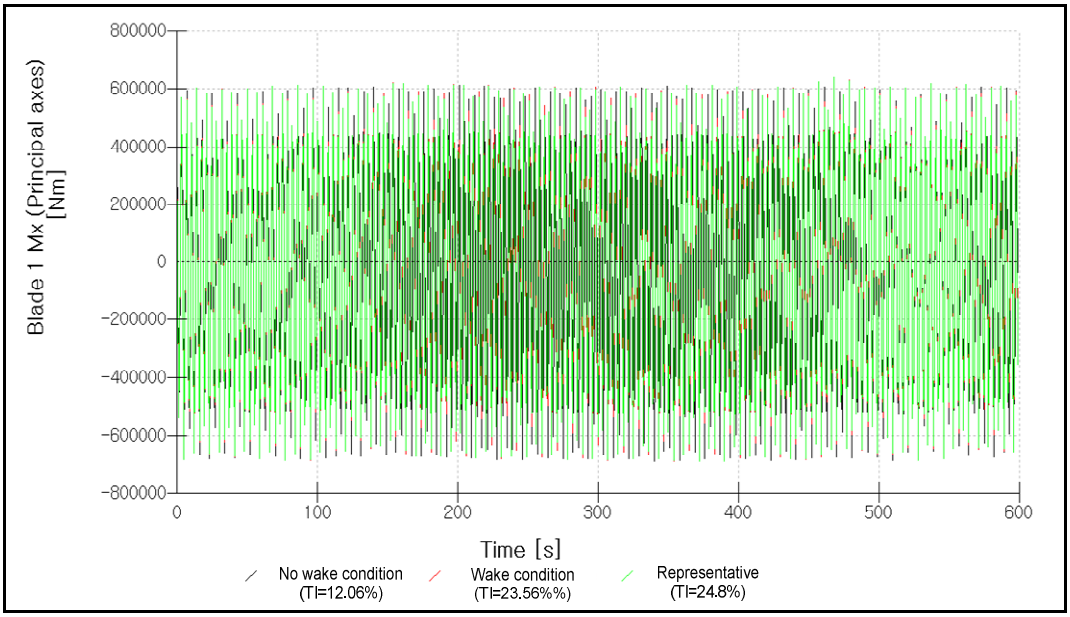


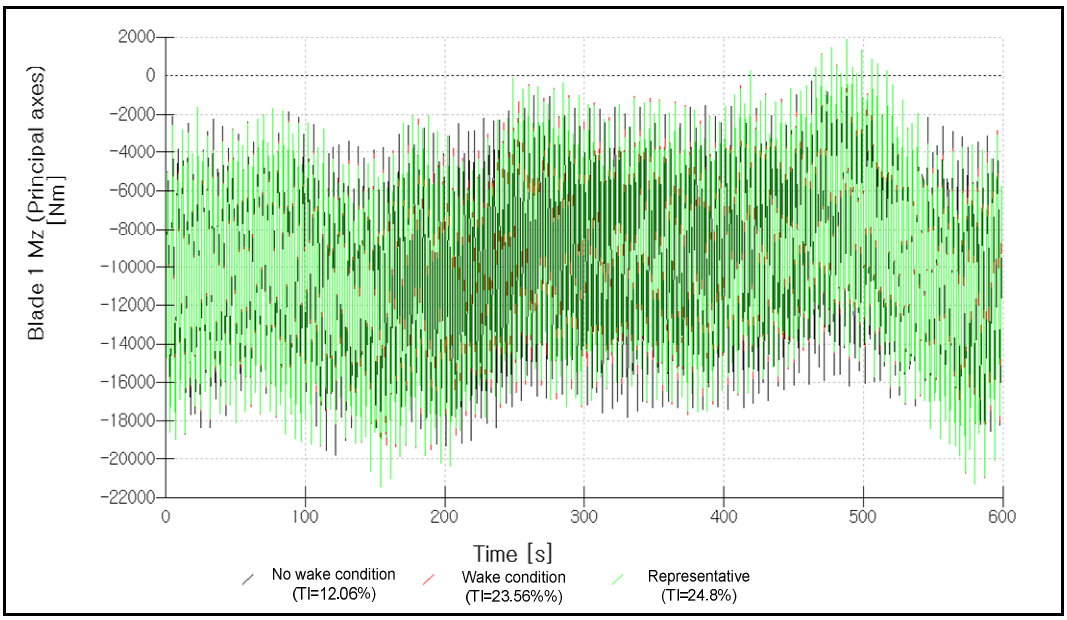
제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY



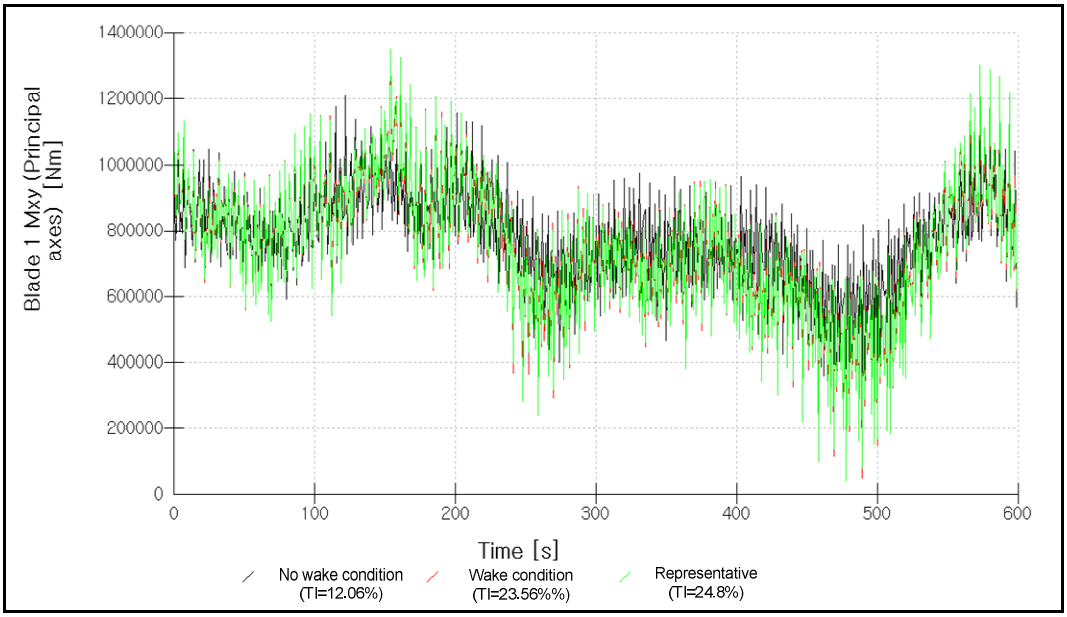


제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY



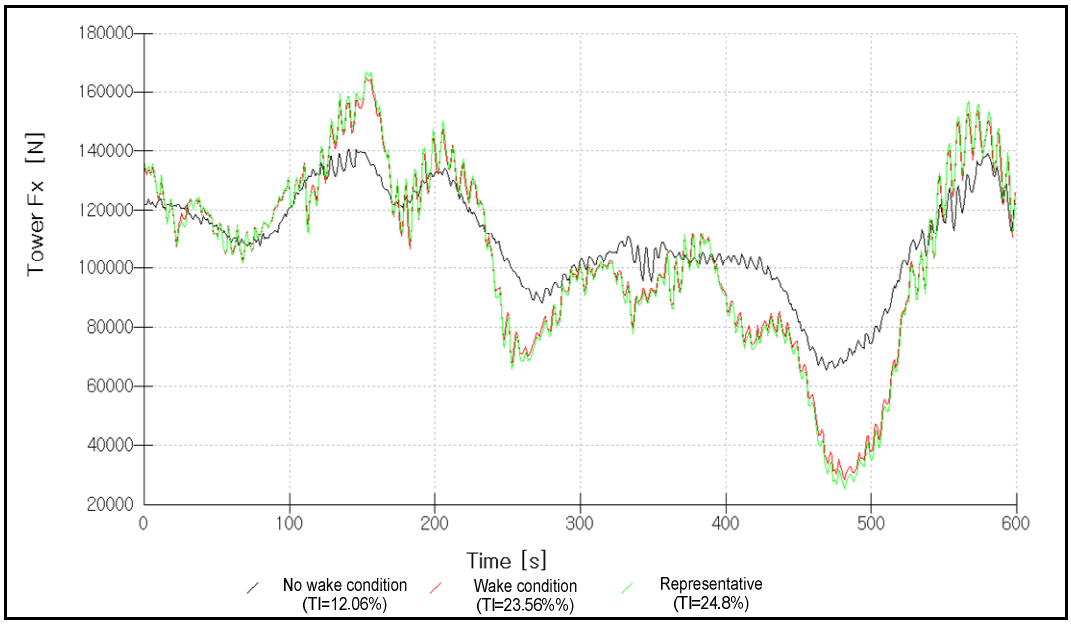


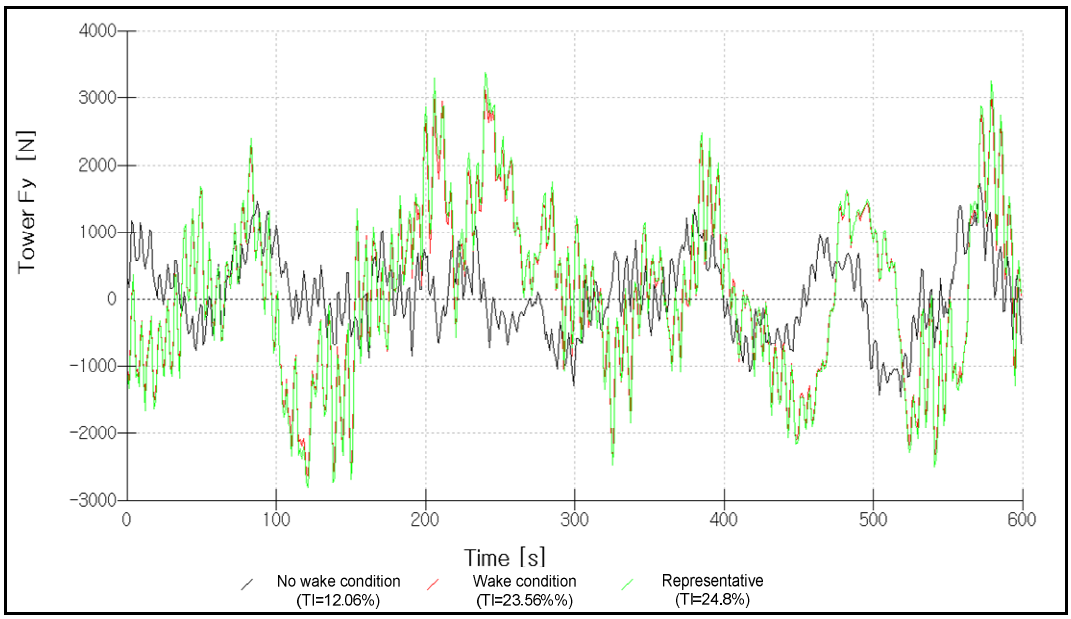
제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY



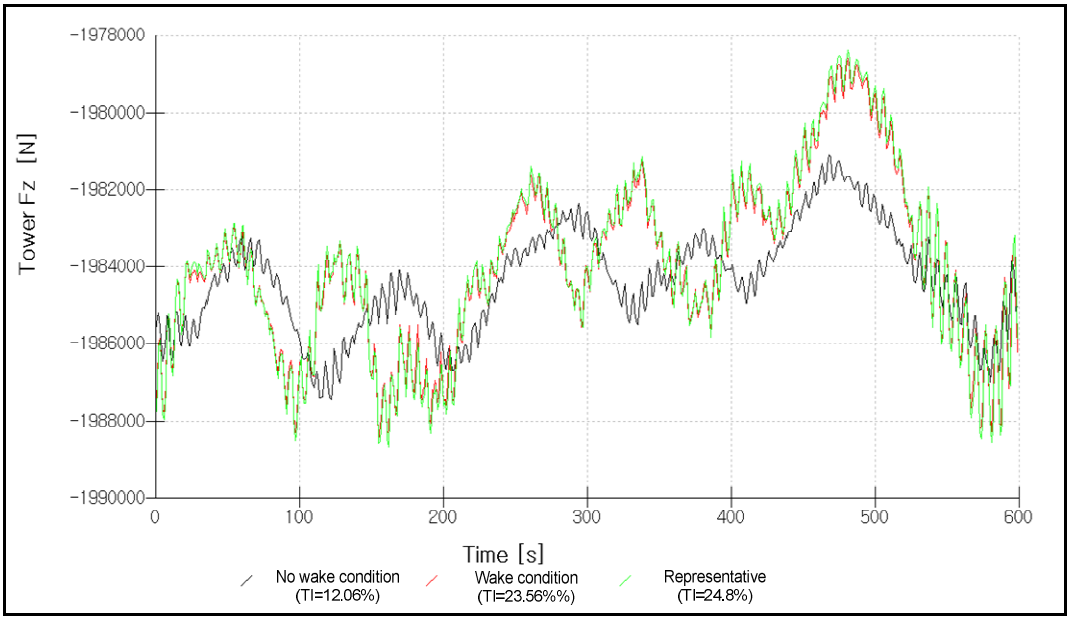
제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

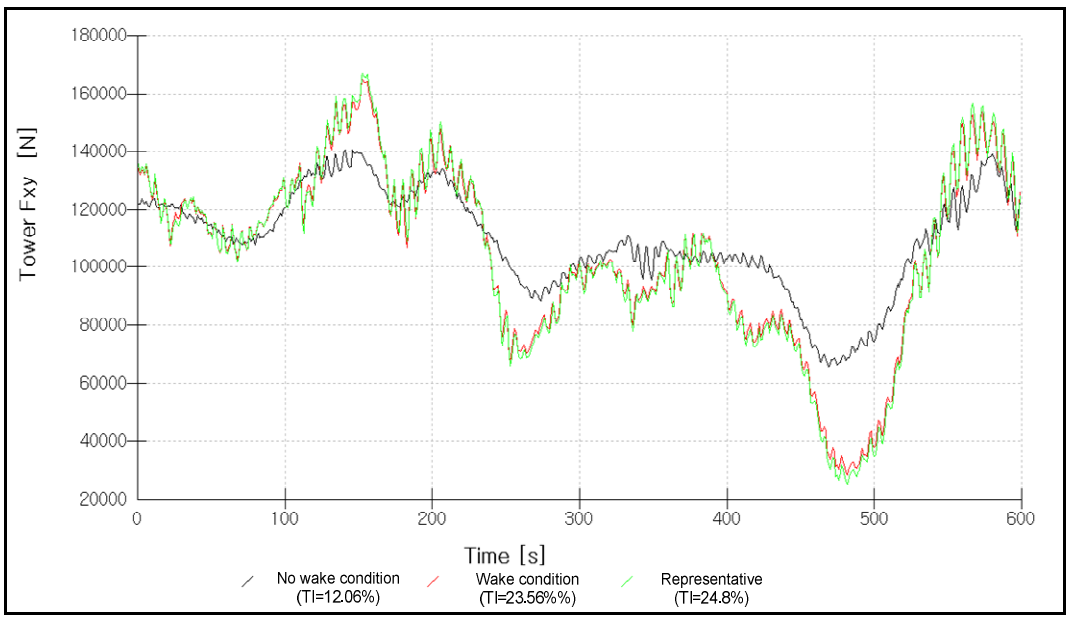
III. Load simulations on the tower base(h=0m)



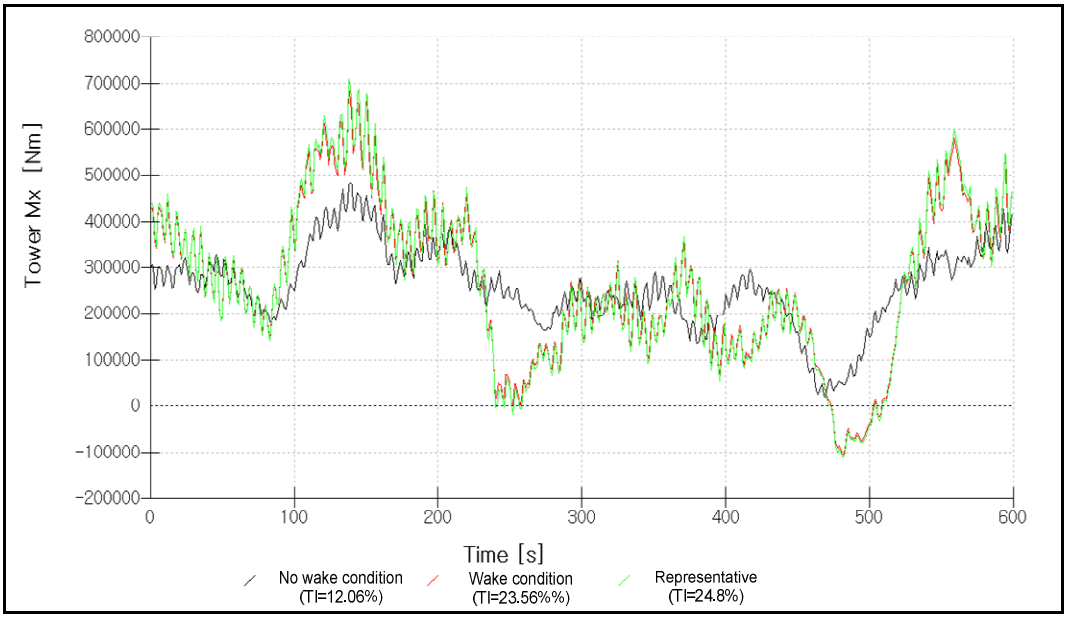


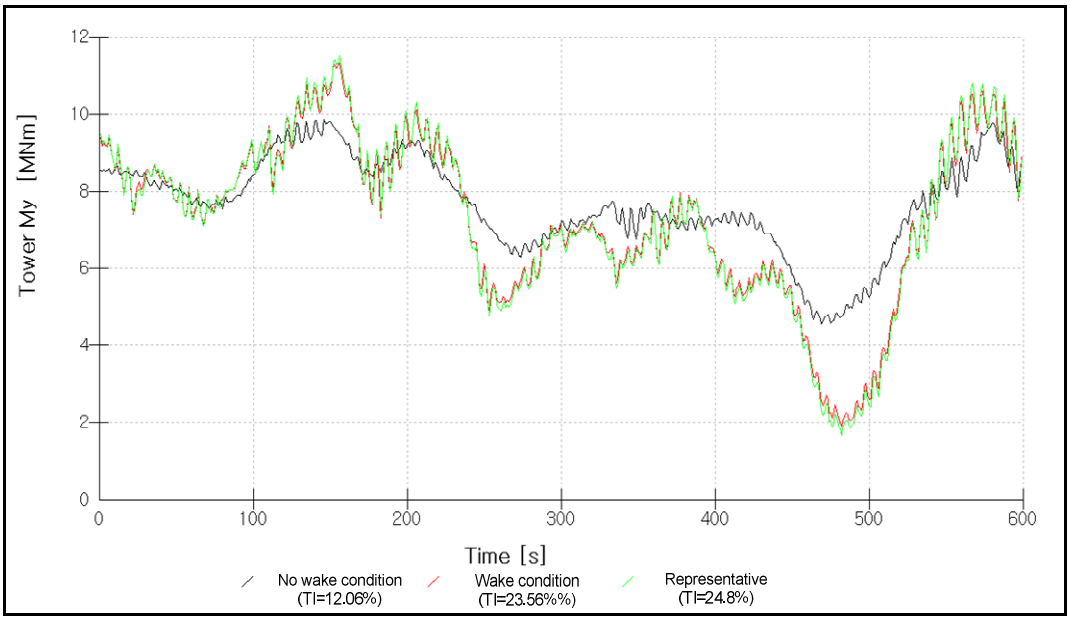
제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY



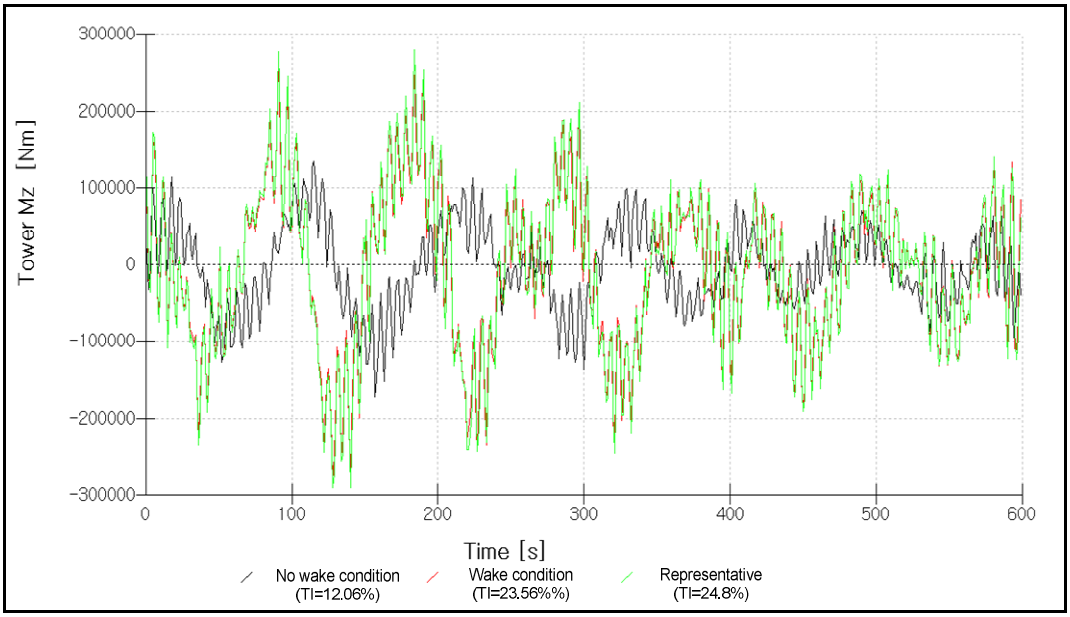


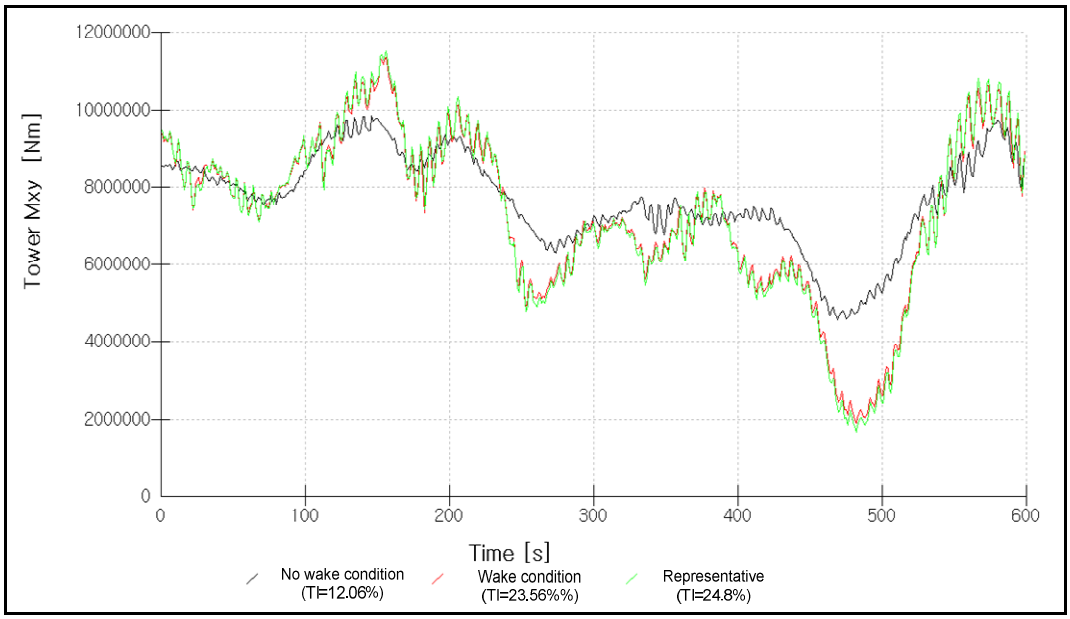
제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY





제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY





제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY

감사의 글

먼저 박사 과정 동안 연구에 매진할 수 있도록 아낌없는 격려와 지도를 해주신 허종철 교수님과 2년 동안 논문 지도를 맡아주신 김범석 교수님께 진심으로 감사의 마음을 전합니다. 그리고 고경남 교수님, 임종환 교수님, 박상렬 교수님, 김귀식 교수님, 고규현 선생님, 김건훈 박사님, 양경부 박사님 그리고 풍력대학원 선후배들과 행정실 선생님들께도 감사말씀 전합니다.

또한 박사과정 동안 남모르게 지원해주신 윤영술 사장님과 연구에 필요한 데이터가 필요하면 두 팔 걷고 도와준 고영준 대리에게도 감사의 마음을 전합니다.

마지막으로 늦은 공부를 시작하였던 절 항상 믿어주시고 응원해준 부모님에게 죄송하다는 말씀과 함께 감사의 마음을 전합니다.

2015년 12월 31일 전상현

제주대학교 중앙도서관
JEJU NATIONAL UNIVERSITY LIBRARY