



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](#)

석사학위논문

CFD에 의한 블레이드 팁 전연 부
마모현상이 풍력터빈 출력성능에
미치는 상관관계 분석

제주대학교 대학원

풍력공학부 풍력기계시스템 전공

임 희 전

2018년 8월

CFD에 의한 블레이드 팁 전연 부 마모현상이 풍력터빈 출력성능에 미치는 상관관계 분석

指導教授 金 範 錫

林 希 典

이 論文을 風力工學部 碩士學位 論文으로 提出함

2018 年 8 月

林希典의 風力工學部 碩士學位 論文을 認准함

審査委員長

고경남

委 員

김보석

委 員

최종철



濟州大學校 大學院

2018 年 8 月



A Correlation Analysis of the Leading Edge Erosion of Blade Tips on Wind Turbine Power Performance using a CFD Code

Heejeon Im
(Supervised by professor BumSuk Kim)

A thesis submitted in partial fulfillment of the requirement for the
degree of Master of Science

2018. 8.

This thesis has been examined and approved.

고경남

Thesis director, Kyung-Nam Ko, Prof. Faculty of Wind Energy Engineering

김부석

Thesis director, Bum-Suk, Kim, Prof. Faculty of Wind Energy Engineering

허정철

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

.....
Date

Faculty of Wind Energy Engineering

Graduate School

Jeju National University



목 차

List of Figures	iii
List of Tables	v
Abstract	1
I. 서 론	3
1. 풍력산업의 현황 및 동향	3
1.1 풍력터빈의 개발 추세	4
1.2 풍력터빈 운영 및 유지보수	5
2. 연구배경	6
2.1 블레이드 성능감소 원인	7
2.2 블레이드의 성능향상을 위한 연구	8
3. 연구목적	9
II. 블레이드 손상상태 및 해석모델 정의	11
1. 블레이드 전연 부 마모 특징	11
2. 블레이드 손상상태 정의	12
3. 해석모델	14
3.1 NACA 64_618 airfoil	15
3.2 NREL 5MW offshore Wind Turbine	16
III. 에어포일의 공기역학적 특성 분석	19
1. 수치해석 기법	19
1.1 난류모델 선정	20
1.2 검사체적 및 경계조건	22
2. 격자 독립성 검토	23
3. 해석기법 신뢰성 검증	26
4. 마모영역 거칠기	28

4.1 Equivalent Sand Grain Roughness 계산	28
4.2 Roughness wall function 설정	30
5. 에어포일 시뮬레이션 결과	31
5.1 마모형상 및 깊이에 따른 해석결과	31
5.2 Rough wall 적용에 따른 해석결과	40
5.3 연간발전량 계산	42
IV. 풍력터빈 출력성능 변화 분석	45
1. 수치해석 조건	45
2. 검사체적 및 경계조건	46
2.1 Time step 설정	47
2.2 바람조건 설정	48
3. 격자 독립성 검토	49
4. 마모영역 거칠기	51
5. NREL 5MW 풍력터빈 시뮬레이션 결과	53
5.1 블레이드 유동특성	53
5.2 출력성능 변화	56
V. 결론	59
참고문헌	61

LIST OF FIGURES

- Fig. 1-1 Growth in size of wind turbine since 1980 and future prospects.
- Fig. 2-1 Leading edge erosion category descriptions from [25].
- Fig. 2-2 Leading edge erosion condition of a 12-year-old Vestas V47 blade.
- Fig. 2-3 Defined blade leading edge erosion patterns from Vestas V47.
- Fig. 2-4 Defined erosion pattern of moderate and severe cases using frottage.
- Fig. 2-5 3D model shape of the NACA64_618 airfoil by a deformed leading edge used in the three-dimensional CFD simulations.
- Fig. 2-6 CAD model of the NREL 5 MW wind turbine blade with different leading edge conditions.
- Fig. 2-7 The solid modeling of NREL 5MW wind turbine.
- Fig. 3-1 Boundary conditions used in the CFD simulation.
- Fig. 3-2 Complete domain and close-up view of the 3D airfoil simulation mesh.
- Fig. 3-3 Section of A-A' wall y^+ with different leading edge conditions.
- Fig. 3-4 Results of the mesh dependency test.
- Fig. 3-5 Validation of numerical results by CFD against wind tunnel measurements of a NACA64_618 at $Re = 6.0E+06$.
- Fig. 3-6 Definition of shape and density parameters used for calculating the ESGR form [45].
- Fig. 3-7 Comparison of wall y^+ with and without applying roughness conditions.
- Fig. 3-8 Variation in lift coefficients and drag coefficient with erosion conditions (clean, moderate case.1, 2).
- Fig. 3-9 Variation in lift coefficients and drag coefficient with erosion conditions (clean, severe case.1, 2).
- Fig. 3-10 Pressure distribution and streamlines according to variation of angle of attack at XY plan(clean).
- Fig. 3-11 Pressure distribution and streamlines according to variation of angle of attack at XY plan(moderate case.1).
- Fig. 3-12 Pressure distribution and streamlines according to variation of angle of attack at XY plan(moderate case.2).
- Fig. 3-13 Pressure distribution and streamlines according to variation of angle of attack at XY plan(severe case.1).

- Fig. 3-14 Pressure distribution and streamlines according to variation of angle of attack at XY plan(severe case.2).
- Fig. 3-15 Comparison of pressure coefficient at AOA 8° .
- Fig. 3-16 Comparison of lift drag ratio at different erosion conditions.
- Fig. 3-17 Variation of lift coefficients and drag coefficient with and without applying roughness.
- Fig. 3-18 Comparison of power curves with different leading edge conditions by calculated BEM theory.
- Fig. 3-19 Annual energy production under various leading edge conditions.
- Fig. 4-1 Numerical simulation domain, and boundary conditions with full-scale model (rotor, nacelle, tower assembly).
- Fig. 4-2 Independence test of the time-step size.
- Fig. 4-3 Velocity distribution on the XZ-axis section and wind profile.
- Fig. 4-4 Section A-A' of wall y^+ with different leading edge conditions.
- Fig. 4-5 Mesh and boundary condition specification.
- Fig. 4-6 Results of the mesh dependency test.
- Fig. 4-7 Complete domain and close-up view of the full-scale simulation mesh.
- Fig. 4-8 Modified wall y^+ value at roughness area.
- Fig. 4-9 Velocity distribution on the XZ-axis section with different leading edge.
- Fig. 4-10 Surface streamlines of suction side with different leading edge erosion.
- Fig. 4-11 Velocity contour at 70% of span ($r/R=0.7$) and close-up view of trailing edge.
- Fig. 4-12 Comparison of power outputs at rated wind speed in three cases.
- Fig. 4-13 Comparison of power curves with different leading edge conditions.

LIST OF TABLES

- Table. 1-1 A list of wind turbines blade damage in different types.
- Table. 2-1 Leading edge erosion dimensions.
- Table. 2-2 NREL 5MW rotor geometry definition from [33].
- Table. 2-3 General specifications NREL 5MW wind turbine design.
- Table. 3-1 Number of cells used in the mesh dependency test.
- Table. 3-2 Number of cells used in 3D airfoil CFD simulations.
- Table. 3-3 The relative error of the lift coefficients by CFD against wind tunnel measurements of a NACA64_618.
- Table. 3-4 Calculated ESGR with different leading edge conditions.
- Table. 3-5 Error rates of drag and lift coefficient under erosion conditions.
- Table. 3-6 Error rates of drag and lift coefficient with applying rough wall function
- Table. 4-1 Number of cells used in the mesh dependency test.
- Table. 4-2 Comparison of power coefficient with different wind speed.
- Table. 4-3 Comparison of wind turbines power outputs between full-scale CFD and BEM theory.

Abstract

With the accelerating development of the wind power technology and the growth of the offshore wind power market, the rotor size and the tower height are continuously increasing. Even though the increase of the swept area has increased the power generation of the wind turbine, the relative speed of the blade tip has also increased, resulting in more frequent blade damages due to the external environment. Since the surface of airfoils at the blade tip with a high aerodynamic efficiency has a particularly high susceptibility, it can cause large losses in annual energy production when the wind turbine is operated for a long time. With respect to this issue, many researchers have recently studied the relationship between damage to the blade leading edge and the annual energy production. The ideal method to determine the cause of decreasing blade efficiency and performance is through experiments using actual physical phenomena, but it is not easy because it requires considerable cost and time. Hence, many studies have attempted numerical analysis using CFD (Computational Fluid Dynamic) codes. The reliability of the numerical analysis modeling technique has improved to the level of experimental data when a turbulence model based on the Reynolds-Averaged Navier-Stokes (RANS) equation was applied. However, most of the existing studies mostly use two-dimensional analysis for the airfoil section, and as a result, overestimate the flow separation point because they do not consider three-dimensional flow phenomenon. In order to evaluate the aerodynamic performance at the highly susceptible tip of the leading edge, the physical phenomenon should be more accurately simulated using three-dimensional analysis. This study proposes a numerical modeling method using CFD for the flow and performance change characteristics according to the wear condition of the blade leading edge. The leading edge wear condition was defined and the aerodynamic data of the NACA64_618 airfoil were obtained through CFD simulation. The airfoil aerodynamic analysis results were compared with the results of a wind tunnel test conducted by I. H. Abbott at the Reynolds number

6.0E+06. Based on these results, a numerical analysis method and a turbulence model suitable for 3D wind turbine analysis were established. For the comparison with the 3D wind turbine analysis results, the power generation of a wind turbine was calculated by applying the data obtained through the airfoil simulation to the BEMT (Blade Element Momentum Theory). The calculated power generation was compared with the result of a 3D wind turbine analysis conducted under the final unsteady state analysis condition. The calculation of wind turbine performance using the BEMT has the problem of incompleteness, such as the assumption of independence between blade elements. This problem occurs largely when the effect of the three-dimensional flow is not considered, which results in a higher performance than expected. When the results of the BEMT were compared with those of the unsteady state 3D wind turbine analysis in this study, the power generation in the results of the unsteady state 3D wind turbine analysis was lower by 6.5%. However, the performance reduction rate due to wear was approximately 3% in the results of both the BEMT and the unsteady state 3D wind turbine analysis. In conclusion, even though the BEMT has a tendency to overestimate the performance because it depends on the aerodynamic data of the two-dimensional airfoil, the two results show relatively good agreement.

I. 서 론

1. 풍력산업의 현황 및 동향

1970년대 발생한 석유 파동 이후로 안정적인 에너지원 확보를 위해 미국, 유럽과 같은 주요 국가들은 재생에너지 기술개발이 빠르게 진행되었으며, 지구 온난화에 의한 기후변화에 대응하기 위해 국제사회가 파리기후협약을 체결하여 석탄, 화력 등의 경제성 중심 발전에서 환경 및 안정적인 전력공급시스템으로 전환하고 있다. 재생에너지 산업 육성이 본격화됨에 따라 재생에너지와 화석연료의 발전단가가 같아지는 시점인 Grid parity달성 지역이 확대되고 있다.

BNEF(Bloomberg New Energy Finance), 2017[1]에 의하면 풍력터빈 및 태양광 모듈의 가격하락으로 전 세계 재생에너지 투자금액이 2015년 대비 23.6% 감소하고 재생에너지의 설치 용량은 지속적으로 증가하는 추세를 나타낸다고 보도되었다. 2040년 세계 재생에너지 발전 설비용량은 5,170 GW로 예상되며 전체 발전 설비 중 약 46%가 재생에너지가 발전원으로 구성될 것으로 예상된다. 재생에너지의 간헐적인 생산방식과 지역에 따라 상이한 자원 분포문제는 ESS(Energy Storage System)와의 결합으로 보완되면서 재생에너지 보급 확대에 크게 기여하고 있다.

풍력산업은 1980년대 미국에 있는 N.H. Cortched mountain에 설치한 세계최초 풍력발전단지(30 kW- Wind turbine : 20기, 총 발전 용량 : 600kW) 조성을 시작으로 급진적인 기술개발을 통해 오늘날 GW급 풍력발전 단지 개발 프로젝트를 수행할 만큼 상당히 높은 기술 수준에 도달하였다. 근래에 들어 육상풍력 산업은 제한적인 풍력발전 단지 부지 선정과 민원, 인허가의 문제로 해상풍력 시장이 빠르게 성장하고 있으며, 2017년 기준으로 전 세계 해상풍력 총 발전량은 18.8 GW이며, 최근 5년간 연평균 29%씩 증가하는 추세이다[3]. 고정식 해상풍력터빈은 유럽의 경우 연안으로부터 평균 40km 떨어진, 수심 30m에 설치되고 있다. 근래에 들어 부유식 타입에 대한 연구가 수행되어져, 세계 최초 Hywind Scotland의 부유식 해상 풍력발전 단지는 고정식의 2배 깊이에 설치될 만큼 상당한 기술력을 확보한 상태이다[4].

이처럼 재생에너지 산업 중에서 풍력산업은 기술개발이 가속화되어 육상풍력의 LCOE(Levelized Cost of Energy)가 크게 감소하였고 해상풍력 시장의 경제성 확보를 위해 다양한 연구가 지속적으로 수행되고 있다.

1.1 풍력터빈의 개발 추세

1986년 Hydro-Quebec와 National Resource Council of Canada는 본격적으로 대형 수직 축 풍력터빈의 실증 및 상용화를 위해 높이 96 m의 3.8 MW 다리우스 터빈을 설치하였다[5]. 수직 축 풍력터빈은 Yaw와 Pitch 메커니즘이 불필요한 단순한 제어구조로 구성되었으며, 나셀과 내부 장치들이 지상에 설치되어 유지보수가 용이한 이점이 있다. 통상 수직 축 풍력터빈은 Savonius type(항력식)과 Darrieus type(양력식)으로 분류되며 이론적 효율은 각각 20%, 55.4% 미만이다. 반면 수평 축 풍력터빈의 이론적 효율은 59.3%로 수직 축 터빈에 비해 상대적으로 효율이 높고 로터가 높은 위치에 설치되어 우수한 풍황자원의 사용이 가능한 장점을 갖고 있기 때문에 오늘날 대형풍력단지 조성 시 주로 사용되고 있다[6].

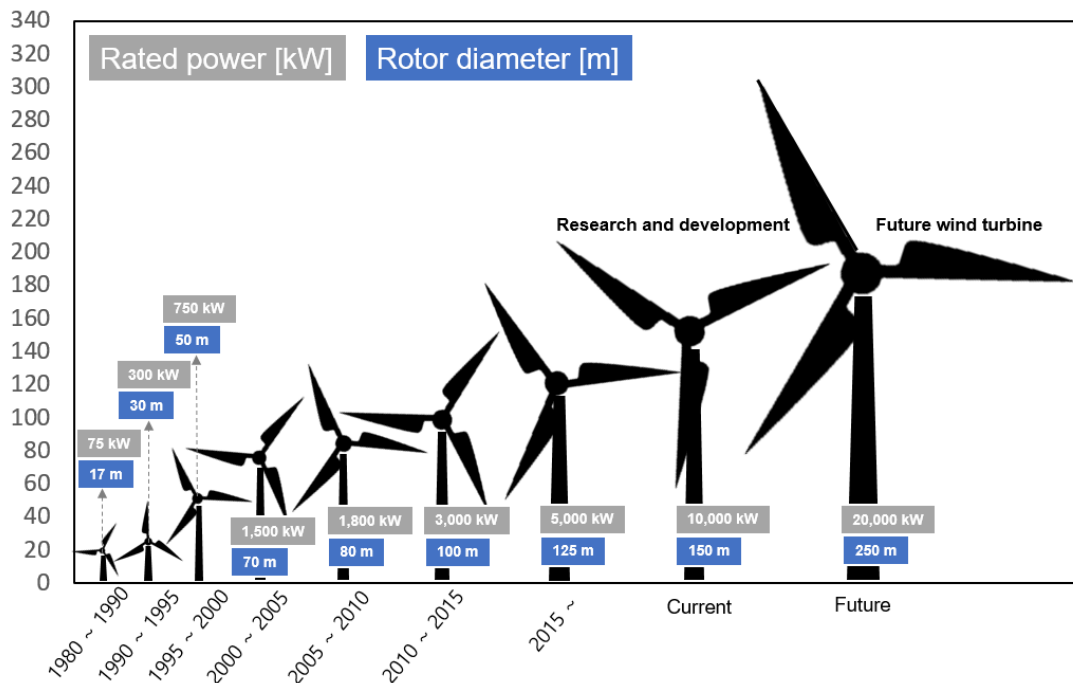


Fig. 1-1 Growth in size of wind turbine since 1980 and future prospects.

바람으로부터 풍력터빈이 얻을 수 있는 에너지는 제한적이기 때문에 풍력터빈의 블레이드의 수가 증가할수록 각각의 블레이드에서 얻을 수 있는 출력은 감소하게 된다. 풍력터빈의 블레이드 수는 1970년 ~ 1980년까지는 Two 블레이드를 적용한 수평축 풍력터빈에 관한 연구개발이 활발히 진행되었으나[7], 블레이드 회전속도 증가에 따른 소음, Yaw 모멘트 및 토크에 의한 주기하중 증가 등의 문제점이 제기됨에 따라 보다 안정적이고 효율적인 Three 블레이드에 관한 연구개발이 진행되었다. 하지만 오늘날 해상풍력 시장이 성장함에 따라 풍력터빈 설치·운송비용인 CAPEX(Capital Expenditure)와 운영 및 유지보수 비용인 OPEX(Operating Expenditure)를 줄이기 위한 노력으로 비교적 경제성이 높은 Two 블레이드 풍력터빈에 관한 관심이 또 다시 증대되고 있다[8].

풍력터빈의 발전량은 로터의 회전 면적에 비례하기 때문에 많은 전력을 생산하기 위해 로터 크기 및 타워 높이는 Figure. 1-1과 같이 지속적으로 대형화되고 있는 추세이다[9]. 최근 GE Renewable Energy에서 107m 블레이드가 장착된 12 MW급 해상풍력터빈 - Haliade-X 모델을 상용화하기 위한 계획을 발표하였으며[10], Vestas사는 2017년 80m 블레이드가 장착된 V164-9.5MW 풍력터빈에 관한 실증테스트를 진행하였다[11]. 이와 같이, 주요 제작사들은 풍력터빈의 발전량 증대를 위해 블레이드를 대형화시키고 있으며, 해상풍력 산업의 경제성을 확보를 위해 블레이드 성능향상에 대한 연구개발을 지속적으로 수행하고 있다.

1.2 풍력터빈 운영 및 유지보수

풍력발전 단지개발을 위한 첫 번째 단계로는 해당 Site에 관한 자원평가와 국가 및 지역에서 요구하는 관련 법규, 환경 영향성 평가 등에 관한 인허가 문제를 반드시 해결해야 한다. 이러한 사전단계가 완료되면 발전단지에 적합한 풍력터빈을 선정한다. 통상 풍력단지 운영 및 유지보수가 차지하는 비용은 프로젝트 Life cycle의 14~40%를 차지하기 때문에 단지개발 사업자들은 각각의 제조사에서 보증하는 가동률을 충분히 고려하여 풍력터빈을 선택하게 된다. 특히 해상풍력 발전단지의 경우 해상환경에서 작업이 이루어져야함으로 육상에 비해 O&M(Operation & Management)이 다소 어려우며 극한의 해상환경이 장기간 지속될 경우 풍력터빈의 Downtime을 연장시켜 연간발전량 손실을 초래할 수

있다. 따라서 풍력발전 단지개발 프로젝트 수익성을 극대화하기 위해서는 O&M 비용을 추정하고 풍력터빈의 가동률에 대한 신뢰성 확보가 필요하다[12, 13].

오늘날 풍력발전 단지를 효율적으로 운영 및 유지보수하기 위한 해당 Site의 환경과 기후를 고려한 유지보수 전략들이 제시되고 있으나, 풍력터빈의 핵심 부품인 블레이드의 상태에 따른 유지보수 시점 및 대책방안에 관한 정량적인 자료가 부족한 실정이다. 따라서 풍력터빈의 핵심 부품인 블레이드의 상태에 따른 가동률 및 성능에 미치는 영향을 분석하여 유지보수 시점 및 성능 향상 방법에 대한 지속적인 연구가 근래에 수행되고 있다.

2. 연구배경

풍력터빈의 Life cycle동안 계절과 환경적인 요인으로 인한 다양한 Risk가 존재하며, 기계적인 부품의 결함으로 인한 Downtime이 발생하여 가동률에 영향을 미친다. 운영중인 풍력터빈에서 발생 가능한 블레이드 손상은 Table. 1-1에 나타낸바와 같으며 높은 비율로 풍력터빈 블레이드 전연 부에서 손상이 발생하는 것을 확인할 수 있다[14].

Table. 1-1 A list of wind turbines blade damage in different types.

Damage types	Affected blades
Leading edge erosion	63%(87%)
Leading edge severe erosion	15%(50%)
Dirtiness(oil & grease)	9%(98%)
Lightning impact	7%
Protection foil damaged	4%
Vortex generator damaged	3%
Trailing edge crack	2%(1%)
Pressure side transverse crack	1%(22%)

특히 난류강도가 심한 지역에서 운전되는 풍력터빈의 경우 불규칙적으로 유입되는 풍속으로 인해 블레이드 표면 손상이 빠르게 진행될 수 있으며, 적절한 유지보수가 이루어지지 않을 경우, 전연 부와 후연 부가 갈라지는 Delamination 현상이 발생할 수 있다. 따라서 많은 연구자들은 풍력터빈 블레이드 표면상태 변화에 따라 발생하는 성능 및 구조적인 문제에 관한 연구를 지속적으로 수행하고 있다. 대표적인 표면상태 변화에 따른 에어포일의 성능 및 구조적인 문제는 결빙, 오염, 마모에 의해 발생하며, 이러한 3가지 내용에 대해 많은 연구들이 수행되고 있다.

2.1 블레이드 성능감소 원인

추운지방의 풍황자원은 다른 지역에 비해 우수하지만 주로 대기의 온도가 0°C에서 -15°C 조건에서 블레이드 결빙현상이 발생한다[15]. Virk, M.S 등[16]은 블레이드 팁 영역에서 증착되는 결빙현상을 분석하기 위해 NACA64_618 에어포일을 이용하여 수치해석 적 연구를 수행하였다. 이들은 에어포일의 받음각이 높은 구간일수록 착빙현상이 증가하며 에어포일의 공기역학적 성능은 감소한다는 결과를 제시하였다. K. Pope 등[17]의 연구에서도 결빙현상에 의한 공기역학적 성능 변화를 분석하기 위해 NREL S 시리즈 에어포일에 대한 CFD해석을 수행하였으며, 결빙현상에 의해 양력이 10%에서 최대 65%까지 감소한다는 결과를 제시하였다.

사막지역이나 곤충이 서식하기 좋은 습한 환경에서는 블레이드 표면에 오염물이 빈번하게 증착된다. 이는 결빙현상과 같이 블레이드 표면조도 변화가 성능저하를 유발시키는 요인이 된다고 알려져 있다. Corten, G. P 등[18]은 벌레에 의해 증가된 전연 부 표면의 거칠기가 풍력터빈 발전량의 약 25%이상 감소시킨다는 연구결과를 제시하였으며, Darbandi, M 등[19]의 연구에서도 블레이드 표면 거칠기에 의해 연간발전량이 25%감소한다는 연구결과를 제시한바 있다. Bai, T 등[20]은 에어포일의 표면 거칠기와 레이놀즈수의 상관관계에 대해 CFD시뮬레이션을 하였으며, 레이놀즈수가 증가함에 따라 거칠기에 따른 공기역학적 성능 손실이 증가하고 레이놀즈 수 3.0E+05 조건에서 압력계수가 최대 129 %감소하는 결

과를 제시하였다. 이 결과를 통해 공력성능이 우수한 에어포일이 배치되는 팁 영역에서의 표면 거칠기 증가는 풍력터빈의 효율을 크게 감소시키는 원인으로 예상할 수 있다. 위의 연구결과들은 수치해석 적 연구로, 표면 거칠기에 의한 에어포일 주변 유동특성의 정확한 모사 가능여부를 검증하기 위해 다수의 연구자들이 풍동실험과 비교하여 CFD 신뢰성을 검증하였다[21].

앞서 언급한 결빙과 오염물 증착에 의한 표면 거칠기 증가뿐만 아니라, 오늘날 풍력터빈이 점차 대형화됨에 따라 약 80 m/s 이상의 고 풍속에 노출된 블레이드 팁 영역에서 마모현상이 활발히 발생한다. 이와 같은 블레이드 전연 부 손상은 기존 설계된 블레이드의 성능과 다른 특성을 보이며, 연간발전량 감소 및 풍력터빈시스템의 Life time을 단축시키는 원인이 된다. 3M사에서 조사한 블레이드 표면 유지보수가 진행되지 않은 1.5MW 풍력터빈의 연간발전량 측정결과에 의하면 블레이드 손상상태에 따라 연간발전량은 5%에서 최대 15%까지 감소한다는 결과를 제시하였다[22]. 이와 같이 다수의 연구자들은 수치해석적 방법과 실험을 통해 블레이드 전연 부의 마모현상의 원인과 성능변화에 대해 연구를 수행하였다. Keegan, M. H[23]등은 마모현상을 발생시키는 Rainfall이 블레이드에 미치는 영향에 대해 분석하기 위해 수치해석적인 방법을 이용하여 Water effect model을 개발하였고 A. Corsini 등[24]은 Rain drop에 의한 블레이드 표면 상태변화가 블레이드의 공력성능에 미치는 영향을 분석하였으며, Rain drop이 발생시키는 마모현상은 블레이드 설계과정에서 고려해야한다는 결론을 제시하였다.

N. Gaudern[25]은 5년 동안 운전된 Vestas 풍력터빈의 마모상태를 단계별로 정의하여 각 단계별로 풍동실험을 수행하였다. 풍동실험을 통해 마모 범위가 확산되고 깊어짐에 따라 에어포일의 양력은 감소하고 항력은 증가하는 결과를 제시하였다. 이들의 선행연구를 통해 에어포일의 표면 거칠기 민감도에 따라 풍력터빈의 성능은 감소하고 구조 안정적 문제를 발생시킨다는 결론을 얻을 수 있다.

2.2 블레이드의 성능 향상을 위한 연구

풍력터빈이 운전되는 동안 외부 환경 및 계절, 날씨에 의해 블레이드는 손상을 받는다. 실제 블레이드의 손상이 확인되지 않더라도 미세한 입자의 부착으로 풍력터빈의 발전량이 감소할 수 있기 때문에 지속적으로 풍력터빈 블레이드의 상

태를 관찰하고 필요에 따라 수리를 진행해야한다. 낙뢰와 조류의 충돌로 인한 블레이드의 파손은 상태에 따라 즉각적인 교체가 필요하나, 먼지와 비, 우박과 같이 점진적으로 블레이드에 손상을 가하는 경우에는 적절한 시기에 유지보수를 진행한다면 블레이드의 수명은 길어지고 성능 또한 유지할 수 있다.

최근 풍력발전 단지 운영자들은 블레이드 손상에 의한 출력성능 저하를 사전에 방지할 수 있는 전연 부 보호 테이프 및 코팅제를 사용하고 있다[26]. 그러나 블레이드 전연에 부착되는 코팅제와 테이프 또한 기존 블레이드의 공기역학적 특성을 변화시킬 우려가 있다. Schramm, M등[27]은 CFD 시뮬레이션을 통해 테이프 부착에 따른 풍력터빈의 성능변화를 검토하였다. 그들의 연구결과는 깨끗한 블레이드에 비해 블레이드에 마모가 발생하였을 때 9%의 발전량 손실이 발생하고 보호필름을 부착하였을 때, 1% 정도의 미미한 발전량 손실을 확인하였다. 이 상과 같은 결과는 기존에 사용되어 왔던 보호필름이나 코팅제가 풍력터빈을 운영하는 장기적인 측면에서 유리하다는 결론을 도출해준다.

에어포일의 받음각이 실속 지점에 도달하였을 때, 표면경계층에서는 역 압력구배가 발생하여 유체가 이탈되는 유동박리 현상이 발생한다. 이로 인하여 양력은 급격하게 감소하고 항력은 상당히 증가하게 된다. 만약 공력효율이 감소하는 실속 지점을 지연시킬 수 있으면 풍력터빈의 발전량을 증가시킬 수 있다[28]. 블레이드 팁 부근에서는 흡입면과 압력면의 압력차이로 발생하는 와류로 인해 항력이 증가한다. 이러한 항력을 감소시키고 블레이드의 효율을 증가시키기 위해 Winglet을 장착하는 연구가 진행되었다[29]. 이처럼 다수의 연구자와 풍력터빈 개발자들은 풍력터빈의 수명과 효율을 증대시키기 위해 많은 연구를 수행하고 있다.

3. 연구목적

풍력터빈의 출력을 결정하는 블레이드는 최소비용으로 최대의 출력을 생산될 수 있도록 설계가 되어야 한다. 블레이드 루트 부분에 근접할수록 항력이 높고 하중이 증가하기 때문에 에어포일의 두께비가 높으며, 팁으로 갈수록 공기역학적 효율이 높은 얇은 두께비의 에어포일을 사용한다. 이 과정에서 블레이드 설계자는 공기역학적 효율과 구조적인 문제 사이에서의 타협점을 찾아야한다. 최근 풍

력터빈이 대형화 되면서 회전 면적(swept area)이 증가함에 따라 터빈의 출력 생산량은 증가하기 때문에 공기역학적 효율보다는 구조적인 효율과 에어포일의 표면 민감도를 고려하여 블레이드를 제작하고 있다. 하지만 여전히 블레이드 표면의 마모, 오염, 결빙과 같은 문제로 풍력터빈의 운전시간이 지남에 따라 블레이드의 효율은 감소하고 장기적으로 운전되었을 때 파손이 되는 구조 안정적인 측면에서 심각한 문제를 발생시키고 있다. 따라서 본 연구에서는 블레이드의 손상 정도를 파악하였을 때, 블레이드의 성능변화를 예측하여 적절한 유지보수 시점을 제공하고 블레이드 제작과정에서 참고할 수 있도록 전연 부 표면 손상이 풍력터빈 블레이드의 공기역학적 특성 및 성능에 미치는 영향에 대해 분석하였다.

블레이드의 효율 및 성능감소 원인을 파악하기 위해서 실제 물리적인 현상들을 구현할 수 있는 실험을 통해 결과를 산출하는 것이 가장 이상적인 방법이지만, 상당히 많은 비용과 시간이 요구됨에 따라 현실적으로 쉽게 접근할 수 없다. 현재까지 에어포일의 공기역학적 문제를 접근하기 위해 CFD 코드를 이용한 많은 수치해석적 연구가 시도되어 왔으며, RANS 기반의 난류모델을 적용하였을 때 실험 데이터와 유사한 결과를 얻을 수 있는 수준으로 수치해석 모델링 기법의 신뢰성이 높아졌다.

본 연구에서는 블레이드 전연 부 마모상태에 따른 유동 및 성능변화 특성 파악을 위해 CFD를 이용한 수치해석 모델링 방법을 제안하였다. 본 연구에서 적용한 난류모델에 대한 공력특성 예측정도를 평가하기 위해 NACA64_618 에어포일에 대한 CFD 해석을 수행하였으며, Abbott, I. H[30]에 의해 정리된 NACA64_618 에어포일의 풍동실험 데이터와 비교하여 신뢰성을 검증하였다. 모든 해석케이스에 대해 받음각 -6° 에서 18° 구간의 공력데이터를 확보하여 공력특성 변화를 분석하였으며, 확보된 데이터를 BEM 이론에 적용하여 풍력터빈의 출력성능 및 연간 발전량을 계산하였다. 최종적으로 BEM 이론보다 신뢰성이 높은 3차원 유동현상을 분석하여 풍력터빈의 성능 변화를 제시하기 위해 비정상상태 조건에서 NREL 5MW 풍력터빈에 대한 CFD 해석을 수행하였다.

II. 블레이드 손상상태 및 해석모델 정의

1. 블레이드 전연 부 마모 특징

블레이드 표면마모 현상은 유동이 정체되는 Stagnation point에서 가장 활발히 발생된다. 초기 마모형태는 작은 Pits들로 구성이 되며 향후 Pits간의 결합으로 Gouges 형태로 발전하게 된다[31]. Gouges에서 방치한 채로 풍력터빈의 운전이 지속되면 Gouges의 범위가 증가하여 블레이드 전연 부에서부터 Delamination이 발생하게 된다[32]. 이처럼 블레이드 전연 부 마모현상이 흡입면까지 손상범위가 확산되게 되면 페인트와 Gel-coat같은 코팅면이 완전히 제거되었기 때문에 Laminate의 손상이 시작되어 Delamination 발생까지 빠르게 진행될 수 있다. N. Gaudern[25]는 5년 동안 운전된 Vestas의 여러 풍력터빈 블레이드의 전연 부 상태 데이터를 수집하여 마모 단계를 5가지로 구분하였다. Figure. 2-1에 각 단계별 패턴과 실제 블레이드의 Inspection 사진을 나타내었다. Category. 1은 Pits 발생으로 인한 블레이드 표면 층 약화 상태이고 Category. 2는 Pits가 결합되어

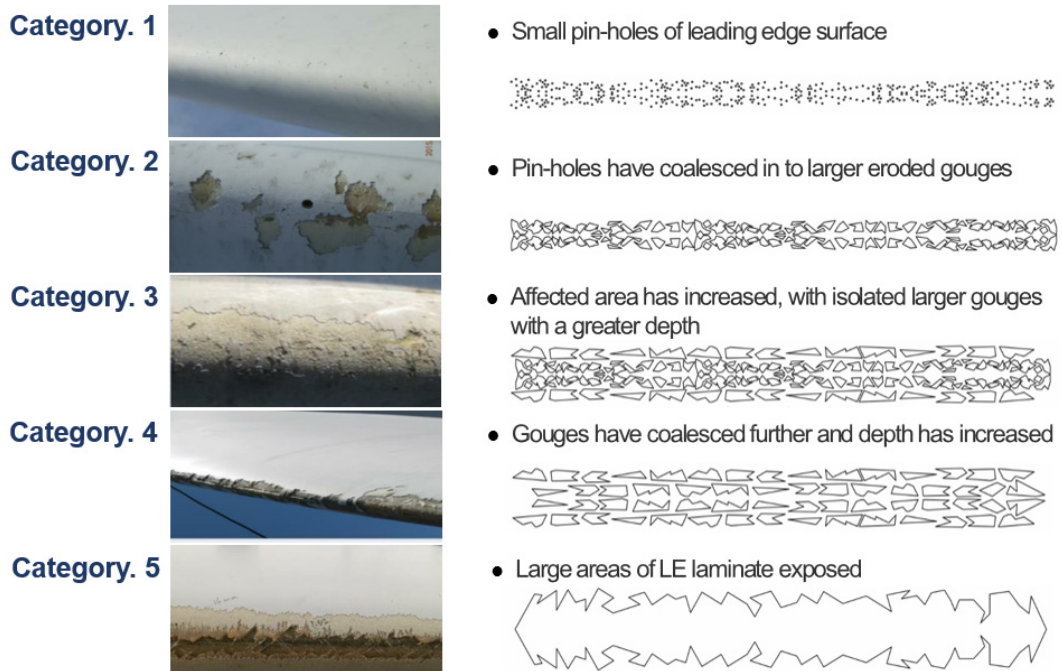


Fig. 2-1 Leading edge erosion category descriptions from [25].

Gouges 형태로 발전한 상태이다. Category. 3은 결합된 Gouges가 확산되고 마모 깊이가 더 깊어진 상태이며, Category. 4는 표면층이 완전히 손상되어 블레이드 표면의 Coating 재료가 완전히 제거된 상태이다. 마지막으로 Category. 5 Laminate와 접착 부의 손상으로 Delamination이 발생하여 구조 건전성이 위험한 상태이다.

2. 블레이드 손상상태 정의

CFD 시뮬레이션을 위한 해석모델을 정의하기 위해 Vestas V47 터빈의 블레이드 상태를 관찰하였다. 블레이드의 상태는 12년 동안 유지보수 없이 운전되었으며, 마모현상은 블레이드 반경(r/R) 약 70% 이상 구간부터 확인되었다. 상대적으로 고 풍속 영역에 노출된 블레이드 팁 끝단에서 마모현상이 가장 심하게 발생하였다. Figure, 2-2는 관찰한 Vestas V47 블레이드의 표면 상태로, 블레이드 반경 85 ~ 90% 영역에서 Gouges 형태의 마모가 압력면과 흡입면에서 확인되었다. 또한 특정 부분에서는 Laminate가 손상되어 있음을 확인 할 수 있다. 블레이드 반경 90%이상부터 팁 끝단영역에 도달할수록 마모의 깊이는 더욱 깊어졌으며, Laminate가 완전히 노출되고 Delamination 상태에 이르고 있다.

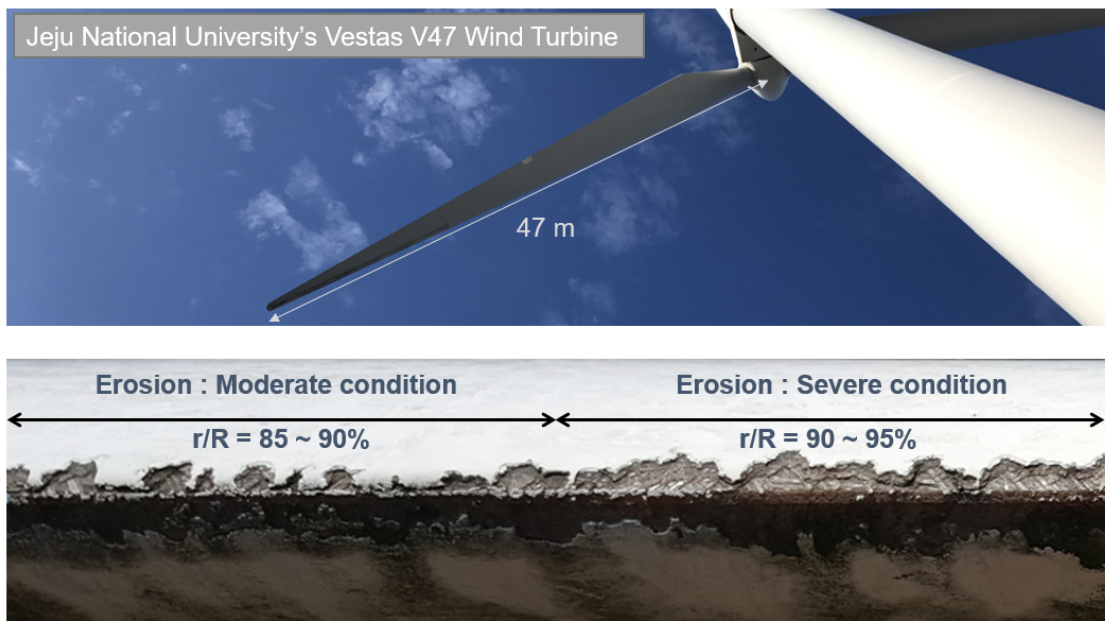


Fig. 2-2 leading edge erosion condition of a 12-year-old Vestas V47 blade.

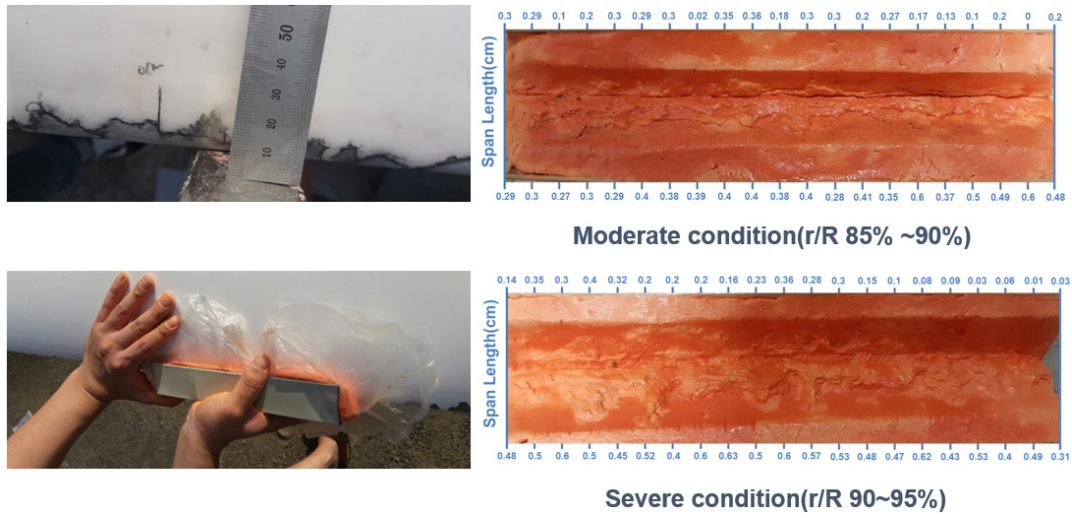


Fig. 2-3 Defined blade leading edge erosion patterns from Vestas V47.

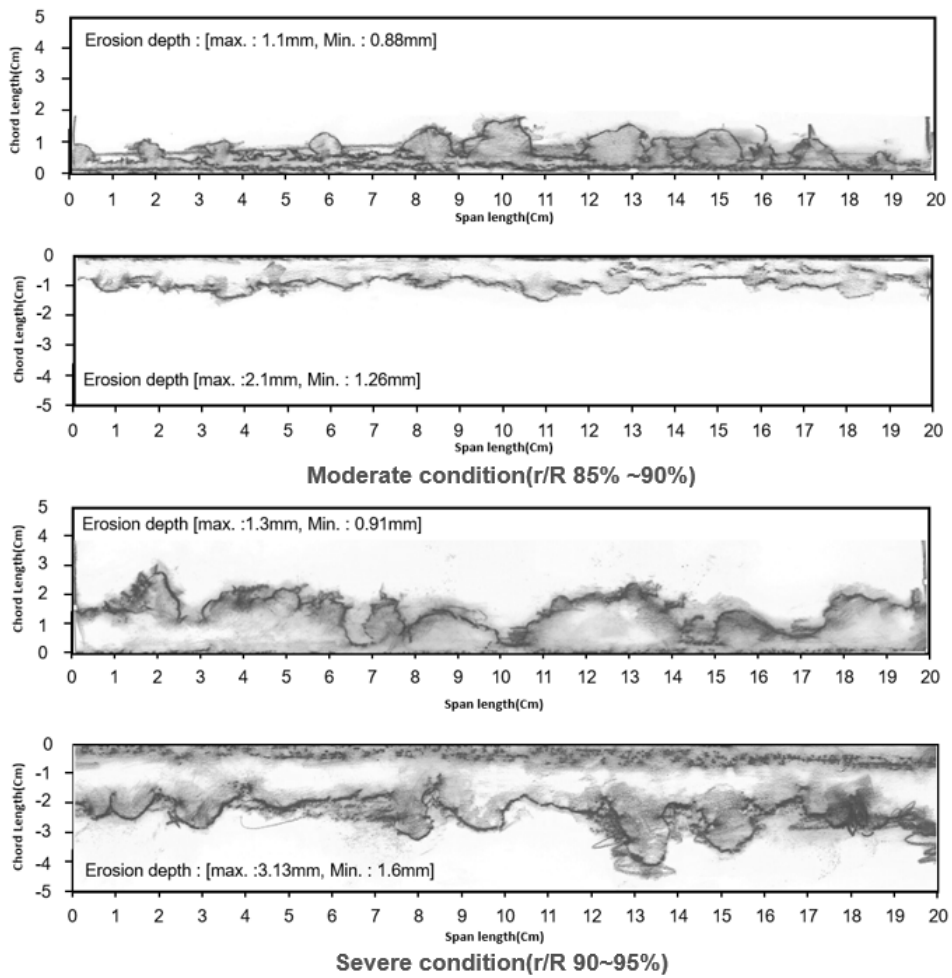


Fig. 2-4 Defined erosion pattern of moderate and severe cases using frottage.

Vestas V47 블레이드를 관찰한 내용을 기반으로 본 연구에서는 Vestas V47 블레이드의 85~90% 영역을 Moderate 조건, 90~95% 영역을 Severe 조건으로 정의하였다. 클레이를 이용하여 Figure. 2-3과 같은 방법으로 앞서 정의한 Moderate와 Severe 영역의 마모 형상을 확보하고 투사지를 이용한 프로타주 기법으로 Figure. 2-4에 나타낸 바와 같이 시물레이션에 사용할 마모패턴을 정의하였다.

3. 해석모델

CFD 해석은 실험적 방법 연구에 비해 적은 비용으로 신속한 결과를 얻을 수 있으며, 유동현상들을 가시화 할 수 있는 장점이 있어 오늘날 많은 연구자들이 사용하고 있다. 하지만 CFD 해석은 격자품질, 해석기법, 격자 수 등 따라 오차를 발생시킬 수 있으므로 신뢰성 확보 및 해석결과의 증명을 위한 검증 절차가 필요하다. 2장 2절에서 마모패턴을 정의한 모델인 Vestas V47의 에어포일과 블레이드의 형상정보는 공개되지 않기 때문에 CFD 해석결과를 통해 오차와 불확도를 정량적으로 평가하기에 어려움이 있다. 최근 다수의 연구자들은 풍력터빈의 연구와 개발을 위해 NREL(National Renewable Energy Laboratory)에서 공개한 5MW Offshore Wind Turbine[33]을 사용하여 다양한 연구를 수행하고 정량적인 결과를 제시하고 있다. 블레이드 팁 영역에 사용되는 NACA 계열의 에어포일의 경우 공력성능이 우수하고 다수의 연구자들에 의해 CFD 해석과 풍동실험을 수행되었기 때문에 수치해석을 통한 신뢰성 검증 및 정량적인 데이터를 분석하기에 적합하다. 따라서 마모에 의한 에어포일의 공력성능 특성을 분석하기 위해 NACA 계열 중 NACA 64_618 에어포일을 해석모델로 선정하였고 블레이드 손상이 풍력터빈에 미치는 영향에 관한 상관관계 분석을 위해 NREL 5MW Offshore Wind Turbine을 사용하였다.

NREL의 Technical report[33]에는 풍력터빈의 자세한 설계 정보가 있지만 블레이드 Layup에 관한 정보는 제시되어있지 않다. 따라서 SNA(Sandia National Laboratories)에서 개발한 SNL100-00[34]의 Layup정보를 참고하여 다수의 연구자들은 블레이드 구조 해석적 연구에 사용하고 있다[35]. Brian R. Resor는 블레이드의 설계 최적화와 재료 및 구조에 관한 연구를 위해 61.5m 블레이드에 대해

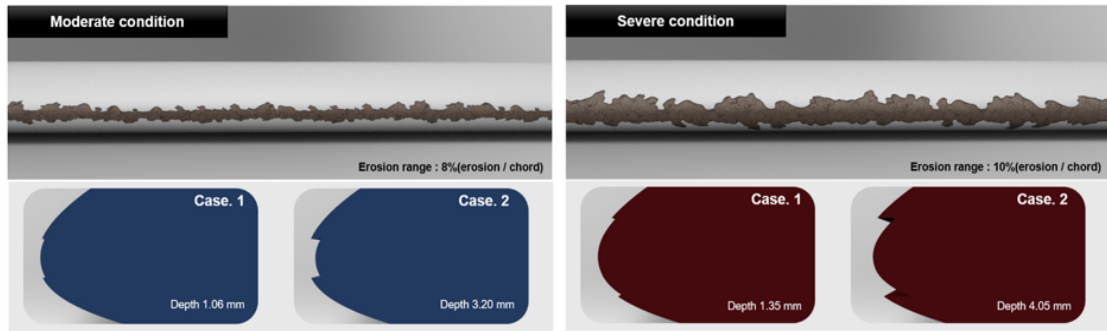


Fig. 2-5 3D model shape of the NACA64_618 airfoil by a deformed leading edge used in the three-dimensional CFD simulations.

IEC 표준의 설계 기준을 충족하도록 개념을 정리하였다[36]. Brian R. Resor의 보고서의 블레이드 Skin layup 정보에 의하면 블레이드 전연 부 코팅면의 Gel-coat와 페인트 두께는 0.05mm이다. 본 연구에서 정의한 Moderate와 Severe 조건의 마모깊이는 NREL 5MW 블레이드에 적용하였을 때, 깊이가 1mm이상이므로 Laminate가 노출되고 손상된 상태로 가정할 수 있다.

3.1 NACA 64_618 airfoil

불규칙적인 패턴으로 정의된 전연 부 마모는 2D 시뮬레이션으로 수행할 경우 정확한 데이터의 확보가 어렵다. 따라서 전연 부에서의 마모 형태에 따른 CFD시뮬레이션을 하기위해 동일한 Chord 길이로 NACA64_618 에어포일을 3D형상으로 모델링하였다. 해석모델은 Figure. 2-5에 나타낸바와 같이 Clean 상태를 포함하여 총 5 케이스로 구분하였다. Clean은 마모가 발생하지 않은 조건으로, Moderate case. 1은 Vestas V47 블레이드의 Span 방향으로 85에서 90% 영역으로 정의한 Moderate 조건의 마모 패턴을 적용하였고 Severe case. 1은 90에서 95%

Table. 2-1 Leading edge erosion dimensions.

Case	Width [mm]	Depth [mm]
Moderate case.1	84	1.06
Moderate case.2	84	3.2
Severe case.1	105	1.35
Severe case.2	105	4.05

영역에 해당하는 Severe 조건의 마모 패턴을 적용하였다. 에어포일의 전연 부 마모 깊이가 공력성능에 미치는 영향을 분석을 위해 전연 부 손상 범위는 동일한 조건에서 Moderate 와 Severe case. 2는 case. 1보다 더 깊은 조건으로 모델링하였으며, 자세한 수치정보는 Table. 2-1에 정리하였다.

3.2 NREL 5MW offshore wind turbine

블레이드 전연 부 손상이 풍력터빈 출력성능에 미치는 영향에 대해 분석하기 위해 NREL에서 제공한 설계정보를 바탕으로 NREL 5MW 풍력터빈 블레이드를 모델링하였다. 구체적인 모델 사양은 Table. 2-2에 제시하였으며, 설계된 형상은 Figure. 2-6과 같다. NREL 5MW 블레이드 반경은 총 63m로 구조강도가 우수한 DU-series 에어포일과 공력성능이 우수한 NACA64-618 에어포일로 구성되었다. 마모현상은 블레이드 팁 영역에서 활발히 발생됨에 따라, NACA64_618 에어포일이 시작되는 블레이드 반경 70%이상 구간부터 마모현상을 모델링하였다(Figure. 2-6). 해석모델은 블레이드 손상상태에 따라 Clean, Moderate, Severe 3가지의 케

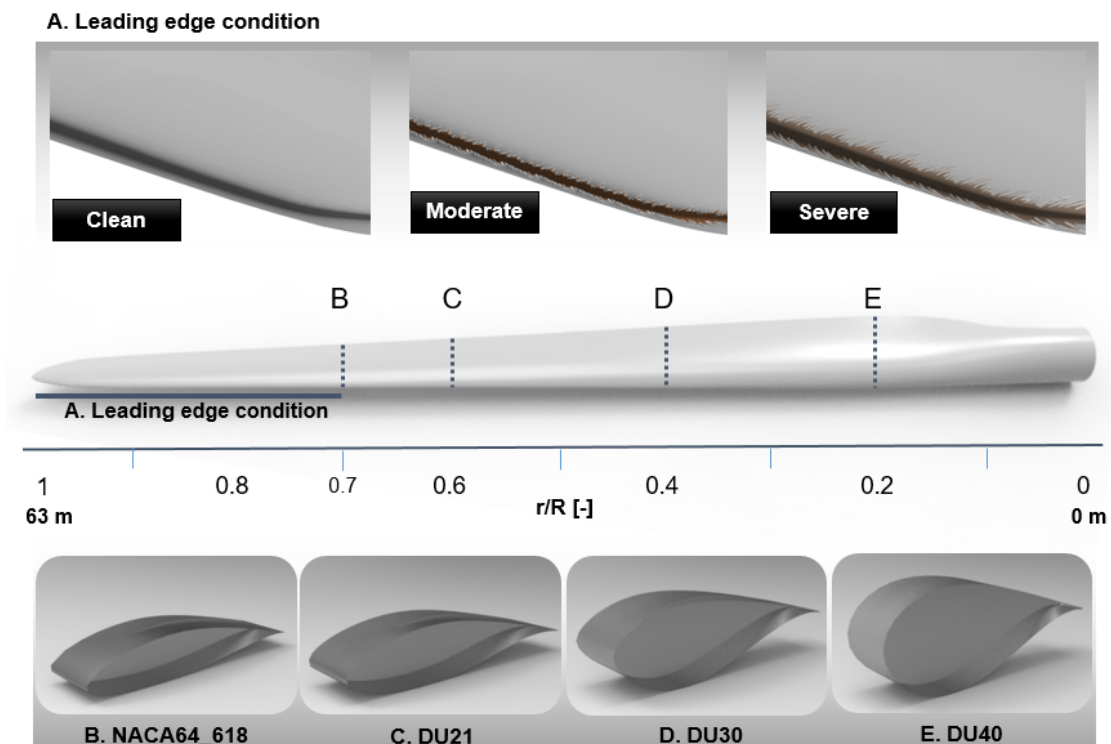


Fig. 2-6 CAD model of the NREL 5 MW wind turbine blade with different leading edge conditions.

이스로 구분하였다. Moderate와 Severe 조건의 마모 깊이 및 범위는 블레이드의 70%에 위치한 NACA64_618의 Chord 길이인 3.01m를 기준으로 계산하여 적용하였다. 타워와 나셀 포함한 NREL 5MW 풍력터빈의 상세한 정보는 Table. 2-3와 Figure. 2-7에 나타낸바와 같으며, 로터의 Tilt angle은 5°, Con angle은 2.5°를 적용하여 타워와 블레이드의 간격을 조절하였다[33]. 나셀형상의 경우 자세한 수치 정보가 공개되어 있지 않았기 때문에 나셀의 높이와 넓이는 DOWEC 6MW 터빈과 동일하게 적용하였다[37].

Table. 2-2 NREL 5MW rotor geometry definition from [33].

Node[-]	R Nodes [m]	AeroTwst [deg]	Chord [m]	Aero Cent [-]	Aero Orig [-]	Airfoil
1	2	0	3.54	0.25	0.5	Cylinder
2	2.87	0	3.54	0.25	0.5	Cylinder
3	5.6	0	3.85	0.22	0.44	Cylinder
4	8.33	0	4.17	0.19	0.38	Cylinder
5	11.75	13.31	4.56	0.15	0.3	DU40
6	15.85	11.48	4.65	0.12	0.25	DU35
7	19.95	10.16	4.46	0.12	0.25	DU30
8	24.05	9.01	4.25	0.12	0.25	DU25
9	28.15	7.79	4.01	0.12	0.25	DU25
10	32.25	6.54	3.75	0.12	0.25	DU21
11	36.35	5.36	3.50	0.12	0.25	DU21
12	40.45	4.19	3.26	0.12	0.25	NACA64
13	44.55	3.12	3.01	0.12	0.25	NACA64
14	48.65	2.31	2.76	0.12	0.25	NACA64
15	52.75	1.53	2.52	0.12	0.25	NACA64
16	56.17	0.86	2.31	0.12	0.25	NACA64
17	58.9	0.37	2.09	0.12	0.25	NACA64
18	61.63	0.11	1.42	0.12	0.25	NACA64
19	62.9	0	0.7	0.12	0.25	NACA64

Table. 2-3 General specifications NREL 5MW wind turbine design.

Rated Power [MW]	5
Number of Blades	3
Rotor Orientation	Upwind
Rotor Diameter [m]	126
Hub Diameter [m]	3
Hub Height [m]	90
Cut-In, Rated, Cut-Out Wind Speed [m/s]	3, 11.4, 25
Cut-In, Rated Rotor Speed [rpm]	6.9, 12.1
Rated Tip Speed [m/s]	80
Shaft Tilt, Precone and Blade Pitch Angle [°]	5, 2.5, 0

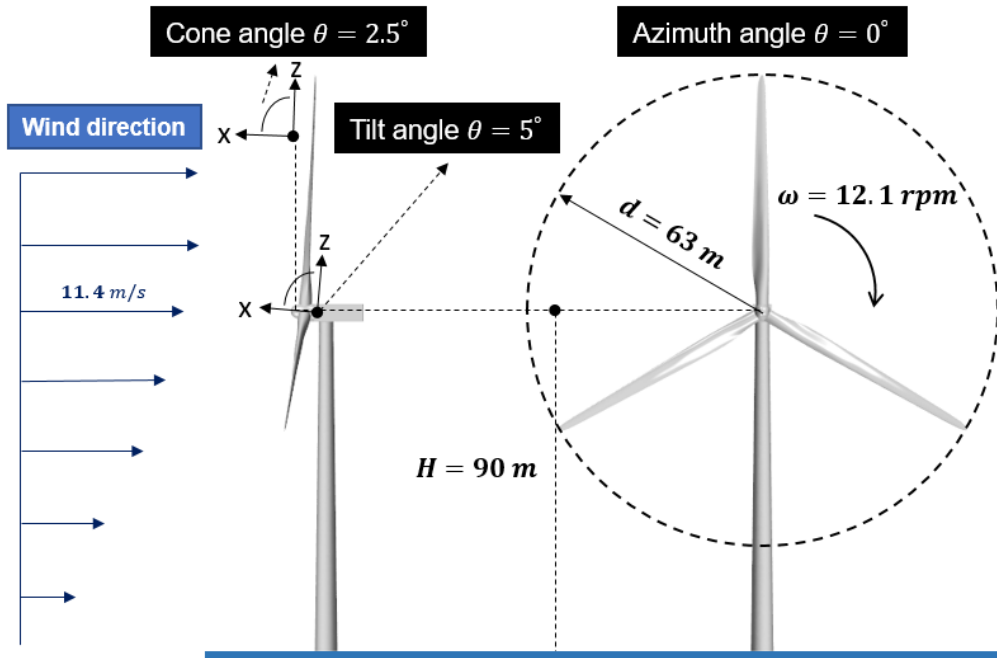


Fig. 2-7 The solid modeling of NREL 5MW wind turbine.

III. 에어포일의 공기역학적 특성 분석

1. 수치해석 기법

상용 CFD 소프트웨어들은 오랜 기간 동안 개발 및 사용되어져 왔음에도 불구하고 공학적으로 중요한 많은 문제들에 대해 실제 물리적 현상과 완벽하게 동일한 해석결과를 제시할 수 없다. 일반적으로 유저에 의한 오류로 해석결과에 오차가 발생할 수 있지만 소프트웨어의 자체적인 오류로 해석결과 값이 상이해질 수 있다. 그러므로 많은 사용자들에 의한 시험해석 및 다양한 분야의 적용사례를 통해 소프트웨어의 오류가 지속적으로 보완되는 CFD 소프트웨어를 사용하는 것이 해석결과의 신뢰성 검증 단계에서 유리하다. 본 연구에서는 다양한 엔지니어링 분야에서 사용되고 있는 Siemens사의 STAR CCM+ 12.04 version을 이용하여 유동해석을 수행하였다. 블레이드의 설계 또는 연구를 진행하기 위해서는 에어포일의 공력데이터 확보가 필요하다. 풍동실험을 통해 데이터를 확보하는 것이 가장 정확한 데이터를 확보할 수 있지만 높은 레이놀즈 수에서의 실험은 비용과 시간적 측면에서 효율성이 떨어지기 때문에 대다수의 연구자들이 CFD 시뮬레이션을 통해 에어포일의 공력데이터를 확보하고 있다. 그러나 난류 흐름의 경우 일반적으로 3차원적인 성질을 보이게 되는데 2차원 CFD 시뮬레이션의 경우 Z축 방향에서의 유동특성을 고려하지 않기 때문에 실제 유동현상과 상이한 결과를 보일 수 있다. 두 가지 경우에 대한 해석결과의 차이점을 분석하기 위해 Afari K 등 [38]은 2차원 시뮬레이션과 3차원 시뮬레이션 결과를 비교하였으며, 에어포일 표면의 오염과 결빙, 마모 현상에 의한 공기역학적 특성을 분석하기 위해서는 3차원 시뮬레이션이 필요하다는 결과를 제시하였다. 또한 레이놀즈 수에 따라 유동현상은 변화하게 되며, 특히 에어포일의 형상변화는 레이놀즈 수에 따라 해석결과가 상이해질 수 있다. 이는 Hummel, F등[39]의 연구에서 확인할 수 있으며, Re 수가 증가함에 따라 에어포일의 전체 압력 손실도 증가한다는 상관관계를 풍동실험결과를 통해 검증하였다. 본 연구에서는 마모에 의한 에어포일의 공력성능과 유동특성을 분석하기 위해서 본 연구에서는 3차원 유동해석이 수행되었으며, NREL 5MW 블레이드의 팁 영역에서의 레이놀즈 수 범위와 큰 차이가 나지 않도록 레이놀즈 수는 $6.0E+06$ 조건으로 수치해석을 수행하였다.

1.1 난류모델 선정

1960년대에서부터 항공우주 산업에서는 CFD 기법을 항공기와 제트 엔진의 개발에 적용해오고 있으며, 최근에는 컴퓨터의 성능이 향상되고 사용자가 유동현상을 쉽게 모사할 수 있는 인터페이스의 상용 CFD 코드가 개발되면서 각종 산업 제품의 설계나 제조 공정에 있어서 중요도가 점차 증가하고 있는 추세이다. 그러나 지금까지 많은 연구자들에 의해 난류의 중요한 효과를 포착하기 위한 수치해석 모델링 기법이 상당히 많이 이루어져 왔음에도 모든 해석문제에 범용적으로 특정 수치해석 기법 및 난류모델을 적용하기에는 유동현상들이 복잡하여 불가능하다. 적합한 수치해석 방법과 난류모델 선정을 위해서는 다양한 난류모델을 이용하여 반복적인 해석과 해석결과에 미치는 영향에 대한 분석이 필요하다.

수치해석 방법은 크게 3가지로 구분할 수 있다. 직접수치모사, DNS(Direct Numerical Simulation)방법은 모든 난류의 길이 및 시간 스케일을 Navier-Stokes 방정식으로 직접 수치해석을 수행하기 때문에 정확도가 가장 높지만, 상당히 많은 격자 수를 요구하고 3D 해석과 같은 복잡한 유동해석에 적용하기 어렵다.

대형 와 모사, LES(Large Eddy Simulation)방법은 비정상 Navier-Stokes 방정식에 공간 필터링(space filtering)을 적용하여 소형 에디들은 제거하여 모델화하며, 필터링되지 않고 그대로 통과한 대형 에디들은 직접 계산한다. LES방법도 비정상 유동방식을 풀어야하기 때문에 컴퓨터 자원이 많이 요구되어 복잡한 형상에는 적용하기 힘들었으나, 최근 컴퓨터 자원의 발달로 복잡한 문제에도 적용되기 시작하고 있다. 그러나 LES의 높은 계산 비용은 대부분 벽 경계층을 해석하기 위해 요구되는 높은 해상도로부터 발생하기 때문에 본 연구의 해석모델에 적용하기 어려울 것으로 판단된다.

레이놀즈 평균 Navier-Stokes 방정식, RANS(Reynolds Average Navier-Stokes)기반의 해석방법은 난류가 평균유동에 미치는 영향을 중점적으로 분석하며, 시간평균화 과정에서 추가되는 레이놀즈 응력과 추가적인 스칼라 수송항들을 계산하는 난류모델을 통해 모델링한다. RANS 방정식을 위한 난류 모델의 적용은 계산에 필요한 컴퓨터 자원이 다른 수치해석 방법에 비해 많이 요구되지 않으며, 유동현상에 따라 특정 난류모델을 적용하면 비교적 신뢰성있는 데이터를 얻을 수 있기 때문에 다수의 엔지니어들이 적용하고 있다.

RANS기반의 대표적인 난류모델로는 Eddy-viscosity와 Reynolds-stress 모델이 있다. Reynolds-stress모델은 3개의 수직응력과 3개의 전단응력에 대한 수송방정식을 풀어야하기 때문에 RANS 모델 중 가장 복잡하고 격자 민감도에 의한 의존성이 강하여 계산비용 또한 다른 모델에 비해 높아, 효율성이 떨어져 많은 산업 군에서 사용되지 않는다. 반면에 Eddy-viscosity 모델은 항공 산업에서부터 공력특성 분석에 많이 사용되어져 왔다, 그 중 Standard $k-\epsilon$ 모델은 가장 널리 사용되고 있는 검증된 난류모델이다. 그러나 곡률이 있는 에어포일 주위 유동 모사와 같은 공기역학적 계산은 복잡한 기하학적 특성으로 인해 다양한 길이 스케일의 특성을 가진 물리적 현상이 관여하여 역 압력구배가 발생한다. 이러한 현상으로 난류전단응력을 과대 예측하여 곡률이 있는 벽면에서의 박리를 억제하기 때문에 유동장 발달에 부정확한 예측을 보인다[40]. Wilcox에 의해 제안된 Standard $k-\omega$ 모델은 점성 저층을 풀기 위한 벽 감쇠 함수를 필요로 하지 않고 역 압력구배 유동에 대한 예측정확도가 우수하지만 자유 흐름에서의 경계조건이 적용되는 공기역학적 외부 유동에서는 $k-\epsilon$ 모델과 달리 민감한 특징을 보인다[41]. 표준 $k-\epsilon$ 과 $k-\omega$ 모델은 앞에서 언급한 문제로 인해 에어포일과 블레이드 해석에 적용할 경우 심각한 문제가 될 수 있기 때문에 항공분야와 공기역학적 외부 유동 해석 시에 Menter에 의해 제안된 하이브리드 모델인 SST(Shear Stress Transport)를 다수의 연구자들이 사용하고 있다[42]. 이 모델은 자동 벽 처리법(Automatic wall treatment)으로 벽면에 인접하였을 때에는 $k-\epsilon$ 모델이 적용되고 벽면으로부터의 거리가 멀어질 때에는 $k-\omega$ 모델이 적용되어 두 모델의 장점만을 부합시켰기 때문에 역 압력구배의 발생으로 인해 곡률을 갖는 벽면에서 발생하는 유동박리 지점 및 유동장 발달 크기를 다른 난류모델보다 정확하게 예측하여 실험데이터와 결과 값이 유사한 것으로 알려져 있다. 이는 다음의 연구자들의 CFD 해석결과에서도 확인할 수 있다. Yao J등[43]은 NACA0018 에어포일의 공력 성능 분석을 위해 다양한 난류모델을 적용하였을 때의 CFD해석을 수행하여 SST 모델을 사용하였을 때, 실험값과 가장 유사하다는 결론을 제시하였다. Esteban F등[44]은 거칠기에 따른 NREL S814 airfoil의 공력성능 변화를 분석하였으며 SST 모델을 적용한 CFD 해석결과 값이 실험값과 유사하여 오염과 마모에 의한 풍력터빈의 성능변화를 CFD해석을 통해 예측이 가능하다는 결론을 제시하

였다. W. Han 등[45] 또한 CFD 해석을 통해 오염과 마모에 의한 NACA64-618 에어포일의 성능변화를 분석하였으며 적용한 난류모델의 검증에 위해 $k-\epsilon$, $k-\omega$, SST 모델을 적용하여 실험데이터와 비교하였을 때, SST 모델이 실험값과 가장 유사한 결과를 얻을 수 있다는 결론을 제시하였다. 에어포일 주변 유동장에서는 Laminar, Transition, Turbulent 영역이 동시에 존재하고 유동박리가 난류경계층보다 층류경계층에서 빠르게 진행되는 특징이 있기 때문에 완전한 난류상태를 가정하는 난류모델을 사용할 경우 정확한 유동박리 지점을 계산할 수 없다. Li Yuhong 등[46]의 연구에서는 Full turbulence 모델을 사용할 때보다 Transition 모델을 사용할 경우 10% 이상의 오차가 감소한다는 결과를 검증하였다. 위의 연구결과들을 토대로 본 연구에서는 수행한 모든 시뮬레이션은 충분히 검증된 RANS기반의 $k-\omega$ SST Transition 모델과 Gamma Re Theta를 적용하였다.

1.2 검사체적 및 경계조건

외부유동해석의 경우, 제한적인 컴퓨터 자원을 이용해야하기 때문에 외부환경 조건의 일부만을 포함하는 검사체적으로 해석 도메인을 설정한다. 검사체적의 크기가 적절하지 않은 경우, 경계층간섭에 의한 Numerical error로 해석결과에 영향을 미칠 수 있다. 해석모델로부터 입구경계면과 출구경계면까지의 이격거리를 충분히 확보하지 않으면 Reversed flow가 발생하여 해의 수렴성을 저하시키는 원인이 되고 오차율이 높아질 수 있다. B. K. Sreejith[47]의 연구에서는 에어포일의 공기역학적 성능 분석을 위해 해석모델로부터 입구경계면과 출구경계면까지의 거리는 Chord 길이의 20배 이상으로 설정하였으며, 실험데이터와 비교를 통해 시뮬레이션 결과를 검증하였다. 이 결과를 통해 경계면까지의 거리가 20C 이상으로 설정하면 폐색효과의 영향을 거의 받지 않으며 유동장이 완전히 발달할 수 있는 공간이 확보될 수 있는 것을 확인할 수 있다.

에어포일의 성능 해석을 위한 본 연구에서의 검사체적은 Figure. 3-1에 제시하였다. 해석모델인 에어포일은 No-slip wall, 입구 경계면은 균일 속도 유입 조건으로, 출구는 Pressure out으로 설정하였고 나머지 측면의 벽면조건은 Symmetry 조건으로 적용하였다. 에어포일로부터 입구경계면까지의 거리는 Chord 길이의 20배, 출구경계면까지의 거리는 40배로 설정하였다.

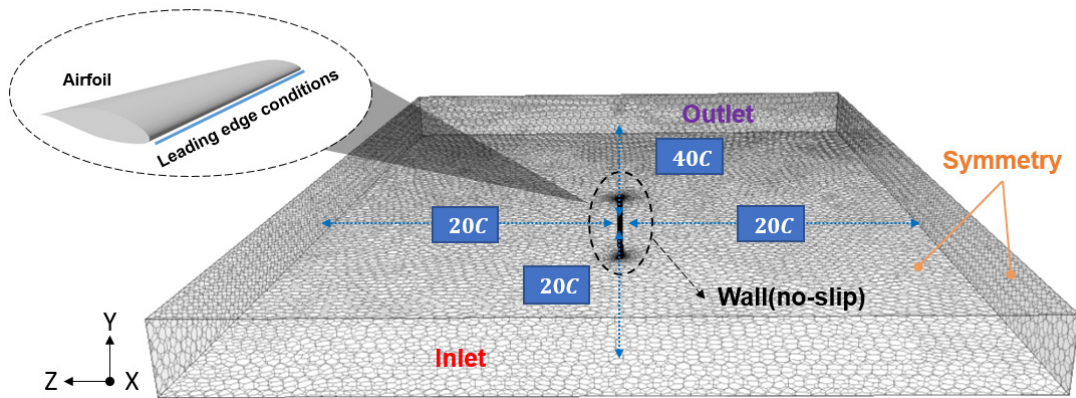


Fig. 3-1 Boundary conditions used in the CFD simulation.

2. 격자 독립성 검토

계산격자는 해석 도메인 내의 유동현상을 적절히 묘사할 수 있는 수준의 충분한 해상도로 생성되어야 한다. 가장 좋은 방법은 최고의 품질로 밀집분포가 조밀하게 격자를 생성하는 것이지만 계산격자 수는 컴퓨터 CPU의 성능과 해석시간과 선형적인 관계를 갖고 있기 때문에 사용가능한 격자 수에서 목표하는 해석결과를 얻을 수 있도록 적절한 분배가 필요하다.

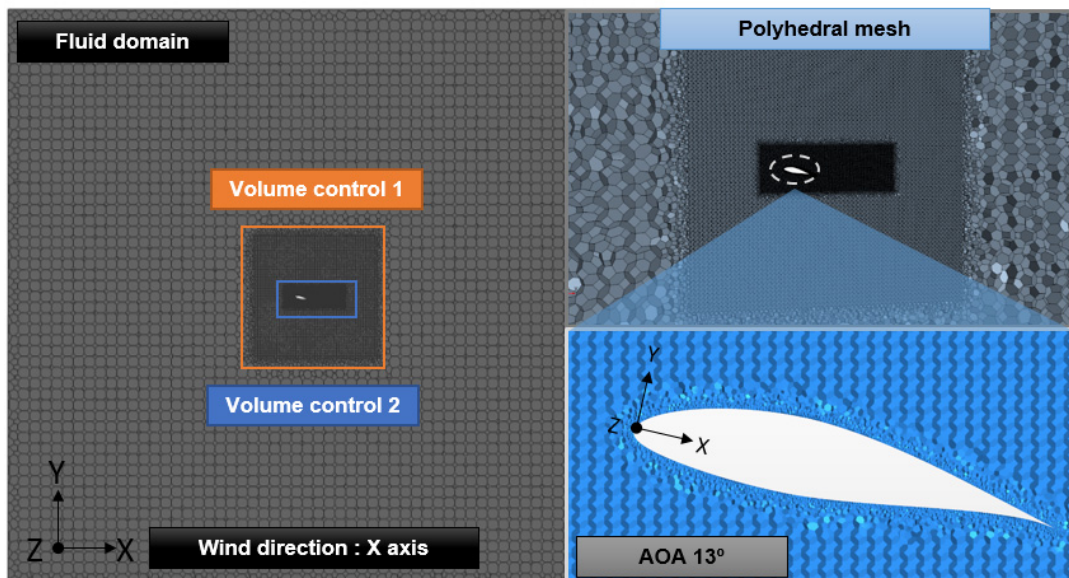


Fig. 3-2 Complete domain and close-up view of the 3D airfoil simulation mesh.

격자를 생성하기에 앞서 사용하는 Solver에서 제공하는 격자에 대한 특징을 고려해야 한다. STAR CCM+ S/W에서 제공하는 다면체 격자(Polyhedral mesh)는 복잡하고 곡률이 많은 형상을 구현하기에 용이하며, 격자 생성 시에 Conformal interface로 적용되어 Interface간에 정보교환을 하는 과정에서 발생하는 오차를 최소화하기 때문에 해석결과의 정확도가 높다. 따라서 에어포일과 복잡한 마모패턴 형상을 정밀하게 구현하고 형상변화에 따른 공력특성 변화를 정확하게 분석하기 위해 다면체 격자를 이용하여 격자를 생성하였으며 생성된 격자는 Figure. 3-2에 나타내었다. 전체 유동 도메인과 해석모델 주변 격자간격의 확산 및 축소비를 최소화하여 Volume change의 증가로 인한 정보 교환 오차를 줄이기 위해 Chord length의 8배 크기의 정직육면체 volume을 설정하여 효율적으로 격자를 재배치하였다. 에어포일 주변은 와류와 난류에 의한 유동현상을 분석하기 위해 격자를 좀 더 조밀하게 설정하였다.

RANS 기반의 $k-\omega$ SST Transition 모델을 적용할 경우, 앞서 언급하였듯이 자동 벽 처리법이 적용되어 계산격자의 벽면근처 해상도가 해석결과와 수렴성에 영향을 미치게 된다. Wall treatment function은 경계층 유동의 효율적인 계산을 위해 적용되기 때문에 일반적으로 에어포일의 공기역학적 성능 분석 시에는 Wall y^+ 의 값이 1미만이 되도록 요구된다. 본 연구에서는 점성저층(viscous sub-layer) 영역을 안정적으로 처리할 수 있도록 격자생성 시 해석모델의 모든 Wall y^+ 는 1

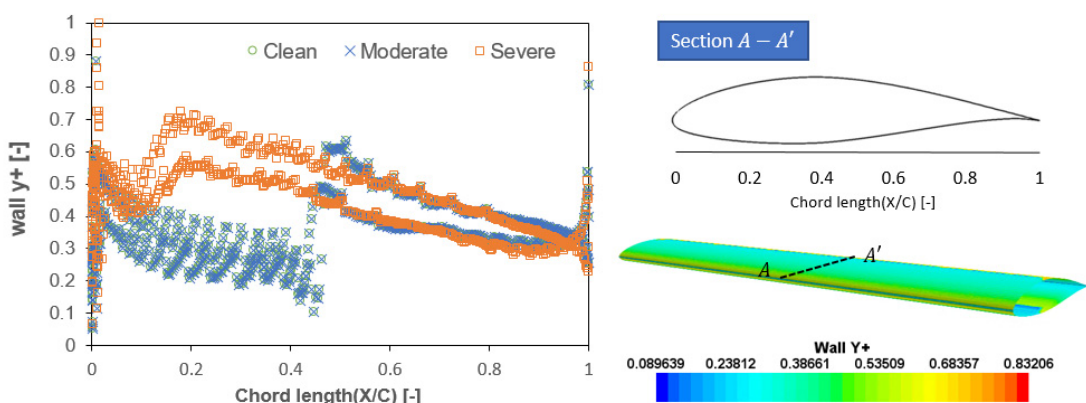


Fig. 3-3 Section of A-A' wall y^+ with different leading edge conditions.

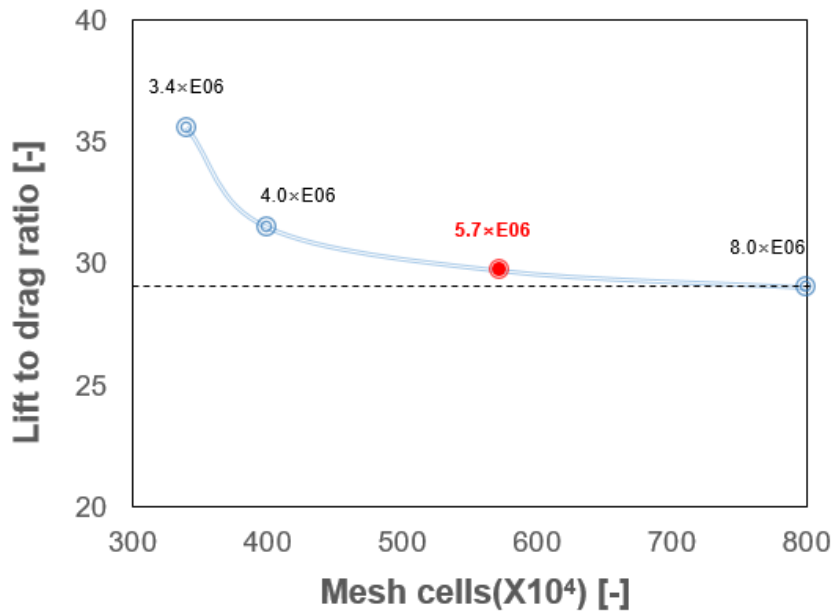


Fig. 3-4 Results of the mesh dependency test.

미만이 되도록 설정하였고 에어포일 전연 부 상태에 따른 y^+ 값을 Figure. 3-3에 나타내었다.

최종적으로 에어포일의 표면 및 유동장의 효율적인 격자 수를 결정하기 위해 위의 조건들이 만족하도록 Clean 상태에서 해상도가 가장 높은 8.0E+06 격자 수를 기준으로 해석결과 값을 비교하여 Table. 3-1과 Figure. 3-4에 나타내었다. 5.7E+06 격자 수에서 양·항비의 오차가 2%미만으로 나타남에 따라, 모든 에어포일의 격자 표면과 유동장의 격자 해상도는 5.7E+06의 격자와 동일하게 적용하였다. Moderate case와 Sever case는 마모 영역에 격자가 더 조밀하게 들어가기 때문에 Clean 상태에 비해 격자 수가 증가하였으며, 각 케이스별 해석 격자 수를 Table. 3-2에 정리하였다.

Table. 3-1. Number of cells used in the mesh dependency test.

No. cells	C_L	C_D	C_L/C_D	Relative Error [%]
3.40E+06	1.53	0.04	35.6	23%
4.00E+06	1.45	0.05	31.5	8%
5.70E+06	1.43	0.05	29.7	2%
8.00E+06	1.44	0.05	29.0	Base point

Table. 3-2 Number of cells used in 3D airfoil CFD simulations.

Case	No. cells
Clean	5.70E+06
Moderate case.1	1.00E+07
Moderate case.2	1.20E+07
Severe case.1	1.06E+07
Severe case.2	1.30E+07

3. 해석기법 신뢰성 검증

CFD 시뮬레이션은 유저의 역량, 해석기법, 격자품질, 격자 수 등에 따라 산출되는 결과 값이 상이할 수 있으므로, 시뮬레이션 결과에 관한 신뢰성 향상을 위해 검증단계가 필요하다. 특히 수치해석 기법은 수많은 가정을 통해 방정식이 적용됨으로 실제 물리적 현상과 완벽하게 동일한 해석결과를 제시할 수 없다.

본 연구에서는 실제 유동현상과 유사하게 모사되었는지에 대한 타당성을 검증

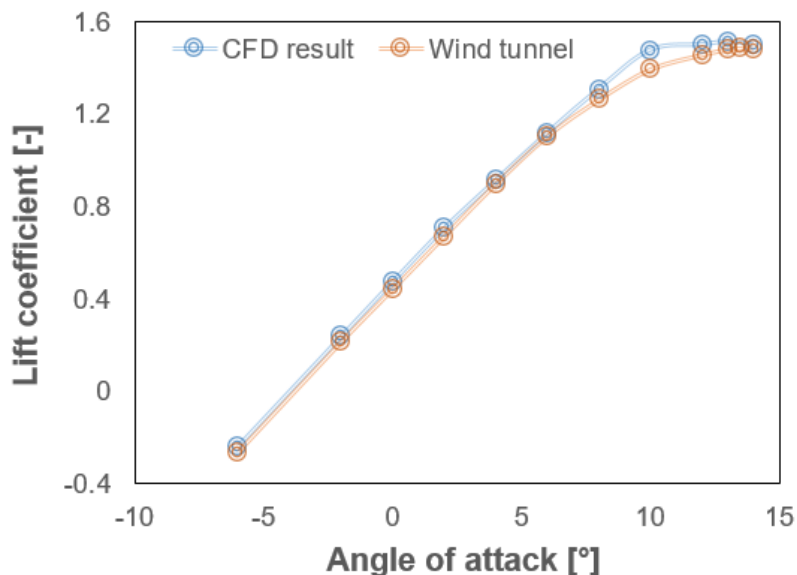


Fig. 3-5 Validation of numerical results by CFD against wind tunnel measurements of a NACA64_618 at $Re = 6.0E+06$.

Table. 3-3 The relative error of the lift coefficients by CFD against wind tunnel measurements of a NACA64_618.

Angle of attack[°]	Relative error[%]
-6	11.10 ↑
-2	11.01 ↑
0	6.65 ↓
2	5.31 ↓
4	2.59 ↓
6	3.52 ↓
8	5.94 ↓
10	6.96 ↓
12	4.13 ↓
13	2.16 ↓
14	1.75 ↑

하기 위한 최종 단계로 시험 데이터와 시뮬레이션 결과를 비교하였다. CFD 시뮬레이션의 결과 값은 RMS residual과 양력계수와 항력계수의 변화를 모니터링 하여, RMS residual < 1.0E-4를 만족하고 모니터링 해의 값이 변동 없이 일정한 값을 유지할 때 Iteration 구간을 평균하여 사용하였다.

검증을 위한 비교 데이터는 Abbott, I. H에 의해 정리된 NACA64_618 airfoil의 풍동 실험데이터를 사용하였다[30]. 비교 데이터와 CFD 해석결과 모두 레이놀즈 수는 6.0E+06에서의 결과이며, Table. 3-3에 받음각 변화에 따른 CFD 결과와 풍동실험 데이터의 상대오차를 나타내고 Figure. 3-5에 양력계수 비교 곡선을 나타내었다. 그래프를 통해 CFD 데이터의 실속영역에서 결과 값이 풍동데이터와 다소 차이를 보이지만 실속 받음각 13°로 유사하게 나타난 것을 확인할 수 있다. 상대오차를 비교하였을 때는 받음각이 낮은 구간에서 CFD 결과가 풍동실험에 비해 다소 높게 나타지만 나머지 영역에서는 10%미만으로 감소하였기 때문에 CFD 해석결과가 충분히 타당하다는 것을 확인할 수 있다.

4. 마모영역 거칠기

실제 풍력터빈 블레이드의 마모는 주변의 환경적 요인으로 전연 부 근처에서 작은 Pits가 발생하고 결합하면서 발생하게 된다. 작은 Pits들에 의해 마모영역의 표면에는 불규칙한 균집분포로 거칠기가 형성되며, 거칠기 상태에 따라 에어포일의 공력특성에 변화가 생긴다. 따라서 상용 CFD 코드에서 제공하는 Wall function을 이용하여 추가적인 해석을 수행하였다. 벽면에 거칠기 효과를 적용하기 위해 거칠기의 높이와 분포를 결정하는 ESGR, Equivalent Sand Grain Roughness를 산출하였다. 난류모델에 Rough wall 함수를 적용하기 위해서는 Wall function에 대한 재설정(Reset)이 필요하기 때문에 계산된 ESGR에 따른 y 값을 적용하였다.

4.1 Equivalent Sand Grain Roughness 계산

Danberg JE[48]은 ESGR 계산을 위한 다음의 식(3-1), 식(3-2)를 제안하였다.

$$A_s = \left(\frac{S}{S_f}\right) \left(\frac{A_f}{A_s}\right)^{-1.6} \quad \text{식(3-1)}$$

$$\frac{K_s}{K} = \begin{cases} 0.00321A_s^{4.925} & 1.400 \ll A_s \ll 4.89 \\ 8 & 4.890 \ll A_s \ll 13.25 \\ 151.71A_s^{-1.1379} & 13.25 \ll A_s \ll 100 \end{cases} \quad \text{식(3-2)}$$

A_s 는 K_s (Equivalent Sand Grain Roughness)와 K (Measured Roughness Height)를 정의하기 위한 roughness parameter이며, S/S_f , 밀도변수와 A_f/A_s , 형상변수가 정의하여 계산할 수 있다.

W. A. Timmer[49]는 에어포일 표면 거칠기에 따른 NACA series 공력성능을 분석을 위해 풍동시험을 수행하였으며, W. Han[45]등은 풍동시험과 동일한 조건에서 CFD 시뮬레이션을 수행하여 밀도변수를 3으로 적용하였을 때 시험결과와 가장 유사한 결과를 얻을 수 있다는 결론을 제시하였다. 본 연구에서는 ESGR을 계산하기 위해 W. Han의 연구와 동일한 방법으로 밀도변수를 3으로 적용하고 Figure. 3-6과 같이 Roughness element shape를 정사각형으로 가정하여 형상변수를 1로 가정하였다. K 값의 경우에는 Moderate와 Severe 조건 마모깊이의 최소 값을 사용하였으며 계산된 ESGR은 Table. 3-4에 정리하였다.

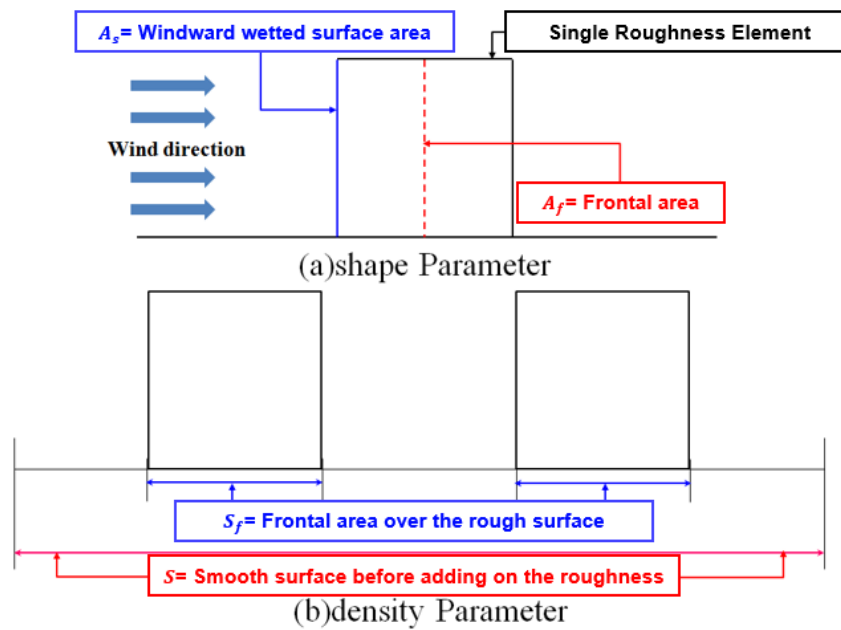


Fig. 3-6 Definition of shape and density parameters used for calculating the ESGR form [45].

Table. 3-4 Calculated ESGR with different leading edge conditions.

Type	Moderate	Severe
Density parameter	3	3
Shape parameter	1	1
Roughness parameter	3	3
MRH[K]	1.06 mm	1.41 mm
Ks/K	0.72	0.72
Equivalent sand grain roughness[Ks]	0.76 mm	1.01 mm

4.2 Roughness wall function 설정

벽면에서의 압력과 전단응력의 작용을 고려하여 STAR CCM+에서는 계산된 ESGR을 통해 거칠기 효과를 모델링할 수 있다. 모델링된 거칠기 효과는 Roughness parameter, R^+ 에 따라 Roughness coefficient가 계산되어 난류모델의 log-law에 적용된다.

$$R^+ = \frac{ru^*}{\nu} \quad \text{식(3-3)}$$

$$y^+ = \frac{yu^*}{\nu} \quad \text{식(3-4)}$$

R^+ 와 y^+ 는 식(3-3)과 식(3-4)으로 정의된다. 여기서 r 은 Equivalent sand grain roughness height, y 는 벽면으로부터 첫 번째 cell중심에서의 거리를 의미한다. RANS 방정식의 난류모델은 벽면 근처에서의 속도구배를 효율적으로 모사하기 위해 Prism layer를 사용한다. Prism layer의 첫 번째 Cell 높이에 의해 y^+ 가 계산되며 난류모델에 따라 벽 처리 방법이 다르게 적용되기 때문에 거칠기 효과를 적용하기 위해서는 첫 번째 Cell 높이는 거칠기 높이(r)보다 높아야 한다. 3장 2절에서 언급한 바와 같이, 본 연구에서는 RANS기반의 $k-\omega$ SST Transition 모델에서 권장하는 $y^+ < 1$ 범위로 설정하였다. 이를 위해 Clean 에어포일의 Prism layer의 첫 번째 높이는 $y < 1.0E-05$ 범위로 설정하였으나, Roughness modeling이 필요한 마모영역은 $y > 1.0E-03$ 범위로 재설정하여 격자를 생성하였다. 재설정된 격자의 y^+ 값을 확인한 결과, 마모발생 영역의 벽면에서는 $30 < y^+$ 범위로 확인되었으며, 마모영역을 제외한 나머지 영역의 y^+ 는 1이하로 확인되었다. 재설정된 격자의 y^+ 에 대한 결과를 Figure. 3-7에 나타내었다. 거칠기 효과가 적용되는 마모영역은 대수 벽 함수가 사용되는 High y^+ wall treatment를 설정하여 경계층 유동의 모델링이 필요하고 나머지 영역의 경우 에어포일의 유동특성상 벽면 마찰에 의한 역 압력구배의 모사가 중요하기 때문에 벽 함수가 적용되지 않고 직접적으로 계산되는 Low y^+ wall treatment를 설정하여 경계층 유동의 직접적인 계산이 필요하다. 따라서 y^+ 에 따라 적절한 벽 처리 기법이 적용되는 하이브리드 접근 방식인 All y^+ wall treatment를 사용하였다.

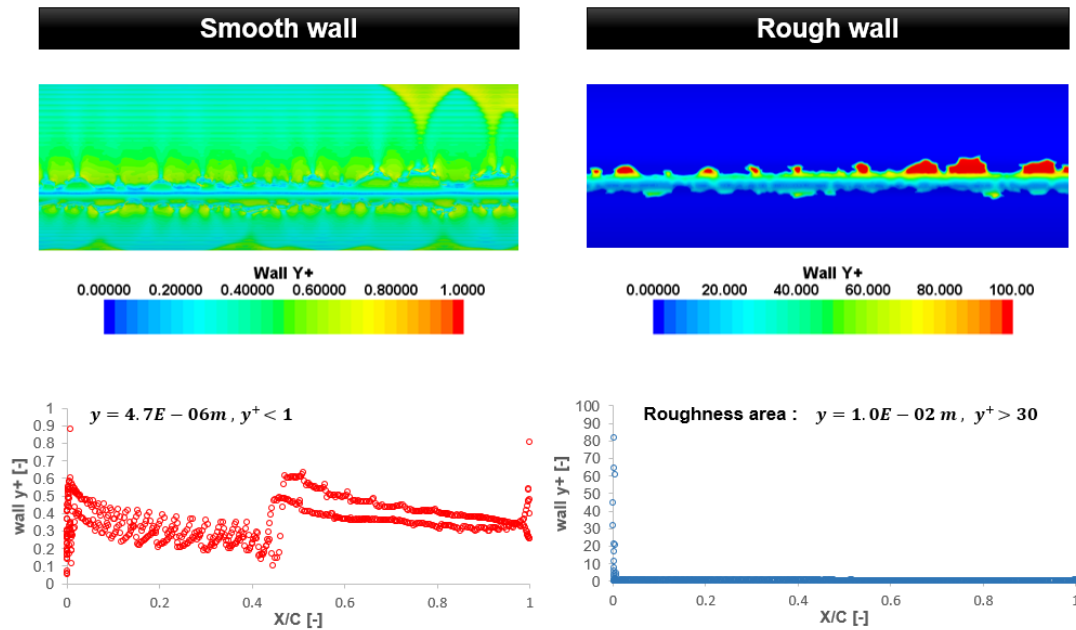


Fig. 3-7 Comparison of wall y^+ with and without applying roughness conditions.

5. 에어포일 시뮬레이션 결과

NACA64_618 에어포일의 공기역학적 성능을 분석하기 위해 레이놀즈 수 $6.0E+06$ 조건에서 받음각 -6° 에서 18° 구간에 대한 CFD 해석을 하였다. 마모패턴 및 깊이에 따른 각각의 해석케이스에 대해 양력계수와 항력계수를 비교하였고 유동 박리가 시작하는 받음각에서의 유동현상을 분석하였다. 추가적으로 마모현상에 의한 불규칙한 표면 거칠기가 에어포일 특성에 미치는 영향을 비교하기 위해 Smooth wall을 적용하였을 때와 Rough wall을 적용하였을 때의 해석결과를 비교하였다. 에어포일의 공력성능 변화율이 풍력터빈에 미치는 영향에 대한 정량적 분석을 위해 CFD 해석을 통해 얻은 공력데이터를 기반으로 DNV GL의 BLADED S/W를 이용하여 수치모델링을 하였다.

5.1 마모형상 및 깊이에 따른 해석 결과

2장 3절에서 정의한 해석모델의 해석결과를 정리하였다. Figure. 3-8, 9에 마모 영역이 Chord 길이 대비 2%와 4% 발생하였을 때 받음각에 따른 항력과 양력계수를 Clean 조건과 비교하여 그래프로 나타내었다. Clean 상태에서의 Stall point

는 13° 이었으나, 마모에 의한 영향으로 Moderate case. 1과 case.2의 Stall point는 각각 8° 로 감소하였다. Moderate case.1의 최대 C_L 은 1.28이며, Clean 대비 15 % 감소하였고 Case. 2의 최대 C_L 은 1.1로 Clean 대비 27 %가 감소하였다. Severe case. 1의 최대 C_L 은 1.16으로 Clean 대비 23%가 감소하였고 Case. 2의 최대 C_L 은 1.02로 Clean 대비 32%가 감소하였다. Severe case. 1과 2의 실속지점의 받음각은 각각 8° 와 6° 로 나타났으며, Case. 1에 비해 마모깊이가 증가한 Case. 2의 유동박리 현상이 조기에 발생하고 있다. 에어포일 주변의 자세한 유동현상을 분석하기 위해 Figure. 3-10에는 Clean 조건에서 받음각 변화에 따른 에어포일 주변의

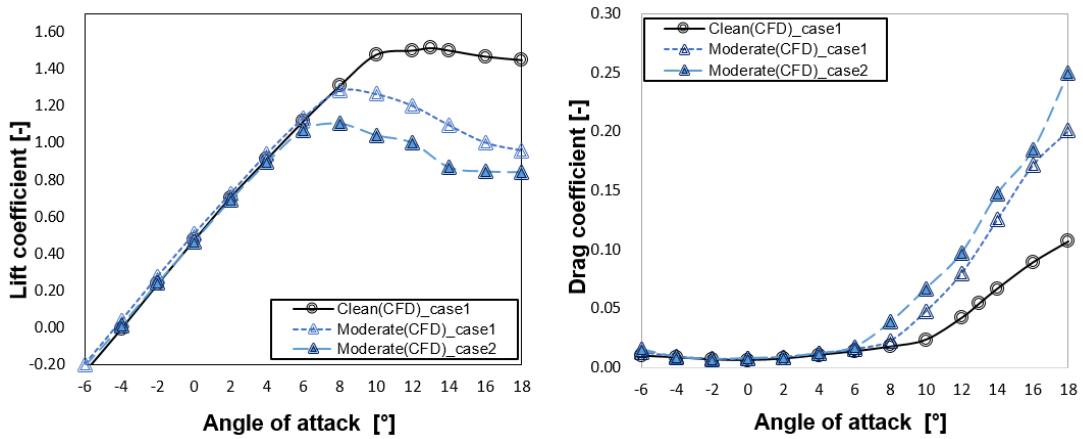


Fig. 3-8 Variation in lift coefficients and drag coefficient with erosion conditions (clean, moderate case.1, 2)

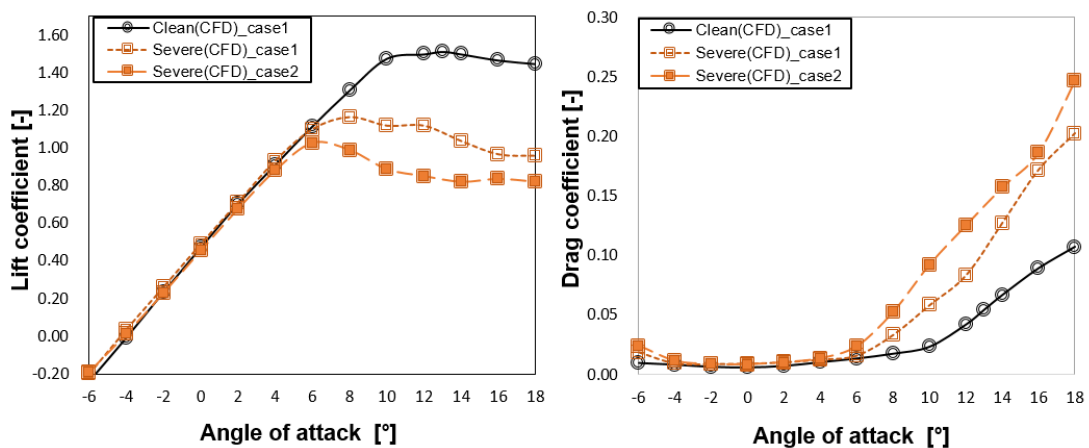


Fig. 3-9 Variation in lift coefficients and drag coefficient with erosion conditions (clean, severe case.1, 2)

압력분포 및 유선을 나타내었고 동일한 받음각 범위에서 Moderate case. 1, 2에 대해 Figure. 3-11, 12에 정리하였으며, Moderate 조건의 마모패턴과 마찬가지로 Severe 조건의 압력분포 및 유선을 Figure. 3-13, 14에 나타내었다. Clean 조건의 받음각에 따른 압력분포를 보면 받음각이 증가함에 따라 점진적으로 압력면의 압력이 증가하여 받음각 12° 에서 부터 흡입면의 유동 방향으로 역 압력구배가 발생하였다. 반면 Moderate와 Severe 해석 Case는 에어포일 전연 부의 마모현상의 영향으로 받음각이 증가함에 따라 압력면에서의 압력이 급진적으로 증가하여 Clean 상태보다 실속현상이 빠르게 나타났으며, 특히 마모 깊이가 깊어질수록 압력이 빠르게 증가하는 특징을 보이고 있다. 마모영역과 깊이가 증가함에 따라 각 케이스 별로 받음각 6° 이하 구간에서는 양력계수와 항력계수 모두 Clean 상태와 비슷하거나 성능 감소율이 크지 않고 실속현상이 조기에 발생하여 공력성능이 Clean보다 미세하게 향상된 구간을 확인할 수 있으나, 실속현상이 시작하는 받음각인 6° 에서 8° 사이 구간에서부터 C_L 과 C_D 변화의 큰 차이를 보이고 있다. 공력성능이 가장 큰 폭으로 감소한 Severe case. 2는 받음각 10° 에서부터 Deep stall이 발생하여 항력계수가 Clean 대비 최대 150 % 증가하였으며, Moderate case. 1과 Severe case. 1의 최대 항력계수는 Clean 대비 100 %증가하였고 Moderate case. 2는 140% 증가하였다. 각 케이스에 대한 에어포일의 공력성능을 비교하기 위해 받음각 8° 조건에서 Pressure coefficient를 Figure. 3-15에 나타내었다. Trailing edge 방향으로 손상범위가 확산되고 깊어짐에 따라 압력면과 흡입면의 압력차가 감소하는 경향을 보이고 있으며, 역 압력구배의 영향으로 압력면의 압력이 증가하여 70 % 영역에서부터 유동박리가 일어나는 것을 확인할 수 있다. 각 Case에 따른 공력효율을 변화를 상대적으로 확인할 수 있도록 Figure. 3-16에 받음각에 따른 양·항비를 그래프로 나타내고 Clean 대비 양력계수와 항력계수의 증가 및 감소율을 Table. 3-5에 정리하였다. 받음각이 14° 에서부터는 손상범위 및 깊이에 상관없이 공력효율이 감소하여 비슷한 값의 양·항비를 나타내고 있으나, 전연 부 상태변화에 따라 변경된 실속 받음각 범위인 6° 부터 8° 구간에서는 마모범위의 확산보다는 마모의 깊이가 깊어짐에 따라 성능이 감소하는 것을 확인할 수 있다.

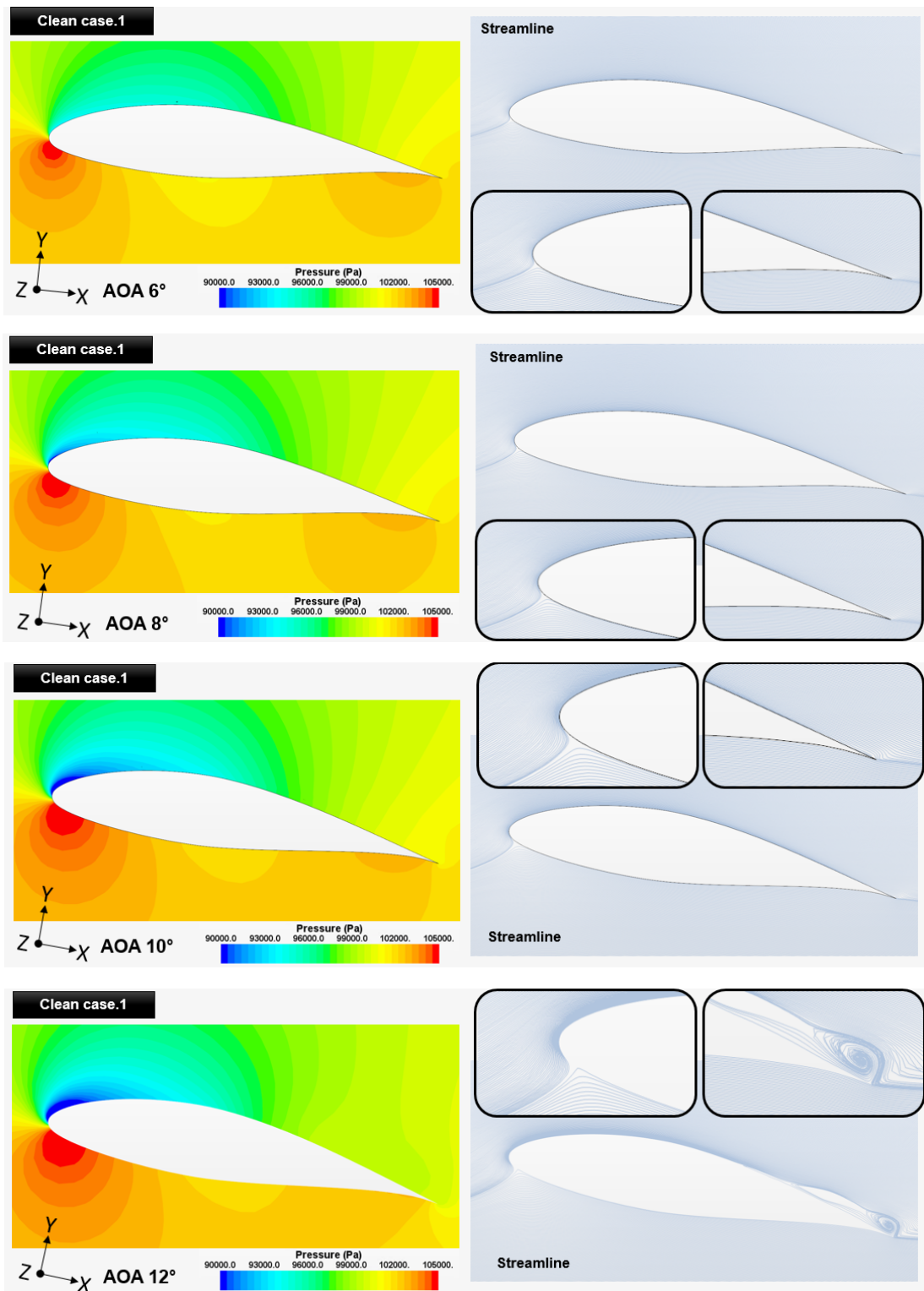


Fig. 3-10 Pressure distribution and streamlines according to variation of angle of attack at XY plan(clean)

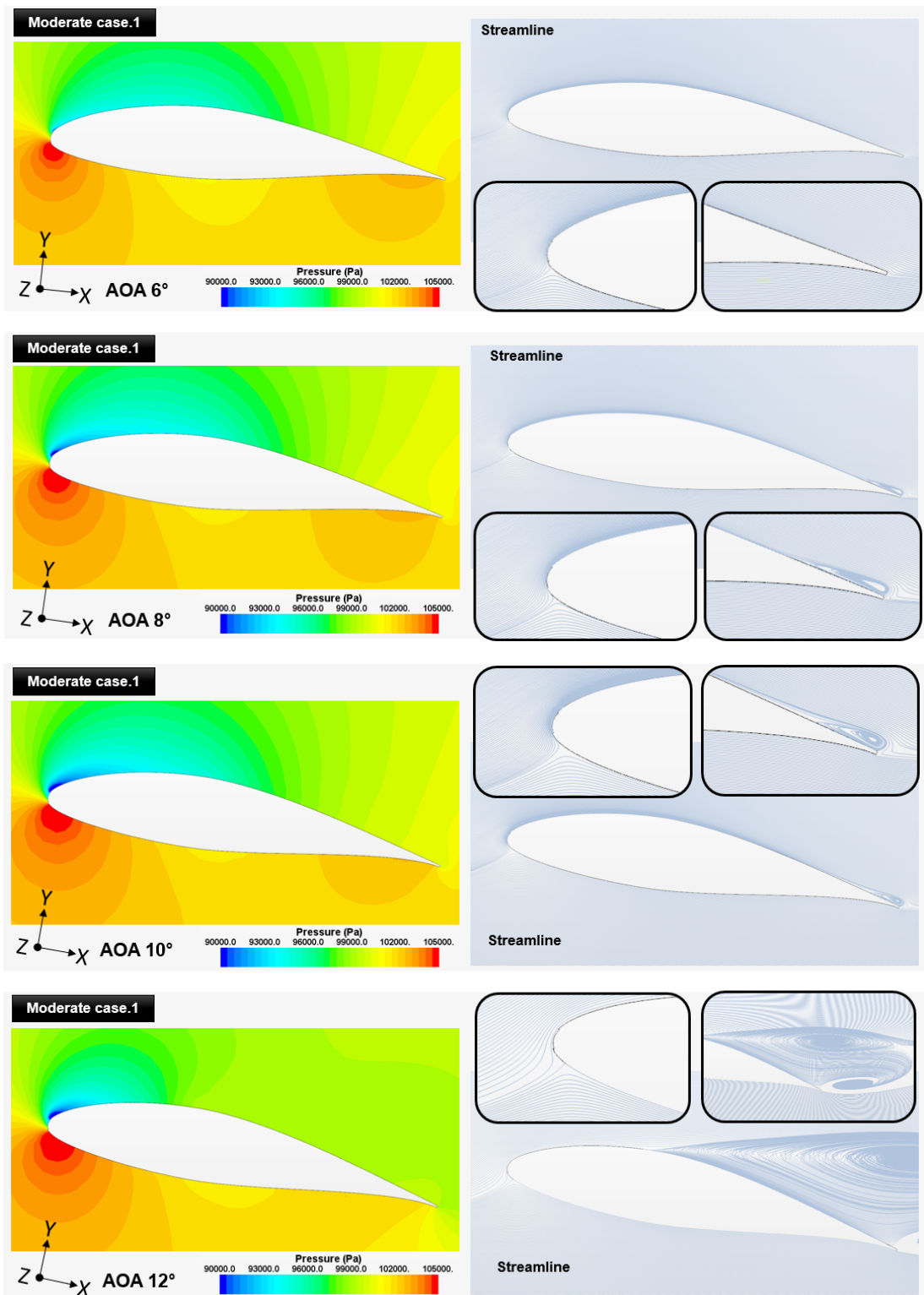


Fig. 3-11 Pressure distribution and streamlines according to variation of angle of attack at XY plan(moderate case.1)

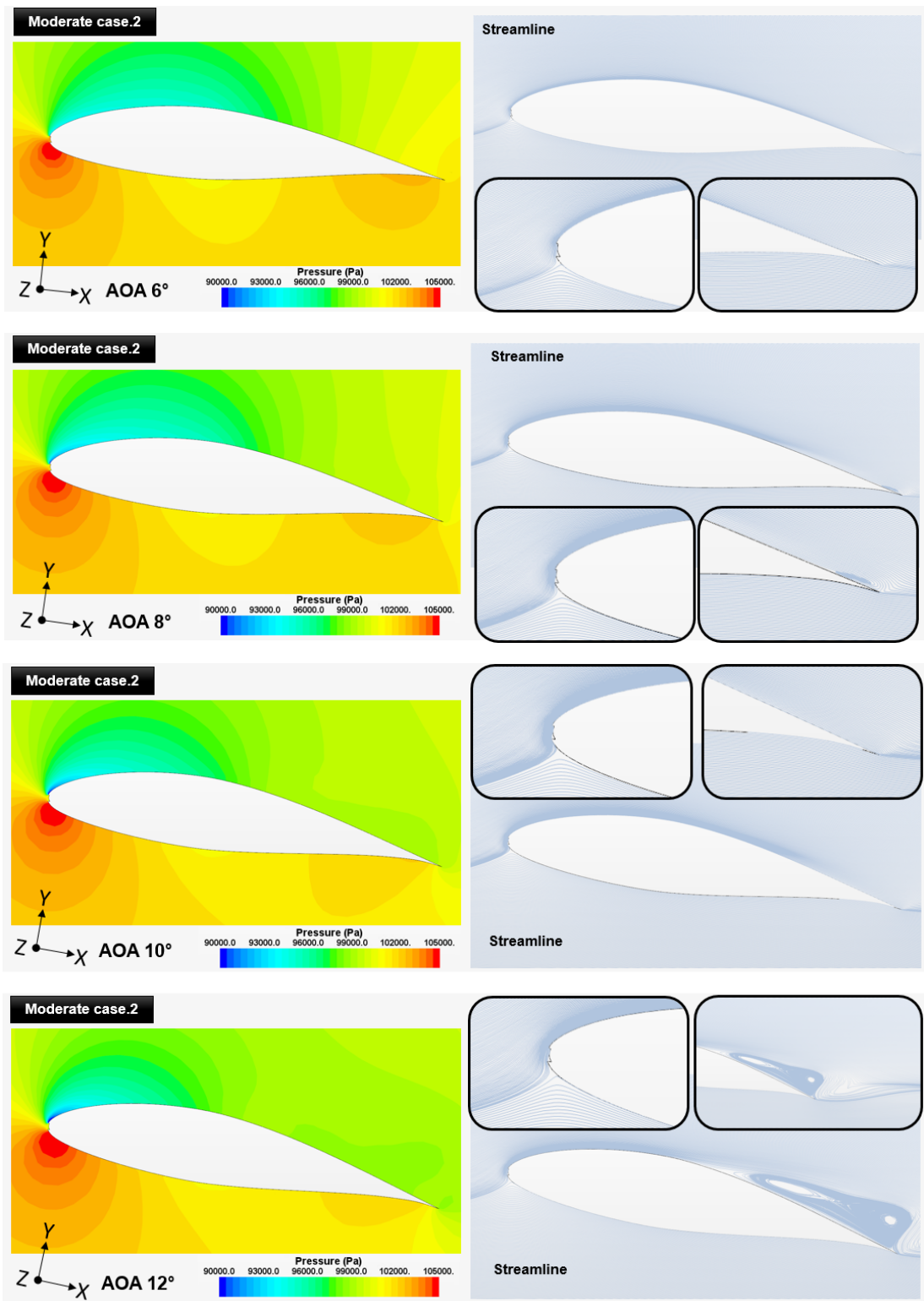


Fig. 3-12 Pressure distribution and streamlines according to variation of angle of attack at XY plan(moderate case.2)

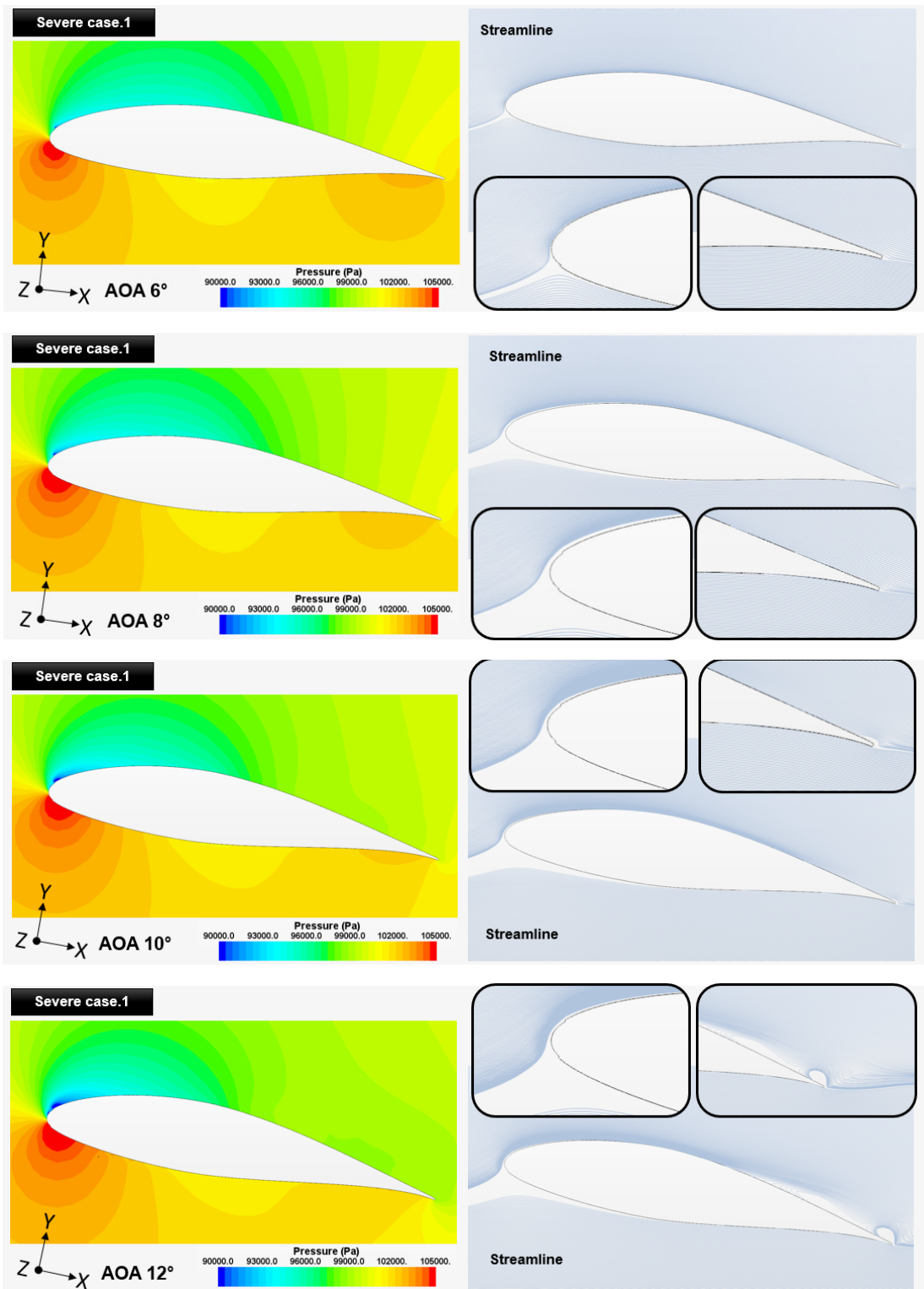


Fig. 3-13 Pressure distribution and streamlines according to variation of angle of attack at XY plan(severe case.1)

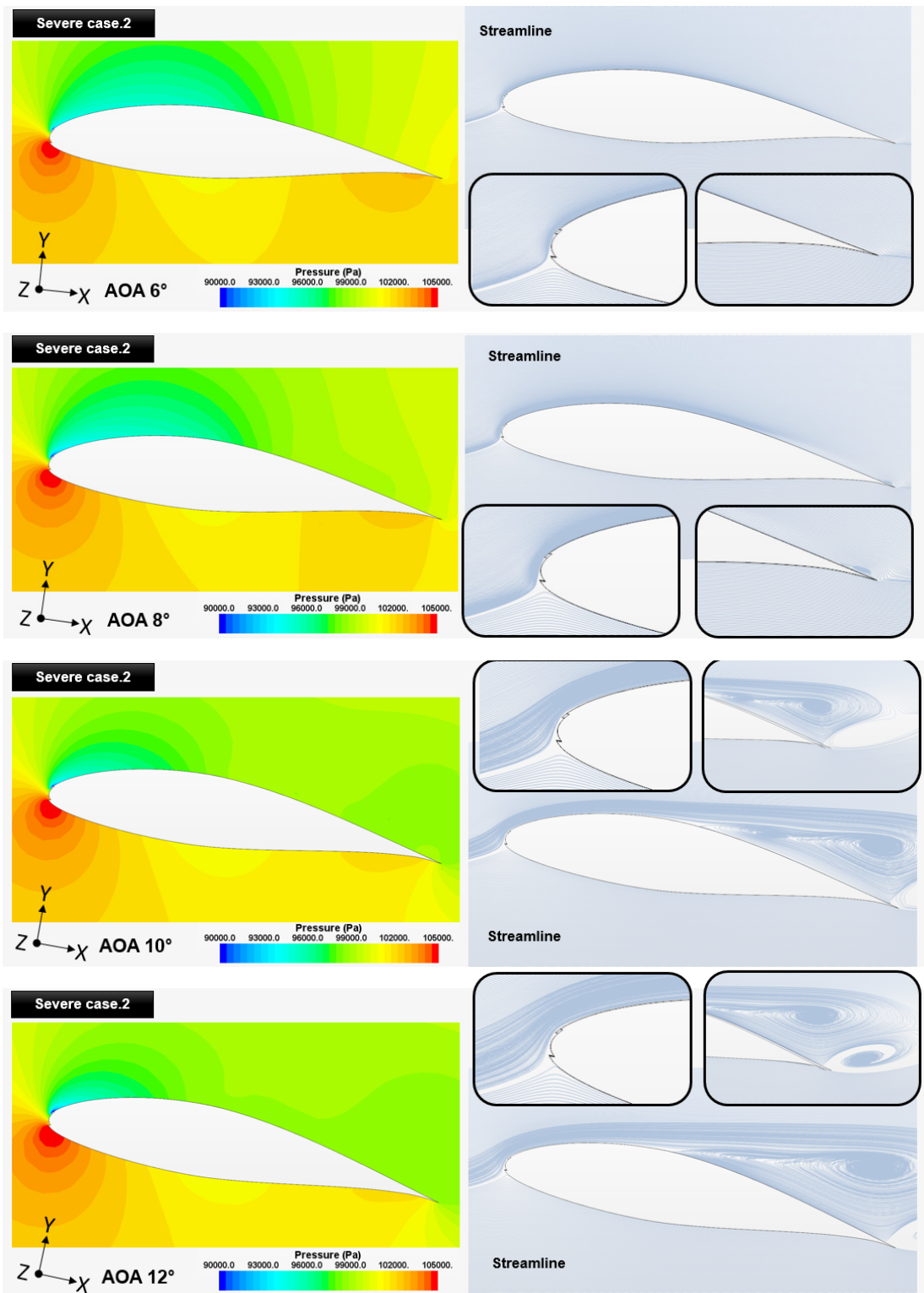


Fig. 3-14 Pressure distribution and streamlines according to variation of angle of attack at XY plan(severe case.2)

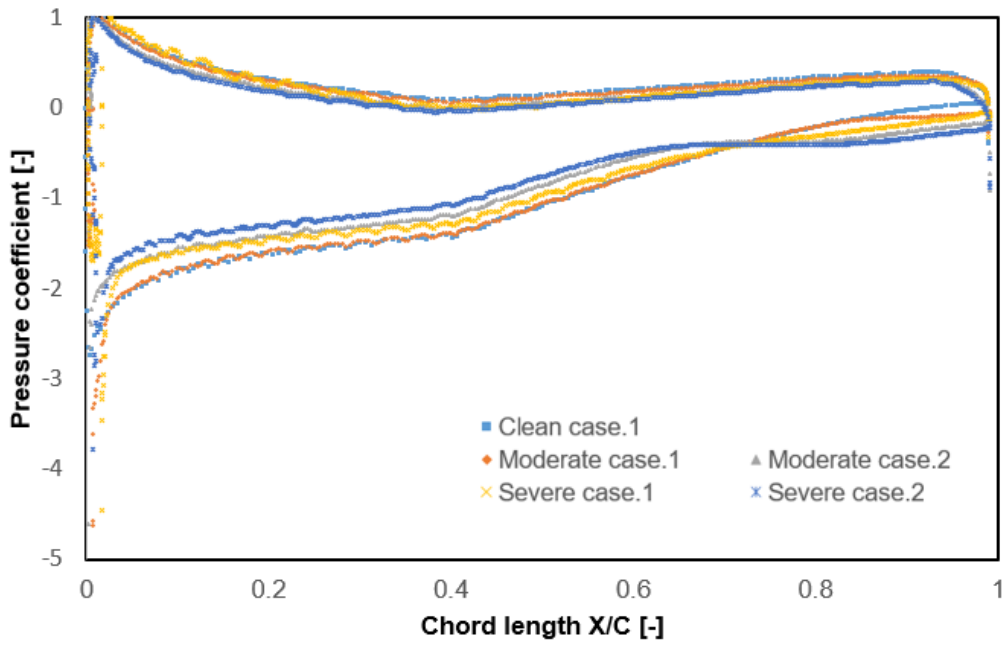


Fig. 3-15 Comparison of pressure coefficient at AOA 8 °

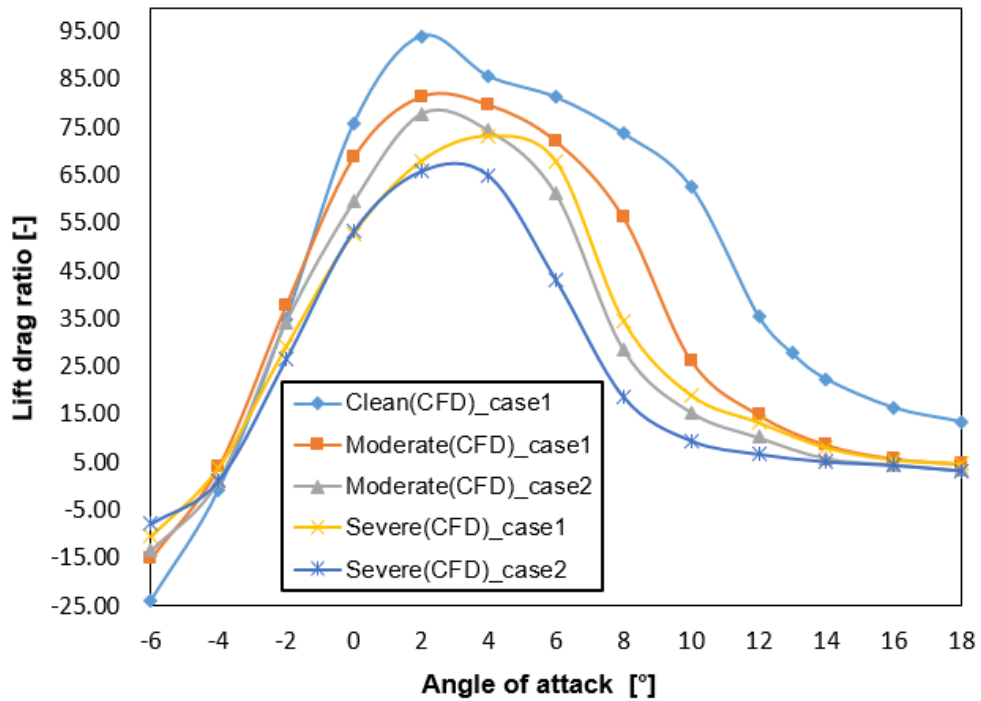


Fig. 3-16 Comparison of lift drag ratio at different erosion conditions.

Table. 3-5 Error rates of drag and lift coefficient under erosion conditions

AOA [°]	Moderate case.1		Moderate case.2		Severe case.1		Severe case.2	
	C _D	C _L	C _D	C _L	C _D	C _L	C _D	C _L
0	18	7	25	-2	49	-4	37	-4
2	19	3	19	-2	40	-1	37	-4
4	11	3	13	-2	20	-2	28	-3
6	14	2	27	-4	18	-2	73	-8
8	28	-2	117	-16	89	-11	197	-24
10	103	-14	184	-29	148	-24	292	-40
12	90	-20	131	-33	98	-25	198	-43
14	88	-27	120	-42	91	-31	136	-45
16	92	-32	106	-42	93	-34	109	-43
18	88	-34	133	-42	89	-34	130	-43

5.2 Rough wall 적용에 따른 해석결과

마모영역에 거칠기 적용 여부에 따른 성능비교를 위해 Moderate 조건의 Case. 1과 Severe 조건의 Case. 1에 대해 수행하였으며, 거칠기를 적용한 케이스에 대해 Moderate_rough wall, Severe_rough wall로 정의하였다. 해석결과를 비교하기 위해 Figure. 3-17에 받음각 -6° 에서 18° 범위의 양력과 항력계수를 그래프로 나타내었다. 마모영역에 적용한 Roughness의 영향으로 인한 에어포일의 공력특성 변화를 정량적으로 분석하기 위해 받음각에 따른 양·항비와 양력계수와 항력계수의 증가 및 감소율을 Table. 3-6에 정리하였다. Moderate 조건의 경우 거칠기 효과가 적용되면서 양력계수가 감소하는 받음각이 8° 에서 10° 로 지연되었으나, 전체적으로 항력은 증가하고 양력은 감소하는 경향을 보이고 있으며, 평균적으로 C_L은 2.1 % 감소하였고 C_D는 10 % 증가하였다. Severe 조건의 경우에도 실속 받음각은 8° 에서 10° 로 지연되었으나, 에어포일 표면의 거칠기에 의해 전체적으로 C_L은 4% 감소하였고 C_D는 14% 증가하였다. Moderate 조건과 Severe 조건 모두 에어포일 전연 부의 손상된 영역에 거칠기가 적용되었음에도 불구하고 에어포일의 성능은 크게 감소하지 않았다. W. Han등[45]의 연구결과에서 에어포일의 오

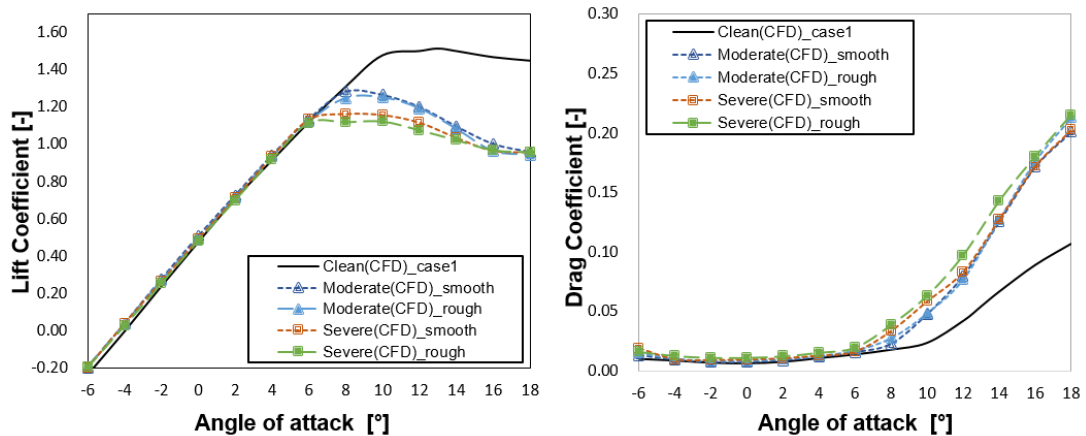


Fig. 3-17 Variation of lift coefficients and drag coefficient with and without applying roughness.

염면적이 Chord length의 10%일 때 보다 50%로 확산되었을 때 공력효율이 큰 폭으로 감소하였으며, 거칠기 보다는 전연 부 손상에 대한 민감도가 높다는 결과를 제시하였다. 본 연구에서는 에어포일 전연 부에 마모영역이 발생한 약 8~10% 영역에서만 거칠기를 적용하였기 때문에 Smooth wall과 Rough wall의 결과 값의 차이가 크지 않은 것으로 판단된다.

Table. 3-6 Error rates of drag and lift coefficient with applying rough wall function

Angle of attack[°]	Moderate rough wall			Severe rough wall		
	C _D	C _L	C _L /C _D	C _D	C _L	C _L /C _D
0	20	-3	-19	20	-2	-19
2	14	-2	-14	19	-2	-18
4	10	-1	-10	21	-2	-19
6	11	-1	-11	22	-2	-20
8	22	-3	-20	16	-4	-17
10	2	-1	-3	8	-3	-7
12	4	-1	-3	17	-4	-18
14	1	-1	-3	12	-2	-12
16	3	-4	-6	5	-1	-4
18	6	-2	-7	6	-1	-6

5.3 연간발전량 계산

CFD 시뮬레이션을 통해 에어포일 전연 부 표면 손상에 따른 NACA64_618 에어포일의 공력성능 변화율을 분석하여 제한된 받음각 내에서의 공력데이터를 확보하였다. 확보한 공력데이터를 기반으로 BEM 이론에 적용하여 출력곡선을 확보할 수 있기 때문에 풍력터빈의 성능에 미치는 영향을 정량적으로 분석이 가능하다. BEM 이론을 기반으로 풍속에 따른 풍력터빈의 출력을 계산하기 위해서는 받음각 -180° 에서 180° 범위의 공력데이터가 필요하여 Viterna corrigan이 제안한 Viterna 보정식을 통해 필요한 범위의 공력데이터를 확보하였다. 풍력터빈의 출력곡선은 DNV GL의 BLADED S/W를 사용하여 계산하였다. 루트 영역으로부터 70% 구간까지는 Clean 에어포일의 공력성능 데이터를 적용하였으며, 70%이후 구간에서의 NACA64_618의 공력데이터는 CFD 해석을 통해 확보한 공력성능 데이터를 적용하였다.

BLADED S/W를 이용하여 시동풍속 3m/s에서부터 1m/s 간격으로 계산한 출력곡선을 Figure. 3-18에 나타내었다. 마모영역이 확산되고 깊어짐에 따라 정격 풍속이 지연되었으며, Severe case. 2가 clean과 비교하였을 때 정격유속 11.4 m/s에서 상대오차가 6.5%로 가장 큰 출력 감소를 보였다.

전연 부 손상에 의한 성능저하가 풍력터빈의 전체발전량에 미치는 영향을 계산하기 위해서는 연간발전량을 통한 분석이 필요하다. 연간발전량 계산을 위해 다음의 식(3-5), 식(3-6)을 사용하였다.

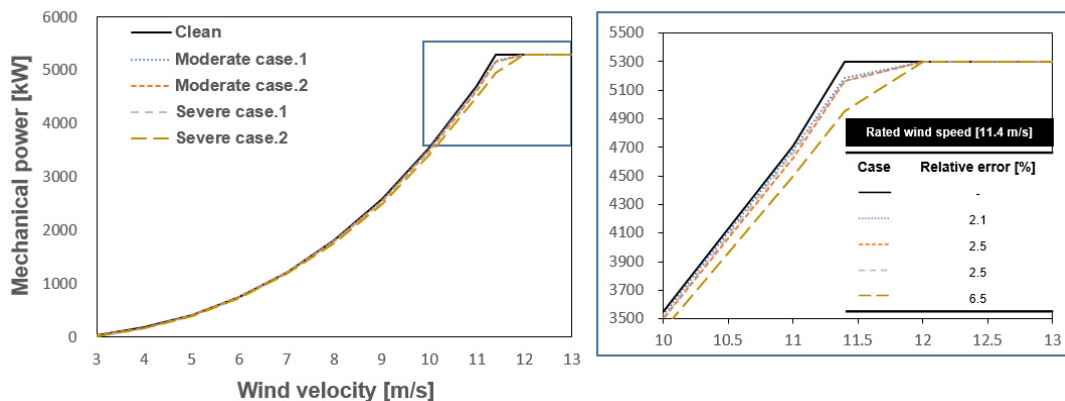


Fig. 3-18 Comparison of power curves with different leading edge conditions by calculated BEM theory.

$$f(V) = \frac{k}{c} \left(\frac{\bar{V}}{c}\right)^{k-1} \exp\left[-\left(\frac{V}{c}\right)^k\right] \quad \text{식(3-5)}$$

$$f(V) = \frac{\pi}{2} \frac{V}{V^2} \exp\left[-\frac{\pi}{4} \left(\frac{V}{V}\right)^2\right] \quad \text{식(3-6)}$$

여기서 k 는 형상계수(shape parameter)이고 c 는 척도계수(scale parameter)이다. 식(3-5)의 와이블 확률밀도 함수를 계산하기 위해서는 특정 지역에서의 형상계수를 확보해야 하지만 $k=2$ 로 가정하여 척도계수 c 의 함수로만 표현되는 식(3-6)의 레일리 확률밀도를 계산할 수 있다. 풍속에 따른 $f(V)$ 를 계산하여 가동률은 100%로 가정하였을 때, 평균 풍속 \bar{V} 는 4, 6, 8 m/s조건에 대해 마모상태별로 구분하여 계산하였다. BLADED S/W에 의해 산출된 출력곡선은 정격풍속(11.4 m/s)이후 구간에서는 피치제어의 영향으로 일정하게 정격출력이 유지되도록 가정되었다. 피치제어를 하는 정격 이후구간에서 공력 성능저하가 심각할수록 피치각도를 Fine 방향으로 제어하여 손실된 공력성을 회복시킨다. 결과적으로 정격이전 풍속구간에서는 블레이드 손상에 의해 발전량차이를 보일 수 있으나, 정격이후 풍속구간에서는 동일한 발전량이 계산된다. 따라서 AEP 손실률은 정격이전과 정격이후 구간으로 분리하여 Figure. 3-19에 정리하였다.

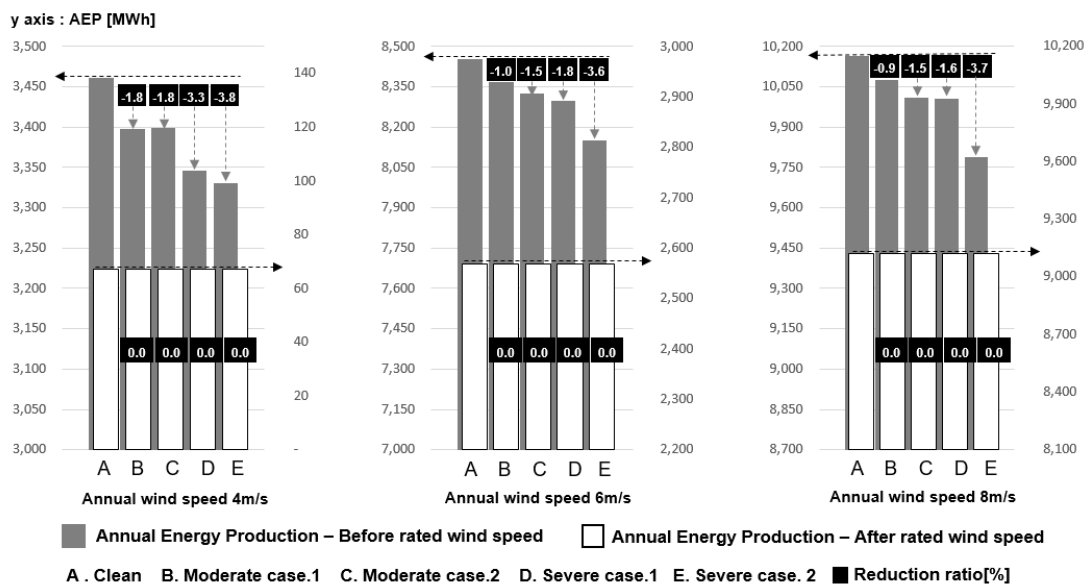


Fig. 3-19 Annual energy production under various leading edge conditions.

AEP 감소율은 Moderate case.1에서 최소 0.9%, Severe case.2에서 최대 3.7% 감소되었다. 에어포일 표면손상에 따른 풍력터빈의 AEP 손실률은 정격풍속 이전에서 지배적으로 나타는 결과를 보였다. 특히 연간평균 풍속이 낮을수록 AEP 감소율은 높게 나타나고 있으며, 블레이드 표면마모의 깊이가 깊을수록 큰 감소율을 보이고 있다. 정격풍속 이전 구간에서 블레이드의 공력성능 저하로 인해 발전기 회전속도가 감소하여 저 풍속조건에서 더 많은 출력손실을 발생시키고 있다. 그러나 NREL 5MW 풍력터빈은 피치제어가 되지 않는 정격풍속 이하구간에서는 블레이드 팁 영역($r/R > 70\%$)의 받음각 범위는 $2.68^\circ \sim 7.59^\circ$ 이다. 앞서 기술한바와 같이 각각의 해석케이스의 공력효율 감소는 대부분 받음각 8° 에서 시작하기 때문에 풍력터빈의 연간발전량 감소에는 큰 영향을 미치지 않고 공력효율이 받음각 6° 에서부터 감소하는 Severe case. 2의 경우에만 연간풍속에 상관없이 AEP가 상대적으로 감소한 것을 확인할 수 있다.

IV. 풍력터빈 출력성능 변화 분석

1. 수치해석 조건

3장에서는 에어포일의 전연 부 마모에 의한 공기역학적 특성 변화를 CFD기법을 통해 분석하여 BEM 이론을 기반으로 풍력터빈의 출력곡선을 계산하였다. 2D 기반의 BEM 이론은 신속한 성능해석이 가능하여 하중해석과 블레이드의 성능 예측과 같은 풍력터빈 연구와 개발에 범용적으로 사용되고 있다. 그러나 BEM 이론은 단순한 지배방정식에 의해 계산되기 때문에 블레이드의 회전과정에서 발생하는 복잡한 3차원 유동의 영향을 고려하지 않고 블레이드 국부단면의 에어포일 공력데이터에 의존하여 계산한다. 결국 2차원 유동의 계산결과로 실제 풍력터빈의 유동현상과 다른 결과를 나타낼 수 있다. BEM 이론의 계산 보다 물리적 현상을 정확하게 모사할 수 있는 CFD 기법을 이용하여 실제 풍력터빈이 운전되는 환경과 유사한 조건에서 시뮬레이션을 수행하여 블레이드 손상상태에 따른 성능변화를 분석하였다. 해석 Solver는 에어포일 해석과 마찬가지로 STAR CCM+ 12.04 version을 사용하였으며, 난류모델 또한 3장 1.1절에서 기술한바와 같이 RANS기반의 $k-\omega$ SST Transition 모델과 Gamma Re Theta를 적용하였다.

풍력터빈 블레이드의 회전효과를 적용하기 위해 회전축을 기준으로 대칭인 형상에 사용되는 MRF(Moving Reference Frame)와 RBM(Rigid Body Motion), sliding moving mesh 기법을 사용하였다. MRF는 정상상태 해석을 전제로 격자의 회전 및 이동 없이 회전 각속도를 포함한 작동유체의 회전방향 모멘트로 계산되어 회전영역과 주변 유동 영역의 Interface면을 통해 모멘트의 수렴 값을 직접적으로 구하는 방법이다. 정상상태 해석이 적용되어 시간평균으로 유동장이 완전히 발달하였을 때의 수렴되는 결과를 사용하기 때문에 난류에 의한 복잡한 유동현상을 정확하게 모사할 수 없는 단점이 있다. 반면에 RBM은 비정상상태 해석이 적용되며 시간변화에 따라 이동하는 회전 영역의 Interface면 격자와 유동 영역과 접촉하는 다음 단계 격자와 정보를 직접적으로 교환하여 계산된다. 물리적 시간변화에 따라 유동해석이 수행되기 때문에 MRF보다 더 신뢰성이 높은 결과를 산출할 수 있다. 하지만 상당한 Computational resources가 요구되며, 결과 값이 수렴되기까지 많은 시간이 소요되는 단점도 있다.

본 연구에서는 해석시간 단축 및 효율성을 고려하여 RBM을 적용하기에 앞서 MRF기법을 적용하여 격자 품질과 검사체적 크기를 검토하였다. 최종 해석모델인 NREL 5MW 풍력터빈 해석 시, 효율적으로 수립시키기 위해 MRF기법을 적용하여 유동장이 완전히 발달하고 모니터링 해가 어느 정도 수립이 된 후 RBM 기법을 적용하여 해석 값을 계산하였다.

2. 검사체적 및 경계조건

검사체적과 경계조건 설정을 하기 위해서는 폐색효과 및 해석모델로부터 입구와 출구까지의 이격거리를 반드시 고려해야한다. 특히 로터의 회전효과가 고려되었을 때, 잘못된 경계조건이 적용되거나 해석모델로부터 검사체적의 입·출구 경계면까지 충분한 거리가 확보되지 않으면 폐색효과에 의한 블레이드 주변의 유속과 압력의 변화한다. 이러한 현상으로 블레이드의 효율이 59.3%(Betz limit)를 초과하는 잘못된 결과 값을 얻을 수 있다. 본 연구에서는 Figure. 4-1와 같이 입구로부터 해석모델까지의 거리는 5D, 출구까지의 거리는 10D, 지표면으로부터의 Hub높이는 90m, Hub중심에서부터 Z방향으로의 높이와 Y방향으로의 벽면까지의 거리는 4D로 설정하였다. 경계조건은 바람이 유입되는 입구와 해석모델의 윗면 경계조건은 Velocity inlet으로 높이에 따라 Wind profile이 형성되도록 설정하였고 해석모델 주변의 유동흐름이 Y방향으로의 벽면에 영향을 미치지 않을 만큼 충분한 공간이 확보되었기 때문에 Symmetry 조건을 적용하였다. Bottom과 출구는 각각 No-slip wall과 Pressure outlet으로 설정하였다.

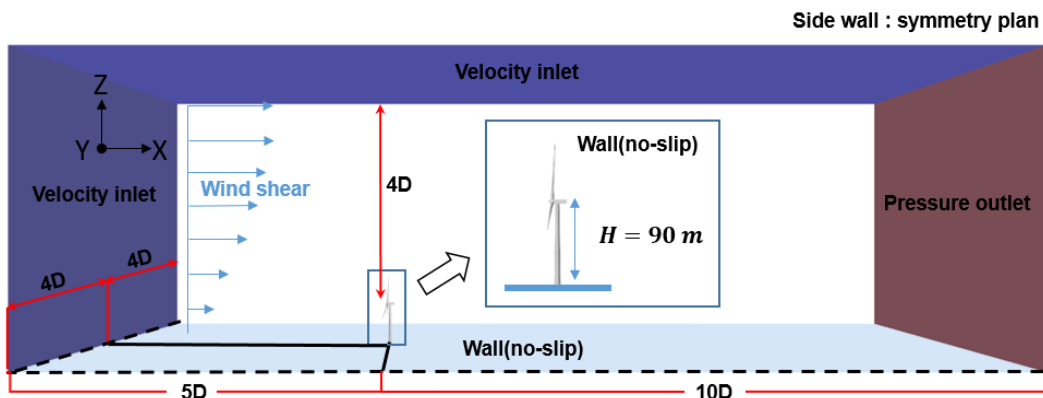


Fig. 4-1 Numerical simulation domain, and boundary conditions with full-scale model (rotor, nacelle, tower assembly).

2.1 Time step 설정

블레이드의 성능을 보다 정확하게 분석하기 위해서는 로터의 회전방법을 RBM으로 적용해야 하며 비정상상태 조건으로 해석이 수행되어야 한다. 4장 1절에서 언급했던 바와 같이 RBM은 시간변화에 따라 유동영역이 격자변화 없이 직접 회전하여 계산되기 때문에 과도하게 회전을 하게 되면 Interface 영역에서 소실되는 정보가 발생하게 되므로 적절한 Time step 설정이 필요하다. 본 연구에서는 회전영역과 유동영역의 Interface 면의 격자가 충분히 정보를 교환할 수 있는 수준의 Time step을 설정하기 위해 로터의 회전 속도가 12.1 rpm인 조건에서 한 Step에 1° , 2° , 4° 로 회전하도록 0.014s, 0.028s, 0.056s 시간을 설정하여 출력 값을 모니터링 하였다. Figure. 4-2에 Time step 설정에 따른 결과 값을 그래프로 나타내었다. Time step을 0.014s로 설정하여 로터가 1° 씩 회전하였을 때 Solution time이 24.5s부터 수렴하기 시작하였으며, 2° 와 4° 는 각각 33s, 47s로 time step이 증가함에 따라 수렴되는 전체 Solution time 또한 증가하였다. Time step이 증가함에 따라 회전영역과 유동장의 Interface 사이에서 소실되는 정보로 인해 계산되는 출력 값의 수렴성이 감소하는 것을 확인할 수 있다.

본 연구에서는 블레이드의 회전속도가 가장 빠른 12.1 rpm일 때, 테스트한 결과를 바탕으로 비정상상태 해석 시 모든 케이스에 대해서 Time step은 0.014s로 설정하여 해석을 수행하였다.

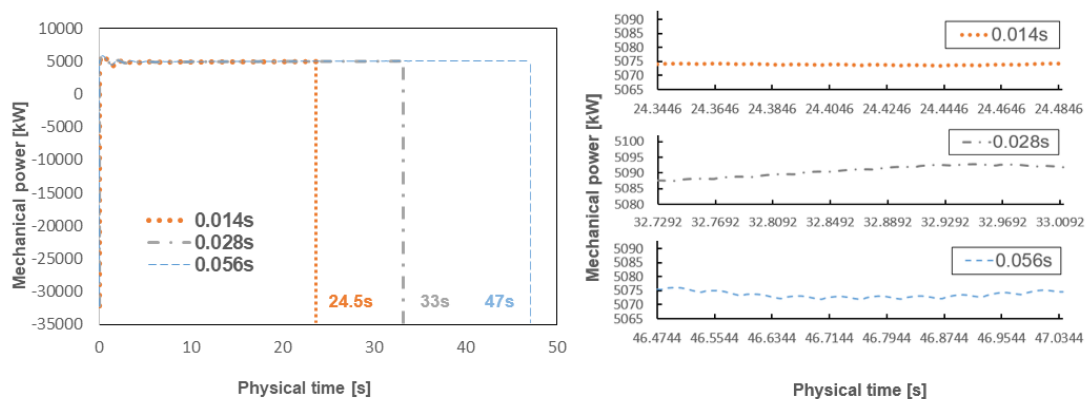


Fig. 4-2 Independence test of the time-step size.

2.2 바람조건 설정

실제 바람은 고도가 높아짐에 따라 풍속이 증가하는 형태의 Wind profile을 형성하며, 지형 특성과 다른 장애물의 영향으로 다양한 형태의 Wind profile이 형성된다. 따라서 CFD 코드를 이용하여 풍력 공학적 문제의 모델을 계산하기 위해서는 지표면층(Atmospheric surface layer)을 고려한 Wind profile에 대한 정의가 필요하다. Richards, P.J[50]의 연구에서 사용한 식(4-1)을 이용하여 입구 경계조건에서 허브 중심에서의 평균 바람속도를 기준으로 완전히 발달된 Wind profile이 형성되도록 설정하였다.

$$\bar{u}(z) = \frac{u^*}{\kappa} \ln\left(\frac{z}{z_0}\right) \quad \text{식(4-1)}$$

여기서 u^* 는 마찰속도(friction velocity), κ 는 본 카르만 상수(Von Karman constant, $\kappa=0.41$), z 는 z 방향으로 위치에 따른 높이(position of z axis), z_0 는 조도계수(aerodynamic roughness length)이다. z_0 는 해상환경에서 일반적으로 정의되는 0.001m를 적용하였다[50]. XZ단면의 유속분포와 해석모델로부터 z 방향에서의 거리에 따른 풍속을 Figure. 4-3에 나타내었다.

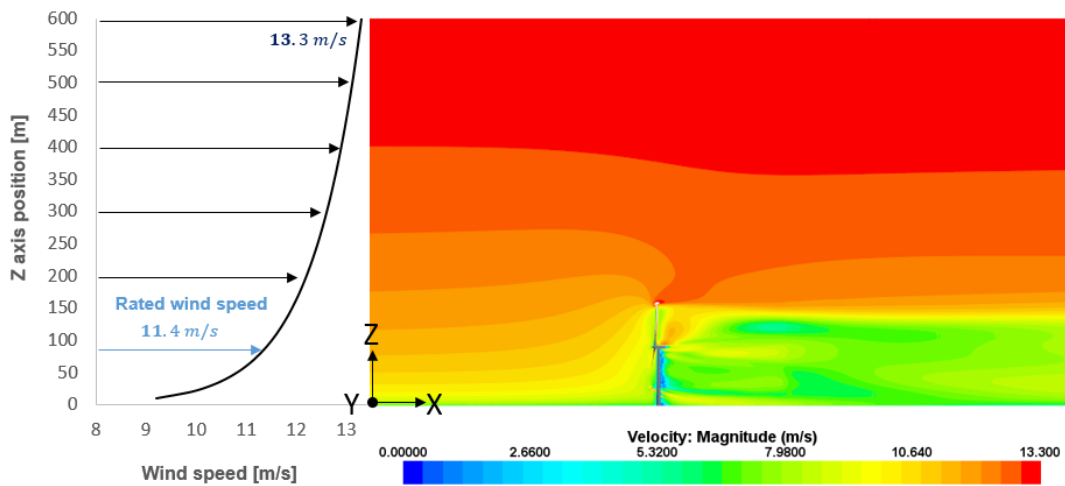


Fig. 4-3 Velocity distribution on the XZ-axis section and wind profile.

3. 격자 독립성 검토

NREL 5MW 풍력터빈 블레이드는 루트영역에서는 DU계열의 에어포일을 사용하고 팁 영역에서는 공력성능 효율이 좋은 NACA 계열의 에어포일을 사용한다. 블레이드는 에어포일 위치에 따라 최적의 성능을 낼 수 있도록 각기 다른 Twist angle이 적용되기 때문에 정확한 형상구현을 통한 해석결과의 오차를 줄이기 위해 다면체 격자(Polyhedral mesh)를 사용하였다. Laminar - Transition - Turbulent 영역이 존재하는 블레이드 표면의 경계층 유동을 정확히 모사하기 위해 벽면 근처에는 Prism layer를 배치하였으며 대부분의 블레이드 표면에서 $y^+ \approx 1$ 이 만족하도록 격자를 생성하였다. 로터의 모든 영역에서 y^+ 를 만족시키기 위해 r/R 80%단면에서 산출되는 레이놀즈 수를 기준으로 계산한 Prism layer의 첫 번째 격자 높이를 1.0E-06m로 설정하였다. 각 Case에 따른 y^+ 를 Figure. 4-4

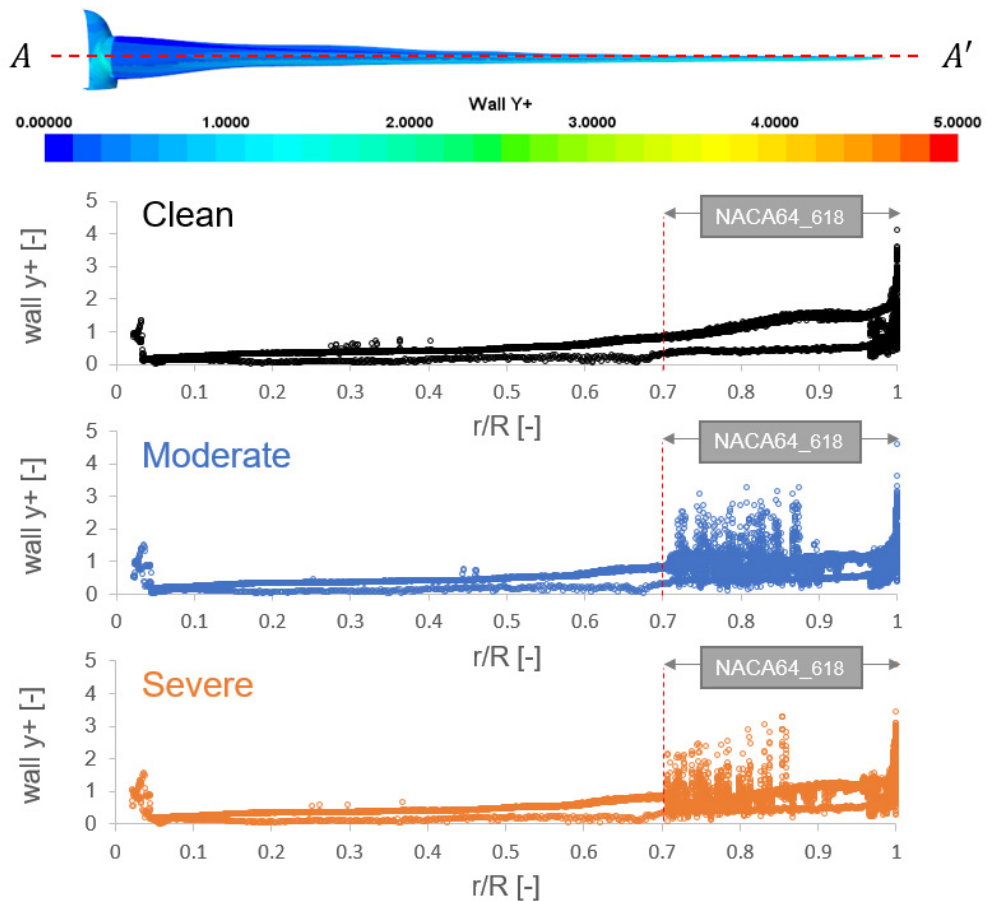


Fig. 4-4 Section A-A' of wall y^+ with different leading edge conditions.

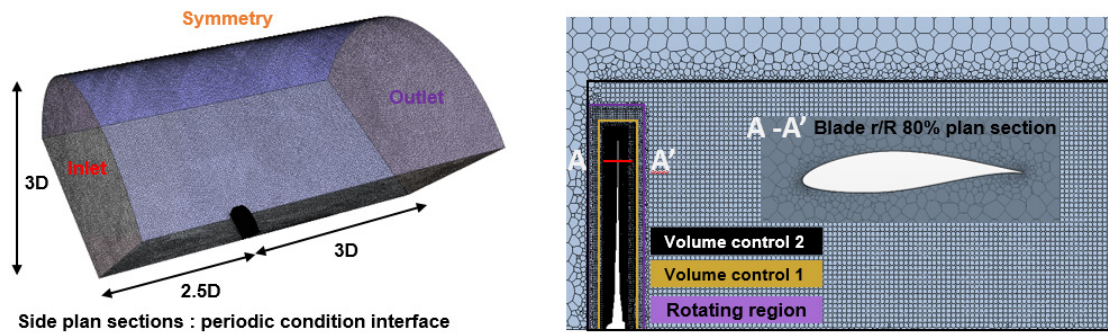


Fig. 4-5 Mesh and boundary condition specification.

에 타나내었다. Clean의 경우 대부분 1미만으로 나타나고 있으며, Moderate와 Severe의 경우 마모단면에서는 다소 높게 나오는 영역이 있으나 전체적으로 5 미만으로 계산되었다. Prism layer에 의한 블레이드 주변과 회전영역의 Volume change가 크지 않도록 블레이드 주변에 Volume을 설정하여 격자를 조밀하게 재 배치하였다. 풍력터빈의 블레이드는 회전점에서 120° 간격으로 대칭을 이루기 때문에 Figure. 4-5와 같이 Periodic 경계조건을 적용하여 단일블레이드에 대한 격자품질 테스트를 수행하였다. 회전영역 주변의 유동현상을 분석하기 위해 정밀한 해석이 필요한 영역에서 균일한 크기를 가지는 정렬격자 생성이 가능한 Volume control 기능을 이용하여 유동장의 전체 격자보다 조밀하게 구성하였으며 회전영역과 전체 유동장과의 격자의 확산비를 최소화하였다. 블레이드의 Leading edge와 Trailing edge 영역이 격자를 생성하는 과정에서 변형이 되지 않도록 Curve control 기능을 적용하여 블레이드의 edge 영역을 중심으로 격자를 생성하였다.

Table. 4-1 Number of cells used in the mesh dependency test.

No. cells	Torque [kN·m]	Relative error [%]
6.30E+06	1240.8	1.13
7.20E+06	1244.7	0.82
7.60E+06	1247.3	0.61
8.90E+06	1253.1	0.15
9.90E+06	1254.9	-

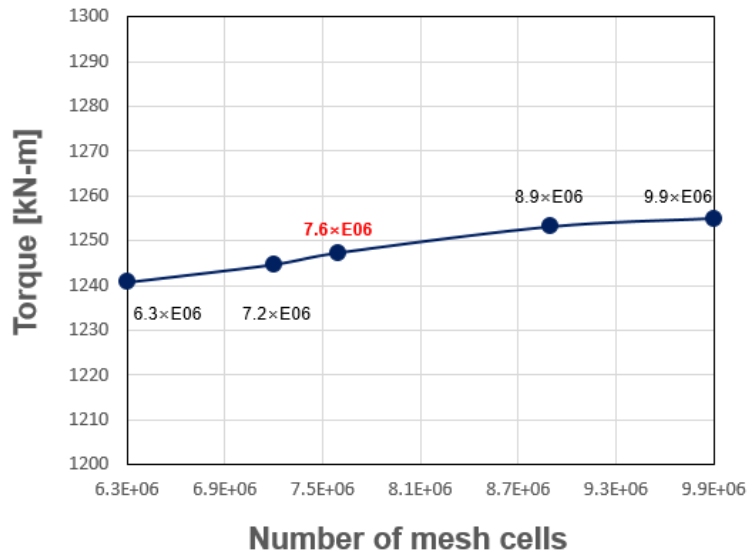


Fig. 4-6 Results of the mesh dependency test.

블레이드의 격자 민감도에 따른 최적 격자를 선정하기 위해 6.0E+06에서 1.0E+07 격자 수 수준의 해상도로 격자를 생성하여 해석을 수행하였고 해석결과는 Figure. 4-6와 Table. 4-1에 정리하였다. 격자 해상도가 가장 높은 1.0E+07개의 격자 수를 기준으로 수렴해의 상대오차를 비교하였을 때, 7.6E+06개의 격자 수에서 0.61% 상대오차를 보이고 다른 격자 수와 비교하였을 때 보다 효율적으로 판단되어 모든 NREL 블레이드 성능해석 시 블레이드의 표면 격자 해상도는 7.6E+06개의 격자 수와 동일하게 설정하였다. 최종적으로 Full-scale, Rotor-Tower-Nacelle assembly 해석을 위해 설정한 Domain을 Figure. 4-7에 나타내었으며, 최종 격자 노드 수는 Clean 2.2E+07, Moderate 2.5E+07, Severe 2.7E+07이다.

4. 마모영역 거칠기

NREL 5MW 풍력터빈 블레이드의 손상 상태를 정의하고 불규칙적으로 분포되어 있는 블레이드의 표면 거칠기를 고려하기 위해 3장 4절에서 계산한 방법과 동일하게 ESGR을 계산하여 Moderate와 Severe 상태로 모델링된 표면에 거칠기를 적용하였다. Rough function을 적용하기 위해 앞서 3장에서 에어포일 해석과 같은 방법으로 $r < y$ 조건을 만족하도록 y 값을 다시 설정하여 격자를 다시 생성하였으며, 블레이드의 Span방향으로 y^+ 를 그래프로 Figure. 4-8에 나타내었다.

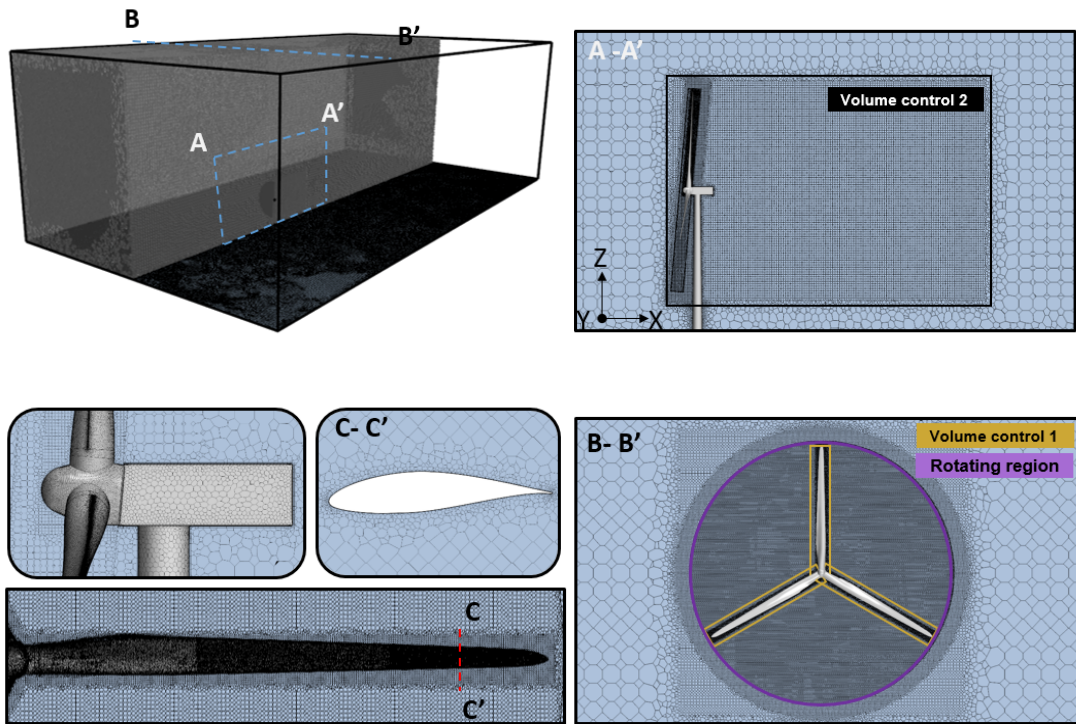


Fig. 4-7 Complete domain and close-up view of the full-scale simulation mesh.

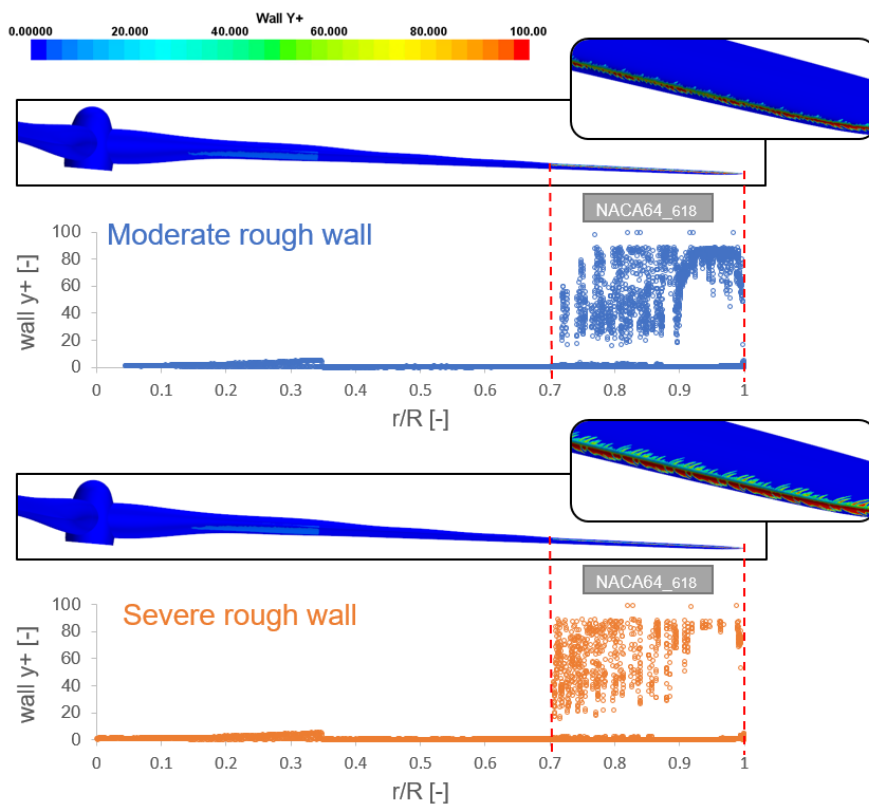


Fig. 4-8 Modified wall y^+ value at roughness area.

5. NREL 5MW 풍력터빈 시뮬레이션 결과

이상과 같은 해석조건에 의해 블레이드 팁 영역의 전연 부 손상상태에 따른 풍력터빈의 성능변화를 분석하였다. 블레이드만 존재하는 경우와는 달리, 나셀과 타워가 추가된 전체 형상에 대한 해석은 주변 장착물들이 블레이드에 간섭을 하는 현상이 발생한다. 특히 타워의 영향으로 인한 난류증가와 풍속 감소는 블레이드의 공력특성을 변화시킨다. 정상상태 해석을 수행할 경우 MRF기법이 적용되어 주변의 작동유체만 회전한다. 이는 블레이드의 회전 방위각에 따른 타워 간섭효과를 정상적으로 고려하지 않기 때문에 정확한 해석결과를 얻을 수 없다. 따라서 나셀과 타워를 고려한 Full-scale의 모든 해석은 비정상상태(Transient)조건에서 수행하였으며, CFD 시뮬레이션의 결과 값은 RMS residual과 토크와 추력의 변화를 모니터링 하여, RMS residual < 1.0E-4를 만족하고 블레이드가 360° 회전한 시간의 모니터링 값을 평균하여 사용하였다.

5.1 블레이드 유동특성

블레이드 전연 부 손상상태에 따른 풍력터빈의 주변 유동현상을 분석하기 위해 정격유속 11.4m/s조건에서 XZ 단면의 속도분포를 Figure, 4-9에 나타내었다. 마모에 의한 공력특성 변화로 주변 유동장에 영향을 미치지만 앞서 언급한 바와 같이 풍력터빈의 주변 유동은 나셀과 타워와 같은 추가적인 장착물에 의해 지배적인 영향을 받는다. 전체 유동장의 변화율은 미비하기 때문에 로터 블레이드 주위로 발생하는 복잡한 3차원 유동현상을 분석하기 위해 블레이드 주변의 표면 압력분포, 표면 유선을 가시화하여 분석하였다.

블레이드는 빠른 속도로 회전하여 원심력에 의해 로터 허브와 팁 사이의 압력차가 발생하게 된다. 통상 블레이드 허브 근방 영역의 에어포일은 비교적 높은 받음각에서 운전되기 때문에 박리에 의해 유동흐름이 표면으로부터 쉽게 이탈한다. 루트영역에서 이탈한 유동흐름으로 인한 반경류(Radial flow)는 원심력과 압력차에 의해 블레이드표면을 따라 팁 방향으로 진행되는 특징을 보이며, 이는 블레이드의 성능에 부정적인 영향을 미치는 실속현상을 초래한다.

Figure. 4-10에 블레이드 손상상태에 따른 블레이드 표면 유선을 나타내었다. 블레이드 전연 부 손상은 주로 팁 영역에서 발생하므로 본 연구에서는 루트영역

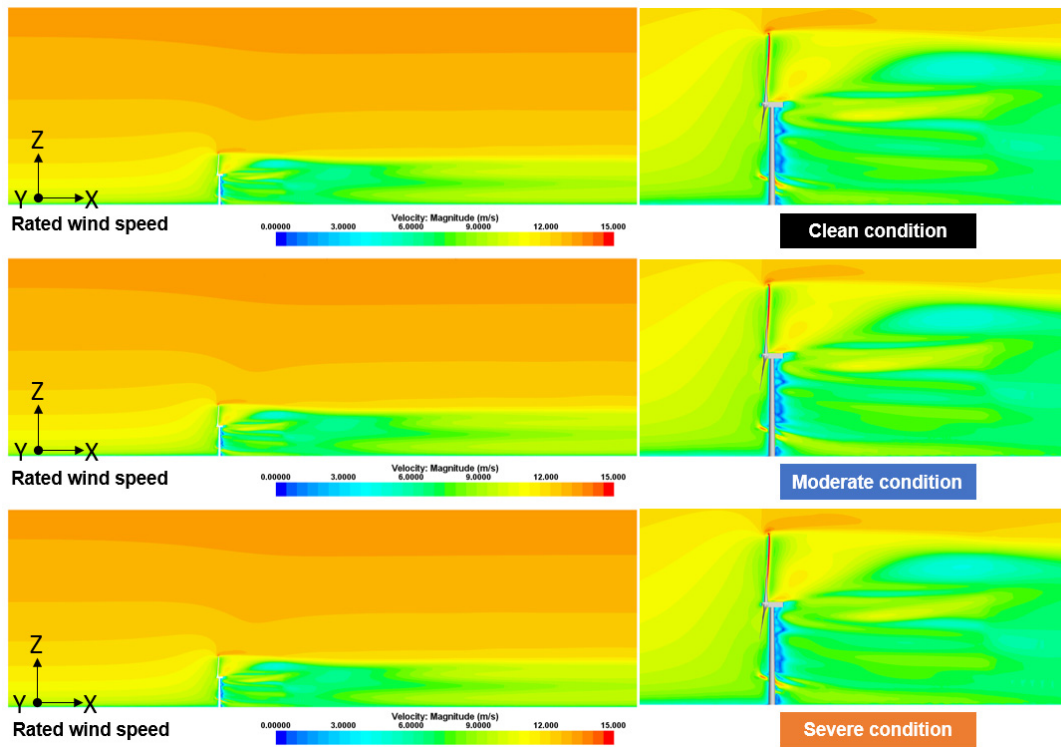


Fig. 4-9 Velocity distribution on the XZ-axis section with different leading edge conditions.

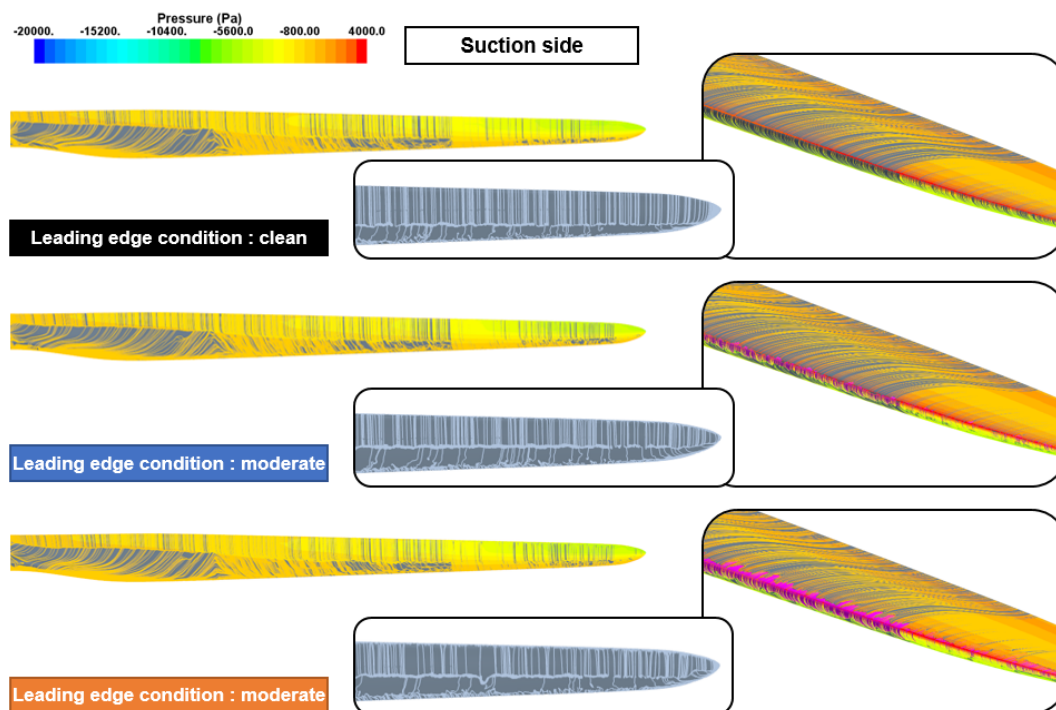
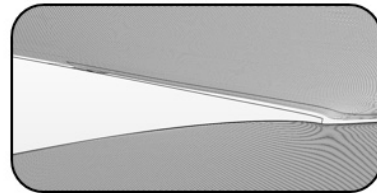
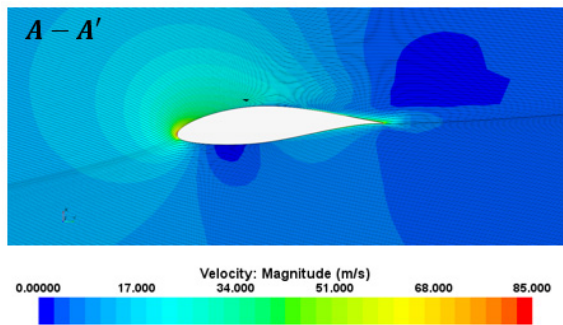
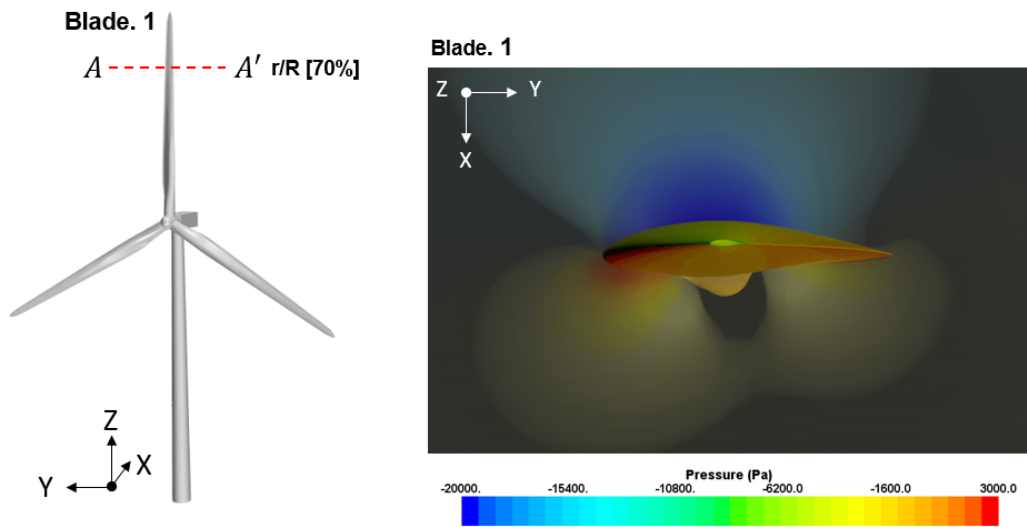
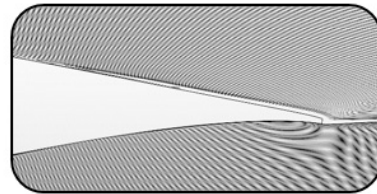
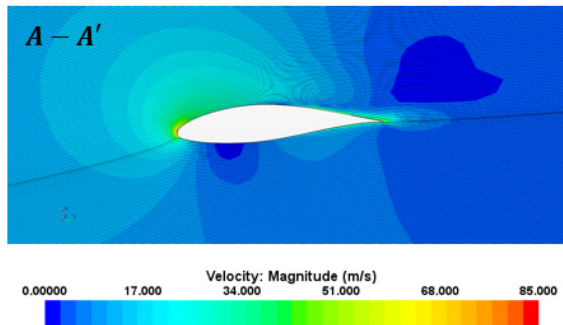


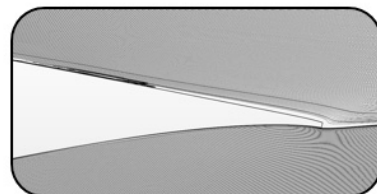
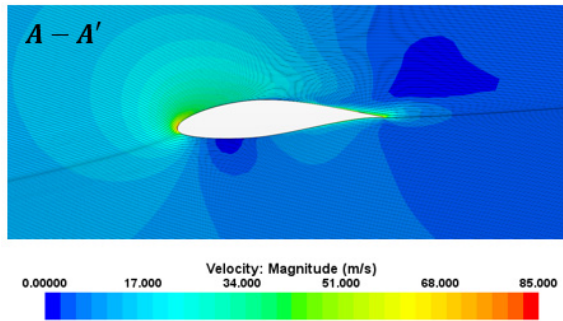
Fig. 4-10 Surface streamlines of suction side with different leading edge erosion.



Clean condition



Moderate condition



Severe condition

Fig. 4-11 Velocity contour at 70% of span ($r/R=0.7$) and close-up view of trailing edge

에서는 마모가 발생되지 않았다고 가정되었기 때문에 루트영역의 블레이드 표면의 유동흐름 변화는 미비하게 나타나있는 것을 확인할 수 있다. 그러나 NACA64_618에어포일로 구성된 70%(r/R)에서부터 후연 부에서 전연 부 방향으로 이탈하는 유동영역이 확대되고 있다.

블레이드 주변의 유동특성을 보다 면밀히 검토하기 위해 Figure. 4-11에 나타난 바와 같이 Blade.1에 대한 r/R[70%]위치에서의 유동변화를 분석하였다. 에어포일 공력특성 분석에서와 마찬가지로 정격풍속 11.4 m/s에서 실속은 크게 발생하지 않으며, 블레이드 전연 부 손상상태에 따라 후연 부에서의 박리영역이 증가하여 블레이드 성능을 저하시키는 것을 확인할 수 있다.

5.2 출력성능 변화

Figure. 4-12에 정격풍속 11.4 m/s 조건에서 로터가 360° 회전하는 동안의 로터의 출력을 나타내었다. Clean 조건에서는 평균 5 MW의 발전량을 보였으나, Moderate와 Severe 조건에서는 정격출력이 Clean 조건대비 각각 3.14, 3.22% 감소하였다.

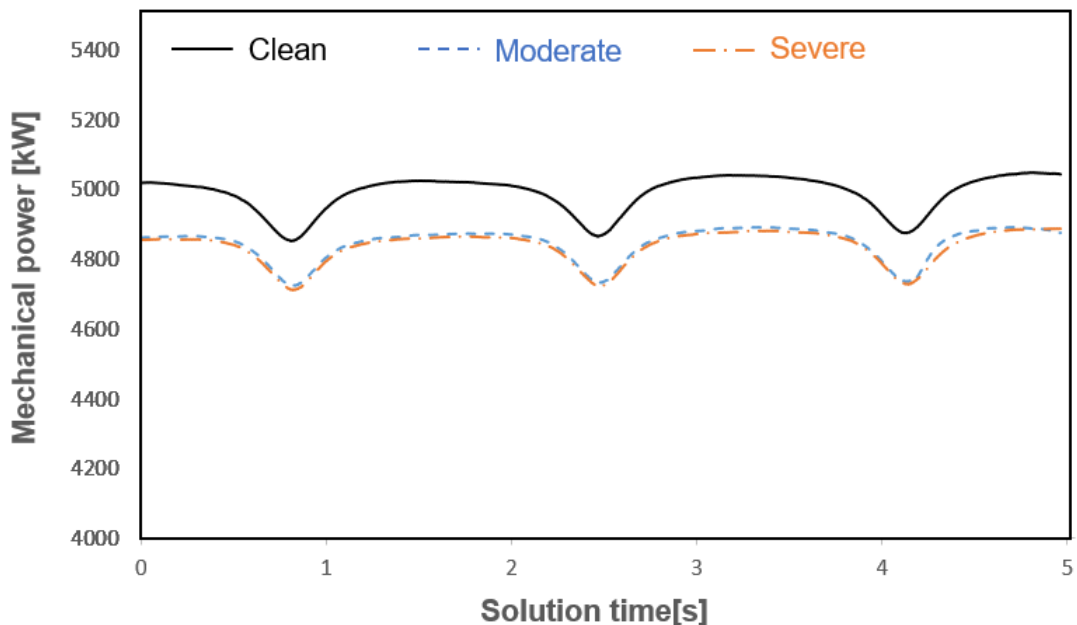


Fig. 4-12 Comparison of power outputs at rated wind speed in three cases

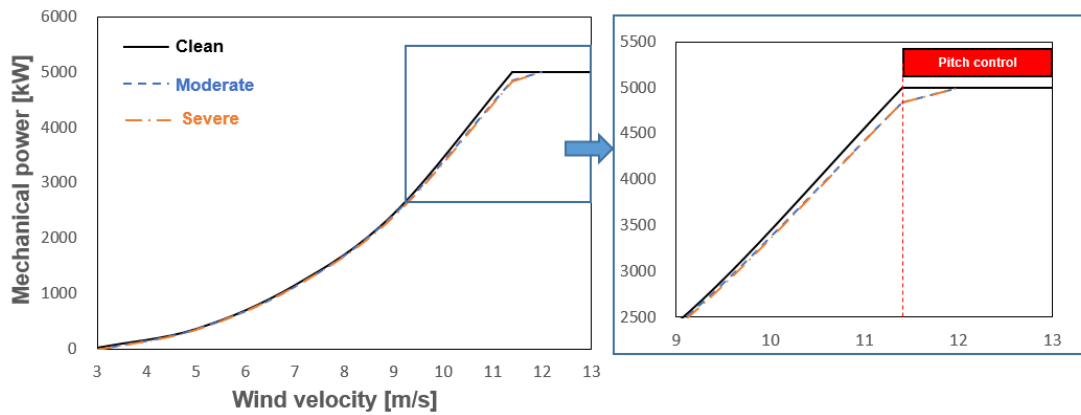


Fig. 4-13 Comparison of power curves with different leading edge conditions

Figure. 4-13은 블레이드 팁 전연 부 마모상태에 따른 출력곡선 비교결과이다. 각 케이스별로 풍속 3, 5, 7, 9, 11.4 m/s 조건에서의 비정상상태 해석결과이며, 정격풍속 이후 구간에서는 피치제어에 의해 Clean 조건의 정격출력이 발생된다고 가정하였다. Clean 조건 대비 풍속 11.4 m/s에서 출력이 Severe 조건에서 3.2%로 가장 많이 감소하였으며, 마모의 영향으로 풍력터빈의 정격출력이 지연되는 결과를 나타내고 있다. 블레이드가 손상된 Moderate와 Severe의 출력곡선과 Table. 4-2에 정리된 Power coefficient를 비교하였을 때, 두 케이스의 성능감소는 큰 차이를 보이지 않는 것을 확인할 수 있다. 3장의 해석결과에서 에어포일의 받음각이 높은 구간일수록 공력성능이 큰 폭으로 감소하였지만 Moderate와 Severe 조건의 실속 받음각은 8° 로 유사하게 나타났다. NREL 5MW의 풍력터빈은 정격풍속이전까지 받음각 $2.68^\circ \sim 7.59^\circ$ 로 운전되기 때문에 Full-scale 풍력터빈 CFD 해석에서도 두 케이스의 출력성능의 차이가 크게 발생되지 않는 것으로 판단된다.

Table. 4-2 Comparison of power coefficient with different wind speed.

Wind speed [m/s]	Power coefficient [-]		
	Clean	Moderate	Severe
3	0.13	-0.04	-0.04
5	0.38	0.38	0.37
7	0.44	0.43	0.43
9	0.44	0.43	0.43
11.4	0.44	0.43	0.43

Table. 4-3 Comparison of wind turbines power outputs between full-scale CFD and BEM theory.

Leading edge condition	Full-scale CFD [kW]	BEMT [kW]
Clean	5,000	5,297
Moderate	4,843	5,184
Severe	4,839	5,163

Table. 4-3은 정격풍속에서의 블레이드 손상 상태에 따른 BEMT 계산과 Full-scale CFD 해석의 결과를 비교하여 나타내었다. BEMT 적용을 통한 풍력터빈의 성능계산은 블레이드 요소간의 독립성을 가정하는 등의 불완전한 문제점이 존재한다. 이러한 문제는 3차원 유동의 영향을 고려하지 않는 과정에서 크게 발생하며, 실제보다 높은 성능이 예측되는 결과를 초래한다. 본 연구결과에서도 BEMT와 Full-scale CFD해석결과를 비교하였을 때, 풍력터빈의 출력계산 값은 평균 6.5% 감소하였다. 그러나 마모에 의한 성능감소율은 BEMT와 Full-scale CFD 해석결과 모두 약 3%로 비슷한 경향성을 나타내고 있다. 결과적으로 BEMT의 경우 2차원 에어포일의 공력데이터에 의존한 결과이기 때문에 실제보다 성능을 과대 예측하는 경향을 보이지만 두 결과는 비교적 잘 일치하고 있음을 확인할 수 있다.

V. 결론

본 연구에서는 수치해석 모델링방법을 제안하여 블레이드 전연 부 마모가 풍력터빈 출력성능에 영향을 미치는 상관관계를 분석하였다. 블레이드 전연 부 마모는 12년간 유지보수 없이 운전된 Vestas V47 풍력터빈 블레이드를 관찰하여 확보하였다. Clean 상태를 포함하여 확보한 마모패턴을 바탕으로 Moderate case. 1, 2와 Severe case.1, 2에 대해 받음각 범위 $-6^{\circ} \sim 18^{\circ}$ 에서 3차원 유동해석을 수행하였다. 에어포일 시뮬레이션 결과는 레이놀즈 수 $6.0E+06$ 조건에서 Abbott, I. H에 의해 수행된 풍동실험 결과와 비교분석 되었으며, 이 결과를 바탕으로 3D 풍력터빈 해석에 적합한 수치해석 기법 및 난류모델을 검증하였다. 에어포일 시뮬레이션을 통해 확보한 데이터를 기반으로 BEM이론에 적용하여 풍력터빈의 발전량을 산출하였다. 계산된 발전량은 최종 비정상상태 해석조건에서 수행한 3D 풍력터빈 해석결과와 비교하였다.

에어포일 전연에 본 연구에서 정의한 Moderate 조건으로 마모가 발생한 경우, 공력성능이 감소하는 Stall point가 받음각 13° 에서 8° 로 감소하였으며, C_L 은 최대 27%감소하고 C_D 는 최대 140%증가하였다. 마모가 Moderate 조건에 비해 더 진행된 Severe 조건의 경우에는 유동박리 현상이 Severe case. 1은 8° , Severe case. 2는 6° 에서 발생하였다. Clean 조건과 비교하였을 때, C_L 은 최대 32%감소하고 C_D 는 최대 150%증가함을 보였다.

마모현상에 의한 불규칙한 표면 거칠기가 에어포일 특성에 미치는 영향을 비교하기 위해 추가적인 해석을 수행하였다. Moderate 조건의 경우 마모영역에 거칠기가 적용되면서 C_L 이 감소하는 받음각이 8° 에서 10° 로 지연되었으나, 전체적으로 항력은 증가하고 양력은 감소하는 경향을 보이고 있으며, 평균적으로 C_L 은 2.1% 감소하였고 C_D 는 10% 증가하였다. Severe 조건의 경우에도 실속 받음각은 8° 에서 10° 로 지연되었으나, 에어포일 표면의 거칠기에 의해 전체적으로 C_L 은 4% 감소하였고 C_D 는 14% 증가하였다.

CFD 해석을 통해 얻은 공력데이터를 기반으로 DNV GL의 BLADED S/W를 이용하여 풍속변화에 따른 NREL 5MW 풍력터빈의 발전량을 계산하였다. 마모영역이 확산되고 깊어짐에 따라 정격풍속이 지연되었으며, Severe case. 2가 Clean과 비교하였을 때 정격유속 11.4 m/s 에서 상대오차가 6.5 %로 가장 큰 출력

감소를 보였다. 전연 부 마모상태가 Clean, Moderate case. 1과 2, Severe case. 1과 2 조건 일 때 AEP 손실률을 계산한 결과, Clean 조건 대비 Moderate case. 1에서 최소 0.9%, Severe case. 2에서 최대 3.7% 감소하였다.

CFD 해석을 통해 비정상상태 조건에서 Full-scale NREL 5MW 풍력터빈의 출력성능 분석을 수행하였다. 정격풍속 조건에서 블레이드 전연 부 상태가 Moderate 일 때 출력은 3.14%감소하고 Severe에서는 3.22%감소하였다. 에어포일의 공력데이터를 기반으로 BEM 이론에 적용하여 계산한 발전량보다는 각 풍속구간에서 평균적으로 6.5%감소하였다. 그러나 마모에 의한 성능감소율은 BEMT와 Full-scale CFD 해석결과 모두 약 1.5~2.4%로 비슷한 경향성을 나타내고 있다. 결과적으로 BEMT의 경우 2차원 에어포일의 공력데이터에 의존한 결과이기 때문에 실제보다 성능을 과대 예측하는 경향을 보이지만 두 결과는 비교적 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

에어포일의 받음각이 높은 구간일수록 공력성능이 큰 폭으로 감소하였지만 Moderate와 Severe 조건의 실속 받음각은 8° 로 유사하게 나타났다. NREL 5MW의 풍력터빈은 정격풍속이전까지 받음각 $2.68^\circ \sim 7.59^\circ$ 로 운전되기 때문에 발전량을 계산하였을 때 마모의 영향으로 출력성능 감소율이 크지 않은 것으로 판단된다. 본 연구에서는 풍력터빈의 블레이드 모두 마모가 동일하게 발생되었다고 가정되었다. 그러나 실제 블레이드의 마모가 Laminate 손상까지 진행되었을 경우, 손상된 블레이드의 전연 부에 수분이 침투하여 Mass imbalance 발생시키게 된다. 또한 불규칙적인 전연 마모에 의해 블레이드의 공력성능이 변화하여 Aerodynamic imbalance를 초래한다. 이러한 현상으로 풍력터빈에 작용하는 하중이 증가하여 성능 및 구조 안정적 측면에 불리한 영향을 미친다. 따라서 CFD 시뮬레이션 결과보다 실제 풍력터빈의 발전량은 더 감소할 것으로 추정된다.

참고문헌

- [1] Bloomberg New Energy Finance, Levelised Cost of Energy Update, Bloomberg New Energy Finance, 2017
- [2] International Energy Agency, World Energy Outlook 2016, Paris 2016
- [3] GWEC. Global Wind Energy Council, Global wind statistics 2017
- [4] Wind Europe. The European Offshore Wind Industry Key Trends and Statistics 2016, 2017, January, <https://windeurope.org/wp-content/uploads/files/about-wind/statistics/WindEurope-Annual-Offshore-Statistics-2016.pdf>. (Accessed 1 May 2018)
- [5] Carlin, P.W.; Laxson, A.S.; Muljadi, E. The history and state of the art of variable-speed wind turbine technology. *Wind Energy* 2003, 6, 129-159
- [6] Wilson, R.E., P.B. Lissaman, and S.N. Walker, Aerodynamic performance of wind turbines. 1976, Oregon State Univ., Corvallis (USA)
- [7] Newbauer, S. and S. Kumpaty. Computational Fluid Dynamics of Aerodynamic Effects for Optimum Number of Wind Turbine Blades. in ASME 2012 International Mechanical Engineering Congress and Exposition. 2012. American Society of Mechanical Engineers.
- [8] Duquette, M.M., J. Swanson, and K.D. Visser, Solidity and blade number effects on a fixed pitch, 50 W horizontal axis wind turbine. *Wind Engineering*, 2003. 27(4): p. 299-316.
- [9] J. Zayas, M. Derby, P. Gilman, and S. Ananthan, Enabling wind power nationwide, May, 2015 U.S. Department of Energy. pp. 8
- [10] GE Renewable Energy, <https://www.ge.com/renewableenergy/wind-energy/turbines> (accessed 24 May 2018)
- [11] Vestas, <https://www.vestas.com/en> (accessed 24 May 2018)
- [12] E. Byon, E. Perez, Y. Ding, L. Ntamo, Simulation of wind farm operations and maintenance using discrete event system specification, *Trans. Soc. Model. Simul. Int.* 87 (2010) 1093e1117
- [13] Y. Dalgic, I. Lazakis, O. Turan, S. Judah, Investigation of optimum jack-up vessel chartering strategy for offshore wind farm O&M activities, *Ocean. Eng.* 95 (2015) 106-115
- [14] EDP Renewables, Iberwind, North America LLC 2014.
- [15] Battisti, L., 2015. *Wind Turbines in Cold Climates: Icing Impacts and Mitigation Systems*. Springer
- [16] Virk, M.S., Homola, M.C., Nicklasson, P.J., 2010. Relation between angle of attack and atmospheric ice accretion on large wind turbine's blade. *Wind Eng.* 34 (6), 607-613,
- [17] Effects of blade design on ice accretion for horizontal axis wind turbines, K. Pope

- [18] Corten, G.P.; Veldkamp, H.F. Aerodynamics: Insects can halve wind-turbine power. *Nat. Brief Commun.* 2001, 412, 41-42.
- [19] Darbandi, M., Mohajer, A., Behrouzifar, A., Jalali, R., & Schneider, G. E. (2014). Evaluating the effect of blade surface roughness in megawatt wind turbine performance using analytical and numerical approaches. 10th International Conference on Heat Transfer, Fluid Mechanics and Thermodynamics Florida.
- [20] Bai, T., Liu, J., Zhang, W., & Zou, Z. (2014). Effect of surface roughness on the aerodynamic performance of turbine blade cascade. *Propulsion and Power Research*, 3(2), 82- 89.
- [21] Deshun Li, Rennian Li, Congxin Yang, Xiuyong Wang. Effects of surface roughness on aerodynamic performance of a wind turbine airfoil. In *Power and Energy Engineering Conference (APPEEC)*, 2010.
- [22] S. Powell, "3M Wind Blade Protection Coating W4600," 3M Industrial Marketing Presentation, 2011. Erosion Effect on Energy Production
- [23] Keegan, M.H., Nash, D.H., Stack, M.M., 2012. Modelling rain drop impact of offshore wind turbine blades. In: *ASME Turbo Expo 2012: Turbine Technical Conference and Exposition*, American Society of Mechanical Engineers, pp. 887-898.
- [24] A. Corsini, A. Castorrini, E. Morei, F. Rispoli, F. Sciulli, P. Venturini Modeling of rain drop erosion in a multi-MW wind turbine ASME turbo expo . Montreal, Canada (2015)
- [25] N. Gaudern, A practical study of the aerodynamic impact of wind turbine blade leading edge erosion, *J Phys Conf Ser*, 524 (2014), p. 012031
- [26] M, Nuyken O, Meyer M, Wehr J, Schupp N. Solegel derived erosion protection coatings against damage caused by liquid impact. *Wear* 2007;263:318e29
- [27] Schramm M, Rahimi H, Stoevesandt B, Tangager K. The Influence of Eroded Blades on Wind Turbine Performance Using Numerical Simulations. *Energies*. 2017. doi:10.3390/en10091420
- [28] N.N. Sørensen, F. Zahle, C. Bak, and T. Vronsky. Prediction of the Effect of Vortex Generators on Airfoil Performance. *Torque conference 2014*, Lyngby, Denmark, 2014.H.D. Taylor. Increasing the efficiency of the U.A.C. 8-ft wind tunnel fan by means of vortex generators. Technical Report R-4012-4, U.A.C, 1947
- [29] Johansen J, Sorensen NN. Numerical analysis of winglets on wind turbine blades using CFD. In: *Proceedings of European wind energy conference & exhibition*. Milan (Italy); 2007.
- [30] I.H. Abbott, A. Von Doenhoff, *Theory of Wing Sections: Including A Summary of Airfoil Data*, Dover Publications (1959)
- [31] IhamF. Zidane, KhalidM. Saqr, Greg Swadener, Xianghong Ma, MohamedF. Shehadeh, On the role of surface roughness in the aerodynamic performance and energy conversion of horizontal wind turbine blades: a review *International Journal of Energy Research*, 40 (15) (2016), pp. 2054-2077

- [32] Sareen A, Sapre CA, Selig MS. Effects of leading edge erosion on wind turbine blade performance. *Wind Energy* 2014; 17:1531-1542.
- [33] J. Jonkman, S. Butterfield, W. Musial, G. Scott, Definition of a 5-MW reference wind turbine for offshore system development, NREL/TP-500-38060, National Renewable Energy Laboratory, Golden, CO (2007)
- [34] D.T. Griffith, T.D. Ashwill, The Sandia 100-meter all-glass-baseline wind turbine blade SNL100-00. SAND2011-3779, 2011
- [35] S.K. Ha, K. Hayat, L. Xu, Effect of shallow-angled skins on the structural performance of the large-scale wind turbine blade, *Renewable Energy*, 71 (2014), pp. 100-112
- [36] B.R. Resor, Definition of a 5MW/61.5m Wind Turbine Blade Reference Model, Tech. Rep. SAND2013-2569, Sandia National Laboratories (2013)
- [37] H.J.T. Kooijman, C. Lindenburg, D. Winkelaar, E.L. van der Hooft, DOWEC 6 MW pre-design. Tech. Rep.; ECN-CX-01-135, Energy Research Center of the Netherlands, Petten (2003)
- [38] Afari K, Hassan M, Forouzi B. The Effects of Different Roughness Configurations on Aerodynamic Performance of Wind Turbine Airfoil and Blade. 2017;6(3):273-281.
- [39] Hummel, F., Lötzerich, M., Cardamone, P., & Fottner, L. (2005). Surface roughness effects on turbine blade aerodynamics. *Journal of Turbomachinery*, 127(3), 453-461.
- [40] Peyret, R., Krause, E. (eds.): *Advanced turbulent flow computations*. Springer, Wien (2000)
- [41] Menter, F. R. Performance of popular Turbulent Models for Attached and Separated Adverse Pressure Gradient Flow, *AIAA J.*, Vol 30, pp. 2066-2072
- [42] Menter, F. R., Kuntz, M and Langtry, R. (2003). Ten Years of industrial Experience with the SST Turbulence Model, *Proceedings of the Fourth International Symposium on Turbulence, Heat and Mass Transfer*, Begell House, Redding, CT.
- [43] Yao J, Yuan W, Wang J, Xie J, Zhou H, Peng M, Sun Y. Numerical simulation of aerodynamic performance for two dimensional wind turbine airfoils. *Procedia Engineering* 2012; 31:80-86.
- [44] Esteban Ferrer, XM. CFD predictions of transition and distributed roughness over a wind turbine airfoil. In 47th AIAA Aerospace Sciences Meeting Including The New Horizons Forum and Aerospace Exposition, Orlando, Florida, 2009.
- [45] Han W, Kim J, Kim B. Effects of contamination and erosion at the leading edge of blade tip airfoils on the annual energy production of wind turbines. *Renew Energy*. 2018;115:817-823. doi:10.1016/j.renene.2017.09.002
- [46] Li Yuhong, Lu Congming. A numerical simulation of flow around a wind turbine airfoil based on transition model. In *World Non-Grid-Connected Wind Power and Energy Conference*, 2009
- [47] Sreejith BK, Sathyabhama A. Numerical study on effect of boundary layer trips on aerodynamic performance of E216 airfoil. *Eng Sci Technol an Int J*. 2018;21(1):77-88. doi:10.1016/j.jestch.2018.02.005

- [48] Danberg JE and Sigal A. Analysis of turbulent boundary-layer over rough surfaces with application to projectile aerodynamics. Technical Report, Army Ballistic Research Lab Aberdeen, 1988.
- [49] Timmer W. An Overview of NACA 6-Digit Airfoil Series Characteristics with Reference to Airfoils for Large Wind Turbine Blades. 47th AIAA Aerosp Sci Meet Incl New Horizons Forum Aerosp Expo. 2009;(January):1-13. doi:10.2514/6.2009-268
- [50] Richards, P.J., Hoxey, R.P., 1993. Appropriate boundary conditions for computations wind engineering models using the k-e turbulence model. J. Wind Eng. Ind. Aerodyn. 46-47, 145-153.
- [51] Jain P (2007) Wind energy engineering. McGraw Hill. ISBN:978-0-07-171477-8

