

공학박사 학위논문

수평축 풍력발전용 터빈 블레이드 최적
설계 및 공력성능해석에 관한 연구

**A Study on the Optimum Blade Design and the
Aerodynamic Performance Analysis for the
Horizontal Axis Wind Turbines**

지도교수 : 이 영 호

2005 년 8 월

한국해양대학교 대학원

기계공학과 김 범 석

공학박사 학위논문

수평축 풍력발전용 터빈 블레이드 최적
설계 및 공력성능해석에 관한 연구

**A Study on the Optimum Blade Design and the
Aerodynamic Performance Analysis for the
Horizontal Axis Wind Turbines**

지도교수 : 이 영 호

2005 년 8 월

한국해양대학교 대학원

기계공학과 김 범 석

본 논문을 김범석의 공학박사 학위논문으로 인준함

위원장 : 공학박사 박 권 하



위 원 : 공학박사 정 재 현



위 원 : 공학박사 남 청 도



위 원 : 공학박사 김 유 택



위 원 : 공학박사 이 영 호



2005년 7월 4일

목 차

Abstract

Nomenclature

제 1 장 서론	1
1.1 풍력발전 현황	1
1.2 연구동향	4
1.3 연구목적	6
1.4 현대식 풍력발전용 터빈	8
1.5 현대식 풍력발전용 터빈의 구조	10
1.5.1 로터 블레이드	14
1.5.2 동력전달 장치	14
1.5.3 발전기	15
1.5.4 너셀	15
1.5.5 타워	16
제 2 장 수평축 풍력터빈의 공기역학	17
2.1 Actuator disk 이론	17
2.1.1 운동량 이론	19
2.1.2 동력계수	21
2.1.3 최대 동력계수	21
2.1.4 축 추력계수	22
2.2 Rotor disk 이론	24
2.2.1 각 운동량 이론	28
2.2.2 최대 동력	31

2.3 날개요소 이론.....	33
2.4 날개요소 운동량 이론.....	37
제 3 장 수평축 풍력터빈 블레이드 최적설계.....	43
3.1 중·대형(1MW) 로터블레이드 최적설계.....	43
3.1.1 설계풍속의 결정.....	43
3.1.2 로터블레이드 직경 및 정격회전수의 결정.....	44
3.1.3 날개 끝 손실계수의 보정.....	45
3.1.4 새로운 흐름유도계수들의 결정.....	48
3.1.5 무차원 현의 길이 결정.....	50
3.1.6 입구유입 유동각 및 비틀림각의 결정.....	53
3.1.7 로터블레이드 익형 선정 조건.....	55
3.1.8 2차원 익형공력특성의 예측.....	58
3.2 중형 로터블레이드(100kW) 최적설계.....	66
3.2.1 로터블레이드 직경 및 정격회전수의 결정.....	66
3.2.2 날개 끝 손실계수의 보정.....	66
3.2.3 새로운 흐름유도계수들의 결정.....	68
3.2.4 무차원 현의 길이 결정.....	70
3.2.5 비틀림 각의 결정.....	71
3.2.6 2차원 익형 공력특성.....	72
3.3 소형 로터블레이드(20kW) 최적설계.....	78
3.3.1 설계변수들의 결정.....	78
제 4 장 성능해석 소프트웨어 개발 및 평가.....	88
4.1 소프트웨어 개발.....	88
4.2 실속 후 공력특성의 예측.....	95

4.3 FIL-1000 성능평가(1MW turbine)	97
4.4 FIL-100 성능평가(100kW turbine)	103
4.5 FIL-20 성능평가(20kW turbine)	111
제 5 장 CFD를 이용한 풍력터빈 전산해석	121
5.1 수치해석 기법	122
5.1.1 지배방정식	124
5.1.2 이산화 방법	125
5.1.3 난류모델링	129
5.2 계산조건(FIL-1000)	132
5.3 계산격자 및 경계조건(FIL-1000)	134
5.4 결과 및 고찰(FIL-1000)	138
5.4.1 블레이드 표면 유선	138
5.4.2 블레이드 국부단면 유동특성	143
5.4.3 출력특성	151
5.5 계산조건(FIL-20)	153
5.6 계산격자 및 경계조건(FIL-20)	155
5.7 결과 및 고찰	159
5.7.1 블레이드 표면 유선	159
5.7.2 블레이드 3차원 유동특성	163
5.7.3 출력특성	173
제 6 장 결 론	175
참고문헌	177
감사의 글	

A Study on the Optimum Design of the Horizontal Axis Wind Turbine and Its Aerodynamic Performance Analysis

BeomSeok, KIM

Department of Mechanical Engineering

Graduate School of Korea Maritime University

Abstract

Wind energy has been emerged as one of important alternative energy from nature sources. Especially in part of Europe, for example, Denmark and Germany, wind has become a definite choice of the national power generation policy to cope with energy problem in terms of environment and energy shortage.

In modern wind power system of large capacity above 1MW, horizontal axis wind turbine(HAWT) is a common type. And, the optimum design of wind turbine to guarantee excellent power performance and its reliability in structure and longevity is a key technology in wind industry.

In this study, mathematical expressions based upon the conventional blade element momentum theory(BEMT) applying to turbine blade design was first analyzed systematically to secure accurate power prediction from the basic aerodynamic parameters such as lift and drag

coefficients, Prandtl's tip loss coefficient, tangential and axial flow induction factors and twist angle. *X-FOIL* open software was used to acquire lift and drag coefficients of the 2-D airfoils used in power prediction procedure. Three kinds of turbine rotor blade(named as FIL series, FIL-1000:1MW, FIL-100:100KW and FIL-20:20KW) were selected as examples of the optimum blade design and power prediction. Especially, in FIL-1000 case, three kinds of airfoil(FFA, DU and NACA series) were combined to produce maximum aerodynamic performance around blade tip and strong structure around blade root.

Furthermore, optimum blade design and its power prediction software, named as "*POSEIDON*", was also developed from the BEMT discussed in the present study. Several input data are necessary and power curve is acquired easily to show the overall characteristics of the suggested wind turbine performance. Three kinds of blades(FIL-1000, FIL-100 and FIL-20) were again selected to apply the suggested software. In case of FIL-1000, power coefficient was 0.47 at TSR=7. At FIL-100, power coefficients were compared between the experimental aerodynamic data and *X-FOIL* prediction data, resulting in fairly good agreement. In case of FIL-20, single blade shape(NREL S809) was adopted and comparison between experimental aerodynamic parameters and *X-FOIL* data was made with good agreement in power prediction.

Finally, systematic computational fluid dynamics(CFD) analysis by commercial code CFX ver.5.7.1 was performed to study the detailed flow characteristics upon the blade surface and wake region. Turbulence model, $k-\omega$ SST was selected to guarantee stall phenomena, one of 3-D separation flow occurring in wind turbine. ICEM-CFD, reliable grid

generation commercial software was also adapted to secure good quality of grid generation necessary for the reliable CFD simulation.

Three kinds of turbine were again selected to represent the complex 3-D stall flows appearing in the blade surface at various TSR condition. Centrifugal acceleration and pressure difference between hub and tip played a major role to govern the stall phenomena.

Power prediction from the CFD data was also made and compared with BEMT prediction in case of FIL-20, with satisfactory agreement.

In the future, aero-elastic analysis of the blade will be performed by the two-way FSI method software such as CFX-ANSYS and the more reliable blade design procedure and its performance prediction will be established.

Nomenclature

A	Swept area
a	Axial flow induction factor
a'	Tangential flow induction factor
C	Chord length
C_L	Lift coefficient
C_D	Drag coefficient
C_L/C_D	Lift to drag ratio
C_P	Power coefficient
C_T	Thrust coefficient
F	Force, Blending factor
$f_{(\mu)}$	Local tip loss coefficient
H	Total enthalpy
h	Height
N	Blade number
P	Power, Pressure

Q	Driven torque
R	Radius
r	Local radius
S	Strain rate
U	Wind velocity
$V_{\text{Cut_in}}$	Cut-in wind velocity
$V_{\text{Cut_out}}$	Cut-out wind velocity
V_D	Design wind velocity
V_R	Rated wind velocity
W	Wind velocity relative to a point on blade

Greek letters

α	Angle of attack
β	Inclination of local blade chord
η	Efficiency of power train and generator
θ	Blade twist angle
λ	Tip Speed Ratio (TSR)

λ_r	Local tip speed ratio
μ	Non-dimensional local position, Viscosity
ρ	Air-density
σ_r	Local solidity
τ	Stress tensor
Ω	Angular velocity

제 1 장 서론

1.1 풍력발전 현황

1970년대 에너지 위기를 겪은 이후, 선진국을 중심으로 유한자원인 화석에너지를 대신할 새로운 에너지원의 확보에 많은 관심을 기울이고 있으며, 정부차원의 과감한 지원을 통해 각 국가별로 다양한 대체 에너지원에 대한 연구개발 프로젝트가 진행되고 있다.

최근의 이라크 전쟁 이후, 전 세계는 배럴당 60 달러에 육박하는 고유가 시대를 맞이하면서 자국의 원활한 에너지 공급을 위한 무한 에너지 경쟁시대에 접하게 되었으며, 에너지 자원의 안정적인 확보가 국가의 안보와 직결되는 상황에 직면하게 되었다.^[1]

우리나라는 에너지 수입 비중이 97.3%(439억 달러, 2003년 기준)^[2]로서 세계최고 수준의 에너지 소비국가임에도 불구하고, 에너지 안보 및 환경문제에 대한 인식의 부재로 인한 산업 경제활동 위축 및 국가 안보 등에 대한 부담이 가시화되고 있다. 또한, 교토 의정서 2차 공약 기간(2013년~2017년) 중 온실가스 감축 의무부담이 가시화될 전망이다. 이렇게 되면 국내의 산업 경제활동은 장기적으로 심각한 침체기를 맞이할 것이라 예상된다. 따라서, 종합적인 국가 에너지 장기전략의 수립을 통한 문제인식과 적절한 대응으로써, 정부주도하에 과감한 신·재생 에너지 분야에 대한 연구개발 및 보급정책의 추진이 필요한 시점이다.

현재 신·재생에너지원으로써, 풍력, 연료전지, 태양광, 지열, 파력 등 다양한 발전방식이 제안되고 있으나, 지난 십 수년간 독일, 덴마크, 네덜란드, 영국 등 유럽 국가들을 중심으로 요소기술개발 및 실증연구를 거쳐 이미 보급 경제성을 평가받고 있는 풍력발전(wind

power generation)이 가장 현실적인 대안이 될 수 있다.

풍력발전은 바람의 운동에너지를 이용하여 블레이드(blade)를 회전시키고 이때 발생하는 회전을 구동 장치계(drive train)를 통해 발전기로 전달하여 전기를 생산하는 방식을 말한다.^[3]

풍력발전은 크게 육상 풍력발전(on-shore)과 해상 풍력발전(off-shore)으로 구분될 수 있으며, 설치면적의 제한, 주변장애물에 의한 풍속감소, 소음 등의 문제로 인하여 현재 점진적으로 육상 풍력발전단지에서 해상 풍력발전단지로 전환되고 있는 추세이다.^[4]

최근 5년간, 세계 풍력발전 시장의 평균 성장률은 31.7%로써 급격한 보급확대가 이루어지고 있으며, 점차 대형화, 단지화 되어 발전단가가 2003년 기준으로 4¢/kWh까지 하락하여 재래발전방식과 비교하여 충분한 시장경쟁력을 확보 할 수 있게 되었다.^[5]

Table 1.1에 전세계 풍력터빈 설치현황 및 연도별 설치용량 변화율에 관한 자료를 나타내었다.

Table 1.1 Wind turbine installation capacity growth rate in the world^[6]

Year	Installed (MW)	Increase (%)	Cumulative (MW)	Increase (%)
1998	2,597	-	10,153	-
1999	3,922	51	13,932	37
2000	4,495	15	18,449	32
2001	6,824	52	24,927	35
2002	7,227	6	32,037	29
2003	8,344	15	40,301	26
Averaged growth : 5 yrs		26.3	139,799	31.7

1.2 연구동향

최근 전산해석 기술의 눈부신 발달에 힘입어 선진 연구기관을 중심으로 CFD에 의한 로터 블레이드 2차원 및 3차원 수치해석과 다양한 풍력터빈 로터 블레이드용 익형에 대한 수치해석적 연구가 활발히 진행되고 있다.

Wolfe^[7]는 상용 Navier-Stokes solver인 CFD-ACE를 이용해 2차원 익형 공력 특성 해석에 관한 연구를 수행하였다. 그는 익형의 CFD 해석시 천이지점에 대한 정확한 위치만 파악하면 부착류(attached flow)가 형성되는 조건에서 정확한 공력특성의 예측이 가능하다고 하였다. 또한, 일반적인 상용 코드의 기본 난류모델로 적용되는 $k-\epsilon$ 모델은 post-stall 영역에서의 정확한 공력특성예측이 불가능하며, $k-\omega$ 계열의 난류 모델이 적합하다는 결론을 도출했다.

Xu^[8]는 NREL Phase VI 로터 블레이드를 대상으로 in-house 코드에 의한 수치해석을 시도하였다.

Sorensen^[9] 등에 의해 CFD에 의한 3차원 공기 역학적 특성파악을 위한 연구가 진행되었으며, solver로써 $k-\omega$ SST eddy viscosity model을 적용한 상용코드인 Ellipsys 3D를 이용하였다.

Zuijlen^[10] 등에 의해, adaptive 격자계를 이용한 2차원 정상상태 조건에서의 익형 공력특성 예측이 수행되었다.

이들의 연구에 적용된 난류 모델은 1-equation 모델인 Spalart-Allmaras 모델이며, Navier-Stokes solver로서 Hexstream을 사용하였다.

또한, 가장 최근의 3차원 CFD 해석결과로서 Sorensen^[11] 등에 의해 수행된 결과가 있으며, 상용 CFD 코드인 Edge, Ellipsys 3D가 적용되었다. 이들의 연구에서는 LES(Large Eddy Simulation) 수준의 계산 정확도를 확보 할 수 있다고 알려져 있으며, 동일한 조건에서 LES 해석시 필요한 계산 격자 수보다 적은 격자 수가 요구되는 장점이

있는 최신 난류모델인 DES (Detached Eddy Simulation) 모델을 적용하였으며, post-stall 영역에서 비교적 정확한 공력특성을 예측한다고 알려져 있는 $k-\omega$ 계열의 난류모델과 비교하였다. 결과로써 로터 블레이드 root 부근의 극심한 실속이 발생하는 영역에서의 공력특성 예측성능에 있어 DES 모델이 $k-\omega$ 계열의 난류모델 보다 실험결과와 더 잘 일치한다는 결과를 얻었다.

국내의 경우, 국내 최초로 이영호^[12] 등에 의해 Delft Technical University의 T40/500 모델을 대상으로 CFD 해석이 수행되었으며, Navier-Stokes solver로써 CFX-TASCflow 2.11.1을 이용하였다.

가장 최근에 발표된 CFD 연구결과에서는 BEMT(Blade Element Momentum Theory)에 의해 자체적으로 설계된 1MW(FIL-1000) 로터 블레이드를 대상으로 3차원 유동해석 및 성능평가에 관한 연구가 수행되었고, Navier-Stokes solver로써 CFX-5를 사용하였으며 3차원 실속현상 및 후류(wake)의 거동, 터빈출력 예측성능 등에 관한 결과를 얻었다.^[13]

현재 최신의 고급 전산해석 기법인 유체·구조 연성해석 (Flow Structure Interaction, FSI)을 응용한 관련연구가 진행되고 있으며, CFX-5와 ANSYS Multi-Physics를 2-way FSI 기법으로 연동하여 로터 블레이드에 작용하는 유체력에 의한 진동문제 및 공력하중 등의 해석에 관한 연구가 진행 중이다.

1.3 연구목적

풍력터빈 구성요소 중 로터 블레이드는 바람의 운동에너지를 회전력으로 변환하는 핵심적인 요소이며, 효율적인 최적설계 기법의 확립이 절실히 요구되는 요소기술이다. 그러나 이론적 최적설계에 관한 참고문헌의 부재와 선진국가에서 핵심 설계기술의 공개를 회피하는 실정으로 로터 블레이드 최적설계 기법의 확보가 상당히 어려운 실정이다.

현재 국내에서 로터 블레이드 설계시 *BLADED for Windows*, *YAWDYN* 등과 같은 설계 소프트웨어에 의존하여 수행하고 있으나, 근본적인 최적 로터 블레이드 설계기술은 확보되고 있지 않은 실정이다.

이러한 설계 소프트웨어의 활용은 공인된 소프트웨어에 의한 신뢰성 있는 설계데이터를 확보할 수 있는 장점이 있지만, 설계 알고리즘 자체를 이해하지 못한 상황에서 더 이상의 발전을 기대할 수 없으며, 향후 다양한 설계변수를 적용한 독자적인 로터 블레이드에 대한 최적 설계를 수행 할 수 없다.

현재까지 풍력터빈의 성능평가 작업은 원형(prototype)을 제작하여 실 운전조건 하에서 수행되는 field test, 대규모 풍동 실험을 통한 모형실험, BEMT(Blade Element Momentum Theory) 등에 의한 수치 해석적 방법에 의존하고 있다.

우선 실험적 기법은 가장 정확하고 신뢰성 있는 데이터의 확보라는 큰 장점이 있음에도 불구하고 실험 규모의 대형화에 따른 제약과, 실제 스케일의 로터 블레이드 원형제작 등에 관한 문제점으로 소규모 연구그룹이 단독으로 수행할 수 없는 단점이 있다.

해석적인 성능예측 방법으로써 현재까지 다양한 성능예측모델이 제안 되고 있으나, 일반적인 설계과정에서 BEMT 를 이용한 성능 예측이 주로 행해지고 있으며, 풍력발전 산업에서 성능해석의 표준

으로 자리잡고 있다.^[14] 그러나, BEMT 법은 정확한 2 차원 익형의 공력특성 데이터를 활용하면 비교적 신뢰성 있는 성능예측 결과를 도출 할 수 있는 반면, 로터 블레이드 주위의 흐름, 블레이드 표면의 압력분포, 블레이드 후류의 유동특성 등과 같은 어떠한 유체역학적인 문제도 가시화 할 수 없는 단점이 있다.

이를 해결하기 위해 필드 테스트를 거치는 방법과 축소모델에 의한 풍동시험 등과 같은 2 가지 방법이 있으나, 필드테스트와 축소 모델에 의한 성능시험 및 가시화 방법은 상당한 비용과 시간을 필요로 하는 대규모 작업이므로 보다 효율적인 방법이 절실히 요구된다.

2001 년 이후부터 RISO, NASA, NREL 등의 대규모 국가 연구소를 중심으로 CFD 를 이용한 풍력발전용 로터 블레이드 3 차원 유동해석 및 성능평가에 관한 연구가 활발히 수행되고 있으며, 몇몇 결과는 상당히 만족스러운 결과를 제시하고 있다.

본 연구의 목적을 정리하면 다음과 같다.

- 1) 날개 끝 손실 모델을 포함하는 BEMT 이론에 의한 최적 로터 블레이드 형상 설계 기법의 확립
- 2) 효율적인 2차원 익형 공력특성(양력, 항력)의 예측
- 3) 로터 블레이드 설계 및 성능해석 소프트웨어의 개발
- 4) 소형(20kW), 중형(100kW), 대형(1,000kW) 풍력터빈 최적설계 및 BEMT에 의한 성능해석
- 5) CFD를 이용한 로터 블레이드 3차원 유동예측 및 성능평가

1.4 현대식 풍력발전용 터빈

풍력발전용 터빈이란, 바람이 가지는 운동에너지를 전기에너지로 변환하는 에너지 변환장치를 말한다. 이는 과거 바람의 에너지를 기계적 에너지로 변환하는 전통적인 기계장치인 “windmill”의 개념과는 상반되는 것이다. 전기 에너지의 생산 역할을 하는 풍력발전기는 일반 송전망에 연계되며, 송전시설에는 배터리 축전회로시스템, 거주지 스케일의 동력 시스템, 다양한 전기관련 부가장치들이 포함된다.

전체 풍력발전용 터빈의 설치용량에 따르면 10kW 미만의 소형 터빈이 대다수를 차지하고 있으나, 전체 풍력에너지 생산량에 따르면, 주로 500kW부터 2MW급의 중·대형 풍력발전용 터빈들이 주축을 이루고 있다.^[15] 이러한 중·대형 터빈들은 보통 대규모 송전시설들을 필요로 하게 되며, 대다수의 풍력터빈이 미국과 유럽 등지에 설치되어 있다.

풍력발전용 터빈의 용도를 이해하기 위해 터빈의 작동개념에 대한 몇몇 기본적인 원리를 이해하는 것이 중요하다.

현대식 풍력발전용 터빈에서 실제 바람에너지의 변환과정은 회전하는 축(shaft)에 작용하는 전체 토크(torque)의 발생원인이 되는 공기역학적 힘(aerodynamic force), 양력(lift force)의 발생으로부터 시작된다. 양력에 의해 발생하는 토크는 기계적 동력을 발생시키고, 발생하는 동력은 발전기를 통해 전기 에너지로 재 생산된다.

바람에너지는 저장할 수 없으며, 차후 재 사용할 수도 없기 때문에 풍력터빈은 바람에너지 밀도변화에 신속히 대응할 필요가 있으며, 이러한 점이 대다수 기타 발전방식과의 가장 큰 차이점에 해당한다.

역사적으로 밀과 같은 곡물을 분쇄하기 위한 목적으로 windmill과 같은 장치가 등장하였으며, 이러한 장치들은 현대에 이르러 그 사용

목적에 대한 관점이 변화되었다.

오늘날의 광범위한 송전망을 통한 전기 에너지 수송능력은 풍력 발전의 발전가능성을 확대해주는 중요한 역할을 하고 있다.

1.5 현대식 풍력발전용 터빈의 구조

오늘날 대다수의 상용 풍력발전용 터빈의 설계 형식은 로터의 회전축이 지면에 대해 평행한 구조를 갖는 수평축 로터 시스템(horizontal rotor system)을 따르고 있다.^[16]

보통 HAWT(Horizontal Axis Wind Turbine) 로터는 로터의 방향(upwind or downwind), 허브 디자인(rigid or teetering), 로터 제어시스템(pitch or stall), 블레이드 개수(보통 2~3개), 그리고 바람의 방향성에 대한 로터 블레이드의 추종 방식(free yaw or active yaw)에 따라 구분된다.

Fig. 1.1에 전형적인 upwind 시스템과 downwind 시스템의 개략도를 나타내었다.

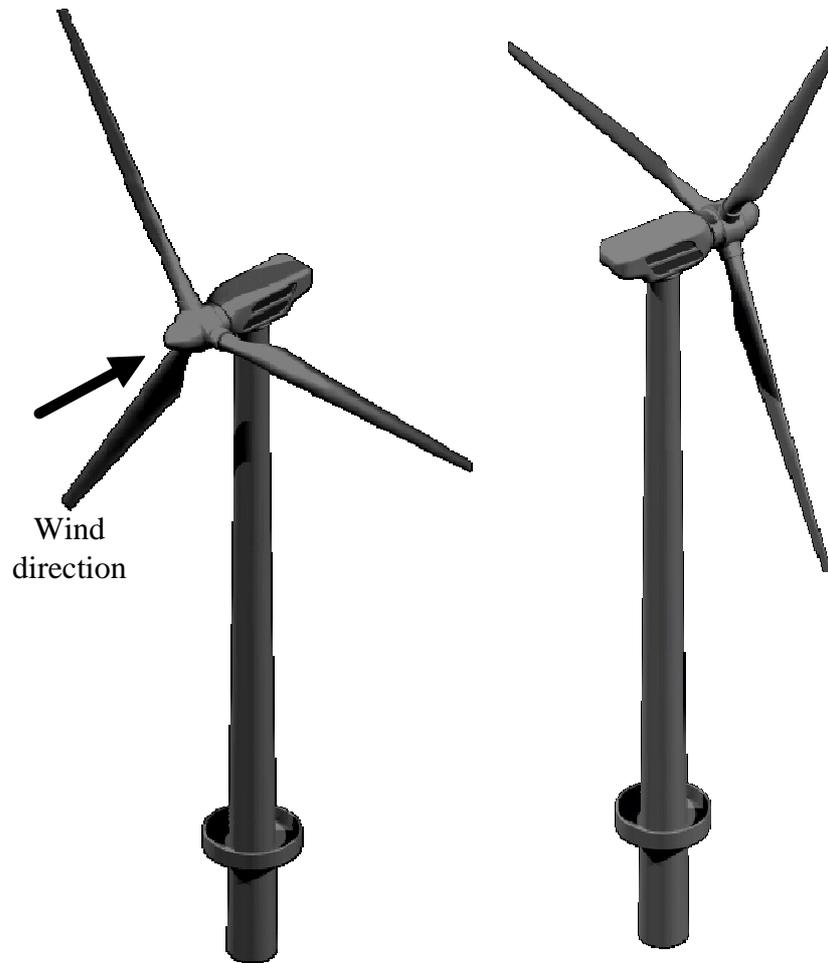


Fig. 1.1 HAWT rotor configurations (upwind - left, downwind - right)

일반적인 수평축 풍력발전용 터빈을 구성하는 하위 시스템 장치 구성도를 Fig. 1.2에 나타내었다.

- 1 로터 : 블레이드와 지지 허브로 구성되어 있음
- 1 동력전달장치 : 풍력발전용 터빈의 회전부를 포함하고 있음
보통 축, 기어박스, 커플링, 기계적 브레이크 장치, 발전기 등으로 구성됨
- 1 너셀 (nacelle): 메인프레임 하우징, 베드 플레이트, 요우 장치 등을 포함
- 1 타워와 기초부
- 1 제어장치

풍력발전용 터빈 블레이드 설계 및 제작시 다음과 같은 선택사항을 고려한다.

- 1 블레이드 개수 : 보통 2~3 개
- 1 로터 설치방향 : downwind or upwind
- 1 블레이드의 재질, 제작공법, 형상
- 1 허브 설계 : rigid, teetering, hinged
- 1 출력제어 : 실속 제어형, 가변피치 제어형
- 1 회전속도 제어 : 고정식, 가변식
- 1 풍향변화에 대한 추종성 : free yaw, active yaw
- 1 발전기 : 동기형, 유도형
- 1 회전력 전달 : 기어박스, 직접 연결식

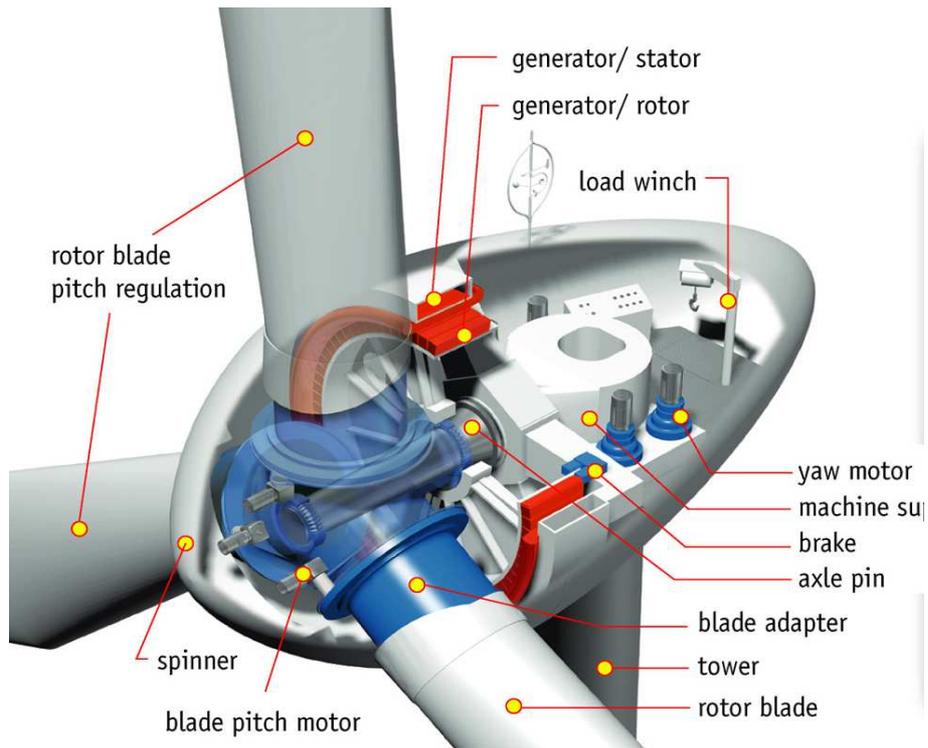


Fig. 1.2 Configuration of wind turbine components

1.5.1 로터 블레이드

로터는 풍력발전용 터빈에서 허브(hub)와 블레이드로 구성되는 요소이며, 성능에 직접적인 영향을 미치는 가장 핵심적인 요소이다.

현재 몇몇 2 블레이드 형태의 downwind 형식 풍력터빈이 운전되고 있기도 하지만, 대다수의 현대식 풍력터빈은 3 블레이드 upwind 형식으로 설계 및 제작된다. 과거 단일 블레이드를 장착한 풍력터빈을 제작하기도 했으나 밸런싱(balancing), 소음(noise), 진동(vibration), 출력저하 등의 문제로 인해 더 이상 생산되고 있지 않다.^[17]

대다수의 중형 풍력터빈은 블레이드 피치 각을 고정하고 출력제어 방법으로서 실속 제어방식(stall control)을 사용한다. 이는 특히 덴마크에서 주로 사용하는 방법이며, 몇몇 미국 제조업체에서는 출력제어 방식으로 피치 제어방식(pitch control)을 적용하고 있으며, 현재 중형급 이상의 터빈에 대해서는 구조적으로 실속제어 방식에 비해 다소 복잡하지만 정확한 출력제어가 가능한 피치 제어식 출력제어방법을 적용하는 추세이다.^[18]

로터 블레이드는 간혹 wood/epoxy 적층판으로 제작되기도 하나, 대부분이 주로 GRP(fiberglass reinforced plastics)등의 복합재료로 제작된다.

1.5.2 동력전달 장치

동력전달장치는 풍력터빈의 회전부를 포함하는 로터에 연결되는 저속 축(low-speed shaft), 저속의 회전속도를 발전기의 정격 회전속도로 증속 시켜주는 역할을 담당하는 기어박스 그리고 발전기에 직접 연결되는 고속 축(high-speed shaft)으로 구성된다. 기타기계 요소들로서 지지 베어링과, 다수의 커플링, 브레이크 시스템, 그리고 발전기의 회전부 등이 있다.

관련 기계요소 중 기어박스는 저속으로 회전하는 로터의 회전속도

(수십 rpm)를 일반 발전기의 구동에 적합한 회전속도(수백 혹은 수천 rpm)까지 증속시키는 역할을 한다. 기어박스의 종류로서 병렬축(parallel shaft)형과 유성기어형(planetary)의 두 가지 형태가 있다.

대형 풍력터빈(500kW급 이상)에서는 가볍고 소형인 유성기어형 기어박스를 주로 사용하며, 몇몇 풍력터빈은 저속 발전기를 사용함으로써 기어박스를 사용하지 않고 로터 블레이드와 발전기가 직접 연결되어 구동하기도 한다. 이러한 풍력터빈용 동력전달장치의 설계는 기계공학에서의 전형적인 동력전달장치 설계법을 따르고, 가변적인 바람에 의한 하중의 변화와 직경이 큰 로터가 회전할 때 발생하는 동역학적 문제 등은 동력전달장치 구성요소에 급격한 하중의 변화를 초래하므로 설계과정에서 충분한 검토가 필요하다.

1.5.3 발전기

거의 모든 풍력터빈들은 유도형(induction) 발전기를 사용하거나, 동기식(synchronous) 발전기를 사용한다.

이러한 설계방식은 발전기들이 전력계통에 직접 연계되어있을 때 발전기가 항상 일정한 회전속도를 유지해야 하는 문제를 수반 한다.

현재 대다수의 풍력터빈 발전기로서 유도형 전동기가 사용되며, 동기식 발전기에 비해 내구성이 좋고, 가격이 낮으며 전력계통에 연결하기 쉬운 장점을 가진다.^[19]

1.5.4 너셀

너셀(nacelle)은 풍력터빈의 하우징(housing)과 베드플레이트.bed plate), 메인 프레임(main frame), 방향제어 시스템(yaw control system) 등을 포함한다. 메인 프레임은 동력전달장치의 장착 및 정확한 고정을 위한 장치이며, 너셀 커버는 외부환경으로부터 주요 기계요소들을 보호하는 역할을 한다.

방향제어시스템은 로터 축을 항상 바람이 불어오는 방향에 일치하도록 제어하는 장치이다. 방향제어시스템을 구성하는 주된 장치는 메인 프레임과 타워를 연결하는 대형 베어링이다.

Active yaw 구동 시스템은 일반적으로 단일 혹은 이중 yaw 모터를 장착한 upwind 형 수평축 풍력발전기에 적용되며, yaw 베어링에 장착된 bull gear(불 기어)에 대해 피니언 기어(pinion gear)가 맞물려 구동한다.^[20] 이러한 방향제어 시스템은 풍력터빈의 너셀 후방에 장착된 풍향센서 신호에 의해 자동으로 제어되며, 너셀의 방향을 제자리에 고정하기 위한 목적으로 사용되기도 한다.

Free yaw 시스템의 경우 통상 downwind 시스템에 적용된다.

1.5.5 타워

일반적으로 타워는 강관(steel tube), 격자구조물(lattice structure), 콘크리트 등을 사용하여 free standing 형식으로 설계된다.

소형터빈의 경우 가이드 역할을 하는 타워들이 종종 설치되기도 한다. 타워의 높이는 보통 로터 직경의 1~1.5배의 크기를 가지며, 어떠한 경우에도 최소한 20m 높이를 확보하도록 설계된다.

타워의 선정은 설치지형의 특성에 따라 상당한 영향을 받는다. 회전하는 로터와 타워는 상호작용에 의한 공진을 발생시킬 수 있는 위험 요소가 있으므로, 타워의 강성은 풍력발전 시스템에서 상당히 중요한 고려대상이다. 또한, downwind 형 터빈에서는 타워에 의해 발생하는 후류의 영향인 타워그림자효과(tower shadow effect)가 발생하며, 이는 불균일한 출력의 발생 및 소음, 진동 등의 문제를 수반하므로 신중히 고려해야 한다.^[21]

제 2 장 수평축 풍력터빈의 공기역학

2.1 Actuator disk 이론

Fig. 2.1에서 디스크 상류의 유관(stream tube)은 디스크 단면적 보다 작고, 디스크 하류는 디스크보다 큰 단면적을 갖는다.

모든 지점에서 질량유량(mass flow rate)이 같기 때문에 하류로 갈수록 유관의 단면적 변화가 증가한다. 주어진 유관내의 임의의 위치에서 단면적을 통과하는 질량유량은 ρAU 로 표현되고, ρ 는 밀도(density), A 는 단면적, U 는 유속을 나타낸다.

질량보존의 법칙에 따라 질량유량은 유관내의 어느 단면에서 측정되더라도 항상 일정한 값을 유지하므로 식 (2.1)과 같은 관계가 성립한다.

$$\rho A_{\infty} U_{\infty} = \rho A_{disk} U_{disk} = \rho A_{wake} U_{wake} \quad (2.1)$$

하첨자 “ ∞ ”는 로터 디스크 상류로부터 무한한 거리에 위치함을 의미하고 “disk”는 디스크 단면에서의 조건을 의미하며 “wake”는 디스크 단면 후류로 멀리 떨어진 곳에서의 조건을 나타낸다.

일반적으로 actuator disk에 의해 속도의 변화가 발생된다고 생각되고, 디스크에 의해 유도되는 흐름의 유선방향 속도 성분을 aU_{∞} 라 한다. 여기서 a 를 축 흐름 유도계수(axial flow induction factor) 또는 유입 변수라 한다. 디스크 단면을 중심으로 총 유선방향 속도는 식 (2.2)와 같이 정리된다.

$$U_{disk} = U_{\infty} - aU_{\infty} \quad (2.2)$$

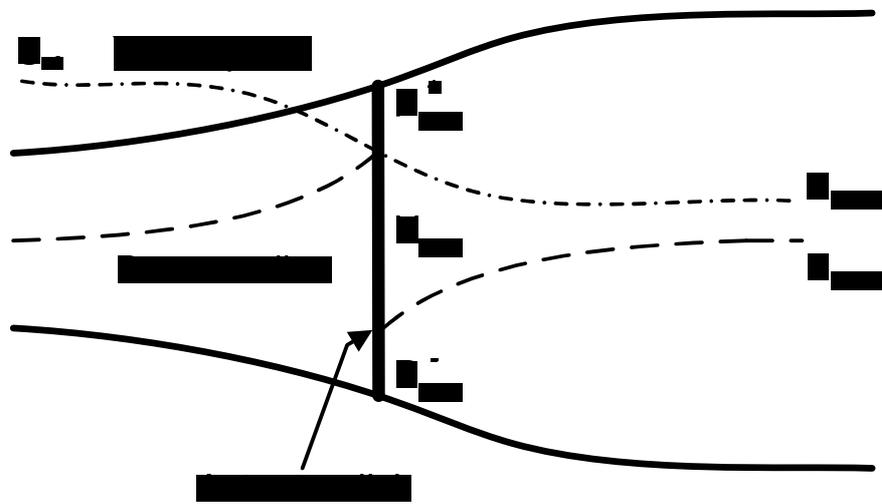


Fig. 2.1 Idealized flow through an actuator disc

2.1.1 운동량 이론

디스크 단면을 통과하는 기류의 속도는 가변적이며, 유속의 변화량은 $U_\infty - U_{wake}$ 와 같이 표현된다. 운동량 변화율은 전체속도 변화량에 질량유량을 곱한 형태이므로, 이들의 관계는 식 (2.3)과 같이 표현 된다.

$$\text{운동량 변화율} = (U_\infty - U_{wake})\rho A_{disk} U_{disk} \quad (2.3)$$

운동량 변화에 의해 발생하는 힘은 디스크 단면을 가로지르는 압력의 변화로부터 발생한다. 따라서, 디스크에 작용하는 힘은 식 (2.4)와 같이 표현될 수 있다.

$$(P_{disk}^+ - P_{disk}^-)A_{disk} = (U_\infty - U_{wake})\rho A_{disk} U_\infty (1-a) \quad (2.4)$$

디스크 단면에서 발생하는 압력 차를 알기위해 유관의 상류와 하류에 각각 Bernoulli 방정식을 적용한다. 흐름방향으로의 전체 에너지는 정상상태 조건하에서 운동에너지, 정압에너지, 위치에너지로 표현된다. 먼저 디스크 상류에 대해 Bernoulli 방정식을 적용 하면, 식 (2.5) 와 같다.

$$\frac{1}{2}\rho_\infty U_\infty^2 + P_\infty + \rho_\infty g h_\infty = \frac{1}{2}\rho_{disk} U_{disk}^2 + P_{disk}^+ + \rho_{disk} g h_{disk} \quad (2.5)$$

흐름이 비압축성이고, 수평높이가 일정하다고 가정하면 식 (2.5)는 식 (2.6)과 같이 표현된다.

$$\frac{1}{2}\rho U_{\infty}^2 + P_{\infty} = \frac{1}{2}\rho U_{disk}^2 + P_{disk}^+ \quad (2.6)$$

후류에 대해서도 이와 동일한 방법을 적용하면 식 (2.7)과 같이 표현됨을 알 수 있다.

$$\frac{1}{2}\rho U_{wake}^2 + P_{\infty} = \frac{1}{2}\rho U_{disk}^2 + P_{disk}^- \quad (2.7)$$

식 (2.6)에서 식 (2.7)을 소거하면 식 (2.8)과 같이 정리된다.

$$(P_{disk}^+ - P_{disk}^-) = \frac{1}{2}\rho(U_{\infty}^2 - U_{wake}^2) \quad (2.8)$$

식 (2.8)을 식 (2.4)에 대입하면 식 (2.9)와 같이 정리된다.

$$\frac{1}{2}\rho(U_{\infty}^2 - U_{wake}^2)A_d = (U_{\infty} - U_{wake})\rho A_{disk} U_{\infty}(1-a) \quad (2.9)$$

그리고,

$$U_{wake} = (1-2a)U_{\infty} \quad (2.10)$$

즉, 축방향 손실 중 절반은 디스크 상류에서 발생하고 절반은 디스크 하류에서 발생한다.

2.1.2 동력계수

흐름에 의해 디스크에 발생하는 힘의 변화는 식 (2.4)로부터 구해질 수 있으며, 식 (2.11)과 같다.

$$F = (P_{disk}^+ - P_{disk}^-)A_{disk} = 2\rho A_{disk}U_{\infty}^2 a(1-a) \quad (2.11)$$

이 힘은 로터 디스크 면에 집중되어 발생하는 힘이므로 힘에 의해 행해진 일률은 FU_{disk} 로 표현된다. 따라서, 바람으로부터 추출되는 동력은 식 (2.12)와 같이 생각될 수 있다.

$$Power = FU_{disk} = 2\rho A_{disk}U_{\infty}^3 a(1-a)^2 \quad (2.12)$$

따라서, 동력계수는 식 (2.13)과 같이 정의될 수 있다.

$$C_p = \frac{Power}{\frac{1}{2}\rho U_{\infty}^3 A_{disk}} \quad (2.13)$$

2.1.3 최대 동력계수

바람으로부터 이론적으로 추출 할 수 있는 최대 동력계수 $C_{p,max}$ 를 구하기 위해서는 디스크 단면을 가로지르는 바람의 축 방향 손실이 없다는 조건을 만족해야 하므로, 식 (2.14)와 같이 표현될 수 있다.

$$\frac{dC_p}{da} = 4(1-a)(1-3a) = 0 \quad (2.14)$$

식 (2.14)의 해를 구하면 축 흐름 유도계수는 다음과 같다.

$$a = 1, 0.333$$

여기서, 축 흐름유도계수 값이 1인 것은 물리적 의미가 없으므로 “0.333”만 해로 취할 수 있다. 이를 식 (2.14)에 대입하고 정리하면 식 (2.15)를 얻는다.

$$C_{P,\max} = \frac{16}{27} = 0.593 \quad (2.15)$$

따라서, 이론적으로 추출 할 수 있는 풍력터빈의 최대 동력계수는 0.593을 넘을 수 없으며, 이는 독일의 항공역학자인 Albert Betz^[22]에 의해 유도되었으며, 실제로 Betz의 한계 값을 넘는 풍력터빈을 설계 할 수 없다. 이를 Betz limit라 한다.

2.1.4 축 추력계수

식 (2.11)은 축 추력계수 C_T 를 계산하기 위해 식 (2.16)과 같이 무차원화 될 수 있다.

$$C_T = \frac{Power}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^2 A_{disk}} \quad (2.16)$$

$$C_T = 4a(1-a) \quad (2.17)$$

여기서, $a \geq 0.5$ 인 경우 후류 속도 $(1-2a)U_{wake}$ 가 0이 되거나 음의 값을 가질 수도 있기 때문에 문제가 발생한다. 이러한 경우 더

이상 운동량 이론은 적용될 수 없으며 다음 장에서 논의될 날개 요소-운동량 이론에서와 같은 실험적 보정이 반드시 필요하게 된다.

2.2 Rotor disk 이론

바람으로부터 유용한 에너지를 얻기 위해서는 보다 효율적인 특정 터빈의 설계가 중요하다. 대다수의 풍력발전용 터빈들은 각 속도 Ω 로 회전하는 다수의 블레이드로 구성된 로터를 장착하며, 바람이 불어오는 방향에 대해 평행하게 위치한다.

블레이드는 바람의 운동에너지에 의해 발생하는 공기역학적 힘에 의해 회전력을 얻게되고 후류의 운동량 손실에 의한 영향으로 로터 전·후 단면에 압력 차가 발생하게 된다. 축방향 운동량 손실은 바람의 운동에너지 손실을 의미하며, 손실에너지는 로터에 의해 흡수되어 결과적으로 동력전달장치 저속 축의 회전력으로 변환 되게 된다. 이때 발생하는 축 회전력은 증속기를 통해 고속 축에 부착되어 있는 발전기를 구동시키게 되며 결국, 로터에서 발생하는 공기역학적 힘, 토크가 전기적 에너지로 변환 된다. 보다 효율적인 회전력의 발생을 위한 로터의 공기역학적 최적 설계 부분은 제 3 장에서 자세히 논하기로 한다.

바람은 로터 디스크 면을 통과하면서 로터의 회전력으로 변환 되고, 동시에 반대방향의 회전력이 로터 디스크에 작용하게 된다.

이와 같은 반작용 토크에 의한 영향으로 바람이 로터 하류로 빠져 나갈 때 반대방향의 회전성분을 가지게 된다. 이때 바람은 각 운동량을 갖게 되고, 로터 디스크 후류에서 바람의 단일 미소 입자에 축 방향 속도성분과 함께 로터의 회전면에 대한 접선방향으로의 속도성분이 동시에 존재한다.

바람이 로터 블레이드를 빠져나가면서 접선방향 속도성분을 갖는다는 것은 로터 후류에서 압력감소에 의한 손실 상쇄효과로써 운동에너지의 증가를 의미한다.

Fig. 2.2에 로터 디스크를 통과하는 입자의 궤적에 대해 간략히

나타내었다.

로터 디스크로 유입되는 유동은 회전운동을 하지 않지만, 로터 디스크로부터 빠져 나오는 흐름은 회전성분을 갖게 되고 이 회전 성분은 로터 후류 방향으로 진행되는 흐름 속에서 일정한 값으로 존재하게 된다.

접선방향 속도의 변화는 접선방향 흐름유도계수인 a' 의 항으로 표현된다.

일반적으로 로터 디스크 상류에서의 접선방향 속도 성분은 없다.

로터 디스크 하류에서의 접선방향 속도성분은 $2\Omega ra'$ 이며, 디스크 중앙에서의 접선속도 변화는 허브로부터 임의의 반경까지의 거리를 r 이라 할 때 $\Omega ra'$ 으로 표현된다. 앞서 언급한 바와 같이 접선방향 속도성분은 토크의 반작용에 의해 발생하므로 접선방향 속도 성분의 방향성은 로터의 회전방향과 반대이다.

Fig. 2.3은 블레이드 사이에서 서서히 가속되는 접선방향 흐름의 가속성분을 나타내고 있다.

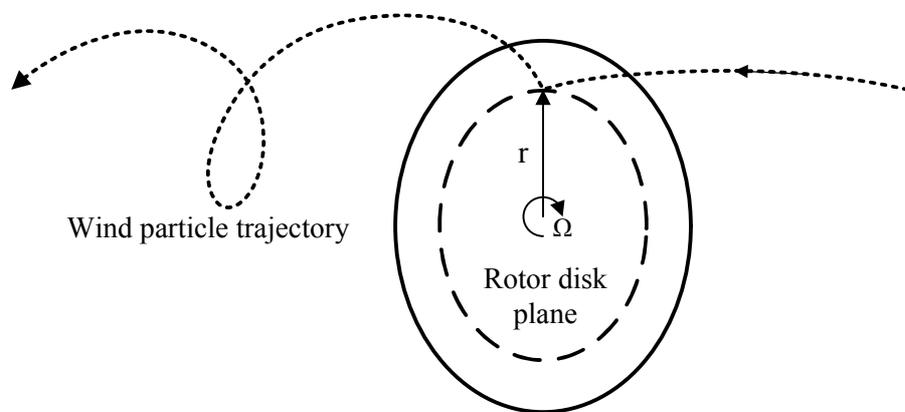


Fig. 2.2 Concept of a wind particle trajectory through the rotor disk plane

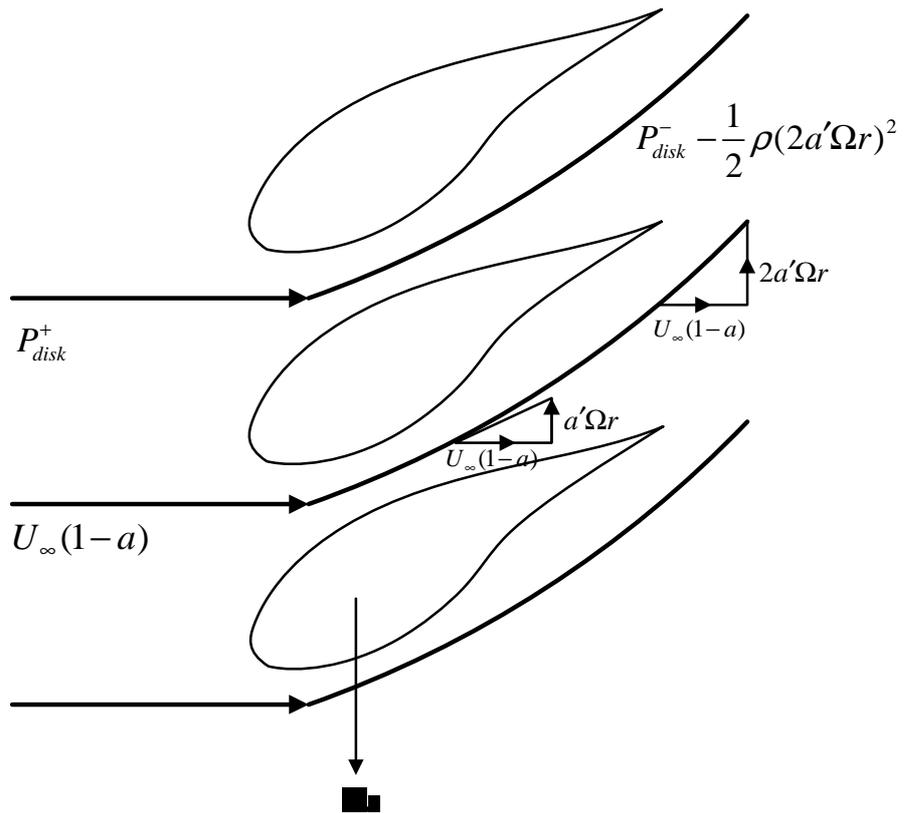


Fig. 2.3 Tangential velocity accelerations through the rotor disk

2.2.1 각 운동량 이론

접선방향 속도와 축 방향 속도는 블레이드 반경방향 위치마다 모두 다르다. 이 두 가지 유도속도 성분에 대한 검토를 위해 로터 디스크가 반경 r 을 가지고 반경방향 미소길이 δr 을 가지는 환형 고리라고 생각한다. 환형고리에 작용하는 로터 토크의 증가에 의해 접선방향 속도성분은 가속되는 반면, 환형고리에 작용하는 축 방향 힘은 축 방향 속도를 감소시키는 결과를 초래하게 된다.

전체 로터 디스크는 무수히 많은 δr 의 적분형태로 표현되며, 각각의 미소 환형 링은 상호간의 운동량전달이 전혀 없고, 단지 링을 통과하는 흐름에 의해서만 운동량의 전달이 이루어지는 독립적인 프로세스를 갖는다고 가정한다.^[23]

미소 환형 링에 작용하는 토크는 환형 링을 통과하는 흐름의 각 운동량 변화율과 동일하며 식 (2.18)과 같이 표현된다.

$$\delta Q = \rho \delta A_{disk} U_{\infty} (1-a) 2\Omega a' r^2 \quad (2.18)$$

여기서, δA_{disk} 는 환형 링의 면적을 의미한다.

로터 축에 대한 구동토크 또한 δQ 로 표현되며 로터 축 동력의 증분은 식 (2.19)와 같이 표현된다.

$$\delta P = \delta Q \Omega \quad (2.19)$$

따라서, 바람으로부터 추출할 수 있는 전체 동력에너지는 식 (2.12)에 의해 주어진 축 운동량 변화율에 의해 결정될 수 있다.

$$\delta P = 2\rho \delta A_{disk} U_{\infty}^3 a(1-a)^2 \quad (2.20)$$

축 추력에 의해 유도된 동력과 토크에 의해 유도된 동력을 서로 같다고 두면 식 (2.21)과 같다.

$$2\rho\delta A_{disk}U_{\infty}^3a(1-a)^2 = \rho\delta A_{disk}U_{\infty}(1-a)2\Omega^2a'r^2 \quad (2.21)$$

정리하면, 식 (2.22)와 같다.

$$U_{\infty}^2a(1-a) = \Omega^2a'r^2 \quad (2.22)$$

여기서, Ωr 은 회전하는 환형 링의 접선속도이므로 국부 속도비를 식 (2.23)과 같이 정의한다.

$$\lambda_r = \Omega r / U_{\infty} \quad (2.23)$$

디스크 끝단에서 $r = R$ 이므로, 날개 끝 속도비(tip speed ratio, TSR)는 식 (2.24)와 같이 정의된다.

$$\lambda = \Omega R / U_{\infty} \quad (2.24)$$

따라서, 식 (2.22)는 식 (2.25)와 같이 표현된다.

$$a(1-a) = \lambda_r^2 a' \quad (2.25)$$

환형 링의 면적은 $2\pi r\delta r$ 이므로 축 동력의 증분은 식 (2.18)을 적용하면 식 (2.26)과 같이 표현된다.

$$\delta P = dQ\Omega = \left(\frac{1}{2} \rho U_\infty^3 2\pi r dr \right) 4a'(1-a)\lambda_r^2 \quad (2.26)$$

식 (2.26)에서 괄호 내의 항은 환형고리를 통과하는 동력의 변화를 의미하고, 괄호 밖의 항들은 바람으로부터 동력을 추출하는 블레이드 요소의 효율을 의미한다.

따라서, 로터 블레이드의 효율은 식 (2.27)과 같이 정리된다.

$$\eta_r = 4a'(1-a)\lambda_r^2 \quad (2.27)$$

이를 동력계수의 형태로 표현하면 식 (2.28)과 같이 정리된다.

$$\frac{d}{dr} C_p = \frac{4\pi\rho U_\infty^3 (1-a)a'\lambda_r^2 r}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^3 \pi R^2} = \frac{8(1-a)a'\lambda_r^2 r}{R^2}$$

$$\frac{d}{d\mu} C_p = 8(1-a)a'\lambda^2 \mu^3 \quad (2.28)$$

여기서, $\mu = r/R$ 이다. 식 (2.28)을 적분하면 날개끝 속도비의 변화에 따른 a, a' 의 반경방향 변화율과 로터 디스크 전체 동력계수를 계산할 수 있다.

2.2.2 최대 동력

최대 출력을 발생시킬 수 있는 a, a' 은 식 (2.27)을 각각의 변수에 대해 양변을 미분형태로 취하면 얻을 수 있으며 그 결과 값을 0이라 둔다.

식 (2.27)을 a 에 대하여 미분 하면, $4a'\lambda_r^2 = 0$ 이 되고 a' 에 대해 미분하면 $4(1-a)\lambda_r^2 = 0$ 이 된다. 두 식을 같다고 놓고 정리하면 식 (2.29)와 같다.

$$\frac{1-a}{a'} = 0 \quad (2.29)$$

식 (2.25)도 위와 같은 방법으로 표현하면 식 (2.30)과 같다.

$$\frac{d}{da'} = \frac{\lambda_r^2}{1-2a} \quad (2.30)$$

식 (2.29)와 식 (2.30)을 같다고 놓고 정리하면 식 (2.31)과 같다.

$$\lambda_r^2 a' = (1-a)(1-2a) \quad (2.31)$$

식 (2.31)을 a' 에 대해 정리하면 식 (2.32)와 같다.

$$a' = \frac{a(1-a)}{\lambda^2 \mu^2} \quad (2.32)$$

식 (2.32)를 식 (2.31)에 대입하여 정리하면 a 를 구할 수 있으며,

최종적인 a, a' 은 식 (2.33)과 같이 표현된다.

$$a = \frac{1}{3}, \quad a' = \frac{a(1-a)}{\lambda^2 \mu^2} \quad (2.33)$$

식 (2.33)에서 축 흐름 유도계수 a 는 운동량 이론에서와 같은 $\frac{1}{3}$ 로 표현되고, 이는 전체 디스크에 대해 항상 균일한 값이다. 그러나, 회전 흐름 유도계수 a' 은 반경방향에 따라 값이 변한다. 식 (2.28)로부터 유도되는 최대동력계수는 식 (2.34)와 같다.

$$C_p = \int_0^1 8(1-a)a'\lambda^2\mu^3 d\mu \quad (2.34)$$

식 (2.34)에 식 (2.33)을 대입해 적분하면 식 (2.35)와 같다.

$$C_p = 4a(1-a)^2 = \frac{16}{27} \quad (2.35)$$

이 값은 운동량이론으로부터 유도된 최대 출력계수와 정확히 일치한다.

2.3 날개요소 이론

풍력터빈 로터 블레이드에서 스패(span)방향 반경 r 과 길이 δr 에 대한 공기역학적 양·항력은 환형면적을 통과하는 모든 바람의 축 운동량, 각 운동량의 변화를 초래하고, 후류 내 회전속도 변화와 관련된 압력강하의 원인이 되는 힘을 발생시킨다.

로터로 접근하는 바람의 회전성분은 없으므로, 후류의 회전성분에 의해 로터 후방에서 계단형 압력강하가 나타나게 된다. 로터 후방으로 멀리 떨어진 곳에서도 후류는 회전성분을 가지고 있으므로, 압력강하는 여전히 존재하나, 축 운동량 변화의 원인이 되지 않는다.^[24]

블레이드 요소에 작용하는 힘은 요소의 단면으로 유입되는 축 방향과 회전 방향 속도 성분에 대한 합성속도가 블레이드 전연과 이루는 각도인 받음각을 이용한 2차원 익형의 공력특성에 의해 계산될 수 있다는 가정을 한다. 이때 스패 방향으로 진행되는 속도성분과 3차원 속도 성분은 무시한다.

각각의 블레이드 반경방향 위치에서 속도성분은 풍속, 흐름유도 계수, 로터 회전속도의 향으로 설명되며 받음각을 결정할 수 있다.

익형의 공력특성으로 대표되는 양력계수와 항력계수 (C_L, C_D)의 받음각 변화에 따른 변화량을 알면 주어진 a, a' 값에서 로터에 작용하는 힘을 계산할 수 있다.

블레이드 현의 길이가 C , 팁 반경이 R , 블레이드 수가 N 인 로터 블레이드를 생각해보면, 높은 효율을 갖는 블레이드를 설계하기 위해서 스패 방향으로 현의 길이, 피치각 등이 적절하게 변화하게 될 것이다. 이 블레이드가 각속도 Ω 로 회전하고 있으며, 유입 풍속을 U_∞ 라 한다.

Fig. 2.4(a)에서와 같이 블레이드 요소의 접선속도는 Ωr 이며,

후류의 접선속도는 $\Omega r a'$ 이다. 이는, 블레이드 요소에서 전체 유동 속도의 합이 $(1+a')\Omega r$ 과 같다는 의미이다.

Fig. 2.4(b)는 반경 r 에서 블레이드 현의 길이에 관계되는 모든 속도 성분과 힘의 관계를 나타내고 있다.

Fig. 2.4(b)로부터 블레이드에 작용하는 합 속도는 식 (2.36)과 같이 표현된다.

$$W = \sqrt{U_{\infty}^2(1-a)^2 + \Omega^2 r^2(1+a')^2} \quad (2.36)$$

합 속도는 로터의 회전면에 대해 각도 ϕ 를 갖는다.

$$\sin \phi = \frac{U_{\infty}(1-a)}{W}, \quad \cos \phi = \frac{\Omega r(1+a')}{W} \quad (2.37)$$

받음각 α 는 식 (2.38)과 같이 정의된다..

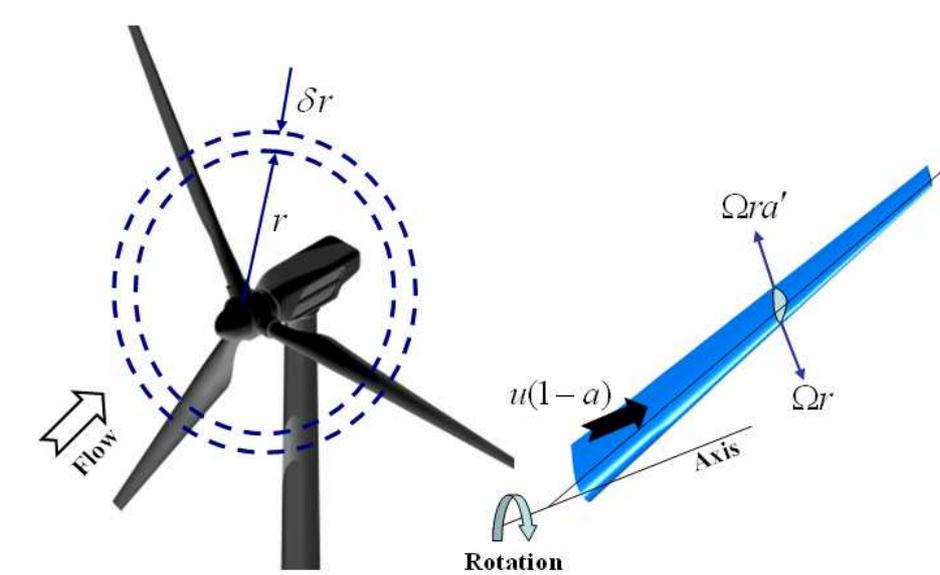
$$\alpha = \phi - \beta \quad (2.38)$$

블레이드 요소 길이 δr 에 작용하는 양력은 식 (2.39)와 같다.

$$\delta L = \frac{1}{2} \rho W^2 C C_L \delta r \quad (2.39)$$

항력은 식 (2.40)과 같다.

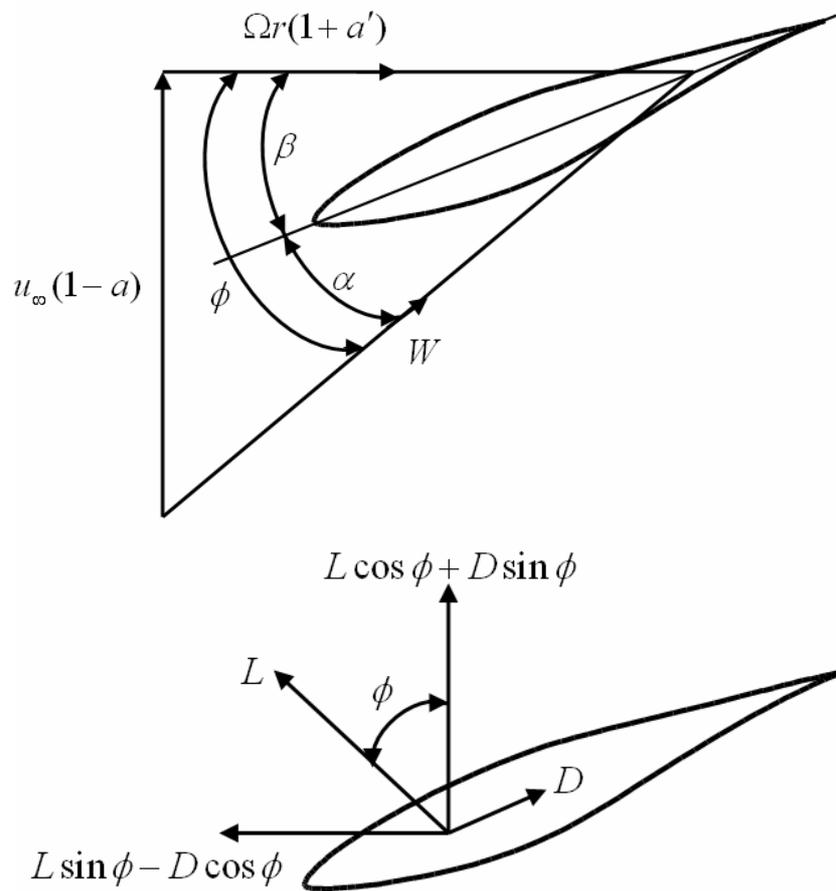
$$\delta D = \frac{1}{2} \rho W^2 C C_D \delta r \quad (2.40)$$



(a) Blade element sweeps out an annular ring

Fig. 2.4 Relationship between blade element forces and velocities

(continued)



(b) Blade element velocities and forces

Fig. 2.4 Relationship between blade element forces and velocities

2.4 날개요소 운동량 이론

날개요소 이론의 기본적인 가정은 블레이드 요소에서 발생하는 힘이, 요소의 면적을 통과하는 바람의 운동량 변화를 초래하는 유일한 성분이라는 것이다. 따라서, 반경방향 요소들 사이에서의 상호작용은 없다고 가정할 수 있으며, 축 방향 흐름계수의 반경 방향 변화는 없다고 생각할 수 있다.

실제로는, 축 흐름 유도계수가 반경방향으로 항상 일정한 값을 유지하지는 않지만 1934년 Lock^[25]의 프로펠러 실험에 의하면, 이와 같은 반경방향에 대한 독립성은 타당한 가정이라고 생각된다.

N 개의 블레이드에 작용하는 축 방향 공기역학적 힘은 식 (2.41)과 같다.

$$\delta L \cos \phi + \delta D \sin \phi = \frac{1}{2} \rho W^2 N C (C_L \cos \phi + C_D \sin \phi) \delta r \quad (2.41)$$

요소면적을 통과하는 기류의 축 방향 운동량 변화율은 $\dot{m}U_\infty$ 이므로 블레이드를 통과하는 바람의 크기는 $(U_\infty - U_{wake})$ 이고, $U_{wake} = (1 - 2a)U_\infty$ 이므로 환형 국부회전 면적을 통과하는 바람의 축 방향 운동량 변화율은 식 (2.42)와 같다.

$$\rho U_\infty (1 - a) 2\pi r \delta r \times 2a U_\infty = 4\pi \rho u_\infty^2 a (1 - a) r \delta r \quad (2.42)$$

$$P_{drop, wake} = 1/2 (2a' \Omega r)^2 \quad (2.43)$$

후류의 회전성분에 의해 발생하는 압력강하를 식 (2.43)과 같다고

하면, 축 방향으로 작용하는 힘은 식 (2.44)와 같다.

$$F = 1/2(2a'\Omega r)^2 \times 2\pi r \delta r \quad (2.44)$$

그러므로, 공기역학적인 축 방향 힘을 나타내는 식 (2.41)은 바람이 통과 할 때 축 방향 운동량의 변화와 로터 블레이드 후류 압력강하에 의해 발생하는 힘의 합으로 표현 될 수 있으며, 이를 수식으로 표현 하면 식 (2.45)와 같다.

$$1/2\rho W^2 Nc(C_L \cos \phi + C_D \sin \phi) \delta r = 4\pi\rho[U_\infty^2 a(1-a) + (a'\Omega r)^2]r \delta r \quad (2.45)$$

식 (2.45)를 정리하면 식 (2.46)과 같이 표현 할 수 있다.

$$\frac{W^2}{U_\infty^2} N \frac{C}{R} (C_L \cos \phi + C_D \sin \phi) = 8\pi[a(1-a) + (a'\lambda\mu)^2]\mu \quad (2.46)$$

또한, 블레이드는 축 방향 힘 외에도 접선방향 회전력 즉, 토크에 의한 힘을 발생하며 식 (2.47)과 같이 정리된다.

$$(\delta L \sin \phi - \delta D \cos \phi)r = 1/2\rho W^2 N C (C_L \sin \phi - C_D \cos \phi)r dr \quad (2.47)$$

각 운동량 변화율은 $\dot{m} \times U_{\text{tangential}}$ 이므로, 식 (2.48)과 같다.

$$\rho U_{\infty}(1-a)\Omega r 2a' r 2\pi r \delta r = 4\pi \rho U_{\infty} \Omega r a'(1-a)r^2 \delta r \quad (2.48)$$

정리하면, 식 (2.49)와 같이 표현된다.

$$\frac{W^2}{u_{\infty}^2} N \frac{c}{R} (C_L \sin \phi - C_D \cos \phi) = 8\pi \lambda \mu^2 a'(1-a) \quad (2.49)$$

축 방향 운동량 변화에 의해 유도된 식 (2.46)과 접선방향 회전력 으로부터 유도된 식 (2.49)의 양력계수와 항력계수에 관계되는 항을 식 (2.50)과 같이 치환하면, 식 (2.51), 식 (2.52)와 같은 단순화된 식 으로 표현 할 수 있다.

최종적으로 식 (2.51), 식 (2.52)를 통해 반복계산법과 블레이드 각각의 국부 위치에 해당하는 2차원 익형의 공력특성 데이터를 이용하여 축 방향 흐름유도계수 a 와 회전 방향 흐름유도 계수 a' 을 각각 계산 할 수 있다.

$$C_L \cos \phi + C_D \sin \phi = C_x, \quad C_L \sin \phi - C_D \cos \phi = C_y \quad (2.50)$$

$$\frac{a}{1-a} = \frac{\sigma_r}{4 \sin^2 \phi} \left[C_x - \frac{\sigma_r}{4 \sin^2 \phi} C_y^2 \right] \quad (2.51)$$

$$\frac{a'}{1+a'} = \frac{\sigma_r C_y}{4 \sin \phi \cos \phi} \quad (2.52)$$

여기서, 블레이드 솔리디티(solidity) σ 는 로터 블레이드의 전체

회전면적(swept area) 중 로터 블레이드 면적이 차지하는 비를 말하며, 로터 블레이드 성능 및 제작 단가에 영향을 미치는 변수이다.

$$\sigma_r = \frac{NC}{2\pi r} = \frac{N}{2\pi\mu} \frac{C}{R} \quad (2.53)$$

주어진 식 (2.51)과 (2.52)에 대한 해를 구하면 적절한 블레이드의 기하학적 형상을 설계할 수 있으며, 동력, 토크 등의 관계 값들을 계산할 수 있다.

1974년 Wilson과 Lissaman^[26]은 익형의 후연(trailing edge)으로부터 협소 후류영역에 대해서만 항력에 의한 속도감소영향이 존재하므로 식 (2.51)과 식 (2.52)에서 항력 항은 무시해도 된다는 주장을 하였다.

더욱이, 항력에 의한 후류 속도감소는 단지 후류 발생특징에 제한될 뿐 로터 블레이드 상류영역의 속도감소에는 어떠한 영향도 미치지 못한다. 또한, 표면 부착류(attached flow)에 있어 항력은 표면 마찰에만 의존하는 요소이므로 로터 블레이드 단면에서 발생하는 압력강하에 대한 영향을 미치지 못한다. 하지만 로터 블레이드에서 표면 부착류가 형성되지 못하고 실속상태에 놓여 있을 때 항력계수는 로터 블레이드 압력강하에 영향을 미치는 인자로서 작용하게 된다.

이러한 항력계수 항의 무시에 관한 논의는 로터 블레이드 초기 설계단계에서 적용되는 수식의 단순화 및 계산과정의 단순화를 위해 많은 도움이 되는 부분이며, 또한 최적 설계조건에서의 로터 블레이드 표면흐름은 부착류가 형성되는 특징을 가지므로 초기형상 설계시 항력 항을 무시하고 설계를 수행하는 방법이 효과적이다.

기본 설계를 바탕으로 한 로터 블레이드 형상은 차후 항력 항이 포함된 수식을 통해 최적화되며 그 성능평가가 진행된다.

로터의 토오크와 동력을 계산하기 위해서는 식 (2.51)과 식 (2.52)의 해를 구함으로써 얻어지는 흐름유도계수 값이 필요하다.

흐름유도계수 값의 계산은 익형의 공력특성 데이터가 받음각의 변화에 대해 비선형 함수로 표현되므로 반복 계산법에 의해 수행 될 수 밖에 없다.

식 (2.49)로부터 반경방향 길이 δr 을 가지는 블레이드 요소에서 작용하는 토오크를 계산 할 수 있다.

$$\delta Q = 4\pi\rho U_{\infty} \Omega r a'(1-a)r^2 \delta r \quad (2.54)$$

만약, 흐름 유도계수들을 구할 때 항력에 의한 영향을 고려하지 않았다면 식 (2.54)는 항력에 대한 관계식이 포함된 식 (2.55)와 같이 수정되어야 한다.

$$\delta Q = 4\pi\rho U_{\infty} \Omega r a'(1-a)r^2 \delta r - \frac{1}{2}\rho W^2 N C C_D \cos\phi \delta r \quad (2.55)$$

따라서, 전체 토오크는 식 (2.56)에 의해 결정된다.

$$Q = \frac{1}{2}\rho U_{\infty}^2 \pi R^3 \lambda \left(\int_0^R \mu^2 \left(8a'(1-a)\mu - \frac{W}{U_{\infty}} \frac{N}{\pi} \frac{C}{R} C_D (1+a') \right) d\mu \right) \quad (2.56)$$

로터의 동력은 $P = Q\Omega$ 로 표현되므로 동력계수는 식 (2.57)로 계산 된다.

$$C_p = \frac{P}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^3 \pi R^2} \quad (2.57)$$

BEMT에 의한 설계 및 성능평가는 초기에 “로터 블레이드 반경 방향으로 진행되는 흐름은 없다”라는 균일 순환조건의 가정하에 진행된다.

즉, 로터 블레이드 상류에서 유입되는 흐름의 축 방향 성분은 축 방향으로 항상 일정하게 유지된다는 것이다. 그러나, 불균일 순환 조건에서는 로터 블레이드 반경방향의 상호작용과 블레이드 요소를 통과하는 흐름 사이에서 운동량 교환이 발생하므로, 로터 블레이드 단면 압력강하의 발생원인이 되는 블레이드 요소를 통과하는 흐름에 대해 반경방향 흐름에 대한 영향이 없고 축 방향 흐름만이 작용한다는 초기 가정은 문제가 있다.

그러나, 실제로 날개 끝 속도비가 3 이상의 범위를 가지는 경우에는 실제 실험 데이터와 BEMT에 의해 계산된 성능특성의 오차 범위가 상당히 작기 때문에 초기가정의 적용성에 대한 문제가 없다고 알려져 있으며, 현대식 풍력발전용 터빈 설계 및 성능평가의 표준으로 자리매김하고 있다.^[27]

제 3 장 수평축 풍력터빈 블레이드 최적설계

3.1 중 · 대형(1MW) 로터 블레이드 최적설계

3.1.1 설계 풍속의 결정

풍력발전용 로터 블레이드 설계는 풍력터빈이 설치될 장소에서 다년간의 풍향·풍속 데이터 측정을 통한 신뢰성 있는 정격풍속 (rated wind speed, V_R) 및 설계풍속(design wind speed, V_D)의 결정으로부터 시작된다. 정확한 설계풍속의 결정과 신뢰성 있는 형상설계를 위해서는 설치 입지에서의 다년간 기상 데이터를 바탕으로 한 풍황자원 조사가 필수적으로 선행되어야만 하나, 국내 실정상 원하는 입지에서 다년간의 풍향·풍속 데이터를 쉽게 확보할 수 없는 실정이다.

특히, 해상풍력발전 단지의 경우 로터 블레이드의 표면도색 및 코팅작업 공정의 결정을 위해 설치위치에서 공기의 염분함유량에 관한 데이터까지 필요한 경우가 있으나, 현재까지의 국내 기상관련 측정 데이터로부터 이러한 관련정보를 얻기란 사실상 불가능한 일이다.

따라서, 본 연구에서는 설계자료 확보를 위한 풍력터빈의 입지를 한국해양대학교 내 방과제 근방으로 가정하고 정격풍속을 결정하기 위해 설동일^[28]등에 의해 12개월 동안 측정된 한국해양대학교 내 풍황자원 데이터를 이용하여 풍력터빈 로터 허브 설치 높이에서의 풍속데이터 보정을 행하였다.

측정된 풍속데이터로부터 Weibull 분포를 적용하여 얻은 지상으로부터 45m 높이에서의 정격풍속은 10.13m/s이며, 설계된 로터 블레이드는 로터 허브의 높이가 지상으로부터 60m 정도의 위치에 설치된다고 가정하였다. 이때, 지면으로부터 수직방향으로의 속도구배

영향을 고려하여 허브위치에서의 보정풍속을 결정하면 약 12m/s 이다.

따라서, 형상설계에 적용될 정격풍속은 12m/s로 결정하였다.

설계풍속은 일반적으로 정격풍속보다 1.3~1.5배 낮은 범위에서 결정되며 이 경우 10m/s 이다.

Table 3.1에 설계풍속 계산 결과를 나타내었다.

Table 3.1 Decision of the wind velocity

정격풍속	$V_R = 12m/s$
설계풍속	$V_D = 10m/s$
시동풍속	$V_{Cut_in} = 3m/s$
정지풍속	$V_{Cut_out} = 25m/s$

3.1.2 로터 블레이드 직경 및 정격 회전수의 결정

로터 블레이드 직경의 결정을 위하여 식 (3.1)을 이용하였으며, 추정동력계수는 0.45, 동력전달계통장치(power train)와 발전기(generator)의 효율은 0.9로 가정하였다.

$$D = \sqrt{\frac{8P_r}{\eta C_p \rho \pi V_D^3}} = 54.5m \quad (3.1)$$

여기서, η (동력전달 장치 및 발전기의 효율)는 0.9로 가정하였고, C_p (출력계수)는 0.45, ρ (공기밀도)는 $1.225kg/m^3$ 의 조건을 갖는다.

로터 블레이드의 정격 회전수를 결정하기 위하여 식 (3.2)를 적용하였으며, 설계 TSR은 7.5로 하였다.

$$N_{rpm} = 60 \left(\frac{V_D}{\pi D} \right) \lambda = 26rpm \quad (3.2)$$

3.1.3 날개 끝 손실계수의 보정

회전하는 로터 블레이드는 날개 끝 와류 (tip vortex)의 발생으로 인해 순환(circulation)분포가 감소하게 되고, 이로 인한 날개 끝 손실 (tip loss)이 발생한다. 이를 예측하기 위한 해석적인 방법으로 1919년에 Ludwig Prandtl^[29]이 제안한 식 (3.3)과 같은 날개 끝 손실 예측모형을 적용하였다.

$$f_{(\mu)} = \frac{2}{\pi} \cos^{-1} \left[e^{-\left[\frac{(N/2)(1-\mu)}{\mu} \sqrt{1+(\lambda\mu)^2/(1-a)^2} \right]} \right] \quad (3.3)$$

여기서, μ 는 허브로부터 팁까지 블레이드 곡부 위치를 무차원화한 변수를 나타내며, 0.05(hub)부터 1(tip)까지 등 간격으로 0.05씩 증가하도록 설정되었다. 따라서, 로터 블레이드는 허브부터 팁까지 모두 20 요소로 구획된다. 식 (3.3)에서 사용되는 축 흐름 유도계수 a 는 초기설계단계부터 BEMT에 의한 반복계산을 통해 결정하기가 불가능하므로 공기역학적 항력에 의한 손실이 없고 블레이드 날개 수가 무한하다는 가정으로부터 유도되는 운동량 이론에서 풍력터빈이 이론적 최대효율을 얻을 수 있는 경우의 축 흐름 유도계수 a 를 설계에 반영한다. 이 값은 Betz의 이론으로부터 유도되는 이상적인 값과 동일하다.

블레이드 각 국부 위치에서 계산된 손실계수 값을 Fig. 3.1에 나타내었다.

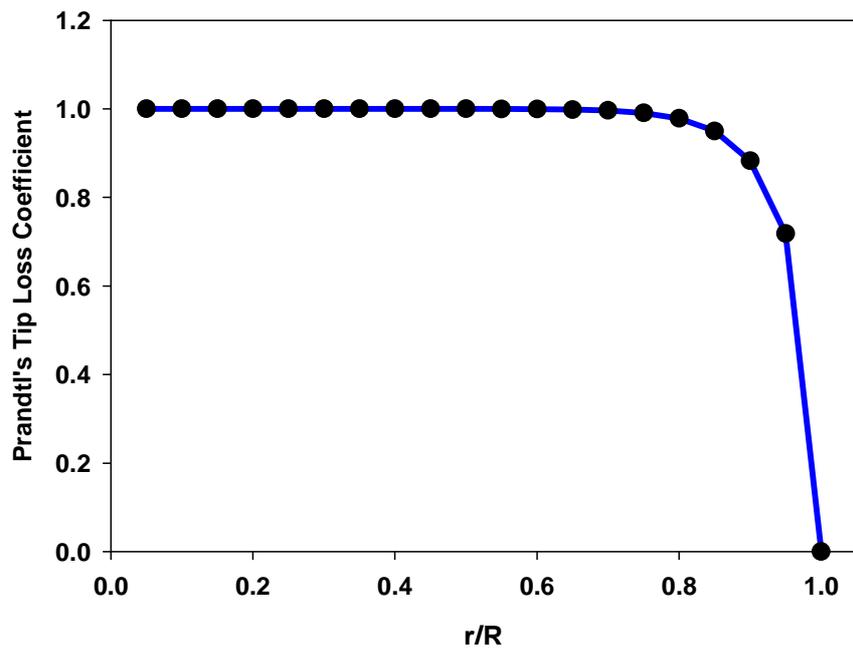


Fig. 3.1 Prandtl's tip loss coefficient

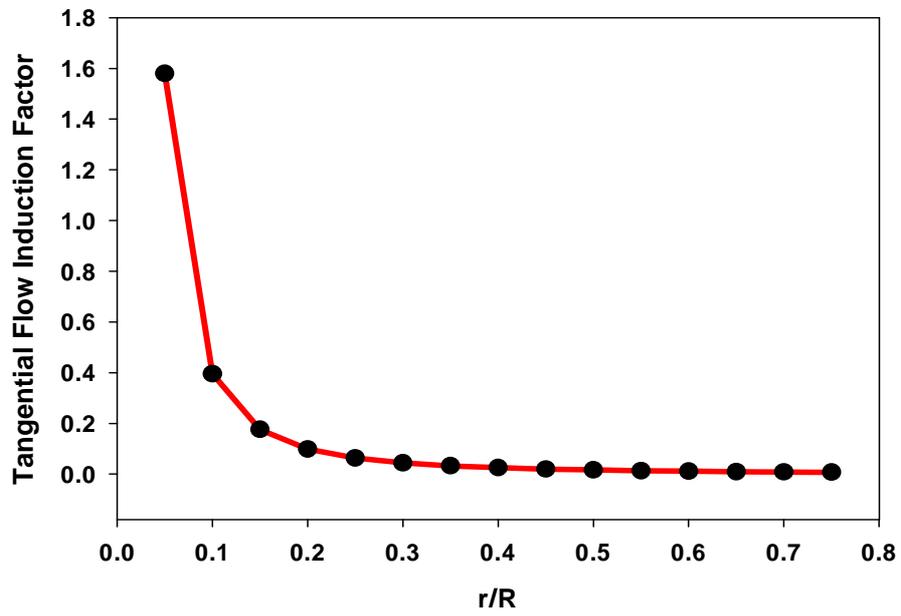
3.1.4 새로운 흐름 유도계수들의 결정

3.1.3 절에서 블레이드 국부 위치 변화에 따른 날개 끝 손실을 예측하기 위해 사용된 식 (3.3)의 변수 a 는 운동량이론으로부터 구할 수 있는 이론적 최대 값이다.

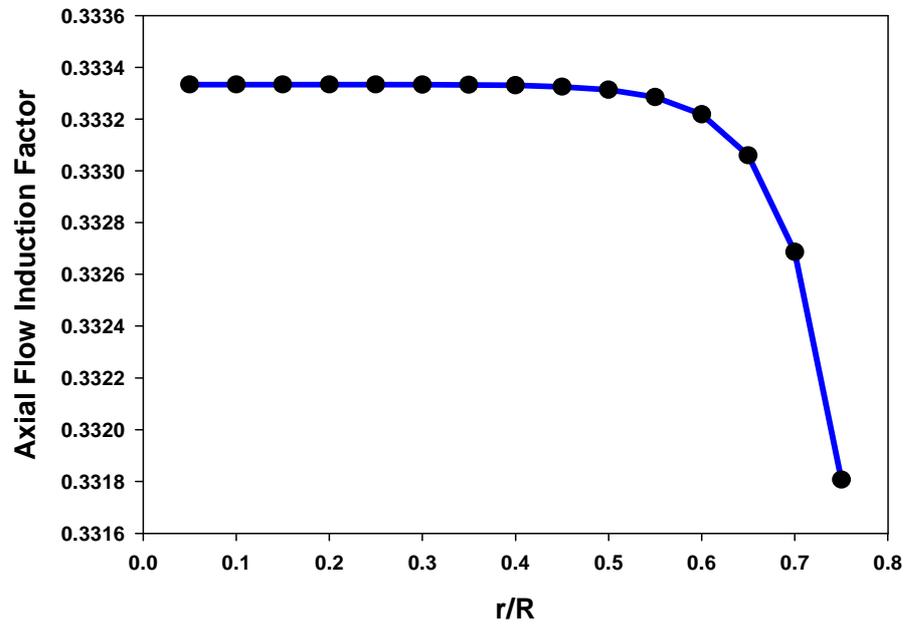
날개 끝 손실의 발생은 블레이드 국부위치에서의 축 흐름 유도계수 변화를 초래하므로, 이를 반영한 축 흐름 유도계수와 회전 흐름유도계수를 계산하기 위하여 BEMT로부터 유도된 식 (2.51), 식 (2.52)에서 항력 항을 무시하고 식 (3.3)의 날개 끝 손실 계수를 적용하면 식 (3.4)와 같이 표현된다.

$$a = \frac{1}{3} + \frac{1}{3}f - \frac{1}{3}\sqrt{1-f+f^2}, \quad a' = \frac{a(1-\frac{a}{f})}{\lambda^2\mu^2} \quad (3.4)$$

식 (3.4)를 이용하여 블레이드 국부위치 변화에 따른 축 흐름 유도계수 및 회전 흐름 유도계수를 다시 계산하면, Fig. 3.2(a), Fig. 3.2 (b)와 같으며, 설계 TSR이 3이상인 경우 식 (3.4)를 이용하여 비교적 정확한 결과를 예측 할 수 있다고 알려져 있다.



(a) Tangential flow induction factor



(b) Axial flow induction factor

Fig. 3.2 Estimation of flow induction factors as a function of r/R

3.1.5 무차원 현의 길이 결정

반경방향 국부위치에서 무차원 현의 길이를 각각 결정하기 위해서는 우선 블레이드 날개 끝 부분에 사용될 익형의 선정이 필요하다.

그 후, 선정된 날개 끝 익형의 공력특성 데이터를 확보하고 익형의 최대 양항비를 나타내는 받음각에서의 양력계수, 축 흐름유도계수, 회전 흐름유도계수, 블레이드 개수, 설계 TSR 등을 이용하여 식 (3.5)를 통해 국부 위치에서의 무차원 현의 길이를 각각 계산할 수 있다.

$$\frac{C}{R} = \frac{2\pi}{N\lambda C_l} \times \frac{4\lambda\mu^2 a'}{\sqrt{(1-a)^2 + [\lambda\mu(1+a')]^2}} \quad (3.5)$$

본 연구에서 사용된 날개 끝 익형은 NACA 63(2)-415이며 최대 양항비를 나타내는 지점에서의 양력계수와 항력계수 값들을 Table 3.2에 나타내었다.

식 (3.5)에 의해 계산된 현의 길이분포는 블레이드 허브 부분으로 갈수록 급격히 증가하는 특징을 나타내고 있으나, 로터 블레이드 성능을 크게 좌우하는 영역은 허브로부터 70% 위치에서 블레이드 팁까지, 약 30% 정도의 영역에 지나지 않으므로, 이 영역에 대한 정확한 형상 설계 데이터의 반영만 이루어지면 된다. 허브로부터 30%까지의 영역은 성능을 고려한 설계법 보다는 구조적으로 안정된 블레이드 지지를 위한 설계방법을 고려하여야 하는 부분이다. 따라서 우수한 성능을 확보하기 위한 설계적 관점을 고려하면, 실제로는 식(3.5)로부터 얻은 현의 길이분포를 정확하게 반영한 블레이드를 제작하는 것이 이상적이다.

블레이드 제작 용이성 및 제작비용 절감을 위해 성능에 큰 영향을 미치는 영역인 허브로부터 70% ~ 90% 사이의 영역을 기준으로 1 차 방정식에 의한 선형 근사화를 통해 전체 블레이드 국부위치에서의 현의 길이 분포를 재 구성한다.

선형 근사화를 통해 계산된 최종 로터 블레이드 현의 길이 분포를 Fig. 3.3에 나타내었다.

Table 3.2 Aerodynamic characteristics - NACA 63(2)-415, X-FOIL

RE	α	C_L	C_D	$C_{L/D}$
3,000,000	3.5°	0.7704	0.00568	135.6338

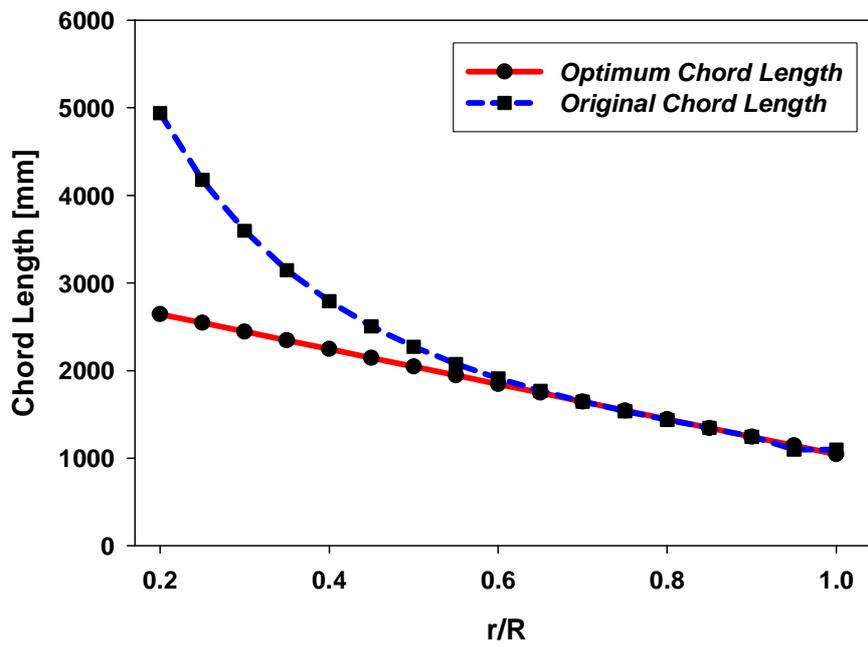


Fig. 3.3 Distributions of chord length at each section

3.1.6 입구유입 유동각 및 비틀림 각의 설정

입구유입 유동각(inflow angle) ϕ 는 식 (3.6)을 통해 결정될 수 있으며 비틀림 각 (twist angle)의 계산에 사용된다.

$$\tan \phi = \frac{1-a}{\lambda\mu(1+a')} \quad (3.6)$$

비틀림 각은 앞서 계산된 ϕ 와 α 의 관계를 통해 식 (3.7)에 의해 간단히 계산될 수 있다.

$$\theta = \phi - \alpha \quad (3.7)$$

계산된 비틀림각 분포를 Fig. 3.4에 나타내었다.

최종 블레이드 형상은 식 (3.8), 식 (3.9)에 의해 결정되며, 이 수식들은 항력에 대한 영향과 날개 끝 손실의 영향을 고려한 BEMT 모델로부터 유도된 수식이다.

$$\frac{af}{1-a} = \frac{\sigma_r}{4\sin^2\phi} \left(C_x - \frac{\sigma_r}{4\sin^2\phi} C_y^2 \right) \frac{1-a}{1-af} \quad (3.8)$$

$$\frac{a'f}{1+a'} = \frac{\sigma_r C_y}{4\sin\phi\cos\phi} \frac{1-a}{1-af} \quad (3.9)$$

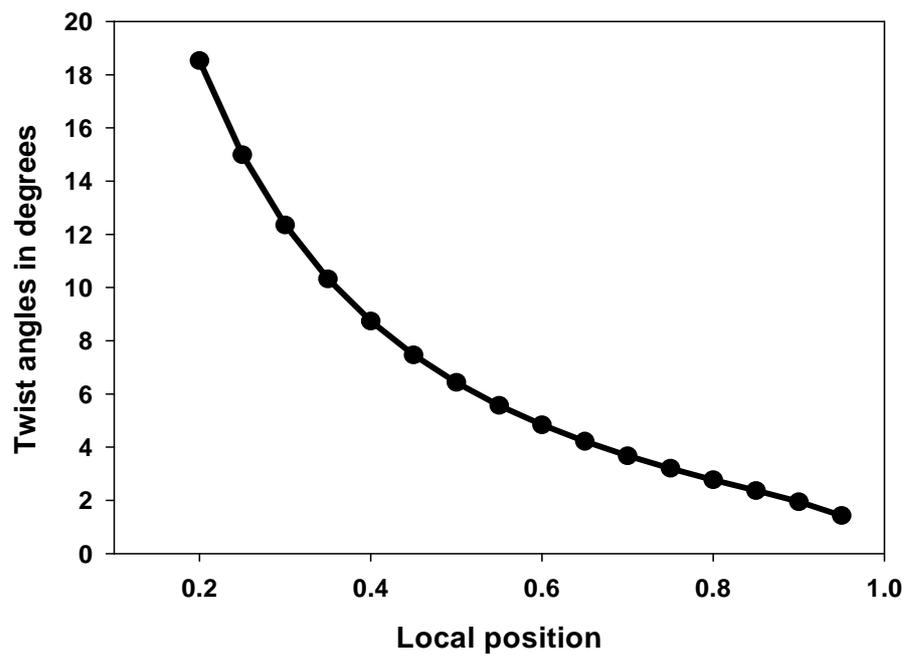


Fig. 3.4 Twist angle distribution

3.1.7 로터 블레이드 익형 선정 조건

풍력터빈 로터 블레이드용 익형의 설계는 우수한 성능을 가지는 풍력터빈의 연속적인 개발을 위해 필수적인 분야이다.

Fuglsang과 Madsen^[30]은 익형의 최적설계 관련 연구에서 적절한 공력성능을 가진 익형은 에너지 생산단가 저감에 중요한 역할을 한다고 발표하였다.

오늘날 풍력터빈 블레이드 설계에 사용되는 익형의 종류는, 고전적인 비행기 날개 익형으로 사용되는 NACA 시리즈와 효율적인 에너지 추출을 위해 풍력터빈용으로 설계된 다수의 전문 익형 시리즈로 구분된다.

풍력터빈 익형은 설계 점과 탈 설계 점에서의 공력성능, 구조적 특징 등의 부분에서 항공기용 익형과 구분된다.

풍력터빈용 익형의 개발에 대한 연구는 1980년대 중반부터 시작되어 현재까지 활발히 진행되고 있으며, Tangler, Somers, Bjork, Timmer, van Rooy, Hill, Garrad, Chaviatopiulos 등과 같은 연구자들에 의해 많은 연구결과들이 발표되었다.

현재까지 대다수의 풍력터빈용 익형은 역 설계기법을 이용하여 개발이 진행되어 왔으며, 익형에 관한 수많은 설계법은 Henne과 Dulikravich^[31]의 연구 결과에 자세히 언급되어 있다.

원리적으로 가장 이상적인 풍력발전용 익형의 공력성능은 설계되는 로터 블레이드의 운전조건에 따라 가변적이다. 그러나, 대다수의 풍력발전용 터빈 설계시에 일반적으로 다음과 같은 특성이 요구된다.

최대 출력을 발생하기 위한 조건으로 블레이드 외부(outer part)에 적용되는 익형의 양항비가 우수해야 한다. 출력제어 방식으로 피치 제어 방식이나, 능동 실속제어를 사용하는 경우, 블레이드 외부영역에 적용되는 익형의 양항비는 설계 운전조건에서 가장 높은 값을 갖도록 설계되어야만 한다.

실속 제어형 출력제어 방법을 적용하는 경우 양항비는 전체 터빈의 작동 범위에 걸쳐 높은 값을 유지하도록 설계되어야만 한다. 이는 즉, 받음각의 변화가 최대 양력계수를 발생케 하는 범위 이하로 결정되어야 한다는 의미이다.

로터 블레이드의 내부영역(in-board part)에서는 양항비가 외부영역에 비해 크게 중요 하지는 않으나 블레이드가 차지하는 면적을 줄이기 위한 목적으로 최대 양력계수가 높은 익형의 선정이 필요하다. 또한, 풍력터빈 설계시 블레이드를 구성하는 익형의 양력계수가 가장 높은 조건에서 운전되도록 최적 운전 설계점의 신중한 결정이 필요하다.

보통 광범위한 운전영역을 가지는 풍력터빈 로터 블레이드는 받음각의 변화 폭이 크기 때문에, 탈 설계 점에서 우수한 공력특성을 확보하는 것 또한 중요하다. 만약, 익형의 전연으로부터 박리가 진행된다면 급격한 실속현상이 초래되며, 실속유도진동(stall induced vibration) 등의 주된 원인이 된다. 이에 따른 위험을 최소화하기 위한 목적으로, 실속 제어형 풍력터빈의 경우, 최대양력이 발생하는 시점으로부터 발생하는 흐름의 박리현상이 후연으로 부터 서서히 진행되도록 설계되어야 하고, 깊은 실속영역에서 양력곡선의 변화가 급격히 발생하지 않는 익형의 사용이 터빈 안정성 확보에 도움이 된다.

자연적인 운전조건에서 벌레와 오염물질들이 로터 블레이드 전연에 부착되면, 익형 전연부의 미소한 형상 및 표면거칠기 변화가 발생하고, 공력특성 감소에 의한 운전효율이 저감되기도 한다. 블레이드 전연의 표면거칠기는 층류에서 난류로 확장되는 천이영역의 발생시점을 앞당기게 되고 경계층 두께의 급격한 확장을 초래한다. 최대양력의 감소와 익형 표면 마찰계수의 증가는, 결론적으로 에너지 생산량의 감소로 이어지기 때문에, 특히 실속형 출력제어방식을 채용한 터빈의 경우 표면 마찰계수의 변화에 따른 최대 양력계수의 변화 폭이 크지 않은 익형을 주의 깊게 선정 할 필요가 있다.

풍력터빈 블레이드의 허브근방 영역에 배치되는 익형은 제한된 블레이드 재질의 무게와 팁에서 발생하는 처짐 및 비틀림 변위를 충분히 견딜 수 있을 정도의 강성을 확보할 수 있어야 한다. 이러한 강성을 확보하기 위해 보통 양항비와 같은 공력특성을 희생하고 익형의 최대 두께를 증가시킬 수 있는 두꺼운 익형 시리즈를 채택한다.

일반적으로 풍력발전용 터빈 블레이드를 구성하는 익형은 높은 양항비를 가지는 두꺼운 형상, 전연부의 표면 거칠기에 상관 없이 높은 최대 양력계수를 유지 할 수 있을 것, 모든 운전 영역에 걸쳐 높은 양항비를 유지할 수 있을 것, 실속 후 급격한 공력특성의 저하현상을 보이지 않을 것 등의 요구조건을 만족해야 한다. 하지만, 이러한 모든 조건을 충족시키는 익형을 설계하기란 여간 까다로운 일이 아닐 수 없다.

3.1.8 2차원 익형 공력특성의 예측

정확한 로터 블레이드 형상설계 및 성능예측을 위해서는 로터 블레이드를 구성하는 익형의 신뢰성 있는 공력특성 데이터의 확보가 필수적이거나, 수많은 종류의 익형에 대한 신뢰성 있는 실험 공력특성 데이터의 확보는 현실적으로 거의 불가능 한 실정이다.

신속한 피드백(feed back)에 의한 효율적인 설계의 진행을 위해 설계자는 다양한 익형의 공력특성 데이터를 쉽게 확보 할 수 있어야 한다.

풍력 선진국가에서는 일반적으로 *X-Foil*(MIT Aero&Astro)^[32] 등과 같은 수치해석 소프트웨어를 이용하여 2차원 익형 공력특성데이터를 확보하고 있으며, 최근 들어 전산해석 기법의 발달에 힘입어 CFD 기법을 활용한 사례들도 활발히 보고되고 있다.

*X-Foil*은 2차원 panel method를 기본으로 하고, CFD에 비해 상당히 신속한 해석이 가능하며, 실속영역 이전의 받음각 변화에 대해서 비교적 신뢰성 있는 공력특성데이터의 확보에 상당한 도움이 된다.

본 연구에 사용된 익형의 종류는 날개 끝단으로부터 NACA 63(2)-415, NACA 63(2)-418, DU 93W2-210, DU 91W2-250, FFAW-301 이다.

보통 풍력발전용 익형은 날개 끝부분에서 30% 위치까지 NACA 5, 6자리계열 익형을 사용하고, 그 이하의 영역에서는 구조적 안정성, 높은 받음각, 익형 표면 거칠기 등의 변화를 적절히 고려하여 공력 특성의 변화가 급격히 발생하지 않는 두꺼운 익형 시리즈를 주로 사용한다.^[33]

일반적으로 팁에서 허브부분으로 갈수록 익형 두께가 두꺼워 지는 형태의 프로파일을 공력특성데이터의 분석을 통해 적절히 선정하는 것이 중요하다.

본 설계에 사용된 익형의 받음각 변화에 따른 양력계수 그래프를 Fig. 3.5에 나타내었다.

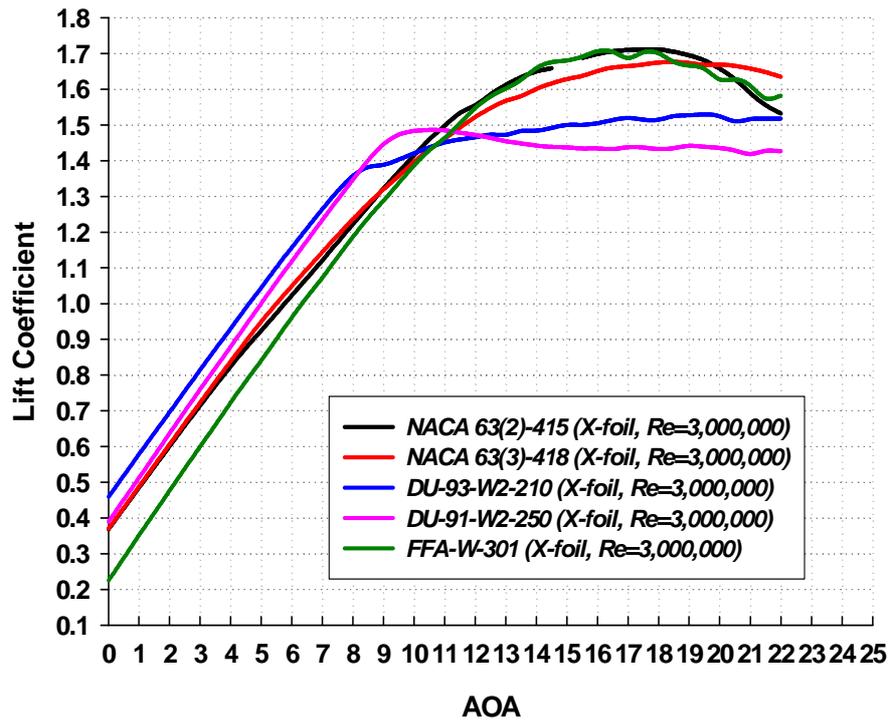


Fig. 3.5 Estimation of the lift coefficients for several airfoils by X-Foil

Fig. 3.5에 나타난 양력계수 분포는 모두 *X-Foil*에 의해 계산된 데이터이며, 실속 이후 특정 받음각 범위에서 실험데이터와 비교할 때 다소 오차가 발생한다.

일반적으로 실험데이터와 수치해석 데이터의 오차범위는 익형의 표면 경계층 박리지점 및 천이 영역의 부정확한 예측에 의한 수치해석 기법상의 특징에 의해 발생되며, 이로 인해 수치해석 데이터는 실속현상이 지연되는 특징을 나타냄에 따라, 실속영역 이후의 공력 특성 데이터들은 실험데이터와 비교했을 때 비교적 정확하지 못한 값을 예측하는 것이 일반적이다.

Fig. 3.6에 수치해석 결과와 실험결과를 비교해 나타내었다.

Fig. 3.6에서 두 결과가 실속 전 해당 받음각 영역 내에서 상당히 잘 일치하고 있음을 알 수 있으며, 로터 블레이드 설계 및 성능해석 과정에서 *X-Foil*에 의한 수치해석 데이터를 사용하여도 충분한 신뢰성을 확보할 수 있을 것이라 사료되며, 이를 통해 신속하게 다양한 익형의 공력특성 데이터를 확보할 수 있고 설계자는 상당히 효율적으로 설계를 진행할 수 있다.

보통 익형의 양력계수 값이 상승한다고 하더라도 양력계수의 증가분 보다 항력계수의 증가분이 더 크다면 양력과 항력의 비로 나타내어지는 익형의 양항비는 양력계수가 상승함에도 불구하고 오히려 감소하는 경우가 발생한다. 따라서 정확한 익형의 공력성능을 예측하기 위해서는 블레이드 국부 위치에서의 익형 공력특성을 양항비로 나타낼 필요성이 있으며, 이때 블레이드 성능에 큰 영향을 미치는 허브로부터 70% ~ 100%까지 범위 내의 양항비는 반드시 100 이상에서 결정될 수 있도록 하는 점이 우수한 출력성능 확보를 위해 중요하다.

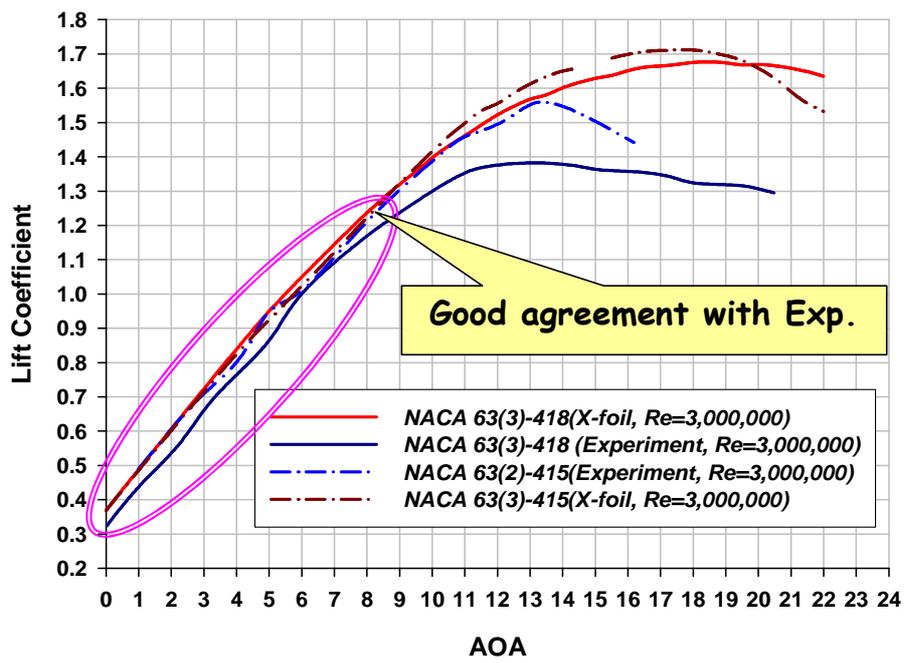


Fig. 3.6 Comparison of lift coefficients calculated by X-FOIL with experiments

Fig. 3.7에 익형의 양항비를 그래프로 나타내었다. 각각의 블레이드 국부 위치에서의 양항비는 FFA 익형을 제외하고 설정 받음 각의 범위 내에서 모두 100을 넘는 값을 가진다.

FFA 익형의 양항비가 100을 넘지 못하는 이유는 블레이드의 공력 성능에 기여하는 영역에 적용될 익형이 아니라, 블레이드와 허브의 구조적인 연결부분의 지지 익형으로 적용되기 때문에 양항비가 다른 익형들에 비해 다소 낮은 경향을 나타낸다. 하지만, 지지 익형인 FFA의 양항비가 거의 100에 근접하며, 날개 끝 70% ~ 100% 범위에서 익형의 양항비는 거의 140에 육박하는 수치를 나타내고 있다. 따라서, 이러한 조합의 익형을 사용하면 전체적으로 상당히 우수한 성능을 가지는 이상적인 블레이드 설계가 가능 할 것이라 사료된다.

상기 기술한 BEMT 모델의 적용에 의해 최종적으로 설계된 3차원 로터 블레이드 형상을 바탕으로 가시적 이해를 돕기 위해 너셀, 타워, 스피너(spinner), 허브 등의 구조적 요소를 포함하는 1MW 풍력터빈 전체 시스템 3차원 모델링을 수행하였으며, 본 풍력터빈 시스템을 FIL-1000로 명명하였다.

Table 3.3에 FIL-1000의 자세한 설계제원을 요약정리 하였고, Fig. 3.8에 FIL-1000의 3차원 시스템 설계 결과를 나타내었다.

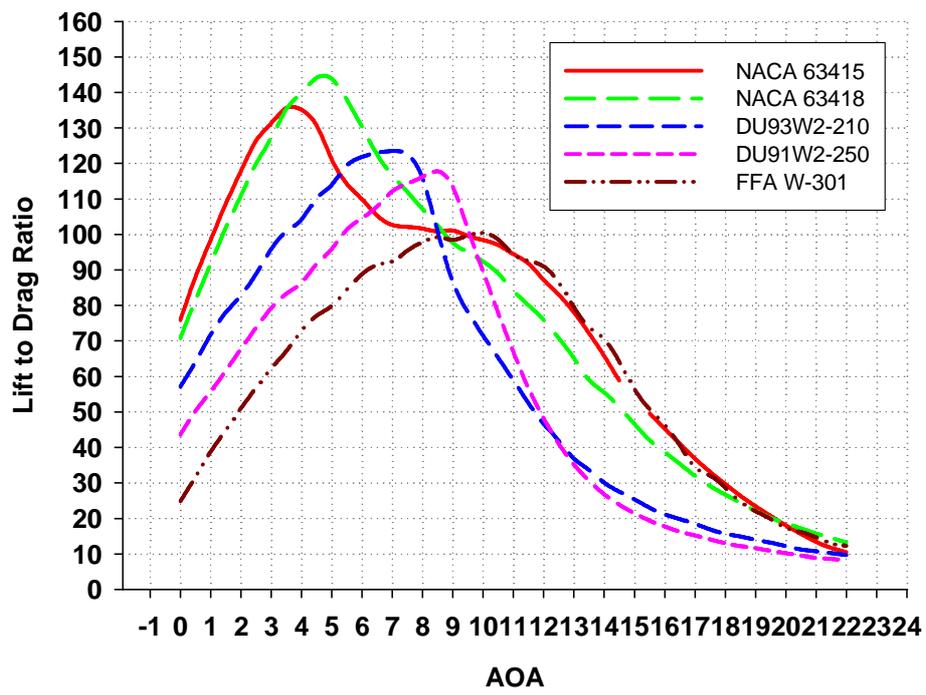
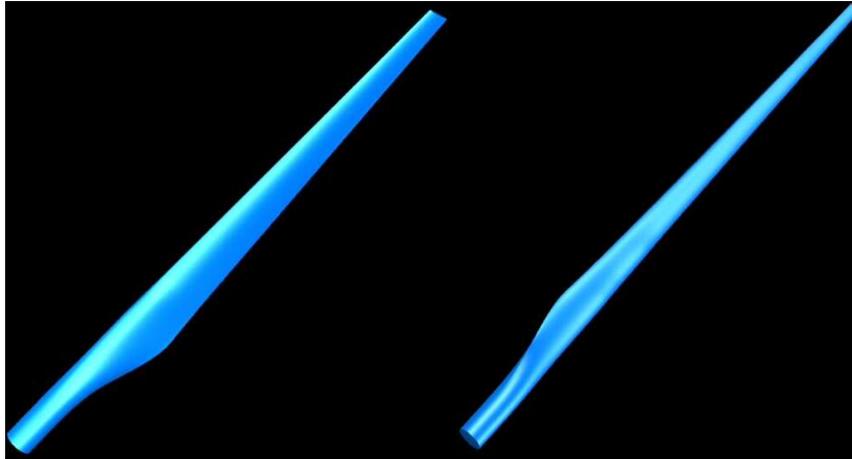


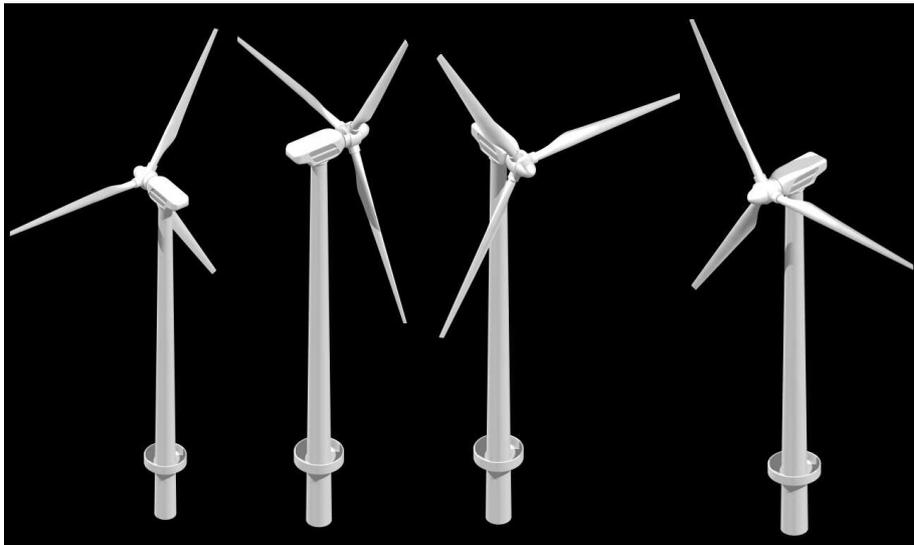
Fig. 3.7 Comparison of lift to drag ratios, calculated by *X-Foil*

Table 3.3 Summarization of 1MW HAWT(FIL-1000) design parameters

Local Position	Twist(deg)	Position(mm)	Chord (mm)	Airfoil series
0.20	17.9	5450	2629.25	FFA-W-301
0.25	14.4	6812	2524.09	FFA-W-301
0.30	11.7	8175	2418.94	FFA-W-301
0.35	9.73	9537	2313.79	FFA-W-301
0.40	8.14	10900	2208.63	DU91-W2-250
0.45	6.87	12262	2103.48	DU91-W2-250
0.50	5.83	13625	1998.32	DU93-W2-210
0.55	4.97	14987.5	1893.17	DU93-W2-210
0.60	4.24	16350.0	1788.01	DU93-W2-210
0.65	3.62	17712.5	1682.86	DU93-W2-210
0.70	3.08	19075.0	1577.71	NACA63(2)-418
0.75	2.60	20437.5	1472.55	NACA63(2)-418
0.80	2.17	21800.0	1367.4	NACA63(2)-418
0.85	1.77	23162.5	1262.24	NACA63(2)-418
0.90	1.35	24525.0	1157.09	NACA63(2)-415
0.95	0.83	25887.5	1051.93	NACA63(2)-415
1.00	0.83	27250.0	946.78	NACA63(2)-415



(a) Isometric view of 3D rotor model



(b) Full 3D FIL-1000 wind turbine system modeling

Fig. 3.8 3D configurations of FIL-1000 HAWT

3.2 중형 로터 블레이드(100kW) 최적설계

3.2.1 로터 블레이드 직경 및 정격 회전수의 결정

본 연구에서는 3.1절에 언급한 MW 급 대형터빈 설계법을 근거로 100kW 풍력터빈 로터 블레이드 설계를 수행하였다.

로터 블레이드 직경은 식 (3.1)에 의해 결정되었고, 추정 동력계수 0.45, 동력전달 계통장치와 발전기 효율을 0.9로 가정하였다. 공기밀도는 $1.225\text{kg}/\text{m}^3$ 이다. 설계 풍속은 8m/s이며, 이때 설계 TSR은 6으로 하였다. 로터 블레이드 정격회전 속도는 식 (3.2)에 의해 결정되었다.

자세한 설계 초기조건을 Table 3.4에 요약 정리하였다.

Table 3.4 General design parameters (100kW)

Rated power(kW)	100
Rated wind velocity(m/s)	10
Design TSR	6
Rotor blade diameter(M)	22.65
Rated rotational speed(RPM)	40.46
Air density(kg/m^3)	1.225

3.2.2 날개 끝 손실계수의 보정

날개 끝 순환분포의 감소에 의해 발생하는 날개 끝 손실의 예측을 위해 식 (3.3)을 적용하였다.

블레이드 국부 위치변화에 따른 손실계수 변화 값을 Fig. 3.9에 나타내었다.

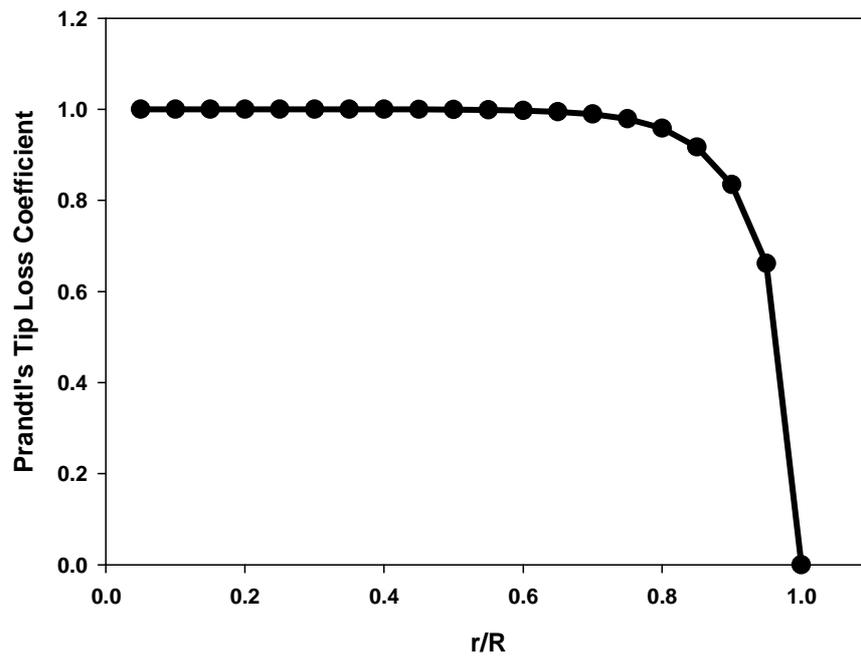
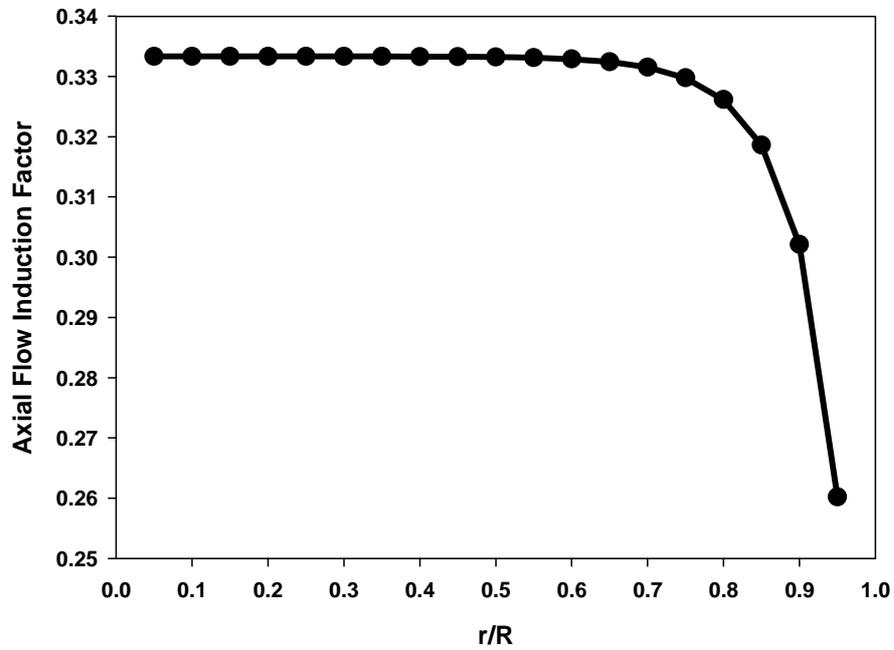


Fig. 3.9 Estimation of Prandtl's tip loss coefficient as a function of r/R

3.2.3 새로운 흐름 유도계수들의 결정

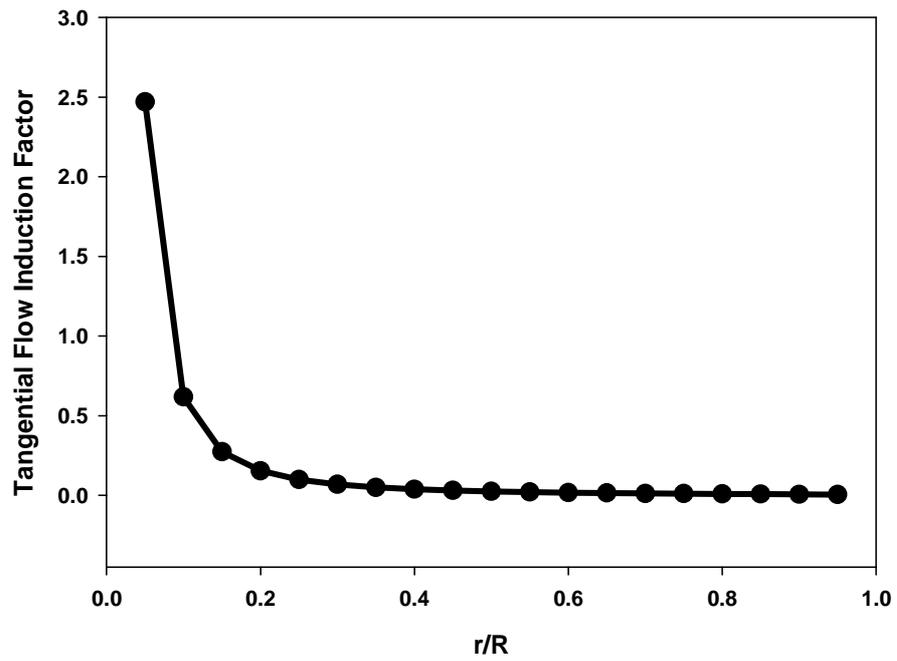
초기 설계단계에 적용될 흐름유도계수들의 결정을 위해 BEMT로부터 유도된 식의 항력 항을 무시하고 정리한 식 (3.4)를 사용하였다.

Fig. 3.10에 블레이드 곡부위치 변화에 따른 흐름유도계수 변화를 그래프로 나타내었다.



(a) Axial flow induction factor

Fig. 3.10 Estimation of flow induction factors as a function of r/R
(continued)



(b) Tangential flow induction factor

Fig. 3.10 Estimation of flow induction factors as a function of r/R

3.2.4 무차원 현의 길이 결정

무차원 현의 길이를 결정하기 위해 식 (3.5)를 적용하였다.

Table 3.5에 블레이드 설계시 적용될 익형의 공력특성 설계 기준 값을 나타내었으며, Fig. 3.11에 결정된 블레이드 현의 길이 분포를 나타내었다.

설계에 적용된 익형은 NACA63(2)-415V이다.

Table 3.5 NACA 63(2)-415V, Wind tunnel test

RE	α	C_L	C_D	$C_{L/D}$
1,600,000	4.3949°	0.7988	0.011	72.6182

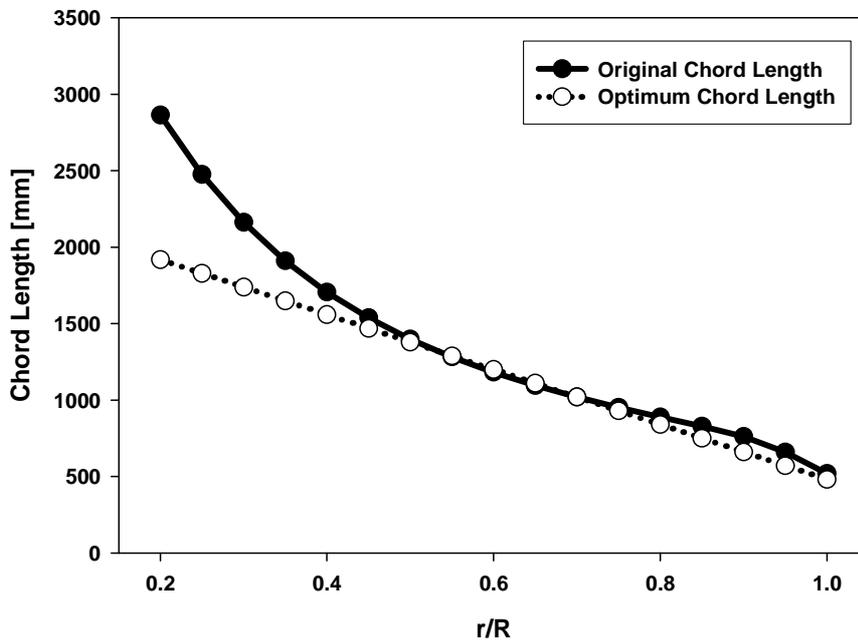


Fig. 3.11 Estimation of chord length

3.2.5 비틀림 각의 결정

비틀림 각의 계산을 위해 식 (3.6), 식 (3.7)을 이용하였으며, Fig. 3.12에 비틀림 각 분포를 나타내었다.

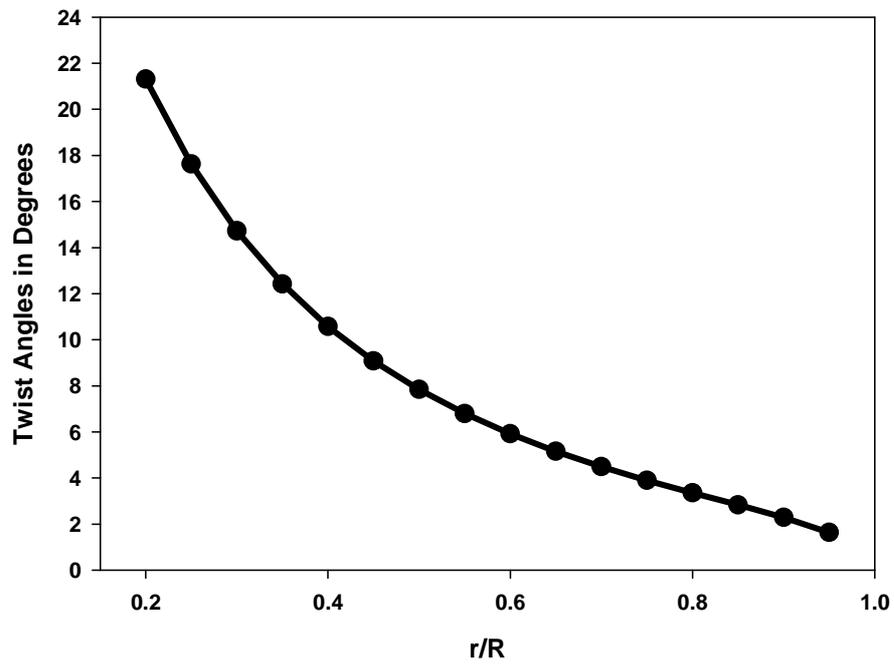


Fig. 3.12 Estimation of twist angle variation

3.2.6 2차원 익형 공력특성

본 설계에서 반영한 익형은 NACA 63₍₂₎415V 이며, Fig. 3.13, Fig. 3.14, Fig. 3.15에 양력계수, 항력계수, 양항비에 관한 실험데이터를 나타내었다.

최종적인 설계변수들을 Table 3.6에 나타내었으며, 블레이드 3차원 형상 모델링 결과를 Fig. 3.16, Fig. 3.17에 나타내었다.

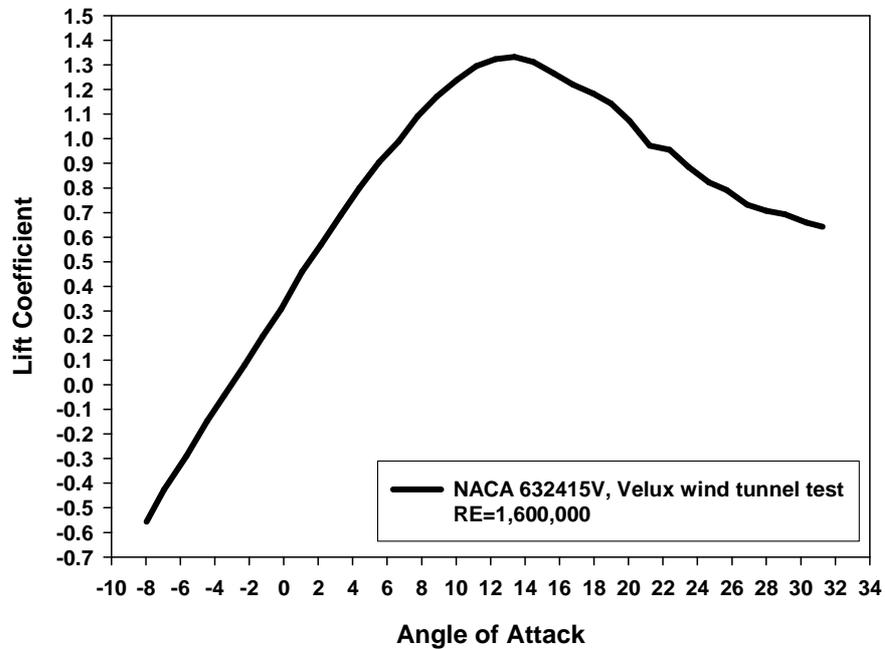


Fig. 3.13 Lift coefficient of NACA 63(2)-415V

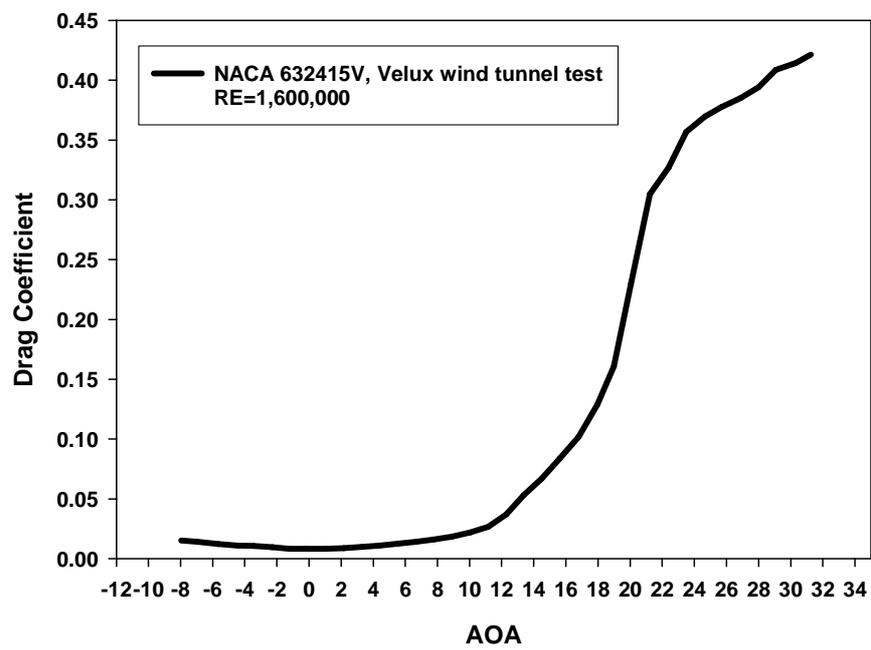


Fig. 3.14 Drag coefficient of NACA 63(2)-415V

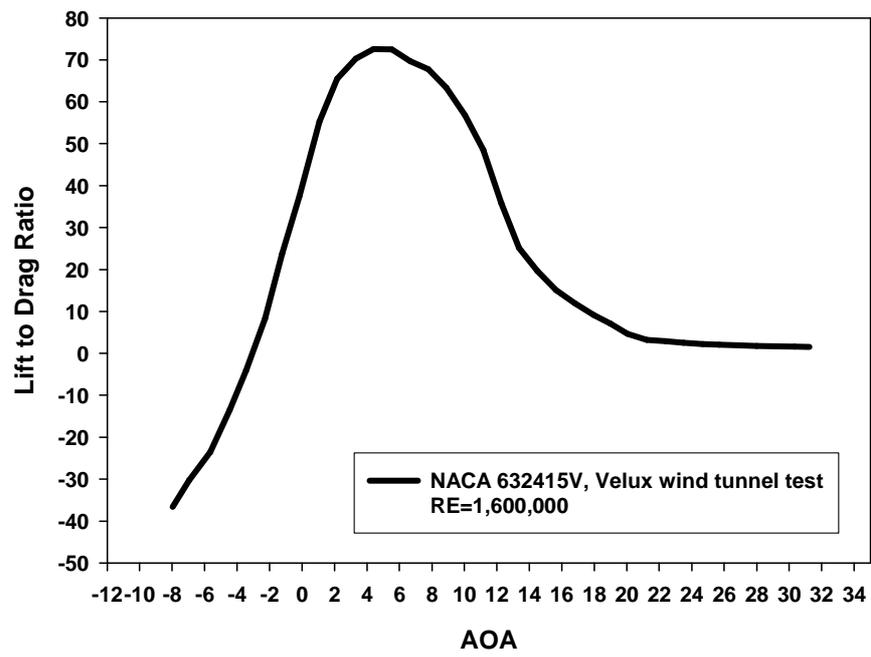


Fig. 3.15 Lift to drag ratio of NACA 63(2)-415V

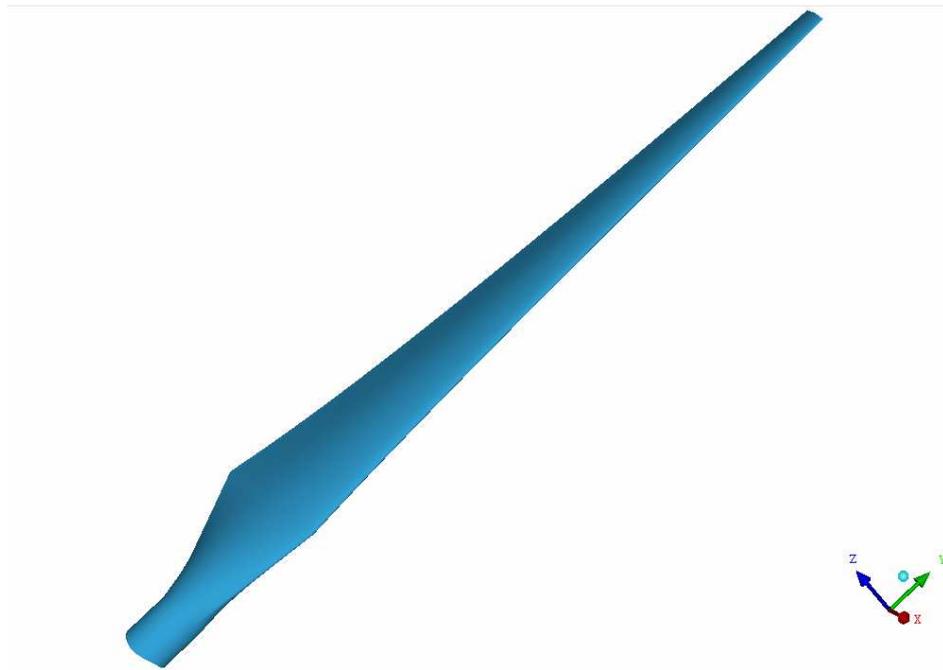


Fig. 3.16 Isometric view of 3D rotor model (FIL-100)

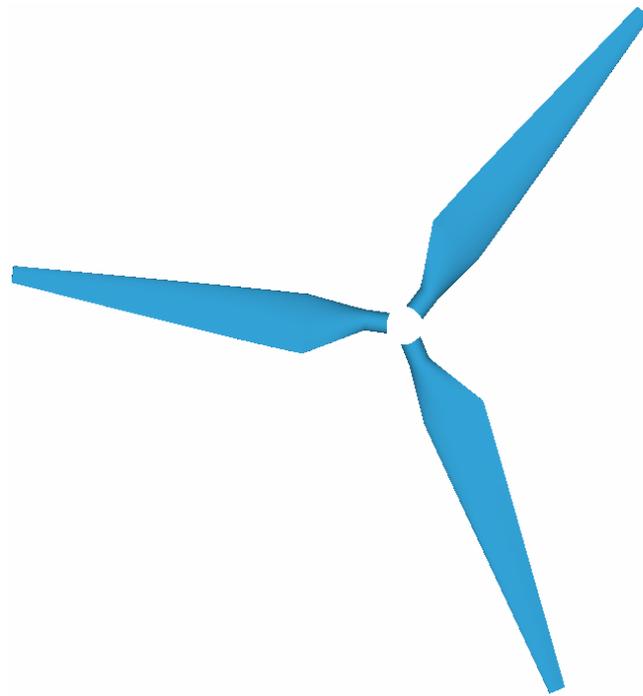


Fig. 3.17 Isometric view of 3D rotor model (FIL-100)

3.3 소형 로터 블레이드(20kW) 최적설계

3.3.1 설계 변수들의 결정

본 연구에서는 3.1절과 3.2절에 언급한 BEMT에 의한 풍력터빈 설계법을 근거로 20kW 풍력터빈 로터 블레이드 설계를 수행하였다.

관련설계 제반 수식에 의해 결정된 로터 블레이드 직경은 10.13m이며, 공기밀도는 $1.225\text{kg}/\text{m}^3$ 이다. 정격풍속은 10m/s로 결정하였으며 설계 풍속은 8m/s이다.

설계 TSR은 6이며, 로터 블레이드 정격회전 속도는 90.49rpm으로 결정하였다.

이미, 3.1절, 3.2절에서 대형 및 중형 터빈의 설계 방법에 대해 상세히 논하였으므로 소형터빈의 자세한 설계과정은 생략한다.

이상의 초기 설계 사항을 요약하면 Table 3.7과 같다.

날개 끝 손실계수 예측 결과를 Fig. 3.18에 나타내었으며, 관련 흐름 유도계수들의 예측 결과를 Fig. 3.19에 나타내었다.

Table 3.7 General design parameters (20kW)

Rated power(kW)	20
Rated wind velocity(m/s)	10
Design TSR	6
Rotor blade diameter(M)	10.13
Rated rotational speed(RPM)	90.49
Air density(kg/m^3)	1.225

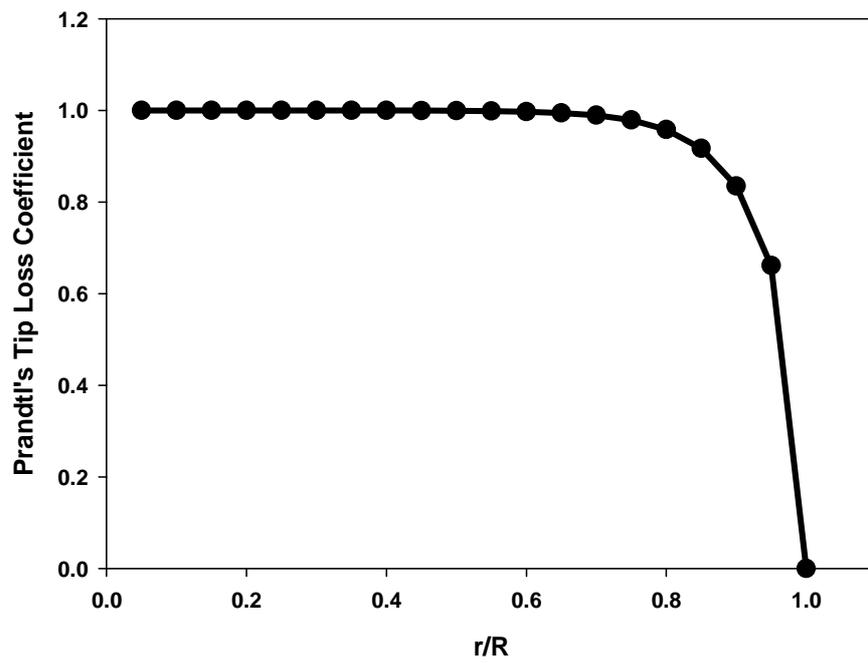
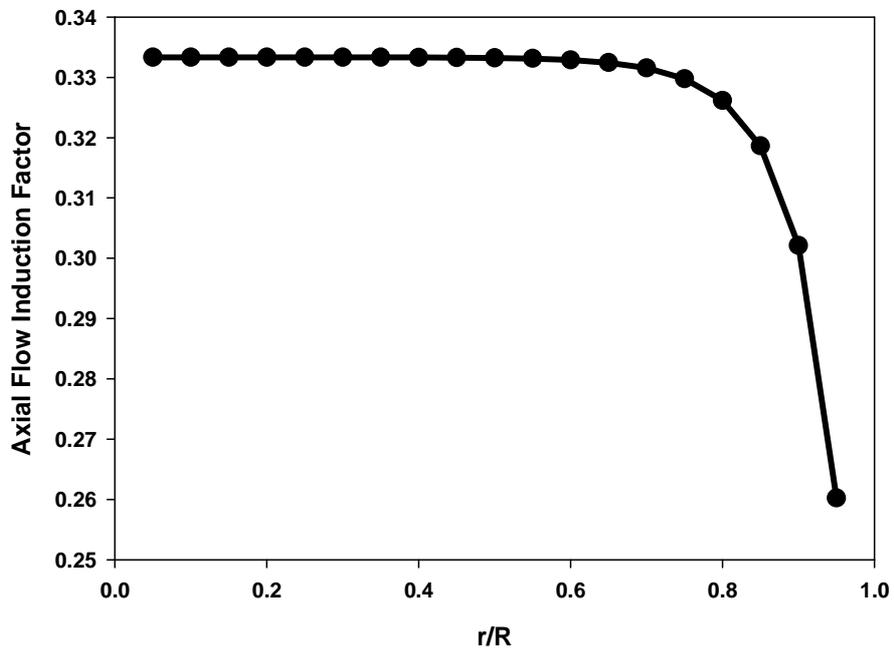
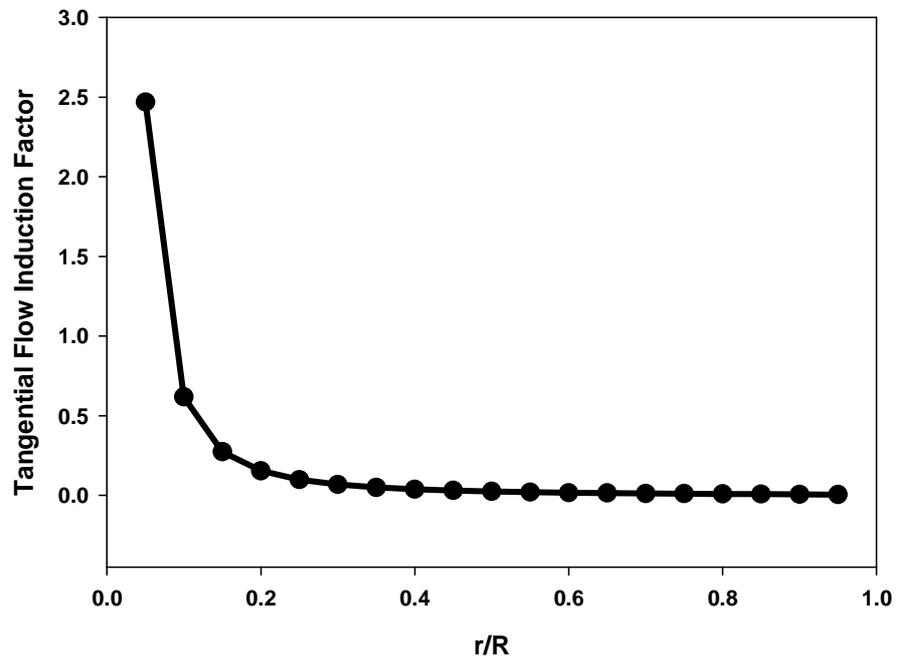


Fig. 3.18 Prandtl's tip loss coefficient



(a) Axial flow induction factor



(b) Tangential flow induction factor

Fig. 3.19 Flow induction factors

무차원 현의 길이를 결정하였으며, 20kW 로터 블레이드 형상화를 위해 NREL의 S809 시리즈를 사용하였다.

Table 7에 익형의 공력특성 설계 기준값을 나타내었으며, Fig. 3.20에 블레이드 스핀방향 변화에 따른 현의 길이 변화를 나타내었다.

Table 3.8 Aerodynamic characteristics – S-809, Wind tunnel test (DUT)

RE	α	C_L	C_D	$C_{L/D}$
1,000,000	6.16°	0.851	0.0095	87.58

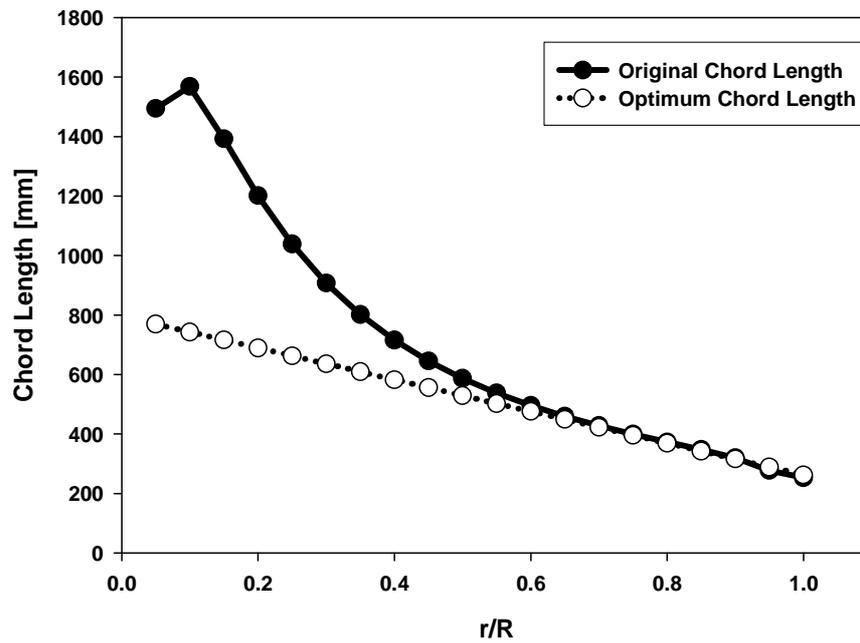


Fig. 3.20 Comparison of chord length distributions

블레이드 비틀림각 분포 계산결과를 Fig. 3.21에 나타내었으며, 본 설계에 사용된 익형의 공력특성 변화 그래프를 Fig. 3.22, Fig. 3.23, Fig. 3.24에 각각 나타내었다. 익형의 공력특성 실험데이터는 1997년 Sommers에 의해 Delft University of Technology의 풍동에서 레이놀즈 수 10^6 의 조건에서 수행된 결과이다.

Table 3.9에 20kW 로터 블레이드 설계 결과를 요약하여 나타내었으며, Fig. 3.25에 로터 블레이드 3차원 형상설계 결과를 나타내었다.

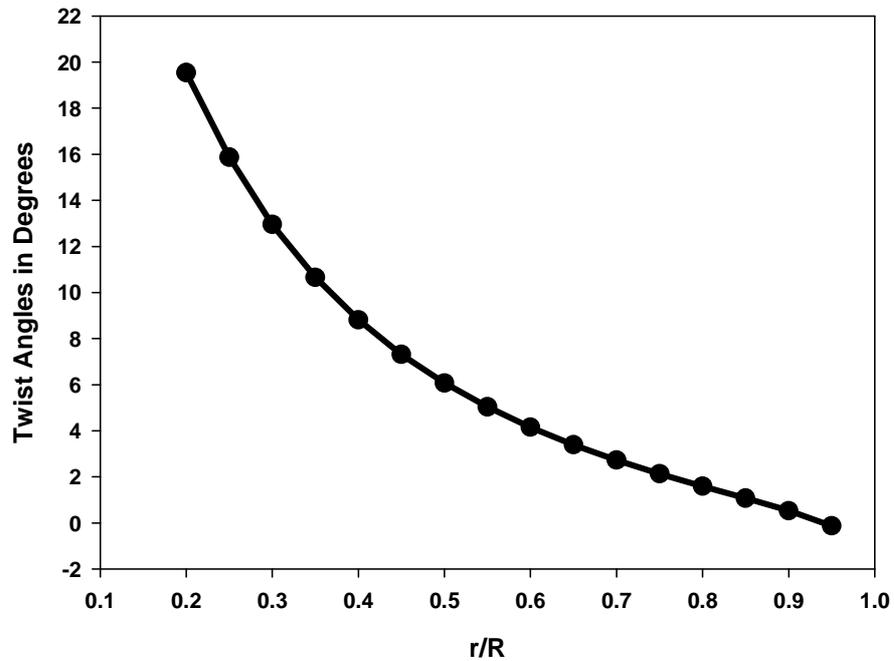


Fig. 3.21 Twist angle distributions

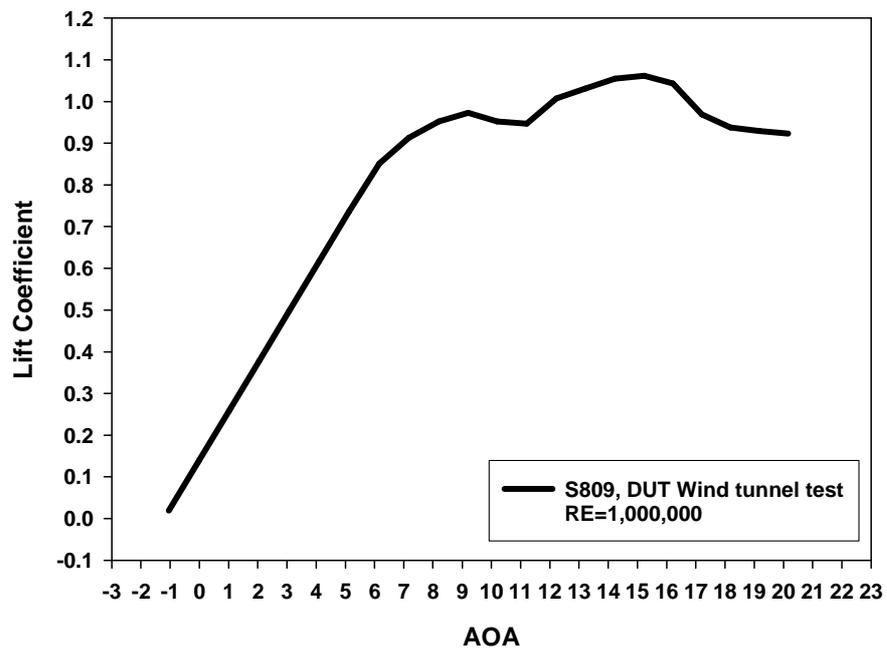


Fig. 3.22 Lift coefficient of S809

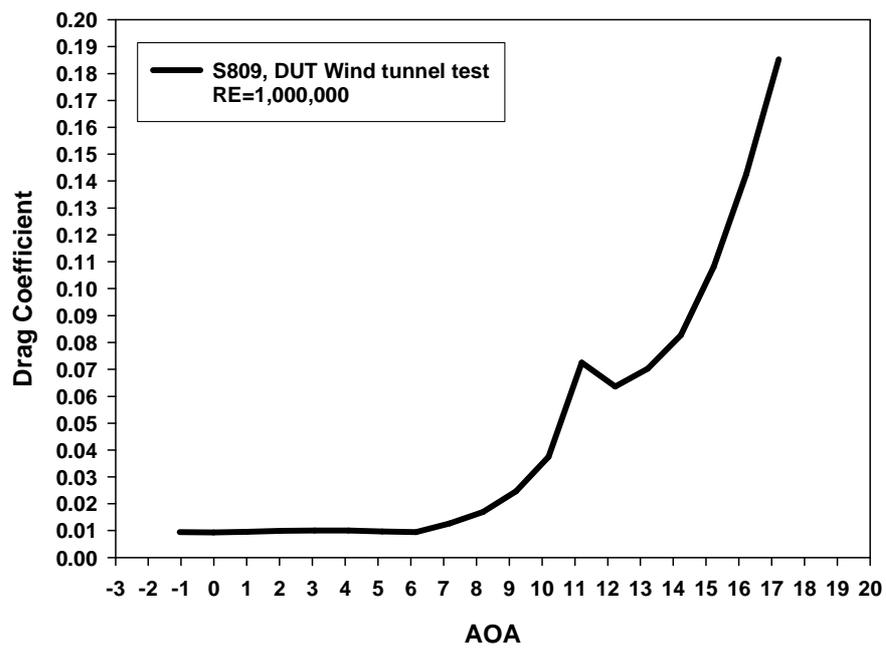


Fig. 3.23 Drag coefficient of S809

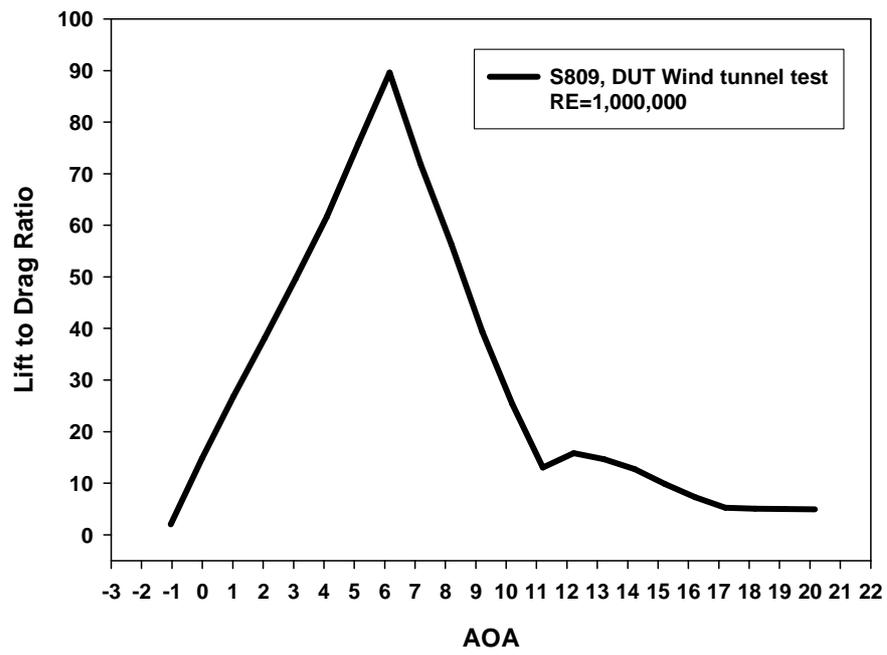


Fig. 3.24 Lift to drag ratio of S809

Table 3.9 Summarization of 100kW HAWT(FIL-100) design parameters



Local position	Twist angle(deg)	Position(mm)	Chord length(mm)	Airfoil series
0.20	19.54	1014.00	689.23	S809
0.25	15.86	1267.50	662.54	S809
0.30	12.95	1521.00	635.86	S809
0.35	10.65	1774.50	609.17	S809
0.40	8.81	2028.00	582.48	S809
0.45	7.31	2281.50	555.80	S809
0.50	6.07	2535.00	529.11	S809
0.55	5.03	2788.50	502.43	S809
0.60	4.15	3042.00	475.74	S809
0.65	3.39	3295.50	449.05	S809
0.70	2.72	3549.00	422.37	S809
0.75	2.13	3802.50	395.68	S809
0.80	1.59	4056.00	369.00	S809
0.85	1.06	4309.50	342.31	S809
0.90	0.52	4563.00	315.62	S809
0.95	-0.12	4816.50	288.94	S809
1.00	-0.12	5070.00	262.25	S809

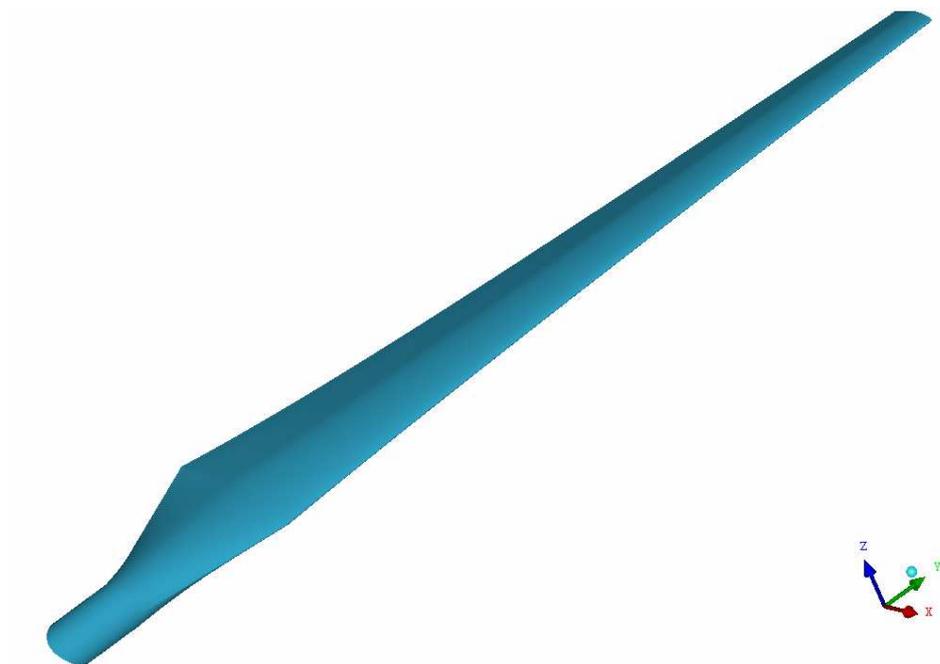


Fig. 3.25 Isometric view of 3D rotor model (FIL-20)

제 4 장 성능해석 소프트웨어 개발 및 평가

4.1 소프트웨어 개발

국내의 로터 블레이드 설계관련 기술에 대한 명확한 기준이 없으며, 현재 국내에서는 로터 블레이드를 설계하는데 있어 영국의 Garrad Hassen 사에서 개발한 *BLADED FOR WINDOWS*^[34] 등과 같은 국외 상용 소프트웨어에 의존한 설계 및 성능평가가 이루어지고 있는 실정이다. 또한, 현재까지 풍력발전시스템 요소기술에 대한 명확한 설계 기준 및 성능평가 기준이 마련되어 있지 않은 국내의 현실을 감안할 때, 국내에서도 블레이드 설계 및 성능평가기술에 대한 명확한 기준 등이 제시될 필요가 있다.

따라서, 본 연구에서는 다양한 손실 모델을 적용한 BEMT 이론을 활용하여 로터 블레이드 설계를 수행하고, 성능평가를 위해 국산 성능해석 소프트웨어의 개발을 진행하였다. 개발된 성능평가 소프트웨어는 국내 해상 풍력발전 활성화를 의미하는 뜻에서 *POSEIDON* 으로 명명하였다.

POSEIDON 의 성능평가 알고리즘은 Fig. 4.1 과 같은 절차로 구성된다.

제 2 장에서 설명한 BEMT 모델의 성능해석 과정을 반영하여 개발된 소프트웨어의 화면 구성을 Fig. 4.2, Fig. 4.3, Fig. 4.4, Fig. 4.5 에 나타내었다.

Fig. 4.2는 성능해석을 위한 기본 설계정보를 입력하는 화면이며, 사용자는 로터 블레이드 초기형상 설계정보를 확보해야 한다.

사용자로부터 초기 입력변수로서 블레이드 형상정보를 입력 받은 후 날개끝 속도비, 블레이드 반경, 블레이드 개수, 밀도, 유입속도 등의 제반 정보를 입력 받는다.

기본적인 설계변수의 입력이 끝나면, 블레이드 각각의 단면을 정의하는 익형의 공력특성 데이터를 입력하며, Fig. 4.3에 익형 공력특성 입력 화면을 나타내었다. 익형 공력특성 데이터 입력화면은 모두 15 단면에서 각각의 공력특성 데이터를 입력 받을 수 있도록 구성하였으며, 이는 블레이드 전체 공력특성을 예측함에 있어 적분 오차를 줄이고자 하는 목적이다. 익형 공력특성 데이터의 입력 후 메인 페이지에서 실행버튼을 클릭하면 Fig. 4.1과 같은 순서도를 통해 관련된 모든 정보에 관한 계산을 수행하며, 계산된 정보는 Fig. 4.4의 화면과 같이 나타난다.

Fig. 4.5는 입력 받은 공력특성 데이터를 그래프로 나타낸 화면이며, 실제 성능계산시 참조되어 사용된 공력특성 범위를 표시하여 보여 준다. 이는 특정 TSR 영역에 대한 출력성능을 계산한 후 블레이드 실속 발생여부 등의 판단기준으로 활용될 수 있다.

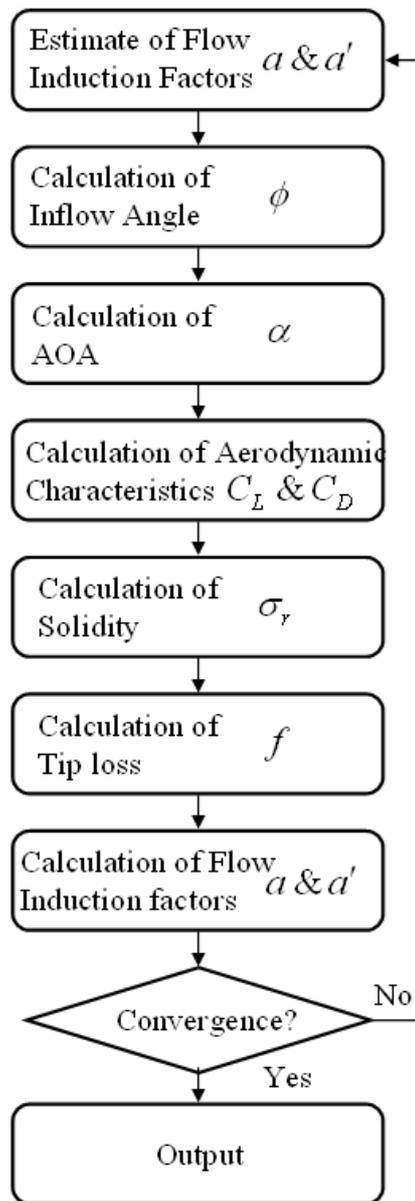


Fig. 4.1 Flow chart of *POSEIDON*

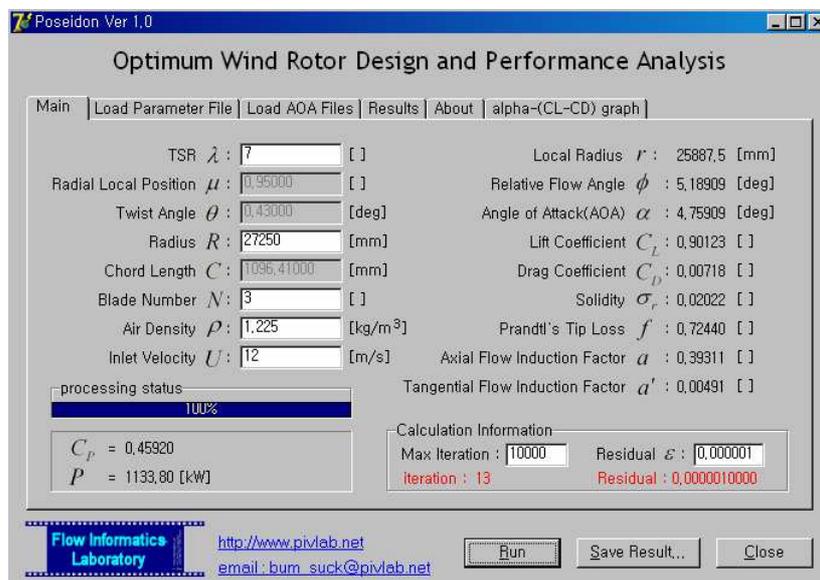


Fig. 4.2 Main input screen design

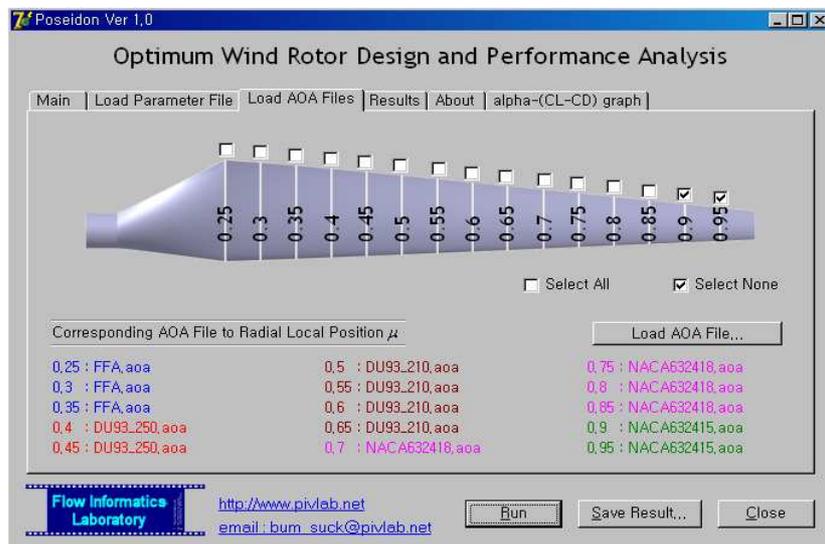


Fig. 4.3 Aerodynamic characteristics loading

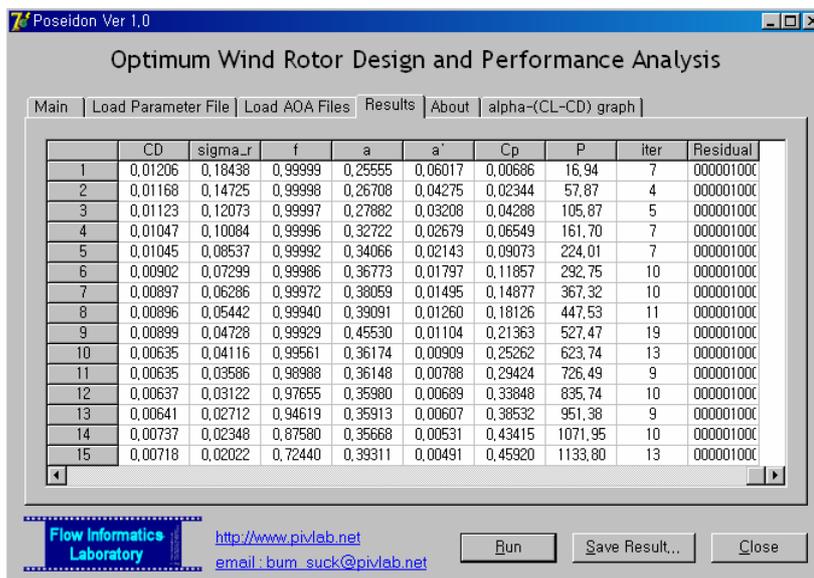


Fig. 4.4 Result output

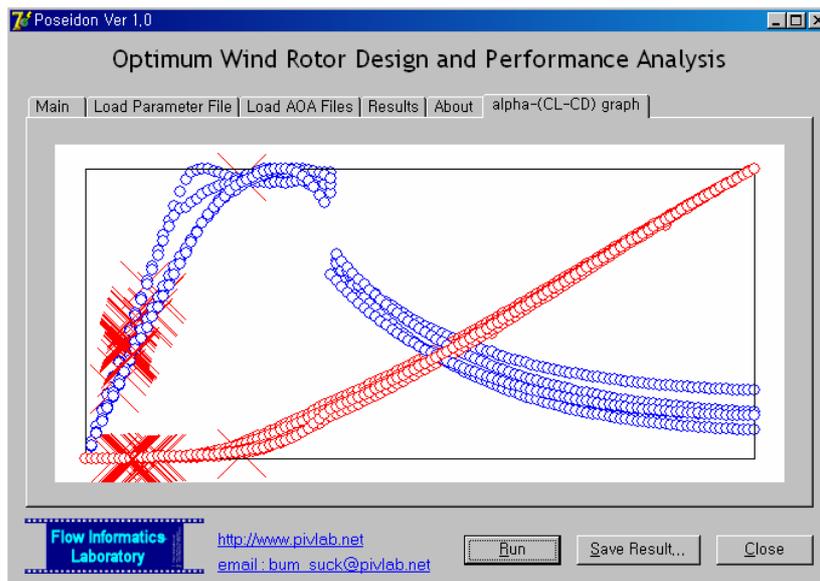


Fig. 4.5 Aerodynamic characteristics plotting screen

4.2 실속 후 공력특성의 예측

풍력발전용 로터 블레이드는 낮은 범위의 TSR에서 운전 되는 경우에 유입풍속의 급격한 증가에 따라 블레이드 특정영역, 혹은 전체 영역에 대한 실속이 발생된다.

항공기의 경우 깊은 실속이 발생한 상태에서는 운항이 불가능 하지만, 풍력터빈의 경우 출력제어 등의 목적으로 실속상태에서 운전 되기도 하므로, BEMT에 의한 정확한 성능 예측을 위해 익형의 실속 후 공력특성 데이터의 확보는 필수적인 요소이다.

사실상 다양한 익형의 실속 후 공력특성을 포함하는 실험 데이터의 확보는 설계자들에게 가장 해결하기 힘든 부분이다. 대부분의 경우 공력특성 데이터의 확보를 위해 *X-FOIL* 등의 익형 공력특성 예측 소프트웨어를 활용하고 있으나, 이는 실속 후 공력특성의 보정을 위해 Viterna-Corrigan^[35] 등이 제안한 모델에 의한 수치해석 데이터의 재 가공이 필요하다.

BEMT에 대한 적용을 위해 Viterna는 실속 후 공력특성 예측 모델을 적용하였으며, MOD-0, MOD-1 터빈의 성능 해석을 위해 풍동 실험으로부터 획득한 실험데이터와 실속 후 모델에 의해 예측된 후 보정 데이터를 적용한 연구를 수행하였다.

$$C_{d,Max} = 1.11 + 0.018AR \quad (\alpha = 90 \text{ deg}) \quad (4.1)$$

$$C_d = B_1 \sin^2 \alpha + B_2 \cos \alpha \quad (\alpha = 15 \text{ deg to } 90 \text{ deg}) \quad (4.2)$$

여기서,

$$B_1 = C_{d,Max} \quad (4.3)$$

$$B_2 = \frac{C_{d,stall} - C_{d,Max} \sin^2 \alpha_{stall}}{\cos \alpha_{stall}} \quad (4.4)$$

$$C_l = A_1 \sin 2\alpha + A_2 \frac{\cos^2 \alpha}{\sin \alpha} \quad (\alpha = 15 \text{ deg to } 90 \text{ deg}) \quad (4.5)$$

여기서,

$$A_1 = \frac{B_1}{2} \quad (4.6)$$

$$A_2 = (C_{l,stall} - C_{d,Max} \sin \alpha_{stall} \cos \alpha_{stall}) \frac{\sin \alpha_{stall}}{\cos^2 \alpha_{stall}} \quad (4.7)$$

4.3 FIL-1000 성능평가(1MW turbine)

본 연구를 통해 설계된 1MW 풍력발전용 로터 블레이드(FIL-1000)의 성능평가를 위해 4.1절에 언급한 *POSEIDON*을 사용하였다.

FIL-1000 로터 블레이드를 구성하는 익형은 허브로부터 팁 부분까지 FFA-W-301, DU-91W2-250, DU-93W2-210, NACA63(2)-418, NACA63(2)-415 이다.

익형 공력특성은 *X-FOIL*로부터 획득 하였으며, 실속 후 영역에 대한 공력특성 보정은 Viterna-Corrigan의 실속 후 예측 모델을 사용하여 받음각 범위 60°까지 양력계수, 항력계수에 대한 데이터를 0.5° 간격으로 획득하여 초기 입력데이터로 사용하였다.

Fig. 4.6(a)에 블레이드 국부 위치에서의 받음각 변화를 TSR 변화에 따라 나타내었다.

FIL-1000에 사용된 익형들의 실속 각은 약 13°부근에서 형성되고 있으며, TSR=5, 6, 7, 8, 9의 경우 실속 각 범위 내에서 거의 대부분의 받음 각이 결정되고 있으므로, 로터 블레이드 출력은 설계시 예측된 적정 성능을 유지할 것이라고 예상 할 수 있으나, TSR=2, 3, 4의 경우 받음각이 실속 각을 상당히 벗어난 범위에서 결정되고 있으므로, 이 영역에 대한 시스템 출력특성은 다소 낮게 나타날 것임을 예측할 수 있다.

Fig. 4.6(b)에는 블레이드 국부 위치에서의 Prandtl의 날개 끝 손실 변화를 TSR에 따라 비교한 그래프를 나타내었다.

대부분의 TSR 영역에 대해 날개 끝 손실은 허브로부터 날개 팁까지 진행될수록 점점 크게 나타나고 있음을 알 수 있으며, TSR=9인 경우에 날개 끝 손실이 가장 낮게 나타나고 있음을 알 수 있다. 날개 끝 손실은 시스템의 전체 출력에 영향을 미치는 변수이며, Fig. 4.6(a)의 결과와 마찬가지로 TSR=5 이하인 영역에서 날개

끝 손실이 블레이드 전 영역에 걸쳐 발생하고 있음을 알 수 있다.

FIL-1000은 설계 TSR=7.5의 경우에서 최적의 공력특성을 확보할 수 있는 받음각의 영역이 결정되고 있으며, 날개 끝 손실도 비교적 낮은 범위에서 형성되고 있다.

Fig. 4.7(a), Fig. 4.7(b)에 축 흐름유도계수와 회전흐름유도계수 변화를 TSR에 따라 각각 나타내었다.

항력의 효과를 무시한 운동량 방정식으로부터 유도되는 가장 이상적인 조건에서의 축 흐름유도계수의 값은 0.333 이다. 따라서, 최종적인 성능해석을 통한 축 흐름유도계수 결과 값이 이상적인 조건 범위에 근접할수록 설계된 로터 블레이드의 출력특성은 최대 출력치에 근접하게 된다.

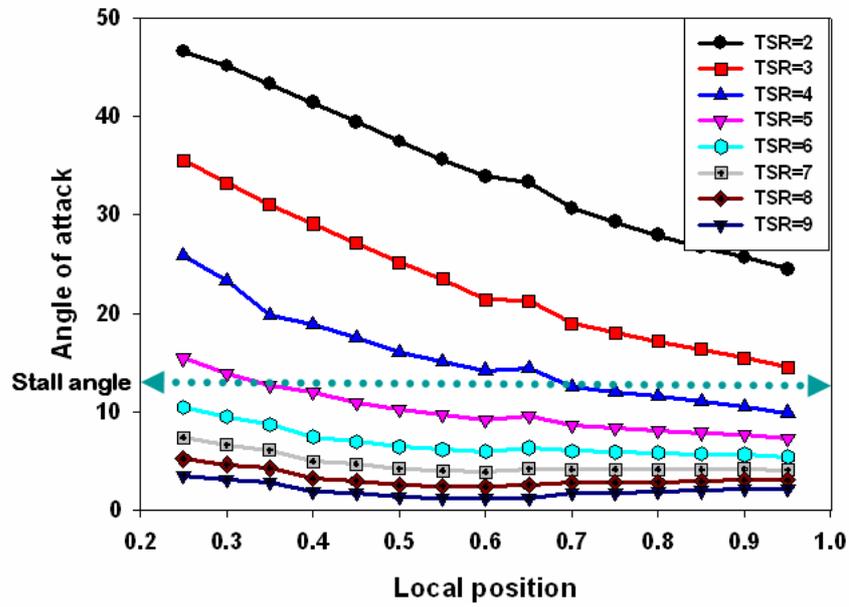
Fig. 4.7(a)의 결과에서, TSR=2, 3, 4, 5의 경우 이상적인 축 흐름유도계수 값에 대해 상당히 낮은 분포의 값을 가지는 특징을 나타내고 있으며, 이 범위에서는 높은 출력 특성을 기대하기 어렵다고 판단되며, TSR=6, 7, 8의 경우 대체적으로 결과 값의 범위가 이상적인 조건 부근에 형성되고 있음을 알 수 있으므로, 이 범위의 TSR에서 우수한 출력특성을 나타낼 것임을 알 수 있다. TSR=9의 경우 다소 높은 범위의 결과분포를 나타내고 있으므로, TSR=6, 7, 8의 결과보다 다소 낮은 출력 특성을 나타낼 것이라 예상되나, TSR=5 이하의 범위보다는 상대적으로 우수한 출력 특성을 나타낼 것임을 알 수 있다.

Fig. 4.8에 FIL-1000의 성능곡선을 TSR의 변화에 따라 그래프로 나타내었다.

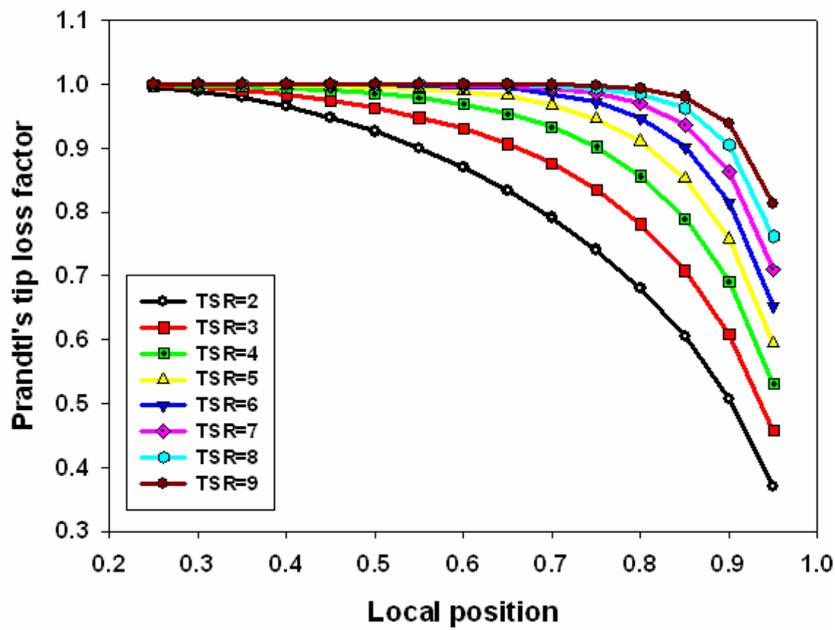
FIL-1000은 TSR=6, 7에서 가장 좋은 성능 특성을 나타내고 있음을 알 수 있으며, TSR=6 이전 영역은 TSR의 정의에 따라 블레이드 상류로부터 접근하는 유속의 범위가 정격출력을 발생하는 풍속범위보다 높은 값을 가지므로, 블레이드 전연으로 유입되는 상대유입

각도가 증가하고, 동시에 실속각 이상으로 받음각이 증가하면서 급격한 실속에 의한 공력특성 저하가 초래된다. 따라서, 이 범위의 TSR에서 상당히 낮은 출력특성을 나타내고 있음을 알 수 있다. 또한, TSR=7 이후는 입구 유속이 정격 출력을 내는 범위보다 감소함에 따라 상대적으로 블레이드 전체 영역에 걸쳐 낮은 범위의 받음각이 형성되고 받음각의 범위가 낮아짐에 따라 적정 받음각의 분포에 비해 익형 공력특성이 저하되므로 출력특성은 점점 감소하는 경향을 보인다.

FIL-1000 로터 블레이드는 TSR=7에서 0.47 정도의 출력계수를 나타내고 있음을 알 수 있으며, 입구 풍속이 12m/s이고, 표준 대기압 공기밀도 조건에서 약 1,133.8kW의 정격 출력을 발생 시킬 수 있다.

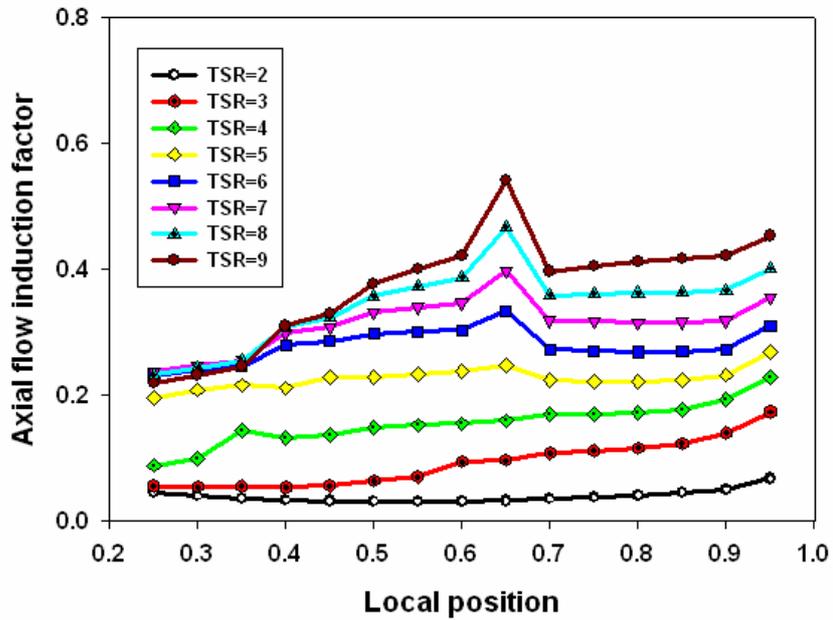


(a) Comparison of Angle of Attack according to TSR

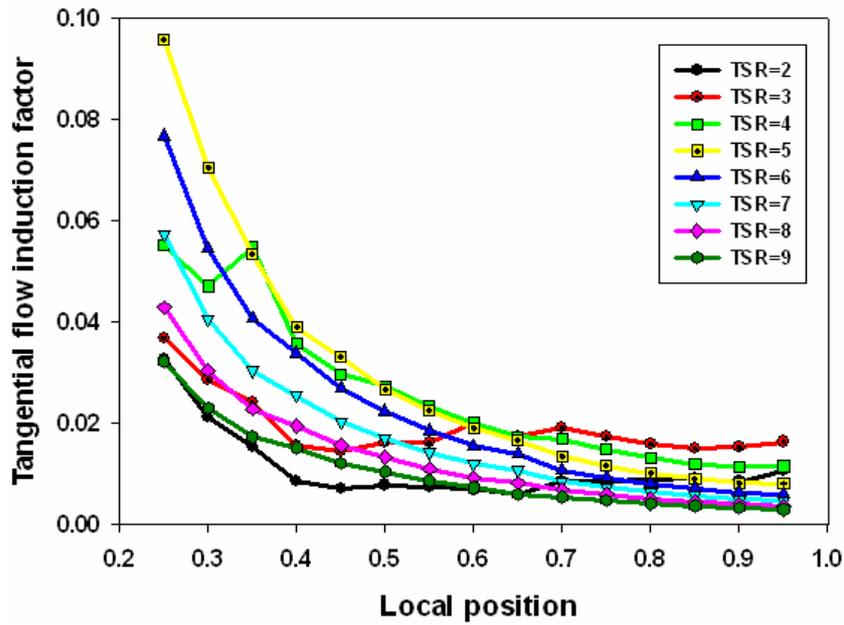


(b) Comparison of Prandtl's tip loss according to TSR

Fig. 4.6 AOA and tip loss distributions for a range of TSR



(a) Comparison of axial flow induction factors



(b) Comparison of tangential flow induction factors

Fig. 4.7 Distribution of the flow induction factors for a range of TSR

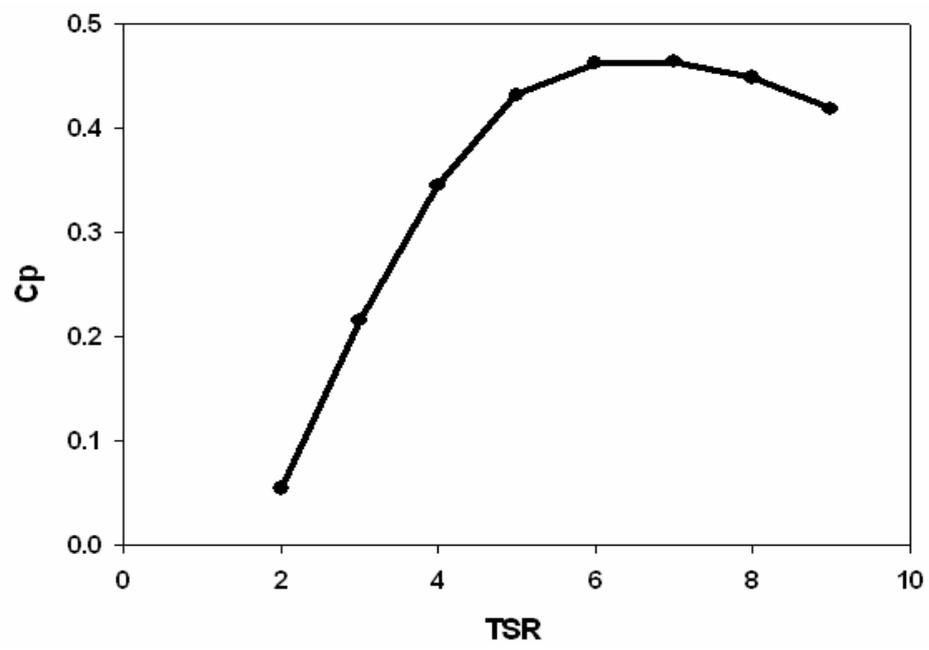


Fig. 4.8 Power coefficient – TSR performance curve

4.4 FIL-100 성능평가(100kW turbine)

FIL-100은 100kW 수평축 풍력터빈이며, 블레이드를 구성하는 익형으로써 NACA 63₍₂₎-415V를 사용하였다.

본 연구에서는 실험에 의해 측정된 공력특성 값과 수치해석에 의해 예측된 공력특성 값의 적용에 대한 성능계수 값의 변화를 분석하고자 Velux wind tunnel test^[36]를 통해 얻은 실험 공력특성과 X-FOIL에 의해 예측된 공력특성 두 가지를 비교대상으로 하였다.

NACA 63₍₂₎-415V의 양력계수 변화에 대한 비교 결과를 Fig. 4.9에 나타내었다.

제공받은 풍동 실험결과의 경우, 실속 영역 이전의 경우에 해당하는 공력특성 데이터만을 포함하고 있어, 실속 후 공력특성 보정식을 적용하였다. 수치해석 데이터의 경우, 실속영역 이전 공력특성 데이터는 X-FOIL에 의해 예측되었으며, 실속 후 공력특성데이터는 실험데이터와 마찬가지로 Viterna-Corrigan의 보정식을 사용하였다.

실속 이전 영역에 대한 공력특성 데이터의 경우 X-FOIL에 의해 예측된 데이터와 실험에 의해 예측된 데이터의 결과가 정량적으로 매우 잘 일치 하고 있음을 알 수 있으며, 실속이 발생한 후 부터 X-FOIL에 의해 예측된 데이터가 실험 데이터보다 다소 높은 양력계수 값을 나타내고 있음을 알 수 있다.

Fig. 4.10에 항력계수 변화에 대한 비교결과를 나타내었다.

항력계수도 마찬가지로, 실속이전의 영역에 대해 실험결과와 수치해석 결과가 정량적으로 잘 일치 하고 있음을 알 수 있으며, 실속이 발생한 후부터 미소한 값의 차이가 나타나고 있음을 알 수 있다.

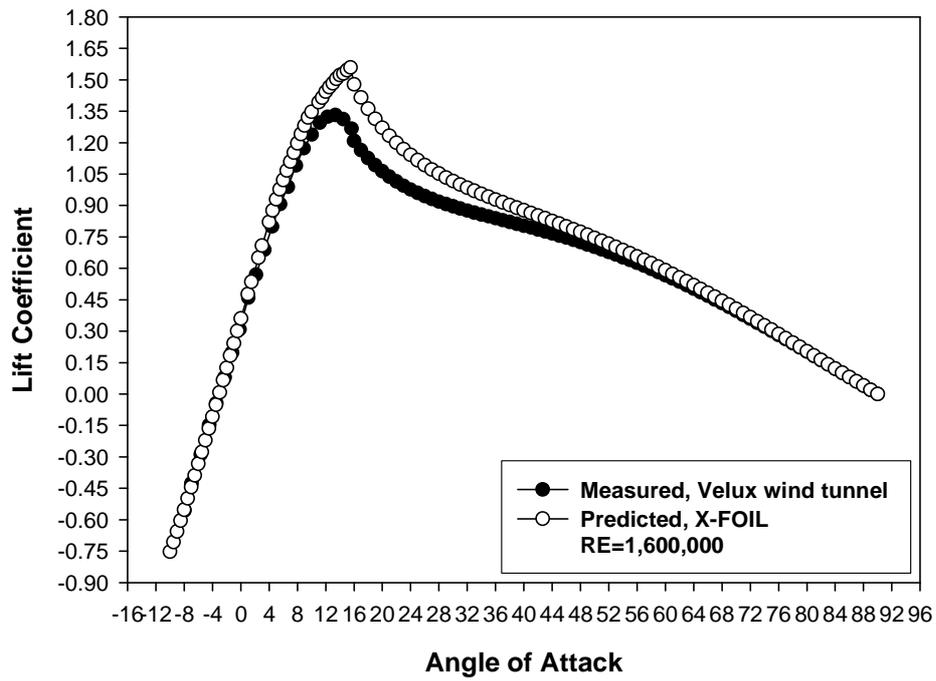


Fig. 4.9 Comparison of lift coefficient (NACA63₍₂₎-415)

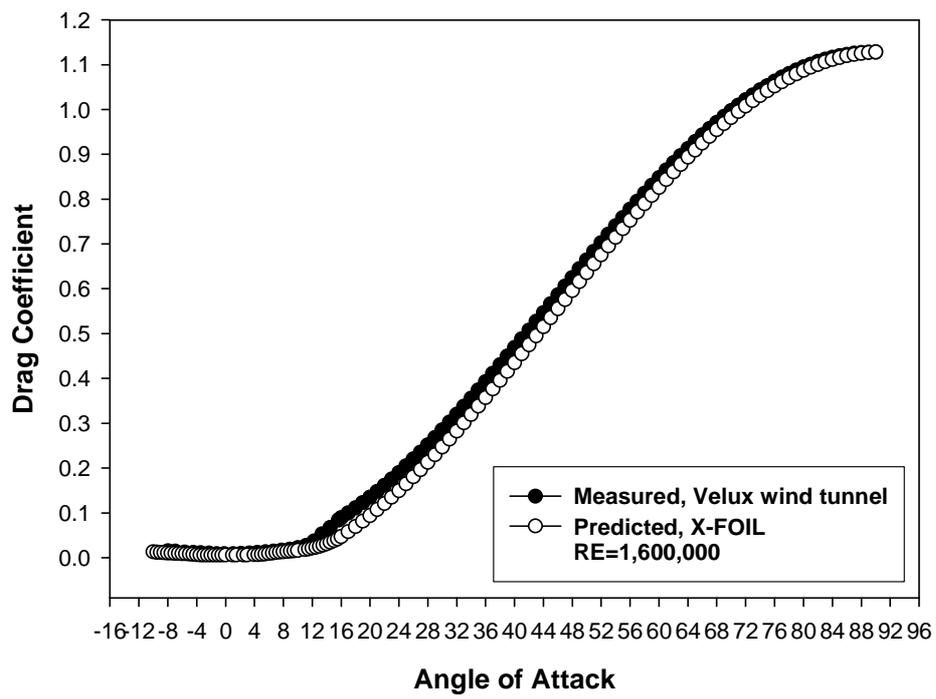


Fig. 4.10 Comparison of drag coefficient (NACA63₍₂₎-415)

Fig. 4.11(a), Fig. 4.11(b)에 실험데이터를 사용한 경우의 블레이드 반경방향 위치변화에 따른 받음각의 변화를 나타내었다.

실험공력특성의 경우 실속이 발생하는 받음각은 15.5455° 이며, TSR 4.5부터 TSR 10까지의 경우 실속 이전영역에서 받음각이 결정되고 있음을 알 수 있다.

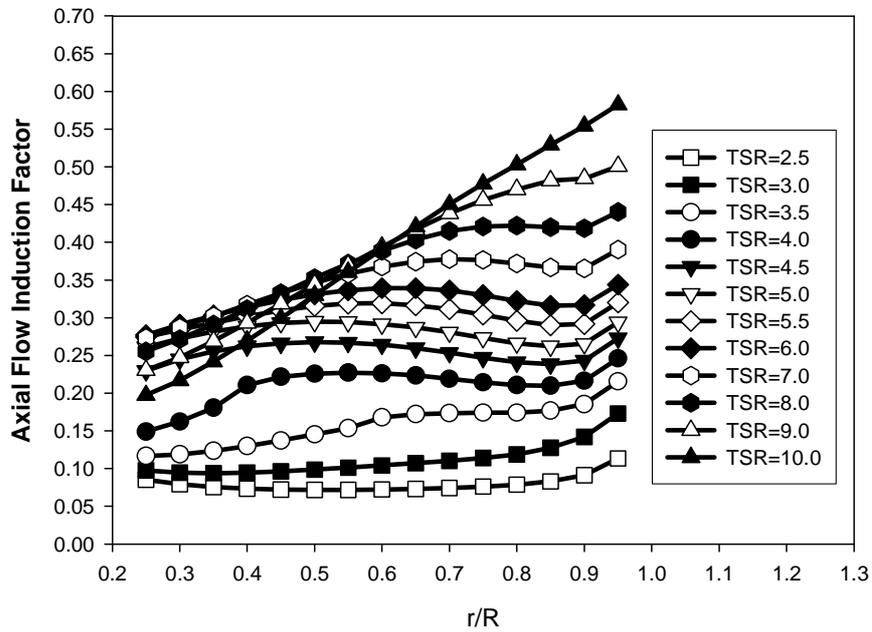
Fig. 4.11(b)는 수치해석에 의해 예측된 공력특성 데이터를 사용한 경우를 나타내며, 받음각의 형성 범위가 Fig. 4.11(a)의 경우와 유사한 특징을 나타내고 있으나, TSR 4의 경우까지 비 실속 영역에 포함되고 있음을 알 수 있다.

대체로 수치해석에 의해 예측된 경우의 받음각이 미소하게나마 최적 공력성능을 나타내는 범위에 근접하고 있다. 이러한 차이는 최종적으로 예측된 터빈의 성능특성에 영향을 미칠 것이라 사료되며, 그 범위는 추후 성능 비교 그래프를 통해 논의하고자 한다.

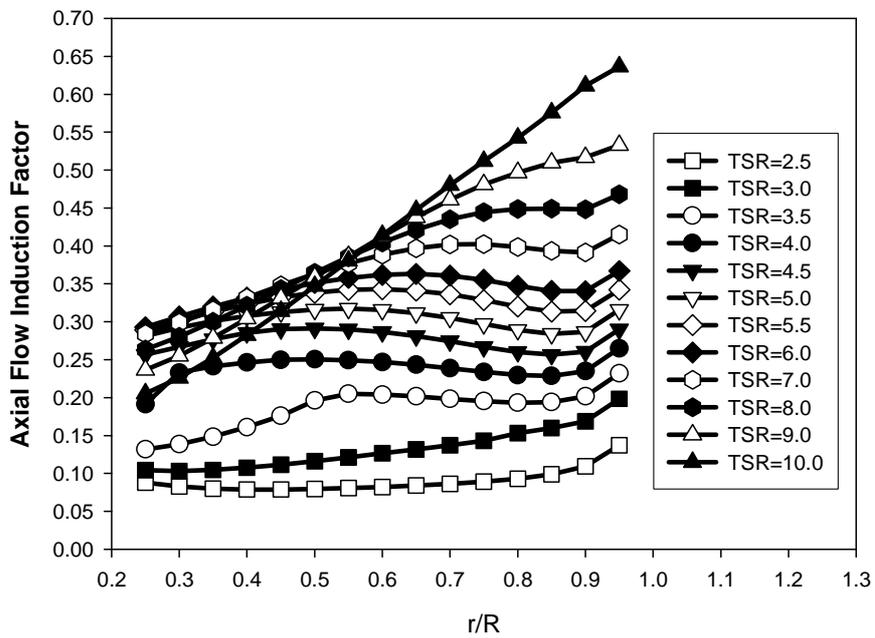
Fig. 4.12(a), Fig. 4.12(b)에 실험과 수치해석에 의해 예측된 블레이드 반경방향 위치변화에 따른 축 흐름유도계수의 변화를 나타내고 있다. 실험결과에 의해 예측된 축 흐름 유도계수의 경우 최적 성능을 나타내는 설계 TSR 영역 부근의 TSR=5, 5.5, 6에서 이상적인 조건에 비해 다소 낮은 영역에 걸쳐 형성되고 있으며, 수치해석에 의해 예측된 공력특성을 사용한 경우, 이상적인 조건 범위에 더욱 근접하여 그래프가 형성되고 있음을 알 수 있다. 이러한 차이는 익형 공력특성 데이터의 차이에 의해 발생 하는 것이라 사료되며, 결과적으로 풍력터빈의 성능변화에 영향을 미칠 것이라 예상된다.

Fig. 4.13(a), Fig. 4.13(b)에 실험과 수치해석에 의해 예측된 블레이드 반경방향 위치변화에 따른 회전 흐름유도계수의 변화를 나타내고 있다. 실험과 수치해석 데이터를 사용한 결과가 대체로 잘 일치하고 있으나, 공력특성 데이터의 차이로 인해 발생하는 미소한 값의 차이가 나타나고 있다.

최종적으로 FIL-100의 출력성능특성 그래프를 Fig. 4.11에 나타내었다. 실선은 실험공력특성 데이터를 사용해 예측된 결과를 나타내고, 파선은 수치해석 공력특성 데이터를 사용해 예측된 결과를 나타낸다. 전체적으로 수치해석에 의해 예측된 풍력터빈의 성능이 실험 공력특성을 사용한 경우보다 다소 높게 나타나고 있다. 이는 수치해석에 의한 공력특성 데이터 값이 실험값에 비해 다소 높게 예측되었기 때문에 발생하는 문제이다. 따라서, BEMT 해석에 있어 정확한 익형 공력특성 데이터의 사용은 시스템의 출력 특성을 예측함에 있어서 중요한 변수가 됨을 알 수 있다.

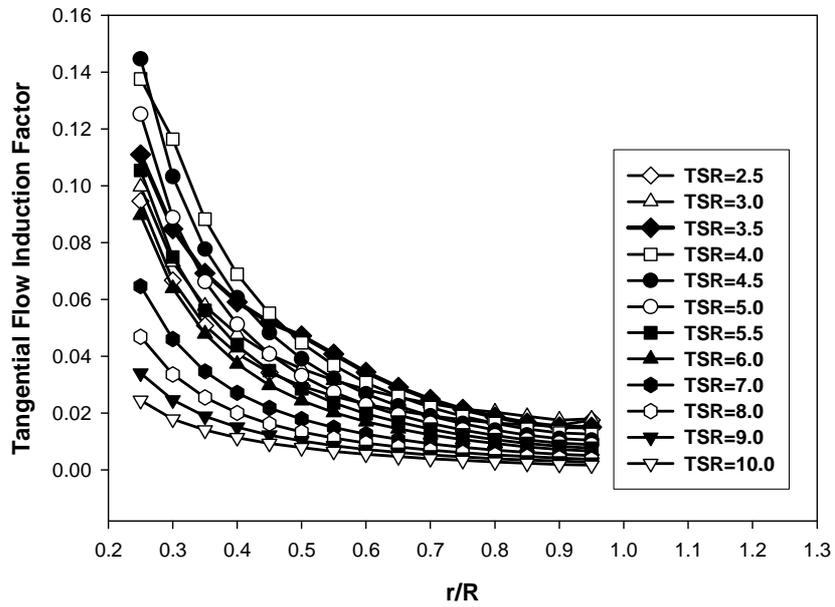


(a) Comparison of axial flow induction factors (by measured lift&drag)

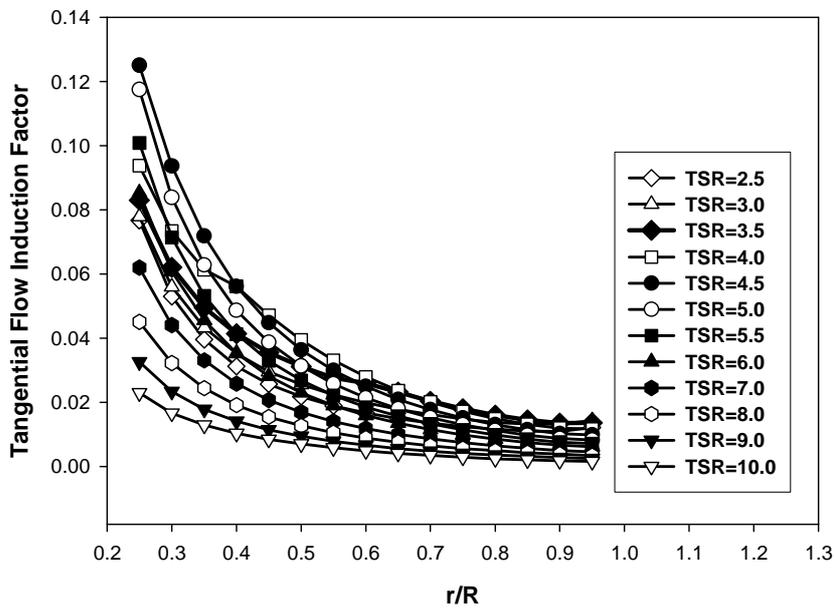


(b) Comparison of axial flow induction factors (by predicted lift&drag)

Fig. 4.11 Distributions of axial flow induction factors



(a) Comparison of tangential flow induction factors
(by measured lift&drag)



(b) Comparison of tangential flow induction factors
(by predicted lift&drag)

Fig. 4.12 Distributions of tangential flow induction factors

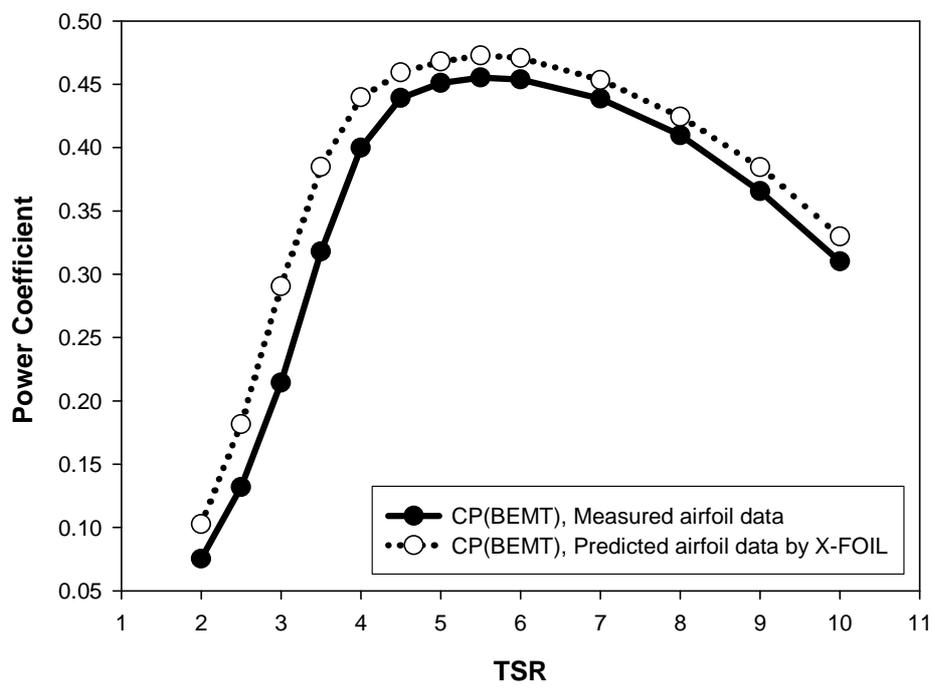


Fig. 4.13 Comparison of the power coefficient on the FIL-100

4.5 FIL-20 성능평가(20kW turbine)

FIL-20은 20kW 수평축 풍력터빈이며, 블레이드를 구성하는 익형으로써 NREL의 S-809를 사용하였다.

로터 블레이드 성능 평가를 위해 Delft university of technology의 풍동에서 Sommers^[37]에 의해 수행된 공력특성 결과를 사용하였으며, X-FOIL에 의해 예측된 수치해석 데이터를 비교목적으로 사용하였다.

실험 및 수치해석의 레이놀즈 수는 모든 경우에서 10^6 이다.

수치해석 공력특성의 경우 실속 후 공력특성 예측을 위해 Viterna-Corrigan 모델을 사용하였으나, 실험데이터에 대한 보정은 행하지 않았다.

S809 익형은 21%의 두께 비를 가지며, 높은 최대 양력계수를 가지도록 설계되었으며, 공력특성 변화가 표면 거칠기 변화에 대해 상대적으로 덜 민감한 형태의 수평축 풍력발전용 익형이다.

Fig. 4.14, Fig. 4.15에 X-FOIL에 의해 예측된 익형의 공력특성 변화를 나타 내었다.

Fig. 16과 Fig. 4.17에 실험공력특성과 수치해석 공력특성의 비교결과를 나타내었으며, 실속 이전영역에 대한 비교를 수행하였다.

Fig. 4.16에 나타낸 양력계수의 경우 실험과 수치해석 데이터 모두 정량적으로 잘 일치하고 있음을 알 수 있으나, 받음각의 범위 7° 부터 9.5° 까지의 결과는 서로 미소한 차이를 나타내고 있다.

Fig. 4.17의 항력계수 비교데이터의 경우 전체적으로 서로 잘 일치하고 있으나, 마찬가지로 받음각 7° 이상의 범위에서부터 미소한 차이를 나타내고 있다. 상대적으로 항력계수의 오차 범위가 그래프 상에서 크게 나타나는 것은 항력계수의 값이 10^{-3} 승 오더에서 결정되기 때문이다.

Fig. 4.18(a), Fig. 4.18(b)에 실험 공력특성 및 수치해석 데이터를 사

용해 예측된 FIL-20의 축 흐름 유도계수 변화를 나타내었다.

Fig. 4.19(a), Fig. 4.19(b)에 회전 흐름유도계수의 변화를 나타내었다. 두 경우 모두 실험결과와 수치해석 결과가 비슷한 분포를 나타내고 있으나 국부적으로 미소한 차이를 나타내고 있다. 이는 실험과 수치해석 사이에 발생하는 공력특성 데이터의 오차에 기인한다.

Fig. 4.20에 FIL-20의 성능계수 비교결과를 나타내었다.

실험데이터의 경우 실속 후 보정을 행하지 않았으므로, 수치해석 데이터와 TSR 6, 7, 8, 9의 경우에 한해 비교되었다.

비교결과 TSR 6, 9의 경우 실험결과와 수치해석 결과가 잘 일치하고 있음을 알 수 있었으나, TSR=8, 9의 경우 미소한 차이가 나타나고 있다. 이는 Fig. 4.16의 양력계수 비교 결과에서 받음각의 범위 7° 부터 10° 까지의 영역에서 공력특성 데이터가 서로 미소한 차이를 나타내는 것과 일치한다. 실제로, TSR=8, 9의 경우 BEMT에 의한 해석과정에서 참조 값으로 사용되는 공력특성 데이터의 범위가 약 6.5° 부터 10° 사이에서 결정되고 있기 때문에 이 범위의 공력특성 데이터 오차의 영향이 최종 성능예측에 반영되었다고 할 수 있다.

TSR=6, 10의 경우 실험결과와 수치해석결과가 서로 잘 일치하는 특징을 나타내고 있으며, 이 범위에서 성능예측에 참조되는 익형 공력특성 예측 정도가 높기 때문이라 사료된다.

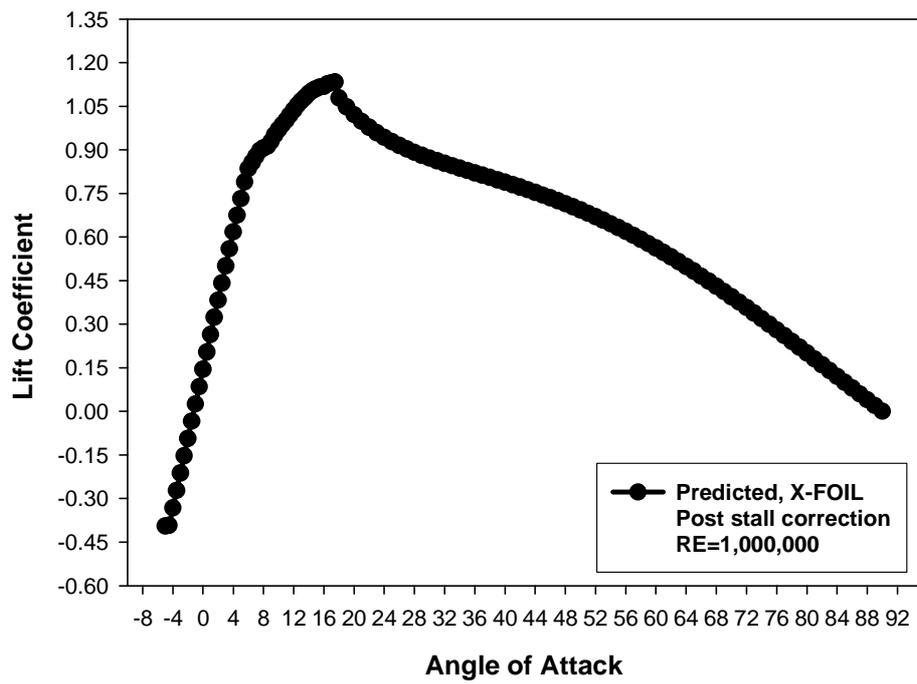


Fig. 4.14 Predicted lift coefficient (S809)

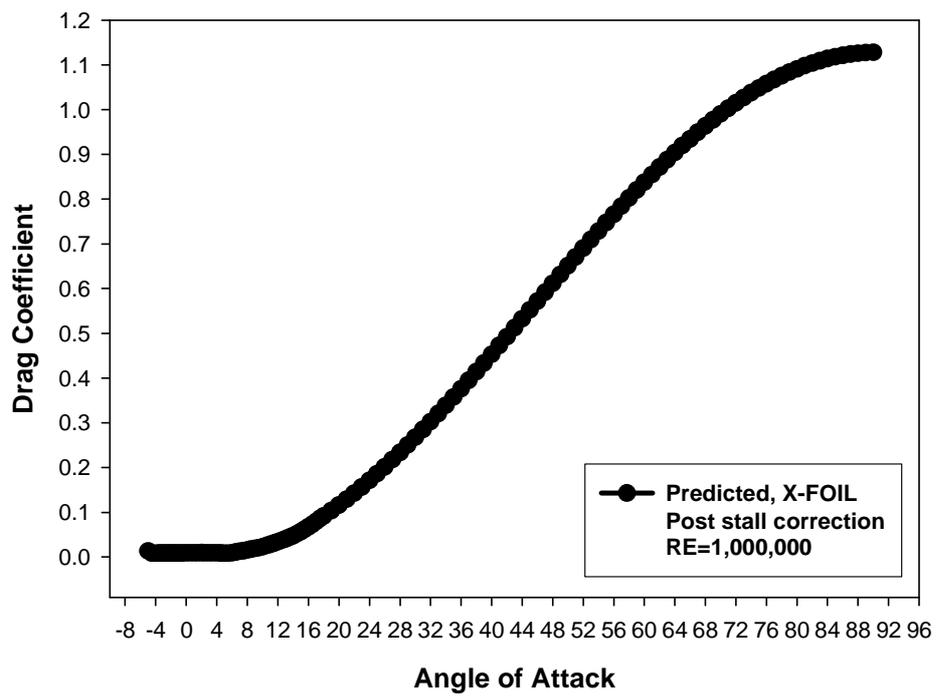


Fig. 4.15 Predicted drag coefficient (S809)

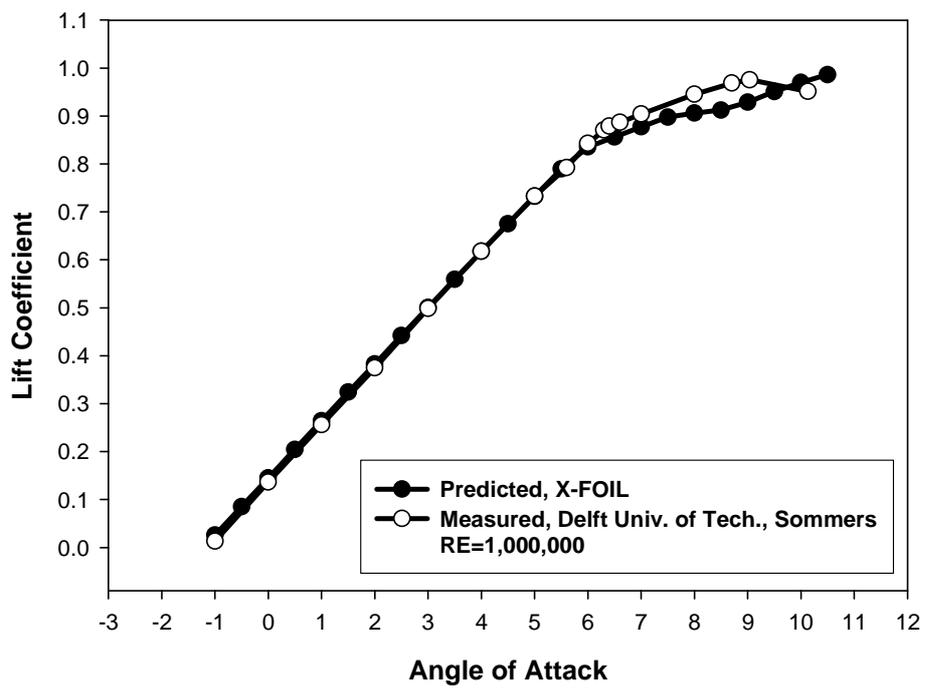


Fig. 4.16 Comparison of lift coefficient (S809)

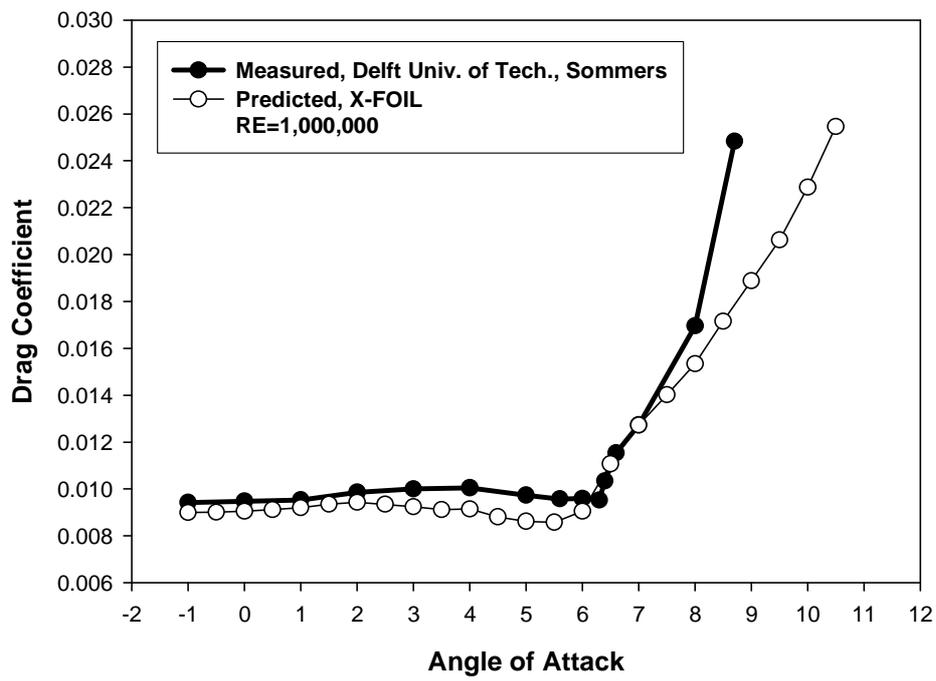
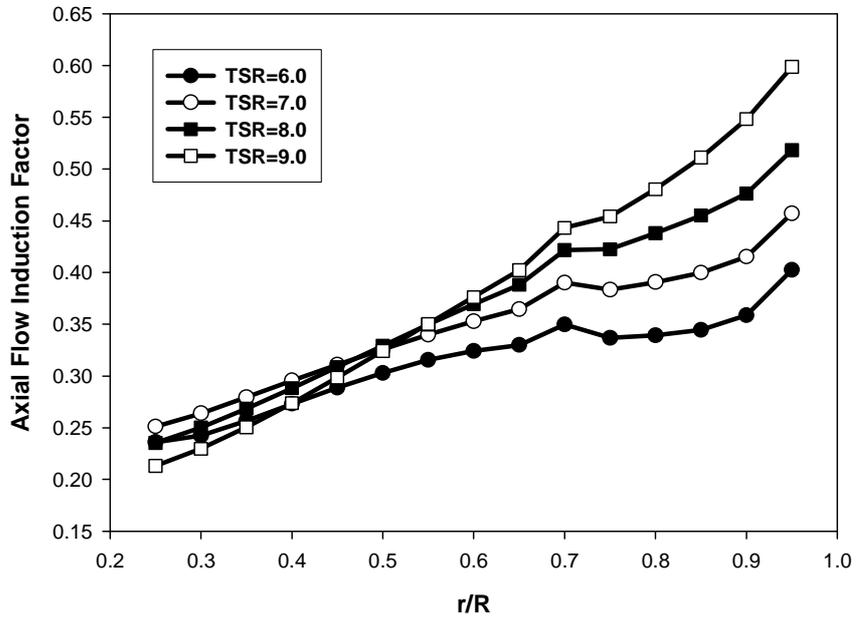
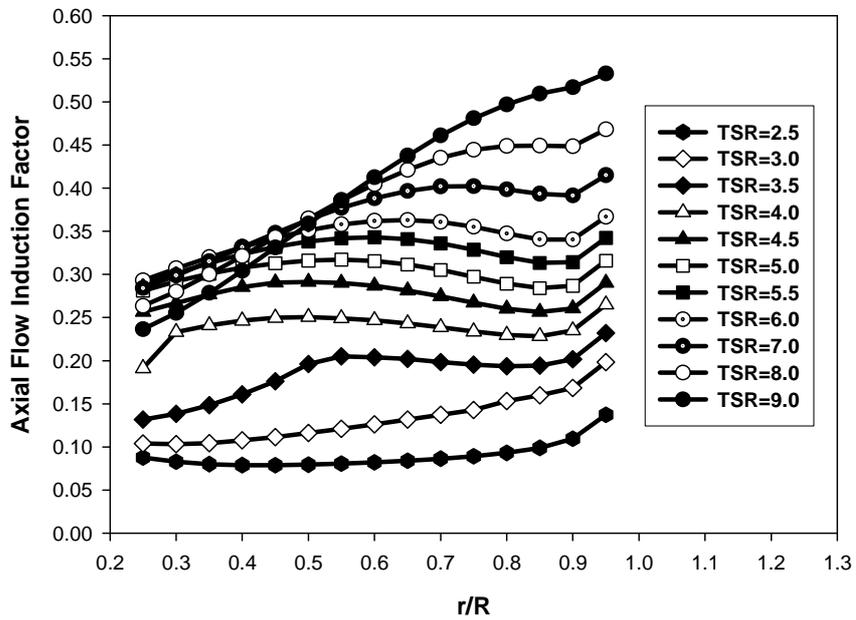


Fig. 4.17 Comparison of drag coefficient (S809)

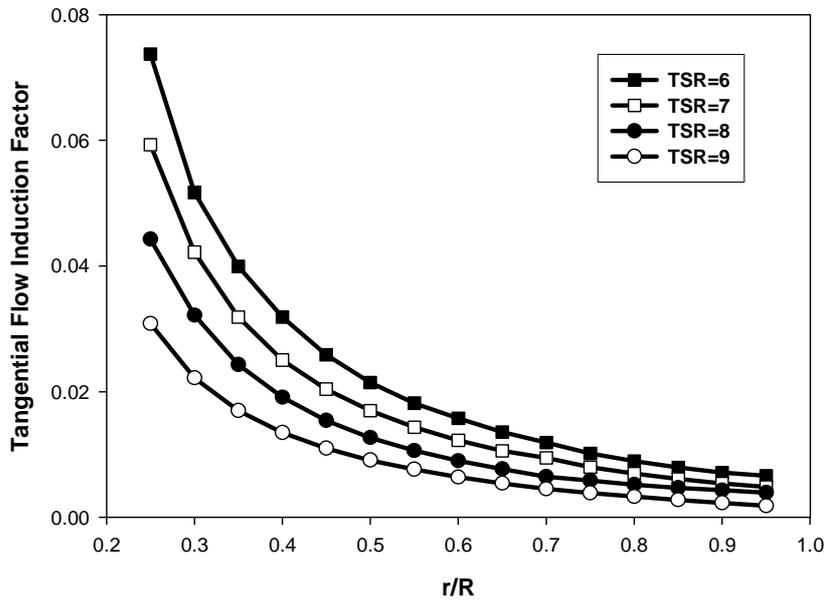


(a) Comparison of axial flow induction factors (by measured lift&drag)

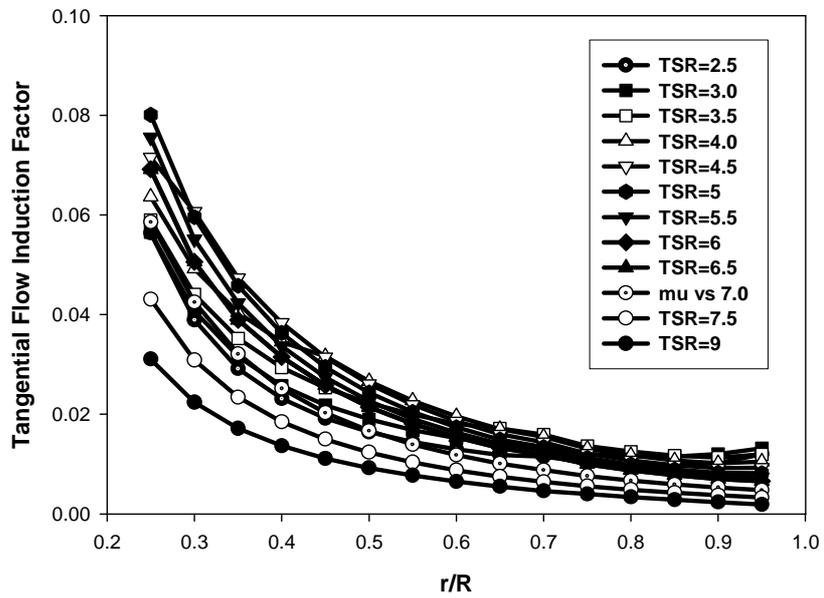


(b) Comparison of axial flow induction factors (by predicted lift&drag)

Fig. 4.18 Distributions of axial flow induction factors



(a) Comparison of tangential flow induction factors
(by measured lift&drag)



(c) Comparison of tangential flow induction factors
(by predicted lift&drag)

Fig. 4.19 Distributions of tangential flow induction factors

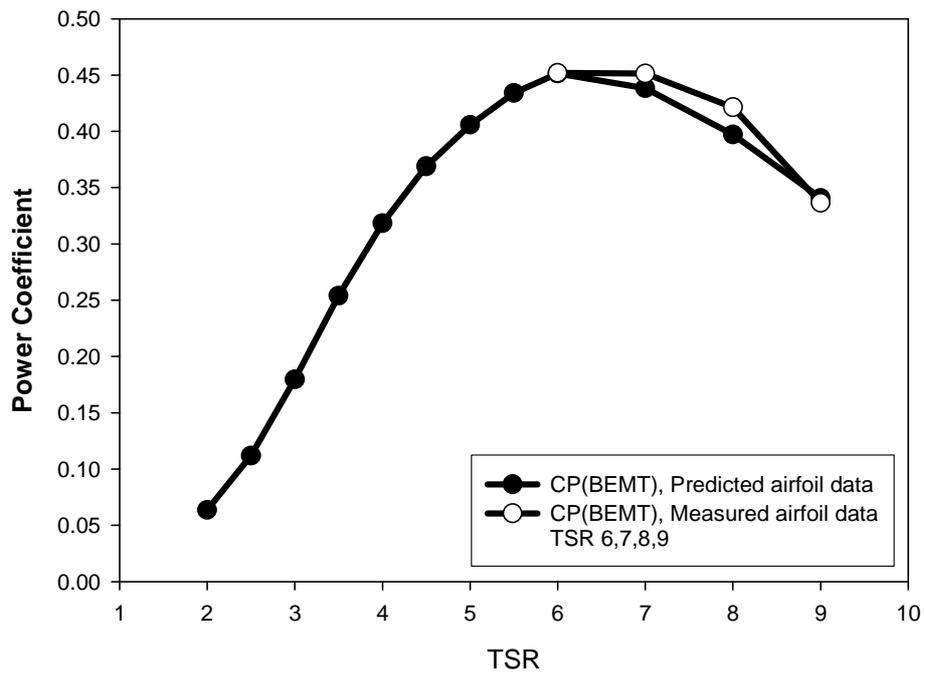


Fig. 4.20 Comparison of the power coefficient on the FIL-20

제 5 장 CFD를 이용한 풍력터빈 전산해석

시뮬레이션을 통해 복잡하고 다양한 물리현상을 정확하게 구현할 수 있는 전산해석 환경이 보편화 되면서 산업계 전반에 걸쳐 전산 유체역학(CFD, Computational Fluid Dynamics)의 적용이 활발히 진행되고 있으며, CAE 산업의 한 분야로서 중요한 역할을 담당하고 있다.

본격적인 풍력발전 산업에 대한 전산유체역학 적용은 2001년부터이며, 주로 NREL, RISO, NASA 등의 우수한 연구기관을 통해 연구가 진행되고 있다.

현재 풍력발전 산업에서 설계 및 성능해석의 표준으로서 BEMT를 이용하는 것이 보편화되어 있으나, 블레이드 요소간의 독립성을 가정하는 등의 불완전한 가정들에 의한 문제점을 안고 있다. 또한, 단순한 성능 해석 결과 값에 대한 정보만을 제공할 뿐이므로, 성능 향상 및 감소에 영향을 미치는 3차원 유동장의 정확한 모사가 불가능하고, 정확한 성능예측을 위해서는 정확한 2차원 익형 공력특성의 확보가 필수적이라는 것이다. 이에 비해, 상대적으로 복잡한 Reynolds Averaged Navier-Stokes 방정식에 기반을 둔 CFD의 경우 이론적으로 명확한 해석이 가능하고, 다양한 물리적 변수를 표현할 수 있다는 장점이 있기 때문에 미소한 형상의 변화 및 유동장의 변화에 따른 성능변화를 예측 할 수 있다. 또한, 최근 적용가능성을 보이고 있는 FSI(Fluid Structure Interaction) 기법의 도입을 통해 로터 블레이드의 비정상 하중 특성 및 소음예측까지 가능하게 되었다.

CFD는 실제 복잡한 해석과정과 비정상 외부 유동장에 대한 방대한 계산량 등의 문제로 적용범위가 제한되어 있지만, 향후, BEMT를 대신하여 풍력발전용 터빈설계 및 성능평가의 표준으로 자리매김 할 것으로 예상된다.

5.1 수치해석 기법

본 연구에서는 유체기계 해석에 탁월한 성능을 보이는 CFX-TASC flow의 슬버 기술과 다상 유동 및 연소, 화학반응 등의 해석에 탁월한 CFX-4의 다양한 물리모델을 결합하여 새롭게 개발된 fully implicit pressure based AMG coupled solver인 CFX-5를 사용하였다.

일반적으로 범용의 상용코드들은 SIMPLE 또는 SIMPLEC, Rhie and Chow 방법과 같은 압력에 기초한 방정식으로부터 만들어져 있다. 이들 압력에 기초한 코드들은 일반적으로 다양한 물리적 모델들과 경계조건을 제공하고 다른 CAE 도구들과 연동을 포함하는 복잡한 “multi-physics” 문제 등에 적용될 수 있다. 압축성 유동의 해석에 많이 사용되고 있는 코드들은 일반적으로 오일러 방정식의 해법을 발전시킨 방법으로부터 개발되어져 온 밀도에 기초한 공식으로부터 만들어지며 충격파 해석 등에 최적화 되어 있다.

유체기계의 정확한 해석을 위해서는 점성저층(viscous sublayer)영역을 안정적으로 처리 할 수 있는 최적화된 난류모델들이 필요하다. 현재 상용코드에서 오랫동안 사용되어온 $k-\epsilon$ 모델과 벽 함수의 조합은 유체기계에서 요구되는 높은 해의 정밀도를 만족시킬 수 없다. 보다 정확한 해를 구하기 위해 점성저층에 대한 해석이 요구되고, 이를 만족시키기 위해서는 벽면근처에 종횡비(aspect-ratio)가 매우 큰 높은 격자 밀집도를 확보해야만 한다. 이러한 요구 조건을 만족하는 CFX-5의 수치기법의 핵심은 질량과 운동량 방정식의 연동화(coupled formation)이다. CFX-5는 압력기반 유한 체적법(finite volume method)을 fully implicit 이산화하여 얻어지는 방정식을 algebraic multigrid coupled solver를 이용하여 해석한다. SIMPLE 등 고전적인 segregated 접근방법에 비해 implicit coupling 방법은 수렴을 가속시키고, 압축성 유동에 있어서 수렴성의 난점을 피할 수 있고, 높은 종횡비의 격자를 다룰

수 있기 때문에 필수적인 기법이다.

유체기계에서 난류모델의 적용에 있어 아주 간단한 난류모델도 충분한 정확도를 제공한다는 입장과 해석 정확도의 확보를 위해서는 가장 발달된 난류모델과 천이 모델을 사용해야 한다는 견해가 있다. 이러한 견해의 차이는 엔지니어가 해석하는 유체기계가 서로 다르고 요구하는 정밀도에 대한 만족범위가 다르기 때문이다.

많은 경우, 특히 유체기계의 설계점 영역에서는 점성과 난류효과는 단지 전체 손실에 추가적인 기여를 하며, 이러한 유동장에서는 난류 모델이나 천이모델의 정밀도가 상대적으로 중요하지 않다. 그러나, 1-방정식 모델이나, 2-방정식 모델은 계산시간을 크게 증가시키지 않으므로, 해석의 일관성을 위해 적절히 사용하는 것이 좋다.

반면, 풍력터빈과 같이 탈 설계점 영역에서 운전되는 경우의 해석을 수행하는 경우 tip vortex, wake, blade stall 등과 같은 2차 유동에 대한 전체 시스템의 출력이 큰 영향을 받게 되고 경계층 천이에 의한 블레이드 공력특성 변화가 발생하므로 이들 유동장에 대한 정확한 예측을 위해 완전한 물리적 모델과 고난도의 수치해석 기법이 요구된다. 이러한 2차 유동의 예측을 위해 2 방정식 모델 중 $k-\omega$ 계열의 모델이 유동박리 현상의 지연된 예측을 피할 수 있고 상대적으로 정확한 예측이 가능하다고 알려져 있다. 그러나, $k-\omega$ 계열의 난류 모델도 천이영역에 대한 해석이 불가능하기 때문에 블레이드의 전연(leading edge)부분의 천이가 문제가 되는 해석에는 RSM 모델과 SST 모델에 기초하여 새롭게 발전된 DES(Detached Eddy Simulation) 모델의 적용이 필수 적이나, 비정상 해석을 통한 적용이 가능한 단점이 있다. 따라서, 본 연구에서는 다양한 난류모델 중 블레이드 주위로 발달하는 2차 유동에 대한 비교적 정확한 예측이 가능하다고 알려져 있는 $k-\omega$ SST 모델을 적용하였다.

5-1-1 지배방정식

일반적인 유동에서 다루는 운동방정식은 질량, 운동량, 에너지 방정식이다.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_j) = 0 \quad (5.1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho u_j) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_j \rho u_i) = -\frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_i} + S_{u_i} \quad (5.2)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho H - P) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho U_j H) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(k \frac{\partial T}{\partial x_j} \right) - \frac{\partial}{\partial x_j} (u_j \tau_{ij}) + S_T \quad (5.3)$$

여기서, ρ =밀도, u_i =속도, P =압력, μ =점성계수, H =전엔탈피, h =정적엔탈피, T =온도, τ_{ij} =응력텐서

상태방정식 $\rho = \rho(P, T)$, 점성계수와 변형률의 함수로서 응력텐서의 응력-변형률 관계, 그리고, $h = h(P, T)$ 가 이들 방정식에 추가된다. 난류유동은 와점성(eddy viscosity)이 추가되고 방정식은 레이놀즈 평균 물리량에 대해 쓴다. 방정식의 일반적인 형태는 동일하다.

5-1-2 이산화 방법

CFX-5는 implicit pressure based 방법을 사용하며, 여기서 사용되는 주요 독립변수들은 (P, u_i, H) 이다. 일반적으로, 범용 상용코드는 위의 변수에 대해 해석을 수행하며, 이는 현장에서 일반적으로 부딪히는 비압축성 유동의 해석이 용이하기 때문이다.

Fig. 5.1에서 실선으로 나타난 것은 일반적으로 알려져 있는 격자 즉, cell 이다. 실선으로 나타낸 cell, 즉 element를 다시 나누어 점선으로 표현된 sub-element를 구성하며 제어체적은 음영으로 나타낸 부분과 같이 node를 둘러싼 sub-element 들로 구성되며 hex, tet, wedge, pyramid 등 모든 element 형태에 대해 동일하게 적용된다. 모든 변수 값과 유체의 물성치는 이 노드에 저장된다.^[38]

수치해석의 정확도는 노드 값으로 표현되는 적분점(IP)들에서의 표면적분(fluxes) 값들의 정확도에 의해 결정된다. 계산을 통해 얻어진 해는 격자 노드에 저장되지만, 방정식의 대류항, 확산항, 압력구배항 등의 다양한 항들은 적분점에서의 해나 해의 구배 값을 필요로 하며 따라서, element 내부에서의 해의 변화를 계산하기 위해 finite element shape function이 사용된다. 이러한 방식을 FEM based FVM 혹은 element based FVM이라 한다. Fig. 1과 같이 제어 체적면에서의 적분점의 개수가 2차원인 경우 일반적인 FVM의 4개에 비해 8개로 2배가 많은 것을 알 수 있다. 3D 육면체 격자의 경우 6개에서 24개로, 사면체의 경우 4개에서 평균 60개로 적분 점이 많아지므로 비교적 성긴 격자에 대해서도 해의 정확도가 뛰어난 장점이 있다.

식 (5.1), (5.2), (5.3)의 방정식들을 제어체적에 걸쳐 적분 함으로써 질량, 운동량, 그리고 에너지 방정식에 대한 이산화 적분식은 다음과 같다.

$$\rho V \left(\frac{\rho - \rho^0}{\Delta t} \right) + \sum_{ip} (\rho u_j \Delta n_j)_{ip} = 0 \quad (5.4)$$

$$\rho V \left(\frac{U_i - U_i^0}{\Delta t} \right) + \sum_{ip} m_{ip} (u_i)_{ip} = \sum_{ip} (P \Delta n_i)_{ip} + \sum_{ip} (\mu_{eff} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \Delta n_j)_{ip} + \overline{S_{ui}} V \quad (5.5)$$

$$\rho V \left(\frac{(H - P / \rho) - (H^0 - P^0 / \rho)}{\Delta t} \right) + \sum_{ip} m_{ip} H_{ip} = \sum_{ip} (k_{eff} \frac{\partial T}{\partial x_j} \Delta n_j)_{ip} + \overline{S_\phi} V \quad (5.6)$$

여기서, $(\Delta n_j)_{ip}$ 는 적분점 위치에서 국부 표면 벡터이다. 그리고, 제한체적의 적분점 표면을 통과하는 m_{ip} 는 질량유동이다. 모든 방정식들은 시간간격의 제한을 피하기 위하여 implicit하게 다루어지며, 비정상항에는 1차와 2차 backward Euler 방정식이 사용된다. 확산항은 element shape function의 미분형태로 각 적분점의 위치에서 구배계수를 계산함으로써 결정된다. 대류항은 Upwind, Quick 등 몇몇 기법에 의해 평가될 수 있으나, 기본 설정된 기법인 high-resolution 기법을 사용한다. High-resolution 기법은 대류항에 대한 2차 정확도의 upwind biased approach에 기초한 기법이며 Barth와 Jespersen에 의해 기술된 방법과 유사하다.

$$\phi_{ip} = \phi_p + \underline{\beta(\nabla \phi)_{ip}} \Delta \overline{r_{ip}} \quad (5.7)$$

식 (5.8)과 같이 divergence 형태에서 모든 항들에 대해 질량 divergence 항은 표면적분의 형태로 변환된다.

$$m_{ip} = \rho_{ip} u_{j,ip} \Delta n_{j,ip} \quad (5.8)$$

밀도는 다른 대류 항처럼 표준 high resolution 스킴을 적용하여 계산된다.

$$\rho_{ip} = \rho_p + \underline{\beta(\nabla\rho)_{ip}} \Delta \bar{r}_{ip} \quad (5.9)$$

이 upwind biased 평가는 운동량과 에너지 방정식의 다른 대류항과 마찬가지로 유동이 상당히 압축성이어도 안정적이며, 2차의 정확도를 가진다.

Implicit 방법에서 중요한 것은 ρu 의 선형화이다. 먼저 ρu 는 Newton-Raphson 선형화에 의해 확정된다.

$$(\rho u) \approx \rho^n u^0 + \rho^0 u^n - \rho^0 u^0 \quad (5.10)$$

여기서 위첨자 n은 새로운 값 (implicit)을 의미하고 0는 예전 (지연된 값) 시간레벨이다. 이러한 선형화는 전 영역에 걸친 마하수의 신뢰성 있는 수렴을 보장한다.

마지막으로, 식 (5.11)과 같이 밀도에 대한 상태방정식은 압력의 항으로 구성된 ρ^n 의 implicit 표현을 얻기 위하여 차분되며 앞서 제공된 상태방정식에서 미분항 $\frac{\partial \rho}{\partial P}$ 를 계산한다.

$$\rho^n = \rho^0 + \frac{\partial \rho}{\partial P} (P^n - P^0) \quad (5.11)$$

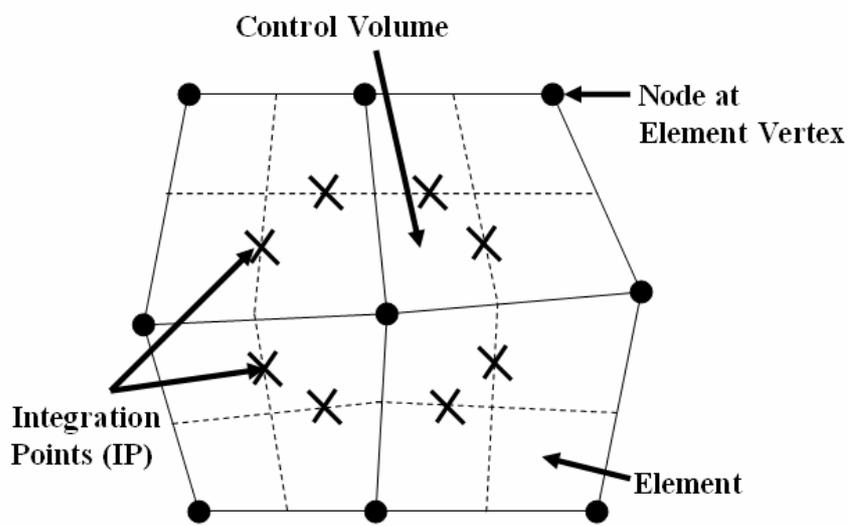


Fig. 5.1 Mesh arrangement and terminology for dual mesh

5-1-3 난류 모델링

유동해석을 수행할 때 가장 큰 에러의 원인 중의 하나는 난류모델의 부적절한 사용이라 할 수 있으며, 특히, 벽면 근처의 격자생성에 있어 모든 영역에 y^+ 를 일정한 수준으로 유지 한다는 것은 3차원 유동장의 경우 상당히 어려운 작업이다. Wilcox model의 벽근처 방정식에는 부가적인 viscous sub-layer damping 함수가 필요치 않다.

일반적으로 Wilcox model의 단점으로 자유유선에 민감한 결과를 보이는 것을 들 수 있는데 CFX-5에서는 이러한 단점을 보완하여 벽면 근처에서는 $k-\omega$ 모델을 사용하고 바깥쪽은 $k-\epsilon$ 모델을 사용하는 BSL(Baseline Model)과 SST(Shear Stress Transport) 모델을 지원한다. ω 모델의 또 다른 장점은 쉽게 자동처리 벽 처리법(automatic wall treatment)로 확장이 가능하다는 것이다. 이는 가능한 격자의 y^+ 에 무관하게 해의 정확성을 확보하기 위한 것이다. 표준 viscous sub-layer model 들이 벽면 전단응력을 정확히 해석하기 위해 $y^+ \approx 1$ 의 수준을 요구하는 반면 자동벽면처리 기법은 성긴 벽면 격자를 처리 할 수 있는 장점이 있다. 유체기계 유동장은 상당히 복잡한 형태이므로 이러한 자동벽면처리 조건은 상당히 유용한 기능이다.

$k-\omega$ SST 모델은 난류전단응력의 수송(transport)을 계산하기 때문에 역 압력구배에 의해 발생하는 유동박리 크기와 발생 시점을 정확히 예측할 수 있다. Wilcox 모델과 $k-\epsilon$ 모델의 장점만을 취해 BSL 모델이 개발되었으나, 매끄러운 표면에 발생하는 유동박리 시점 및 크기에 대한 정확한 예측에 실패하였다. 이러한 원인에 대한 상세한 내용은 Menter의 연구결과에 상세히 기술되어 있다. 가장 주된 원인으로서는 이전의 난류모델들은 모두 난류전단응력의 수송에 대한 고려를 하지 않았기 때문이며, 그 결과 eddy-viscosity에 대한 과다 예측을 하였다. 수송항은 식 5.12와 같이 eddy-viscosity 형태의 방정식에 대한 제한으로 얻어질 수 있다.

$$v_t = \frac{a_1 k}{\max(a_1 \omega, SF_2)} \quad (5.12)$$

여기서, $v_t = \mu_t / \rho$, F_2 =blending function, S=strain rate

Blending function은 난류모델의 성공을 위해 매우 중요한 요소이다. 이 방정식의 형태는 표면과의 가장 가까운 거리와 유동변수를 기반으로 한다.

$$F_1 = \tanh(\arg_1^4) \quad (5.13)$$

$$\arg_1 = \min \left(\max \left(\frac{\sqrt{k}}{\beta' \omega y}, \frac{500\nu}{y^2 \omega} \right), \frac{4\rho k}{CD_{kw} \sigma_{\omega 2} y^2} \right) \quad (5.14)$$

여기서, y 는 벽면으로부터 가장 가까운 곳까지의 거리를 의미한다. ν 는 동 점성계수이다.

$$CD_{kw} = \max \left(2\rho \frac{1}{\sigma_{\omega 2} \omega} \nabla k \nabla \omega, 1.0 \times 10^{-10} \right) \quad (5.15)$$

$$F_2 = \tanh(\arg_2^2) \quad (5.16)$$

$$\arg_2 = \max \left(\frac{2\sqrt{k}}{\beta' \omega y}, \frac{500\nu}{y^2 \omega} \right) \quad (5.17)$$

SST 모델이나 BSL 모델은 $k-\varepsilon$ 과 $k-\omega$ 사이의 blending을 위해

벽면과 가장 가까운 거리에 위치한 노드의 거리정보를 필요로 한다. Wall scale 방정식은 식 (5.18)과 같은 단순한 형태의 방정식으로부터 구할 수 있다.

$$\nabla^2\phi = -1 \quad (5.18)$$

여기서, ϕ 는 wall scale 값을 의미한다. 벽면거리는 식 (5.19)에 의해 wall scale로부터 계산되어진다.

$$\text{Wall Distance} = \sqrt{(|\nabla\phi|^2 + 2\phi) - |\nabla\phi|} \quad (5.19)$$

5.2 계산조건 (FIL-1000)

본 연구에서는 컴퓨터 하드웨어의 제한적인 문제로 인하여 3 차원 정상상태 유동장에 대한 해석을 수행하였으며, Navier-Stokes solver 로서 CFX 5.7 을 이용하였다. 로터 블레이드는 120° 간격의 주기조건을 만족하기 때문에 하나의 블레이드 만을 해석 영역으로 설정하였다. 너셀과 타워에 의한 블레이드의 공력특성변화는 무시하였다.

입구조건으로서, 균일 속도유입조건을 적용하였으며, 입구속도의 변화에 따른 계산을 수행하였다.

회전속도는 정격 회전속도를 유지하고 입구유입속도를 5.76 m/s 에서 36.48 m/s 까지 변화시키며 계산을 수행하였다.

Table 5.1 에 자세한 계산조건을 요약정리 하였다.

Table 5.1 Simulation conditions

TSR	Wind speed (m/s)	Rotating speed (rpm)
3	24.98	26.28
4	18.74	26.28
5	14.99	26.28
6	12.49	26.28
7.5	9.99	26.28
9	8.33	26.28
10	7.49	26.28
11	6.81	26.28
12	6.24	26.28
13	5.76	26.28

5.3 계산격자 및 경계조건 (FIL-1000)

계산격자의 생성은 적용 난류모델의 특성에 따라 원활한 수렴 및 신뢰성 있는 결과를 확보하기 위해 y^+ , 경계층 격자 밀집도, 격자 형태, aspect ratio 등을 신중히 고려 해야만 한다. 따라서, 우수한 품질의 계산격자의 확보가 CFD 에서 첫 번째 필수적인 요소라 할 수 있다. 그러나, 단일 CPU 에 의한 계산환경에서는 하드웨어 성능의 제한에 의한 충분한 격자 공간해상도를 확보하기가 상당히 까다롭다.

본 연구에서는 효율적인 계산 격자의 생성을 위하여 블레이드를 포함하는 내부 영역과 블레이드를 포함하지 않는 외부 영역으로 격자계를 이중 분할하였다.

블레이드에서 발생하는 토오크의 정확한 예측을 위해 블레이드 주변 영역을 multi-block unstructured hexa 격자계로 구성하였고, 나머지 영역은 tetra-prism 격자계로 구상하였으며, 두 영역의 경계면은 pyramid 격자로 처리 하였다.

전체 계산격자는 hexa-tetra-prism-pyramid 형태의 다양한 격자를 사용해 이루어진 hybrid type 격자계로 구성되었다.

일반적으로 $k-\epsilon$ 모델은 유동박리 현상이 지배적인 유동장의 예측에 있어 해석결과의 정도가 낮다고 평가되고 있으므로, 로터 블레이드 표면으로부터 발생하는 실속현상 등을 포함하는 복잡한 3 차원 유동현상을 파악하기 위한 적용 난류모델로서 적합하지 않다. 따라서, 본 연구에서는 $k-\omega$ SST 난류모델 (Menter, 1993)을 적용하였다.^[39]

블레이드 벽면 경계로부터 첫 번째 지점 격자까지 거리의 척도인 y^+ 는 20 이하로 제한 하였으며, 익형 현의 길이 방향을 따라 모두 180 노드의 격자를 분포시키고 로터 블레이드 반경방향으로 42 노드를 분포시켰다.

로터 블레이드를 포함하는 도메인의 전체 격자 수는 약 480,000 노드이며, 로터 블레이드를 포함하지 않는 외부 도메인의 격자수는 약 250,000 노드이다. 전체 계산 격자 수는 약 730,000 노드를 사용하였으며, ICEM-CFD 5.0 을 이용하여 생성하였다.

경계조건으로 외부도메인 출구영역에 averaged static pressure 조건을 부여하였고, 단일 블레이드 계산을 위하여 양쪽 주기 경계면에 periodic 조건을 부여하였다. 로터 블레이드로부터 입구까지의 거리는 로터 직경의 3배, 윗면으로 5배, 후방으로 7배를 확보하였으며, 로터 블레이드 벽면은 no-slip 조건으로 처리되었고, 상대회전 조건을 부여하였다. 입구 유입조건으로서 균일한 흐름이 유입된다고 가정하였다.

계산은 단일 CPU (Pentium4 3.05GHz)로 수행되었으며, 2GB RAM 을 사용하였다. 모든 계산은 100 회 반복계산 이전에 수렴이 되었으며, 수렴 판단 조건은 10^{-5} 이다. 단일 케이스에 대한 계산 수행시간은 최적화 된 상태에서부터 대략 5~7 시간 정도 소요되었다.

Fig. 5.2, Fig. 5.3 에 계산격자의 다양한 형태를 각각 나타내었다.

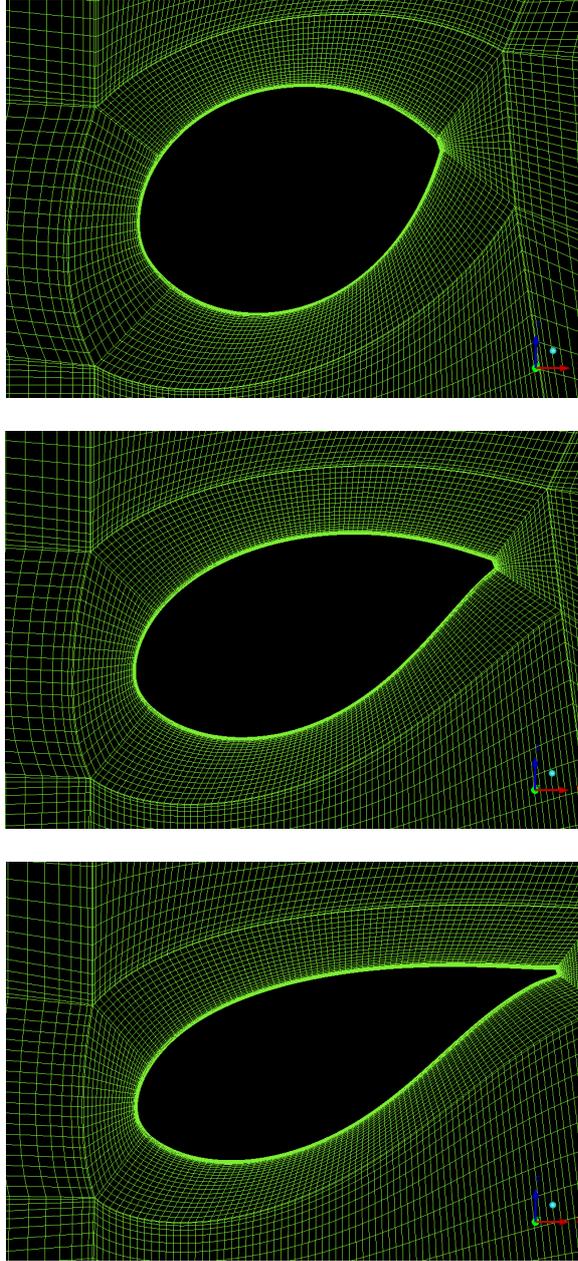
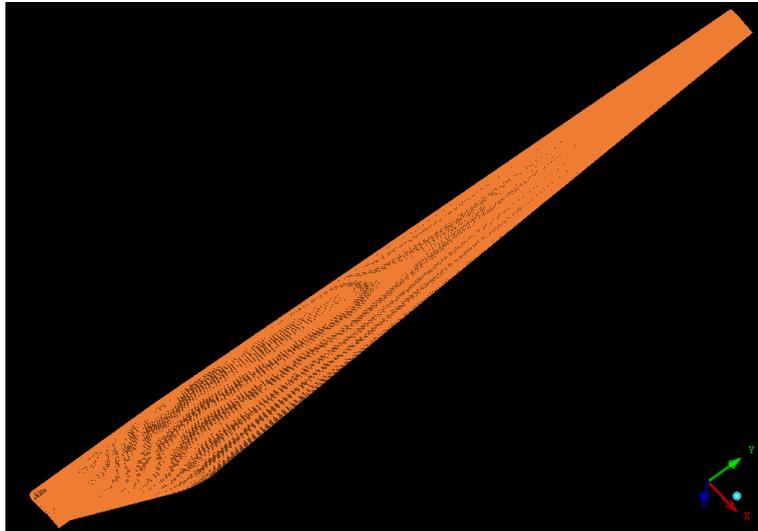
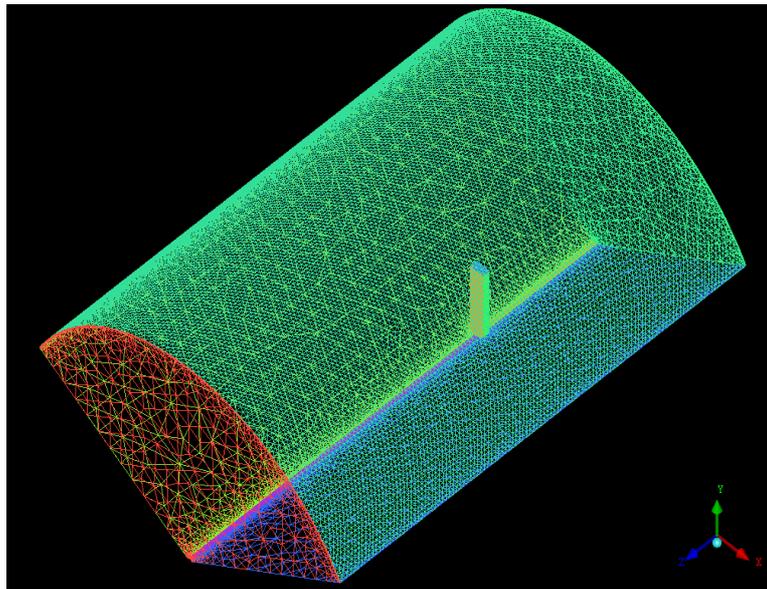


Fig. 5.2 O type grid distributions for a change of local blade radius



(a) Hexa mesh(near by the rotor)



(b) Tetra-prism mesh(outer domain)

Fig. 5.3 Computational grids

5.4 결과 및 고찰 (FIL-1000)

5.4.1 블레이드 표면 유선

로터 블레이드 주위로 발생하는 복잡한 3 차원 유동현상 등의 정확한 이해를 위해 TSR 의 변화에 따라 표면 압력분포, 표면 유선, 다양한 중첩된 가시화 결과를 나타내었다.

Fig. 5.3, Fig. 5.4, Fig. 5.5 에 TSR 3, 7.5, 10 에서 로터 블레이드 흡입면 (suction side)의 표면 유선 (streamline)을 나타내었다.

항공기 날개에서는 받음각의 변화에 따라 양력, 항력의 변화가 발생하게 되고, 특정 받음각 이상으로 유지되는 경우, 날개의 전연 부터 박리가 진행되며 깊은 실속에 빠지게 된다. 대부분의 실속을 발생시키는 주된 원인이 받음각의 변화이다.

그러나 풍력발전용 로터 블레이드는 항공기 날개와는 달리 빠른 속도로 회전하는 상태이므로, 원심 가속력 (centrifugal acceleration)과 로터 허브와 팁 사이의 압력 차가 발생하게 된다. 로터 블레이드 허브 근방 영역은 비교적 높은 받음각에서 운전되기 때문에 박리에 의해 흐름이 표면으로부터 이탈 하기 쉽다. 일단 표면으로부터 이탈 된 흐름은 블레이드 후방으로 빠져나가지 못하고, 로터의 회전으로부터 발생하는 원심 가속력과 압력차에 의해 블레이드 표면을 따라 팁 방향으로 진행하는 특징을 보인다. 이를 반경류 (radial flow)라 하며 받음각의 변화와 함께 풍력터빈용 블레이드에서 실속을 초래 하는 중요한 요소가 된다.^[40]

Fig. 5.4 는 입구속도가 24.98 m/s 인 경우에서 블레이드 표면의 흐름을 나타내고 있다.

로터 블레이드의 회전방향 속도성분과 유입방향 속도성분의 합 벡터는 바람이 블레이드 전연과 이루는 각도인 상대유입각도라 생각 할 수 있다.

계산조건에서 로터 회전속도는 고정되어 있으므로 유입 풍속이 증가함에 따라 상대유입각도 또한 증가하게 된다. 따라서, 비교적 입구 유입풍속이 높은 조건에서 받음각의 증가에 의한 실속현상이 발생되고 있음을 알 수 있다.

Fig. 5.5 는 Fig. 5.4 에 비해 비교적 안정된 형태의 유동장을 나타내고 있으며, 상대적으로 높은 받음각이 형성되는 허브 근방을 제외한 영역에서는 실속현상을 관찰 할 수 없다. 이때의 입구풍속은 9.99 m/s 이며 설계 TSR 조건이다.

Fig. 5.6의 경우 입구풍속이 7.49 m/s 일 때의 결과를 나타내고 있으며, 반경류에 의한 영향이 지속적으로 감소하고 있음을 제외하고는 Fig. 5.5의 결과와 거의 유사한 형태의 유동장을 관찰 할 수 있다.

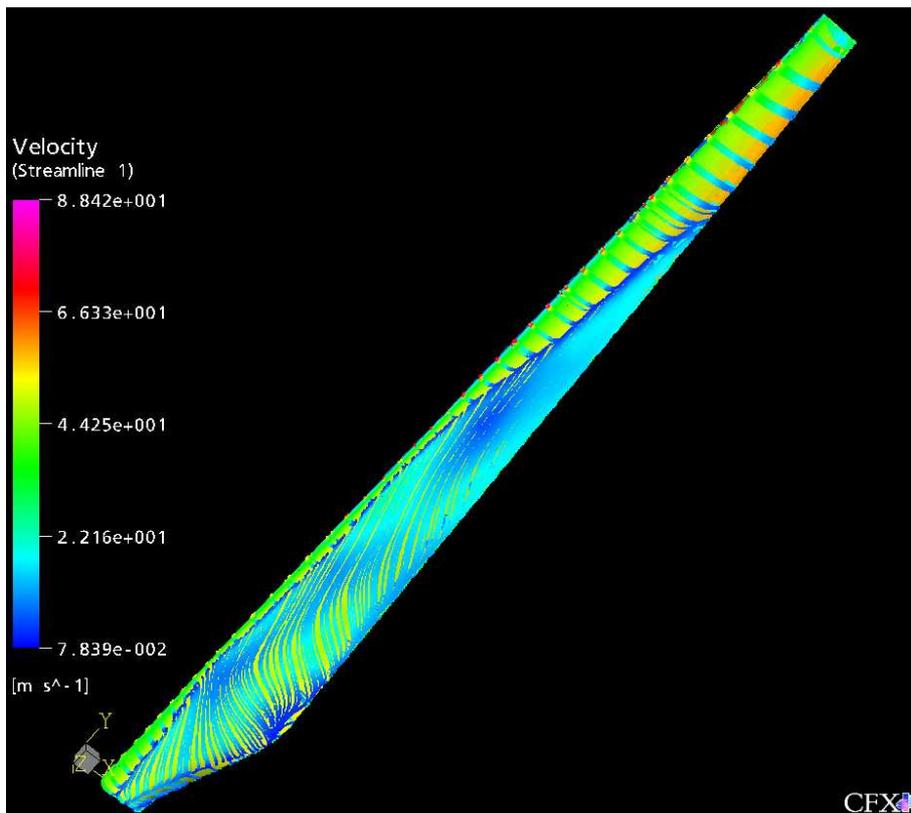


Fig. 5.3 Surface streamline – $V_{in}=24.98$ m/s

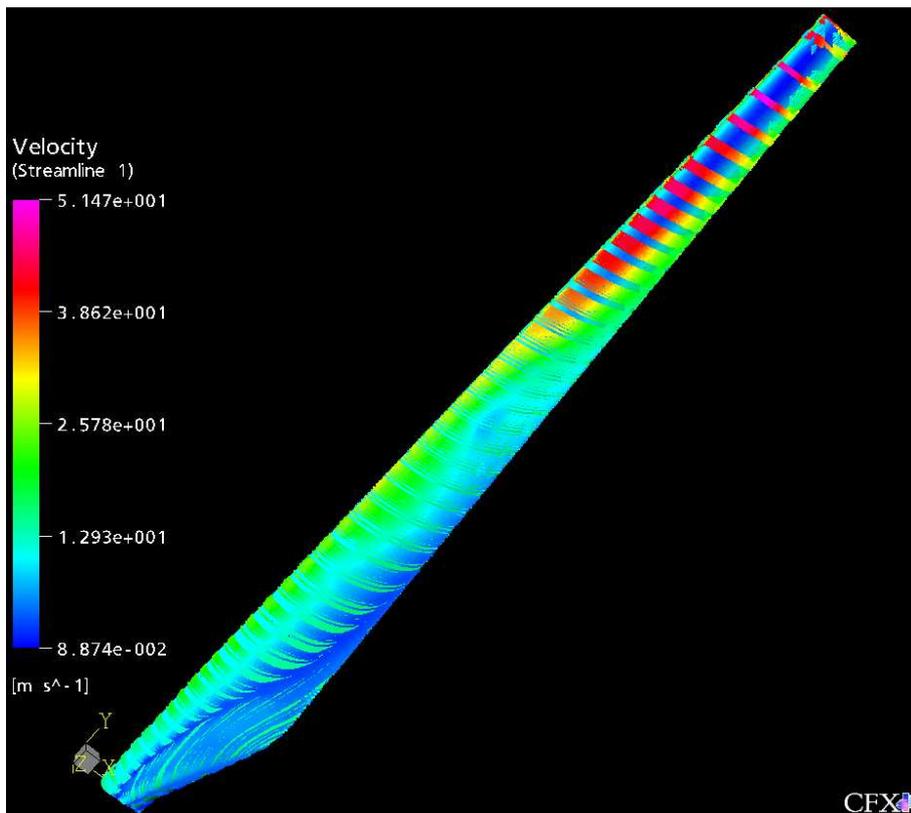


Fig. 5.4 Surface streamline – $V_{in}=9.99$ m/s

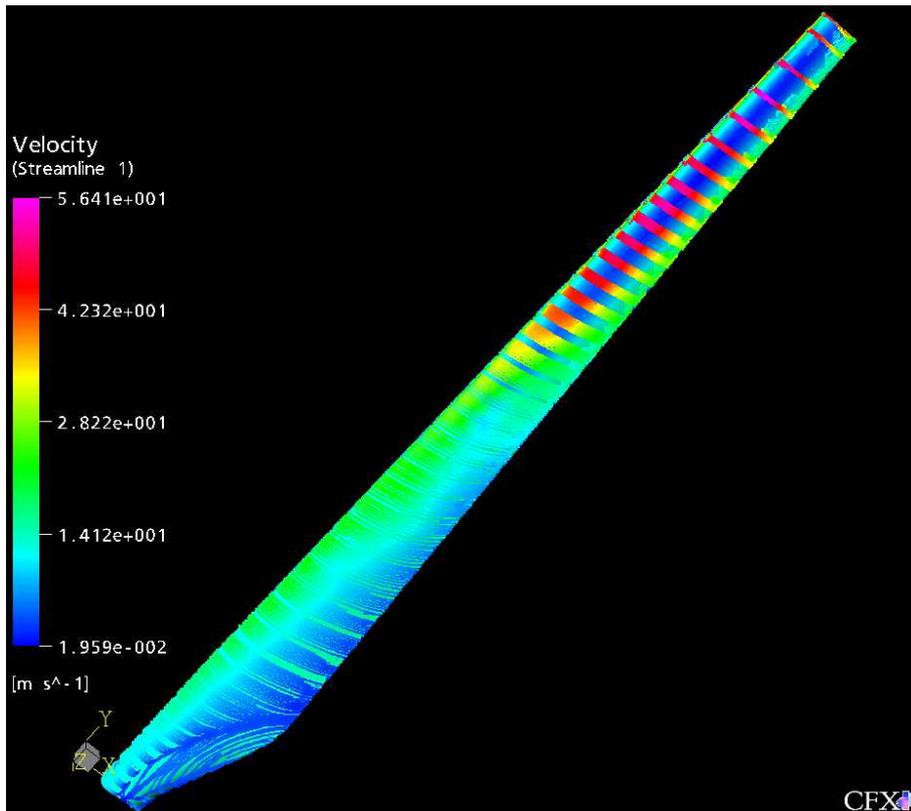


Fig. 5.5 Surface streamline – $V_{in}=7.49$ m/s

5.4.2 블레이드 국부단면 흐름특성

Fig. 5.6, Fig. 5.7, Fig. 5.8 에 로터 블레이드 국부단면에서의 흐름변화 상태를 입구풍속의 변화에 따라 나타내었다. 절단 단면은 허브로부터 각각 5m, 10m, 15m 이다.

Fig. 5.6은 허브로부터 5m 위치 단면의 결과를 나타낸다.

입구풍속이 24.98 m/s인 경우, Fig. 5.3의 표면 유선 결과로부터 이미 블레이드 전체에 걸쳐 실속이 진행되었음을 알 수 있다.

입구풍속이 9.99 m/s인 경우 전연 박리현상은 없으며, 박리 점이 후연 쪽으로 상당부분 후퇴되었음을 알 수 있다. 입구풍속이 7.49 m/s인 경우 거의 후연 끝단에 이르러서야 미소한 박리가 발생하고 있다.

익형의 전연 박리는 깊은 실속을 뜻하며, 양력의 증가보다 항력의 증가 폭이 급격히 상승하기 때문에 공력 특성은 현저히 저하되고, 이는 결국 전체 시스템의 출력저하로 확장됨을 예상할 수 있다. 이러한 현상은 로터 블레이드가 정격 회전속도 이상으로 회전할 때 적절한 출력을 유지하기 위한 출력제어 도구로 사용될 수 있으며, 이를 실속 제어방식이라 한다.

Fig. 5.7은 허브로부터 10m 위치 단면의 결과를 나타낸다.

입구풍속이 24.98 m/s인 경우, 5m 단면에서와 마찬가지로 블레이드는 깊은 실속에 빠져있다. 9.99 m/s의 경우에는 후연 끝단에 미소한 박리가 관찰되고 있으나, 7.49 m/s의 경우 블레이드 주위의 흐름이 완전한 부착류를 형성하고 있음을 알 수 있다.

Fig. 5.8은 허브로부터 15m 위치에서의 결과를 나타낸다.

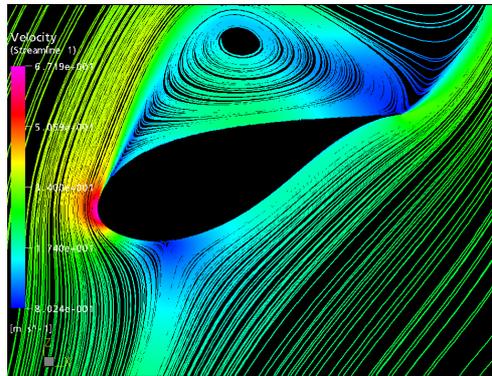
입구풍속이 24.98 m/s인 경우, 5m, 10m 단면에서와 마찬가지로 블레이드는 깊은 실속에 빠져있으나, 상대적으로 흡입면에서 관찰되는 실속의 크기는 앞의 두 경우보다 작다. 9.99 m/s의 경우에는 후연 끝단에 미소한 박리가 관찰되고 있으나, 7.49 m/s의 경우 블레이드 주위의 흐름이 완전한 부착류 (attached flow)를 형성하고 있음을 알

수 있다. 일반적으로 받음각의 범위가 낮아질수록 익형 주위 흐름은 부착류를 형성하는 특징이 나타내기 때문에 완전한 부착류의 형성이 최고의 공력특성을 나타내는 지점이라 생각할 수 없다. 실속은 실속 유도진동 등의 불필요한 위험요소를 발생케 하는 문제가 있으므로, 가급적 억제하는 것이 바람직한 방법이나, 출력 제어용으로 실속 현상을 이용하기도 한다.

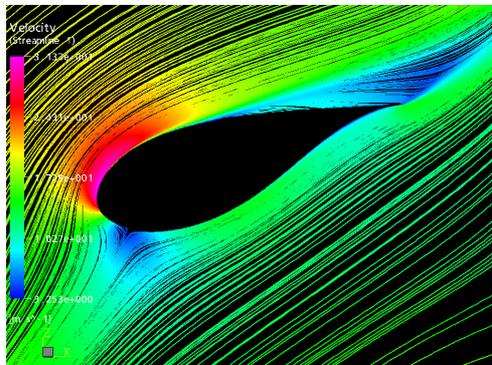
Fig. 5.9 에 입구풍속이 24.98 m/s 일 때의 로터 블레이드 표면에서 속도벡터와 유선 등의 결과를 동시에 나타내었다. 블레이드 표면을 따라 반경방향으로 진행되는 반경류의 형성을 표면 유선으로부터 확인 할 수 있으며, 이 반경류는 블레이드 표면을 파고들면서 표면으로부터 흐름을 이탈 시키는 역할을 하고 있음을 알 수 있다. 로터 블레이드 2 차원 단면의 속도 벡터를 나타낸 부분을 살펴보면 블레이드 회전방향 속도 성분이 지배적임을 알 수 있으나, 블레이드 표면 근처에서는 반경방향 속도 성분 또한 크게 나타나고 있음을 알 수 있다.

Fig. 5.10은 입구풍속 24.98 m/s의 날개 끝 와류 발생을 나타내고 있다. 날개 끝 와류의 발생은 순환분포의 감소에 의한 손실의 형태로 표현되므로 이러한 현상을 줄이기 위하여 다양한 형태의 날개 끝 형상의 변형이나, 보조 장치의 장착 등을 고려할 필요가 있다.

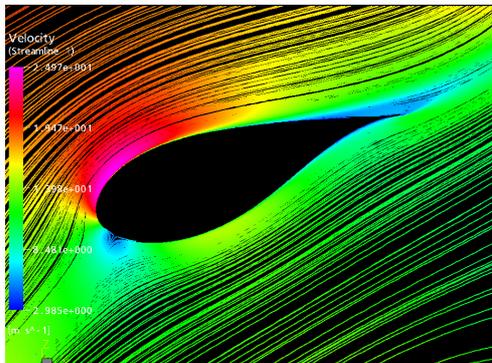
Fig. 5.11에 입구풍속 9.99 m/s인 경우의 후류 분포를 나타내었다.



(a) $V_{in}=24.98$ m/s

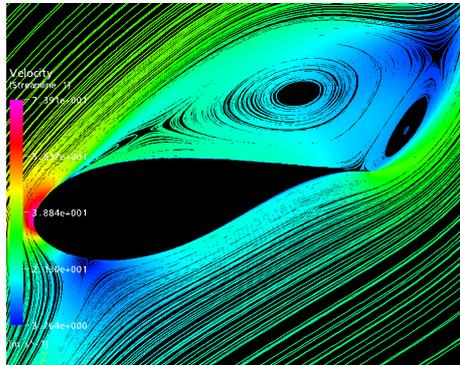


(b) $V_{in}=9.99$ m/s

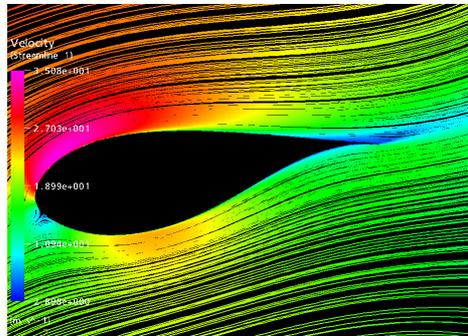


(c) $V_{in}=7.49$ m/s

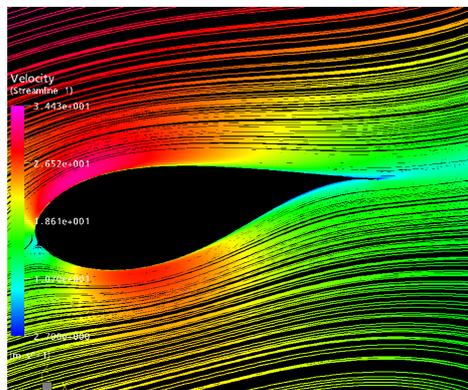
Fig. 5.6 Sectional streamline – 5m from root



(a) $V_{in}=24.98$ m/s

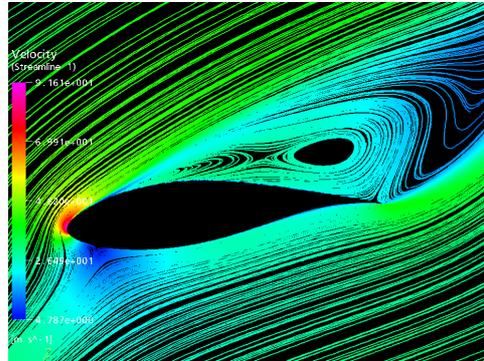


(b) $V_{in}=9.99$ m/s

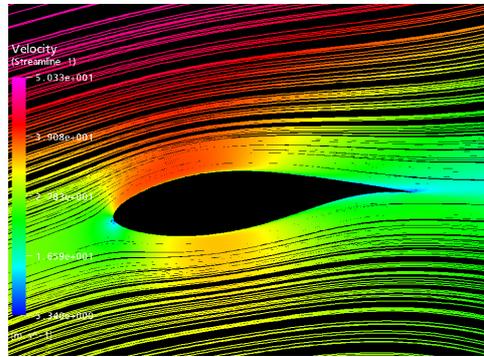


(c) $V_{in}=7.49$ m/s

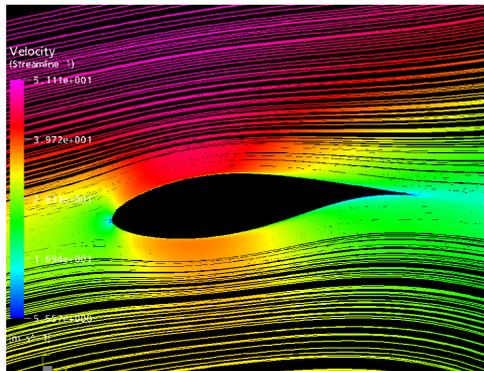
Fig. 5.7 Sectional streamline – 10m from root



(a) $V_{in}=24.98$ m/s



(b) $V_{in}=9.99$ m/s



(c) $V_{in}=7.49$ m/s

Fig. 5.8 Sectional streamline – 15m from root

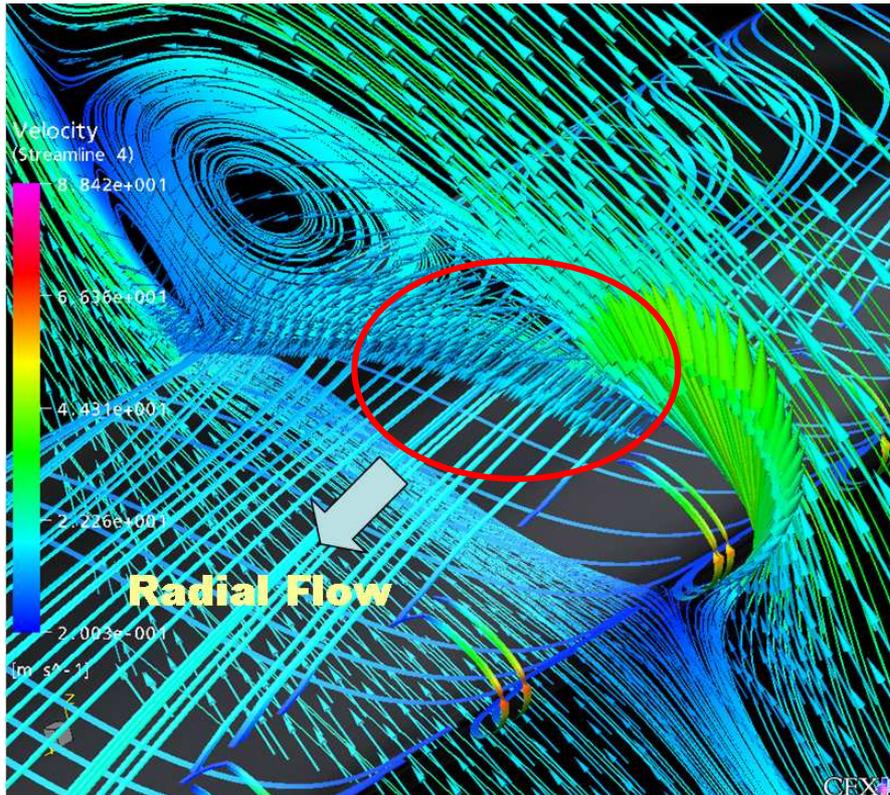


Fig. 5.9 Overlapped visualization results on the rotor surface

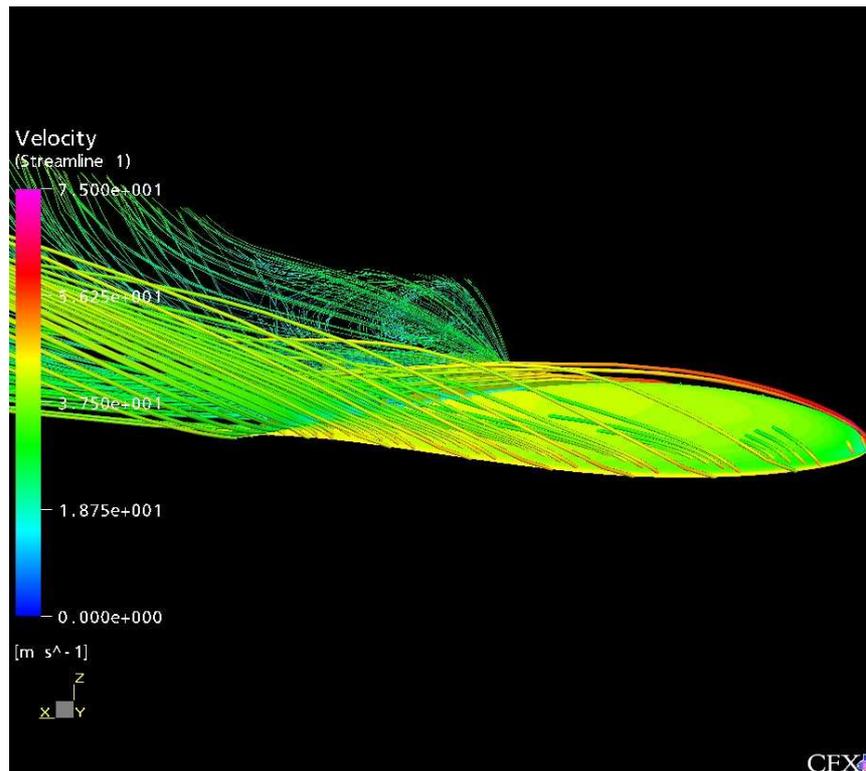


Fig. 5.10 Tip vortices generation - $V_{in}=24.98$ m/s

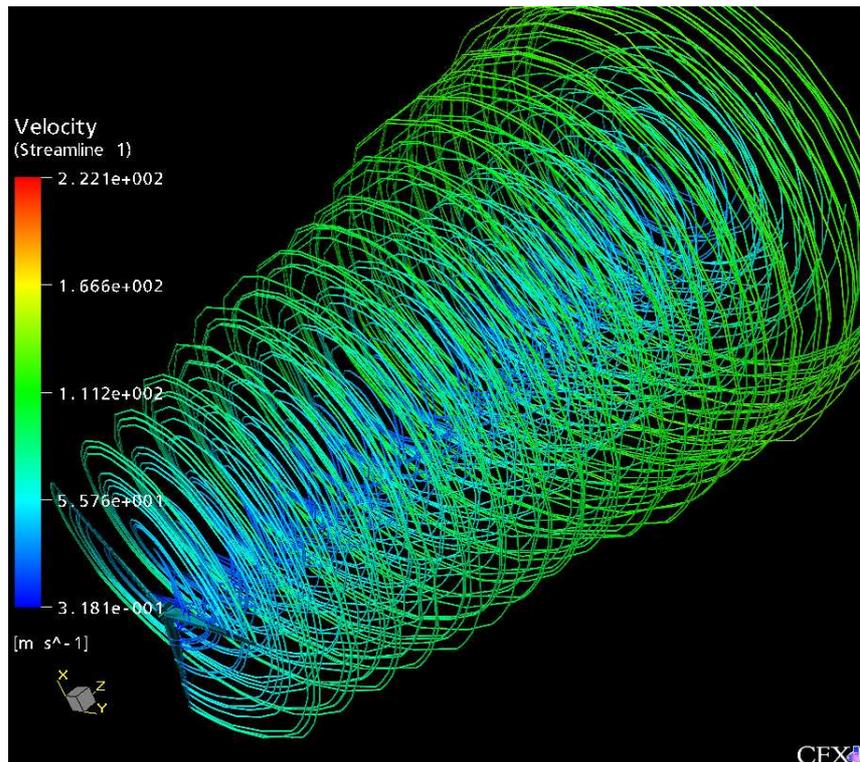


Fig. 5.11 Visualization of 3D wake geometry - $V_{in}=9.99$ m/s

5.4.3 출력특성

Fig. 5.12에 입구풍속의 변화에 따른 출력특성 변화를 나타내었다.

출력 성능의 비교를 위해 BEMT 해석결과와 비교하였으며, 두 결과는 비교적 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

BEMT 해석의 경우 *POSEIDON* 에서 TSR의 변화에 따라 구한 출력계수와 CFD의 계산조건에 해당하는 입구 풍속을 식 2.13에 대입하여 출력 값을 구하였다.

CFD 해석의 경우 입구 풍속의 변화에 따라 계산이 수행되기 때문에 각각의 계산 조건에서 블레이드에 작용하는 토크를 구한 후 식 2.19의 적분 형태로 출력을 계산하였다.

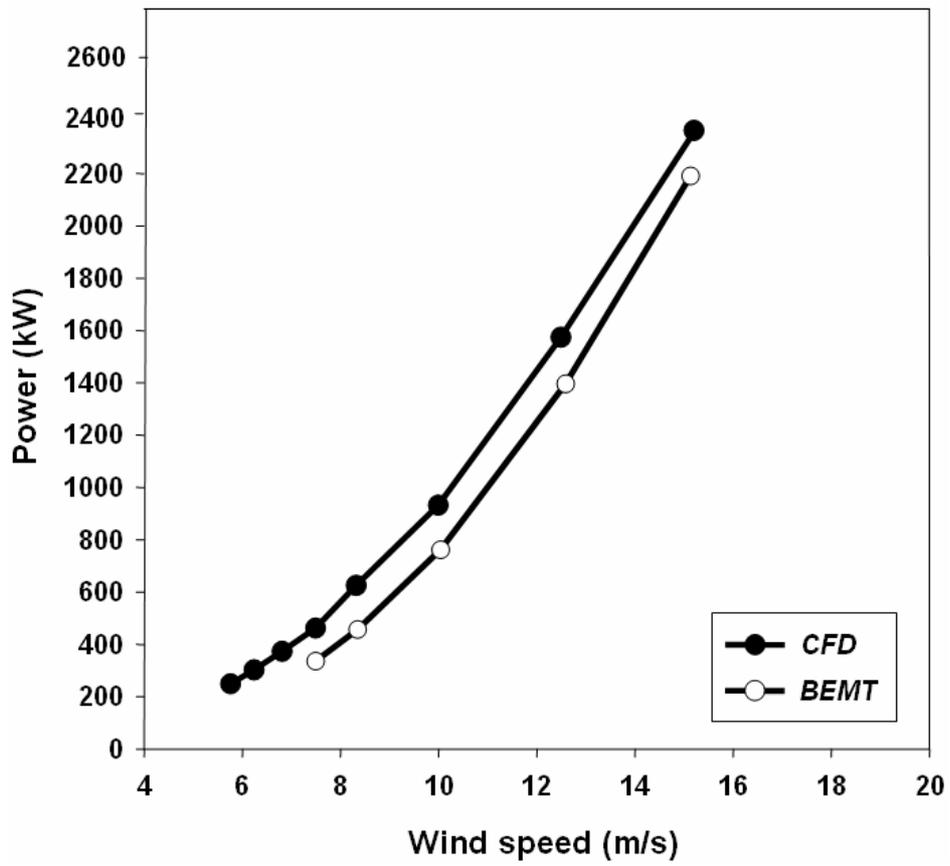


Fig. 5.12 Comparison of the power between CFD and BEMT

5.5 계산조건 (FIL-20)

CFD 를 이용한 소형 풍력발전용 터빈의 3 차원 유동해석 및 성능 평가에 관한 정상상태 해석을 수행하였다. Navier-Stokes solver 로써 CFX 5.7 을 이용하였으며, FIL-1000 의 해석과 마찬가지로 효율적인 계산 격자계의 구성을 위해 120° 간격으로 주기조건을 적용하고 단일 블레이드에 대한 해석영역을 설정하였다. 너셀과 타워에 의한 블레이드의 공력특성변화는 무시하였다.

입구조건으로서, 균일속도유입조건을 적용하였으며, 입구속도를 6 m/s 에서 14 m/s 까지 변화시켰으며, 회전속도는 설계시 설정된 정격 회전속도인 90.49 rpm 로 고정되었다.

Table 5.2 에 자세한 계산조건을 요약정리 하였다.

Table 5.2 Simulation conditions – FIL-20

TSR	Wind speed (m/s)	Rotating speed (rpm)
8	6	90.49
6	8	90.49
4.8	10	90.49
4	12	90.49
3.42	14	90.49

5.6 계산격자 및 경계조건 (FIL-20)

계산 격자의 생성을 위해 ICEM-CFD 5.1을 이용하였으며, 블레이드를 포함하는 내부영역과 외부영역으로 2분할하여 격자생성의 효율성을 도모하였다. 계산 격자는 내부영역에 약 505,000 노드를 분포시켰으며 hexa 타입의 격자이다. 외부영역은 tetra-prism 타입의 격자계로 구성되었으며 약 200,000 노드의 계산격자로 구성된다. 내부영역과 외부영역의 경계면에 대한 원활한 격자 매칭을 위해 pyramid 타입 격자를 적절히 분포시켰다. 전체 계산격자 수는 약 705,000 노드이며 hybrid 타입이다.

Fig. 5.13에 블레이드를 포함하는 내부영역 격자구성도를 나타내었으며, Fig. 5.14에 외부영역에 대한 격자구성도를 나타내었다.

블레이드 벽면 경계로부터 첫 번째 지점 격자까지 거리의 척도인 y^+ 는 20 이하로 제한 하였으며, 익형 현의 길이 방향을 따라 모두 180 노드의 격자를 분포시키고 로터 블레이드 반경방향으로 42 노드를 분포시켰다.

로터 블레이드를 포함하는 도메인의 전체 격자 수는 약 480,000 노드이며, 로터 블레이드를 포함하지 않는 외부 도메인의 격자수는 약 250,000 노드 이다. 전체 계산 격자 수는 약 730,000 노드를 사용하였으며, ICEM-CFD 5.0 을 이용하여 생성하였다.

경계조건으로서 외부도메인 출구영역에 averaged static pressure 조건을 부여하였고, 단일 블레이드 계산을 위해 주기 경계면에 대해 periodic 조건을 부여하였다. 입구 경계면으로 부터 로터 블레이드 압력면 까지의 거리는 로터 직경의 3배, 블레이드 팁 부분부터 윗면까지 5배, 블레이드 흡입면으로부터 출구 경계면까지 7배의 거리를 확보하였으며, 벽면은 no-slip 조건으로 처리되었고, 상대회전 조건을 부여하였다. 입구 유입조건으로서 균일한 흐름이 유입된다고 가정하였다.

계산은 단일 CPU (Pentium4 3.05GHz)로 수행되었으며, 2GB RAM 을
사용하였다. 모든 계산은 70 회 반복계산 이전에 수렴이 되었으며,
수렴 판단 조건은 10^{-5} 로 설정하였다.

단일 케이스에 대한 계산 수행시간은 최적화 된 상태에서부터 대략
5~7 시간 정도 소요되었다.

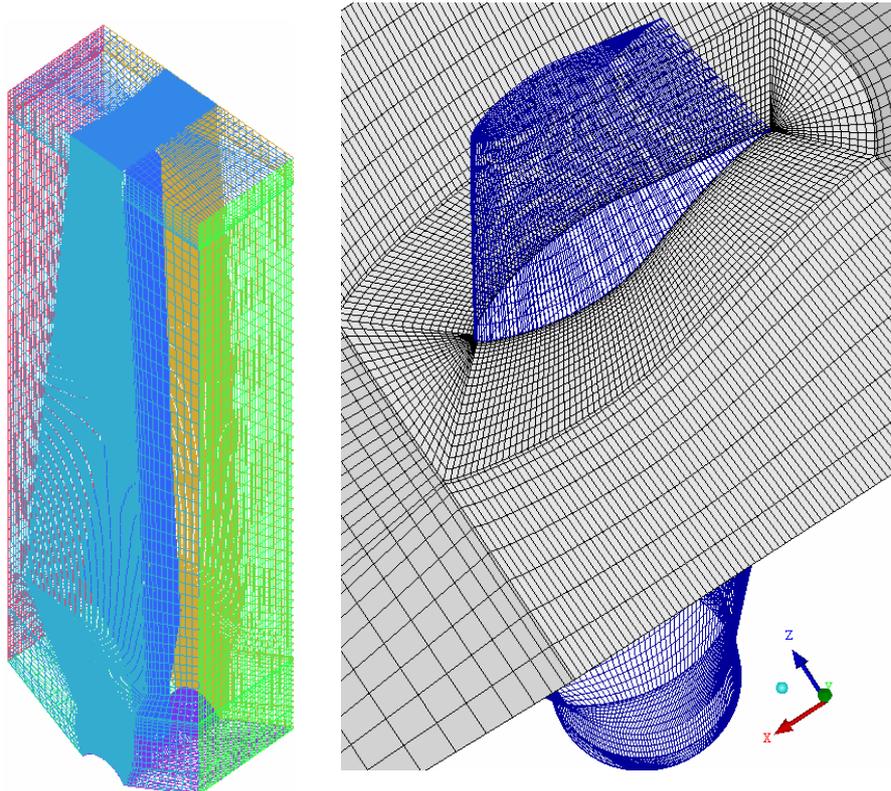


Fig. 5.13 Inner computational domain of the FIL-20

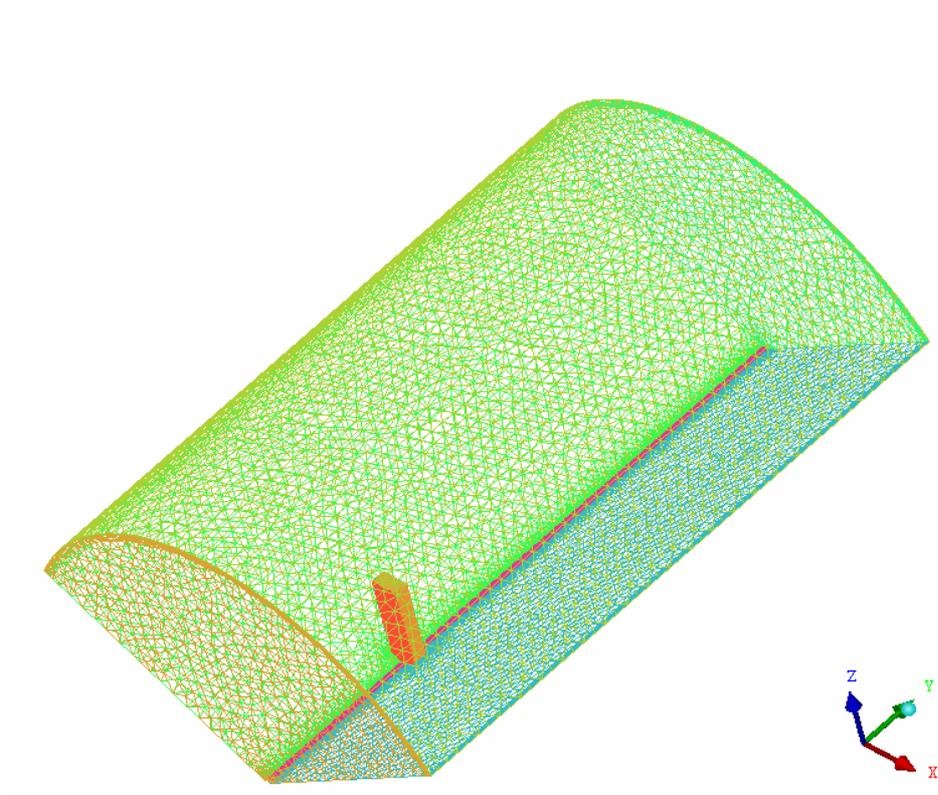


Fig. 5.14 Outer computational domain of the FIL-20

5.7 결과 및 고찰

5.7.1 블레이드 표면 유선

로터 블레이드 주위로 발생하는 복잡한 3 차원 유동현상 등의 정확한 이해를 위해 유입풍속의 변화에 따라 표면 압력분포, 표면 유선, 다양한 중첩된 가시화 결과 등을 나타내었다.

Fig. 5.15, Fig. 5.16, Fig. 5.17 에 입구풍속 6m, 8m, 10m 인 경우 로터 블레이드 흡입면의 표면 유선 변화를 나타내었다.

Fig. 5.15 는 입구속도가 6 m/s 인 경우에서 블레이드 표면의 흐름을 나타 내고 있다.

전체적으로 낮은 입구 풍속에 대한 영향으로 받음각의 변화 폭이 적기 때문에 허브 근방 영역을 제외하고는 반경류의 형성에 의한 실속 현상이 나타나고 있지 않다.

Fig. 5.16 의 경우 입구풍속이 8 m/s 로 증가 하였으며, 6 m/s 의 경우에 비해 비교적 넓은 영역에 걸쳐 반경류가 형성되고 있음을 뚜렷이 확인 할 수 있다.

그러나, 실제 로터 블레이드의 출력 대부분을 발생시키는 허브로부터 70% ~ 100%의 영역에 대해서는 큰 영향을 미치지 못하고 있다.

Fig. 5.17 의 경우 입구풍속이 10 m/s 로 증가한 경우를 나타내며, 거의 전 영역에 걸쳐 반경류가 형성되고 있음을 알 수 있다. 이러한 반경류에 의해 블레이드 전 영역에 걸쳐 후연 박리가 진행되고 있음을 알 수 있다.

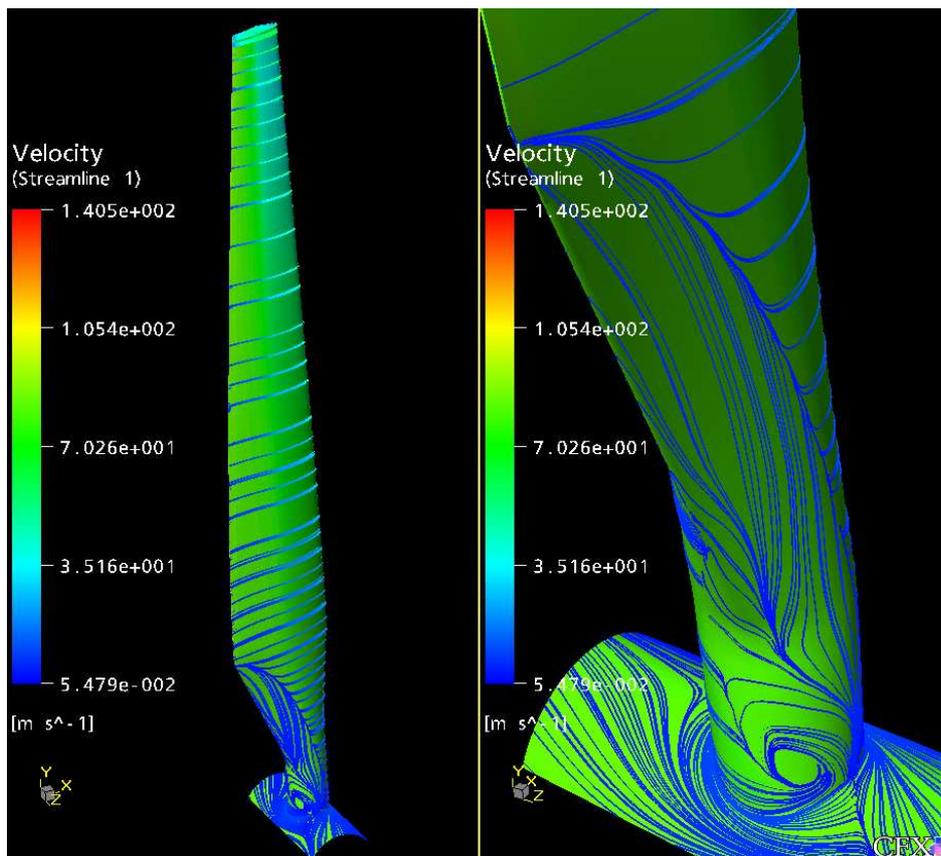


Fig. 5.15 Surface streamline – $V_{in} = 6\text{ m/s}$

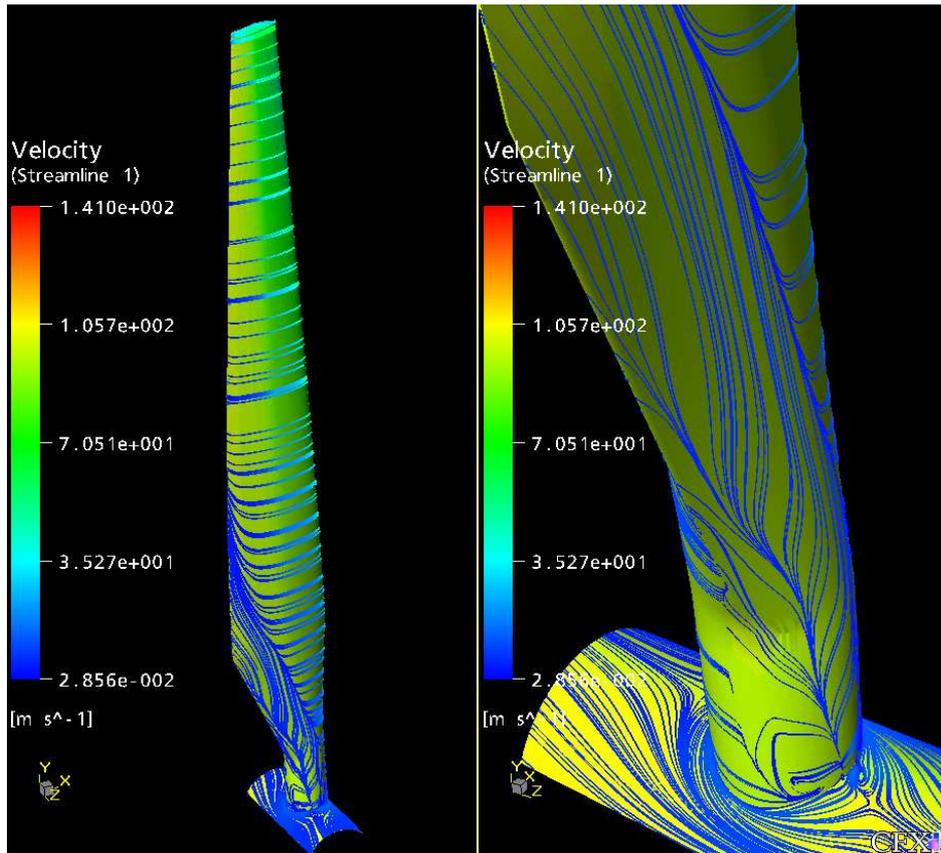


Fig. 5.16 Surface streamline – $V_{in} = 8 \text{ m/s}$

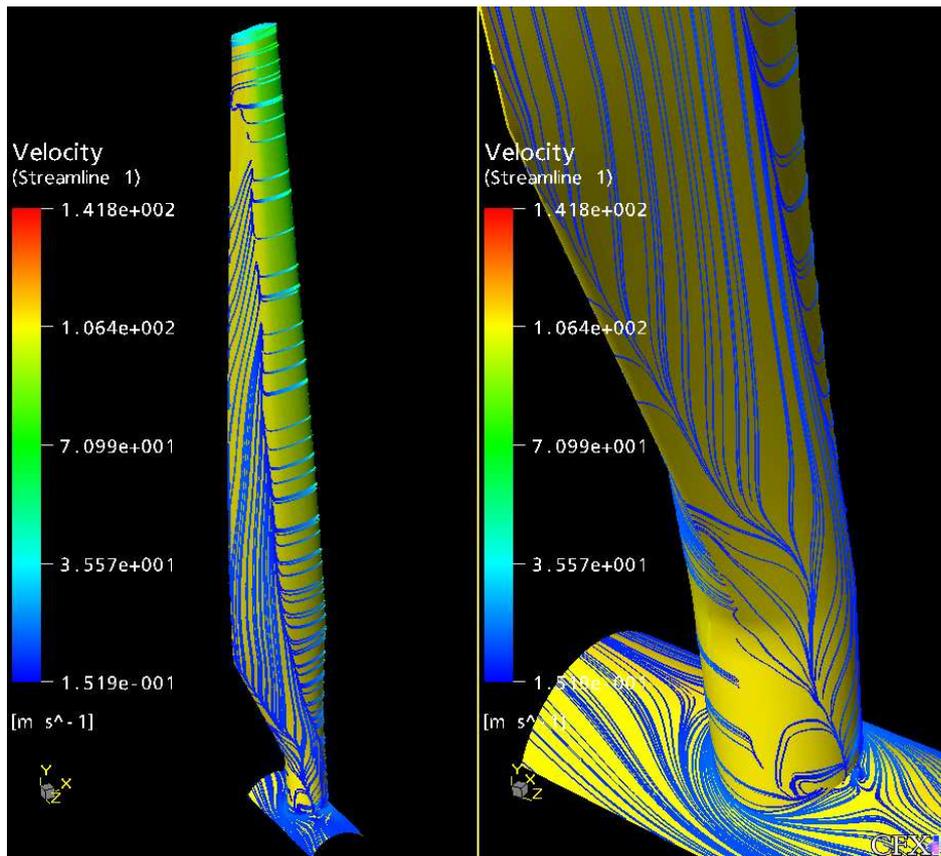


Fig. 5.17 Surface streamline – $V_{in} = 10$ m/s

5.7.2 블레이드 3차원 유동특성

Fig. 5.18, Fig. 5.19, Fig. 5.20 에 입구풍속의 변화에 따라 로터 블레이드 국부단면에서의 흐름변화 상태를 나타내었다. 절단 단면은 허브 로부터 각각 1m, 2m, 5m 의 위치이다.

Fig. 5.18은 허브로부터 1m 위치 단면의 결과를 나타낸다. 1

입구풍속이 6 m/s인 경우, Fig. 5.15의 표면 유선 결과로부터 이미 블레이드 허브 근방 특정 영역을 제외하고 반경류의 형성이 확인 되지 않았으므로 전체적인 흐름은 부착류의 형태를 보이고 있다.

입구풍속이 8 m/s인 경우 전연 박리현상은 없으며, 후연부근에 박리가 시작되고 있음을 알 수 있다. 이는 Fig. 5.16의 결과의 다소 넓은 영역에 걸친 반경류의 형성과 관계가 있다.

입구풍속이 10 m/s 인 경우, 이전의 결과와 동일하게 후연박리가 진행되고 있으며, 박리점의 위치가 6 m/s, 8 m/s의 결과보다 더 전연 쪽 에 근접하고 있다.

Fig. 5.19는 허브로부터 2m 위치에서의 단면 결과를 나타낸다.

입구풍속이 6 m/s인 경우, 1m 단면에서와 마찬가지로 블레이드는 거의 완전한 부착류를 형성하고 있으며. 반경류의 형성이 거의 없다. 8 m/s의 경우에는 후연 끝단에 반경류와 받음각의 변화에 따른 미소한 박리가 관찰되고 있으나, 10 m/s의 경우 여전히 후연 박리가 강하게 진행되고 있음을 알 수 있다.

Fig. 5.20은 허브로부터 5m 위치에서의 결과를 나타낸다.

입구풍속이 6 m/s인 경우, 1m, 2m 단면에서와 마찬가지로 블레이드 주위의 흐름은 완전한 부착류를 형성하고 있으며, 8 m/s, 10 m/s의 경우도 마찬가지로 반경류에 의한 영향을 거의 받고 있지 않음을 알 수 있다.

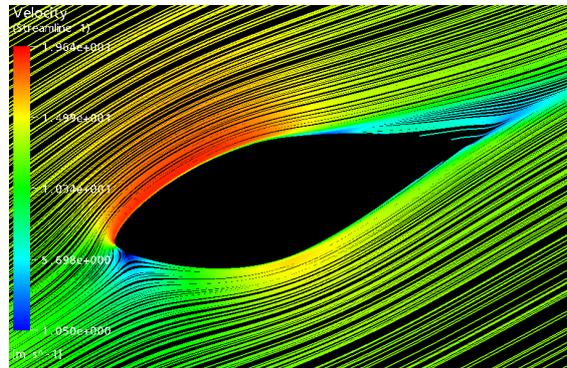
Fig. 5.21에 입구풍속이 8 m/s일 때 로터 블레이드 표면 단면 1m, 2m, 3m, 4m에서의 단면 유선분포를 나타내었다.

Fig. 5.22에는 반경류의 형성 및 2차원 단면에서의 영향을 살펴보고자 허브로부터 1.5m위치에서 2차원 단면의 속도벡터와 블레이드 표면 유선을 동시에 나타내었다. 속도벡터는 2차원 단면에 대해 3차원 성분을 갖도록 표현하였다. 익형의 후연 근방에서 시작되는 와류 영역을 살펴보면 블레이드 팁 방향으로의 3차원 속도 성분이 존재하고 있음을 확인할 수 있다. 이 3차원 속도 성분은 블레이드 표면에서의 유선의 방향과 크기가 정확히 일치하며, 결국 표면을 따라 흐르는 반경류의 영향이 받음각의 변화와 함께 블레이드 실속의 주된 원인이 됨을 잘 알 수 있다.

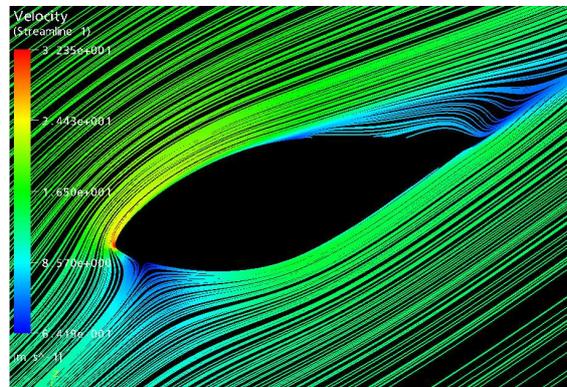
Fig. 5.23은 입구풍속이 10 m/s인 경우에서의 3차원 유선을 나타내고 있다. 블레이드 허브 끝단으로부터 두 갈래의 강한 소용돌이 와류가 형성되고 있으며, 이 흐름이 블레이드 표면을 따라 진행하게 된다. 이 두 갈래의 와류는 블레이드 지지 형상이 원형에 가까운 형상이므로 원주 후류에 발생하는 대칭형 와류의 3차원 성분이다.

Fig. 5.24에 블레이드 흡입 면에서의 압력분포를 나타내었다. 회전 유동장이기 때문에 블레이드 팁 부분에서의 흡입면 압력이 상대적으로 낮게 형성되고 있다.

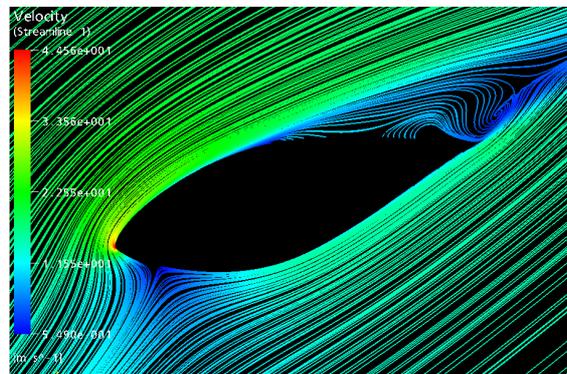
Fig. 5.25에 입구 풍속 8 m/s인 경우의 3차원 후류 진행형태를 나타내었다.



(a) $V_{in} = 6 \text{ m/s}$

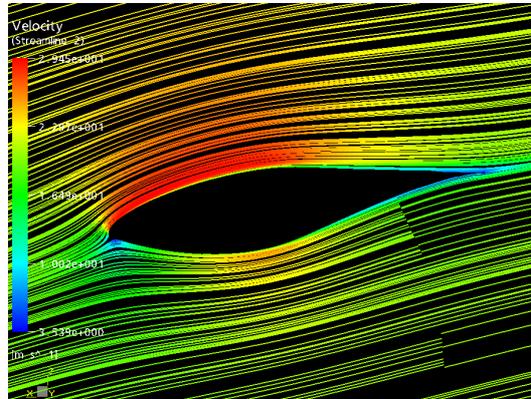


(b) $V_{in} = 8 \text{ m/s}$

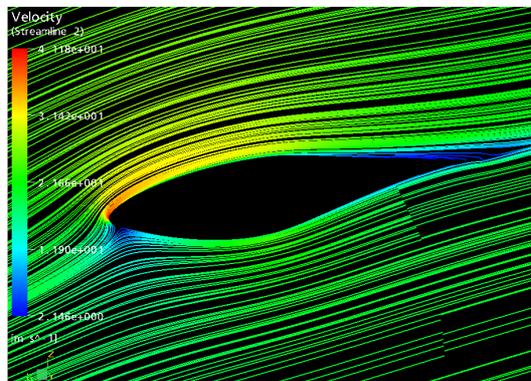


(c) $V_{in} = 10 \text{ m/s}$

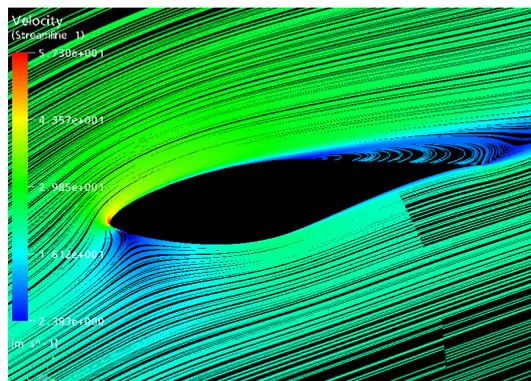
Fig. 5.18 Sectional surface streamline – 1m from root



(a) $V_{in} = 6 \text{ m/s}$

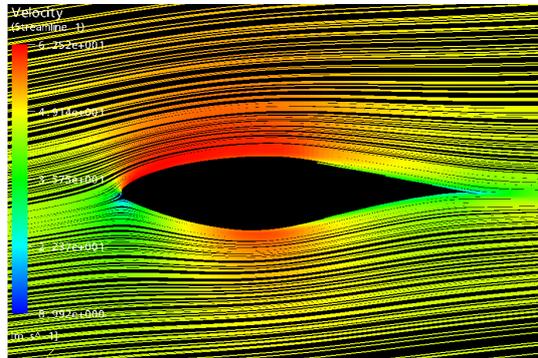


(b) $V_{in} = 8 \text{ m/s}$

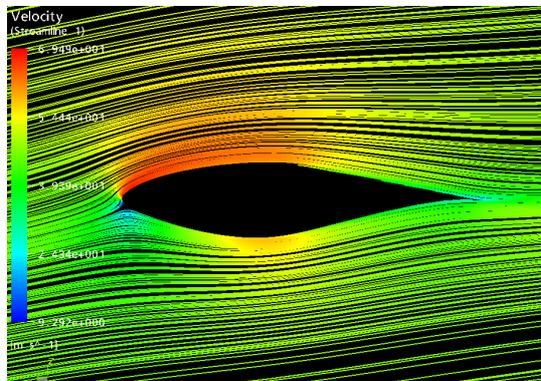


(c) $V_{in} = 10 \text{ m/s}$

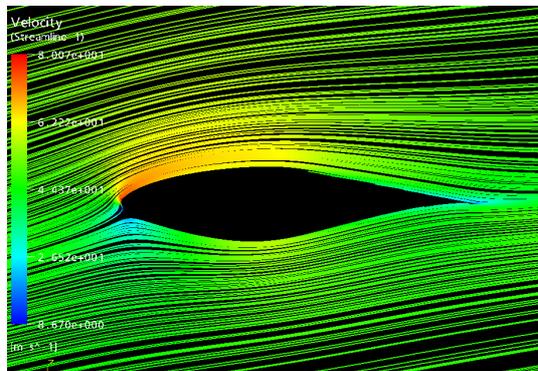
Fig. 5.19 Sectional surface streamline – 2m from root



(a) $V_{in} = 6 \text{ m/s}$



(b) $V_{in} = 8 \text{ m/s}$



(c) $V_{in} = 10 \text{ m/s}$

Fig. 5.20 Sectional surface streamline – 5m from root

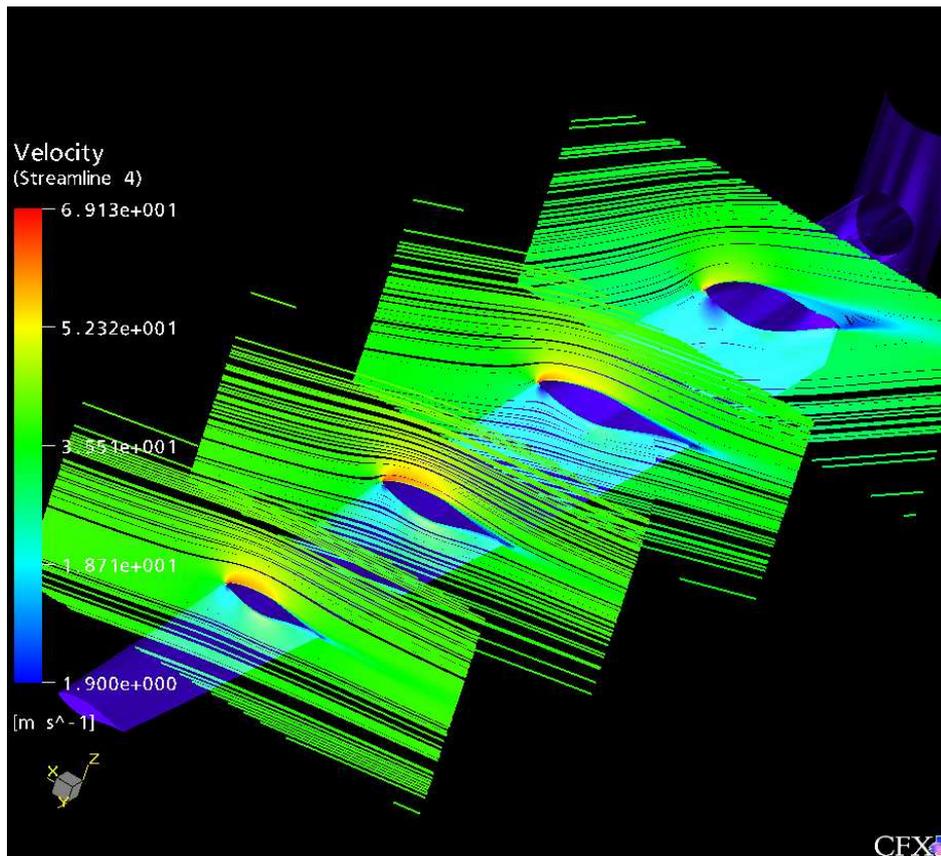


Fig. 5.21 Sample of section view ($V_{in} = 8 \text{ m/s}$, 1m, 2m, 3m, 4m sections)

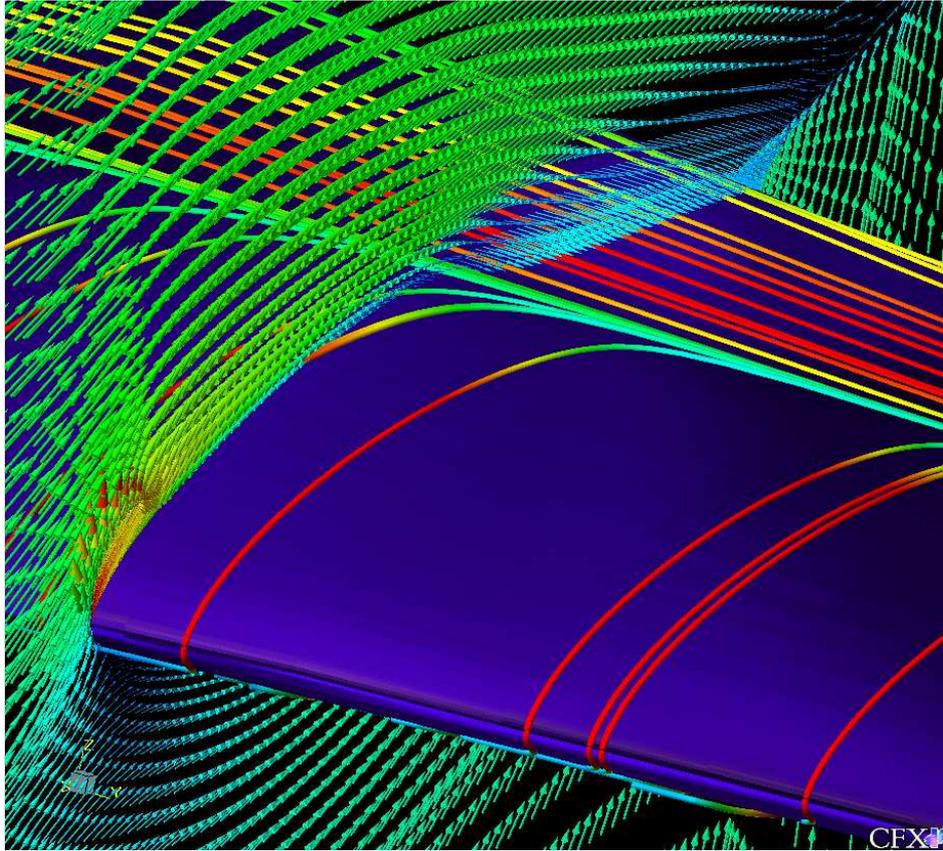


Fig. 5.22 Sample of section view ($V_{in} = 10 \text{ m/s}$, 1.5m section from root)

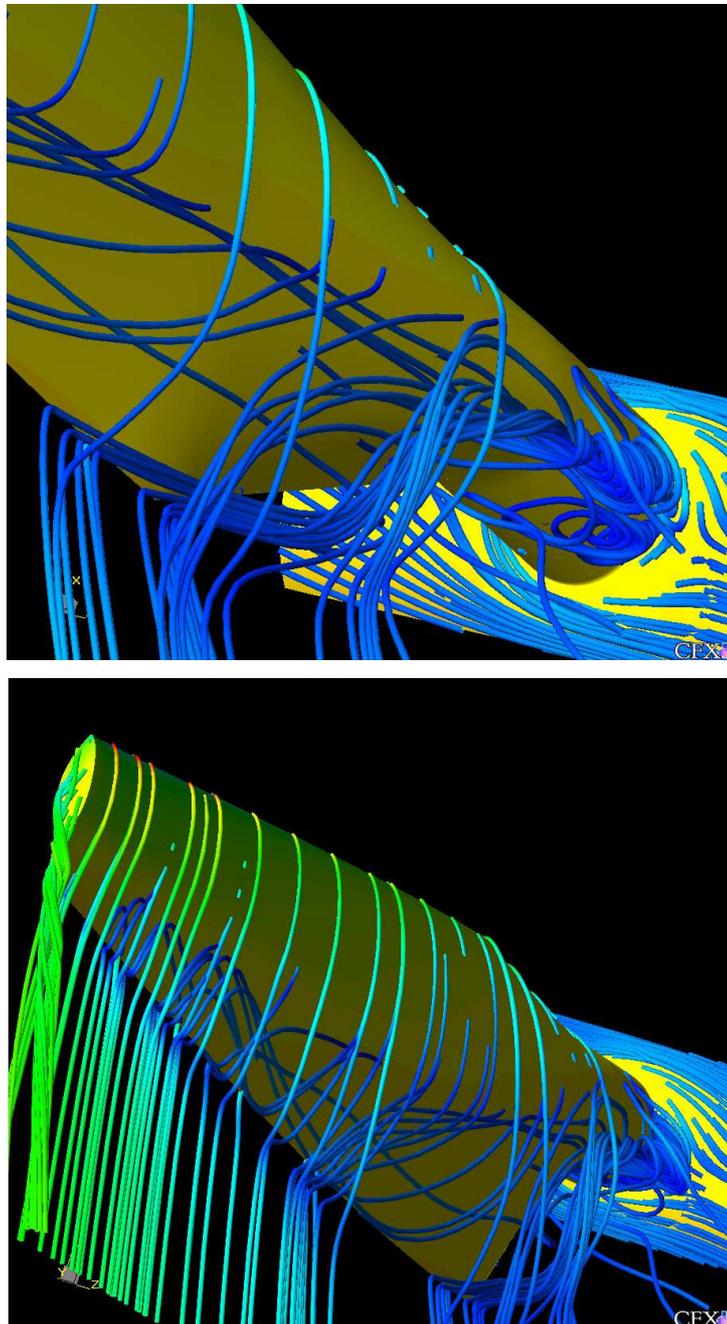


Fig. 5.23 3D stall on the rotor surface ($V_{in} = 10$ m/s)



Fig. 5.24 Suction side surface pressure distribution

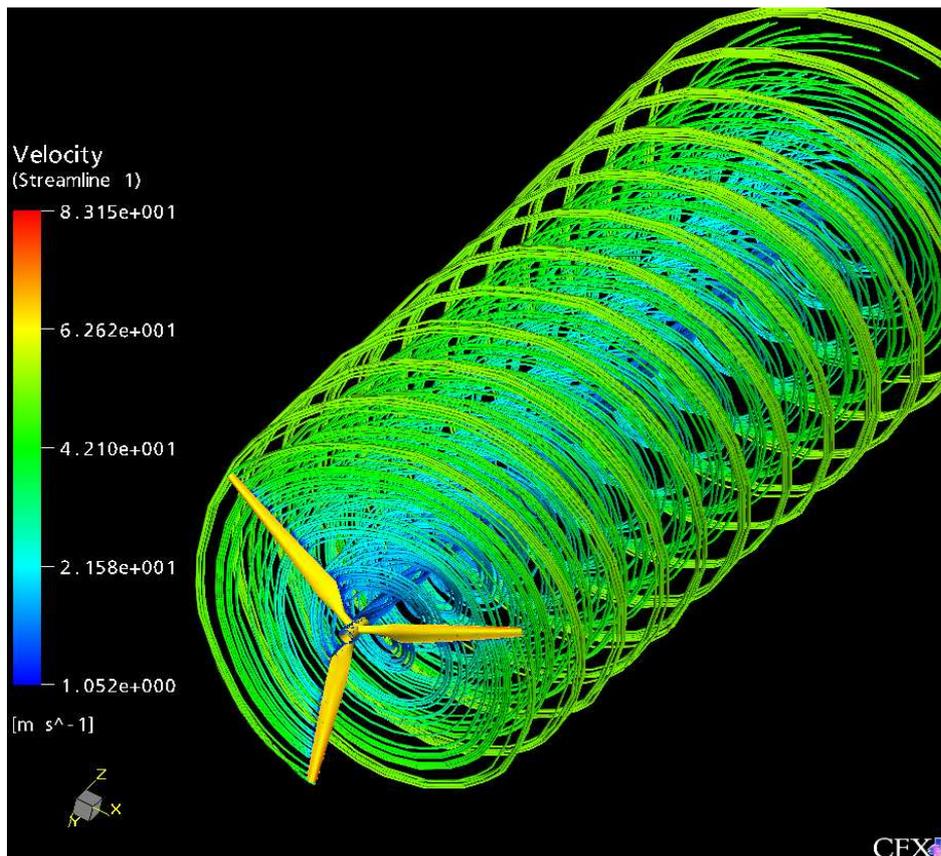


Fig. 5.25 Visualization of 3D wake geometry - $V_{in}=8$ m/s

5.7.3 출력특성

Fig. 5.26에 입구풍속의 변화에 따른 출력특성 변화를 나타내었다.

출력 성능의 비교를 위해 BEMT 해석결과와 비교하였으며, 두 결과는 비교적 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.

BEMT 해석의 경우 *POSEIDON* 을 이용하여 TSR의 변화에 따라 출력계수를 구하고 CFD의 계산조건에 해당하는 입구 풍속을 식 2.13에 대입하여 출력 값을 구하였다.

CFD 해석의 경우 입구 풍속의 변화에 따라 계산이 수행되기 때문에 각각의 계산 조건에서 블레이드에 작용하는 토오르크를 구한 후 식 2.19의 적분 형태로 출력을 계산하였다.

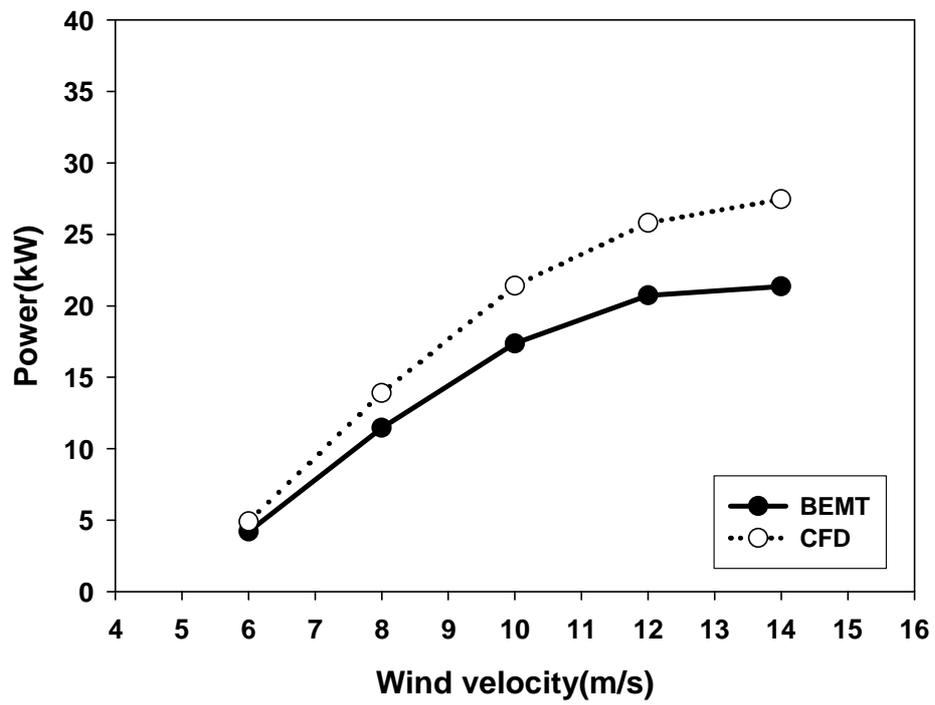


Fig. 5.26 Comparison of the power between CFD and BEMT

제 6 장 결 론

본 연구는 수평축 풍력발전용 터빈의 핵심 요소 기술인 로터 블레이드 설계 이론의 확립, 최적 형상 설계 기법의 제안, 국산 성능해석 소프트웨어의 개발, 로터 블레이드 설계, CFD를 적용한 3차원 유동 특성 해석 및 성능평가를 목적으로 수행되었으며 다음과 같이 결론을 요약 정리 할 수 있다.

1. 날개 끝 손실 모델을 포함하는 BEMT 이론을 적용하여 최적 로터 블레이드 형상 설계 기법을 확립하였다.
2. 20kW(FIL-20), 100kW(FIL-100), 1MW(FIL-1000) 수평축 풍력발전용 로터 블레이드 최적설계를 수행하였다.
3. 블레이드 성능해석 소프트웨어(*POSEIDON*)를 자체적으로 개발하였으며, FIL-20, FIL-100, FIL-1000에 대한 성능해석을 각각 수행하였다. 성능해석결과 FIL-20의 경우, 설계 TSR 6에서 최대 성능을 나타내었으며 이때의 출력계수 값은 0.4512이었다. FIL-100의 경우 설계 TSR에서 최대 출력계수는 0.4553이었으며, FIL-1000의 경우 설계 TSR에서 출력계수 값은 0.4641로 나타났다.
4. BEMT 해석에 필수적인 2차원 익형의 효율적인 공력특성 예측을 위해 *X-FOIL*을 적용하였으며, 실속후 공력특성의 보정을 위해 Viterna-Corrigan equation을 적용하였다. *X-FOIL*에 의해 예측된 양력계수 및 항력계수 값은 풍동 실험결과와 잘 일치하였다.

5. BEMT 해석시, 수치해석적 방법에 의해 예측된 익형 공력특성 데이터 와 실험에 의해 측정된 공력특성 데이터를 각각 적용하여 결과를 비교하였다. 수치해석 데이터를 적용한 경우가 실험 데이터를 적용한 경우보다 다소 높은 출력계수를 나타내고 있었으며, 이는 양력계수 및 항력계수의 미소한 오차에 의한 결과이다.

따라서, 보다 정확한 BEMT에 의한 성능예측을 위해서는 신뢰성 있는 익형의 양력계수 및 항력계수의 적용이 요구된다.

6. 상용 CFD 코드를 이용하여 FIL-20, FIL-1000 에 대한 3 차원 유동해석 및 성능평가를 수행하였으며, BEMT 해석에서 블레이드 반경방향 요소간의 운동량 교환이 발생하지 않는다는 가정과는 달리, 원심가속력 및 압력차로 인한 반경류가 발생하고 있음을 확인하였으며, 이로써 받음각의 증가와 더불어 시스템 출력에 상당 한 영향을 미치고 있음을 알 수 있었다.

CFD 해석에 의한 출력 값을 BEMT 결과와 비교하였으며, FIL-20, FIL-1000 모두 비교적 잘 일치하고 있음을 알 수 있었다.

7. 블레이드에 작용하는 공·탄성학적 하중의 정확한 해석을 위해 CFX-ANSYS 2-Way FSI 기법을 적용한 연구가 진행 중이며, 향후, BEMT, CFD 그리고 FSI 기법을 통합한 최적의 전산해석 기반 풍력터빈 블레이드 설계 및 성능평가 과정을 확립할 예정이다.

참고문헌

- [1] 이영호, 김범석, 2005, 풍력에너지의 이용 및 기술현황, 유체기계 저널 제8권 제3호, pp.51-58.
- [2] 손충렬, 2005, 해상풍력발전의 도입 필요성과 최근 세계동향, 해상 풍력발전포럼 창립대회, pp.3-17.
- [3] Erich Hau, 2000, Wind Turbines, Springer, pp.45.
- [4] Loyola de Palacio, Arthouros Zervos, 2004, Renewable Energy in Europe, James & James, pp.164-167.
- [5] American Wind Energy Association, 2002, The Most Frequently Asked Questions about Wind Energy, pp.1-28.
- [6] BTM Consult Aps, 2004, World Market Update 2004, BTM consult.
- [7] Walter P. Wolfe, Stuart S. Ochs, 1997, CFD Calculation of S809 Aerodynamic Characteristics, AIAA-97-0973.
- [8] Guanpeng Xu, Lakshmi, 1999, Computational Studies of Horizontal Axis Wind Turbines, AIAA 1999-42.
- [9] Niels N. Sorenson, 2002, 3D Background Aerodynamics Using CFD, Riso - R-1376.
- [10] A.H. van Zuijlen , H. Bijl, G. Dufour and A.W. van Mameren, 2003, Evaluation of adaptive, unstructured CFD calculations of the flow around the DU91 airfoil, European Wind Energy Conference & Exhibition, pp.16-19.
- [11] Niels N. Sorenson, J. Johansen, S. Conway, 2004, CFD Computations of Wind Turbine Blade Loads During Stand Still Operation Know-Blade TASK 3.1 Report, Riso-R-1465.
- [12] BeomSeok Kim, JeongHwan Kim, YoungHo Lee, 2002, 3-D Numerical Predictions of Horizontal Axis Wind Turbine Power Characteristics for the

Scaled Delft University T40/500 Model, The 5th JSME-KSME Fluids Engineering Conference.

- [13] BeomSeok Kim, JeongHwan Kim, YuTaek Kim, ChungDo Nam, Young Ho Lee, 2004, A CFD Study on the 3-D Flow Characteristics and Performance Analysis of 1MW HAWT, WVEC 2004/Wind Power Asia 2004.
- [14] Guanpeng Xu, 2001, Computational Studies of Horizontal Axis Wind Turbines, Doctoral Thesis of Georgia Institute of Technology.
- [15] J.F.Manwell, J.G.McGowan, A.L.Rogers, 2003, Wind Energy Explained, Wiley, pp.3-4.
- [16] Paul Gipe, 2004, Wind Power, James & James, pp.83-92.
- [17] Spera, D. A., 1994, Wind Turbine Technology : Fundamental Concepts of Wind Turbine Engineering, ASME Press, pp.13-18.
- [10] J.F.Manwell, J.G.McGowan, A.L.Rogers, 2003, Wind Energy Explained, Wiley, pp.3-8.
- [19] Erich Hau, 2000, Wind Turbines, Springer, pp.272-274.
- [20] Tony Burton, David Sharpe, Nick Jenkins, Ervin Bossanyi, 2002, Wind Energy Handbook, Wiley, pp.401-402.
- [21] Tony Burton, David Sharpe, Nick Jenkins, Ervin Bossanyi, 2002, Wind Energy Handbook, Wiley, pp.233-234.
- [22] R. Gasch, J. Twele, 2002, Wind Power Plants, James & James, pp.135-138.
- [23] Tony Burton, David Sharpe, Nick Jenkins, Ervin Bossanyi, 2002, Wind Energy Handbook, Wiley, pp.47-48.
- [24] Det Norske Veritas, Riso National Laboratory, 2001, Guideline for Design of Wind Turbines, pp. 64-65.
- [25] Lock, C.N.H., 1924, Experiments to Verify the Independence of the Elements of an Air Screw Blade, ARCR R&M No.953.

- [26] Wilson, R.E, Lissaman, P.B.S., 1974, Applied Aerodynamics of Wind Power Machines, NTIS: PB-238-595.
- [27] David A. Spera, 1998, Wind Turbine Technology, ASME Press, pp.233-245.
- [28] 설동일, 2001, 한국해양대학교내 풍력가용량 선정에 관한 연구, 한국해양대학교 졸업논문집
- [29] Betz A., 1919, Schraubenpropeller mit geringstem energieverlust, Göttinger Nachr.
- [30] F. Bertagnolio, N. N. Sorenson, J. Johansen, P. Fuglsang, 2002, Conclusions from the comparisons of numerous 2D airfoil computations with experiments, AIAA-2002-34.
- [31] P.A.Henn, 1981, Inverse Transonic Wing Design Method, Journal of Aircraft Vol. 18 No.2, pp.121-127.
- [32] <http://raphael.mit.edu/xfoil>
- [33] P. Giguere, M.S. Selig, 2001, Design of a Tapered and Twisted Blade for the NREL Combined Experiment Rotor, NREL/SR-500-26173.
- [34] <http://www.garradhassan.com/>
- [35] T. Tanger, David Kokurek, 2003, Wind Turbine Post Stall Airfoil Performance Characteristics Guidelines for Blade Element Momentum Methods, NREL/CP-500-36900.
- [36] Franck Bertagnolio, Niels Sorenson, Jeppe Johansen, 2001, Wind Turbine Airfoil Catalog, Riso-R-1280.
- [37] Sommers D.M, 2002, Design and Experimental Results for the S809 airfoil, NREL/SR-440-6918.
- [38] 이용갑, 육진환, 강만호, 2004, CFX의 Pressure-Based Coupled과 다양한 난류모델을 이용한 유체기계의 유동해석, 유체기계저널 제7권 제5호, pp.82-8.

- [39] Menter F. R., 1993, Zonal Two Equation $k-\omega$ Turbulence Models for Aerodynamic Flows, AIAA-93-2906.
- [40] Gustave P. Corten, 2001, Inviscid Stall Model, 2001 European Wind Energy Conference, pp. 466-469.