

<학술논문>

DOI:10.3795/KSME-B.2009.33.12.1007

2 MW 급 풍력터빈 블레이드 설계 및 단방향 유체-구조연성해석

김범석[†] · 이강수* · 김만응**

(2009년 8월 28일 접수, 2009년 11월 10일 수정, 2009년 11월 16일 심사완료)

Design of a 2MW Blade for Wind Turbine and Uni-Directional Fluid Structure Interaction Simulation

Bum-suk Kim, Kang-su Lee and Mann-eung Kim

Key Words: Wind Turbine(풍력터빈), Blade Design(블레이드 설계), CFD(전산유체역학), FEA(유한요소해석), FSI(유체-구조 연성해석)

Abstract

The purposes of this study are to evaluate the power performance through CFD analysis and structural integrity through uni-directional FSI analysis in aerodynamic design and structure design of wind turbine blade. The blade was designed to generate the power of 2MW under the rated wind speed of 11 m/s, consisting of NACA 6 series, DU series and FFA series airfoil. The inside section of the blade was designed into D-spar structure and circular stiffener was placed to reinforce the structural strength in the part of hub. CFD analysis with the application of transitional turbulence model was performed to evaluate the power performance of blade according to the change of TSR and 2.024MW resulted under the condition of rated wind speed. TSR of 9 produced the maximum power coefficient and in this case, C_p was 0.494. This study applied uni-directional FSI analysis for more precise evaluation of structural integrity of blade, and the results of fiber failure, inter fiber failure and eigenvalue buckling analysis were evaluated, respectively. For the evaluation, Puck's failure criteria was applied and the result showed that fiber failure and inter fiber failure did not occur under every possible condition of the analysis. As a result, power performance and structural integrity of 2 MW blade designed in this study turned out to satisfy the initial design goals.

1. 서 론

풍력발전용 블레이드 설계는 공력설계와 구조설계로 구분될 수 있으며, 각각 목표로 하는 에너지 생산량 및 구조 건전성을 만족하여야 한다. 공기역학적 최적 설계를 요구하는 대부분의 풍

력발전용 블레이드는 효율증대 및 성능향상을 위해 1차적으로 블레이드 주변 유동장의 특성을 명확하게 이해 할 필요가 있다.

블레이드 형상 최적설계인자의 도출을 위해서는 신뢰성 있는 실험을 통한 방대한 유동특성 및 성능측정 결과의 확보가 요구되나, 많은 비용과 시간이 소요되는 문제로 인해 현실적으로 고려될 수 없으므로, 후류해석기법,⁽¹⁾ 공-탄성해석기법,⁽²⁾ CFD 해석기법⁽³⁾ 등을 이용한 다양한 수치해석적 연구가 시도되고 있다. CFD 해석은 물리적으로 완벽한 Navier-Stokes 방정식을 지배방정식으로 사용하므로 기존의 공-탄성 해석기법에 비해 물

[이 논문은 2009년도 에너지 및 동력공학부문 춘계학술대회(2009. 5. 21, BEXCO) 발표논문임]

† 책임저자, 회원, (사)한국선급 에너지·환경사업단
E-mail : bskim@krs.co.kr
TEL : (042)869-9506 FAX : (042)862-6031

* (사)한국선급 에너지·환경사업단

** (사)한국선급 에너지·환경사업단장

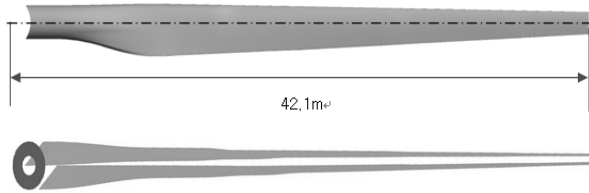


Fig. 1 Configuration of 2MW blade framework and spar structure

리적으로 정확하고 타당한 해석결과를 기대할 수 있는 장점이 있으며, 블레이드 팁 손실을 최소화하기 위해 설계된 특별한 구조의 팁 형상 또는 와류발생장치(vortex generator) 등의 부가적인 고양력장치를 장착한 블레이드의 정확한 출력 성능 해석 및 유동장 해석이 가능하다. 그러나, CFD 기법을 통해 정확한 해석결과를 얻기 위해서는 고급 난류모델을 적용할 필요가 있으며, 이에 수반되는 방대한 계산격자가 필요한 등의 문제로 인해 해석시간이 급증하는 단점이 있다. 또한, 탈설계점에 대한 입구풍속과 로터 회전수의 관계를 알지 못하는 상황에서의 해석은 해당풍속 조건에서의 정확한 출력을 예측함에 있어 물리적으로 타당하지 않는 결과를 초래할 수 있다.

설계가 완료된 블레이드는 IEC 국제기준⁽⁴⁾ 혹은 각 인증기관의 기술기준에 따라 임계 하중조건을 적용한 유한요소 해석을 통해 구조 건전성 평가를 수행한다. 임계 하중조건은 IEC 61400-1에 명시된 다양한 설계하중조건을 적용하여 풍력터빈시스템에 대한 통합하중해석이 수행된 후 결정될 수 있다.⁽⁵⁾ 블레이드는 유한요소 해석을 통해 섬유간 파손(Inter Fiber Failure), 섬유파손(Fiber Failure), 좌굴안전성, 팁 변형량 등의 해석결과가 종합적으로 검토되어 구조 건전성이 평가되는데, 일반적으로 공-탄성 해석으로부터 얻은 임계하중 데이터를 유한요소해석의 초기 입력하중으로 사용하게 된다. 그러나, 이와 같은 하중은 블레이드 2D 단면에서의 국부하중에 해당하므로 해석결과는 블레이드에 면하중 조건을 부여한 결과와 차이가 존재할 수밖에 없다. 따라서, CFD 해석으로부터 얻은 블레이드의 면 하중(압력)을 유한요소 해석모델의 초기하중조건으로 전달하는 유체-구조 연성해석을 통해 보다 신뢰성 있는 구조건전성 평가기법이 도입될 필요가 있다.

본 연구에서는 가변속도 형 피치타입 2 MW 풍력터빈 블레이드의 공력설계와 구조설계를 각

각 진행하고, 유체-구조 연성해석 기법의 적용을 통한 공력성능예측 및 구조건전성 평가를 수행하여 보다 신뢰성 있는 출력성능 및 구조건전성 평가 결과를 얻고자 한다.

2. 블레이드 설계

본 논문에서는 블레이드 출력성능 평가와 구조건전성 평가를 위해 2 MW급 풍력터빈의 형상 및 구조설계를 진행하였다. 3 블레이드 전방향(upwind) 시스템이며, 정격풍속 11 m/s에서 2 MW의 출력을 발생하도록 설계되었다. 블레이드 초기 설계시 출력계수(C_p)는 0.49로 가정하였고, 날개끝 속도비(λ)는 7.5로 설정하였으며, 이때 결정된 블레이드 반경 및 회전 수는 각각 42.1 m, 18.7 rpm이다. 블레이드는 팁에서 발생하는 와류에 의해 유도항력이 증가하며 이는 출력감소로 이어진다. 따라서, 이를 공력설계에 반영하기 위해 Prandtl이 제안하고 Glauert에 의해 수정된 tip loss 이론⁽⁶⁾을 적용하였다. 블레이드 단면을 구성하는 에어포일은 블레이드 팁으로부터 허브까지 NACA 63(2)-415, NACA 63-418, DU93-W2-210, DU91-W2-250, FFA-W-301 순서로 각각 배치하였다.

블레이드 내부단면 구조설계는 Dayton A. Griffin 등⁽⁷⁾에 의해 발표된 연구결과를 참고로 진행되었으며 D-스파(spar) 형태의 내부구조를 갖는다. 전방 전단웹(shear web)의 위치는 전연을 기준으로 코드 길이의 15%에 위치하며, 후방 전단웹은 코드 길이의 50%에 위치한다. 전단웹의 두께는 에어포일 최대 두께의 3%로 설계되었으며, 발사코어(balsa core) 두께는 에어포일 코드 길이의 1%가 되도록 설계하였다. 대부분의 에어포일 좌표는 후연 끝이 점으로 만나는 형태이나, 블레이드의 제작성을 고려할 때 플랫백(flat-back) 구조를 갖는 에어포일 형상으로 수정될 필요가 있다. 따라서, 본 연구에서는 블레이드 각 단면에서의 에어포일 후연 플랫백이 코드 길이의 0.4%가 되도록 수정하였다. 허브 근방에는 환형 보강재를 삽입하여, 루트부 구조강도를 보강함과 동시에 낙뢰보호장치(lightning receptor) 및 각종 센서 신호선들이 슬립링 등으로 연결될 수 있도록 하였다. Fig. 1에 최종적으로 설계된 블레이드의 형상과 스파구조 형상을 각각 나타내었다.

Table 1 Simulation conditions

Item	Value
TSR, λ	1.94, 4.34, 5.5, 7.5, 9, 11.5, 16.5
Working fluid	Air
Fluid density	1.225 kg/m ³
Rotational speed	18.7 rpm
Turbulence	transitional turbulence model

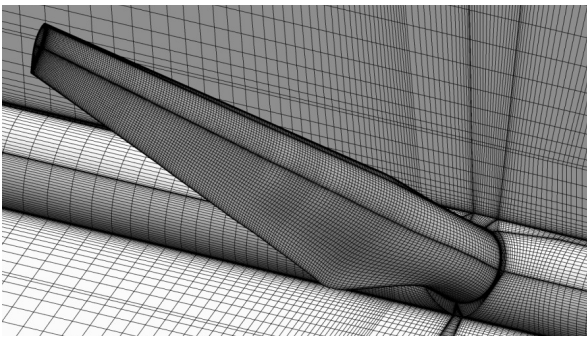


Fig. 2 Computational grid around rotor blade

3. CFD 해석

3.1 계산격자 및 경계조건

본 연구에서는 설계된 블레이드의 성능곡선을 얻기 위해 $\lambda=4\sim 17$ 구간에 대한 CFD 해석을 수행하였으며, 돌풍 상황에서의 블레이드 구조건전성 평가를 위한 블레이드 표면 압력분포를 얻기 위해 풍속 42.5 m/s 조건에서의 해석을 수행하였다. 계산격자 생성을 위해 ANSYS-ICEM CFD를 사용하였으며, 유동해석에 사용된 계산 격자계를 fig. 2에 나타내었다. 해석 격자수는 970만 노드이고, 해석정밀도 및 수렴성의 확보를 위해 정렬된 육면체 형태의 격자를 생성하였다. 천이난류 모델(transitional turbulence model)⁽⁸⁾의 적용을 위해 블레이드 표면에서의 y^+ 값은 최대 1이하의 값이 유지될 수 있도록 격자계를 구성하였다. 유동장은 3차원 정상상태라 가정하였고, 주기경계조건을 적용한 단일 블레이드를 해석 대상으로 하였다. 풍력터빈 블레이드 단면은 2차원 에어포일로 구성되어 있으므로, 흡입면 특정위치부터 역 압력구배의 발생에 의한 경계층 박리가 시작되고, 받음각이 증가함에 따라 최종적으로 실속 상태에 놓이게 된다. 또한 회전하는 블레이드에서 발생하는 허브와 팁 사이의 압력 차에 의한

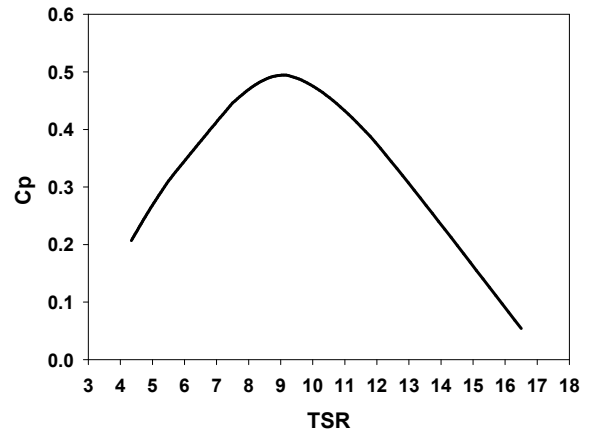
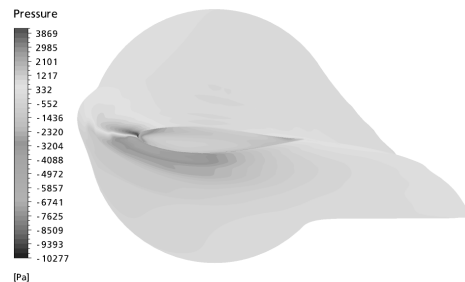
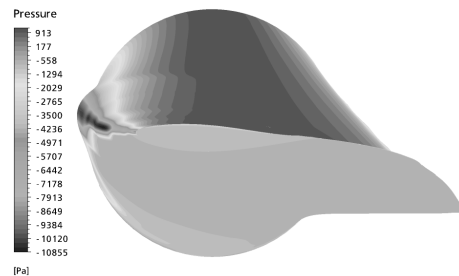


Fig. 3 Power coefficient(Cp-TSR)



(a) TSR=7.5



(b) TSR=1.94

Fig. 4 Pressure distributions

원심 가속력은 더욱 복잡한 3차원 유동현상을 보여준다. 이미 잘 알려진 바와 같이 실속이 발생하는 시점에서 양력은 감소하고 항력은 급격히 증가하므로 전체적인 블레이드의 출력은 감소하게 된다. 따라서, 정확한 블레이드 출력성능의 예측을 위해서는 이러한 복잡한 물리적 현상을 정확히 예측할 수 있는 난류모델의 신중한 선택이 요구된다. 김범석 등⁽⁹⁾의 연구결과를 보면 현재 상용 CFD 코드에 기본적으로 탑재되어 있는 k- ϵ 모델은 블레이드 표면으로부터 발생하는 복잡한

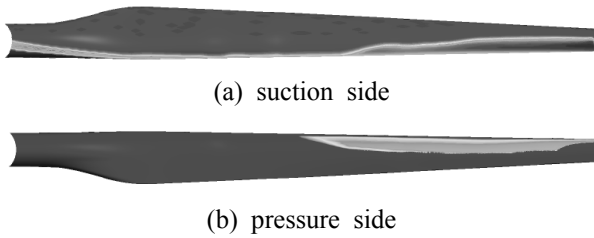


Fig. 5 Turbulence intermittency

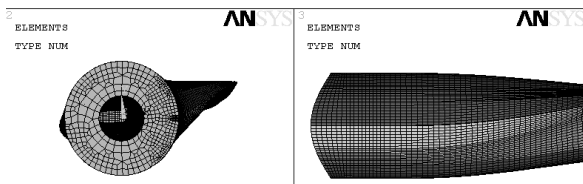


Fig. 6 Finite element model

3차원 유동현상의 모사를 위한 난류모델로써 적합하지 않다고 알려져 있다. 따라서 본 연구에서는 기존 선행연구를 참고하여, 상용 CFD 코드에 탑재된 정상상태 해석용 난류모델 중에서 블레이드 표면박리 및 형성와류의 크기 예측에 탁월하다고 판단된 천이난류모델을 적용하였다. 입구조건으로써, 균일 속도유입조건을 적용하였으며 블레이드 회전속도는 18.7 rpm으로 모든 조건에서 동일하다. 출구경계 조건으로써 평균 정압 조건을 부여하였고, 주기경계조건을 적용한 단일 블레이드 해석을 수행하였으며, ANSYS-CFX V11.0을 사용하였다. Table 1에 계산조건을 요약하여 나타내었다.

3.2 CFD 해석결과

CFD 해석결과 정격 풍속조건에서의 블레이드 출력은 2.024 MW 이고, 이때의 출력계수는 약 0.45로 나타났다. 따라서, 앞서 설계된 블레이드는 정격 풍속에서의 목표 출력인 2 MW에 근접하므로 바람직한 설계가 이루어졌다고 판단할 수 있다.

Fig. 3에 Cp-TSR 곡선을 나타내었으며, 이때 최대 출력계수는 TSR=9 근방에서 0.494로 나타났다. 본 연구에서 설계된 피치 제어방식 블레이드의 경우 정격풍속 이상의 풍속구간에서도 2 MW의 출력을 상시 유지하기 위해 입구 풍속이 정격풍속에 도달하는 시점부터 블레이드 피치제어를

Table 2 Material property

	Elastic Constants [MPa]				Density	
	E1	E2	G12	ν	ρ [g/cm^3]	
fabric	36300	8760	3480	0.32	1.75	
Spar cap mixture	33627	12683	4685	0.23	1.75	
random material	9650	9650	3860	0.3	1.67	
balsa	2070	2070	140	0.22	0.144	
gel coat	2760	2760	1100	0.3	1.23	
	Strength [MPa]					Density
	Xt	Xc	Yt	Yc	S12	ρ [g/cm^3]
fabric	858	334	33.8	93.3	85.3	1.75
Spar cap mixture	916.67	666.67	52.8	142.5	77.5	1.75

통한 최대 출력제어를 실시한다. Fig. 3에서는 TSR 7.5 이하의 조건이 정격풍속 이상의 풍속구간에 해당하나, 설계단계에서 정격출력을 유지하기 위한 블레이드 피치 변화율을 결정 할 수 없으므로, CFD 해석시에서는 정격풍속 이상의 구간에서 블레이드 피치변화는 없다고 가정하였다. 따라서, 실제 정격풍속 이상의 구간에서 피치제어가 되는 경우의 블레이드 출력곡선과 비교할 때 해당 구간에 대한 출력곡선의 형태는 Fig. 3의 결과와 다르다.

Fig. 4에 블레이드 압력면과 흡입면에서의 압력분포를 각각 나타내었으며, (a)는 정격풍속조건에서의 결과이다. 압력면에서는 전연부의 압력이 후연보다 높게 나타나고 있으며, 블레이드 선속도의 증가로 인해 전연부 압력이 톱으로 갈수록 증가하는 특징을 보인다. 흡입면의 경우 압력면의 경우와는 달리, 블레이드 반경방향 및 전연으로 갈수록 압력분포가 낮아지고 있다. (b)에서는 블레이드가 정지된 상태에서 페더링(feathering)되지 않은 상황을 고려하였다. 블레이드 압력면은 유입 유동방향과 거의 수직하므로 받음각이 크게 증가함에 따라 압력면에서의 압력분포가 정격풍속 조건에 비해 크게 나타나고 있다.

블레이드 표면에서의 난류영역과 층류영역 분포를 확인하기 위하여 Fig. 5에 난류간헐도를 나타내었다. 그림에서 붉은색은 난류, 푸른색은 층류영역을 각각 의미한다. 정격풍속조건의 압력면 (b)과 흡입면(a)에서는 블레이드 팁 전연부에 걸쳐 층류영역이 존재하고 있음을 알 수 있다. 블레이드 실속을 발생시키는 주원인 중 하나가 흡

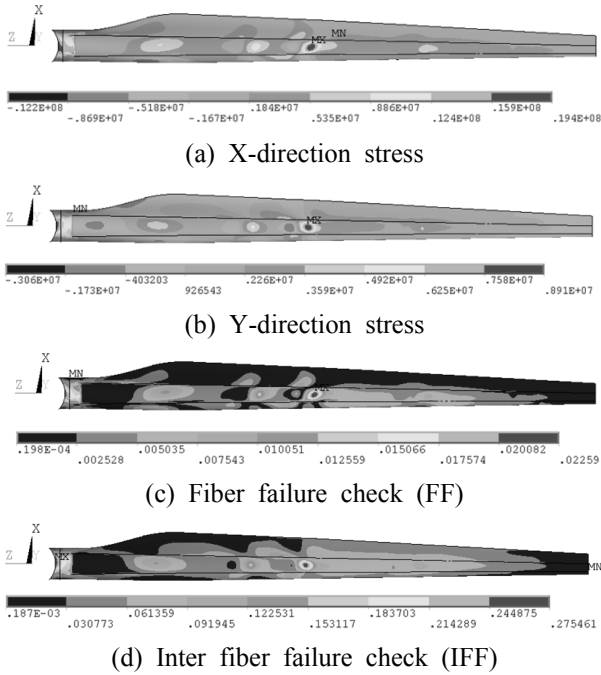


Fig. 7 Analysis results of blade (TSR=16.5)

입면에서의 경계층 박리이며, 일반적으로 난류경계층에 비해 층류경계층에서 박리가 더 빨리 진행된다고 알려져 있다. 따라서, 블레이드 성능에 큰 영향을 미치는 팁 근방영역의 일부 조건에서 층류영역이 여전히 존재하고 있음에도 불구하고, 완전 난류모델(fully turbulent model)을 적용한 블레이드 출력성능 예측시 경계층 박리지연에 따른 출력 성능예측 오차의 발생범위가 클 것으로 판단된다.

4. 단방향 유체-구조 연성해석

4.1 해석절차 및 하중조건

설계된 2MW 블레이드의 구조 건전성 평가를 위해 단방향 유동-구조 연성해석방법을 적용하였다. 단방향 유동-구조 연성해석은 유동해석을 통해 얻어진 블레이드의 표면 압력분포를 유한요소 해석시 초기 하중조건으로 부여하는 방법을 말한다. 유한요소 모델의 표면에 매핑된 유동해석 결과 하중(표면압력)은 유한요소 모델의 절점에서 X방향, Y방향, Z방향의 힘으로 변환되며, 모든 절점의 자유도는 구속된다. 구조해석에 적용된 하중조건은 $\lambda=7.5$, $\lambda=9.0$, $\lambda=11.5$, $\lambda=16.5$, $\lambda=1.94$ 의 조건에서 CFD 해석을 통해 얻어진 블레

이드 표면 압력분포 하중이다.

4.2 유한요소 모델 및 재료 물성치

유한요소 모델의 격자 생성을 위해 ANSYS-ICEMCFD V11.0을 사용하였으며, 해석에 사용된 계산 격자형태를 Fig. 6에 나타내었다. 사용된 요소는 shell 181번 요소이고, 요소옵션은 모든 층(layer)에서 결과를 저장할 수 있도록 설정하였다.

해석에 사용된 요소의 개수는 34,540개이고, 유동해석으로부터 넘어온 요소의 개수는 38,124개이다. Table 2는 본 연구에서 사용된 각종 재료의 기본적인 물성을 나타내고 있다. 재료는 유리섬유/에폭시 복합재료이고, 경화된 복합재료에서 섬유가 차지하는 부피 분율은 45% 수준이다. 최 외각층은 첫 번째 층으로서 겔 코트(geal coat)로 이루어져 있고, 두 번째 층은 random mat., 3번째 층과 5 번째 층은 3방향 섬유(triaxial febric)으로 구성되어 있다. 3방향 섬유는 25%, 25%, 50% 순서로 +45, -45, 0도 순으로 배열되어 있다. 4번째 층은 에어포일의 위치에 따라 다르다. 에어포일 전연으로부터 0~15% 구간에서는 발사코어로 구성되어 있고, 15~50% 구간에서는 스파캡, 50~85% 구간에서는 발사우드 재질로 구성되어 있으며, 85~100% 구간 또한 발사우드 재질로 구성되어 있다. 복합재료는 직교 이방성 특성을 가지므로 요소 좌표계가 섬유의 방향과 일치 하도록 정렬 될 필요가 있다. 블레이드의 반경방향은 섬유방향인 요소좌표의 x축 방향으로 정렬하고, 접선방향은 요소좌표의 Y축 방향, 면에 수직방향은 블레이드의 내부를 향하도록 요소의 Z축 방향으로 정렬하였다.

4.3 연성해석 결과

단방향 유동-구조 연성해석방법을 이용하여 복합재료로 구성된 블레이드의 구조 안정성을 평가하였다. 복합재료의 구조평가 기준은 Puck's failure criteria⁽¹⁰⁾를 적용하였으며, 섬유의 파손여부와 모재의 파단을 각각 평가하였다. Fig. 8에 섬유간 파괴 모델을 나타내었으며, 이를 통해 중요부위의 허용파괴응력 및 변형률을 계산 할 수 있다. 섬유간 파괴는 Fig. 8과 같이 3가지 모드가 존재하며, 섬유에 작용하는 응력과 전단력이 파괴곡선을 벗어날 경우 각각의 모드로 섬유간 파괴가 발생한다. 모드 A는 섬유의 횡방향 인장응

Table 3 Fiber failure and inter fiber failure results

Load case	Material	Direction	FF	IFF	Criteria
TSR 16.5	fabric	45	0.023	0.276	1
		-45	0.023	0.276	1
		0	0.041	0.220	1
	spar cap Mixture	0	0.101	0.141	1
	fabric	0	0.043	0.085	1
		-45	0.089	0.280	1
45		0.073	0.240	1	
TSR 11.5	fabric	45	0.09	0.738	1
		-45	0.113	0.49	1
		0	0.107	0.504	1
	spar cap Mixture	0	0.184	0.217	1
	fabric	0	0.073	0.133	1
		-45	0.095	0.738	1
45		0.101	0.424	1	
TSR 9.0	fabric	45	0.11	0.75	1
		-45	0.12	0.50	1
		0	0.11	0.53	1
	spar cap Mixture	0	0.19	0.22	1
	fabric	0	0.07	0.13	1
		-45	0.16	0.43	1
45		0.10	0.48	1	
TSR 7.5	fabric	45	0.14	0.87	1
		-45	0.15	0.62	1
		0	0.13	0.66	1
	spar cap Mixture	0	0.24	0.27	1
	fabric	0	0.09	0.16	1
		-45	0.21	0.49	1
45		0.12	0.63	1	
TSR 1.94	fabric	45	0.24	0.83	1
		-45	0.23	0.67	1
		0	0.225	0.775	1
	spar cap Mixture	0	0.255	0.356	1
	fabric	0	0.069	0.121	1
		-45	0.287	0.433	1
45		0.21	0.82	1	

력, 모드 B는 횡방향 압축응력, 모드 C는 압축응력이 작용할 때의 파단조건을 말하며, 각각의 모드에서의 파단조건은 (사)한국선급의 풍력발전 시스템의 기술기준을 참조한다.⁽¹¹⁾

섬유의 파손판정은 재료의 강도에 안전계수를 곱하여 설계강도를 결정하였으며, 안전계수는 일반적인 재료의 안전계수 1.35, 시간에 대한 안전계수 1.50, 온도효과 1.10, hand-layup 1.20, Post-

Table 4 Eigenvalue buckling analysis results

Load case	Buckling coefficient
TSR 16.5	6.816
TSR 11.5	4.39
TSR 9.0	3.356
TSR 7.5	2.713
TSR 1.94	4.8191

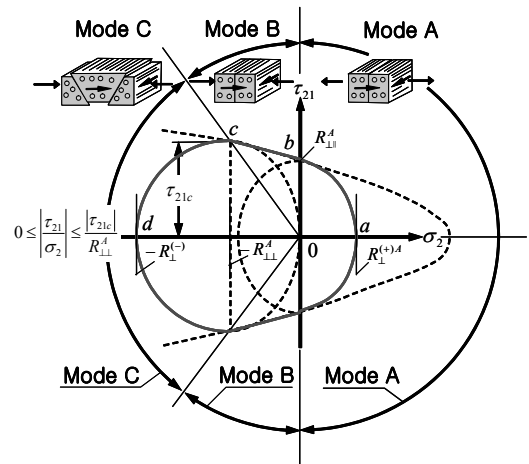


Fig. 8 Inter Fiber Failure(IFF) model(Puck)

cured laminate 1.00을 곱하여 계산된 전체 안전계수 값 2.67을 사용하였다. 섬유와 모재의 파손판정은 파손판정매크로를 작성하여 평가하였다. 재료의 강도와 안전계수를 입력하고, 각 요소에서 섬유방향의 응력과 섬유방향과 직각방향의 응력, 면내전단응력을 읽어들이어 파손여부를 판단하였다. 모재의 경우는 각 응력을 -90도에서 +90까지 1도 단위로 변환하여 모든 요소에 대해 수행하였다.

Fig. 7에 TSR=16.5에서의 해석결과를 대표적으로 나타내었으며, 요소의 X방향, Y방향 응력과 파손평가 결과를 각각 나타내고 있다. 파손여부의 판단은 결과 값이 1이면 파손이 일어난다고 평가되어 진다. Fig. 7의 결과에서 파손판정을 위한 최대 값은 섬유파손일 경우 0.023, 모재파손의 경우 0.275로 확인 되었다. 섬유파손의 경우 최대 값이 루트 부분에서 발생하였고, 모재파손의 경우는 블레이드의 가운데 부분에서 발생하였다.

Table 3에 전체 해석조건에 대한 결과를 정리하여 나타내었으며, 모든 적층판에서 섬유파손과 모재파손이 발생하지 않았다. 풍력터빈 블레이드

와 같이 대 변형이 일어날 수 있는 대형 구조물은 재료의 파손강도에 이르기 전에 좌굴에 의한 파손 가능성이 있으므로, 구조물의 좌굴 안정성 검토 또한 필수적으로 요구된다. 블레이드의 좌굴 안정성은 선형 또는 비선형 해석을 통해 판단될 수 있으며, 본 연구에서는 단방향 유동-구조연성해석방법을 적용한 선형 좌굴해석을 수행하였으며 해석결과를 table 4에 나타내었다.

5. 결론

본 연구를 통해 2 MW 풍력터빈 블레이드 공력/구조설계가 완료되었으며, 출력성능 및 구조건전성평가 결과를 다음과 같이 요약할 수 있다.

(1) 출력성능해석을 위해 CFD 해석을 수행하였으며, 정격 풍속조건에서 출력이 2.024 MW로 나타났고, 이때의 출력계수는 약 0.45이다.

(2) 보다 정확한 블레이드 구조 건전성 평가를 위해 단방향 유체-구조 연성해석을 수행하였으며, Puck's failure criteria에 의한 파손판정 결과 모든 해석조건에 대해 섬유파손과 모재 파손은 일어나지 않았다.

(3) 선형 좌굴해석을 수행하였으며, 출력 및 구조안전성 모두 설계 목표치를 만족한다.

참고문헌

- (1) Rados, K., Larsen, G., Barthelmie, R., Schlez, W., Hassan, U., Lange, B., Waldl, I. and Magnusson, M., 2007, "A Comparison of Wake Model Performances in an Offshore Environment," RISO Report.
- (2) Passon, P., Kuhn, M., Butterfield, S., Jonkman, J., Camp, T. and Larsen, T. J., 2007, "OC3-Benchmark Exercise of Aero-elastic Offshore Wind Turbine Code," *Journal of Physics*, Conference Series 75(2007) 012071.
- (3) Laursen, J., Enevoldsen, P. and Hjort, S., 2007, "3D CFD Quantification of the Performance of a Multi Megawatt Wind Turbine," *Journal of Physics*, Conference Series 75(2007) 012007.
- (4) International Electrotechnical Commission, 1999, "Wind Turbine Generator Systems - Part 1: Safety Requirements," IEC 61400-1:1999(E).
- (5) Kim, B.S., Kim, M.E. and Eum, H.J., 2008, "Ultimate Load Assessment and Performance Prediction of a Horizontal Axis Wind Turbine," *Proc. of the Autumn conf. of the KSME*, CD-Rom Proc.
- (6) Glauert, H., 1935, "Airplane Propellers," *Aerodynamic Theory*, Vol. 4, Div. I, W.F. Durand, ed., Berlin: Julius Springer, pp. 169-360.
- (7) Dayton A. Griffin, 2002, "Blade System Design Studies Volume I : Composite Technologies for Large Wind Turbine Blades," SAND2002-1879.
- (8) Langtry, R.B., Gola, J. and Menter, F.R., 2006, "Predicting 2D airfoil and 3D Wind Turbine Rotor Performance Using a Transition Turbulence Model for General CFD Codes," AIAA 2006-395.
- (9) Kim, B.S., Kim, M.E. and Lee, Y.H., 2008, "Predicting the Aerodynamic Characteristics of 2D Airfoil and the Performance of 3D Wind Turbine using CFD Code," *Journal of the KSME(B)*, Vol. 32, No. 7, pp. 549~557.
- (10) Puck, A. and Schurmann, H., 1998, "Failure Analysis of FRP Laminates by Means of Physically Based Phenomenological Models," *Composite Science and Technology*, 58, pp. 1045~1067.
- (11) Korean Register of Shipping, 2008, "Technical Guidelines for Wind Turbines," *Korean Register of shipping*, pp. 126~128.