

풍력 블레이드에서 정적 이축하중 부하에 따른 거동 분석

손병직* · 허용학**† · 김동진** · 김종일**

* 건양대학교 건설환경공학과, ** 한국표준과학연구원 재료측정표준센터

Analysis of Wind-Turbine Blade Behavior Under Static Dual-Axis Loads

Byung Jik Son*, Yong Hak Huh**†, Dong-Jin Kim** and Jong-Il Kim**

* Dept. of Civil & Environmental Engineering, Konyang Univ., ** Korea Research Institute of Standards and Science

(Received September 22, 2011 ; Revised December 5, 2011 ; Accepted December 15, 2011)

Key Words: Wind Turbine Blade(풍력 블레이드), Dual-Axis Loads(이축하중), Puck Failure Criterion(Puck 파손지수), Composite Laminate(복합적층), Static Behaviors(정적거동), Inter-fiber Failure Criterion(모재 파손지수), Fiber Failure Criterion(섬유 파손지수)

초록: 블레이드의 성능 평가를 위하여 실제 사용 환경과 근접한 하중 모사에 따른 이축 하중의 필요성이 제기되고 있으며, 본 논문에서는 이러한 이축 하중에 따른 블레이드의 거동을 해석하였다. 100kW급 풍력 블레이드를 대상으로 하였으며, ANSYS를 사용하여 정적거동을 분석하였다. 정적거동은 파손해석과 좌굴거동으로 분석하였으며, 파손 평가는 Puck이 제안한 파손 방정식을 이용하여 섬유 파손과 섬유간 파손 기준을 검토하였다. 이축하중의 하중비가 증가함에 따라 루트부 단면이 변하는 후연부와 루트에서 Z+ 3300~3600인 지점에서 응력이 상대적으로 크게 나타났다. 또한 이축 하중비가 증가함에 따라 블레이드 좌굴 지점이 루트부 쪽으로 이동되고 있음을 확인하였다. 따라서 블레이드의 사용 신뢰성을 검증하기 위해서는 이축 하중에 의한 시험이 요구되고 있음을 본 해석을 통해서 확인하였다.

Abstract: For the assessment of the performance of a wind-turbine blade, a simulated loading test may be required. In this study, the blade behavior was investigated through numerical analysis using a dual-axis loading test, closely simulating the real operation conditions. The blade structure for the 100-kW-class wind-turbine system was modeled using the finite element (FE) program ANSYS. The failure criteria and buckling analysis under dual-axis loading were examined. The failure analysis, including fiber failure and inter-fiber failure, was performed with Puck's failure criterion. As the dual-axis load ratio increases, the relatively increased stress occurs at the trailing edge and skin surface 3300~3600 mm away from the root. Furthermore, it is revealed that increasing the dual-axis load ratio makes the location that is weakest against buckling move toward the root part. Thus, it is seen that the dual-axis load test may be an essential requirement for the verification of blade performance.

- 기호설명 -

- E_1, E_2, E_3 : 재료축 1, 2, 3축의 탄성계수
- G_{12}, G_{23}, G_{13} : 재료의 전단탄성계수
- ν_{12} : 재료의 푸아송비
- 1-axis : 재료의 섬유방향 (Fiber direction)
- 2-axis : 섬유간 방향 (Inter-fiber direction)
- X방향 : 블레이드의 플랩방향(Flapwise)
- Y방향 : 블레이드의 리드랙(Lead-lag) 방향
- Z방향 : 블레이드의 길이 방향

- $P_i(i = 1, 2, 3)$: 각 위치(1,2,3)에서 하중
- $P_{X_i}(i = 1, 2, 3)$: X방향(flapwise)의 하중
- $P_{Y_i}(i = 1, 2, 3)$: Y방향(lead-lag)의 하중
- Z+ 3300 등 : 루트부 원점부터의 거리(mm)

1. 서론

최근 지구 환경변화와 대체 에너지 개발을 위한 세계 각국의 관심이 증대함에 따라 풍력 발전에 의한 에너지 개발의 기대가 커지고 있으며, 특히 사용 에너지의 약 96%를 수입에 의존하고 있는 우리나라에서도 신재생에너지를 통한 에너

† Corresponding Author, yhhuh@kriss.re.kr

지원 개발에 많은 관심을 보이고 있다. 풍력 발전은 이러한 신재생에너지의 하나로 최근 대형화와 해상 풍력의 개발에 커다란 기대를 가지고 있다.⁽¹⁾

이러한 풍력 발전기의 가장 중요한 것이 운전 및 관리의 효율화와 신뢰성이 된다. 풍력 발전기의 신뢰성은 20년 이상의 사용 수명과 사용동안의 각종 극한상태와 피로(fatigue)를 견딜 수 있도록 내구성이 확보되도록 하고 있다.^(2,3) 풍력 발전기의 중요한 부품 중의 하나인 블레이드는 운전중 다축의 비교적 복잡한 하중 이력이 작용하고, 블레이드의 성능 평가에서는 이러한 작용하중에 대한 건전성이 검증되어야 한다. 그러나 현재까지 일반적으로 블레이드의 성능 평가 혹은 인증 평가에서는 단축의 하중에 의한 건전성만이 확인되고 있다. 최근들어 이러한 블레이드의 신뢰성을 더 확보하기 위하여 이축 하중에 대한 성능 확인이 연구되고 있다.

본 연구에서는 이러한 블레이드의 성능 평가를 위하여 이축 하중 부하에 대한 블레이드의 정적 거동을 해석적으로 모사하여 이축 하중에 대한 블레이드 성능 평가 기법의 유효성을 조사하였다. 100kW급 풍력 발전 블레이드를 해석 모델로 사용하였으며, 이축 하중은 블레이드 성능 평가 시험에서 사용하는 3점 하중 형태로 부하하였다.

2. 블레이드 모델링

2.1 블레이드 구조

본 해석에 사용한 블레이드는 100kW급 풍력 발전기로서 블레이드 재질은 금속재료에 비해 상대적으로 비강도 및 비강성이 우수한 GFRP(Glass Fiber Reinforced Plastics)를 사용한다. 본 논문에서 다루는 풍력 발전 블레이드 모델의 구조는 Fig. 1과 같이 스킨(Skin), 스파(Spar), 전단웹(Shear web), 선단(Leading Edge)과 후연(Trailing Edge)부로 구성된다.

본 연구에서 사용한 블레이드 모델은 총 4종류의 적층 구조가 다른 GFRP를 사용하였으며, 물성치는 Table 1과 같다. P1(적층방향 TRI, 0±45° 방향)과 P2(적층방향 UD, 0° 방향)는 스킨과 스파에, P4(적층방향 DB, ±45° 방향)는 전단웹에 사용되며, P3는 발사(Balsa wood)로 스킨 및 스파웹 모두에 사용된다.

Table 1의 P1~P4는 GFRP 하나의 재료가 적층

방향을 달리하여 구성된 것이다. 그러나, 유한요소 해석시에는 P1~P4가 4개의 재료로 취급되어 적층된다. 따라서, 재료 좌표계를 Fig. 2와 같이 정의하였으며, 또한 전체좌표계도 표시하였다. 1축은 재료의 강축(섬유, fiber)방향을, 2축은 재료의 약축(모재, inter-fiber)방향을 의미한다.

블레이드는 방향에 따라 다른 물성을 갖는 4개(P1~P4)의 복합재료가 적층되어 구성되며, 적층각도는 모두 0°(1축방향)이다. 총두께는 Fig. 2와 같이 1.6mm에서 32.8mm까지 분포되어 있다.

2.2 유한요소 모델링

본 해석에 사용한 블레이드는 총 길이가 11m로 상용 해석프로그램인 ANSYS를 사용하여 유한요소 모델링을 하였다. 사용한 요소는 복합적층 모델을 잘 모사할 수 있는 SHELL181 요소를 사용하였으며, 유한요소 모델링은 Fig. 3과 같다.⁽⁴⁾ 경계조건은 블레이드 루트부의 절점변위 및 회전변위를 모두 고정시켰다. X방향은 플랩(flap)방향을, Y방향은 리드랙(lead-lag)방향을, Z방향은 길이방향을 나타낸다. Z는 -550mm에서 10,450 mm의 범위로 설정하였다.

Table 1 Mechanical properties of the blade materials used in modelling the blade (MPa)

Mat	P1	P2	P3	P4
E_1^*	27,021	39,849	3,570	12,860
E_2	5,980	15,940	4,005	12,860
ν_{12}	0.533	0.254	0.3	0.567
G_{12}	9,339	4,600	250	13,868
etc.	$E_3 = E_2, G_{13} = G_{12}, G_{23} = G_{12}/1.5$			

*1, 2, 3-axis is the material coordinate system with the 1-axis(strong axis) oriented along the fiber direction

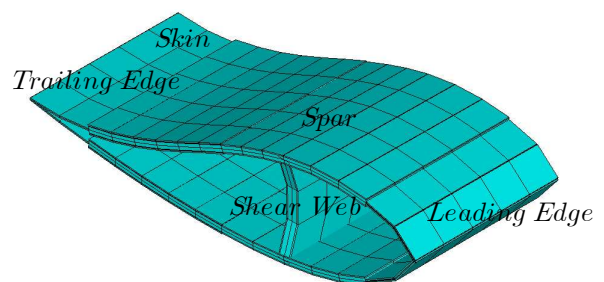


Fig. 1 The section of 100kW blade

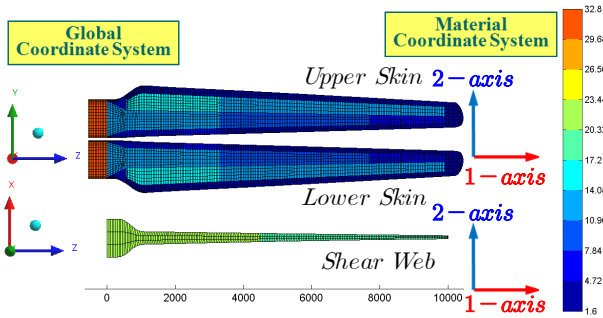


Fig. 2 Thickness distribution of laminated layer around the modelled blade

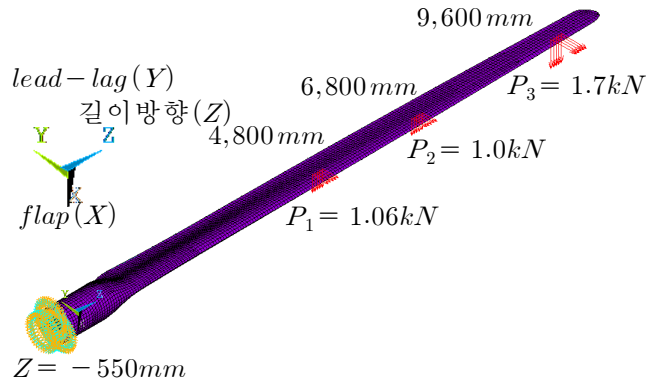


Fig. 3 The finite element model of the blade

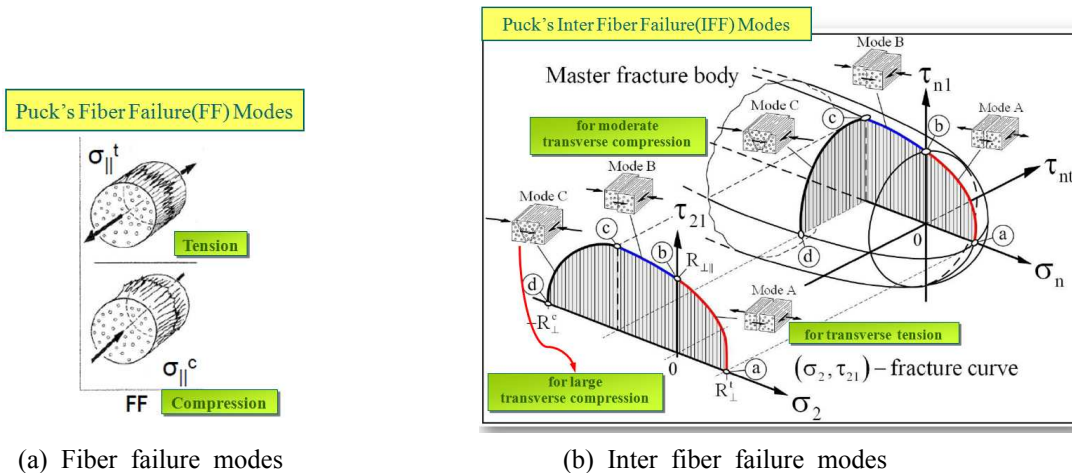


Fig. 4 Puck's failure modes

2.3 블레이드 해석 하중

일반적으로 블레이드의 정적 구조 성능을 평가하기 위해서는 정 및 부 방향의 플랩방향 시험과정(+) 및 부(-) 방향의 에지 방향의 단축 부하를 가한다. 그러나 실제 사용 블레이드에는 이러한 단축 방향 하중이 복합적으로 작용되는 다축 하중 상태에 있게 되어 사용 신뢰성을 확인하기 위해서는 다축 하중의 부하가 요구된다.

이에 따라 본 해석에 사용한 하중은 플랩 방향과 에지 방향의 하중이 동시에 작용하는 이축 하중으로 구성하였다. 각 방향의 이축 하중의 크기는 블레이드 설계에서 다양한 하중 케이스로부터 정해진 공력 데이터를 기준으로 블레이드 성능 평가에 필요한 하중을 기준으로 정하였다. 본 하중에 의한 100kW급 풍력 발전 블레이드의 작용 모멘트는 설계하중으로부터 플랩방향(flappwise)과 에지방향(edgewise)의 하중을 설계 모멘트에 최적화되도록 Fig. 3에서 나타낸 바와 같이 3점의 분산 하중으로 모사하였다.

2.4 복합재료 파괴 기준

본 연구에서 사용한 이축 하중의 이축성에 따라 블레이드의 작용 응력 분포는 변화하게 된다. 이러한 응력은 축 응력, 전단 응력 그리고 횡 응력으로 나타나게 되어 그 영향도를 정량화하기가 용이하지 않다. 이에 따라 본 연구에서는 이축 하중의 영향을 복합재료의 파괴 이론을 이용하여 평가하였다.

복합재료에서 파괴를 예측하고 평가하기 위해서는 최대변형률 기준(Maximum strain criteria), 최대응력 기준(Maximum stress criteria), Tsai-wu, Hashin, Puck 등의 기준 등이 제안되어 사용되고 있다.⁽⁵⁾ 본 연구에서는 복합재료의 섬유 파손(fiber failure)과 모재 파손(inter-fiber failure)에 대하여 평가할 수 있는 Puck⁽⁵⁾이 제안한 파손 판정식을 사용하여 이축 하중하에서의 영향도를 평가하였다. Puck의 파손 기준은 섬유 및 기지의 수직응력과 강도, 전단응력과 강도의 비율로서 관

Table 2 Failure condition and parameters defined by Puck's failure model

Type of failure	Failure mode	Failure condition	Condition for validity
Fiber failure (FF)	Tensile	$\frac{1}{\epsilon_{1T}} \left(\epsilon_1 + \frac{\nu_{f12}}{E_{f1}} m_{\sigma f} \sigma_2 \right) = 1$	$(\dots) \geq 0$
	Compression (kinking)	$\frac{1}{\epsilon_{1C}} \left \left(\epsilon_1 + \frac{\nu_{f12}}{E_{f1}} m_{\sigma f} \sigma_2 \right) \right = 1 - (10 \gamma_{21})^2$	$(\dots) \leq 0$
Inter-fiber fracture (IFF)	Mode A ($\theta_{fp} = 0^\circ$)	$\sqrt{\left(\frac{\tau_{21}}{S_{21}} \right)^2 + \left(1 - p_{\perp\parallel}^{(+)} \frac{Y_T}{S_{21}} \right)^2 \left(\frac{\sigma_2}{Y_T} \right)^2} + p_{\perp\parallel}^{(+)} \frac{\sigma_2}{S_{21}} = 1 - \left \frac{\sigma_1}{\sigma_{1D}} \right $	$\sigma_2 \geq 0$
	Mode B ($\theta_{fp} = 0^\circ$)	$\frac{1}{S_{21}} \left(\sqrt{\tau_{21}^2 + (p_{\perp\parallel}^{(-)} \sigma_2)^2} + p_{\perp\parallel}^{(-)} \sigma_2 \right) = 1 - \left \frac{\sigma_1}{\sigma_{1D}} \right $	$\sigma_2 < 0$ and $0 \leq \left \frac{\sigma_2}{\tau_{21}} \right \leq \frac{R_{\perp\perp}^A}{ \tau_{21c} }$
	Mode C ($\cos \theta_{fp} = \sqrt{\frac{f_w R_{\perp\perp}^A}{(-\sigma_2)}}$)	$\left[\left(\frac{\tau_{21}}{2(1 + p_{\perp\perp}^{(-)}) S_{21}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_2}{Y_C} \right)^2 \right] \frac{Y_C}{(-\sigma_2)} = 1 - \left \frac{\sigma_1}{\sigma_{1D}} \right $	$\sigma_2 < 0$ and $0 \leq \left \frac{\tau_{21}}{\sigma_2} \right \leq \frac{ \tau_{21c} }{R_{\perp\perp}^A}$
Definitions*		$p_{\perp\parallel}^{(+)} = - \left(\frac{d\tau_{21}}{d\sigma_2} \right)_{\sigma_2=0}$ of (σ_2, τ_{21}) curve, $\sigma_2 \geq 0$ $p_{\perp\parallel}^{(-)} = - \left(\frac{d\tau_{21}}{d\sigma_2} \right)_{\sigma_2=0}$ of (σ_2, τ_{21}) curve, $\sigma_2 \leq 0$	
Parameter relationships		$R_{\perp\perp}^A = \frac{Y_C}{2(1 + p_{\perp\perp}^{(-)})} = \frac{S_{21}}{2p_{\perp\parallel}^{(-)}} \left(\sqrt{1 + 2p_{\perp\parallel}^{(-)} \frac{Y_C}{S_{21}}} - 1 \right)$ $p_{\perp\perp}^{(-)} = p_{\perp\parallel}^{(-)} \frac{R_{\perp\perp}^A}{S_{21}} \quad \tau_{21c} = S_{21} \sqrt{1 + 2p_{\perp\perp}^{(-)}}$	

*Subscripts \perp, \parallel mean transverse and longitudinal directions respectively.

Table 3 The definition of dual-axis load case

Load case	P_{Xi}	P_{Yi}	Remarks
LC1	P_i	-	Flapwise load
LC2	P_i	$\frac{3}{5} P_i$	Dual-axis load
LC3	P_i	P_i	Dual-axis load
LC4	$\frac{3}{5} P_i$	P_i	Dual-axis load
LC5	-	P_i	Edgewise load

*NOTE : $i = 1, 2, 3$ which refer to Fig.3

계되며, 이로서 섬유 및 섬유간 기지에서의 파손 지수를 정의한다. 섬유와 섬유간 파손 지수의 수학적 모델은 Table 2와 같다. Fig. 4는 Puck의 파손기준에 따른 제안한 파손모드를 도식적으로 나

타낸 것이며, Fig. 4(a)와 (b)는 섬유 파손모드 (Fiber Failure, FF)와 섬유간 파손모드(Inter fiber Failure, IFF)를 각각 나타낸다.

3. 정적 해석 및 결과

본 해석에서는 이축하중의 부하에 따른 블레이드 정적 성능의 영향을 평가하기 위하여 Fig. 3에서 보여준 바와 같이 3점 하중에 의한 블레이드 하중 모멘트를 기준으로 하여 이축 하중을 구성하였다.

Table 3은 이러한 이축 하중의 플랩방향 하중과 에지 방향 하중의 비를 각각 나타낸다. Table 3에 나타낸 바와 같이 본 해석에서는 이축 하중의 조합을 5가지의 하중 경우(LC1~LC5)을 사용하였으며, 각 하중 경우에 대하여 이축 하중 영

Table 4 Distribution of failure index over the blade at the respective load cases according to Puck's failure criteria

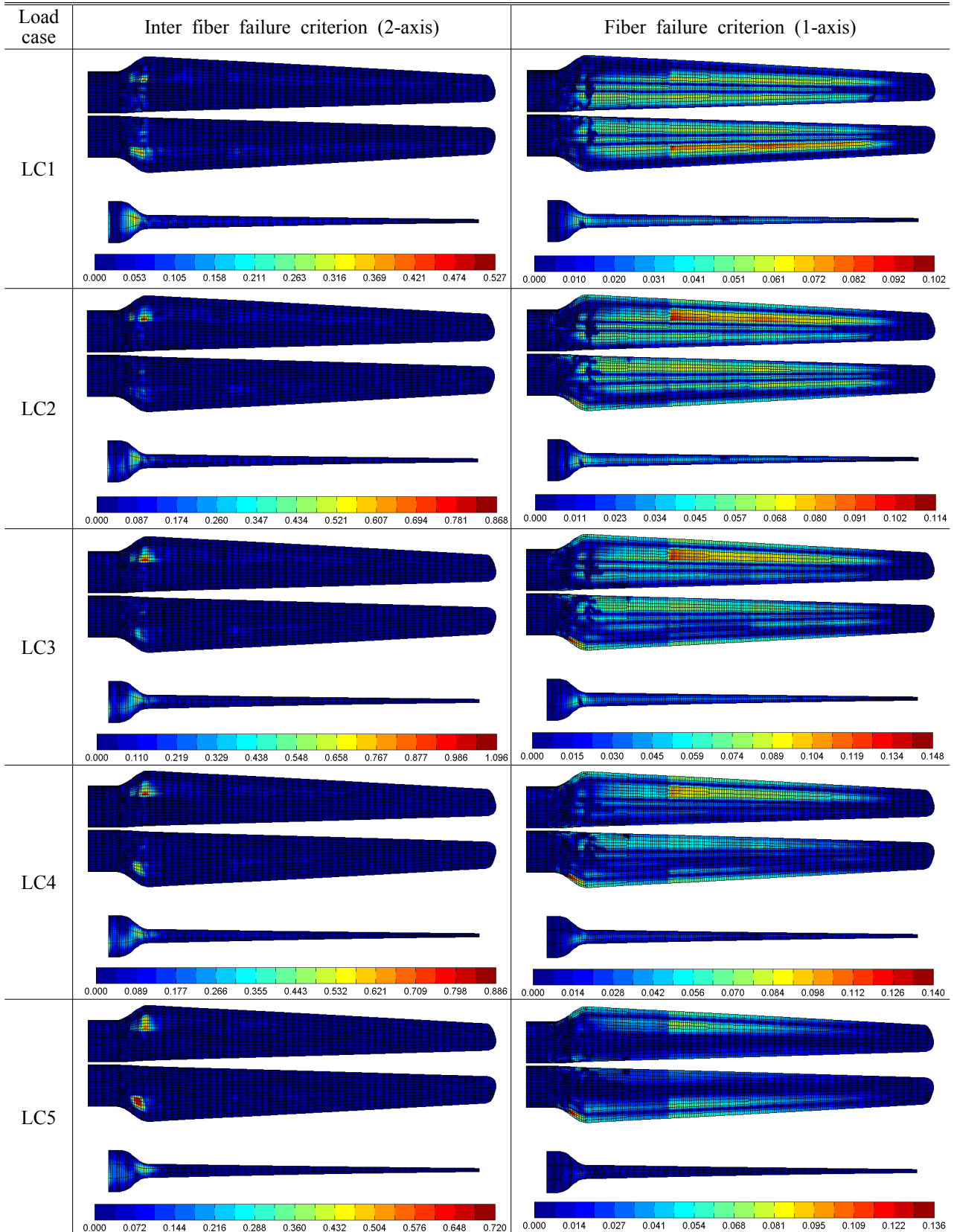


Table 5 Location where the maximum stress exposure was obtained according to the inter fiber failure criteria at the various load cases

Load case	-X face :Upper skin		+X face: Lower skin		Shear web	
	Y-Coord. (mm)	Z-Coord. (mm)	Y-Coord. (mm)	Z-Coord. (mm)	Y-Coord. (mm)	Z-Coord. (mm)
LC1	160.45	955.58	167.47	697.57	166.44	744.81
LC2	160.45	955.58	-2.48	943.8	146.93	793.26
LC3	160.45	955.58	250.65	793.96	129.42	842.48
LC4	160.45	955.58	208.72	794.34	129.42	842.48
LC5	160.62	1003.5	208.72	794.34	104.34	943.8

Table 6 Location where the maximum stress exposure was obtained according to the fiber failure criteria at the various load cases

Load case	-X face :Upper skin		+X face : Lower skin		Shear web	
	Y-Coord. (mm)	Z-Coord. (mm)	Y-Coord. (mm)	Z-Coord. (mm)	Y-Coord. (mm)	Z-Coord. (mm)
LC1	-2.56	996.04	142.71	3350	104.34	943.8
LC2	141.65	3350	-2.56	995.62	97.82	995.62
LC3	141.65	3350	328.97	574.5	97.82	995.62
LC4	276.01	3350	328.97	574.5	-94.52	996.04
LC5	276.01	3350	328.97	574.5	-100.02	944.32

향도를 각각 평가하였다. 본 해석에서의 이축 하중 영향도는 앞에서 언급한 파손 기준 그리고 좌굴 해석을 통하여 규명하였다.

3.1 블레이드 파손 기준

블레이드의 구조적 안정성은 복합재료의 파손 해석을 통하여 평가한다. 본 연구에서는 복합재료의 섬유 파손과 기지(혹은 섬유간) 파손에 대하여 평가할 수 있는 Puck⁽⁶⁾이 제안한 파손 판정식을 사용하여 결과를 분석하였다.

Table 4는 섬유 파손과 섬유간 파손 지수 분포를 나타낸 것이다. 일반적으로 파괴기준은 파손 지수가 1이 넘으면 국부적인 파괴가 발생하는 것으로 간주하게 되며, 본 연구에서는 이 지수값이 전체적으로 1보다 작아 설계하중하에서 안전함을 나타낸다.

그러나 본 연구의 목적은 전체적인 안전함을 평가하는 것이 아니라 상대적인 취약부위를 평가

하는 것이다. Table 4의 다양한 이축 하중에 대한 파손지수 값의 평가는 블레이드 표면 또는 전단 웹에서 국부적인 파괴 발생 가능성을 판단할 수 있다.

본 연구에서는 이러한 하중의 작용에 의한 파손 기준으로 본 연구에서 설정한 이축 하중의 하중비에 대한 영향도를 비교하였다. Table 5와 6은 Table 4에서 보여준 방향성을 가지는 각 이축 하중 경우 LC1~LC5에 대하여 블레이드의 표면과 전단 웹에서의 파손 지수가 상대적으로 최대인 지점을 각각 정리한 것이다. Table 5에서 보여준 바와 같이 섬유간 파손 기준에 따르면 하중 경우 LC1~LC5의 하중조합에 대하여 루트부 단면이 변하는 후연(trailing edge)부가 상대적으로 취약부로 나타나고 있다. 또한 이축 하중의 비가 증가함에 따라 블레이드 표면에서는 그 위치가 크게 변화하지 않고 있으나, 전단 웹에서는 상대적으로 루트에서 멀어지고 상부에서 하부로 이동하는 지점

의 천이가 미소하게 일어나고 있음을 확인할 수 있다.

Table 6은 섬유 파손 기준의 상대적인 최대치가 발생하는 위치를 나타낸다. 에지 방향의 하중이 증가됨에 따라 블레이드 표면에서는 파손 지수의 상대적인 최대 위치는 블레이드 리드랙(Lead-lag)방향의 중심에서 후연부로 이동하고 있음을 알 수 있다. 그러나 블레이드 축 방향으로 일정 정도가 이동한 후 에지 방향의 하중이 증가하더라도 일정하게 되어 있다. 이는 사용 중 에지 방향 하중의 작용은 블레이드의 후연부 쪽에서 손상 발생의 가능성이 증가함을 의미한다. 즉, 실제 사용 블레이드에서 안전성 및 신뢰성을 확보하기 위해서는 후연부의 디본딩(debonding)에 의한 손상을 주의 깊게 관측할 필요가 있음을 제시하고 있다. 이에 비해 블레이드의 전단 웹에서는 블레이드 길이 방향에서의 상대적인 최대인 위치는 이동하지 않으나, 상부 스킨의 접촉면, 즉 전단 웹과 스킨의 접합부에서 반대방향의 접합부로 그 위험 위치가 이동함을 알 수 있다. 이는 전단 웹에서는 에지 방향의 하중의 증가에 대해 전단 웹과 스킨의 접합부의 디본딩이 가장 위험한 파손 형태로 나타날 수 있는 가능성이 많음을 시사하고 있다.

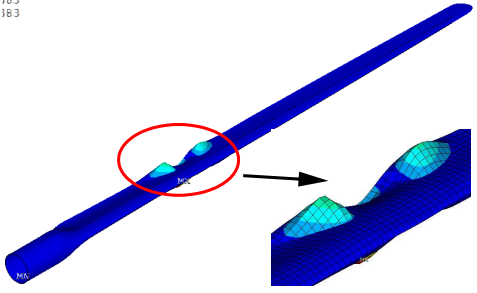
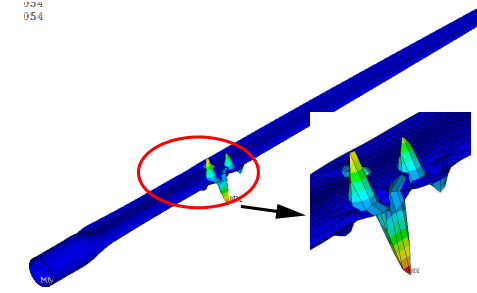
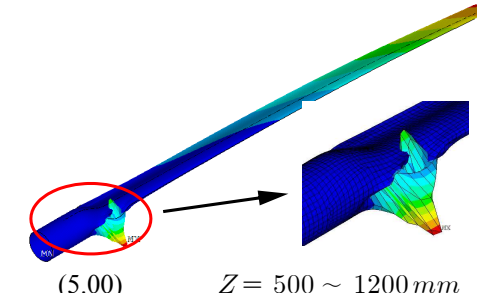
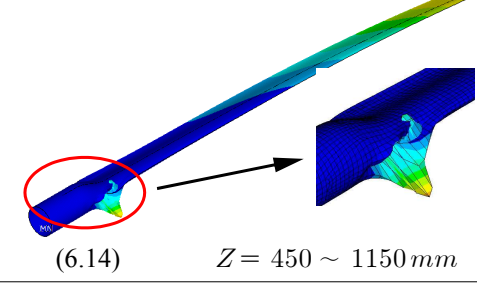
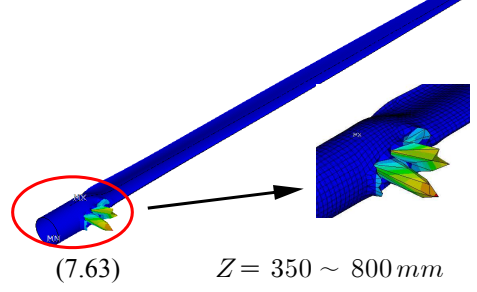
이와 같이 Puck의 파손 기준으로부터 이축 하중의 변화에 대하여 상대적인 최대 파손 지수의 위치는 블레이드 내에서는 다른 위치적인 변화를 가져오고 있어, 이축 하중의 영향을 상대적으로 알 수 있다. 이는 이축 하중의 부하가 단축 방향의 하중 부하에 비하여 다양한 손상 가능성을 검증할 수 있음을 의미하고, 실제 사용 블레이드의 사용중 신뢰성을 확인하기 위해서는 체계적인 이축 하중 부하 모델을 개발할 필요가 있음을 시사하고 있다.

3.2 국부 좌굴

블레이드의 장대화과 경량화로 블레이드의 처짐이 커지게 된다. 이러한 처짐은 블레이드의 압축 하중 작용지점에서 국부적인 좌굴이 발생하게 된다. 국부적인 좌굴 발생은 선형 좌굴 해석을 통하여 평가할 수 있으며, 이는 좌굴계수(buckling coefficient)로 예측할 수 있다.

Table 7은 Table 3의 각 하중의 경우에 대한 좌굴발생 위치, 좌굴 형상 그리고 좌굴 하중 계수

Table 7 Buckling shape by the variation of dual-axis load (Buckling coefficient)

<p>LC1</p>	<p>030 183</p>  <p>(6.15) $Z = 3000 \sim 4500 \text{ mm}$</p>
<p>LC2</p>	<p>030 054</p>  <p>(6.13) $Z = 3100 \sim 4200 \text{ mm}$</p>
<p>LC3</p>	 <p>(5.00) $Z = 500 \sim 1200 \text{ mm}$</p>
<p>LC4</p>	 <p>(6.14) $Z = 450 \sim 1150 \text{ mm}$</p>
<p>LC5</p>	<p>031 031</p>  <p>(7.63) $Z = 350 \sim 800 \text{ mm}$</p>

를 나타낸다. Table 7에서 보여주고 있는 바와 같이 플랩방향 하중이 지배적인 이축 하중의 경우인 LC1과 LC2에서는 Z+3400부근에서, 리드 랙 하중의 비율의 커지는 이축 하중 경우 LC3, LC4와 LC5에서는 루트부 단면이 변하는 후연부에서 국부적인 좌굴 위험성이 커짐을 알 수 있다. 각 이축 하중에 대한 좌굴 하중 계수는 5.0~7.6으로 상대적으로 큰 좌굴 여유를 가지고 있다.

Table 7에서 보여준 국부적인 좌굴 계수의 최대 지점의 변화는 블레이드의 사용중 발생하는 이축 하중에 따라 국부적인 좌굴 고려 지점의 변화를 의미하게 된다.

따라서 이러한 국부적인 좌굴 발생에 대한 평가는 블레이드 성능 평가 시험에서 이축 하중이 고려되어야 함을 의미하고 있고, 이는 사용중 이축 하중을 고려한 성능 평가 기준이 확립되어야 함을 제시하고 있다.

4. 결 론

본 연구에서는 풍력 발전 블레이드의 구조성능 평가를 위한 이축 하중의 부하에 따른 영향을 해석적으로 검토하였다. 플랩방향과 예지 방향의 이축 하중의 비에 따른 정적 부하에 의한 영향 해석으로부터 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 이축 하중의 하중비에 따라 Puck의 파손 기준에 의하여 상대 파손 위치를 평가하였으며, 상대적인 최대 위치는 하중비의 영향을 받고 있음을 확인하였다.

(2) 섬유 파손의 상대적인 최대 위치는 루트에서부터의 거리가 Z+3300~3600지점이며, 이축 하중비가 증가함에 따라 리드랙방향의 중심에서 후연부로 이동하고 있음을 확인하였다.

(3) 전단 웹에서 파손지수의 상대적인 최대 위치는 이축 하중비가 증가함에 따라 블레이드 길이 방향으로 이동하지 않으나, 전단 웹과 스킨의 접합부의 위에서 아래 부분으로 이동하고 있다.

(4) 섬유간 파손 기준에 따르면 이축 하중의 작용에 따라 루트부 단면이 변하는 후연(trailing edge)부

가 가장 취약부로 나타나고 있었고, 이축 하중의 비가 증가함에 따라 블레이드 표면에서는 그 위치가 크게 변화하지 않고, 전단 웹에서는 상대적으로 루트에서 멀어지고 상부에서 하부로 이동하는 지점의 천이가 미소하게 일어나고 있음을 확인할 수 있다.

(5) 이축 하중비가 증가함에 따라 좌굴 취약 지점은 블레이드 루트 Z+3400부근에서부터 루트부 단면이 변하는 후연부로 이동되고 있음을 확인하였다.

(6) 이러한 이축 하중의 부하가 단축 방향의 하중 부하에 비하여 다양한 손상 가능성을 검증할 수 있음을 의미하고, 실제 사용 블레이드의 사용중 신뢰성을 확인하기 위해서는 체계적인 이축 하중 부하 모델을 개발할 필요가 있음을 확인하였다.

후 기

본 연구는 2010년도 지식경제부의 재원으로 한국에너지 기술평가원(KETEP)의 지원을 받아 수행한 연구 과제입니다. (2010T100100754)

참고문헌

- (1) Son, C. Y., 2010, "Marine Wind Force Development," Book Press Ajin
- (2) White, D., 2004, "New Method for Dual-Axis Fatigue Testing of Large Wind Turbine Blades Using Resonance Excitation and Spectral Loading," *NREL*
- (3) Court, R.S., Ridley, S., Jones, H., Bonnet, P.A., Dutton, A.G., 2009, "Fatigue Testing of Wind Turbine Blades with Computational Verification," *ICCM-17*, Edinburgh
- (4) ANSYS, 2006, "ANSYS 11.0 Structural Analysis Guide," ANSYS Inc.
- (5) Puck, A. and Schurmann, H., 2002, "Failure Analysis of FRP Laminates by Means of Physically based Phenomenological Models," *Composite Science and Technology* 62, pp. 1663~1662.