

탄소섬유 복합재 및 두께 축소율을 이용한 풍력 블레이드 스파캡 경량화 설계

김도원 · 정규 · 임재혁 · 임준우 · 유병민 · 이길성

¹전북대학교 기계공학과

²전북대학교 로스알라모스 연구소

³(주)휴먼컴퍼지트

A Lightweight Design of the Spar cap of Wind Turbine Blades with Carbon Fiber Composite and Ply Reduction Ratio

Do-Won Kim , Gyu Jeong , Jae Hyuk Lim , Jun-Woo Lim , Byeong-Min Yu and Kil-Sung Lee

¹Department of mechanical Engineering, Chonbuk National Univ., Jeonju 54896, Korea

²The LANL-CBNU Engineering Institute Korea, Chonbuk National Univ., Jeonju 54896, Korea

³Humancomposites CO., Ltd.

Abstract

In this paper, a lightweight design of the spar cap of 2MW wind turbine blade was carried out using the ply reduction ratio (PRR) and CFRP with a trade-off study. The spar cap is one of the most critical factor in determining the mechanical performance of the blade. Tsai-Wu and Puck fracture theory were used to determine the fracture. As a result, the CFRP composite material could be lighter in terms of weight by about 30% than GFRP composite material under the same conditions. Based on the analytical results, we derive the optimal value of the laminate thickness of the composite material and present the structural performance improvement and the lightweight design result.

초 록

본 논문에서는 2MW급 풍력 블레이드의 스파캡을 탄소복합재료, 두께축소율(PRR) 및 상쇄연구(Trade-off study)를 이용해서 경량화 설계를 수행했다. 블레이드 스파캡은 블레이드의 기계적 건전성을 결정하는 가장 핵심적인 요소이다. 가벼우면서도 기계적 신뢰성을 확보할 수 있는 블레이드 스파캡의 형상을 도출하기 위해 주어진 설계하중으로 스파캡의 두께를 변화시키면서 반복적인 구조해석을 실시한다. 파손여부를 판정하기 위해서 Tsai-Wu 및 Puck 파손이론을 사용하였으며, 그 결과 GFRP 복합재료보다 CFRP 복합재료가 동일한 조건에서 약 30% 무게를 경량화 할 수 있었다. 해석 결과를 바탕으로 복합재료 적층두께의 최적값을 도출하여 구조적 성능 향상 및 경량화 된 설계 결과를 제시한다.

Key Words : Wind Turbine Blade(풍력 발전기 블레이드), Spar Cap(스파캡), Tsai-Wu failure theory(Tsai-Wu 파손이론), Puck failure theory(Puck 파손이론), Ply Reduction Ratio(두께 축소율)

1. 서 론

최근 화석연료의 고갈과 환경문제를 이유로 신재생 에너지의 수요가 증가하고 있으며, 이를 만족시키기 위하여 풍력발전기(Wind turbine)의 용량이 점차 대형화되고 있는 추세이다. 이에 따라 블레이드(Blade)는 수십 미터의 길이 및 수십 톤의 무게를 가지는 대형 구조물로 설계되고 있다[1]. 해상풍력발전기가 빠른

속도로 대형화가 요구되면서, 풍력날개 길이를 더 길고, 더 가볍고, 더 강하게 만들기 위해 지속적으로 풍력 에너지 발전을 위한 블레이드 개발이 세계적으로 활발하게 이루어지고 있다. 최근 미국에서 Sandia National Lab을 중심으로 날개 길이 100미터(13.2MW) 급이 연구되고 있고, 유럽 또한 10MW 이상의 풍력발전기가 연구되고 있다. 최근 국내에서는 복합재료의 물성을 바꾸어 풍력블레이드의 날개 중량 최적설계를 제안하는 연구[2], 반응표면법을 이용한 구조 최적화를 제안하는 연구[3], 풍력 터빈을 대상으로 공력설계를 수행하여 경량화 설계기법을 제안하는 연구[4][5], 단면 형상에 따른 변형해석을 제안하는 연구[6], 풍력 블레이드(Wind blade)의 스파캡(Spar cap) 두께를 설계변수로 설정하여 최적화를 제안하는 연구[7], 유체구조연계해석의 수행을 통해 블레이드 설계의 기초자료를 제안하는 연구가 수행되었다[8].

풍력 발전기 구조물의 안전성을 높이기 위해서는 블레이드의 정확한 구조 해석 및 시험평가가 수반되어야 한다. 국내에서 현재 5MW급 대형 풍력발전기 개발이 진행 중에 있지만 독자적인 국내 블레이드 설계/해석 기술개발은 부족한 단계이다. 따라서 블레이드 부분은 설계/해석을 전적으로 해외 업체에 위탁하여 인증을 받거나 제품을 구입하여 사용하기 때문에 해외 의존이 높은 실정이다. 따라서, 풍력블레이드 개발을 위한 독자적인 구조해석 및 인증기술을 보유하는 것이 매우 중요한 일이다.

최근 경제성을 이유로 풍력터빈이 대형화됨에 따라 블레이드와 타워의 간섭을 방지하기 위한 강성증가를 위해 유리섬유강화 플라스틱(Glass fiber reinforced plastics ; 이하 GFRP) 복합재료(Composit Material) 대신 탄소섬유강화 플라스틱(Carbon fiber reinforced plastics ; 이하 CFRP) 복합재료(Composit Material) 사용이 확대되어지는 추세이다. 이를 위한 주된 설계 고려사항은 강성, 강도이며 자중에 의한 하중감소를 위해 경량 블레이드 설계 또한 중요하다.

본 연구에서는 탄소섬유 복합재료의 적용과 스파캡 경량 구조 상쇄연구(Trade-off study)를 통하여 구조물 경량화 및 구조적 신뢰성을 높이고자 한다. 이를 위해 기존의 스파캡 경량화 논문[7]과 달리 초기 설계를 기준으로 스파캡 두께축소율(Ply Reduction Ratio,

PRR)를 정의하고, 적층 수 감소에 따른 경량화를 시도하여 방법론을 매우 효율적이고 단순화 하였다. 2장에서는 유한요소모델 생성, 3장에서는 유한요소모델 검증, 4장에서는 스파캡 경량화 설계방법론과 해석결과, 5장에서 결론을 짓도록 한다.

2. 유한요소모델

2.1 유한요소모델 생성

본 연구에서는 Windnovation사의 420-2.0 2MW급 풍력 블레이드를 기반으로 유한요소모델을 생성하였다[9]. 풍력블레이드의 기본 재원은 Table 1과 같다. 풍력 블레이드의 유한요소해석을 수행하기 위하여 설계 도면에 기입된 치수를 고려하여 유한요소모델을 생성하였다. 풍력 블레이드는 주어진 성형틀 위에 복합재료 프리프레그(Prepreg)를 수작업으로 적층(Hand layup)해서 제작한다. 그러므로, 블레이드의 내부치수를 정확하게 하는 것이 중요하다. 이를 위해서 Fig. 1와 같이 블레이드 단면의 안쪽을 기준으로 셸 모델링(Shell modeling)을 수행하였으며, 이 면으로부터 적층을 표현하기 위해 보상(offset) 값 0.0을 주어서 모델링 하였다.

블레이드의 단면은 굽힘 하중을 주로 담당하는 스파캡과 전단웹(Shear web)으로 Fig. 2과 같이 세분화하여 설계하였다. 5,578개의 절점과 5,746개의 요소로 블레이드의 유한요소모델을 Fig. 3과 같이 생성하였다.

Table 1 Wind blade 420-2.0 baseline

Blade length	42.0m
Bolt hole circle diameter	2110mm
Rated power	2000kW electric
Rated rotational speed	16.7 RPM
Recommended Max. tip speed	75-78 m/s
Maximum chord length	3.5m
Blade mass	7500kg
Production method	Vacuum Infusion
Materials	Glass - Fibre Reinforced Epoxy
Lightning protection	Aluminum Receptor System

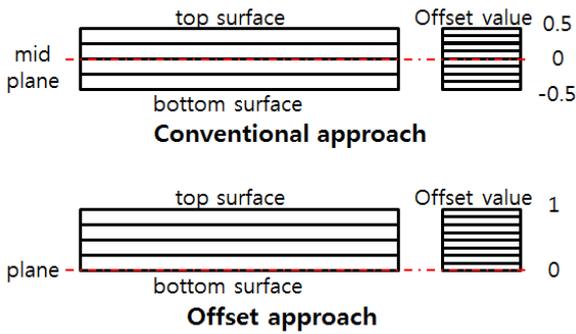


Fig. 1 FE modeling of composite laminate with 0.0 offset value

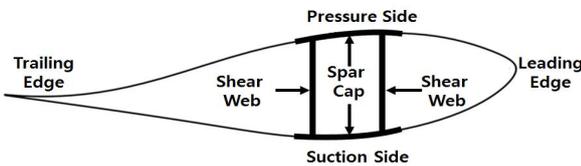


Fig. 2 Cross-section of wind turbine blade[1]

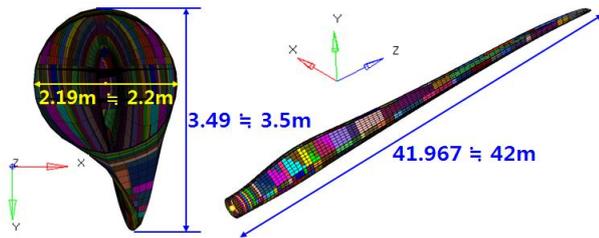


Fig. 3 Configuration of 2MW wind turbine blade

Table 2 Material properties of GFRP composites

	UD GFRP	2AX GFRP	3AX_1 GFRP	3AX_2 GFRP	3AX_3 GFRP
E_{11} [MPa]	40700	10900	26760	13300	11400
E_{22} [MPa]	11800	10900	13300	26760	31820
G_{12} [MPa]	3323	11600	74600	74600	64200
ν_{12}	0.308	0.646	0.513	0.261	0.196
ρ [kg/m ³]	2243	2243	2267	2267	2267
X_t [MPa]	770	104	328	131	328
X_c [MPa]	550	110	294	189	294
Y_t [MPa]	43	108	131	328	131
Y_c [MPa]	150	114	189	294	189
S [MPa]	42.9	42.8	131	328	131

• X_t, X_c =Longitudinal tensile and compressive strength
 • Y_t, Y_c =Transverse tensile and compressive strength
 • S = 1-2 plane shear strength

Table 3 Material properties of UD CFRP

UD CFRP			
Carbon/phenol(SKC)			
E_{11} [MPa]	131600	X_t [MPa]	2000
E_{22} [MPa]	10800	X_c [MPa]	1400
G_{12} [MPa]	5650	Y_t [MPa]	61
ν_{12}	0.28	Y_c [MPa]	130
ρ [kg/m ³]	1540	S [MPa]	70

2.2 재료 물성

유한요소해석을 수행하기 위하여 단방향 유리섬유 복합재료(UD-GFRP), 2축 직물 형태를 띤 유리섬유 복합재료(2AX-GFRP), 3축 직물 형태를 띤 유리섬유 복합재료(3AX-GFRP) 재료가 유한요소모델에 적용되었으며 재료 물성은 Table 2에 나타내었다. 아울러 경량화를 위해 사용될 탄소섬유 복합재료의 성질은 Table 3과 같다.

3. 유한요소모델 생성 및 검증

블레이드의 초기유한요소모델을 Fig. 3와 같이 생성하고 Table 2의 재료 물성을 사용하였다. UD-GFRP의 경우, 섬유방향(x방향)은 블레이드의 길이 방향으로 설정하고 두께 방향(z방향)은 블레이드의 면의 법선(Normal) 방향으로 설정하였다.

구조해석을 수행하기 전에 유한요소모델의 수학적 검증을 수행하였다. 구조해석을 위해서는 ABAQUS 해석기를 사용하였다. 먼저 수학적 검증을 위해 구속조건이 없는 상태에서 강체모드의 수와 변형률 에너지를 검증하였다. 그 결과 6개의 강체모드의 고유진동수가 5.0×10^{-3} Hz보다 작고 변형에너지도 5.0×10^{-3} J보다 작아서 이론적 수치인 0.0에 가까운 것을 확인하였다. 즉, 블레이드의 유한요소모델이 수학적으로 검증이 완료되었다[10].

3.1 유한요소모델 총중량 검증

생성된 유한요소모델의 물리적인 검증을 위해서 전체 중량과 정하중시험시의 처짐량을 해석결과와 비교하였다. 우선, 해석모델의 무게는 7641kg로 측정된 무게 7530kg와 1.5% 오차이내로 만족함을 확인하였다.

3.2 유한요소모델 정하중시험 검증

정하중시험(Static load test)을 Fig. 4에 나타내었다. 블레이드 뿌리(Root) 부분을 고정하고 블레이드에 세 지점에 크레인을 이용해 정해진 전단하중을 주어 굽힘 모멘트와 전단하중을 동시에 유발하게 되어 있다. 세 지점의 하중 클램프 위치를 기준으로 하중부가는 100%의 4단계에서 10초 유지하면서 진행되며, 하중제어는 단계적으로 실시하여 급 변동으로 인한 블레이드의 손상을 방지한다. 또한, 하중 클램프(Load clamp)에서 얻어진 하중 및 스트레인게이지에서 얻어진 변형률은 데이터 측정 시스템을 이용하여 계속 저장해야 하며, 변형량은 10초 유지하는 동안 측정하여 검토한다. 유한요소해석을 위한 변위경계조건은 블레이드의 Root 부분의 절점들의 모든 병진 및 회전 자유도를 구속하였다. 하중은 플랩방향 시험(Positive flapwise test)인 경우에는 Table 4, 모서리방향 시험(Positive edgewise test)인 경우에는 Table 5의 데이터를 참고하여 유한요소모델에 부여하고 측정된 변위 값을 시험결과와 비교하였다.

변형량 해석결과를 Fig. 5와 6에 나타내었다. 그래프에서 확인할 수 있듯이 블레이드의 길이에 따라 변형 값이 변하며, 선형 구조해석 결과보다 기하 비선형 구조해석 결과가 플랩방향 시험 및 모서리방향 시험에서의 시험결과와 비교적 더 일치함을 확인하였으며, 개발된 해석모델이 정하중시험결과를 잘 예측한다고 할 수 있다.

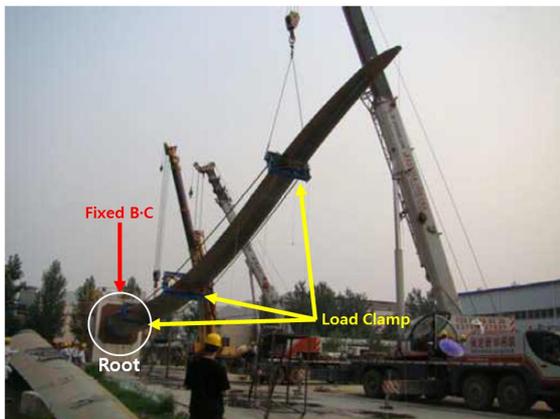


Fig. 4 Positive Flapwise test

Table 4 Static load condition of flapwise test

Load clamp position [m]	12	24	35.4
Test shear force [kN]	51.3	39.1	126.6
Vertical deflection on load clamp [m]	0.21	1.56	5

Table 5 Static load condition of edgewise test

Load clamp position [m]	12	24	35.4
Test shear force [kN]	54.8	64.1	57.4
Vertical deflection on load clamp [m]	0.11	0.48	1.12

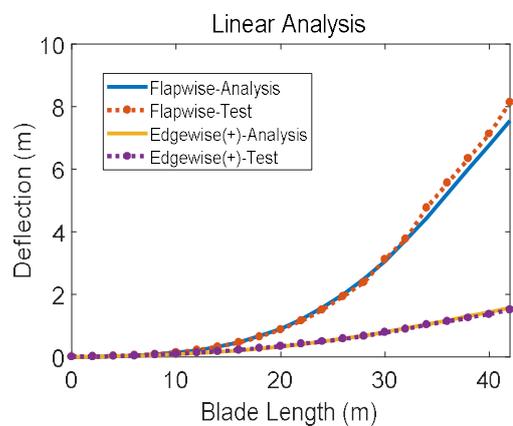


Fig. 5 Linear analysis of static load test

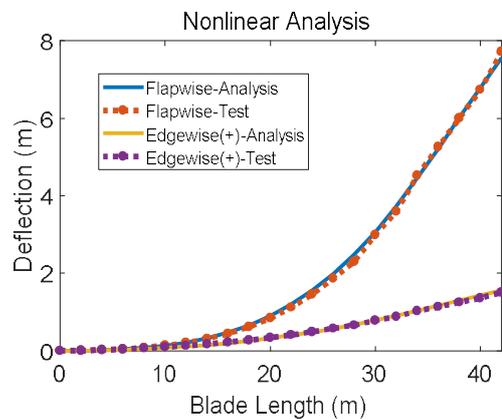


Fig. 6 Geometric nonlinear analysis of static load test

3.3 파손해석

3.1 및 3.2를 통해 검증한 유한요소모델의 파손해석을 실시하였다. 하중조건은 3.2의 정하중 시험조건과 같다. 파손이론은 풍력블레이드 구조해석에 가장 널리 사용되는 Tsai-Wu와 Puck 이론을 모두 사용하였다.

3.3.1 Tsai-Wu 파손이론

Tsai-Wu 파손이론은 직교이방성 복합재료의 파손을 예측하는 이론 중에 하나이다. Tsai-Wu 파손지수는 식 (1)과 같이 나타내며 파손지수가 1 이상의 값을 갖는 경우에 복합재료의 파손이 일어난다고 정의하였다.

$$F_i\sigma_i + F_{ij}\sigma_i\sigma_j \leq 1 \quad i, j = 1 \dots 6$$

직교 이방성 Tsai-Wu 파손이론의 계수 F_{ij} 는 복합재료의 재질 강도 파라미터와 관련되며 실험으로 결정된다. 직교 이방성 복합재료의 평면응력 상태의 경우 식 (2),(3)과 같이 나타낸다.

$$F_1\sigma_1 + F_2\sigma_2 + 2F_{12}\sigma_1\sigma_2 + F_{11}\sigma_1^2 + F_{22}\sigma_2^2 + F_{66}\sigma_6^2 = 1$$

$$F_1 = \left(\frac{1}{X_t} - \frac{1}{|X_c|} \right), F_2 = \left(\frac{1}{Y_t} - \frac{1}{|Y_c|} \right), F_{11} = \frac{1}{X_t|X_c|}$$

$$F_{22} = \frac{1}{Y_t|Y_c|}, F_{66} = \frac{1}{S^2}, F_{12} = 0 \quad (3)$$

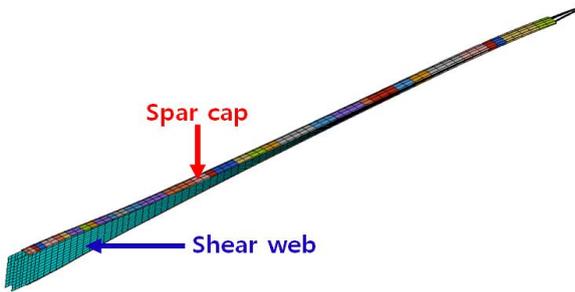


Fig. 7 Configuration of spar cap and shear web



Fig 8 Stacking sequence of spar cap section

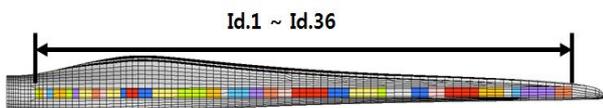


Fig. 9 Partitioning of spar cap components

Fig. 7과 같이 풍력 블레이드의 스파캡 섹션에 Tsai-Wu 파손이론을 적용하여 파손해석을 수행한다.

스파캡은 총 3개의 복합재료로 적층되어 있다. Fig. 8과 같이 최외곽 층과 최내곽 층은 비틀림 변형에 강한 2AX GFRP와 3AX GFRP를 적용하였으며, 안쪽으로는 길이 방향으로 섬유가 분포된 UD GFRP를 적용하였다. 플라이 적층각도는 블레이드 길이 방향을 기준으로 모두 0°이다. 그러나 블레이드의 길이에 따른 스파캡 단면의 복합재료 적층수가 다르기 때문에 스파캡을 Fig. 9와 같이 총 36개의 영역으로 다시 나눈다.

3.3.2 Puck 파손이론

Tsai-Wu 파괴기준은 각각 응력들의 상호관계를 고려할 수는 있지만, 파괴기준식이 하나의 식으로 표현되기 때문에 파괴모드를 직접적으로 예측할 수 없다는 단점이 있다. 이러한 이유로 섬유(Fiber)파손과 기지(Matrix)파손을 모두 평가할 수 있는 Puck 파손이론을 바탕으로 파손해석을 수행하였다. 섬유파손의 경우에는 인장[식 (4), Mode 1] 및 압축[식 (5), Mode 2]응력에 따른 파손여부를 평가할 수 있으며, 기지파손의 경우에는 인장[식 (6), Mode 3] 및 압축[식 (7), Mode 4]응력 그리고 파단각도[식 (8), Mode 5]에 따른 파손여부를 평가할 수 있다. 다음은 파손상태를 판단하기 위한 판단기준을 나타낸 것이다[11].

$$\varepsilon_1 + \frac{\nu_{f12}}{E_{f1}} m_{\sigma f} \sigma_2 \geq 0$$

$$\varepsilon_1 + \frac{\nu_{f12}}{E_{f1}} m_{\sigma f} \sigma_2 < 0$$

$$\sigma_2 \geq 0$$

$$\sigma_2 < 0 \text{ and } 0 \leq \left| \frac{\sigma_2}{\tau_{21}} \right| \leq \frac{R_{vw}^A}{|\tau_{21c}|}$$

$$\sigma_2 < 0 \text{ and } 0 \leq \left| \frac{\tau_{21}}{\sigma_2} \right| \leq \frac{|\tau_{21c}|}{R_{vw}^A}$$

여기서 E_{f1}, ν_{f12} 는 섬유의 탄성계수 및 포아송비를, ε_1 는 섬유방향 하중에 의해 발생한 변형률을 나타내며, $m_{\sigma f}$ 는 섬유수직방향에서의 섬유의 평균응력 확대상수를 나타낸 파라미터로써 유리섬유의 경우 1.3, 탄소섬유의 경우 1.1로 제안되었다[12]. 또한, R_{vw}^A 는 다음의 식 (9), 식 (10), 식 (11), 식 (12)으로 구할 수 있다.

$$p_{vp}^+ = - \left(\frac{d\tau_{21}}{d\sigma_2} \right)_{\sigma_2=0} \text{ of } (\sigma_2, \tau_{21}) \text{ curve, } \sigma_2 \geq 0$$

$$p_{vp}^- = - \left(\frac{d\tau_{21}}{d\sigma_2} \right)_{\sigma_2=0} \text{ of } (\sigma_2, \tau_{21}) \text{ curve, } \sigma_2 \leq 0$$

$$p_{vv}^- = p_{vp}^- \frac{R_{vv}^A}{S_{21}} \quad \tau_{21c} = S_{21} \sqrt{1 + 2p_{vv}^-}$$

$$R_{vv}^A = \frac{Y_C}{2(1+p_{vv}^-)} = \frac{S_{21}}{2p_{vv}^-} \left(\sqrt{1 + 2p_{vp}^- \frac{Y_C}{S_{21}}} - 1 \right)$$

식 (9)과 식 (10)에서 좌변에 위치한 파단면 각도의존 파라미터인 p_{vp}^+ , p_{vp}^- 는 미분 항을 풀어야하는 단점이 있기 때문에 보다 간단한 재료 상수를 Table 6 과 같이 정의하였다[12].

Table 6 Definition of parameter p_{vp}^+ , p_{vp}^- and p_{vv}^-

Terms	Values (GFRP/Epoxy)	Values (CFRP/Epoxy)
p_{vp}^+	0.30	0.35
p_{vp}^-	0.25	0.30
p_{vv}^-	0.20-0.25	0.25-0.30

앞서 언급한 파손상태 판단기준에 의거하여 섬유파손 및 기지파손 상태에 따라 파손지수를 구하는 것을 목적으로 한다. 왜냐하면 Tsai-Wu와 마찬가지로 파손기준이 되는 파손지수가 1을 초과하면 파손이 일어나는 것처럼 섬유 및 기지의 파손여부를 확인할 수 있기 때문이다. 이도 마찬가지로 섬유의 인장[식 (13), Mode 1] 및 압축[식 (14), Mode 2], 기지의 인장[식 (15), Mode 3], 압축[식 (16), Mode 4], 파단각도에 따른 파손[식 (17), Mode 5]로 나뉘며 아래 식에 나타내었다[11][12].

$$\frac{1}{\varepsilon_{1T}} \left(\varepsilon_1 + \frac{\nu_{f12}}{E_{f1}} m_{\sigma f} \sigma_2 \right) = 1$$

$$\frac{1}{\varepsilon_{1C}} \left| \left(\varepsilon_1 + \frac{\nu_{f12}}{E_{f1}} m_{\sigma f} \sigma_2 \right) \right| + (10\gamma_{21})^2 = 1$$

$$\sqrt{\left(\frac{\tau_{21}}{S_{21}} \right)^2 + \left(1 - p_{vp}^+ \frac{Y_T}{S_{21}} \right)^2 \left(\frac{\sigma_2}{Y_T} \right)^2} + p_{vp}^+ \frac{\sigma_2}{S_{21}} + \frac{\sigma_1}{\sigma_{1D}} = 1$$

$$\frac{1}{S_{21}} \left(\sqrt{\tau_{21}^2 + (p_{vp}^- \sigma_2)^2} + p_{vp}^- \sigma_2 \right) + \frac{\sigma_1}{\sigma_{1D}} = 1$$

$$\left[\left(\frac{\tau_{21}}{2(1+p_{vv}^-)S_{21}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_2}{Y_C} \right)^2 \right] \frac{Y_C}{(-\sigma_2)} + \frac{\sigma_1}{\sigma_{1D}} = 1$$

여기서 Y_T, Y_C 는 섬유방향과 수직인 단일방향 레이어(Layer)의 인장 및 압축파단강도이며, S_{21} 는 섬유방향과 수직 및 평행한 단일방향 레이어의 전단파단강도이다. 또한, γ_{21}, τ_{21} 은 단일방향 레이어의 전단변형률 및 전단응력이고, σ_2 는 섬유수직방향 수직응력 성분이다. $\varepsilon_{1T}, \varepsilon_{1C}$ 는 섬유방향에서의 단일방향 레이어의 인장 및 압축파단변형률을 의미하며 미시역학 이론을 이용하여 섬유 및 기지의 체적 비를 통해 구할 수 있다. σ_{1D} 는 선형저하(Linear degradation)에 의한 응력 값으로 $\sigma_1 > 0$ 의 경우는 $\sigma_{1D} = 1.1 \times X_T$, $\sigma_1 < 0$ 의 경우는 $\sigma_{1D} = -1.1 \times X_C$ 값을 사용한다[11]. 선형저하에 의한 응력 값 계산에 필요한 X_T, X_C 는 섬유방향 층의 인장 및 압축파단강도이다. 마지막으로 단일방향 층의 응력 및 변형률과 같은 파손해석에 필요한 성분 등은 구조 해석을 통해 구할 수 있다.

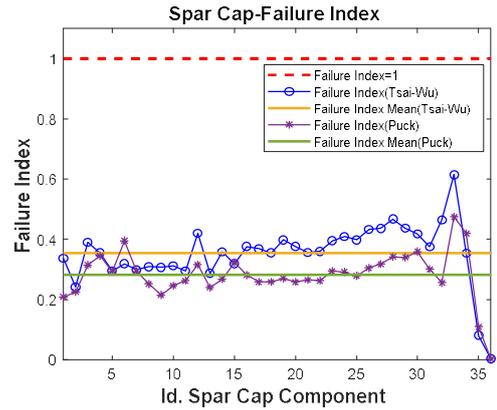


Fig. 10 Comparison of Tsai-Wu and Puck failure index with initial GFRP spar cap composite

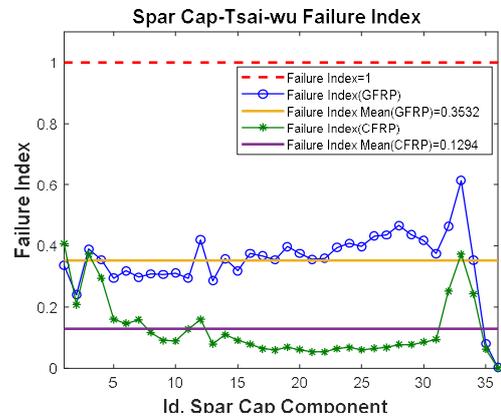


Fig. 11 Tsai-Wu failure index of GFRP and CFRP spar cap

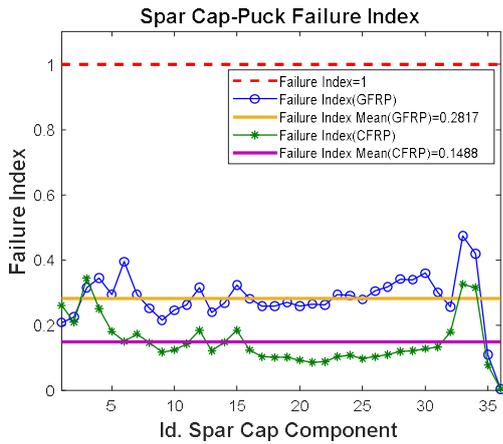


Fig. 12 Puck failure index of GFRP and CFRP spar cap

Table 7 Puck failure index & failure mode of GFRP spar cap

Puck failure index				
Id.	Failure Mode	Fiber	Failure Mode	Matrix
1	1	0.1614	5	0.2083
2	1	0.1633	5	0.2250
3	1	0.1711	3	0.3147
4	1	0.1953	5	0.3451
5	1	0.1528	5	0.2934
6	1	0.1510	5	0.3949
7	1	0.1670	5	0.2935
8	1	0.1582	3	0.2518
9	1	0.1468	3	0.2148
10	1	0.1680	3	0.2460
11	1	0.1567	5	0.2628
12	1	0.1720	5	0.3159
13	1	0.1564	3	0.2396
14	1	0.1611	3	0.2682
15	1	0.1697	3	0.3227
16	1	0.1792	3	0.2811
17	1	0.1923	3	0.2585
18	1	0.1930	3	0.2586
19	1	0.1999	3	0.2698
20	1	0.1961	3	0.2585
21	1	0.1972	3	0.2651
22	1	0.1980	3	0.2628
23	1	0.2053	3	0.2940
24	1	0.2079	3	0.2911
25	1	0.2021	3	0.2787
26	1	0.2143	3	0.3046
27	1	0.2167	3	0.3178
28	1	0.2237	3	0.3417
29	1	0.2041	5	0.3397
30	1	0.0757	5	0.3594
31	1	0.1752	5	0.3007
32	1	0.0778	3	0.2559
33	1	0.0557	3	0.4744
34	1	0.0368	3	0.4196
35	1	0.0098	3	0.1095
36	1	0.0010	5	0.0038

3.3.3 파손해석 결과

Tsai-Wu 파손해석과 Puck 파손해석결과를 Fig. 10에 나타내었다. 해석결과를 통해 스파캡을 총 36개로 나눈 구성영역의 최대 파손지수(Failure index)가 모두 1을 넘지 않아 파손이 일어나지 않음을 확인하였다. 또한 Puck이론에 의하면 Table 7과 같이 36개 모든 구성영역에서 섬유파손지수보다 기지파손지수가 높았으며, 파손이 가장 위험한 모드는 Id. 33번째 스파캡의 기지 인장파손(Mode 3)임을 알 수 있다.

4. 스파캡 경량화 설계

4.1 CFRP의 적용

스파캡의 CFRP 적용을 위해 Fig. 8의 최외곽 층은 비틀림 변형과 부식에 강한 2AX GFRP와 3AX GFRP를 그대로 적용하고, 안쪽은 길이 방향으로 섬유가 분포된 UD GFRP를 UD CFRP로 변경하였다. 따라서 복합재료의 밀도(2243kg/m³ → 1540kg/m³)는 감소하고 강성(40700MPa → 131600MPa) 및 강도(770MPa → 2000MPa)는 증가하였다. CFRP를 적용하고 파손해석을 3.3절과 마찬가지로 실시하였으며, 그 결과 Fig. 11, 12와 같이 이전 모델과 마찬가지로 스파캡 섹션의 파손지수가 1을 넘지 않아 파손이 일어나지 않음을 알 수 있었다. 또한 평균적인 Tsai-Wu 파손지수(Failure index mean)가 0.3532에서 0.1294로 감소하고 Puck 파손지수가 0.2817에서 0.1488로 감소하여 구조적으로 더욱 안전해졌음을 확인하였다. 아울러, GFRP에서 CFRP로 변경된 스파캡의 무게는 3468kg에서 2411kg으로 약 30.5%감소하였으며, 총 블레이드의 무게는 7641 kg에서 6584 kg으로 약 13.8% 감소하였다.

4.2 스파캡 두께축소를

스파캡 경량화 설계에 사용되는 변수는 UD CFRP 36개 영역의 두께이다. 그러나, 선행연구[7]처럼 36개 영역의 두께를 모두 독립변수로 삼게 되면 경량화 설계 시 많은 계산시간이 필요하다. 이를 효과적으로 줄이기 위해 본 연구에서는 식(18)과 같은 UD CFRP의 두께축소율(Ply Reduction Ratio, PRR)를 정의하여 경량화 설계에 사용하였다. PRR이 0% 인 경우는 축

소되지 않은 경우이며, PRR이 클수록 경량화가 많이 되었음을 가리킨다.

$$\begin{aligned} & \text{Ply Reduction Ratio}(\%) \\ &= \frac{\text{Number of Reduced UD CFRP}}{\text{Initial Number of UD CFRP}} \times 100 \end{aligned} \quad (18)$$

즉, UD CFRP의 적층 수를 감소시키고 두께를 줄이는 상세연구를 수행하면서, 제한 조건을 만족하는 동시에 블레이드 무게가 최소가 되는 UD CFRP층의 두께를 찾는 것을 목적으로 한다. 한편, 제한 조건은 다음과 같이 설정하였다.

1) 하중을 가하였을 때, 풍력 블레이드가 각 복합재료의 Tsai-Wu, Puck 파손이론을 적용한 파손지수가 1보다 작으면서 평균적인 파손지수가 초기모델의 것보다 작거나 같아야 한다.

2) 최소고유진동수가 초기 풍력 블레이드 모델의 최소고유진동수보다 보다 커야 한다.

4.3 스파캡 경량화 설계

스파캡 경량화설계를 위한 해석조건을 아래와 같은 최적화 문제의 형식화로 도출하였다. 그 식은 (19)와 같다.

Find PRR

Min. $W(PRR)$

S. t. $g_1(PRR) - 1 \leq 0$

$g_1(PRR) - g_0 \leq 0$

$-g_2(PRR) + 0.8637Hz \leq 0$

$1 - N_i(PRR) \leq 0 \quad i=1, \dots, 36$ (19)

여기서, 설계변수는 UD CFRP의 PRR이다. $W(PRR)$ 는 목적함수(블레이드 무게), $g_1(PRR)$ 는 파손지수이며, g_0 는 초기모델의 평균적인 파손지수를 가리킨다. $g_1(PRR)$ 가 1보다 이상인 경우에는 파손이 일어남을 의미한다. $g_2(PRR)$ 는 최소고유진동수를 가리키며, 0.8637Hz는 초기모델의 최소고유진동수를 가리킨다. $N_i(PRR)$ 는 스파캡 영역 별 플라이(Ply)의 개수이며 최소값은 1이다.

본 연구에서 수행한 스파캡 경량화 설계 흐름도는 Fig. 13과 같다.

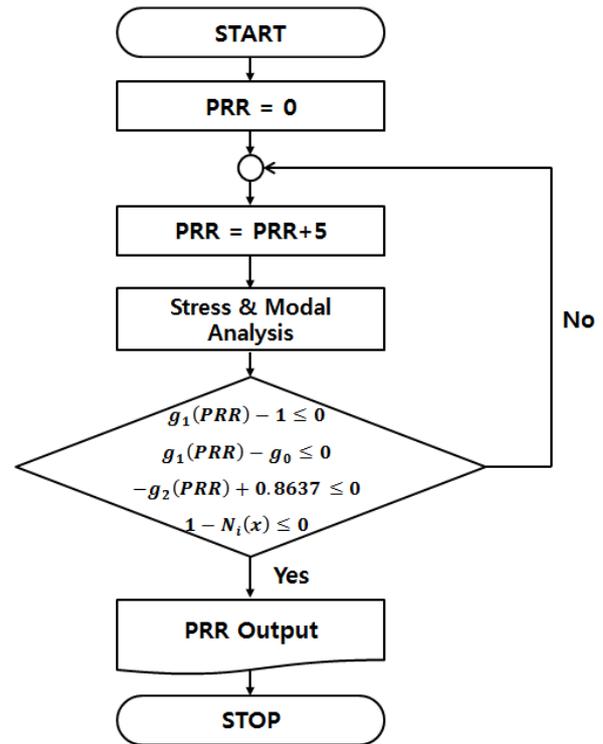


Fig. 13 Flow chart of lightweight design of spar cap

스파캡 경량화 설계 흐름도를 바탕으로 한 결과는 Table 8과 Fig. 14, 15와 같다. UD CFRP PRR을 적용한 복합재료의 적층 수가 항상 정수가 나오게 하기 위해서 반올림을 하였다. 아울러 UD CFRP의 적층수를 감소시키기 위해 PRR을 5%씩 증가시켜 블레이드의 무게가 최소가 되는 UD CFRP층 두께를 찾는 상세연구를 수행하였다. UD CFRP PRR 60%에서 Tsai-Wu 파손이론을 적용시킨 최대 파손지수는 Fig. 16과 같이 1미만으로 복합재료 파손이 발생하지 않았고, 이전 풍력 블레이드 모델의 파손지수(=0.3532)와 새로운 풍력 블레이드 모델의 파손지수(=0.3690)가 작아 구속조건을 만족시켰다. Puck 파손이론을 적용시킨 해석결과는 Fig. 17과 같이 PRR을 65%까지 증가시켜도 Puck 파손지수(0.2649)가 기존 모델인 UD GFRP의 파손지수(0.2817)보다 작아 파손이론에 따른 차이는 미미하였다. 또한 상세연구 수행 결과, 스파캡의 무게는 3468kg에서 1160kg으로 약 66% 감소하였으며, 총 풍력 블레이드의 무게는 7641kg에서 5333kg으로 약 30.2% 감소하였다. 따라서 UD CFRP의 풍력 블레이드의 스파캡이 경량화가 되었음을 확인할 수 있다.

Table 8 UD CFRP of spar cap section

Spar cap section	Number of UD CFRP		Spar cap section	Number of UD CFRP	
	PRR 0%	PRR 60%		PRR 0%	PRR 60%
Id. 1	5	2	Id. 19	42	17
Id. 2	5	2	Id. 20	44	18
Id. 3	5	2	Id. 21	44	18
Id. 4	5	2	Id. 22	44	18
Id. 5	12	5	Id. 23	44	18
Id. 6	15	6	Id. 24	44	18
Id. 7	15	6	Id. 25	44	18
Id. 8	18	7	Id. 26	44	18
Id. 9	22	9	Id. 27	40	16
Id. 10	22	9	Id. 28	36	14
Id. 11	27	11	Id. 29	30	12
Id. 12	30	12	Id. 30	27	11
Id. 13	30	12	Id. 31	22	9
Id. 14	36	14	Id. 32	18	7
Id. 15	38	15	Id. 33	15	6
Id. 16	40	16	Id. 34	15	6
Id. 17	40	16	Id. 35	12	5
Id. 18	40	16	Id. 36	5	2

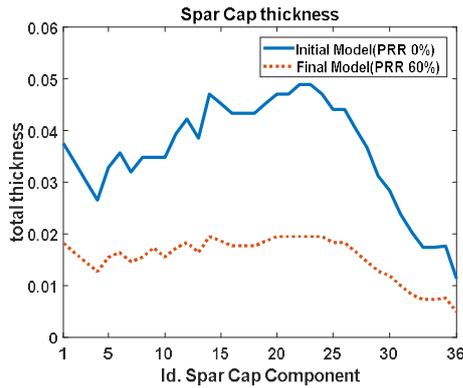


Fig. 14 Total thickness of spar cap

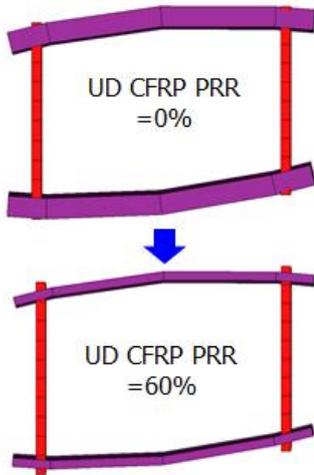


Fig. 15 Comparison of cross section of spar cap

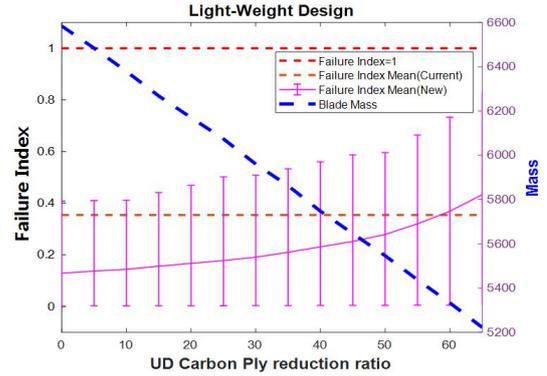


Fig. 16 Result of spar cap lightweight design by Tsai-Wu theory

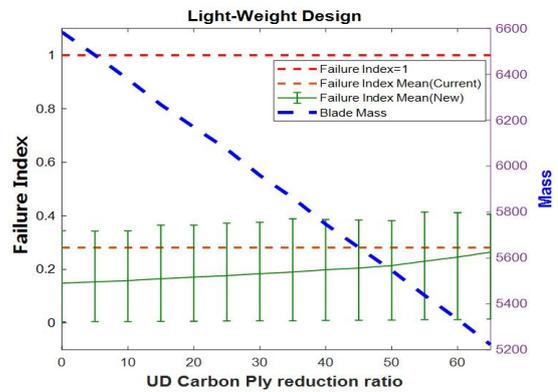


Fig. 17 Result of spar cap lightweight design by Puck theory

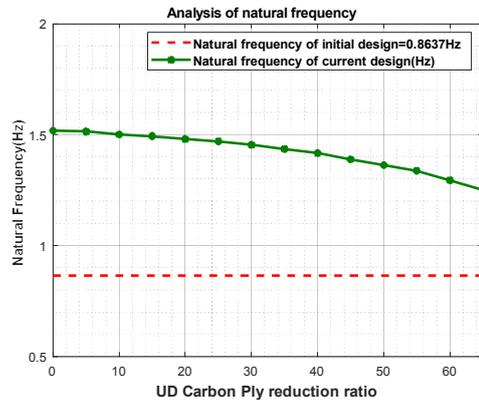


Fig. 18 Analysis of natural frequency (Natural frequency of initial design = 0.8637Hz)

마지막으로 최소고유진동수 도출결과는 Fig. 18과 같이 UD CFRP PRR이 60%인 새로운 풍력 블레이드 모델의 고유 진동수가 이전의 풍력 블레이드 모델의 고유진동수(0.8637Hz)보다 증가함을 확인하였다. 즉, 새로운 풍력 블레이드 모델이 무게는 감소하고 강도 및 강성이 증가함을 확인하였다.

5. 결 론

본 연구에서는 풍력 블레이드 강성증가를 위해 UD GFRP 대신 UD CFRP를 풍력 블레이드 스파캡의 재료로 사용하여 스파캡 경량화 설계를 수행하였다. 스파캡 경량화 설계 흐름도를 바탕으로 UD CFRP층 두께의 상쇄연구를 진행한 결과, Tsai-Wu 파손이론을 적용시킨 모델의 경우 PRR 60%인 경우, Puck 파손이론을 적용시킨 파손지수는 65%까지 경량화가 가능함을 확인하였다. 아울러, 최소고유진동수가 GFRP를 적용한 초기설계 보다 더 높음을 확인하였다.

결론적으로 상쇄연구 결과는 제한조건을 만족하며, 풍력 블레이드의 무게는 7641kg에서 5333kg으로 약 30.2% 감소함을 보였다. 즉, 스파캡 경량화 설계 결과를 바탕으로 무게와 강성, 강도를 고려하면 GFRP 복합재료 보다 CFRP 복합재료가 더 적합한 재료임을 알 수 있었다.

추후 연구에서는 플라이 각도 및 개별 단면별 이산 최적화(Discrete Opt.) 기법을 수행하고, 경량화된 스파캡에 적합한 스킨 및 전단 웹의 경량화를 별도로 수행하여 통합된 경량화 설계를 도출할 예정이다.

후 기

이 논문은 2016년도 정부(미래창조과학부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 지역신산업선도 인력양성사업 성과입니다. (No.2016H1D5A1910603)

References

- [1] Yun-Jung Jang, Ji-Won Jin, Ki-Weon Kang, "Structural Optimization considering Stress and Weight for Wind Turbine Composite Blade", Journal of The Korean Society of Mechanical Engineers, pp.19-20, April 2017
- [2] Ji-Hyun Lee, Sung-Young Moon, Yeon-Seung Lee, Young-Gyun Kim, "Weight Reduction Optimization for 5MW Offshore Wind Turbine Blade using Carbon Fiber", Journal of Wind Energy, Volume 3, Issue 1, pp.27-35, 2012
- [3] Chan-Woong Choi, Ji-Won Jin, Ki-Weon Kang, "Structural Optimization for Small Scale Vertical-Axis Wind Turbine Blade using Response Surface Method", Journal of The Korean Society of Mechanical Engineers, pp.22-27, August 2013
- [4] Chang-Duck Kong, Min-Woong Kim, Hyun-Bum Park, "Study on Aerodynamic and Structural Design of High Efficiency and Lightweight Composite Blades of 1MW Class HAWT", Journal of The Korean Society for Aeronautical and Space Sciences, pp.769-773, November 2011.
- [5] Hyung-il Kwon, Dong-Ok Ryu, Ju-Youl Yoo, Oh-Jun Kwon, "Aerodynamic Sectional Design Optimization of Wind Turbine Rotor Blade Considering Elastic Structural Deformation", Journal of The Korean Society For Aeronautical And Space Sciences, pp.1276-1283, November 2011
- [6] Jun-Woo Choi, Hyeon-U Heo, Kwang-Won Kim, Doo-Man Kim, "Analysis of Wind Turbine Blade Deformation for Cross Section Shapes", Journal of The Korean Society for Fluid Machinery, pp.98-103, November 2012
- [7] Myung-Chan Cha, Sang-Woo Kim, Min-Soo Jeong, In Lee, Seung-Jae Yoo, Cheon-Jin Park, "Thickness Optimization for Spar Cap of Composite Tidal Current Turbine Blade using SQP Method", Journal of Composites Research, Volume 26, Issue 4, pp.207-212, 2013
- [8] Dong-hoon Kim, Yoo-jeong Noh, Eun-Ho Choi, O-Kang Lim, Jin-Rae Cho, "Fluid-Structure Interaction Analysis of 5-MW Wind Turbine Blades", Journal of The Korean Society of Mechanical Engineers, pp.313-314, April 2014
- [9] <http://blades.windnovation.com>
- [10] ECSS, "Spacecraft mechanical loads analysis handbook", ECSS-E-HB-32-26A, 2013
- [11] Puck, A. & Schurmann, H., "Failure Analysis of FRP Laminates by Means of Physically based Phenomenological Models", Composites Science and Technology, 58, pp.1045-1067. 1998
- [12] Puck, A. & Schurmann, H., "Failure Analysis of FRP Laminates by Means of Physically based Phenomenological Models", Composites Science and Technology, 62, pp.1633-1662. 2002