

<학술논문>

DOI <http://dx.doi.org/10.3795/KSME-B.2014.38.4.311>

ISSN 1226-4881(Print)
2288-5234(Online)

Multi-MW급 풍력발전용 블레이드 설계에 관한 연구 Part II : 구조 건전성 평가

김 범 석*†

* (사)한국선급 신재생에너지연구팀

Multi-MW Class Wind Turbine Blade Design Part II : Structural Integrity Evaluation

Bum Suk Kim *†

* New & Renewable Energy Research Team, Korean Register of Shipping

(Received August 20, 2013 ; Revised February 10, 2014 ; Accepted February 10, 2014)

Key Words: Wind Turbine Blade(풍력발전용 블레이드), Wind Turbine System(풍력발전시스템), Finite Element Analysis(유한요소해석), Structural Integrity Evaluation(구조건전성평가)

초록: 풍력터빈 블레이드는 바람의 운동에너지를 기계적 에너지로 변환하는 장치로써 풍력발전시스템의 출력성능, 에너지변환효율, 하중 및 동적 안정성에 영향을 미칠 수 있기 때문에 주요부품으로 분류된다. 따라서 최적의 블레이드 설계결과를 얻기 위해서는 시스템 특성이 고려된 공력-구조 통합설계가 중요하며, 국제표준 또는 인증기관의 가이드라인에 따른 설계평가를 통해 구조건전성의 검증이 요구된다. 본 연구에서는 블레이드 설계 인증 시 요구되는 평가항목 및 판정기준에 대한 상세해설과, (사)한국선급의 인증기준에 따른 2 MW 급 블레이드(KR40.1b)에 대한 설계평가 결과를 제시하였다. 유한요소 해석에 의한 극한 강도, 좌굴 안정성, 한계 허용 팁 변형과 누적 손상 법에 의한 피로 강도 해석결과가 검토되었으며, KR40.1b 블레이드는 모든 평가항목에 대한 구조 건전성을 만족하는 것으로 확인되었다.

Abstract: Rotor blades are important devices that affect the power performance, efficiency of energy conversion, and loading and dynamic stability of wind turbines. Therefore, considering the characteristics of a wind turbine system is important for achieving optimal blade design. When a design is complete, a design evaluation should be performed to verify the structural integrity of the proposed blade in accordance with international standards or guidelines. This paper presents a detailed exposition of the evaluation items and acceptance criteria required for the design certification of wind turbine blades. It also presents design evaluation results for a 2-MW blade (KR40.1b). Analyses of ultimate strength, buckling stability, and tip displacement were performed using FEM, and Miner's rule was applied to evaluate the fatigue life of the blade. The structural integrity of the KR40.1b blade was found to satisfy the design standards.

1. 서론

풍력발전용 블레이드 공력-구조 통합설계가 완료되면 국제표준(IEC 61400 시리즈) 또는 각국의 인증기관 가이드라인에 따라 구조건전성 평가가 수행된다. 시스템 특성을 반영한 블레이드 설계

과정에서는 각 단계별 설계안의 유효성 검증을 위해 설계적용기준에 따른 구조 건전성 평가가 필수적으로 요구된다.

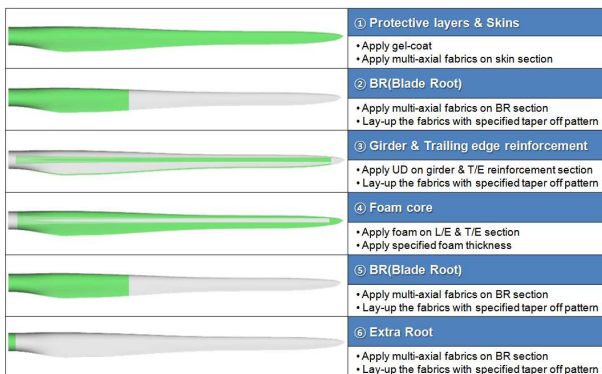
블레이드 통합 설계과정을 통해 경량화와 구조 건전성을 동시에 만족하는 최종 설계를 얻기까지는 수많은 설계안의 검토가 수반되는데, 이때 모든 설계평가 항목에 대한 유한요소해석 및 피로 평가의 수행은 사실상 불가능하다. 경험적으로

† Corresponding Author, bskim@innovationkr.com

© 2014 The Korean Society of Mechanical Engineers

Table 1 Design specifications

| Item | Value |
|--------------------|-----------------------|
| rated power | 2000 kW |
| rated wind speed | 11.05 m/s |
| rotor diameter | 82 m |
| hub diameter | 1.8 m |
| number of blade | 3 |
| type class | IEC IIa |
| material | GFRP/epoxy |
| TSR | 7.8 |
| swept area | 5278.3 m ² |
| rotor speed(rated) | 17.47 rpm |
| rotor speed(max.) | 20.65 rpm |
| rotor speed(min.) | 11.13 rpm |
| inverter range | ±30 % |
| max. tip speed | 75 m/s |

**Fig. 1** Sequential lay-up drawing of the blade

팁-타워 간섭 평가항목에 대한 안전여유가 낮은 블레이드는 다른 항목의 구조 건전성을 만족하기 어렵다. 따라서 효율적인 블레이드 설계를 위해서는 빔 이론(Beam Theory)에 의한 팁 변형 평가를 수행하고 적합성 여부를 우선 판정하는 방법이 효과적이다.

블레이드 설계평가를 위해서는 특정 블레이드 단면에 작용하는 극한 및 피로하중 이력이 요구되며, 이는 시스템 통합하중해석 결과로부터 얻어질 수 있다. 구조 건전성 평가는 팁-타워 간섭(Critical Tip Deflection), 극한한계상태(Ultimate Limit State), 피로한계상태(Fatigue Limit State) 및 구조 안정성(Stability) 평가 항목으로 구성되며, 각각의 평가 결과들은 판정기준을 모두 만족하여야 한다.

본 논문은 선행된 2 MW 급 블레이드(KR40.1b)

공력-구조 최적설계 및 시스템 통합 하중해석 결과를 적용한 블레이드 구조 건전성 평가를 목적으로 한다.

2. 2 MW 블레이드

본 연구의 설계평가 대상 블레이드(이하 KR 40.1b)는 공력-구조 통합설계를 통해 Table 1의 목표사양을 만족하도록 설계되었다. 공력설계는 BEM(Blade Element Momentum Theory)에 근거한 최적설계도구인 KR-SWB v.1.0⁽¹⁾에 의해 수행되었으며, 루트(Root)로부터 팁(Tip)까지 DU-00-W2-401, DU-97-W-350, DU-91-W2-300, DU-00-W-212, NA CA 64-618 에어포일이 적용되었다. 성능해석결과 49.5 %의 공력효율을 가지며, 정격 운전조건에서 최대 축 추력 250 kN을 발생시킨다. 구조 및 적층 설계를 위해 E-glass, 에폭시 및 PVC core 재료가 사용되었으며, 블레이드 총 중량은 7.39 ton이다. Fig. 1과 Table 2에 블레이드 구조 적층 패턴 간략도와 공력 형상정보를 나타내었다.

구조건전성평가에 필요한 블레이드 하중의 획득을 위해 풍력터빈 시스템이 고려된 통합하중해석을 수행하였고, 4 종류(93°, 138°, 280.7°, 342.9°)의 방향별 블레이드 하중(M_x , M_y) 해석결과 중 일부를 Fig. 2와 Fig. 3에 나타내었다.

3. 재료물성 및 부분안전계수

풍력발전용 블레이드는 E-glass와 열경화성 수지재료들의 조합에 의해 구조건전성이 대부분 만족되고 있기 때문에, 경제적 측면에서 유리한 이들 재료를 주로 적용한다.

굽힘 및 전단하중에 저항하는 주재료로써 강화재(Reinforcement Material)와 기지재(Matrix Material)가 사용되며 E-glass와 에폭시 또는 폴리에스터 수지의 조합이 주로 적용된다. 블레이드 단면형상 유지 및 국부 좌굴 저항성 강화를 위한 코어 재료로써 발사(Balsa) 또는 PVC 재료가 주로 사용된다.

본 연구를 통해 개발된 블레이드의 구조설계 및 해석에 적용된 재료 물성데이터를 Table 4에 나타내었다. 탄성 율, 푸아송 비, 인장 및 압축강도 값은 참고문헌^(2,3)을 통해 얻었으며, 재료에 대한 부분 안전 계수 값은 평가항목에 따라 선택적으로 적용되었다. 블레이드의 대부분을 구성하고 있는 복합재료는 제조공정에 따라 물성치 변화의

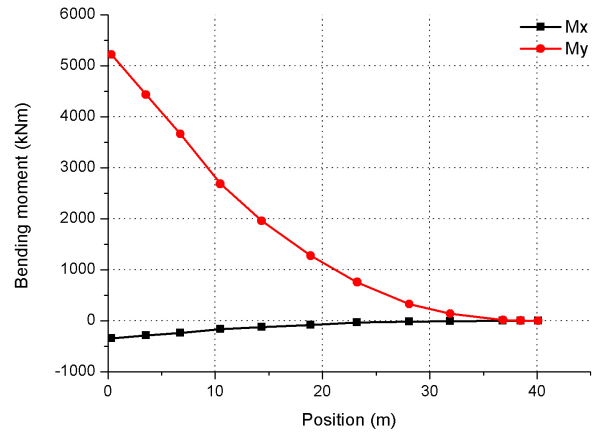
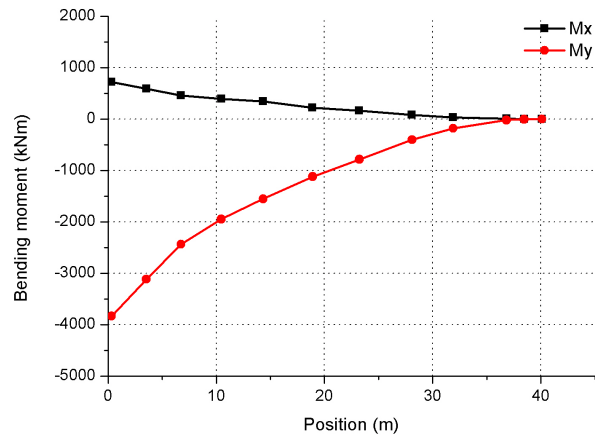
Table 2 Aerodynamic shape of KR40.1b blade

| r/R [-] | position [mm] | chord [mm] | twist [deg] | airfoil |
|------------|------------------|---------------|----------------|-------------|
| 0.0220 | 900 | 2,100 | 14.17 | Cylinder1 |
| 0.0300 | 1,230 | 2,100 | 14.17 | Cylinder2 |
| 0.0600 | 2,460 | 2,209 | 14.17 | Transition |
| 0.0800 | 3,280 | 2,282 | 14.17 | Transition |
| 0.1000 | 4,100 | 2,330 | 14.17 | Transition |
| 0.1500 | 6,150 | 2,454 | 14.17 | Transition |
| 0.1865 | 7,647 | 2,623 | 14.17 | DU00-W2-401 |
| 0.2000 | 8,200 | 2,731 | 13.90 | DU00-W2-401 |
| 0.2500 | 10,250 | 2,843 | 11.77 | DU00-W2-401 |
| 0.2773 | 11,369 | 2,803 | 10.23 | DU00-W2-350 |
| 0.3000 | 12,300 | 2,742 | 9.08 | DU00-W2-350 |
| 0.3500 | 14,350 | 2,555 | 6.92 | DU00-W2-350 |
| 0.3714 | 15,227 | 2,463 | 6.14 | DU00-W2-300 |
| 0.4000 | 16,400 | 2,336 | 5.22 | DU00-W2-300 |
| 0.4500 | 18,450 | 2,118 | 3.92 | DU00-W2-300 |
| 0.4830 | 19,803 | 1,986 | 3.25 | DU91-W2-250 |
| 0.5000 | 20,500 | 1,924 | 2.96 | DU91-W2-250 |
| 0.5500 | 22,550 | 1,766 | 2.27 | DU91-W2-250 |
| 0.5885 | 24,129 | 1,673 | 1.89 | DU93-W-210 |
| 0.6000 | 24,600 | 1,650 | 1.80 | DU93-W-210 |
| 0.6500 | 26,650 | 1,577 | 1.49 | DU93-W-210 |
| 0.7000 | 28,700 | 1,539 | 1.28 | DU93-W-210 |
| 0.7071 | 28,991 | 1,536 | 1.26 | NACA-64618 |
| 0.7500 | 30,750 | 1,524 | 1.14 | NACA-64618 |
| 0.8000 | 32,800 | 1,509 | 1.01 | NACA-64618 |
| 0.8500 | 34,850 | 1,458 | 0.85 | NACA-64618 |
| 0.9000 | 36,900 | 1,317 | 0.62 | NACA-64618 |
| 0.9200 | 37,720 | 1,218 | 0.49 | NACA-64618 |
| 0.9400 | 38,540 | 1,087 | 0.35 | NACA-64618 |
| 0.9500 | 38,950 | 1,006 | 0.27 | NACA-64618 |
| 0.9600 | 39,360 | 915 | 0.18 | NACA-64618 |
| 0.9800 | 40,180 | 695 | -0.01 | NACA-64618 |
| 1.0000 | 41,000 | 10 | -0.23 | NACA-64618 |

폭이 넓기 때문에, 설계평가 시 재료에 대한 부분안전계수가 선택적으로 적용된다.

블레이드 설계평가는 (사)한국선급의 기술기준⁽⁴⁾에 따라 수행되었고, Table 3에 판정기준과 하중 및 재료에 대한 부분 안전 계수를 요약하여 나타내었다.

블레이드 팁 변형에 대한 판정기준은 설계 시 결정된 팁-타워 최대 허용안전거리의 70% 이내를 적용하였고, 라미네이트, 좌굴안정성 및 코어재료의 극한강도 평가를 위해 안전율의 역수인 IRF(Inverse Reserve Factor) 개념을 적용하였다.

**Fig. 2** Cumulative moment distribution, 93.8°**Fig. 3** Cumulative moment distribution, 280.7°

본 연구의 설계평가에 적용된 부분안전계수 값들은 IEC 61400-1 제 3판⁽⁵⁾ 보다 다소 높은 수준이며, 해외 인증기관 역시 국제표준 대비 다소 높은 안전계수를 채택하고 있다.

국제표준과 대부분의 풍력인증기관 가이드라인은 섬유파손(Fiber Failure) 평가에 대한 부분안전계수를 다른 항목에 비해 비교적 높게 산정하고 있는데, 이는 섬유파손의 발생이 블레이드 구조물의 하중지지 능력을 급격히 상실케 함으로써 심각한 연속적 구조파손을 초래할 수 있기 때문이다.

좌굴안정성 평가의 경우, 스킨(Skin) 재료의 부분 안전 계수 값이 코어 재료에 비해 보수적으로 적용되는데, 이는 섬유 강화 복합재의 제작공정 중 기포 및 이물질의 침투로 인한 결함, 환경적 영향에 의한 열화, 수지의 경화불량 등의 영향으로 실제 구조물이 갖는 각 재료의 기계적 특성이

Table 3 Acceptance criteria and partial safety factor

| Evaluation items | Criteria for structural safety | S.F. for loads | S.F. for materials |
|-----------------------|--|----------------|----------------------------|
| Laminate failure | IRF(Inverse Reserve Factor) < 1 | FF: 1.35 / 1.1 | FF: 2.205 |
| | | IFF: 1 | FF: 1.764 |
| Tip displacement | Tip displacement < Tower clearance × 0.7 | 1 | 1 |
| Buckling analysis | Linear analysis: load factor > 1 | 1.35 / 1.1 | Skin: 2.045 Core: 1.865 |
| | Non-linear analysis: load factor > 1 | 1.35 / 1.1 | Skin: 1.636 Core: 1.492 |
| Core failure analysis | IRF(Inverse Reserve Factor) < 1 | 1.35 / 1.1 | 1.492 |

Table 4 Material properties

| Materials (process) | ρ (g/cm ³) | Modulus of elasticity | | | |
|----------------------|-----------------------------|-----------------------|----------------------|------------|-----------------------|
| | | E _L (GPa) | E _T (GPa) | ν_{LT} | G _{LT} (GPa) |
| GFRP UD (Infusion) | 1.94 | 43.1 | 13.2 | 0.24 | 3.62 |
| GFRP Tri. (Infusion) | 1.83 | 24.3 | 12.4 | 0.26 | 7.3 |
| PVC Core | 0.20 | 0.30 | 0.30 | 0.29 | 0.08 |

시편시험에 의한 재료의 기계적 특성보다 낮을 가능성이 높기 때문이다.

4. 구조조건전성평가

4.1 유한요소모델링 및 경계조건

본 연구에서는 복합재료 적층 모델링을 위해 ANSYS-ACP를 이용했고, 적층 도면을 비교적 정확하게 묘사할 수 있는 lay-up base 방법으로 수행되었다. 유한요소해석은 ANSYS-Workbench를 이용하였다. Fig. 4는 블레이드 유한요소 모델링 과정을 나타낸다. 효율적인 유한요소 및 적층 모델링을 위해서는 3차원 블레이드 형상 모델링이 완료된 후, 도면에 근거한 표면 분할과정이 필요하다. KR 40.1b 블레이드 표면은 적층 도면에 따라 약 420개로 분할되었고, 최종적으로 생성된 표면격자 수는 25,041개이며, shell 181 요소형태의 쿼드(Quad) 격자가 사용되었다. 시스템 통합하중해석을 통해 얻어진 극한 하중은 블레이드의 길이방향을 따라 정의된 12개 단면에 개별적으로 부여되었으며, 경계조건으로써 블레이드 루트부에 완전구속조건을 적용하였다.

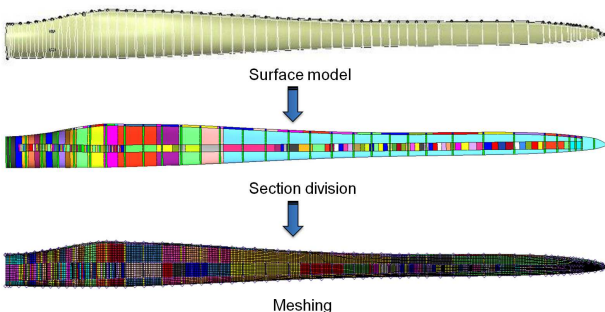


Fig. 4 Finite element modelling of KR40.1b

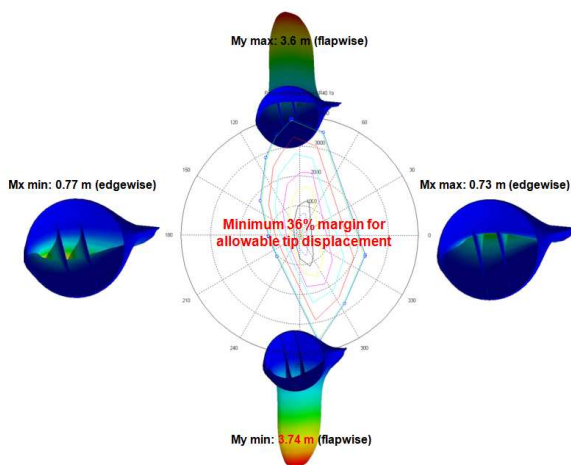


Fig. 5 Evaluation result on the tip displacement

4.2 최대 팁 변형 평가

유한요소해석을 통해 4 종류의 극한하중조건 ($M_{x,max}$, $M_{x,min}$, $M_{y,max}$, $M_{y,min}$)에서의 블레이드 최대 팁 변형 해석을 수행하였고, Fig. 5에 팁 변형 평가결과와 적용하중(PLE, Polar Load Envelope)을 동시에 나타내었다. 최대 팁 변형 평가기준은 탑타워 최대 허용간격(8.3 m)의 70 % 이내이며, 하중 및 재료에 대한 안전계수는 적용되지 않는다. 해석결과, Flap Wise 방향으로의 팁 변형이 크게 나타났으며 Edge Wise 방향으로는 1 m 미만으로

나타났다. 최대 팁 변형은 $M_{y,min}$ 조건에서 3.74 m로 나타났으며, 판정기준 대비 36%의 충분한 안전여유를 갖는 것으로 확인되었다.

4.3 라미네이트 파손 평가

IEC 국제 표준 및 대부분의 인증기관 가이드라인에는 극한 하중 조건에서 섬유(Fiber Failure)와 섬유 간 파손(Inter Fiber Failure)을 각각 평가하도록 규정하고 있다. 현재 다양한 복합재료 파손 판정기준이 존재하지만, 대부분의 풍력터빈 인증기관들은 섬유와 수지에 대한 개별적인 파손평가를 위해 Puck⁽⁶⁾이 제안한 파손기준의 적용을 권장한다. 따라서 본 연구에서는 섬유 및 섬유 간 파손 판정을 위해 Puck의 파손 판정기준을 적용하였다.

섬유 파손은 하중이 가해진 복합재료의 섬유방향 응력(σ_1) 및 섬유방향 변형률(ϵ_1)이 재료의 허용치를 초과할 때 발생하며, 인장 및 압축 하중에 대한 두 가지 모드로 파손이 발생한다.

섬유 간 파손은 복합재료에서 섬유를 감싸고 있는 수지의 균열을 의미하며, 응력 작용면(Action Plane)의 수직응력(σ_n)과 전단응력(τ_{nt}, τ_{n1})의 조합에 의해서 파손이 발생하게 된다. 일반적으로 복합재료의 유한요소 모델링에는 shell 요소가 적용되는데, shell 요소의 경우 두께방향의 응력(σ_3)을 고려하지 않는 2차원 평면응력상태($\tau_{nt}=0$)로 가정하여 섬유 수직방향 응력(σ_2), 섬유와 수지의 전단응력(τ_{21})으로 파손여부를 판정한다.

섬유 간 파손은 Fig. 6에 나타낸 바와 같이 3종류(A, B, C)의 파손모드가 존재하며, 섬유에 작용하는 응력과 전단력이 파괴곡선을 벗어날 경우 각각의 모드로 섬유 간 파손이 발생한다. 모드 A는 섬유의 횡 방향 인장응력($\sigma_2 \geq 0$)에 의해 발생하는 파단 각(θ_{fp})이 0°인 파단을 말하며, 모드 B는 섬유의 횡 방향 압축응력($\sigma_2 < 0$)에 의해 발생하는 파단 각(θ_{fp})이 0°인 파단을, 모드 C는 압축응력이 작용하여 파단면이 경사각을 갖는 파단을 말한다. 각각의 파단조건에 대한 정의는 (사) 한국선급의 기술기준에 따른다.⁽⁷⁾

이상과 같은 라미네이트 파손 판정기준을 적용하여 섬유 및 수지 파손 판정을 위한 유한요소해석을 수행하였고, 그 결과를 Fig. 7~8에 나타내었다. 모든 해석결과로부터 IRF(Inverse Reserve

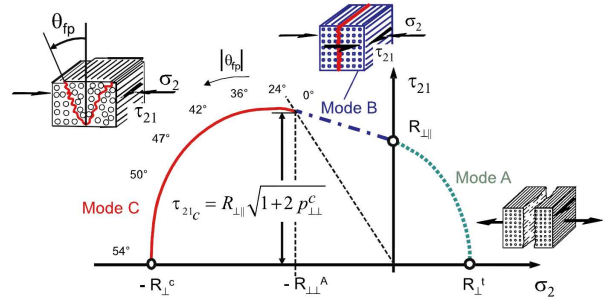


Fig. 6 Failure modes of IFF model(Puck)

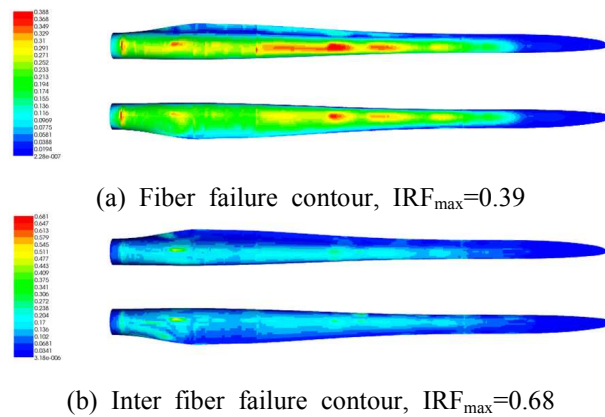


Fig. 7 Simulation results of FF and IFF applying extreme load of $M_{y,max}$

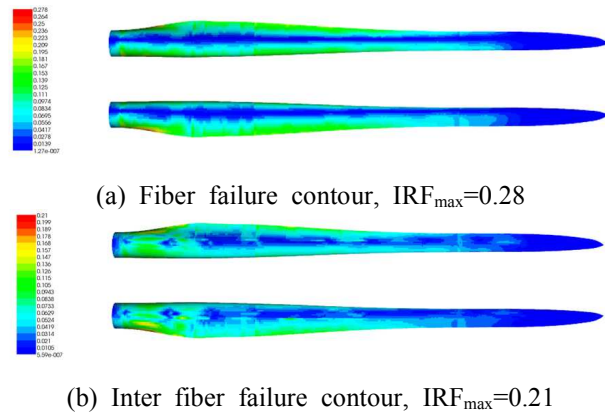


Fig. 8 Simulation results of FF and IFF applying extreme load of $M_{x,max}$

Factor) 값이 1 이하로 나타남에 따라, 극한 하중 조건에서의 섬유 및 수지 파손은 없다고 평가할 수 있다.

섬유 파손 해석결과 루트 부와 스파 캡에서 상대적으로 높은 파손지수가 나타났으며, 수지 파손은 높은 비틀림 하중을 받는 전단 웹과 루트 부에서 높은 파손지수를 나타내었다. 또한, 바람 하중에 대한 직접적인 영향을 받는 플랩 방향

($M_{y,max}$, $M_{y,min}$) 극한 하중 조건에서 상대적으로 높은 파손지수가 발생하였으며, 최대 섬유 및 수지 파손 지수는 $M_{y,max}$ 조건에서 각각 0.39(FF)와 0.68(IFF)로 나타남에 따라, KR40.1b 블레이드는 극한 하중 조건에서 충분한 안전여유를 확보하는 것으로 평가할 수 있다.

4.4 좌굴안정성 평가

블레이드 선형 좌굴해석을 통해 극한하중이 작용하는 조건에서의 좌굴 안정성 평가를 수행하였다. 선형 좌굴해석은 실제 구조물의 불완전성과 비 선형성을 고려하여 실제의 하중-변위 거동을 통해 해를 찾는 비선형 좌굴 해석에 비해 해의 정확도가 떨어지는 단점이 있지만, 계산 시간이 상대적으로 빠르기 때문에 비선형 해석에 앞서 우선적으로 시도할 수 있는 방법이다. (사)한국선급의 기술기준에는 좌굴 해석 방법에 따른 해석 결과의 신뢰성을 이유로, 비선형 좌굴 해석 시에는 1.0, 선형 좌굴 해석 시에는 1.25의 재료에 대한 부분안전계수 값을 적용하도록 규정한다.

극한 하중 조건이 적용된 선형 좌굴해석 결과 중 임계 하중 계수가 가장 낮게 나타나는 1차 모드에서의 해석 결과를 Fig. 9에 나타내었다. 최소 임계 하중 계수는 플랩방향 최대 하중($M_{y,max}$) 조건에서 확인되었으며, 1.5로 나타났다. 좌굴 발생 부위는 루트 근방의 전연 부와 후연 부, 블레이드 루트에서 약 70% 지점의 스파 캡에서 주로 발생 하였다. 루트 근방의 전연 및 후연 부는 가장 큰 굽힘 모멘트가 작용하기 때문에, 해당 위치에서의 스파 캡에 비해 상대적으로 강성이 낮은 전연 부와 후연 부에서 좌굴이 발생하는 것으로 판단된다.

블레이드는 팁 방향으로 갈수록 상대적으로 낮은 굽힘 하중이 작용하기 때문에 스파 캡 적층 두께가 작아지도록 설계되는 것이 일반적이다. 그러나, KR 40.1b의 경우 해당 위치에서의 전연 부와 후연 부의 폼 두께가 일정하게 유지됨에 따라 스파 캡과 주변부의 두께차이가 발생한다. 따라서 결과적으로 굽힘 모멘트에 의한 압축 하중의 집중 발생 가능성이 큰 루트 근방의 전·후연 부와, 주변부와와의 두께 차이가 크게 나타나는 스파 캡 부위에서의 좌굴 위험성이 높은 것으로 나타났다. 선형 좌굴해석 결과, 모든 하중 조건에서 임계 하중 계수가 1 이상으로 나타남에 따라 KR40.1b는 좌굴 안정성을 만족하는 것으로 평가



Fig. 9 Linear stability analysis results

할 수 있다.

4.5 샌드위치구조물 파손 평가

복합재 샌드위치 구조물(Composite Sandwich Structure)은 무게에 비하여 높은 강성 및 강도를 지니고 있으며, 비압축성, 내 부식성, 흡열 및 흡음 특성을 지니고 있기 때문에 경량 구조재로서 많이 사용되고 있다. 풍력 블레이드에서는 스파 캡을 제외한 전연 부와 후연 부에 주로 적용된다. 이러한 샌드위치 구조물은 저밀도의 코어와 얇은 면재로 구성되어 있으며, I 형 빔 구조재와 유사한 기계적 특성을 갖는다.

일반적으로, 1t와 3t의 코어 두께를 갖는 샌드위치 구조물은 라미네이트에 비해 강성이 각각 7배, 35배로 높아지는 반면, 중량은 1.03배, 1.06배 수준으로 증가하기 때문에 복합재료 설계에서 매우 중요한 역할을 하고 있다. 샌드위치 구조물의 면재는 알루미늄, 티타늄 등의 금속재 또는 섬유 강화 복합재가 주로 적용되어 굽힘 하중을 담당하는 역할을 하고, 코어는 목재, 폼 형태의 발포재, 허니콤 등이 주로 사용되어 전단하중을 지지하며 변형에너지를 흡수하는 역할을 한다.

샌드위치 구조물의 파손은 면재와 코어 간의 층간 분리(Delamination), 전단 하중에 의한 코어의 파손, 압축 하중에 의한 면재의 주름으로 구분할 수 있다. 면재와 코어가 분리되는 층간 분리 현상은 이종 재료인 면재와 코어가 접촉되어 제작되는 샌드위치 구조물의 제작 특성 때문에 발생되며, 면재와 코어 사이의 접촉 계면의 파손 여부를 평가한다.

파손 판정은 시편 시험을 통해 확보한 허용 층간 전단응력(Allowable Inter-Laminar Shear Stress)과 유한요소해석을 통해 계산된 층간 전단응력의 비교를 통해 수행된다. 코어 파손은 면 외 방향

전단하중에 의해 코어가 파손되는 것을 말하며, 면재의 주름은 압축하중에 의해 면재가 국부적으로 좌굴되는 현상을 말한다. 본 연구에서는 샌드위치 구조물의 코어 파손과 면재 주름 파손에 대한 평가를 수행하였다.

샌드위치 코어의 전단파손 판정은 면 외 방향 전단응력(τ_{13} , τ_{23})에 의해 코어가 파손되는 것을 말하며, 파손 판별식은 식 (1)과 식 (2)와 같다. 식 (1)은 적층 판 두께 방향의 응력(σ_3)이 고려되지 않은 평가 방법이며, 각각의 면 외 전단응력과 전단강도에 의한 파손지수의 합이 1 이상이 될 경우 파손으로 판정한다. 식 (2)는 식 (1)에서 적층 판 두께방향의 응력(σ_3)과 두께 방향의 강도(Z_3)를 고려하여 파손 여부를 평가하는 방법이다.

면재 주름 파손은 샌드위치 구조가 압축하중을 받는 경우에 이종 재료인 코어와 면재의 강성의 차이로 인해 면재가 국부적으로 좌굴되는 것을 말하며, 파손 판별식은 식 (3), 식 (4)와 같다. 먼저, 식 (3)을 통해서 면재의 주름 발생에 대한 허용 응력을 구할 수 있는데, 허용 응력 계산에는 면재와 코어의 종탄성을 및 코어의 전단 탄성율이 적용된다. 여기서, Q 는 이론값인 0.825을 적용하고, 등방성 코어 재질이 적용된 경우에는 안전율을 포함한 값인 0.5를 적용해야 한다. 식 (3)을 통해 구한 면재 주름 발생에 대한 허용 응력과, 구조해석을 통해 계산된 응력을 적용하여 식 (4)에 의해 파손판정이 수행된다.

$$f = \frac{\tau_{13}}{S_{XZ}} + \frac{\tau_{23}}{S_{YZ}} \quad (1)$$

$$f = \frac{\tau_{13}}{S_{XZ}} + \frac{\tau_{23}}{S_{YZ}} + \frac{\sigma_3}{Z_t} \quad (2)$$

$$\sigma_{wrinkle} = -Q(E_F E_C G_C)^{1/3} \quad (3)$$

$$f = \frac{\sigma_\xi}{\sigma_{wrinkle,\xi}} + \left(\frac{\sigma_\eta}{\sigma_{wrinkle,\eta}} \right)^3 \quad (4)$$

여기서, σ_ξ 는 면재의 주름을 유발하는 압축 하중 발생 축에서의 응력이며, σ_η 는 수직방향의 응력이다. 이상과 같은 파손판정 기준을 적용하여 극한하중 조건에 대한 코어파손과 면재 주름 파

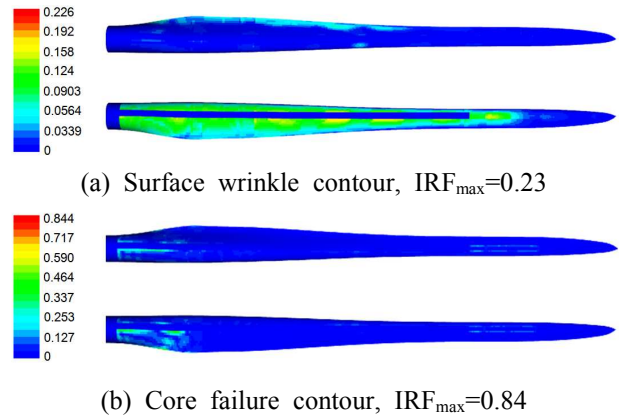


Fig. 10 Simulation results of surface wrinkle and core failure applying extreme load of $M_{y,max}$

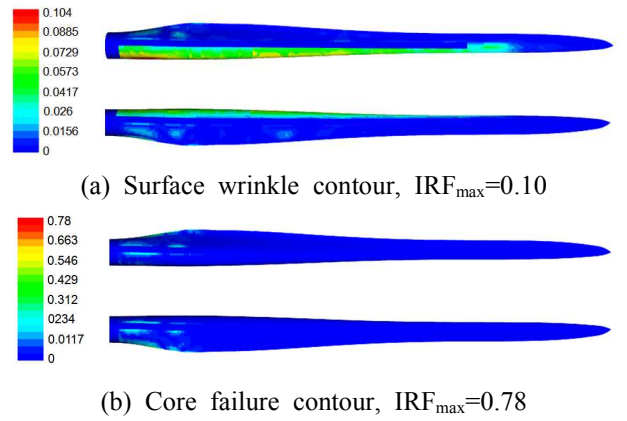


Fig. 11 Simulation results of surface wrinkle and core failure applying extreme load of $M_{x,max}$

손여부를 각각 평가하였고, 그 결과를 Fig. 10~11에 나타내었다.

코어 파손의 경우, 모든 극한하중 조건에서 면재 주름 파손에 비해 파손지수가 높은 값을 나타냈으며, 특히 전단 웹, 루트 근방의 전연 부 및 후연 부에서 높은 파손지수가 확인되었다. 평가 결과를 통해 전단 웹이 높은 전단 하중을 지지하고 있음을 확인하였고, 루트 근방의 전연 부 및 후연 부에서 높은 파손지수가 나타남을 알 수 있었다. 플랩방향 최대하중인 $M_{y,max}$ 조건에서 가장 높은 파손 지수인 0.84가 나타났고, 루트 근방에 작용하는 전단하중에 대한 높은 저항성을 확보하기 위해서는 해당 부위의 코어 두께를 늘리거나, 다축 복합재의 적층수를 증가시키는 등의 설계개선이 필요한 것으로 판단된다. 면재 주름 파손의 경우, 코어 파손에 비해 상대적으로 낮은 값을 나타내었으며, 국부적으로 높은 파손 지수를 보

이는 코어 파손과는 달리 대체로 균일한 파손 지수를 나타냈다. KR 40.1b 블레이드는 코어 및 면재 주름 파손 해석결과에서 모든 하중 조건에 대한 IRF 값이 1 이하로 나타남에 따라, 안전한 것으로 평가되었다.

4.6 피로강도평가

국제 표준 및 대부분의 인증 가이드라인에서는 풍력발전용 블레이드에 대한 피로 수명 평가를 필수 사항으로 규정한다. 피로 수명평가는 시스템 통합하중 해석을 통해 얻어진 하중 시계열(Load Time Series) 데이터를 이용해 수행되며, 피로 하중조건에 대한 정의는 (사)한국선급의 기술기준에 상세하게 기술되어 있다.⁽⁸⁾

본 연구에서는 시스템 통합 하중해석에 의해 계산된 하중해석 결과 중 피로 하중의 95% 이상을 차지하는 M_y (Flap-Wise)와 M_x (Edge-Wise)만을 고려하였다. 피로 수명 평가는 다음과 같은 순서로 진행되며,⁽⁹⁾ 이를 도식화하면 Fig. 12와 같다.

(1) 블레이드 계산 단면 각 구간에 단위 하중 ($M_x, M_y = 1\text{kNm}$)을 적용하여 유한요소해석에 의한 각 계산 단면에서의 단위하중 당 변형률 (F_{MS})을 계산

(2) (1)에서 구한 각각의 값들과 식 (5)의 Goodman diagram⁽¹⁰⁾을 이용하여 재료별 허용 사이클을 계산

(3) 시스템 통합하중해석 결과로부터 블레이드 계산단면에서의 M_x, M_y 성분에 대한 Markov 행렬을 계산

(4) Markov 행렬로부터 구해진 사이클 수와 허용 사이클 수를 식 (6)의 누적 손상 법(Miner's rule)에 적용하여 블레이드요소별 피로파괴 판정 수행

$$N = \left[\frac{R_{k,t} + |R_{k,c}| - |2 \times \gamma_{Ms} \times S_{k,M} \times F_{MS} - R_{k,t} + |R_{k,c}|}{2 \times (\gamma_{Ms}/C_{1b}) \times S_{k,A} \times F_{MS}} \right]^m \quad (5)$$

$$D = \sum \frac{n_i}{N_i} \leq 1 \quad (6)$$

이상과 같은 피로 해석의 수행을 위해서는 가해지는 특정 하중의 작용 사이클 수와 함께, 해당 하중에 대한 재료의 저항 한계 값인 허용 하중 사이클 수가 필요하다. 본 연구에서는 시스템

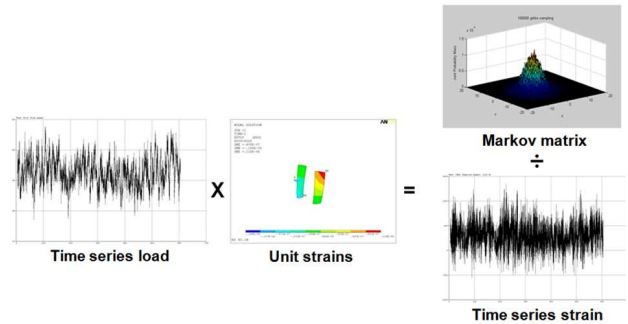
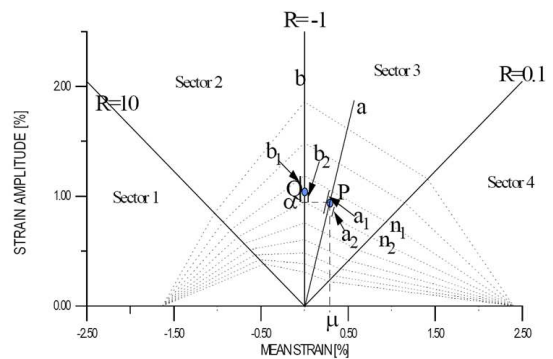
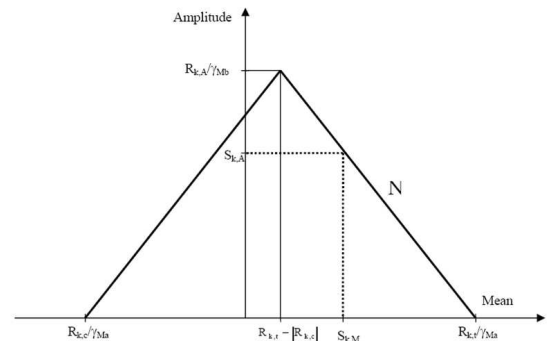


Fig. 12 Evaluation procedure for fatigue failure



(a) Constant life-time diagram(CLD)



(b) Goodman diagram

Fig. 13 Methods for evaluation of fatigue failure

통합하중 해석을 통해 블레이드에 가해지는 특정 하중 및 작용 사이클 수를 Markov 행렬의 형태로 얻었다.

재료의 허용 하중 사이클 수의 계산을 위한 방법으로는 Fig. 13과 같은 두 가지 접근법이 존재한다. 일정수명선도⁽¹¹⁾(CLD, Constant Life Diagram) 법의 경우 대표성을 갖는 복합재료 시편 시험을 통해 재료의 허용 하중 사이클 수를 비교적 정확히 산정 할 수 있는 등의 장점이 있다. 그러나 이 전의 시험 데이터베이스로부터 증명 될 수 없는 경우, 최소한 인장-인장, 인장-압축 및 압축-압

Table 5 Blade sections for fatigue evaluation

| Sect ion | Position [m] | Chord [m] | Twist [deg] | Airfoil |
|----------|--------------|-----------|-------------|------------|
| 1 | 3.539 | 2523.0 | 14.173 | Transition |
| 2 | 6.474 | 2994.6 | 14.173 | DU401 |
| 3 | 10.469 | 2803.0 | 10.228 | DU350 |
| 4 | 14.327 | 2463.0 | 6.137 | DU300 |
| 5 | 18.903 | 1986.0 | 3.251 | DU250 |
| 6 | 23.229 | 1673.0 | 1.888 | DU212 |
| 7 | 28.091 | 1536.0 | 1.262 | NACA64618 |

Table 6 Fatigue evaluation result of spar cap

| Sect ion [-] | Spar cap | | | |
|--------------|----------|----------|----------|----------|
| | M_x | | M_y | |
| | Max | Min | Max | Min |
| 1 | 5.41E-19 | 2.53E-21 | 2.08E-10 | 3.10E-10 |
| 2 | 6.17E-20 | 1.50E-22 | 8.81E-12 | 3.07E-11 |
| 3 | 2.94E-24 | 5.37E-26 | 1.00E-10 | 3.70E-10 |
| 4 | 6.07E-20 | 1.08E-22 | 1.83E-09 | 1.80E-08 |
| 5 | 6.23E-31 | 2.43E-21 | 2.77E-07 | 1.20E-06 |
| 6 | 1.02E-21 | 1.83E-27 | 5.90E-07 | 9.33E-07 |
| 7 | 7.66E-23 | 2.17E-27 | 8.07E-07 | 2.95E-07 |

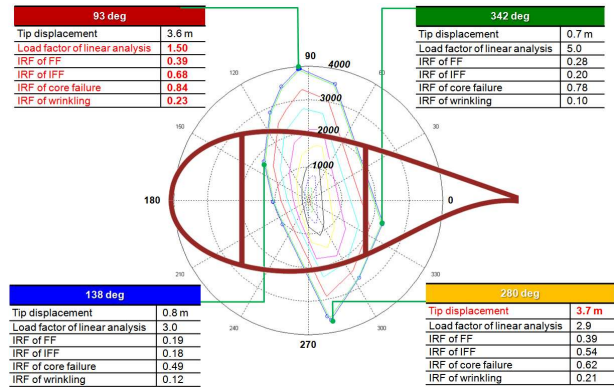
축을 대표할 수 있는 응력 비에서, 대표성을 갖는 시편에 대한 피로 시험을 통해 연속 수명 도표(CLD)를 구해야 한다. 따라서 시험 데이터로부터 의미 있는 연속 수명 도표의 도출을 위해서는 R=-1(인장-압축), 0.1(인장-인장), 10(압축-압축)에 대한 피로시험이 10회 반복 수행되어야 하므로 많은 비용과 시간이 소요되는 단점이 있다.

Fig. 13(b)는 굽힘 선도의 한 종류(Shifted Goodman Diagram)로써, 일정 수명 N에서 평균 하중과 하중 진폭의 관계를 나타낸다. 일반적인 선형 굽힘 선도(Linear Goodman Diagram)와는 달리 복합재료의 인장강도와 압축강도의 비대칭성을 반영된 형태이며, 식 (5)에 의해 재료의 허용 하중 사이클이 계산 될 수 있어 시편 시험 데이터를 기반으로 하는 CLD 법에 비해 정도는 낮지만 빠르고 쉬운 접근이 가능하다. 현재 DNV를 제외한 대부분의 인증기관 및 블레이드 제조사들은 Goodman 선도를 적용하고 있다.

본 연구에서는 블레이드 피로 수명 평가를 위

Table 7 Fatigue evaluation result of trailing edge

| Sect ion [-] | Trailing edge | | | |
|--------------|---------------|----------|----------|----------|
| | M_x | | M_y | |
| | Max | Min | Max | Min |
| 1 | 3.19E-15 | 2.73E-15 | 2.18E-14 | 8.39E-22 |
| 2 | 5.16E-19 | 6.70E-15 | 2.16E-19 | 1.59E-28 |
| 3 | 5.69E-18 | 4.28E-15 | 8.41E-15 | 2.56E-23 |
| 4 | 2.38E-17 | 4.02E-14 | 1.22E-14 | 1.18E-20 |
| 5 | 2.29E-08 | 2.51E-14 | 7.78E-32 | 2.64E-09 |
| 6 | 8.20E-13 | 4.72E-15 | 1.23E-15 | 9.78E-11 |
| 7 | 2.43E-20 | 3.27E-17 | 1.69E-17 | 4.82E-10 |

**Fig. 14** Summary of ultimate strength evaluation results of KR40.1b blade model

해 Markov 행렬의 작용 사이클과 굽힘 선도의 허용 사이클을 식 (6)에 적용하여 블레이드의 요소별 피로수명을 계산하였다. 재료에 적용된 부분 안전 계수는 1.634이며, (사)한국선급의 기술기준을 따른다. 피로 수명 평가는 Table 5에 나타난 7개의 피로 평가 단면, 2개의 하중(M_x , M_y) 조건, 2개의 평가 부위(스파 캡 및 후연)와 2개의 최대 및 최소 변형률의 조합에 따라, 총 56개 조건에 대해 수행되었다.

피로평가 결과를 Table 6~7에 나타내었다. 블레이드 길이 방향으로 18.9 m에 위치한 스파 캡에서 M_y 하중에 의한 피로 수명 해석결과가 가장 취약한 것으로 확인되었으나, 10^{-6} 수준으로 매우 낮은 값이기 때문에 설계수명기간 동안 피로 파손 발생 가능성은 없다.

4.7 설계평가 결과 요약 및 설계개선 방향

KR40.1b 블레이드는 앞서 기술된 바와 같이 모

든 설계평가 항목에 대해 안전한 것으로 평가되었으나, 블레이드 경량화를 위한 설계 개선이 필요하다.

설계 개선 방향의 판단을 위한 극한강도설계평가 결과를 검토하였고, Fig. 14에 요약하였다. KR 40.1b 모델의 최대 팁 변형은 3.7 m로서 허용 한계 값인 5.81 m에 대해 약 36 %의 안전여유를 갖는다. 통상 변형량은 굽힘 모멘트에 비례하고 굽힘 강성에 반비례하므로, 블레이드 단면 별 굽힘 강성을 현재 수준보다 낮게 유지하면 경량화 설계가 가능하다고 판단된다. 단, 허용 팁 변형 한계 값을 넘지 않는 수준에서 경량화 설계가 이루어져야 할 필요가 있다. 블레이드의 굽힘 강성에 가장 큰 영향을 미치는 요소는 전체 블레이드 중량의 20 % 이상을 차지하는 스파 캡 부분이므로, 경량화 설계에서 스파 캡 적층 구조의 최적화가 가장 중요하다. 그러나 코어 파손과 좌굴 안정성 평가 결과는 팁 변형에 비해 상대적으로 낮은 안전여유를 갖는 것으로 나타났기 때문에, 경량화 설계 과정에서 평가기준을 만족할 수 없을 가능성이 있다. 따라서 스파 캡 부의 적층 최적화와 동시에, 상대적으로 높은 국부 응력이 발생하는 블레이드 루트 근방에서는 향후 폼 코어 재료의 보강이 필요할 것으로 판단된다.

5. 결 론

본 연구에서는 Multi-MW 급 풍력발전용 블레이드 공력-구조 통합설계(KR40.1b) 및 시스템 통합하중해석 결과를 바탕으로 국제인증기관(한국선급)의 기술기준에 따른 구조건전성평가를 수행하였다. 구조건전성 평가를 위해 극한 및 피로강도 해석, 좌굴 안정성 해석, 팁 변형 해석을 수행하였으며, 판정기준을 모두 만족함에 따라 KR 40.1b 블레이드 설계는 성공적으로 수행되었다고 평가할 수 있다. 그러나 현재 상용화 되고 있는 2 MW 급 블레이드와 경쟁 가능한 수준의 블레이드 설계를 위해서는 총 중량을 7 ton 이하로 유지 할 필요가 있으며, 이는 루트 근방 폼 코어

재료보강 및 스파 캡 적층 최적설계를 통해 구현 가능 할 것으로 판단된다.

참고문헌 (References)

- (1) Kim, B. S., Kim, W. J., Lee, S. L., Bae, S. Y. and Lee, Y. H., 2013, "Development and Verification of a Performance Based Optimal Design Software for Wind Turbine Blades," *Renewable Energy*, 54, pp. 166~172.
- (2) Lee, S. H., Cho, K. S. and Park, J. S., 2009, "Structural Analysis and Verification Test of 3 MW Wind Turbine Blade," *KWEA Autumn Conference*.
- (3) Gurit, 2012, Product catalogue.
- (4) Korean Register of Shipping, 2008, Technical Guidelines for Wind Turbines.
- (5) International Electrotechnical Commission, 2005, IEC 61400-1 Wind turbines - Part1 : Design requirements, 3rd edition.
- (6) Puck, A. and Schurmann, H., 1998, "Failure Analysis of FRP Laminates by means of Physically based Phenomenological Models," *Composites Science and Technology*, 58, pp. 1045~1067.
- (7) Korean Register of Shipping, 2008, Technical Guidelines for Wind Turbines, pp.127~128.
- (8) Korean Register of Shipping, 2008, Technical Guidelines for Wind Turbines, pp.104~114.
- (9) Mahmood M., Shokrieh and Roham R., 2006, "Simulation of Fatigue Failure in a Full Composite Wind Turbine Blade," *Composite Structures*, 74, pp. 334~339.
- (10) Herbert, J. S. and John, F. M., 2005, "Optimized Goodman Diagram for the Analysis of Fiberglass Composites used in Wind Turbine Blades," *AIAA-2005-0196*.
- (11) Det Norske Veritas (DNV), 2010, Design and Manufacturing of Wind Turbine Blades-offshore and onshore Wind Turbines, DNV-DS-J102, pp.66~70.