

환경하중하의 풍력발전 시스템 구조물의 수치 해석적 기법 연구

정해영* · 홍철현**

*부산대학교 정밀기계공학과

**부산대학교 기계설계전산화인력양성센터

Study on Numerical-analysis Technique for Windpower System Structure under Environmental Loadings

Hae-Young Jung* and Cheol-Hyun Hong**

*Department of Precision Mechanical Engineering, Pusan National University, Busan, Korea

**Pusan Educational Center for Computer Aided Machine Design, Pusan National University, Busan, Korea

KEY WORDS: Windpower system structure 풍력시스템 구조물, Composite shell 복합재 셸, Ply orientation 적층방향, Lamination pattern 적층순서, FEM 유한 요소법

ABSTRACT: The purpose of this study was to develop a buckling analysis technique for a windpower system structure under environmental loadings (hydrostatic pressure) using FEM. We analyzed an isotropic material and composite material and made a comparison using buckling pressure formulas. First, finite element analyses for an isotropic material (SC410) were performed to obtain the variation of buckling pressure for the number of elements and boundary conditions in a pressure-shell model, and the numerical results were compared with those of existing empirical formulas. Then, additional finite element analyses based on the results of the isotropic material (SC410) were performed to determine the optimum lamination angle and pattern for a composite material (URN300). The results of the FE analyses for the composite material were also compared with those of existing empirical formulas. The ply orientations (lamination angles) used in the FE analyses were 0°, 15°, 30°, 45°, 60°, 75°, and . The lamination patterns in the FE analyses were and . The lamination pattern was assumed to be the equivalent model of . The results of the FE analyses for the isotropic material (SC410) indicated that the optimal values for the number of elements and the boundary conditions were 6000 and both simply supported, respectively. The results of the FE analyses for the composite material (URN300) showed that the optimal ply orientation was 60°~75°

1. 서 론

현재 환경 문제를 비롯한 여러 가지 측면에서 화석 연료 대체 에너지 자원의 연구가 활발하게 이루어지고 있다. 풍력발전시스템 연구 중 해상용 풍력발전시스템에 대한 연구가 주목을 받고 있다. 수심 50m 이상의 해상풍력발전시스템은 극심한 해상 상태 하에서도 안전성과 신뢰성을 보장되어야 한다. 이러한 해양 구조물(Off shore structure)에 영향을 주는 외부 환경 하중으로서의 외부 수압(Hydrostatic pressure), 바람, 파도, 해류, 조수, 빙하, 지진, 온도 등이 있다(이강수와 손충렬, 2007). 풍력시스템에서 타워는 다른 기계요소에 비해 간단하지만 전체 풍력발전기 비용의 20~30%를 차지할 정도로 비중이 높고 블레이드 및 전체 구조물을 지지하는 역할을 한다.

최근 들어 이런 타워 구조물의 자체 중량을 저감하고 기존의 타워와 동일한 강성 확보를 위하여 스틸과 콘크리트를 혼용한 하이브리드 타워, 복합재 타워 등 다양한 연구가 진행되고 있다(Polyzios et al., 2009, Uys et al., 2007, 산업자원부 2007). 그 중

복합재는 기존 금속재료에 비해 비강성이나 비강도 측면에서 절대적으로 유리하므로 상당한 자체중량을 감소할 수 있는 장점이 있다. 손충렬등은 등방재 금속재와 복합재로 제작된 타워에 대해 바람과 파도와 같은 동적하중에 대한 고유진동로서 비교하였으며(손충렬 등, 2008) 한정영 등은 복합재로 제작된 타워의 형상을 원통셸로 모델링하여 자중에 대한 강도를 유한요소법으로 평가한바 있다(한정영 등, 2011).

심해용 타워의 경우 수압의 영향으로 인해 좌굴에 취약해지는 단점이 있다. 또 좌굴 후에 지지하중이 급격히 저하되는 불안정 좌굴이 나타나기도 하고 이 경우 좌굴은 그 구조물에 치명적일 수 있다(Kweon. et al., 1995). 그래서 좌굴 압력에 대한 예측이 필수 요소라고 할 수 있다. 그러나 MW급 타워와 같은 대형 해상구조물들은 수압 실험이 현실적으로 어려워져 경험에 의한 좌굴 압력식 및 유한요소해석으로 좌굴 압력을 예측하고 있다.

본 연구에서는 심해용 타워에 대해서 효과적인 좌굴설계 방법을 제시하고자 한다. 이를 위하여 등방재 금속재로 제작된 풍력발전시스템의 타워에 대해서 선형 및 비선형 유한요소해석을

수행하고 등방재 좌굴 압력식과 유한요소해석에 의한 좌굴압력을 비교하여 좌굴압력식과 유한요소 해석의 차이를 분석하였다. 또한 타워의 재질을 초고강성 복합재 URN300에 적용하여 적층 각도별로 유한요소해석을 수행하고 복합재 좌굴 압력식 ASME 2004식의 좌굴압력값과 비교분석하여 복합재 좌굴압력 설계에 대한 기준을 나타내고자 한다.

2. 복합재 인장시험

2.1 시편제작

본 연구에서 사용된 URN300은 프리프레그 방식으로 제작되었으며 이 복합재는 항공기를 비롯한 각종 첨단 구조물에 많이 사용하고 있다. 강병운등은 프리프레그 제작 방법의 소개 및 복합재로 제작된 블레이드를 유한요소해석으로서 모드해석을 수행한바 있다(강병운 등, 2011).

기계적 물성치 평가에 사용된 시편은 진공 포장 성형공정(Vacuum bag molding process)을 이용하여 표준 시편을 제작하였다. 진공 포장 성형공정을 Fig. 1에 나타내었다. 시편은 이러한 URN300을 섬유방향(0°)과 섬유의 직각방향(90°)에 대해 적층하고 오토클레이브(Autoclave)에 넣어서 경화시킨다.

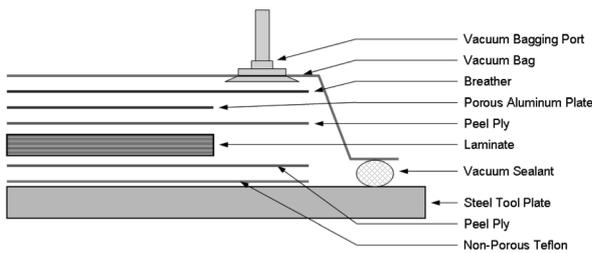


Fig. 1 Vacuum bag molding process

시편의 치수는 ASTM(American society for testing and materials) D3039(ASM, 1987)에서 제시한 규격에 따랐다. Fig. 2는 완성된 시편을 나타낸다. 이 시편을 사용하여 인장시험을 실시하였다.

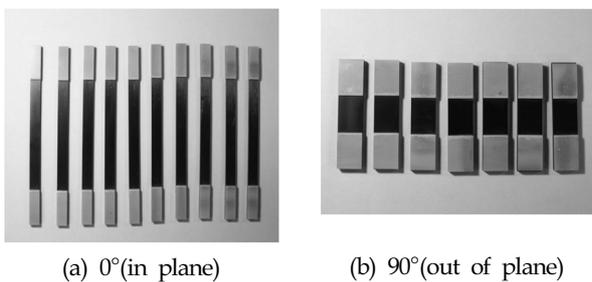


Fig. 2 Tensile test specimens

2.2 적용 소재 기계적성질

인장시험은 섬유방향에 대해 0°로 적층한 시편에 대해서는 50톤 만능시험기(Instron 4469)를 사용하였고, 섬유방향을 90°로 적층한 시편에 대해서는 5톤 만능시험기(UH-50A)를 사용하였다. 인장시험에 의해 구한 섬유방향의 탄성계수 E_L , 섬유에 직각인

방향의 탄성계수 E_2 , 섬유방향의 응력 σ 만 작용할 경우의 프와송비 ν_{12} , 섬유에 직각인 방향의 응력 σ_2 만 작용할 경우의 프와송비 ν_{21} 는 각각 Table 1에 나타내고 Fig. 3에는 응력-변형을 곡선을 나타내었다. 이 값들을 유한요소 해석에 사용하였다.

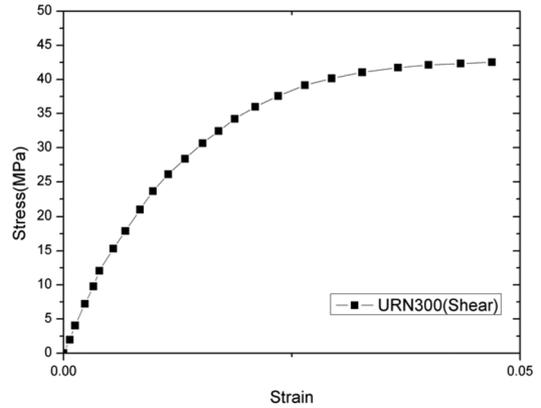


Fig. 3 A typical in-plane shear stress-strain curve of URN300

Table 1 Material properties of a composite material, URN300

Property	Symbol	Value
Thickness(mm)	T	0.15
Elastic modulus(GPa)	E_1	360
	E_2	5.10
	E_3	5.10
Poisson's ratio	ν_{12}	0.28
	ν_{13}	0.28
	ν_{23}	0.47
Shear modulus(GPa)	G_{12}	5.55
	G_{13}	5.55
	G_{23}	-
Tensile strength(MPa)	X_T	1140
	Y_T	10.3
	Z_T	10.3
Shear strength(MPa)	S_{12}	40
	S_{13}	40
	S_{23}	-

3. 이론적 배경

3.1 유한요소법에 의한 좌굴해석

유한요소 해석방법은 고유치 해석과 비선형 좌굴해석이 있다. 고유치 해석 또는 선형 좌굴해석법은 이상적인 탄성 구조물에 대한 이론적인 좌굴 강도를 예측하는 해석이다(한정영 등, 2011). 선형좌굴해석의 지배방정식은 다음과 같이 나타내고 고유치(Eigen value)를 좌굴압력값으로 정의한다.

$$([K] + \lambda_i [S])\psi_i = 0 \tag{1}$$

여기서 $[K]$ 는 강성매트릭스(Stiffness matrix), $[S]$ 는 응력강성

매트릭스(Stress stiffness matrix), λ_i 는 i 번째 고유치이며 ψ_i 는 i 번째 변위고유치벡터이다.

비선형 해석법은 하중과 변위를 동시에 미지수로 보고 호의 길이(Arc length)라고 하는 새로운 파라미터를 도입해 하중-변위 곡선을 추적해 가는 방법을 사용하였다. 본 논문에서 적용한 좌굴 해석법은 한정영 등이 사용한 고유치 해석법과 박치모와 이승훈이 제안한 좌굴해석법을 사용하였다(박치모와 이승훈, 2002).

3.2 등방재 원통셀의 좌굴압력식

외부압력이 작용할 경우 양단 단순지지에 대해 좌굴이론적인 고전식을 식 (2)와 같이 나타내었다(이재신, 1996).

$$P_{cr} = \frac{\pi^2 E(t/L)^2 K_\theta}{12(1-\nu^2)} \frac{t}{R} \quad (2)$$

여기서 강도저감계수(K_θ)는 형상 불완전성 불완전(Shape imperfection) 및 잔류응력(Residual stress)의 영향을 고려한 계수이며 E 는 종탄성 계수(Elastic modulus)이며 t 는 원통형 셀의 두께, L 은 원통형 셀 단면의 설계길이이고 R 은 원통형 셀 반지름. ν 는 프아송비를 의미한다.

또한 DnV선급에서 해양 구조물에 사용되어지고 있는 경험식은 형상 불완전(Shape imperfection) 및 잔류응력(Residual stress)의 영향을 고려한 실험결과에 따라 만들어진 식이며(이재신, 1996), 식 (3)과 같다.

$$P_{cr} = \rho_\theta K_\theta \frac{\pi^2 E(t/L)^2 t}{12(1-\nu^2) R} \quad (3)$$

여기서 $K_\theta = 1.016L/\sqrt{Rt}$ 로 표현되며 식 (3)에서 ρ_θ 는 다음과 같다.

$$\rho_\theta = 8.3/(L/\sqrt{Rt} + 1.53)^2 + (0.945L/\sqrt{Rt})/(L/\sqrt{Rt} + 6.5) \quad (4)$$

3.3 복합재 원통셀의 좌굴압력식

복합재 구조물에 대한 좌굴 압력식은 ASME 2004, ASME 2010, NASA SP-8007 등이 있다. 이 좌굴압력식들 중 NASA SP-8007식과 ASME 2010식은 복합재의 강성매트릭스 각 성분을 추출하여 계산하는 과정을 거치게 되므로 설계 현장에서 적용하기가 어렵다. 그러나 ASME 2004식은 간단히 축방향 탄성계수와 원주방향 탄성계수만으로 좌굴압력이 예측 가능하여 설계 현장에서 더욱더 활용도가 높다고 판단하여 본 논문에서는 ASME 2004식을 사용하였다. ASME 2004식에서 정의하고 있는 좌굴압력식은 식 (5)인 임계길이로서 식 (6)와 식 (7)로 구분하여 좌굴압력을 계산한다(ASME, 2004).

$$L_c = 1.14(1-\nu_1\nu_2)^{0.25} D_o (D_o/t)^{0.5} \quad (5)$$

설계 길이(L)에 따른 좌굴압력식은 다음과 같다.

$$P_A = \frac{K(E_r/F)(D_o/L)(t/D_o)^{2.5}}{[1-0.45(t/D_o)^{0.5}]} \quad (L < L_c) \quad (6)$$

$$P_A = [2(E_r/F)/(1-\nu_1\nu_2)](t/D_o)^3 \quad (L \geq L_c) \quad (7)$$

여기서 D_o 는 원통형 셀의 외경(Outside diameter), E_r 는 축방향

인장탄성계수, E_2 는 원주방향 인장탄성계수, E_r 는 합성탄성계수로서 $[(E_1)(E_2)]^{0.5}$ 로 표현되며 F 는 설계계수(Design factor)이며 ν_1 는 축방향의 프아송비 ν_2 는 원주 방향의 프아송, K 는 $3.6-[2E_r/(E_1+E_2)]$ 로 표현된다.

4. 등방재 원통셀에 대한 해석

등방재 원통셀의 좌굴해석은 유한요소해석에 의한 고유치 해석 및 비선형을 해석을 수행하여 좌굴압력적인 고전적인 식 (2)와 경험적인 식 (3)에 의한 좌굴압력값을 비교하였다.

4.1 유한요소해석 수행방법

요소(Element)의 분할 정도를 결정하기 위하여 길이 8900mm, 반지름 4200mm, 두께 45mm의 원통셀의 분할요소의 수를 2000개에서 16000까지 2000개씩 증가시켜 유한요소모델을 생성하였으며 각각에 대해서 단순지지조건으로 고유치 해석을 수행하고 계산된 좌굴압력값으로 수렴도를 결정하여 본 연구에 적용할 유한요소모델의 요소수를 결정하였다. 앞서 정해진 요소의 수로 양단 단순지지조건, 단순 고정지지조건과 양단 고정지지조건에 대해 고유치 해석을 수행하였고 경계조건 중 양단 고정지지조건을 적용하여 비선형해석을 수행하였다. 비선형 해석에서 좌굴압력값은 계산된 좌굴압력-변형 곡선에서 처음 좌굴이 발생하는 지점의 값으로 정의하였다.

등방재 셀에 대한 유한요소해석을 위해 적용모델인 풍력 발전용 타워를 단순화하여 원통셀로 모델링하였으며, 모델링한 형상과 치수는 Fig. 4와 같다. 이 형상은 최근 연구 중인 풍력발전 시스템 중 타워의 형상 치수를 인용하였다(산업자원부, 2007).

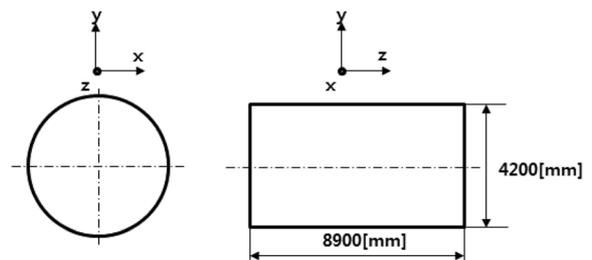


Fig. 4 Dimensions of a cylinder used in the FE analysis for an isotropic-material shell

등방재 유한 요소해석에서 사용할 물성치는 풍력 타워의 제작에 사용되는 규격 KS D 41001-90, SC410의 물성치를 적용하였다. Table 2는 SC410의 물성치를 나타낸다.

Table 2 Material properties of an isotropic material, SC410

Material properties	Numerical values
Tensile yield strength(MPa)	400
Modulus of elasticity(GPa)	200
Poisson's ratio	0.29

해석에 사용된 요소는 S8R (ABAQUS, 2010)이며 변위 경계조건으로 단순지지조건(Simple support)은 병진운동 변위와 회전운동 변위 중 병진운동변위만 고정하고 고정지지조건(Clamped support)은 병진운동변위와 회전운동변위 모두를 고정하는 것이다. 양단 단순지지조건(Both simple support)은 모서리 ㉠와 ㉡에 단순지지조건을 부여한 것이며 단순 고정지지조건(Simple-clamped support)은 모서리 ㉠에 단순지지조건, 모서리 ㉡에는 고정지지조건을 부여하였고 양단고정지지(Both clamped support) 조건은 모서리 ㉠와 ㉡에 고정지지조건을 부여하였다. 하중경계조건은 원통 셀의 원통에 1MPa압력을 부여하였으며 적용된 유한요소 모델 및 경계조건은 Fig. 5에 나타내었다.

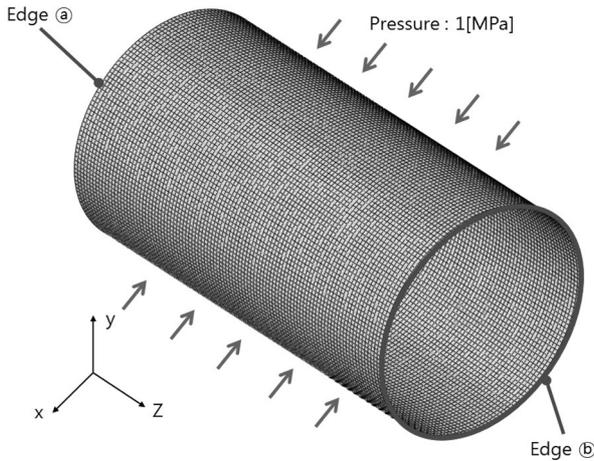


Fig. 5 Boundary conditions of tower

4.2 고전식 및 경험식 좌굴압력값 계산과정

고전식의 좌굴압력값은 3.2절에 정의한 식 (2)를 사용하였다. 형상에 대한 정보는 Fig. 1의 값을 적용하였으며 종탄성계수는 Table 2의 값을 적용하여 계산하였다. 경험식인의 좌굴압력값은 3.2절에 정의된 식 (3)을 사용하였고 고전식의 적용방법과 동일한 과정으로 계산하여 좌굴압력값을 얻었다.

4.3 해석결과 및 고찰

모델에서 분할요소의 수에 따른 선형좌굴압력을 Fig. 6에 나타내었다. Fig. 6을 살펴보면, 분할요소의 수에 대한 선형좌굴압력의 변화는 요소의 수가 6000부근에서 수렴되었다.

3가지 경계조건에 따른 고유치 해석에 의한 좌굴압력 결과값을 Table 3에 나타내었다. 좌굴압력값은 4.09-4.13의 값으로 약 1% 내의 오차로 좌굴압력에 있어서는 큰 차이를 나타나지 않았다. 이러한 결과는 좌굴압력값을 구하기 위한 해석을 위해서는 3가지 경계조건 중에서 어느 한 가지를 사용하면 된다. 실제로 본 연구의 구조물은 양 끝단이 볼트로 고정되는데, 좌굴압력에 큰 차이가 나타나지 않는 결과로부터 이후의 유한요소해석은 양단 고정지지 변위경계조건 한 경우에 대해서만 적용하여 해석을 수행하였다. 그리고 양단 단순지지조건에 의해서 유도된 고전식에 의한 좌굴압력 결과값은 2.89MPa로 고유치 해석 결과 값과 약 29%의 오차를 보였다.

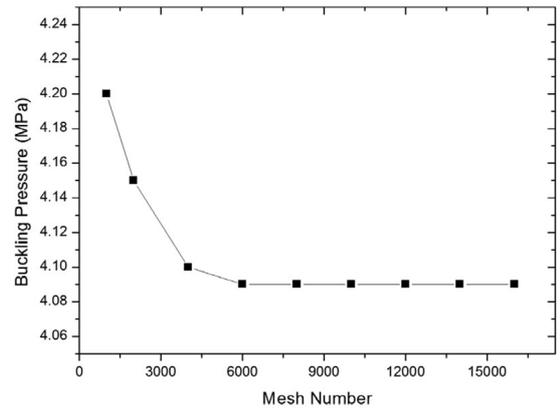


Fig. 6 Elastic buckling pressure with respect to the number of meshes in a linear buckling analysis

Table 3 Comparison of the buckling pressure in the eigen buckling analysis with 3-boundary conditions

		buckling pressure(MPa)
Simulation	Both simple support	4.09
	Simple-clamped support	4.10
	Both clamped support	4.13
Classical formula		2.89

등방재에 대해서 분할요소의 수와 경계조건의 변화에 따른 고유치해석에서 얻은 분할요소의 수 6000개와 양단 고정지지 경계조건을 등방재에 대한 비선형 좌굴해석에 적용하여 수행하였다. 비선형 좌굴해석에 의해서 구한 최대좌굴압력은 3.99MPa인데 경험식 DNV에 의한 좌굴압력은 2.76MPa이므로 서로 약 31%의 차이가 발생하였다. 등방재의 고유치 해석(Eigen value analysis) 및 비선형 좌굴해석(Nonlinear buckling)에 의한 좌굴결과값과 경험식(DNV) 식 (3)에 의한 좌굴압력 결과값을 Table 4에 나타내었다.

Table 4 Comparison of buckling pressure for an isotropic cylindrical shell

	Nonlinear buckling		Eigen value buckling
	Nonlinear buckling	DNV	
Buckling pressure (MPa)	3.99	2.76	4.13

Fig. 7은 유한요소해석에 의한 수행한 고유치 및 비선형 해석의 좌굴압력결과와 등방재 좌굴압력식인 고전식과 경험식값을 그래프로 나타낸 것이다. 고유치 해석, 고전식과 경험식은 좌굴압력이 한 개의 값이며 비선형 해석은 호길이범에 의한 좌굴압력-변형의 곡선으로 표현되었으며 이 값들 중 최초의 좌굴이 발생하는 지점인 3.99MPa값을 좌굴 압력값으로 설정하였다. 좌굴 후의 거동 또한 좌굴구조물의 연구에 필요하나 본 연구는 좌굴압력의 관점에서만 기술하였다.

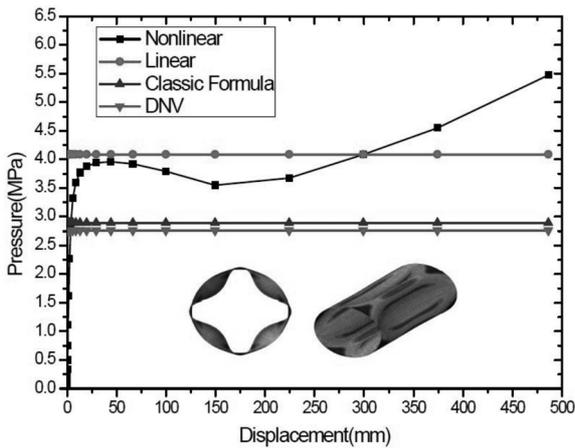


Fig. 7 Pressure-displacement curve for an isotropic material in a nonlinear-buckling analysis

앞서 언급한 바와 같이 고유치해석 결과와 고전식에 의한 좌굴압력값과의 오차는 29% 발생하였고 비선형 좌굴해석과 경험식에 의한 좌굴압력값과의 오차는 31% 발생하였다. 이는 식 (2)와 식 (3)에 사용된 강도저감계수의 영향이라고 볼 수 있다. 강도저감계수는 형상불완전성과 잔류응력의 복합적인 원인을 경험적인 값으로 표현한 것이다. Crewell and Dow 등은 등방재 금속재질의 실린더 형상에 대해서 수치해석에 의한 좌굴압력값과 실제 실험에 의한 좌굴압력값이 형상불완전성에 의해서 10-14% 발생한다고 언급한바가 있다(Creswell and Dow, 1986). 또한 Lennon과 Das 등은 등방재 금속재의 실린더 형상에 대해서 용접과 소재의 굽힘에 의한 잔류응력의 영향으로 수치해석과 실제 실험에 의한 좌굴압력값의 오차가 23-27.5% 발생한다고 언급하였다(Lennon and Das, 1997). 이와 같이 본 연구에서 수행한 결과로 나타나는 29-31%의 오차는 선행연구에서의 결과와 유사한 결과로서 형상불완전성 및 잔류응력에서 기인하는 오차로 보인다.

5. 복합재 원통셀에 대한 해석

본 연구에서는 프리프레그 제작공법에 의한 적층형의 복합재 모델을 적용하여 해석을 수행하였다. 적층형의 복합재는 적층순서 및 적층각도에 따라 제작되는 구조물의 강도에 지대한 영향에 미친다. 따라서 적층형 복합재를 이용한 내압 구조물의 설계를 위해서 적층각과 적층순서에 따른 고유치 및 비선형 좌굴 해석을 수행하여 좌굴압력을 예측하였으며 이 결과를 ASME 2004식과 비교하였다.

5.1 유한요소해석 수행방법

요소 개수는 4.1절에 나타낸 각각의 요소적용방법을 적용하여 결정하였고, θ 는 $0^\circ - 90^\circ$ 까지 15° 간격으로 총 7가지 경우 적층순서 $[\pm\theta/0/90]_{50s}$, $[\pm\theta_{50}/0_{50}/90_{50}]_s$ 에 대해서 고유치 및 비선형 해석을 수행하였다.

복합재 좌굴해석에 사용된 요소수와 모델링의 형상 및 치수는 등방재 좌굴해석과 동일하고 사용된 복합재는 URN300으로 그

적층두께는 전체두께에서 적층수로 나누어 구하였다. 재료 물성치는 복합재 인장시험에 의해 구해진 값들을 적용하였다.

적층순서는 적층순서 ①인 $[\pm\theta/0/90]_{50s}$ 와 적층순서 ②인 $[\pm\theta_{50}/0_{50}/90_{50}]_s$ 를 사용하였고, 적층순서 ②는 적층순서 ①의 등가모델로서 두 가지 적층순서를 비교하기 위한 것이다. Fig. 8은 복합재 URN300의 적층순서를 나타내는 모식도이다. 각 적층의 두께는 0.112mm를 부여 하였다. 요소의 수는 6000개를 적용하였고, 경계조건은 양단 고정지지조건을 사용하였다.

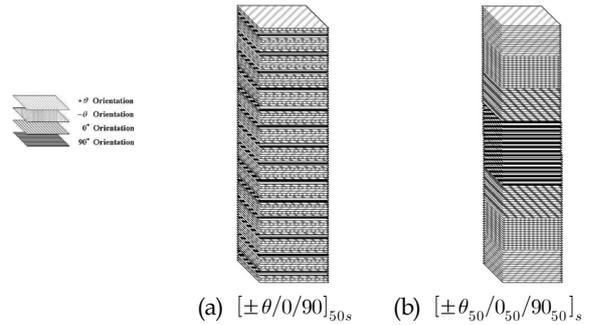


Fig. 8 Lamination patterns of $[\pm\theta/0/90]_{50s}$ and $[\pm\theta_{50}/0_{50}/90_{50}]_s$ in a composite material URN300

5.2 ASME 2004식에 의한 좌굴압력 해석 방법

먼저 ASME 2004 식 (6)에 포함된 축방향 인장탄성계수(E_1)와 원주방향 인장탄성계수(E_2) 구해야한다. Table 1의 기계적 물성치는 테이프 한 장의 물성치로서 전체두께와 적층각도가 포함된 등가물성치의 계산이 필요하다. 그래서 등가물성치를 구하기 위하여 복합재 해석에 널리 사용되는 MSC. PATRAN을 이용하여 등가물성치를 계산하였다. $[\pm30/0/90]_{50s}$ 의 등가물성치 계산과정을 예로 들어보면 먼저 복합재 물성치 입력창에 Table 1의 URN 300소재의 기본 물성치를 입력한다. 그 다음 적층 입력창에 적층두께 0.112mm의 각 적층을 $[\pm30/-30/0/90/90/0/-30/+30]$ 의 순서로 반복하여 총 400적층을 입력한 후 등가물성치로 변환하여 Table 5의 축방향 인장탄성계수와 원주방향 인장탄성계수를 얻었다. 이렇게 계산된 각 적층 각도별 등가물성치 축방향 탄성인장계수와 원주방향탄성계수를 ASME 2004 좌굴압력식에 대입하고 Fig. 4의 형상 정보를 입력하여 좌굴압력값을 계산하였다. Table 5는 적층 형태 및 각도별로 계산된 축방향 인장탄성계수와 원주방향 인장탄성계수이다.

5.4 해석결과 및 고찰

복합재의 적층순서와 적층각에 의한 고유치 해석(Eigen value analysis) 및 비선형 좌굴해석(Nonlinear buckling analysis)의 결과를 ASME 2004 좌굴압력식과 비교한 것은 Table 6과 같다.

Fig. 9는 적층각과 적층순서에 따른 좌굴압력을 나타낸다. 적층순서 ①, ②에 대한 고유치 해석과 비선형 좌굴해석을 비교해 본 결과, 두 가지 해석에서 최대 좌굴압력과 최저 좌굴압력은 모두 적층각 $60^\circ-75^\circ$ 와 0° 에서 발생하였다. 그리고 적층각 $75^\circ, 90^\circ$ 에서는 적층순서 ②에 의한 좌굴압력이, 적층각 $0^\circ, 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ$ 와 60° 에서는 적층순서에 의한 좌굴압력이 더 크게 발생하였다.

ASME 2004식에 의한 좌굴 압력값은 좌굴 압력값이 45°에서 최소값이 발생하였으며 대칭적으로 좌굴압력분포가 발생하였다. 이것은 ASME 2004식에 적용된 물성값이 축방향 인장탄성계수 (E_1), 원주방향 인장탄성계수(E_2)의 단순 조합인 E_r 값으로 반영

Table 5 Comparison of E_1 & E_2 for each stacking angles and patterns

Lamination Angle	Tensile modulus (GPa)			
	① [$\pm\theta/0/90$] _{50s}		② [$\pm\theta_{50}/0_{50}/90_{50}$] _s	
	E_1	E_2	E_1	E_2
0°	242	124	242	124
15°	169	124	169	124
30°	137	125	137	125
45°	128	128	128	128
60°	125	137	125	127
75°	124	169	124	169
90°	124	242	124	242

Table 6 Comparison of the buckling pressure for a composite cylindrical shell between analyses and ASME equation

Lamination Angle	Analyses (MPa)				ASME 2001 Equation (MPa)
	① [$\pm\theta/0/90$] _{50s}		② [$\pm\theta_{50}/0_{50}/90_{50}$] _s		
	linear	Nonlinear	Linear	Nonlinear	
0°	1.68	1.61	0.47	0.41	2.20
15°	1.95	1.89	0.61	0.54	1.81
30°	2.28	2.21	1.03	0.98	1.63
45°	2.59	2.5	1.79	1.72	1.6
60°	2.89	2.81	2.52	2.43	1.63
75°	2.77	2.69	2.85	2.76	1.81
90°	2.39	2.31	2.56	2.49	2.20

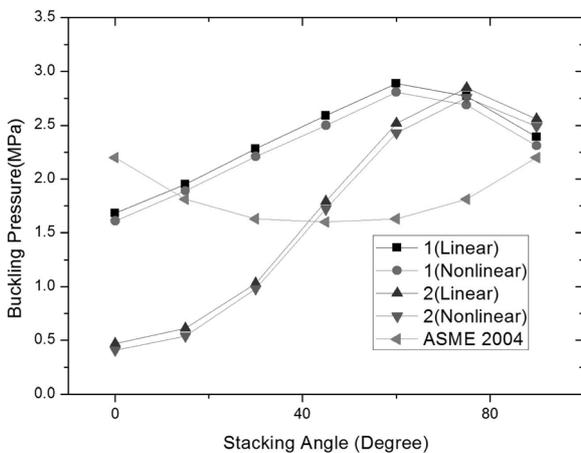


Fig. 9 Comparison of the buckling pressure for a composite material URN 300 between two lamination-patterns

되어 발생하는 것으로 판단되는데 Table 5의 등가물성치 계산에 의한 축방향 탄성계수와 원주방향 탄성계수값을 비교하면 45°를 기준으로 동일한 값이 적용되었다. 이는 등가물성치를 활용해서 계산된 값이 적층순서를 반영된 값이 아니고 전체두께에 각도별 적층의 강도만이 반영된 값이기 때문이다. 예를 들면 Table 6에서 적층순서 [$\pm 30/0/90$]_{50s}의 복합재와 [$\pm 30_{50}/0_{50}/90_{50}$]_s 복합재는 유한요소의 결과에 의한 좌굴압력값이 2.28MPa, 1.03MPa로 좌굴압력값이 다르나 등가 물성치법은 각도별로 포함된 적층의 개수가 일치하여 동일한 E_1 , E_2 값이 적용되어 ASME 2004식에 의한 좌굴압력값이 1.63MPa로 같은 값이 계산되었다. 그래서 등가물성치법이 적용된 ASME 2004식은 적층순서에 의한 값을 반영하지 못하는 것으로 판단된다. 이런 이유로 인하여 현재 ASME 2010식에서는 원주방향 인장탄성계수대신 원주방향 휨탄성계수(Hoop flexural modulus)를 도입하여 좌굴 압력을 예측하고 있다.

6. 결 론

본 연구의 최종 목적은 유한요소해석과 좌굴압력식을 이용하여 풍력발전시스템 타워 구조물에 대한 효율적인 설계 방법의 도출에 있다. 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 등방재 SC410의 고유치해석에서 경계조건은 3가지 조건에 대해서 1% 이하의 오차를 발생하였다. 이것은 등방재 좌굴압력은 고려하고자하는 구조물의 3가지 경계조건 중 어느 것에 적용하여도 좌굴예측이 가능한 것으로 보인다.
- (2) 등방재 좌굴 압력식에 포함된 강도저감계수의 영향을 고려한다면 유한요소해석과 좌굴압력식에 의한 좌굴압력값이 약 10% 이내로 잘 일치하고 있다. 항후 형상불완전 및 잔류응력을 고려한 유한요소해석에 대한 연구가 필요한 것으로 보인다.
- (3) 복합재 URN300에서 유한요소의 해석결과는 비선형 및 선형의 해석 결과가 4% 이내로 잘 일치 하였으며 좌굴압력이 최대가 되는 적층각은 60°-75°에서 발생하였다. 적층순서는 [$\pm\theta/0/90$]_{50s} 형태가 [$\pm\theta_{50}/0_{50}/90_{50}$]_s보다 더 높은 좌굴압력에 견딜 수 있는 것으로 판단된다. 이를 근거로 적층형 복합재는 [$\pm\theta/0/90$]_{50s} 형태로 45°이상의 적층각도를 사용하여야 좌굴압력의 강성 측면에서 효율적인 설계인 것으로 판단된다.
- (4) ASME 2004식의 좌굴압력과 유한요소해석에 의한 좌굴압력을 비교하면 적층각도 90°에서 오차 약 10%로 잘 일치하였다. 그러나 적층각도 45° 이하의 좌굴압력값은 유한요소해석 결과와 비교했을 때 반대의 경향을 보였다. 이것은 ASME 2004식의 적용계수를 등가물성치로 계산하여 발생한 것으로 보이며 ASME 2004식은 적층형의 복합재의 좌굴강도식으로는 적합하지 않은 것으로 판단된다. 최근의 ASME 2010식은 이 단점을 보완하여 새로운 계수를 적용하여 좌굴압력을 예측하고 있다. ASME 2010식에 대해서 유한요소해석과 비교하는 것이 필요할 것으로 보인다.

참 고 문 헌

강병운, 한정영, 홍철현, 문병영 (2011). “경량화 복합재를 이용한

- 풍력 블레이드 개발과 해석에 관한 연구,"유체기계저널, 제 14권, 12호 pp 59-64.
- 박치모, 이승훈 (2002). "상용소프트웨어를 이용한 원환보강 원통의 최종강도해석(II)," 한국해양공학회지, 제 16권 제 1호, pp 36-40.
- 산업자원부 (2007). 2MW PMSG평 주력발전 시스템개발, 에너지개발, 에너지자원기술개발사업 최종보고서.
- 손충렬, 이강수, 이정탁 (2008). "부가수 질량을 고려한 실린더형 풍력발전기타워의 동적응답연구," 한국태양에너지학회, 춘계학술대회발표논문집, pp. 61-66.
- 이강수, 손충렬 (2007). "해상 풍력 발전용 구조물 변화에 따른 고유진동해석," 한국소음진동학회 2007년 춘계학술대회 논문집, pp 1008-1016.
- 이재신 (1996). 선박 및 해양구조물 : 좌굴강도학, 세종출판사.
- 한정영, 홍철현 (2011). "대형 풍력발전용 필라멘트 와인딩 복합재 타워의 좌굴 해석," 한국해양공학회지, 제25권, 제2호, pp 79-84.
- ABAQUS Analysys User's manual (2010). Vol 4 , Element, pp 447-449.
- ASME (2004). ASME BOILER & PRESSURE VESSEL CODE SECTION X, pp 34-37.
- ASTM (1987). ASTM D3039 Standard Test Method for Tensile Properties of Fiber-Resin Composites.
- Creswell, D.J. and Dow, R.S. (1986). "The Application of Nonlinear Analysis to Ship and Submarine Structures", Advances in Marine Structures, Proceedings of an International Conference, pp 174-200.
- Kwon, J.H., Hong, C.S. and Lee, I.C. (1995). "Postbuckling Compressive Strength of Graphite/Epoxy Laminated Cylindrical Panels Loaded in Compression", AIAAJ, Vol 33, No 2, pp 217-222.
- Lennon, R.F. and Das, P.K. (1997). "The Effect of Cold Forming and Welding Locked in Stress States on the Buckling Resistance of Orthogonally Stiffened Cylinders", In Proceedings of Advances in Marine Structures. Vol 3, Paper No 6.
- Polyzios, D.J., Raftoyiannis, I.J. and Ungkurapinan, N. (2009). "Static and Dynamic Characteristics of Multi-cell Jointed CFRP Wind Turbine Towers", Composite structures, Vol 90, No 1, pp 34-42.
- Uys, P.E., Farkas, K., Jarmai, J. and van, Tonder, F. (2007). "Optimization of a Steel Tower for a Wind Turbine Structure", Engineering Structures, Vol 29, No 7, pp 1337-1342.

2011년 8월 9일 원고 접수

2011년 9월 21일 심사 완료

2011년 10월 17일 게재 확정