

해상풍력발전기 자켓 지지구조물의 최적설계 및 신뢰성해석

이지현* · 김수영** · 김명현** · 신성철** · 이연승***

*㈜삼원밀레니어

**부산대학교 조선해양공학과

***KAIST 해양시스템공학전공

Design Optimization and Reliability Analysis of Jacket Support Structure for 5-MW Offshore Wind Turbine

Ji-Hyun Lee*, Soo-Young Kim**, Myung-Hyun kim**, Sung-Chul Shin**, Yeon-Seung Lee***

*Samwon Millennia Inc., Bundang-gu, Seongnam-city, Gyeonggi-do, Republic of Korea

**Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Pusan National University, Busan, Korea

***Division of Ocean Systems Engineering, Korea Advanced Institute of Science and Technology, Daejeon, Korea

KEY WORDS: Offshore wind turbine 해상풍력발전기, Jacket support structure 자켓 지지구조물, Sensitivity analysis 민감도 해석, Optimum design 최적 설계, Reliability analysis 신뢰성 해석

ABSTRACT: Since the support structure of an offshore wind turbine has to withstand severe environmental loads such as wind, wave, and seismic loads during its entire service life, the need for a robust and reliable design increases, along with the need for a cost effective design. In addition, a robust and reliable support structure contributes to the high availability of a wind turbine and low maintenance costs. From this point of view, this paper presents a design process that includes design optimization and reliability analysis. First, the jacket structure of the NREL 5-MW offshore wind turbine is optimized to minimize the weight and stresses, while satisfying the design requirements. Second, the reliability of the optimum design is evaluated and compared with that of the initial design. Although the present study results in a new optimum shape for a jacket support structure with reduced weight and increased reliability, the authors suggest that the optimum design has to be accompanied by a reliability analysis during the design process, as well as reliability based design optimization if needed.

1. 서 론

해상에서 풍력발전기를 설치·운영하기 위해서는 설계수명 동안 풍력발전기를 지지할 수 있는 신뢰성있고 강건한 구조물이 필요하다. 이러한 지지 구조물은 크게 고정식과 부유식으로 나누어진다. 해저 지반에 설치되는 고정식 지지구조물은 수심과 지반 특성에 따라 모노파일, 트라이포드, 자켓, 중력식 등 네가지의 기본 형식으로 개발되어 왔다(de Vries et al., 2011; Musial et al., 2006). 부유식은 여러가지 개념이 제안되어 실증 단계에 있으며(Han et al., 2011) 특히, 수심 220m의 노르웨이 서해안에서 장착된 2.3MW 스파형 부유식 풍력발전기(Hywind, 2009)는 현재 가동중인 최초의 부유식 해상풍력발전기이다(Jonkman and Musial, 2010). 국내에서도 최적의 신재생 에너지원으로 대형 해상풍력발전기에 대한 요구가 커지고 있

고, 이에 서남해안, 제주도 등의 연안에 적합한 대형 해상풍력 발전기 지지구조물의 개발에 대한 필요성이 대두되고 있다(Lee and Kim, 2014; Kim et al., 2013).

자켓형 지지구조물은 해상풍력 지지구조물 중에서 고정식 석유 및 가스 채굴 설비로 가장 오랜 역사와 제작, 설치 및 운영 경험이 있고, 20m에서 50m 사이에서 수심에서 비교적 설치 실적이 많다. 또한 자켓은 5MW 이상의 대형 풍력발전기와 타워의 무게가 무거운 대형 해상풍력 발전기의 지지구조물로 가장 선호도가 높은 지지구조물이다.

모노파일은 하나의 대구경 원형 파일을 해저면에 항타(Driving) 또는 드릴링하고 고강도 콘크리트인 그라우트를 이용하여 트랜지션피스(TP, Transition piece)와 접합시킨 후, TP 상부에 풍력발전기 타워와 너셀을 설치하는 공법으로 유럽에서 가장 많이 채택되고 있는 지지구조물이다. 하지만, 최근

Received 21 January 2014, revised 21 May 2014, accepted 22 May 2014

Corresponding author Yeon-Seung Lee: +82-42-350-1583, yslee132@kaist.ac.kr

© 2014, The Korean Society of Ocean Engineers

5MW 이상 해상풍력발전기의 경우 지름이 5 미터 이상인 대형 파일을 사용해야 할 뿐 아니라, 바람 및 파랑으로 인한 축하중과 횡굽힘 하중을 받는 해상 풍력발전기의 특성상, 그라운드강도 저하 및 손상에 대한 우려와 설치 장비 수급 등의 어려움으로 인해 자켓형 지지구조물을 선호하는 추세이다.

본 연구에서는 5MW 해상풍력발전기 자켓 지지구조물의 최적설계와 신뢰성 해석을 수행하였다. 먼저 대상 풍력발전기의 설계하중을 결정하기 위해 서남해안의 실측자료를 바탕으로 하중계산을 수행하고 이로부터 최소무게를 갖는 자켓지지구조물의 최적설계 및 최적설계에 대한 신뢰성 해석을 통해 구조 안전성을 평가하였다. 본 연구는 해상풍력발전기 설치 후 20년 운전기간 동안 효율성과 사용성(Availability)을 높일 수 있는 지지구조물 설계의 기술적 배경으로 최적설계 및 신뢰성해석을 포함한 설계방법론을 제안하고자 한다(Lee et al., 2012).

2. 자켓 지지 해상풍력발전기

해상풍력 지지구조물은 설계 풍속 및 설계 파고, 조류, 수심과 같은 설치 장소의 조건에 따라 그 형식이 결정되며 지지구조물 상부의 너셀과 타워 중량이 설계에 중요한 요소가 된다. 일반적으로 가장 선호도가 높은 지지구조형식은 Fig. 1(a)에 나타난 바와 같이 모노파일, 트라이포드 그리고 자켓 형식이다. 모노 파일의 경우 풍력발전기 용량이 5MW 이상이 되면, 파일의 지름이 5m가 넘게 되어 설치 비용이 증가하게 되고, 제한된 장비 대수로 인하여 설치 공사 기간이 길어질 가능성이 높다. 반면, 자켓은 천해 및 심해 모두 적용 가능한 경제적인 공법으로 소형 파일 여러 개를 항타하여 설치하므로 설치 장비 확보가 상대적으로 용이하여 시공성이 우수하다. 단, 용접부위에 응력 집중부가 많아 피로 저항성 및 구조적 안전성을 확보하기에 어려운 단점이 있다.

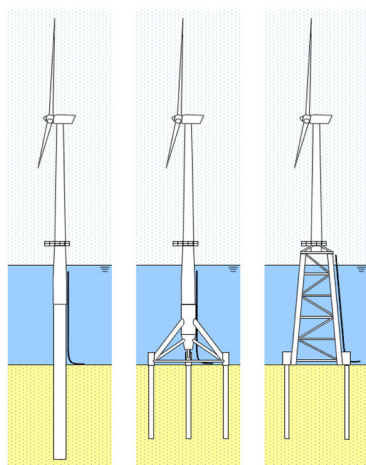
수심 50m 정도까지 경쟁력을 가지는 형식으로 평가되는 자켓은 Fig. 1(b)에 나타난 바와 같이 축하중과 굽힘하중을 받는

4개의 레그(Leg)와 그 레그 사이를 연결하는 브레이스(Brace)로 구성된다. 4 개의 레그가 전체 구조물의 하중을 분산하므로 모노파일 등 여타 지지구조물보다 상대적으로 큰 하중을 안정적으로 지지할 수 있다. 또한, 자켓은 해저 지반에 항타한 소형 파일로 고정된다.

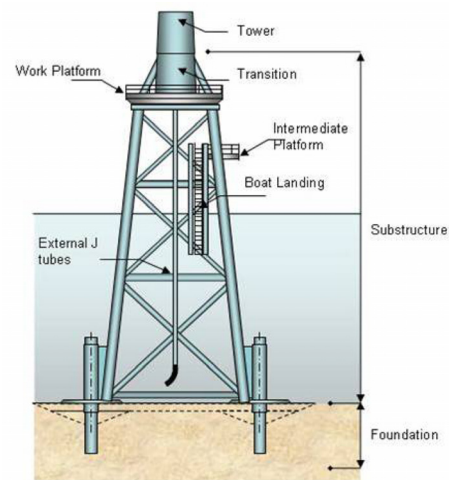
2.1 설계조건과 하중해석

본 연구에서는 NREL(National renewable energy lab) 5MW 풍력발전기를 대상으로 선정하였다(Jonkman et al., 2009). 해상풍력발전기 지지구조물은 풍력, 파력, 조류력 등의 환경하중과 다양한 터빈 구동 조건하에서 구조적 건전성을 만족하여야 한다. 이를위해 설계하중은 설치지점의 실측 통계자료를 바탕으로 풍력, 파력, 조류력 등의 환경하중을 산정하고 다양하게 운용되는 터빈과의 상호 구조동역학적 시간영역 해석을 통해 결정되며, 풍력발전기 지지구조물은 이러한 극한하중 및 피로 하중 하에서 20년 사용 수명 동안 내구성 및 신뢰성을 유지하도록 설계되어야 한다. 하지만, 환경하중과 구조모델의 불확실성은 해상풍력발전기 설계하중을 결정하거나 시스템을 설계하는데 많은 영향을 미치게 되며 초기설계시 시스템 구조안전성에 대한 고려가 필수적으로 요구된다.

본 연구에서는 서남해안의 실측자료를 바탕으로 설계하중을 결정하였으며 풍력발전기 하중해석은 IEC61400-3 조건에 따라 GH-Bladed (Garrad Hassan GL, 2010)를 사용하여 수행하였다(IEC61400-3, 2009). Table 1은 설치 대상 지역인 서해안 위도인 근 해역 시추공 No.2 인 위도 35° 30' 15.86" 경도 126° 04' 08.99"의 설계 풍속과 설계 파고 등 설계조건을 나타내고 있다(Kim et al., 2013). 여기서 V_{ave} 는 발전기 허브 높이에서 1년 평균 풍속이며 V_{ref} 는 기준 풍속(Reference wind speed)으로 50년 주기를 갖는 극한 풍속(Extreme wind speed)을 10분 평균한 속도이다. B는 중간 크기의 난류강도 범주를 나타내며 난류강도에는 A, B, C 타입이 있다. I_{15} 은 10분간 평균속도 15 m/s에서 허브높이의 난류강도 특성값이며, a 는 난류 표준편차



(a) Various support structures(de Vries et al., 2011)



(b) Typical jacket structure(Saleem, 2011)

Fig.1 Substructure types of offshore wind turbine

Table 1 Wind turbine class and marine conditions for reference site

Wind conditions		Marine conditions		
Wind turbine class	II	Site-specific conditions		
V_{ref} [m/s]	42.5	Wave	H_s [m]	3.33
V_{ave} [m/s]	8.5		T_p [s]	8.46
B	I_{15} (-)	Current	U_c [m/s]	1.65
	a (-)		Ave. water depth h [m]	20

모델의 경사변수이다. 대상지역의 설계 해상 조건은 평균 수심 (Average water depth) 20m, 유의파고(Significant wave height, H_s) 3.33m, 유의파주기(Peak period, T_p) 8.46초, 평균수심에서 조류속도(Total current speed, U_c) 1.65m/s 을 사용하였다. 이 조건의 파는 천이구간(Intermediate water depth) 내에서 분산관계(Dispersion relation)를 만족하지만 $H/h = 0.17$ 로 선형파이론(linear airy wave theory)를 적용하기에 비교적 높은 파고를 갖는다. 따라서 본 연구에서는 Stream function 모델인 비선형파와 Pierson-Moskowitz 스펙트럼으로부터 식 (1)의 Morison 식을 사용하여 파력을 계산하였다. 이때 자켓 레그와 브레이스 지름이 파장의 0.2배 이하로 작아야 하며, 파의 산란(Diffraction) 효과는 무시하였다.

$$F = (C_M - 1)\rho \frac{\pi D^2}{4} \dot{u}_i + \rho \frac{\pi D^2}{4} L \dot{u}_w + \frac{1}{2} C_d \rho D L u_i |u_i| \quad (1)$$

여기서, 파의 속도 u_w 와 조류의 속도 u_c 에 의해 야기되는 전체 물입자의 속도 u_i 와 가속도 \dot{u}_i 를 나타낸다.

2.2 극한설계하중

해상풍력발전기 설계를 위한 하중 조건은 정상하중조건과 극한하중조건으로 나눌 수 있는데, 정상하중조건은 1년 이하의 회기주기를 가지며 일반적으로 피로하중해석에 적용되고, 극한하중조건은 50년 회기주기로 극한 설계 풍속조건과 파랑 조건을 고려한다. 자켓타입 NREL 5MW 해상풍력발전기는 Table 2의 하중조건 DLC 6.2b(Design load case 6.2b)에서 Table 3과 같은 최대극한하중을 갖는다. 이 하중조건은 풍력발

Table 2 Design load case of ultimate design load for the support structure

Design situation	Parked (standing still or idling)
Design load case	DLC 6.2b
Wind condition	Extreme wind speed model (EWM) $V_{(Zhub)} = V_{e50}$
Waves	reduced wave height (RWH) $H = H_{r50}$
Wind and wave directionality	misaligned (MIS), multi-directional (MUL)
Sea currents	extreme current model (ECM)
Water level	extreme water level range (EWLR)
Other conditions	loss of electrical network
Type of analysis	ultimate strength (U)

Table 3 Ultimate design loads of initial reference design

Loads	Symbol	Value	Unit
F_x	F_x	357.3	kN
F_y	F_y	-2179.2	kN
F_z	F_z	-7141.10	kN
M_x	M_x	141173.0	kNm
M_y	M_y	11412.0	kNm
M_z	M_z	7613.1	kNm

전기가 정지(Standing still)해 있거나 저속으로 회전하고 있지만 전력이 생산되지 않는 상태(Idle)에서 50년 주기를 갖는 3초평균 극한풍속(V_{e50})과 50년 주기 감소파고(H_{r50}) 및 극한조류속도와 극한평균수면에서 발생하는 하중조건이다.

3. 자켓의 구조해석

본 연구에서 적용된 자켓 초기모델의 설계변수들을 Fig. 2에 표시하였고 각 치수는 Table 4에 나타내었다. 즉, 자켓구조물의

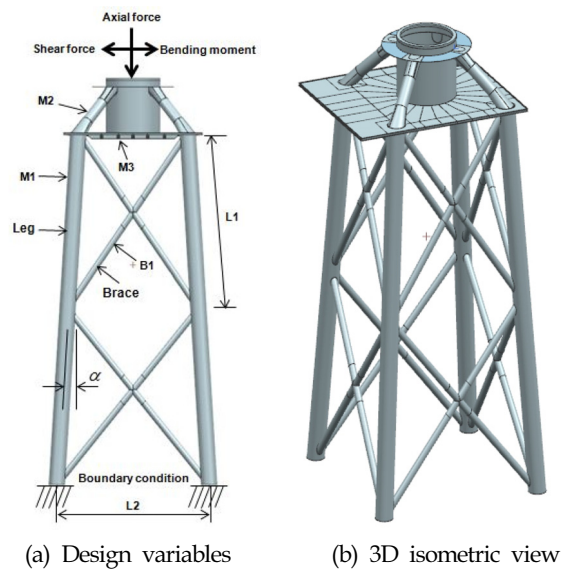


Fig.2 Initial design model and design parameters

Table 4 Geometry parameters and initial reference design

Name	Symbol	Value	Unit
Leg length	L_1	16.1	m
Leg distance	L_2	10.0	m
Leg angle	a	8.826	deg
B_1 diameter	D_{B1}	600	mm
M_1 diameter	D_{M1}	1500	mm
M_2 diameter	D_{M2}	1800	mm
M_3 diameter	D_{M3}	1800	mm
B_1 thickness	t_{B1}	12	mm
M_1 thickness	t_{M1}	22	mm
M_2 thickness	t_{M2}	22	mm
M_3 thickness	t_{M3}	22	mm

형상은 브레이스 연결 상부 레그길이(L_1), 레그간 하부간격(L_2), 레그 각도(α), 메인레그(M_1), 타워 브레이스(M_2), 타워상부(M_3)의 지름과 두께, 브레이스(B_i) 부재의 지름, 두께로 표현하였다.

구조해석은 해양구조물 전용 해석프로그램인 SACS(Bentley systems, 2011)를 이용하였다. 설계하중은 Table 3의 극한설계 하중을 적용하였고, 강재의 재료물성은 탄성계수 210Gpa, 포아송비 0.3, 밀도 7850kg/m³, 항복응력 430Mpa의 재료를 사용하였다. 해석결과는 AISC 1989와 API 1993 기준에 따라 평가하였다. AISC 1989의 허용응력 설계에서는 결합 전단 및 인장응력에 대한 평가, 축 압축과 굽힘에 대한 평가, 축 인장과 굽힘에 대한 평가로 나누어서 평가식을 적용한다.

구조안전성은 축방향 응력인 인장응력과 압축응력, 굽힘응력 그리고 전단응력 등을 구조해석으로부터 도출하여 이들 각 응력 성분에 대한 허용응력의 합이 1보다 적으면 그 구조물이 안전한 것으로 평가하는데, 각 응력성분의 합이 1 이하로 평가하는 과정을 허용응력비(Unity check)라 한다. AISC 1989와 API 1993에는 허용응력비를 나타내는 많은 설계식들이 있는데, 부재의 인장과 압축에 관한 식들은 다음과 같다(AISC, 1989; API, 1993).

식 (2)는 축인장 굽힘에 대한 평가식이다. 식 (2)의 기본 개념은 인장허용응력 F_t 와 인장응력 f_a 의 비, x 와 y 방향의 굽힘 허용응력인 F_{bx} , F_{by} , 그리고, x 와 y 방향의 굽힘 응력 f_{bx} , f_{by} 의 비를 각각 합한 값이 1.0 이하이면 구조물이 안전하다는 것을 나타낸다. 이를 허용응력비라 하고 식 (2)와 같이 나타낸다.

$$\frac{f_a}{F_t} + \frac{f_{bx}}{F_{bx}} + \frac{f_{by}}{F_{by}} \leq 1.0 \quad (2)$$

여기서, 인장 허용응력 F_t 는 항복응력 F_y 의 60%인 $0.6F_y$ 를 넘지 않도록 AISC는 규정하고 있다. 압축하중과 굽힘 하중이 동시에 작용하는 경우에는 좌굴을 고려하여 결합응력(combined stress)으로 평가하며, 식 (3), 식 (4)를 만족하여야 한다.

$$\frac{f_a}{F_a} + \frac{C_{mx}f_{bx}}{(1 - \frac{f_a}{F_{ex}})F_{bx}} + \frac{C_{my}f_{by}}{(1 - \frac{f_a}{F_{ey}})F_{by}} \leq 1.0 \quad (3)$$

$$\frac{f_a}{0.60F_a} + \frac{f_{bx}}{F_{bx}} + \frac{f_{by}}{F_{by}} \leq 1.0 \quad (4)$$

여기서, $F_{ex} = \frac{12\pi^2 E}{23(KL_b/r_x)^2}$, F_a 는 허용압축응력, F_b 는 허용굽힘응력, f_a 는 압축응력, f_b 는 굽힘응력이며, C_m 은 보정계수이다.

또한, 허용축 응력비 f_a / F_a 가 15% 이내인 경우 즉, $f_a / F_a \leq 0.15$ 를 만족하면, 식 (3) 대신에 식 (5)를 사용한다. 부재가 압축을 받는 식 (5)와 인장을 받는 식 (2)가 같은 개념으로 구성되어 있음을 주목할 필요가 있다. 즉, AISC의 결합응력에 대한 허용응력비는 허용축응력비 f_a / F_a 와 허용굽힘응력비 f_b / F_b 의 합이 1이 초과하지 않도록 규정하고 있다.

$$\frac{f_a}{F_a} + \frac{f_{bx}}{F_{bx}} + \frac{f_{by}}{F_{by}} \leq 1.0 \quad (5)$$

식 (3)과 식 (4)의 허용압축응력 F_a 는 식 (6)으로 나타내어진다. 최대 유효세장비 Kl/r 이 C_c 보다 적으면 식 (6)을 적용하여 허용압축응력 F_a 를 구한다.

$$F_a = \frac{[1 - \frac{(Kl/r)^2}{2C_c^2}]F_y}{\frac{5}{3} + \frac{3(Kl/r)}{8C_c} - \frac{(Kl/r)^3}{8C_c}} \quad (6)$$

여기서, $C_c = \sqrt{\frac{2\pi^2 E}{F_y}}$ 이다.

축 방향 압축하중을 받는 부재에서 Kl/r 이 C_c 보다 크면 식 (7)을 적용하여 허용압축응력을 구한다.

$$F_a = \sqrt{\frac{12\pi^2 E}{F_y}} \quad (7)$$

위에서 언급한 허용응력비와 허용응력 평가식을 기준으로 자켓 해양구조물 전용해석프로그램인 SACS를 이용하여 구조해석을 수행한 결과, 평가 기준인 최대 허용응력비는 M_1 부재에서 1.11, B_1 부재에서 0.55로 나타났다. M_1 부재의 경우는 허용응력비의 허용기준인 1을 초과하여 설계기준을 만족하지 못하였으므로 허용응력비를 만족할때까지 반복적인 설계변경 및 해석을 수행하게되는데 이 경우 일반적으로 부재치수와 무게가 증가하게 된다. 본 연구에서는 이러한 문제를 해결하기 위하여 초기 설계치 대비 중량이 감소하도록 최적설계를 수행하였다.

4. 자켓의 최적설계

자켓 지지구조물에서의 파손 모드(Failure mode)는 AISC와 API 규정에 근거하여 부재의 허용응력비로 대표된다. 따라서 이 파손 모드를 만족시키기 위하여 최적설계기법을 통하여 목표 수준에 도달할 수 있게 하였다. 본 최적설계의 목적은 지지구조물의 구조 안전성을 확보하면서 중량을 최소화할 수 있는 자켓 지지구조물의 형상 및 치수를 결정하는 것이다. 따라서, 해상 풍력발전기가 설치될 연안의 환경 조건을 감안하여 지지구조물의 안전성을 개선하는 동시에 중량을 줄여 비용 절감을 할 수 있도록 최소중량 설계를 수행하였다.

자켓의 설계변수는 레그와 브레이스의 지름 및 두께, 브레이스의 취부 위치, 레그의 각도 등으로 다양하다. 일반적으로 주요 설계변수를 이용하여 효과적인 최적설계를 수행하기 위해서는 민감도 해석을 통한 설계변수의 중요도를 파악하지만, 자켓 구조물은 비교적 간단한 설계변수들로 표현될 수 있기 때문에 Table 4에 표시한 11개 파라미터를 모두 설계변수로 선정하였다. 제한조건은 허용응력비가 API 규정에 따라 1 이하가 되도록

록 식 (2) ~ 식 (4) 를 이용하였으며, 목적함수는 중량을 최소화 하도록 최적설계 문제를 다음과 같이 정식화하였다.

$$\text{Find } \mathbf{x} = \{L_1, L_2, \alpha, D_{B1}, D_{M1}, D_{M2}, D_{M3}, t_{B1}, t_{M1}, t_{M2}, t_{M3}\}$$

$$\text{minimize } M_{total}(\mathbf{x})$$

$$\text{subject to}$$

$$g_1(\mathbf{x}) = \frac{f_a}{F_t} + \frac{f_{bx}}{F_{bx}} + \frac{f_{by}}{F_{by}} \leq 1.0$$

$$g_2(\mathbf{x}) = \frac{f_a}{F_a} + \frac{C_{mx} f_{bx}}{(1 - \frac{f_a}{F_{ex}}) F_{bx}} + \frac{C_{my} f_{by}}{(1 - \frac{f_a}{F_{ey}}) F_{by}} \leq 1.0$$

$$g_3(\mathbf{x}) = \frac{f_a}{0.60 F_a} + \frac{f_{bx}}{F_{bx}} + \frac{f_{by}}{F_{by}} \leq 1.0$$

$$g_4(\mathbf{x}) = \frac{f_a}{F_a} + \frac{f_{bx}}{F_{bx}} + \frac{f_{by}}{F_{by}} \leq 1.0$$

최적화 기법은 마이크로 유전자 알고리즘(Micro genetic algorithm, μ GA)을 사용하였다. μ GA는 유전자 알고리즘(Genetic algorithm, GA)의 연산시간을 줄이기 위하여 Krishnakumar(1989)에 의해 제안된 기법으로 GA와 달리 돌연변이(Mutation) 연산은 수행하지 않으며, Inner Loop를 사용하여 수렴속도를 증가시킨다. μ GA는 Fig. 3에 나타낸 바와 같이 매 집단(Population)마다 선택(Selection)과 교배(Crossover) 과정을 통해 유용한 해를 도출하고, 최대 세대수(Generation) 만큼 반복하는 과정을 가진다.

μ GA는 기울기 정보를 이용하거나 근사모델을 생성하지 않기 때문에 수치적인 노이즈가 있는 문제에서도 안정적으로 최적 설계점을 찾을 수 있는 장점이 있다. μ GA는 GA의 기본 골격은 유지되되 몇 가지 세부 내용을 변형한 것이다. μ GA는 GA의 많은 계산 부담을 줄이고자 집단크기(Population size)를 적게 유지하면서 이를 효율적으로 다루기 위해 GA와 다른 방법을 사용한다. 적은 집단크기를 사용하면서 국부 최적점(Local optimum)에 빠지는 경우에는 집단을 재구성하도록 진행되기 때문에 집단의 유전적 변이성(Genetic variability)이 훼손될 염려가 없으므로 돌연변이 연산을 수행하지 않아 빠른 수렴 특성을 가진다.

본 연구에서는 정식화된 자켓의 형상최적화를 위해 구조해석 상용프로그램인 SACS와 최적설계 및 신뢰성해석 상용프로그램인 PIANO를 연동하여 자동 최적화를 가능하게 하였다(PIANO, 2012). 즉, PIANO 내의 마이크로 유전자 알고리즘(μ GA)에 따라 설계 변수인 자켓형상 파라미터들을 생성한 후, SACS의 입력데이터에 생성된 설계변수를 연계하여 목적함수와 제한조건을 계산한다. SACS의 구조해석 결과를 다시 PIANO가 받아들이고 목적함수와 제한 조건을 만족하는지를 판단한 후, 만족하지 않으면 μ GA에 의해 설계변수를 다시 생성하여 구조해석을 연속적으로 반복 수행하도록 하였다. 최적 자켓형상은 총 252회 반복계산을 통해 결정되었으며, 그 결과를 Table 5와 Table 6에 나타내었다.

μ GA기법에 의한 최적설계 결과 50회 세대에 걸쳐 최적해를 도출하였고, 초기설계에서는 설계변수 M_1 의 허용응력비가 1보다 큰 1.11 값을 가졌으나 최적설계 수행 후 설계기준을 만족하

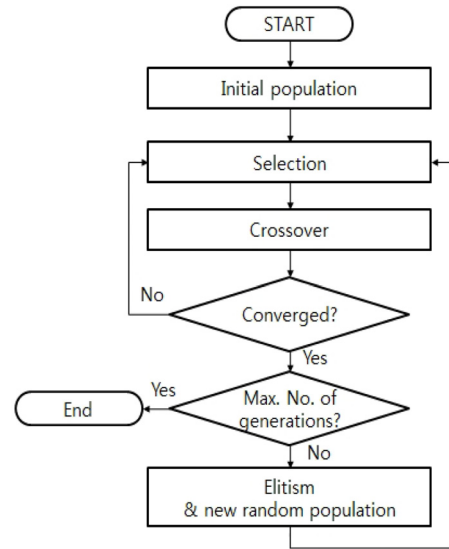


Fig. 3 Flow chart of micro genetic algorithm

는 0.97의 결과를 얻음으로써, 제한조건을 모두 만족하는 동시에 목적함수인 중량도 초기설계 275.3톤에서 최적설계 257.6톤으로 17.7톤(6.4%) 감소하였다.

설계변수 B_1 의 초기설계 모델은 형상이 외경 600mm와 두께 12mm로 허용응력비가 0.55이었으며, 최적설계 결과 외경 570mm와 두께 10.0mm로 허용응력비는 0.66으로 증가되었다. 이는 최적설계 결과 초기설계모델 대비 지름이 5%, 두께가 17% 줄어든 결과이다. 그리고 설계변수 M_1 의 초기설계 모델은 외경 1500mm와 두께 22mm 로 허용응력비가 1.11로 허용응력비를 만족시키지 못했지만 최적설계 결과, 외경 1376mm와 두께 27mm로 허용응력비가 0.97로 허용응력비가 1 이하로 감소하면서 제한조건을 만족시켰으며, 초기설계모델 대비 지름은 8.3% 줄어든 반면, 두께는 23% 증가되었다. 브레이스 연결부 위치를 나타내는 설계변수 L_1 은 초기설계모델 16.1m에서 최적

Table 5 Comparison of initial design and optimum design

Design Variables	Initial Design (mm)	Optimum Design (mm)
D_{B1}	600	570
D_{M1}	1500	1376
D_{M2}	1800	1740
D_{M3}	1800	1635
t_{B1}	12	10
t_{M1}	22	27
t_{M2}	22	18
t_{M3}	22	19
L_1	16100	11060
L_2	15000	13910
α [deg]	8.83	6.94

Table 6 Maximum unity and weight of two designs

	Initial Design	Optimum Design
UNITY CHECK B_1	0.55	0.66
UNITY CHECK M_1	1.11	0.97
Weight(ton)	275.3	257.6

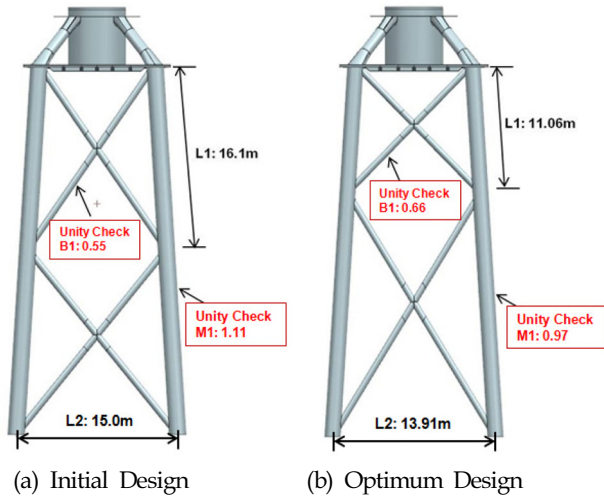


Fig. 4 Initial and optimum designs

설계 결과 11.06m로 31%만큼 대폭줄어 설계변수 L_1 이 설계 조건을 만족시키는 중요한 설계 변수임을 확인할 수 있다. 아울러 레그 각도 α 는 초기설계 레그각 8.83°에서 6.49°로 26.5% 줄었고 자켓 하부 끝단 간격을 나타내는 설계변수 L_2 는 15m에서 최적설계 수행 후 13.91m로 7.3% 감소하였다.

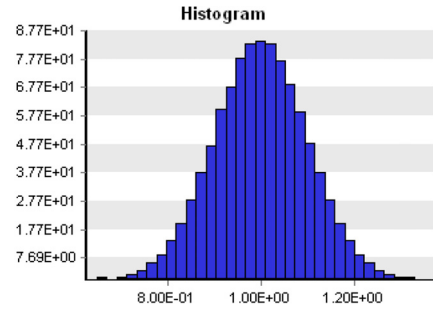
Fig. 4는 초기설계와 최적설계의 형상 변화를 보여주고 있다. 초기설계는 모든 제한조건을 만족하지 못한 상태였지만, 최적설계는 모든 제한조건을 만족하면서 동시에 전체 중량이 17.7톤 (6.4%) 감소한 형상을 갖는다. 하지만 설계변수 M_1 의 허용응력비가 0.97로 허용응력비 1에 대비하여 단지 3%의 여유만 가지고 있어서 설계변수 M_1 이 한계상태(Limit state)의 경계에 매우 근접해 있다고 판단되기 때문에 시스템의 신뢰성이 저하되었을 가능성이 높다. 따라서 결정론적 최적설계 Fig. 4 (b)의 자켓 지지구조물에 대한 신뢰성 해석 및 안전성 평가가 요구된다.

5. 자켓의 신뢰성 해석

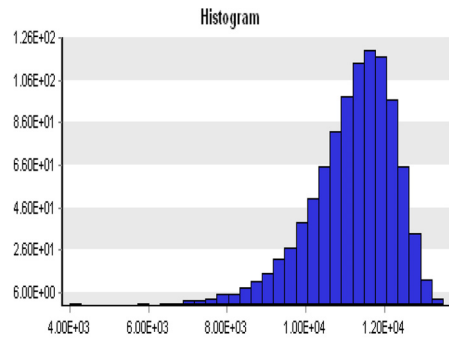
설계 단계에서 구조해석이나 최적설계를 수행할 때, 일반적으로 설계변수들은 결정론적으로 취급되지만, 실제 구조시스템의 설계 변수들은 많은 불확실성을 내포하고 있다. 따라서, 구조시스템의 불확실성을 예측하기 위해 확률론적 해석법을 통하여 주어진 설계요구조건과 목표 신뢰성을 만족하는 설계를 도출하는 과정을 거치게 된다. 통상적으로 결정론적 설계변수를 취급하는 결정론적 최적설계의 결과는 목적함수와 제한조건들 간의 관계로 인하여 4장의 결과와 같이 제한조건 중 일부가 한계상태의 경계에 근접한 상태로 수렴하기 쉽다. 이 경우, 설계변수

Table 7 Reliability design variables

Name	Distribution	COV
$D_{B1}, t_{B1}, D_{M1}, t_{M1}, i = 1,2,3$	Normal	0.01
$F_x, F_y, F_z, M_x, M_y, M_z$	EVD	0.1



(a) Normal Distribution



(b) Extreme Value Distribution

Fig.5 Distributions of input random variables

들의 불확정성을 고려하여 이들을 확률설계변수로 다루게 되면, 결정론적으로 도출된 최적설계가 한계상태의 경계에 접근할 확률, 즉 최적설계의 파손확률을 구하고 이로부터 구조물의 신뢰성을 평가할 수 있다.

신뢰성해석을 수행하기 위하여 Table 4의 자켓의 형상설계변수는 DNV 규정에 따라 정규분포(Normal distribution)를, 설계하중은 극치분포(Extreme value distribution)를 갖는 확률설계변수로 Table 7과 같이 다시 정의하였다(DNV, 1992). Fig. 5는 Table 7의 확률설계변수에 대한 정규분포와 극치분포의 예를 나타내었다. 설계하중에 대한 확률변수의 COV(Coefficient of variation)는 0.1(DNV, 1996), 자켓구조물의 형상 확률변수의 COV는 철관의 허용오차 기준인 0.01을 채택하여 최소 오차에 대한 신뢰성 해석을 수행하였다(Hess et al.,2002).

자켓의 신뢰성 해석은 아래의 식 (8)과 같이 각각 확률밀도함수를 갖는 형상설계변수와 하중설계변수가 설계기준인 제한조건을 만족할 확률로 계산된다.

$$G_i(\mathbf{x}) = P[g_i(\mathbf{x}) \leq 1], i=1, \dots, 4$$

$$\text{where } \mathbf{x} = \{D_{B1}, D_{M1}, D_{M2}, D_{M3}, t_{B1}, t_{M1}, t_{M2}, t_{M3}, F_x, F_y, F_z, M_x, M_y, M_z\} \quad (8)$$

신뢰성해석은 확률설계변수들에 대한 한계상태식 (Limit state function)의 결합 확률밀도함수를 파괴 영역에 대해 다중 적분을 취하여 파손확률을 구하는 것이다. 하지만 실제 결합 확률밀도함수를 구하기 힘들고, 다중 적분의 어려움으로 인해 근사적인 적분에 대한 연구가 진행되어 왔다. 신뢰성해석은 근사 적분 방법으로 크게 표본 추출기법(Sampling method)과 고속확률 적분기법(Fast probability integration)으로 구분되어 사용된다.

표본 추출 기법 중 일반적으로 많이 사용되는 기법으로 단순할 뿐만 아니라 한계상태식에 대한 어떠한 변형도 가하지 않고, 원래의 형태 그대로 파괴 확률을 구할 수 있는 몬테칼로 방법(Monte Carlo sampling)이 있다(Sailby, 1990). 고속확률 적분기법은 확률 변수의 평균과 분산, 그리고 분포에 대한 정보로 파손확률에 대한 상대적인 지표인 신뢰성지수(Reliability index)를 근사적으로 산정하는 방법으로 크게 FORM(First-order reliability method)과 SORM(Second-order reliability method)으로 나뉜다. 반면, Youn et al.(2008)은 일변량 차원 감소법(Univariate dimension reduction, UDR)에 기초하여, 효율적으로 모멘트를 계산하는 eDR(Eigenvector dimension reduction)기법을 제안

하였다. 이는 효율적인 신뢰성 해석을 위해 다변량 성능함수를 일변량 함수로 분해(Additive decomposition)할 수 있어 랜덤변수의 개수 + 1회의 해석만으로 확률 모멘트들을 계산해 낼 수 있다. 확률 모멘트가 계산되면, 이를 수치적인 안정성이 향상된 Pearson 시스템에 적용하여 성능의 산포를 나타내는 확률분포 함수를 추출할 수 있다.

본 연구에서는 신뢰성 해석을 위해 기존의 표본 추출기법(Sampling method)과 고속확률 적분기법(Fast probability integration)보다 향상된 eDR(Enhanced dimension reduction) 기법을 사용하였다(PIAnO, 2012). 입력확률설계변수(Input variable)와 확률 제한조건에 사용될 성능 지수(Output variable)를 선택하고, 상하한값 등을 입력하여, PIAnO와 SACS프로그램을 연동하여 총 85회 해석을 수행하고 그 결과를 Fig. 6에 나타내었다.

설계변수 B_1 은 Fig.6 (a), (c)와 같이 최적설계 이후 신뢰성에 변화가 없으나, 설계변수 M_1 은 초기 설계에서는 M_1 의 최대허용응력비인 1보다 작은 확률이 Fig.6 (b)과 같이 약 5%에 불과하였으나, 최적설계 수행 후, Fig.6 (d)에 나타낸 바와 같이 주요 제한조건이던 M_1 의 최대허용응력비인 1보다 작은 확률이 60%

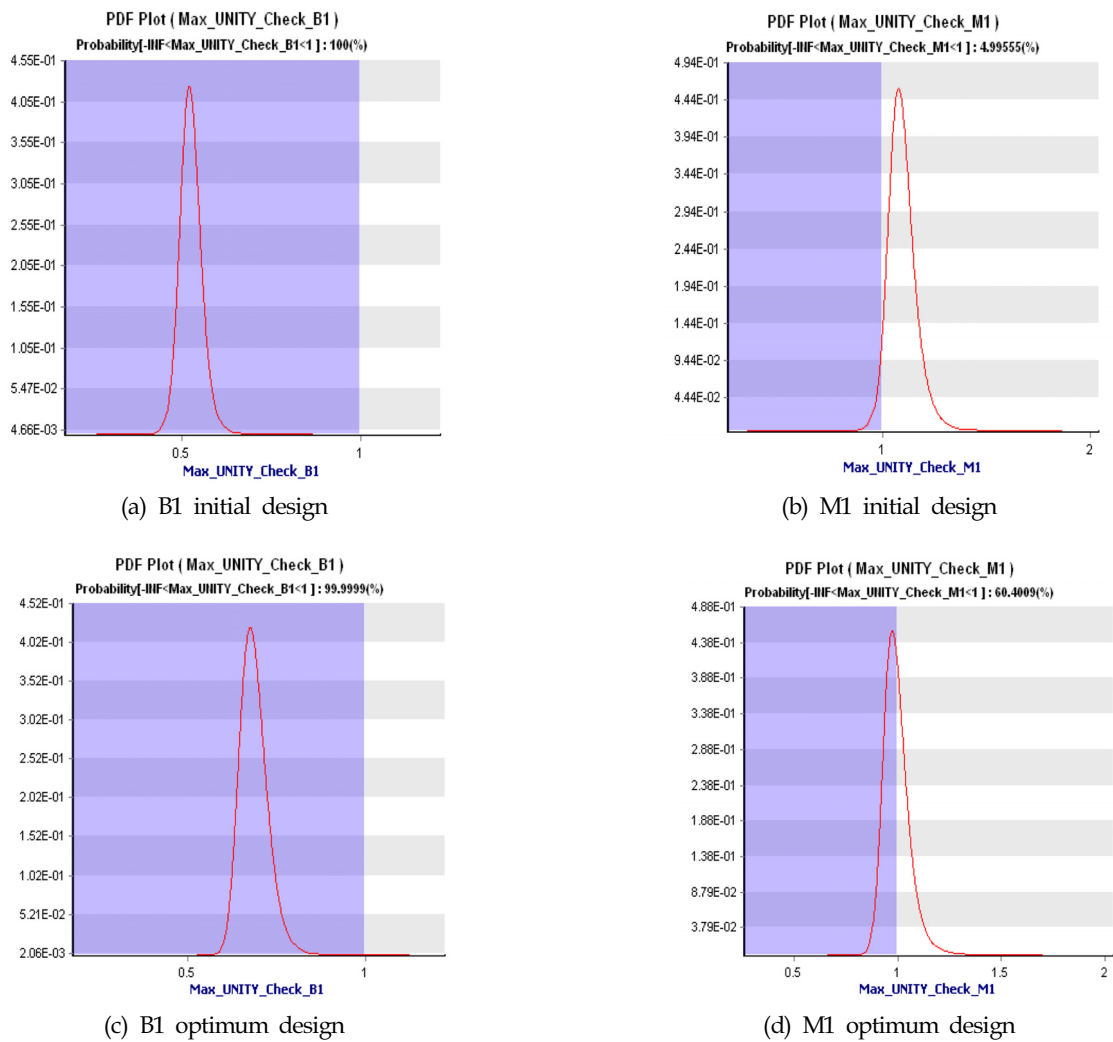


Fig. 6 Reliability analysis results

수준으로 개선됨을 알 수 있다. 이와 같이 최적설계는 초기설계 대비 신뢰성이 55% 향상되었고, 설계변수 M_1 은 최대허용응력비 0.97로 제한조건을 만족하였지만, 신뢰성의 관점에서 보면 여전히 부족하다. 따라서, 본 최적설계와 신뢰성해석 결과로부터, 최적설계 기법을 포함하고 목표 신뢰성을 만족시키기 위한 신뢰성 최적설계 기법의 도입이 필요하다는 것을 알 수 있다.

6. 결 론

본 연구에서는 초기설계 단계에서 경제성과 구조 신뢰성을 동시에 확보할 수 있는 해상풍력발전기 자켓 지지구조물의 최적설계 및 신뢰성 해석 프로세스를 구축하였다. 설계 과정에서 구조물이 설계기준을 만족하지 못하면 중량을 증가시키면서 강성을 확보하도록 하는 것이 일반적이지만, 본 연구에서 제안한 최적설계 방법을 이용하면 설계기준을 만족시키면서 동시에 최소중량을 갖는 최적설계를 빠르게 도출할 수 있다. 또한 설계기준을 만족한 결정론적 최적설계 결과에 대하여 신뢰성 해석을 수행하여 최적설계의 구조신뢰성을 평가하였다. 본 연구의 최적설계 및 신뢰성해석 프로세스를 적용한 5MW NREL 풍력발전기 자켓지지구조물에 대해 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 최적설계를 통하여 모든 주어진 제한조건이 만족되었고 동시에 전체 중량이 17.7톤(6.4%) 감소하였다.
- (2) 설계변수 B_1 의 최적설계 결과 허용응력비는 0.55에서 0.66으로 증가되었고 이때 지름은 5%, 두께는 17% 감소하였다.
- (3) 설계변수 M_1 의 초기설계 모델은 허용응력비가 1.11로 그 기준치를 만족하지 못했으나 최적설계를 통해 허용응력비를 0.97로 감소시키고 제한조건을 만족시킬 수 있었다.
- (4) 설계변수 L_1 은 최적설계 결과 31% 감소였으며 설계설계변수 L_1 이 전체 구조물의 허용응력비를 만족시키는데 있어서 중요한 설계변수임을 확인할 수 있다. 레그의 각도인 α 는 초기설계 대비 26.5% 감소하였다.
- (5) 신뢰성해석 결과, 초기 설계에서는 M_1 의 최대허용응력비를 만족할 확률이 약 5%에 불과하였으나, 최적설계 수행 후, 주요 제한조건이던 M_1 의 최대허용응력비를 만족할 확률이 60% 수준으로 개선되었다.

본 연구는 현재 해상풍력발전기 설계기준인 LFRD 방법보다 더 엄격한 허용응력설계법(ASD)에 따라 최적설계를 수행하여 결정론적 설계 기준을 만족시켰음에도 불구하고 최적설계된 자켓구조물의 신뢰성은 60%에 불과하다. 따라서, 해상풍력발전기 구조물 설계에 최적설계 뿐 아니라 신뢰성을 동시에 고려하여 목표 신뢰성을 만족시키는 신뢰성기반 최적설계 방법에 대한 연구가 요구된다.

후 기

본 연구는 본 연구는 지식경제부의 재원으로 한국에너지기술평가원(KETEP)의 지원(과제번호 : 000000014874)을 받아 수행

되었습니다. 연구비 지원에 감사드립니다.

References

American Institute of Steel Construction(AISC), 1989. Specification for Structural Steel Buildings, Allowable Stress Design and Plastic Design.

American Petroleum Institute(API), 1993. Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms-Working Stress Design. API Recommended Practice 2A-WSD (RP 2A-WSD).

de Vries, W., Vemula, N.K., Passon, P., Fischer, T., Kaufer, D., Matha, D., Vorpahl, F., 2011. Final Report WP4. 2: Support Structure Concepts for Deep Water Sites. Tech. Report, Project UpWind.

Det Norske Veritas (DNV), 1992. Structural Reliability Analysis of Marine Structures, Classification Notes No.30.6.

Det Norske Veritas (DNV), 1996. Joint Industry Project, Guideline for Offshore Structural Reliability Analysis: Examples for Jacket Platforms, Report No. 95-3204.

Bentley Systems, 2011. SACS Users Manual 5.3, Bentley Systems Incorporated.

Garrad Hassan GL., 2010. Bladed Theory Manual Version 4.1, Garrad Hassan & Partners Ltd.

Han, K.M., Kang, S.H., Lee, J.C., Lee, J.H., Kang, D.H., Shin, S.C., Kim, S.Y., 2011. Optimum Design of Substructure in Floating Wind Turbine. Proceedings of the Annual Autumn Meeting, SNAK, Mokpo, 3-4 November, 2011.

Hess, P.E., Bruchman, D., Assakkaf, I.A., Ayyub, B.M., 2002. Uncertainties in Material and Geometric Strength and Load Variables. Naval engineers journal, 114(2), 139-166.

Lee, J.H., Kim S.Y., 2014. Design Sensitivity and Optimum Design of Monopile Support Structure in Offshore Wind Turbine, Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 51(1), 78-87.

IEC-61400-3, 2009. Wind Turbines-Part 3: Design Requirements for Offshore Wind Turbines. Edition 1.0, International Electrotechnical Commission.

Jonkman, J., Butterfield, S., Musial, W., Scott, G., 2009. Definition of a 5-MW Reference Wind Turbine for Offshore System Development. NREL/TP-500-38060, NREL: Golden CO.

Jonkman, J., Musial, W., 2010. Offshore Code Comparison Collaboration (OC3) for IEA Task 23 Offshore Wind Technology and Deployment. Contract 2010;303:275-3000.

Kim, J.Y., Oh, K.Y., Kang, K.S., Lee, J.S., 2013. Site Selection of Offshore Wind Farms around the Korean Peninsula through Economic Evaluation. Renewable Energy, 54, 189-195.

Krishnakumar, K., 1989. Micro-Genetic Algorithms for

- Stationary and Non-Stationary Function Optimization. Proceedings of Intelligent Control and Adaptive Systems, 1196, 289.
- Lee, D.Y., Kim, J.H., Lee, Y.S., Lee, J.H., 2012. Sensitivity Analysis and Optimization of Monopile Transition Piece in 5 MW Offshore Wind Turbines. Proceedings of the KWEA Spring Conference, KWEA, 2012.
- Musial, W., Butterfield, S., Ram, B., 2006. Energy from Offshore Wind. the Offshore Technology Conference, 1888-1898.
- PIAnO (Process Integration, Automation and Optimization), 2012. User's Manual. PIDOTECH Inc.
- Sailby, E., 1990. Descriptive Sampling: A Better Approach to Monte Carlo Simulation. The Journal of the Operational Research Society, 41(12), 1133-1142.
- Saleem, Z., 2011. Alternatives and Modifications of Monopile Foundation or Its Installation Technique for Noise Mitigation. TUDelft Report, TUDelft University.
- Youn, B.D., Xi, Z., Wang, P., 2008. Eigenvector Dimension Reduction (EDR) Method for Sensitivity-Free Probability Analysis. Structural and Multidisciplinary Optimization, 37(1), 13-28.