

실트질 모래지반에 설치된 해상풍력 석션버켓기초의 신뢰성 해석

Reliability Analysis of Suction Bucket Foundation for Offshore Wind Turbine in Silty Sand

윤길림¹⁾ · 이진학¹⁾ · 배경태²⁾ · 김선빈[†]

Gil Lim Yoon · Jin Hak Yi · Kyung Tae Bae · Sun Bin Kim

Received: October 28th, 2019; Revised: October 31st, 2019; Accepted: November 21st, 2019

ABSTRACT : This paper deals with the reliability analysis of foundation for an offshore wind turbine system. Reliability analyses were carried out for suction bucket foundation considering the uncertainties in soil and structural parameters. In reliability analysis, the vertical and lateral resistances are defined as base limit states. The case studies were carried out using the preliminarily designed foundations at western-south mainland sea of Korea. From reliability analyses, vertical resistance for free-slip condition has overall lower reliability index, and submerged unit weight and internal friction angle of seabed soil are governing factors in vertical and lateral resistance in this case.

Keywords : Reliability analysis, Suction bucket foundation, Offshore wind turbines, Probability of failure, Sensitivity index

요지 : 본 논문에서는 서남해 해상풍력 실증단지 해역을 대상으로 석션버켓기초의 지지력에 대한 신뢰성 분석에 대한 내용을 다루었다. 5MW급 해상풍력터빈의 콘크리트 석션버켓기초를 선정하여 기초 설치 후 연직지지력과 수평지지력에 대한 파괴확률을 계산하고 설계변수의 민감도를 분석하였다. AFOSM을 이용한 신뢰성해석을 수행한 결과, 기초-지반 분리거동 시 연직지지력에 대한 파괴확률이 가장 큰 것으로 나타났으며 기초지반의 단위중량과 내부마찰각이 지배적인 영향인자임을 확인하였다.

주요어 : 해상풍력, 석션버켓, 신뢰성해석, 파괴확률, 민감도

1. 서론

세계 각국의 에너지 환경의 변화, 에너지 안보 및 에너지 신산업의 육성 등에 능동적으로 대처하기 위해 신재생에너지에 대한 관심이 급증하고 있으며, 그중 기술의 완성도와 경제성에서 앞서 있는 해상풍력발전이 주목을 받고 있다. 해상풍력발전은 독일과 덴마크, 영국 등 유럽의 국가들이 선도하고 있으며, 최근에는 중국과 대만에서도 정부의 적극적인 지원 아래 성장세가 두드러지고 있다(GWEC, 2019). 우리나라에서는 아직까지 유럽과 중국에 비해 그 규모는 크지 않지만 신정부의 탈석탄, 탈원전 정책에 따라 본격적으로 투자가 활성화될 것으로 전망된다.

해상풍력발전은 육상풍력발전과는 달리 해상에 풍력발전기를 설치하는 것이어서 설계 및 시공과정이 매우 복잡하고 설치비용이 전체 비용의 약 30~40%까지 차지한다. 해상풍력발전기의 안정성 확보와 비용 절감을 위해 다양한 형태의 지지구조 형식이 제안되어 적용되고 있으며, 관련 연구개발

이 국내·외에서 활발히 진행되고 있다. 특히 최근에는 설치가 용이하고 빠르며 경제적인 장점 때문에 석션버켓기초(Suction bucket foundation)를 활용한 지지구조 형식에 대한 관심이 많아지고 있다(김근수 등, 2014; 김동준 등, 2015; 김재현 등, 2018; 오명학 등, 2012; Bang et al., 2000; Houlsby & Byrne, 2005; Iskander et al., 2002; Tran & Randolph, 2008; Senders & Randolph, 2009). 이들 연구에서는 모형시험과 수치해석 등을 수행하여 석션버켓기초의 설치 중 및 설치 후 거동에 대한 분석을 하였으며, 이를 통해 석션버켓기초에 대한 압입저항력과 지지력 산정방법을 제시하였다. 또한 실제 설치사례를 통해 경제성에 대한 분석을 수행하기도 하였다.

국제적으로 해상풍력발전 지지구조물 설계에 사용되는 설계기준으로는 IEC 61400-3, DNV-OS-J101, ISO 19902 등이며, 이 기준들은 모두 한계상태설계법(LSD, limit state design)을 근간으로 하고 있다. 한계상태설계법은 안전성의 척도를 신뢰성 이론에 의해 구조물이 파괴될 확률(허용기

1) Principal Research Scientist, Coastal Development & Ocean Energy Research Division, Korea Institute of Ocean Science & Technology

2) Principal Research Scientist, Daewoo Institute of Construction Technology, Daewoo E&C

† Research Scientist, Coastal Development & Ocean Energy Research Division, Korea Institute of Ocean Science & Technology (Corresponding Author : ksb9677@kiost.ac.kr)

준을 초과할 확률)로 나타내는 설계법으로 최적설계를 가능케 하는 고도의 설계기법으로 알려져 있다. 아직까지 허용응력설계법(ASD, allowable stress design)을 기초구조물 설계 시 적용하고 있는 국내 환경과는 차이가 있다. 따라서 해상풍력발전 지지구조물 설계와 시공 시 국제적 기술조류에 능동적으로 대처하고 비용을 최적화하기 위해서는 관련된 국제 규격에 부합하는 한계상태설계 기반의 설계가 필요한 실정이다.

본 연구에서는 해상풍력 지지구조물의 기초로서 최근 주목받고 있는 석션버켓기초에 대해 설계변수의 불확실성을 고려한 신뢰성해석을 수행하였다. 서남해 해상풍력 발전단지 해역에 적용하기 위해 국내에서 개발된 5MW급 해상풍력터빈의 콘크리트 석션버켓기초를 대상으로 하였으며, 신뢰성해석을 수행하여 기초 설치 후 연직지지력과 수평지지력에 대한 파괴확률을 계산하고 설계변수의 민감도를 분석하였다.

2. 이론적 배경

2.1 석션버켓기초 개요

석션버켓기초는 파일기초에 비해 대구경이고 길이가 짧은 형태의 기초형식으로 해상 구조물에 사용된 석션케이슨 기초 개념을 근간으로 하고 있다(Ibsen et al., 2003). 직경은 4~6m, 직경 대비 길이비는 3~6이 일반적이고, 컵을 뒤집어 놓은 것처럼 상부는 폐단이고 하부는 개단인 형태로 석션펌프(suction pump)를 이용해 설치한다는 특징이 있다(Andersen et al., 2005). 버켓을 해저면에 자중으로 안착시킨 후 석션압을 이용해 내부의 해수를 배출시켜 버켓 내·외부의 압력

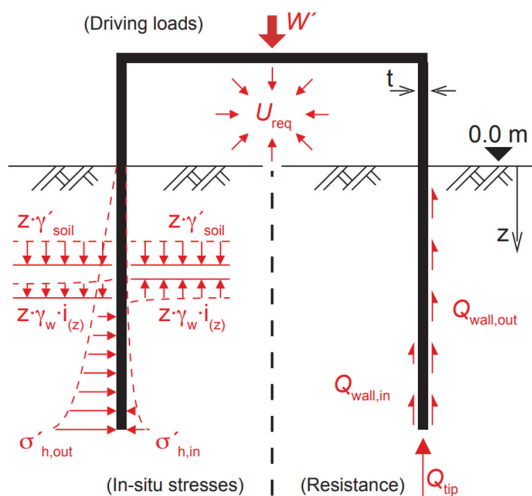


Fig. 1. Forces and stresses acting on bucket during suction installation in a permeable soil (Sturm et al., 2015)

차로 기초지반에 관입하는 방식이다. 석션버켓기초는 별도의 대형 시공장비가 필요치 않고 시공성이 좋아 여타의 기초형식과 비교하여 비용을 30~50% 절감할 수 있는 것으로 알려져 있다. 암반을 제외한 다양한 지반(점토 또는 사질토)에 설치가 가능하고, 석션압을 이용하므로 소음이 적고 친환경적이며 필요 시 제거가 용이한 장점을 갖고 있다(이시훈 등, 2016).

2.2 석션 버켓기초 지지력 검토식

2.2.1 연직지지력

석션 버켓기초의 연직지지력은 선단지지력과 주면마찰력으로부터 결정되며, 버켓기초의 직경 대비 길이의 비에 따라 파일내부의 흙은 파일과 일체거동 또는 독립적으로 거동하게 된다. 일체거동하는 경우 총 지지력은 선단부 전단면적으로 한 지지력과 외부주면마찰력에 버켓기초 내부 흙의 중량을 뺀 값으로 결정된다. 그러나 버켓기초가 흙과 독립적으로 거동하는 경우에는 선단지지력은 유효단면적을, 주면마찰력은 버켓기초 내부와 외부의 주면마찰력을 고려하여 적용한다.

먼저 일체거동 시(non-slip condition) 극한연직지지력은 Eq. (1)을 이용하여 계산된다. 사질토 지반에 대해 일체거동 시 선단지지력($Q_{tip, gross}$)은 Eq. (2)로 계산되며, 이때 N_q 는 Reissner(1924)에 의한 지지력계수, N_r 는 Caquot & Kerisel (1953)와 Vesic(1973)에 의한 지지력계수를 각각 이용한다. 주면마찰력($Q_{skin, out}$)은 Eq. (3)을 이용하여 버켓기초 외부 벽체에서 발생하는 주면마찰력을 산정한다.

$$Q_1 = Q_{skin, out} + Q_{tip, gross} - W_{inside, soil} \quad (1)$$

여기서,

$Q_{skin, out}$ = 외부 주면마찰력(kN)

$Q_{tip, gross}$ = 버켓기초 선단면적에 대한 선단지지력(kN)

$W_{inside, soil}$ = 버켓기초 내부 흙 중량

$$Q_{tip, gross} = (\gamma' L N_q + 0.5 \gamma' D N_r) \left(\frac{\pi D^2}{4} \right) \quad (2)$$

여기서,

γ' = 흙의 수중단위중량(kN/m³)

L = 버켓기초 길이(m)

D = 버켓기초 직경(m)

N_q, N_r = 지지력 계수

$\pi D^2/4$ = 버켓기초 선단면적(m²)

$$Q_{skin,out} = \sum_{i=1}^N \int_0^{L_i} \pi D f_s dz = \sum_{i=1}^N \int_0^{L_i} \pi D (\sigma' K_0 \tan \delta) dz \quad (3)$$

여기서,

f_s = 단위주면마찰력(kN/m²)

σ' = 심도별 유효상재압력(kN/m²)

K_0 = 흙의 정지토압계수($K_0 = 1 - \sin \phi$)

δ = 버켓기초 벽체와 흙 사이의 마찰각($\delta = 2/3 \times \phi$)

분리거동 시(free-slip condition) 극한연직지지력은 Eq. (4)를 이용하여 계산된다. 사질토 지반에 대해 선단지지력($Q_{tip,net}$)은 Eq. (5)로 계산되며, 지지력계수 N_q 와 N_γ 는 Reissner(1924), Caquot & Kerisel(1953)와 Vesic(1973)에 의한 지지력계수가 각각 이용된다. 주면마찰력(Q_{skin})은 Eq. (6)을 이용하여 버켓기초 내·외부 벽체에서 발생하는 주면마찰력의 합으로 산정한다.

$$Q_2 = Q_{skin,out} + Q_{skin,in} + Q_{tip,net} \quad (4)$$

여기서,

$Q_{skin,out}$ = 외부 주면마찰력(kN)

$Q_{skin,in}$ = 내부 주면마찰력(kN)

$Q_{tip,net}$ = 버켓기초 유효단면적에 대한 선단지지력(kN)

$$Q_{tip,net} = (\gamma' L N_q + 0.5 \gamma' t N_\gamma) \frac{\pi(D^2 - d^2)}{4} \quad (5)$$

여기서,

t = 버켓기초 벽체두께(m)

d = 버켓기초 내부직경(m)

$\pi(D^2 - d^2)/4$ = 버켓기초 유효단면적(m²)

$$Q_{skin} = Q_{skin,out} + Q_{skin,in} = \sum_{i=1}^N \int_0^{L_i} \pi(D+d) f_s dz = \sum_{i=1}^N \int_0^{L_i} \pi(D+d) (\sigma' K_0 \tan \delta) dz \quad (6)$$

상기 일체거동 시와 분리거동 시 극한연직지지력 계산 결과로부터 버켓기초의 극한연직지지력은 작은 값으로 결정한다.

$$Q_u = \min[Q_1, Q_2] - W \quad (7)$$

여기서,

Q_u = 극한연직지지력(kN)

Q_1 = 일체거동 시 극한연직지지력(kN)

Q_2 = 분리거동 시 극한연직지지력(kN)

W = 석선기초 수중중량(kN)

2.2.2 수평지지력

본 연구에서 수평지지력은 극한평형법을 이용한 계산방법을 이용하였다. 극한평형법(Limit equilibrium method)은 유한요소해석법보다 근사적인 방법으로 파괴면을 가정하여 극한지지력을 산정하는 방법이며, 본 연구에서는 Broms(1964) 방법의 자유말뚝머리조건에서 단말뚝일 경우의 수평지지력을 버켓기초의 수평지지력으로 간주하여 Eq. (8)과 같이 계산하였다.

$$Q_3 = \frac{K_p \times \gamma' \times D \times L^2}{2} \quad (8)$$

여기서,

Q_3 = 극한수평지지력(kN)

K_p = Rankine 수동토압계수($\frac{1 + \sin \phi}{1 - \sin \phi}$)

3. 신뢰성 해석

3.1 검토조건

본 논문에서 대상으로 한 석선버켓기초는 국내 서남해 실증단지 적용을 위해 검토된 5MW 해상풍력 지지구조 형식이며 구체적인 제원은 Fig. 2와 Table 1에 나타내었다. 석선버켓 길이(L)는 16.5m, 바닥 지름(D) 18.0m, 벽 두께(t) 0.5m이며, 버켓의 총 무게(W)는 33,150kN이다. 기초가 관입되는 해저면 기초지반 조건과 이에 대한 특성은 현장 SPT 결과로부터 추정하였으며, 구체적인 내용은 Table 2에 정리하였다. 지지구조인 타워 하부, 즉 석선버켓기초 상단

Table 1. Details of suction bucket foundation model

Items	Values
Substructure height	39.0 m
Bucket length	16.5 m
Bottom diameter (outer)	18.0 m
Wall thickness	0.5 m
Cover thickness	0.9 m
Total weight	33,150 kN

Table 2. Ground conditions and soil properties

Items	Values	Items	Values
Water depth	20.5 m	Soil wet unit weight	18.6 kN/m ³
Sea water unit weight	10.1 kN/m ³	Soil dry unit weight	8.5 kN/m ³
Soil type	Silty sand	Cohesion	0
N-values	14~37	Internal friction angle	35~50°

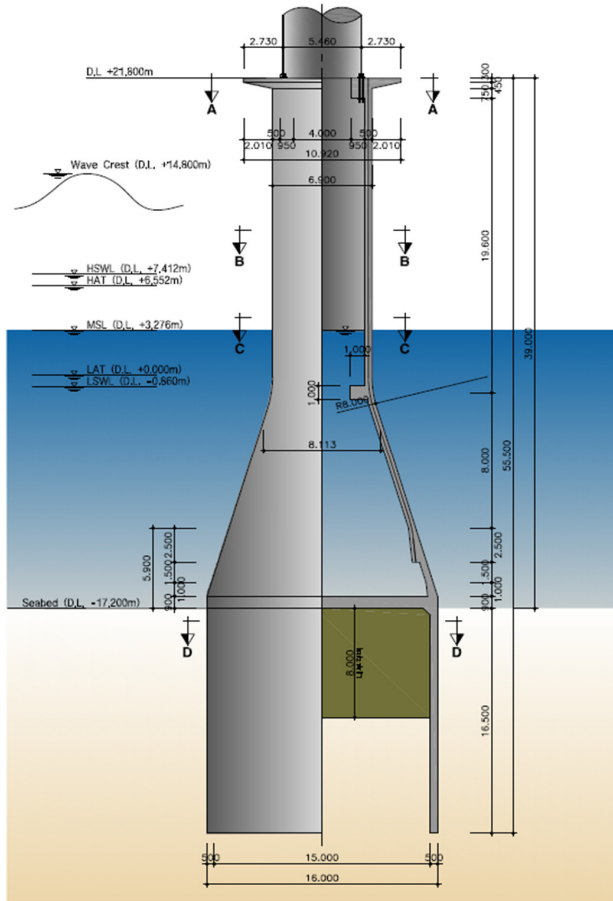


Fig. 2. Dimensions of suction bucket foundation model

에 작용하는 최대하중은 다양한 하중조건(load case)에 대한 통합해석 결과로부터 연직하중(V)과 수평하중(H)을 각각 66,245kN과 16,800kN으로 고려하였다.

3.2 신뢰성해석 방법

본 연구에서의 신뢰성해석은 개선된 일계이차모멘트법 (Advanced First-Order Second-Moment, AFOSM)을 이용하였다. 이 방법은 확률변수의 확률분포가 정규분포(normal distribution)라는 가정을 전제로 파괴확률의 간접적인 지표가 되는 신뢰도지수(reliability index, β)를 계산하는 FORM (First-Order Reliability Method)의 일종이다. 신뢰도지수는 기하학적으로 표준정규분포 확률변수의 공간에서 주어진 한계상태식까지의 최단거리를 의미하며, 설계변수의 확률

분포와 평균값 및 표준편차를 이용하여 계산한다. AFOSM은 ‘Hasofer-Lind method’라고도 하며, 이에 대한 보다 자세한 내용은 Ang & Tang(1990)을 참조하기 바란다.

3.3 한계상태식 및 확률변수

석션버켓기초에 대한 연직지지력과 수평지지력에 대한 신뢰성해석을 수행하기 위한 한계상태식은 Eq. (9)~(11)과 같이 정의하였다. Eq. (9)과 Eq. (10)는 각각 일체거동 시와 분리거동 시 연직하중에 대한 한계상태식을, Eq. (11)은 횡방향 하중에 대한 한계상태식을 나타낸다. 여기서 R 과 S 는 저항과 하중성분을 의미하며, Q_1 과 Q_2 는 Eq. (1)과 Eq. (4)에 나타난 버켓기초의 일체거동 시와 분리거동 시 연직지지력, Q_3 는 Eq. (8)에 나타난 버켓기초의 수평지지력, V 와 H 는 석션버켓기초 상단에 작용하는 연직과 수평하중이다.

$$G_1 = R - S = Q_1 - V \quad (9)$$

$$G_2 = R - S = Q_2 - V \quad (10)$$

$$G_3 = R - S = Q_3 - H \quad (11)$$

한계상태식에 포함된 다양한 변수 중 석션버켓기초의 단위중량(γ_b)과 기초지반의 수중단위중량(γ'_s), 내부마찰각(ϕ), 연직하중(V), 수평하중(H)을 확률변수로 취급하였다. 이들 확률변수는 모두 서로 통계적으로 독립이며 확률분포는 정규분포인 것으로 간주하였다. Table 3은 본 논문에서 고려한 확률변수의 확률분포 및 통계특성을 정리하였다. 각 확률변수의 변동계수(Coefficients of Variance, COV)는 제한된 조사자료 범위에서 일부 가정이 필요하였으며, $COV_{\gamma_b} = 0.1$, $COV_{\gamma'_s} = 0.2$, $COV_{\phi} = 0.05 \sim 0.1$, $COV_V = 0.1$, $COV_H = 0.1$ 로 고려하였다. 이들 값 중 재료에 대한 COV는 Phoon & Kulhawy(1999)이 제시한 범위이며, 하중에 대한 COV는 이진학 등(2016)이 제시한 범위의 값이다.

기초지반의 내부마찰각에 대한 평균과 변동계수는 SPT 결과인 N값으로부터 Wolff(1989), Kulhawy & Mayne(1990), Hatanaka & Uchida(1996)의 제안식을 이용하여 평가한 것이며, 이들 식은 Eq. (12)~(14)에 나타내었다. Table 4는 이 결

Table 3. Probability distribution and statistical characteristics of the random variables

Random variables	Mean	COV	Probability distribution
Unit weight of bucket foundation (γ_b , kN/m ³)	25	0.1	Normal distribution
Submerged unit weight of seabed soil (γ'_s , kN/m)	8.5	0.2	Normal distribution
Internal friction angle (ϕ , °)	35 ~ 50	0.05 ~ 0.1	Normal distribution
Vertical load (V , kN)	66,245	0.1	Normal distribution
Lateral load (H , kN)	16,800	0.1	Normal distribution

Table 4. Statistical properties of internal friction angle

N-value	Correlation equation		Internal friction angle (°)	
			Mean	COV
14 ~ 37	Wolff (1989)	$\phi' = 27.1 + 0.3N_{60} - 0.00054N_{60}^2$	35.41	0.0939
	Kulhawy & Mayne (1990)	$\phi' = \tan^{-1}[\frac{N_{60}}{12.2 + 20.3(\sigma'/p_a)}]^{0.34}$	50.23	0.0505
	Hatanaka & Uchida (1996)	$\phi' = \sqrt{20 C_N N_{60}} + 20$	43.86	0.1066

* ϕ' : Internal friction angle, N_{60} : Blow counts to the 60% efficiency levels, σ' : Effective overburden pressure, p_a : Atmospheric pressure, C_N : Factor to correct N_{60} to a standard overburden pressure (100 kPa)

과를 나타낸 것으로, 평균은 Wolff(1989)의 제안식을 채택하는 경우 35° 수준으로 가장 작고 Kulhawy & Mayne(1990)의 제안식을 채택하는 경우 50° 정도로 가장 크다. 변동계수는 Kulhawy & Mayne(1990)의 제안식을 사용할 때 0.05 정도로 가장 작고 Hatanaka & Uchida(1996)을 사용하는 경우 0.11 수준으로 가장 크다. 이처럼 제안식별 평균과 변동계수의 범위가 상이하어 이번 연구에서는 제안식 시나리오별 해석을 수행하였다.

4. 신뢰성해석 결과

4.1 파괴확률 및 신뢰도지수

Tables 5~7은 AFOSM 방법에 의해 계산된 각 한계상태(파괴모드)별 신뢰도지수(β)와 이에 대응하는 파괴확률(P_f)을 나타낸 것이다. 여기서 P_f 는 연직과 횡방향 하중에 대해 지지력을 만족하지 못할 확률을 의미한다.

계산결과 각각의 한계상태 중 분리거동 시 연직지지력에 대한 신뢰도지수가 1.956~4.665 범위로 가장 낮게 평가되어 가장 높은 파괴확률을 보였다. 내부마찰각 추정 제안식별 결과에 따르면, 일체거동 시 연직지지력과 수평지지력에 대한 한계상태의 경우 제안식별 신뢰도지수의 편차가 0.09와 0.29 정도로 비교적 크지 않지만, 분리거동 시 연직지지력에 대한 한계상태는 제안식별 신뢰도지수 간 편차가 1.36으로 크게 나타났다. 또한 Wolff(1989)의 제안식을 채택하는 경우 각 한계상태에서 가장 낮은 신뢰도지수를, Kulhawy & Mayne(1990)의 제안식을 채택하는 경우 가장 높은 신뢰

Table 5. Reliability analysis results of vertical resistance failure mode for non-slip condition

Correlation equation	Reliability analysis results	
	β	P_f
Wolff (1989)	4.811	7.53×10^{-7}
Kulhawy & Mayne (1990)	4.986	3.08×10^{-7}
Hatanaka & Uchida (1996)	4.954	3.63×10^{-7}

Table 6. Reliability analysis results of vertical resistance failure mode for free-slip condition

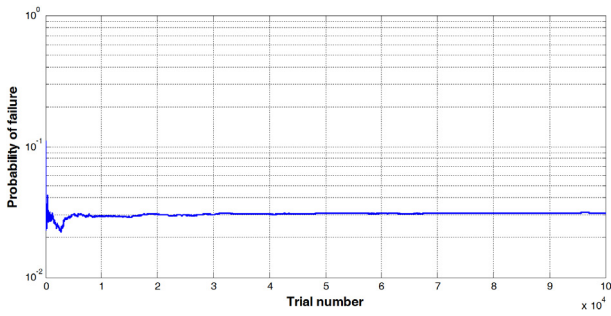
Correlation equation	Reliability analysis results	
	β	P_f
Wolff (1989)	1.956	2.52×10^{-2}
Kulhawy & Mayne (1990)	4.665	1.54×10^{-6}
Hatanaka & Uchida (1996)	3.022	1.30×10^{-3}

Table 7. Reliability analysis results of lateral resistance failure mode

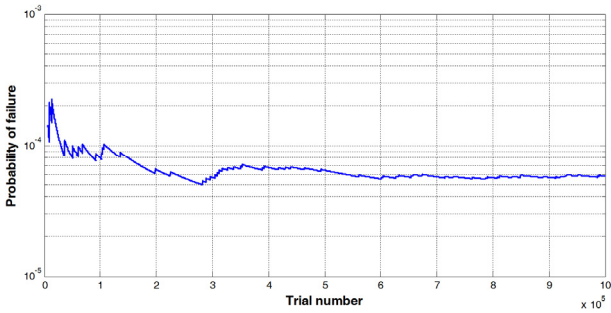
Correlation equation	Reliability analysis results	
	β	P_f
Wolff (1989)	3.880	5.22×10^{-5}
Kulhawy & Mayne (1990)	4.453	4.23×10^{-6}
Hatanaka & Uchida (1996)	4.190	1.40×10^{-5}

도지수를 보였다.

한편, 상기 AFOSM 방법에 의한 계산결과를 검증하기 위하여 몬테카를로 시뮬레이션(Monte Carlo simulation)을 수행하였다. 대표조건으로 Wolff(1989)의 제안식을 통해 내부마찰각을 산정한 조건을 대상으로 하였으며, 그 결과는 Fig. 3에 나타내었다. 분리거동 시 연직지지력과 수평지지력에



(a) Vertical resistance failure mode for free-slip condition



(b) Lateral resistance failure mode

Fig. 3. Monte Carlo simulation results

대한 몬테카를로 시뮬레이션 결과 파괴확률은 3.08×10^{-2} , 5.80×10^{-5} 로 각각 계산되었고, 이들 조건에 대한 AFOSM 방법의 계산결과는 2.52×10^{-2} , 5.22×10^{-5} 로 나타나 충분한 신뢰도를 확인하였다.

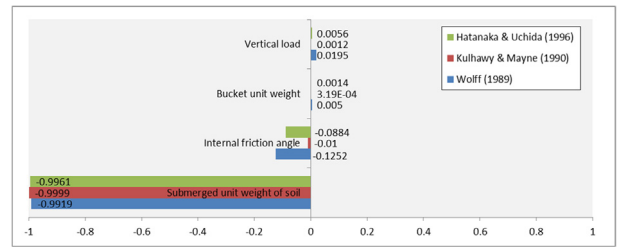
4.2 민감도지수

AFOSM 방법을 이용하여 신뢰성해석을 수행하면 신뢰도지수(β)와 함께 각 확률변수에 대한 민감도지수($\alpha_{\bar{X}}$)를 계산할 수 있다. 민감도지수는 Eq. (12)에 의하여 계산되며, 구체적인 내용은 Ang & Tang(1990)을 참조하기 바란다.

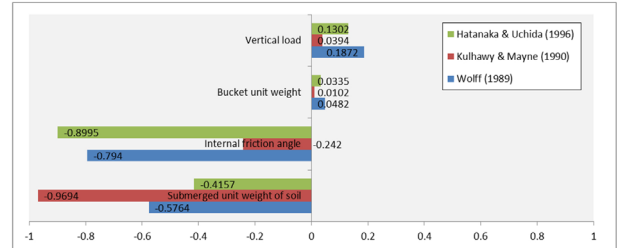
$$\alpha_{\bar{X}} = \left(\frac{\partial Z}{\partial \bar{X}} \Big|_{\bar{X}^*} \right) / \sqrt{\sum \left(\frac{\partial Z}{\partial \bar{X}} \Big|_{\bar{X}^*} \right)^2} \quad (12)$$

상기 식에서 \bar{X} 는 표준정규분포로 선형 변환된 확률변수이고, \bar{X}^* 는 통계적으로 독립인 확률변수, Z 는 한계상태함수이다. $\alpha_{\bar{X}}$ 는 수학적으로 표준화된 공간상의 각 확률변수 축에서 신뢰도지수의 방향여현(direction cosine)을 의미한다. 민감도지수(sensitivity index)란 신뢰도지수(또는 파괴확률)에 각 확률변수가 미치는 영향에 대한 척도를 의미한다. 민감도지수가 클수록 파괴확률에 미치는 영향이 크며, 하중에 기여하는 변수는 (+), 저항에 기여하는 변수는 (-)의 부호로 계산된다.

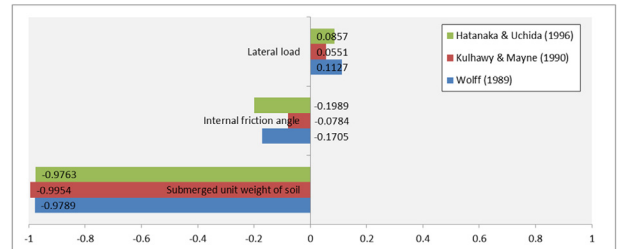
Fig. 4는 신뢰성해석에서 얻어진 각각의 한계상태별 확



(a) Vertical resistance failure mode for non-slip condition



(b) Vertical resistance failure mode for free-slip condition



(c) Lateral resistance failure mode

Fig. 4. Sensitivity of random variables on reliability analysis

률변수에 대한 민감도를 나타낸 그림이다. 이를 살펴보면, 하중에 기여하는 성분인 작용하중과 버켓기초의 자중은 0 ~ 0.2 수준으로 상대적으로 민감도가 작은 수준이다. 저항성분의 경우, 내부마찰각을 추정하는 제안식 채택방법에 따라 다소의 차이가 있으나 기초지반의 단위중량과 내부마찰각의 민감도가 작게는 0.2에서 높게는 0.99 이상으로 평가되어 연직과 수평지지력에 지배적인 인자임을 보여준다.

5. 결론 및 제언

본 논문에서는 서남해 해상풍력 실증단지 해역을 대상으로 석션버켓기초의 지지력에 대한 신뢰성 분석에 대한 내용을 다루었다. 5MW급 해상풍력터빈의 콘크리트 석션버켓기초를 선정하여 기초 설치 후 연직지지력과 수평지지력에 대한 파괴확률을 계산하고 설계변수의 민감도를 분석하였다. AFOSM을 이용한 신뢰성해석을 수행한 결과, 기초-지반 분리거동 시 연직지지력에 대한 파괴확률이 가장 큰 것으로 나타났으며 기초지반의 단위중량과 내부마찰각이 지배적인 영향인자임을 확인하였다.

본 연구에서는 제한된 조사자료로 신뢰성 검토를 수행하기 위하여 확률변수의 통계특성을 일부 가정하였으며, SPT에 의한 N값을 이용하여 지반정수를 추정하는 개략적인 방법을 채택하였다. 향후 보다 정밀한 신뢰성 분석을 위해서는 추가적인 조사를 통해 한계상태식에 반영되는 주요 확률변수들에 대한 통계특성을 재검토할 필요가 있다.

감사의 글

본 연구는 한국해양과학기술원의 “해양에너지 및 항만 해양구조물 실용화 기술개발(PE99731)”의 연구비 지원으로 수행되었으며 이에 깊은 감사를 드립니다.

References

1. 김근수, 권오순, 오명학, 장인성 (2014), 모형실험을 통한 모래지반에서 석션버켓기초의 관입저항력 평가, 한국지반환경공학회논문집, 제15권, 6호, pp. 75-83.
2. 김동준, 윤준용, 이규열, 지성현, 추연욱 (2015), 실트질모래 지반에서 버켓기초의 압입저항력에 대한 원심모형실험 연구, 한국지반공학회논문집, 제31권, 1호, pp. 25-35.
3. 김재현, 이승태, 김동수 (2018), 모래지반에서 버켓기초 설치에 의한 지반교란 평가, 한국지반공학회논문집, 제34권, 11호, pp. 21-31.
4. 오명학, 권오순, 김근수, 장인성 (2012), 해상풍력발전 버켓기초공법의 경제성 평가, 한국산화기술학회논문집, 제13권, 4호, pp. 1908-1914.
5. 이시훈, 최창호, 김성렬 (2016), 건조 사질토 지반에 설치된 석션버켓기초의 장기 반복하중에 의한 누적회전각 산정, 한국지반공학회논문집, 제32권, 12호, pp. 69-78.
6. 이진학, 김선빈, 윤길림 (2016), 지반과 말뚝의 상호작용 및 세굴현상을 고려한 해상풍력터빈의 신뢰성 해석, 한국해양·해양공학회논문집, 제28권, 4호, pp. 222-231.
7. Andersen, K. H., Murff, J. D., Randolph, M. F., Clukey, E. C., Erbrich, C. T., Jostad, H. P., Hansen, B., Aubeny, C., Sharma, P. and Supachawarote, C. (2005), Suction Anchors for Deepwater Applications, Proceeding of International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics, University of Western Australia, Australia, pp. 3-30.
8. Ang, A. H. -S. and Tang, W. H. (1990), Probability concepts in engineering planning and design, Volume II: Decision, Risk, and Reliability, John Wiley & Sons, Inc., New York. pp. 334-382.
9. Bang, S., Preber, T., Cho, Y., Thomason, J., Karnoski, S. R. and Taylor, R. J. (2000), Suction piles for mooring of mobile offshore bases, Marine Structures, Vol. 13, No. 5, pp. 367-382.
10. Broms, B. B. (1964), Lateral resistance of piles in cohesionless soils, Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, American Society of Civil Engineers, Vol. 90, pp. 27-63.
11. Caquot, A. and Kerisel, J. (1953), Sur le terme de surface dans le calcul des fondations enmilieu pulverulent, Proceedings of the 3rd International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Zurich, Switzerland, Vol. 1, pp. 336-337.
12. GWEC (2019), Global Wind Report 2018, Annual Report, Global Wind Energy Council, pp. 32-33.
13. Hatanaka, M. and Uchida, A. (1996), Empirical correlation between penetration resistance and internal friction angle of sandy soils, Soils and Foundations, Japanese Geotechnical Society, Vol. 36, No. 4, pp. 1-9.
14. Houlsby, G. T. and Byrne, B. W. (2005), Design procedures for installation of suction caissons in sand, Proc. of the ICE, Geotechnical Engineering, Vol. 158, No. 3, pp. 135-144.
15. Ibsen, L. B., Schakenda, B. and Nielsen, S. A. (2003), Development of the bucket foundation for offshore wind turbines: a Novel Principle, Proceedings of the US Wind Energy Conference, American Wind Energy Association, p. 12.
16. Iskander, M., El-Gharbawy, S. and Olson, R. (2002), Performance of Suction Caissons in Sand and Clay, Canadian Geotechnical Journal, Vol. 39, No. 3, pp. 576-584.
17. Kulhawy, F. H. and Mayne, P. W. (1990), Manual on estimating soil properties for foundation design, Electric Power Research Institute, Palo Alto, pp. 4-13-4-14.
18. Phoon, K. K. and Kulhawy, F. H. (1999), Characterization of geotechnical variability, Canadian Geotechnical Journal, Vol. 36, No. 4, pp. 612-624.
19. Reissner, H. (1924), Zum Erddruckproblem. Proceedings of the 1st International Conference for Applied Mechanics, Delft, pp. 295-311.
20. Senders, M. and Randolph, M. F. (2009), CPT-based method for the installation of suction caissons in sand, Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, American Society of Civil Engineers, Vol. 135, No. 1, pp. 14-25.
21. Sturm, H., Nadim, F. and Page, A. (2015), A safety concept for penetration analyses of suction caissons in sand, International Symposium in Frontiers in Offshore Geotechnics III, Norwegian Geotechnical Institute, Oslo, Norway, pp. 1393-1398.
22. Tran, M. N. and Randolph, M. F. (2008), Variation of suction pressure during caisson installation, Geotechnique, Vol. 58, No. 1, pp. 1-11.
23. Vesic, A. S. (1973), Analysis of ultimate loads of shallow foundations, Journal of Soil Mechanics and Foundation Division, American Society of Civil Engineers, Vol. 99, No. 1, pp. 45-73.
24. Wolff, T. F. (1989), Pile capacity prediction using parameter functions, ASCE Geotechnical Special Publication, American Society of Civil Engineers, No. 23, pp. 96-107.