

세굴에 기인한 해상풍력터빈 펜타팟 석션버킷 지지구조물의 극한한계상태 위험도 평가

Ultimate Limit State Risk Assessment of Penta Pod Suction Bucket Support Structures for Offshore Wind Turbine due to Scour

김영진* · Ngo Duc Vu** · 김동현***
Young Jin Kim*, Ngo Duc Vu** and Dong Hyawn Kim***

요지 : 5.5 MW 해상풍력터빈을 위해 새로 개발된 펜타팟 석션버킷 지지구조물의 극한한계상태 위험도 평가를 진행하였다. 유의파고, 유의파 주기, 조류속 등 해양 환경조건을 고려한 세굴확률을 위험(hazard)으로 산정하였다. 석션버킷 지지구조물 기초의 극한한계상태 파괴기준을 적용하여 세굴 깊이에 따른 취약도를 산정하였다. 극한한계상태는 기초구조물의 지지력을 이용하여 정의하였다. 해저드와 취약도를 이용하여 펜타팟 석션버킷의 위험도를 산정하였다.

핵심용어 : 해상풍력터빈, 석션버킷, 펜타팟, 세굴, 세굴취약도, 세굴위험도

Abstract : The scour risk assessment was conducted for ultimate limit state of newly developed penta pod suction bucket support structures for a 5.5 MW offshore wind turbine. The hazard was found by using an empirical formula for scour depth suitable for considering marine environmental conditions such as significant wave height, significant wave period, and current velocity. The scour fragility curve was calculated by using allowable bearing capacity criteria of suction foundation. The scour risk was assessed by combining the scour hazard and the scour fragility.

Keywords : offshore wind turbine (OWT), suction bucket, penta pod, scour, scouring fragility, scour risk

1. 서 론

해상풍력터빈 지지구조물 중 석션버킷 지지구조물은 파일을 항타하여 설치하는 다른 지지구조물보다 공사기간이 짧고, 경제적으로 설치가 가능하다(Oh et al., 2012). 이러한 석션버킷 지지구조물의 주요 설계인자는 수평 허용 지지력과 기초의 강성이다. Latini and Zania(2017)는 석션버킷의 동적거동을 조사하여, 석션버킷의 스킵트 길이가 동적 거동을 결정하는 중요한 매개변수라고 밝혔고, 수평 하중 지지력은 버킷 직경과 길이의 비의 영향을 크게 받으며, 초기 강성은 모래의 상대적 밀도와 버킷의 기하학적 구조에 크게 좌우되는 것으로 일련의 연구를 통해 조사되었다(Achmus et al., 2013; Ding et al., 2015; Thieken et al., 2014). 석션버킷 지지구조물을 토질층이 깊지 않은 지역에 설치할 경우, 지지력을 발휘하기 위하여 직경이 비정상적으로 커져야 하는 문제점이 있다. 이러한 문제점을 해결하기 위하여 펜타팟 석션버킷 지지구조물을 개발하였으며(Ngo et al., 2020), 본 연구에서는 개

발한 지지구조물에 대한 세굴위험도해석을 수행하였다.

해상풍력터빈 지지구조물의 세굴위험도 평가에 관한 연구로는 Lee et al.(2013)이 기초세굴을 고려한 모노파일식 해상풍력 터빈의 동적 불안정성 해석이 있다. 이 연구에서는 세굴 깊이를 직경의 0.5배, 1.0배, 1.5배로 고려하여 세굴 발생에 따른 고유 주파수를 분석하고 공진이 발생할 수 있는 1P, 3P 주파수와 비교하여 동적 불안정성 발생 가능성을 검토하였다. 석션버킷 지지구조물의 위험도 평가 연구로는 Kim et al.(2020)이 연구한 세굴에 대한 해상풍력터빈의 세굴 위험도 평가 연구가 있다. Kim et al.(2020)은 세굴에 대한 확률론적 평가방법 개발을 위해 변위기반 세굴 취약도와 세굴 위험(hazard)을 결합하여 세굴 위험도 평가기법을 제안하였다. 그러나, 변위기반 세굴 취약도의 경우 상시 하중을 적용하여 특정 변위값을 초과하는 경우를 파괴로 정의하는 사용성 한계 위험도 평가 방법이다. 해상풍력지지구조물의 경우 사용성 평가도 필요하지만 극한 하중에 대한 안정성 검토가 선행될 필요가 있다. 펜타팟 석션버킷과 같은 신형식 구조물의 경우 극

*군산대학교 해양산업공학과 박사후연구원(Postdoctoral associate, Dept. Of Ocean Science & Engineering, Kunsan National University)
**군산대학교 해양산업공학과 박사과정(Ph.D., Dept. Of Ocean Science & Engineering, Kunsan National University)
***군산대학교 건축·해양건설융합공학부 교수(Corresponding author: Dong Hyawn Kim, Professor, School of Architecture and Coastal Construction Engineering, Kunsan National Univ., 558 Daehangro, Kunsan, Jeonbuk 54150 Korea, Tel: +82-63-469-1862, eastlite@kunsan.ac.kr)

한하중에 대한 위험도 해석은 더욱 그러하다.

본 연구에서는 세굴을 고려한 극한한계상태의 위험도 해석을 위해 석션기초의 지지력에 대한 취약도를 계산한 후 이를 세굴 해저드와 결합하여 세굴 위험도 평가를 진행하였다. 이를 위해 전북 군산시 인근 해역의 지반조건을 이용하여 세굴 깊이 별 허용 지지력을 산정한 후, 구조해석을 통해 계산된 부재력을 이용하여 세굴 취약도를 계산하였다. 세굴 취약도는 구조해석을 통해 계산된 부재력에 안전율을 변화시키면서 위험도의 변화 추이를 조사하였다.

2. 세굴위험도

2.1 세굴 확률

해상풍력터빈 지지구조물의 한계상태는 풍속, 파고, 조류속 등 설계 주요 외력의 크기에 영향을 받는다. 이러한 외력은 설계하중조합(Design Load Case)에서 비중있게 다루어지며 충분한 안전성을 확보하도록 지지구조물을 설계한다. 그러나 해저지반의 세굴은 지형적 조건, 지지구조물의 형상, 그밖에 예측하기 어려운 다양한 변수에 영향을 받기 때문에 예측하기 매우 어려운 요소이다. 따라서 확률기반 위험도 해석에서는 세굴을 주요해저드로 다루는 것이 필요하다.

연안의 경우 파도는 조류와 결합되어 복잡하게 발생한다. 이렇게 파도와 조류가 결합되어 있는 경우, 파도 및 조류가 단독으로 발생하는 것보다 해양구조물 주변의 토양 반응을 더 복잡하게 만든다. 해양구조물의 경우, 결합된 파고와 조류에 대한 영향은 매우 중요하지만 관련 연구는 상대적으로 적다. Sumer and Fredsoe(2001)는 조류를 따라 수직으로 전파되는 불규칙파에 대한 일련의 테스트를 수행하여 결합된 파랑과 조류에 의한 세굴 깊이가 KC 와 조류속 및 파속의 비율의 영향을 받는다는 것을 확인했다. 여기서 KC 는 Keulegan-Carpenter (KC) number로서 파일의 직경과 유의파 주기 그리고 해저면에서의 유속으로 정의되는 함수이다. 조류속과 파속의 비율은 $U_{cw} = U_c / (U_c + U_m)$ 로 정의되며, 여기서, U_c 는 결합된 흐름이 방해되지 않은 해저 부근의 조류속 성분을 나타내고, U_m 은 해저면에서 파도에 의해 발생하는 최대 유속을 나타낸다. Sumer and Fredsoe(2001)는 세굴 데이터를 재분석하여 식(1)과 같은 결합된 파랑과 조류에 대한 세굴 경험식을 제안했다.

$$\frac{s}{D} = \frac{s_c}{D} [1 - \exp\{-A(KC - B)\}], B \leq KC \quad (1)$$

여기서, s : 세굴 깊이(m)
 s_c/D : current-only case
 (0.7 or 1.4 추천, 0.7 적용)
 D : 파일의 직경(m)
 KC : (Keulegan-Carpenter : $u_{max}T/D = 2\pi\alpha/D$ number)

A	: $0.03 + 0.75U_{cw}^{2.6}$
B	: $6\exp(-4.7U_{cw})$
U_{cw}	: $(U_c / (U_c + U_m))$
U_c	: $D/2$ 위치에서의 조류속
u_{max}	: 해저면에서의 유속
T	: 유의주기
α	: 수립자의 진폭

식(1)에서 KC 의 변동성을 고려하여 세굴 깊이별 확률분포를 구할 수 있다. KC 의 변동성은 해당 지역의 유의 파고 및 유의파 주기의 변동성을 사용한다. 여기서 구한 세굴깊이별 확률밀도함수를 위험도해석의 해저드로 사용한다.

2.2 세굴취약도

해저드 요인에 따른 구조물의 손상확률을 설명하는 것이 취약도이다(Shinozuka et al., 2000). 이러한 취약도 곡선은 대수정규분포함수로 표현하며 대수정규분포함수의 두 가지 주요 계수인 중간값과 대수표준편차는 최우도 추정법으로 구한다. 여러 가지 손상단계 가운데 k 번째 손상에 대하여 취약도 곡선을 식(2)와 같이 대수정규분포함수로 나타낼 수 있다.

$$F_k(x) = \Phi \left[\frac{\ln\left(\frac{x}{c_k}\right)}{\zeta_k} \right] \quad (2)$$

여기서, Φ 는 표준정규분포의 누적확률분포함수이며, c_k 는 중간값, ζ_k 는 대수표준편차이다.

취약도 평가 시 한계상태에 대한 정의가 필요하다. 사용성 한계, 극한한계, 피로한계 등의 대표적 한계상태 중에서 본 연구에서는 극한한계상태에 대한 취약도를 평가하였다. 극한한계상태는 해상풍력터빈에 다양한 하중이 작용할 때, 지지구조물 기초에 전달되는 외력효과와 저항력의 상대적인 크기로 정의한다. 외력효과가 더 크면 구조물은 손상상태가 되고 반대의 경우는 비손상 상태가 된다.

2.3 세굴 위험도

세굴 깊이에 대한 확률 $F_{A_1}(x)$ 과 세굴에 의한 구조물의 세굴취약도곡선 $F_k(x)$ 와 결합하여 세굴에 의한 위험도를 식(3)과 같이 구할 수 있다.

$$P_f = \int_{x_0}^{x_{max}} F_k(x) f_{A_1}(x) dx \quad (3)$$

여기서, x_0 는 세굴이 발생하지 않은 상태(0 m), x_{max} 는 물리적으로 발생 가능한 최대세굴 깊이이다.

3. 펜타팟 석션버켓 지지구조물의 개발

3.1 개발 배경

5.5 MW 해상풍력터빈을 설치하기 위해 고군산군도 말도 인

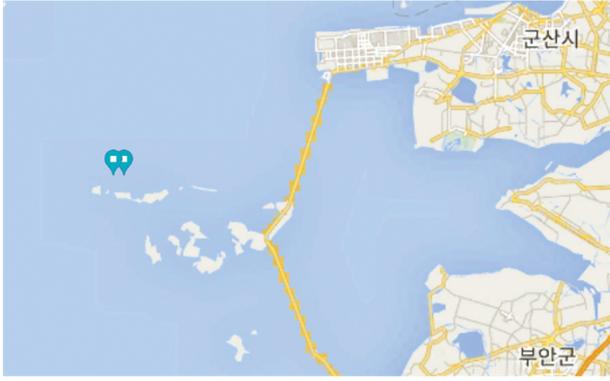


Fig. 1. Installation area.

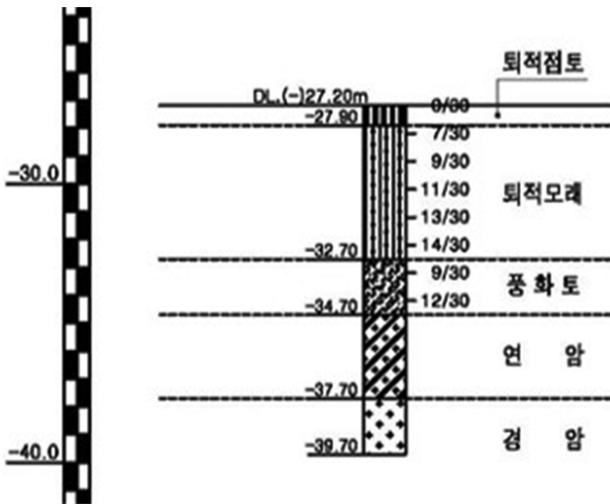


Fig. 2. Soil layer.

근 지역의 지반조사를 진행했다. Fig. 1은 설치 예정지역이고, Fig. 2 및 Table 1은 지반조사 결과를 나타내었다. 시추 결과 약 7.5 m부터 암반층이 나타나며 이곳에 석션버킷을 탑재한 해상풍력터빈을 설치할 경우 석션버킷 스킵트 길이는 7.5 m 보다 작아야 한다. 스킵트 길이가 제한되므로, 접지력을 향상시키고 지지력을 확보하기 위하여 버킷의 직경을 증가시켜야 한다. 하지만, 대구경 석션버킷 제작시설의 부재, 운반, 설치 장비의 부재 등의 여러 가지 문제점이 발생한다. 또한, 직경을 증가시키면 버킷 사이의 간격이 너무 좁아지고, 버킷 간의 응력이 중복될 수 있다. 이러한 문제점을 해결하기 위해서 등가의 지지력을 발휘하는 멀티팟 석션버킷 지지구조물의 개발이 필요하다.

Table 1. Soil profile of survey site

Soil layer	Depth (m)	Unit weight (kN/m ³)	Modulus of deformation (MPa)	Internal friction angle (deg)	Cohesion yield stress (kPa)	Poisson's ratio
Upper clay	0.0~0.7	17	25.00	-	-	0.491
Upper sand	0.7~4.8	17.5	35.56	32.3	5	0.400
Lower sand	4.8~7.5	17.5	67.48	37.0	5	0.400
Weathered rock	7.5~	20.0	76.00	32.0	-	0.450

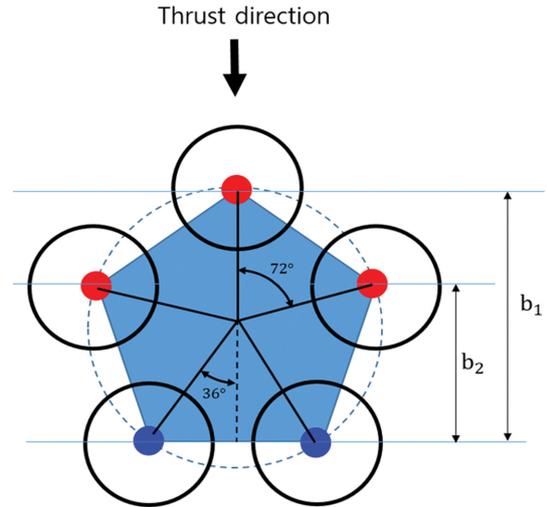


Fig. 3. Top view of Penta-pod buckets.

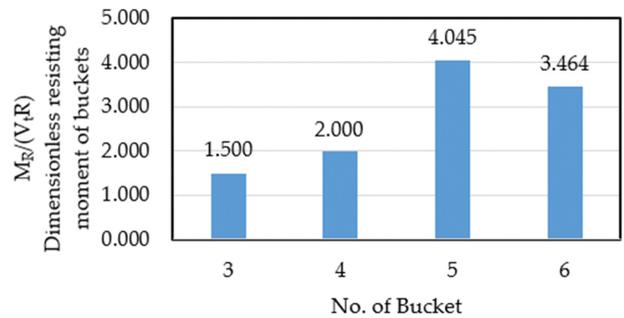


Fig. 4. Dimensionless resisting moment of buckets.

3.2 펜타팟 지지구조물의 개발

Fig. 3은 펜타팟 버킷 모델의 평면도와 추력 방향을 나타낸다. 각 버킷과 중심 R의 간격이 모두 동일하다고 가정했다. 추력의 방향에 따라 Fig. 3과 같이 인발 저항(V)과 압축저항(V)을 각각 빨간점과 파란점으로 표시하였으며, 저항모멘트(M_R)를 식(4)~(7)과 같이 계산할 수 있다.

$$M_R = V_1 b_1 + 2V_2 b_2 \tag{4}$$

$$b_1 = R + R \cos(36^\circ) = 1.809R \tag{5}$$

$$b_2 = R \cos(36^\circ) + R \cos(72^\circ) = 1.118R \tag{6}$$

$$M_R = 1.809V_1 R + 2.236V_2 R = 4.045V_1 R \tag{7}$$

버킷의 수가 3~6개의 경우 동일한 방법으로 저항모멘트(M_R)를 산정할 수 있으며 V₁R로 정규화한 값들을 Fig. 4에 표시

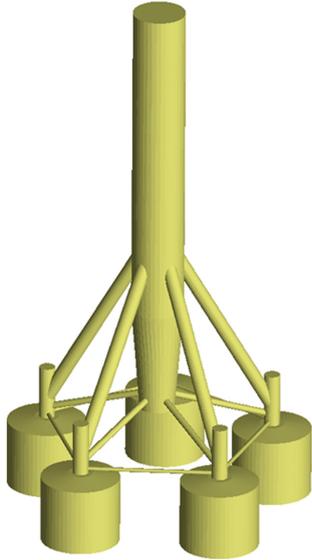


Fig. 5. Penta-pod support structure.

하였다.

Fig. 4에서 확인할 수 있듯이 펜타팟 지지구조물이 다른 멀티팟 지지구조물보다 인 발 및 압축저항이 더 우수한 것으로 볼 수 있다. 따라서, 버켓 5개를 사용하는 펜타팟 지지구조물을 최종 개발하였다. Fig. 5는 개발한 펜타팟 지지구조물을 보여주고 있다.

4. 세굴 위험도 평가

4.1 수치해석 모델

Fig. 6은 암반이 얇은 해저지반용으로 개발된 5.5 MW용 펜타팟 석션버켓 지지구조물이다. 본 연구에서는 펜타팟 석션버켓 지지구조물을 대상으로 하여 세굴 위험도 해석을 진행하였다. hub의 위치는 해수면으로부터 110 m 높이에 위치하고 있으며, 수심은 27.723 m이다. mudline 위치에서부터의 해상풍력터빈의 총 높이는 137.723 m이다. 하부구조물은 펜타팟이며, 석션버켓을 탑재하고 있다. 지반 및 석션버켓은 지반 대표 강성행렬을 계산한 후 spring element로 적용하여 해석을 수행하였다.

4.2 지반 경계조건

본 연구에서 사용된 지반 설계정수는 고군산군도 말도 인

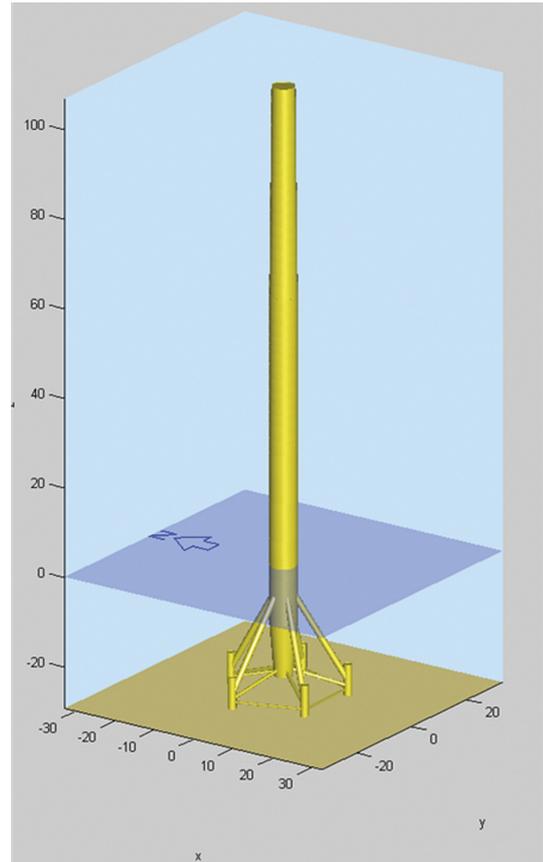


Fig. 6. Analysis target.

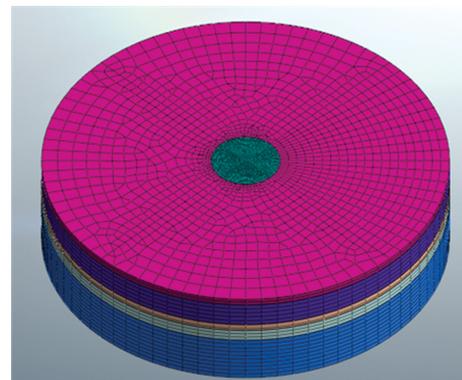


Fig. 7. Stiffness matrix analysis model.

근의 착저식 콘 관입시험 결과와 지반조사 결과를 이용하여 적용하였으며, 각 지반 설계정수를 이용하여 지반 대표 강성행렬을 산정한 후 spring element를 이용하여 모델에 적용하

Table 2. Representative stiffness matrix of the ground

	K_{11}	K_{22}	K_{33}	K_{44}	K_{55}	K_{66}
K_{11}	1.22e+9	-	-	-	-5.65e+9	-
K_{22}	-	1.22e+9	-	5.65e+9	-	-
K_{33}	-	-	1.63e+9	-	-	-
K_{44}	-	5.65e+9	-	6.24e+10	-	-
K_{55}	-5.65e+9	-	-	-	6.24e+10	-
K_{66}	-	-	-	-	-	4.39e+10

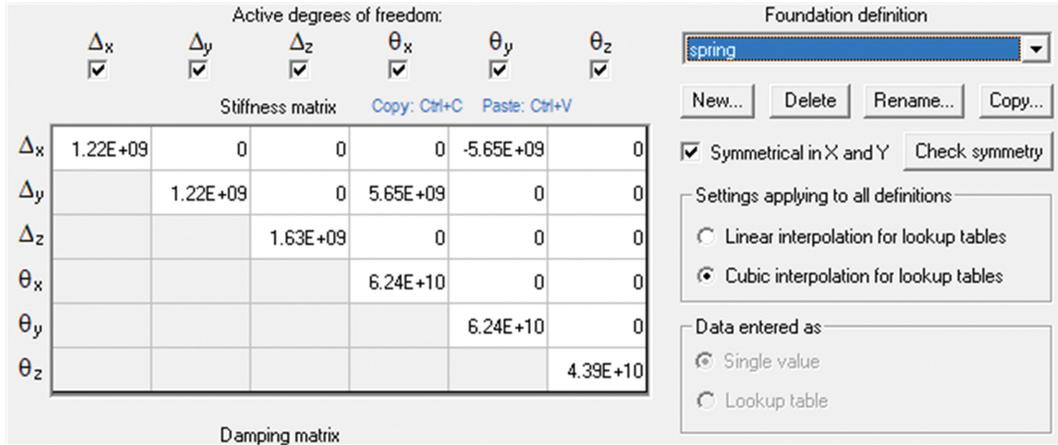


Fig. 8. Example of inputting representative stiffness matrix of ground.

였다. 지반 대표 강성행렬을 산정하기 위하여 범용 해석 프로그램인 Abaqus를 이용하여 강성행렬을 계산했다. 지반 대표 강성행렬을 계산하기 위한 모델을 Fig. 7에 도시하였으며, 하중은 극한하중을 10단계로 나누어 각각 재하하였다. 하중은 $F_x, F_y, F_z, M_x, M_y, M_z$ 에 대하여 각각 재하했으며, Pilehead의 하중-변위를 계산하여 지반대표 강성행렬을 계산하였다. 극한 하중을 10단계로 나누어 해석을 진행한 이유는 지반의 비선형을 고려하기 위하여 10단계로 나누어 재하 했지만 선형영역에서의 거동만 나타났기 때문에, 행렬이 아닌 기울기 값을 적용하여 강성행렬을 산정하였다. 지반 대표 강성행렬은 다음 Table 2와 같으며, 지반 대표 강성행렬은 penta-pod의 leg와 지반이 접촉하는 위치에 spring element를 이용하여 적용하였다. Fig. 8에 지반 대표 강성행렬을 GH_Blated 프로그램에서의 적용 예를 도시하였다.

4.3 추력 산정

풍하중에 의한 추력의 분포를 구하기 위해 GH-Bladed (Bladed Multibody dynamics user manual, Ver. 4.4)를 사용하였다. 본 연구에서는 세굴 취약도를 산정하기 위하여 kaimal 모델을 사용하여 바람장을 생성하였으며, 바람장의 위상을 변경하여 총 30 case의 추력을 산정하였다. Fig. 9는 10

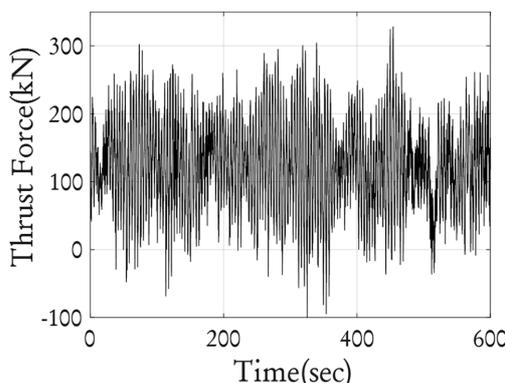


Fig. 9. Time history of Thrust force.

분 동안 시뮬레이션을 통해 계산된 추력의 예를 나타낸 것이다.

4.4 파랑 하중 산정

구조물에 작용하는 파랑하중은 모리슨 방정식을 이용하여 산정하였다(Morison et al., 1950). 본 연구에서는 세굴 위험도를 평가하기 위하여 설계수명동안 작용할 수 있는 가장 큰 하중에 대해 해석을 수행하였다. 이때, 사용된 유의 파고와 유의파 주기는 HYPA 모델로 추산된 1979년부터 2003년까지의 연도별 최대자료를 이용하여 분포를 추정하였으며 해당 위

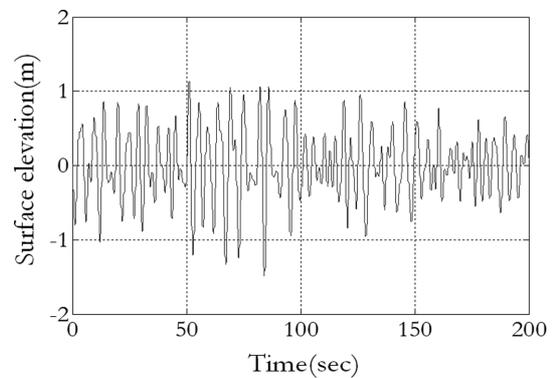


Fig. 10. Surface elevation.

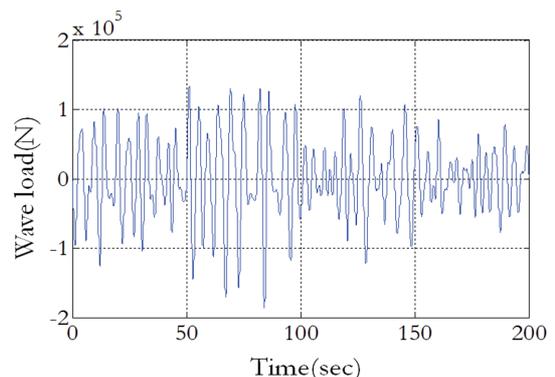


Fig. 11. Wave load.

Table 3. Result of chi-square test

$C_{0.95, 99}$	Normal distribution	Log-normal distribution	Weibull distribution
123.22	77.77	69.05	139.55

치는 N35.8667°, E126.3244°이다.(Korea Ocean Research & Development Institute, 2005). 50년 재현주기에 해당하는 유의 파고 및 유의파 주기는 6.64 m와 12.9 sec이며, 불규칙 파랑의 스펙트럼을 이용하여 불규칙 파형을 발생시켜 이를 이용하여 모리슨 방정식으로 구조물에 작용하는 파력을 계산하였다. 본 연구에서 사용된 불규칙 스펙트럼은 Bretschneider's wave spectrum을 사용했다. Fig. 10은 불규칙 파랑의 스펙트럼을 이용해서 발생된 파형이며, Fig. 11은 구조물에 작용하는 총 파력을 나타낸다.

4.5 세굴 깊이의 확률분포 추정

해저드(세굴 깊이의 확률분포)를 추정하려면 우선적으로 KC의 확률분포를 추정해야 한다. KC의 확률분포를 추정하기 위하여 유의 파고 및 유의파 주기의 확률분포를 이용하여 세굴 깊이의 확률분포를 추정하였으며 유의 파고 및 유의파 주기의 변동성은 10%로 가정해서 분포를 추정하였다. 유의 파고 및 유의파 주기는 weibull 분포를 사용했으며, 50년 재현주기에 해당하는 6.64 m와 12.9 m/s를 이용하여 분포를 추정하였다. KC는 B보다 커야하므로, KC가 B보다 작은 값들은 제외하고 분포를 추정하였다. KC를 계산하기 위해 유의 파고 및 유의파 주기의 변동성을 이용하여 많은 난수를 발생시킨 후, KC를 직접 계산하여 KC가 B보다 큰 경우의 값들만 이용하여 KC의 분포를 직접 추정했다. KC의 분포는 Table 3에서 확인할 수 있듯이 대수 정규 분포에 적합하였으며, λ 와 ζ 는 각각 1.56과 0.09로 추정되었다. Fig. 12는 추정된 KC의 확률분포를 나타내었다.

적합도 검정결과 95% 신뢰수준에서 weibull 분포를 제외한 두가지 분포가 적합한 결과를 나타내지만 대수정규분포의 오차의 범위가 가장 적게 나타났기 때문에 대수정규분포가 가장 적합한 것으로 판단된다.

조류속의 자료는 국립 해양조사원에서 제공하는 수치조류

도 2018의 자료를 이용하여 분포를 추정하였다. 격자점의 위치는 N35.8667°, E126.3244°이며 2019년 1월 1일 00시 10분부터 2019년 12월 31일 23시 50분까지 1년의 자료를 이용하여 분포를 추정하였다. 조류속의 분포는 정규분포에 적합하게 추정되었으며, 각각의 평균과 표준편차는 1.34 m 및 0.19 m로 나타났다.

KC의 확률분포를 식(1)에 적용하여 세굴 깊이의 확률분포를 추정하였으며, 추정된 세굴 깊이의 확률분포는 정규 분포에 적합하게 나타났다. 평균 및 표준편차는 2.34와 0.41로 나타났으며, 그 결과를 Fig. 13에 도시하였다.

4.6 세굴취약도 산정

세굴을 고려한 지지구조물 취약도를 산정하기 위하여 계산된 추력과 파랑하중을 적용한 동적 해석을 수행하였다. 해석은 바람장의 seed를 변경하여 30 case의 해석을 수행하였다. 각 case 별 mudline 위치의 최대 부재력을 산정하여 세굴 취약도를 계산하였다. 구조해석의 경우 세굴이 발생하지 않은 상태에서 구조해석을 수행하여 계산된 mudline에서의 최대 수평 부재력과 세굴 깊이별 허용 지지력을 비교하여 세굴 깊이가 몇 m까지 안전한지 판단하여 취약도를 산정하였다.

Fig. 14의 (a)는 세굴 깊이별 허용 인발력을 나타내었다. 세굴 깊이가 깊어질수록 허용 인발력은 작아졌다. Fig. 14의 (b)는 총 30번 수행한 구조해석 결과에서 각각 계산된 최대 인발력을 세굴깊이가 6.5 m일때의 허용 인발력과 비교하였다. 모든 해석 경우에서 최대 인발력은 허용 인발력보다 작게 나타났다. Fig. 15는 허용 압축력에 대한 결과를 나타내었다. Fig. 15의 (a)는 세굴 깊이별 허용 압축력이며, (b)는 구조해석 결과에서 계산된 최대 압축력과 허용 압축력(세굴깊이 6.5 m)을 비교하였다. Fig. 14 및 15에서 확인할 수 있듯이, 인발력 및 압축력은 세굴이 발생하더라도 허용 인장력 및 허용 압축력에 비해 구조해석에서 나온 결과 값이 모든 case에

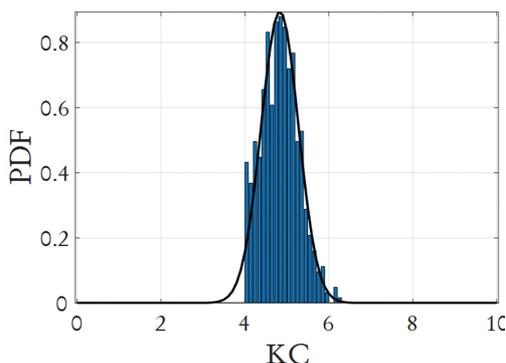


Fig. 12. Probability distribution of KC.

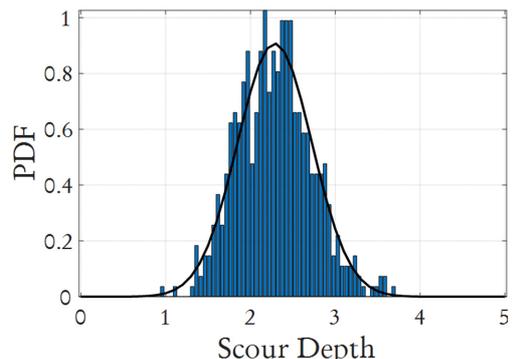


Fig. 13. Probability distribution of scour depth.

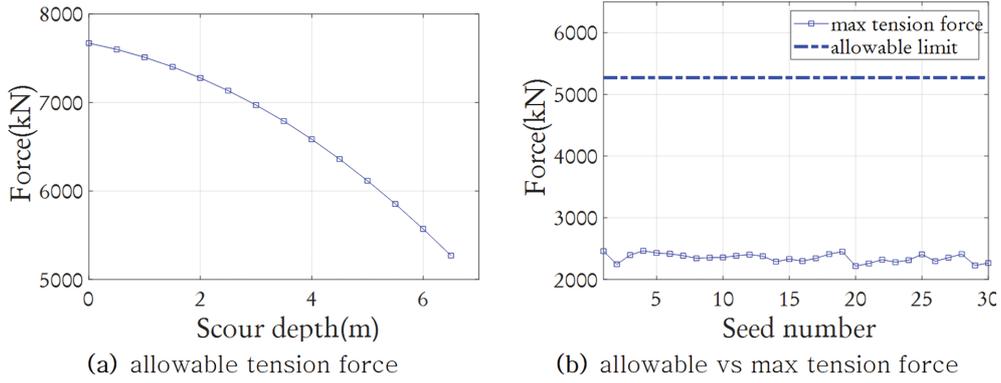


Fig. 14. Tension force.

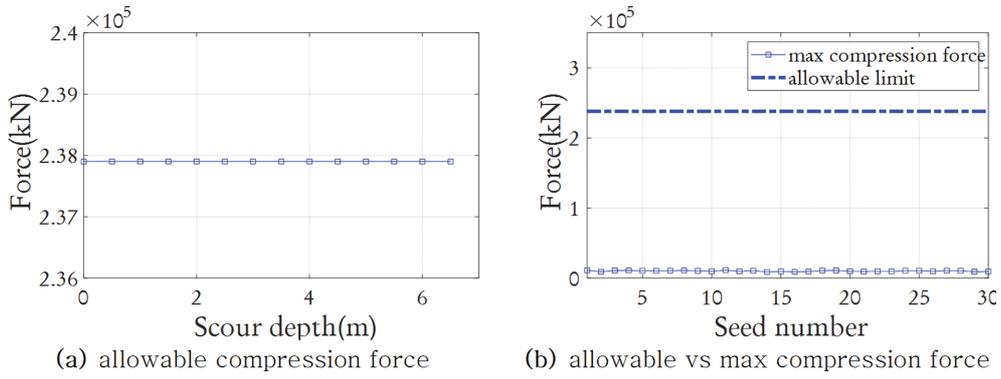


Fig. 15. Review of allowable compression force.

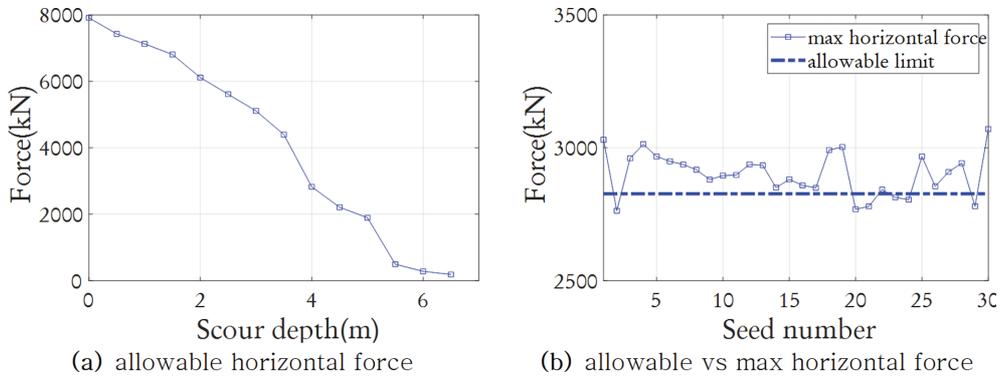


Fig. 16. Review of allowable horizontal force.

서 작기 때문에 파괴가 발생하지 않는다. 따라서, 취약도 해석을 진행하지 않고 수평 부재력에 대한 세굴 취약도만 해석을 진행하였다.

허용 수평 지지력은 Fig. 16의 (a)와 같이 세굴 깊이가 커질수록 지지력이 감소하였다. 최대 수평 부재력과 허용 수평력(세굴깊이 6.5 m)을 비교한 결과를 Fig. 16의 (b)에 나타내었다. 약 2,500~3,100 LN 사이에 분포하였으며, 거의 대부분이 세굴 깊이 3.5~4.0m의 최대수평 부재력 사이에 존재한다. 즉, 세굴이 3.5 m 이상 발생할 경우 허용지지력보다 수평 부재력이 커지기 때문에 파괴가 발생한다. 본 연구에서는, 세굴 취약도를 최대 수평부재력에 안전율을 1.0, 1.25, 1.5, 1.75, 2.0을 적용하여 총 5가지 case에 대하여 취약도를 계산하였다.

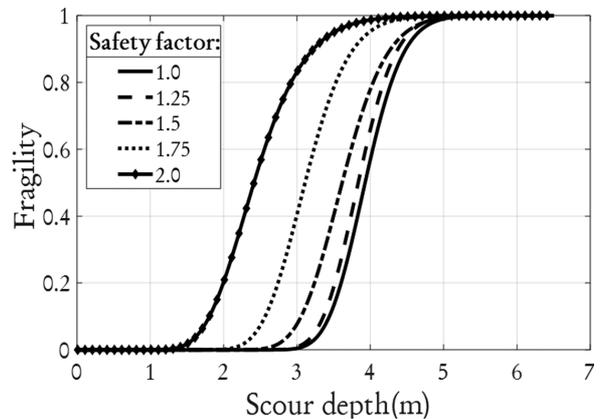


Fig. 17. Scour fragility curve.

Table 4. Median and log-standard deviation

Safety factor	Median (m)	Log-Std. (m)
1.0	3.93	0.05
1.25	3.84	0.05
1.5	3.62	0.05
1.75	3.12	0.05
2.0	2.43	0.05

Table 5. Scour risk and reliability index

Safety factor	Scouring risk (%)	Reliability index
1.00	0.012	2.245
1.25	0.019	2.082
1.50	0.074	1.448
1.75	0.313	0.488
2.00	0.597	-0.245

Fig. 17 및 Table 4에서 확인할 수 있듯이 안전율을 고려하지 않았을 경우 세굴 깊이가 약 3.93 m에서 취약성이 50% 이상 나타났으며, 안전율을 2.0을 고려할 경우 약 2.43 m에서 50% 이상 취약도가 나타났다.

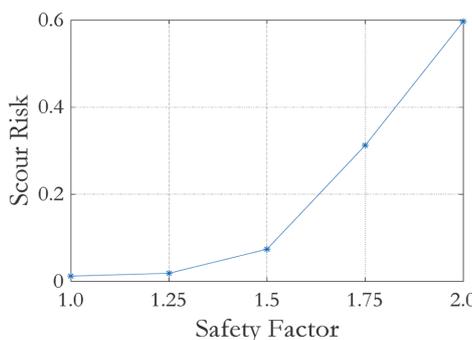
대수 표준편차가 0.05로 동일하게 나타나는 이유는 동적 해석을 진행할 때 세굴깊이가 동일한 위치에서 하중의 변동성만 고려하여 해석이 진행되었고, 하중의 변화만 있기 때문에 대수표준편차가 동일하게 나타났다.

4.7 세굴위험도 평가

세굴 취약도와 세굴 깊이의 발생확률을 식(3)에 적용하여 세굴위험도를 평가하였다. 또한 식(8)을 통해 세굴위험도를 신뢰도 지수 β 로 산정하여 Fig. 18 및 Table 5에 나타내었다.

$$\beta = - \Phi^{-1}(P_f^T) \tag{8}$$

해상풍력터빈 대하여 허용 지지력 기반 세굴 위험도 및 신뢰도 지수를 산정하였다. 세굴 위험도는 0.012~0.597%로 나타났으며, 신뢰도 지수의 경우 2.245~-0.245로 나타났다. 안전율을 고려할 경우 구조해석에서 계산된 부재력이 증가하기 때문에 위험도가 증가하며, 이에 대응되는 신뢰도지수 또한



(a) scour risk

감소하였다. 현재 대상지역에서의 세굴 위험도는 상당히 높게 나타났으며, 이는 세굴 깊이의 확률과 세굴 취약도가 상당부분 겹치기 때문에 위험도가 높게 나타난 것으로 판단된다.

5. 결 과

본 논문에서는 해상풍력터빈 펜타팟 지지구조물에 대한 극한한계상태 위험도를 평가하였다. 평가 대상은 전북 군산시 고군산군도 인근에 설치 예정인 5.5 MW 해상풍력터빈을 대상으로 하였으며, 지지구조물은 새롭게 개발된 펜타팟 석션버킷 지지구조물이 적용되었다.

극한 한계상태의 세굴 취약도를 산정하기 위하여 풍하중과 파랑하중을 적용한 동적 해석을 수행하였다. 풍속의 seed를 변경하여 총 30가지 추력을 이용하여 해석을 수행하였고, 세굴 깊이별 허용지지력을 세굴 깊이 6.5 m까지 0.5 m 간격으로 계산하였다. 구조해석을 통해 계산된 수평 부재력에 안전율을 고려하였으며, 세굴이 발생하지 않은 상태에서의 최대 수평 부재력과 비교하였다.

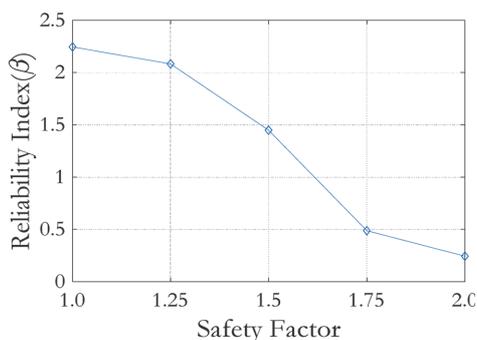
세굴 위험도는 안전율 1.0으로 설정했을 때 약 0.012%로 나타났으며 이에 대응되는 신뢰도 지수는 2.245로 계산되었다. 하지만 안전율을 증가시키면 부재력이 증가하기 때문에 세굴 위험도는 증가하고 신뢰도 지수는 감소하였다. 안전율을 2.0을 고려할 경우 위험도는 약 0.597%까지 상승하며, 신뢰도지수 또한 -0.245로 감소되었다.

감사의 글

이 성과는 정부(과학기술정보통신부)의 재원으로 한국연구재단 및 한국 에너지 기술 평가원(KETEP)과 산업 통상 자원부(MOTIE)의 받아 수행된 연구임 (No. 2020R1F1A1076884, No. 20183010025300).

References

Achmus, M., Akdag, C. and Thieken, K. (2013). Load-bearing



(b) reliability index

Fig. 18. Result of scour risk and reliability index.

- behavior of suction bucket foundations in sand. *Applied Ocean Research*, 43, 157-165.
- Bladed Multibody dynamics user manual (ver. 4.4). Garrad Hassan.
- Ding, H., Liu, Y., Zhang, P. and Le, C. (2015). Model tests on the bearing capacity of wide-shallow composite bucket foundations for offshore wind turbines in clay. *Ocean Engineering*, 103, 114-122.
- Kim, Y.J., Lee, D.Y. and Kim, D.H. (2020). Risk assessment of offshore wind turbine support structures considering scouring. *Journal of Korean Society of Coastal and Ocean Engineers*, 32(6), 524-530 (in Korean).
- Korea Ocean Research & Development Institute, Report on the Estimation of Deep Sea Designers in All Seas II, 2005.
- Latini, C. and Zania, V. (2017). Dynamic lateral response of suction caissons. *Soil Dyn. Earthq. Eng.*, 100, 59-71.
- Lee, J.H., Han, T.H., Kim, S.B. and Yoon, G.L. (2013). Dynamic instability analysis of wind turbines with mono pile foundation considering foundation scour. *Korean Society of Civil Engineers Conference*, 892-896.
- Morison, J.R., Johnson, J.W. and Schaaf, S.A. (1950). The force exerted by surface waves on piles. *Journal of Petroleum Technology*, 149-154.
- Ngo, D.V., Kim, Y.J. and Kim, D.H. (2020), Effects of Scour on Seismic Fragility of an Offshore Wind Turbine on Penta-pod Suction Bucket Foundation, *Proceedings of the 8th. Annual Conference of Korean Society of Coastal Disaster Prevention*.
- Oh, M.H., Kwon, O.S., Kim, K.S. and Jang, I.S. (2012). Economic feasibility of bucket foundation for offshore wind farm. *Journal of the Korea Academia-Industrial Cooperation Society*, 13(4), 1908-1914.
- Shinozuka, M., Feng, M. Q., Lee, J. and Naganuma, T. (2000). Statistical Analysis of Fragility Curves, *Journal of Engineering Mechanics*, 126(12), 1224-1231.
- Sumer, B.M. and Fredsøe, J. (2001). Scour around pile in combined waves and current. *Journal of Hydraulic Engineering*, 127(5), 403-411.
- Thieken, K., Achmus, M. and Schröder, C. (2014). On the behavior of suction buckets in sand under tensile loads. *Computers and Geotechnics*, 60, 88-100.

Received 21 October, 2021

1st Revised 30 November, 2021

2nd Revised 22 December, 2021

3rd Revised 23 December, 2021

Accepted 23 December, 2021