[2010-09-WD-005]

# 5MW급 해상풍력발전시스템용 Suction Caisson 하부구조물 적합성 연구

김용천*, 정진화**, 박현철, 이승민, 권대용, Shi wei

# A Study on the Suitability of Suction Caisson Foundation for the 5Mw Offshore Wind Turbine

Yongchun Kim*, Chinwha Chung**, Hyunchul Park, Seunugmin Lee, Daeyong Kwon, Wei Shi

**Abstract** Foundation plays an important role in the offshore wind turbine system. Different from conventional foundations, the suction caisson is proven to be economical and reliable. In this work, three-dimensional finite element method is used to check the suitability of suction caisson foundation. NREL 5MW wind turbine is chosen as a baseline model in our simulation. The maximum overturning moment and vertical load at the mudline are calculated using FAST and Bladed. Meanwhile the soil-structure interaction response from our simulation is also compared with the experiment data from Oxford university. The design parameter such as caisson length, diameter of skirt and spacing of multipod are investigated. Accordingly based on these parameters suggestions are given to use suction caisson foundations more efficiently.

**Key words** Suction Caisson(석션 캐이젼), Offshore wind turbine(해상풍력발전기), FE-calculation(FE 해석), Moment loading(모멘트 하중), soil-structure interaction(토양-구조 상호작용)

(접수일 2010. 12. 1, 게재확정일 2010. 12. 17)

* 포항공과대학교 풍력특성화대학원
■ E-mail : rupee@postech.ac.kr ■ Tel : (054)279-2837 ■ Fax : (054)279-0589

** 포항공과대학교 풍력특성화대학원
■ E-mail : cwchung@postech.ac.kr ■ Tel : (054)279-0584 ■ Fax : (054)279-0589

## Nomenclature

$F_T$ : *Force of thrust, N*
$\rho_a$ : *Density of air, $g/m^3$*
$R$ : *Radius of rotor, m*
$v_1$ : *wind speed, m/s*
$c_T$ : *Coefficient of thrust*
$S_u$ : *Undrained strength of clay*
$\widetilde{V}$ : *Dimensionless vertical load*
$\widetilde{M}$ : *Dimensionless moment*
$R_s$ : *Radius of skirt*
$S_u$ : *Undrained shear strength*

$R_r$ : *Radius of skirt of small scaled model*
$S_{u_r}$ : *Undratined shear strength of small scaled model*
$E_s$ : *Young's modulus of soil (clay)*

## Subscrip

*FAST : Fatigue, Aerodynamics, Structure, Turbulence*
*NREL : National Renewable Energy Laboratory*
*TSR : Tip Speed Ratio*
*GH : Garrad Hassan*
*IEC : International Electrotechnical Commission*

## 1. 서 론

해상풍력발전은 전 세계적으로 급속한 증가 추이에 있으며 필요가 아닌 필수로 전략하고 있다. 해상풍력발전의 기초구조물에 대한 비용은 성공적인 발전단지를 조성하기위해서 중요한 역할을 하게 된다.

현재 해상풍력발전용으로 가장 많이 사용되고 있는 기초구조물의 형태는 모노파일이며 그 외에 중력식과 자켓 형식을 기초구조물로써 채택하고 있다[1]. 그러나 해상풍력발전단지의 팽창으로 인해 비용절감을 위한 많은 연구들이 고안되고 있으며, 이중 하나의 형태로 "Suction caisson" 구조 방식이 연구되고 있다[2].

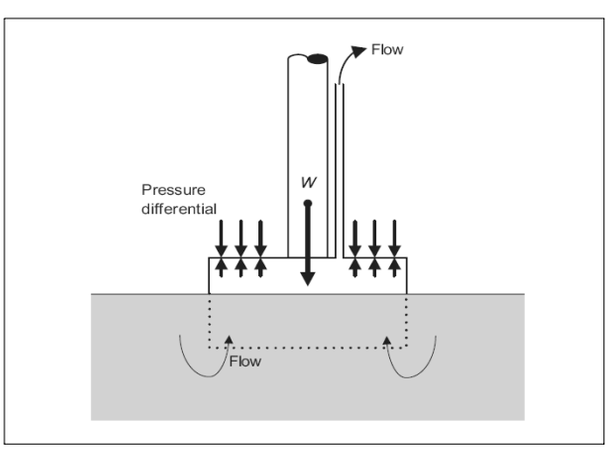



**그림 1. Suction Caisson 형상 및 설치 과정**

Suction caisson은 그림 1과 같이 원통구조를 가지고 있으며 상단이 막혀 있으며 하부가 열린 형태를 지니고 있다[3]. 최초 구조물의 자중에 의한 침투가 이루어지고 이후 펌핑 기구를 통해 caisson 내부의 유체를 외부로 사출시켜줌으로써 내·외부의 압력차 및 토양과 구조물 사이의 마찰을 통해 지지력을 얻게 된다.

Suction caisson 구조물이 다른 하부구조물에 비해 가지는 장점은 설치과정에 필요한 대형장비들이 상대적으로 덜 소요된다는 점이다. 이는 설치과정이 간편해져 설치가 쉽고 빠르며 이에 따른 부대비용의 감축으로 이어진다. 또한 가역 설치가 가능하여 환경적인 측면에서도 큰 장점을 지니게 된다.

현재의 suction caisson형태는 기존 해상 구조물이 앵커 및 지지부로 활용되었으나, 해상풍력발전시스템의 하부구조물로 이용되기 위해서는 구조물의 안정성을 다시 고려하여야 한다. 해상용 풍력발전시스템은 기존의 해상 구조물에 비해 상대적으로 가볍고 수평하중이 크게 작용하기 때문에 이에 따른 모멘트 또한 지지구조물에 많은 영향을 미치게 된다[4]. 때문에 이를 고려한 해상풍력발전시스템에 대한 독자적인 연구가 필요하다. 유럽의 연구소 및 대학 등을 중심으로 해상풍력발전시스템용 하부구조물로써 suction caisson에 대한 응답특성 및 방법론에 대한 연구가 축소모델 위주의 실험을 통해 타당성이 입증되고 있다.

본 연구에서는 FAST 및 GH-Bladed로부터 최대 하중을 계산하고 해저면에서 수평하중으로 유도 된 모멘트가 가해졌을 때 단일 및 다중 suction caisson의 응답을 FEM 시뮬레이션을 통해 알아보았다. 실험 데이터와 비교하기위해 Oxford 대학의 축소모델 실험 결과를 인용하였으며, 토양과 구조물 사이의 접촉조건을 부여하여 유사한 결과 값을 도출 하였다. 또한 실제크기의 발전기 모델에 적용하여 결과를 획득하기 위해서는 많은 시간적 소요가 발생되므로 무차원화를 이용한 해석을 시도하였다.

## 2. 시뮬레이션

FAST 및 GH-Bladed를 통한 최대 추력을 계산하기 위해서 NREL의 5MW Baseline이 모델로 선정하였고, 수직하중과 모멘트는 해석시간을 고려하여 무차원화를 통해 축소모델

에 적용하였다.

## 2.1 하중 계산

본 연구에서 최대 모멘트 및 수직하중을 계산하기위해 NREL의 5MW Baseline모델이 사용되었다. 타워에 대한 형상정의는 구간별 선형보간을 취했으며 다른 요소에 대해서는 가이드라인에 제시되어있는 사양으로 정의하였다. 일반적으로 풍력발전기에 따른 풍하중은 최대모멘트를 유도하는 추력을 발생시키고 아래 식 (1.1)과 같이 나타나며 추력 계수는 그림 2에서와 같이 TSR이 높아질수록 커지는 경향성을 가진다[5].

$$F_T = \frac{1}{2}\rho_a \pi R^2 v_1^2 c_T \qquad (1.1)$$

식 (1.1)을 이용하여 계산할 경우 추력은 풍속에 비례하여 종단풍속에서 최대값을 가지며, 연구에서 사용되는 모델의 최대 추력은 풍속 25m/s일 때 약 1.4MN이 발생하게 된다. 하지만 위의 수식은 단순 풍속에 따른 추력만을 계산하기 때문에 실제의 풍력발전시스템과는 다른 결과를 도출하게 된다. 최근의 풍력발전시스템은 피치컨트롤을 적용함으로써 출력은 높이고 하중을 감소시키려는 목적을 꾀하고 있다. 때문에 본 연구에서의 목적을 실현시키기 위해서는 단순계산을 떠나 피치(pitch) 및 요(Yaw) 등의 제어시스템을 구현한 하중계산 프로그램을 사용하여 실제에 가까운 최대 추력을 계산함으로써 하부구조물에 작용하는 최대 모멘트를 계산하여야 한다. 하중계산을 목적으로 프로그램화 되어있는 코드로는 GH-Bladed 와 FAST등이 있으며 이를 통해서 최대 추력 및 모멘트에 대한 계산이 가능하다. 기초구조물 상단의 타워 및 블레이드 등 풍력발전시스템은 Baseline 5MW의 제원을 사용하였으며 하부구조물의 두께는 60mm의 원통 타워를 적용하였다. FAST의 계산은 정상풍속 내에서 최대 추력을 도출하기 위해 사용하였으며 모든 경우에 대해 동일한 파도 묘사(파고 6m, 주기 12s)를 적용하여 하중 계산을 시도하였다. 수심변화(10~40m)에 따른 하중과 풍속변화(3~25m/s)에 따른 하중을 계산하였지만 수심변화에 따른 하중은 크게 차이를 보이지 않아 풍속의 변화에 따른 하중만을 고려하였다. 시동풍속에서 종단풍속까지 풍속에 따른 하중의 변화를 관찰하였다. 아래 표 1은 풍속의 변화에 따른 타워의 끝단에서 발생되는 하중계산 결과이며 그림 4는 해저면에서 발생되는 모멘트의 계산 결과이다. 표 1과 그림 3을 통해서 일정한 풍향과 풍속 내에서는 정격 풍속 (11.4m/s)일 때 추력과 모멘트 가장 크게 발생됨을 확인 할 수 있다.

또한 IEC 61400-3에 명시되어있는 설계하중조건에 의거하여 DLC 6 시리즈를 통해 최대 하중을 도출하였다. DLC 6 시리즈는 발전기의 정지상태에서 극한의 풍속과 파도를 묘사함으로써 하중을 도출하게 된다. GH-Bladed를 통한 계산을 위해서 동일한 사양의 발전시스템을 적용하였으며 그 결과 아래 그림 4에서와 같이 DLC6.2a에서 약 158MNm의 최대 모멘트를 획득하였으며 이는 FAST를 통해 계산 된 정상풍속

**표 2. 풍속 변화에 따른 하중 계산 결과**

| 풍속(m/s) | $F_x$ (kN) | $F_y$ (kN) | $F_z$ (kN) |
|---|---|---|---|
| 3 | 101.5 | 24.99 | 3452 |
| 7 | 362.8 | 15.48 | 3469 |
| 11.4 | 786.1 | 13.84 | 3497 |
| 15 | 468.2 | 30.79 | 3473 |
| 19 | 367.2 | 66.63 | 3461 |
| 23 | 336.9 | 127.5 | 3450 |
| 25 | 329.7 | 166.5 | 3443 |

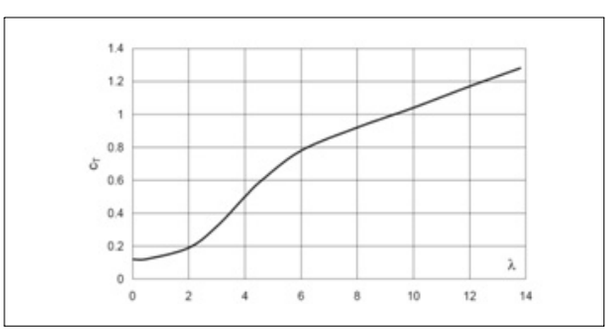



**그림 2. TSR에 따른 추력 계수 추이**

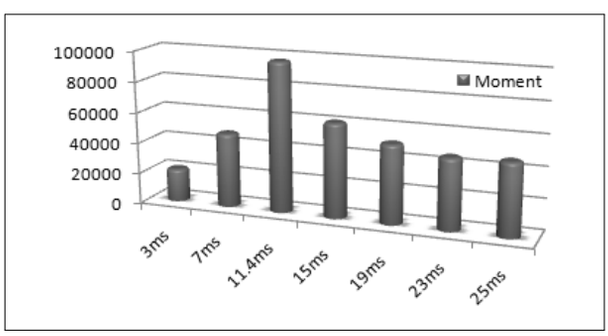



**그림 3. 풍속 변화에 따른 모멘트 계산 결과**

| | | Load case | Mx, Tower station height=-20m | My, Tower station height=-20m | Mxy, Tower station height=-20m | Mz, Tower station height=-20m | Fx, Tower station height=-20m | Fy, Tower station height=-20m | Fxy, Tower station height=-20m | Fz, Tower station height=-20m |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | kNm | kNm | kNm | kNm | kN | kN | kN | kN |
| Mx, Tower station height=-20m | Max | 6.3ae_30 | 140666 | -24297 | 142749 | 1739.2 | -1746.6 | -1404.7 | 2241.3 | -8359.6 |
| Mx, Tower station height=-20m | Min | 6.3ab_-15 | -151362 | 23511 | 153177 | -3238.4 | 254.3 | 1481.6 | 1503.3 | -8442.6 |
| My, Tower station height=-20m | Max | 6.2ba_-8 | -58911 | 158617 | 169204 | 4892.5 | 4845.4 | 566.9 | 4878.5 | -8001.3 |
| My, Tower station height=-20m | Min | 6.3be_30 | 104007 | -89550 | 137246 | 5420.6 | -3239.8 | -1024.3 | 3398.0 | -8200.3 |
| Mxy, Tower station height=-20m | Max | 6.2ba_-8 | -58911 | 158617 | 169204 | 4892.5 | 4845.4 | 566.9 | 4878.5 | -8001.3 |
| Mxy, Tower station height=-20m | Min | 6.2ab_0gl | -25.8 | -119.9 | 122.6 | 1560.8 | -1514.0 | -23.8 | 1514.2 | -8183.1 |
| Mz, Tower station height=-20m | Max | 6.1bc_8 | 42293 | 68278 | 80315 | 30462 | 1461.9 | -393.4 | 1513.9 | -7843.1 |
| Mz, Tower station height=-20m | Min | 6.2bc_8 | 38885 | 146760 | 151824 | -19406 | 4336.8 | -412.9 | 4356.4 | -7873.3 |
| Fx, Tower station height=-20m | Max | 6.3ae_30 | 79492 | 86682 | 117613 | 3108.2 | 5325.3 | -812.7 | 5386.7 | -8349.8 |
| Fx, Tower station height=-20m | Min | 6.1ab_0 | -23963 | -78980 | 82536 | 1881.1 | -3616.3 | 255.6 | 3625.1 | -8279.9 |
| Fy, Tower station height=-20m | Max | 6.3ab_-15 | -151362 | 23511 | 153177 | -3238.4 | 254.3 | 1481.6 | 1503.3 | -8442.6 |
| Fy, Tower station height=-20m | Min | 6.3ae_30 | 139804 | -25127 | 142044 | 2456.5 | -1753.8 | -1412.2 | 2252.6 | -8370.7 |
| Fxy, Tower station height=-20m | Max | 6.3ae_30 | 79492 | 86682 | 117613 | 3108.2 | 5325.3 | -812.7 | 5386.7 | -8349.8 |
| Fxy, Tower station height=-20m | Min | 6.2aa_8gl | -4209.2 | 12033 | 12748 | -905.8 | 0.56 | -0.23 | 0.60 | -8322.6 |
| Fz, Tower station height=-20m | Max | 6.1bc_8 | 43812 | -8950.6 | 44717 | 16982 | -1113.2 | -404.5 | 1184.4 | -7775.6 |
| Fz, Tower station height=-20m | Min | 6.3aa_30 | -26030 | 45872 | 52742 | -2625.8 | 1935.4 | 273.3 | 1954.7 | -8663.2 |

그림 4. 설계하중조건에 따른 극한 하중계산 결과

에서의 결과보다 약 60MNm의 큰 값을 도출하였다.

본 연구에서는 최대하중을 받는 구조물의 거동특성을 파악하기위해서 GH-balded를 통해 계산 된 해저면에서 최대 모멘트 및 수직하중 값을 사용하였다.

## 2.2 FEM 시뮬레이션

하중계산 시뮬레이터를 통해 계산된 최대 모멘트로부터 suction caisson의 거동을 파악하기 위해서 FEM시뮬레이션이 수행되었다. FEM 해석 프로그램으로 ANSYS가 사용되어졌으며 기초부와 토양은 모두 volume element로 설계 되었고 토양은 결과에 영향을 미치지 않을 정도로 skirt 반경에 5배, 하부 쪽으로도 skirt길이에 5배 이상으로 모델링 하였다.

실질적으로 FEM을 통해서 suction caisson의 상태를 정의한다는 것은 많은 어려움이 따르고 실제로 구현하였다고 하더라도 그 해석시간이 매우 길어지게 된다[9]. 따라서, suction caisson의 내외부압 상태를 구현하기보다는 토양과 구조물 사이의 접촉조건을 설정해줌으로써 해석시간의 단축을 통해 보다 효율적으로 접근할 수 있게 된다. 본 연구에서는 구조물과 토양사이의 상호작용이 실제의 suction caisson과 동일한 거동을 보일 수 있도록 접촉조건의부여로 획득한 결과와 Oxford 대학의 실험 데이터를 비교함으로써 접촉조건의 정확도를 높였다. 탄성이론내의 skirt부의 접촉조건의 상태는 아래와 같다.

1) Caisson의 내부는 토양의 압력을 유지시킨 채 caisson이 하중에 의해 미끌림이 발생할 때, 내부의 수직압력이 zero가 되도록 설정하였다.

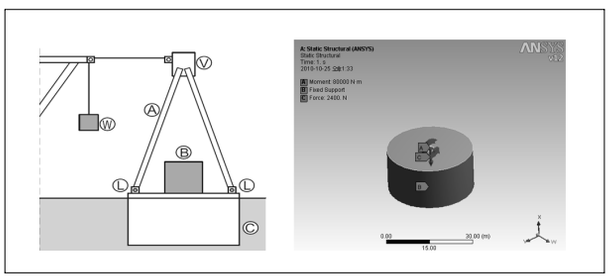



그림 5. Caisson의 거동 비교를 위한 실험과 시뮬레이션 : 실험 구성도(좌), FEM 묘사(우)

2) 토양(clay)의 정의를 탄성계수를 통해 설정하였으며 외부에서 구조물로 가하는 압력을 유지하였다.
3) 구조물과 토양사이에 마찰계수를 정의함으로써 skirt 거동에 대해 저항력을 지니도록 하였다.

접촉조건의 부합여부는 축소모델 실험 결과의 비교를 통해서 토양과 구조물 사이의 상호작용에 대한 경계조건의 적절함을 확인하였다. 그림 5(좌)에서처럼 길이와 직경이 각각 1.5m, 3m인 skirt의 상부에 발전시스템의 구조물 무게를 묘사하기 위해 2400kg의 블록을 올려놓았으며 80kNm의 반복하중을 주며 회전각을 측정하였다(3). 우측의 그림은 이를 묘사하기 위해 FEM해석 내에서 접촉 조건과 함께 수직하중, 모멘트를 동시에 적용하였다.

결과적으로 실험에서는 80kNm의 모멘트에 대해 약 0.007 rad 정도의 결과를 보였으며 본 연구에서 제시한 접촉조건 부여 시 caisson의 모멘트에 대한 거동은 0.0074rad의 결과를 보여 FEM 해석에 사용되어진 접촉 조건이 적당함을 보여주었다.

본 연구에서는 GH-Bladed로 계산 된 최대 하중들과 FEM에 사용 된 경계조건들을 바탕으로 무차원화를 사용하여 축소모델의 모멘트에 대한 거동을 통해 하부구조물로써의 suction caisson의 접합성을 평가하기로 하였다. 수직하중에 대해 무차원을 가지기 위해서는 하중을 힘으로 나눠주어야 하는데 이는 구조물이 침투되어있는 토양의 무게가 구조물의 뒤집힘 거동에 저항으로써 크게 영향을 미친다. 따라서 침투되어있는 부피와 비중량이 무차원화에 사용되어지지만, 미립질의 진흙의 경우 토양의 표면 전단 강도가 이 힘을 대신하게 된다[10].

$$\tilde{V} = \frac{V}{\pi R_s^2 S_u} \tag{2.1}$$

$$\widetilde{M} = \frac{M}{2\pi R_s^3 S_u} \tag{2.2}$$

위의 무차원화를 통한 무차원 수직하중과 모멘트는 축소모델의 반경과 길이의 변화에 따라 축소된 형태의 하중으로 작용하게 된다.

$$V_s = \frac{V}{\pi R_s^2 S_u}(\pi R_r^2 S_{u_r}) = \frac{V R_r^2 S_{u_r}}{R_s^2 S_u} \tag{2.3}$$

$$M_s = \frac{V}{2\pi R_s^3 S_u}(2\pi R_r^3 S_{u_r}) = \frac{M R_r^3 S_{u_r}}{R_s^3 S_u} \tag{2.4}$$

Suction caisson의 거동 특성을 알아보기 위한 FEM 내 실험은 단일 caisson을 사용할 경우와 다중 caisson의 경우로 크게 두 가지 경우에 대해 알아보았다. 단일 caisson 시뮬레이션 내에서는 skirt 직경의 변화에 따른 시뮬레이션과 길이의 변화에 따라 caisson의 하중에 대한 경향성을 파악하였다. 직경의 변화에 따른 거동 분석 시뮬레이션 내에서는 4가지 길이에 대해 h/D비를 통한 하부 변수 9가지의 반경 변화를 주며 거동특성을 확인하였다. Young's 계수는 $500^* S_u$로[9] 정의하였기 때문에 반경에 대한 변화에서는 하중의 계산에 반경과 비배수전단강도 만이 변수로 작용하게 된다.

$$\widetilde{V}, \widetilde{M} = f(R, S_u) \tag{2.5}$$

길이의 변화에 따른 시뮬레이션에서도 반경을 4가지 경우에 대해 고정하였고 하부변수로 길이를 h/D 비에 따라 9가지로 분류하여 결과를 도출하였다. 그러나 길이의 변화에 따른 시뮬레이션에서는 비배수전단강도의 정의가 침투깊이의 함수이므로 Young's 계수 또한 변수로 간주되며 이를 시뮬레이션 내에서 적용하였다.

$$\widetilde{V}, \widetilde{M} = f(R, S_u) \ \ \& \ \ E_s = f(S_u) \tag{2.6}$$

단일 caisson의 거동특성과 비교를 위해 tripod caisson에 대한 시뮬레이션을 실시하였다. Tripod suction caisson의 경우에는 caisson의 중심과 타워의 중심까지의 거리를 의미하는 spacing의 변화를 주요 변수로 선정하였으며 단일 caisson의 경우와 비슷하게 하부변수로써 skirt의 길이와 반경의 변화도 함께 관찰하였다. Tripod suction caisson에 대한 하중 적용은 3개의 caisson의 가상 도심에 적용하여 결과를 획득하였다.

# 3. 결 과

해상용 풍력발전시스템에 사용되는 suction caisson 하부구조물의 적합성을 평가하기 위해서 단일 caisson의 반경과 길이의 변화에  대한 거동 및 tripod caisson의 spacing 변화에 따른 거동 특성을 FEM 시뮬레이션을 통해 확인하였다.

## 3.1 단일 caisson 반경의 변화

단일 caisson의 반경의 변화를 통해 동일한 수직하중과 모멘트 적용 하에서 caisson 회전각의 경향성을 파악하였다. 그림 6에서와 같이 전체적인 경향성은 4가지 길이에 대해 비슷한 경향성을 지녔다. 하지만 모멘트에 대해 회전각은 h/D 비가 2 이상인 영역에서 그 감소폭이 크게 작아짐을 확인 할 수 있으며, 특히 15m의 직경을 사용한 caisson은 19m의 직경을 가지는 caisson과 h/D비가 2이상인 영역에서 회전각에 대한 차이가 거의 없음을 도출 하였다.

## 3.2 단일 caisson 길이의 변화

반경의 변화와 마찬가지로 skirt의 길이의 변화에 대해서도 같은 접촉조건하에서 시뮬레이션을 수행하였다. 그림 8에서와 같이 skirt 길이를 변수로 정의 하였을 때 caisson의 거동은 더욱 분명한 차이를 보이며 침투깊이의 차이가 수렴여부에 대해 많은 영향을 가짐을 보여주었다. 반경의 변화에 대

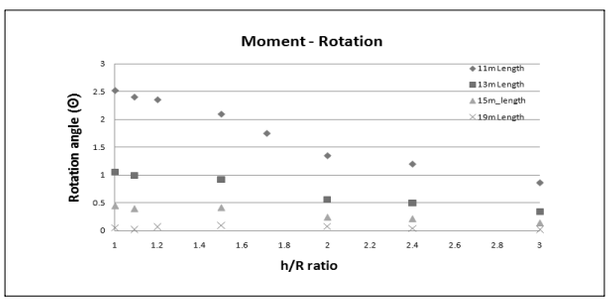



**그림 6. 반경의 변화에 따른 단일 caisson의 거동 분석**

한 결과와 유사하게 h/D비가 2이상인 경우 회전각에 대한 결과는 거의 비슷하게 도출 되었다.

## 3.3 Tripod caisson spacing의 변화

단일 caisson의 하중에 대한 거동과 비교하기위해 tripod suction caisson의 거동 특성을 도출하였다. 그림 9와 같이 단일 caisson의 경우와 유사하게 tripod caisson에서도 반경과 길이의 변화가 caisson의 거동에 대해 영향을 미치고 있음을 알 수 있다. 구조물의 spacing이 커지면서 값의 수렴성은 높아졌으며 특히 7.5m의 spacing에서 회전변위의 변화폭이 감소하였다.

Tripod suction caisson의 spacing의 변화는 그림 10과 같이 일반적으로 범위가 커질수록 구조물의 거동이 줄어드는 경향을 보였지만 토양으로 가해지는 응력은 7.5m의 spacing

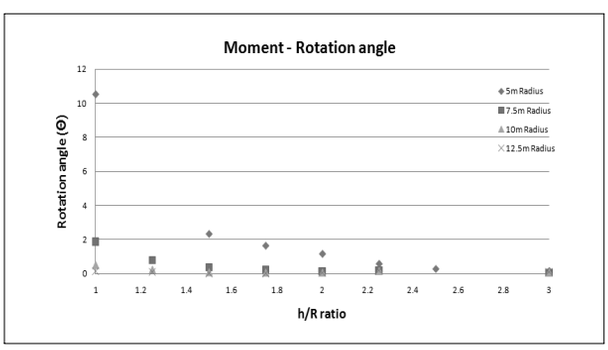



그림 8. 길이의 변화에 따른 단일 caisson의 거동 분석

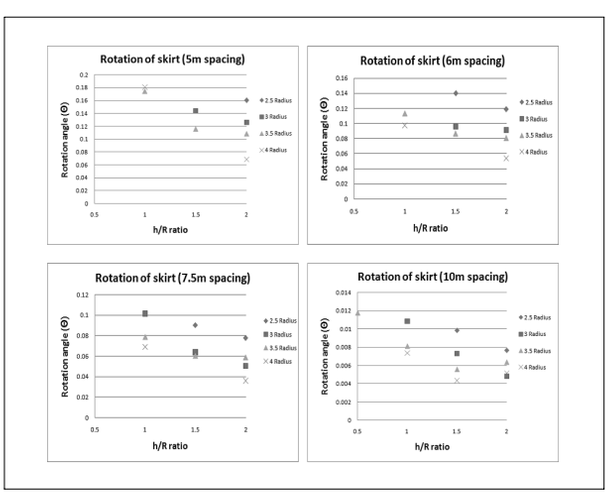



그림 9. Tripod suction caisson의 복합하중에 대한 회전 변위각

을 지녔을 때 그 이상의 경우에서도 같은 값을 지녔다. 따라서 tripod suction caisson은 7.5m의 spacing과 3m의 반경, 4.5m의 skirt길이가 적정함을 알 수 있고 이후 반복하중에 대해서 충분한 지지력을 지니는지에 대한 고찰하였다.

## 3.4 반복 하중에 따른 caisson 거동

극심한 해상환경에서는 극한하중이 반복적으로 작용하게 된다. 앞서 수행한 시뮬레이션의 결과를 통해서 5MW급의 해상 풍력발전 시스템에 발생 된 최대 모멘트에 대해 적정한 단일 caisson 및 tripod caisson이 도출 되었다. 단일 caisson 사용 시 7.5m의 반경과 15m의 skirt 길이가 복합하중에 대해 충분한 지지력을 지녔음을 확인하였고 tripod suction caisson 사용 시에는 7.5m의 spacing을 지니고 반경과 길이가 각각 3m, 4.5m인 caisson이 결정되었다. 따라서 이 두 가지의 경우에 대해 반복적인 하중이 작용할 경우 충분한 지지력 및 탄성영역을 확보하는지에 대해 확인해 보았다. 총 10번의 모멘트를 caisson 상단에 가하였으며 아래와 같은 결과를 도출하였다.

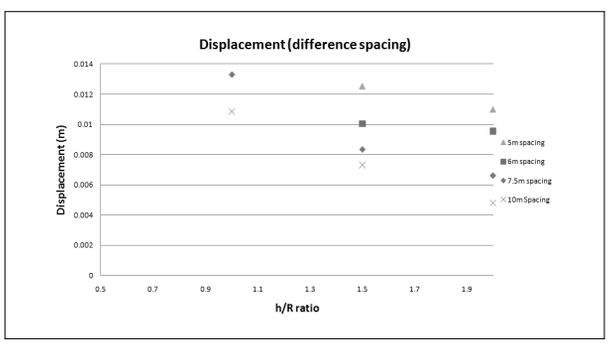



그림 10. Tripod suction caisson의 spacing 변화에 따른 변위

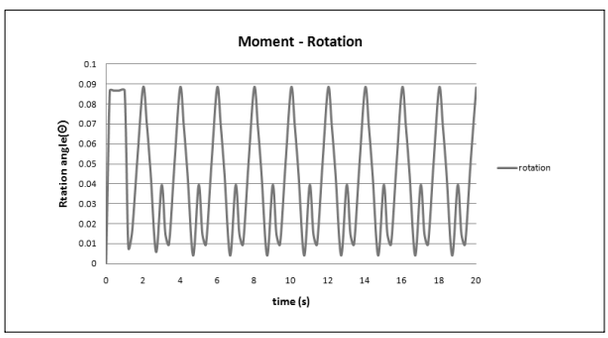



그림 11. 반복 모멘트에 따른 단일 caisson의 회전변위

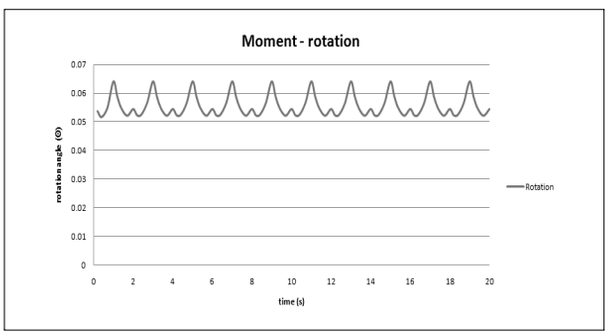



**그림 12. Tripod suction caisson의 반복 모멘트에 따른 회전 변위**

반복 하중에 대해서 단일 caisson의 경우 약 0.01°의 영구 변형을 지닌 채 탄성 구간을 확보하고 있음을 알 수 있다. 토양에 가해지는 힘 또한 일정한 영역에서 caisson의 거동에 대해 압력을 지니고 있었다. 반복적으로 가해지는 최대 모멘트에 대해 탄성영역을 확보함으로부터 단일 suction caisson의 경우 15m의 skirt 직경과 길이를 가질 경우 충분한 지지력을 가지고 있음을 알 수 있다.

또한 tripod suction caisson의 반복하중에 대한 거동을 분석하기 위해 3m의 반경과 4.5m의 skirt길이, 7.5m의 spacing을 지닌 구조물의 결과를 도출하였다. 단일 caisson을 사용했을 때와 마찬가지로 반복적으로 가해지는 모멘트에 대해서 tripod suction caisson 또한 탄성영역을 확보하였다. 크게 나타나는 차이점은 단일 caisson의 경우 0.08°의 탄성영역을 보이는 거동을 보였지만 tripod의 경우 약 0.015°의 적은영역에서 탄성구간을 확보하였다.

# 4. 결 론

본 연구에서는 suction caisson구조물이 5MW급 해상풍력발전시스템의 하부구조물로써 적합한지 여부를 판별하기 위하여 하중시뮬레이터를 통해 최대추력과 모멘트하중을 계산하였으며 FEM 시뮬레이션을 통해 caisson의 지지력을 시험해 보았다. 모멘트 – 수직하중의 복합하중에 대한 suction caisson의 skirt부의 적절한 길이와 반경을 도출하였으며 아래와 같이 정리하였다.

(1) 시뮬레이션 결과 h/D비가 2이상인 영역에서 변수의 변화에 크게 영향을 받지 않았다.

(2) 단일 caisson의 경우 반경과 길이의 변화에 따른 시뮬레이션 결과로 부터 적절한 반경은 7.5m를 가졌으며 h/D 비가 2인 15m이상을 사용하여야 함을 알 수 있다.

(3) Tripod suction caisson의 경우 spacing의 영향은 거동특성의 많은 영향을 미쳤으며 7.5m의 spacing을 가질 경우 복합하중에 대한 충분한 지지력을 지님을 확인 하였다.

(4) 토양의 탄성모델로써 시뮬레이션을 수행한 결과 탄성계수(Yonung's modulus)가 지배적인 역할을 보임을 확인하였고 이는 길이의 변화가 모멘트에 대한 지지력으로 크게 작용함을 확인 하였다.

(5) 반복 모멘트에 따른 caisson의 거동은 탄성영역을 확보하며 작은 회전각을 지녔다. 따라서 앞서 수행한 결과로부터 획득한 단일 및 tripod suction caisson이 해상풍력발전 시스템용의 하부구조물로 적당함을 도출하였다.

본 연구에서는 5MW급 해상풍력발전시스템의 최대 하중을 계산하고 이를 FEM시뮬레이션을 토해서만 수행되었다. 보다 면밀한 연구를 위해서 는 실험을 통한 연구로부터 결과의 비교를 통해 적합성 여부를 분석해야 할 것이다.

# 후 기

본 연구는 포항공과대학교 풍력대학원 사업의 일환으로 수행되었습니다.

## References

[1] EWEA, 2010, "The european offshore wind industry–key trends and statistics 2009".

[2] B. W. Byrne., G. T. Houlsby., 2003, "Foundations for offshore wind turbines".

[3] G. T. Houlsby., 2005, "Field trials of suction caissons in clay for offshore wind turbine foundations".

[4] G. T. Houlsby., 2001, "Modelling of shallow foundations for offshore structures", Conference of Thomas Telford, London.

[5] Kuhn. M, 2002, “Wind power plants : Fundamentals, design, construction and operation”.
[6] J. Jonkman, 2009, “Definition of a 5-MW reference wind turbine for offshore system development”.
[7] C. Leblanc, 2007, “Response of stiff piles in sand to long term cyclic lateral loading”, Geotechinque.
[8] P. Schaumann, 2005, “Can jackets and tripods compete with monopiles?”
[9] Yun-gang Zhan, 2010, “Numerical analysis of bearing capacity of suction bucket foundation for offshore wind turbine”.
[10] G. T. Houlsby., 2005, “Suction caissons for wind turbines”.

**김 용 천**

2008년 전북대학교 항공우주공학과 공학사

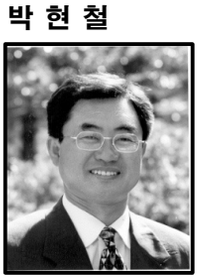
현재 포항공과대학교 풍력특성화대학원 석사과정
(E-mail : rupee@postech.ac.kr)

**정 진 화**

1979년 서울대학교 기계설계학과 공학사
1986년 South Dakota 주립대학교 기계공학과 공학석사
1991년 Iowa 주립대학교 항공우주공학과 공학박사

현재 포항공과대학교 풍력특성화대학원 교수
(E-mail : cwchung@postech.ac.kr)

**박 현 철**



1974년 서울대학교 기관공학과 공학사
1981년 Iowa 주립대학교 기계공학과 공학석사
1985년 Iowa 주립대학교 기계공학과 공학박사

현재 포항공과대학교 풍력특성화대학원 교수
(E-mail : hcpark@postech.ac.kr)

**이 승 민**

2009년 영남대학교 기계공학과 공학사

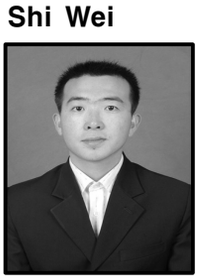
현재 포항공과대학교 풍력특성화대학원 공학석사과정
(E-mail : lsm3747@postech.ac.kr)

**권 대 용**

2009년 성균관대학교 기계공학과 공학사

현재 포항공과대학교 풍력특성화대학원 공학석사과정
(E-mail : coltm43@postech.ac.kr)

**Shi Wei**



2006년 Yanbian대학교 기계공학과 공학사

현재 포항공과대학교 기계공학과 석박통합과정
(E-mail : shw@postech.ac.kr)