

モノパイル重力式基礎を有する洋上風車の安定性および揚圧力に関する水理実験

高橋 研也¹・前田 勇司²・三好 俊康³・仁井 克明⁴

¹ 正会員 五洋建設(株) 技術研究所土木技術開発部 (〒329-2746 栃木県那須塩原市四区町 1534-1)

E-mail: kenya.takahashi@mail.penta-ocean.co.jp

² 正会員 五洋建設(株) 名古屋支店土木営業部

(〒460-8614 愛知県名古屋市中区栄 1-2-7 名古屋東宝ビル 7F)

E-mail: yuuji.maeda@mail.penta-ocean.co.jp

³ 正会員 五洋建設(株) 洋上風力事業本部技術部 (〒112-8576 東京都文京区後楽 2-2-8)

E-mail: toshiyasu.miyoshi@mail.penta-ocean.co.jp

⁴ 正会員 五洋建設(株) 洋上風力事業本部プロジェクト部 (〒112-8576 東京都文京区後楽 2-2-8)

E-mail: katsuaki.nii@mail.penta-ocean.co.jp

洋上風力発電設備の基礎形式であるモノパイル重力式基礎について、RC製底版の形状を矩形より軽量で低コストが望める円形や正八角形とした場合の検討をおこなった。風や波浪による偏心傾斜荷重作用時における安定性や底版に作用する揚圧力に関する知見を得るため、5 MW 風車対象の断面水理模型実験や数値波動水槽 CADMAS-SURF/3D による数値解析を実施した。

その結果、照査上の転倒限界値を 7~11 % 上回るまで安定であり、転倒時においても基礎砕石の支持力破壊は見られなかったことから、従来の安定性・支持力照査手法を準用できることが分かった。また、底版の平面形状および波浪条件によらず、波向直交方向にほぼ一様な揚圧力分布となり、設計波作用時における鉛直波力モーメントの寄与率は最大で 8~14 % 程度となることを確認した。

Key Words : monopile gravity-type foundation, offshore wind turbine, stability, uplift pressure, hydraulic model test

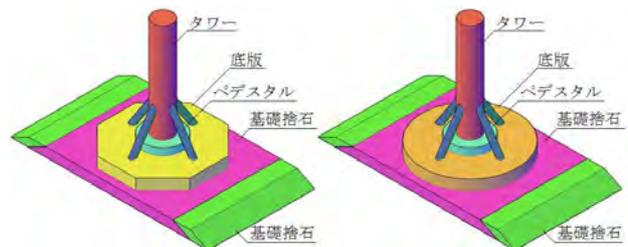
1. はじめに

欧州における洋上風力発電の導入量は大幅に増加しており、今後更に増加が続くと言われている。欧州では風力発電産業が成熟してコスト低減がなされている一方で、我が国の洋上風力発電の導入は欧州と比較して初期段階にあり、法整備などによる導入促進が期待されている。洋上風力発電設備の基礎形式には重力式、モノパイル式、ジャケット式があり、地盤条件や水深に加え風車を上載した状態での構造安全性や安定性が求められ、商用化に向けて製作・建設コストの縮減を目指した研究開発を着実に進めることが不可欠である。

こうした中、三好ほか¹⁾は図-1に示すモノパイル重力式基礎について、RC製底版の形状を矩形より軽量で低コストが望める円形や正八角形とした場合の構造成立性について検討している。しかし、風や波浪による偏心傾斜荷重作用時における安定性や底版に作用する揚圧力などに関する知見は未だ乏しいのが現状である。土木学会²⁾は重力式基礎底面地盤の支持力の照査において地盤反力度

を基礎荷重面の形状に応じた係数を用いて求めることができるとしているが、偏心傾斜荷重作用時に後趾への応力集中や底版の回転などの問題が生じることが懸念される。また、池谷ほか³⁾は三角ラスコ型重力式基礎の底面に作用する揚圧力の評価方法を示しているが、モノパイル重力式基礎は水平版を基礎砕石に直接設置する形式であるため鉛直波力はほとんど作用しない可能性もある。

本研究は、これらの点を断面水理模型実験や3次元数値波動水槽による数値解析により明らかにし、今後の安定性などの検討に資することを目的とするものである。



(a) 正八角形

(b) 円形

図-1 モノパイル重力式基礎概念図

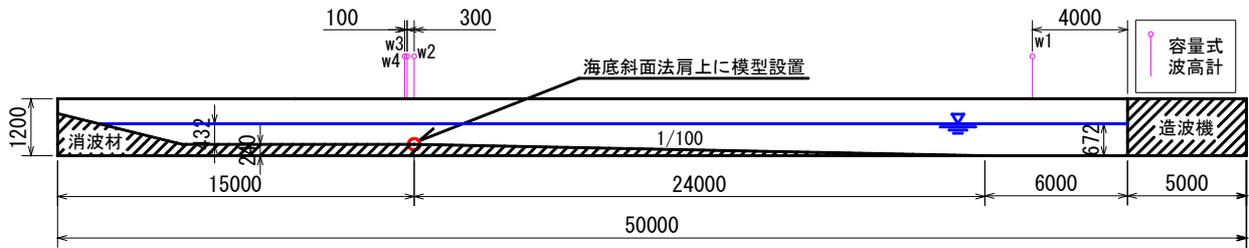


図-2 実験断面図 (実験スケール, 単位: mm)

表-1 モノパイル重力式基礎洋上風車の設計波

最高波高		有義波高		有義波周期	
実機 (m)	実験 (cm)	実機 (m)	実験 (cm)	実機 (s)	実験 (s)
10.9	21.8	6.3	12.6	12.0	1.70

2. 安定性実験

(1) 実験方法

まず, モノパイル重力式基礎洋上風車の設計波作用時において風荷重が設計値を上回った場合の安定性を確認する実験をおこなった. 図-2 に実験断面図を, 表-1 にモノパイル重力式基礎洋上風車の設計波を示す. 実験に先立ち, 長さ 50 m × 幅 0.6 m × 高さ 1.2 m の断面水槽内に勾配 1/100 の海底斜面を設け, 模型を設置しない状態において通過波検定をおこなった. 容量式波高計 w_2 と w_3 で合田ほか⁴⁾による入反射波分離をおこない, 表-1 中の波浪条件を満足する造波信号を決定した. 実験縮尺は Froude の相似則に準じた 1/50 とし, 不規則波を造波した.

図-3 に 5 MW モノパイル重力式基礎洋上風車模型断面図を示す. この模型を海底斜面法肩上に設置して安定性実験をおこなった. なお, 摩擦増大マットと碎石の静止摩擦係数が設計値である 0.75 となるように模型の素材調整で再現したが, ケース間の結果の差を明瞭にするために根固ブロックおよび被覆ブロックを設置しなかった.

図-4 に底版模型底面図を, 表-2 に実験ケースを示す. 底版の形状を正八角形や円形とした 2 種類の模型を重量および作用鉛直波力が等しくなるように同一底面積にて作製し, 正八角形の場合は設置角度を 22.5 度回転して波浪荷重および風荷重の作用方向を変更したケースも実施した. 表-3 に風荷重条件を示す. 海面上での風の鉛直分布が風車全体に作用するとして設計風荷重合力の作用点位置 (図-3) に表-3 中の風荷重を静的に水平载荷すると同時に, 設計波を不規則波にて 260 波作用させた. 転倒の有無を目視確認するとともに, タワー天端に設置した 3 個のターゲットを 3 次元動態解析することによって 3 軸方向変位および回転角を計測した. 風荷重を漸増させて同様の実験および計測を転倒するまで繰り返した.

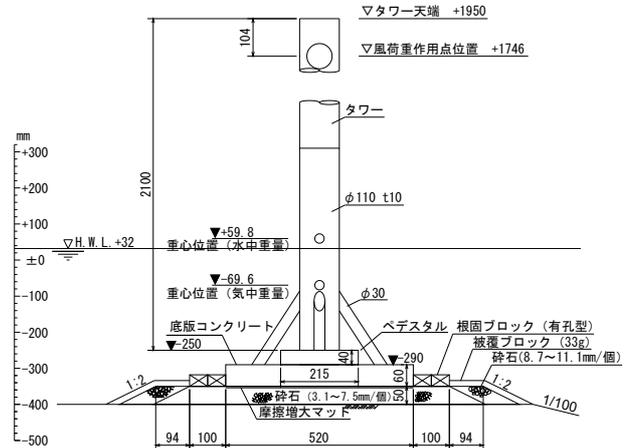


図-3 モノパイル重力式基礎洋上風車断面図 (実験スケール)

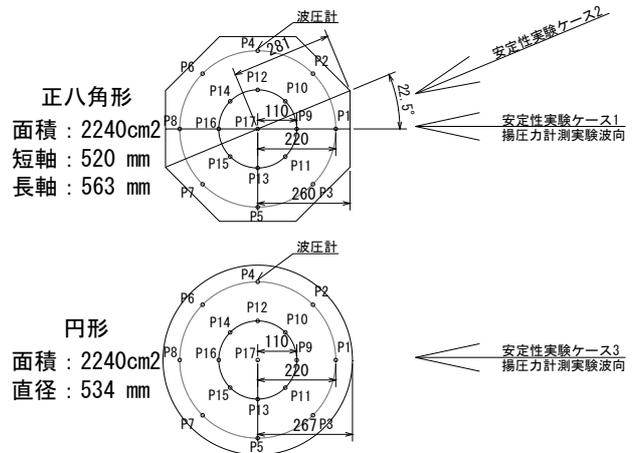


図-4 底版模型底面図 (実験スケール, 単位: mm)

表-2 安定性実験ケース

ケース	底版	载荷方向 (度)
1	正八角形	0.0
2		22.5
3	円形	—

表-3 風荷重条件

実機 (kN)	2016	2500	3400	3500	3625	3750
実験 (N)	16	20	27	28	29	30
照査結果	設計条件	偏心 NG	転倒 NG	転倒 NG	転倒 NG	転倒 NG

(2) 実験結果

表-4 に安定性実験結果を示す。いずれのケースにおいても事前の照査結果よりも安定であった。これは、照査に用いた Morison 式による水平波力よりも実際の水平波力の方が小さかったことによるものと考えられる。また、ケース1および3においては同一の風荷重29 Nにて転倒したが、ケース2においてはそれよりも大きい30 Nにて転倒した。これは、後趾を支点とした自重による抵抗モーメントのアーム長が、図-4 に示した通りケース1では260 mm、ケース3では267 mmであったのに対して、ケース2では281.5 mmと長かったことによるものと考えられる。

写真-1 にケース1において風荷重を29 N作用させて転倒した瞬間の安定性実験状況を示す。いずれのケース

表-4 安定性実験結果

ケース	底版	荷重方向(度)	風荷重		照査結果	実験結果
			実機(kN)	実験(N)		
1	正八角形	0.0	2016	16	設計値	安定
			2500	20	偏心NG	安定
			3400	27	転倒NG	安定
			3500	28	転倒NG	安定
			3625	29	転倒NG	転倒
			3750	30	転倒NG	—
2	正八角形	22.5	2016	16	設計値	安定
			2500	20	偏心NG	—
			3400	27	転倒NG	—
			3500	28	転倒NG	安定
			3625	29	転倒NG	安定
			3750	30	転倒NG	転倒
3	円形	—	2016	16	設計値	安定
			2500	20	偏心NG	安定
			3400	27	転倒NG	安定
			3500	28	転倒NG	安定
			3625	29	転倒NG	転倒
			3750	30	転倒NG	—

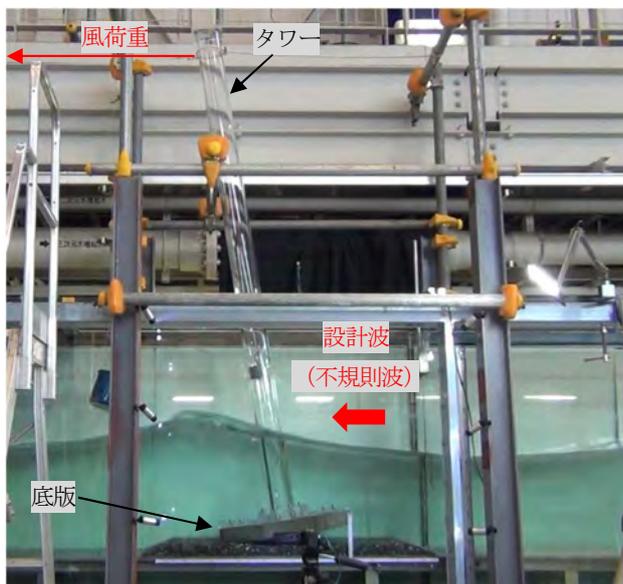


写真-1 安定性実験状況 (ケース1, 風荷重29 N, 転倒時)

の転倒時においても基礎砕石の支持力破壊は見られなかったことから、底版の平面形状に応じた端趾圧の集中による顕著な影響は生じず、土木学会²⁾による基礎荷重面の形状に応じた係数を用いる従来の支持力照査手法を準用できるものと考えられる。

図-5 に3軸方向変位および回転角の座標系の定義を、図-6 にケース2において風荷重を29 N作用させた場合の水位およびタワー天端の変位・回転角の変動時刻歴を示す。不規則波群中の高波高作用時にタワー天端に変位および回転角が生じ、作用波数の累積とともに変位および回転角ともに上昇していることが分かる。なお、三好ほか¹⁾の解析によると実機の1次固有振動数は0.279 Hzであるが、図-3 に示したモデルはFroudeの相似則に準じたため部材の剛性までは再現できておらず、図-6(b)で見られるタワー天端の振動特性は実機と異なる可能性がある。そこで、図-6(b)中に矢印で示した造波終了後の変位を残留変位、回転角を残留回転角と定義し、考察を加える。

図-7 にタワー天端の残留変位および残留回転角の実験結果を示す。いずれのケースにおいても風荷重の増加とともに荷重方向の残留変位 X および残留回転角 M_Y が上昇したが、他の方向成分に関しては顕著な変化が見られなかった。唯一、底版の形状が円形であるケース3の

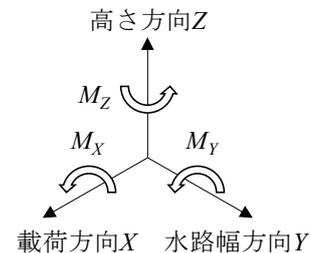
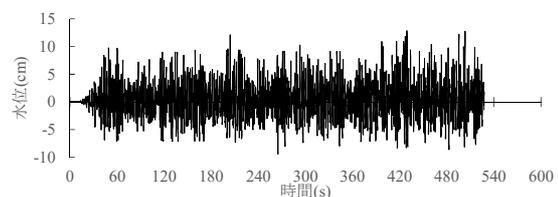
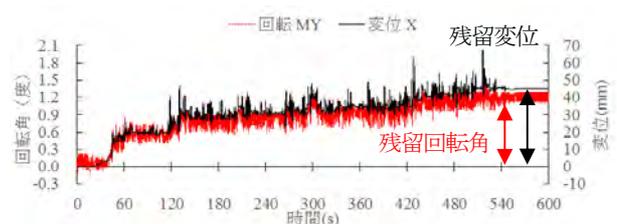


図-5 3軸方向変位および回転角の座標系の定義

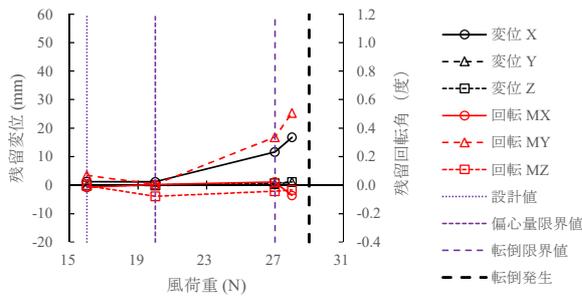


(a) 容量式波高計 w_2 における水位

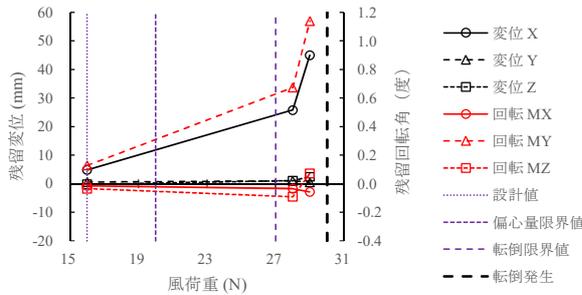


(b) タワー天端の変位 X および回転角 M_Y

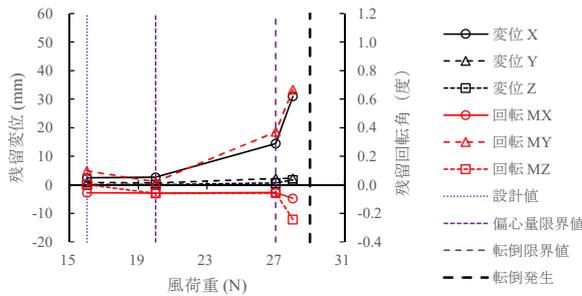
図-6 水位およびタワー天端の変位・回転角の変動時刻歴 (ケース2, 風荷重29 N, 実験スケール)



(a) ケース 1 (正八角形, 載荷方向 0.0 度)



(b) ケース 2 (正八角形, 載荷方向 22.5 度)



(c) ケース 3 (円形)

図-7 タワー天端の残留変位および残留回転角 (実験スケール)

転倒発生直前において残留回転角 M_x および M_z が変化していることから底版の回転を確認できるが、その回転角は微小であり、転倒発生時も載荷方向の回転角 M_y が卓越していた。また、載荷方向の残留変位 X および残留回転角 M_y はケース 2 (正八角形, 載荷方向 22.5 度) > ケース 3 (円形) > ケース 1 (正八角形, 載荷方向 0.0 度) となっている。これは、後趾がケース 2 は点支持, ケース 3 は円弧による支持, ケース 1 は線支持であるため、目視では確認できなかったが後趾の接地面積が狭い形状ほど基礎碎石に食い込んだことによるものと考えられる。

図-7 に設計値, 偏心量限界値および転倒限界値も合わせて示すが、以上のような理由により、いずれのケースでも風荷重が転倒限界値を 7~11 % 上回るまで安定であったことから、従来の Morison 式を用いた載荷方向の転倒モーメントによる照査手法を準用できると考えられる。

本実験は岩盤を想定した固定床実験としたが、波浪による海底地盤の液状化や有効応力の低減による安定性の低下も懸念される。また、風荷重に変動成分が含まれる条件にて風洞実験すべきとも思われ、今後の課題である。

表-5 揚圧力実験条件 (規則波: 平均波, 不規則波: 有義波)

ケース	波高		周期		波形勾配
	実機(m)	実験(cm)	実機(s)	実験(s)	
A	6.3	12.6			0.040
B	4.0	8.0	12.0	1.70	0.025
C	2.0	4.0			0.013
D	6.3	12.6			0.051
E	4.0	8.0	10.0	1.41	0.032
F	2.0	4.0			0.016
G	6.3	12.6			0.070
H	4.0	8.0	8.0	1.13	0.044
I	2.0	4.0			0.022

3. 揚圧力計測実験

(1) 実験方法

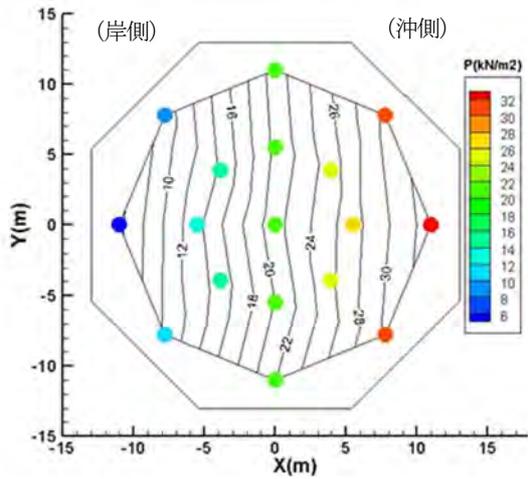
次に、図-4 に示した底版模型に作用する揚圧力を計測する実験をおこなった。表-5 に揚圧力計測実験における波浪条件を示す。実験に先立ち、安定性実験と同様の方法にて通過波検定をおこなった。波形勾配が 0.013~0.070 の範囲において規則波および不規則波を造波し、規則波の場合は平均波高および平均周期, 不規則波の場合は有義波高および有義波周期にて検定をおこなった。

揚圧力計測実験においては表-2 に示したケース 1 (正八角形, 載荷方向 0.0 度) およびケース 3 (円形) の 2 ケースを対象とし、図-4 に示した位置に波圧計を合計 17 個埋め込んで、サンプリング周波数 200 Hz にて揚圧力を計測した。なお、風荷重は作用させないものとした。

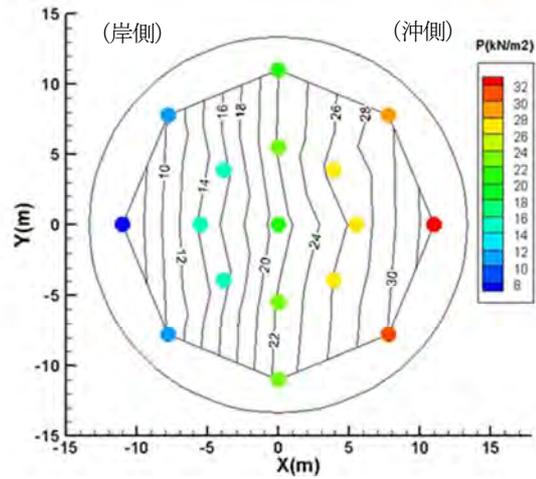
(2) 実験結果

図-8 に前趾近傍の波圧計 P_1 の揚圧力最大時における同時揚圧力分布を示す。図中の右側が沖側, 左側が岸側であり、右端のプロットが前趾の波圧計 P_1 を、左端のプロットが後趾の波圧計 P_8 を示している。図中の等値線は各波圧計位置における計測揚圧力を線形補間して示したものである。いずれも波作用方向に対して左右対称の揚圧力分布である。なお、揚圧力計測実験においては風荷重を作用させなかったため、洋上風車模型は安定であり微小な動揺は確認されたものの転倒することはなかった。

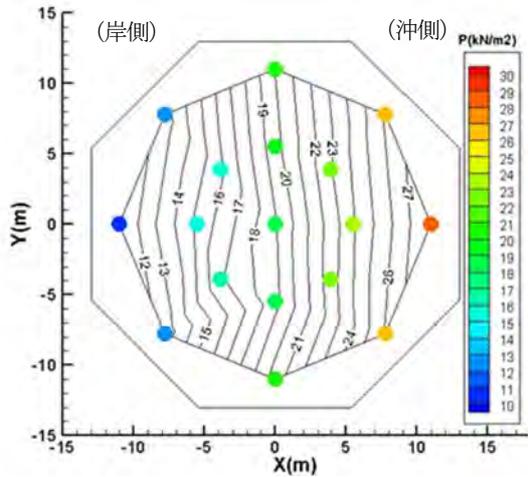
図-8(a)と(b)を比較すると、底版の平面形状によらず波向直交方向にはほぼ様な揚圧力分布となっていることが分かる。図-8(a)と(c)を比較すると、不規則波である(a)の方が作用最高波高は高いために揚圧力が大きい、規則波である(c)においても様な揚圧力分布となっていることが分かる。図-8(b)と(d)を比較すると、波高が低い場合において底版側部の揚圧力がやや大きくなることが分かる。図-8(a)と(e)および(d)と(f)を比較すると、周期が短い場合においては揚圧力が小さくなるが、この場合においても様な揚圧力分布となっていることが分かる。



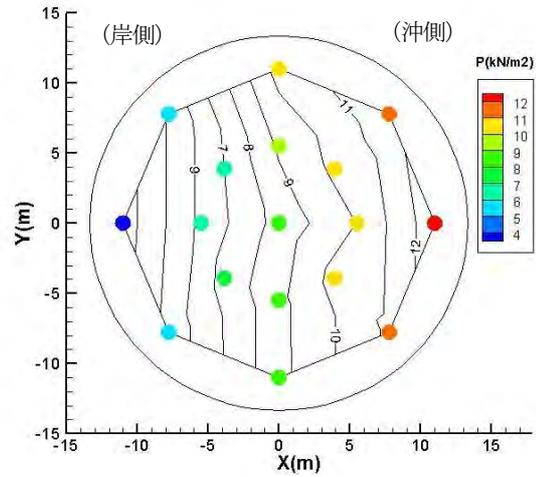
(a) ケース 1A (有義波高 6.3 m, 有義波周期 12.0 s, 不規則波)



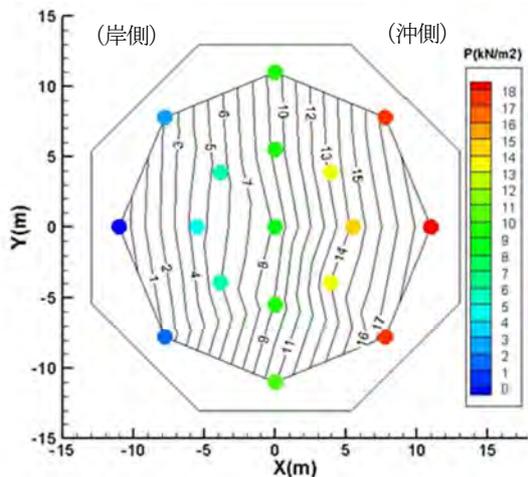
(b) ケース 3A (有義波高 6.3 m, 有義波周期 12.0 s, 不規則波)



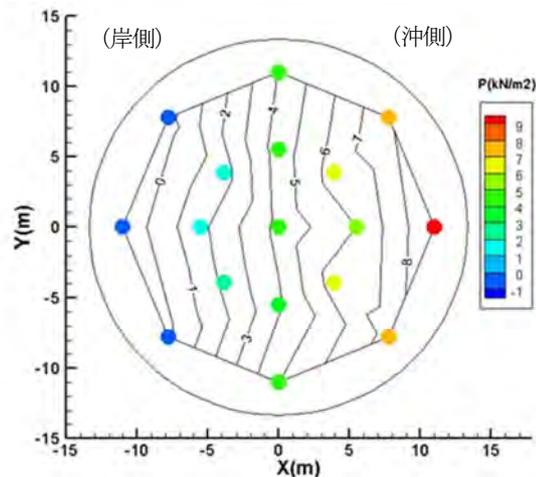
(c) ケース 1A (平均波高 6.3 m, 平均周期 12.0 s, 規則波)



(d) ケース 3C (有義波高 2.0 m, 有義波周期 12.0 s, 不規則波)



(e) ケース 1G (有義波高 6.3 m, 有義波周期 8.0 s, 不規則波)



(f) ケース 3I (有義波高 2.0 m, 有義波周期 8.0 s, 不規則波)

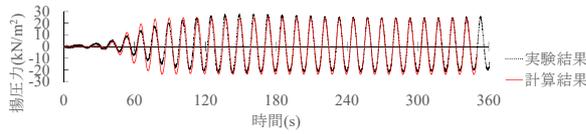
図-8 前趾近傍の波圧計 P_1 の揚圧力最大時における同時揚圧力分布 (実機スケール)

4. 数値解析

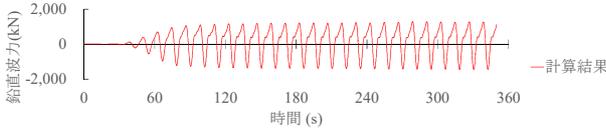
(1) 計算条件

本実験においては底版模型に作用する鉛直波力を直接計測することはおこなわなかったため、数値波動水槽 CADMAS-SURF/3D⁹⁾による揚圧力計測実験の再現計算

をおこない、その評価を試みた。格子間隔を $\Delta x = 0.5 \sim 2.0$ m, $\Delta y = \Delta z = 0.5$ m とし、実機スケールにて計算した。上記のケース 1A (正八角形, 载荷方向 0.0 度, 波高 6.3 m, 周期 12.0 s) を対象とし、造波ソースにて規則波および不規則波を造波するとともに、計算領域両端部にエネルギー減衰帯を設けて反射波の発生を抑えた。揚圧力計測実験と同様に通過波検定をおこなった後に本解析を実施



(a) 前趾近傍の波圧計 P_1 における揚圧力変動時刻歴



(b) 鉛直波力（底版の底面波力と上面波力の差）変動時刻歴

図-9 計算結果（ケース 1A, 規則波, 実機スケール）

表-6 鉛直波力モーメントの寄与率（ケース 1A, 実機スケール）

項目	規則波	不規則波
平均波高, 最高波高(m)	6.3	10.9
水中重量 W (kN)	31,644	31,644
最大鉛直波力 P_U (kN)	1,328	2,152
抵抗モーメント Wt (kN・m)	411,375	411,375
鉛直波力モーメント M_U (kN・m)	34,518	55,953
M_U/Wt	0.084	0.136

した。基礎捨石の空隙率を法面部で 0.43, 中央部で 0.45 とし, 抵抗力算定手法には Dupuit-Forhhimer 則を用いた。

(2) 計算結果

図-9 に規則波を作用させた場合の前趾近傍の波圧計 P_1 における揚圧力および鉛直波力の計算時刻歴を示す。揚圧力の計算結果は実験結果をよく再現しており, 鉛直波力が周期的に作用していることが分かる。表-6 に鉛直波力モーメントと抵抗モーメントの比の計算結果を示す。設計波作用時における鉛直波力モーメントの寄与率は最大で 8~14%程度となることが分かった。

5. 結論

本研究では, 洋上風力発電設備のモノパイル重力式基礎について, 底版の形状を円形や正八角形とした場合の水理実験と数値解析をおこない, 以下の結論を得た。

- (1) 底版の平面形状に応じた端趾圧の集中による悪影響は生じず, 従来の支持力照査手法を準用できる。
- (2) 従来の Morison 式を用いた載荷方向の転倒モーメントによる照査手法も準用できる。
- (3) 底版の平面形状および波浪条件によらず, 波向直交方向にほぼ一様な揚圧力分布となる。
- (4) 設計波作用時における鉛直波力モーメントの寄与率は最大で 8~14%程度となる。

参考文献

- 1) 三好俊康, 熊谷隆宏, 清宮理, 松本正一郎: 重力式支持構造物を有する洋上風力発電タワーの動的安全性評価方法に関する実験的研究, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol.75, No.4, pp.1-10-I_24, 2019.
- 2) 社団法人土木学会構造工学委員会風力発電設備の動的解析と構造設計小委員会: 風力発電設備支持物構造設計指針・同解説 [2010年版], 構造工学シリーズ 20, 582p, 2011.
- 3) 池谷毅, 福山貴子, 稲垣聡: 上部斜面式軸対称ケーソンに作用する波力と揚圧力, 海洋開発論文集, 第 22 巻, pp.313-318, 2006.
- 4) 合田良実, 鈴木康正, 岸良安治, 菊地治: 不規則波実験における入・反射波の分離推定法, 港湾技研資料, No.248, 24p, 1976.
- 5) 財団法人沿岸技術研究センター: CADMAS-SURF/3D 数値波動水槽の研究・開発—数値波動水槽の耐波設計への適用に関する研究会報告書—, 沿岸技術ライブラリー, No.39, 235p, 2010.

(Received February 6, 2020)

(Accepted May 1, 2020)

HYDRAULIC MODEL TESTS ON STABILITY AND UPLIFT PRESSURE OF OFFSHORE WIND TURBINE WITH MONOPILE GRAVITY-TYPE FOUNDATION

Kenya TAKAHASHI, Yuuji MAEDA, Toshiyasu MIYOSHI and Katsuaki NII

The monopile gravity-type foundation, which is the foundation type of offshore wind power generation facilities, was examined when the shape of the RC bottom slab was circular or octagonal, which is lighter than rectangular and lower cost. In order to obtain information on the stability and the uplift pressure acting on the bottom slab under the eccentric inclined load due to wind and waves, a cross-sectional hydraulic model test of a 5 MW wind turbine and a numerical analysis with a numerical wave tank CADMAS-SURF / 3D were performed.

As a result, it was stable up to 7-11 % above the overturning limit on the design, and the bearing capacity of the rubble foundation was not destroyed at the time of the overturning, so that the conventional stability and bearing capacity checking method can be applied mutatis mutandis. Furthermore, regardless of the plane shape of the bottom slab and the wave conditions, the uplift pressure distribution is almost uniform in the direction orthogonal to the wave direction, and the contribution rate of the vertical wave force moment during the design wave action is about 8 to 14 % at the maximum.