浅海域用姿勢安定装置付きスパーブイの 潮流および波中定傾斜発生メカニズムとその改善方法

学生会員 山 本 裕 介* 正会員 片 山 徹*
学生会員 森 本 大 嗣* 正会員 谷 口 友 基**
正会員 橋 本 博 公* 後 藤 正 洋***

Mechanism of Inclination of Spar-Buoy with Ring-Fin Motion Stabilizer in Shallow Sea Caused by Tidal Currents and Waves and Avoidance of the Inclination

by Yusuke Yamamoto, *Student Member* Toru Katayama, *Member*
Taishi Morimoto, *Student Member* Tomoki Taniguchi, *Member*
Hirotada Hashimoto, *Member* Masahiro Goto,

Summary

The main topics of this paper are the motion characteristics of a spar-buoy. Motion measurements for the spar-buoy with and without a ring-fin motion stabilizer in currents and waves were carried out at the circular water channel and the towing tank of Osaka Prefecture University, to investigate the characteristics of its motion. Motion amplitude of the spar-buoy with the stabilizer is much smaller than the spar-buoy without the stabilizer, however, the spar-buoy with the stabilizer causes the inclination that means a time average value of motion and the inclination becomes larger according to increase in wave height. On the other hand, from the results in currents, the inclination of the spar-buoy with the stabilizer is much smaller than the results of the spar-buoy without the stabilizer, however, it is found that there is clear possibility that it has multi-balanced-inclinations for higher current velocity than the designed current velocity. The mechanisms of these unexpected phenomena were investigated, and it is indicated that they can be avoided to optimize cross-section shape of the stabilizer to change its characteristics of hydrodynamics.

1. 結 言

洋上風力発電事業の拡大とその支援を目的とした洋上風況マップの作成が行われている¹⁾。この風況マップは、候補海域選定に利用するものであり、候補海域のバンカビリティ評価には質の高い風況データを一年間にわたって直接計測する必要がある。

この一年間にわたる風況観測には、従来着底式観測タワーを設置しているが、沿岸の浅海域では基礎工事に伴う環境影響が懸念されており、一方近海の水深 50m を超える深水域では基礎工事が難しくなり建設費の増加が予想されている。

そこで、設置工事が簡便で環境影響の少ない方法として、浮体式プラットフォームにレーザー照射式風向風速計(ドップラーライダー)を搭載することが検討されている。しかしこの方法では、潮流、風、波による浮体式プラットフォームの運動(動揺や定傾斜)が計測精度に影響を与えるため、これらを低減する必要がある。このような背景のもと本研究グループでは、まず浅海域を対象に、潮流、風、波による影響を低減できる姿勢安定装置をスパーブイ型プラットフォームに取り付けること²⁾³⁾を提案した。さらに、同姿勢安定装置付きスパーブイの係留方法と形状を最適化し、深海域に適用することを提案している⁴⁾。

本研究では、前述の浅海域用姿勢安定装置付きスパーブイの開発過程において、潮流および波の中での運動特性を詳細に調査し、性能向上を試みた結果を報告する。この姿勢安定装置は潮流による定傾斜をなくすることができるが、当初仮定²⁾³⁾していた設計条件を超える流速では直立状態の他に下流方向に傾斜する釣り合い角を持つ可能性があることがわかった。一方同姿勢安定装置は波による動揺を低減できるが、波高の増加に伴い定傾斜が生じることがわかった。これら両

* 大阪府立大学大学院工学研究科

** 国立研究開発法人海上・港湾・航空技術研究所
海上技術安全研究所

*** (株)ゼニライトブイ

定傾斜の発生メカニズムを明らかにし, その回避方法を示す.

2. リングフィン型姿勢安定装置付きスパーブイ

Fig. 1 にリングフィン型姿勢安定装置付きスパーブイの概要図と座標系を示す. このリングフィン型姿勢安定装置付きスパーブイは水深 18 m の海域を想定して設計した.

姿勢安定装置はブイの下端に取り付けられる. Fig. 2 にリングフィン型姿勢安定装置の概要図を示す. 姿勢安定装置は, 4 本のアームに平板断面のリング状のフィン (以下リングフィン) が取り付けられた構造で, アーム角 θ_{Arm} [deg] とフィン角 θ_{Fin} [deg] はそれぞれ変更出来るが, 装置の性能を最大限発揮するためには, θ_{Fin} はフィンの表面に沿って延長した直線が係留点を通ることが望ましい.

Table 1, 2 に潮流中運動計測で用いた姿勢安定装置付きスパーブイおよび姿勢安定装置の主要目, Table 3, 4 に潮流中流体力計測で用いた姿勢安定装置付きスパーブイおよび姿勢安定装置の主要目, Table 5 に波浪中運動計測および波浪強制力計測で用いた姿勢安定装置付きスパーブイおよび姿勢安定装置の主要目を示す.

Fig. 1 Schematic views of buoy with motion stabilizer and coordinate system.

Fig. 2 Schematic views of ring-fin motion stabilizer.

Table 1 Principal particulars of buoy model at $\theta_{Arm} = 7.92$ deg for motion measurement in tidal current.

Scale of model	1/20.32
Overall length: L_{OA} [m]	1.29
Height of the center of gravity: KG [m]	0.28
weight: W [N]	38.25
Roll & Pitch natural period: [s] with and w/o motion stabilizer T_{nF} & T_n [s]	5.2 & 3.9

Table 2 Principal particulars of motion stabilizer model at $\theta_{Arm} = 7.92$ deg for motion measurement in tidal current.

θ_{Arm} [deg]	θ_{Fin} [deg]	surface area of the fin : S_F [m ²]	R [m]	r [m]	lever : l_f [m]
7.92	6.0	0.123	0.465	0.421	0.443

Table 3 Principal particulars of buoy model for excitation force measurement in tidal current.

Scale of model	1/20.32
Overall length: L_{OA} [m]	1.25
Height of the center of gravity: KG [m]	0.34
weight: W [N]	33.4
Roll & Pitch natural period: [s] with and w/o motion stabilizer T_{nF} & T_n [s]	4.9 & 4.0

Table 4 Principal particulars of motion stabilizer model for excitation force measurement in tidal current.

θ_{Arm} [deg]	θ_{Fin} [deg]	surface area of the fin : S_{Fin} [m ²]	R [m]	r [m]	lever : l_f [m]
10	4.7	0.0754	0.416	0.387	0.401
		0.0944	0.420	0.383	
		0.151	0.431	0.372	
20	13.8	0.0755	0.397	0.366	0.391
		0.151	0.412	0.351	
30	23.0	0.0755	0.367	0.335	0.381
		0.151	0.320	0.383	

Table 5 Principal particulars of small-scale buoy and motion stabilizer models for motion and excitation force measurements in waves.

Name	RF-1	RF-4
Scale of model	1/50	1/50
Cross-sectional shape	Rhombus	Rhombus
Overall length: L_{OA} [m]	0.539	0.550
weight: W [N]	2.90	2.67
θ_{Arm} [deg]	13.0	23.0
θ_{Fin} [deg]	6.0	6.0
R [m]	0.189	0.171
Mooring length [m]	0.0741	0.0378
Roll & Pitch natural period: T_{nF} [s]	2.46	2.38

3. 潮流中性能評価

3.1 潮流中運動計測

姿勢安定装置の効果を確認するために、姿勢安定装置なしおよび付きのブイを対象に、大阪府立大学回流水槽（観測場所：全長 6.0 m、全幅 1.5 m、水深 1.09 m）で潮流中運動計測を行った。Table 6 に実験条件を示す。表中の[]内は実機スケールでの数値を示す。流速は実機スケールで 1.0, 2.0, 3.0 kts とし、定常流中でブイに下流側への初期傾斜角を準静的に与えた後の運動を、水槽真横からビデオカメラ (AVT GigE カメラ GE1050) で撮影し、画像解析ソフト (TEMA, フォトロン) で解析した。運動のサンプリング周波数は、59 Hz (ビデオカメラのフレームレート) とした。

Fig. 3 に、 $\theta_{Arm} = 7.92$ deg の姿勢安定装置なしおよび付きのブイの姿勢を、横軸を流速として示す。同図中の上図は、姿勢安定装置なしの結果、下図は、姿勢安定装置付きの結果である。姿勢安定装置なしは、初期傾斜角の大きさに関わらず流速の増加にともない下流側への定傾斜角が増加する。一方、姿勢安定装置付きは、流速 $U = 0.30$ m/s (実機で約 2.7 kts) まではほぼ直立し、この流速を超えると 2 つの釣り合い角が生じ、その一つはほぼ直立であるが、他方は下流側への傾斜で、この角度は流速増加に伴って増加する。

以上より、姿勢安定装置の効果は確認できたが、ある流速を超えると、直立しているブイに外乱が作用すると傾斜して安定する飛び移り現象が生じる可能性がわかった。

Table 6 Condition of the experiment in steady flow.

flow velocity: U [m/s]	0.114 ~ 0.342 [1 ~ 3 kts]
initial incline of pitching [deg]	-20, 0, 40

Fig. 3 Measured inclination of spar-buoy in steady flow.

3.2 潮流中流体力計測

前節の釣り合い角が 2 つ存在する原因を調査するために、大阪府立大学回流水槽において、 $\theta_{Arm} = 10, 20, 30$ deg の姿勢安定装置に作用する一様流中流体力を計測した。

Fig. 4 のように、6 分力計に角度を変更できる治具を介して円柱パイプを固定し、その下端に姿勢安定装置を取り付けた。Table 7 に実験条件を示す。流速は実機スケールで 2.0, 3.0 kts とし、傾斜角 θ を変化させて抗力、揚力および検力計まわりの縦揺れモーメントを計測した。なお、計測した縦揺れモーメントは、Fig. 4 中の o 点 (係留点) 回りの縦揺れモーメント M_{yo} に変換した。また、別途アーム付きセンターパイプ (リングフィンを取り除いている) に作用する流体力を計測し、これを差し引くことで、リングフィンだけに作用する縦揺れモーメントを求めた。

Fig. 5 に、(1)式によるリングフィンに作用する o 点回りの縦揺れモーメント係数 C_M を示す。

$$C_M = \frac{M_{yo}}{0.5\rho S_F U^2 l_f} \quad (1)$$

ここで、 ρ は水の密度 [kg/m^3], S_F はリングフィンの面積 [m^2], l_f は Fig. 2 に示すリングフィンの中心線から係留点までの距離[m]である。同図には、異なる流速およびリングフィン面積の結果を示しているが、縦揺れモーメント係数は流速およびリングフィン面積 S_F に関わらずアームの角度 θ_{Arm} によって決まり、フィンの角度ごとに θ の変化に対して異なる傾向を示す。

Fig. 6 に, $\theta_{Arm}=10$ deg の姿勢安定装置とセンターパイプに作用する縦揺れモーメントを示す. なお, これら姿勢安定装置とセンターパイプに作用する縦揺れモーメントの正は, Fig. 4 においてそれぞれ反時計回りおよび時計回りと逆向きで, Fig. 6 でこれら 2 線が交わる傾斜角がブイの釣り合い角を示す. 流速 $U=0.228$ m/s のとき交点は 1 つであるが, 流速 $U=0.342$ m/s のときは交点が 3 つある. 傾斜角の増加に伴い, 姿勢安定装置のモーメントがセンターパイプのモーメントを上回る交点は安定した釣り合い角であり, 流速 $U=0.342$ m/s のときの両側 2 点が安定した釣り合い角である. 同図から, 釣り合い角が複数あるのは, 流速増加に伴ってセンターパイプの傾斜モーメントは平行して大きくなるが, リングフィンに作用するモーメントは上流側傾斜角で増加する一方で下流側傾斜角ではあまり増加しないためであることがわかる. 従って, 複数の釣り合い角を回避するためには, Fig. 7 に示すように下流側傾斜時のリングフィンに作用する縦揺れモーメントを増加させる必要がある.

Fig. 4 Schematic view of measurement of hydrodynamic forces acting on ring-fin motion stabilizer and center pipe in steady flow.

Table 7 Condition of measurement of hydrodynamic forces in steady flow.

angle: θ [deg]	-30 ~ 30
flow velocity: U [m/s]	0.228, 0.342 [2, 3 kts]

S_F [m ²]	U [m/s]	θ_{Arm} [deg]		
		10	20	30
0.151	0.228	●	■	◆
	0.342	○	□	◇
0.0944	0.342	○		
0.0754	0.342	○

Fig. 5 Measured moment coefficient of the ring-fin motion stabilizer without arms in steady flow.

Fig. 6 Moments acting on center pipe and ring-fin motion stabilizer at $\theta_{Arm}=10$ deg and $U=0.228, 0.342$ m/s.

Fig. 7 The ideal moment acting on ring-fin motion stabilizer.

3.3 リングフィンの流体力特性

リングフィンのモーメントは, 主として上流側と下流側に位置する部分によって生じると考え, Fig. 8 のように上流側と下流側に 2 枚の平板断面翼を仮定した簡易モデルを用

いて、その流体力特性を検討した。

(2)式にモーメント係数の算出式を示す。前翼と後翼の表面積はリングフィン表面積の半分とし、それぞれに作用する抗力と揚力から回転中心 o 回りモーメント係数を算出する。

$$C_M = 0.5 \{ C_{D1} \sin(-\theta_{Arm} + \theta) - C_{D2} \sin(\theta_{Arm} + \theta) + C_{L1} \cos(-\theta_{Arm} + \theta) - C_{L2} \cos(\theta_{Arm} + \theta) \} \quad (2)$$

ここで、 C_D と C_L は断面翼に作用する抗力係数と揚力係数で横軸に翼の迎角 α で示す Fig. 9 の係数⁴⁾を用いる。 θ_{Arm} および θ は Fig. 8 に示すとおりである。

Fig. 10 に、簡易モデルによって算出したモーメント係数 C_M を示す。Fig. 5 の姿勢安定装置のモーメント係数と比較して、上流側と下流側への傾斜時の傾きは異なるが、簡易モデルによって縦揺れモーメントの特徴は表現できている。

簡易モデルによる計算結果の詳細な検討から、縦揺れモーメントが $\theta = 0 \text{ deg}$ 付近で最大値をとり、下流側への傾斜に伴い急激に減少して一定値に近づく特性は、揚力の失速角に起因することがわかった。

Fig. 8 Simplified model of ring-fin.

Fig. 9 Drag and lift coefficients of flat plate for the simplified calculation model of ring-fin motion stabilizer without arms.⁵⁾

Fig. 10 Calculation of moment coefficient of simplified model of ring-fin.

3.4 断面形状の影響

姿勢安定装置の断面形状を変更して縦揺れモーメントの特性を変更し、複数の釣り合い角を生じさせないことを試みた。なお、姿勢安定装置の流体力は CFD (STAR-CCM+ 2020.3) で求めた。

Fig. 11 に示すように計算領域を設定し、まず一様流中平板断面翼の揚力係数と抗力係数を計算し、Fig. 14 に示すとおりその妥当性を確認した。なお、計算条件は Table 8 のとおりであり、翼後方部分は複雑な流れを捉えられるようにメッシュサイズを細かくした。基準メッシュサイズは、Fig. 12 の計算結果から 0.05 cm とし、タイムステップは、Fig. 13 の結果から 0.1 s とした。

姿勢安定装置の断面形状として Fig. 15 に示す扇型断面を考え、Table 9 のように l/L の異なる 3 パターンの抗力と揚力を計算した結果を Fig. 16 に示す。いずれの翼も、迎角に対する抗力特性はほとんど変わらないが、揚力特性は異なる。

Fig. 17 に、(2)式で Fig. 8 中 o 回りの縦揺れモーメントを求めた結果を示す。図中の凡例は、Fig. 8 の Aft-Fin の扇型断面に対応している。同図から、 l/L を変更することで、下流側への傾斜角に対する縦揺れモーメントの傾向を変更できることが確認できる。

Fig. 11 Schematic view of flat plate which is used in CFD.

Table 8 Principal particulars of wing with flat section and calculation condition of CFD.

L [m]	Breadth: B [m]	t [m]	α [deg]
0.101	0.364	0.006	0~30
mesh size [m]		0.05	
flow velocity [m/s]		0.342	
numerical solver		unsteady method	
turbulent model		$k-\varepsilon$ model	
inner iterations		5	
object surface condition		non-slip	
amount of mesh		4.2 million

Fig. 12 Verification of mesh size in CFD.

Fig. 13 Verification of time step in CFD.

Fig. 14 Calculated drag and lift coefficients of flat plate by CFD.

Fig. 15 Schematic view of wing with kite section which is used in CFD.

Table 9 Principal particulars of wing with kite section.

L [m]	D [m]	l [m]	l/L
0.1368	0.02412	0.0342	1/4
		0.0684	1/2
		0.1026	3/4

Fig. 16 Calculated drag and lift coefficients of 2D wing with kite section.

Fig. 17 Calculated pitching moment coefficients at downstream inclination by the simplified calculation model of ring-fin motion stabilizer without arms.

次に、リングフィンの断面形状を変更した計算を行った。
まず、Table 4 に示す $\theta_{Am}=10$ deg の平板断面リングフィンの

計算を行い、計算精度の確認を行った。Fig. 18 に計算領域、Table 10 に計算条件を示す。計算領域は、リングフィン後方の流れを捉えるために、リングフィン周りとは後方のメッシュを細かくし、リングフィン周りの境界層内の分割数を 10 層とした。

Fig. 19 に縦揺れモーメントの計算結果を Fig. 6 の実験結果と比較して示す。計算結果は実験結果に比べて値が小さいが、 $\theta = 0 \text{ deg}$ で最大値となり、下流側への傾斜角の増加に伴い減少する特性をとらえている。複数のつり合い角を生じさせないためには、この下流側への傾斜角増加に伴う縦揺れモーメントの減少を改善すれば良いので、計算領域および計算条件は Fig. 18, Table 10 を用いて、断面形状を変更して計算を行うこととした。

Fig. 20 に、風型断面形状での下流側傾斜時の縦揺れモーメントの計算結果を示す。同図から、 $l/L=1/4$ のときに下流側への傾斜に伴う縦揺れモーメントの急激な減少が緩和されていることがわかる。このことから、リングフィンの断面形状を変更することで、潮流中での姿勢安定装置付きスパーブイの釣り合い角をゼロ付近の 1 点とすることができることが確認できた。

Fig. 18 Calculation model for steady flow test.

Table 10 Calculation condition of steady flow test by CFD.

flow velocity [m/s]	0.342
mesh size [m]	0.001~0.20
amount of mesh	4.8 million
numerical solver	unsteady method
turbulent model	$k-\varepsilon$ model
time step [s]	0.002
object surface condition	non-slip

Fig. 19 Comparison between the measured moment and the calculated moment of ring-fin with flat cross section.

Fig. 20 Comparison of calculated pitching moments of ring-fin for different cross sections.

4. 波浪中性能評価

4.1 波浪中運動計測

姿勢安定装置付きスパーブイの浅海域波浪中運動性能を大阪府立大学曳航水槽(長さ 70 m, 全幅 3.0 m, 水深 1.53 m, フラップ式造波機)で調査した。Fig. 21 に示すように、係留索長を変えずに模型の喫水を調整するため、土台側の支柱を長くし、模型を造波機から 9 m に設置した。ブイの運動は、3.1 節に示す潮流中運動計測と同様とし、波高はサーボ式波高計によりサンプリング周波数 100 Hz で計測した。Table 11 に規則波での実験条件を示す。

Table 11 Condition of experiment in regular waves.

wave period: T_w [s]	1.27 [9.0]
wave height: H_w [m]	0.02, 0.04, 0.06, 0.08, 0.10, 0.12, 0.14, 0.16, 0.18 [1.0~9.0]
wave height: H_w [m]	0.06 [3.0]
wave period: T_w [s]	0.85, 0.99, 1.13, 1.27, 1.41, 1.56, 1.70 [6.0~12.0]

Fig. 21 Schematic side view of experimental model at the towing tank of Osaka Prefecture University.

Figs. 22, 23 に、計測した縦揺れの振幅角と定傾斜（：時間平均値）の波高影響を実機換算で示す。同図には、姿勢安定装置なしの結果も示す。ここで、実機換算とは、計測結果をフルード相似則に従ってスケールの乗数倍した値である。

Fig. 22 中、□の姿勢安定装置なしの運動振幅は波高の増加に従って増加し、■の姿勢安定装置付きの運動振幅は波高に関係なく 5 deg 付近でほぼ一定値となり、どの波高においても姿勢安定装置付加により運動振幅が低減されていることがわかる。

Fig. 23 中、■の姿勢安定装置付きの定傾斜は、□の姿勢安定装置なしに比べて大きい。

Fig. 24 に、姿勢安定装置付きの条件で計測した縦揺れの振幅角と定傾斜（：時間平均値）の入射波周期影響を実機換算で示す。縦揺れの振幅角は、周期の増加に伴い徐々に増加する。このことは、片山らの結果²⁾とも一致する。一方定傾斜は、周期 9 秒以上ではほぼ一定となる。

Fig. 22 Effects of wave height on pitch amplitude of spar-buoy in regular waves, measured at the towing tank of Osaka Prefecture University (shown in real scale).

Fig. 23 Effects of wave height on pitch time average value of spar-buoy in regular waves, measured at the towing tank of Osaka Prefecture University (shown in real scale).

Fig. 24 The measured pitch of spar-buoy with ring-fin motion stabilizer in deep sea waves at $H_w = 3.0$ m (shown in real scale).

Fig. 23 で見られた定傾斜は、水深を変えずに喫水のみを合わせた実験法によって生じた可能性があると考え、Fig. 25 に示すように同大学曳航水槽にスロープ付き仮底⁶⁾を設置し、水深を 0.40 m (実機換算：19.8 m) とした実験を行った。

事前に水槽各所での造波特性を調査し、模型を水平な底の始端部から 4.5 m の位置（造波機から 9.0 m）に設置した。同位置での計測波形を示す Fig. 26 から、計測波形は同図中 Skjelbreia によるストークス波の 3 次近似式⁷⁾の結果と一致することが確認できる。Table 12 に、実験条件を示す。

Fig. 25 Schematic view of shallow bottom at the towing tank of Osaka Prefecture University.

Table 12 Condition of experiment in shallow sea.

wave period: T_w [s]	1.13, 1.27 [8.0, 9.0]
wave height: H_w [m]	0.05 ~ 0.26 [2.5 ~ 13.0]

Fig. 26 Time history of shallow water wave (Stokes wave) (in model scale).

Figs. 27, 28 に、計測した縦揺れの振幅角と定傾斜（時間平均値）の波高影響を実機換算で示す。同図には、姿勢安定装置なしの結果も示す。Fig. 27 中、姿勢安定装置付きの運動振幅は波高に関係なく 6 deg 付近でほぼ一定値となり、どの波高においても姿勢安定装置によって運動振幅が低減されている。Fig. 28 中、姿勢安定装置付きとなしを比較すると両者に差はなく、波高が 9 m 付近まではほぼ定傾斜はない。以上のことから Fig. 28 と Fig. 23 で見られた定傾斜の発生有無は、試験水槽の水深が影響している可能性がある。

なお、10 m を超える範囲で定傾斜が生じるが、この定傾斜は波高の増加によってスパーブイのフロート部分が水面上に露出し予備浮力が失われたためであることがビデオ映像からわかっている。

T_w	with motion stabilizer	without motion stabilizer
1.13 s	●	○
1.27 s	■	□

Fig. 27 Effects of wave height on pitch amplitude of spar-buoy in regular waves, measured at the towing tank with shallow bottom of Osaka Prefecture University (shown in real scale).

T_w	with motion stabilizer	without motion stabilizer
1.13 s	●	○
1.27 s	■	□

Fig. 28 Time average value of the measured pitch of spar-buoy with ring-fin motion stabilizer at the towing tank with shallow bottom of Osaka Prefecture University (shown in real scale).

大阪府立大学の曳航水槽では、フラップ式造波機を用いている。しかし、水深が浅い海域での浅海波を発生させるためには、ピストン式造波機を用いることが望ましい。

そこで、ピストン式造波機を有する神戸大学浅水槽（全長：60 m、全幅：6.0 m、水深：0.40 m）において、Table 5 に示す模型 RF-1, RF-4 を用いた規則波中運動計測を行った。模型は、水槽側面に観測窓のある造波機から 27 m 地点に設置した。Table 13 に実験条件を示す。

Figs. 29, 30 に、計測した縦揺れの振幅角と定傾斜（縦揺れの時間平均値）の波高影響を実機換算で示す。縦揺れの振幅角は、波高に関係なく 7 deg 付近で一定値となり、定傾斜は 5 deg 以下で一定値となる。

Fig. 31 に、Figs. 27, 28 に示した仮底を用いた大阪府立大学曳航水槽での運動計測結果との比較を示す。縦揺れの振幅角と定傾斜は、両実験で同じ結果となることが確認できる。

Table 13 Condition of experiment in shallow sea at Kobe University.

wave period: T_w [s]	1.4 [10.0]
wave height: H_w [s]	0.08~0.18 [4.0~9.0]

Fig. 29 Amplitude of the measured pitch of spar-buoy with ring-fin motion stabilizer in shallow sea waves at Kobe University (shown in real scale).

Fig. 30 Time average value of the measured pitch of spar-buoy with ring-fin motion stabilizer in shallow sea waves at Kobe University (shown in real scale).

Fig. 31 The measured pitch of spar-buoy with ring-fin motion stabilizer comparison at Osaka Prefecture University (with shallow bottom) and Kobe University (shown in real scale).

4.2 波浪強制力

4.2.1 波浪強制力の計測

Fig. 23 に見られる定傾斜は、水深を変えずに喫水のみを合わせたために生じたことがわかった。そこで、この定傾斜の発生メカニズムを調査することとした。

Fig. 32 のように直立に固定した姿勢安定装置付きスパーブイに作用する係留点回りの波浪強制力を大阪府立大学曳航水槽で計測した。Table 14 に実験条件を示す。

Fig. 32 Schematic view of measurement of hydrodynamic forces acting on ring-fin motion stabilizer and center pipe in regular waves.

Table 14 Condition of measurement of hydrodynamic forces at the towing tank of Osaka Prefecture University.

wave period: T_w [s]	1.27 [9.0]
wave height: H_w [m]	0.06, 0.12, 0.18 [3.0, 6.0, 9.0]

Fig. 33 に、計測した波浪強制力（前後力と縦揺れモーメント）の時間平均値をフルード相似則に従い実機換算して示す。前後力の時間平均値は、波高に関わらずほぼ一定で、かつ波上側に作用していることから、前後力の時間平均成分が定傾斜の原因でないことがわかる。一方、縦揺れモーメントの時間平均値は、波高の増加に比例して波下側へ傾斜させるモーメントが増加し、これが Fig. 23 に示す結果と符合する。

姿勢安定装置付きスパーブイのどの部分に傾斜モーメントが作用しているかを把握するために、姿勢安定装置を取り外したフロート付きセンターパイプに作用する波浪強制力を計測し、さらにこれを姿勢安定装置付きスパーブイの計測値から差し引いて姿勢安定装置のみに作用する波浪強制力を求めた。Fig. 34 に、フロート付きセンターパイプおよび姿勢安定装置のみに作用する縦揺れモーメントの時間平均値を示す。同図から、両者とも波高の増加に伴って波下側へ傾斜させるモーメントが増加している。この結果は、Fig. 23 に見られる姿勢安定装置付きの傾斜角が姿勢安定装置なしのそれよりも大きくなることに符合する。

Figs. 35~37 に、異なる波高での姿勢安定装置付きスパーブイの各部に作用する係留点回りの縦揺れモーメントの時間系列データをブイの地点での水面変位とともに示す。まず、フロート付きセンターパイプに作用する縦揺れモーメントは、波高の増加に伴い、その極大値と波頂の位相が近づいている。波頂付近では水粒子の波下側への水平速度が最大とな

ることから、フロート付きセンターパイプに作用する抗力が原因であると考えられる。なお、この抗力の極大値と極小値の大きさの差は、波高の増加に伴い大きくなる。その原因は、波の山と谷での水面下の形状が異なるためであり、特に平水面下 0.06m にあるフロート部分が水面上に露出し始める波高 0.12m 以上である波高 0.18m ではその差が顕著であり、極大値の大きさが極小値のそれよりも大きくなる。次に、姿勢安定装置に作用する縦揺れモーメントは波の谷付近で極大値となっている。波の谷付近では波上側への水粒子の水平速度が最大となることから係留点よりも下方にある姿勢安定装置に作用する抗力が原因であると考えられる。なお、この抗力もまた、波高の増加に伴って正負が非対称となり、波高が増加すると傾斜させるモーメントの作用が大きくなる。前述の両者の和が、姿勢安定装置付きスパーブイに作用する縦揺れモーメントとなるが、波高の増加に伴うセンターパイプおよび姿勢安定装置に作用する縦揺れモーメントの非対称性のため、波下側に傾斜させる縦揺れモーメントの時間平均値を生じさせたと考えられる。

Fig. 33 Time average value of the measured horizontal forces and pitching moments of spar-buoy with ring-fin motion stabilizer in regular waves. (shown in real scale)

Fig. 34 Time average value of the measured pitching moment in regular waves. (shown in real scale)

Fig. 35 Time histories of the measured pitching moment in regular waves at $H_w = 0.06$ m. ($H_w = 3$ m in real scale)

Fig. 36 Time histories of the measured pitching moment in regular waves at $H_w = 0.12$ m. ($H_w = 6$ m in real scale)

Fig. 37 Time histories of the measured pitching moment in regular waves at $H_w = 0.18$ m. ($H_w = 9$ m in real scale)

4.2.2 波浪強制力の計算

姿勢安定装置付きスパーブイの各部に作用する縦揺れモーメントの非対称性を簡便な方法である Morison 式を用いて計算して確かめた. ブイに対して水面が上下した場合の水粒子の速度と加速度をもとめるため, 微小振幅波理論の式に時々刻々と変化する水面変位を考慮した(3)(4)式を用いた.

$$u_{(z)} = a\sigma e^{k(z-\zeta)} \cos(kx - \sigma t) \quad (3)$$

$$\dot{u}_{(z)} = a\sigma^2 e^{k(z-\zeta)} \sin(kx - \sigma t) \quad (4)$$

ここで, a は波の片振幅 [m], σ は波の円周波数 [rad/s], k は波数 [rad/m], ζ は入射波の水平面に対する上下変位 [m] である.

Fig. 38 に, 水面が上下することによって変化するフロート付きセンターパイプ没水部の概要図を示す. (5)式の Morison 式を用いて, 水面下の深さ方向ストリップ断面に作用する水平方向の力にブイ下端からの距離 $l_{(z)}$ をかけてこれらを深さ方向に積分し, 没水部全体のモーメントを計算した.

$$\Delta M = C_d \frac{1}{2} \rho D \Delta z u_{(z)} |u_{(z)}| l_{(z)} + C_m \frac{1}{4} \rho \pi D^2 \Delta z \dot{u}_{(z)} l_{(z)} \quad (5)$$

ここで, ρ は密度 [kg/m^3], D は直径 [m], $u_{(z)}$ および $\dot{u}_{(z)}$ は水深 z での水粒子の水平速度 [m/s] および水平加速度 [m/s^2], $l_{(z)}$ は微小区間の係留点からの距離 [m], C_d と C_m は抗力係数と質量力係数である. なお, C_d と C_m は水理公式集⁸⁾からセンターパイプで 1.17 と 2.0, フロートで 1.17 と 1.5 とした.

Fig. 38 Schematic view of submerged part of center pipe with float.

Fig. 39 Schematic view of submerged motion stabilizer.

Fig. 39 に、水面変位による姿勢安定装置に作用する流体力の変化の概要図を示す。なお、姿勢安定装置に作用するモーメントは(6)式に示す Morison 式を用いてもとめた。

$$M = C_d \frac{1}{2} \rho S u_{(z)} |u_{(z)}| l + C_m \frac{1}{4} \rho V \ddot{u}_{(z)} l \quad (6)$$

ここで、 S はリングフィンの表面積 [m^2]、 V はリングフィンの体積 [m^3]、 l はリングフィンと係留点からの距離 [m]、 C_d と C_m は抗力係数と質量力係数である。なお、 C_d と C_m は姿勢安定装置に働く波浪強制縦揺れモーメントの計測結果から、0.404 と 6.81 とした。

Fig. 40 に、計算したフロート付きセンターパイプと姿勢安定装置に作用する係留点回りの縦揺れモーメントの時間平均値を実機換算して示す。計算結果は、Fig. 34 の実験結果と同様の傾向を示し、波高の増加に伴って波下側へ傾斜させるモーメントが増加していることがわかった。

Figs. 41, 42 に、計算した計算したフロート付きセンターパイプと姿勢安定装置に作用する係留点回りの縦揺れモーメントの1周期分の時系列を示す。いずれも最大値と最小値の位相は Figs. 35~37 に示した実験結果と同じであることがわかった。

Fig. 43 に、水粒子の速度成分の抗力と加速度成分の質量力からなるモーメントの時間平均値を示す。加速度成分の質量力からなるモーメントには非対称性が表れないが、速度成分の抗力からなるモーメントに非対称性が表れることがわかった。

Fig. 44 に、抗力係数と質量力係数を同じ値のまま、(7)式に示す水面変位を考慮したストークス波の水粒子速度を用いて計算した姿勢安定装置付きスパーブイに作用する係留点回りの縦揺れモーメントの平均値を示す。同図には、微小振幅波による結果も示す。同図から、ストークス波での縦揺れモーメントの平均値は小さく、定傾斜が水深の影響を受けていることが確認できる。

$$u_{(z)} = a\sigma \frac{\cosh k(h+z)}{\sinh k(h+\zeta)} \cos(kx - \sigma t) \quad (7)$$

Fig. 40 Time average value of the calculated moment in small amplitude wave. (shown in real scale)

Fig. 41 Time histories of the calculated moment acting on center pipe with float in small amplitude wave.

Fig. 42 Time histories of the calculated moment acting on ring-fin motion stabilizer in small amplitude wave.

Fig. 43 Time average value of the calculated moment caused by water particle velocity and acceleration (shown in real scale).

Fig. 44 Time average value of the calculated moment in stokes wave and small amplitude wave (shown in real scale).

5. 結 言

本研究では、浅海域用姿勢安定装置付きスパーブイの運動特性を把握するために、潮流中および波浪中で運動を計測し、以下の知見を得た。

- 1) 潮流中では、流速が 0.30 m/s を超える領域で、複数の釣り合い角が現れた。この状態では、外乱により飛び移り現象が起こる可能性がある。
- 2) 飛び移り現象の原因は、潮流中の流体力によると判明し、リングフィンの断面形状を変更することで、流体力を変更させることができ、安定して直立する姿勢安定装置が設計できる。
- 3) 姿勢安定装置は、波浪中でスパーブイの縦揺れ振幅を低減する。
- 4) 浅海波浪中での定傾斜はほとんどなく、波高が 10 m を超えるとフロート部が水面から露出し、予備浮力がなくなるため定傾斜が生じる。定傾斜の波高影響は、姿勢安定装置の有無によって変化しない。
- 5) 正弦波中では、姿勢安定装置付きスパーブイは波下側に定傾斜し、その定傾斜は波高に比例して増加する。定傾斜の波高影響は、姿勢安定装置の有無で変化する。この定傾斜の発生は、フロート付きセンターパイプおよび姿勢安定装置に作用する波浪強制モーメントの波高影響が原因で、いずれも水粒子の速度成分に比例する抗力による非対称性が原因であることを示した。

参 考 文 献

- 1) Shinji Iki, Yoshinori Matsunaga, Takahiro Tsubaki, Taeko Hattori: Development of the Offshore Wind Map Viewing System NeoWins, Journal of JWEA, Vol.41, No.1, 2017, pp.18-22 (in Japanese).
老岐信二, 松永義徳, 椿貴博, 服部たえ子: 洋上風況マップ閲覧システム NeoWins の開発について, 日本風力エネルギー学会誌, pp.18-22, 2017.
- 2) Toru Katayama, Kazuki Hashimoto, Hiroshi Asou, Shigenori Komori: Development of a motion stabilizer for a

Shallow Sea Area Spar Buoy in Wind, Tidal Current and Waves, Journal of Ocean and Wind Energy, The International Society of Offshore and Polar Engineers, Vol. 2, No. 3, 2015, pp. 182–192.

- 3) Toru Katayama and Yusuke Yamamoto: Motion Characteristics of a Spar-Buoy with Ring-Fin Motion Stabilizer, Proceedings of the 13th International Conference on the Stability of Ships and Ocean Vehicles (STAB 2018), 2018, pp.454-461.
- 4) Toru Katayama, Yusuke Yamamoto, Taishi Morimoto, Masahiro Goto: Motion Characteristics of a Spar-Buoy With Ring-Fin Motion Stabilizer in Deep Sea, Proceedings of the ASME 2020 39th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE2020), 2020.
- 5) Ortiz,X.,Rival, D., Wood, D., 2015, “Forces and Moments on Flat Plates of Small Aspect Ratio with Application to PV Wind Loads and Small Wind Turbine Blade”, Energies, Vol.4, Issue 4, pp.2438-2453.
- 6) Shinkichi Tanigaki, Masami Matsuura, Kazuyoshi Kihara: A Countermeasure against Low Frequency Motion of a Moored Ship using Shielding Structure, Proceedings of civil engineering in the ocean, Vol.22, 2006, pp.157-162 (in Japanese).
谷垣信吉, 松浦正己, 木原一禎: 遮蔽構造による長周期動揺対策の検討, 海洋開発論文集, 第 22 巻, 2006 年 7 月, pp.157–162.
- 7) Skjelbreia, L: Gravity Waves, Stokes Third Order Approximations, Tables of Function, Council on Wave Research, Engineering Foundation, University of California, Berkeley, 1959.
- 8) Japan Society of Civil Engineers: The Collection of Hydraulic Formulae (1971 revised edition), 1972.
土木学会: 水理公式集 (昭和 46 年改訂版), 1972.

付 録

Appendix-1) 波の定義

本研究におけるフラップ式の造波機で発生する波は、無限水深の波としているため、微小振幅波理論における、Fig. A1 に示す水深が波長に対して 2 倍以上ある深海波として考えている。深海波の速度ポテンシャル ϕ 、水平方向流速 u 、鉛直方向流速 v は、水底摩擦の影響を受けないことから、(a-1)~(a-3)式のようになる。これより、水粒子の運動は円運動となり、波形は、(a-4)式に示す正弦波となる。なお、 a は波振幅 [m]、 σ は角周波数 [rad/s]、 k は波数 [rad/m]、 h は水深 [m]、 ζ は入射波の波形 [m] である。

Fig. A1 Schematic view of water profile in sine wave.

$$\phi = \frac{a\sigma}{k} e^{kz} \sin(kx - \sigma t) \quad (\text{a-1})$$

$$u = a\sigma e^{kz} \cos(kx - \sigma t) \quad (\text{a-2})$$

$$v = a\sigma e^{kz} \sin(kx - \sigma t) \quad (\text{a-3})$$

$$\zeta = a \cos(kx - \sigma t) \quad (\text{a-4})$$

一方、Fig. A2 に示す浅海波の速度ポテンシャル、水平方向流速、鉛直方向流速は、水底摩擦の影響を受けることから、(a-5)~(a-7)式のようになる。これより、水粒子の運動は楕円運動になり、波形はストークス波となる。ストークス波の波形は、(a-8)~(a-11)式に示す *Skjelbreia* によって得られた 3 次近似式をもちいた。

Fig. A2 Schematic view of water profile in shallow sea.

$$\phi = \frac{a\sigma}{k} \frac{\cosh k(h+z)}{\sinh kh} \sin(kx - \sigma t) \quad (\text{a-5})$$

$$u = a\sigma \frac{\cosh k(h+z)}{\sinh kh} \cos(kx - \sigma t) \quad (\text{a-6})$$

$$v = a\sigma \frac{\sinh k(h+z)}{\sinh kh} \sin(kx - \sigma t) \quad (\text{a-7})$$

$$\zeta = a \cos(kx - \sigma t) + \frac{a^2 k}{2} f_2 \cos 2(kx - \sigma t) + \frac{a^3 k^2}{4} f_3 \cos 3(kx - \sigma t) \quad (\text{a-8})$$

$$f_2 = \frac{\cosh kh (\cosh 2kh + 2)}{2(\sinh kh)^3} \quad (\text{a-9})$$

$$f_3 = \frac{3}{16} \frac{8(\cosh kh)^6 + 1}{(\sinh kh)^6} \quad (\text{a-10})$$

$$H = 2a + \frac{1}{2} a^3 k^2 f_3 \quad (\text{a-11})$$