大気海洋環境総合観測ブイの運動・係留と波浪発電性能

正員 小寺山 亘* 正員 中 村 昌 彦*
 正員 池 淵 哲 朗** 正員 高 津 尚 之***
 正員 日下部 正 志****

A study on Dynamics of Ocean Observation Platform with Wave Power Devise

by Wataru Koterayama, *Member* Masahiko Nakamura, *Member*
 Tetsuro Ikebuchi, *Member* Naoyuki Takatsu, *Member*
 Masashi Kusakabe

Summary

Model experiments and numerical simulations on motions and mooring tensions of an ocean observation platform were made for the design of the mooring system and platform. The platform is under development for the study of green house effects and is planned to be moored in very rough sea area of 5000m depth. The performance of wave power device, which is installed in the platform to supply the electric power for instruments used in the chemical, biological and physical measurements, is also discussed based on pressure variations generated in the air chamber of the platform model.

In general, results of numerical simulations showed good agreement with those of experiments, though a few points needing improvement were discussed.

1. 緒 言

長期の海洋観測においては係留ブイシステムが有効である。海中の流速・塩分・水温等の計測のための海中ブイシステム、海洋混合層内の水温・塩分等を主な計測目的とする海面ブイシステム、海上気象・波高等の計測のためのウェーブ・ライダーブイやスパーブ

イ等が良く知られている。これらはいずれも物理量を計測目的としており、搭載する計測器は小型・低電力であってブイも特殊な場合を除いて数トン程度で小型である。

地球温暖化の研究のためには大気海洋間の物質交換過程の解明が不可欠であり、大気海洋中の炭酸ガス・メタンガス等の主な原因化学物質は勿論のこと、交換過程に影響を与える気象・海象条件や、動植物プランクトン等の生物量も合わせて長期的に計測しなければならない。このような総合的な観測には多種多様な計測器が必要であり、そのための所要電力も大きいので、これまでは海洋観測船によって行われてきたが、高緯度海域での冬季の観測は困難であり、地球温暖化に対する海洋の役割を解明するのに障害とな

* 九州大学応用力学研究所

** 川崎重工業（株）明石研究所

*** 川崎重工業（株）船舶事業部

**** 海洋科学技術センター

っている。

そこで著者等は北海道北海域での観測を目的として、5000m級の大水深で、かつ海象条件が苛酷な海域でも長期間無保守で稼動し、かつ所要の電力を波浪発電を行うことによって自給できる、自律的なブイシステム「地球温暖化モニタリング洋上プラットフォーム」(Fig.1)を開発中である。このプラットフォームでは海水中の化学成分等17項目、大気中のガス成分8項目、気象・海象要素21項目を計測することを計画しており、そのための電力は最大で6kw必要である。特に冬季は設置海域の海象は極めて厳しくバックアップ用の発電機用燃料を補給することは不可能に近いので自給することが強く要請されている。

Fig.1 Conceptual view of the platform

本論文ではブイシステムの波浪中での運動と係留ライン張力推定法の確立を目的として、水槽中での模型実験と数値計算法の開発を行った。さらに観測に必要な電力を得るための波浪発電性能の検討を行った。

2. 模型実験

船舶や大型浮体海洋構造物の波浪中の運動性能を求める場合には幾何学的にも力学的にも実機と相似性を保って水槽実験を行う。係留を伴う場合にも出来るだけこの原則に従うが、係留ラインについては空間的な問題で困難な場合が多い。そこで係留ラインの線形バネ定数に等価なコイルバネ等を用いて実験することが多い。この場合には係留ラインの動的特性を再現することは出来ないが、長周期動揺・波浪に対する線形応答等の浮体に関する運動は実験によって再現出来ると考えられる。これは一般に波浪の周波数範囲の運動は波強制力が大きいので係留ラインの影響は小さく、また長周期動揺については浮体-係留システムから成る系の固有周期が重要であって、それは線形バネで再現出来るからである。最近の研究では係留ラインに働く流体抗力による運動減衰力が長周期動揺

の振幅に大きな影響がある場合が多いことが分かっているが、線形バネを用いての実験はいわゆる安全側の実験として認知されている。深海係留の場合にも少なくともこれと同等以上の実験を行う必要がある。そこで本研究では係留ラインを実機の係留ラインの構造的・材料的弾性効果を出るだけ忠実に実験で再現ように設計した線形バネに置き換えて実験する。模型のラインを通常のワイヤー等で製作すると、長さが実機と比べて短いのでラインの伸びが小さく、またカタナリー形状の変化に伴う構造的弾性効果が見込めないために、スナッフ張力やアンカーを直接釣り上げるような高張力状態等の現象が起きる。実機では見られないこれらの現象が水槽実験では一見支配的になることを防止するためのものである。またバネを使用してもラインの動力的な現象は再現出来ないが、変位に対する静的なバネ常数は合わせることができる。従ってドリフト量や長周期動揺等の現象は再現できる。また係留ラインの動力的な現象については模型実験との比較によって精度を確認された数値シミュレーション法によって検討することが現実的である。

2.1 実験模型と計測器配置

Fig.2 に実機の機器配置を示す。本研究では運動・係留ライン張力の推定精度向上を図ると共に、波浪発電性能を推定する手法を開発することを目的とするので、模型実験は内部に実機と同じ空気室と水槽を持つプラットフォーム模型を使用した。

Fig.2 Vertical section of platform

実験に使用したプラットフォーム模型（縮尺比 1/36）を Fig.3 に示す。また実験状態の概念図を Fig.4 に示す。プラットフォームに損傷があった場合に係留ラインを海中に置いたまま工場へ持ち帰られるように中間ブイ方式を採用している。模型は一部アルミニウム部分があるが大半は FRP 製である。浮体主部は球形であり、主部と底部の円形フィンをつなぐカラムは円柱である。プラットフォーム頂上部に赤外線式無接触変位計のためのターゲットを取り付け、空気室内の相対水位は容量式の波高計で、圧力は差圧計で計測した。また中間ブイ内部に小型運動計測装置（振動ジャイロと加速度計を組み合わせた運動計測装置）を搭載した。プラットフォーム底部のフィンは、同調周波数帯で上下揺れを減衰させるためのダンピングフィンである。予備実験の結果、通常の円盤型は上下運動に伴って生ずる揚力によって、不安定横揺れを誘起することが分かったので、揚力減少のための穴を多数開けた。

Fig.3 Experimental model

Fig.4 Experimental set-up

この結果不安定横揺れは見られなくなり、開口部からの流出渦による減衰力増加効果によって、上下揺れの減衰効果も一層高まった。

中間ブイの形状は今後の詳細設計によっては変わらうものであるが、ここでは直径 0.09m、長さ 0.833m の円柱としている。プラットフォーム模型及び中間ブイ模型の主要目、実験で求めた固有周期を Table 1 に示す。

Table 1 Principal feature of buoy and platform

	Buoy		Platform	
	Model	Full scale	Model	Full scale
Weight (Kg)	4.500	209.952	10.323	481.630
Draft (m)	0.707	25.45	0.667	24.00
OG (m)	0.390	14.04	0.136	4.90
Radius of gyration (m)	0.344	12.38	0.274	9.86
GM (m)	0.038	1.37	0.041	1.48
Natural period of heave (sec)	1.41	8.46	1.10	6.60
Natural period of pitch (sec)	5.53	33.18	3.07	18.42

2.2 実験状態

Fig.4 に示すように中間ブイはバネ K11 を介してアンカーに係留し、プラットフォームはバネ K21 を使用して中間ブイに係留されている。これらのバネは実機の係留ラインの弾性効果を出るだけ忠実に実験で再現するために設置したものである。さらにプラットフォームは潮流力・風圧力を模倣するため重量 400g（実機換算 520kg）の重錘により波下側に引っ張られている。これらの定常力は波力と比較して相対的に小さく、浮体の運動には影響を及ぼさないが係留ラインの初期張力に影響があり、従って変動張力にも影響を与える。

計測項目は波高・中間ブイの運動・プラットフォームの運動・係留ライン張力・プラットフォーム空気室内圧力・空気室内相対水位であり、波高はアンカー位置で計測（Fig.4）を行った。また解析結果表示に使用した座標系を Fig.4 に同時に示した。

中間ブイの運動は加速度計と角度計が組み合わされた小型ジャイロにより計測し、プラットフォームの運動は赤外線式無接触変位計により計測した。小型ジャイロの計測精度の確認は参考論文³⁰⁾で行っている。空気室内圧力 P は空気室と差圧計をシリコンゴムチューブで結び計測を行った。空気室内相対水位 L_1, L_2 はプラットフォームの波上側、波下側の二箇所に取り付けた容量式波高計で計測した。張力については、アンカー中間ブイ間張力 T_1 、中間ブイプラットフォーム間張力 T_2 をリングゲージにより計測した。無接触変位計・小型ジャイロシステム・リングゲージ等のセンサ

ーで得られた計測データは総て浮体からの信号線を通して計測台車上の計測用計算機に送り記録した。サンプリング周波数はジャイロによる計測は 30Hz、その他は総て 25Hz である。

3. 理論計算

係留ラインの運動計算にはランブドマス法を使用した。質点の運動方程式とプラットフォーム及びパイの運動方程式を同時に数値積分していくことにより系全体の挙動の時系列が得られる。空気室内圧力は、空気室内の水塊を浮体に置換⁴⁾し、この等価浮体とプラットフォームの上下揺の相対速度より求めた。

3.1 係留ラインのランブドマス法による運動方程式

ランブドマス法においては、係留ラインは N-1 個の質点からなり、質点間は自重がない線形バネで結ばれていてと近似する。係留ラインには係留ラインの運動による付加質量力、係留ラインの運動と潮流による抗力等の流体力と重力が加わるが、これらの力は各質点に集中して加わると仮定する。また各質点間は線形バネに近似した係留ラインで結ばれている。ランブドマス法に付いては参考文献^{5), 6), 7)}に詳しいので、本論文では省略する。

3.2 係留されたプラットフォームの運動方程式

座標を Fig.4 のようにとると、係留されたプラットフォームの重心回りの運動方程式は次のように表わされる。空気室内の水塊の運動は上下揺のみの 1 自由度とし、Fig.5 に示すように浮体に置換して計算を行う。この等価浮体の上下揺とプラットフォームの上下・縦揺から相対速度が求まり、空気室内圧力と相対水位が計算される。

Fig.5 Concept and assumption for calculating pressure and relative water level

プラットフォームの前後揺運動方程式（空気室内水塊も同じ運動をするとする）

$$(M + a_{xx}) \ddot{x} + b_{xx} \dot{x} + \frac{1}{2} \rho A_x C_{Dx} |\dot{x} - u| (\dot{x} - u) + a_{x\theta} \ddot{\theta} + b_{x\theta} \dot{\theta} = F_{xw} + F_{xD} + T_x \quad (1)$$

プラットフォームの上下揺運動方程式（空気室内水塊は別に動くとする。）

$$(M_b + a_{zxb}) \ddot{z} + b_{zxb} \dot{z} + \frac{1}{2} \rho A_z C_{Dz} |\dot{z} - w| (\dot{z} - w) + \rho g A_b z + \frac{a_{zbf} \ddot{z}_f + b_{zbf} \dot{z}_f}{A} = F_{zwb} + F_{zDb} + T_z + P(A - a) \quad (2)$$

プラットフォームの縦揺運動方程式（空気室内水塊を除く）

$$(J + a_{\theta\theta}) \ddot{\theta} + (b_{\theta\theta} + b_{\theta v}) \dot{\theta} + W GM \theta + a_{x\theta} \ddot{x} + b_{x\theta} \dot{x} = F_{\theta w} + F_{\theta D} + T_\theta \quad (3)$$

等価浮体の上下揺運動方程式

$$(M_f + a_{zxf}) \ddot{z}_f + b_{zxf} \dot{z}_f + \rho g A_z z_f + \frac{a_{zbf} \ddot{z} + b_{zbf} \dot{z}}{A} = F_{zwf} + F_{zDf} - PA \quad (4)$$

但し

- ρ : 水の密度
- ρ_a : 空気密度
- W : プラットフォームの排水量（空気室内の水を含む）
- M : プラットフォームの質量（空気室内の水を含む）
- M_b : プラットフォームの質量（空気室内の水を含まない）
- M_f : 等価浮体の質量
- A_w : プラットフォーム（空気室内の水を含む）の水線面積
- A_b : プラットフォーム（空気室内の水を含まない）の水線面積
- A : 等価浮体の水線面積
- J : プラットフォーム（空気室内の水を除く）の縦揺慣性モーメント
- a : 空気室開口部面積
- GM : プラットフォームのメタセンター高さ
- a_{xx} : 前後揺に対するプラットフォーム（空気室内の水を含む）の付加質量
- a_{zz} : 上下揺に対するプラットフォーム（空気室内の水を含む）の付加質量
- a_{zxb} : 上下揺に対するプラットフォーム（空気室内の水を含まない）の付加質量

a_{zf}	: 等価浮体の付加質量
$a_{\theta\theta}$	: プラットフォームの縦揺付加慣性モーメント
b_{xx}	: 前後揺に対するプラットフォームの造波減衰力係数
b_{zz}	: 上下揺に対するプラットフォーム（空気室内の水を含む）の造波減衰力係数
b_{zb}	: 上下揺に対するプラットフォーム（空気室内の水を含まない）の造波減衰力係数
b_{zf}	: 等価浮体の造波減衰力係数
$b_{\theta\theta}$	: 縦揺に対するプラットフォームの造波減衰力係数
$a_{x\theta}$	: プラットフォームの前後揺付加質量、縦揺付加慣性モーメント連成項
$b_{x\theta}$	: プラットフォームの前後揺、縦揺の造波減衰力係数連成項
$b_{\theta\theta}$	: 縦揺に対するプラットフォームの粘性減衰力係数
a_{zbj}, b_{zbj}	: プラットフォームと等価浮体の相互干渉流体力係数
A_x, A_z	: プラットフォームの x 方向、z 方向投影面積
C_{Dx}, C_{Dz}	: プラットフォームの前後揺、上下揺の抗力係数
D_d	: 中間ブイの直径
u, w	: 水粒子の水平方向、垂直方向速度
$F_{zw}, F_{zb}, F_{\theta w}$	: 前後揺、上下揺、縦揺に対する線形な波浪外力
F_{zwb}	: 上下揺に対する線形な波浪外力（空気室内の水を含まず）
F_{zbf}	: 等価浮体に対する線形な波浪外力
$F_{xD}, F_{zD}, F_{\theta D}$	: 前後揺、上下揺、縦揺に対する漂流力
F_{zDb}	: 上下揺に対する漂流力（空気室内の水を含まず）
F_{zDf}	: 等価浮体に対する漂流力
T_x, T_z	: 水平方向、垂直方向の係留ラインによる外力
T_θ	: 係留ラインによる縦揺モーメント
z_r	: プラットフォームと等価浮体の相対変位 ($z_r = z_f - z$)
P	: 空気室内圧力と大気圧の差圧

(2), (4)式において下線を引いた項は、空気室の水を含まないプラットフォームの上下揺と等価浮体の上下揺の相互干渉項である。プラットフォームの上下揺

と等価浮体の上下揺は相互干渉流体力係数、空気室内圧力を介して連成している。

空気室内圧力の大気圧からの上昇分 P は空気孔での空気流速を v とすると、次の式で与えられる。

$$P = \frac{1}{2} \rho_a v |v| - \frac{1}{2} \rho_a \dot{z}_r |\dot{z}_r| \quad (5)$$

$\dot{z}_r$ は、プラットフォームと等価浮体のヒープ方向相対速度 ($\dot{z}_r = \dot{z}_f - \dot{z}$) である。また、等価浮体の水線面積を A 、空気孔の面積を a ($a=A/100$) とすると、空気室内の連続の定理より次式が得られる。

$$av = A \dot{z}_r \quad (6)$$

(5)に(6)式を代入すると $v \gg \dot{z}_r$ であるので、次式が得られる。

$$P = \frac{1}{2} \rho_a \left(\frac{A}{a} \right)^2 |\dot{z}_r| \dot{z}_r \quad (7)$$

(2),(4)式において流体力の相互干渉を無視し、これら 2 式をたし合わせ、($\dot{z}_r = \dot{z}_f - \dot{z}$) を考慮し、さらに(7)式を代入すると次式が得られる。

$$\begin{aligned} & \{ (M_b + M_f) + (a_{zb} + a_{zf}) \} \ddot{z} + (b_{zb} + b_{zf}) \dot{z} \\ & + \frac{1}{2} \rho_a C_{Dz} [\dot{z} - w] (\dot{z} - w) + \rho g (A_b + A) z \\ & + (M_f + a_{zf}) \ddot{z}_r + \left\{ b_{zf} + \frac{1}{2} \rho_a \left(\frac{A}{a} \right)^2 |\dot{z}_r| \right\} \dot{z}_r \\ & + \rho g A z_r = (F_{zwb} + F_{zbf}) + (F_{zDb} + F_{zDf}) + T_z \end{aligned} \quad (8)$$

ここで

$$\begin{aligned} M &= M_b + M_f, & a_{zz} &= a_{zb} + a_{zf}, & b_{zz} &= b_{zb} + b_{zf}, \\ A_w &= A_b + A, & F_{zw} &= F_{zwb} + F_{zbf}, & F_{zD} &= F_{zDb} + F_{zDf} \end{aligned}$$

を考慮すると

$$\begin{aligned} & (M + a_{zz}) \ddot{z} + b_{zz} \dot{z} + \frac{1}{2} \rho_a C_{Dz} [\dot{z} - w] (\dot{z} - w) + \rho g A_w z \\ & + (M_f + a_{zf}) \ddot{z}_r + \left\{ b_{zf} + \frac{1}{2} \rho_a \left(\frac{A}{a} \right)^2 |\dot{z}_r| \right\} \dot{z}_r \\ & + \rho g A z_r = F_{zw} + F_{zD} + T_z \end{aligned} \quad (9)$$

次に(4)式において流体力の相互干渉、漂流力を無視し(7)式を代入すると

$$\begin{aligned} (M_f + a_{zf}) \ddot{z}_f + b_{zf} \dot{z}_f \\ + \frac{1}{2} \rho_a A \left(\frac{A}{a} \right)^2 |\dot{z}_r| \dot{z}_r + \rho g A z_f = F_{zf} \end{aligned} \quad (10)$$

が得られる。

(1),(3),(9),(10)式を次節で述べる中間ブイの運動方程式、ランプドマス法による係留ラインの運動方程式と連立させて数値積分することによりプラットフォームの前後揺、上下揺、縦揺、等価浮体の上下揺、空気室内相対水位、空気室圧力、係留ライン張力、中間ブイの運動時系列が求まる。

3.3 係留された中間ブイの運動方程式

座標を Fig.4 のようにとると、係留された中間ブイの重心回りの運動方程式は次のように表わされる。

中間ブイの前後揺運動方程式

$$\begin{aligned} (M + a_{xx}) \ddot{x} + b_{xx} \dot{x} + \frac{1}{2} \rho A_x C_{Dx} |\dot{x} - u| (\dot{x} - u) \\ + a_{x\theta} \ddot{\theta} + b_{x\theta} \dot{\theta} = F_{xw} + F_{xD} + T_x \end{aligned} \quad (11)$$

中間ブイの上下揺運動方程式

$$\begin{aligned} (M + a_{zz}) \ddot{z} + b_{zz} \dot{z} + \frac{1}{2} \rho A_z C_{Dz} |\dot{z} - w| (\dot{z} - w) \\ + \rho g A_w z = F_{zw} + F_{zD} + T_z \end{aligned} \quad (12)$$

中間ブイの縦揺運動方程式

$$\begin{aligned} (J + a_{\theta\theta}) \ddot{\theta} + (b_{\theta\theta} + b_{\theta v}) \dot{\theta} + W GM \theta + a_{x\theta} \ddot{x} + b_{x\theta} \dot{x} \\ = F_{\theta w} + F_{\theta D} + T_{\theta} \end{aligned} \quad (13)$$

流体力係数の記述法はプラットフォームに関するものと同じである。

3.4 プラットフォーム、等価浮体、中間ブイの流体力係数

プラットフォーム・中間ブイの付加質量等の流体力係数、波浪外力は軸対称物体特異点分布法⁸⁾を用いて計算し、上下揺、縦揺の粘性減衰力係数は自由動揺試験から得た値を使用した。プラットフォームの前後揺減衰力については自由動揺試験が一点係留のため困難であったので、定常流中における抵抗試験より得られた値を使用した。中間ブイに関しては円柱の抗力係数を使用している。また、波粒子速度は重心位置の値を使用した。

等価浮体の流体力については空気室内の水塊形状を Fig.6 に示すように（ドーナツ状の水塊を引き伸ば

Fig.6 Conceptual view of equivalent floating structure

し、柱状体とする) 簡略化し、計算を行った。付加質量についてはルイスフォーム近似により求めた⁹⁾。造波減衰力係数については波長が物体に比べて十分長いとし、矩形断面を有する二次元物体に対して source method を適用して求めた。さらに波強制力についても波長が十分長いとし、Froude Kriloff 力のみを考慮した。

不規則波中での運動は、浮体の流体力係数が周波数の関数であるため、時間領域での畳み込み積分で表される。しかしながらこれを用いて運動を計算することは、かなりの手間を要し実用的とは言いがたい。そこで、運動方程式を (1),(3),(9)~(13)式で示したように浮体の流体力係数を固定した定数係数(代表周波数として波スペクトラムの平均波周波数を採用)の運動方程式とし、これらの式をルンゲ・クッタ・ギル法等で数値積分して浮体の運動を計算する。規則波中で定常であった漂流力は、不規則波中では緩やかに変動する成分を有する力となる。変動波漂流力は規則波に対する定常漂流力を基に Hsu の方法¹⁰⁾で計算した。

変動波漂流力によりプラットフォーム、中間ブイの平均位置は時間と共に変動するので、変動波漂流力の計算は数値積分のタイムステップごとに、計算する位置を変更しながら繰り返し行っている。このため計算時間が規則波中応答計算に比べ長くなっている。

3.5 係留ライン、プラットフォーム及び中間ブイの運動計算法

係留ラインのランプドマス法による運動方程式を、3.2, 3.3 節に示したプラットフォーム及び中間ブイの運動方程式と連立させて解くことにより、系全体の運動シミュレーションを行う。運動方程式の数値積分を行うにはまず最初に係留ライン、プラットフォーム及

び中間ブイの初期状態、具体的には係留ラインの各質点間の張力、ラインの角度、プラットフォーム及び中間ブイの姿勢を決める必要がある。アンカー中間ブイ間を8分割7質点、中間ブイプラットフォーム間を4分割3質点として2次元状態で計算を行ったため、未知数はライン張力12個、ライン角度12個、プラットフォーム及び中間ブイの姿勢4個の計28個である。これに対して方程式は、質点の運動方程式が20個、プラットフォーム及び中間ブイの運動方程式が6個、プラットフォーム及び中間ブイの喫水に関する制約式が2個の計28個となり、未知数と方程式の数が同じになるので解くことができ、初期状態が決定されることになる。初期状態が決まると、波浪外力を与え、27個の運動方程式を同時に連立させて数値積分していくことにより、系全体の波浪に対する挙動が計算できる。

4. 実験及び計算結果とその考察

Fig.7 にプラットフォームに定常力を掛けた状態での釣り合い状態の計算結果を示す。

Fig.7 Static calculation of line tensions by lumped mass method

計算結果を計測結果と比べると、 L_1 , L_2 , T_1 , T_2 の誤差はそれぞれ3.8%, 0.2%, 8.7%, 2.5%と小さく、静的問題に関して数学モデルが精度良く構築されていることがわかる。

予備実験として浮体やフィンの形状を色々に変化させて最適な形状を求めた。ここでは最終的に採用した Fig.3 の形状について運動と張力の実験・計算結果を報告する。

Fig.8 は計測された規則波中(波周期 $T_w=2.2$ 秒)におけるプラットフォームの前後揺 X 、上下揺 Z 、縦揺 θ 、プラットフォーム中間ブイ間の係留ライン変動張力 T_2 、空気室内の波上側の相対水位 L_1 と波下側の相対水位 L_2 、空気室内圧力時系列 P 、Fig.9 は中間ブイの運動加速度と前後揺、上下揺、縦揺とアンカー中間ブイ間の係留ライン変動張力 T_2 の時系列の一例である。小型ジャイロによる上下揺・前後揺の平行運動の計測は加速度を2回積分して得ることになるので、機器のノイズとドリフトの影響が避けられない。そこで中間ブイの運動は加速度をフーリエ解析し、波周期の加速度成分を解析的に積分することにより得た。実線で示した実験結果はプラットフォーム・中間ブイともに破線で示した計算結果とよく一致し、動的な問題に関してもブイシステムの数学モデルが精度良く構築されていることがわかった。相対水位と圧力についても実験と計算は非常に良く一致している。空気室内の水塊を等価浮体に置き換え、等価浮体の上下方向運動のみを考え、相対水位と圧力を計算する近似方法は十分実用的であることがわかる。

Fig.8 Time series of wave, motion, tension, relative wave amplitude and pressure in air-chamber of platform ($T_w = 2.2$ sec)

Fig.9 Time series of wave, motion and tension of buoy ($T_w = 2.2$ sec)

規則波中実験より得られた運動及び空気室内相対水位、空気室圧力、係留ライン張力の周波数応答を Fig.10 から Fig.22 に示す。Fig.10 はプラットフォームの前後揺の振幅を入射波の振幅で無次元化したものと入射波に対する位相を示している。横軸は入射波の波長 λ をプラットフォームの直径 B で無次元化したものである。実線は計算結果、記号は実験結果であるが波高によって区別している。実験結果は波高が変わっても殆ど差は見られない。また計算結果は位相に関しては実験結果と良く一致している。振幅比は λ/B が 5~20 の間で実験値が計算値よりも若干大きい。

既に述べた様に前後揺に対する粘性抵抗係数は、強制動揺試験を行わず曳航実験から求めている。通常知られているように振動流中の抵抗係数は定常流中に比べて大きい。そこで考えられる範囲で抵抗係数を変化させて試算してみたが、結果には殆ど変化がなかった。結局線形波浪外力の計算に問題が残っていると思われるが、浮体形状が複雑で自由表面付近で直立壁ではないことを考えると満足するべき結果である。

Fig.10 Surge of platform

Fig.11 はプラットフォームの上下揺である。計算と実験は実験した周波数領域を通して位相・振幅ともに良く一致している。

Fig.12 はプラットフォームの縦揺である。これも計算と実験は実験した周波数領域を通して位相・振幅ともに良く一致している。

Fig.13 はプラットフォームの静的平行位置からのドリフトを波振幅の自乗で無次元化したものである。計算と実験は実験した周波数領域を通して良く一致している。

Fig.11 Heave of platform

Fig.12 Pitch of platform

Fig.13 Drift of platform

Fig.14 は中間ブイとプラットフォーム間のライン張力の変動成分である。 λ/B が35付近で実験値と計算値は多少傾向が異なるが、ピーク値の絶対値等は良く一致している。

Fig.14 Tension variation of mooring line between platform and buoy

Fig.15 は中間ブイとプラットフォーム間のライン張力の定常増加成分を軸対称物体特異点分布法⁸⁾を用いて計算した漂流力と比較したものである。実験と計算は良く一致し、漂流力計算の精度が高いことがわかる。

Fig.15 Average tension of mooring line between platform and buoy

Fig.16, 17 は空気室内の相対水位である。実験は波上側と波下側で計測したものであり、計算は浮体の上下揺・縦揺と等価浮体の上下揺から計算された結果である。波上側の実験結果 L_1 は計算結果に比べて若干大きいのが、位相は良く一致している。波下側の相対水位 L_2 は振幅・位相とも実験と計算は驚くほど一致している。このことは自由水に関する近似法が妥当であることを裏付けている。

Fig.18 は空気室内圧力の変動成分である。計算は実験と極めて良く一致している。従って波浪発電性能の推定が精度良く行える。

Fig.16 Relative wave amplitude in air-chamber L_1

Fig.17 Relative wave amplitude in air-chamber L_2

Fig.18 Pressure in air-chamber

Fig.19 は中間ブイの前後揺である。実験と計算の傾向は良く一致している。非線形影響が極めて大きいことを考えると計算は十分な精度であると言える。

Fig.19 Surge of buoy

Fig.20 は中間ブイの上下揺である。 λ/B が 10~20 の間で計算値は実験値よりも大きいものの、 λ/B が 10 付近で運動が非常に小さくなる傾向が計算にもよく現れている。

Fig.20 Heave of buoy

Fig.21 は中間ブイの縦揺である。これまでの傾向と異なり、 λ/B が 15 以上で計算と実験の不一致が目立つ。中間ブイに加わる粘性波力の取り扱いに問題が有るように思える。

以上のように中間ブイの運動に関してはプラットフォームの場合に比較して計算と実験の一致度が悪い。これには 2 つの理由が考えられる。1 つは中間ブイの排水量はプラットフォームの半分以下であり、両者間のライン張力による影響を受けやすく、僅かな計算誤差が拡大して現れる。もう 1 つは中間ブイは喫水方向に長細く粘性流体力の計算が困難である。すなわち波粒子速度の変化に伴って外力が変化し、これを正確に求めるためには軸方向に積分する必要があるが現実には難しい。現在の計算法では重心点での波粒子

Fig.21 Pitch of buoy

速度で代表させ一定としている。従って、特に縦揺の計算精度が悪くなる。この問題は細長い物体では常にあることで¹¹⁾、今後に残された重要な課題であると言える。

そこで(13)式において自由動揺実験から求めた粘性減衰力 $b_{\theta}\dot{\theta}$ の代わりに下記のように相対速度法を使って計算を試みた。

$$(J + a_{\theta\theta}) \ddot{\theta} + b_{\theta\theta}\dot{\theta} + \int_{-d}^0 \frac{1}{2} \rho D b C_{DX} (\dot{x} - u) (\dot{x} - u) dz + WGM\theta + a_{x\theta}\ddot{x} + b_{x\theta}\dot{x} = F_{\theta w} + F_{\theta D} + T_{\theta} \quad (13')$$

Fig.21 中に破線でこの計算結果を示している。多少改善されたように見えるが、決定的ではない。今後引き続き研究を続ける必要がある。

Fig.22 は中間ブイとアンカー間のライン張力の変動成分である。計算のピーク値が実験結果より若干大きいものの傾向は非常に良く一致している。

Fig.22 Tension variation of mooring line between anchor and buoy

以上は規則波中での実験と計算の比較であるが、Fig. 23, 24 に不規則波中での実験と計算の比較を示す。

Fig.23 Experimental results and calculated results in irregular waves (Platform) ($H_{1/3}=0.05m$)

Fig.24 Experimental results and calculated results in irregular waves (Buoy) ($H_{1/3}=0.05m$)

発生させた不規則波は平均周期 1.3 秒、有義波高 0.05m であり、 λ/B が約 8 である。実験と計算を比較すると、プラットフォームの前後揺、上下揺、縦揺共に計算結果は実験と良く一致している。プラットフォームと中間ブイの間の張力 T_2 、アンカーと中間ブイの間の張力 T_1 についても良い結果を示している。空気室

内相対水位についてはわずかな差が認められるものの空気室圧力の計算結果は実験と非常に良く一致している。中間ブイについては、前後揺、上下揺計算結果は実験結果と良く一致している。縦揺の計算結果は実験より若干小さいものの波形は定性的に良く一致している。これらのことから不規則波中の計算も実用的であるといえる。

5. 波力発電性能

5.1 波エネルギー吸収係数

3.2 に示した方法により浮体本体及び等価浮体の上下揺が求まると、規則波中における波エネルギーの平均吸収パワーと吸収係数は以下のようにして計算することができる。

波エネルギーの平均吸収パワー $\bar{W}$ は、波が空気室に与える仕事率であるから空気室の圧力 $P(t)$ とプラットフォームに対する等価浮体の相対速度 $\dot{z}_r(t)$ を用いて次式で計算することができる。

$$\bar{W} = \frac{1}{T_w} \int_0^{T_w} P(t) \cdot \dot{z}_r(t) dt \quad (14)$$

この式中で、 T_w は入射規則波の波周期を表わしている。また、相対速度については空気室の平均値を用いるものとし、本研究ではプラットフォームの中心部の値を用いた。 $\dot{z}_{ra}$ を $\dot{z}_r$ の振幅とし、 P についても(7)式を等価線形化すると、

$$P(t) = \frac{4}{3\pi} \rho_a \left(\frac{A}{a} \right)^2 \dot{z}_{ra} \dot{z}_r(t) \quad (15)$$

となり、これを(14)式に代入して積分を実行すれば次式を得る。

$$\bar{W} = \frac{2}{3\pi} \rho_a A \left(\frac{A}{a} \right)^2 \dot{z}_{ra}^3 \quad (16)$$

一方、浮体の幅 B に亘って入射する規則波の平均パワー $\bar{W}_0$ は、よく知られているように次式で与えられる。

$$\bar{W}_0 = \frac{1}{4} \rho_w g^2 \zeta_a^2 B \left(\frac{T_w}{2\pi} \right) \quad (17)$$

波エネルギーの吸収係数 η_w は、(16),(17)式より次式となる。

$$\eta_w = \frac{\bar{W}}{\bar{W}_0} = \frac{8}{3\pi} \left(\frac{\rho_a}{\rho_w} \right) \left(\frac{\omega^2 A}{g B} \right)^2 \left(\frac{A}{a} \right)^2 \left(\frac{B \zeta_a}{A} \right) \left(\frac{z_{ra}}{\zeta_a} \right)^3 \quad (18)$$

この式は、吸収係数 η_w が、開口面積比 A/a の自乗に、また波振幅 ζ_a の一乗に、無次元相対水位振幅 z_{ra}/ζ_a の3乗に比例する表現式となること示しており、吸収性能を最適化するうえでの手がかりとなる。なお、これら3つのパラメータは互いの独立ではないので、単純にそれぞれを大きくすることはできない。

Fig.25 は以上の式を用いて本波浪発電装置の相対水位の振幅と吸収係数の応答関数を計算した結果である。

Fig.25 Coefficient of wave power absorption and relative water height in air chamber

5.2 発電出力の予測

本観測ブイの設置予定海域における波浪頻度分布が与えられると、本波浪発電装置の平均発電出力の概略予測値は次式により求めることができる¹²⁾。

$$\bar{P}_E = \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n E_{W,ij} \cdot P_{ij} \cdot \eta_{W,ij} \cdot \eta_{t,ij} \cdot \eta_{g,ij} \cdot O_{ij} \quad (19)$$

ここで、 E_W ：発電装置に入射する不規則波の平均波パワー、 P_{ij} ：設置海域の波浪確率密度関数、 η_t ：空気タービン効率、 η_g ：発電機効率、 O ：発電運転状態、 m, n はそれぞれ波浪頻度分布表における波高及び波周期の階級数

本式中の不規則波の平均波パワー $\bar{E}_W$ は、

$$\bar{E}_W = \frac{1}{2} \rho g B \int_0^\infty 2S'(\omega) C_g(\omega) d\omega \approx 0.5 B \cdot H_{1/3} \cdot T_{1/3} \quad (20)$$

で計算することができる。ここで、 $H_{1/3}, T_{1/3}$ は短期波浪海面を表す有義波高と有義波周期、 $S'(\omega)$ 波スペクトラム、 $C_g(\omega)$ は波の群速度である。また、発電運転状態とは発電パワーが定格出力を越えないようにするためのパラメータである。

エネルギー吸収係数 η_w をもちいて(19),(20)式により、本装置の想定設置海域における平均発電出力を試算した。試算条件として Table2 に設置予定海域の冬季における波浪度数分布を示す。また浮体幅、空気タービン効率等は下記の値を用いた。

装置幅(B)=12m、 $\eta_t \times \eta_g = 0.4$

発電機定格出力=50kw

Table 2 Wave scatter diagram in winter

T(sec)	H (m)							Total
	0~	1.75~	3.75~	5.75~	7.75~	9.75~	11.75~	
CALM	5							5
14~	7	39	63	18	9	3		139
12~13	16	136	125	46	12	16	1	352
10~11	39	315	122	46	17	4	2	545
8~9	186	1027	541	100	33	11		1898
6~7	349	1281	351	102	8	5		2096
0~5	1181	1457	168	16	5	1		2828
Total	1783	4255	1370	328	84	40	3	7863

Table3 には平均発電出力の計算結果を示す。本装置により冬季は約 15kw の電力が得られることになる。なお本波浪発電装置については、以上の計算法に基づき今後更に改良を加えて発電性能の向上を図る予定である。

6. 結 論

大気海洋環境計測ブイシステムの水槽実験及びシミュレーション計算を行い以下の結論を得た。

- 1/36 模型実験により設計に重要なブイの運動と空気室内圧力、係留ライン張力を把握することができた。

Table 3 Performances of wave power generation (kw)

T(sec)	Height (m)							Total (kw)
	0~	1.75~	3.75~	5.75~	7.75~	9.75~	11.75~	
CALM								
14~		0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000		0.0000
12~13		0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
10~11	0.0000	0.0002	0.0008	0.0007	0.0004	0.0001	0.0001	0.0029
8~9	0.0022	0.0617	0.0867	0.0359	0.0194	0.0090		0.2150
6~7	0.0039	0.6975	0.5066	0.3677	0.0410	0.0318		1.6837
0~5	2.2969	9.2649	1.0682	0.1017	0.0318	0.0064	0.0001	12.7700
Total	2.3381	10.0251	1.6624	0.5061	0.0926	0.0473		14.6716

2. 実験については小型模型であるにもかかわらず再現性も良く、十分な精度がある。
3. 数値シミュレーション結果は実験とよく一致し、計算方法の妥当性が検証された。
4. さらに得られたデータに基づいて波浪発電性能に関して試計算を行い、計測に必要な電力が得られることを確認した。

今後は、中間ブイの縦揺粘性減衰の取り扱い方法等を検討し、計算精度のさらなる向上を図りたい。

謝 辞

本研究を実行するにあたり、当時九州大学大学院総合理工学研究科学生であった田中幸太郎、植田新一両君の実験に対する貢献を深く感謝します。

参 考 文 献

- 1) M.Kusakabe, N.Takatsu, T.Kimoto and H. Mikasa: Conceptual Design of an Autonomous Biogeochemical Monitoring Platform, Proc. of the 9th Int. Offshore and Polar Engineering Conf., Vol.4, pp.596-602 (1999).
- 2) 小寺山亘: 動揺する没水円盤に働く流体力について、九州大学応用力学研究所所報第 45 号、pp.171-188 (1976).
- 3) 小寺山亘、中村昌彦、高津尚之、池淵哲郎、日下部正志: 大気海洋間の物質循環計測用洋上プラットフォームの波浪中の運動と係留ライン張力について、第 15 回海洋工学シンポジウム、pp.347-354 (2000).
- 4) 池淵哲郎: 空気式波浪発電装置のエネルギー吸収効率について一等価浮体法による計算一、第 6 回海洋工学シンポジウム、pp.153-161 (1982)
- 5) R.W.Thresher and J.H.Nath: Anchor-Last Deployment Simulation by Lumped Masses, J. of The Waterways Harbors and Coastal Engineering, ASCE, Vol.1, No.WW4, Paper 11709, pp.419-433 (1975).
- 6) 中嶋俊夫、元良誠三、藤野正隆: 係留浮体の運動を考慮した係留ラインの動的挙動に付いて、日本造船学会論文集第 150 号、pp.266-277 (1981).
- 7) 小寺山亘、経塚雄策、中村昌彦、大楠丹、柏木正: 海洋観測用曳航体の開発研究(第一報 曳航体の運動と制御について)、日本造船学会論文集第 163 号、pp.139-149 (1988).
- 8) 根間清、山上順雄、清水穂高、大西登喜夫: 軸対称物体に働く流体力の計算法、関西造船協会誌第 193 号、pp.61-70 (1984).
- 9) 田才福造、高木又男: 規則波中の応答理論および計算法、日本造船学会、耐航性に関するシンポジウム、pp.1-52 (1969).
- 10) Hsu, F. A. , Blenkarn, K. A. : Analysis of Peak Mooring Forces by Slow Vessel Drift Oscillation in Random Seas, OTC paper, No. 1159 (1970).
- 11) W.Koterayama, H.Mizuoka, N. Takatsu and T. Ikebuchi: Field Experiments and Numerical Prediction on Dynamics of a Light Floating Structure Moored in Deep Ocean, Int. J. of Offshore and Polar Engineering, Vol.7, No.4, pp.255-261 (1997).
- 12) 鷲尾幸久、大澤弘敬、今井正明等: 沖合浮体式波力装置「マイティーホエール」のタービン・発電システム、第 14 回海洋工学シンポジウム、pp.55-58261 (1998).