バーチャルモアリング用シャトルグライダー「ツクヨミ」の開発

－水槽滑空試験－

正会員 中 村 昌 彦* 正会員 浅 川 賢 一**
正会員 百 留 忠 洋** 学生会員 川 谷 哲 也***

Development of Underwater Glider “Tsukuyomi” for Virtual Mooring - Gliding Tests in Towing Tank -

by Masahiko Nakamura, *Member* Kenichi Asakawa, *Member*
Tadahiro Hyakudome, *Member* Tetsuya Kawatani, *Student Member*

Summary

A prototype of a 3000m-class underwater glider for virtual mooring is being developed by JAMSTEC (Japan Agency for Marine-Earth Science and Technology) with RIAM (Research Institute for Applied Mechanics) of Kyushu University. The vehicle houses an observation equipment and glides back and forth between the sea surface and the seabed collecting ocean data in a specific area (virtual mooring area) for more than one year.

This paper summarizes the design concept and an outline of the glider and shows the results of the gliding tests in a towing tank.

1. 結 言

海洋環境の監視と海洋環境変動予測の高度化のためには、海洋環境変動全体を把握するための鍵となる海域で長期的な連続観測を行うことが必要である。しかし、国際プロジェクトであるアルゴ計画で使用されているアルゴフロート¹⁾は海の流れに乗って移動するために、定地点に留まって長期的な観測を行うことができず、ブイシステム^{2,3,4)}は定地点における長期観測を行っているが、設置にはその設計から投入まで多大な労力と費用が必要となる上、容易に観測点の変更ができない。このような問題を克服するためには水中グライダーを利用したバーチャルモアリング^{5,6)}が有利であり、海洋研究開発機構では九州大学応用力学研究所の協力のもとに長期間にわたり一定海域で観測が行える 3000m 級シャトルグライダー「ツクヨミ」の開発を行っている。ビークル名「ツクヨミ」は日本の古代神話に登場する月に関する神の名に由来する。川口等は 1995 年に水中グライダー-ALBAC⁷⁾を開発し、Seaglider⁸⁾、Spray⁹⁾、Slocum¹⁰⁾などの水中グライダー¹¹⁾が現在広く使用されている。また、近年日本でも有馬

等¹²⁾、加藤等¹³⁾、山口等¹⁴⁾が水中グライダーの研究開発を行っており、山本¹⁵⁾はグライダー型 AUV の有用性に言及している。しかし、ほとんどのグライダーは長距離を航行し自動的に海洋観測データを取得することができるものの、アルゴフロートのようにスリープ状態になることができないため、運用期間が概ね 1 年以内と短い。

本研究で開発中のバーチャルモアリング用シャトルグライダーは浮力を変更し、海面と海底をグライディングにより往復することで、海洋観測データを収集する (Fig.1)。

Fig. 1 Concept of virtual mooring by underwater glider (shuttle vehicle).

この間に計測された観測データは、ビークル内のメモリーに保存されると同時に、ビークルが海面に浮上した際にイリジ

* 九州大学 応用力学研究所
** 海洋研究開発機構 海洋工学センター
*** 九州大学 大学院総合理工学府

ウム通信を利用して基地局に逐次送信される。海面浮上時には GPS により自機の現在位置を確認し、バーチャルモアリングの対象海域から外れていた場合には次の潜航・浮上の際のグライディングにより位置修正を行い、定海域に留まる。ビークルは定期的に潜航・浮上を繰り返しながら観測海域の計測を続けるが、計測を行わない間は海底に機体を着底させて待機し、タイマー以外の電源を切ることでバッテリーの消費を抑え長期間連続観測を目指す。ビークルのグライディング・旋回はビークル内で重錘（バッテリー）を移動し、重心位置を変更することにより制御する。耐圧容器を貫通して動く部品が必要なくなるので、長期間の運用・高圧化での運用に対して信頼性が格段に向上する。また、海面浮上時にイリジウム通信を利用して基地局からビークルへ指令を送ることにより、観測スケジュールを変更することも可能である。

長期の観測を実現するために観測を行わない間はタイマー以外の電源を切ることで、海底の水深が深い場合にはアルゴフロートと同様に海中を浮遊してしまう。浮遊するとビークルが観測ポイントから離れてしまうので、なるべく多くの海底に着底できるように最大潜航可能水深を深くする必要がある。また、海底の水深が深くどうしても浮遊が避けられない場合は、一般に水深が深いほど海水の流れが遅くなるので、浮遊距離を短くするために、なるべく深い水深でスリープするのが有利となる。一方、最大潜航可能水深を深くすると耐圧容器のサイズ・重量が増加し、全体システムも大きく重くなってしまう。これらの点のバランスを考慮し、最大潜航可能水深を 3000m とした。グライダーの浮上間隔は観測目的に依存するが、1 年以上の長期観測を行う場合は、アルゴフロートと同様、10 日かそれ以上の間隔となる。

本論文ではビークルに働く流体力、機体形状の検討、建造されたプロトタイプビークルの概要、水槽における滑空試験結果と運動シミュレーションの比較などについて述べられている。

2. 機体形状とビークルに働く静的流体力

ビークル建造計画に着手した当初は、ビークル投入・回収時にビークルを破損しにくいこと、運用中にロープ・延縄が絡みにくいことを考慮し、円盤型・デルタ翼型の機体形状が検討された。しかし、軽量化・低価格化を目指しフェアリングをできるだけ行わないこととし、さらに、開発期間短縮のためすでに開発済みの大深度アルゴフロート用浮力エンジン¹⁶⁾を利用することにしたため、その形状よりビークルは魚雷型とせざるをえなくなってしまった。Fig.2 に検討された翼形状を示す。グライダー型ビークルは安定なグライディング性能を得るため、空力中心と重心の位置関係が非常に重要である。また、搭載されるバッテリー（重錘）移動による縦方向・横方向重心移動量はわずかであるため、主翼・垂直尾翼形状がグライディングおよび旋回性能に与える影響が

非常に大きい。そこで、形状の大きく異なる主翼・垂直尾翼について揚力等の静的流体力計測試験を行い、得られた流体力を比較することにより最適翼形状を検討し、Fig.2 の F に示す形状を採用することとした¹⁷⁾。

ビークルに働く流体力、運動を表すのに必要な座標系を Fig.3 に示す。ビークルの運動は物体固定座標系で記述し、ビークルの位置は空間固定座標系で記述することにする。流体力は Fig.2 に示す 1/2 スケールの模型内部に防水型 6 分力計を取り付け (Fig.3) 計測した。防水型分力計を機体内部に設置することでストラットに働く流体力を差し引く必要がなくなり、高い計測精度を確保することができる。座標原点はビークルの重心予定位置にとり、分力計のモーメント中心もこの位置に一致させた。

Fig. 2 Models of shuttle vehicle.

Fig. 3 Coordinate system.

九州大学応用力学研究所・深海機器力学実験水槽（長さ：65m，幅：5m，深さ：7m）において実施された迎角変更試験の様子を Fig.4 に、試験結果を Fig.5 に示す。各軸方向の力、軸まわりのモーメントはそれぞれ $0.5 \rho L D U^2$, $0.5 \rho L^2 D U^2$ で無次元化して示した。ただし、 ρ ：水の密度、 L ：ビークル全長、 D ：ビークル胴体直径、 U ：ビークル模型曳

Fig. 4 Static experiment (Attack angle change test).

航速度である。実機の想定滑空速度を 1.6knot (0.82m/sec) とし、試験はその低速側・高速側の 2 種類の速度で実施した。速度 0.4m/sec, 0.8m/sec は実機においては 1.10knot (0.57m/sec), 2.20knot (1.13m/sec) に相当する。図中の実線は $\alpha = -12$ 度から $\alpha = 12$ 度の間のデータ（失速範囲内）を使用し、最小自乗フィットにより得られたものである。図より抗力は迎角の二乗に比例するとしてよいことがわかる。迎角変更試験では z -軸方向速度 w が迎角と同等であると近似できるので、流体力係数は速度の二乗に比例するとし、 $X_{ww}' (= X_{ww} / 0.5 \rho L D)$ で表している¹⁷⁾。揚力については迎角に比例するとしてよいことがわかる。流体力係数は速度 w (迎角と同等) に比例するとし、 $Z_w' (= Z_w / 0.5 \rho U L D)$ で表している。ピークルが前進しながら上下運動すると、この項は上下運動に対する減衰力として働く。 y -軸まわりのモーメントも迎角に比例している。流体力係数は速度 w (迎角と同等) に比例するとし、 $M_w' (= M_w / 0.5 \rho U L^2 D)$ で表している。係数の値が負である（最小自乗フィットにより得られた直線の傾斜が負である）ことは外乱によりピークルの頭が上ったときこれを抑える方向にピッチモーメントが働くことを表している。つまり、ピークルは縦方向静安定性を持っている（空力中心が重心の後方に位置する）ことがわかる。Fig.2 の A, C, D に示す主翼形状では縦方向静安定性が得られなかった。

紙面の都合で省略するが斜航角変更試験の結果より、Fig.2 の D に示す小さな垂直尾翼では横方向静安定性が得られず、A, B, C に示す垂直尾翼が適切であることがわかった。旋回性能に与える垂直尾翼面積の影響は大きく、過大な垂直尾翼は旋回半径を大きくする可能性があるので注意が必要である。プロトタイプピークルの製作工数削減、観測船甲板上でのハンドリング性能向上、主翼の端板効果を期待して E, F では垂直尾翼が主翼端に移動されている。F に示す垂直尾翼は E に比べてアスペクト比が改善され翼性能の向上が図られている。なお、斜航角変更試験では y -軸の負方向速度 $-v$ が斜航角と同等であると近似できる。

 Fig. 5 Result of attack angle change test (Hydrodynamic coefficient X_{ww}' of surge, damping coefficient Z_w' of heave and damping coefficient M_w' of pitch).

3. ピークルの運動方程式とピークルに働く動的流体力

迎角・斜航角を変更して模型を曳航する静的流体力計測試験より、静安定性が良好である機体形状 (Fig.2 の F) が決定されたので、次に、この機体について付加質量等を計測する動的流体力計測試験を実施した。動的流体力係数を求め、ピークルの運動（滑空）シミュレーションを行うためには運動方程式が必要である。ピークルの運動方程式は九州大学応用力学研究所で開発した曳航体システムの研究成果^{18, 19)}をもとに導出した。(1)式から(12)式にピークルの運動方程式を、Table 1 に記号の説明を示す。

$$\begin{bmatrix} \dot{X} \\ \dot{Y} \\ \dot{Z} \\ \dot{\phi} \\ \dot{\theta} \\ \dot{\psi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{E}_1^T & \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \\ \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} & \mathbf{E}_2 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} u \\ v \\ w \\ p \\ q \\ r \end{bmatrix} \quad (1)$$

$$\mathbf{E}_1 = \begin{bmatrix} \cos \theta \cos \varphi & \cos \theta \sin \varphi & -\sin \theta \\ \sin \varphi \sin \theta \cos \varphi - \cos \varphi \sin \psi & \sin \varphi \sin \theta \sin \varphi + \cos \varphi \cos \psi & \sin \varphi \cos \theta \\ \cos \varphi \sin \theta \cos \varphi + \sin \varphi \sin \psi & \cos \varphi \sin \theta \sin \varphi - \sin \varphi \cos \psi & \cos \varphi \cos \theta \end{bmatrix} \quad (2)$$

$$\mathbf{E}_2 = \begin{bmatrix} 1 & \sin \varphi \tan \theta & \cos \varphi \tan \theta \\ 0 & \cos \varphi & -\sin \varphi \\ 0 & \sin \varphi \sec \theta & \cos \varphi \sec \theta \end{bmatrix} \quad (3)$$

$$\begin{bmatrix} m + A_{11} & 0 & 0 & 0 & m z_G & -m y_G \\ 0 & m + A_{22} & 0 & -m z_G & 0 & m x_G + A_{26} \\ 0 & 0 & m + A_{33} & m y_G & -m x_G + A_{35} & 0 \\ 0 & -m z_G & m y_G & I_{xx} + A_{44} & 0 & 0 \\ m z_G & 0 & -m x_G + A_{53} & 0 & I_{yy} + A_{55} & 0 \\ -m y_G & m x_G + A_{62} & 0 & 0 & 0 & I_{zz} + A_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{u} \\ \dot{v} \\ \dot{w} \\ \dot{p} \\ \dot{q} \\ \dot{r} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \\ M_x \\ M_y \\ M_z \end{bmatrix} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} F_x = & -(m + A_{33}) w_a q + (m + A_{22}) v_a r + (m x_G - A_{35}) q^2 \\ & + (m x_G + A_{26}) r^2 - m y_G p q - m z_G p r \\ & - (m + A_{11}) (w_c q - v_c r) \\ & - (m - \rho \nabla) g \sin \theta \\ & + X_{uu} u_a^2 + X_{vv} v_a^2 + X_{ww} w_a^2 \end{aligned} \quad (5)$$

$$\begin{aligned} F_y = & (m + A_{33}) w_a p - (m x_G - A_{35}) p q \\ & - m z_G q r + m y_G (p^2 + r^2) \\ & - (m + A_{11}) u_a r - (m + A_{22}) (u_c r - w_c p) \\ & + (m - \rho \nabla) g \sin \varphi \cos \theta \\ & + Y_v v_a + Y_r r + Y_{vv} |v_a| v_a \end{aligned} \quad (6)$$

$$\begin{aligned} F_z = & -(m + A_{22}) v_a p + m z_G (p^2 + q^2) - (m x_G + A_{26}) p r \\ & - m y_G q r + (m + A_{11}) u_a q - (m + A_{33}) (v_c p - u_c q) \\ & + (m - \rho \nabla) g \cos \varphi \cos \theta \\ & + Z_w w_a + Z_q q + Z_{ww} |w_a| w_a \end{aligned} \quad (7)$$

$$\begin{aligned} M_x = & +m z_G (u_a r - w_a p) - \{ (I_{zz} + A_{66}) - (I_{yy} + A_{55}) \} q r \\ & - (A_{62} + A_{35}) v_a q + (A_{26} + A_{53}) w_a r \\ & - (A_{33} - A_{22}) v_a w_a - m y_G (v_a p - u_a q) \\ & - m y_G (v_c p - u_c q) + m z_G (u_c r - w_c p) \\ & + (m y_G - \rho \nabla y_B) g \cos \varphi \cos \theta \\ & - (m z_G - \rho \nabla z_B) g \sin \varphi \cos \theta \\ & + K_p p + K_{pp} |p| p \end{aligned} \quad (8)$$

$$\begin{aligned} M_y = & -m z_G (w_a q - v_a r) + (m x_G + A_{62}) v_a p \\ & - (m x_G - A_{35}) u_a q - \{ (I_{xx} + A_{44}) - (I_{zz} - A_{66}) \} p r \\ & + (m x_G - A_{53}) (v_c p - u_c q) - m z_G (w_c q - v_c r) \\ & - (m z_G - \rho \nabla z_B) g \sin \theta \\ & - (m x_G - \rho \nabla x_B) g \cos \varphi \cos \theta \\ & + M_w w_a + M_q q + M_{qq} |q| q \end{aligned} \quad (9)$$

$$\begin{aligned} M_z = & -(m x_G + A_{26}) u_a r + (m x_G - A_{53}) w_a p \\ & + m y_G (w_a q - v_a r) - \{ (I_{yy} + A_{55}) - (I_{xx} + A_{44}) \} p q \\ & - (m x_G + A_{62}) (u_c r - w_c p) + m y_G (w_c q - v_c r) \\ & + (m x_G - \rho \nabla x_B) g \sin \varphi \cos \theta \\ & + (m y_G - \rho \nabla y_B) g \sin \theta \\ & + N_v v_a + N_r r + N_{rr} |r| r \end{aligned} \quad (10)$$

$$\begin{cases} u_a = u - u_c \\ v_a = v - v_c \\ w_a = w - v_c \end{cases} \quad (11)$$

空間固定座標系における潮流速度が与えられると、物体固定座標系における潮流速度は

$$\begin{bmatrix} u_c \\ v_c \\ w_c \end{bmatrix} = \mathbf{E}_1 \times \begin{bmatrix} V_x \\ V_y \\ V_z \end{bmatrix} \quad (12)$$

で得られる。

Table 1 Nomenclature.

A_H	Added mass and added moment of inertia of vehicle
D	Diameter of body of vehicle
F_x, F_y, F_z	Force in x-, y-, z-direction acting on vehicle
g	Gravity acceleration
I_{xx}, I_{yy}, I_{zz}	Moment of inertia of vehicle
$X_{uu}, X_{vv}, X_{ww}, Y_v, Y_{vv}, Z_{vv}, Z_{vv}, M_{vv}, N_v$	Hydrodynamic coefficients of vehicle with respect to velocity
$Y_r, Z_q, K_p, K_{pp}, M_q, M_{qq}, N_r, N_{rr}$	Hydrodynamic coefficients of vehicle with respect to angular velocity
L	Length of vehicle
m	Mass of vehicle
(o, x, y, z)	Moving coordinate system
(O, X, Y, Z)	Space-fixed coordinate system
p, q, r	Angular velocity (see Fig.4)
S_v	Wings area
u, v, w	Translational velocity (see Fig.4)
u_a, v_a, w_a	Relative velocity component of vehicle and current in moving coordinate system
u_c, v_c, w_c	Component of current velocity in moving coordinate system
U	Vehicle speed (Towing speed of model vehicle)
$(x_B, 0, z_B)$	Position of center of buoyancy of vehicle
(x_G, y_G, z_G)	Position of center of gravity of vehicle
φ, θ, ψ	Eulerian angle
ρ	Water density
∇	Volume of vehicle

付加質量等の動的流体力係数は定常流中(模型を曳航水槽で曳航)において模型の前後揺、上下揺等の正弦波状の強制動揺を行う、いわゆる“動的試験”により求めた。前進速度 U がある場合、強制縦揺を行うと物体固定座標系では z -軸方向の速度 w が誘起され、ピークル模型には w による流体力が加わる。従って、この w を相殺する上下揺を加え、縦揺と上下揺の複合強制動揺(強制純縦揺) (Fig.6) により、縦揺に関する流体力のみが働く状態で計測を行った。強制船首揺についても同様、船首揺と左右揺の複合強制動揺(強制純船首揺)により、船首揺に関する流体力のみが働く状態で計測を行った。運動方程式より強制動揺した場合に働くと考え

えられる流体力を抽出し、実際に計測される力・モーメントと位相を考慮の上比較することにより、付加質量等の動的流体力係数を得ることができる¹⁷⁾。

Fig. 6 Dynamic experiment (Forced pure-pitch).

紙面の都合により、試験結果の一例として強制上下揺試験結果・強制純縦揺試験結果のみを Fig.7, Fig.8 に示す。曳航速度はピークルの想定滑空速度とした。付加質量 $A_{33}' (= A_{33} / 0.5 \rho L^2 D)$ については動揺周期が非常に長い領域を除いては、振幅影響・動揺周期影響共に見られない。しかし、前進速度影響がわずかに見られるので、速度がある場合の平均値（実線）を運動方程式の係数の値として採用することにする。前進速度がある場合の揚力に起因する z -軸方向減衰力係数 $Z_w' (= Z_w / 0.5 \rho U L D)$ は動揺周期に依存せず、 z -軸方向速度の二乗に比例する粘性に起因する減衰力は無視してよいことがわかる。振幅影響も見られない。二重丸は静的試験結果から得られた値を示している。動的試験結果とほぼ同じ値であることがわかる。運動方程式の係数としては動的試験結果の値を採用することにする。減衰力 Z_{ww} は主として主翼が発生する揚力に起因する力で、前進速度に依存し、前進速度が非常に小さい場合、粘性に起因する減衰力 $Z_{ww}/w/w$ の方が

はるかに大きくなる¹⁷⁾。よって、運動シミュレーションでは、低速域での取り扱いに工夫が必要である。

Fig. 7 Hydrodynamic coefficients due to heave (Added mass coefficient A_{33}' and damping coefficient Z_w' , Z_{ww}' of heave and damping coefficient M_w' of pitch caused by heaving).

付加慣性モーメント $A_{55}' (= A_{55} / 0.5 \rho L^4 D)$ については振幅影響、動揺周期影響共に見られず、前進速度影響も非常に小さい。前進速度がある場合の主翼の揚力に起因する y -軸まわり減衰力係数 $M_q' (= M_q / 0.5 \rho U L^3 D)$ は動揺周期に依存せず、回転角速度の二乗に比例する減衰モーメントは無視してよいことがわかる。振幅影響も見られない。前進速度がない場合の y -軸まわり減衰力係数 $M_{qq}' (= M_{qq} / 0.5 \rho L^4 D)$ は回転角速度の二乗に比例し、振幅影響は見られない。また、主翼の揚力に起因する z -軸方向流体力係数 $Z_q' (= Z_q / 0.5 \rho U L^2 D)$ にも動揺周期・振幅影響共に見られない。減衰モーメント M_{qq} は主翼が発生する揚力に起因するモーメントで、前進速度に依存するので、前進速度が非常に小さい場合、減衰モーメント $M_{qq}/q/q$ の方が大きくなる可能性がある。よって、低速域での取り扱いに工夫が必要である。

静的試験、動的試験より得られた、運動シミュレーションに使用される流体力係数をまとめて Table 2 に示す。表中の値につけられた添え字*は静的試験よりの結果であることを、**は前進速度がゼロの場合の動的試験結果より得られた値であることを示している。実験装置の都合上強制横揺試験が実施できなかったため、横揺に関する流体力係数 $A_{44}' (= A_{44}$

$/0.5 \rho L^4 D$), $K_p' (= K_p / 0.5 \rho U L^3 D)$ については CFD により得られた結果を示した. 計算にはコマーシャルソフト STAR-CCM+ を使用している. CFD による計算結果はメッシュ分割方法, メッシュ数, 乱流モデルに依存するが, 最終的には強制動揺試験を実施し, 得られた値を使用して運動シミュレーションを行った (7 章, 8 章参照) ので, 詳細については省略する.

Fig. 8 Hydrodynamic coefficients due to pitch (Added moment of inertia coefficient A_{55}' and damping coefficient $M_{q'}$, $M_{qq'}$ of pitch and damping coefficient $Z_{q'}$ of heave caused by pitching).

Table 2 Hydrodynamic coefficients of shuttle vehicle (a).

A_{11}'	0.0104	X_{uu}'	-0.0322	$M_{w'}$	-0.158
A_{22}'	0.193	X_{vv}'	0.0788*	$M_{q'}$	-0.107
A_{33}'	0.329	X_{ww}'	0.266*	$M_{qq'}$	-0.0680*
A_{44}'	0.00186	Y_v'	-1.104	N_r'	-0.0647
A_{55}'	0.0111	Y_{vv}'	-1.919**	N_{rr}'	-0.0383**
A_{66}'	0.0103	Y_r'	0.259	N_v'	0.0428
A_{26}'	0.00474	Z_w'	-2.510		
A_{62}'	0.00159	Z_{ww}'	-7.564**		
A_{35}'	0.00522	$Z_{q'}$	-0.589		
A_{53}'	0.0229	K_p'	-0.0352		

* : Result of static experiment

** : Result of dynamic experiment ($U = 0$ m/sec)

A_{44}' , K_p' : Result of CFD

4. プロトタイプビークル「ツクヨミ」の概要

1/2 スケールの模型を使用した静的流体力計測試験より,

グライディングが静安定となるような最適形状 (Fig.2, F) を決定し, 実機が建造された. 「ツクヨミ」の詳細は参考文献(20)に詳しいが, ここに概要を記す.

ビークルの外観と内部構造を Fig.9 に, 主要目を Table 3 に示す. 運用可能海域を広げるため, 最大水深は 3000m とした. 全長と空中重量はそれぞれ約 2.5m, 150kg である. 現在は内蔵電池としてニッケル水素 2 次電池 (24V×20AH) を搭載しているが, 実海域試験を繰り返すことによりバーチャルモアリングが実証された後は Electrochem 社の大容量塩化スルフルリチウム 1 次電池 3B0036 を 49 個 (5.7kVAH) 搭載することにより, 1 年以上の長期観測を目指す. 本体の耐圧容器はアルミ合金で, 翼と前後のフェアリングはそれぞれ FRP とポリエチレンで作られている. オイルリザーバとブラダはオイルポンプによりオイルがオイルリザーバとブラダの間を移動してもビークルの重心ができるだけ移動しないように配置されている. ビークルは大きさ, 重量, 建造コストを減らすため緊急浮上装置を装備していない. たとえ, 故障等により緊急浮上したとしてもビークルの回収はコスト的に困難でもある. このためビークルのセンサー, アクチュエーター, 管制プログラムは高い信頼性が要求される. 昇降舵・方向舵による運動制御を行わないのは, 耐圧容器内にすべての可動要素を納めて浸水等の危険を避け, 信頼性を高めるためである.

運動制御のためのセンサーは GPS, コンパス, ロールセンサー, ピッチセンサー, 深度センサーであり, CTD センサーが海洋環境計測用に搭載されている. ビークルは建造コストとバッテリー消費を抑えるため慣性航法装置を搭載していない. バーチャルモアリング海域に留まるためのビークル潜航・浮上方向と距離 (滑空角度) は海面浮上時に得られる GPS による位置情報から計算され, 重心移動装置・浮力エンジンを動かすことにより, ビークルは計算された方向と滑空角度で滑空する. 針路と滑空角度はフィードバックコントロール (PID コントロール) により制御されるが, バッテリーの消費を抑えるため連続的な制御ではなく断続的な制御が行われる. つまり, エラーが設定された識閾値を超えた時に制御が開始され, エラーが設定した識閾値内に入った時点で制御が停止される. または, 適当な時間間隔である時間だけ制御を実行する. どちらを採用するかは今後の運動シミュレーション, 実海域試験を通じて決定する予定である. ビークル管制ソフトウェアは, 開発の容易さを考慮して, Linux を OS として採用した. CPU ボードには Armadillo-440 を用いている. この CPU ボードを中心に, A/D などのインターフェイス基板と電源制御基板を開発した.

重心移動装置の外観を Fig.10 に仕様を Table 4 に示す. バッテリー (重錘) がビークルの滑空角度を制御するために AC-サーボモーターで前後方向に動かされ, ビークルの滑空方向 (針路) を制御するために回転させられる. バッテリーは平ギヤで回転させているので, ビークルがヒールしている

Fig. 9 Shuttle vehicle "Tsukuyomi" for practical use in ocean observation.

Table 3 Specification of "Tsukuyomi".

Tsukuyomi	
Length	2484 mm
Maximum breadth	1039 mm
Maximum height	511 mm
Body diameter	305 mm
Mass	150 kg
Maximum depth	3000 m
Battery	Nickel-metal hydride battery (24V × 20AH)

時にモーター電源が切られてもバッテリーの回転角度が維持できるように、重心移動装置は電磁ブレーキを備えている。

Fig. 10 Gravity center controller.

Table 4 Specification of gravity center controller.

Mass of weight (Battery)	7.0 kg
Longitudinal stroke	± 75 mm
Rotational stroke	± 90 deg
Generating pitch moment	± 11.7 Nm
Generating roll moment	± 4.0 Nm

Fig. 11 Buoyancy engine.

浮力エンジンは「ツクヨミ」のパフォーマンスを支配する鍵となる装置であるが、信頼性がすでに確保されており、ビークル開発期間の短縮が望めるので、4000m 級のプロファイリングフロート “Deep-NINJA” として開発された浮力エンジン¹⁶⁾を採用した。Fig.11 にピストンタイプのオイルポンプとバルブで構成された浮力エンジンの外観を（現在はオイルリザーバの位置が Fig.9 に示す位置に変更されている。）、Table 5 に仕様を示す。ビークルが潜航を開始する際、ブラダからオイルリザーバへのオイル吸い上げスピードを海水圧を利用して増大させるための 2 方向弁がオリジナルの浮力エンジンに付加されている。短時間で浮力を減少させ潜航速度を増加させることが可能となるが、深海域で使用するとオイル移動速度が大きくなりすぎ危険なため、10m 以浅の深度のみで使用される。オイルポンプのシリンダー容量は 50cm³ で、サイクル時間は約 5 分から 10 分である。Seaglider⁸⁾

と同様に rolling diaphragm がオイルリザーバーとして使用され、この伸び縮を linear potentiometer で計測することによりオイルの移動量が監視される。オイルブラダの容量はわずか 0.0025m^3 とビークル全体の容積に比べて小さく、浮力調整代の余裕が少ないため、ビークル投入時の初期浮力は慎重に調整する必要がある。ブラダの容積を大きくすると解決できるが、観測スケジュールから決まる潜航浮上に費やせる時間とオイルポンプの能力を考慮し、(特注することなく工業製品の利用が可能でもあり) 0.0025m^3 とした。

Table 5 Specification of buoyancy engine.

Volume of piston's cylinder	50 cm ³
Performance of piston pump (suction)	7.1 cm ³ /min
Performance of piston pump (ejection)	10.0 cm ³ /min
Capacity of oil bladder	0.0025 m ³

5. ビークル重心位置の測定

水中グライダーの重心位置が滑空角度に与える影響は非常に大きく、実機の重心位置を正確に把握しないと、精度の良い運動シミュレーションができない。そこで Fig.12 に示すように水中にテグスを使用してビークルを吊り下げ、内部に搭載されたバッテリー (重錘) を前後に移動し、縦傾斜試験を行って重心位置を求めた。

Fig. 12 Initial condition before gliding.

ビークルの浮心 B を中心とする座標系 (Fig.13) を用いるとモーメントの釣り合いから次式が得られる。 (x_G, z_G) は重心の座標、 (x_p, z_p) はテグスによるビークル吊り下げ点、 W

はビークル空中重量、 F_p はテグスにかかる張力、 (x_{G0}, z_{G0}) は重錘がニュートラル位置にある場合のビークル重心の位置座標、 x_m は重錘の移動量、 W_m は重錘の重量、 x_{Gm} は重錘をニュートラル位置から移動したことによるビークルの重心の移動量、 θ はビークルのトリム角である。

$$\begin{cases} x_G W \cos \theta + z_G W \sin \theta - x_p F_p \cos \theta - z_p F_p \sin \theta = 0 \\ x_G = x_{G0} + x_{Gm} \\ x_{Gm} = \frac{W_m}{W} x_m \end{cases} \quad (13)$$

Fig. 13 Coordinate system for measurement of position of center of gravity.

ビークルの浮心位置 (ビークル体積中心) は既知なので、重心の座標を未知数として傾斜試験結果に最小自乗法を適用すると重心位置を求めることができる。Fig.14 に傾斜試験の結果と求めた重心位置を使用して計算した結果の比較を示す。重錘の移動可能範囲内で良好な結果が得られていることが確認できる。なお、得られた BG の値は 4.15mm であった。

Fig. 14 Result of inclining experiment.

6. 水槽における滑空試験結果と運動シミュレーションの検討

ビークル水中重量とバッテリー (重錘) の位置をさまざまに変更し、九州大学応用力学研究所・深海機器力学実験水槽 (長さ: 65m, 幅: 5m, 深さ: 7m) において滑空試験を行った。水槽で滑空中のビークルを Fig.15 に示す。ビークル

が水面に浮上している状態から浮力エンジンや重心移動装置を駆動して滑空を開始させると、水槽の水深の制約から定常滑空状態になる前に着底してしまう。そこで、Fig.12に示すようにビークルをテグスで吊り下げた状態であらかじめこれらのアクチュエーターを駆動し、設定水中重量・設定重錘位置になった後ビークルを開放し、滑空を開始させた。

Fig. 15 "Tsukuyomi" gliding in Ocean & Underwater Engineering Tank.

滑空試験結果とシミュレーション結果の比較(潜航深度とピッチ角の時系列)を Fig.16 に示す。上図が潜航深度の時系列、下図がピッチ角(滑空角度)の時系列、太い実線が実験結果を、細い点線がシミュレーション結果を示している。ビークル水中重量は 8.82N であり、重錘移動量は 3.9mm, 1.3mm, -1.2mm, -4.0mm の 4 状態である。

Fig. 16 Results of gliding tests
(Weight of vehicle in water : 8.82 N).

浮力を調整(水中重量を調整)するために圧力容器内のオイルリザーバからブラダにオイルを出し入れしても x -軸方向に重心位置が大きく変動しないようにオイルリザーバを重心位置付近に設置しているが、オイルの比重が水より小さいため完全に変動を無くすことはできない。そこで、シミュレーションにおいても浮力調整にともなう重心移動を考慮するようにした。最初はこの影響を無視してシミュレーションを行ったが、BG の値が小さいため影響が大きく、良好な結果を得ることができなかった。厳密にはオイルリザーバが

ブラダより若干上方に設置されているため z -軸方向にも重心が移動するはずであるが、この影響は無視できるものとした。シミュレーションに使用した運動方程式、流体力係数は(1)式～(12)式、Table 2 のとおりである。3 章でも述べたが、前進速度が小さい場合、主として主翼が発生する揚力に起因する減衰力 $Z_w w$ に比べて粘性に起因する減衰力 $Z_{ww} w/w$ の方がはるかに大きい。そこで、滑空を開始する過渡状態の前進速度が小さい領域では 2 種類の減衰力の絶対値の大きい方を使用した。前進速度が増大すると共に $Z_w w$ の方が大きくなり、滑らかに切り替わる¹⁷⁾。 $M_q q$, $M_{qq} q/q$ などの減衰力についても同様である。

図より過渡状態のピッチング運動が計算結果と一致しない場合が見られるが、定常滑空角度はよく一致していることがわかる。滑空角度が安定してからの深度の変化率(潜航深度時系列の傾斜角)も実験と計算で非常によく一致している。過渡状態においてピッチング運動の一致度が悪いのは低速域での減衰力の取り扱いにまだ問題が残っているためと考えられる。低速域の過渡状態では前進速度がない場合の強制動揺試験から得られた粘性減衰力係数 Z_{ww}' を使用しているが、運動が強制動揺のように振動的でないため、値が異なることが考えられる。また、過渡状態では z -軸方向の速度による粘性に起因するモーメント $M_{ww} w/w$ の影響も大きいかもしれない。そこで、実験治具の都合で実施していなかった、静的流体力試験である z -軸方向抵抗試験を実施し、減衰力係数 Z_{ww}' , M_{ww}' を求めることとした。

7. ビークルに働く静的流体力、動的流体力の追加計測

前章では触れなかったが、水槽における滑空試験では旋回試験も実施している。試験実施時は装置の都合で横揺に関する流体力係数は CFD による値を使用してシミュレーションを行った²¹⁾。その後、強制横揺装置が製作されたので、 z -軸方向抵抗試験(Fig.17)に加え、強制横揺試験(Fig.18)を実施し流体力係数を求めた。

Fig. 17 Static experiment (Resistance measurement test in z -direction).

Fig. 18 Dynamic experiment (Forced roll).

Fig. 19 Result of resistance measurement test in z-direction (Drag coefficient Z_{ww}' of heave and damping coefficient M_{ww}' of pitch). Fig. 20 Hydrodynamic coefficients due to roll (Added moment of inertia coefficient A_{44}' and damping coefficient K_p' , K_{pp}' of roll).

試験結果を Fig.19, Fig.20 に示す. Fig.19 より, $Z_{ww}' (= Z_{ww} / 0.5 \rho L D)$ の値は w に依存せず一定値としてよいことがわ

かる. $M_{ww}' (= M_{ww} / 0.5 \rho L^2 D)$ についても同様である. ただし, 静的試験より求めた Z_{ww}' の値は -1.569 と動的試験結果 -7.564 と大きく異なる. Fig.20 より, 付加慣性モーメント $A_{44}' (= A_{44} / 0.5 \rho L^4 D)$ については振幅影響, 動揺周期影響, 前進速度影響共に見られない. 前進速度がある場合の主翼の揚力に起因する x -軸まわり減衰力係数 $K_p' (= K_p / 0.5 \rho U L^3 D)$ は振幅, 動揺周期, 前進速度に依存せず, 回転角速度の二乗に比例する減衰力は無視してよいことがわかる. 前進速度がない場合の x -軸まわり減衰力係数 $K_{pp}' (= K_{pp} / 0.5 \rho L^4 D)$ は回転角速度の二乗に比例し, 振幅影響, 動揺周期影響は見られない.

得られた流体力係数をまとめて Table 6 に示す. 表中の値につけられた添え字*は静的試験よりの結果であることを, 太字は追加・変更された流体力係数であることを示している. 低速域における, 粘性に起因すると考えられる減衰力係数 Z_{ww}', Y_{vv}' の値が静的試験より得られたものに変更されている (Table 2 参照). 回転角速度の二乗に比例する粘性に起因すると考えられる減衰モーメントは前進速度が小さい領域においても回転角速度に比例する翼が発生する揚力に起因すると考えられる減衰モーメントに比べて小さいことがわかったので, 係数の値をゼロとして無視している. 回転角速度の二乗に比例する減衰力小さいとして無視されている. z -軸, y -軸方向速度の二乗に比例する y -軸まわり, z -軸まわりのモーメント M_{ww}', N_{vv}' が追加されている.

Table 6 Hydrodynamic coefficients of shuttle vehicle (b).

A_{11}'	0.0104	X_{uu}'	-0.0322	M_w'	-0.158
A_{22}'	0.193	X_{vv}'	0.0788*	M_q'	-0.107
A_{33}'	0.329	X_{ww}'	0.266*	M_{qq}'	0.0
A_{44}'	0.00173	Y_v'	-1.104	N_z'	-0.0647
A_{55}'	0.0111	Y_{vv}'	-0.973*	N_{rr}'	0.0
A_{66}'	0.0103	Y_r'	0.259	N_v'	0.0428
A_{26}'	0.00474	Z_w'	-2.510		
A_{62}'	0.00159	Z_{ww}'	-1.569*		
A_{35}'	0.00522	Z_q'	-0.589	M_{ww}'	-0.140*
A_{53}'	0.0229	K_p'	-0.0335	N_{vv}'	0.0638*

* : Result of static experiment
 A_{44}', K_p' : Result of experiment

8. 水槽における滑空試験結果と運動シミュレーション結果の比較

6 章でも述べたが, 前進速度が小さい領域では z -軸方向速度 w の二乗に比例する粘性に起因する z -軸方向減衰力 $Z_{ww}/w/w$ が支配的で, 前進速度が大きくなると z -軸方向速度に比例する翼の揚力に起因する z -軸方向減衰力 Z_{ww} が支配的になると考えられる. 実際減衰力の絶対値の計算値も前進速度が小さい領域では z -軸方向速度の二乗に比例する減衰力の値の方が大きく, 前進速度が増大すると z -軸方向速度に比例する減衰力の方が大きくなるため, 運動シミュレーショ

ンでは絶対値の大きい方を採用している. y -軸方向についても同様である.

y -軸まわり, z -軸まわりのモーメント $M_{ww}/w/w$, $N_{vv}/v/v$ は前進速度低速域において $M_w w$, $N_v v$ とほぼ同じ値をとるため, z -軸方向, y -軸方向の力の場合のように運動シミュレーションにおいて単純に絶対値が大きい方を採用するとよい結果が得られなかった. 迎角が失速角以上では翼が発生する揚力の減少に伴い揚力に起因するモーメントが激減し, 粘性に起因するモーメントが支配的になると考えられる. そこで翼の失速角に注目し, 前進速度 U と z -軸方向速度 w から求める迎角が主翼の失速角度より大きい場合は粘性に起因するモーメント $M_{ww}/w/w$, $N_{vv}/v/v$ を, 迎角が主翼の失速角度より小さい場合は揚力に起因するモーメント $M_w w$, $N_v v$ を使用することとした. さらに, ビークルの回転運動により主翼空力中心, 垂直尾翼空力中心には z -軸方向, y -軸方向に速度が誘起されるのでこの影響と潮流影響も考慮し,

$$\begin{cases} \sin\left(\frac{w_a + 0.204q}{U}\right) \geq 20 \text{ deg} & M_{ww}|w|w \text{ を使用} \\ \sin\left(\frac{w_a + 0.204q}{U}\right) < 20 \text{ deg} & M_w w \text{ を使用} \end{cases} \quad (14)$$

$$\begin{cases} \sin\left(\frac{v_a - 0.482r}{U}\right) \geq 20 \text{ deg} & N_{vv}|v|v \text{ を使用} \\ \sin\left(\frac{v_a - 0.482r}{U}\right) < 20 \text{ deg} & N_v v \text{ を使用} \end{cases} \quad (15)$$

とした. 厳密には主翼の失速角は 12 度付近であるが (Fig.5), 失速角を超えても急激に揚力が減少するわけではないので, ここでは閾値を 20 度としている. また, 垂直尾翼に関しては斜航角に対する非線形性が強く, 明確な失速角が存在せず 20 度を超えても実験範囲においては揚力が増大し続けるが¹⁷⁾, 閾値を 20 度としている.

Fig. 21 Results of gliding tests
(Weight of vehicle in water : 8.82 N).

滑空試験結果とシミュレーション結果の比較を Fig.21 から Fig.24 に示す. Fig.21 はビークル水中重量が 8.82N の場合の結果である. Fig.16 と比べると, シミュレーションにおけるピッチ角の変化が実験結果と非常によく一致している. M_{ww} 導入の効果がよく表れているといえる. 十分に前進速度が大きく, 安定した滑空に入った領域では M_w が使用されるため, 定常滑空角度については Fig.16 と変わらない. 深度変化についてもシミュレーション結果は実験結果とよく一致している. やはり, 前進速度がない場合の強制動揺試験から求めた減衰係数 Z_{ww} の値の絶対値は大きすぎたことがわかる. 十分に前進速度が大きく, 安定した滑空に入った領域では Z_w が使用されるため, 深度の変化率は Fig.16 と変わらない.

Fig. 22 Results of gliding tests
(Weight of vehicle in water : 4.12 N).

Fig. 23 Results of gliding tests
(Weight of vehicle in water : 13.67 N).

Fig.22 はビークル水中重量が 4.12N の場合, Fig.23 はビークル水中重量が 13.67N の場合, Fig.24 はビークル水中重量が 18.52N の場合の結果である. シミュレーション結果は実験結果とよく一致しているが, 水中重量が増すほど過渡状態

におけるピッチングの挙動に若干のずれを生じている。ただし、深度については水中重量が増えても良好な一致度を示している。Fig.24 において細い波線は減衰力係数切り替えの閾値を 15 度とした場合のシミュレーション結果である。深度の一致度が若干劣化するものの、過渡状態におけるピッチングは非常によく一致するようになる。「ツクヨミ」は 3000m 級の水中グライダーであり、深く潜行する場合の運動シミュレーションでは過渡状態における誤差は無視できると考えられるが、計算精度向上を目指し、閾値を変更する有義な方法の検討を続けていきたい。

Fig. 24 Results of gliding tests
(Weight of vehicle in water : 18.52 N).

Fig. 25 Steady-state gliding angle corresponding to shifting of battery.

Fig. 26 Steady-state speed corresponding to shifting of battery.

Fig.25 に定常滑空角度の実験結果と計算結果の比較を示す。全般的に滑空角度が小さくなると誤差が大きくなる傾向があるが、定常状態における滑空角度は非常によく一致して

おり、実験の範囲では水中重量が滑空角度に与える影響が小さいことがわかる。また、前進速度は増大するものの (Fig.26), 重錘位置が -1.0mm の場合、水中重量が 4.12N では滑空比 3.5, 水中重量が 18.52N では滑空比 3.1 と、水中重量が滑空比に与える影響も少なかった。Fig.26 にビークル前進速度を示す。ビークルに追従するように曳航台車を手動モードで走行させ、曳航台車の速度をビークル前進速度としている。手動操作で曳航台車をビークルに追従させているので動作が遅れ、計測値は低めの値となっていることを考慮すると、計算結果は良好であるといえる。本論文に示した運動シミュレーションを利用して精度の高い「ツクヨミ」制御プログラムが構築できることがわかる。

旋回試験結果とシミュレーション結果の比較を Fig.27 (ビークル水中重量: 4.12N), Fig.28 (ビークル水中重量: 8.82N) に示す。実験では、水槽水深の制約から滑空試験の場合と同様、あらかじめバッテリー (重錘) を x -軸まわりに回転し、横方向にも重心を移動した後ビークルを開放し、運動を計測した。重錘を回転し、横方向に重心を移動すると、上方向にも重心が若干移動するので、シミュレーションでは BG が減少する影響を考慮している。図は上から順にビークル潜航深度、ロール角、ピッチ角、ヨー角 (針路) を、太い実線は実験結果、細い点線は計算結果を示している。 ϕ_m は重錘の回転角である。左舷側に重心を移動するとビークルは右旋回し、

Fig. 27 Results of turning tests
(Weight of vehicle in water : 4.12 N).

Fig. 28 Results of turning tests
(Weight of vehicle in water : 8.82 N).

シミュレーション結果はこの挙動をよく再現している。しかし、旋回中の滑空角度が直進滑空時の値と異なるほど、回頭角のシミュレーション結果は実験結果から外れてしまう(旋回中の横方向速度は非常に小さいと考えられるので、流体力係数 N_v' は速度が小さい場合の模型試験結果¹⁶⁾を使用してシミュレーションを行っている)。旋回の影響と考えるには差が大きすぎるため、ピークルが失速状態におちいっていることが考えられる。水中重量が最大(18.52 N)で重心移動装置を 61.5 度回転した場合は滑空角度が直進滑空時の値(-15 度~-20 度)と大きく異なり、0 度近くの値となり、挙動はあきらかに失速状態であった。航空機の場合は失速すると急激に落下するが、水中ピークルの場合は中性浮力に近いので急激に深度を増すことは無い。ピークル水中重量が 13.67 N, 18.52 N の場合は失速状態であったと考えられるので、実験結果とシミュレーション結果の比較は行っていない。十分な水深が確保できれば(実海域での試験では)、最初は直進滑空をさせ、前進スピードが十分大きくなり定常に達した後に横方向に重心を移動し旋回を開始すると、失速が回避できるはずである。実験では針路の変化率が小さい場合センサー出力が突然変化せず一定値となってしまう傾向があり(Fig.27における $\phi_m = 2.2, 21.8, 41.3$ 度の場合と Fig.28における $\phi_m = 1.9, 21.7$ 度の場合)、針路に対するシミュレ

ーション結果の検証は十分とはいえない。今後、センサーの不具合を解決し、十分計測時間が確保でき旋回角度も大きくとれる実海域試験結果と、計測可能時間は短いが無風状態のデータが得られる水槽試験の両方により、検証を続けていく計画である。

9. 結 言

水槽において、バーチャルモアリング用 3000m 級シャトルグライダー「ツクヨミ」の滑空試験、旋回試験を行い、挙動を確認すると共にシミュレーション結果との比較を行った結果、次の結論を得た。

- (1) 直進滑空はきわめて安定しており、本論文で示した運動方程式と流体力係数を用いた運動シミュレーション結果は実験結果とよく一致する。
- (2) 前進速度が低い場合、 z -軸方向、 y -軸方向速度による粘性起因の減衰力と揚力起因の減衰力は絶対値の大きい方を採用すれば運動が精度よくシミュレーション可能である。
- (3) 前進速度が低い場合、 z -軸方向、 y -軸方向速度による粘性起因の減衰モーメントと揚力起因の減衰モーメントは翼の失速角を閾値として切り替えると、過渡状態における運動が精度よくシミュレーション可能である。
- (4) 前進速度が低い場合、 z -軸方向、 y -軸方向速度による粘性起因の減衰力係数と減衰モーメント係数は静的試験(抵抗試験)より得られた値を使用すると過渡状態における運動が精度よくシミュレーション可能である。
- (5) 回転角速度の二乗に比例する流体力は考慮する必要がない。
- (6) 重心を左舷側に移動すると右旋回し、シミュレーションはこの挙動をよく再現する。
- (7) 失速しないで滑空する領域では旋回に対するシミュレーション結果は実験結果と比較的よく一致する。
- (8) 旋回を行う際、直進滑空で前進スピードを十分に大きくした後に横方向に重心を移動するのが望ましい。

現在実際の観測に向け、実海域試験によるバーチャルモアリング実証試験とピークルの改良が進行中であり、近い将来結果を公表したい。

謝 辞

水槽試験において稲田勝氏、野田穰士朗氏(九州大学応用力学研究所)、松岡宏樹氏、植田剛史氏(研究当時九州大学大学院総合理工学府)の協力を得ました。また、本研究の一部は平成 22 年度科学研究費補助金(基盤研究 B)、応用力学研究所プロジェクト研究「地球温暖化と急激な経済発展が東アジア域の海洋・大気環境に及ぼす影響の解明」により実施されました。ここに深く感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) D. Roemmich, G.C. Johnson, S. Riser, R. Davis, J. Gilson, W.B. Owens, S.L. Garzoli, C. Schmid and M. Ignaszewski : The Argo Program : Observing the Global Ocean with Profiling Floats, *Oceanography*, Vol.22, pp.34-43, 2009.
- 2) W.S. Richardson, P.B. Stimson and C.H. Wilkins : Current Measurements from moored Buoys, *Deep-Sea Research*, Vol.10, pp.369-388, 1963.
- 3) M. Takematsu, K. Kawatate, w. Koterayama T. Suhara and H. Mitsuyasu : Moored Instrument Observations in the Kuroshio South of Kyushu, *Journal of the Oceanographical Society of Japan*, Vol.42, pp.201-211, 1986.
- 4) Y. Kawai, H. Kawamura, S. Tanabe, K. Ando, K. Yoneyama and N. Nagahama : Validity of Sea Surface Temperature Observed with the TRITON Buoy under Diurnal Heating Conditions, *Journal of Oceanography*, Vol.62, pp.825-838, 2006.
- 5) 中村昌彦, 兵頭孝司, 小寺山亘 : パーチャルモアリング用円盤型水中グライダーの開発 (その 1 制御システムと模型実験用ビークルの開発), *日本船舶海洋工学会論文集*, 第 5 号, pp.35-46, 2007.
- 6) 中村昌彦, 小寺山亘, 兵頭孝司, 稲田勝, 丸林賢次, 吉村浩, 森井康宏 : パーチャルモアリング用円盤型水中グライダーの開発 (その 2 実証機の建造と実海域試験), *日本船舶海洋工学会論文集*, 第 13 号, pp.205-218, 2011.
- 7) 川口勝義, 浦環, 折出光宏, 坂巻隆 : シャトル型海中ロボットの開発と実海域試験, *日本造船学会論文集* 第 178 号, pp.657-665, 1995.
- 8) Charles C. Eriksen, T. James Osse, Russell D. Light, Timothy Wen, Thomas W. Lehman, Peter L. Sabin, John W. Ballard, and Andrew M. Chiodi : Seaglider: A Long-Range Autonomous Underwater Vehicle for Oceanographic Research, *IEEE J. of Ocean. Eng.*, Vol.26, No.4, pp.424-436, 2001.
- 9) Jeff Sherman, Russ E. Davis, W. B. Owens, and J. Valdes : The Autonomous Underwater Glider 'Spray', *IEEE J. of Ocean. Eng.*, Vol.26, No.4, pp.437-446, 2001.
- 10) Douglas C. Webb, Paul J. Simonetti, and Clayton P. Jones : SLOCUM: An Underwater Glider Propelled by Environmental Energy, *IEEE J. of Ocean. Eng.*, Vol.26, No.4, pp. 447-452, 2001.
- 11) Daniel L. Rudnick, Russ E. Davis, Charles C. Eriksen, David M. Fratantoni, and Mary Jane Perry : Underwater Gliders for Ocean Research, *Marine Technology Society J.*, Vol.38, No.2, pp.73-84, 2004.
- 12) M. Arima, N. Ichihashi and Y. Miwa : Modelling and Motion Simulation of an Underwater Glider with Independently Controllable Main Wings, *Proc. of OCEANS'2009 Europe*, 2009.
- 13) N. Kato, T. Akiba, K. Ichimi, K. Nakatsuji, K. Nakata, T. Kawasaki, K. Hirokawa N. Arai, Y. Kusaka and M. Hattori : Prediction of Harmful Algal Population Dynamics by Autonomous Lagrangian Platform Systems, *Conf. Proc.*, the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, Vol.1, pp.7-10, 2005.
- 14) S. Yamaguchi, T. Naito, T. Kugimiya and K. Akahoshi : A Study on a Development of a Motion Control System for Underwater Gliding Vehicle, *Conf. Proc.*, the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, Vol.4, pp. 517-520, 2007.
- 15) I. Yamamoto : Research and Development of Past, Present, and Future AUV Technologies, *Masterclass in AUV Technology for Polar Science*, University of Southampton and Natural Environment Research Council, published by the Society for Underwater Technology, ISBN0906940486, the British Library.
- 16) T. Kobayashi, K. Asakawa, K. Watanabe, T. Ino, K. Amaike, H. Iwamiya, M. Tachikawa, N. Shikama and K. Mizuno : New Buoyancy Engine for Autonomous Vehicles Observing Deeper Oceans, *Proc. of the 20th Int. Offshore and Polar Engineering Conference*, Vol.2, pp.401-405, 2010.
- 17) M. Nakamura, K. Asakawa, T. Hyakudome, S. Kishima, H. Matsuoka and T. Minami : Hydrodynamic Coefficients and Motion Simulations of Underwater Glider for Virtual Mooring, *IEEE J. of Ocean. Eng.*, Vol.38, No.3, pp. 581-597, 2013.
- 18) M. Ohkusu, M. Kashiwagi and W. Koterayama : Hydrodynamics of a Depth Controlled Towed Vehicle, *J. of the Soc. of Naval Arch. Of Japan*, Vol.162, pp.99-106, 1987.
- 19) W. Koterayama, Y. Kyojuka, M. Nakamura, M. Ohkusu and M. Kashiwagi : The Motions of a Depth Controllable Towed Vehicle, *Proc. of the 7th Int. Symposium and Exhibit on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, pp.423-430, 1987.
- 20) K. Asakawa, M. Nakamura, T. Kobayashi, Y. Watanabe, T. Hyakudome, Y. Ito and J. Kojima : Design Concept of Tsukuyomi - Underwater Glider Prototype for Virtual Mooring -, *Proc. of OCEANS'2011 Europe*, 2011.
- 21) 中村昌彦, 浅川賢一, 百留忠洋, 松岡宏樹, 川谷哲也, 植田剛史 : シャトルビークル「ツクヨミ」の水槽滑空試験, *日本船舶海洋工学会講演会論文集*, 第 14 号, pp.483-486, 2012.