深海曳航体システムに関する研究

ーその2 実機スケールにおける運動・制御性能の検討ー

正会員 中 村 昌 彦*

茶 圓 拓 陽**

Study on Deep Tow System – Part 2 Study on Motion and Motion Control of Full-scale System –

by Masahiko Nakamura, Member Takuyo Chaen

Summary

The importance of deep ocean surveying and monitoring is increasing because of the change of situation of energy and oceanic resources. We propose a deep tow system which consists of a launcher and a towed vehicle to achieve high speed towing and good depth and motion control of the vehicle. In this research, motion simulations of a full-scale system were carried out. The influence of the towing cable's length, towing speed and the launcher's weight on the submersion depth of the towed vehicle, the influence of motions of the mother-ship on motions of the towed vehicle, the influence of the mother-ship's turning radius on the towed vehicle's drop and motion control performances of the towed vehicle are shown.

1. 結 言

近年、各種センサーを使用しての海底資源探査や精密な海底地形の調査が重要性を増してきている。また、CO₂の海底下貯留を実現するためには、環境への影響を評価するためのモニタリングシステムの開発が必須である。これらの探査・調査・観測は広範囲に及ぶため、観測母船により各種センサーを搭載したブーイを曳航する深海曳航体システム^{1, 2, 3, 4, 5)}の利用が有利と考えられる。ところが、現在使用されている深海曳航体システムは、曳航スピードが非常に遅い^{6, 7, 8)}上、観測母船の船体運動が曳航体の上下揺・縦揺運動を誘起し、センサーによる探査に悪影響を及ぼすという問題点がある。そこで本研究では、探査・調査・観測に悪影響を及ぼす運動を低減することができ、高精度な潜航深度・姿勢制御が可能な高速深海曳航体システムの開発を目指す。

提案する高速深海曳航体システムは前報⁹⁾に詳しく述べられているが概要を記す。システムはFig.1に示すようにランチャーと曳航体からなり、ランチャーから2次曳航ケーブルにより曳航体が曳航される。ランチャーは自重を重くし、システムを深海に潜航させることを旨とする。曳航体は中性

浮力とし、翼による運動制御性能を確保する。システムの投入・回収は曳航体をランチャー内に収容した状態で行う。ランチャーに海底地形を把握するためのセンサーを搭載することで、曳航体の通過地点の地形をあらかじめ知ることができ、曳航体の海底地形追従性能を向上させることも可能となる。曳航体システムの動特性・運動制御に関する研究^{10, 11, 12)}やディプレッサーを使用した曳航体システムについての研究は^{13, 14, 15, 16)}行われているが、ランチャーを使用する深海域で利用できる曳航体システムは例がない。ランチャーを使用するシステムとしては「かいこう」システム¹⁷⁾があるが、基本的にROVシステムなので、システム構成が大きく異なる。

Fig. 1 Concept of deep tow system.

* 九州大学 応用力学研究所

** JX 金属株式会社

(研究当時 九州大学大学院総合理工学府)

前報⁹⁾で構築したシミュレータは精度良く模型実験を再現できることがわかったので、本シミュレータを使用して実機の設計に必要な情報を得るための実機スケールにおける運動シミュレーションが行われた。本論文には、1次曳航ケ

ープルや2次曳航ケーブルの長さ・曳航速度・ランチャーの水中重量が曳航体の潜航深度に与える影響, 曳航母船の運動が曳航体の運動に与える影響, 曳航母船の旋回半径と速度が曳航体のドロップ量に与える影響, 動翼を使用しての曳航体の潜航深度姿勢維持制御・潜航深度変更制御・海底地形追従制御を検討した結果が示されている。

2. ランチャー・曳航体・曳航ケーブルの概要

運動シミュレーションに使用するランチャー・曳航体を Fig.2, Fig.3 に示す。九州大学応用力学研究所で建造・運用した2種類の海洋観測用翼制御型曳航体の経験から, 翼駆動装置・電子回路・観測機器を搭載するには最低でも全長2m程度の機体が必要と考えられる。運用上機体はより小さい方が有利であるが, 翼面積も小さくなるので, 2次曳航ケーブルを御して潜航深度を変更するための制御力が不足する懸念が生じる。また, 実用に供されている AUV の大きさは全長2m以上の機体が多い。そこで, 本曳航体の全長も2m程度を想定した。これは前報⁹⁾で使用した模型の3倍の大きさとなる。ランチャーの全長 L_L は4.5m, 胴体部の最大高さ D_L は1.095m, 曳航体の全長 L_F は2.22m, 胴体部の最大高さ D_F は0.473mであり, これらの値が基本寸法として流体力の無次元化に使用される。また, 曳航体は運動制御性能を考慮して中性浮力とし, ランチャーはディプレッサーの役目を持つので水中重量を変化させて潜航可能深度を検討することとする。曳航体の動翼は主翼の左右後縁に取り付けられているエルロンと水平尾翼の後縁に取り付けられているエレベータである。エルロンは飛行機のように機体の前後軸を中心とした回転運動を制御するのではなく, 左右同位相で駆動して(大きな揚力変化により)主に曳航体の潜航深度を制御する。エレベータは左右同位相で駆動して飛行機と同様に機首上げ・機首下げを制御するとともに, 飛行機と異なり左右反位相で駆動することにより機体の前後軸を中心とした回転運動を制御する。なお, 曳航体の動翼は面積を増大して運動制御性能を向上させた物を使用している¹⁸⁾。

Fig. 2 Launcher of deep tow system.

Fig. 3 Towed vehicle of deep tow system.

システムの規模がほぼ「かいこう」システムと同じであるため, 1次曳航ケーブルについては「かいこう」システムの1次ケーブル主要目¹⁷⁾を使用し(直径:44mm, 水中重量:0.526 kg/m, 破断張力:56000 kg), 2次曳航ケーブルについては九州大学応用力学研究所が開発した海洋環境総合観測ロボット「FLYING FISH」¹⁹⁾の曳航ケーブルの主要目を使用している。ただし, 本曳航体は「FLYING FISH」にくらべて小型で曳航張力も小さいと考えられるので, ケーブル直径を1/2としている(直径:8.2 mm, 水中重量:0.0157 kg/m)。ケーブル直径を1/2としたので破断張力は不明であるが, 2次曳航ケーブル上端の曳航張力が6章に示すように非常に小さいので, ケーブル設計は問題なく行えると思われる。ランチャーの格納庫内に収まる直径400mm・幅500mmのウインチドラムを使用すると, 4重巻で約300mの2次曳航ケーブルを巻き取り可能である。

3. 深海曳航体システムの6自由度運動方程式

Fig. 4 Coordinate system.

曳航ケーブルに加わる流体力が極めて大きいためにラン

チャー・曳航体の運動は曳航ケーブルの挙動に大きく影響される。従って、ランチャー・曳航体と曳航ケーブルの運動を同時に考慮して深海曳航体システムの挙動を計算する必要がある。運動方程式のための座標系を Fig.4 に示す。縦方向の運動方程式は前報⁹⁾に詳しいが、本論文では旋回等の横方向の運動も検討するので横方向の運動に関する式や項が追加されている。

3.1 ランチャーおよび曳航体の運動方程式

ランチャーに固定された動座標系を Fig.4 のように定めると、ランチャーの運動方程式は次式で表される。ただし、影響が小さいと考えられる付加質量の連成項は省略している。記号の説明は Table 1 に示されている。

$$\begin{bmatrix} m_L + A_{11L} & 0 & 0 & 0 & m_L z_{GL} & 0 \\ 0 & m_L + A_{22L} & 0 & -m_L z_{GL} & 0 & m_L x_{GL} + A_{26L} \\ 0 & 0 & m_L + A_{33L} & 0 & -m_L x_{GL} + A_{35L} & 0 \\ 0 & -m_L z_{GL} & 0 & I_{xxL} + A_{44L} & 0 & 0 \\ m_L z_{GL} & 0 & -m_L x_{GL} + A_{35L} & 0 & I_{yyL} + A_{55L} & 0 \\ 0 & m_L x_{GL} + A_{26L} & 0 & 0 & 0 & I_{zzL} + A_{66L} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{u}_L \\ \dot{v}_L \\ \dot{w}_L \\ \dot{p}_L \\ \dot{q}_L \\ \dot{r}_L \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_{xL} \\ F_{yL} \\ F_{zL} \\ M_{xL} \\ M_{yL} \\ M_{zL} \end{bmatrix} \quad (1)$$

ここで、

$$\begin{aligned} F_{xL} = & -(m_L + A_{33L})w_L q_L + (m_L + A_{22L})v_L r_L + (m_L x_{GL} - A_{35L})q_L^2 \\ & + (m_L x_{GL} + A_{26L})r_L^2 - m_L z_{GL} p_L r_L - (m_L - \rho \nabla_L)g \sin \theta_L \\ & + X_{uuL} u_L^2 + X_{vvL} v_L^2 + X_{wwL} w_L^2 + X_{TL1} + X_{TL2} \end{aligned} \quad (2)$$

$$\begin{aligned} F_{yL} = & (m_L + A_{33L})w_L p_L - (m_L x_{GL} - A_{35L})p_L q_L - m_L z_{GL} q_L r_L \\ & - (m_L + A_{11L})u_L r_L + (m_L - \rho \nabla_L)g \sin \phi_L \cos \theta_L \\ & + Y_{vL} v_L + Y_{rL} r_L + Y_{TL1} + Y_{TL2} \end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} F_{zL} = & -(m_L + A_{22L})v_L p_L + m_L z_{GL} (p_L^2 + q_L^2) \\ & - (m_L x_{GL} + A_{26L})p_L r_L \\ & + (m_L + A_{11L})u_L q_L + (m_L - \rho \nabla_L)g \cos \phi_L \cos \theta_L \\ & + Z_{uuL} u_L^2 + Z_{vvL} v_L^2 + Z_{qL} q_L + Z_{TL1} + Z_{TL2} \end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} M_{xL} = & +m_L z_{GL} (u_L r_L - w_L p_L) - \{(I_{zzL} + A_{66L}) - (I_{yyL} + A_{55L})\} q_L r_L \\ & - (A_{62L} + A_{35L})v_L q_L + (A_{26L} + A_{53L})w_L r_L \\ & - (A_{33L} - A_{22L})v_L w_L - (m_L z_{GL} - \rho \nabla_L)g \sin \phi_L \cos \theta_L \\ & + K_{vL} v_L + K_{pL} p_L + K_{rL} r_L - z_{TL1} Y_{TL1} - z_{TL2} Y_{TL2} \end{aligned} \quad (5)$$

$$\begin{aligned} M_{yL} = & -m_L z_{GL} (w_L q_L - v_L r_L) + (m_L x_{GL} + A_{62L})v_L p_L \\ & - (m_L x_{GL} - A_{35L})u_L q_L - \{(I_{xxL} + A_{44L}) - (I_{zzL} - A_{66L})\} p_L r_L \\ & - (m_L z_{GL} - \rho \nabla_L)g \sin \theta_L \\ & - (m_L x_{GL} - \rho \nabla_L x_{BL})g \cos \phi_L \cos \theta_L \\ & + M_{uuL} u_L^2 + M_{vvL} v_L^2 + M_{qL} q_L \\ & - x_{TL1} Z_{TL1} + z_{TL1} X_{TL1} - x_{TL2} Z_{TL2} + z_{TL2} X_{TL2} \end{aligned} \quad (6)$$

$$\begin{aligned} M_{zL} = & -(m_L x_{GL} + A_{26L})u_L r_L + (m_L x_{GL} - A_{35L})w_L p_L \\ & - \{(I_{yyL} + A_{55L}) - (I_{xxL} + A_{44L})\} p_L q_L \\ & + (m_L x_{GL} - \rho \nabla_L x_{BL})g \sin \phi_L \cos \theta_L \\ & + N_{vL} v_L + N_{rL} r_L + x_{TL1} Y_{TL1} + x_{TL2} Y_{TL2} \end{aligned} \quad (7)$$

ランチャーの位置、姿勢は空間固定座標系とオイラー角を用いて

$$\begin{bmatrix} \dot{X}_L \\ \dot{Y}_L \\ \dot{Z}_L \\ \dot{\phi}_L \\ \dot{\theta}_L \\ \dot{\psi}_L \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{E}_{1L}^T & \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \\ \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} & \mathbf{E}_{2L} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} u_L \\ v_L \\ w_L \\ p_L \\ q_L \\ r_L \end{bmatrix} \quad (8)$$

$$\mathbf{E}_{1L} = \begin{bmatrix} \cos \theta_L \cos \phi_L & \cos \theta_L \sin \phi_L & -\sin \theta_L \\ \sin \phi_L \sin \theta_L \cos \psi_L - \cos \phi_L \sin \psi_L & \sin \phi_L \sin \theta_L \sin \psi_L + \cos \phi_L \cos \psi_L & \sin \phi_L \cos \theta_L \\ \cos \phi_L \sin \theta_L \cos \psi_L + \sin \phi_L \sin \psi_L & \cos \phi_L \sin \theta_L \sin \psi_L - \sin \phi_L \cos \psi_L & \cos \phi_L \cos \theta_L \end{bmatrix} \quad (9)$$

$$\mathbf{E}_{2L} = \begin{bmatrix} 1 & \sin \phi_L \tan \theta_L & \cos \phi_L \tan \theta_L \\ 0 & \cos \phi_L & -\sin \phi_L \\ 0 & \sin \phi_L \sec \theta_L & \cos \phi_L \sec \theta_L \end{bmatrix} \quad (10)$$

より計算される。なお、シミュレーション開始時、空間固定座標系と物体固定座標系は一致しているものとする。

曳航体の運動方程式²⁰⁾は曳航体に固定された動座標系を Fig.4 のように定めると次式で表される。ランチャーと同様、影響が小さいと考えられる付加質量の連成項は省略している。なお、記号の説明は Table 2 に示されている。

$$\begin{bmatrix} m_F + A_{11F} & 0 & 0 & 0 & m_F z_{GF} & 0 \\ 0 & m_F + A_{22F} & 0 & -m_F z_{GF} & 0 & m_F x_{GF} + A_{26F} \\ 0 & 0 & m_F + A_{33F} & 0 & -m_F x_{GF} + A_{35F} & 0 \\ 0 & -m_F z_{GF} & 0 & I_{xxF} + A_{44F} & 0 & 0 \\ m_F z_{GF} & 0 & -m_F x_{GF} + A_{35F} & 0 & I_{yyF} + A_{55F} & 0 \\ 0 & m_F x_{GF} + A_{26F} & 0 & 0 & 0 & I_{zzF} + A_{66F} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{u}_F \\ \dot{v}_F \\ \dot{w}_F \\ \dot{p}_F \\ \dot{q}_F \\ \dot{r}_F \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_{xF} \\ F_{yF} \\ F_{zF} \\ M_{xF} \\ M_{yF} \\ M_{zF} \end{bmatrix} \quad (11)$$

ここで、

$$\begin{aligned} F_{xF} = & -(m_F + A_{33F})w_F q_F + (m_F + A_{22F})v_F r_F + (m_F x_{GF} - A_{35F})q_F^2 \\ & + (m_F x_{GF} + A_{26F})r_F^2 - m_F z_{GF} p_F r_F - (m_F - \rho \nabla_F)g \sin \theta_F \\ & + X_{uuF} u_F^2 + X_{vvF} v_F^2 + X_{wwF} w_F^2 + X_{\delta\delta} \delta^2 + X_{\gamma_R} \gamma_R^2 + X_{\gamma_L} \gamma_L^2 \\ & + X_{TF} \end{aligned} \quad (12)$$

$$\begin{aligned} F_{yF} = & (m_F + A_{33F})w_F p_F - (m_F x_{GF} - A_{35F})p_F q_F - m_F z_{GF} q_F r_F \\ & - (m_F + A_{11F})u_F r_F + (m_F - \rho \nabla_F)g \sin \phi_F \cos \theta_F \\ & + Y_{vF} v_F + Y_{rF} r_F + Y_{TF} \end{aligned} \quad (13)$$

$$\begin{aligned} F_{zF} = & -(m_F + A_{22F})v_F p_F + m_F z_{GF} (p_F^2 + q_F^2) \\ & - (m_F x_{GF} + A_{26F})p_F r_F \\ & + (m_F + A_{11F})u_F q_F + (m_F - \rho \nabla_F)g \cos \phi_F \cos \theta_F \\ & + Z_{uuF} u_F^2 + Z_{vvF} v_F^2 + Z_{qF} q_F + Z_{\delta} \delta + Z_{\gamma_R} \gamma_R + Z_{\gamma_L} \gamma_L + Z_{TF} \end{aligned} \quad (14)$$

$$\begin{aligned}
M_{xF} = & +m_F z_{GF} (u_F r_F - w_F p_F) \\
& - \{ (I_{zzF} + A_{66F}) - (I_{yyF} + A_{55F}) \} q_F r_F \\
& - (A_{62F} + A_{35F}) v_F q_F + (A_{26F} + A_{53F}) w_F r_F \\
& - (A_{33F} - A_{22F}) v_F w_F - (m_F z_{GF} - \rho \nabla_F z_{BF}) g \sin \varphi_F \cos \theta_F \\
& + K_{vF} v_F + K_{pF} p_F + K_{rF} r_F + K_{\dot{p}R} \dot{\gamma}_R + K_{\dot{\gamma}L} \dot{\gamma}_L - z_{TF} Y_{TF}
\end{aligned} \quad (15)$$

$$\begin{aligned}
M_{yF} = & -m_F z_{GF} (w_F q_F - v_F r_F) + (m_F x_{GF} + A_{62F}) v_F p_F \\
& - (m_F x_{GF} - A_{35F}) u_F q_F \\
& - \{ (I_{xxF} + A_{44F}) - (I_{zzF} - A_{66F}) \} p_F r_F \\
& - (m_F z_{GF} - \rho \nabla_F z_{BF}) g \sin \theta_F \\
& - (m_F x_{GF} - \rho \nabla_F x_{BF}) g \cos \varphi_F \cos \theta_F \\
& + M_{uuF} u_F^2 + M_{wF} w_F + M_{qF} q_F + M_{\delta} \delta \\
& + M_{\dot{r}R} \dot{\gamma}_R + M_{\dot{\gamma}L} \dot{\gamma}_L - x_{TF} Z_{TF} + z_{TF} X_{TF}
\end{aligned} \quad (16)$$

$$\begin{aligned}
M_{zF} = & - (m_F x_{GF} + A_{26F}) u_F r_F + (m_F x_{GF} - A_{53F}) w_F p_F \\
& - \{ (I_{yyF} + A_{55F}) - (I_{xxF} + A_{44F}) \} p_F q_F \\
& + (m_F x_{GF} - \rho \nabla_F x_{BF}) g \sin \varphi_F \cos \theta_F \\
& + N_{vF} v_F + N_{rF} r_F + x_{TF} Y_{TF}
\end{aligned} \quad (17)$$

曳航体の位置、姿勢はランチャーの場合と同様に空間固定座標系とオイラー角を用いて計算され、シミュレーション開始時、空間固定座標系と物体固定座標系は一致しているものとする。また、運動シミュレーションでは、動翼のアクチュエータ動特性を時定数 1 秒の 1 次遅れシステムで近似している。

Table 1 Nomenclature for motion equations of launcher.

A_{iLL}, A_{ijL}	Added mass and moment of inertia of launcher
D_L	Height of body of launcher
F_{xL}, F_{zL}	Force in x-, y-, z-direction acting on launcher
g	Gravity acceleration
I_{iLL}	Moment of inertia of launcher
$X_{uLL}, X_{vLL}, X_{wLL}, Y_{vL}, Z_{uLL}, Z_{wL}, K_{vL}, M_{uLL}, M_{wL}, N_{vL}$	Hydrodynamic coefficients of launcher with respect to velocity
$Y_{rL}, Z_{qL}, K_{pL}, K_{rL}, M_{qL}, N_{rL}$	Hydrodynamic coefficients of launcher with respect to angular velocity
L_L	Length of launcher
m_L	Mass of launcher
(o_L, x_L, y_L, z_L)	Moving coordinate system of launcher
(O_L, X_L, Y_L, Z_L)	Space-fixed coordinate system of launcher
p_L, q_L, r_L	Angular velocity of launcher (see Fig.4)
u_L, v_L, w_L	Translational velocity of launcher (see Fig.4)
U	Towing speed
$X_{TL1}, Y_{TL1}, Z_{TL1}$	Towing tension of launcher at towing point
$X_{TL2}, Y_{TL2}, Z_{TL2}$	Towing tension of towed vehicle
$(x_{BL}, 0, z_{BL})$	Position of center of buoyancy of launcher
$(x_{GL}, 0, z_{GL})$	Position of center of gravity of launcher
$(x_{TL1}, 0, z_{TL1})$	Position of towing point of launchwe
$(x_{TL2}, 0, z_{TL2})$	Position of towing point of towed vehicle
$\varphi_L, \theta_L, \psi_L$	Eulerian angle
ρ	Water density
∇_L	Volume of launcher

Table 2 Nomenclature for motion equations of towed vehicle.

A_{iFF}, A_{ijF}	Added mass and moment of inertia of towed vehicle
D_F	Height of body of towed vehicle
F_{xF}, F_{yF}, F_{zF}	Force in x-, z-direction acting on towed vehicle
g	Gravity acceleration
I_{iFF}	Moment of inertia of towed vehicle
$X_{uFF}, X_{vFF}, X_{wFF}, Y_{vF}, Z_{uFF}, Z_{wF}, K_{vF}, M_{uFF}, M_{wF}, N_{vF}$	Hydrodynamic coefficients of towed vehicle with respect to velocity
$Y_{rF}, Z_{qF}, K_{pF}, K_{rF}, M_{qF}, N_{rF}$	Hydrodynamic coefficients of towed vehicle with respect to angular velocity
$X_{\delta\delta}, X_{\dot{\gamma}R}, X_{\dot{\gamma}L}$	Drag coefficient of main and horizontal tail wing
$Z_{\delta}, Z_{\dot{\gamma}R}, Z_{\dot{\gamma}L}$	Lift coefficient of main and horizontal tail wing
$K_{\dot{\gamma}R}, K_{\dot{\gamma}L}, M_{\delta}, M_{\dot{\gamma}R}, M_{\dot{\gamma}L}$	Moment coefficient of main and horizontal tail wing
L_F	Length of towed vehicle
m_F	Mass of towed vehicle
(o_F, x_F, y_F, z_F)	Moving coordinate system of towed vehicle
(O_F, X_F, Y_F, Z_F)	Space-fixed coordinate system of towed vehicle
p_F, q_F, r_F	Angular velocity of towed vehicle (see Fig.4)
u_F, v_F, w_F	Translational velocity of towed vehicle (see Fig.4)
U	Towing speed
X_{TF}, Y_{TF}, Z_{TF}	Towing tension of towed vehicle at towing point
$(x_{BF}, 0, z_{BF})$	Position of center of buoyancy of towed vehicle
$(x_{GF}, 0, z_{GF})$	Position of center of gravity of towed vehicle
$(x_{TF}, 0, z_{TF})$	Position of towing point of towed vehicle
δ	Angle of aileron of main wing (see Fig.4)
γ	Angle of elevator of horizontal tail wing (see Fig.4)
$\varphi_F, \theta_F, \psi_F$	Eulerian angle
ρ	Water density
∇_F	Volume of towed vehicle

3.2 ランチャー・曳航体に関する流体力係数の計算

流体力係数（流体力）の計算は、CFD コードとして CD-adapco 社の汎用熱流体解析プログラム STAR-CCM+を使用した。計算領域は上下・左右の境界面がランチャー・曳航体周りの流れに影響を及ぼさないように十分大きくし、上下・左右面の境界条件はスリップ、メッシュ形状はポリヘドラルとした。メッシュ数は、基本サイズを 0.1 m とし最小サイズ（相対最小サイズ：2%）を変更して調整している。さらに、翼の周り周辺はメッシュ制御によりメッシュ数を増やし、複雑な流れに対応している（曳航体については 1.64×10^6 メッシュ使用）。乱流モデルは RANS (Reynolds Averaged Navier-Stokes Simulation) をベースにした手法が工学的に最も広く採用されているので、本計算においても RANS をベースとし STAR-CCM+で用意されている Realizable k- ϵ 2 層モデルを採用した。計算結果の安定性は異なるメッシュ数で計算を行って確認している。計算された流体力係数を付録の Table 3, Table 4 に示す。係数の値は流体密度 ρ 、曳航速度（流速） U 、機体長さ $L_L \cdot L_F$ 、機体高さ $D_L \cdot D_F$ を使って無次元化²¹⁾されている。動翼を拡大したことにより、機体が迎角を持った場合の揚力の大きさを表す流体力係数 Z_{wF}' の値が約 2 倍に、エルロン角 δ に応じて主翼が発生する揚力の大きさを表す流体力係数 Z_{δ}' の値が約 5.7 倍に、左右エレベータ角 $\gamma_R \cdot \gamma_L$ に応じて水平尾翼が発生する揚力の大きさを表

す流体力係数 $Z_{\gamma R} \cdot Z_{\gamma L}$ の値が約 2.4 倍に、左右エレベータ角 $\gamma_R \cdot \gamma_L$ に応じて片水平尾翼が発生するピッチモーメントの大きさを表す流体力係数 $M_{\gamma R} \cdot M_{\gamma L}$ の値が約 3.1 倍に増大し、制御力が格段に増大していることが確認できた。

3.3 曳航ケーブルのランプドマス法による運動方程式

曳航ケーブルの運動はランプドマス法を用いて記述する。ランプドマス法においては、曳航ケーブルは複数個の質点からなり、質点間は自重がない線形バネで結ばれていると近似する。さらに、曳航ケーブルの運動による付加質量力・抗力などの流体力と重力は各質点に集中して加わると仮定する。本シミュレーションでは 1 次曳航ケーブル、2 次曳航ケーブルともに 10 分割としているので、それぞれ 9 質点に対する運動方程式で曳航ケーブルの挙動を計算することになる。Fig.4 において α_j は質点 j と質点 $j+1$ の間のケーブルの xy 平面への投影図が x 軸となす角度、 β_j はケーブルが xy 平面となす角度である。詳細な質点の運動方程式は文献²²⁾に詳しいので、ここでは主要な式のみを記す。

$$\begin{bmatrix} m_{11j} & m_{12j} & m_{13j} \\ m_{21j} & m_{22j} & m_{23j} \\ m_{31j} & m_{32j} & m_{33j} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{y} \\ \ddot{z} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_{xj} \\ F_{yj} \\ F_{zj} \end{bmatrix} \quad (j = 2, 3, 4, \dots, 10, 13, 14, 15, \dots, 21) \quad (18)$$

$$\begin{cases} m_{11j} = M_j + \cos^2 \bar{\alpha}_j \cos^2 \bar{\beta}_j A_{ij} + (1 - \cos^2 \bar{\alpha}_j \cos^2 \bar{\beta}_j) A_{nj} \\ m_{12j} = m_{21j} = (A_{ij} - A_{nj}) \sin \bar{\alpha}_j \cos \bar{\alpha}_j \cos^2 \bar{\beta}_j \\ m_{13j} = m_{31j} = (A_{ij} - A_{nj}) \cos \bar{\alpha}_j \sin \bar{\beta}_j \cos \bar{\beta}_j \\ m_{22j} = M_j + \sin^2 \bar{\alpha}_j \cos^2 \bar{\beta}_j A_{ij} + (1 - \sin^2 \bar{\alpha}_j \cos^2 \bar{\beta}_j) A_{nj} \\ m_{23j} = m_{32j} = (A_{ij} - A_{nj}) \sin \bar{\alpha}_j \sin \bar{\beta}_j \cos \bar{\beta}_j \\ m_{33j} = M_j + \sin^2 \bar{\beta}_j A_{ij} + \cos^2 \bar{\beta}_j A_{nj} \end{cases} \quad (19)$$

$$\begin{cases} F_{xj} = T_j \cos \beta_j \cos \alpha_j - T_{j-1} \cos \beta_{j-1} \cos \alpha_{j-1} + f_{dxj} \\ F_{yj} = T_j \cos \beta_j \sin \alpha_j - T_{j-1} \cos \beta_{j-1} \sin \alpha_{j-1} + f_{dyj} \\ F_{zj} = T_j \sin \beta_j - T_{j-1} \sin \beta_{j-1} + f_{dzj} - \delta_j \end{cases} \quad (20)$$

M_j は質点 j の質量、 A_{nj} 、 A_{ij} はそれぞれ質点 j の法線方向付加質量、接線方向付加質量、 T_j は張力、 f_{dxj} 、 f_{dyj} 、 f_{dzj} は質点 j に加わる抗力の x 、 y 、 z 方向成分、 δ_j は質点 j (ケーブル要素) の水中重量である。なお、計算ではケーブルの法線方向抗力係数を 1.8、接線方向抗力係数を 0.001、法線方向付加質

量係数を 1.0、接線方向付加質量係数を 0 としている。

3.4 運動シミュレーション方法

加速度を 0 とし、曳航速度・曳航体のトリム角・エルロン角を与えて、(1), (8), (11), (18) 式を連立して解くことにより深海曳航体システムの平衡状態と指定されたトリム角を保つためのエレベータ角が求まる。また、得られた平衡状態を初期状態として (1), (8), (11), (18) 式をルンゲ・クッタ・ギル法などの数値計算法を用いて積分することにより各質点の位置 (ケーブル形状)、張力、ランチャーの運動、曳航体の運動などの時系列を得ることができる。

4. 2 次曳航ケーブルの長さ・曳航速度が曳航体の潜航深度に与える影響

曳航速度 1.5 knot、曳航体のトリム角を 0 deg とした場合の 2 次曳航ケーブル形状を Fig.5 に示す。従来の深海曳航体の曳航速度が 0.5 knot ~ 1.0 knot であることを考えると 1.5 倍から 3 倍の高速曳航となっている。実線がケーブル長 200 m、点線が 100 m の場合の形状であり、エレベータ角は左右同角度なので図では γ で示されている。急減速時に曳航体がランチャーと接触するのを避けるため、曳航体の潜航深度はランチャーの潜航深度より深く保って運用する必要がある。このため曳航体の最大浮上深度はランチャーの潜航深度 (図ではわかりやすくするために 0 m) としている。動翼の失速角度を 20 deg とし最大翼角を 20 deg に制限した場合、ケーブル長が 200 m の場合は 70 m 程度、ケーブル長が 100 m の場合は 50 m 程度、曳航体を水平に保ったまま潜航深度を変更することが可能であることがわかる。

Fig.6 に 2 次曳航ケーブル長さ L_2 と曳航体の最大潜航深度 Z_{max2} ・曳航張力 T_{10} の関係を示す。最大潜航深度は 2 次曳航ケーブル長さにほぼ比例して増大するが曳航張力はほとんど一定であることがわかる。水中重量が小さい合成繊維索を使用しているためと考えられる。また、曳航張力は曳航速度の 2 乗に比例して大きくなり、最大潜航深度の曳航速度に対する変化率は比例関係になく、曳航速度が遅くなるほど最大潜航深度の増加率が大きい (曳航速度を遅くすると最大潜航深度が急増する) ことがわかる。

Fig. 5 Static configuration of secondary towing cable (U : 1.5 knot).

Fig. 6 Relation of maximum submersion depth of towed vehicle and towing tension to secondary towing cable length.

5. 1次曳航ケーブルの長さ・曳航速度・ランチャーの水中重量が曳航体の潜航深度に与える影響

曳航速度を1.5 knotとした場合の1次曳航ケーブル形状をFig.7に示す。実線がケーブル長8000 m、点線が6000 mの場合の形状であり、ランチャーの水中重量 W_L は3000 kg、6000 kgとしている。2次曳航ケーブル長はいずれの場合も200 mで、曳航体はトリム角0 degの最大潜航水深状態である。ケーブル長8000 m・ランチャー水中重量6000 kgの場合、潜航深度は約5700 mであることがわかる。また、ケーブル長を8000 mと長くしてランチャー水中重量を3000 kgと軽くした場合と、ケーブル長を6000 mと短くしてランチャー水中重量を6000 kgと重くした場合の潜航深度がほぼ同じであることがわかる。潜航深度が4500 m程度でよい場合、どちらを採用した方が有利かは動的な運動シミュレーションを行って検討する必要がある、今後の課題としたい。曳航点位置が適切(ランチャーに働く流体力の着力点近くが曳航点となっている)であったので、ランチャーのトリム角 θ_L は1次曳航ケーブル長・ランチャー水中重量にかかわらずほぼ0 degである。曳航速度を1.0 knot, 2.0 knotに変更した場合も同様であった。

Fig. 7 Static configuration of primary towing cable (U : 1.5 knot).

曳航速度が1.0 knotの場合の1次曳航ケーブル長さ L_1 と1次曳航ケーブル下端深度 Z_{max1} ・曳航張力 T_{21} の関係をFig.8に示す。Fig.9, Fig.10は曳航速度がそれぞれ1.5 knot, 2.0 knotの場合の結果である。いずれの曳航速度の場合も1次曳航ケーブル下端深度・曳航張力はケーブル長に比例して増大し、1次曳航ケーブル下端深度・曳航張力の増大はランチャー水中重量の増大にほぼ比例している。また、1次曳航ケーブルの場合は2次曳航ケーブルと異なり、曳航張力が曳航速度の2乗に比例しては大きくならず、計算の範囲では曳航速度が大きくなると曳航張力が減少する。ケーブル形状が曳航張力に及ぼす影響が大きいと考えられる。

ROV システムである「かいこう」に比べて曳航体は消費電力が小さいと考えられるので、ケーブル径を細くしてシステムをコンパクトにできる可能性がある。JAMSTEC のディーブ・トウ用ケーブル主要目(直径: 17.3 mm, 水中重量: 0.788 kg/m, 破断張力: 18500 kg)を使用して1次曳航ケーブルの平衡状態を計算すると、ランチャー水中重量を1000 kg, ケーブル長を6300 mとした場合、ランチャーの潜航深度は5500 mになりほぼ同様の性能を得ることができた。ところが、曳航張力が7000 kgであり、ケーブルの破断張力を考えると安全率が2.6と低くなってしまふ。しかし、ケーブル径を小さくすることは深海曳航体システムをコンパクトにして建造・運用コストを下げ、使い勝手も向上させられるので、ケーブル径の影響についても今後詳細に検討を続けていきたい。

Fig. 8 Relation of submersion depth of launcher and towing tension to primary towing cable length (U : 1.0 knot).

Fig. 9 Relation of submersion depth of launcher and towing tension to primary towing cable length (U : 1.5 knot).

Fig. 10 Relation of submersion depth of launcher and towing tension to primary towing cable length (U : 2.0 knot).

6. 動翼角と曳航体の潜航深度・曳航張力の関係

本研究では 6000 m 級の深海曳航体システムを目指すため、4 章・5 章の計算結果を考慮し、以下のシミュレーションでは、曳航速度を 1.5 knot, 1 次曳航ケーブル長を 8000 m, ランチャー水中重量を 6000 kg, 2 次曳航ケーブル長を 200 m とする。

Fig. 11 Static configuration of towing cable (U : 1.5 knot).

Fig. 12 Relation of elevator angle, submersion depth of towed vehicle and towing tension to aileron angle (U : 1.5 knot).

システム全体の平衡状態（ケーブル形状）を Fig.11 に示す。図はエルロン角を最大角の 20 deg とした最大潜航状態である。2 次曳航ケーブルの最大張力は 13 kg, 1 次曳航ケーブルの最大張力は 9500 kg で、いずれも破断張力¹²⁾には十分な余裕（安全率）がある。

Fig.12 は曳航体のエルロン角 δ と曳航体を水平（トリム角 0 deg）に保つのに必要なエレベータ角 $\gamma_{R,L}$ ・潜航深度 Z_F ・曳航張力 T_{10} の関係を示している。潜航深度はエルロン角にほぼ比例して増大し、曳航体を水平に保つためのエレベータ角も非線形性がさほど大きくないことがわかる。これは潜航深度・姿勢を制御する際にゲインスケジューリングが必要ないことを示唆している。エルロン角が 0 deg の時曳航ケーブルはほぼ直線状で、この状態より曳航体が上昇しても下降してもケーブル形状が Fig.5 に示すように下に凸・上に凸となるため、曳航張力が増大する。また、エルロン角 0 deg の場合を基準状態とすると、曳航体は約 30 m 下降・40 m 上昇できることになる。

7. 曳航母船の運動が曳航体の運動に与える影響

Fig. 13 Motion of launcher and towed vehicle (no control) (T : 10 sec, Z_{22a} : 2 m, δ : 15 deg, $\gamma_{R,L}$: 2.4 deg).

1 次曳航ケーブルの上端（曳航母船の船尾）が周期 10 秒・片振幅 2 m で上下揺した場合の 1 次曳航ケーブル上端の運動 Z_{22} 、ランチャーの上下揺 Z_L 、ランチャーの縦揺 θ_L 、1 次曳航ケーブル上端の張力（曳航張力） T_{21} 、曳航体の上下揺 Z_F 、曳航体の縦揺 θ_F 、2 次曳航ケーブル上端の張力 T_{10} 、エルロン角 δ 、エレベータ角 $\gamma_{R,L}$ の時系列を Fig.13 に示す。潜航深度や姿勢維持制御は行っていない。曳航体の運動は最大潜航

水深時 ($\delta = 20 \text{ deg}$) に曳航母船の運動の影響が大きいと考えられるが、深度・姿勢維持制御を行った場合の動翼の駆動余裕を考えて、 $\delta = 15 \text{ deg}$ としている。ランチャーの上下揺は曳航母船船尾の上下揺の40%ぐらいにしか減衰していないが、曳航体の上下揺は制御を行わなくても1.5%に減衰している。また、縦揺についても、曳航体の縦揺はランチャーの縦揺の18%程度に減衰しており、片振幅も0.3 deg程度と非常に小さい。システムの設計思想が正しかったことが確認された。曳航張力の変動も $\pm 300 \text{ kg}$ 程度と小さく、ケーブルの破断に影響を及ぼす大きさではない。

Fig. 14 Motion of launcher and towed vehicle (depth and pitch are controlled) ($T: 10 \text{ sec}$, $Z_{22a}: 2 \text{ m}$).

Fig.14 は曳航体の潜航深度維持制御と姿勢維持制御を行った場合のシミュレーション結果である。エルロンにより潜航深度を、左右のエレベータを同位相で駆動することにより縦揺をPID制御している。コントローラへの入力はそれぞれ潜航深度誤差 (m)・縦揺誤差 (deg)，出力はエルロン駆動角指令 (deg)・エレベータ駆動角指令 (deg) で、ゲインは $(15, 0.25, 0) \cdot (8, 0.5, 0)$ である。システムの縦方向の動安定性が機体形状により十分確保されており、運動特性も穏やかなので微分動作は必要なかった。しかし、潜航深度変更を行うと平衡状態が異なる状態に移移するので積分動作は必要になる。制御を行うと曳航体の上下揺・縦揺が制御を行わない場合 (Fig.13) に比べてさらに小さくなることがわかる。PIDゲインは8章に示す潜航深度制御を含めてシミュレーションを繰り返すことにより、試行錯誤で決定した。

動揺周期を変更して計算を行った結果を Fig.15 に示す。周期を変更しても曳航体の上下揺・縦揺は非常に小さく、制御を行うとほとんどの範囲の周期で運動を減少させることができる。曳航張力は制御の影響をほとんど受けず、動揺周

期が長くなると張力変動が大きくなる傾向がある。

Fig. 15 Comparison of amplitude of upper end of primary towing cable and amplitude of heave of launcher and towed vehicle, comparison of pitch amplitude of launcher and pitch amplitude of towed vehicle and amplitude of towing tension.

8. 曳航体の潜航深度制御

曳航体の潜航深度をランプ指令 (深度変更率の指定値より生成) により制御した場合のシミュレーション結果を Fig.16 に示す。図は上から順に曳航体の潜航深度時系列 Z_F 、トリム角 (縦揺角) 時系列 θ_F 、エルロン角時系列 δ 、エレベータ角時系列 $\gamma_{R,L}$ で、点線がランプ状に変化する潜航深度指令、トリム角 0 度維持指令を示している。シミュレーション開始の初期状態 (平衡状態) はエルロン角 $\delta = 0 \text{ deg}$ ・機体水平で、姿勢は潜航深度変更中も水平を維持するように制御されている。制御方法とPIDゲインは7章に示したものと同様で、エルロンにより潜航深度を、左右のエレベータを同位相で駆動することにより機体の水平保持を制御している。潜航深度により深度変更率の制限がある (最大潜航深度付近では深度変更時に時間を要する) ので、深度変更率を潜航深度により変更して潜航深度ランプ指令を生成している。

- 40 m ~ -26 m : $\pm 0.03 \text{ m/sec}$
- 26 m ~ 13 m : $\pm 0.05 \text{ m/sec}$
- 13 m ~ 20 m : $\pm 0.03 \text{ m/sec}$
- 20 m ~ 30 m : $\pm 0.015 \text{ m/sec}$

制御精度の評価の評価規範は目標入力からの偏差の二乗平均平方根値 C とする²³⁾。潜航深度はランプ指令に従って精度良く変更され ($C: 0.19$, 最大誤差: 0.67 m)、オーバーシュートも非常に小さい。潜航深度変更中も機体の水平が

精度よく維持されている ($C: 0.083$, 最大誤差: 0.36 deg) .
 また, 6 章で示唆したように, コントローラのゲインを潜航深度により変更する必要がないことも確認できた.

Fig. 16 Submersion depth control (depth command: ramp command, pitch command: 0 deg keeping).

Fig. 17 Submersion depth control (depth command: sinusoidal command, pitch command: 0 deg keeping).

Fig.17 は深度変更指令を正弦波状の指令とした場合のシミュレーション結果である. 正弦波状に変化する潜航深度変更指令とトリム角 0 度維持指令が点線で示されている. 周期は Fig.16 の深度変更時系列に合うように 4000 秒としている. 正弦波状の指令の場合も指令に従って精度良く潜航深度が変更され ($C: 0.21$, 最大誤差: 0.71 m) , 潜航深度変更中も機体の水平が精度よく維持されている ($C: 0.080$, 最大誤差: 0.45 deg) . 深度変更指令の生成は正弦波を使用する方が簡単なので, 実用性が高いと思われる. ただし, 機体を水平に維持した状態で深度変更を行おうとすると, 周期 4000 秒より短い周期で曳航体を下降・上昇させることができない. 機体を水平に維持しようすると最大潜航深度変更率が

$\pm 0.05 \text{ m/sec}$ に制限されてしまうのが要因である. そこで, 機体のトリムを利用して迅速に潜航深度変更を行うことを考える.

Fig. 18 Submersion depth control (depth command: ramp command, pitch command: inclination of depth change).

Fig. 19 Submersion depth control (depth command: sinusoidal command, pitch command: inclination of depth change).

Fig.18 は機体のトリムを利用して迅速に潜航深度変更を行った結果で, 深度変更率は潜航深度にかかわらず一定値の $\pm 0.25 \text{ m/sec}$ である. トリムを利用しても精度よく潜航深度を制御可能 ($C: 0.88$, 最大誤差: 2.2 m) で, 潜航深度変更率を 5 倍に改善することができた. 目標トリム角 $\theta_{Fc}(\text{deg})$ は深度変更率 C が決まると,

$$\theta_{Fc} = -C/U_F \frac{180}{\pi} \quad (21)$$

で計算できる. 曳航体の移動速度 U_F は曳航速度 (曳航母船の船速) U と同じとした. ただし, 曳航体を下降中から急に

上昇または上昇中から急に下降させる場合、目標トリム角が急変するので、時定数 10 秒の 1 次遅れシステム（フィルター）を利用して急変を緩和している。さらに大きなトリム角を許すと潜航深度変更率がさらに大きくすることが可能であるが、失速の詳細な検討が必要となる。そこで、本計算ではトリム角を最大 20 deg 程度に制限した。曳航速度が 1.5 knot (0.772 m/sec)、深度変更率が 0.25 m/sec なので、海底地形追従を考えると約 20 度の海底地形傾斜に追従できることになるはずである。

Fig.19 は深度変更指令を正弦波状の指令とした場合のシミュレーション結果である。周期は深度変更率± 0.25 m/sec を考慮して 550 秒とした。正弦波状の潜航深度指令を用いても精度よく潜航深度を制御可能 ($C: 0.67$, 最大誤差: 2.0 m) であることがわかる。トリムを利用して正弦波状に潜航深度を変更すると、機体を水平に保ったまま潜航深度を変更する場合に比べて約 1/7 の周期で曳航体を上昇・下降させることができた。

9. 曳航母船の旋回が曳航体の運動に与える影響

曳航母船が旋回半径 5000 m で 180 度旋回した場合の平面軌跡、ランチャーの運動、曳航体の運動を Fig.20 ~ Fig.22 に示す。シミュレーションでは旋回中も曳航母船が船速 1.5 knot を維持しているとしている。また、潜航深度は制御していないが（エルロン角 15 deg 固定）、PID 制御により曳航体はトリム角、ヒール角が 0 deg に維持されている。トリム角の制御については 7 章に示したとおりであり、ヒール角は左右のエレベータを反位相で駆動することにより制御している。コントローラへの入力ヒール角誤差 (deg)、出力はエレベータ駆動角指令 (deg) で、PID ゲインは (10, 0, 4) である。横揺（ヒール）については潜航深度による状態遷移がないため積分ゲインは 0 としている。製作誤差による機体の左右非対称や定常外乱が存在する場合は積分動作が有効と考えられるので、今後検討を続けていきたい。曳航体をランチャーに格納するため主翼のスパンが小さく、横揺ダンピングが一般の飛行機のように大きくない。このため安全性を期して微分ゲインを使用している。重心浮心間距離 (BG) を大きくすることも考えられるが縦方向の運動性能を劣化させてしまう可能性がある。Fig.21 より旋回中の曳航張力変動はさほど大きくなく、Fig.22 より旋回中も制御により曳航体のトリム角・ヒール角が精度よく 0 deg に保たれていることがわかる。しかし、曳航体が旋回中に 950 m もドロップしてしまっている。

ドロップ量は曳航母船の旋回半径に大きく依存するので、Fig.23 に旋回半径 R と曳航体のドロップ量 Z_d の関係を示す。旋回半径を 10 km と非常に大きくしても 300 m 程度ドロップしてしまうことがわかる。旋回半径が 20 km でもドロップ量は約 100 m である。ランチャー（ディプレッサー）を使用し

ない一般的な翼制御型曳航体であれば主翼を使用した深度制御によりドロップを抑制することができるかもしれないが、深海曳航体の場合は制御力が足りないため制御によるドロップの抑制は不可能である。そこで、旋回中に曳航母船の船速を増加させる運動シミュレーションを行った。

曳航母船の旋回半径は Fig20 の場合と同様に 5000 m であるが、旋回中の船速を 1.4 倍に増速した場合のシミュレーション結果を Fig24, Fig25 に示す。旋回終了後は徐々に速度を元に戻している。Fig24 の平面軌跡は Fig20 とさほど変わらないものの、Fig25 よりドロップは約 150 m と 1/6.5 に抑えられていることがわかる。旋回中の船速増速が曳航体のドロップを防止するのに非常に有効であることがわかった。旋回開始直後の増速により曳航体が 700 m 程度浮上してしまっているが、増速を徐々に行うことで曳航体の浮上は防止できると思われる。

Fig. 20 Trajectory of upper end of primary towing cable, launcher and towed vehicle during turning.

Fig. 21 Motions of launcher during turning.

Fig. 22 Motions of towed vehicle during turning.

Fig. 25 Motions of towed vehicle during turning (towing speed is changed during turning, 1.5 knot >> 2.1 knot >> 1.5 knot).

Fig. 23 Relation between turning radius and amount of drop.

Fig. 24 Trajectory of upper end of primary towing cable, launcher and towed vehicle during turning (towing speed is changed during turning, 1.5 knot >> 2.1 knot >> 1.5 knot).

船速の制御によるドロップの抑制を試みたが, Fig.22 より 20000 秒で 1000 m のドロップであることがわかるので, 1 次曳航ケーブルを 0.05 m/sec 程度の低速で巻き取ることに よってもドロップを防止できると考えられる. 実際には 1 次曳 航ケーブル傾斜や巻き取りによる曳航速度の変化により巻 き取り量と曳航体の深度変化は一致せず, 巻き取り速度を制 御する必要があるが, 巻き取り速度が低速なのでウインチの 負荷は小さいと思われる. ドロップを抑制し, 旋回半径を小 さくすることは効率的な調査につながるので, 1 次曳航ケー ブルの巻き取りによるドロップ防止についても今後検討を加 えていきたい.

10. 曳航体の海底地形追従制御

最後に曳航体の海底地形追従制御シミュレーションを行 った. 8 章における計算より, 傾斜角 20 度の地形に追従で きると考えられるので, 最大傾斜が 20 度の模擬海底地形に 対して運動制御シミュレーションを行った. 海底地形の微小 な凹凸は乱数を使用して発生させている. 制御のためのセン

サーは曳航体に搭載された高度計で、海底からの曳航体位置における高度が計測できるとしている。制御方法は8章に示した、曳航体のトリム角を潜航深度制御に使用する方法を採用している。結果を Fig.26 に示す。高度の変化率から目標トリム角を計算するため、動翼が海底地形の微小な凹凸に反応して激しく動いているが、指定高度 5 m で海底地形追従が可能であった。しかし、動翼の激しい動きは故障や部品の消耗を考えると望ましいものではない。そこで、カットオフ周期 40 秒の 8 次アナログバターワースローパスフィルターをセンサー出力につないだ。結果を Fig.27 に示す。動翼の動きは非常に穏やかになったが、フィルターの位相遅れにより指定高度 5 m では海底地形に接触してしまい、指定高度を 11 m とする必要がある。ランチャーに高度計を搭載するとランチャー位置における海底地形が把握できる。2 次曳航ケーブル長を 200 m、曳航速度を 1.5 knot とすると、曳航体はランチャーから 259 秒後に同じ地形上を通過するので、ランチャーで計測した情報を曳航体の制御に使用することができる。シミュレーション結果を Fig.28 に示す。動翼の動きが非常に穏やかであるにもかかわらず指定高度 5 m で海底地形追従が可能であることがわかる。理論上はこのように海底地形追従制御性能を向上することができるが、曳航体とランチャーの距離は 2 次曳航ケーブル形状により変動すると考えられるし、曳航速度の変動やランチャー・曳航体の前後揺、曳航速度の計測誤差なども影響すると思われる。実装のためにはこれらの影響を考慮したより精密なシミュレーションが必要であり、曳航体とランチャーの距離を実際に計測する計測器が必要になるかもしれない。今後詳しい検討を続けていきたい。

Fig. 26 Altitude control.

Fig. 27 Altitude control (low pass filter is used).

Fig. 28 Altitude control (altitude measured with the launcher is used).

11. 結 言

高精度な潜航深度・姿勢制御が可能な高速深海曳航体システムを提案し、実機的设计に必要な情報を得るために実機スケールにおける運動シミュレーションを行った。得られた結果は以下のとおりである。

- (1) 設計曳航速度 1.5 knot, 最大潜航深度 6000 m, 曳航体の潜航深度変更可能範囲 70 m を達成するには 8000 m の 1 次曳航ケーブルと 200 m の 2 次曳航ケーブルが必要である。
- (2) 曳航体の潜航深度は深度を制御するエルロン角にほぼ比例し、動翼の制御ゲインは潜航深度により変更する必要がない。

- (3) 曳航体の深度・姿勢維持制御を行わなくても曳航体の上下揺は曳航母船の上下揺の 1.5 %程度と非常に小さく、縦揺も無視できるほど小さい。
- (4) 曳航体の深度・姿勢を PID 制御すると曳航体の上下揺・縦揺をさらに小さくすることができる。
- (5) PID 制御により曳航体の姿勢を水平に維持した状態で深度変更を精度よく行うことが可能である。この場合の最大深度変更率は ± 0.05 m/sec 程度である。
- (6) 曳航体のトリム角を利用して深度変更を行うと最大深度変更率を ± 0.25 m/sec と 5 倍に増大可能である。
- (7) PID コントローラは正弦波状の潜航深度指令に対しても精度よく潜航深度を変更することが可能で、曳航体のトリム角を利用して深度変更を行う場合、深度変更周期を 1/7 に短縮可能である。
- (8) 曳航母船が船速を維持したまま 180 度旋回を行うと曳航体のドロップ量が非常に大きくなってしまいが（旋回半径 5000 m でドロップ量約 950 m）、旋回中に船速を増速することでドロップを抑制可能である。
- (9) 旋回中もエレベータを使用した PID 制御により曳航体のトリム角・ヒール角を 0 deg に保持可能である。
- (10) 曳航体に搭載した高度計を使用すると指定高度 11 m で最大傾斜 20 度の海底地形に追従可能であるが、ランチャーに搭載した高度計の情報を曳航体の制御に使用すると指定高度を半減できる可能性がある。

今後、2 次曳航ケーブル形状による曳航体とランチャー間の距離の変動、曳航速度の変動、ランチャー・曳航体の前後揺、曳航速度計測誤差などの影響を考慮したより精密な海底地形追従制御について研究を進めて行きたい。

謝 辞

本研究の一部は科研費・23360389 によって実施されました。また、流体力の計算に際し吉川大生氏（株式会社小松製作所・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。ここに深く感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) D.B. Prior and J. M. Coleman : High-resolution Deep-tow Survey Image, Gulf of Mexico, Geo-Marine Letters, Vol.1, pp.261-266, 1981.
- 2) P.J. Wingham : Comparative Steady State Deep Towing Performance of Bare and Faired Cable Systems, Ocean Engineering, Vol.10, No. 1, pp.1-32, 1983.
- 3) D.M. Fratantoni and W. E. Johns : A Deep-Towed ADCP-CTD Instrument Package Developed for Abyssal Overflow Measurements in the Northeastern Caribbean Sea, Journal of Atmospheric and Oceanic Technology Vol.13, pp.680-687, 1996.
- 4) T. Marsset, B. Marsset, S. Ker, Y. Thomas and Y. Le Gall : High and Very High Resolution Deep-towed Seismic System: Performance and Examples from Deep Water Geohazard Studys, Deep Sea Research 1, Vol.57, No. 4, pp.628-637, 2010.
- 5) M. Wang, M. Deng, Z. Wu, X. Luo, L. Ling and K. Chen : The Deep-tow Marine Controlled-source Electromagnetic Transmitter System for Gas Hydrate Exploration, Journal of Applied Geophysics, Vol.137, pp.138-144, 2017.
- 6) R. Bachmayer, S. Humphris, D. Fornari, C. V. Dover, J. Howland, A. Bowen, R. Elder, T. Crook, D. Gleason, W. Sellers and S. Lerner : Oceanographic Research Using Remotely Operated Underwater Robotic Vehicle: Exploration of Hydrothermal Vent Sites On The Mi-Atlantic Ridge At 37° North 32 ° West, Marine Technology Society Journal, Vol.32, No.3, pp.37-47, 1998.
- 7) Homepage of JAMSTEC,
<http://www.jamstec.go.jp/e/about/equipment/ships/deepto.html>.
- 8) D. Greenenwalt and P. T. Taylor : Deep-Tow Magnetic Measurements Across the Axial Valley of the Mid-Atlantic Ridge, Journal of Geophysical Research, Vol.79, No. 9, pp.4401-4405, 1974
- 9) 中村 昌彦, 中村 幸太郎, 野田 穰士朗, 松岡 晃史, 石丸 隆宏 : 深海曳航体システムに関する研究 ―その 1 水槽模型実験と運動シミュレーション―, 日本船舶海洋工学会論文集, 第 24 号, pp.241-249, 2016.
- 10) 山北 和之 : 没水型曳航体の曳航特性に関する研究 (第 1 報) ―曳航ケーブルの抵抗および振動特性に関する水槽実験と、曳航特性の準静的計算法―, 日本造船学会論文集, 第 156 号, pp.207-215, 1984.
- 11) C. Lambert, M. Nahon, B. Buckham and M. Seto : Dynamics and Control of Towed Underwater Vehicle System, Part II : Model Validation and Turn Maneuver Optimization, Ocean Engineering, Vol.30, No. 4, pp.471-485, 2003.
- 12) 清水 悦郎, 那須野 陽平, 出塚 貴裕, 伊藤 雅則 : 水中曳航体の深度保持制御, 第 50 回自動制御連合講演会講演論文集, pp.460-463, 2007.
- 13) M. Nomoto and K. Sasaki : Development of an Underwater Sliding Vehicle for Oceanographic Measurement, Proc. of Oceans 81, Boston, pp.1150-1154, 1981.
- 14) B. A. J. Barker, I. Helmond, N. J. Bax, A. Williams, S. Davenport and V. A. Wadley : A Vwssel-towed Camera Platform for Surveying Seafloor Habitats og the Continental Shelf, Continental Shelf Research, Vol.19, No. 9, pp.1161-1170, 1999.

- 15) J. Wu and A. T. Chwang : Investigation on a Two-part Underwater Manoeuvrable Towed System, Ocean Engineering, Vol.28, No. 8, pp.1079-1096, 2001.
- 16) F. C. Teixeira, A. P. Aguiar and A. Pascoal : Nonlinear Adoptive Control of an Underwater Towed Vehicle, Ocean Engineering, Vol.37, No. 13, pp.1193-1220, 2010.
- 17) 高川 真一 : 1 万 m 級無人探査機「かいこう」システムの開発について, 日本造船学会第 13 回海洋工学シンポジウム, pp.1-8, 1995.
- 18) 中村 昌彦, 石丸 隆宏, 野田 穰士朗 : 深海曳航体システムに関する研究 ―エルロンとエレベータ面積が運動に与える影響について―, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 第 24 号, pp.381-386, 2017.
- 19) 小寺山 亘, 山口 悟, 中村 昌彦, 赤松 毅人 : 海洋環境総合観測ロボット「FLYING FISH」の開発研究, 日本造船学会論文集, 第 179 号, pp.193-204, 1996.
- 20) 大楠 丹, 柏木 正, 小寺山 亘 : Towed Vehicle の動力学に関する基礎的研究, 日本造船学会論文集, 第 162 号, pp.99-109, 1987.
- 21) 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.
- 22) 中村 昌彦, 百留 忠洋, 笠谷 貴史, 岩本 久則, 大田 豊 : X 舵を持つ AUV “ゆめいるか” によるセンサー付きケーブル曳航シミュレーション, 日本船舶海洋工学会論文集, 第 29 号, pp.89-102, 2019.
- 23) 古谷 信幸 : ロボット制御精度の定量的評価法の検討(第 1 報) ―多変数の二乗平均偏差に基づく評価法の提案と適用―, 精密工学会誌, Vol.64, No.10, pp.1527-1531, 1998.

付 録

Table 3, Table 4 に計算に使用したランチャー, 曳航体の流体力係数の値を示す. これらの値は CFD コードとして CD-adapco 社の汎用熱流体解析プログラム STAR-CCM+ を使用して求められ, 流体密度, 曳航速度 (流速), 機体長さ, 機体高さを使って無次元化されている.

Table 3 Hydrodynamic coefficients of launcher.

∇_L	3.19 m ³		
X_{uuL}'	-0.0462	M_{wL}'	-0.117
X_{vvL}'	0.0570	N_{vL}'	0.0219
X_{wwL}'	-0.0162	Y_{rL}'	0.0765
Y_{vL}'	-0.636	Z_{qL}'	-0.242
Z_{uuL}'	0.0102	K_{pL}'	-0.0181
Z_{wL}'	-0.748	K_{rL}'	0.0291
K_{vL}'	-0.0626	M_{qL}'	-0.211
M_{uuL}'	0.0187	N_{rL}'	-0.126
A_{11L}'	0.0524	A_{66L}'	0.0120
A_{22L}'	0.271	A_{35L}'	-0.0262
A_{33L}'	0.374	A_{53L}'	0.0182
A_{44L}'	0.00100	A_{26L}'	0.00397
A_{55L}'	0.0164	A_{62L}'	0.00791

Table 4 Hydrodynamic coefficients of towed vehicle.

∇_F	0.590 m ³		
X_{uuF}'	-0.0308	M_{wF}'	0.353
X_{vvF}'	-0.00172	N_{vF}'	0.0191
X_{wwF}'	0.404	Y_{rF}'	-0.0335
Y_{vF}'	-0.539	Z_{qF}'	-0.179
Z_{uuF}'	-0.0139	K_{pF}'	-0.00704
Z_{wF}'	-2.66	K_{rF}'	0.00440
K_{vF}'	-0.00907	M_{qF}'	-0.243
M_{uuF}'	-0.00998	N_{rF}'	-0.146
$X_{\delta\delta}'$	-0.725	$Z_{\gamma L}'$	0.198
Z_{δ}'	0.919	$K_{\gamma R}'$	0.00740
M_{δ}'	-0.0595	$K_{\gamma L}'$	-0.00740
$X_{\gamma R}'$	-0.0594	$M_{\gamma R}'$	0.0730
$X_{\gamma L}'$	-0.0594	$M_{\gamma L}'$	0.0730
$Z_{\gamma R}'$	0.198		
A_{11F}'	0.0221	A_{66F}'	0.0187
A_{22F}'	0.388	A_{35F}'	-0.0548
A_{33F}'	0.381	A_{53F}'	-0.0320
A_{44F}'	0.00183	A_{26F}'	0.0223
A_{55F}'	0.0312	A_{62F}'	0.0315