Resonance-Free SWATH の駆動 fin による運動制御

正員 吉 田 基 樹*
 正員 木 原 一***
 正員 木 下 健*****

正員 梶 正 和**
 正員 岩 下 英 嗣*****

Motion control of Resonance-Free SWATH using small movable fins

by Motoki Yoshida, *Member* Masakazu Kaji, *Member*
 Hajime Kihara, *Member* Hidetsugu Iwashita, *Member*
 Takeshi Kinoshita, *Member*

Summary

Motion control system using small fins is necessary for Resonance-Free SWATH (RFS) which has negative pitch restoring moment. Theoretical estimation method regarding Bode plot which determines the stability of PD control system and motion equation including PD control system is developed. In the theory, the time lag of fin lift generation and the interaction among fins and lower hulls of RFS are taken into account. Also, experiments using RFS model with movable fins are carried out to validate the theoretical estimation. As the result, the maximum stable gain constants for PD control of RFS motions are determined and motion responses of RFS are significantly reduced. Furthermore, non-linear VSS control system is introduced to make a good use of negative restoring moment of RFS. Sliding mode control and the effect of VSS system are discussed.

1. 結 言

Resonance-Free SWATH (RFS) は、既報^{1),2)}で述べた通り、負の復原 moment のゆえに自己復原性を持たないので、上部船体離水後の高速航走時には小型水中 fin を用いて船体の姿勢及び運動を制御しなければならない。ここで、SWATH は小水線面積型双胴船を意味する。

従来、各種船型の耐航性改善に対する小型水中 fin 或は flap の減揺効果についていくつかの研究が行なわれた。たとえば、Lee ら³⁾による SWATH 運動に対する固定 fin 効果の基礎研究、別所ら⁴⁾による単胴船の heave 減揺に対する fin 位置、面積、aspect 比に関する研究、大島ら^{5),6)}、松嶋ら⁷⁾、小沢⁸⁾、Papanikolaou ら⁹⁾による SWATH に対する固定或は

駆動 fin、flap 効果の実用研究がある。しかしながら、これらの対象は 15-30 knots 程度の船速であり、40 knots を超える高速船ではなく、更に揚力として準定常値が用いられ、揚力への非定常影響が考慮されていない。

また、高速船に対する水中翼の減揺効果に対しては、Hearn ら¹⁰⁾の大型固定翼により浮上する semi-SWATH、Armstrong ら¹¹⁾の ride control system 付き三胴船に関する研究があるが、これらも駆動翼の効果を解析したものではない。

一方、水中翼の揚力特性そのものについて、西山¹²⁾、¹³⁾の振動翼非定常特性に関する基礎研究、梶ら¹⁴⁾、¹⁵⁾、大坪ら¹⁶⁾による揚力非定常特性を考慮した大型水中翼を持つ揚力支持型双胴船に関する研究、経塚ら¹⁷⁾の翼-胴体干渉が無限流体中大型翼非定常揚力特性に与える影響に関する研究などが行なわれ、船体運動を考える時に揚力の非定常特性及び翼-翼、翼-胴間干渉を考慮することの重要性を指摘している。しかしながら、これらは大型翼に対する取扱いであり、また上述の揚力特性に影響する全ての因子が高速船に適用され、定量的に解析されているとは言えない。

本報では、RFS 大型高速船の heave、pitch 運動応答を小型駆動 fin を用いて極限まで低減させる方法を理論予測及び実験により検討する。即ち、理論予測では、非定常特性並びに fin-fin 及び fin-lower hull 間干渉を考慮した fin 揚力計算法、連成を伴う多入力多出力系である RFS 運動の PD (比例及び

* 九州大学大学院
 ** 元川崎重工工業株式会社
 *** 防衛大学校
 **** 広島大学大学院
 ***** 東京大学生産技術研究所

微分) 制御設計即ち heave、pitch 連成を 2 steps に分け single loop 化する 2 段階制御設計法を工夫した上で、PD 制御された RFS 運動応答計算を論じ、また駆動 fin を備えた模型の水槽実験により理論を検証する。更に、PD 制御では十分に生かせない RFS の負の復原 moment という減揺に対する潜在能力を、非線形 VSS (可変構造 Variable structure control system) 制御に基づいた fin 制御法によりどこまで生かすことができ、かつ運動応答をどこまで低減できるかを試みる。

2. PD 制御に関する理論予測

2.1 船体運動方程式

座標系は、静水面上の船体中心を原点として船体と共に移動する慣性座標系 $O\text{-}xyz$ とし、 z 軸を鉛直上向きにとる。RFS 船型 (模型) の全体図を座標系と共に Fig. 1 に示す。船型主要目等は既報¹⁾の通りであり、RFS 模型の重心 G は原点 O の上方 (z 軸上) に存在する。Fin 迎角も同じ座標系で考え下向きを正とする。Fin は左右 lower hull それぞれの船首尾 $x=\pm 0.8333\text{ m}$ の位置 4 箇所、左右 2 枚ずつ、合計 8 枚設置される。Fin 面積 A は実船に必要な $20\text{ m}^2/\text{fin}$ に相当する

(a) Side view

(b) Plane and front view

Fig. 1 Plan of RFS model (Unit: mm)

$0.001518\text{ m}^2/\text{fin}$ であり、fin の chord 長さ c は根元側 0.0357 m 、先端側 0.0278 m 、span s は 0.0478 m 、従って aspect 比 s^2/A は 1.51 、また翼型は NACA0012 対称翼である。

制御された RFS 運動応答の理論予測として、周波数領域運動方程式に制御力を直接付加して運動応答を解く。制御力を考慮した縦運動を考える時、heave z 、pitch θ 連成運動方程式は次の通りとなる。但し、 $z=0$ 、 $\theta=0$ を制御目標値とする。

$$\begin{cases} (m + A_{33})\ddot{z} + B_{33}\dot{z} + C_{33}z + A_{35}\ddot{\theta} + B_{35}\dot{\theta} + C_{35}\theta \\ \quad = E_3 + F_{33}\alpha_{c3} + F_{35}\alpha_{c5} \\ (I + A_{55})\ddot{\theta} + B_{55}\dot{\theta} + C_{55}\theta + A_{53}\ddot{z} + B_{53}\dot{z} + C_{53}z \\ \quad = E_5 + F_{55}\alpha_{c5} + F_{53}\alpha_{c3} \\ T_1\ddot{\alpha}_{c3} + T_2\dot{\alpha}_{c3} + \alpha_{c3} = -(K_{D3\alpha}\dot{z} + K_{P3\alpha}z) \\ T_1\ddot{\alpha}_{c5} + T_2\dot{\alpha}_{c5} + \alpha_{c5} = -(K_{D5\alpha}\dot{\theta} + K_{P5\alpha}\theta) \end{cases} \quad (1)$$

ここで、 m は船体質量、 I は慣性 moment、 A_{ij} 、 B_{ij} 、 C_{ij} は j 方向の単位振動運動により i 方向に誘起される付加質量、減衰力係数、復原力、 E_i は i 方向の波強制力又は moment である。

また、 F_{ij} は揚力特性を表す係数、 α_{cj} は j 運動制御時の fin 迎角、 T_1 、 T_2 は 2 次遅れにおいて fin 駆動系の動特性を表す係数、 $K_{Pj\alpha}$ 、 $K_{Dj\alpha}$ はそれぞれ j 運動の P、D 制御 gain 定数を迎角換算した値であり、 $F_{ij}\alpha_{cj}$ は fin 迎角 α_{cj} の時に発生する力又は moment になる。更に、 F_{ij} は、

$$\begin{cases} F_{33} = F_{33f} + F_{33a} \\ F_{53} = -F_{33f}\ell_f - F_{33a}\ell_a \\ F_{55} = F_{55f} + F_{55a} \\ F_{35} = -\frac{F_{55f}}{\ell_f} + \frac{F_{55a}}{\ell_a} \end{cases} \quad (2)$$

及び

$$\begin{cases} F_{33f,a} = \frac{1}{2}\rho A_{f,a} C_{La3f,a} C_{3f,a}(\omega) U^2 \\ F_{55f,a} = \frac{1}{2}\rho A_{f,a} C_{La5f,a} C_{5f,a}(\omega) U^2 \ell_{f,a} \end{cases} \quad (3)$$

である。ここで、

$$C_{jfa}(\omega) = C_{cfa}(\omega) + iC_{sfa}(\omega) \quad (4)$$

で表され、これらの式における subscript の f,a は前、後 fin、 $\ell_{f,a}$ は fin 位置の x 座標、 ρ は水密度、 $A_{f,a}$ は fin 投影面積の合計、 U は船速を示す。また、 C_{Loffa} は heave、pitch 制御運動毎或は前、後 fin 毎の準定常揚力傾斜、 C_{jfa} は運動角周波数 ω の関数で、これらは j 運動制御時の fin-fin、fin-lower hull 間干渉影響及び fin 揚力非定常特性 (揚力発生遅れ) を表す。

また、fin 駆動は、heave 運動制御では前、後 fin と同じ方向に同じ角度だけ動かし、pitch 運動制御では前、後 fin を逆方向に同じ角度だけ動かすことが前提である。

以上の通り、(1)式、(2)式及び(3)式の運動方程式には、非定常特性並びに fin-fin 及び fin-lower hull 間干渉を考慮した

fin 揚力、それによる制御力並びに制御系遅れが含まれている。(1)式の運動方程式における流体力係数及び波強制力として、potential 流れに基づく力、復原力、粘性に基づく力及び fin に基づく力 (慣性力、揚力、粘性抗力) が考えられる。ここで potential 流れに基づく力は、通常 strip 法或は各種 3 次元法によって得られ、粘性抗力に基づく力は、Lee ら³⁾の方法に従い、それを等価線形化し繰返し計算により値を得る。また、揚力に基づく力は、第 2.3 節で述べる方法により求められる。

2.2 制御 block 図と一巡伝達関数

(1)式の運動方程式を Laplace 変換形で表すと次式となる。

$$\begin{cases} H_{33}Z(s) + H_{35}\Theta(s) = E_3(s) + F_{33}A_{c3}(s) + F_{35}A_{c5}(s) \\ H_{55}\Theta(s) + H_{53}Z(s) = E_5(s) + F_{55}A_{c5}(s) + F_{53}A_{c3}(s) \\ (T_1s^2 + T_2s + 1)A_{c3}(s) = -(K_{D3\alpha}s + K_{P3\alpha})Z(s) \\ (T_1s^2 + T_2s + 1)A_{c5}(s) = -(K_{D5\alpha}s + K_{P5\alpha})\Theta(s) \end{cases} \quad (5)$$

更に、

$$H_{ij} = (m_{ij} + A_{ij})s^2 + B_{ij}s + C_{ij} \quad (6)$$

ここで、 Z 、 Θ 、 E_i 、 A_{cj} は、 z 、 θ 、 E_i 、 α_{cj} が Laplace 変換

Fig. 2 Control block diagram

Fig. 3 Control block diagram of ship without restoring moment

された量、 m_{ij} は質量 matrix である。

また、

$$G_{ij} = -F_{ij} \frac{K_{Dja}s + K_{Pja}}{T_1s^2 + T_2s + 1} \quad (7)$$

と表して、本制御系を block 図で表現すると Fig. 2 の通りとなる。

更に以下に示す 2 段階を経る方法を工夫することにより、block 図に従って制御系の一巡伝達関数を求め、Bode 線図を描き、gain 余裕及び位相余裕を求めて安定性判別を行なう。即ち、

Step 1: heave 制御を行わず (heave gain = 0)、pitch 制御のみを行なう 1 入力 1 出力系として考え、pitch P、D 制御 gain 定数 K_{P5} 、 K_{D5} の安定性を Bode 線図により判別し、安定な最大 pitch 制御 gain を決める。

Step 2: Step 1 で求めた pitch 制御 gain K_{P5} 、 K_{D5} を固定し、かつ pitch 制御部を閉 loop と考え、その上で heave 制御に関し一巡伝達関数から Bode 線図を描いて安定性判別を行い、安定な最大 heave P、D 制御 gain 定数 K_{P3} 、 K_{D3} を決める。

Bode 線図には、運動方程式の係数として運動角周波数 ω 毎に値が定まる流体力係数 $A_{ij}(\omega)$ 、 $B_{ij}(\omega)$ 及び波強制力 $E_i(\omega)$ を用いる。更に、負の復原 moment を最小限の pitch P 制御 gain で補い、この状態を改めて船固有の性質であるとみなして検討を進める方法をとる。

Fig. 2 の制御 block 図を統合化した上で、以上の考え方に沿って書き直した block 図を Fig. 3 に示す。ここで、 G_{55min} 或は $G_{55} - G_{55min}$ の表現は、入力した P 制御 gain K_{P5} の一部を負の復原 moment を補うべき最小限の pitch P 制御 gain K_{P5min} として使用することを表す。Fig. 3 より、Step 1 の一巡伝達関数 P_5 及び Step 2 の一巡伝達関数 P_{35} は、以下の通りとなる。

$$P_5 = \frac{(G_{55} - G_{55min})H_{33}}{(H_{55} + G_{55min})H_{33} - (H_{35} + G_{35})(H_{53} + G_{53})} \quad (8)$$

$$P_{35} = \frac{G_{33}(G_{55} + H_{55})}{H_{33}H_{55} - (H_{35} + G_{35})(H_{53} + G_{53}) + H_{33}G_{55}} \quad (9)$$

2.3 Fin 揚力特性

Fin 揚力特性計算では、fin の水深は chord 長さよりも深くかつ chord 長さを使った Froude 数が大きく、fin による造波減衰を無視できることを前提とする。

流体力係数 A_{ij} 、 B_{ij} のうち fin に起因するものを A_{Fij} 、 B_{Fij} とし、まず heave 運動の A_{F33} 、 B_{F33} 及び A_{F53} 、 B_{F53} を考える。減衰係数 B_{F33} 及び B_{F53} の揚力遅れによる項、つまり (4) 式における複素数 C_{jfa} の虚部 C_{sifa} 項は 90 deg だけ位相差を生じるので、付加質量 A_{F33} 及び A_{F53} 項に入り、 A_{F33} 、 B_{F33} 及び A_{F53} 、 B_{F53} は結局次式で表される。

$$\begin{cases}
A_{F33} = A_{F33f} + A_{F33a} \\
\quad + \frac{1}{\omega} \left(\frac{1}{2} \rho A_f U C_{La3f} C_{s3f} + \frac{1}{2} \rho A_a U C_{La3a} C_{s3a} \right) \\
\quad = A_{33wif} - A_{33wof} \\
B_{F33} = \frac{1}{2} \rho A_f U C_{La3f} C_{c3f} + \frac{1}{2} \rho A_a U C_{La3a} C_{c3a} \\
\quad = B_{33wif} - B_{33wof} \\
A_{F53} = -A_{F33f} \ell_f - A_{F33a} \ell_a \\
\quad - \frac{1}{\omega} \left(\frac{1}{2} \rho A_f U \ell_f C_{La3f} C_{s3f} + \frac{1}{2} \rho A_a U \ell_a C_{La3a} C_{s3a} \right) \\
\quad = A_{53wif} - A_{53wof} \\
B_{F53} = -\frac{1}{2} \rho A_f U \ell_f C_{La3f} C_{c3f} - \frac{1}{2} \rho A_a U \ell_a C_{La3a} C_{c3a} \\
\quad = B_{53wif} - B_{53wof}
\end{cases} \quad (10)$$

即ち、(10)式より、 $C_{La3f} C_{c3f}$ 、 $C_{La3f} C_{s3f}$ 及び $C_{La3a} C_{c3a}$ 、 $C_{La3a} C_{s3a}$ が求められる。また、pitch 運動の A_{F55} 、 B_{F55} 及び A_{F35} 、 B_{F35} を考えると、次式を得る。

$$\begin{cases}
A_{F55} = A_{F33f} \ell_f^2 + A_{F33a} \ell_a^2 \\
\quad + \frac{1}{\omega} \left(\frac{1}{2} \rho A_f U \ell_f^2 C_{La5f} C_{s5f} + \frac{1}{2} \rho A_a U \ell_a^2 C_{La5a} C_{s5a} \right) \\
\quad + \frac{1}{\omega^2} \left(\frac{1}{2} \rho A_f U^2 \ell_f C_{La5f} C_{c5f} + \frac{1}{2} \rho A_a U^2 \ell_a C_{La5a} C_{c5a} \right) \\
\quad = A_{55wif} - A_{55wof} \\
B_{F55} = \frac{1}{2} \rho A_f U \ell_f^2 C_{La5f} C_{c5f} + \frac{1}{2} \rho A_a U \ell_a^2 C_{La5a} C_{c5a} \\
\quad - \frac{1}{\omega} \left(\frac{1}{2} \rho A_f U^2 \ell_f C_{La5f} C_{s5f} + \frac{1}{2} \rho A_a U^2 \ell_a C_{La5a} C_{s5a} \right) \\
\quad = B_{55wif} - B_{55wof} \\
A_{F35} = -A_{F33f} \ell_f - A_{F33a} \ell_a \\
\quad - \frac{1}{\omega} \left(\frac{1}{2} \rho A_f U \ell_f C_{La5f} C_{s5f} + \frac{1}{2} \rho A_a U \ell_a C_{La5a} C_{s5a} \right) \\
\quad - \frac{1}{\omega^2} \left(\frac{1}{2} \rho A_f U^2 C_{La5f} C_{c5f} + \frac{1}{2} \rho A_a U^2 C_{La5a} C_{c5a} \right) \\
\quad = A_{35wif} - A_{35wof} \\
B_{F35} = -\frac{1}{2} \rho A_f U \ell_f C_{La5f} C_{c5f} - \frac{1}{2} \rho A_a U \ell_a C_{La5a} C_{c5a} \\
\quad + \frac{1}{\omega} \left(\frac{1}{2} \rho A_f U^2 C_{La5f} C_{s5f} + \frac{1}{2} \rho A_a U^2 C_{La5a} C_{s5a} \right) \\
\quad = B_{35wif} - B_{35wof}
\end{cases} \quad (11)$$

同様に、(11)式より、 $C_{La5f} C_{c5f}$ 、 $C_{La5f} C_{s5f}$ 及び $C_{La5a} C_{c5a}$ 、 $C_{La5a} C_{s5a}$ が求められる。ここで、fin の質量を無視する。また、 A_{ijwif} 、 B_{ijwif} 及び A_{ijwof} 、 B_{ijwof} は、理論計算又は模型実験により求められる fin 有の RFS 及び fin 無の RFS における付加質量、減衰力係数を表す。

揚力特性は、循環を考慮した Green 関数法或は Rankine panel 法などの 3 次元理論を用いて計算することもできるが、本報では、流体力係数の実験値から計算した揚力特性を運動方程式に繰込んで計算する方法をとり、これを RNM と表す。

2.4 Bode 線図による安定最大制御 gain の予測

駆動 fin を用いて RFS 運動を制御する時、既報¹⁾の知見よ

り、制御 gain 定数として制御安定範囲内の P gain 最小値、就中 D gain 最大値を Bode 線図を用いて探索する。

P gain 最小値を次の通りに定める。まず、RFS の heave 運動の制御について考える。本来、RFS は若干の heave 予備浮力 $C_{33}=464.0$ N/m を持ち、heave 同調点は $\lambda/L > 4$ にある。ここで、 λ は入射波の波長、 L は船長である。定常自然外力の存在しない heave 方向においては、むやみに P 制御を行なって同調点を短 λ/L 側に近づけたりせず安定性を予備浮力にまかせ、P 制御は $K_{p3}=0$ と固定し、運動制御を D 制御のみで行なう。次に、RFS の pitch 運動制御について考える。Pitch 方向における安定性を必要最小分だけ P 制御で補い、運動制御を D 制御で行なう。必要最小 P gain として負の復原 moment 分、高速航走時の Munk moment 分及び突風時予備復原 moment 分の合計を考える。ここで、実船の 40 knots 航走時 Munk moment 相当分は P gain 換算で 1.01×10^{10} kgm²/s²、突風時予備復原 moment 相当分は、太平洋平均風速最大値 26 m の 1.5 倍である 39 m 突風時船首尾の上下変位を 1 m 以下に押えるために必要な moment として、抗力係数 $C_D=1.0$ と船体正面投影面積とを乗じて計算すると 0.68×10^{10} kgm²/s² となる。この結果、実船に必要な最小 P gain は $K_{p5}=1.74 \times 10^{10}$ kgm²/s² となる。この値を模型換算すると $K_{p5}=99$ kgm²/s² となり、これを固定する。

P gain 定数を決めた後、安定最大 D gain の探索を第 2.2 節に従い以下の手順で行なう。

- まず、heave $K_{D3}=0$ と固定し、pitch のみ制御する状態で K_{D5} を小から大へ変化させ安定性判別を行ない、安定な最大 K_{D5} を見出す。(Step 1)
- 次に、その最大 K_{D5} を固定し、heave、pitch 両方を制御して K_{D3} を小から大へ変化させ安定性判別を行ない、安定な最大 K_{D3} を見出す。(Step 2)
- 安定である最大制御 gain 定数を用いて運動計算 (又は実験) を行い、応答振幅、位相或は fin 迎角実績を求める。
- Fin 迎角実績値が stall 角以下であることを確認する。

なお、係数 T_1 、 T_2 は、2 次遅れ系応答曲線において平衡値の 63.2% に達する時間が、後述する通り模型実験において実測した、制御系の 1 次遅れ時定数 $T=0.07$ s と同じ値となるよう求める。また、実測された時定数 0.07 s 以外の制御系遅れがある場合も含め、Bode 線図において gain=10 dB、位相=60 deg の余裕を考慮して安定性判別を実施する。

RFS 模型の制御された運動応答における一連の制御安定性判別を行なった結果、安定最大 gain 定数として Table 1 に示される値が得られた。また、この gain 定数を用いて安定性判別を行なった Bode 線図の例を Fig. 4 に示す。図において、まず Step 1 の結果をみると、実験値における運動角周波数 ω の範囲が限られているため厳密な判定を行なえないが、

Table 1 Maximum stable control gain constants for RFS

	P control	D control
Heave	$K_{P3}=0 \text{ kg/s}^2$	$K_{D3}=214 \text{ kg/s}$
Pitch	$K_{P5}=99 \text{ kgm}^2/\text{s}^2$	$K_{D5}=112 \text{ kgm}^2/\text{s}$

(a) Gain characteristics

(b) Phase characteristics

Fig. 4 Bode plot of RFS motion control system

おおよその傾向として安定の範囲にあるように思われる。次に Step 2 の結果をみると、(b)の位相が-180 deg となる ω は外挿して約 20 rad/s であり、この ω における(a)の gain は外挿して約-15 dB で、gain 余裕は 10 dB 以上である。また、(a)の gain が 0 dB となる ω は約 12 rad/s であり、この ω における(b)の位相は-120 deg 強で、位相余裕はほぼ 60 deg である。これらの結果を総合的に考え、Table 1 に示される gain 定数が安定な最大の値であると予測される。

3. PD 制御に関する模型実験

3.1 Fin 駆動装置と制御系

模型 lower hull の船首尾に装着されている fin 駆動装置の

Fig. 5 Assembly of controllable fins (Unit: mm)

Fig. 6 Block diagram of fin control system

組立図を Fig. 5 に示す。4 対の fin 駆動装置はそれぞれ独立に角度制御が可能で、主に servomotor 駆動機、fin 角度検出用 potentiometer 及び worm gear から構成されており、fin 軸を経て fin を駆動させる。Fin に働く radiation 流体力、diffraction 流体力及び揚力を考慮して、fin 揚力負荷 0.5 kgf/fin、fin 駆動 torque 1.0 kgf cm/fin として設計した。Fin 角度振幅は $\pm 20 \text{ deg}$ 、fin 駆動周波数は最大 3.0 Hz、8 枚の fin は aluminium 合金製である。

駆動 fin 制御系の block 図を Fig. 6 に示す。制御演算装置において fin 迎角指令値 $\alpha_{cf,a}$ は次式により計算される。即ち、

$$\alpha_{cf,a} = \alpha_{cf,f} \mp \alpha_{cf,a} = \frac{K_{D3}\dot{z} + K_{P3}z}{4\rho AC_{La}U^2} \mp \frac{K_{D5}\dot{\theta} + K_{P5}\theta}{4\ell_0\rho AC_{La}U^2} \quad (12)$$

ここで、(12)式右辺は f のとき-、 a のとき+となる。また、 C_{La} は揚力傾斜 ($=3.12 \text{ 1/rad}$)、 ℓ_0 は fin の moment lever ($=0.8333 \text{ m}$) である。 C_{La} に関しては、Lee ら³⁾、Pitts ら¹⁸⁾に従い 3.12 1/rad とした。

また、Fig. 6 の fin 制御系における potentiometer の heave、pitch 出力から low-pass filter や迎角指令値演算を経て fin 迎角実績値までの位相遅れを測定した。駆動周波数が 1.105 Hz ($\lambda/L=2.00$ に相当) である場合の結果を Table 2 に示すが、pitch θ の場合には P 制御及び微分演算が加わる D 制御とも位相遅れは約 12 deg であり、pitch θ の potentiometer 出力値

Table 2 Phase lag of movable fin system (1.105 Hz)

	P control	D control
Heave	---	-11.3 deg
Pitch	-11.3 deg	-11.3 deg

Fig. 7 Maximum stable gain for RFS

安定化のための low-pass filter による位相遅れ約 14 deg を加えて合計約 26 deg と推定される。この位相遅れは、時定数

に換算すると約 0.07 s となり、梶ら^{14), 15)}により実測された chord 長さ約 100 mm の模型 fin における制御装置遅れ 0.1 s に比べても妥当で、制御装置として問題のない値であろう。

3.2 安定最大制御 gain の探索

Bode 線図による理論予測に続き、駆動 fin を用いた模型実験における安定性判別を第 2.4 節の探索手順(a)-(d)に沿い以下の通り行なった。即ち、D gain 定数を実験毎に系統的に変化させながら、静水中で RFS を Pitch $\theta=+$ 又は-2 deg だけ傾けた状態で航走を始め、Froude 数 0.43 での航走において fin 制御により模型姿勢を水平に制御できるか否かを判別した。実際の実験では、D gain 定数を大きくしたとき、運動応答の発散が起る前に fin 迎角の急激な変動 (hunting) を生じ、それが律速となって gain 最大値が決定された。

Fig. 7 に RFS に対する安定最大 D gain 探索の Bode 線図予測結果及び模型実験結果を示す。横軸は D gain 定数を上げていった割合を示す gain rate、縦軸は制御安定度を表す。横軸の Gain rate 1.0 は Table 1 における D gain 定数であり、縦軸の指標 0 及び 1 は制御安定、1 を超えると不安定であることを意味する。図より、Est で示される Bode 線図予測結果と実験結果が一致しており、制御が安定となる最大 gain rate

Fig. 8 Motion responses of RFS in regular head waves

は 1.0 であることが分る。即ち、RFS 運動応答を安定に制御できる最大の制御 gain は Table 1 に示される値となり、これを gain GA とする。

3.3 PD 制御された RFS 運動応答

前節で得られた安定最大の gain GA を用いて制御された RFS 運動の模型実験を正面向波規則波中で行なった。Froude 数は 0.43 である。Fig. 8 に理論予測及び実験の結果を示すが、図より、RNM 理論予測値及び実験値は、heave 位相差の一部を除き、よく一致することが分る。更に、この gain 定数を用いて PD 制御された RFS 運動応答は従来船型の応答に比べ極めて小さい値にまで低減されている¹⁹⁾ことが分る。

4. 非線形 VSS 制御

4.1 VSS 制御の考え方

RFS 船型は、負の復原 moment を持つため波浪中運動応答が大きく低減される潜在能力を持つ。しかし、一方で船の安定性確保のため、PD 制御の場合には負の復原 moment を補うだけの P 制御 gain を常に働かせることになり、これでは RFS の負の復原 moment という潜在能力を十分に生かせたとは言えない。そこで、本報では、系を安定に保持しかつ負の復原 moment の効果を発揮させ、RFS 運動応答を極限まで低減させることを目的に、系の状態に応じて P 制御 gain を slide させる制御即ち非線形 VSS 制御²⁰⁾の適用を試みる。

VSS 制御の基本的考え方は次の通りである。即ち、Fig.9 において、pitch 運動する船が波強制力 E_5 に従って船首下げ

Fig. 9 Schematic figures to explain the concept of VSS control

Fig. 10 VSS sliding mode control

方向に向う状態(a)から反転し、船首下げの変位 θ にはあるが船首を上げつつある場合(b)には、多少の位相差はあるが波強制力 E_5 、船の角速度 $\dot{\theta}$ 及びP gain による復原 moment $K_{P5}\theta$ の方向が一致するので、船の運動は助長され、同調現象につながる。従って、波強制力 E_5 が反転し船も船首上げ方向に反転した直後にP gain を0又は負の値 $-qK_{P5}$ にslidingさせ(c)、その後船の変位 θ が0近くに回復した時点でP gain を元の正の値に戻す方法である。

さて、図中の σ は、以下の通り記述される。

$$\sigma = \theta(\dot{\theta} + m_1 \theta) \quad (13)$$

(13)式は、pitch 変位 θ と角速度 $\dot{\theta}$ との状態を表す関数 σ を定義し、VSS 制御では σ の符号に従って制御 gain K_{P5} を slide させる。Sliding mode 領域及び σ の符号を Fig. 10 に示すが、各領域での pitch 制御 gain K_{P5} は次の通りに slide される。即ち、

$$\begin{cases} \sigma > 0 \text{ のとき, } K_{p5} & (\text{PD 制御と同じ正の値}) \\ \sigma < 0 \text{ のとき, } -q K_{p5} & (\text{安定な最大の負の値}) \end{cases} \quad (14)$$

4.2 VSS 制御の理論予測

(13)、(14)式における m_l 及び q の組合せによる制御安定性及び運動低減効果を見るために、正面向波規則波中船体運動の時間領域 simulation を行なった。本 simulation は、簡単のために、流体力係数として実験値のうち最小 ω での値（ほぼ準定常値）を使い、heave との連成を考えず、pitch 運動のみの simulation を Fig. 11 に示される制御 block 図に従い実施し

Fig. 11 Block diagram of VSS control

Fig. 12 Time domain simulation of RFS pitch motion controlled by use of VSS

Fig. 13 Stability of VSS control system

Table 3 Estimation of the effect of VSS control

m_l	q	$ \theta_{VSS} / \theta_{PD} $
2.1	1	0.85
3.2	1	0.91
4.3	2	0.91
6.4	3	0.95
8.6	5	0.97
12.8	10	0.99

Table 4 Experimental results of VSS control

No.	m_l	q	$ \theta_{VSS} / \theta_{PD} $
V4	1.0	1.0	1.03
V3	1.5	1	0.99
V1	2.1	1	0.99
V5	2.5	1	1.03
V6	2.5	1.5	1.02

たものである。制御 gain K_{P5} の slide は瞬時に行なわれるとし、また 1 次の制御遅れとした。 λ/L を 1.4、実船換算波高を 8 m、simulation 時間を 240 s、gain 定数を Table 1 の通り、 θ の初期値を 0 とした、 $(m_l, q) = (2.1, 1)$ の場合の simulation 例を Fig. 12 に示す。Simulation において (m_l, q) の組合せを変えて探索した結果、安定な (m_l, q) の範囲は、Fig. 13 に示される通りとなる。Fig. 12 の Simulation 図より定常状態になった後の振幅 $|\theta_{VSS}|$ を (m_l, q) の組合せ毎に読み取り、それらを、同様に行なった PD 制御による振幅 $|\theta_{PD}|$ と比較したものを Table 3 に示す。表より、 $\lambda/L = 1.4$ 、 $(m_l, q) = (2.1, 1)$ の条件で VSS 制御した場合に、運動応答振幅を PD 制御に比べ 15% 程度低減できることが分る。

ここで、Fig. 12 における θ の中心は 0 から偏差を持った平衡位置で安定化している。理論 simulation において P gain 定数 K_{P5} を大きくすると、この偏差は解消されかつ振幅 $|\theta_{VSS}|$ も減少する傾向がみられる。つまり、VSS 制御では PD 制御とは異なる適正 gain 定数が存在するかもしれない。これら

(a) Heave motion

(b) Pitch motion

Fig. 14 Comparison of RFS motion responses among PD and various VSS control systems

詳細の解明は VSS 制御における今後の課題である。

4.3 VSS 制御の実験及び考察

Simulation 理論予測に続き、駆動 fin を用いて VSS 制御した模型実験を行なった。制御 gain K_{P5} を slide させる以外の実験内容及び条件は PD 制御の場合と同じで、基本 gain は Table 1 に示される gain GA である。実験において、模型は安定して高速航走し、制御系に chattering 等の現象はみられなかった。

Table 4 に $\lambda/L = 1.4$ の条件で実験した結果を (m_l, q) の組合せ 5 種類 (V1、V3、V4、V5 及び V6) に対して示す。VSS 制御した pitch 運動振幅と PD 制御との比 $|\theta_{VSS}| / |\theta_{PD}|$ において、最も適していると予測された V1 においても理論予測ほどの低減はみられない。

また、入射波の λ/L を変化させて運動応答を測定した VSS の V1、V3 制御実験結果を PD 制御実験結果と比較して Fig. 14 に示す。図の縦軸は、heave、pitch 運動応答振幅 (最大値

-最小値)/2 である。図より、V1、V3 の pitch 運動振幅は、 $\lambda/L > 3.5$ の長波長域以外は、PD 制御に比べほとんど差のないことが分る。この理由として、理論予測とは異なり gain の sliding に時間を要するので制御が追従できず、VSS 制御性能が低下することが挙げられる。模型実験で実測した制御系の時定数は 0.07 s であり、1 周期 4 回の迎角 slide 時間合計 0.28 s は、pitch 運動周期の 0.26 s ($\lambda/L=0.4$) から 1.45 s ($\lambda/L=4.0$) 程度に対し相当な比率を占める。従って、VSS 制御効果が生じるのは、運動周期が制御系 slide 時間合計 0.28 s の少なくとも 3 倍程度以上の波 ($\lambda/L > 1.8$) であろう。

そこで、波周期 (運動周期) により m_1 の値つまり $\sigma < 0$ の領域を変化させられるよう (13) 式に替り次式を導入する。

$$\sigma = \theta(\dot{\theta} + m_2 \omega \theta) \quad (15)$$

ここで、(15) 式は、波周期 $2\pi/\omega$ が大きい場合には Fig. 8 の m_1 を小さく、 $\sigma < 0$ の領域即ち負の K_{P5} 領域を広くする制御、一方、波周期 $2\pi/\omega$ が小さい場合には m_1 を大きく、 $\sigma < 0$ の領域即ち負の K_{P5} 領域を狭くし、この周期では VSS 制御はいずれにしても追従できないので PD に近い制御とすることを意味する。実験では、 m_2 の値を、 $\lambda/L=1.4$ での $m_1 (=m_2\omega)$ が 2.1 となるよう 0.24 とした。(14) 式に従った実験結果 V1 ω を Fig. 14 の中に示すが、図より、 $\sigma < 0$ の領域即ち負の K_{P5} 領域が広く、VSS 制御が十分に働くであろう $\lambda/L > 2.5$ の長波長域において pitch 運動振幅は大きく低減されているように見える。ただし、これらの場合の $m_1 (=m_2\omega)$ は 1.1 前後で、Fig. 13 での理論予測では安定と不安定との中間位置にあるが、実験では模型は安定して航走した。

従って、実船における制御系時定数は 0.3 s 以内と想定され模型の 4 倍程度であるが、実船の波周期は模型の約 11 倍であり、実船における sliding 時間の波周期に対する余裕度は、模型の場合よりも大きくなる。即ち、模型ではなく実船で VSS 制御を試みれば、重要波長域において VSS 制御効果を期待できる可能性がある。

5. 結 言

RFS 大型高速船の運動応答を駆動 fin を用いた制御により極限まで低減することを目的とし、理論予測及び水槽模型実験を行なった。

まず、PD 制御の理論においては、運動方程式に fin 揚力特性、fin 揚力による制御力及び制御系遅れを考慮し、この運動方程式を制御 block 図に表現した。ここで、fin 揚力特性は、非定常特性並びに fin-fin 及び fin-lower hull 間干渉を含み、fin 有、無の RFS を対象とした理論計算又は実験において得られる流体力係数から計算する。また、heave 制御を固定して pitch のみを制御する Step 1 と pitch 制御を固定して

heave のみを制御する Step 2 の 2 段階法を工夫することにより step 毎の一巡伝達関数を求め、Bode 線図を描き、RFS に対して安定で最大の D 制御 gain 値を求めた。一方、実験では、駆動 fin 装置を備える RFS 模型を用いた静水中航走 impulse 応答実験により、安定で最大の D 制御 gain 定数を求めた。理論と実験とで得られた gain 値はよく一致した。これらの制御 gain 定数を用いて運動方程式による運動応答計算を行なうと共に、正面向波規則波中を Froude 数 0.43 で航走する模型の運動測定実験を実施した。この結果、理論予測値と実験値はよく一致し、PD 制御により RFS の運動応答は従来船型の応答に比べ大きく低減されることが分った。

次に、非線形 VSS 制御の理論において、pitch 運動における変位と角速度の関係を表し、これにより制御 mode を slide させる関数を $\sigma = \theta(\dot{\theta} + m_1 \theta)$ と定義した。本制御では、 σ の正負により pitch 制御 P gain K_{P5} を $-q K_{P5}$ に slide させる。制御 block 図に基づく時間領域 simulation により m_1 及び q の安定な範囲を求め、同時に運動応答振幅を計算した。一方、実験では、mode の sliding 以外は PD 制御と同様の運動応答測定実験を行なった。これらの結果より、制御系の sliding 時間に余裕のあると考えられる実船において VSS 制御を工夫すると、RFS 運動応答を更に低減できる可能性があることが分った。

なお、本研究は文部科学省科学研究費補助金 (課題 No. 19206093) の助成を受けて行なわれたことを付記する。

参 考 文 献

- 1) 吉田基樹, 岩下英嗣, 木原一, 木下健 2009
Resonance-Free SWATH の概念設計と耐航性能, 日本船舶海洋工学学会論文集, 第 10 号, 73-81.
- 2) 木原一, 吉田基樹, 岩下英嗣, 木下健 2009
Resonance-Free SWATH の運動応答解析, 日本船舶海洋工学学会論文集, 第 10 号, 83-96.
- 3) Lee, C. M. and Curphey, R. M. 1977 Prediction of motion, stability, and wave load of Small-Waterplane-Area, Twin-Hull ships, SNAME Transactions, Vol. 85, 94-130.
- 4) 別所正利, 経塚雄策, 山内茂, 林田雅行 1978 縦揺れ制止ひれによる船の動揺低減について, 日本造船学会論文集, 第 153 号, 176-187.
- 5) 大島正直, 成田仁, 国武吉邦, 中村博 1982 半没水型双胴船 (SSC) の開発, 三井造船技報, 第 115 号, 24-44.
- 6) 電算センター 1982 半没水型双胴船 (SSC) のフィン・スタビライザー—SSC “シーガル” の動揺制御—, 三井造船技報, 第 115 号, 45-51.

- 7) 松嶋正和, 中村博, 国武吉邦 1982 半没水型双胴船の波浪中運動性能について, 西部造船学会会報, 第 63 号, 97-114.
 - 8) 小沢宏臣 1988 大型 SWATH の基本特性について, 三井造船技報, 第 133 号, 1-8.
 - 9) Papanikolaou, A., Zaraphonitis, G. and Androulakis, M. 1991 Preliminary design of a high-speed SWATH passenger /car ferry, Marine Technology, Vol. 28, No. 3, 129-141.
 - 10) Hearn, G. E., Veldhuis, I. J. S., Veer, R. and Steenbergen, R. J. 2001 Conceptual design investigations of a very high speed transpacific container vessel, FAST2001, 81-107.
 - 11) Armstrong, T. and Holden, K. 2003 A new generation of large fast ferry – from concept to contact reality, FAST2003.
 - 12) 西山哲男 1962 水中翼の非定常理論 (其の一, 規則波中を一定姿勢で進む場合), 造船協会論文集, 第 112 号, 1-14.
 - 13) 西山哲男 1962 水中翼の非定常理論 (其の二, 静水中を heaving あるいは pitching しつつ進行する場合), 造船協会論文集, 第 112 号, 15-19.
 - 14) 梶正和, 西義和, 山上順雄 1990 水中翼をもつ船体の波浪中運動推定, 関西造船協会誌, 第 214 号, 99-104.
 - 15) 梶正和, 西義和, 山上順雄 1991 自由表面下における三次元振動翼の非定常特性について, 関西造船協会誌, 第 216 号, 145-151.
 - 16) 大坪英臣, 久保田晃弘, 1990 水中翼付き大型高速船の縦運動と縦強度 (第 1 報: 水中翼の非定常特性と正面規則波中計算結果), 日本造船学会論文集, 第 168 号, 149-157.
 - 17) 経塚雄策, 堀勉, 小寺山宣 1990 水中揚力体に加わる非定常流体力について, 日本造船学会論文集, 第 168 号, 243-251.
 - 18) Pitts, W. C., Nielsen, J. N. and Kaattari, G. E. 1959 Lift and center of pressure of wing-body-tail combinations at subsonic, transonic, and supersonic speeds, National Advisory Committee for Aeronautics, Report 1307.
 - 19) 吉田基樹, 岩下英嗣, 木原一, 木下健 2010 Resonance-Free SWATH の波浪中運動性能, 日本船舶海洋工学会論文集, 第 12 号, 投稿中.
 - 20) Khalil, H. K. 2001 Nonlinear systems, third edition, Prentice Hall.
-