水中翼付き大型高速船の縦運動と縦強度

(第2報:12m級小型船の応答および制御シミュレーション)

正員 大 坪 英 臣* 正員 久保田 晃 弘* 正員 石 井 亮 一** 正員 津 村 健 司***

Vertical Motions and Longitudinal Strength of Large High-Speed Ships with Hydrofoils (2nd Report: Motion Response and Control of a 12 m Long Hydrofoil Catamaran)

by Hideomi Ohtsubo, *Member* Ryoichi Ishii, *Member* Akihiro Kubota, *Member* Kenji Tsumura, *Member*

Summary

In the previous paper, the authors presented a new method for calculating vertical motions and wave loads of large high-speed ships with hydrofoils and developed the program code $TSLAM-F_{HF}$. The computational method of $TSLAM-F_{HF}$ is based on the time-domain strip method taking account of the effects of the nonlinear hydrodynamic forces and dynamic lift of the hydrofoils.

In this paper, the authors apply the program code $TSLAM-F_{HF}$ to a 12 m long hydrofoil catamaran in regular head seas. The computed results show that there exists a strong nonlinearity in ship motions and wave loads due to the unsteady lift of the hydrofoils and the impact forces by the hydrofoil slamming.

When we design large high-speed ships, the structural aspects are often more important than the hydrodynamical ones. The program code $TSLAM-F_{HF}$ is a very useful tool for the structural design of large high-speed ships with hydrofoils.

In the next step, the author simulate motions of the ships actively controlled by the hydrofoil flaps to stabilize the ship motions in order to prevent the hydrofoil emergence which leads to strong impact forces on the hydrofoils. The feedback gains for the flap control are determined by solving the optimal state regulator problem. The result shows that the flap control is very effective in stabilizing the ship motions. It reduces the amplitude of the ship motions to about 20 % of that for the non-controlled conditions and it can also prevent the hydrofoil emergence among rough seas.

1. 緒 言

著者らは前報いで、水中翼の揚力を主な力として船体を浮上させて航走する形式の大型高速船の波浪中縦運動応答を時間領域で推定するための計算方法を提案し、プログラムコード TSLAM-FHF を開発した。これは船体形状および船体や水中翼のスラミングによる非線形性を考慮したストリップ法と、非定常翼理論を組み合わせたものである。そして本方法を東大型の大型ハイドロフォイル・カタマラ

確認した。ハイドロフォイル・カタマランの応答特性は通常の排水量型高速船の応答特性とは本質的に異なり、特に短波長領域で極めて良好な応答特性を示すことが知られている²⁾。本計算法はこのようなハイドロフォイル・カタマラン特有の運動応答および波浪荷重特性の推定に極めて有効であることが示された。

ンの概念船 HC 2000 に適用し,計算法の基本的な妥当性を

しかしながら同時に,本計算法には精度の点で未だ改良 の余地があることも明かとなった。特に長波長領域におけ る計算結果には,運動応答を過小評価してしまう傾向が見 られた。この主な原因として,

- (1) 水中翼の揚力の推定法の精度が不十分である,
- (2) 船体に働く流体力の推定法の精度が不十分である,

^{*} 東京大学工学部船舶海洋工学科

^{**} 東京大学大学院工学系研究科

^{***} 三菱重工業(株)長崎造船所(研究当時東京大学工学部)

ことの2つが考えられる。ハイドロフォイル・カタマランは設計点においてはフォイルボーン率が高いため,(1)の精度の影響がとりわけ支配的であると思われる。そこで本論文ではまず,水中翼の翼揚力の推定法について再吟味し,特に長波長域における計算結果の精度向上を目指す。なお,本報では計算の対象として12m級の小型ハイドロフォイル・カタマランHC12「エクセラー」を用いた。今回このような小型船を対象としたのは,「大型船に比較して波が相対的に長波長となり計算法の検討に有効である」ことが一つの理由であるが,同時に「フル・スケール・モデルの開発ならびに実験が平行して行われた」3.4.5)ことももう一つの大きな理由である。

本報ではまず、この12 m級ハイドロフォイル・カタマランの1/10 模型を用いて、船速および波高を変化させ、正面規則波中の運動応答実験を行った。特に前報では触れることのできなかった船速の違いによる影響、ならびに大波高時に生じる前翼露出による影響に注目して、実験と計算を比較し検討を行った。

ハイドロフォイル・カタマランは短波長の波に対しては極めて良好な縦運動応答を示すが、一方長波長の波に対しては、一般の排水量型の高速船に比較して過大な応答を示す。このようなハイドロフォイル・カタマランの縦運動特性を改善するための方法として、水中翼のフラップにより船体縦運動の制御を行うことが考えられる。そこで本報では水中翼フラップによる船体縦運動の制御シミュレーションを行い、その有効性の検討を行う。ハイドロフォイル・カタマランにおいてはその構造上、水中翼システムの強度、特に水中翼露出時の荷重が大きな問題となると考えられる。水中翼フラップによる船体縦運動制御はこの水中翼露出を抑え、さらには運動応答の改善による乗り心地の向上に対して極めて有効であると考えられる。なお、本報では制御方法として最適レギュレータを用いたが。

2. 模型 実験

供試船の概形図を Fig. 1 に示す³)。この 1/10 模型⁴) を用いて正面規則波中運動応答試験を行った。水中翼は前翼と

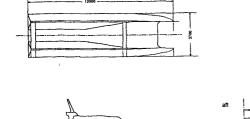




Fig. 1 Configuration of EXCELLER

後翼の2翼であり、静止時の水中翼没水度は実船相当で前翼が0.8 m、後翼が1.0 m である。実験はすべて東京大学工学部船型試験水槽において行った。roll, yaw, surge そして sway を拘束し, heave, pitch の両運動を計測した。同時に船体重心位置の真横で容量式波高計により波高を測定した。計測器の出力はすべていったんトランジェント・レコーダに取り込み、その後ペン・レコーダに出力させた。なお、水中翼露出の有無などの検証のため、船体運動の様子をビデオに記録した。

船速 V_s は実船相当 22、18、10 ノット (それぞれ船長ベースのフルード数 F_n が 1.043、0.853、0.474)の 3条件、波高 H_w は実船相当 0.2、0.4、0.7 mの 3条件、そして波長 λ は実船相当 7、12、17、25、35、45 m(波長船長比 λ/L はそれぞれ 0.58、1.0、1.42、2.08、2.92、3.75)の 6条件で実験を行った。22 ノットにおける定常航走時の水中翼没水度は実船相当で前翼が 0.3 m、後翼が 0.5 m である。この状態がフォイルボーン率 80%弱の翼走状態である(船体上昇量約 3.8%L)³¹、そして 10 ノットの場合はほぼ艇走状態であり(船体上昇量約 0.1%L)、18 ノットの場合は異走と艇走の中間状態である(船体上昇量 2.2%L)。

Table 1 に実験条件および各実験条件における前翼露出の有無を示す。波高 0.2 m の場合、全波長にわたって前翼露出が生じていない。一方、波高 0.7 m の場合は全波長にわたって前翼露出が生じている。そして波高 0.4 m の場合、波長が 25 m 以上の長波長域で前翼露出が生じている。なお、すべての実験条件において後翼の露出は生じていない。

他の実験結果については後の計算結果との比較の章で示す。

3. 水中翼の揚力推定法に対する検討

次に計算方法の改良に関する検討を行う。具体的には, 前報で示した水中翼の揚力の推定法に関する検討を行う。

波浪中を高速で任意運動する水中翼の揚力は、以下のような多数の物理的成分からなると考えられる。

Table 1 Condition of experiments and hydrofoil emergence

Hw	ν,	7 m	1 2 m	17m	2 5 m	3 5 m	4 5 m
0.7 m	22 knot	0	0	0	0	0	0
0.4 m	22 knot				0	0	0
	2.2 knot						
0.2 m	18 knat						
	10 knot						

O: Hydrofoil Emergence

- 1. 定常成分
- 2. 波の orbital velocity による非定常成分
- 3. 船体(縦)運動による非定常成分
- 4. 自由表面の影響
- 5. 粘性(境界層, 剝離, 失速)の影響
- 6. 水中翼どうし、水中翼と船体、水中翼とストラット、 ポッドなどの付加物との干渉影響
- 7. 3次元 (翼端)影響
- 8. キャビテーション,ベンチレーション等の影響

そこで、本報ではまず、水中翼の揚力を求める方法として以下の2つの方法を比較する。

(1):1.~4.以外の成分を翼迎角の差として取り扱う。 (case-I, 前報の方法)

$$CL_{total}(t) = C_{suf}(d) \cdot \{CL_{std}(\alpha + \alpha_0) + CL_{wav}(t) + CL_{mov}(t)\}$$
(1)

(2):1.~4.以外の成分を翼揚力の修正係数として取り扱う。翼迎角は実験と計算で同一の値とする。 (case-II)

$$CL_{total}(t) = C_{moa} \cdot C_{suf}(d) \cdot \{CL_{std}(a) + CL_{wav}(t) + CL_{mov}(t)\}$$
(2)

ここで、 CL_{total} は全翼揚力、 C_{mod} は揚力修正係数、 C_{suf} は自由表面影響による揚力修正係数、 CL_{sta} は翼揚力の定常成分、 CL_{wav} は波の orbital velocity による非定常成分、 CL_{mov} は船体運動による非定常成分であり、t は時間、d は翼 mid-chord と自由表面の垂直距離、 α は翼迎角、そして α は翼迎角の修正量である。なお、大迎角時の剝離を近似的に考慮するために、 $CL_{total} > 1.0$ の場合はすべて $CL_{total} = 1.0$ とした。また、翼が空中に露出している間は $CL_{total} = 0.0$ とした。水中翼スラミングによる衝撃荷重は、水中翼の付加質量の変化に伴う運動量変化から求めた。

翼迎角の修正量、あるいは翼揚力の修正係数の値はいずれも、平水中設計速力航走時において実験と計算で船体の上昇量とトリムが一致するように翼ごとに決定する。なお、本報では船体運動による非定常成分 CL_{mov} は準定常的に評価した(前報における case-B)。それ以外の項もすべて前報と同様に評価した。

4. 計算結果

次に TSLAM-F_{HF} を用いた船体運動および波浪荷重計算結果を示す。船体運動の計算法および流体力係数の求め方等はすべて前報と同様である。

4.1 翼揚力の評価法に対する検討

Fig. 2 は実船スケールで波高 H_w =0.2 m, フルード数 F_n =1.043 (22 ノット) の条件下における heave および pich の振幅の計算結果を実験結果と比較したものである。振幅は peak-to-peak で評価する。計算結果としては前章で示した case-II と case-II による結果を共に示す。

これらの図からわかるように、実験結果は若干ばらついてはいるものの、case-I, case-II それぞれの方法による計算値のほぼ中間に位置している。これは前章における 1. ~ 5 . 以外の成分の影響が、一部は翼迎角の差として現れ、逆に他の一部は翼揚力の修正係数として現れることを示している。また、case-I による計算結果に比較して case-II による計算結果はやや大きめの応答を示す。これは case-II の方がスタビライザーとしての水中翼の効果の項(CL_{mov} の項)をやや過大評価していることが主な原因であると考えられる。前報の HC 2000 に対する計算結果が長波長域で船体運動を過小評価していたのは、この case-I により翼揚力を計算していたことが 1 つの原因であると考えられる 1.7 。ただし本供試船の場合、2 つの計算法による結果の差はさ

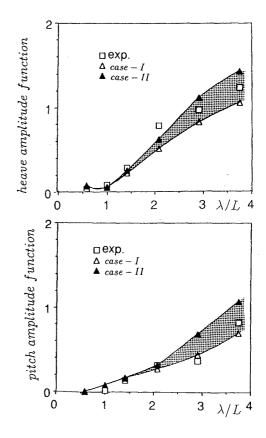
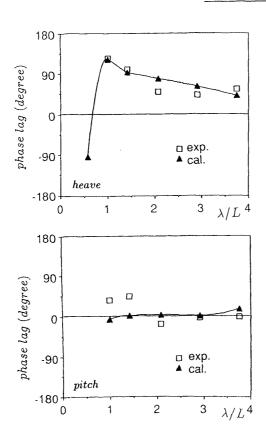
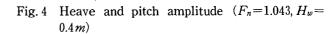


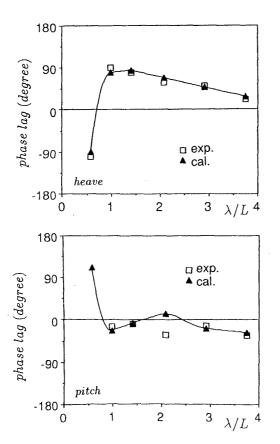
Fig. 2 Heave and pitch amplitude $(F_n=1.043, H_w=0.2m)$



and the principle of t

Fig. 3 Heave and pitch phase lag $(F_n=1.043, H_w=0.2m)$





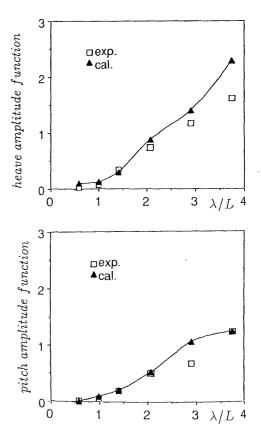


Fig. 5 Heave and pitch phase lag $(F_n=1.043, H_w=0.4m)$

Fig. 6 Heave and pitch amplitude $(F_n=0.853, H_w=0.2m)$

ほど大きくはない。以後の解析については, すべて case-II による結果を示すこととする。

4.2 船体運動計算結果に対する考察

Fig. 3 は同じく波高 H_w =0.2 m, F_n =1.043 における heave と pitch の波に対する位相を実験と計算で比較したものである。振幅同様,位相に関しても実験結果と計算結果は良く一致しているといえる。

次に波高 $H_w = 0.4$ m における結果を示す。フルード数は 同じく $F_n=1.043$ である。Fig. 4はそれぞれheaveと pitch の振幅を, Fig. 5 はそれぞれ heave と pitch と波の位 相差を実験と計算で比較したものである。波高 H_{ω} = $0.4~\mathrm{m}$ の場合についても,実験結果と計算結果は比較的良く一致 しているといって良い。ただし波長が比較的長く (λ/L) 3 程度),応答振幅がかなり大きくなる場合には heave の振 幅をやや過大評価する傾向がある(Fig. 4 参照)。また, Fig. 2と Fig. 4 を比較すると、波高の違いにより振幅の応答関 数はやや異なり、船体運動の波高に対する非線形性がある ことがわかる。位相差については波高の影響は小さい。な お、前翼露出の有無自体については、実験と計算とで一致 している。本計算法により、ハイドロフォイル・カタマラ ンの耐航性および翼システムの構造設計にとって最も重要 であると考えられる前翼露出の有無を予測することが可能 である。ただし波高 H_w が $0.4 \,\mathrm{m}$ の場合の前翼露出は、計 算の方がやや激しい。

次に船速による影響について検討する。Fig. 6,7 は F_n = 0.853 (18 ノット) Fig. 8,9 は F_n =0.474 (10 ノット) における計算結果と実験結果を比較したものである。 波高 H_w はいずれも 0.2 m である。

船速によって運動応答の特性は大きく変化する。heave 振幅についてみれば、船速が低下するにしたがって、 $\lambda/L=1.5\sim2$ あたりにピークが生じてくる。pitch 振幅についても明確なピークこそ現れないものの、同様の傾向を示す。heave の位相差については船速が低下するにしたがって、全体的に位相が遅れていく。pitch の位相差についてもやはりほぼ同様の傾向である。なお全体を通じて船速を変化した際にも、計算値と実験値の一致はかなり良い。すなわち本計算法により、ハイドロフォイル・カタマランの艇走状態から翼走状態にわたる運動応答特性の変化を予測することが可能である。

次に、全波長域にわたって前翼露出が生じている $h_w=0.7\,\mathrm{m}$ の場合について、実験と計算との間で直接船体運動の時系列波形を比較する。Fig. 10 は波高 H_w が $0.7\,\mathrm{m}$ 、波長 λ/L が 1.0, フルード数 F_n が 1.043 の場合の heave とpitch の時系列波形である。この場合、船体運動波形は通常の正弦波状の波形とは大きく異なり、船体は波の $2\,\mathrm{周期}$ を $1\,\mathrm{周期}$ とする非常に特異な運動を行う。計算結果は定量

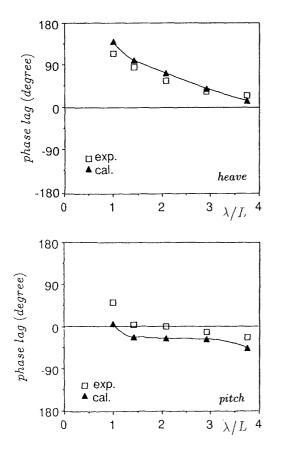


Fig. 7 Heave and pitch phase lag $(F_n=0.853, H_w=0.2m)$

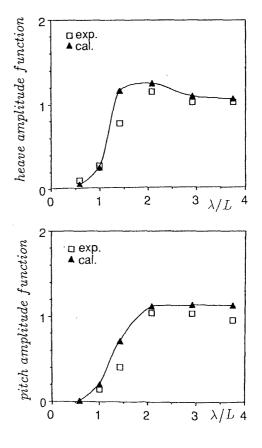


Fig. 8 Heave and pitch amplitude $(F_n=0.474, H_w=0.2m)$

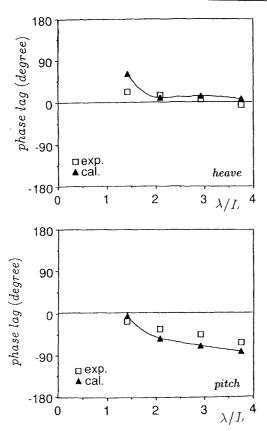


Fig. 9 Heave and pitch phase lag $(F_n=0.474, H_w=0.2m)$

的にはまだ問題があるものの,このような大波高短波長時の船体運動の特徴をとらえている。Fig. 11 は波長 λ/L が 2.917 の比較的長波長時の結果である。長波長時には船体運動の時系列波形は波と船体運動の周期が 1 対 1 に対応した正弦波状の波形に近づいていく。この場合も計算波形と

実験波形は比較的良く一致している。

Fig. 12 は船首における上向きおよび下向き加速度の計算結果である。波高 H_w が大きくなるにしたがって、船首加速度も急激に増大する。特に翼露出が生じると、上向き加速度が急激に増大することがわかる。

以上のように、本報で取り上げた小型ハイドロフォイル・カタマランにおいても、その翼走時の応答特性は通常の排水量型(滑走型)の高速船とは大きく異なる。ハイドロフォイル・カタマランの特徴として、短波長領域で極めて良好な応答特性を示すことがあげられるのは前報で示した大型ハイドロフォイル・カタマランの結果と同様である。TSLAM-F_{HF}による計算結果はこのハイドロフォイル・カタマランの特徴的な運動特性を大波高時の場合についても、そして船速を変化させた場合についても良くとらえている。

4.3 船体および水中翼に働く荷重

次に船体およ水中翼に働く荷重について検討する。Fig. 13 は翼走状態および艇走状態における船長方向の縦曲げモーメント分布の計算結果である。船長波長比 λ/L は 3.75 であり,波高 H_w は $0.2\,\mathrm{m}$ である。翼走状態の場合,船体の重量の大部分が 2 枚の水中翼の揚力によって支えられているため,翼間中央部に大きなサギングモーメントが生じる。逆に艇走状態の場合,翼間中央部のサギングモーメントに比較して,波浪および船体運動による非定常成分は相対的に小さい。この傾向は波長にほとんど影響を受けず,波高が大きくなっても非定常成分の大きさは相対的にあまり大きくはならない。したがってハイドロフォイル・カタマランの縦曲げモーメントを支配しているのは,非定常な波浪

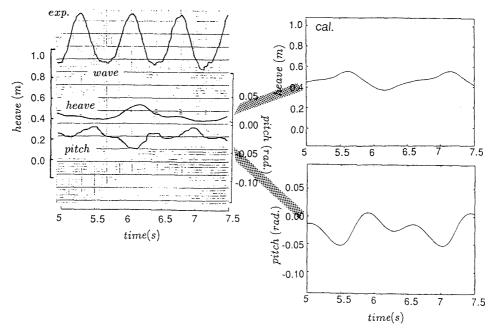


Fig. 10 Time histories of vertical motions ($F_n=1.043$, $\lambda/L=1.0$, $H_w=0.7m$)

水中翼付き大型高速船の縦運動と縦強度

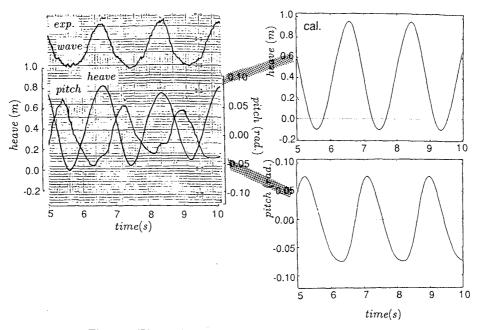


Fig. 11 Time histories of vertical otions $(F_n=1.043,$ $\lambda/L = 2.917, H_w = 0.7m$

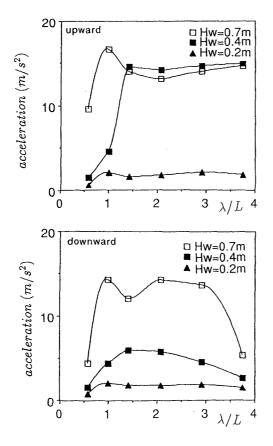


Fig. 12 Maximum bow acceleration $(F_n=1.043)$

荷重ではなく、水中翼の定常揚力であるといえる。したが って,推進抵抗や耐航性の観点からだけでなく,船体構造 強度の観点からも水中翼の枚数と取付位置が重要になる。

Fig. 14, 15 は 2 枚の水中翼の単位面積あたりの荷重の平 均値と振幅の計算結果を、波高 H_w が0.2 m と0.4 m の場

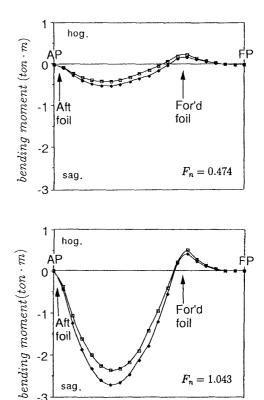


Fig. 13 Longitudinal peak-value distributions of bending moment $(\lambda/L=3.75, H_w=0.2m)$

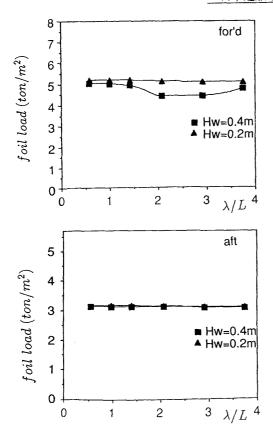
 $F_n = 1.043$

-2

sag

合で比較したものである。水中翼の荷重の平均値は翼露出 が生じない限り,波長及び波高にほとんど影響を受けない。 なお,本供試船の場合前翼の平均荷重は約5.2 ton/m²,後 翼の平均荷重は約3.2 ton/m²である。

翼荷重の振幅は波高が高くなるにつれて大きくなる。波



Fg. 14 Mean-value of foil loads ($F_n=1.043$)

高 H_w が $0.4 \, \mathrm{m}$ の場合,かつ翼露出が生じていない場合,翼荷重の振幅は前翼が約 $3 \, \mathrm{ton/m^2}$ であり,後翼が約 $2 \, \mathrm{ton/m^2}$ である。計算結果によれば前翼の露出が生じると,翼露出とそれに伴う水面突入の際の衝撃荷重により,翼荷重の振幅が $2 \, \mathrm{倍以上}$ に増大する。翼露出が生じると翼荷重の平均値がやや減少しているのは,翼が空中に露出している間は翼揚力が $0 \, \mathrm{c}$ となるためであると考えられる。以上の結果から,ハイドロフォイル・カタマランに働く翼荷重については,想定される海象条件において翼露出が生じるか否かを判断し,特に翼スラミング時の変動荷重を推定することが極めて重要となることがわかる。

なお、船体に働く縦曲げモーメントがより重要になると思われる大型ハイドロフォイル・カタマラン HC 2000 の船体および水中翼に働く波浪荷重、衝撃荷重の計算結果が文献 7) に示されている。文献 7) の計算はすべて本報で示した case-II によって行われている。

5. 制御シミュレーション

前章までの結果から、ハイドロフォイル・カタマランの水中翼にかかる荷重の最大値を求める際に重要なのが、水中翼の露出の有無であることが明らかになった。逆にいえばこの水中翼の露出限界性能を向上させることによって、水中翼にかかる荷重の最大値を大幅に低減することが可能となり、ハイドロフォイル・カタマランの大型化への道が

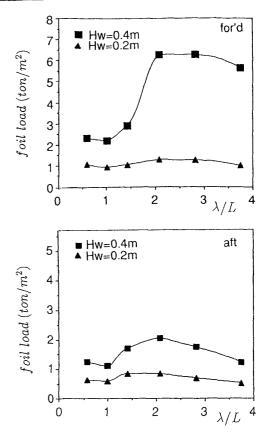


Fig. 15 Amplitude of foil loads $(F_n=1.043)$

開かれると考えられる。

そこで本章では、特に船体縦運動が過大となる大波高長波長域において、水中翼フラップによるハイドロフォイル・カタマランの縦運動制御の検討を計算機シミュレーションによって行う。制御の目的は、船体縦運動を低減させ、乗りごごちを改善し、翼露出限界性能を向上させることにある。制御の方法としては様々なものが考えられるが、ここでは船体の heave, pitch, heave 速度、pitch 速度を状態量とし、前後2枚の水中翼フラップを制御量とする最適レギュレータを用いた。

5.1 制御方法

制御を行うにあたってはまず制御対象の状態方程式を求める必要性がある。今回は平水中の22ノット航走時における船体姿勢を基準に、微小運動の仮定のもとに線形化した船体運動方程式を状態方程式として用いた。

線形化された状態方程式を

$$\dot{x}(t) = Ax(t) + Bu(t) \tag{3}$$

とする。ここで $\mathbf{x}(\mathbf{t})^{\mathbf{T}}=[\dot{\eta},\eta,\dot{\theta},\theta]$, $\mathbf{u}(\mathbf{t})^{\mathbf{T}}=[\delta_f,\delta_a]$ であり、 η および θ は定常航走状態における船体姿勢を基準とした heave ξ pitch の偏差、 ξ かまむび ξ はそれぞれ前翼および後翼フラップの角度である。 は時間微分を表す。またフラップの大きさは実船のフラップの大きさと一致させた (Fig. 16 参照) ξ 。またフラップ角度と翼揚力の関係は定常線形フラップ翼理論 ξ を用いて、準定常的に取り扱っ

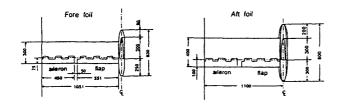


Fig. 16 Hydrofoils for EXCELLER

た。すなわちフラップの角度変化により,翼揚力を求める式のうち CL_{sta} の値が変化するものとした。なおフラップ翼の場合も,フラップのない場合と同様に $CL_{total}>1.0$ の場合はすべて $CL_{total}=1.0$ としている。

フィードバックゲインは次の評価関数 $m{J}$ を最小にするように決められる。ここで $m{J}$ は

$$J = \int_0^\infty (x(t)^T Q x(t) + u(t)^T R u(t)) dt \qquad (4)$$

である。フィードバックゲイン行列を K とすると、制御量u は

$$u(t) = -Kx(t) \tag{5}$$

である。このゲイン行列 K はリカッチの方程式の解 P から $K=R^{-1}B^TP$ として得られる。リカッチの方程式は

$$PA + A^{T}P - PBR^{-1}B^{T}P + Q = 0$$

$$(6)$$

また、ゲインを求める際に必要な重みマトリックス Q および R は、J の定義式の右辺積分内第 1 項が船体の浮力によるエネルギと運動エネルギの和、第 2 項がフラップのトルクによるエネルギとなるように定めた。フラップのトルクは揚力同様、線形フラップ翼理論を用いて求めた。制御システムの構成を Fig. 17 に示す。

5.2 制御シミュレーション結果

Fig. 18 は波高 H_u が 0.2 m の場合において,制御を行った場合と行わない場合での船体運動応答のシミュレーション結果を比較したものである。全波長域において,制御を行うことによって応答が改善されている。特に運動振幅が過大になる長波長域において制御の効果は大きく,heave,pitch 共に制御を行わない場合に比較して 1/5 以下に振幅が減少している。なお heave および pitch の波との位相差は,制御を行ってもほとんど変化しない。

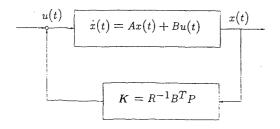


Fig. 17 Optimal Regulator

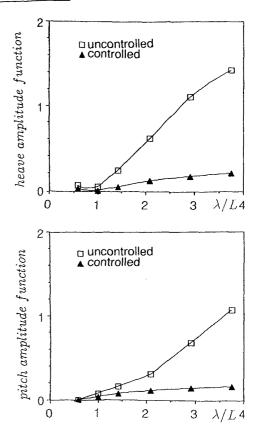


Fig. 18 Heave and pitch amplitude $(F_n=1.043, H_w=0.2m)$

Fig. 19 は波高 H_w が $0.4\,\mathrm{m}$ の場合の結果である。波高 $0.2\,\mathrm{m}$ の場合の結果と同様に,heave,pitch 共に大きく振幅が減少している。特に前翼露出が生じるような長波長域においては,制御を行うことによって前翼露出を防ぐことが可能となる。前翼露出のような非線形性の強い現象に対しても,今回行ったような固定ゲインによる単純な制御が有効であると考えられる。

同じく波高 0.4 m の場合において、制御の有無による単位面積あたりの翼荷重の振幅の変化を比較したものをFig. 20 に示す。制御を行うことによって船体運動のみならず翼荷重も減少していることがわかる。特に λ/L≥25 m の長波長域においては、翼露出を抑えることによって翼荷重を大幅に減少させることができる。

Fig. 21, 22 は波高 H_w が 0.7 m, 波長 λ/L が 2.917 の場合において, 2 枚の翼荷重の時系列波形の制御の有無による比較を行った。翼荷重がほぼ 0 となっている部分が翼露出を表している。縦運動の制御を行うことによって,このような大波高時にも翼露出を抑えることが可能となる。 Fig. 23 に同じ条件における前翼フラップ角の時系列波形を示す。フラップ角は波(船体運動括弧)と同周期でほぼ正弦波状に変化していることがわかる。

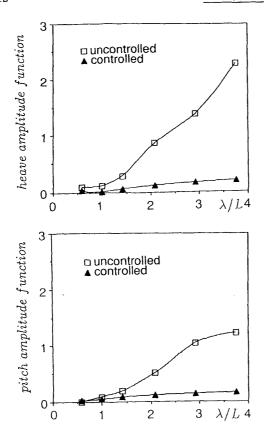


Fig. 19 Heave and pitch amplitude $(F_n=1.043, H_w=0.4m)$

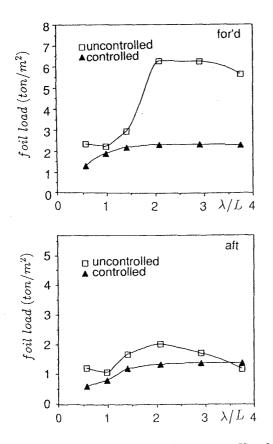
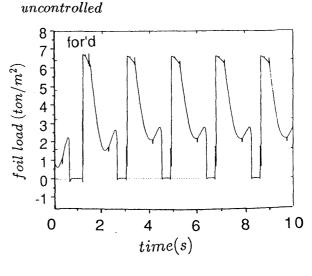
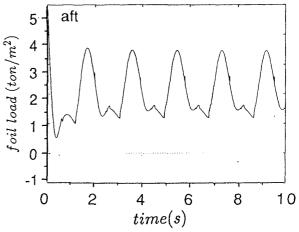


Fig. 20 Amplitude of foil loads $(F_n=1.043, H_w=0.4m)$





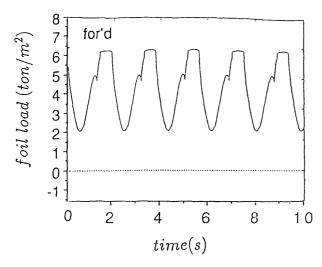
Fg. 21 Time histories of foil loads $(F_n=1.043, \lambda/L=2.917, H_w=0.7m)$

6. 結 言

本論文では 12 m級の小型ハイドロフォイル・カタマランを対象として、その正面規則波中における運動応答の計算をプログラムコード TSLAM-FHF を用いて行った。そしてその結果を実船の 1/10 模型による船体運動実験結果と比較し、船速を変化させた場合および大波高時について計算結果の妥当性を検討した。また計算に先だって、水中翼の揚力を求める方法について検討を加えた。その結果、艇走状態から翼走状態における幅広い船速においても、また水中翼の露出ならびにスラミングが生じるような大波高時においても本計算法は十分有効であることを確認した。さらに計算結果を利用して船体に働く縦波浪荷重および翼荷重について検討した。

次に過大な翼荷重を生じる水中翼スラミングを防止することを目的に、水中翼フラップによる船体縦運動の制御シミュレーションを行った。その結果固定ゲインによる簡便な制御でも、船体縦運動の振幅は制御をまったく行わない場合の1/5以下に減少し、水中翼スラミングをかなりの大





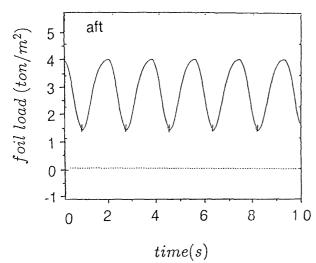


Fig. 22 Time histories of foil loads $(F_n=1.043, \lambda/L=2.917, H_w=0.7m)$

波高まで防止することが可能であることが示された。また水中翼に働く波浪荷重を全体的に減少させることができた。なお、今回の制御シミュレーションはあくまで基礎的な制御の有効性を確認することが目的であり、実際の船に用いる際にはフラップを作動させるアクチュエータの特性や、入力信号等に混在する雑音を考慮して制御システムを設計する必要があることはいうまでもない。

今後の予定としては、波浪中での翼荷重を実験的に測定し計算結果と比較すること、水中翼スラミング時の衝撃荷重の大きさについて検討すること、そして不規則波中ならびに追い波中での実験ならびに計算を行うこと、等が考えられる。

謝辞

前報に引き続き,本研究を進めるにあたって数多くの御 助言をいただき,また実験の便宜をはかっていただいた東

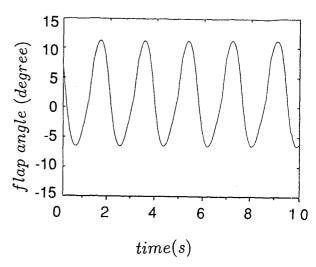


Fig. 23 Time history of flap angle of forward foil $(F_n = 1.043, \lambda/L = 2.917, H_w = 0.7m)$

京大学助教授宮田秀明先生に厚く感謝いたします。制御シミュレーションについては,東京大学助教授大和裕幸先生,ならびに構造システム工学研究室の大学院生(当時)チンモイ・パルさんに貴重なご助言をいただきました。模型作成および実際の実験を行うにあたって協力していただいた土屋好寛技官そして吉田二郎技官にも深くお礼を申し上げます。

参考文献

- 1) 大坪英臣, 久保田晃弘: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, Vol. 168, (1990).
- 2) 宮田秀明他:新型双胴水中翼船の開発(第3報,大型船型の計画と流体力学的性能),日本造船学会論文集, Vol. 166, (1989).
- 3) Kawaguchi, H., et al.: Full-scale experiments by the first hydrofoil catamaran WINGSTAR12 "EXCELLER", First international conference on fast sea transportation-FAST'91, Trondheim, (1991).
- 4) 宮田秀明他:双胴水中翼実験船の定常直進航走試験,日本造船学会論文集 Vol. 170, (1991).
- 5) 大和裕幸他:双胴水中翼実験船の制御システム試験,日本造船学会論文集 Vol. 170, (1991).
- 6) 大和裕幸,小山健夫:運動と制御理論の基礎と応用, マリンビークルの運動制御,運動性能研究委員会第 6回シンポジウム,日本造船学会,(1989).
- 7) Ohtsubo, H. and Kubota, A.: Vertical motions and wave loads of large high-speed ships with hydrofoils, First international conference on fast sea transportation-FAST'91, Trondheim, (1991).
- 8) Abbott, H. I. and Doenhoff, A. E. Theory of wing sections, Dover, (1959).