(昭和 48 年 11 月日本造船学会秋季講演会において講演)

三 胴 船 の 抵 抗 特 性

 正員 瀬 尾 敏 一*
 正員 須 藤 正 信*

 正員 成 田 秀 明*
 大 越 章 三 郎**

Resistance Characteristics of Trimarans

by Toshiichi Seo, Member Masanobu Sudo, Member Shumei Narita, Member Shohzaburo Ohkoshi

Summary

The wave making resistance theory was applied in estimating the wave resistance of trimarans. The effects of hull arrangement, hull form, ratio of displacement of three hulls, were studied both theoretically and numerically so as to obtain a favorable wave cancellation.

At Tokyo University Ship Model Basin, towing tests and wave observations were carried out, using Inuid type models (L=2.0 m each) having a low wavemaking level at $F_n=0.3162$.

Experimental results showed fairly good agreement, in every case i.e. single-hull, twin-hull and three-hull arrangement, with theoretical calculation using so-called μ -correction.

From resistance tests as well as from wave observations, it was noticed that reflection and diffraction of waves by the hulls are not so remarkable as to invalidate the assumption that the wave resistance of a trimaran can be calculated from the resultant wave system obtained from the linear superposition of three wave systems.

Hence it might well be said that the reliability of the estimation of trimaran wave resistance depends mainly upon those of three component hulls.

In the cource of resistance analysis, it was found that the form-factor K of trimarans was smaller than that of catamarans which was markedly larger than that of single hulls, in case each hull is symmetrical to its center plane.



Fig.1 Trimaran arrangement

** 東京大学船舶工学科

1まえがき

双胴船 (catamaran) の船体中心線上に, Fig. 1 の如く, もう一個の胴を配置し一体とした 船型 を 三 胴 船 (trimaran) と称する。中央の船体を center hull, 左右の胴を wing hull と呼ぶことにする。

一般に多胴船 (multi-hulled vessels) は通常船型 (singlehulled vessels) に較べて浸水表面積が大きいため,摩擦抵 抗の増加をもたらし,運航経済上は後者に劣ると考えられてい る。しかし,その形態より生ずる幾つかの利点——例えば,広 大な甲板面積,優れた復原性能,旋回性能など——は後者では 得られないものであり,これを活用する事によって,用途に依 っては上の欠点を補って余りある利用価値を発揮し得る。近 年,多胴船の最も簡単な形式である双胴船が盛んに建造され, 様々の用途に就いている事は,これらの長所に対する認識が深

^{*} 日本鋼管(株)船体基本設計部

日本造船学会論文集 第134号

まりつつある情勢を示すものであろう。

さて双胴船の抵抗上の特性は、通常船と較べた場合、摩擦抵抗がかなり大きいと言う点を除くと、殆んど定性的な差異は無い。換言すれば、前者の造波抵抗特性は、いわゆる造波抵抗曲線の hump, hollow が 誇張 される点を除けば、後者と大差無く、これは理論的にも実験的にも確認されている。ゆえに、last hump の 手 前で造波抵抗が急激に増加を始めるフルード数 $(F_n = v/\sqrt{gL})$ は、両者に共通であり、これは船型ごとに若干の差はあるが、ほぼ $F_n = 0.35$ であり、これ以上の高速力 — over-driven speed — における運航は甚だ不経済となる。

ところが、この様な高速力で走っている双胴船にもう一つの胴を附加して三胴船とすると、排水量、浸水表面 積が増加するにもかかわらず、その全抵抗が双胴の時よりも減少するという現象が見出された。これは附加した center hull の波と双胴部分の波が相殺して、造波抵抗が大幅に減小するためで、造波抵抗の減少量が摩擦抵抗 の増加量を上まわる事もある。干渉の様子は、速力、船型、および Fig.1 に示す様な胴間距離(2 K/L, X/L) に依存し、これらの組合せによって様々に変化する。

三胴船の平水中の抵抗特性に関する研究報告は、現時点では極めて少く、Lackenby¹, Everest²) によるもの がその主なものである。彼らは、幾つかの単純な船型を組合せた三胴船について、Michell 近似を用いた理論計 算および実験の結果を発表しているに留まり、三胴船の造波特性を理論的に予測し、いかにすれば波系の相殺が うまく実現出来るのかと言う問題に関して、合理的な見通しを示していない。

そこで、本研究においては、三胴船の造波抵抗を支配する要素として、速力、胴間距離、各胴の船型を考慮に入れつつ、Havelock^{3,4})、乾⁵⁾ らの考え方に従って理論的考察を行い、数値計算を実行した。そして、理論を検証するために水槽試験を実施し、一応の成果を得たので、ここにその一部を示し、識者のご批判を仰ぐ次第である。

2 三胴船の造波特性(理論的考察)

Havelock⁴⁾によれば、船の造波抵抗は後続自由波の振幅関数を用いて計算できる。三胴船の造波抵抗も、三つの船体から発生する三つの自由波系を重ね合せて、この複合波系の振幅関数を求めれば、全く同様の方法で計算できると考えられる。ただし、この方法が適用できるためには、以下の三つの仮定が必要である。

- (1) 線型の自由表面条件が成立する。
- (2) 船体による波の反射,回折などの二次的現象の影響は無視し得る。
- (3) 後続する船体は、先行する船体の発生する波の影響によって、その本来の造波特性を変えない。



Fig.2 Co-ordinate System

これらの条件が満たされている場合について,考察を進める。

いま Fig. 2 のように center hull の中心0を原点とす る右手系の直交座標系を採用する。 z 軸は鉛直 上方に向 い, z=0 は静止水面を表わす。速力Vの一様流は, x 軸 の負の向きに流れる。二つの wing hull は, x 軸に関し て対称に位置し, 各々の船体中心0',0''の座標は (\bar{x},\bar{y}) , $(\bar{x}; -\bar{y})$ である。0,0',0''から三つの自由波系 $\zeta(x,y)$, $\zeta'(x, y), \zeta''(x, y)$ が発生し、これらはすべて左右対称で あり、かつ ζ' と ζ'' は幾何学的に合同である。

これらの波系は、船体より充分後方では、一般に次のような形式で表現できる。

$$\zeta(\boldsymbol{x},\boldsymbol{y}) = \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \{S(\theta)\sin(K_0 p \sec^2 \theta) + C(\theta)\cos(K_0 p \sec^2 \theta)\}d\theta$$
(1·a)

$$\boldsymbol{\zeta}'(\boldsymbol{x},\boldsymbol{y}) = \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \{S'(\theta)\sin(K_0p'\sec^2\theta) + C'(\theta)\cos(K_0p'\sec^2\theta)\}d\theta$$
(1.b)

$$\zeta^{\prime\prime}(\boldsymbol{x},\boldsymbol{y}) = \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \{S^{\prime\prime}(\theta) \sin(K_0 p^{\prime\prime} \sec^2 \theta) + C^{\prime\prime}(\theta) \cos(K_0 p^{\prime\prime} \sec^2 \theta)\} d\theta \qquad (1 \cdot c)$$

$$K_0 = g/V^2$$
 (g:重力の加速度) (2)

ただし

三胴船の抵抗特性

$$p = x \cos \theta + y \sin \theta \tag{3.a}$$

33

$$p' = (x - \bar{x})\cos\theta + (y - \bar{y})\sin\theta \qquad (3 \cdot b)$$

$$p'' = (x - \bar{x})\cos\theta + (y + \bar{y})\sin\theta \qquad (3 \cdot c)$$

また $S(\theta), C(\theta)$ 等はそれぞれ sin 波振幅関数, cos 波振幅関数と呼ばれる。波系はすべて左右対称であるから, 振幅関数はすべて θ に関する偶関数である。また $\zeta' \geq \zeta''$ は合同であるから, $S'(\theta) = S''(\theta)$, $C'(\theta) = C''(\theta)$ である。

この性質を考慮しつつ (1·b) と (1·c) を加えて変形すると、双胴部分の波 ζ_w (x, y) の表示として以下を得る。

$$\zeta_{W}(x,y) = \zeta'(x,y) + \zeta''(x,y) = \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \{S_{W}(\theta) \sin(K_{0}p \sec^{2}\theta) + C_{W}(\theta) \cos(K_{0}p \sec^{2}\theta)\} d\theta \qquad (4)$$

ここで

$$S_{\mathbf{W}}(\theta) = 2 K_{\mathbf{y}}(\theta) \{ S'(\theta) \cdot X_{C}(\theta) + C'(\theta) \cdot X_{S}(\theta) \}$$

$$(5 \cdot a)$$

$$(5 \cdot a)$$

$$C_{W}(\theta) = 2K_{V}(\theta) \{-S'(\theta) \cdot X_{S}(\theta) + C'(\theta) \cdot X_{C}(\theta)\}$$

$$(5.b)$$

$$K'(\theta) = \cos(K \, \bar{u} \cos(\theta \tan(\theta)))$$

$$(6.c)$$

$$X_{\mathcal{C}}(\theta) = \cos(K_0 x \sec \theta) \tag{6.b}$$

$$X_{S}(\theta) = \sin(K_{0}\bar{x} \sec \theta) \tag{6.c}$$

である。(4)は双胴部分の波の起点を、座標原点0に在るとみなした場合の表示である。

三胴船の波 $\zeta_{tr}(x, y)$ は(1)と(4)を加えて

$$\zeta_{tr}(x, y) = \int_{-\pi/2}^{\pi/2} [\{S(\theta) + S_{\mathbf{W}}(\theta)\} \sin(K_0 p \sec^2 \theta) + \{C(\theta) + C_{\mathbf{W}}(\theta)\} \cos(K_0 p \sec^2 \theta)] d\theta$$
(7)
書ける。(7)式中の { } 内は三胴船の自由波の振幅関数であり、これらさ Sta(\theta)、Cta(\theta) と表彰

のように書ける。(7)式中の { } 内は三胴船の自由波の振幅関数であり、これらを $S_{tr}(\theta)$, $C_{tr}(\theta)$ と表記すると三胴船の造波抵抗は、次式で与えられる。

$$R_{\mathbf{W}} = \frac{1}{2} \pi \rho \, V^2 \int_{-\pi/2}^{\pi/2} [\{S_{tr}(\theta)\}^2 + \{C_{tr}(\theta)\}^2] \cos^3\theta \, d\theta \tag{8}$$

船体が特異点で表現される場合の振幅関数の求め方については、参考文献5)にわかり易く述べられているので、本論では省略させて頂くことにする。

さて、ここで(8)の両辺を $1/2 \rho V^2 L^2$ で割り、 $C_w = R_w / \frac{1}{2} \rho V^2 L^2$ を造波抵抗係数とし、また振幅関数は θ の 偶関数であることを考えると

$$C_{W} = \int_{0}^{\pi/2} \left[\left\{ \frac{\sqrt{2\pi}}{L} \cos^{3/2} \theta \cdot S_{tr}(\theta) \right\}^{2} + \left\{ \frac{\sqrt{2\pi}}{L} \cos^{3/2} \theta \cdot C_{tr}(\theta) \right\}^{2} \right] d\theta$$
(8.a)

が得られる。そこで、今までに用いてきた振幅関数のすべてに $\sqrt{2\pi}/L \cdot \cos^{3/2}\theta$ を乗じたものを、重率振幅関数 (weighed amplitude function) と名づけて、 $S^*(\theta)$ 、 $C^*(\theta)$ などと書くことにすると (8·a) は

$$C_{W} = \int_{0}^{\pi/2} \left[\{ S_{tr}^{*}(\theta) \}^{2} + \{ C^{*}_{tr}(\theta) \}^{2} \right] d\theta$$
(8.b)

のように単純な形式となる。以下この表現を用いる。

(5·a) 以下を考慮すると Cw は次の三つの成分に分ける事ができる。

$$C_{W} = C_{W}(1) + C_{W}(2) + C_{W}(3) \tag{9}$$

ここに

$$C_{W}(1) = \int_{0}^{\pi/2} [\{S^{*}(\theta)\}^{2} + \{C^{*}(\theta)\}^{2}] d\theta \qquad (10 \cdot a)$$

$$C_{W}(2) = \int_{0}^{\pi/2} 4\{K_{y}(\theta)\}^{2} [\{S^{*'}(\theta)\}^{2} + \{C^{*'}(\theta)\}^{2}] d\theta \qquad (10 \cdot b)$$

$$C_{W}(3) = \int_{0}^{\pi/2} 4 K_{y}(\theta) [X_{C}(\theta) \{S^{*}(\theta) \cdot S^{*'}(\theta) + C^{*}(\theta) \cdot C^{*'}(\theta)\} + X_{S}(\theta) \{S^{*}(\theta) \cdot C^{*'}(\theta) - C^{*}(\theta) \cdot S^{*'}(\theta)\}] d\theta$$

$$(10 \cdot c)$$

であり、式の形式から、 $C_W(1)$ 、 $C_W(2)$ 、 $C_W(3)$ は、それぞれ、center hull、双胴部分、および両者の波の干渉に基づく造波抵抗成分であることがわかる。後の二者には胴間距離の影響が含まれているので、これらの性質を調べてみる。

日本造船学会論文集 第134号

まず Cw(2) はさらに

$$C_{W}(2) = 2 \int_{0}^{\pi/2} \left[\{S^{*'}(\theta)\}^{2} + \{C^{*'}(\theta)\}^{2} \right] d\theta + 2 \int_{0}^{\pi/2} \cos\left(2 K_{0} \bar{y} \sec \theta \tan \theta\right) \left[\{S^{*'}(\theta)\}^{2} + \{C^{*'}(\theta)\}^{2} \right] d\theta$$

(11) と変形され、右辺第1項は、wing hull 単独時の造波抵抗の2倍、第2項は、双胴の波の干渉を表す項であるこ とがわかる。後者の性質は cos (2 $K_0 \bar{y}$ sec θ tan θ) によって影響されるが、 $K_0 \bar{y}
ightarrow \infty$, すなわち速力が非常に遅 いか、または胴間距離が充分大きい場合に、この関数はhetaに関して非常に激しく振動し、-1と+1の間の値を とるため、積分結果はゼロに近づく。干渉は事実上存在しないと考えてよい。逆に $K_0 \bar{y}
ightarrow 0$ のときは、 $\cos(2K_0)$ $ar{y} \sec heta \tan heta) \Rightarrow 1.0$ が heta の広い範囲で成立つため,第 2 項の値は第 1 項の値に接近する。すなわち,速力が大き いか、胴間距離が小さいときは、双胴部分の抵抗は単胴の4倍に接近する。

さて,現在就航中の双胴船の大部分は, $K_0 \, ar{y}=4{\sim}8$ であるが,この場合に干渉項の値は, $K_0 \, ar{y}$ および単胴固 有の振幅関数の性質に応じて様々に変わる。実用上は、干渉項の値を負とすることが望ましいが、その様子は船 型と胴間距離の組合せは、一意には決まらず、一方を与えると他方が求まると言う関係にあることが式の形から 理解できる。従って、すべての双胴船に共通する、 或る速力における optimum な \bar{y} の値は存在せず、船型に 応じて異る。

今度は、第2項を θ について調べると、 θ がゼロ附近では $\cos(2K_0\bar{y} \sec \theta \cdot \tan \theta) \Rightarrow 1.0$ で あ る ので、transverse wave は常に相加的である。ゆえに双胴船においては、造波抵抗上の利得はもっぱら diverging wave の 相殺的干渉によって生ずる。

 $C_{W}(3)$ は \bar{x}, \bar{y} に依って振動の激しさを変える関数 $K_{y}(\theta), X_{c}(\theta), X_{s}(\theta)$ を被積分関数中に含むために、そ の性質を見極める事は困難である。ただ、 $K_0 \bar{x}$ または $K_0 \bar{y}$ が大きい値をもつ時は、 C_W (2)の第2項と同様に 積分結果はゼロに近づく。

さて $X_c(heta), X_s(heta)$ に含まれる $ar{s}$ はなどの様な影響を有するであろうか。 いま簡単のため, wing hull の 振幅関数が center hull のそれらの定数倍(造波特性が相似)であると仮定する。すなわち、αを定数として $S^{*'}(\theta) = \alpha S^{*}(\theta), C^{*'}(\theta) = \alpha C^{*}(\theta)$

とおくと, (10·c) は以下のようになる。

$$C_{\mathbf{W}}(3) = \int_0^{\pi/2} 4 \,\alpha \cdot K_y(\theta) \cdot X_C(\theta) [\{S^*(\theta)\}^2 + \{C^*(\theta)\}^2] d\theta$$
(13)

ここで $X_{c}(\theta) = \cos(K_{0}\bar{x} \sec \theta)$ は \bar{x} に関して偶関数であるので、 $C_{W}(3)$ もまた \bar{x} に関して偶関数である。 す なわち wing hull は center hull の前方でも後方でも、そのズレの量が等しければ、造波抵抗は等しい。この 性質は(12)が成立てば、各胴が前後非対称であっても保たれる。

つぎに後進時の造波抵抗は、前進時と異るであろうか。single hull については、理想流体中では、前、後進 時の造波抵抗値は相等しく、振幅関数のうち cos 波振幅関数は、前、後進で符号が異ることが知られている。

そこで(10・c)において、 $C^*(\theta)$ 、 $C^{*'}(\theta)$ および \bar{x} の符号を変えてみると、式の値は全く変化しないことがわ かる。ゆえに三胴船においても、後進時の造波抵抗は、前進時と変わらない。

最後に,三胴船の造波抵抗が,いかなる場合に減少するのか,簡単な例について調べてみる。いま各胴は前後 対称でしかも wing hull の造波特性は center hull のそれと相似, すなわち $C^*(\theta) = C^{*'}(\theta) = 0$, かつ $S^{*'}(\theta)$ $=\alpha \cdot S^*(\theta)$ であると仮定すると (8.b) は

$$C_{\overline{w}} = \int_{0}^{\pi/2} \{S^{*}(\theta)\}^{2} [1 + 2\alpha^{2} \{1 + \cos(2K_{0}\overline{y} \sec\theta \tan\theta)\} + 4\alpha \cos(K_{0}\overline{y} \sec\theta \tan\theta) \cos(K_{0}\overline{x} \sec\theta)] d\theta$$
(14)

となる。そこで、造波抵抗への寄与の大きい transverse weve を相殺することを考える。高速で $K_{0}\bar{y}$ が充分小 さければ、 $\theta=0$ の近傍では、 $\cos(2K_0\bar{y}\sec\theta\tan\theta)$ および $\cos(K_0\bar{y}\sec\theta\tan\theta)$ は θ のかなりの幅にわたって ほぼ 1.0 とみなせる。また $\cos(K_0 \bar{x} \sec \theta) \Rightarrow \cos(K_0 \bar{x})$ としてよい。(14) 式の [] 中の値が $\theta = 0$ の近傍で最 も小さくなるためには、 $K_0 \bar{x} = \pi$ とすればよい。ところで、 $\theta = 0$ に属する波長は

$$\lambda|_{\theta=0} = 2\pi/K_0 \tag{15}$$

であるから

$$\bar{x} = \lambda/2 = L \cdot \pi \cdot F_n^2 \tag{16}$$

(12)

とすれば、transverse wave が最も効果的に打消し合う。このとき transverse wave の振幅関数の二乗は、 近似的に

$$\{S_{t\tau}^{*}(\theta)\}^{2} = \{S^{*}(\theta)\}^{2} \ (1+4\alpha^{2}-4\alpha) = \{S^{*}(\theta)\}^{2}(2\alpha-1)^{2}$$
(17)

とみなせる。これは $\alpha = 1/2$ のときにゼロとなる。いわゆる Michell 近似では, 振幅関数の値は排水量に比例 すると考えられるので, α は wing hull 一個の排水量と center hull のそれとの比と考えられる。ゆえに transverse wave の造波抵抗を減ずるためには, center hull と双胴部分の排水量比は 1:1 とすればよい。





Fig. 4 Reduction rate of wave resistance due to hull separation (S 101×3)







Fig.7 Reduction rate of wave resistance due to hull separation $(S101+0.7\times S\ 101\times 2)$



Fig.6 Wave resistance of a trimaran (S $101+0.7 \times S 101 \times 2$)

このような考え方に従って、簡単な船型について理論計算を行っ た結果の一部を参考までに Fig.3~Fig.7 に掲げる。Fig. 3, 4, 5 は Inuid S 101 を三隻結合せる場合, Fig. 6, 7 は wing hull の 排水量を 70% に減少せしめた場合である。Fig. 3 と Fig. 6 は胴 間距離の変化に伴う造波抵抗曲線の変化を示してある。一見して、 wing hull の小さい Fig. 6 のほうが抵抗の減少が著しいようであ る。wing hull の相異によって、造波抵抗の減少の割合がどの様に 異るかを示すために、各胴単独時の C_W の総和 $C_{W\infty}$ を基準とし て、三胴船の C_W をこれに対する比として表したのが Fig.4 および Fig. 7 である。これをみると、wing hull の排水量を減じたほう が、 C_W の減小率は明らかに大きいことが理解されよう。

Fig.5 は center hull と wing hull の前後間隔の最適値とフル

日本造船学会論文集 第134号

ード数の関連を示したもので、(16)の関係が $F_n=0.4\sim0.5$ では良く成立している。

造波特性の異る他の船型についての計算例は、紙面の都合で、ここには掲載しないが、 wing hull が center hull と相似な造波特性を有する場合は、ここに示した例と良く似た性質が見出されている。

これらを総合すると、理論的には次の結論が導かれる。すなわち、造波抵抗の小さい三胴船は、双胴部分の排 水量が center hull のそれの 1.2~1.4 倍、前後間隔は $\bar{x}/L \Rightarrow \pi F_n^2$ 、双胴間隔はおよそ 0.4L 附近にあるとい う条件のもとで得られる。

3 実験要領

前述の理論が実際に成立ち得るかを確認するために,以下の要領で模型による抵抗試験を行った。供試模型は center hull (TRY-1-C) 1隻, wing hull (TRY-1-W) 2隻であり, これらによって構成される三胴船を T RY-1, 双胴船を TRY-1-CAT. と名付けた。

TRY-1-C, TRY-1-W はともに前後対称, 左右対称のバルブ(約5%)付き Inuid 理論船型で,後者は前者の 60% の特異点強さを有する。水線長はともに 2.0m である。Fig.8 に両者の Body Plan, Table 1 に船体 主要目を示す。Fig.9, Fig.10 には TRY-1-C の特異点分布, 重率振幅関数を掲げる。

特異点分布は $F_n=0.3162$ ($K_0L=10$) で optimise して得られた。この際いわゆる sheltering effect を考慮



Fig. 8 Body plan of models



Fig. 9 Singularities of model TRY-1-C



Fig. 10 Weighed amplitude function of TRY-1-C

して, 船体を表す二重模型近似の特異点系 (hull generating singularties) に乾ら⁶⁾のµ修正法を施し, 造 波効果に対応する特異点系 (wave making singularities) を考え, 後者の次元における optimise を行って いる。Fig.9 には両者ならびに修正関数 $\alpha(\xi)=1-\mu$



Fig.11 Calculated wave resistance of TRY-1-C, TRY-1-W, TRY-1-CAT. and TRY-1 $(\mu=0.4)$

Iable I. 侯型船 妥	き目
----------------	----

MODEL PARTICULARS				
		TRY-1-C	TRY-1-W	
Length B.P.	(M)	2.000	2.000	
Breadth	(M)	0. 1934	0.1374	
Draft	(M)	0. 1511	0. 1282	
Vol. of Dispt.	(M ³)	0.02641	0. 01596	
W. S. Area	(M ²)	0. 6146	0. 5104	
C_p		0. 5662	0.5602	
Cw		0. 6121	0. 5875	

 $X(1-|\xi|)$ を示してある。この修正は side source に対してのみ行った。

この様にして決定された特異点系を center hull のものとし, wing hull の特異点系は, これを 0.6 倍した ものに決定した。三胴船における自由波同志の相殺効果は, 今回の特異点系に関しては, (12)式の α =0.6 のと きが最も良好である事が, 数多くの数値計算の結果から見出された。船型は流線追跡法によって求めたが, この 計算は各 hull ごとに行っており, 両者が接近せる場合の相互影響は今度の場合は無視している。造波抵抗の計 算は, 全速度域を通じて μ =0.4 とした時の wave making singularities を用いて行った。この結果を Fig.11 にまとめて示してある。

三胴船の曳航法は通常の方法で行ったが,三つの胴は軽合金製の frame work で強固に結合し, 航走中に各 胴が相互に及ぼし合う流体力によって, 胴間隔に変位を来たしたり, 振動したりしない様に注意を払って行っ た。この frame work は胴間隔を目的の値にセット出来る様に工夫され, かつ曳航に支障のない様に設計され ている。曳航点は浮心を採った。ただ双胴部のみを曳航する時は, frame work を引張るようにしたが, 模型の ガイドとしては平行ガイドをすべての場合に使用したので, 曳航点の違いによる計測誤差は無視し得る 筈 であ る。航走中の模型は前後および上下の平行移動のみが許され,平行沈下量は磁歪型変位計を用いて計測した。

なお境界層の乱流促進には、台形断面を有する stud を用い、各胴の 9¹/2 station において girth に沿って、約 10 mm 間隔で植え込んだ。

4 実験結果および考察

4.1 抵抗試験

抵抗試験は TRY-1-C, TRY-1-W それぞれ単独, TRY-1-CAT. の 2*K*/*L*=0.3 および 0.4, TRY-1 で 2*K*/*L*=0.4 一定で *X*/*L*=0.4, 0.5, 0.6 と段階的に変えたシリーズ, 同じく *X*/*L*=0.6 を一定とし, 2*K*/*L* を 0.35, 0.45 と変えた場合, 最後に 2*K*/*L*=0.4, *X*/*L*=0.5 で後進させた場合, 合計 10 ケースについて実施し た。

模型の全抵抗を3次元解析して、form factor および造波抵抗を求めた。摩擦公式は Schoenherr のものを用い、blockage correction は模型が小さく、かつ fine であるので省略した。これらの結果を Fig. 12~Fig. 17 に示す。図中には、実測値と、 μ =0.0 と μ =0.4 の場合の理論計算値の三つの曲線が併記されている。

造波抵抗係数は $C_{W} = R_{W} / \frac{1}{2} \rho V^{2}L^{2}$, フルード数は $F_{n} = V / \sqrt{gL}$ で定義し, L としては単胴の長さを用いた。 この形式を採った理由は、今回は船の波(の干渉)を問題としたため、波の高さの基準となる尺度としては、単 胴の長さを採るべきであるからである。

まず単胴の場合 (Fig.12), 実測値は明らかに $\mu=0.4$ の理論値に近く, $\mu=0.0$ のそれとは大幅に異る。ただし $F_n=0.45$ 附近以上では実測値は $\mu=0.4$ の理論値を上まわるので, $\mu=0.4$ は過大修正と認められ, それは船体が slender な wing hull について,より甚だしい。



Fig. 12 Comparison of measured and calculated wave resistance TRY-1-C and TRY-1-W



Fig.13 Comparison of measured and calculated wave resistance TRY-1-CAT. (2 K/L = 0.3 and 0.4)

日本造船学会論文集 第134号

 μ 修正法は元来 $F_n=0.30$ 附近において考え出されたものであるが、今回の結果をみると、かなり広い速度領域で理論値と実測値のギャップを埋める有効性を持っている様である。

Fig.13 は双胴の場合であり、今度は実測値は二つの理論値の中間にあって、どちらに近いと断定できない。 しかし $\mu=0.4$ が wing hull 単独時に対しては過大修正であった事を考慮すれば、 μ を弱める事で理論値と実 測値の一致は改善される筈であり、従ってやはり μ 修正を行ったほうが良いと考えられる。また 2K/L=0.3 の 場合、2K/L=0.4 のときよりも、理論値 ($\mu=0.4$) と実測値の差の割合がやや拡大している。この原因として は、理論計算では 2K の値として、各胴中心線間の横距を用いた事が考えられる。実際の波は、従来の経験に よれば、およそ船幅の 1/2 程度外側に押出されたかたちで発生しているので、2K の値として舷々間距離を用い て計算すれば現実との対応はより一層改善されると予想される。

以下は三胴船について触れる。まず Fig. 14, 15, 16 は 2*K*/*L*=0.4 一定で, *X*/*L*=0.4, 0.5, 0.6 と変えた シリーズである。Fig. 15 には後進時の実測値も記入してある。いずれの場合も, μ =0.0 の理論値は実測値と大 幅に異っているが, μ =0.4 のそれは, 若干のフルード数のズレを除けば, 曲線の傾向もオーダーも実測値と良 く合っている。

後進の場合は唯一例しかないが、曲線の hump, hollow が前進時よりも誇張されている他は、前進時の値と 良く一致しており、3で述べた事が実証された。hump, hollow の強さの違いは、胴間の波の反射条件が前進時



Fig. 14 Comparison of measured and calculated wave resistance TRY-1 (2 K/L=0.4, X/L=0.4)



Fig. 16 Comparison of measured and calculated wave resistance TRY-1 (2 K/L=0.4, X/L=0.6)



Fig. 15 Comparison of measured and calculated wave resistance TRY-1 (2 K/L=0.4, X/L=0.5)



Fig. 17 Effect of 2 K/L variation on wave resistance TRY-1 (X/L=0.6, 2 K/L=0.35, 0.40, 0.45)

と後進時とでは異る事実に起因するものと考えられる。

Fig.17 は X/L=0.6 一定で、2 K/L=0.35、0.40、0.45 と変化させた場合をまとめて描いたもので、理論値 は μ =0.4 のものである。この比較を行う事は、理論がミクロな次元、つまり素成波 (elementary wave)の構成に関しても、現実を正しく表現しているかどうかを間接的にチェックする事が出来ると言う点で意味がある。 もしも現実の波の構成が理論のそれと大きく異るならば、三つの胴を組合せた場合の波の干渉の様子も理論によ る予測と全く異ってしまうであろう。幸いな事に、Fig.17 では 2 K/L の変化と、これに対応する C_W 曲線の変 化は、理論と実測とで良く似た変化を示している。従って本理論で用いた修正法は現実の造波機構に関して、不 完全ではあるが、割合に良い近似を与えていると考えられる。

今回は、 $\alpha(\xi) = 1 - \mu(1 - |\xi|)$ と言う形の修正関数を用いて、三胴船の造波抵抗を割合に正しく予測し得たが、 任意の船型を組合せた三胴船について、これと全く同様の修正関数を適用しようとするのは危険である。いわゆ る閉塞条件に基づく hull generating singularities の歪みは船型にも、速力にも依存すると考えられるからで ある。

4.2 波形観測

つぎに三胴船の波はどの様に干渉し合っているのかを示すために Fig. 18, 19 に wing hull の船側波形を描いた。center hull の船側波形は, ここには掲げないが,単独時と殆んど変わらず,wing hull の波による影響は 船尾附近に限定されていた。Fig. 18 には単独時の波形に, 三胴とした場合の内側,外側の波形を併せて描いた。 胴間隔は (2 K/L=0.4, X/L=0.6) で速力は $K_0L=6$ および5である。wing hull は center hull の波の影響 を全面的に受け,その船側波形は単独時とは全く異っている。また外側の波形の起伏は内側に較べるとずっと緩 やかである事から判断すると波長の短い素成波成分 (diverging wave component) は内側の船体表面で反射さ れているようである。これに反して波長の長い transverse wave は wing hull をくぐり抜け外方へ伝播してお り、このことは wing hull の外側の波形が単独時と全く異っていることから自ずと明らかであろう。

直感的には、center hull の波は wing hull の表面で diffract され、外側へ伝播する波動は、center hull 単独の場合とは一変するであろうと考えられる。しかし、観測によれば、この diffraction の影響は左程大きい とは認められない。この事実を示すために Fig. 19 に、2 K/L 一定で、X/L を変化した場合の wing hull の船側 波形を内側と外側と分けて示した。X/Lの変化に応じて、内、外側の波形は共に、これに見合う位相的ズレを呈して規則的に変化している。従って、wing hull が本船型程度に slender で喫水も浅い場合には、center hull の波は大きく歪められずに外方へ伝播し得ると考えられる。この現象は波紋写真を観察すると、視覚的によりハッキリと把えることが出来る。

波形観測の結果を総合すると、2の冒頭で述べた仮定は、各胴が充分に slender であれば、 $F_n=0.30\sim0.50$ の範囲の速度領域ではほぼ妥当であると考えられる。もちろんこの事実の厳密な検証は波形解析などのより精密な手段に依って行われるべきであることは言うまでもない。

4.3 form factor について

ここで造波抵抗の問題を離れて、粘性抵抗に目を転ずる。全抵抗を粘性抵抗と造波抵抗に分離する際、摩擦抵



Fig.18 Wave profile along wing hull surface at trimaran configuration



Fig. 19 Change of wave profile versus X/L variation (wing hull, 2K/L=0.4, $K_0L=5$)

日本造船学会論文集 第134号

抗は、各胴ごとにその長さを基準とするレイノルズ数を用いて計算し、多胴の場合はこれらを加え合せた値を用いた。form factor K は、 $F_n=0.1$ 附近の全抵抗係数曲線の傾向に合せて、 $C_f(1+K)$ の曲線を引くと言う通常の方法を用いて定めた。

かくして、TRY-1-C、TRY-1-W 各々単独の場合に K=0.12、TRY-1-CAT. (2K/L=0.3 および 0.4) に 対して K=0.17、TRY-1 のすべての状態に対して K=0.14 と言う値を得た。後進の場合を除くすべての状態 において低速時のデータは良くまとまっていた。

単胴の K=0.12 と言う値は、本船の slenderness に対してやや大きい。これは、本船型が船尾端にバルブを 有するため、流れがそこで剥離を生じ、圧力抵抗が増加したためであろう。

双胴の場合は、単胴に較べるとKが異常に大きくなっている。この原因は各胴が左右対称な形状を有する故で あろう。Pien⁷⁾ は同様の現象を経験し、Kの増大を避けるためには、隣接する胴の影響を採り入れて流線追跡を 行って船型を定めればよいと報告している。

Kの増大をもたらす流体力学的現象は、各胴の周囲に発生する循還流に基づく誘導抵抗と考えられる。各胴が 左右対称である時、胴間の流れはノズル効果により、外側の流れより速くなり、循還が発生すると考えられる。 従って循還の発生を防止するためには、各胴に外向きの camber を若干つけてやればよい。Pien の求めた船型 はこの様な形状を有する。

三胴船の場合は、双胴に較べてKが若干減小している。著者の想象では、この原因は、一つには center hull がノズル入口で整流効果を発揮すること、二つには胴間の流れは後方に向う拡散的流れとなって居るため、その部分での圧力上昇が双胴部船体へ作用し、若干のマイナスの圧力抵抗を受けている事が考えられる。いずれにせよ三胴船のKは単胴に較べてわずかに大きい程度であるから、この問題をつきつめて考える事は今のところ必要 無さそうである。

5まとめ

双胴船の発展的延長として三胴船に着眼し,その高速域における造波特性を線型理論に基づいて考察し,造波 抵抗の小さい三胴船を探究した。ここから得られた見通しに従って,Inuid 高次船型を用いて曳航試験および波 形観測を行った。その結果判明した主要な点を以下に記す。

- 1) 三胴船において各胴の波を相互に打消し合せしめ、造波抵抗を減少させるためには、各胴の長さが同じで 造波特性が相似であるとき、双胴部分の排水量は center hull の $1.2\sim1.4$ 倍、双胴間横距は 2K/L=0.4, center hull と wing hull の縦距は $X/L = \pi F_n^2$ とすればよい。
- 2) 三胴船の造波抵抗の理論的予測は,各胴の造波特性を理論的に精度良く予測できれば,これらの波形の重 ね合せによって出来る複合波系を取扱う事によって可能であり,その精度も割合良い。
- 3) 一つの胴から発生した波が他の胴にぶつかって、反射あるいは回折する現象は、 $F_n=0.3\sim0.5$ の領域で は余り目立たず、また後続する胴の造波特性も前方の胴の波によって余り変形されないようである。その 結果 2) に述べた事が近似的に成立つと考えられる。
- 4) Inuid 高次船型の hull generating singularities にいわゆる #修正を施して得られる wave making singularities を用いて造波抵抗を計算すると、単胴でも三胴でも、実測値と定量的に良く一致する。しかしフルード数に関して、造波抵抗曲線のズレは依然として存在する。
- 5) 今回使用したような Inuid 高次船型に関する限りでは、 μ修正は造波抵抗値における理論と現実のギャッ プを単に埋めるにとどまらず、ミクロな波の構成においても、現実をかなり良く近似しているようである。
- 6) 左右対称の胴を用いた双胴船の form factor K は、単胴のKよりかなり大きい。しかし、三胴船においては、Kの増加はわずかである。

謝 辞

本研究のうち,水槽試験はすべて東京大学船型試験水槽において実施させていただきました。研究を進める中 で,終始ご懇切なご指導を賜りました乾教授,梶谷助教授ご両名に深く感謝申上げると共に,特殊な船型でしか も実験状態数も多く,精度も要求される実験に協力され貴重なデータを確実に計測された水槽関係者ご一同に厚 くお礼申上げます。 三胴船の抵抗特性

参考文献

- 1) H. Lackenby & C. Slater : The case for multi-hulled ships with particular reference to resistance characteristics, SNAME (1968).
- 2) J. T. Everest: Some research on the hydrodynamics of catamarans and multi-hulled vessels in calm water, NPL ship report 128 (1968).
- 3) T. H. Havelock : Wave patterns and wave resistance, INA, (1934).
- 4) T. H. Havelock : The calculation of wave resistance, Proc. Royal Soc. A, Vol. 144 (1934).
- 5) 乾 崇夫:実験船型学と造波抵抗理論,造波抵抗シンポジウムテキスト,(昭和40年).
- 6) 乾 崇夫, 梶谷 尚, 福谷直通, 山口真裕: 高次船型の造波機構, J.Z.K. Vol.124 (1968).
- 7) P.C.Pien: Motion and resistance of a low-waterplane-area catamaran, 9th Symp. on Neval Hydrodynamics, Paris, (1972).

41