

第176研究部会

海上幹線輸送システムに適する双胴船船型に
● 関する調査研究

報 告 書

昭和54年3月

● 社団法人
日本造船研究協会

今後のわが国の陸上輸送には多くの制約要因が考えられるので海路利用を促進して内航海運を貨物の発生地から目的地までの一貫輸送システムの一部としてとらえた海上幹線輸送システムを導入する必要があるが、これに適合する船型として甲板面積を大きくとりうる双胴船船型が最も有力なものと考えられる。

しかし、航洋双胴船船型については現在技術的に未知の点が多いので、本研究はその推進・運動性能及び構造強度等を明確に把握することを目的とし、本年度はそのうち対称船型の平水中抵抗・自航試験、非対称船型の性能計算プログラムの解析、非対称船型の平水中抵抗試験、及び対称船型の波浪中運動性能の理論解析と波浪中自航試験を行った。

はしがき

本報告書は、日本船舶振興会の昭和53年度補助事業「新船型の開発に関する研究（海上幹線輸送システムに適する双胴船舶型に関する調査研究）」として、日本造船研究協会が第176研究部会においてとりまとめたものである。

第176研究部会委員名簿（敬称略、順不同）

部会長	横尾 幸一（日本造船技術センター）	
委員	井上 徹（日立造船）	大久保 広海（日本郵船）
	岡野芳樹（川崎重工業）	荻野繁之（佐野安船渠）
	菅信（船舶技術研究所）	日下幹生（大阪造船所）
	高井忠夫（日立造船）	高津浩治（来島どっく）
	小山健夫（東京大学）	郷田国夫（船舶技術研究所）
	篠原喜代美（函館ドック）	須藤正信（日本钢管）
	田崎亮（石川島播磨重工業）	田代新吉（日本海事協会）
	田中拓（船舶技術研究所）	田中重憲（昭和海运）
	田村欣也（三菱重工業）	千葉新一（日本造船技術センター）
	永松秀一（住友重機械工業）	平野雅祥（三井造船）
	藤井齊（三菱重工業）	藤本亮典（日本钢管）
	不破健（船舶技術研究所）	三浦富雄（かもめプロペラ）
	山崎芳嗣（佐世保重工業）	山名俊茂（大阪商船三井船舶）
	吉野信治（三井造船）	

幹事会委員名簿（敬称略、順不同）

主査	横尾 幸一（日本造船技術センター）	
委員	小山健夫（東京大学）	郷田国夫（船舶技術研究所）
	須藤正信（日本钢管）	田崎亮（石川島播磨重工業）
	田中拓（船舶技術研究所）	田村欣也（三菱重工業）
	千葉新一（日本造船技術センター）	藤井齊（三菱重工業）
	不破健（船舶技術研究所）	吉野信治（三井造船）

目 次

1. 緒 言	1
2. 双胴船船型の推進性能試験	2
2.1 対称船型の平水中における抵抗、自航試験	2
2.1.1 試験の計画	2
2.1.2 試験結果	2
2.1.3 馬力推定	16
2.2 非対称船型の研究	16
2.2.1 緒 言	16
2.2.2 非対称双胴船の設計法	17
2.2.3 計算結果と船型の設計	20
2.2.4 模型試験	21
2.2.5 考 察	24
参考文献	25
3. 双胴船船型の運動性能試験	47
3.1 計 画	47
3.2 船体運動の推定計算	48
3.3 試験結果	49
3.4 結 言	51
参考文献	52
4. 結 言	74

1. 緒 言

我が国は細長くのびた4つの島を主たる領土として居り、面積に比べて海岸線が非常に長いばかりでなく、山地が多いために貨物を輸送する道路の面積には限度がある。

一方、昭和49年の石油危機を境として我が国の経済は高度成長より安定成長へと大きく転換したのにも拘わらず、貨物の輸送量は年々増大の一途を辿っている。昭和60年頃には国内貨物輸送量は現在の2倍の量になるといわれ、しかも雑貨のウエイトが増してくることが予想される。

以上のようなことを考えれば、将来の国内貨物輸送としては、海路を利用しなければならないものと思われる。この海路輸送を能率良く行うためには、内航海運を貨物の発生地から目的地までの一貫輸送システムの一部としてとらえる必要があり、この新しい海上新幹線システムを開発するために、その第一段階として双胴船の船型開発を行うこととし、昭和52年度を初年度とする3ヶ年計画の研究開発を策定した。昭和52年度には双胴船の研究に関係ある文献を時間の許す限り広範囲に調査するとともに、対称船型に関しては推進性能の調査、船型計画、船体およびプロペラの設計を行い、非対称船型に関しては、流速分布の対称化による双胴船型の改良用の計算プログラムを完成した。

昭和53年度は、52年度の研究に統いて、対称船型に関しては中型双胴船の推進性能試験および運動性能試験を行うとともに、非対称船型に関しては理論計算に基づく船型設計およびその船型による水槽試験を行なった。

以下に、章を分けて、各項目の試験結果の概要について述べる。

2. 双胴船船型の推進性能試験

2.1 対称船型の平水中における抵抗、自航試験

2.1.1 試験の計画

先に報告(S 53、SR176報告書)された双胴船の標準間隔として全幅 0.3 L_{P,P}においては、FULL LOAD 及び BALLAST(75%△F、TRIM 1.0%L_{P,P})の抵抗及び自航試験の実施をするとともに、全円計測の伴流試験、双胴内波高計測、船首尾端の船体沈下量の計測を行うこととした。

双胴間隔の抵抗に及ぼす影響を調べるために全幅 0.4 L_{P,P}、および全幅 0.5 L_{P,P}と双胴間隔を幅広とし、FULL LOAD 時における抵抗試験を行い、これら 3 船型の基本的な船型として、DEMI-HULL での抵抗、自航試験を併せて行うものとする。

(1) 主要目及び実験状態

実験に使用した双胴船の正面線図および横載面積曲線を Fig. 2.1.1 および Fig. 2.1.2 に、主要目をその試験状態とともに TABLE 2.1.1 に示す。

また模型船の S.S. NO. 9% と F.P. より前方 45.0 mm には乱流促進のため STUDS を装着した。

双胴船間隔の変化によって内側の波の盛り上り量および、その位置が変化するので、双胴間隔に応じて模型船の曳航点高さを変更せざるを得なかったので、M.S. NO. 3539B に対して曳航点高さによる抵抗の変化を調べたが、ここで使用した範囲内においては、曳航点の高さによる抵抗その他の変化は殆んど見られなかったので、そのことを考慮し各模型船に対して適当と思われる曳航点を採用し実験を行った。

自航試験に使用した模型プロペラの形状図を Fig. 2.1.3 に、要目を TABLE 2.1.2 に示す。

(2) 双胴幅及び模型船番号

双胴船全幅を W とし W/L_{P,P} を HULL SPACING と名付けることとする。

M.S. NO.	3539	3539A	3539B	3539C	C'
HULL SPACING(W/L _{P,P})	0.3	0.4	0.5	DEMI HULL	∞

2.1.2 試験結果

(1) 抵抗試験

Fig. 2.1.4 に各船型の抵抗試験結果を、Fig. 2.1.5 に DEMI-HULL の抵抗試験結果を、また Fig. 2.1.6 に DEMI-HULL を双胴間隔無限大として計算した結果を造波抵抗係数 F_W の形でフルード数をベースに示す。

M.S. NO. 3539 に対しては、満載およびバラスト状態、他の模型船に対しては満載状態に対するものである。

これらの試験により得られた形状影響係数 K の値を下記に示す。

M.S. NO.	FULL LOAD (K)	BALLAST (K)
3539	0.15	0.18
3539A	0.15	—
3539B	0.15	—
3539C	0.11	—

ただし、摩擦抵抗はシェーンヘルの摩擦抵抗係数より計算した。

以上の結果から見ると、造波抵抗係数 r_W はM.S.NO.3539のFULL LOAD、BALLAST及びM.S.NO.3539AのFULL LOADともハンプ、ホールの傾向は大体同じような傾向を示しているがM.S.NO.3539Bでのそれは多少ではあるが、移動した形を表わしている。

Fig. 2.1.6に示した各船型の r_W の中でDEMI-HULLの双胴間隔を∞にした r_W は、ハンプ、ホールの傾向は似ているが、その傾斜はゆるやかである。

また各船型のHULL-SPACING K = 0.3～0.5の船速を一定とした場合の双胴間隔に対する造波抵抗係数の比 $r_W/r_{W\infty}$ の変化をFig. 2.1.7に示す。

これにより、計画速力 $F_n = 0.328$ 附近では、双胴間隔を大にすることにより r_W の値が双胴船間隔∞の時の値に近づく事が明らかになったが、全体から見て、双胴間隔が0.4附近に r_W の極小になる点が集中している。

(2) プロペラ単独試験

本双胴模型船に使用した模型プロペラの単独試験結果をFig. 2.1.8に示す。

試験を行った時の状態等は図中に示してある。

(3) 自航試験

M.S.NO.3539(標準船型)のFULL LOAD、BALLASTと、M.S.NO.3539C(DEMI-HULL)のFULL LOADにおける2船型の自航試験を行いその結果をFig. 2.1.8に示すプロペラ単性能曲線を用いて解析した自航要素等をFig. 2.1.9に示す。

各載貨状態とも実航の粘性抵抗に対する粗度修正係数 ΔC_f として 0.4×10^{-3} を仮定し、かつ前記の形状影響係数Kを考慮して計算したものである。

Fig. 2.1.9によれば、 r_R 、 $1 - W_T$ は前年度報告で記載の推定値(0.816)に近い値を示しているが、 $1 - t$ は0.84の推定に対し約0.805となった。

これは抵抗試験の結果の相違によるものと思われる。

全体としては多数のTYPE-SHIPから見て妥当な値と考えられる。

なお、試験中の模型船の船側波形写真をPHOTO. 2.1.1に示す。

(4) 伴流計測

M.S.NO.3539(標準船型)のFULL LOADにおけるクン型ピトー管による全圧計測結果をFig. 2.1.10に示した。

本計測時における速力は計画速力の $F_n = 0.324$ 、計測断面はA.Pより97.1mm前方の位置(プロペラの0.7Rのピッチ面に相当)で行った。

INSIDEは双胴船内側を表わしている。

また、NOMINAL WAKEは0.145であった。

(5) 双胴内波高、波形計測

M.S.NO.3539(標準船型)のFULL LOADにおける双胴内波高をS.S.NO.9%よりS.S.NO.6までの範囲に対して、中心線において点接触による水面追従型を使用して計測した。その結果をFig. 2.1.11に示した。

この場合の0は半水面におけるFULL LOAD CONDITIONのDRAFTを表わしている。

計画速力($F_n = 0.324$)における最大波高は実船値で約1.5mにも達することが分り、さらに $F_n = 0.35$ になると約2.2mに達した。

また波高の最大となる位置は速力が増加するにつれて後方にずれている。

しかしながら標準幅(M3539)船型のみの計測であるので、今後双胴間の幅をK = 0.4、0.5と変化させた場合と比較する必要があると思われる。

Table 2.1.1 Principal Particulars of Models and Test Conditions

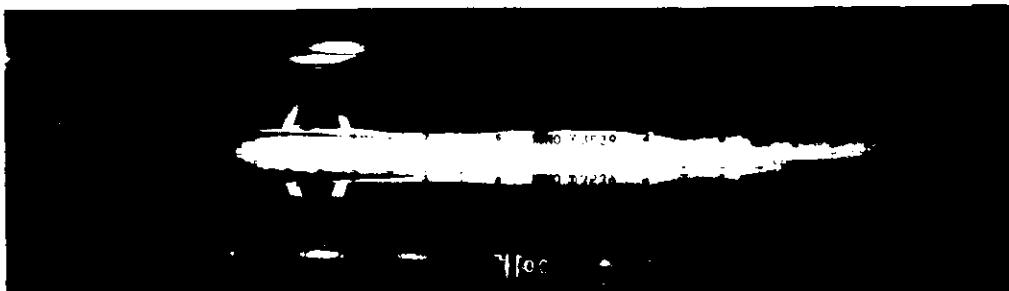
M. S. NO.	3 5 3 9	3 5 3 9A	3 5 3 9B	3 5 3 9C
LPP (m)	4 5 0 0 (1 0 0 0 0)			
LWL (m)	4.6125 (1 0 2.50)			
※ 1 B (m)	0.4 5 0 0 (1 0 0 0)			
※ 2 及脳間隔 (m)	1.3 5 0 0			
CONDITION	FULL LOAD	BALLAST	FULL LOAD	DIMI + HULL
▽K _P (%)	1.00	7.5	1.00	
DRAFT	0.2700 { 6.00 }	0.2352 0.2127	0.1903 { 2.70 } { 6.00 }	
TRIM	0	0.0450 10%L.P.P.	0	
▽M (m ³)	0.63549	0.47685	0.63549	0.31775
S _M (m ²)	6.5881	5.4660	6.5881	3.2940
I _B		1.00		
B/d	1.667	2.116	1.667	
▽L ³ × 10 ⁻³	6.974	5.233	6.974	3.487
C _B	0.580	0.552		0.580
C _P	0.612	0.592		0.612
C _M	0.948	0.934		0.948
ℓ _{cb} (%)	+ 1.381	+ 1.665	+ 1.381	
PROP. IMMERSION	0.975	0.782		0.975
RANGE OF SPEED	※3 0.07 ~ 0.36	0.07 ~ 0.38	0.07 ~ 0.36	
(F _m)	※4 0.25 ~ 0.36	0.28 ~ 0.38	—	0.25 ~ 0.36
TEMP. OF WATER (C)	2.27	2.27	2.27	2.26

備考
 ※ 1 Bは单脳幅を示す。
 ※ 2 双脳間隔は外側の距離を示す。
 ※ 3 抵抗時の速度範囲を示す。
 ※ 4 自航時の速度範囲を示す。
 ()内の数値は実船に対する値を示す。

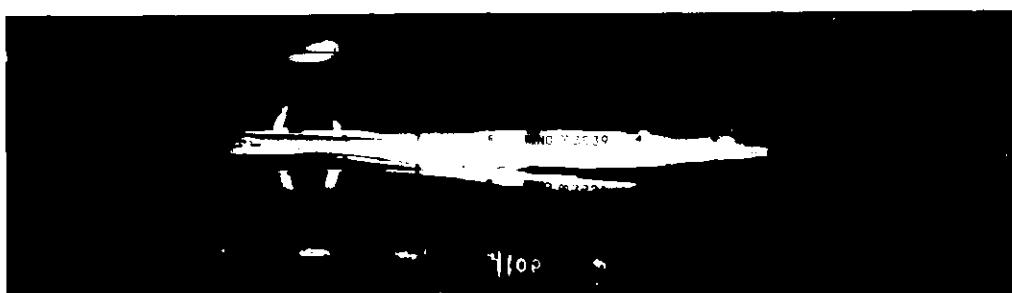
Table 2.1.2 Particulars of Model Propeller

	MODEL	ACTUAL
DIAMETER	180.00 MM	4.000 M
BOSS RATIO	0.18	
PITCH (CONST.)	163.40 MM	
PITCH RATIO	0.9080	
EXPANDED AREA RATIO	0.7180	
MAX. BLADE WIDTH RATIO	0.4060	
BLADE THICKNESS RATIO	0.0500	
ANGLE OF RAKE	10.00	
NUMBER OF BLADES	4	
BLADE SECTION		M A U - TYPE
DIRECTION OF TURNING		HANDED

MODEL SHIP NO. 3539
TEST CONDITION FULL LOAD

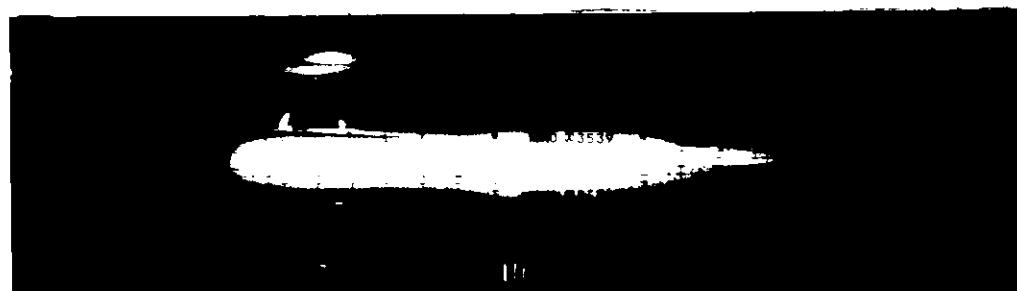


$V_s =$ _____ knot $v_M =$ 0 m/sec $F_n =$ _____



$V_s =$ 21.5 knot $v_M =$ 2.35 m/sec $F_n =$ 0.35

TEST CONDITION BALLAST



$V_s =$ _____ knot $v_M =$ 0 m/sec $F_n =$ _____



$V_s =$ 22.9 knot $v_M =$ 2.5 m/sec $F_n =$ 0.37

Photo. 2.1.1

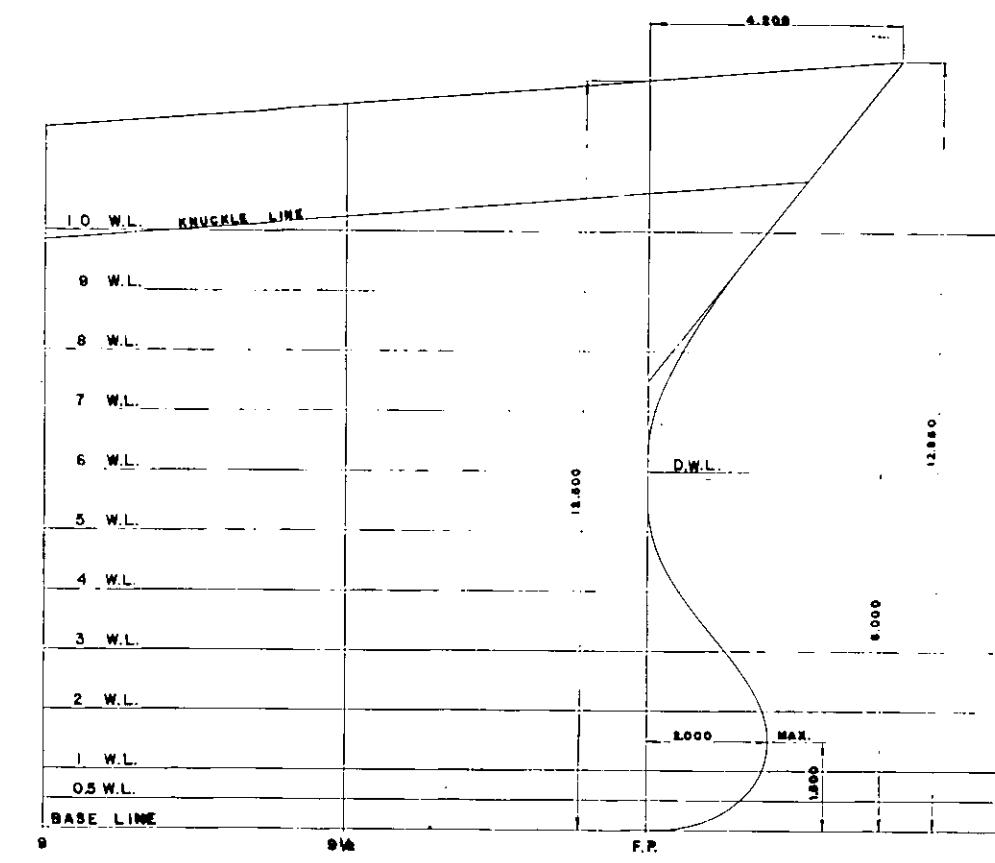
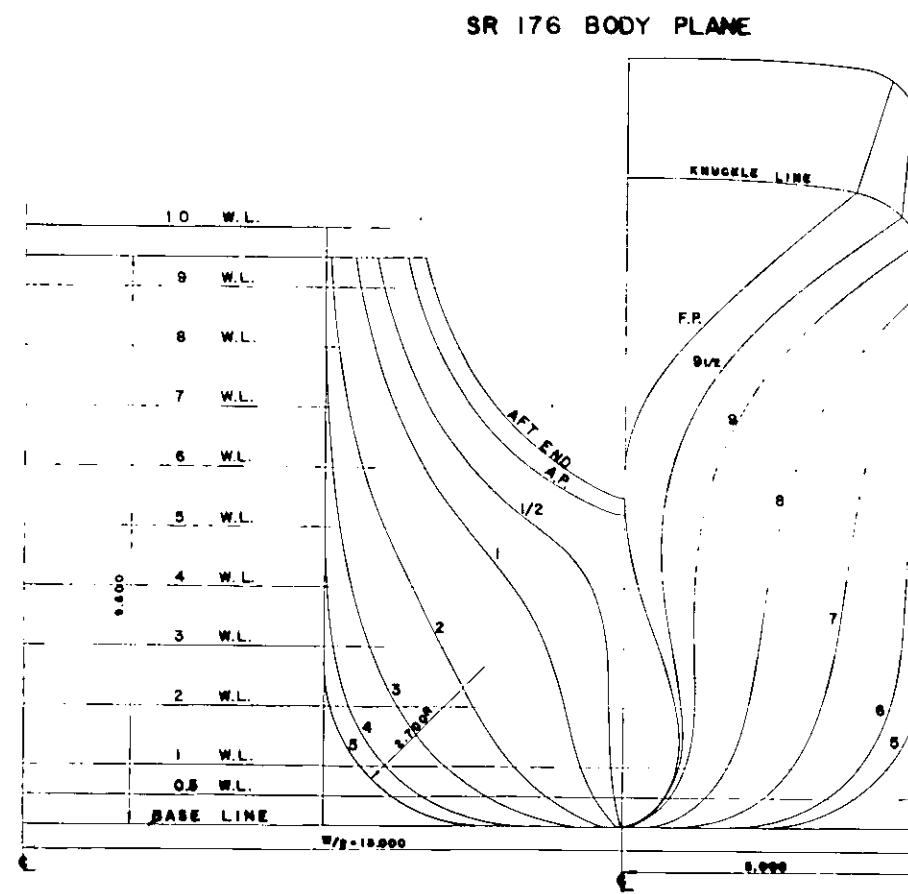
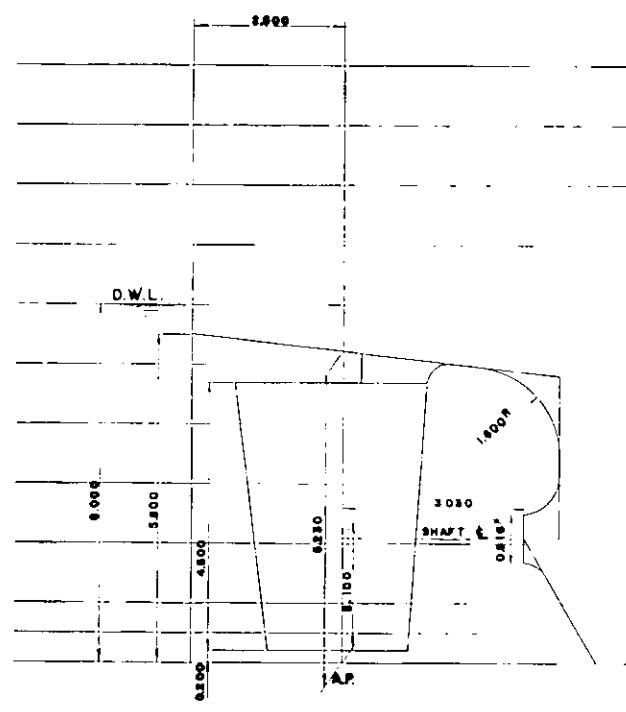


Fig. 2.1.1 Body Plan and Stern contours of Demi-Hull

SR 176 SECTIONAL AREA & WATER PLANE CURVES

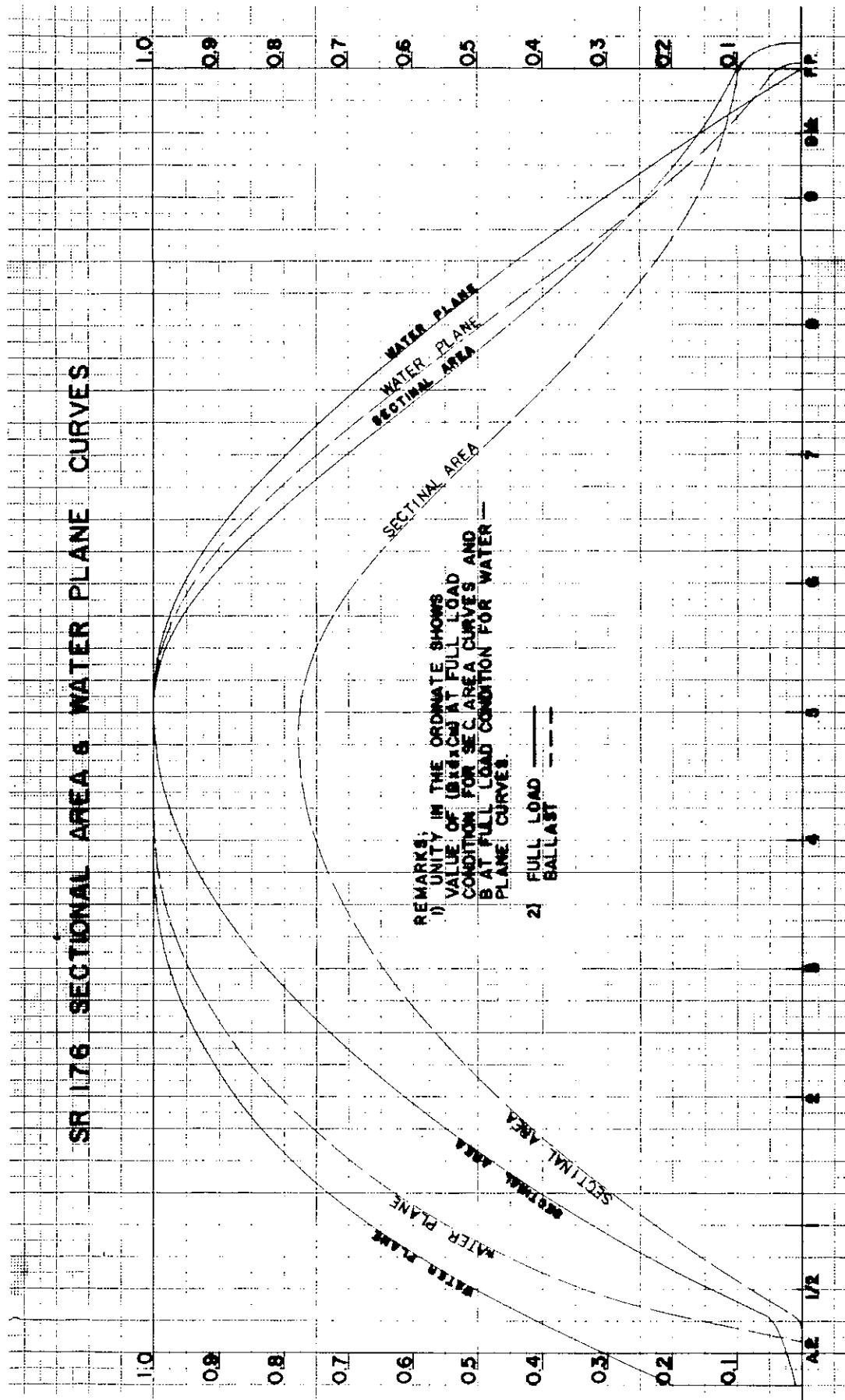


Fig. 2.1.2 Sectional Area and Water Plan Curves of Demi-Hull

SR 176 MODEL PROP.

SCALE = 2/1 UNIT = mm

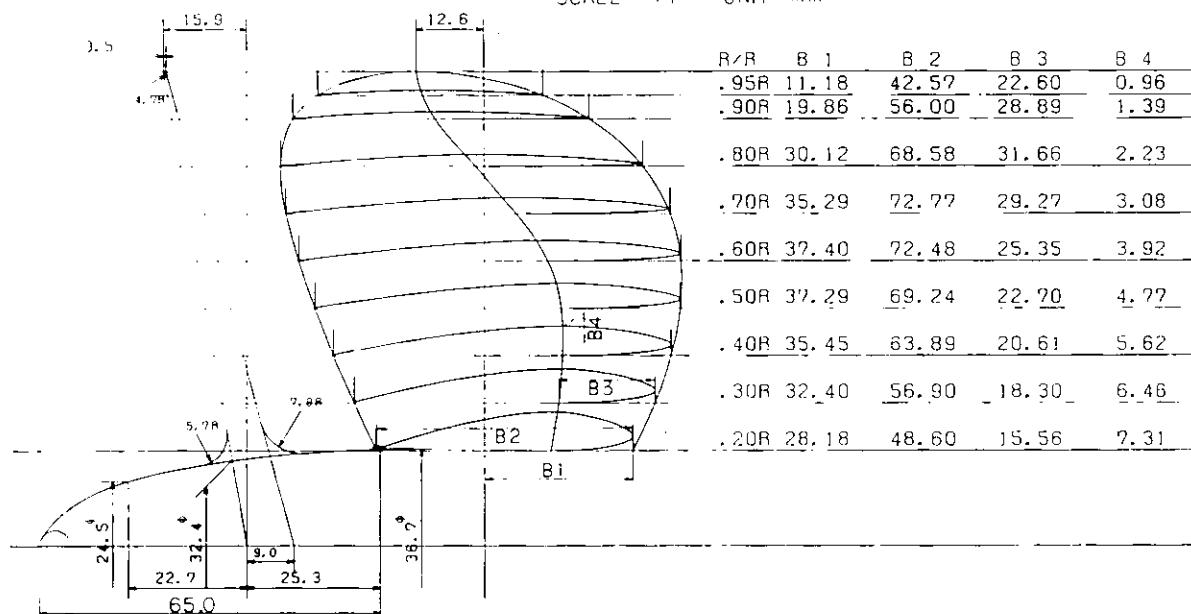


Fig. 2.1.3 Outline of Model Propeller

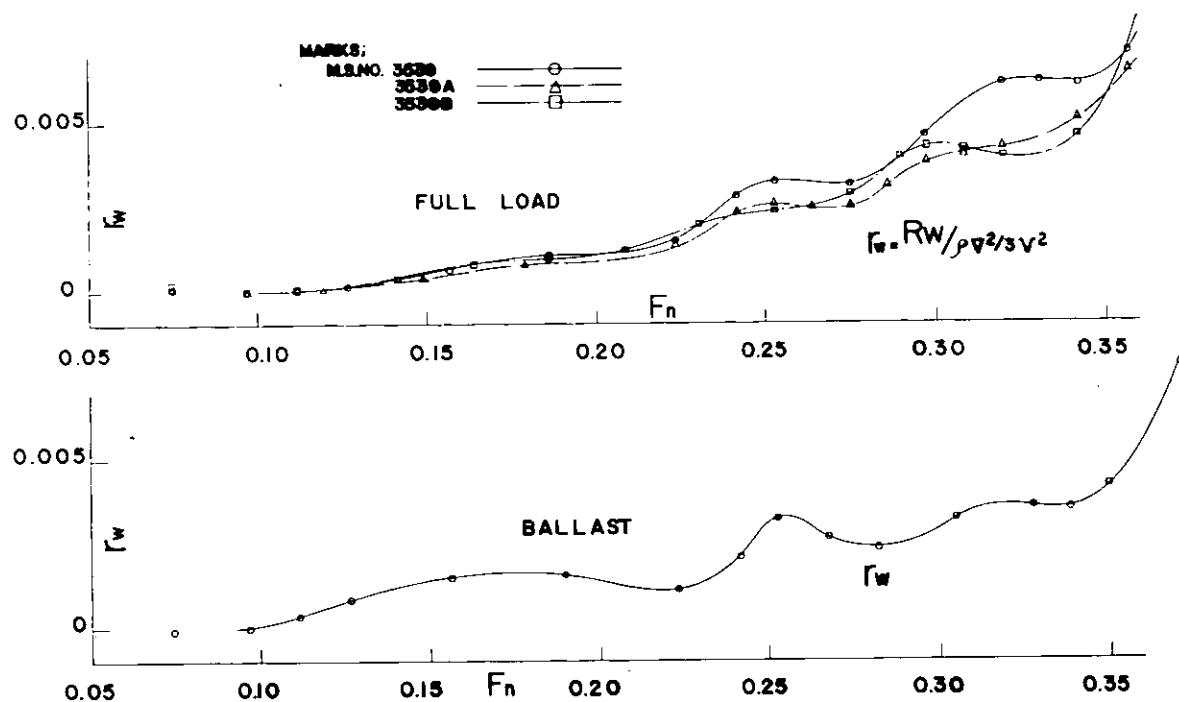


Fig. 2.1.4 Result of Resistance Test of Twin-Hull Models

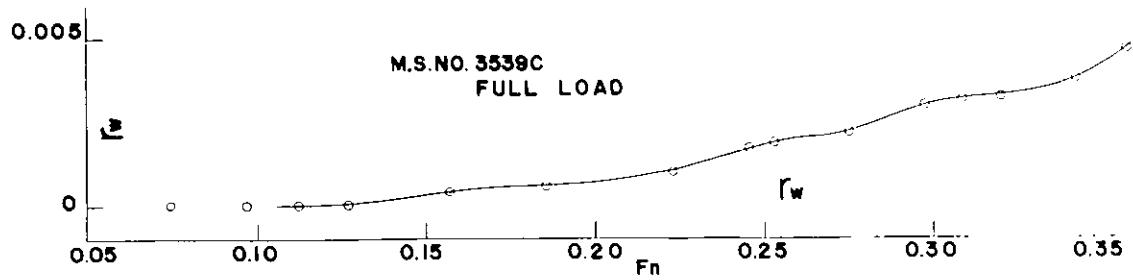


Fig. 2.1.5 Results of Resistance Test of Demi-Hull Model

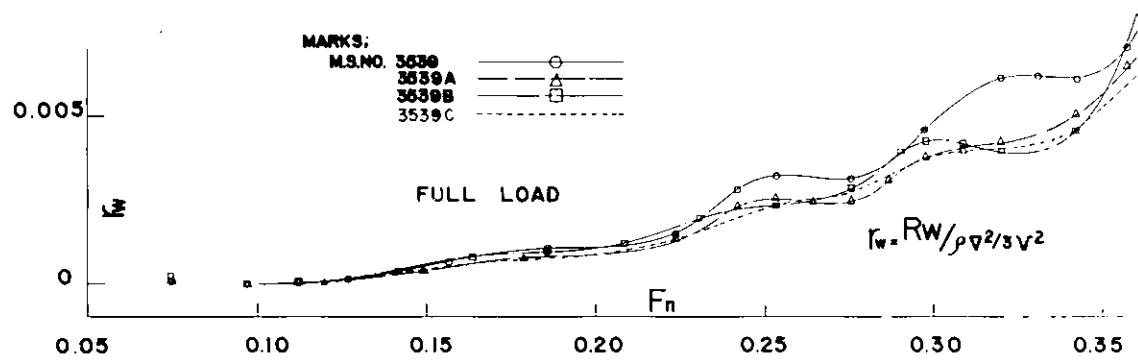


Fig. 2.1.6 Comparison of r_w of Twin-Hull Models with Various Hull Spacing

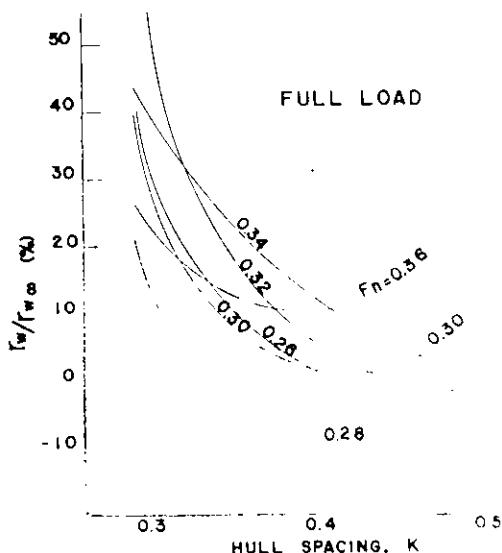


Fig. 2.1.7 Effect of Hull Spacing on r_w

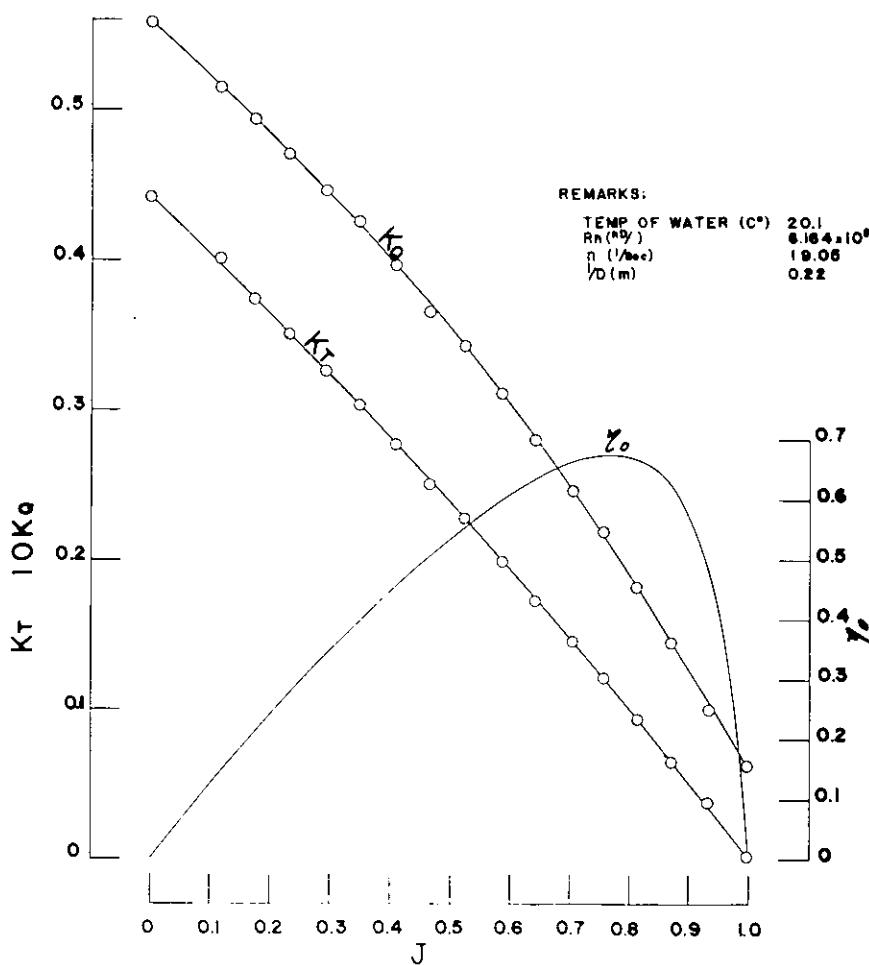


Fig. 2.1.8 Result of Propeller Open Test (Ahead)

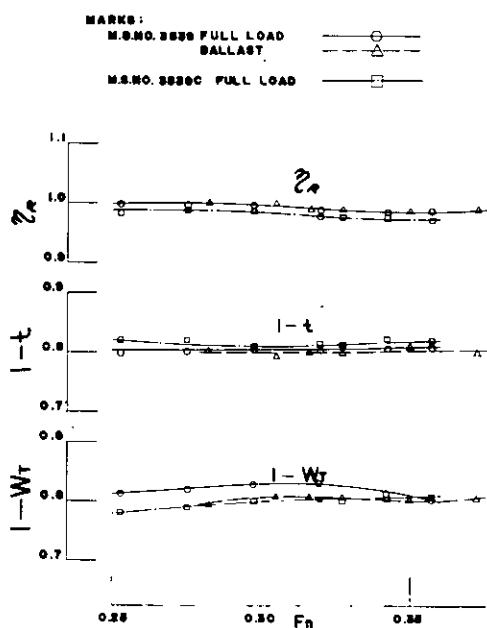


Fig. 2.1.9 Results of Self-Propagation Test

REMARKS:
TEMP. OF WATER($^{\circ}$ C)=22.0
 $F_n = 0.324$

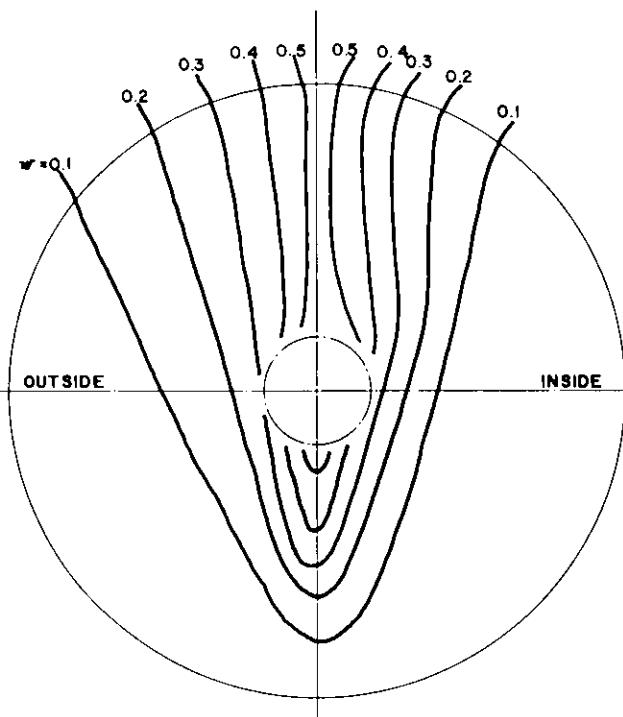


Fig. 2.1.10 Wake Distribution of M3539 at Full Load condition

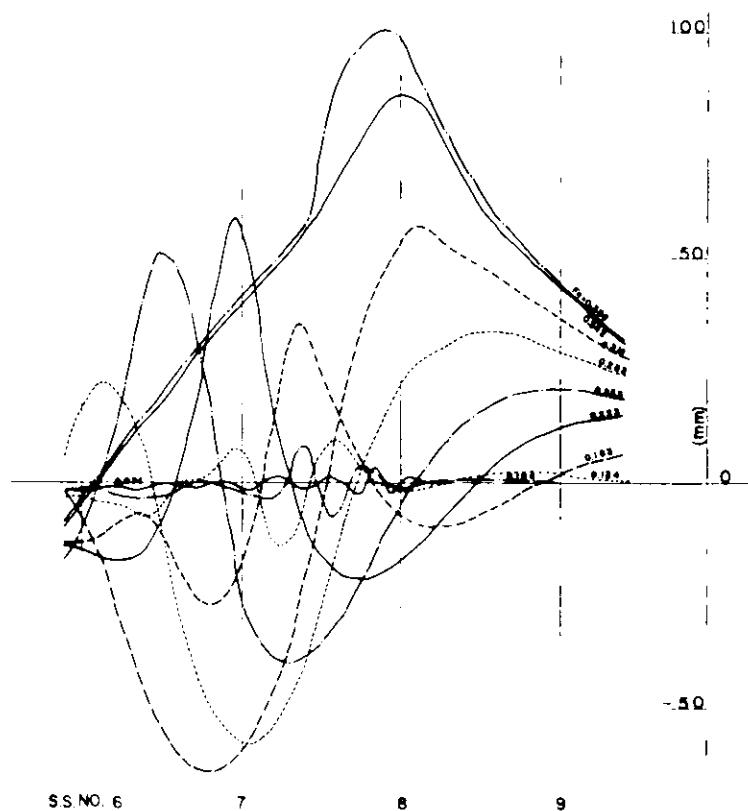


Fig. 2.1.11 Wave Profile at Center Plane of Twin Hull Ships at Full Load Cond.

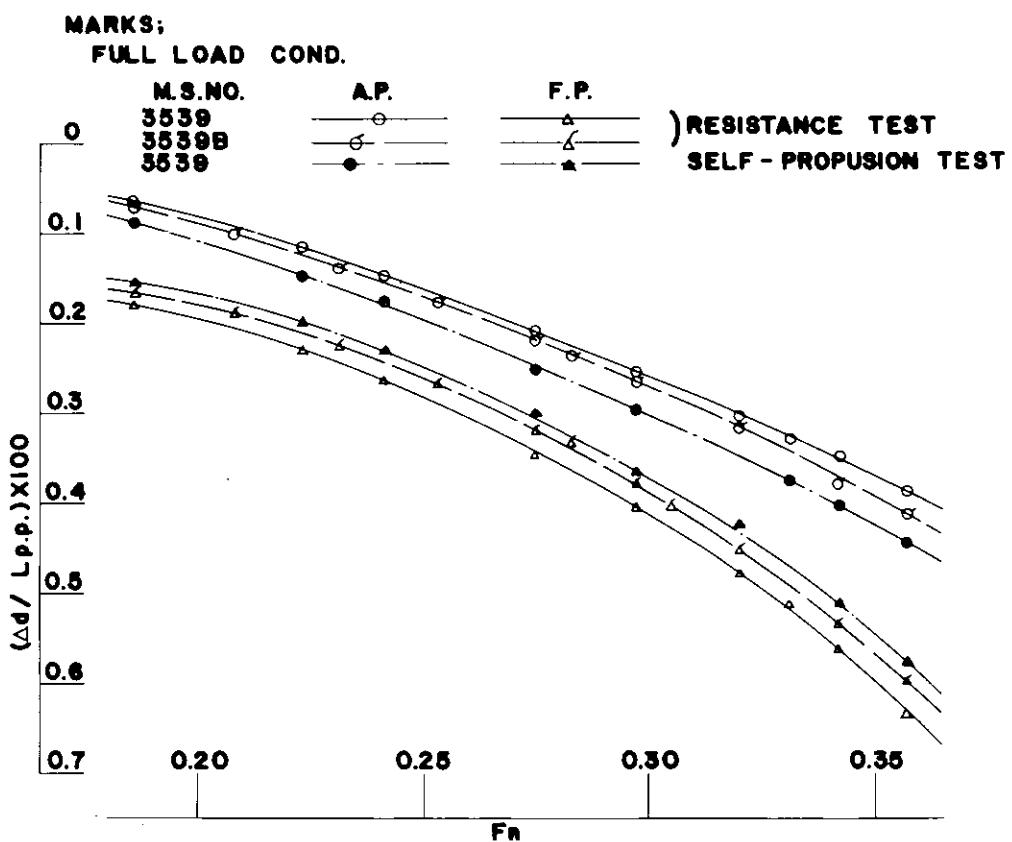


Fig. 2.1.12 Dipping of Models at Resistance & Self-Propulsion Test

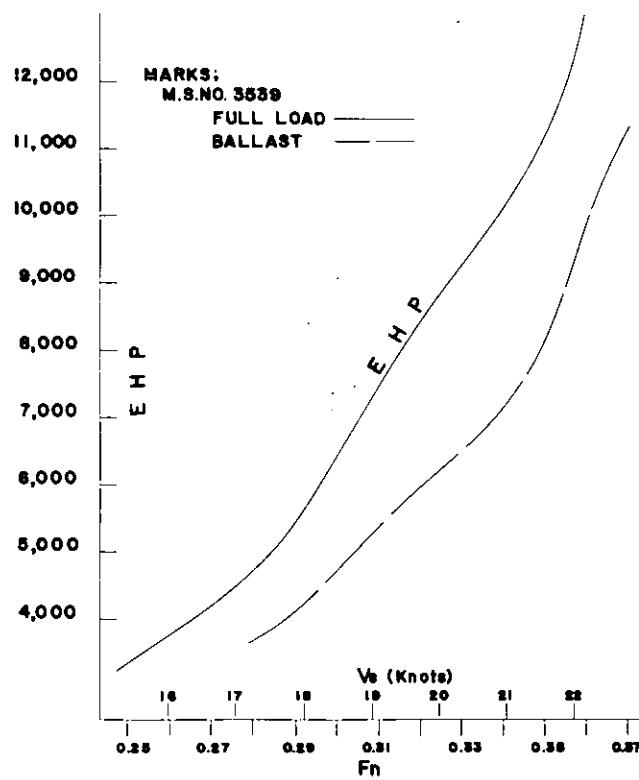


Fig. 2.1.13 EHP Curves of Standard Ship

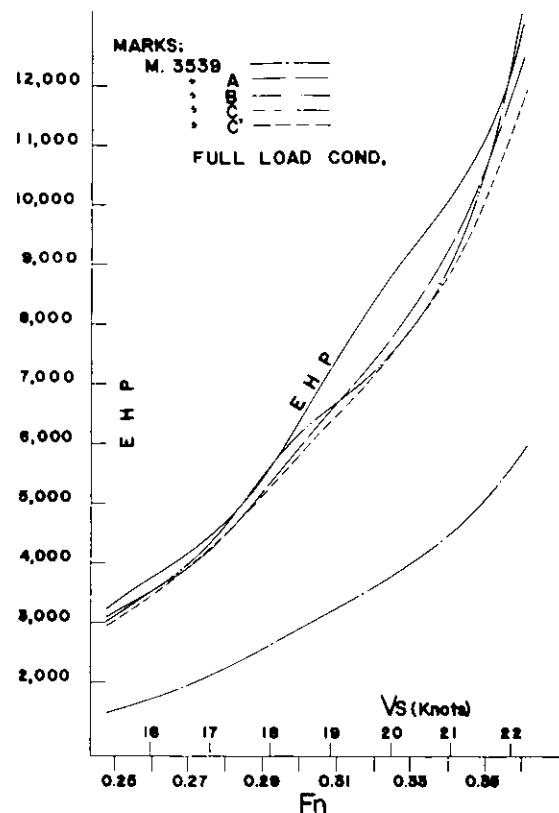


Fig. 2.1.14 EHP Curves at Full Load Condition

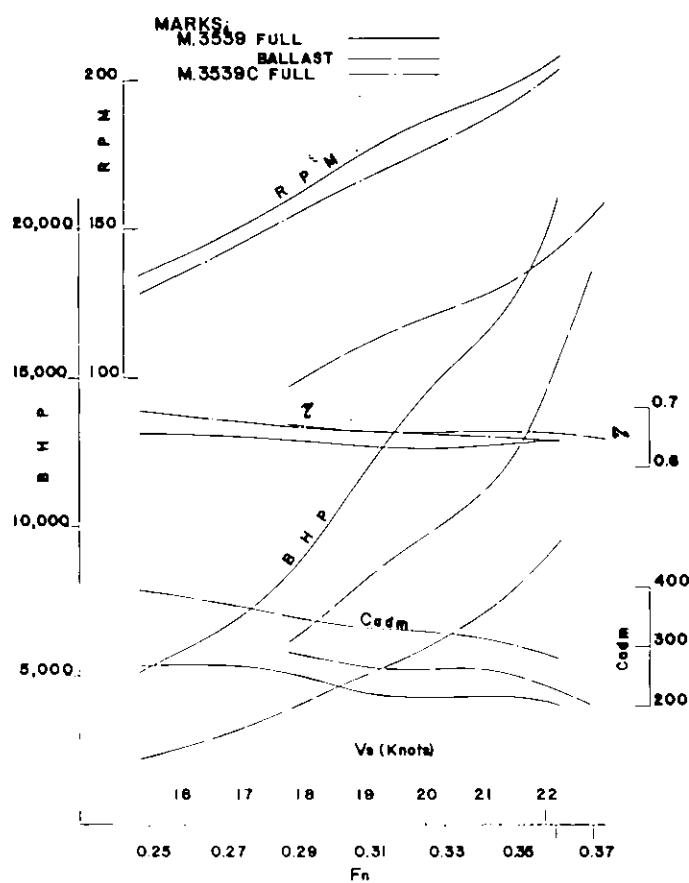


Fig. 2.1.15 BHP Curves

(6) 船首尾船体沈下量の計測

M.S.NO.3539(標準幅船型)、M.S.NO.3539B(幅広船型)のFULL LOADにおける抵抗試験時の船体沈下量(Δd)と標準幅船型のFULL LOADにおける自航試験時の船体沈下量をFig. 2.1.12に示す。

双胴船間隔が大になると船首の沈下量が減少し、船尾の沈下量が増大すること、自航試験時には抵抗試験時に比べて、船首の沈下量が減少し、船尾の沈下量が増大することが示されている。

2.1.3 馬力推定

Fig. 2.1.13にM.S.NO.3539(標準船型)のFULL LOAD、BALLASTの有效馬力を、また各船型のFULL LOADにおける有効馬力の比較図をFig. 2.1.14に示す。

この計算に当っては実船に対する ΔC_f としてFULL LOAD、BALLASTとも 0.4×10^{-3} を用いた。

実船のプロペラ回転数及び、BHP等はFig. 2.1.15に示したが、BHPの計算に当っては伝達効率 η_t を1/1.03とし、模型船と実船とのウェーキ・レショは1.0として行った。

本船の計画速力としては、90% MCR、25% S.M.で20.35 Ktの速力を得た。

この時のプロペラ回転数は189回転である。

DEMI-HULLでは(7.596馬力)、上記と同じ出力で21.28 Ktでプロペラ回転数は約190回転である。

またMCR 21.100 PSにおけるプロペラ回転数は207.5回転で2.5回転少ない。

2.2 非対称船型の研究

2.2.1 緒言

海上輸送の形態が様々に変化しつつある中で、甲板面積の広い双胴船の特徴を利用した輸送効率の高い新しい海上輸送システムが研究されている。在来船型の細長い空間から解放されて幅が広く自由度の大きい甲板を持つ双胴船には、将来に様々な可能性を画くことができるが、それだけでなく双胴船型の持つ波浪中の性能や操船上の性能にも重要な特色を見逃すことが出来ないものがある。

しかし一方で双胴船は浸水表面積が在来船型の約2倍あるため推進性能が悪くなることと、横揺れ復元力が過大なために乗心地が悪いことなどに重要な欠点がある。この乗心地の改善のためには、双胴間隔をせばめることができ一つの方法であるが、この方法には推進性能上の双胴干渉が増加して抵抗の増大を招く一面もあるので、双胴間隔の減少には限度があるとされている。しかし、流体力学的に上記の双胴干渉を排除する船型の設計が可能ならば、双胴船の設計にはさらに新たな自由度をひらくことができて、性能の改善に役立つに違いない。

一般に知られているように、双胴船の抵抗に及ぼすdemi-hull相互の干渉(すなわち双胴干渉)には、造波抵抗と粘性抵抗の干渉がありそれが独立のものと考えられている。しかし双胴船の抵抗の研究はこれまで主に造波抵抗が中心で、粘性抵抗については余り研究されていなかった。これは双胴間隔が比較的大きな船型が研究対象になっていた事が一つの理由と思われるが、別の理由として、双胴船では抵抗成分についての考え方方がよく整っていないため、模型試験の結果が十分に検討されなかつた一面もあるのではないかと思われる。

しかし近年になってPien⁽¹⁾、Lin⁽²⁾等はFroude数が0の条件で双胴干渉のない船型の設計法を提案した。Pien等は双胴干渉をdemi-hull周りに生ずる渦抵抗と考えて、Pienは流線追跡法によって、Linはdemi-hull中心線(center line)に渦を発成しないような反り(non-cross-flow camber)を与えることによって目的を達するように考えた。この結果双胴船の各 demi-

hull 周りの流れは、**demi-hull** の原型(**camber** を与える前の形状)が単独で航走している状態に相当している。この船型を流れを左右舷対称化した双胴船の**demi-hull**と呼んでおり、以下本報告で単に非対称**demi-hull**または非対称双胴船の**demi-hull**とはこの船型を指している。

非対称双胴船の設計の考え方だけでは、造波抵抗の双胴干渉を改善することはできない。双胴船の造波抵抗 C_{wC} は、 $A(\theta)$ を **demi-hull** 単独航走時の重率振幅関数とする時、

$$C_{wC} = 2\pi \int_0^{\frac{\pi}{2}} A^2(\theta) [1 + K(\theta)] d\theta \quad (2.2.1)$$

で示される。但し、 $K(\theta) = \cos(bK_0 \sec^2 \theta \cdot \sin \theta)$ は造波の双胴干渉係数で、 $K_0 = g/U^2$ 、 b は双胴間隔(船首尾線間の距離)を示す。したがって **demi-hull** 船型に波なし船型を選ぶことによって $A(\theta)$ を小さくできれば、ある程度は造波抵抗の小さい双胴船を設計することができる。本研究はこの考え方によっているが、直接に双胴干渉係数を含めて造波抵抗を最少化しようとする試みもある⁽³⁾。

前年度の報告でも述べたように、本研究では非対称双胴船の設計法を研究し、特に流れの対称化が抵抗の軽減に寄与する程度を調べることを目的としている。以下に本研究実施のために開発した Hess-Smith 法計算プログラムを利用した簡易な非対称双胴船の設計法を提案し、計算によって双胴船 **demi-hull** に適当な **camber** を付けることによって流れが対称化できることを示す。さらに 4 m 模型船を作製して、抵抗等を計測した結果について報告する。

模型試験の結果では流れの対称化によって双胴船の抵抗を軽減することについては、余りよい見通しを得ることができなかった。この原因については後に述べるが、全体を通して考えると、双胴船の抵抗の性質および設計法についての知識はまだ不十分であって、重要な問題が未解決のまま残されている。この意味で本研究の成果は、目的とした課題の解決よりもむしろ問題の整理に終った感がある。

なお前年度報告では、非対称船型の設計法として流線追跡法を予定していたが、次項に提案する計算の方法が便利であることがわかったのでこの方法を用いた。

2.2.2 非対称双胴船の設計法

非対称双胴船の設計の問題は、次のように一般化して説明することができる。幅の狭い船の船型を船体中心面の吹出し分布で表示する時、分布面は通常一般流と平行に置かれている。双胴船の**demi-hull** 設計では、**demi-hull** は反対舷の船体の作る流れの影響下にあるため、この問題は彎曲した一般流中に特異点分布面があらわれた場合の問題を研究することに相当している。これは接岸運動や制限水路中の船体周りの流れを考える場合または水面の近くを航走する没水体の問題に類似点を見ることができる。

これらの応用例から予想されるように一般流の彎曲度は小さいと仮定してもよいので、この影響を $\epsilon = R/L$ 以下の order に限定することができるし、さらに彎曲流中の渦度、剪断流れの影響も考えないことにとする。また表面波も無視しているので Pien 等と同様に曲り流れの影響を最少とする船型は、船体の左右舷の流れが対称で揚力を生じない形状のものと仮定することができる。

双胴船の**demi-hull** が彎曲の無い速度 U の一様流中に単独で置かれている時に最適な船型を **demi-hull** の原型と考えてその半幅を

$$y = t(x, z) \quad (2.2.2)$$

で示し、また非対称船型は中心線面に適当な **camber** $y_c = C(x, z)$ を与えたもので表わす。すなわち非対称双胴船の**demi-hull** の外側および内側の船型は、次式で示すことができる。

$$\begin{aligned} y_L &= t(x, z) + C(x, z) \\ y_R &= -t(x, z) + C(x, z) \end{aligned} \quad \} \quad (2.2.3)$$

この時の非対称双胴船の双胴間隔(b)、座標軸等の関係を Fig. 2.2.1 に示す。

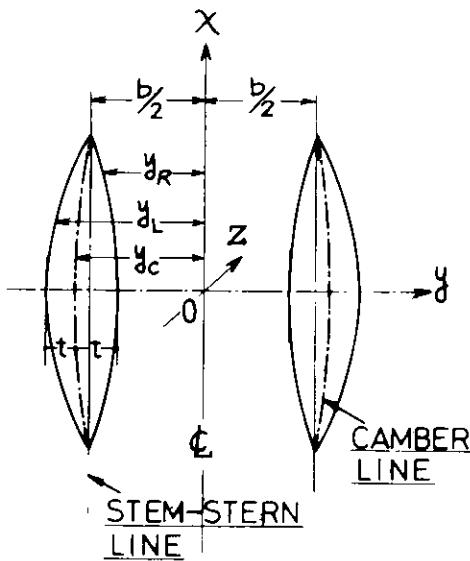


Fig. 2.2.1 Geometry of Catamaran with Asymmetric Demi-Hulls

ϕ を擾乱 potential として、船体表面の境界条件を demi-hull の内側、外側について別に示すと、

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial}{\partial y} \phi(x, y_L, z) &= -U \left(\frac{\partial y_L}{\partial x} \right) = -U \left(\frac{\partial C}{\partial x} + \frac{\partial t}{\partial x} \right) \\ \frac{\partial}{\partial y} \phi(x, y_R, z) &= -U \left(\frac{\partial y_R}{\partial x} \right) = -U \left(\frac{\partial C}{\partial x} + \frac{\partial t}{\partial x} \right) \end{aligned} \right\} \quad (2.2.4)$$

従って

$$\frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial y} [\phi(x, y_L, z) + \phi(x, y_R, z)] = -U \frac{\partial C}{\partial x}$$

$x = 0$ の初期値を考えて次式によって

$$C(x, z) = -\frac{1}{2U} \int_0^x \left(\frac{\partial \phi_L}{\partial y} + \frac{\partial \phi_R}{\partial y} \right) dx + \frac{b}{2} \quad (2.2.5)$$

camber の形状を計算することができる。

ここで(2.2.5)式の計算実行に必要な船体表面上の y 方向流速分布は、 $y = 0$ を鏡像面と考えて Hess-Smith 法の計算プログラムを利用することによって求めることができる。

しかし(2.2.5)式は次式を考慮するとより容易に計算できる。すなわち $\phi(x, y_C, z)$ を camber 上の potential とし、また ϕ_{cy} で $\frac{\partial}{\partial y} \phi(x, y_C, z)$ を示すと、

$$\phi(x, y_L, z) = \phi(x, y_C, z) + (y_L - y_C) \phi_{cy} + \frac{1}{2} (y_L - y_C)^2 \phi_{cyy} + \dots$$

$$\phi(x, y_R, z) = \phi(x, y_C, z) + (y_R - y_C) \phi_{cy} + \frac{1}{2} (y_R - y_C)^2 \phi_{cyy} + \dots$$

また(2.2.3)式より、 $y_L - y_C = y_C - y_R = t(x, z)$ であるから

$$\frac{1}{2} \{ \phi(x, y_L, z) + \phi(x, y_R, z) \} = \phi(x, y_C, z) + t^2(x, z) \phi_{cyy} + \dots$$

ϵ^2 以上の微少項を無視すると

$$\frac{1}{2} \{ \phi(x, y_L, z) + \phi(x, y_R, z) \} = \phi(x, y_C, z) \quad (2.2.6)$$

左、右舷上の potential の平均は camber 上の値に等しく、(2.2.5)式は次式で計算できることが判る。

$$C(x, z) = -\frac{1}{U} \int_0^x \frac{\partial}{\partial y} \phi(x, y_C, z) dx + \frac{b}{2} \quad (2.2.7)$$

この式は Lin の non-cross-flow camber を求める式(前年度報告 27P(4.7)式)と内容が一致している。

実際の計算の過程を Fig. 2.2.2 に示す。

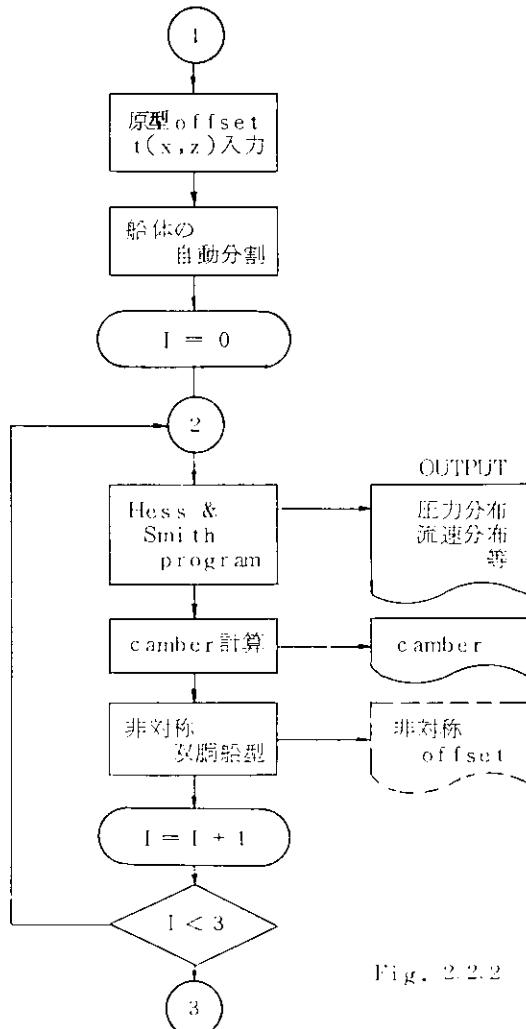


Fig. 2.2.2 Computing Flow for Design of Asymmetric Demi-Hull

最初に *demi-hull* の原型を設計目的に最適な船型に選ぶ。これを第 0 近似の *demi-hull* として反対舷の $y = \frac{b}{2}$ 線上の y 方向の流速分布を計算して(2.2.7)式によって第 1 近似の camber $y_C(I)$ $= C(x, z)$ を求め、(2.2.3)式によって第 1 近似の船型を求める。以下同様に第 I 近似の船型による potential ϕ_I によって第($I + 1$)近似の camber $y_C(I + 1)$ を求める iteration の操作を Hess-Smith 法の計算プログラムによって実行すればよい。上記の過程を形式的に示すと、(2.2.7)式は次のように書くことができる。

$$y_C(I + 1) = - \frac{1}{2U} \int_0^x \frac{\partial}{\partial y} \phi_I[x, y_C(I), z] dx + \frac{b}{2} \quad (2.2.8)$$

この計算法は、Pien の流線追跡法を用いて双胴船の船型を直接求める方法と比べて、原型の source 分布の資料がなくても計算できる利点は大きいが、さらに流線追跡法では船型が垂底化する等フレーム・ライン形状を拘束する欠点も免かれることができる。また Lin の方法と比較して考えて見ても、本方法では camber の計算を iteration によって精度を上げることが容易であり、非対称双胴船の設計を実用的なものにすることに成功している。ただし、実際の使用に当つての注意等は次項の経験を参考にして頂きたい。

2.2.3 計算結果と船型の設計

demi-hull の原型としては、前年度報告記載(70P)の中型双胴船の横截面積の前半分を用いて前後対称の排水量分布としたものを設計の基本とした。これは今回の研究が非対称双胴船研究の手始めなので、非対称化の効果を可能な限り明確に示すための配慮で、特に *demi-hull* の造波レベルを低くすることを重視した。幸い中型双胴船の前半部の横截面積曲線には、極小造波抵抗理論による排水量分布 ($F_n = 0.33$) にほぼ等しいものが用いられているが、bulb は非対称船型設計上の取扱いがまだ明らかでないのでこれを横截面積曲線上削ったものを本研究の原型とした。フレーム・ラインも計算の都合(船研の計算機の容量、その他)と flat bottom、bilge 部分の影響(渦、剥離等の不確定な要因)を除くために各 section を梢円とした。この様な考え方で設計した長さ 4 m の木製模型船(M.NO. 0305)の線図を Fig. 2.2.3 に、主要目を Table 2.2.1 に示した(但し、Fig. 2.2.3 は、中型双胴船に合せて実船の寸法で記入してある)。

demi-hull の非対称化の計算は、M.NO. 0305 の offset を用いて始められる。camber の計算では厳密には船首尾端部の変形を考慮することも必要であるが、その量は実用上微小と考えられるため問題を簡単化する意味で、船首尾端の形状に双胴化の影響を考えることは無視し、原型と同じにした。

双胴間隔(船首尾線間隔)を中型双胴船に等しく $b = 20 \text{ m}$ ($b/L = 0.2$) として、Fig. 2.2.2 の計算過程を経て設計した長さ 4 m のパラフィン製模型船(M.NO. 0306)の線図を、原型と比較して Fig. 2.2.3 に示した。主要目は原型と同一とした。

非対称 *demi-hull* の camber $C(x, z)$ を長さの無次元値で、深さ方向別に Fig. 2.2.4 に示した。この図は $Z/d = 0$ が喫水線、 $Z/d = 1$ が船底に相当しているが、camber の喫水線上の値を $C(x, 0)$ Table 2.2.2 に、midship における camber の値の深度方向の変位 $C(0, z)$ を Table 2.2.3 に示した。これらの図表から判るように、喫水線上で camber は最大(船長の 0.42%)で船底に行くに従って小さくなっている。

これを 4 m 模型船の上で見ると、喫水線上で 16.9 mm 船底で 15.2 mm に相当している。図示すると Fig. 2.2.3 に示すように余り大きな量ではないが、船首尾線から船側までの距離(半幅に相当するもの)の左右舷の違いは、9.25% B なのでかなり有意な量と言える。

camber の計算では、Fig. 2.2.2 にも示すように、対称の *demi-hull* から出発して反対舷の船

型を計算し、この船型を基にしてさらに反対舷の船型を求める計算を繰返すわけであるが、上記はこれを3回 iterate した結果を示している。iteration の効果は、Table 2.2.4に示す通りで、2回目で実用上収束しているが（4m模型船で3回目と0.1mmの差）、他の経験を加えて3回の iteration を基準にしている。

このようにして求めた非対称船型の流れが双胴船舶体の内側と外側で対称化される様子を調べる目的で船体表面の圧力分布を計算した。この結果を原型（M.NO.0305）については Fig. 2.2.5～Fig. 2.2.7に、双胴間隔 $b/L = 0.2$ で計算した非対称船型（M.NO.0306）については Fig. 2.2.8～Fig. 2.2.11に示した。これらの図表は、縦軸に深さ方向（Z軸）を実船の尺度で示した（Z=6mが船底に相当する）横軸に圧力係数 $C_p = P/\frac{1}{2}\rho U^2$ がとっている。square station 5, 6, 7, 8 および 9 の船体前半部について図化してあるが、計算値であるから、当然のことながら、前後対称である。

Fig. 2.2.5は、左右舷対称の单胴船（M.NO.0305の片舷船相当）の船体表面圧力分布で、この船型を demi-hull として、双胴間隔 $b = 40\text{m}$ および 20m の双胴船に構成した場合の双胴船の内側（実線）と外側（点線）の圧力分布を Fig. 2.2.6 および 2.2.7 に示した。この場合には、demi-hull が対称であるから双胴間隔が狭くなると圧力分布の非対称性が増加している。

これに対して、demi-hull が非対称な双胴船の例として、双胴間隔が $b = 30\text{m}$ 、 20m および 15m の場合について Fig. 2.2.9、10 および 11 に示した。この非対称 demi-hull は、双胴間隔が $b = 20\text{m}$ ($b/L = 0.2$) で設計されたもので、M.NO.0306 の片舷船に相当しており、この船型が単独で航走した場合の圧力分布は、Fig. 2.2.8 に示してある。

これらを調べると、設計点である $b = 20\text{m}$ では、双胴船の内側と外側の対称性が S.S.9, 8 および 7 の船端部では完全でも、船体中央部ではかなり不十分な結果になっている。一方、これより双胴間隔の広い $b = 30\text{m}$ が Fig. 2.2.9 に示すように満足な結果となった。この原因の完全な説明はできていないが、計算では（2.2.6）式に示すように、demi-hull の幅を薄いと考えて、camber line 上で境界条件を満足させているので、demi-hull 内壁の距離が近いとそれなりの誤差を生ずるものと考えている。上記のことを理解する目的で双胴船の内側、外側の圧力差 ΔC_p と b の関係を示したもの（水深 $Z = 1\text{m}$ の所を例示）が Fig. 2.2.12 である。図中、 $b/L = 1.08$ の上の線は、双胴間隔を狭める極限を示している。

これらの計算結果をまとめると設計点である $b = 20\text{m}$ の対称 demi-hull の示す圧力分布（Fig. 2.2.7）は、非対称化することによって Fig. 2.2.10 のように改善することができたが、双胴間隔を計算点より 50% 広げるとより完全なものとすることができる事が判った。この経験から、あらかじめ約 50%ほど設計点より狭い双胴間隔で camber を計算しておき、予定の双胴間隔で圧力分布を計算することによって目的を達する方法も考えられる。この考え方を試みる目的で、仮想の双胴間隔 $b_S = 100\sqrt{7}\text{m}$ で camber を計算し、 $b = 20\text{m}$ の圧力分布を求めたものを Fig. 2.2.13 に示した。この結果は、Fig. 2.2.10 より更に改善されているが、この場合の camber は、midship の L.W.L 上で $\text{camber}/L = 6.568 \times 10^{-3}$ で Table 2.2.2 と比較すると約 56% 大きな camber になっている。

2.2.4 模型試験

対称および非対称の demi-hull をもつ 4m 双胴模型船の静水中の模型試験を船舶技術研究所の 400m 水槽で実施した。

試験の目的は、demi-hull の非対称化による船体抵抗の変化を研究することで、このため次の実験を計画した。

M.NO.0305 および M.NO.0306 について、双胴間隔 (b/L) を 0.2, 0.3 および 0.4 に変化させ、更に各模型の demi-hull 単独の試験も行った。試験の内容は主として抵抗計測で、参考として一部の

船速について船側圧力分布の計測を行い非対称双胴船による流れの対称化の確認を計画した。また本研究の主目的ではないが、双胴干渉による造波抵抗の変化は試験結果を理解する上に重要なので、一部の船速について後続波形の計測を行った。

抵抗試験等には、通常の水上船の曳航装置および抵抗動力計(容量40kg)を用いて模型船を曳航している。このため曳航点が高く、これによるトリムモーメントが生じて抵抗値が異なる可能性がある。本試験ではあらかじめ抵抗を推定して模型船上のウエイト(2kg)の移動でトリムモーメントをキャンセルした。またdemi-hullをつなぐ甲板桁材が大きいため、空力抵抗を生ずることも予想されるので、この量について簡単な計測を行ったが、計測精度以内のorderであった。また本試験では全計測点に対水流速計を使用している。

(1) 抵抗試験結果

抵抗試験の曳航速度は、模型船が長さ4mで小さいため低速で摩擦抵抗の遷移領域にあることを考えて、当初下記の速度域を計画した。

模型船速度(m/s)	F_n 数	R_n 数(18°C)
1.002	0.16	3.8×10^6
↓	↓	↓
2.254	0.36	8.6×10^6

しかし計測の途中、予想以上に計測値が安定していることが判ったため、form factorの算出の精度を上る目的で低速度を追加している。

抵抗試験の結果は、下記の図表に示した。

全抵抗係数(C_{TM})	単胴、 $b/L = 0.4$	Fig. 2.2.14(a)
" "	$b/L = 0.3, 0.2$	Fig. 2.2.14(b)
Dipping (AP, FP)	M.NO.0305	Fig. 2.2.15
" "	M.NO.0306	Fig. 2.2.16
Trim		Fig. 2.2.17
Sinkage		Fig. 2.2.18
造波抵抗係数(r_W)、波形造波抵抗係数(r_{WP})		Fig. 2.2.21

これらの図表から直ちに判ることを列挙すると、Fig. 2.2.14(a)の単胴船の全抵抗係数によって、この船型が計画通り造波レベルの低い形状であり、特に設計速度の $F_n = 0.33$ 付近での造波抵抗は無視できる程度のものであることが知られる。また予想以上にM.NO.0305とM.NO.0306の抵抗、トリム等は一致しており、この意味で本研究の主目的であった流れの対称化による抵抗の軽減は有效でないことが判るが、この問題は後に考察する。

また、M.NO.0305とM.NO.0306の抵抗等の一一致は、特にdemi-hullの単独航走で明確で全抵抗、剩余抵抗ともほぼ完全に一致している。しかし非対称のdemi-hullは曳航時に若干heelして航走していた。この影響は少ないと考えているが、完全なチェックはできなかった。

また、前後対称船型であるため、設計速度を越えて造波が著しくなるまでtrimは全くしていないことがFig. 2.2.17によって判る。trimの量は双胴間隔とほとんど無関係で、demi-hullの単独航走を含めてほぼ一致しているが、sinkageはFig. 2.2.18に示すように双胴間隔が狭くなると大きくなっている。これは双胴間隔が狭くなるにつれて一種の塞止め効果の様な作用が双胴間に流れに働く、結果的に船底流速が増加したと考えられる。このことは間接的にdemi-hullの内側と外側の船側波形にも現れている。Fig. 2.2.19および20に示すように、midship付近の水位は、通常は内側

が低いにも拘らず、 $b/L = 0.2$ の場合だけが内側の水位が外側よりも高くなり、流れが塞止められていることを示している。

Fig. 2.2.21によると、demi-hull 単独航走の造波抵抗が小さいにも拘らず、双胴船の造波抵抗は有意な値となっている。造波抵抗係数は、 b/L が大きくなるにつれて若干小さくなっているが、実用の双胴間隔の範囲内では造波抵抗の双胴干渉の程度には大きな差がないと考えられる。非対称双胴船の造波抵抗係数は、対称の双胴船にくらべて $b/L = 0.2$ の場合は若干大きくなっているが、他は大差がない。

(2) 船側圧力分布計測結果

demi-hull の非対称化によって双胴船の船速流れの対称化を確認する目的で、下記の船側圧力の計測を行なった。計測位置は、

$$\text{square station} = 2, 3, 5, 7, 8$$

$$Z/d = 0.25, 0.5, 0.75, 1 (\text{船底})$$

の左舷および右舷船側で、計測孔は 35 管所となる。模型船は、M.NO. 0305 および 0306 の左舷 demi-hull を使用し、双胴間隔は抵抗計測と同じにした。ただし、demi-hull 単独航走は計測していない。計測した船速は、下記の 3 点を基準とした。

$$F_n = 0.20, 0.27, 0.30$$

前項の船側圧力の計算結果からも予想されるように、非対称流による圧力差はかなり小さい。船側圧力係数 $C_P = (P - P_0) / \frac{1}{2} \rho V^2$ は、大きても 0.1 の order であるが、これは水頭にして 8 mm ($F_n = 0.20$)、14.6 mm ($F_n = 0.27$) および 18 mm ($F_n = 0.30$)、に相当する程度の圧力である。これに対して双胴船では船側の内側と外側の水位差が著しいので、本計測の目的を達するには、船側波高の計測が特に重要である。このためカメラ 3 台と目視読み取りによって計測孔上部の水位の計測を行い、船体の trim 等の影響の修正も慎重に実施したが、計測結果にも見られるようになおこの問題は解決していない。

計測結果の一部を Fig. 2.2.22 および 23 に例示した。これらの図表は、横軸を船体の深さの距離の無次元値 (Z/d)、縦軸に圧力係数 (C_P) をとったものであるが、横軸は中央 ($Z/d = 1$) を船底として双胴船の外側を左、内側を右に表示してある。Fig. 2.2.22 は、M.NO. 0305 で $b/L = 0.2$ の場合の計算値、 $F_n = 0.2, 0.27$ および 0.3 が square station 別に示している。Fig. 2.2.23 は、非対称双胴船、M.NO. 0306 の圧力分布を同じ方法で示してある。各図表の横軸の両端 ($Z=0$) は、L.W.L. を示しているが、圧力計測値がないので仮に船側波高 (h) を圧力係数の形で無次元化したものを見た。

$$C_{P(z=0)} = \frac{\rho g(h - h_0)}{\frac{1}{2} \rho U^2} = \frac{h - h_0}{L} \cdot \frac{1}{\frac{1}{2} F_n^2}, \text{ または}$$

$$= 2K_0(h - h_0) \quad (2.2.9)$$

但し、 h_0 は航走前の水位、 $K_0 = g/U^2$ を示す。

計算値は水面を固定壁として計算しているので、船側波高の影響は含まれないが、計測値ではこの影響が無視できないため計算値との比較では修正する必要がある。Fig. 2.2.22 および 23 では、(2.2.9) 式の方法によって、波高を静圧として修正する可能性を検討した。L.W.L. における波高の無次元値の点は、圧力係数の計測曲線の延長に近い所にあるものが多いことから、波高の静圧修正も比較的妥当な方法と見られるが、なお多くの問題を含んでいる。

なお demi-hull 船型の非対称化によって船側流れを対称化する試みの達成を、Fig. 2.2.22 と

2.2.23 の比較によって立証することは技術的に容易でないことが判ったわけであるが、その主な理由は船側波形の違いに起因していると考えてよいであろう。このことは当初から最大の関心を寄せていた問題であるが、結果から考えると本研究の意図した流れの対称化も造波を含めての対称化でなければ効果が少いことが感じられる。

しかし、S.S. 8と2および7と3はそれぞれmid shipに対して対称の位置にあるから、Fig. 2.22と2.2.23の図中には圧力分布に与える粘性影響の現れ方が示されていると思われ、これらについて今後も検討の必要性があると考えられる。

(3) 後続波形計測結果

船研400m水槽の標準の波形解析法に従って、後続波形を計測し波形造波抵抗を算出した。

波高計は0.2mmの銅線による容量型のもので、水槽中心からの距離を一定とし $y/L = 1.0$ とした（通常は $y/L = 0.5$ が用いられているが、模型船の幅が広くかつ変化するので、この影響を避けるために離して計測した）。計測速度は、造波レベルが低い船型なので Froude 数が 0.25 以上を中心に計測した。解析は、Newman-Sharma 法を使用し、波形造波抵抗の計算結果は Fig. 2.2.21 に造波抵抗係数と共に置点した。

Fig. 2.2.21によると、波形造波抵抗係数は造波抵抗係数によく一致している。これは当初、双胴船の波は demi-hull の波の相互干渉で碎れやすく、波形造波抵抗係数は造波抵抗係数よりはるかに小さく計測されると考えた予想に反するもので、demi-hull の幅が狭いことが主な原因になっていると思われる。

波形造波抵抗にも対称双胴船と非対称双胴船の差はほとんど見られなかった。参考として、M.NO. 0305 の $b/L = 0.2, 0.3, 0.4$ および demi-hull 単独航走の $F_n = 0.25$ における振幅関数を Fig. 2.2.24 に示した。

2.2.5 考 察

前項までの説明を振り返ると、中心線面に camber をもたせることによって双胴船の demi-hull の内、外の流れを計算上は対称化することができた。しかし流れの対称化の様子を模型船の船側圧力分布の対称化によって立証しようとした試みは、船側波高の影響の処理に問題があって成功していない。また船体周りの流れを対称化することによって抵抗を減少させる計画も本船型では目的を達することができなかった。

これらの原因を掘下げて検討することは、双胴船型研究の重要な課題として今後も研究を続ける必要があるが、当面の結論としては次の事が考えられる。本研究では、水面固定壁の条件のもとで双胴船の demi-hull が非揚力体となるような船型を求めたわけであるが、圧力分布計測結果から見る限りでは、いわゆる $1/R_{\text{potential}}$ による項と波動項の影響がほぼ同程度に含まれることが判った。上記は、当初から予想されていたことであるが、一方に $1/R_{\text{potential}}$ の項に着目した圧力分布の対称化が造波の対称化も誘導するかもしれないと考えていたが、結果的には本研究の中では実現しなかった。

次に抵抗試験結果について考えると、双胴間隔の狭い双胴船の推進性能が悪いのは、demi-hull まわりに非対称流れが発生して渦抵抗（形状抵抗）が増大することを主因と仮定して、研究を進めてきた。しかし抵抗計測結果を調べてみると、单胴船に対して双胴船の形状抵抗増加は、全抵抗の中で大きな成分になっていないように思われる。

模型船が小形なため、十分な低速抵抗試験が行われていないが、推定した form factor (K) の値を表にして Fig. 2.2.21 図中に示した。対称船 M.NO. 0305 の K の値にも見られるように、 $b/L = 0.2$ でも $K = 0.17$ で、demi-hull 単独航走の $K = 0.12$ にくらべて粘性抵抗係数としては、4.5%しか増加していない。同様に非対称船 M.NO. 0306 では 2.7% 増となっている。

それにもかかわらず、Fig. 2.2.14 で双胴船の抵抗係数が単胴船にくらべてかなり高くなっているのは、造波抵抗の増加によるものである。このことは、Fig. 2.2.21 の造波抵抗および波形造波抵抗における単胴と双胴の比較からも明かで、双胴間隔が狭くなると造波抵抗係数もやや大きくなる傾向にある。

双胴化による抵抗増加を明かにする目的で、次の定義による全抵抗係数の増加を Fig. 2.2.25 に示した。

$$\Delta C_{TM} = C_{TMC} - C_{TMO} \quad (2.2.10)$$

ただし、 C_{TMC} 、 C_{TMO} は双胴および単胴船の全抵抗係数 ($R_T / \frac{1}{2} \rho S V^2$) を示す。

Fig. 2.2.14(a)によると、単胴船で $F_n = 0.25$ 付近には船首尾波の干渉による造波の hump が見られるが、 ΔC_{TM} にはこのような単胴船が持っている抵抗の性質を消し去って、一応双胴化したことによる抵抗変化のみが現れていると解される。この図表から判ることの一つは、双胴化による抵抗の増加は、form factor の増加と造波抵抗の増加の寄与がほぼ同レベルであるが、双胴間隔と ΔC_{TM} の間に余り明確な関係は見られないことである。

このことは、最初に述べた双胴間隔が狭くなると抵抗が増加する傾向と一致していないが、 b/L が小さくなると、Fig. 2.2.25 にも見られるように、hump-hollow が大きくなっているから、結果的に抵抗の増加と理解されていたのかもしれない。また $K_0 b$ が小さいと(2.2.1)式の造波抵抗の双胴干渉係数 $K(\theta) = \cos(K_0 b \sec^2 \theta \sin \theta)$ の寄与が低速でも大きくなる傾向は Fig. 2.2.25 に示されている。

以上をまとめて検討すると、demi-hull まわりの流れの対称化によって抵抗を軽減する試みは次の理由で目的を達しなかった。

- 1) 双胴間隔の狭い双胴船でも形状抵抗成分は全抵抗の中でも主要な成分ではない。
- 2) 形状抵抗成分を減ずるために、船体まわりの圧力分布の対称化を計る場合、造波の対称化を考えないと圧力分布を対称化することは難しい。

しかしながら、本試験の結果として、 $b/L = 0.4 \sim 0.2$ 程度の双胴間隔では、双胴化による抵抗増加は基本的には大差なく、設計の仕方によって狭い双胴間隔でも抵抗の少い船型の設計は可能と思われる。

しかしこの問題は、造波を含めて非対称双胴船の研究を発展させる必要があると共に双胴船における抵抗成分の計測資料の充実を計る必要があると思われる。

参考文献

- (1) Pien, P.C. ; Catamaran Hull-Form Design, ISWR Tokyo, Feb. 1976
- (2) Lin, W.C. ; The Force and Moment on a Twin-Hull Ship in a Steady Potential Flow, 10th Symp. on Nav. Hydro., June 1974
- (3) 井上義行他：高速双胴船型の基礎的研究
石川島播磨技報 16巻1号, 51年1月

Table 2.2.4 Effect of Iteration in Fig. 2.2.2
(Eq. 2.2.8)

I	Camb./L $\times 10^3$		
	1	2	3
$x = 0, z/d = 0$ (Midship, LWL)	4.628	4.189	4.222
$x = 0, z/d = 1$ *Midship, Bottom)	4.114	3.767	3.793

Table 2.2.1 Principal Particulars of Ship
and Models

Item	Ship	Models
1. Length between Perpendiculars	100 m	4 m
2. Breadth	10 m	0.4 m
3. Depth	10 m	0.4 m
4. Draft	6 m	0.24 m
5. Block coefficient (C_B)	0.580	0.449
6. Prismatic Coefficient (C_P)	0.612	0.572
7. Midship Coefficient (C_M)	0.948	0.785
8. Longitudinal Center of Buoyancy (l_{CB})	1.381%L	0

Table 2.2.2 Nondimensional Camber Width
at L.W.L.

S.S.	camb./L x 10 ³	(Z=0)
AP, FP	0	
9 $\frac{1}{2}$, $\frac{1}{2}$	0.408	
9, 1	0.880	
8 $\frac{1}{2}$, 1 $\frac{1}{2}$	1.399	
8, 2	1.927	
7 $\frac{1}{2}$, 2 $\frac{1}{2}$	2.506	
7, 3	3.041	
6 $\frac{1}{2}$, 3 $\frac{1}{2}$	3.517	
6, 4	3.895	
5	4.222	

Table 2.2.3 Nondimensional Camber Width
at Midship on Various Depth

Z/d	camb./L x 10 ³	(x = 0)
0	4.222	
0.333	4.171	
0.583	4.068	
0.750	3.972	
0.875	3.887	
0.958	3.825	
1.000	3.793	

BODY PLAN

M.NO. 0305
(Symmetrical)

M.NO. 0306
(Asymmetrical)

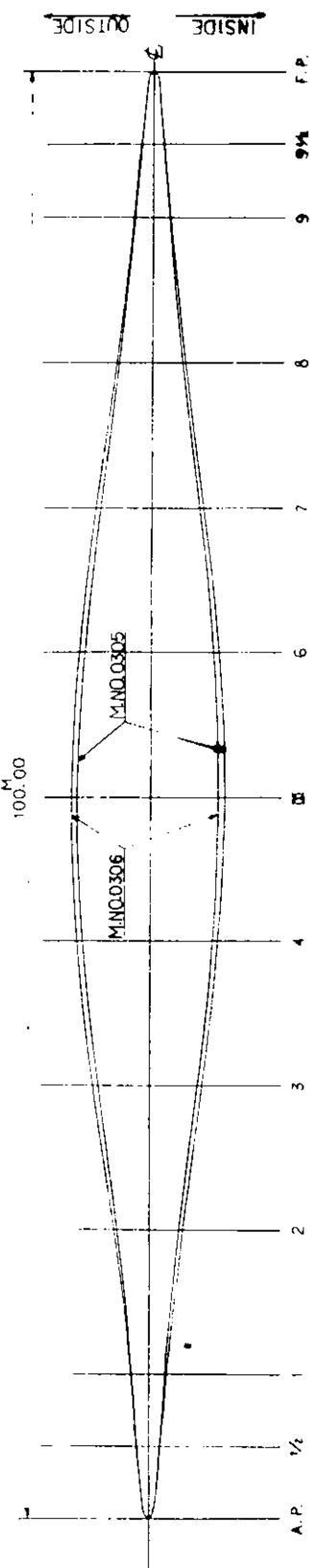
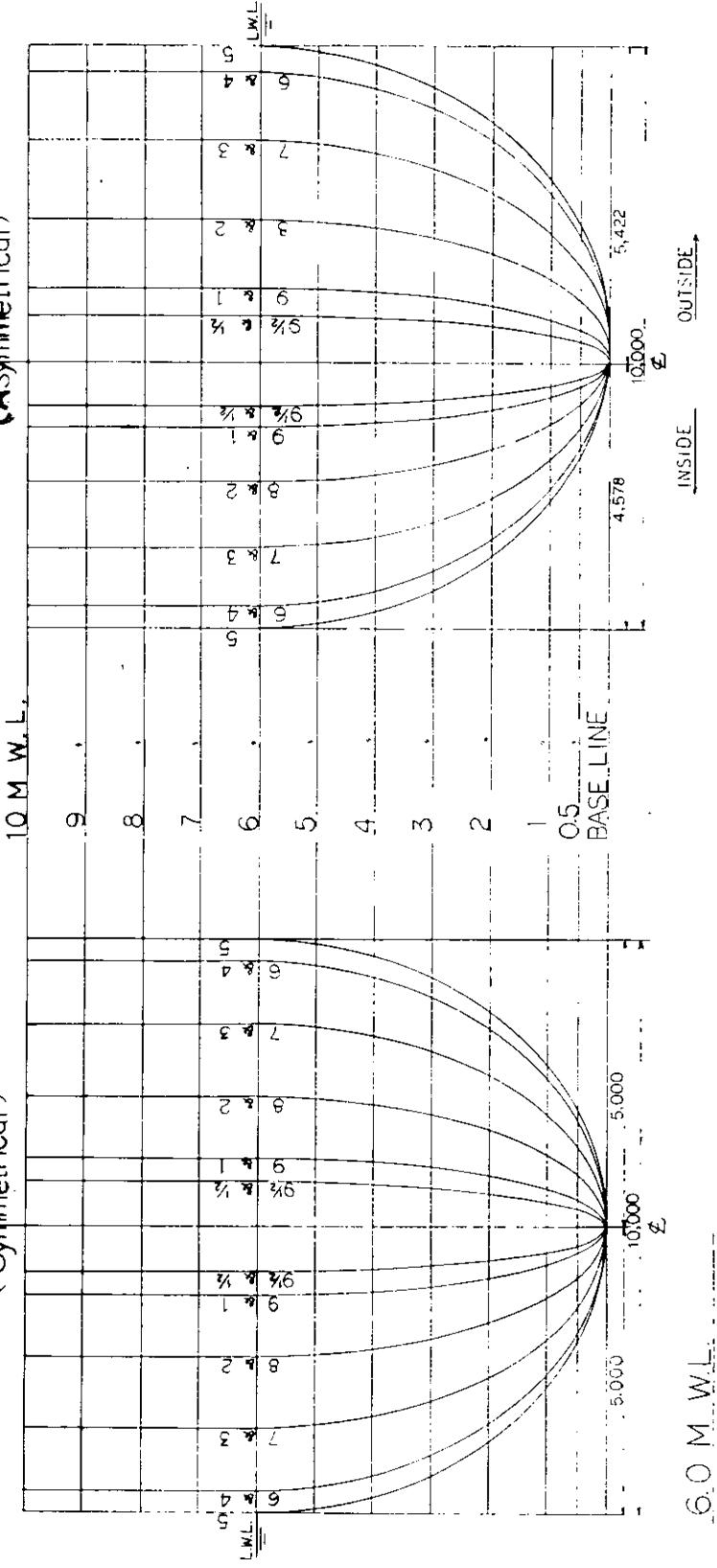


Fig. 2.2.3 Lines of Models

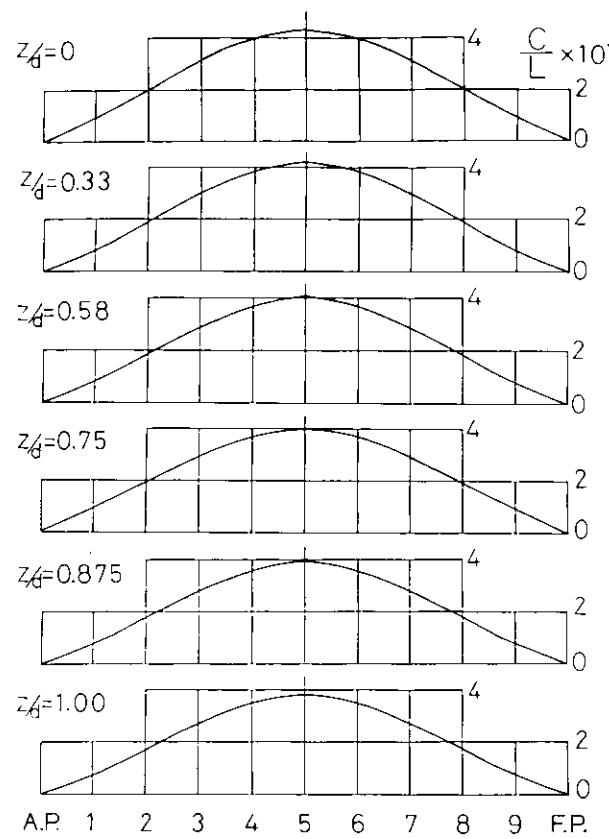


Fig. 2.2.4 Camber of Demi-Hull (M.NO. 0306)

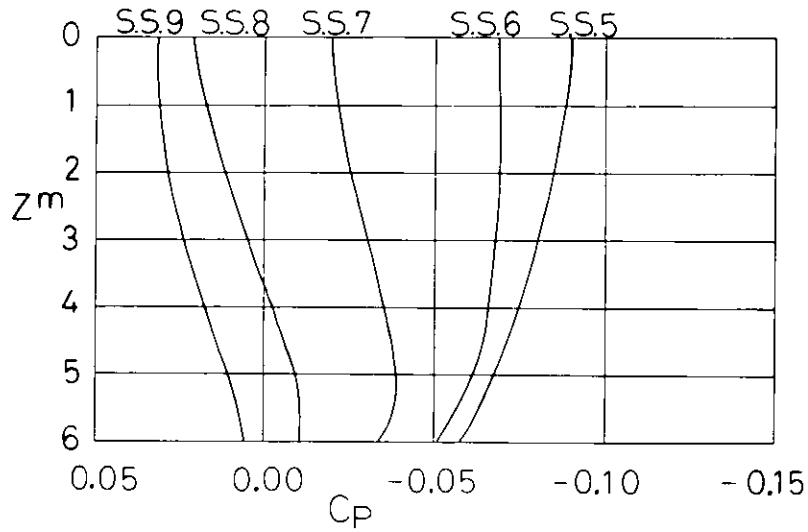


Fig. 2.2.5 Pressure Distribution (M.NO. 0305) Mono-Hull

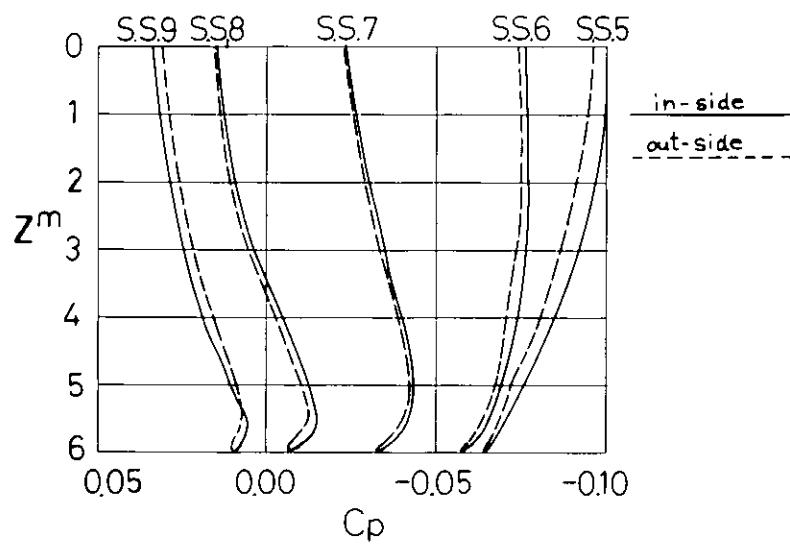


Fig. 2.2.6 Pressure Distribution M.NO. 0305 $b = 40$ m

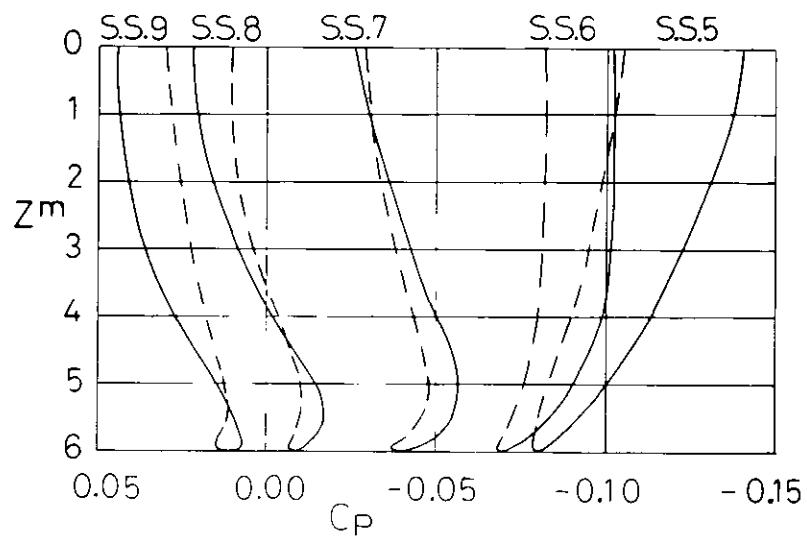


Fig. 2.2.7 Pressure Distribution M.NO. 0305 $b = 20$ m

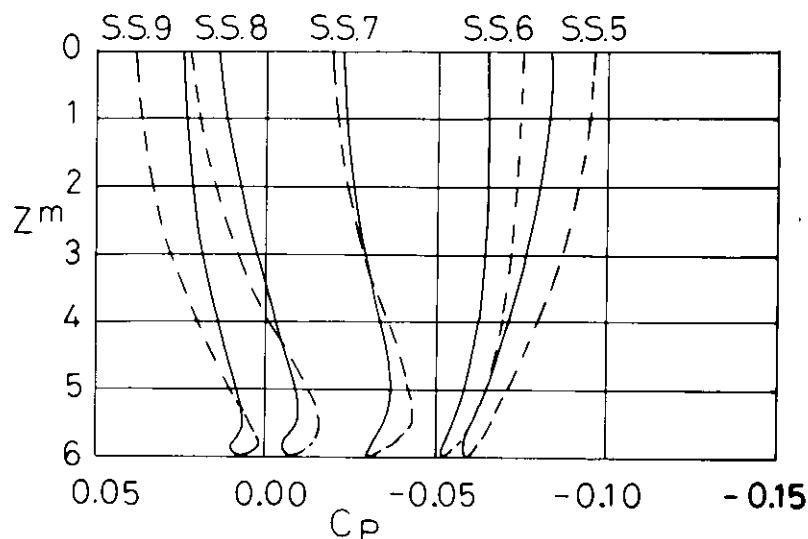


Fig. 2.2.8 Pressure Distribution M.NO. 0306 Mono-Hull

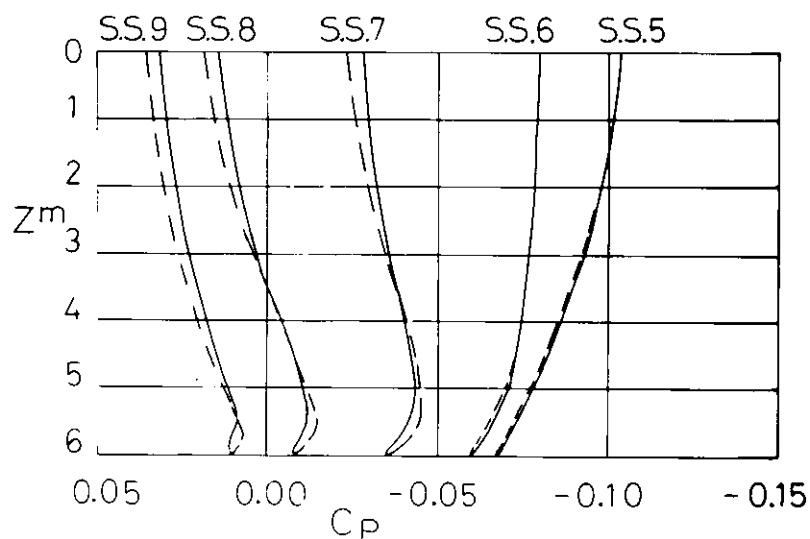


Fig. 2.2.9 Pressure Distribution M.NO. 0306 b = 30 m

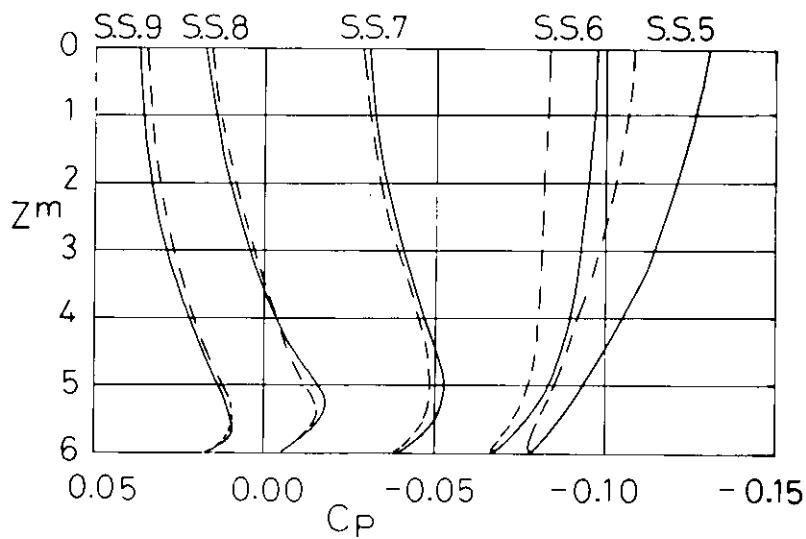


Fig. 2.2.10 Pressure Distribution M.NO. 0306 b = 20 m

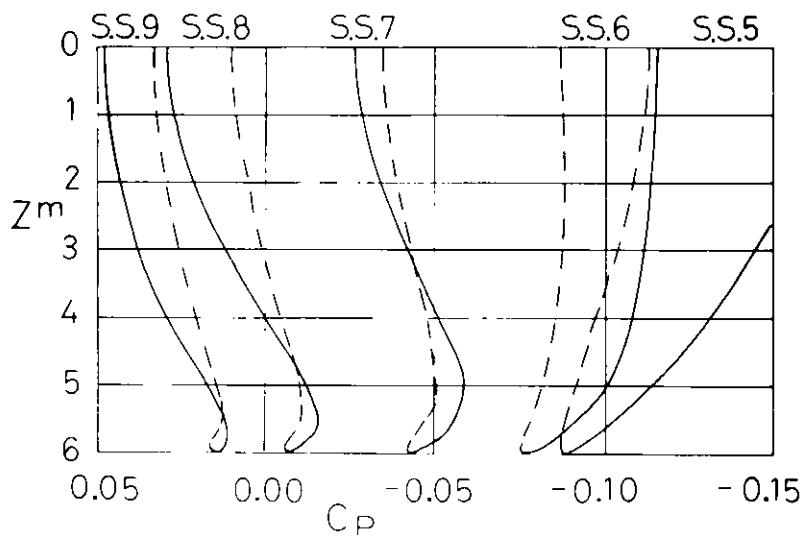


Fig. 2.2.11 Pressure Distribution M.NO.0306 $b = 15 \text{ m}$

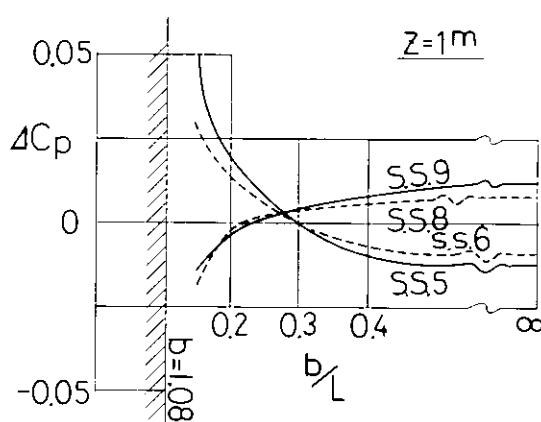


Fig. 2.2.12 Pressure Differences between In-Side and Out-Side Hull Surface at Various Span of Demi-Hulls (M.NO.0306)

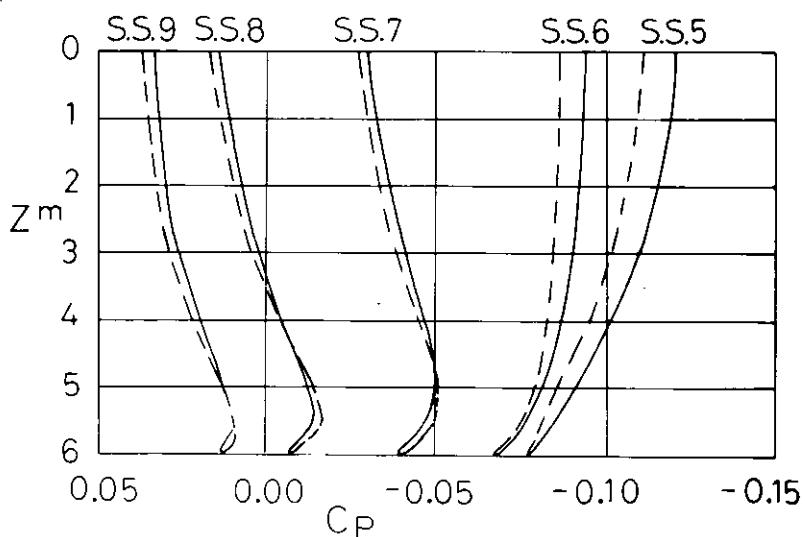


Fig. 2.2.13 Pressure Distribution Calculated in Conditions of
 $b_s = \frac{100}{7} \text{ m}$, $b = 20 \text{ m}$

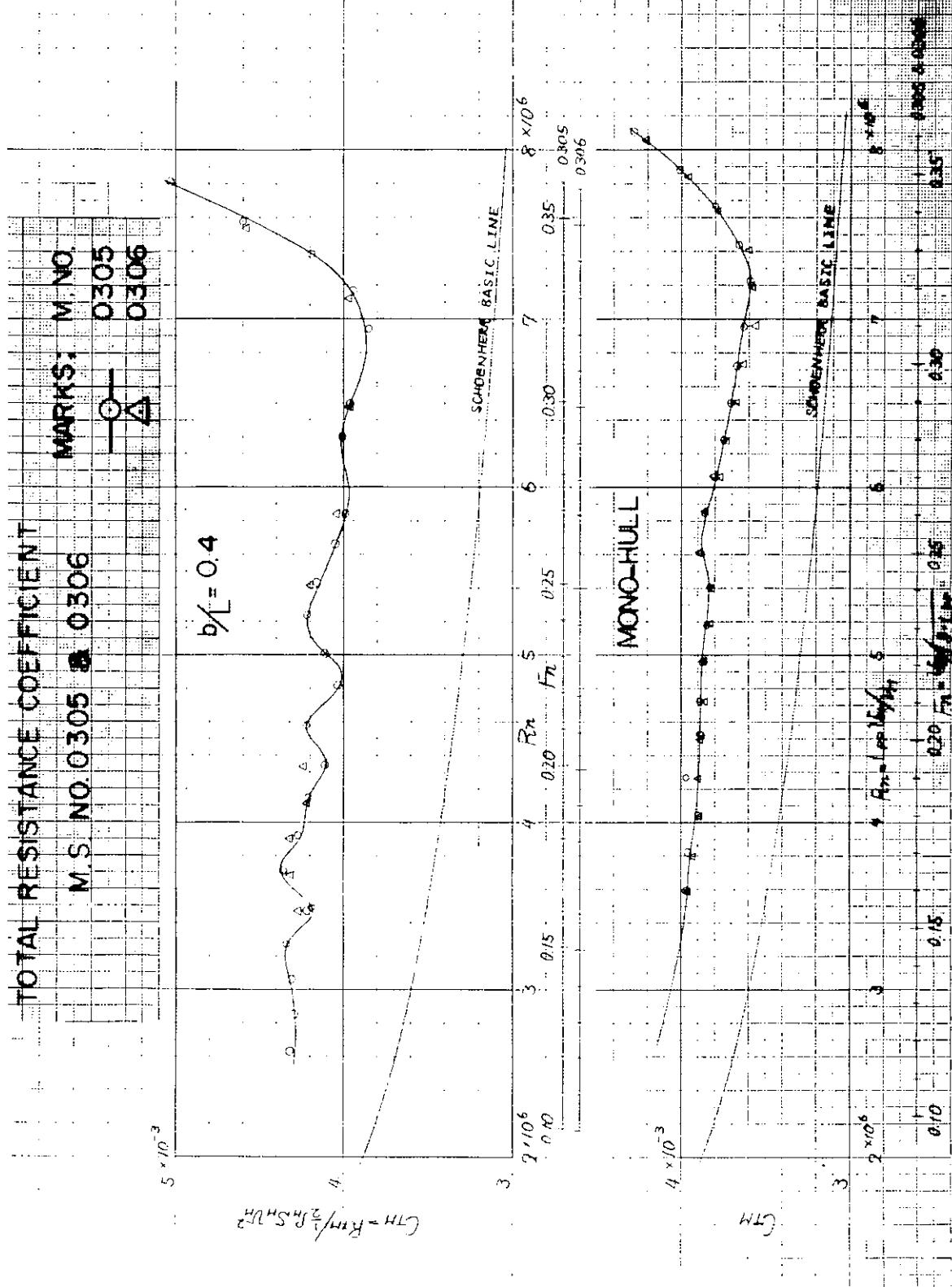


Fig. 2.2.14 (a) Total Resistance Coefficient

TOTAL RESISTANCE COEFFICIENT MARKS. M.S.NO.
M.S.NO 0305 & 0306

0305

0306

5×10^3

$$C_{TR} = R_{T2} / (R_{T1} + R_{T2})$$

$$b/L = 0.3$$

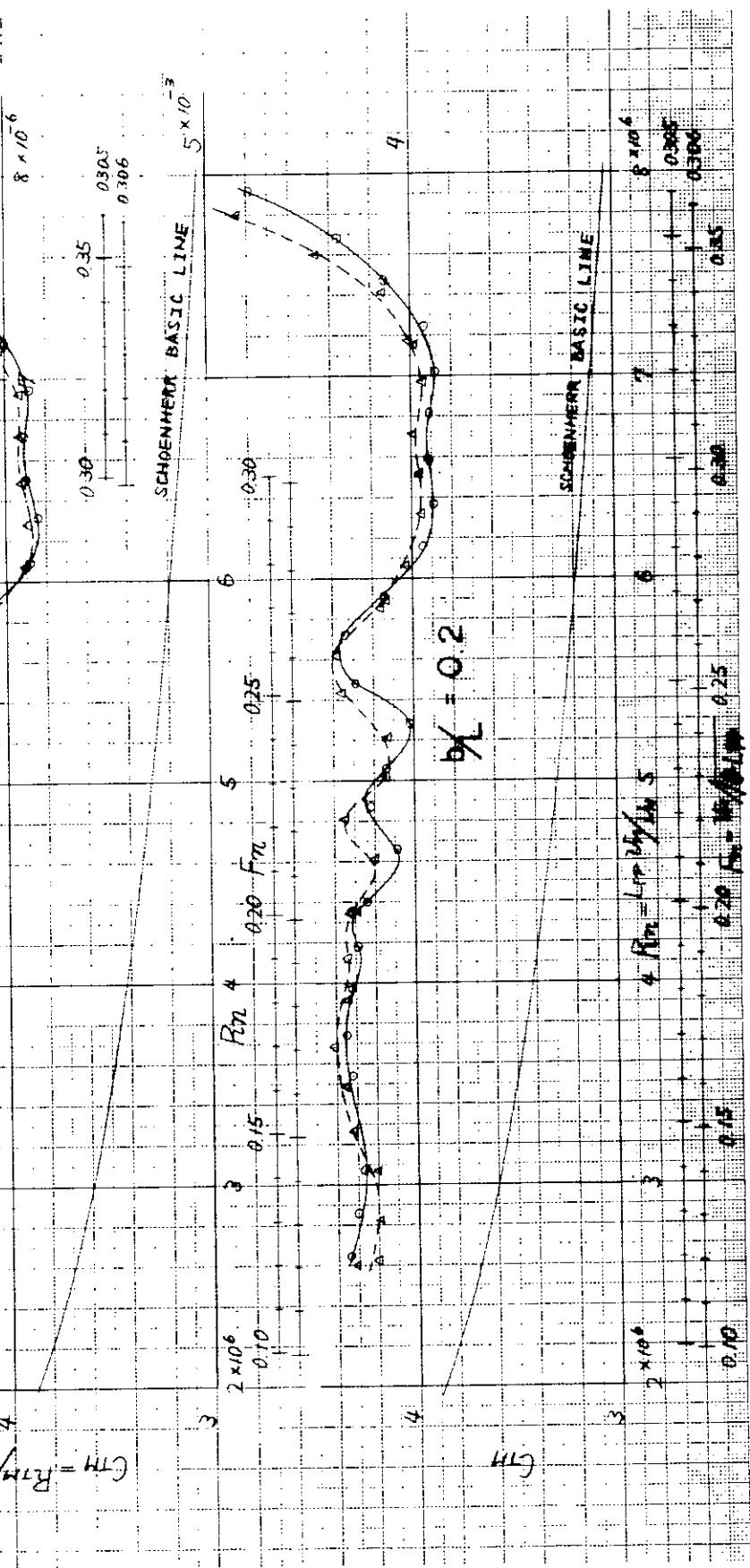


Fig. 2.2.14(b) Total Resistance Coefficient

M.S.NO. 0305 DIPPING MARKS

O F.P.
△ A.P.

$$\gamma_L = 0.2$$

$$\gamma_L = 0.3$$

$$\gamma_L = 0.4$$

MONO-HULL

Fig. 2.2.15 Dipping at AP and FP (M.NO.0305)

M. S. NO. 0306 DIPPING

MARKS

F P

A P

$$\chi = 0.2$$

$$\chi = 0.3$$

$$\chi = 0.4$$

MONO-HULL

$$F_h = \frac{0.148 L^2}{\rho}$$

0.40	0.35	0.30	0.25	0.20	0.15
0.40	0.35	0.30	0.25	0.20	0.15
0.40	0.35	0.30	0.25	0.20	0.15
0.40	0.35	0.30	0.25	0.20	0.15
0.40	0.35	0.30	0.25	0.20	0.15

(dd7-30 %)

Fig. 2.2.16 Dipping at AP and FP (M.NO.0306)

M.S.NO 0305 & 0306 TRIM BY BOW MARKS, M.S.NO.

O 0305
△ 0306

$$\beta_L = 0.2$$

LPP)

0.2

-0.5
0.0
-0.5

0.2
0.0
-0.5

0.2
0.0
-0.5

0.2
0.0
-0.5

0.2
0.0
-0.5

0.2
0.0
-0.5

0.2
0.0
-0.5

0.2
0.0
-0.5

0.2
0.0
-0.5

0.2
0.0
-0.5

$$\beta_L = 0.3$$

$$\beta_L = 0.4$$

MONO-HULL

Fn - 4/13 LPP

948

949

950

951

952

953

954

955

956

957

958

959

960

961

962

963

964

Fig. 2.2.17 Trim

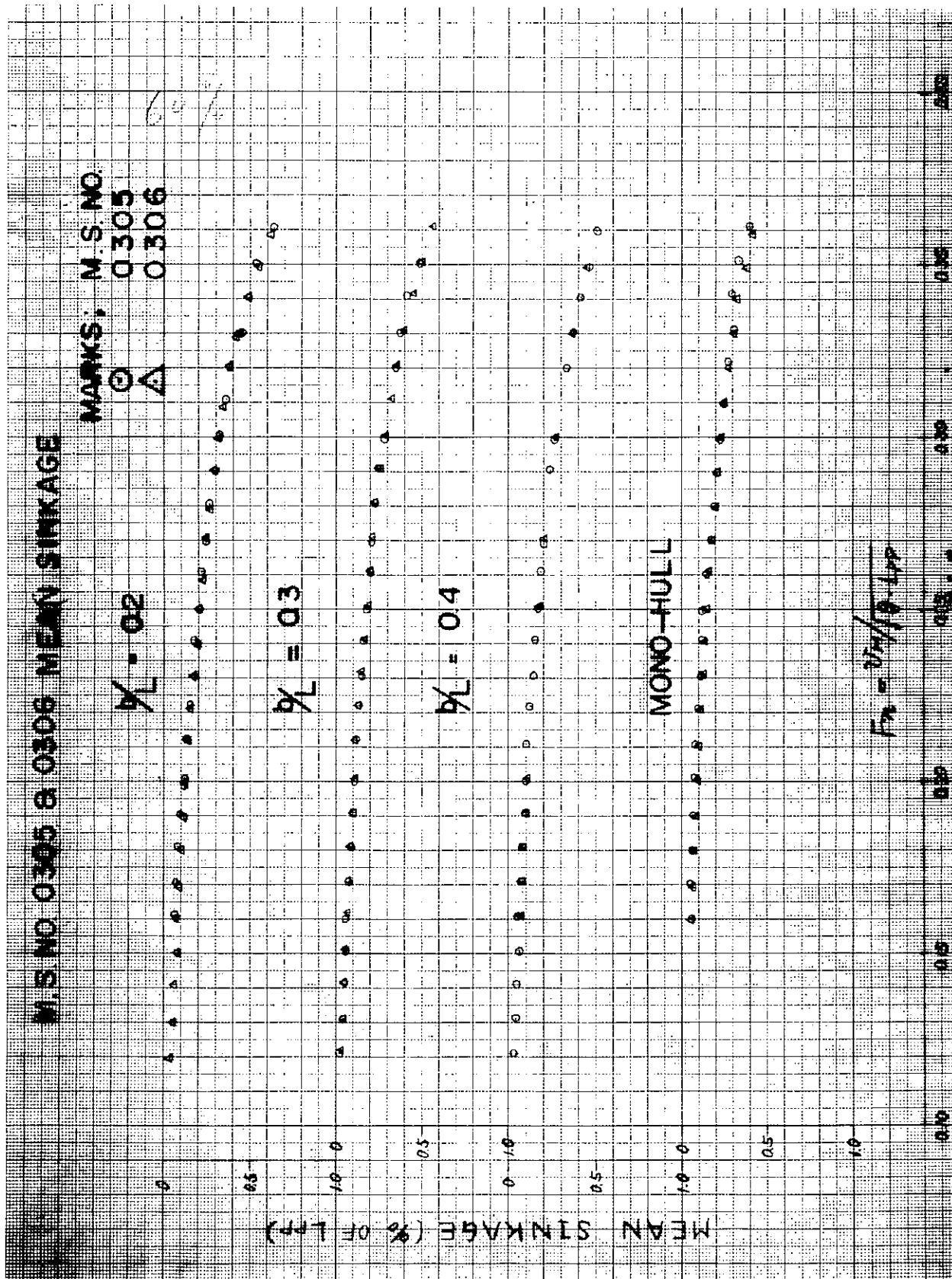


Fig. 2.2.18 Mean Sinkage

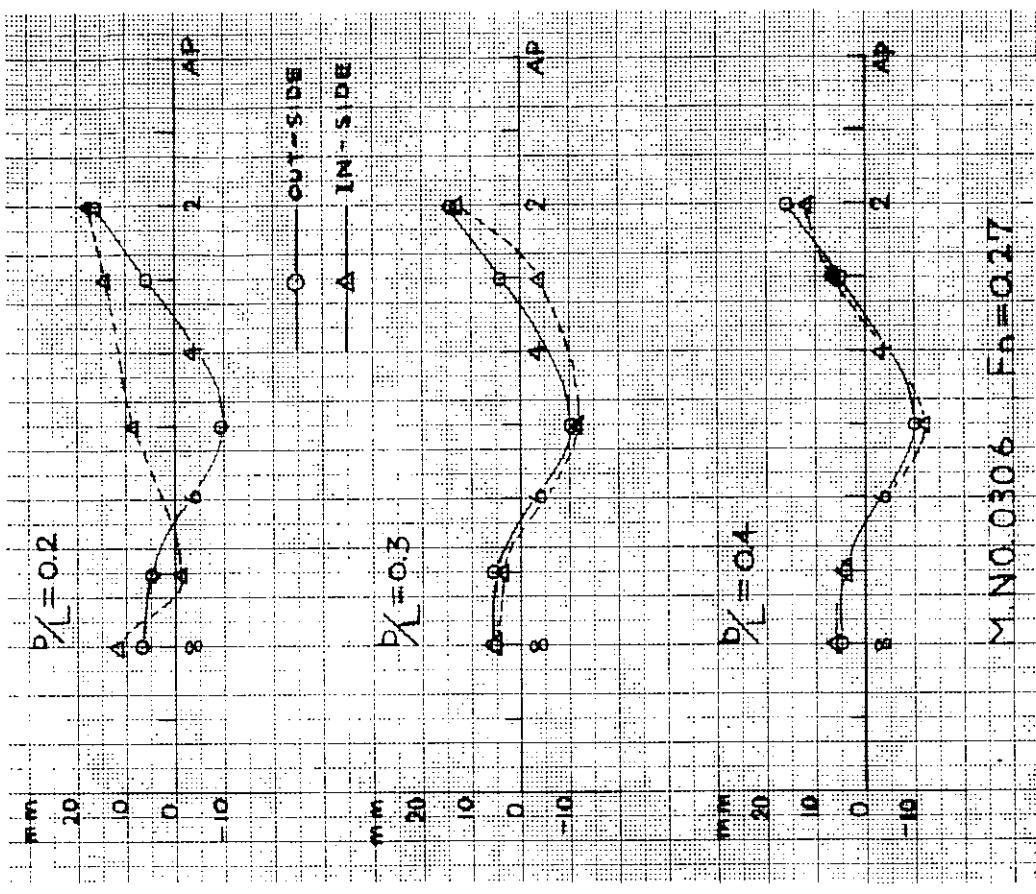


Fig. 2.2.19 Wave Profiles on Hull Surfaces (M.NO.0305)

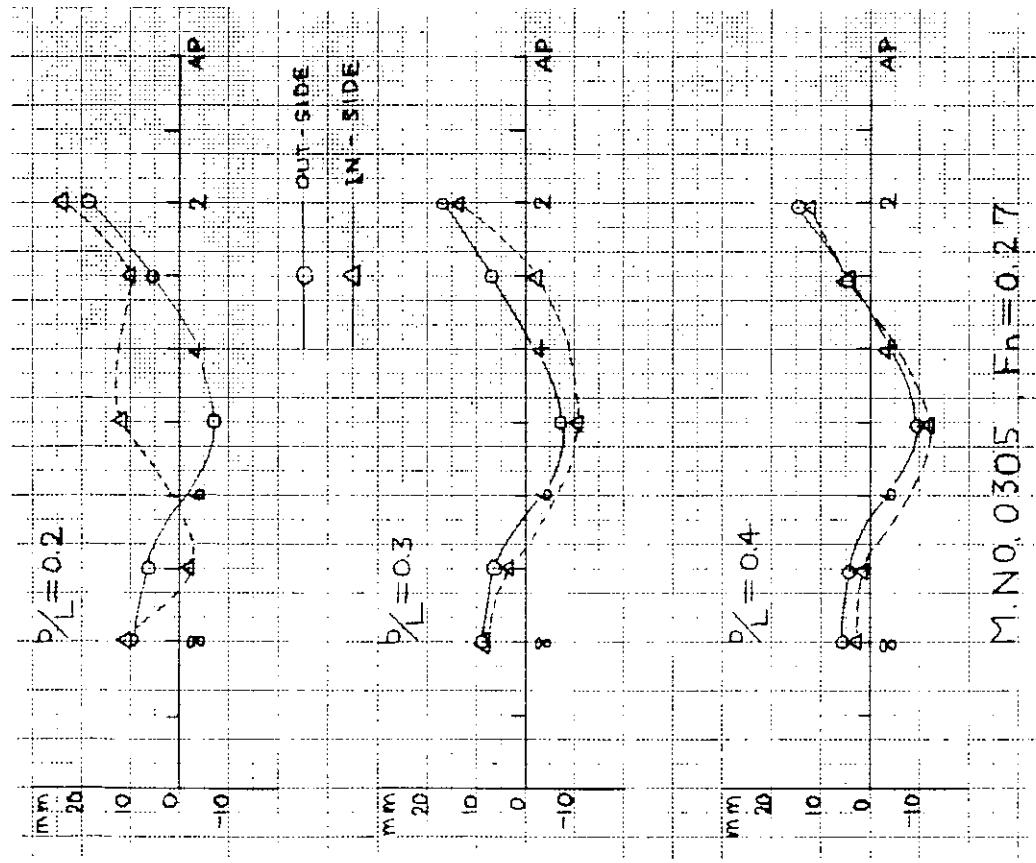


Fig. 2.2.20 Wave Profiles on Hull Surfaces (M.NO.0306)

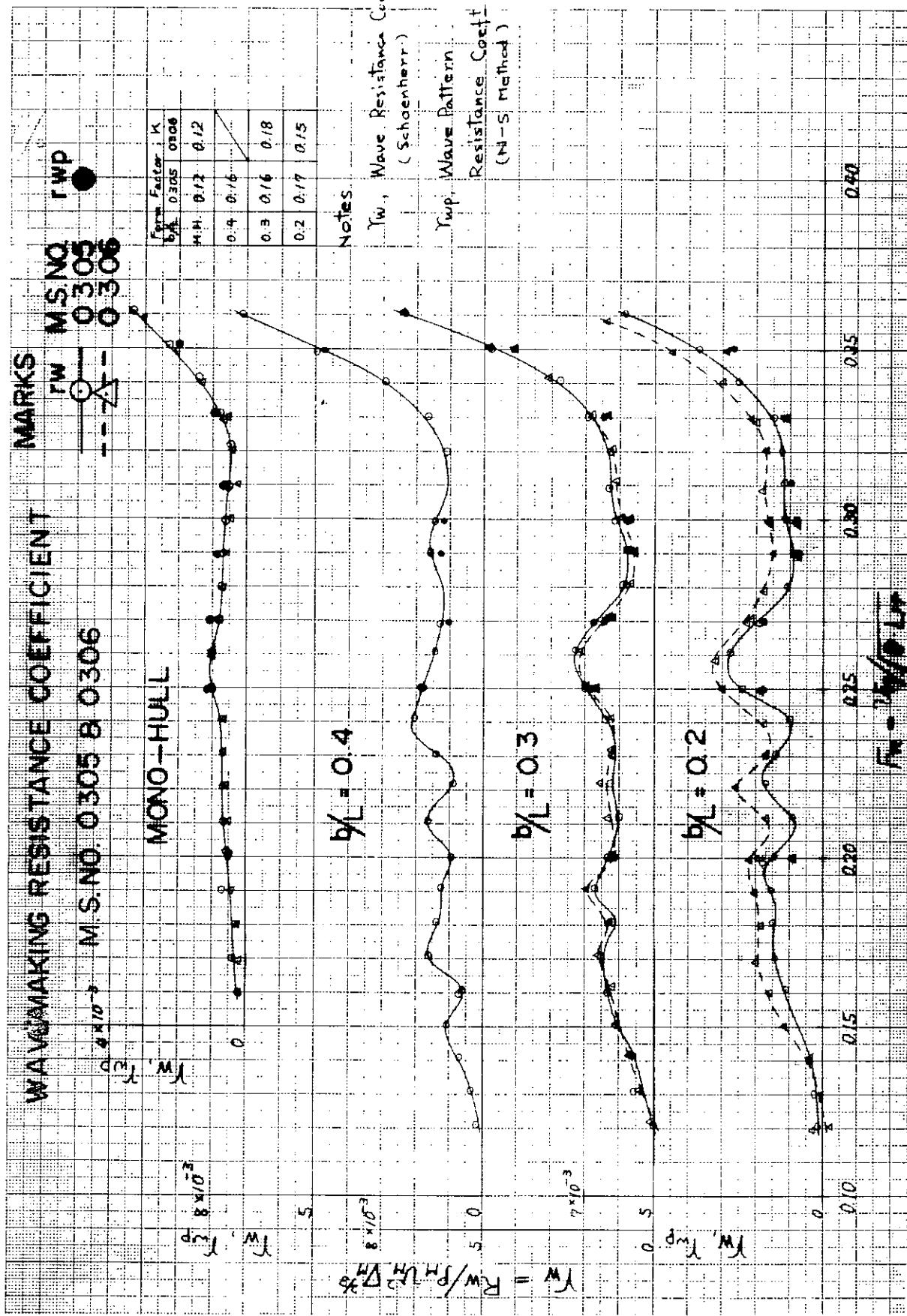


Fig. 2.2.21 Wave Resistance Coefficients

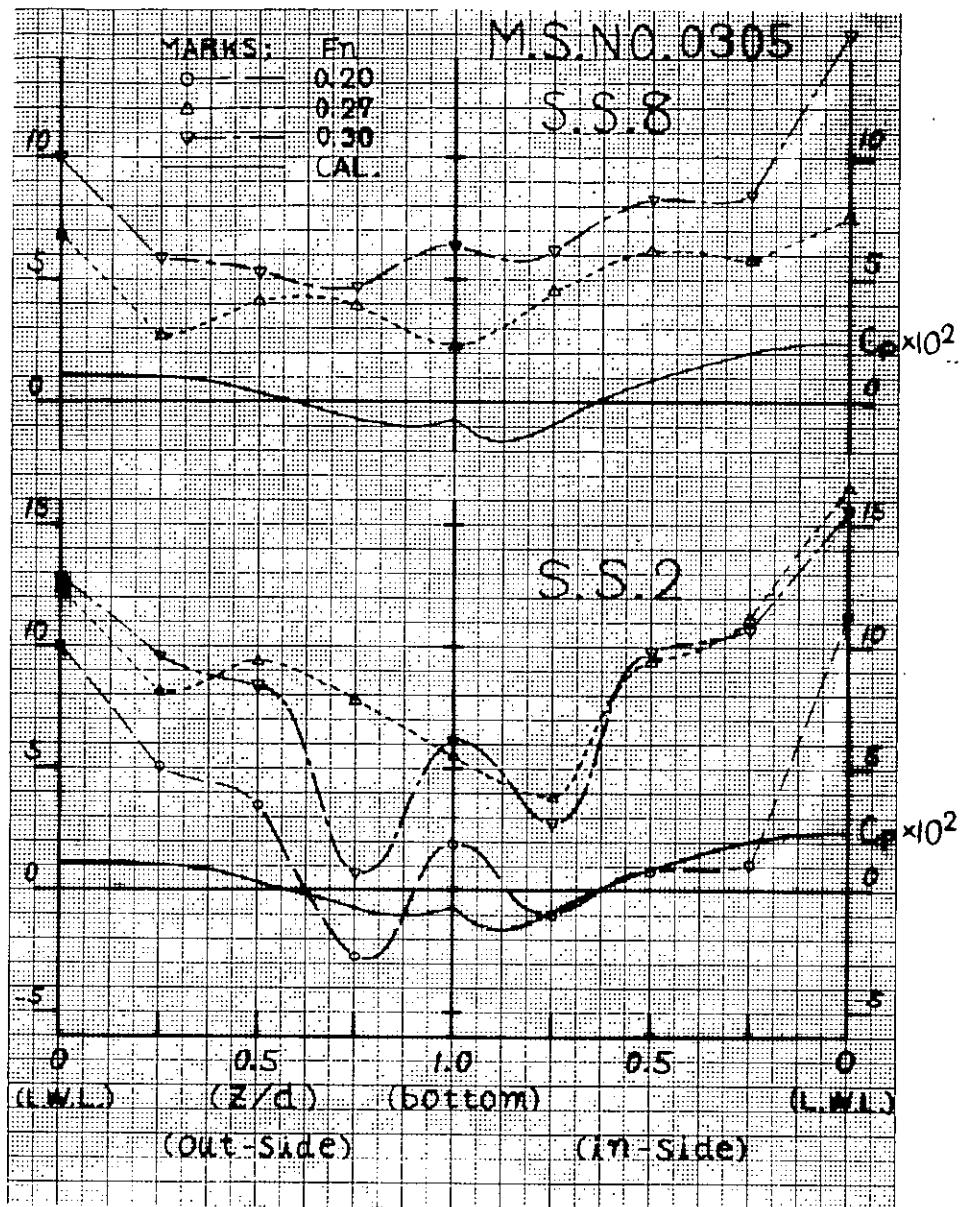


Fig. 2.2.22(a) Pressure Distribution on Hull Surface (M.NO.0305)

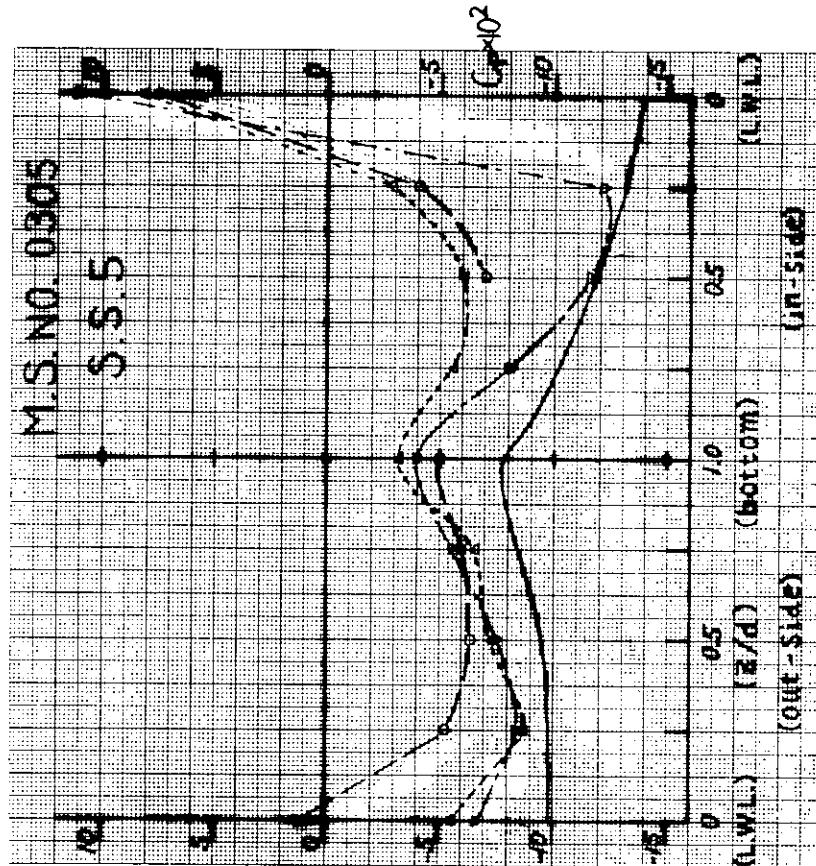


Fig. 2.2.22 (C) Pressure Distribution on Hull Surface
(M.NO.0305)

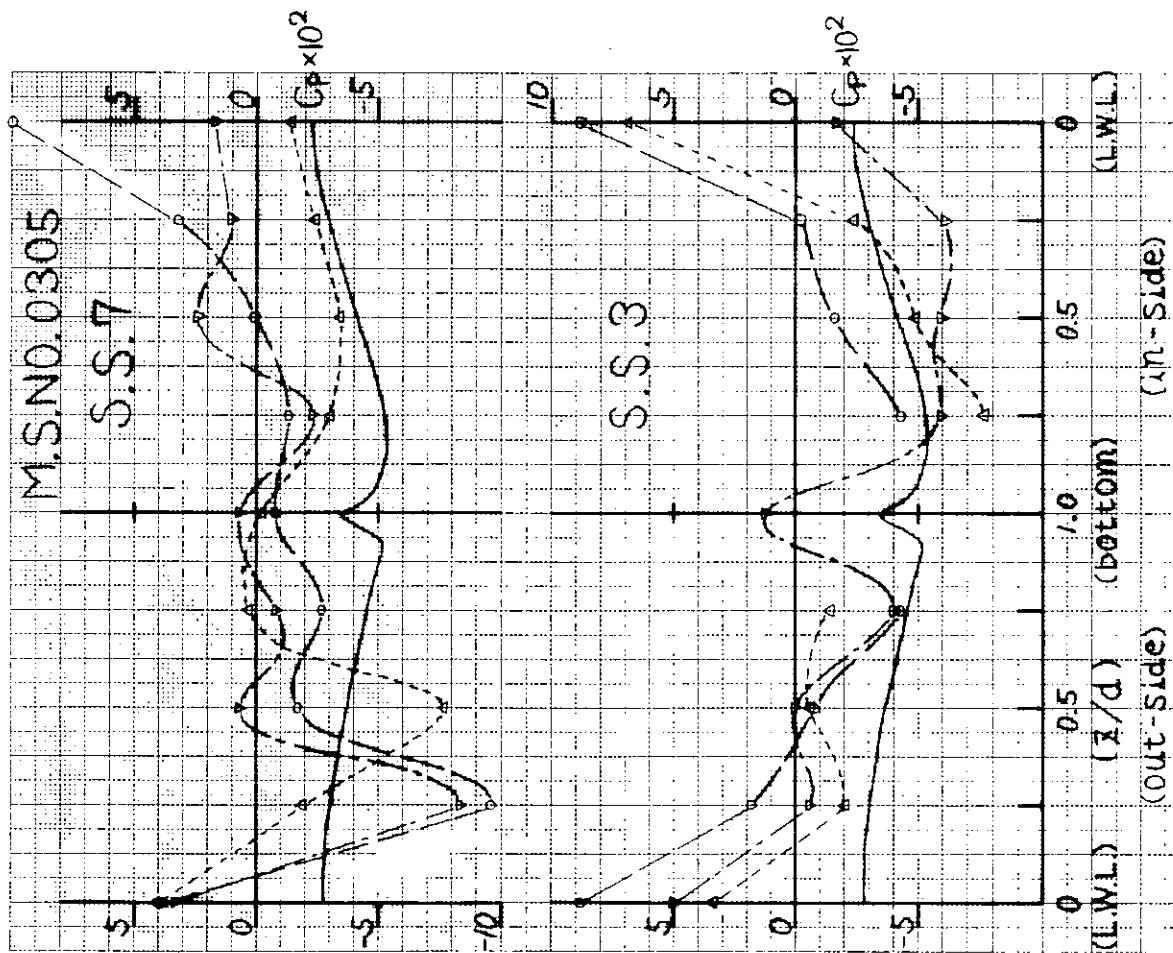


Fig. 2.2.22(b) Pressure Distribution on Hull Surface (M.NO.0305)

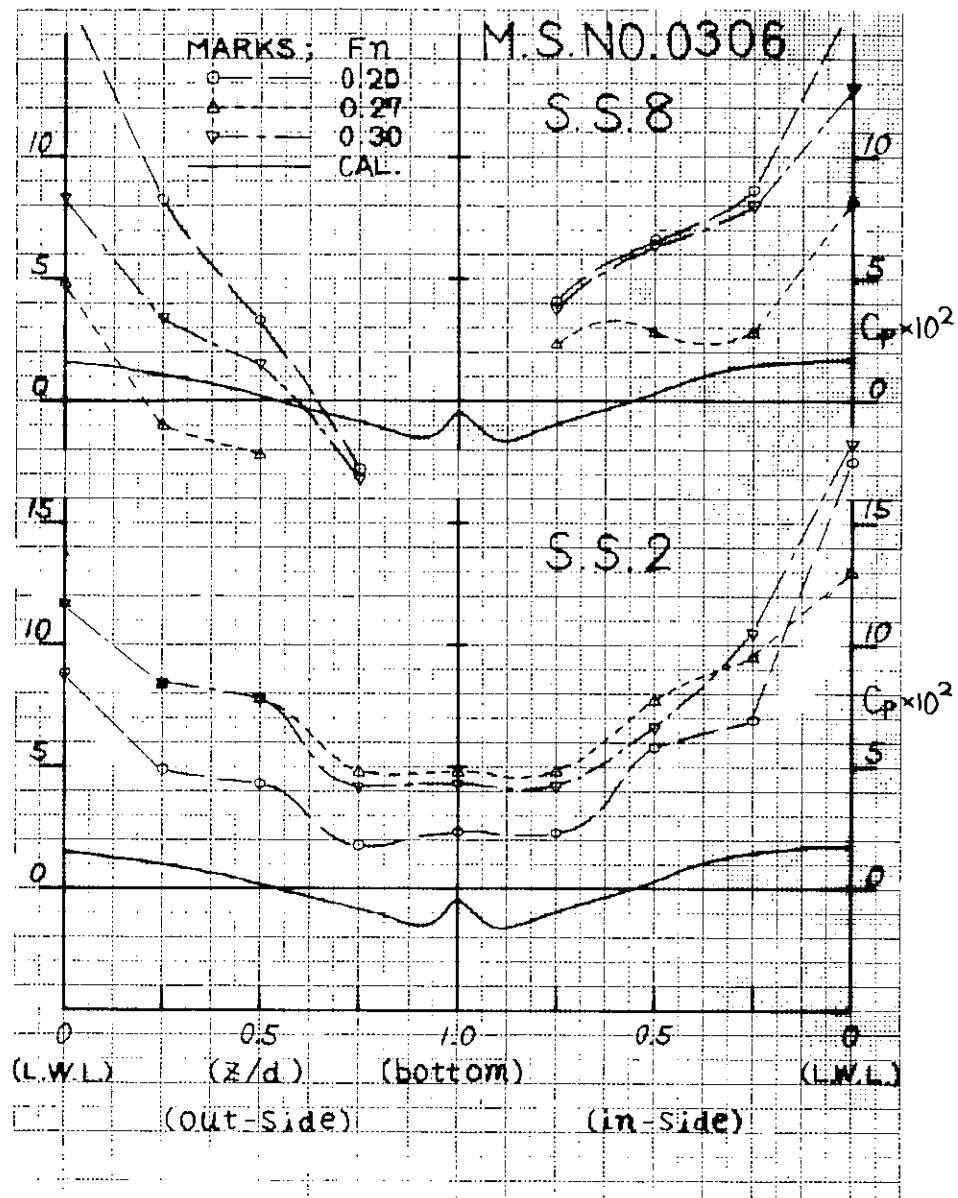


Fig. 2.2.23(a) Pressure Distribution on Hull Surface (M.NO.0306)

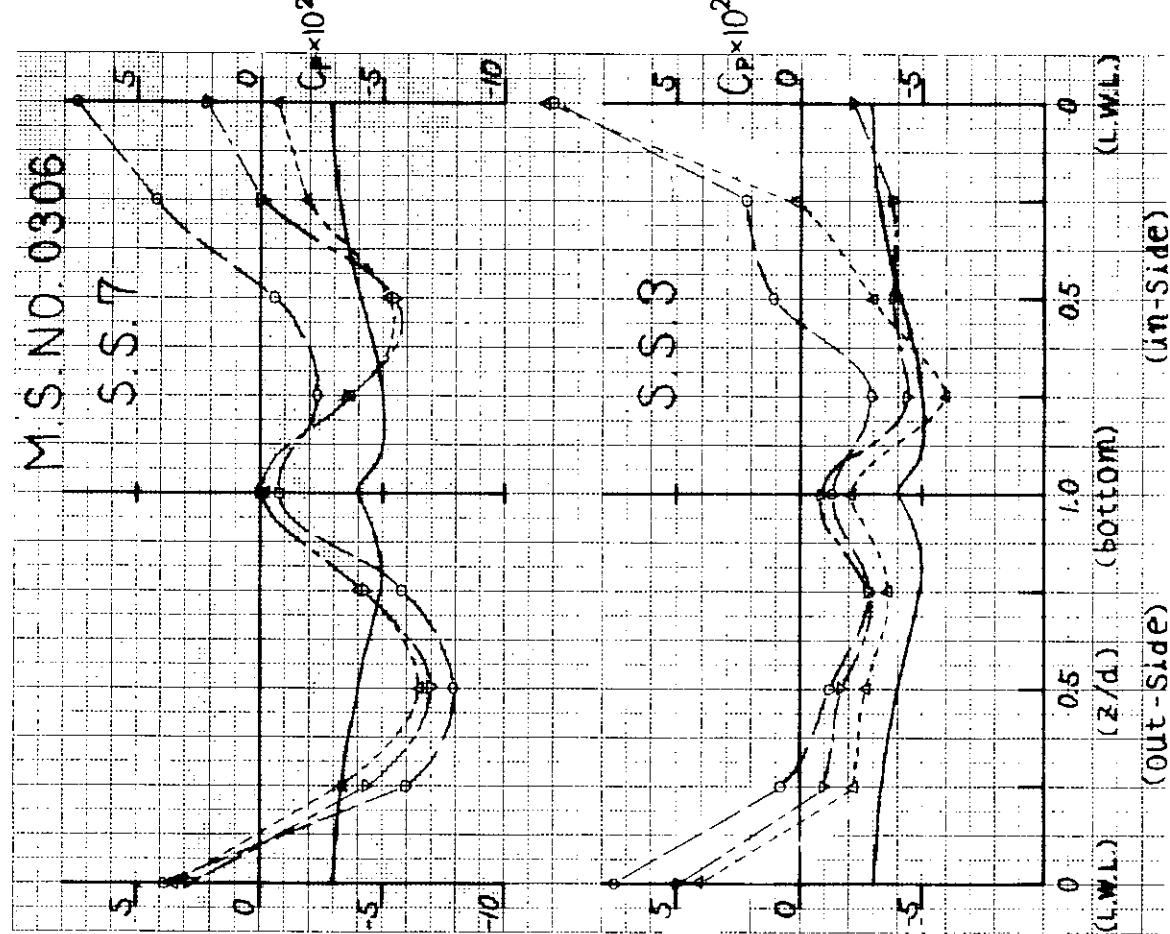


Fig. 2.2.23(b) Pressure Distribution on Hull Surface (M.N.O. 0306)

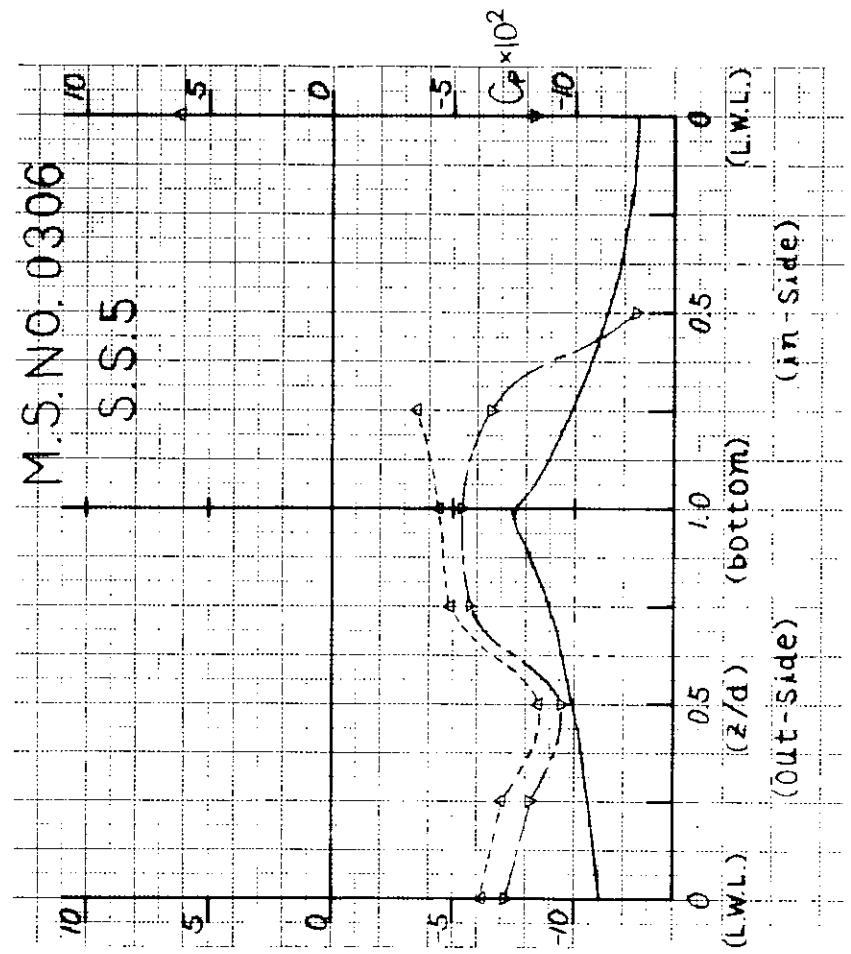


Fig. 2.2.23(c) Pressure Distribution on Hull Surface
(M.N.O. 0306)

AMPLITUDE SPECTRA
M. S. NO. 0305
F_n=0.25

MONO-HULL

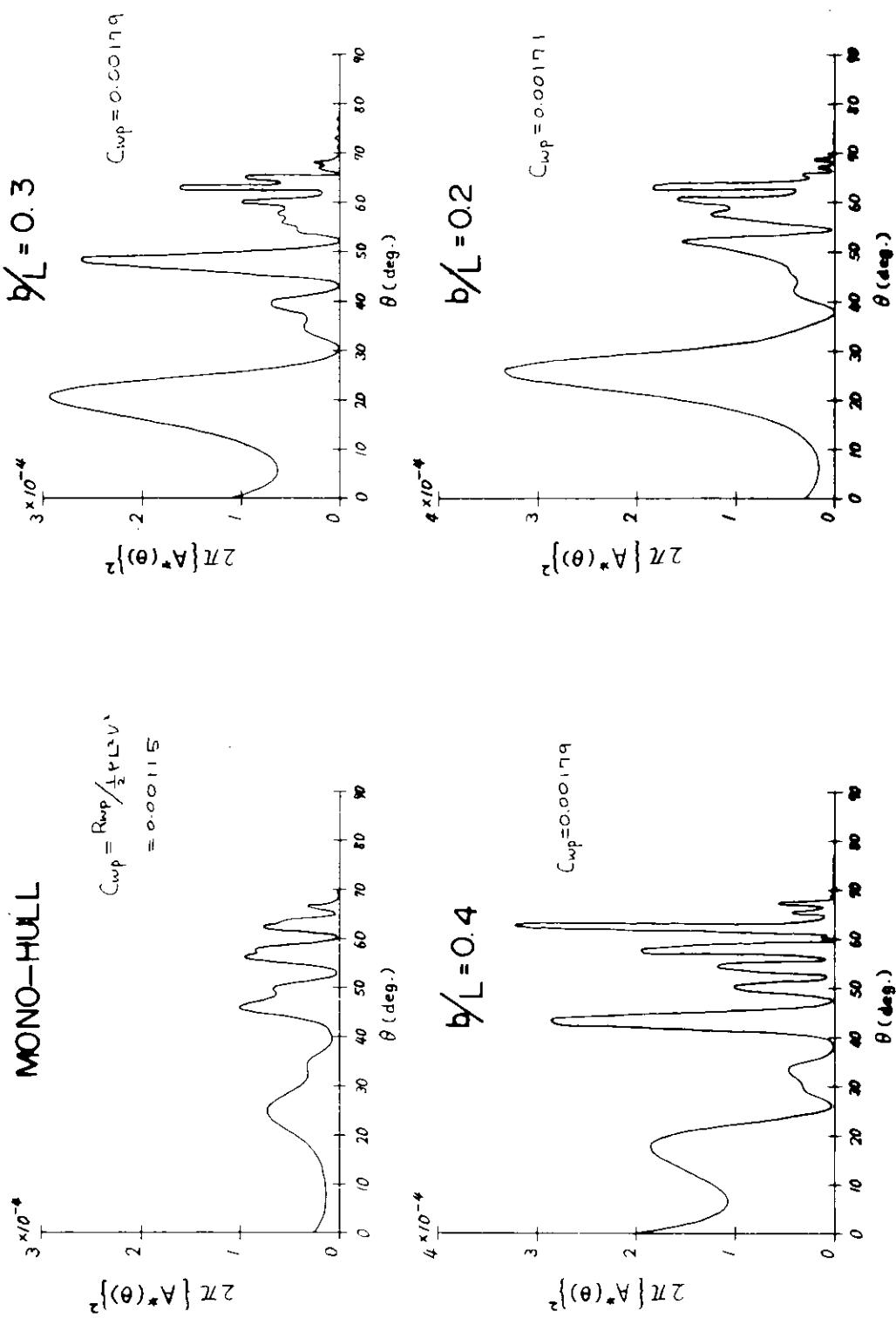


Fig. 2.2.24 Amplitude Spectra at Various Span of Demi-Hulls

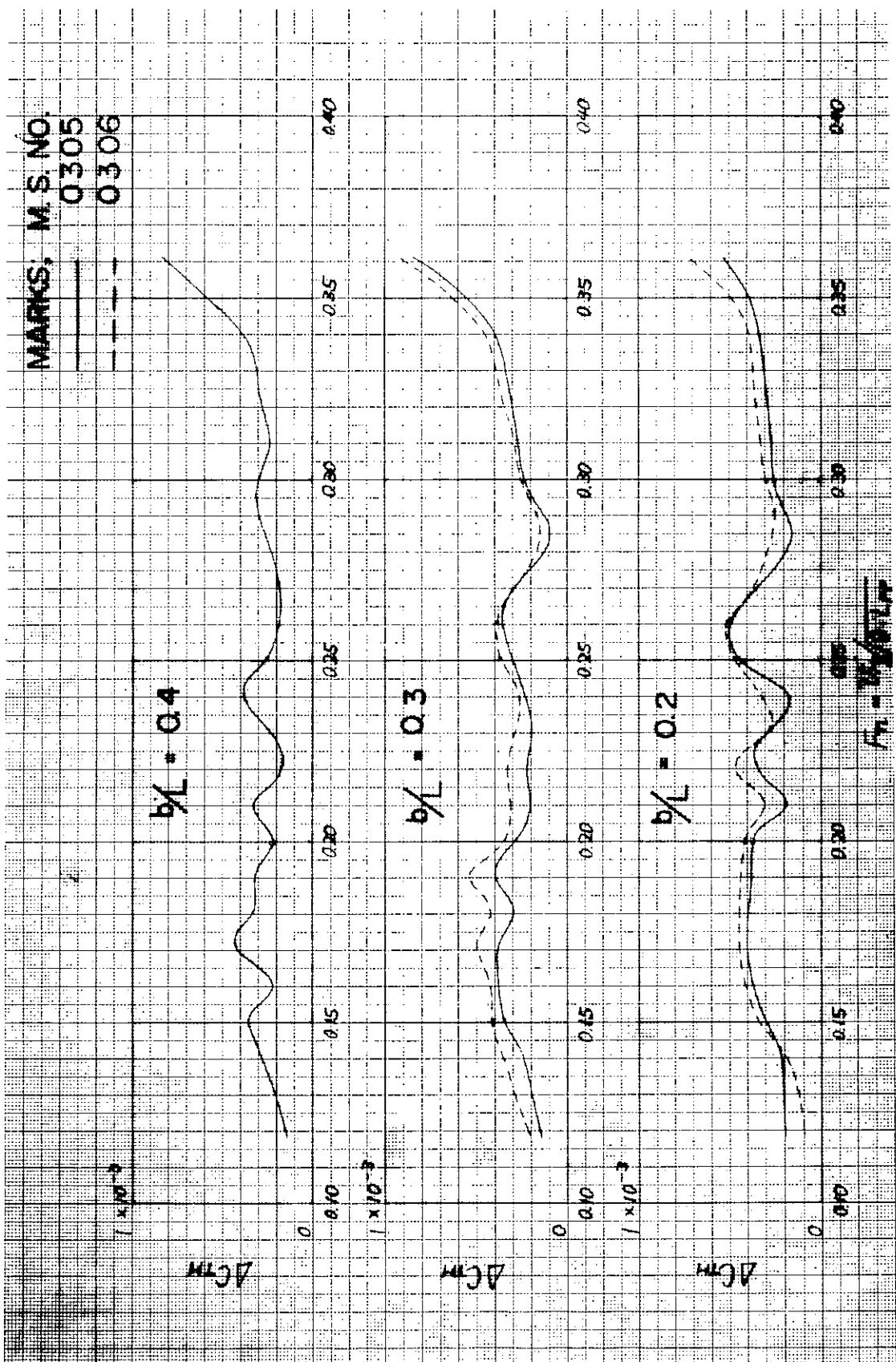


Fig. 2.2.25 Augmentation of Total Resistance

3. 双胴船船型の運動性能試験

3.1 計画

3.1.1 研究の目的

前年度に中型双胴船船型として船型計画が行われ¹⁾、2.1で平水中抵抗自航試験が行われた船型を対象に、規則波中自航試験を行って

- 1) 船体運動
- 2) 加速度
- 3) 相対水位変動
- 4) 双胴間の cross structure に働く波浪荷重
- 5) 推力増加

を計測した。上記 1)～3)については適当な仮定の基に理論推定が可能であるので、実験に先立って波方 向、船速および双胴間隔を変更してシリーズ計算を実施した。また、実験状態に対応した条件でも理論計算を行い実験結果と比較検討した。

以上のような作業を通じて、双胴船の運動性能について定性的定量的な知見を得ることを目的とした。
なお、水槽試験は三菱重工業㈱長崎研究所耐航性能水槽で実施した。

3.1.2 供試模型船及び試験状態

前年度に中型双胴船船型として計画された対称船型の 1/22.2 縮尺、 $L = 4.5\text{m}$ の木製模型を供試模型船とした。プロペラも上記船型に対して設計されたもの同一縮尺模型を用いた。供試模型船及びプロペラの要目を Table 3.1.1 及び 3.1.2 に示す。線図等は 2.1 を参照されたい。

試験状態は Full load even keel で、重心高さを実船対応値で Base line 上 9.5m とすることを目指として重量配置を調整したが、結局 9.08m に留った。双胴船としての全幅は 0.3 LPP である。

3.1.3 規則波中船体運動計測

計測装置の配置の概略を Fig. 3.1.1 に示す。運動計測装置は通常船の重心位置に取付けるのであるが、今回は波浪荷重計測用 Block gauge の取付け位置との関係で重心より高い位置（実船相当 16.2m above B.L.）に取付けた。波浪荷重の計測位置、すなわち Block gauge の位置は、実船相当で Base line 上 12.6m である。運動計測装置では 6 成分の運動を、Block gauge では波浪荷重のうち一方の单胴を他方の单胴に対して surge 方向に変位させようとする力以外の 5 成分を計測した。

入射波条件、船速等は以下のとおりである。

1) $F_n = 0$ の場合

入射波長／船長 = 0.25～3.0

出会い角 = 180°、135°、90°

入射波高 = 3.0～8.0 mm

2) $F_n \neq 0$ の場合

入射波長と入射波高は上記と同じである。水槽幅が 3.0m であるので出会い角が 135° の時には充分な航走距離がとれず、 $F_n = 0.15$ で試験を実施した。出会い角が 180° と 90° の場合には航走距離が充分とれるので試験計画速力に相当する $F_n = 0.28$ で試験を実施した。模型船は Auto pilot によって一定方位を保つつつ、model point で自航させた。

3.1.4 規則波中自航試験

3.1.3 では相対水位の計測のために抵抗型波高計を模型に取付けたので、それらを取りはずした状態で自航試験を別途実施した。試験範囲は 3.1.3 と同一である。模型船には、Schönherr lineに基づき、2.1.2 に示された form factor $K = 0.15^*$ と 2.1.3 で用いられた $\triangle Cf = 0.4 \times 10^{-3}$ を用いて計算した SFC を付加して Ship point で自航させた。波浪中試験に先立ち平水中自航試験を行って、規則波中における推力増加を求めるベースとした。

3.2 船体運動の推定計算

双胴船の船体運動を理論的に推定する場合、まず第一に問題になるのは双胴間の流体力学的干渉である。これを正確に評価しようとすれば、3 次元の 2 体問題を解かねばならず、電算プログラムの開発と計算に相当の時間と費用を要すると予想される。そこで簡便な手法を探ることとし、

- 1) 単胴に働く流体力を strip 法で求め、流体力学的干渉の影響を無視して双胴船の運動方程式を組立てて、それを解く。
- 2) 2 次元の双胴体に働く流体力については大楠が示した計算法²⁾があるので、横波中停止時に限れば、それを用いて strip 法の仮定のもとに双胴船の運動方程式を組立てることが可能である。

という考え方で推定計算を行った。実際の現象としては流体力学的干渉を無視できないこと、また 2 次元双胴体に働く流体力を用いるにしても、双胴船の船長と全幅の比は单胴船の場合より相当に小さい（本研究の対象船型のように比較的細長い場合でも 3.3 である）ので、strip 法の適用範囲から外れている恐れがあることなど問題はあるが、現状ではこのような考え方方が妥当な所と思われる。

計算は双胴の全幅 (W) が $0.3 L_{PP}$ 、 $0.4 L_{PP}$ の場合について Full load even keel 状態で実施した。双胴間の流体力学的干渉を無視した場合を主体に波方向、船速を変更して計算し、真横波 ($\mu = 90^\circ$) 船速 0 の場合のみ $W = 0.3 L_{PP}$ の船について、流体力学的干渉を大楠の方法²⁾で考慮した計算も行った。なお計算はすべて線形計算とし、rolling に対する非線形 damping などは考慮しなかった。

3.2.1 船体要目

单胴船の要目を以下のように決め、 $W = 0.3 L_{PP}$ 、 $0.4 L_{PP}$ のいずれの場合も cross structure の質量を無視して慣動半径を計算した。

$$L_{PP} \times B_{MLD} \times d_{MLD} = 100m \times 10m \times 6m \quad KG = 9.5m$$

$$K_{xx} = 0.65 B_{MLD}, \quad K_{yy} = 0.25 L_{PP}, \quad K_{zz} = 0.25 L_{PP}$$

双胴船としての慣動半径をそれぞれ K_{xx}' 、 K_{yy}' 、 K_{zz}' と書けば

$$K_{xx}' = \sqrt{K_{xx}^2 + (\frac{W-B}{2})^2}, \quad K_{zz}' = \sqrt{K_{zz}^2 + (\frac{W-B}{2})^2}$$

$$K_{yy}' = K_{yy}$$

となる。したがって $W = 0.3 L_{PP}$ の場合には

$$K_{xx}' = 11.9m = 0.398W, \quad K_{zz}' = 26.9m = 0.269L_{PP}$$

であり、 $W = 0.4 L_{PP}$ の場合には

$$K_{xx}' = 16.3m = 0.409W, \quad K_{zz}' = 29.2m = 0.292L_{PP}$$

である。

3.2.2 計算範囲

1) 双胴間の流体力学的干渉を無視した場合

$$\begin{aligned} W &: 0.3L_{PP}, 0.4L_{PP} \\ F_n &: 0, 0.28 \\ \mu &: 0^\circ, 45^\circ, 90^\circ, 135^\circ, 180^\circ \\ \lambda/L_{PP} &: 0.4 \sim 2.5 \end{aligned}$$

2) 双胴間の流体力学的干渉を考慮した場合

$$\begin{aligned} W &: 0.3L_{PP} \\ F_n &: 0 \\ \mu &: 90^\circ \\ \lambda/L_{PP} &: 0.4 \sim 2.5 \end{aligned}$$

3.2.3 計算結果

計算結果のうち $W = 0.3L_{PP}$ の場合の重心の運動の振幅を図示した。また船速、双胴間隔、流体力学的干渉が運動に及ぼす影響をみるため、比較図を作成した。

Fig. 3.2.1～12 斜め波中での船体運動の6成分 ($W = 0.3L_{PP}$, $F_n = 0, 0.28$ 、流体力学的干渉は無視。○、△、×等は計算点を示す。)

Fig. 3.2.13～14 船速の影響に関する比較図 ($W = 0.3L_{PP}$, $\mu = 180^\circ$ 、流体力学的干渉は無視)

Fig. 3.2.15～16 双胴間隔の影響に関する比較図 ($W = 0.3L_{PP}$, $\mu = 90^\circ$ 、流体力学的干渉は無視)

Fig. 3.2.17～19 流体力学的干渉の影響に関する比較図 ($W = 0.3L_{PP}$, $\mu = 90^\circ$, $F_n = 0$)
これらの図によって判る定性的、定量的な事柄を以下に述べる。

Rolling の振幅の無次元値は干渉を無視した場合には同調点でも 2 度程度であって、双胴の全幅 (W) を拡げると当然のことながら同調点は短波長側に移り、振幅は小さくなる傾向を持つ (Fig. 3.2.16)。同調点における rolling 振幅は流体力学的干渉を考慮した計算では無次元値で 5 度程度になる (Fig. 3.2.19)。この値は单胴の瘦型船の場合の値と同程度であるが、双胴船の幅が広いことを考えると 相当に激しい運動であると言わねばならない。流体力学的干渉を考慮した場合には、swaying や heaving の振幅が短波長域で複雑に変化する (Fig. 3.2.17, 18)。船速の増大にしたがって縦運動 (heave, pitch) が激しくなる傾向が見られるが (Fig. 3.2.13～14)、その程度は单胴船の場合よりも顕著である。これは双胴船を構成する单胴の水線幅が通常の单胴船のそれより小さいので、縦運動に対する damping が小さくなっているためであろうと推測される。

水槽試験終了後、水槽試験状態に対応した計算を行って実験結果と比較した。そこで次節でも上記の内容と同様な事柄を、実験結果との対比を重点として述べる。

3.3 試験結果

3.3.1 船体運動、相対水位変動、加速度

Fig. 3.1.1 に示した位置で計測した船体運動、相対水位変動、加速度の振幅を無次元化して、船体運動は Fig. 3.3.1～12 に、相対水位変動は Fig. 3.3.13～16 に、加速度は Fig. 3.3.17～20 に示す。

3.2 で述べたように、これらの量は適当な仮定のもとに理論計算で推定することができるので、計算結果も同じ図に示してある。この際、主要目は Table 3.1.1 に記載された値とし、慣性半径は单胴の値を

$$K_{xx} = 0.43B \quad K_{yy} = K_{zz} = 0.25L_{PP}$$

として、3.2.1と同様に扱った。双胴船としての横慣動半径は、

$$K_{xx} = 1.089m = 0.363W$$

となる。また、この場合は rollingに対する非線形 dampingの影響を考慮し、単胴の rollingに対して

$$N = 0.002 \text{ } 1/\text{deg.}$$

で与えられる非線形 dampingを付加している。なお計算値のうち相対水位変動振幅は入射波が船体によって乱されないと仮定して求めたものであって、船体と入射波面との相対運動の振幅である。

船体運動のうち surging, swaying, yawing の無次元値には大きな変動も特徴もない。

$F_n = 0$, $\mu = 90^\circ$, $\lambda/L = 0.9$ で swaying の振幅が大きくなるのは、rolling の同調のためである。これに対して heaving, rolling, pitching の無次元値には高いピークが見られる。まず、rolling の同調点は $\lambda/L = 0.9$ にあり、 $\mu = 90^\circ$, $F_n = 0$ における無次元値は 4.5 に達する。それに伴って相対水位変動の無次元値も F.P., A.P. ともに 5 に達するピークを持ち、横加速度の無次元値は 55、上下加速度の無次元値は 25 に達するピークを持つ。波振幅が 1m の場合を考えれば、F.P., A.P. とも静止水面上 5m の高さまで波をかぶり、横加速度は $0.55g$ 、縦加速度 $0.25g$ となる。

推定計算の項でも述べたように船速の増大とともに heaving, pitching は激しくなる傾向を持つが、 $\mu = 180^\circ$, $F_n = 0.28$ では $\lambda/L = 1.2$ がピークで heaving の無次元値が 1.7、pitching の無次元値が 1.2 になっている。これは計算結果ほど大きな値ではない。しかしながらこれに伴って F.P. の相対水位変動の無次元値が 5.5 に、上下加速度の無次元値が 40 に達する。上記の同様に波振幅が 1m の場合を考えれば、E.P. は静止水面上に 5.5m の高さまで水をかぶり、上下加速度は $0.4g$ となる。

このように見ていくと、この船型のままで波振幅 1m (波高 2m) 以下でなければ運航できないようであり、J.B. Hadler, C.M. Lee ら³⁾が報告しているように船首船底付近に水中翼を取り付けるなどして、運動性能の改善を図ることが必要となろう。

次に、実験値と計算値とを比較してみると、全般的に言えば良く対応しているようである。ただし、これは $\mu = 90^\circ$, $F_n = 0$ の場合に流体力学的干渉を考慮した計算についてであって、干渉を無視した計算では実験値を説明できない。 $F_n = 0.28$ では流体力学的干渉を無視した計算の結果と実験結果は良く対応している。J.B. Hadler, C.M. Lee ら³⁾は「通常の Vessel 型双胴船では $\mu = 90^\circ$, $F_n = 0$ については流体力学的干渉を考慮しないと実際の現象が説明できないが、 $F_n \neq 0$ については、むしろ流体力学的干渉を無視した方が良い。」と述べているが、今回の結果もそれを裏付けるものである。

3.3.2 双胴間の cross structure に働く波浪荷重

波浪荷重の振幅の計測結果を無次元化して Fig. 3.3.21 ~ 30 に示す。これらの図に sway force, roll moment などとあるのは、一方の单胴を他方の单胴に対して sway 方向に変化させようとする力、roll 方向に変化させようとするモーメントのことである。

J.B. Hadler, C.M. Lee ら³⁾は「双胴船の cross structure の強度を支配するのは $\mu = 90^\circ$, $F_n = 0$ の場合に生ずる roll moment 振幅のピークである。」と述べているが、今回の試験で得られたピーク値は無次元値で 1.0 であった。このピークは同じ状態において sway force の無次元値に現れたピークと対応しており、横波中における heaving の同調に伴って、大きな sway force が生じ、それが roll moment に寄与しているものと考えられる。したがって、この値は cross structure を高くすれば、大きくなると考えるのが妥当である。

双胴船の cross structure に働く荷重としては上に述べた変動成分だけでなく、定常成分も存在する。そこで実験の際 0 点を計測しておき定常成分の大きさを求めようとしたが、結果のバラツキが相当に大きく、有意なデータは得られなかった。その理由としては

- 1) 定常成分の大きさが変動成分の振幅に対して小さく、検出が困難であった。
 - 2) 波浪中での自航模型試験であるので、模型船の船速、heading angle が刻々微妙に変化している。
 - 3) 双胴船を連結する場合、通常は船首部と船尾部の 2ヶ所に連結材を渡して固定するが、今回は波浪荷重の計測を行うために、mid ship 1ヶ所で連結した。そのため、双胴の相対位置の精度が低下している（船首尾端で双胴間隔を計測してみると±5mm程度のバラツキがあった。）
- などが考えられるが、詳細は明確でない。ただし定常荷重に関し上記のような事情があったにせよ、今回の実験では
- 1) 波浪中停止時における定常荷重の値は極めて小さい。
 - 2) 航走時における値も、変動振幅の高々 5%程度であり、設計荷重としては変動荷重のみを考慮しておけば充分である。
- ことが認められた。

3.3.3 推力増加

波浪中において計測された推力の平均値から平水中における推力を差引いて、推力増加を求めた。その値を無次元化して Fig. 3.3.31 に示す。単胴船について今まで研究されてきた結果によれば、推力増加係数は船の縦運動が大きいほど大きくなる傾向を持っている。ところが、今回 $\mu = 135^\circ, 90^\circ$ について得られた結果では縦運動の大きい $\mu = 135^\circ$ の場合の方が推力増加係数が小さくなっている。この現象が船速の相違によるのか、幅・喫水比の小さい船の特性なのか、それとも双胴船の特性なのか現状では明確でない。今後、双胴船に関する試験例を積重ねてゆくことになり解明されるべき問題であろう。

推力増加係数の最大値はコンテナ船等でも 1.0 前後であり、それと比較すればこの図に示された $\mu = 180^\circ$ におけるピーク値が 3.0 というのは大きいが、幅・喫水比の小さな船にはこのような傾向があることを考えれば、必ずしも双胴船の特徴ではないと思われる。

3.5 結 言

以上報告したように、中型双胴船船型について運動性能試験と現状で可能な推定計算を実施した結果、次のような結果を得た。

- 1) 横波中停止時と迎波中航走時において動搖が激しく、このままでは波高 2m 以下でなければ運航できそうにない。船首船底付近に補強材を兼ねた水中翼を取付けて上下動を抑えるなどの対策を立てる必要がある。
- 2) 停止時の横波に近い状態を除けば、双胴間の流体力学的干渉を無視した理論計算によって Vessel 型双胴船の船体運動、加速度、相対水位変動などはほぼ推定可能である。横波中停止時においては大槻の仮定で流体力学的干渉を考慮した計算が良い推定値を与えるので、全体としてそのような使い分けをすれば双胴船の運動性能推定は可能である。
- 3) J.B. Hadler, C.M. Lee ら³⁾は「双胴船の cross structure の強度を支配するのは $\mu = 90^\circ, F_n = 0$ の場合に生ずる roll moment 振幅のピークである。」と述べているが、今回の試験で得られたピーク値は無次元値 1.0 であった。このピークは横波中における heaving の同調に伴って大きな sway force が発生し、それが roll moment に寄与しているために生じたもので、cross structure を高くすればピーク値は大きくなると考えるのが妥当である。
- 4) 斜波中航走時も含めて、双胴船の推力増加係数の実験値が得られた。この結果の中には従来の単胴船について得られている結果と異なった傾向を示しているものもあり、今後の検討課題として残された。

参考文献

- 1) SR176 研究部会昭和52年度報告書 研究資料No.304 昭和53年3月
- 2) 大楠丹 "Multihull Ship の波の中の運動について"
西部造船会々報第40号、1970.
- 3) J.B. Hadler, C.M. Lee, et. al. "Ocean Catamaran Seakeeping Design Based on the Experience of USNS Hayes" SNAME 1974, 11.

Table 3.1.1 Principal Particulars of Model

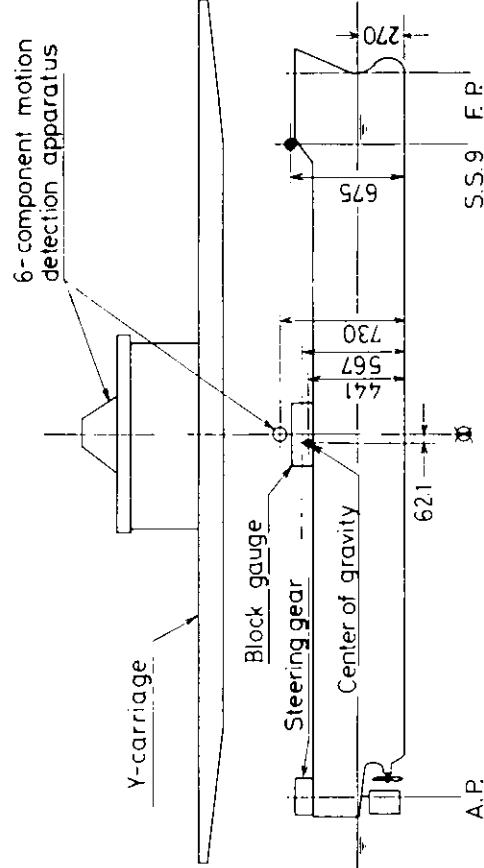
		SR176 CATAMARAN	
Load condition		Full load	
		Model	Full scale
Scale ratio		1/S = 1/22,222	
Length	L _{pp}	4,500 mm	100.00 m
Breadth	B	450.00 mm	10.00 m
Whole breadth	W	1,350.0 mm	30.00 m
Draft	d	270.0 mm	6.00 m
Trim	t/L _{pp}	0.0	0.0
Displacement	Δa	635.5 kg	7,120.0 ton
Center of gravity	XG OG	62.1 mm -171.0 mm	1.381 m (-3.08 m)
Metacentric height	KM GM	1,165.0 mm 724 mm	25.894 m (16.10 m)
Natural period	T _n	1.56 sec	(7.35 sec)

() Measured in model test

Table 3.1.2 Principal Particulars of Propeller

	Model	Full scale
Diameter	D _p	180.00 mm
Pitch	P	163.4 mm
Pitch ratio	P/D _p	0.9080
Exp.area ratio	A _e /A _d	0.7180
Boss ratio	d/D _p	0.18
Thick-chord ratio t/c) ^{0.7R}		0.0500
Number of blades	Z	4

SR 176 CATAMARAN



NON-DIMENSIONAL AMPLITUDES OF MOTION IN REGULAR WAVES
SR 176 CATAMARAN ($U=0, \beta_L$)
SURGING AT CENTER OF GRAVITY

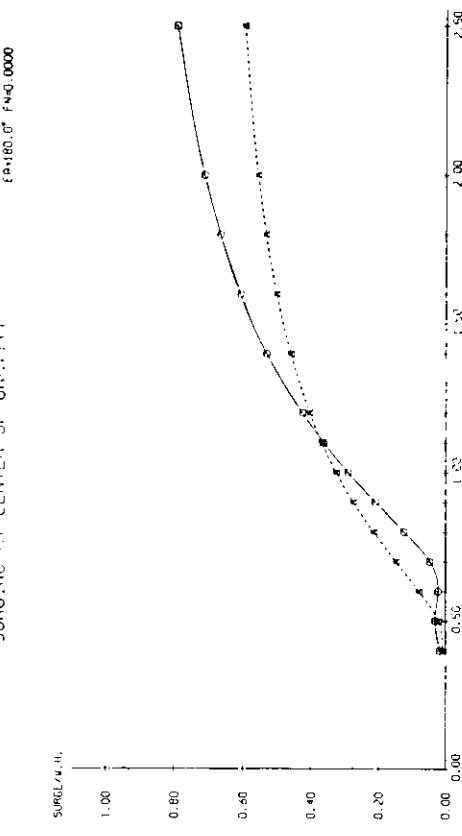


Fig. 3.2.1 Surging Amplitudes for Various Wave Directions (Without Interaction)

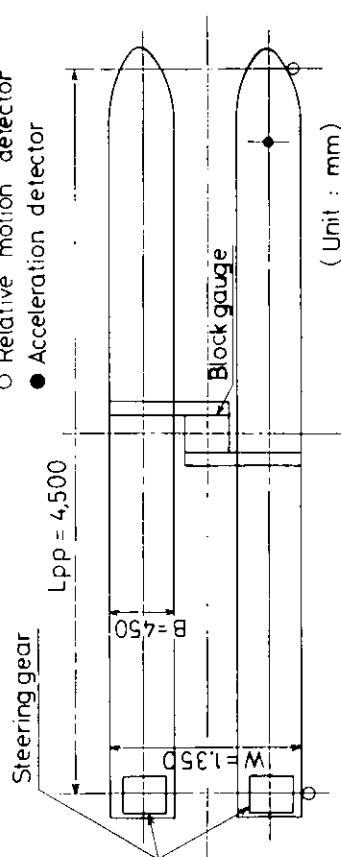


Fig. 3.1.1 Arrangement of Experiment

NON-DIMENSIONAL AMPLITUDES OF MOTION IN REGULAR WAVES
 SR176 CATAMARAN ($W=0.3L$)
 SWAYING AT CENTER OF GRAVITY

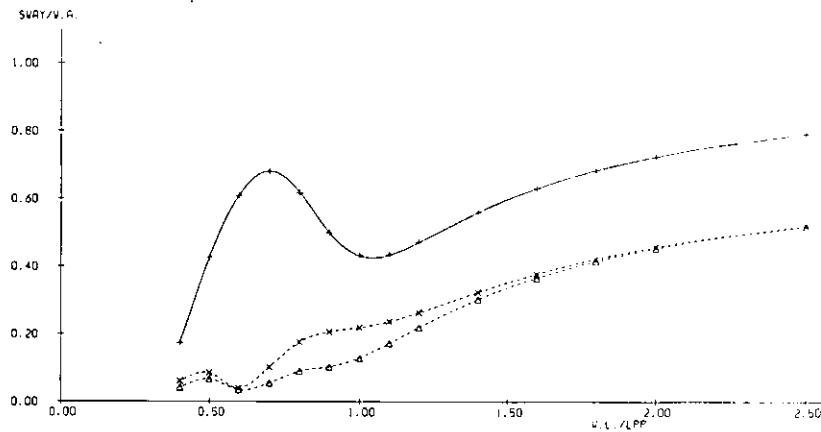


Fig. 3.2.2 Swaying Amplitudes for Various Wave Directions
 (Without Interaction)

NON-DIMENSIONAL AMPLITUDES OF MOTION IN REGULAR WAVES
 SR176 CATAMARAN ($W=0.3L$)
 HEAVING AT CENTER OF GRAVITY

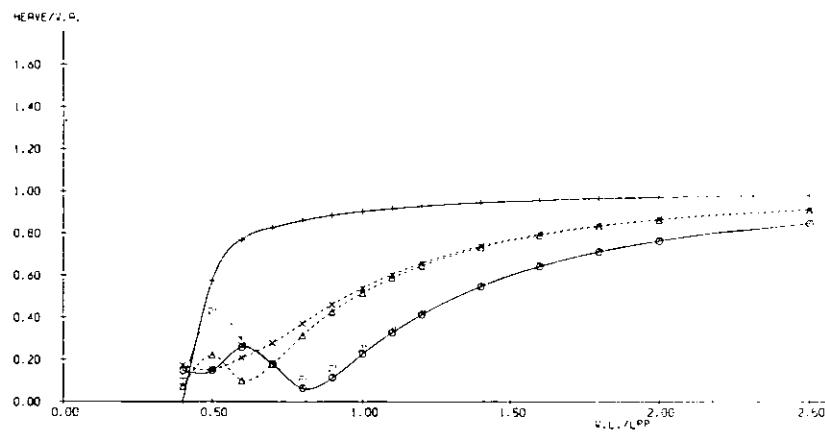


Fig. 3.2.3 Heaving Amplitudes for Various Wave Directions
 (Without Interaction)

NON-DIMENSIONAL AMPLITUDES OF MOTION IN REGULAR WAVES
 SR176 CATAMARAN ($W=0.3L$)
 ROLLING AT CENTER OF GRAVITY

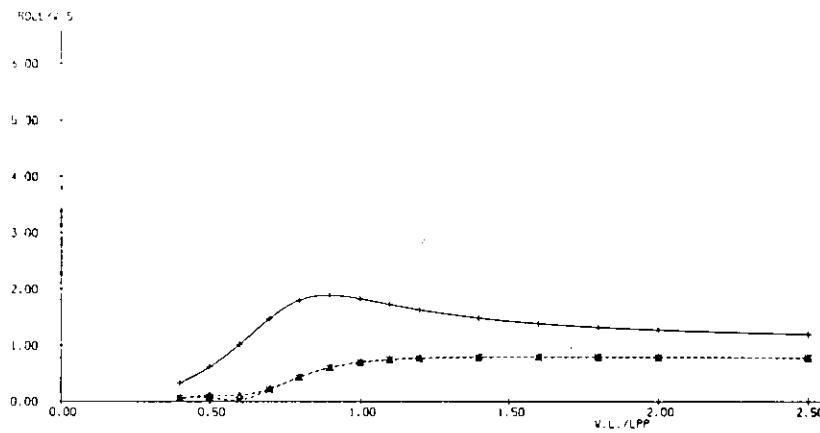


Fig. 3.2.4 Rolling Amplitudes for Various Directions
 (Without Interaction)

NON-DIMENSIONAL AMPLITUDES OF MOTION IN REGULAR WAVES

SR176 CATAMARAN ($W=0.3L$)
 PITCHING AT CENTER OF GRAVITY

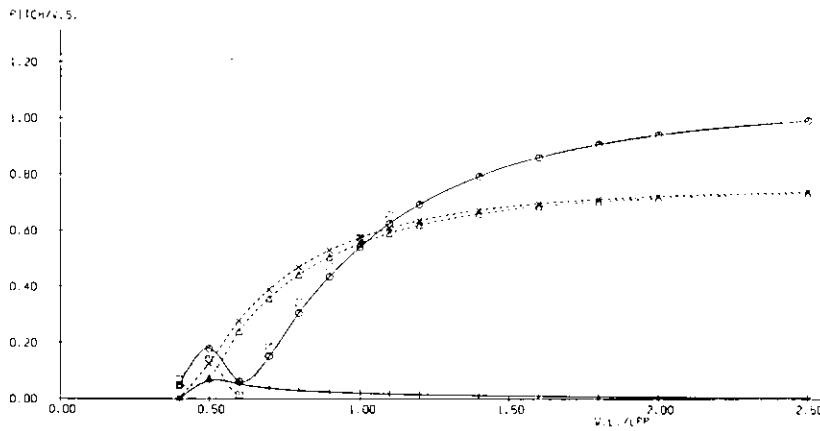


Fig. 3.2.5 Pitching Amplitudes for Various Wave Directions
 (Without Interaction)

NON-DIMENSIONAL AMPLITUDES OF MOTION IN REGULAR WAVES

SR176 CATAMARAN ($W=0.3L$)

YAWING AT CENTER OF GRAVITY

--△-- ER= 45.0° FN=0.0000
--+-- ER= 90.0° FN=0.0000
--x-- ER=135.0° FN=0.0000

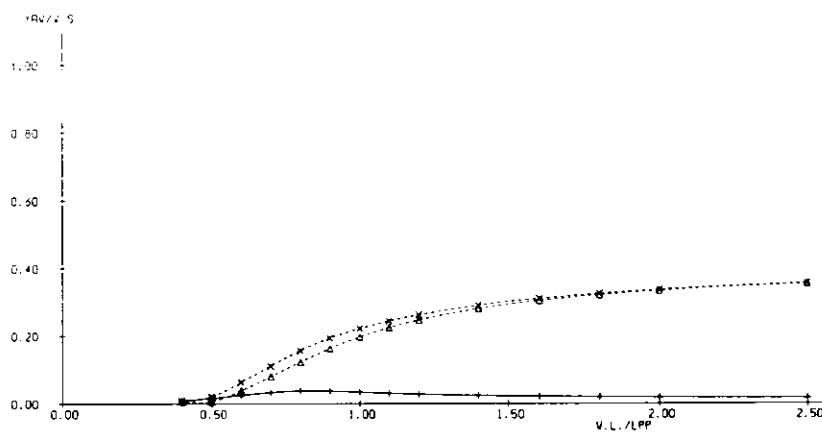


Fig. 3.2.6 Yawing Amplitudes for Various Wave Directions
(Without Interaction)

NON-DIMENSIONAL AMPLITUDES OF MOTION IN REGULAR WAVES

SR176 CATAMARAN ($W=0.3L$)

SURGING AT CENTER OF GRAVITY

--○-- ER= 0.0° FN=0.2800
--△-- ER= 45.0° FN=0.2800
---— ER= 90.0° FN=0.2800
--x-- ER=135.0° FN=0.2800
-·-·- ER=180.0° FN=0.2800

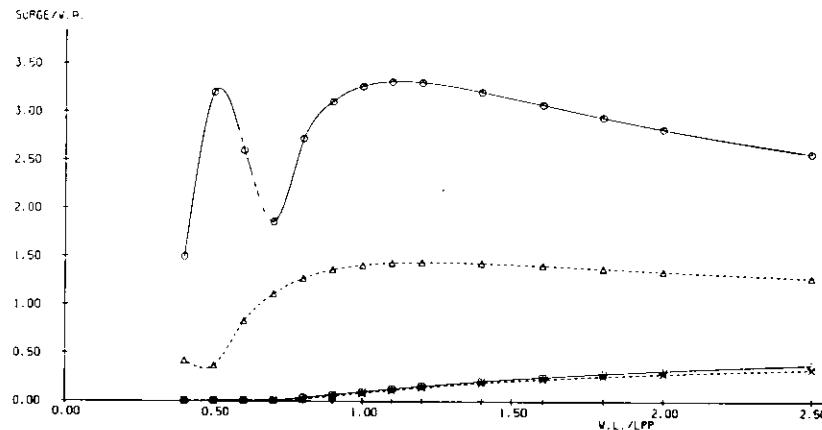


Fig. 3.2.7 Surging Amplitudes for Various Wave Directions
(Without Interaction)

NON-DIMENSIONAL AMPLITUDES OF MOTION IN REGULAR WAVES

SR176 CATAMARAN ($W=0.3L$)

SWAYING AT CENTER OF GRAVITY

—○— EA = 0° FNO. 2800
—△— EA = 45° FNO. 2800
—+— EA = 90° FNO. 2800
—×— EA = 135° FNO. 2800

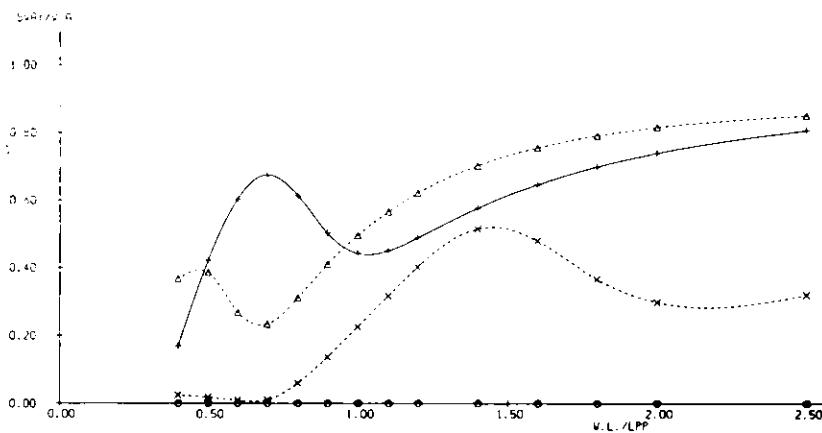


Fig. 3.2.8 Swaying Amplitudes for Various Wave Directions
(Without Interaction)

NON-DIMENSIONAL AMPLITUDES OF MOTION IN REGULAR WAVES

SR176 CATAMARAN ($W=0.3L$)

HEAVING AT CENTER OF GRAVITY

—○— EA = 0° FNO. 2800
—△— EA = 45° FNO. 2800
—+— EA = 90° FNO. 2800
—×— EA = 135° FNO. 2800
—■— EA = 180° FNO. 2800

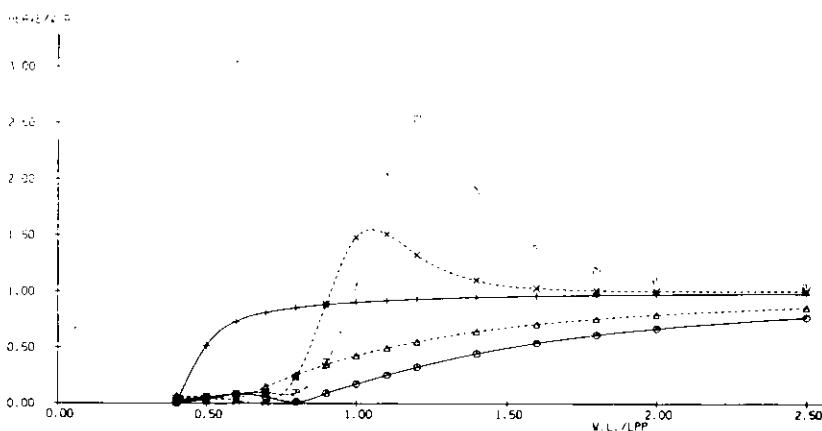


Fig. 3.2.9 Heaving Amplitudes for Various Wave Directions
(Without Interaction)

NON-DIMENSIONAL AMPLITUDES OF MOTION IN REGULAR WAVES

SR176 CATAMARAN ($W=0.3L$)

ROLLING AT CENTER OF GRAVITY

$\cdots\triangle\cdots$ EA = 45.0° FND = 2800
 $\cdots\Delta\cdots$ EA = 90.0° FND = 2800
 $\cdots\times\cdots$ EA = 135.0° FND = 2800

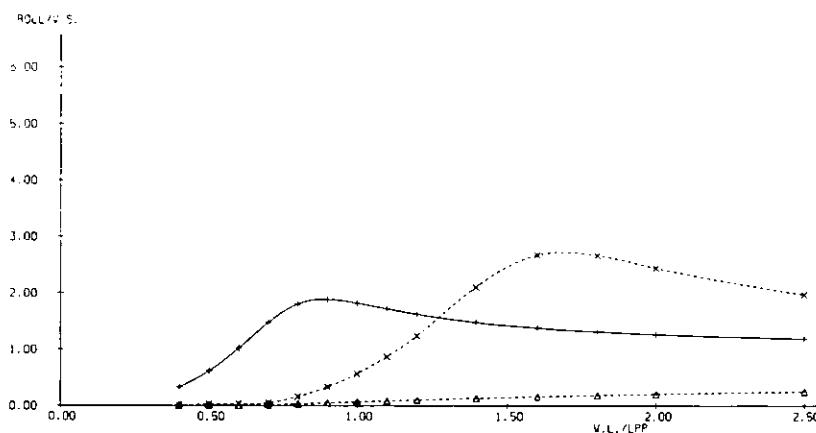


Fig. 3.2.10 Rolling Amplitudes for Various Wave Directions
 (Without Interaction)

NON-DIMENSIONAL AMPLITUDES OF MOTION IN REGULAR WAVES

SR176 CATAMARAN ($W=0.3L$)

PITCHING AT CENTER OF GRAVITY

$\cdots\circ\cdots$ EA = 0.0° FND = 2800
 $\cdots\triangle\cdots$ EA = 45.0° FND = 2800
 $\cdots+\cdots$ EA = 90.0° FND = 2800
 $\cdots\times\cdots$ EA = 135.0° FND = 2800
 $\cdots\cdot\cdots$ EA = 180.0° FND = 2800

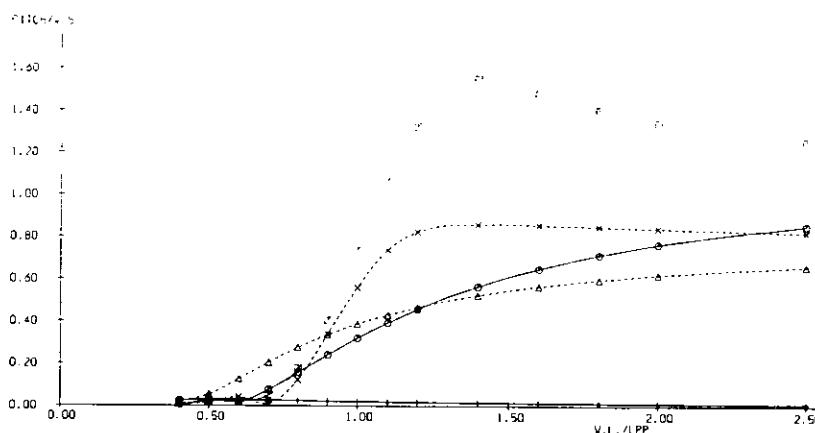


Fig. 3.2.11 Pitching Amplitudes for Various Wave Directions
 (Without Interaction)

NON-DIMENSIONAL AMPLITUDES OF MOTION IN REGULAR WAVES

SR176 CATAMARAN ($W=0.3L$)

YAWING AT CENTER OF GRAVITY

..Δ.. EA = 45.0° Fn = 0.2800
-+- EA = 90.0° Fn = 0.2800
...x.. EA = 135.0° Fn = 0.2800

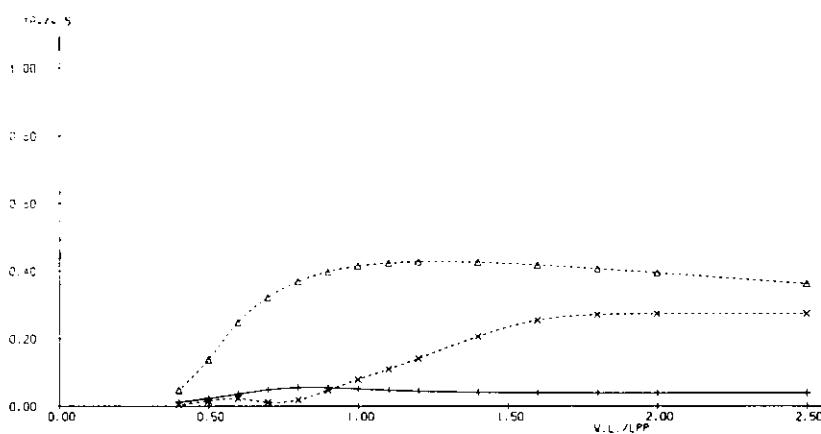


Fig. 3.2.12 Yawing Amplitudes for Various Wave Directions
(Without Interaction)

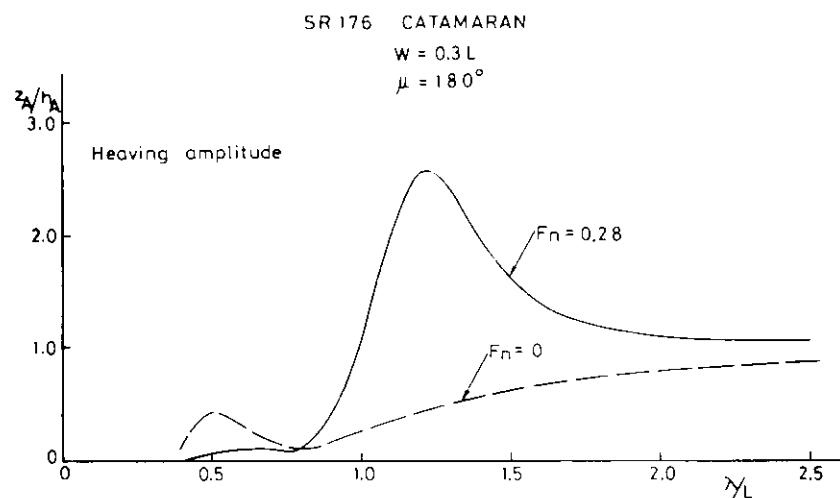


Fig. 3.2.13 Effect of Forward Speed on Heaving Amplitudes
(Without Interaction)

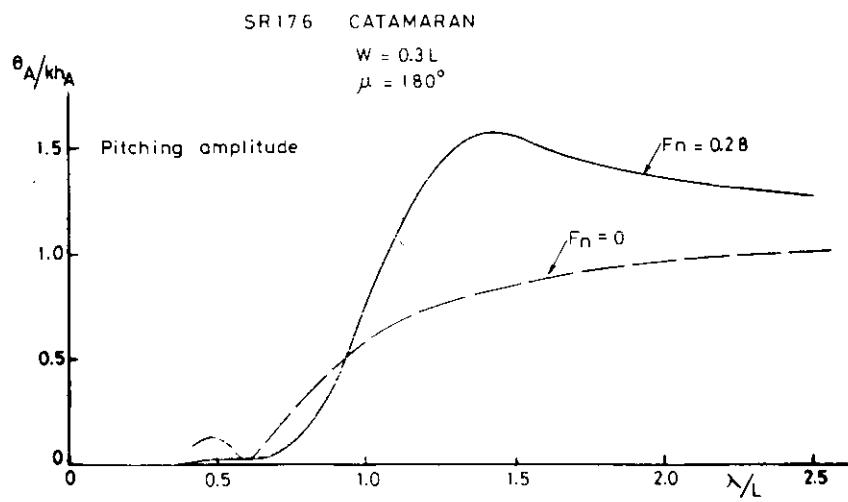


Fig. 3.2.14 Effect of Forward Speed on Pitching Amplitudes
 (without Interaction)

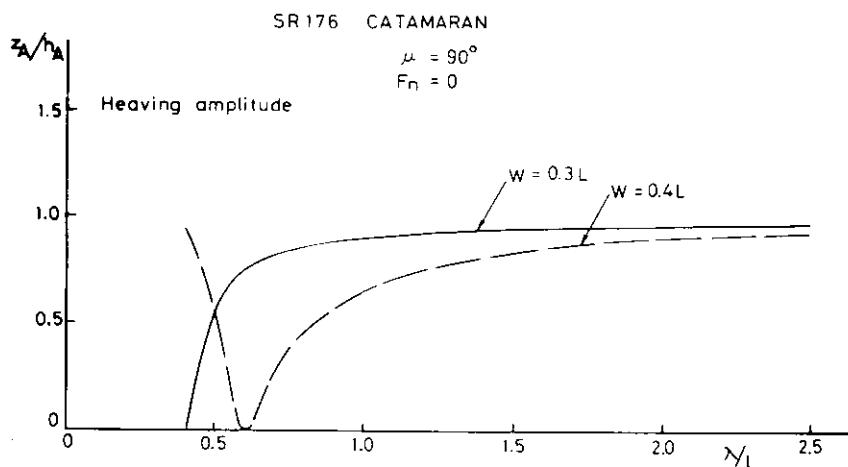


Fig. 3.2.15 Effect of Hull Separation on Heaving Amplitudes
 (without Interaction)

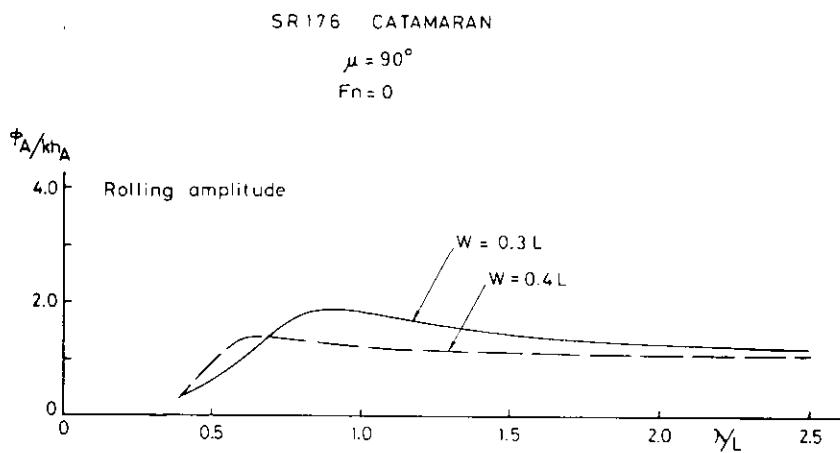


Fig. 3.2.16 Effect of Hull Separation on Roll Amplitudes
(Without Interaction)

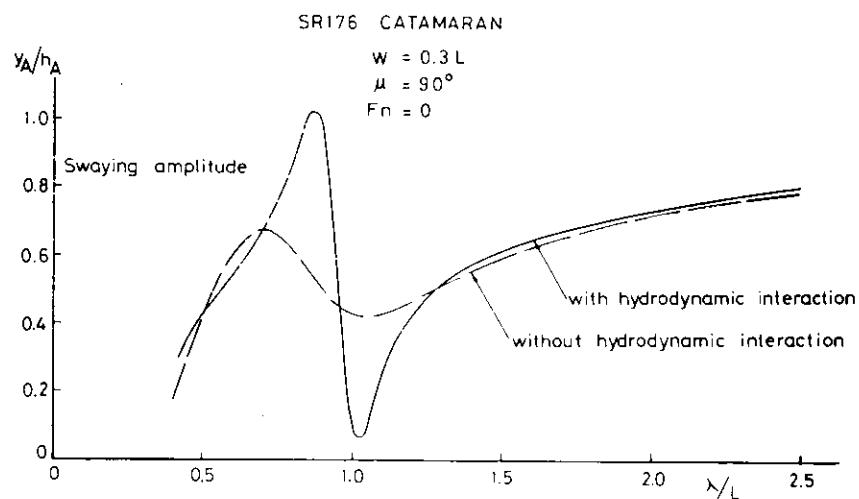


Fig. 3.2.17 Comparison of Swaying Amplitudes with and Without
Interaction

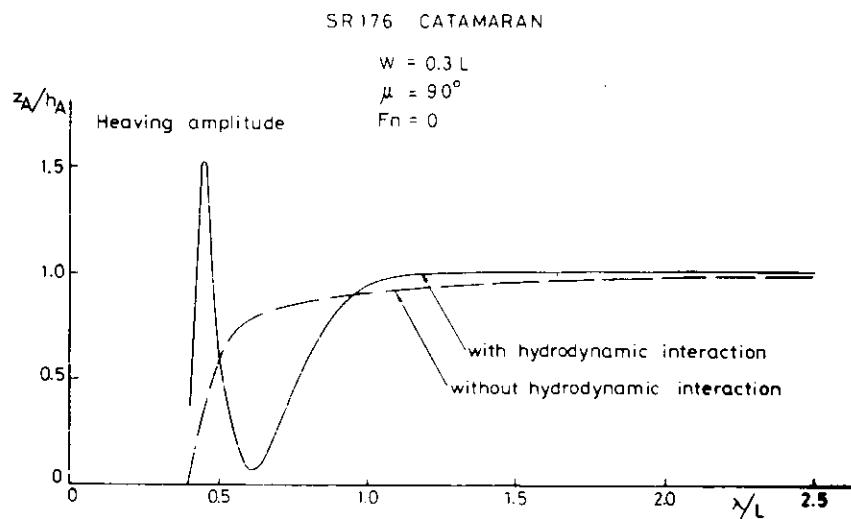


Fig. 3.2.18 Comparison of Heaving Amplitudes With and Without Interaction

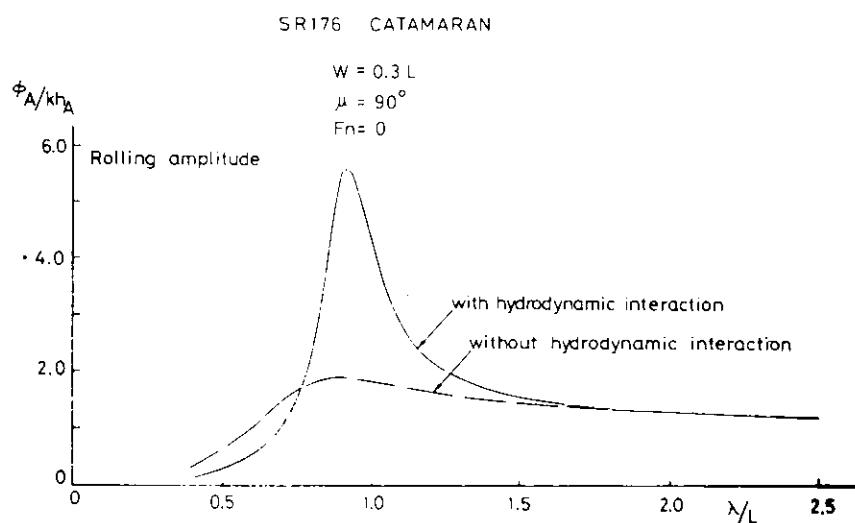


Fig. 3.2.19 Comparison of Rolling Amplitudes with and Without Interaction

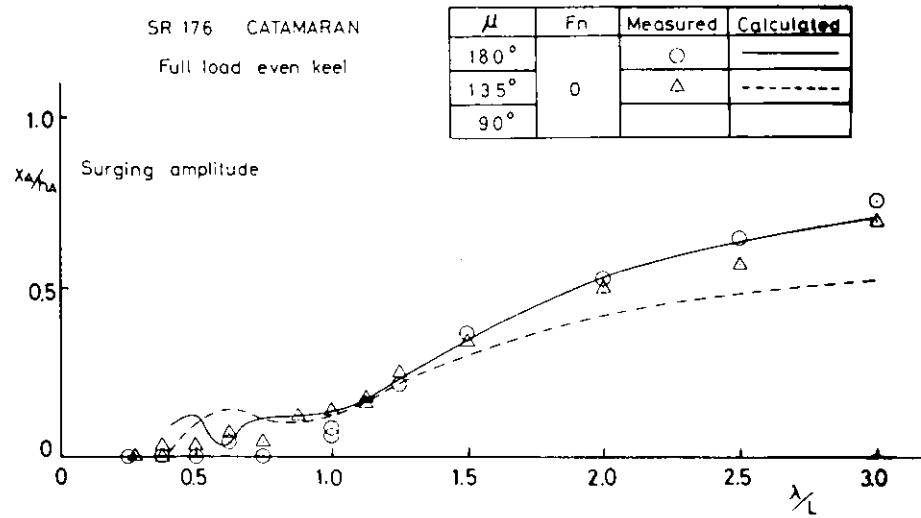


Fig. 3.3.1 Comparison of Surging Amplitudes ($F_n = 0$)

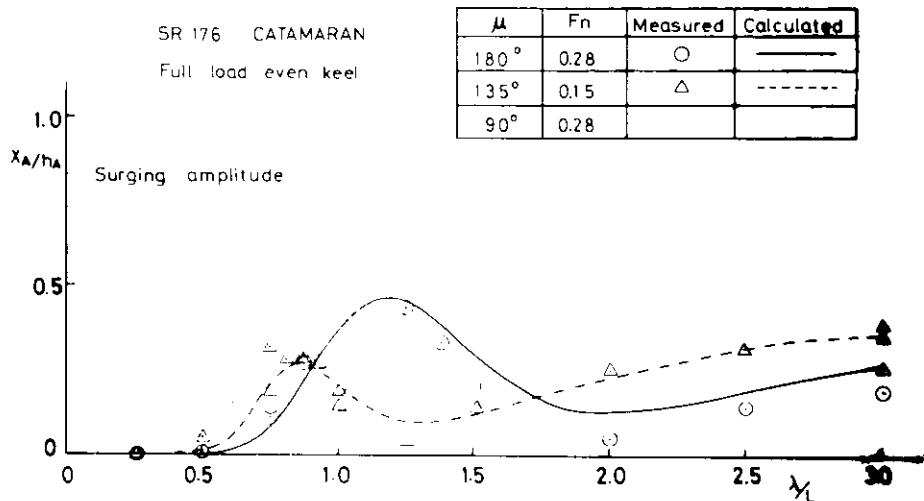


Fig. 3.3.2 Comparison of Surging Amplitudes ($F_n \neq 0$)

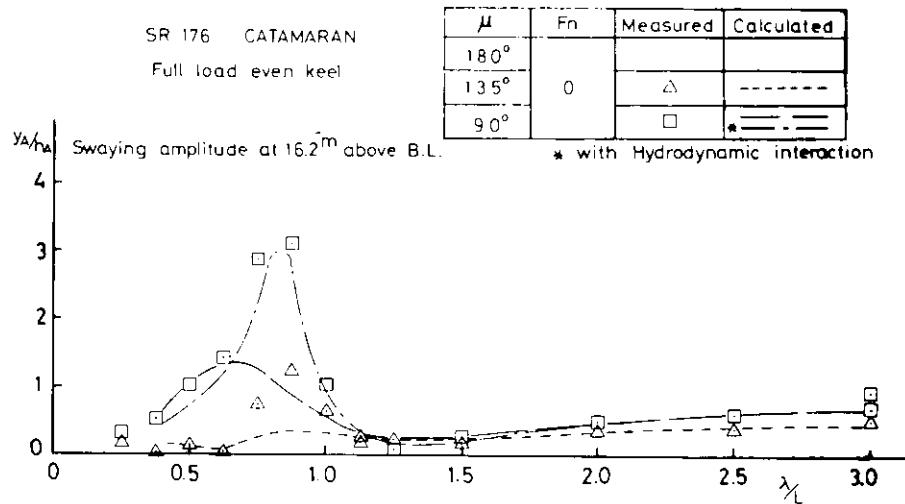


Fig. 3.3.3 Comparison of Swaying Amplitudes ($F_n = 0$)

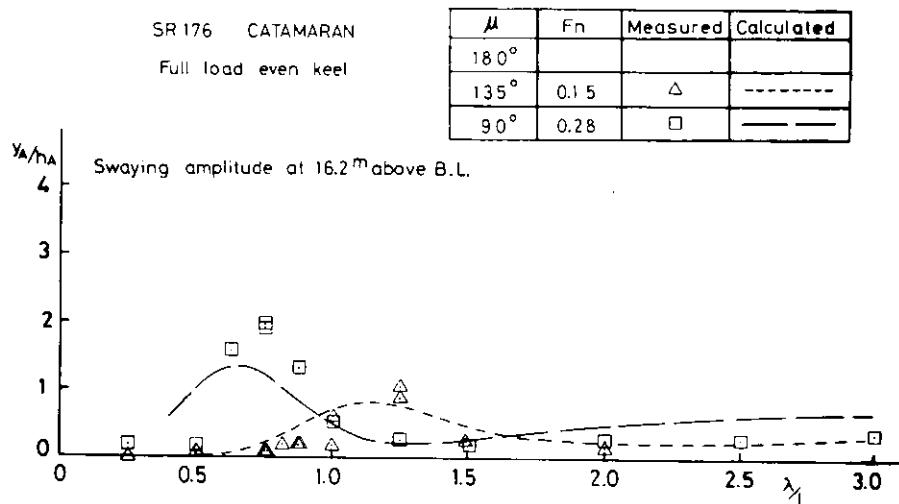


Fig. 3.3.4 Comparison of Swaying Amplitudes ($F_n \neq 0$)

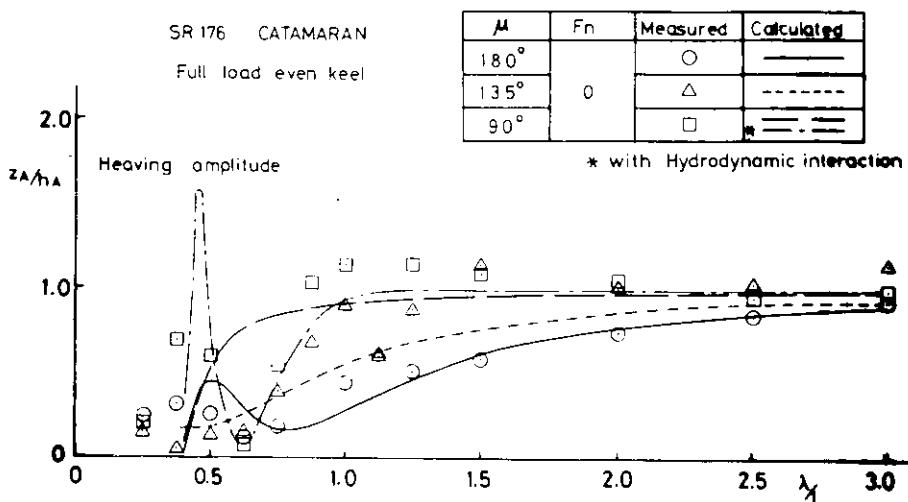


Fig. 3.3.5 Comparison of Heaving Amplitudes ($F_n = 0$)

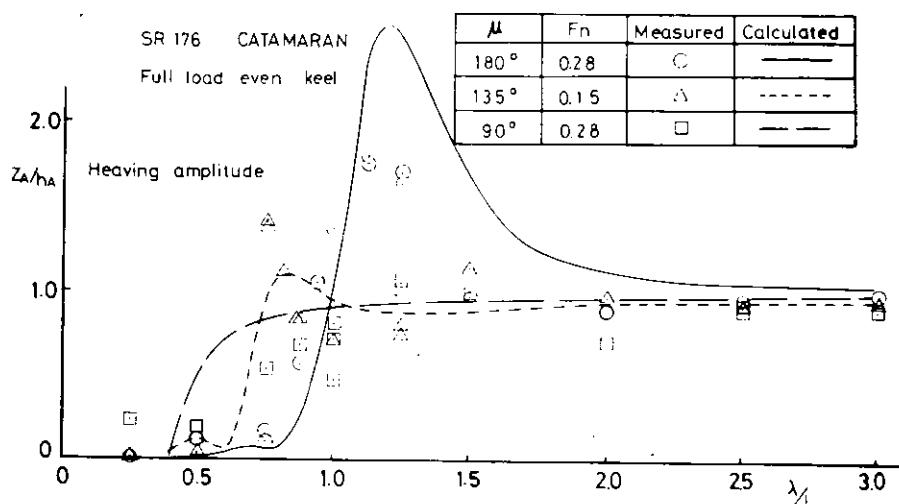


Fig. 3.3.6 Comparison of Heaving Amplitudes ($F_n \neq 0$)

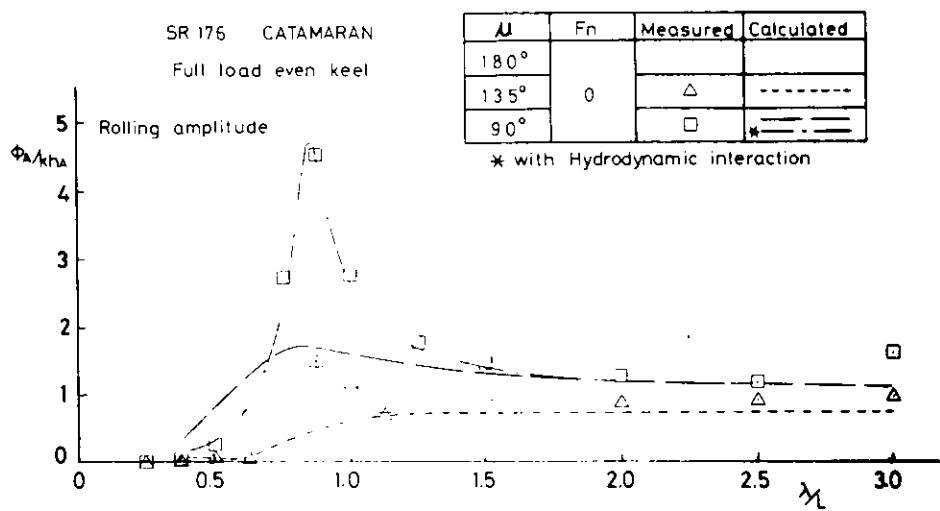


Fig. 3.3.7 Comparison of Rolling Amplitudes ($F_n = 0$)

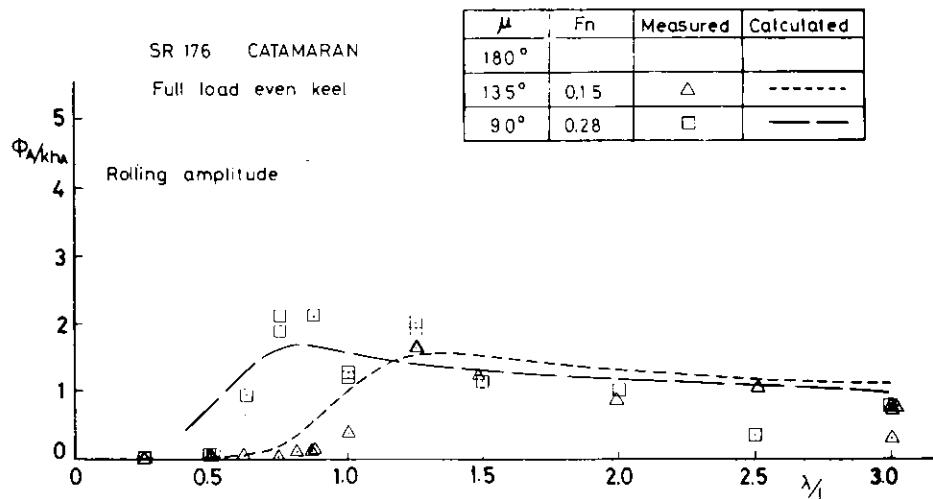


Fig. 3.3.8 Comparison of Rolling Amplitudes ($F_n \neq 0$)

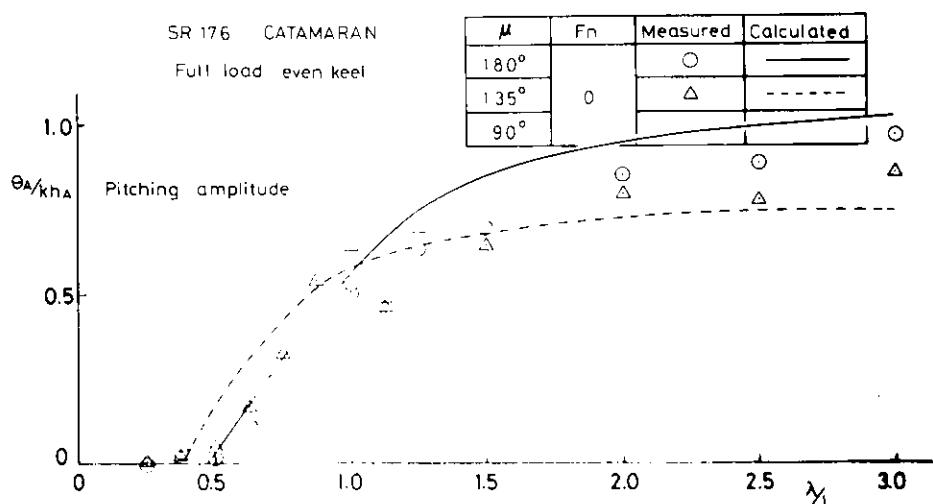


Fig. 3.3.9 Comparison of Pitching Amplitudes ($F_n = 0$)

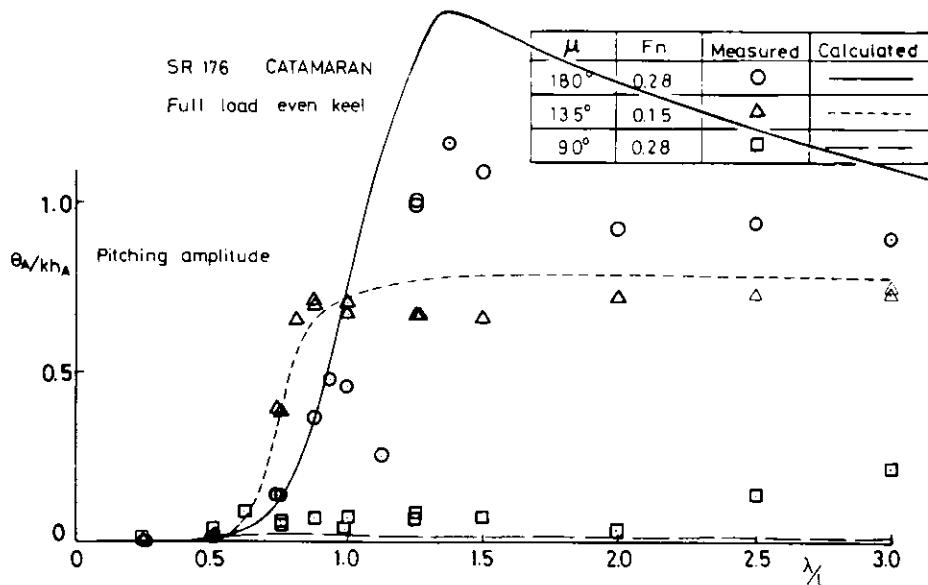


Fig. 3.3.10 Comparison of Pitching Amplitudes ($F_n \neq 0$)

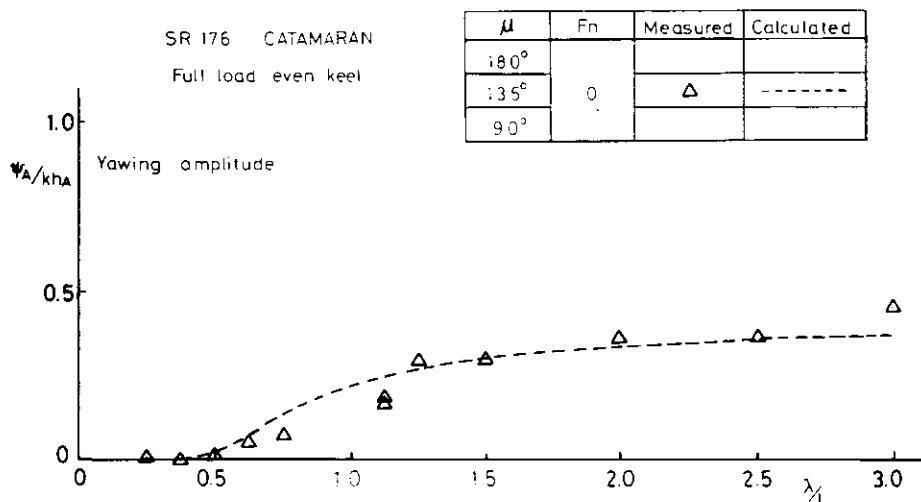


Fig. 3.3.11 Comparison of Yawing Amplitudes ($F_n = 0$)

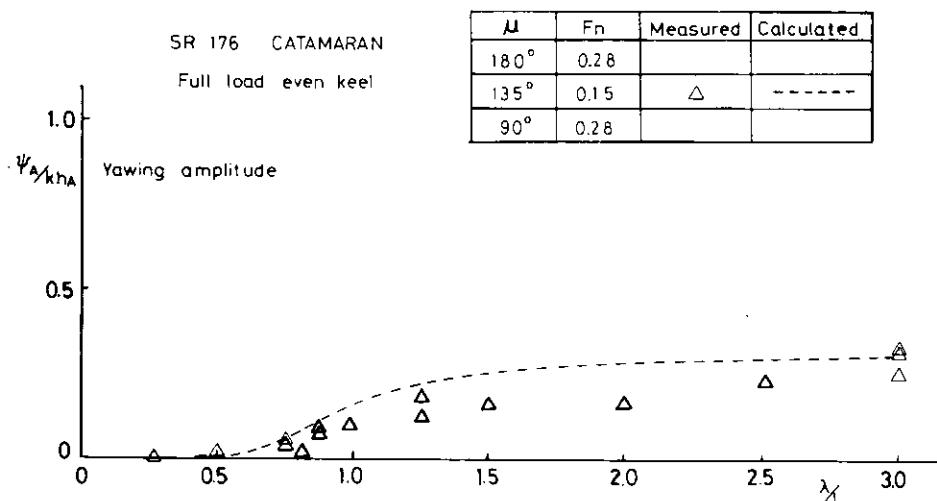


Fig. 3.3.12 Comparison of Yawing Amplitudes ($F_n \neq 0$)

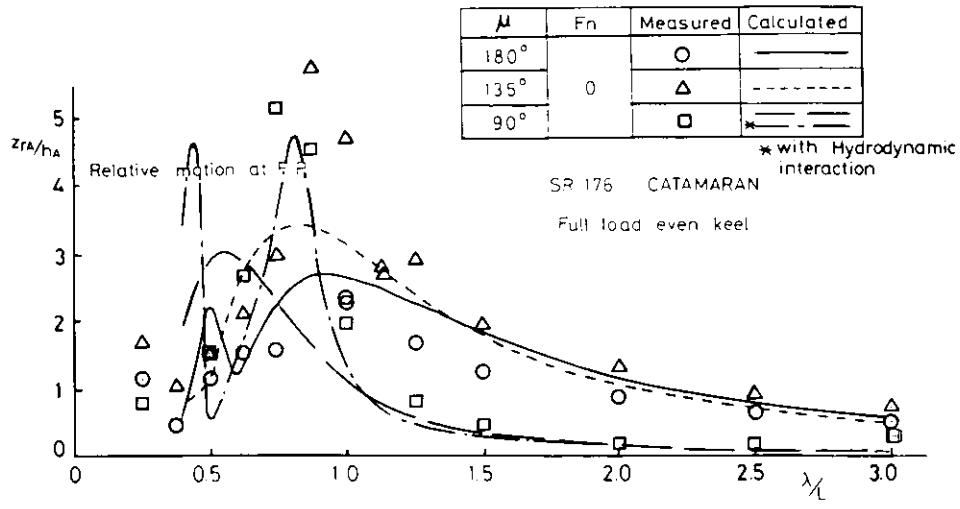


Fig. 3.3.13 Comparison of Relative Motions at FP ($F_n = 0$)

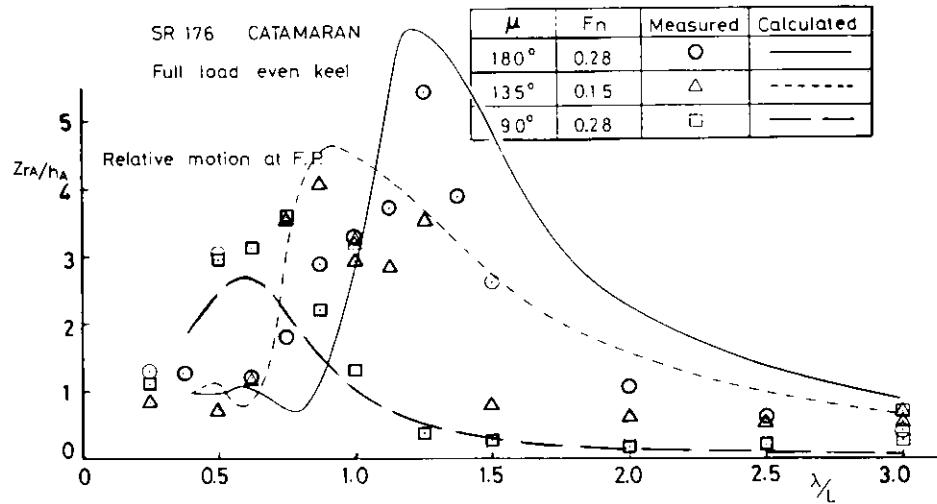


Fig. 3.3.14 Comparison of Relative Motions at FP ($F_n \neq 0$)

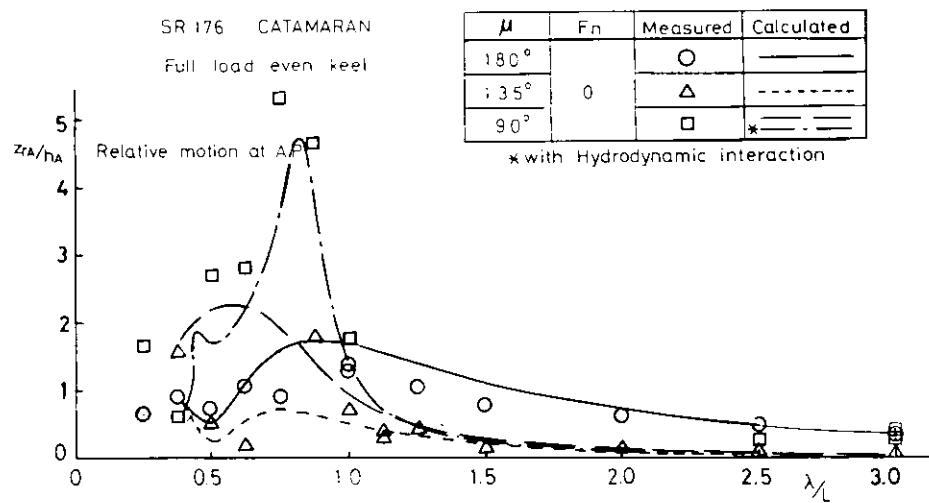


Fig. 3.3.15 Comparison of Relative Motions at AP ($F_n = 0$)

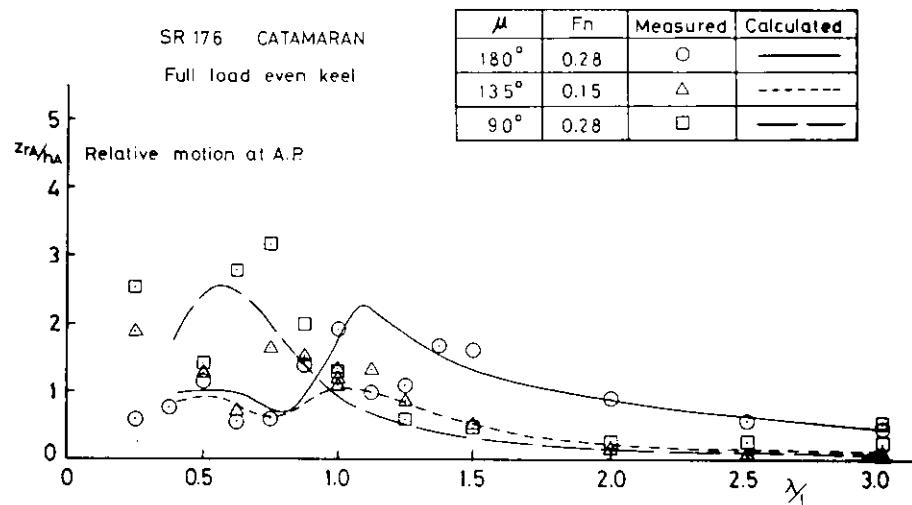


Fig. 3.3.16 Comparison of Relative Motions at AP ($F_n \neq 0$)

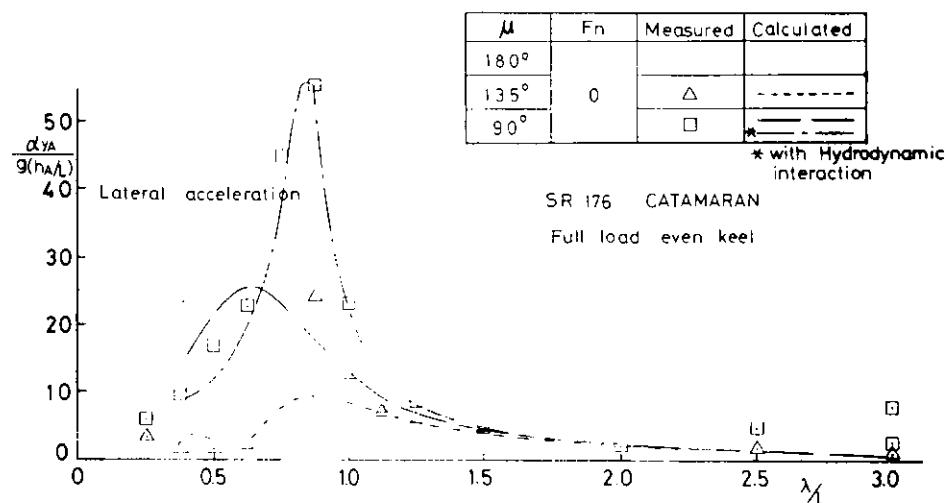


Fig. 3.3.17 Comparison of Lateral Accelerations ($F_n = 0$)

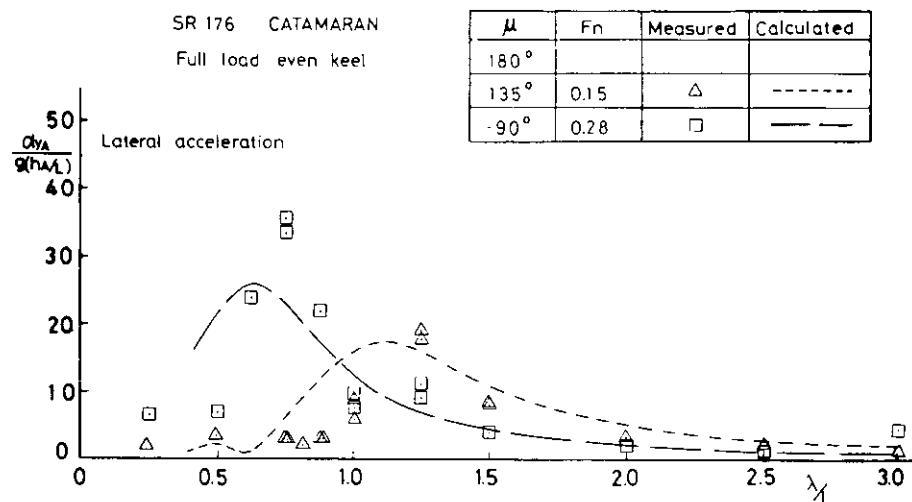


Fig. 3.3.18 Comparison of Lateral Accelerations ($F_n \neq 0$)

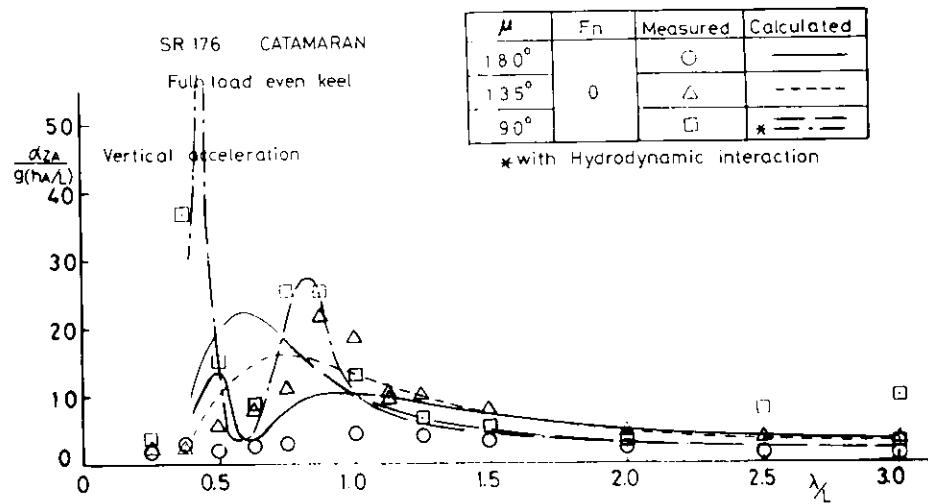


Fig. 3.3.19 Comparison of Vertical Accelerations ($F_n = 0$)

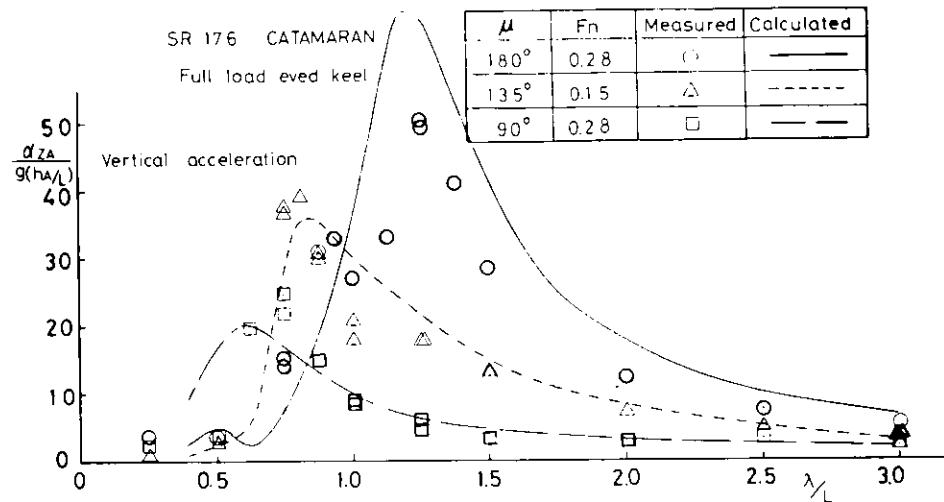


Fig. 3.3.20 Comparison of Vertical Accelerations ($F_n \neq 0$)

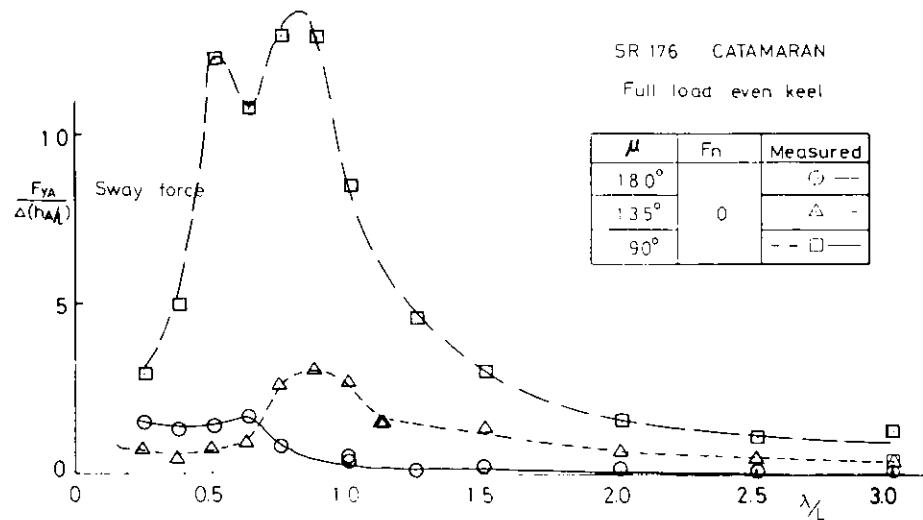


Fig. 3.3.21 Measured Values of Wave Load (Sway Force, $F_n = 0$)

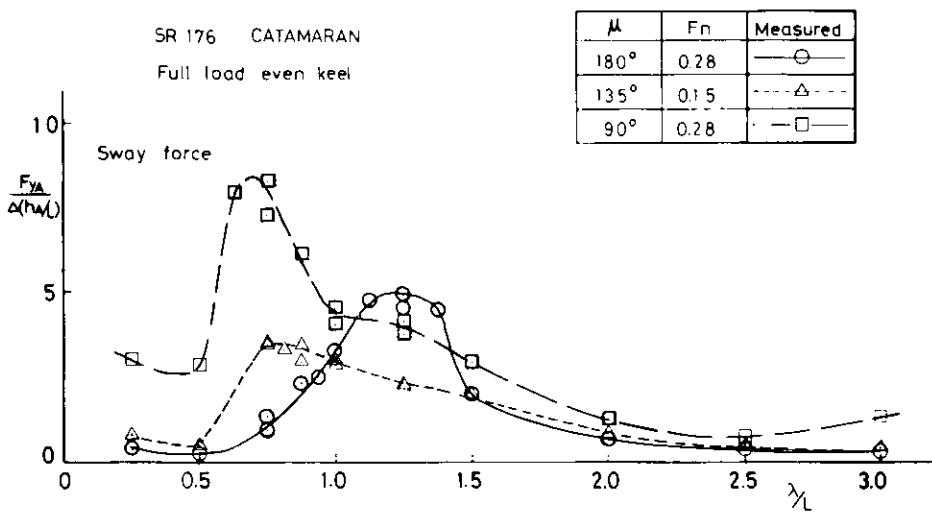


Fig. 3.3.22 Measured Values of Wave Load (Sway Force, $F_n \neq 0$)

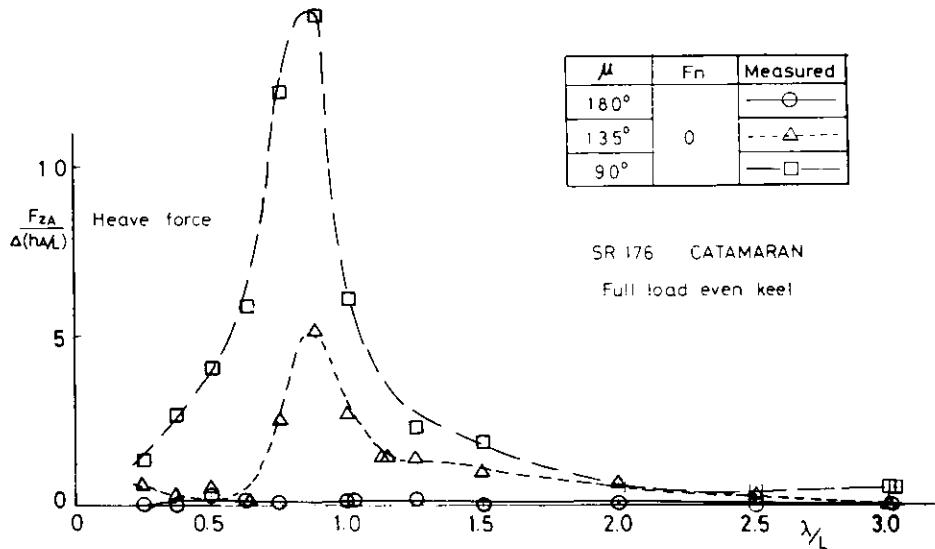


Fig. 3.3.23 Measured Values of Wave Load (Heave Force, $F_n = 0$)

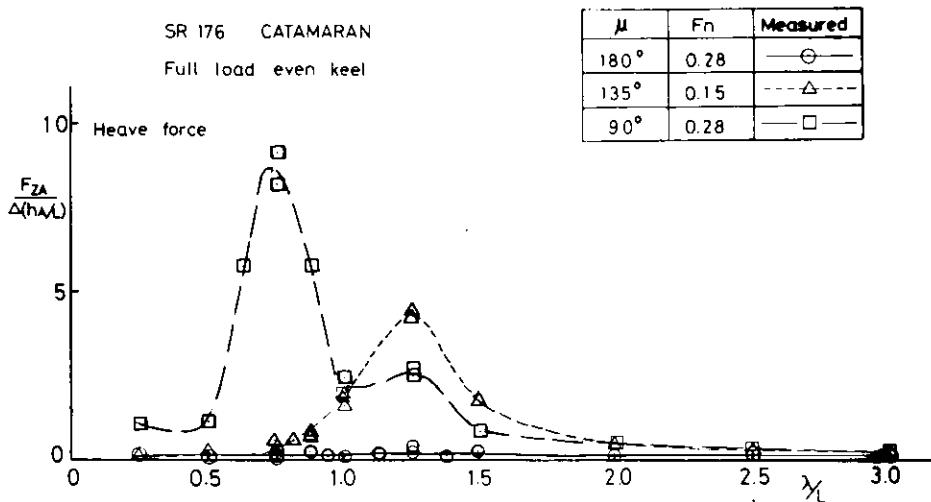
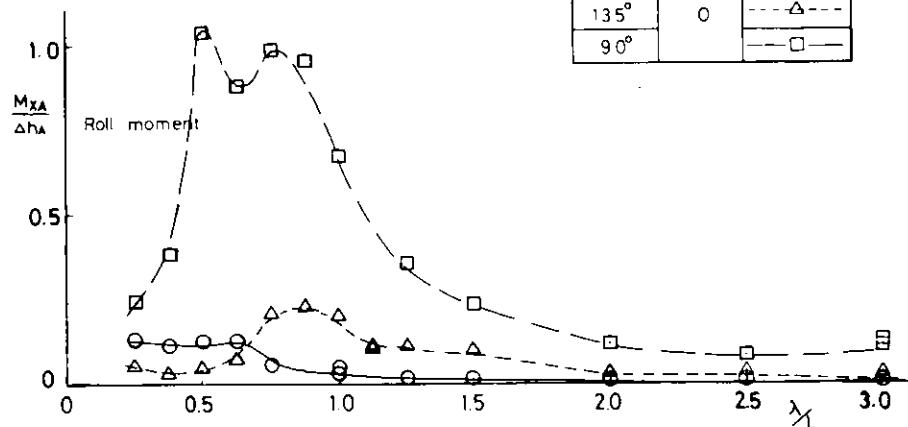


Fig. 3.3.24 Measured Values of Wave Load (Heave Force, $F_n \neq 0$)

SR 176 CATAMARAN

Full load even keel

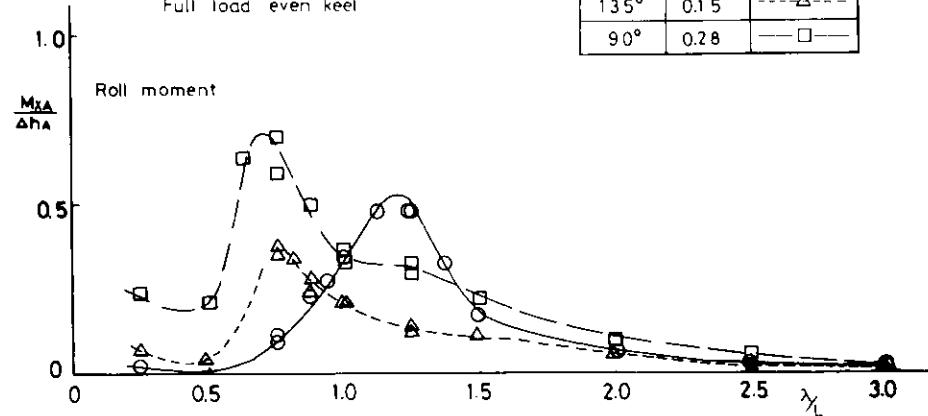
μ	F_n	Measured
180°		○
135°	0	△
90°		□

Fig. 3.3.25 Measured Values of Wave Load (Roll Moment, $F_n = 0$)

SR 176 CATAMARAN

Full load even keel

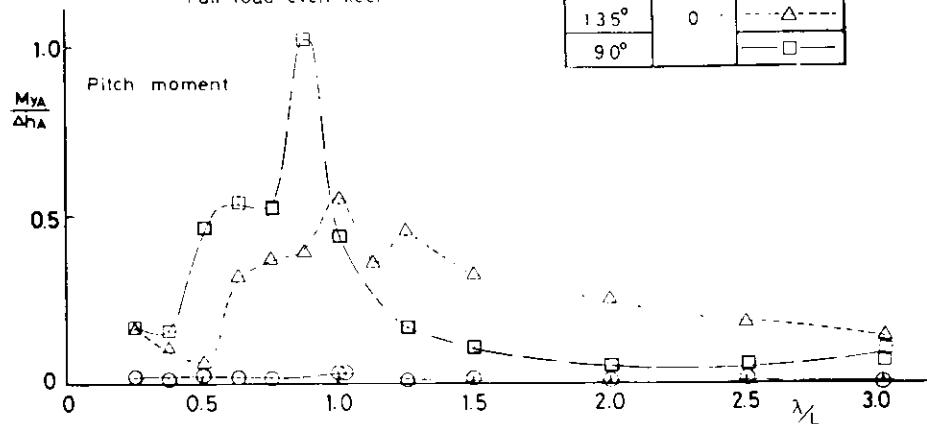
μ	F_n	Measured
180°	0.28	○
135°	0.15	△
90°	0.28	□

Fig. 3.3.26 Measured Values of Wave Load (Roll Moment, $F_n \neq 0$)

SR 176 CATAMARAN

Full load even keel

μ	F_n	Measured
180°		○
135°	0	△
90°		□

Fig. 3.3.27 Measured Values of Wave Load (Pitch Moment, $F_n = 0$)

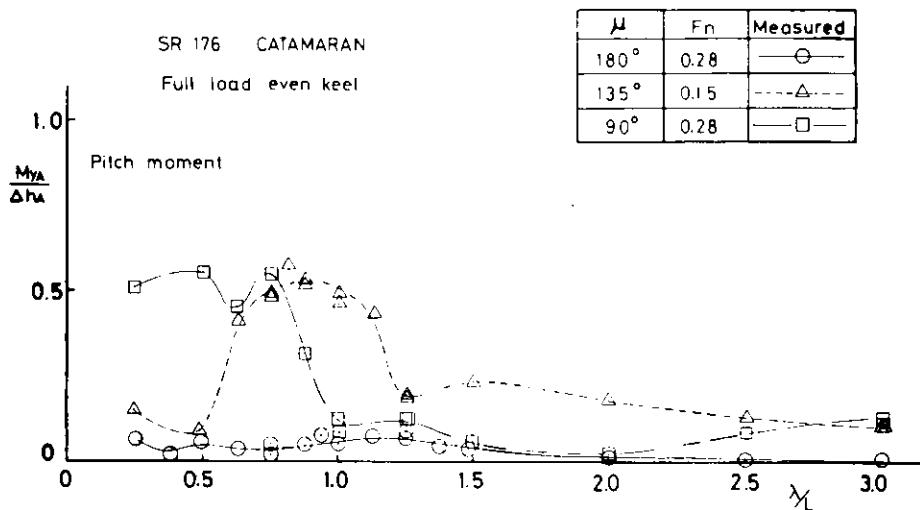


Fig. 3.3.28 Measured Values of Wave Load (Pitch Moment, $F_n \neq 0$)

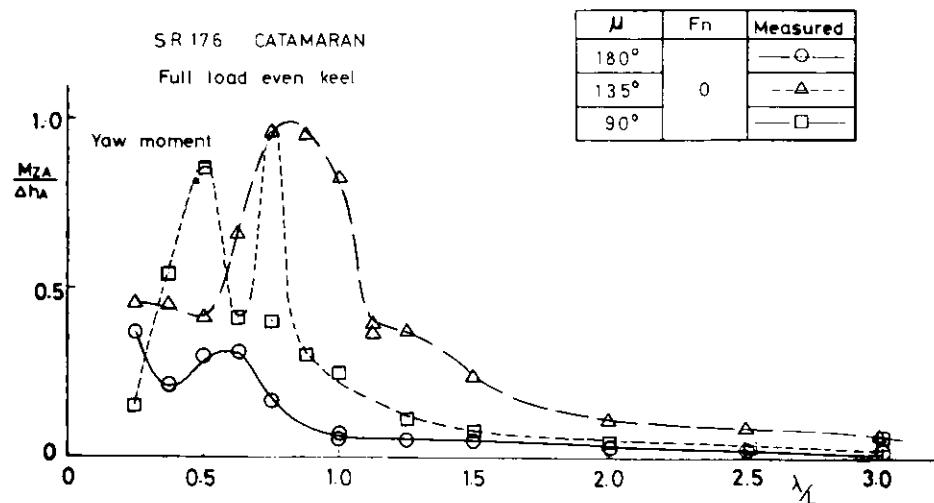


Fig. 3.3.29 Measured Values of Wave Load (Yaw Moment, $F_n = 0$)

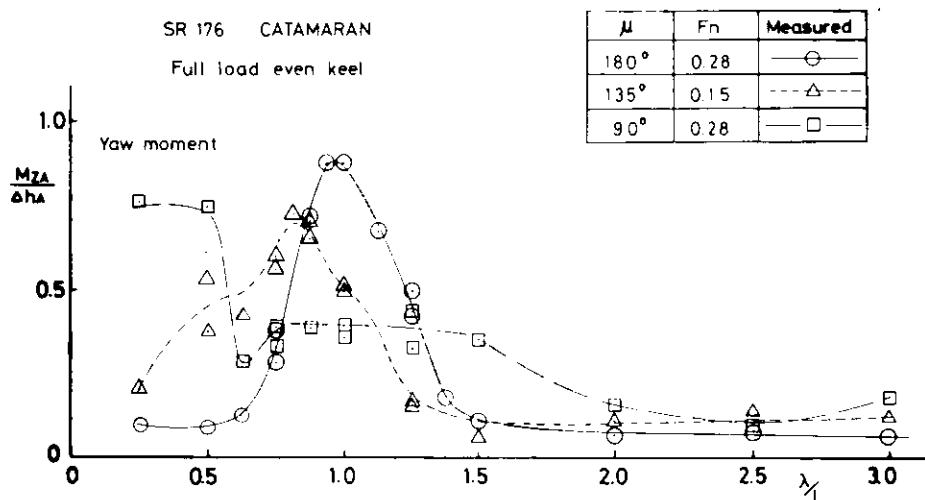


Fig. 3.3.30 Measured Values of Wave Load (Yaw Moment, $F_n \neq 0$)

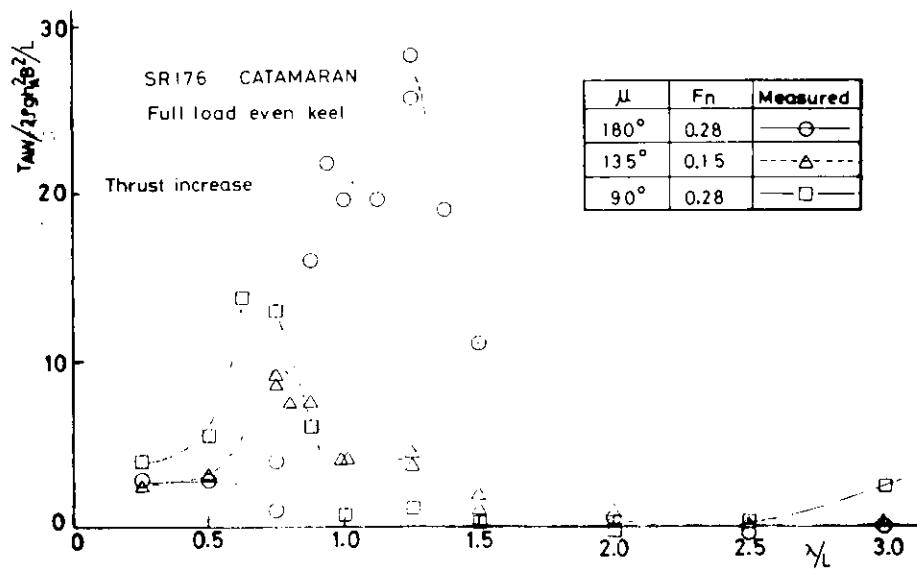


Fig. 3.3.31 Measured Values of Thrust Increase

4. 結 言

以上に述べてきたように、本年度においては 5.2 年度に設計製作した中型船の模型について静水中および波浪中の試験を行うとともに、非対称船の性能計算プログラムによる計算、静水中の試験およびその解析を行った。

双胴船型と同一の排水量、長さをもつ通常船型についての試験を行っていないので、双胴船のフィージビリティ・スタディとしては多少不完全ではあるが、2.1 に示された試験結果によれば、 W/L を 0.4 位にとれば、高速の限られた速度範囲である程度良好な推進性能を得ることができるものと思われる。また、3.の試験結果によれば、 $W/L = 0.4$ の場合は 0.3 の場合に比べて *heaving* や *rolling* も小さい。ただ、 W/L を大きくすると構造的につらくなるという問題がある。

2.1 および 2.2 の結果を比較すると、前後対称の船型は前後非対称の実用船型に比べてかなり低い抵抗値を示している。排水量長比が相当異なるので直接の比較はできないが、実用船型の抵抗の悪さは、前後の非対称性あるいは、プロペラを装備するために変ってきたフレームライン形状にあるようにも思われる。将来の双胴船の設計に関しては検討する価値があろう。

昭和 5.2 年度にたてた当初の計画によれば、大・中・小型の双胴船船型について推進性能試験、中・小型船型について運動性能試験および構造解析を行う予定であったが、最近の造船界のきびしい状況のために、研究予算の大幅な削減のやむなきに至り、5.4 年度の研究計画は大きく縮少せざるを得ない状況である。

本研究の目的は海上幹線輸送システムに適する双胴船船型のフィージビリティ・スタディと双胴船としての最適船型を求めるにあつたが、以上のような状勢のために最適船型を求めるには至らないことになる。フィージビリティ・スタディとしては、推進性能、運動性能、構造強度等の面から論じなければならないので、中型船型に関する研究の中で手をつけられなかった操縦性能試験と構造強度解析は是非とも行う必要があり、5.4 年度の研究としてはこの 2 項目のみを取り上げる予定である。大、小の船型についての各種試験研究は別の機会に取上げられることを希望する。