

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 55 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、最終年度である本年度は双胴船船型の操縦性能試験、構造基本図の作成と強度計算及び波浪荷重推定法の解析を行った。

はしがき

本報告書は、日本船舶振興会の昭和54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船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） 萩野繁之（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）
	久田 靖二（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（昭和海運）
	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） 成田秀明（日本钢管）
	清水 和幸（日本钢管） 三浦富雄（かもめプロベラ）
	伊藤 哲（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）
	清水 和幸（日本钢管） 吉野 信治（三井造船）

目 次

1. 緒 言	1
2. 双胴船船型の操縦性能試験	2
2.1 研究の目的	2
2.2 供試模型船及び試験状態	2
2.3 試験内容	3
2.4 試験結果	3
2.5 結 論	5
3. 双胴船船型の波浪荷重と構造強度の検討	16
3.1 試設計の概要及び構造基本図の作成	16
3.1.1 要求性能	16
3.1.2 主要目及び一般配置	16
3.1.3 構造基本図	17
3.1.4 荷役装置	17
3.2 波浪荷重の推定	27
3.3 構造強度計算	33
3.3.1 静的強度及び動的強度	33
3.3.2 連結部強度	33
4. 双胴船船型の耐航性能試験 ($W = 0.4 L$)	61
4.1 研究の目的	61
4.2 供試模型船及び試験状態	61
4.3 試験種類及び試験範囲	61
4.4 試験結果	61
4.5 考 察	62
5. 結 言	70
5.1 推進性能上の比較	70
5.2 運動性能の比較	75
5.3 一般配置上及び構造上の比較	75
5.4 総合評価	76
参考文献	76

1. 緒 言

本研究は昭和52年度よりの3ヶ年計画で行われてきた研究であり、本報告書は最終年度である54年度に行われた研究の結果をまとめたものである。昭和52年度にたてた当初計画によれば、大、中、小型の双胴船について推進性能試験、中・小型船について運動性能試験及び構造解析を行い、海上幹線輸送システムに適する双胴船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予定であったが、最近の造船界のきびしい状勢のために、研究予算の大幅な削減のやむなきに至り、54年度の研究計画は大きく縮小せざるを得なくなり、中型船についての研究だけを続行し、大・小型船についての研究を断念した。したがって、フィージビリティ・スタディとしては当初の計画が遂行できたが、最適船型を実験的に求めるには至らなかった。

昭和54年度として行った調査・研究は双胴模型船の操縦性能試験、波浪荷重と構造強度の検討である。以下に、章を別けて各項目の調査・研究の詳細について述べる。

2. 双胴船船型の操縦性能試験

2.1 研究の目的

今回の研究に用いられている中型双胴船船型は昭和52年度に船型計画が行われ、¹⁾ 昭和53年度に平水中抵抗自航試験および規則波中自航試験²⁾ が行われている。本年度はこの種の双胴船の操縦性能に関する定性的、定量的な知見を得るとともに、在来の单胴船の性能との操縦性能に関する相対的比較資料を得るために、中型双胴船模型による操縦性能試験が計画された。本研究の主目的は自航模型による旋回試験、変形乙試験を実施して双胴船の操縦性能を調査するとともに、双胴間隔を基準の間隔W=0.3L（W：双胴船の全幅）より拡げた場合（W=0.4L）に対しても同様の試験を一部につき実施し、双胴間隔の操縦性能に及ぼす影響についても調査することにおかれている。

水槽試験は三菱重工業（株）長崎研究所耐航性能水槽において実施した。

2.2 供試模型船及び試験状態

供試模型船は前年度に中型双胴船型（対称船型）として水槽試験に供された1/22.2縮尺、L=4.5mの木製模型である。また、プロペラ、舵も上記船型に対して設計された相似模型を用いた。舵はハンギング舵で、その舵面積比は1/60.0である。供試模型船、プロペラ及び舵の要目をTable 2.1～2.3に示す。線図及びプロペラ、舵の形状図等の詳細については参考文献1)を参照されたい。

試験状態はFull Load even Keelとした。また、双胴船としての全幅W=0.3Lを基準状態としたが、双胴間隔を拡げてW=0.4Lとした状態についても一部試験を実施した。

プロペラ回転方向は左右舷とも外向きである。

Table 2.1 船体の主要目

SR 176 CATAMARAN (W=0.3L)			
Load condition		Full load	
		Model	Full scale
Scale ratio			1 / S = 1 / 22.2222
Length	Lpp	4,500 mm	100.00 m
Breadth	B	450 mm	10.00 m
Whole breadth	W	1,350 mm	30.00 m
Draft	d	270.0 mm	6.00 m
Trim	t/Lpp	0.0	0.0
Displacement	Δ_a	635.5 kg	7,120.0 ton
Center of gravity	XG OG	-62.1 mm -157.5 mm	-1.381 m -3.500 m

Table 2.2 プロペラの主要目

		Model	Full scale
Diameter	D _p	180.00 mm	4.000 m
Pitch	P	163.4 mm	3.631 m
Pitch ratio	P / D _p	0.9080	
Exp. area ratio	A _e / A _d	0.7180	
Boss ratio	d / D _p	0.180	
Thick chord ratio t/c) ^{0.7R}		0.0500	
Number of blades	Z	4	

Table 2.3 舵の主要目

	Model	Full scale
Rudder type	Hanging rudder	
Height	202.5 mm	4.500 m
Mean chord	128.3 mm	2.850 m
Rudder area ratio		1 / 600
Balance ratio		0.300
Thick chord ratio		0.200
Aspect ratio		1.578

2.3 試験内容

試験は自航模型による旋回試験および変形Z試験を実施した。前者は双胴船の定常特性を把握することを、後者は動特性を把握することを主目的に行ったものである。なお、座標系及び記号等はFig. 2.1の通りである。

船速は各試験点とも実験技術上の点等も考慮に入れ、 $F_n = 0.15$ ($U = 0.996 \text{ m/sec}$ 、実船対応 9.13 kn)とした。さらに双胴間隔が基準状態 ($W = 0.3 L$) の場合においては片舷プロペラ停止による旋回試験も実施した。

2.4 試験結果

2.4.1 旋回試験結果

供試双胴船の旋回試験結果をTable 2.5およびFig. 2.2～10に示す。Fig. 2.2は定常旋回角度 r' ($= l_{pp}/R$, R :定常旋回半径)～ δ 図である。これから本双胴船の方向安定性は良好であり、また双胴間隔の相違による旋回特性上の有意な差は認められないことが分る。点線で示したのはマリナー型高速貨物船の旋回試験結果³⁾であり、操縦性の良好な単胴船の一例として比較のため示したものである。本双胴船はマリナー船型に比べ旋回力が小さ目であるが、基本的には肥大船の場合に見られるような方向不安定の問題は全く見られないことが分る。また、通常の単胴一軸船では程度の差はあるものの旋回特性に非対称性が認められる。このような傾向はここに示したマリナー船型においても見られるが、本双胴船の場合には、ほとんど認められない。これは船型、プロペラ、舵、さらにプロペラ回転方向が左右対称であることによるものと考えられる。

Fig. 2.3は定常旋回時の舵直圧力 $F'_N \text{ sty} = F_N / \frac{\rho}{2} \cdot L_{pp} \cdot d \cdot U_{sty}^2$ を示す。

これを見ると、旋回時内側となる Demi-Hull の舵に発生する直圧力は外側の Demi-Hull におけるそれよりも小さくなることが分る。これは旋回時内側となる舵への流れが外側の Demi-Hull の存在によって攪乱され、舵への流入流速が減少し、これに基づいて舵力が低下するためと考えられる。

Fig. 2.4は旋回時の船速低下を示したものである。

次に、大舵角 $\delta = \pm 35^\circ$ の旋回試験について旋回圈等を求めた結果を Table 2.5に示すが、本双胴船の場合 $W = 0.3 L$ 、 $0.4 L$ 共通常の船型单胴船とほぼ同程度の旋回圈を持つものと考えられる。また、Fig. 2.5, 6 は旋回試験時の航跡図の一部を示したものである。

なお、双胴間隔が基準状態である $W = 0.3 L$ の場合については片舷プロペラ停止による旋回試験を実施したが、その結果得られた定常旋回角速度 $r' \text{ sty}$ は以下の通りである。

Table 2.4 試験の種類

$W = 0.3 L_{pp}$

○ Turning test

Rudder angle δ (deg)	± 35	± 20	± 15	± 10	± 5	0
--------------------------------	----------	----------	----------	----------	---------	---

○ Modified zig-zag manoeuvre test

Rudder angle δ (deg)	Switching angle ψ_s (deg)	Mean yaw rate $\bar{r}'_m = \bar{r}_m L_{pp} / U_0$
± 20		0.183
± 15	5	
± 10		0.0680
± 5		

$W = 0.4 L_{pp}$

○ Turning test

Rudder angle δ (deg)	± 35	± 20	± 10	0
--------------------------------	----------	----------	----------	---

○ Modified zig-zag manoeuvre test

Rudder angle δ (deg)	Switching angle ψ_s (deg)	Mean yaw rate $\bar{r}'_m = \bar{r}_m L_{pp} / U_0$
± 20		0.184
± 5	5	0.0682

$$\text{右舷プロペラ停止時} \quad r'_{\text{st}} = 0.103$$

$$\text{左舷プロペラ停止時} \quad r'_{\text{st}} = -0.101$$

前述の $r' \sim \delta$ 特性より判断して各々 $\delta = \pm 5^\circ$ 程度の操舵に相当する旋回航跡が得られたものと考えられる。

最後に、旋回試験の計測波形の一部を Fig. 2.7 ~ 10 に示す。これらの図における旋回角速度 r' の計測波形を見ると、本双胴船の旋回運動は $W = 0.3 L$ 、 $0.4 L$ 共、1階線形運動方程式に表わされるシステムのステップ応答に近いものであることが分る。

2.4.2 変形Z試験結果

供試双胴船に対して行った変形Z試験の結果を Table 2.6 および Fig. 2.11 ~ 15 に示す。今回の試験の解析においては旋回試験結果から見て線形性の仮定をおいて差支えないと判断の上、以下の線形一次系近似の運動方程式を採用することとした。

$$Tr' + r = K(\delta_c + \delta)$$

ここで、 δ_c は定常項である。解析結果を Table 2.6 および Fig. 2.11 に示す。この結果を見ても双胴間隔 $W = 0.3 L$ と $0.4 L$ とで有意な差は認められず、旋回試験結果と同様双胴間隔の操縦性能へ及ぼす影響は小さいことが分る。

また、 $1/K'$ はマリナー船型と比べ多少高目の値であり旋回力に幾分劣る結果となっている。これは前述の旋回試験結果とも対応する。一方 $1/T'$ もまたマリナー船型より幾分高目の値となっており操舵追従性においてはマリナー船型より多少優っていることが分る。その結果、相対的な舵力の強さを表わす K'/T' の値はマリナー船型よりも多少小さくなっている。しかしこの傾向は運動が強くなるに従って小さくなっている $r'm = 0.2$ ではマリナー船型の結果とほぼ同程度の K' 、 T' 値となることが分る。

最後に $\delta = +20^\circ \sim \psi_s = 5^\circ$ 、 $\delta = +5^\circ \sim \psi_s = 5^\circ$ における計測波形を Fig. 2.12 ~ 15 に示す。これらの図における旋回角速度 r' の波形からも本双胴船は線形性の強い船であるものと判断される。

2.5 結論

中型双胴船船型について自航模型による操縦性能試験を実施した結果、次のような結論が得られた。

- (1) 旋回試験の結果、本双胴船は、良好な操縦性を有する单胴船の一例として比較のため示したマリナー型と比べ旋回力において幾分小さ目の結果とはなっているものの、肥大船に見られるような方向不安定の問題は全く見られず、方向安定性は良好である。また双胴間隔の影響による旋回特性上の有意な差は認められない。さらに通常の单胴船に比較すると左右操舵による非対称性も非常に小さい。
- (2) 大舵角 ($\delta = \pm 35^\circ$) 時の旋回圏は通常の瘦型单胴船の結果とほぼ同程度である。また、旋回性能における双胴間隔の影響も見られない。
- (3) 双胴間隔が基準状態 ($W = 0.3 L$) の場合、片舷プロペラ停止による旋回試験の結果、左右いずれのプロペラを停止した場合でも $\delta = \pm 5^\circ$ 程度の操舵に相当する旋回航跡が得られた。
- (4) 変形Z試験の結果、マリナー型船型に比べ、運動が小さい領域における旋回力は小さ目であるが、操舵追従性は優るという結果が得られた。またこれは旋回試験の結果とも対応する。
- (5) 今回の試験結果から判断すると双胴船の操縦性能はマリナー型船型で代表されるような瘦型单胴船と大差なく、操船、操縦性能上問題となるような点は見当たらない。また、双胴間隔の操縦性能に及ぼす影響もほとんど認められない。

Table 2.5 旋回試験結果

W/L_{PP}	Rudder angle (deg)	Non-dimensional rate of turn L_{PP}/R	Advance D_A/m	D_A/L_{PP}	Transfer T_R/m	T_R/L_{PP}	Tactical diameter D_T/m	D_T/L_{PP}
0.3	+3.5	0.545	13.90	3.089	7.90	1.756	17.83	3.962
	-3.5	0.520	14.17	3.149	7.98	1.773	18.68	4.151
0.4	+3.5	0.526	14.62	3.249	7.85	1.744	18.29	4.064
	-3.5	0.515	14.47	3.216	7.95	1.767	18.75	4.167

Table 2.6 変形Z試験結果

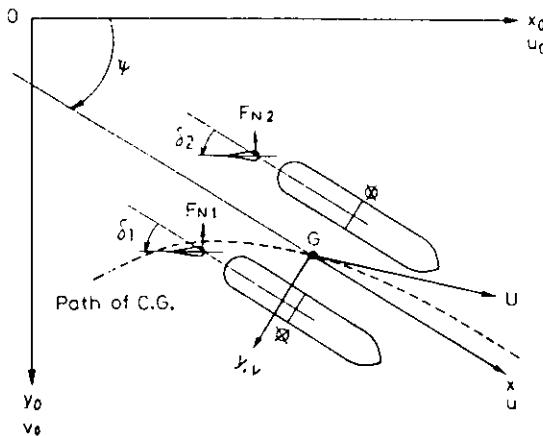
 $W = 0.3 L_{PP}$

Rudder angle δ (deg)	Switching angle ψ_s (deg)	Mean yaw rate $\bar{\tau}_m = \bar{\tau}_m L_{PP} / U_0$	τ'/K'	τ'/τ'	K'/τ'	δ_c (deg)
+20	5	0.183	1.175	1.500	1.277	0.289
-20		0.182	1.165	1.549	1.330	0.370
+15		0.145	1.079	1.335	1.237	0.334
-15		0.146	1.087	1.322	1.216	0.515
+10		0.112	0.925	1.133	1.225	0.291
-10		0.113	0.928	1.090	1.174	0.470
+5		0.0684	0.773	0.766	0.992	0.494
-5		0.0680	0.773	0.752	0.973	0.498

 $W = 0.4 L_{PP}$

+20	5	0.178	1.166	1.401	1.201	0.106
-20		0.184	1.141	1.424	1.248	0.306
+5		0.0682	0.735	0.733	0.997	0.457
-5		0.0685	0.774	0.779	1.006	0.448

$$K' = K \frac{L_{PP}}{U_0}, \quad \tau' = \tau \frac{U_0}{L_{PP}}$$



$0-x_0, y_0, z_0$: Space-fixed axes of coordinates (z_0 vertically downwards)

$G-x, y, z$: Body-fixed axes of coordinates (z vertically downwards through G)

U (m/sec) : Advance speed

u, v (m/sec) : Components of U in the direction of x - and y -axis

r (deg/sec) : Rate of turn

ψ (deg) : Heading angle

F_N (kg) : Rudder normal force

Fig. 2.1 座標系及び記号

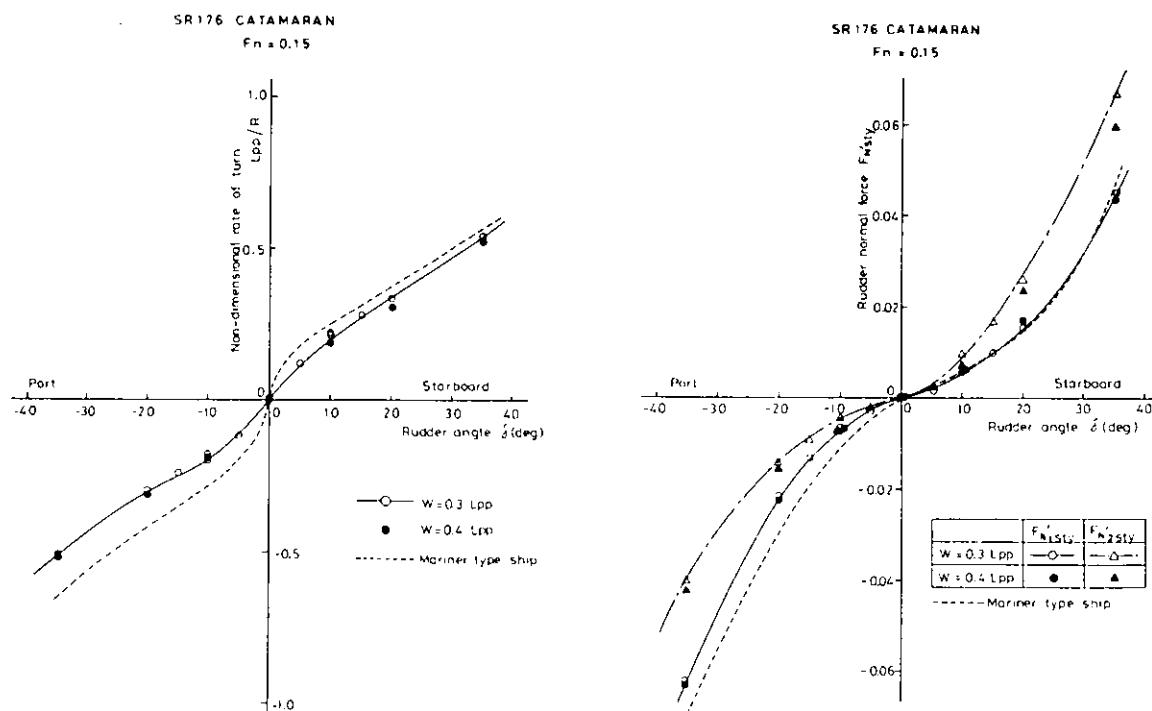


Fig. 2.2 旋回試験結果

Fig. 2.3 旋回試験結果

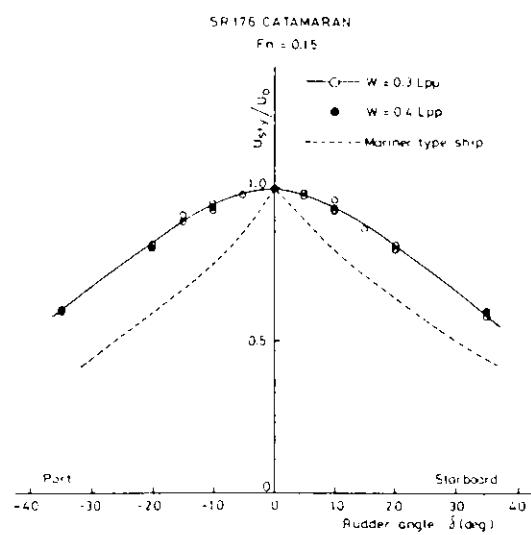


Fig. 2.4 旋回試験結果

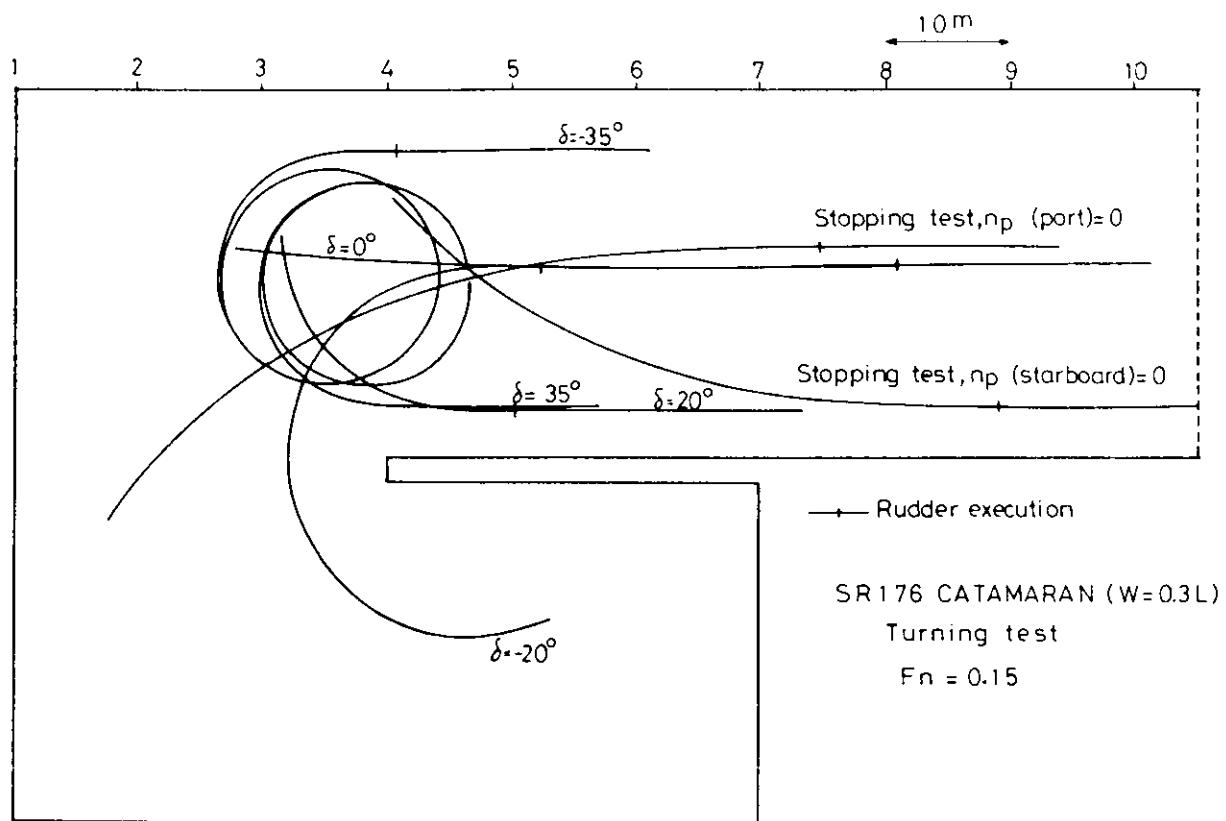


Fig. 2.5 旋回試験結果(航跡図)

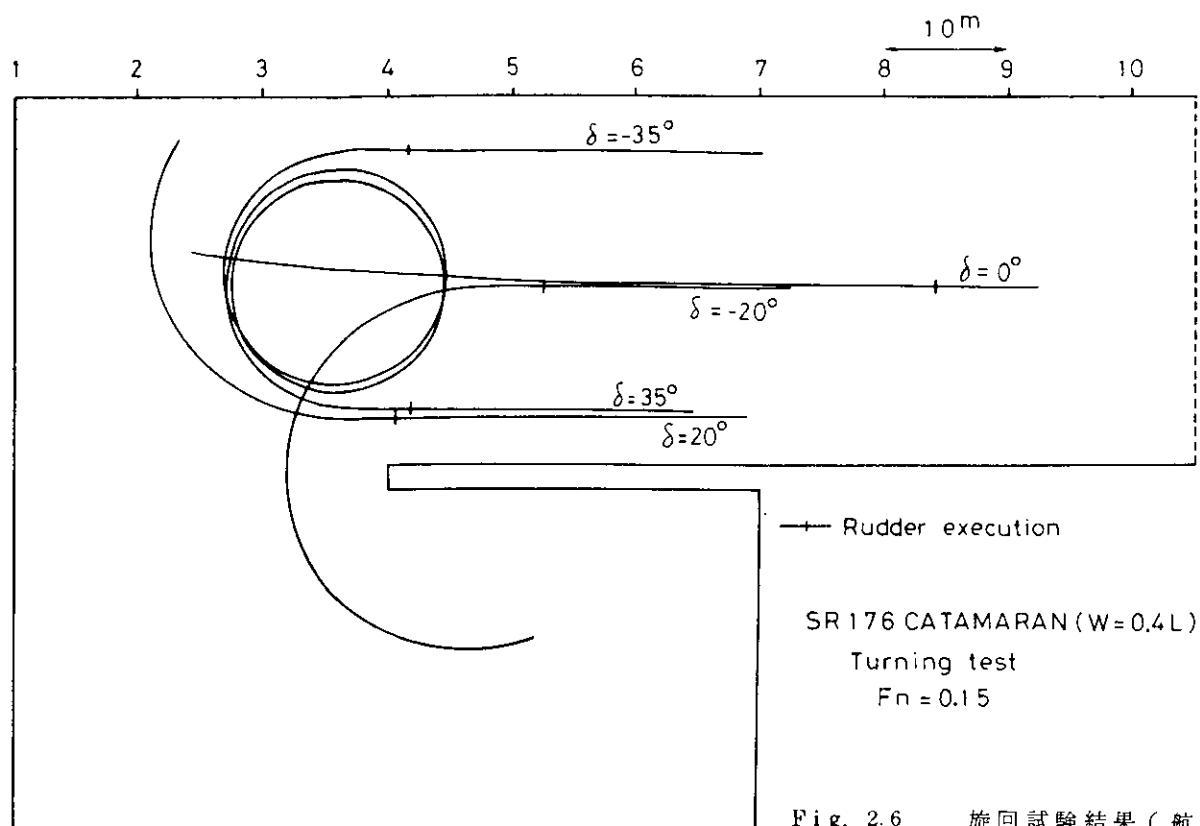


Fig. 2.6 旋回試験結果(航跡図)

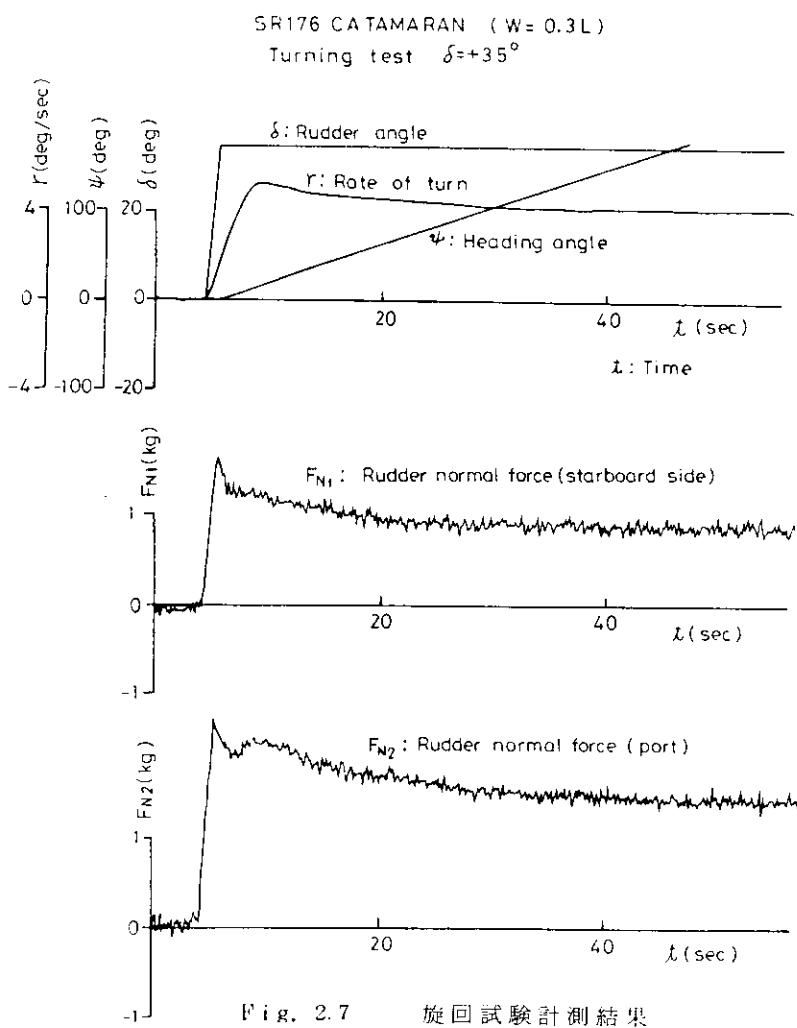
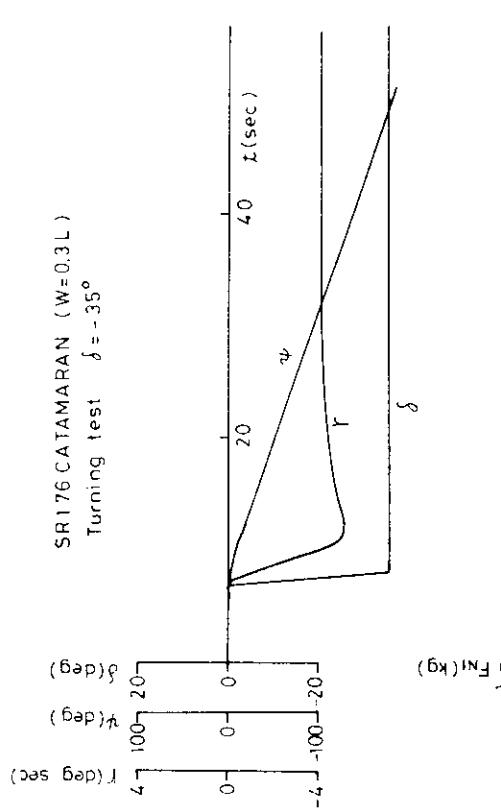


Fig. 2.7 旋回試験計測結果



SR176 CATAMARAN (W = 0.4L)
Turning test $\delta = +35^\circ$

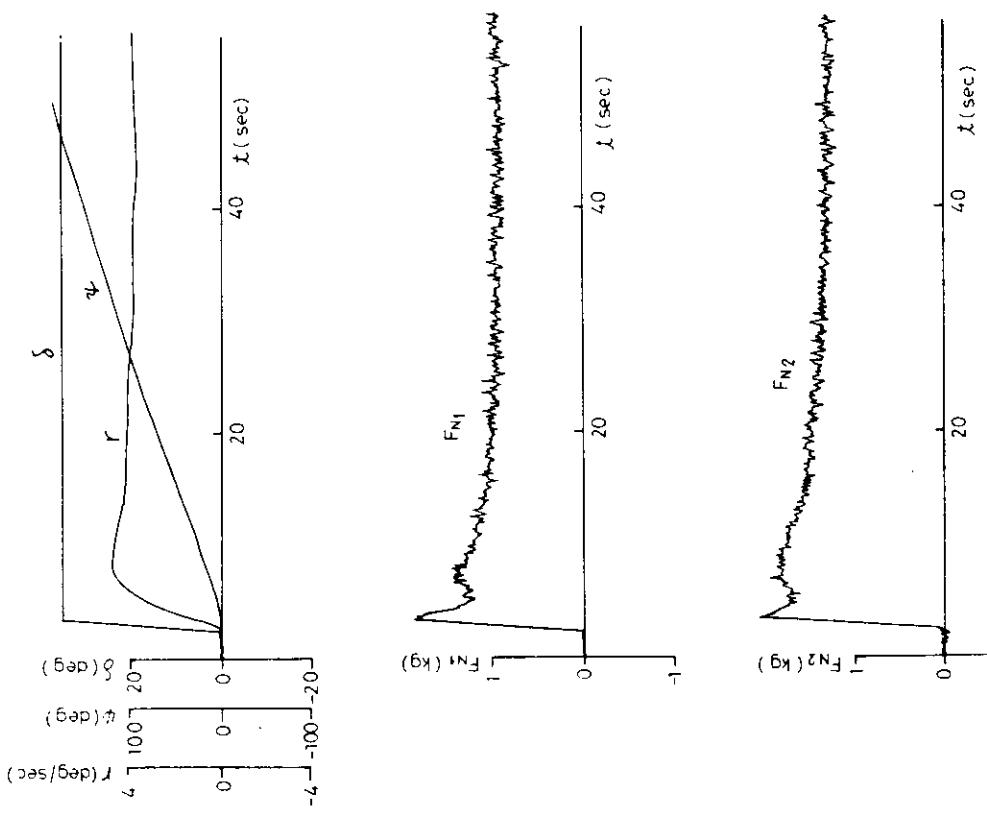


Fig. 2.8 旋回試験計測結果

Fig. 2.9 旋回試験計測結果

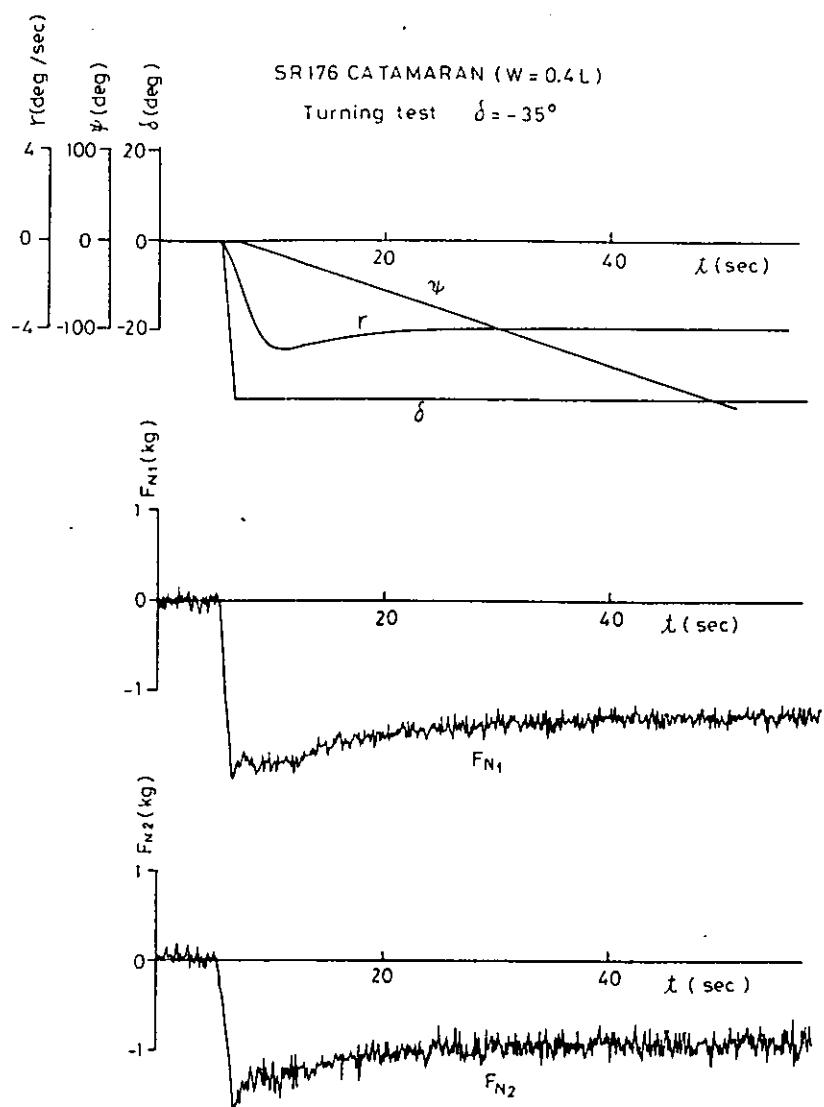


Fig. 2.10 旋回試験計測結果

SR 176 CATAMARAN
 $F_n = 0.15$
 ○ $W = 0.3 L$
 ● $W = 0.4 L$
 ----- Mariner type ship

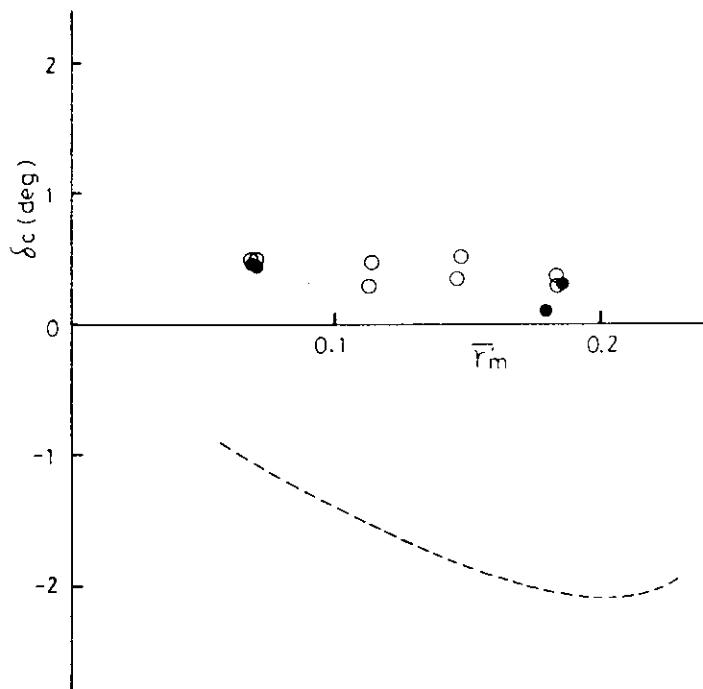
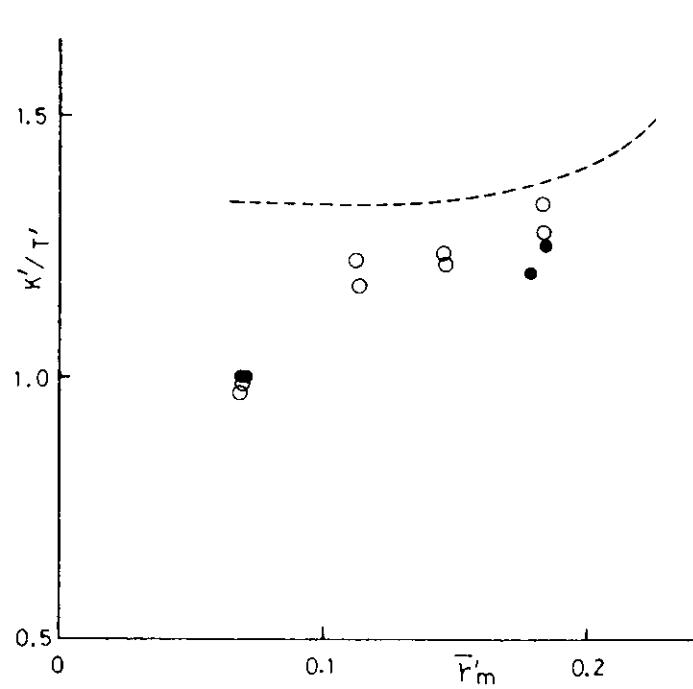
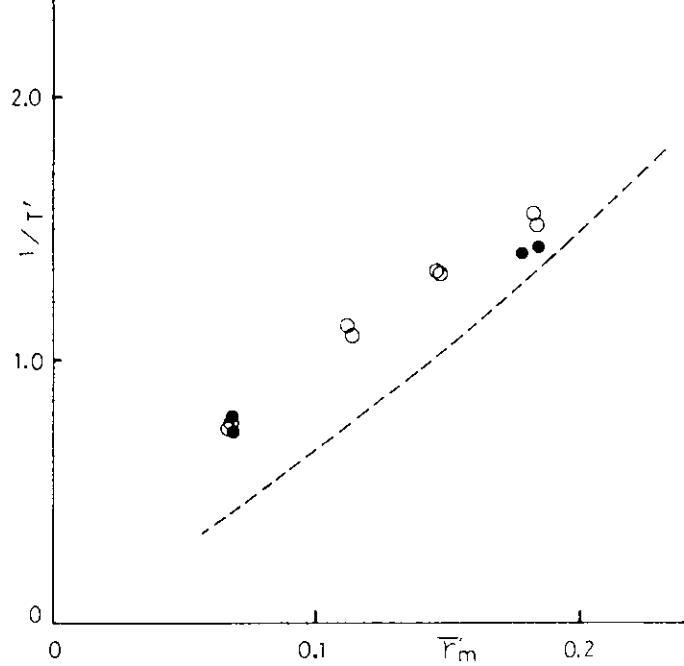
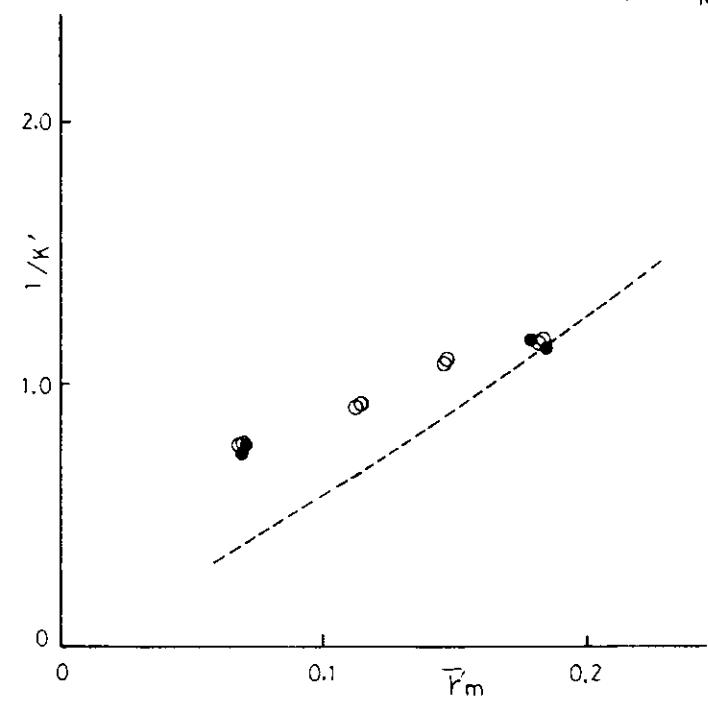
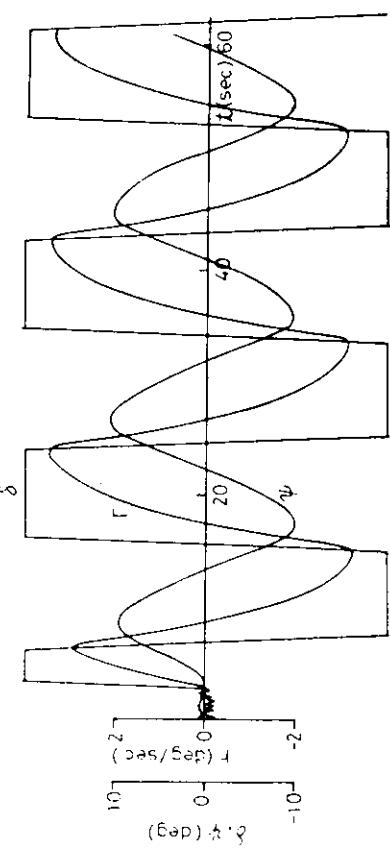


Fig. 2.11 変形乙試験解析結果

SRI176 CATAMARAN (W=0.3L)



SRI176 CATAMARAN (W=0.4L)

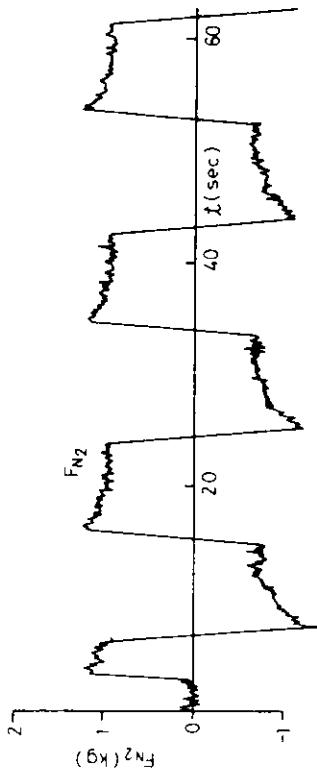
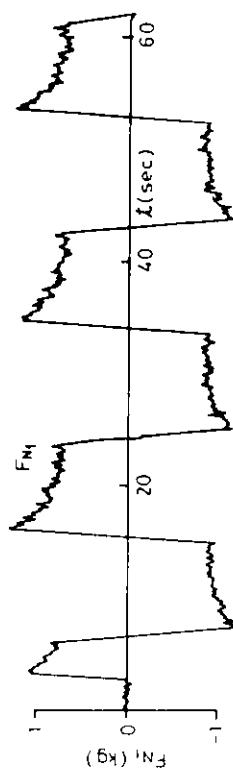
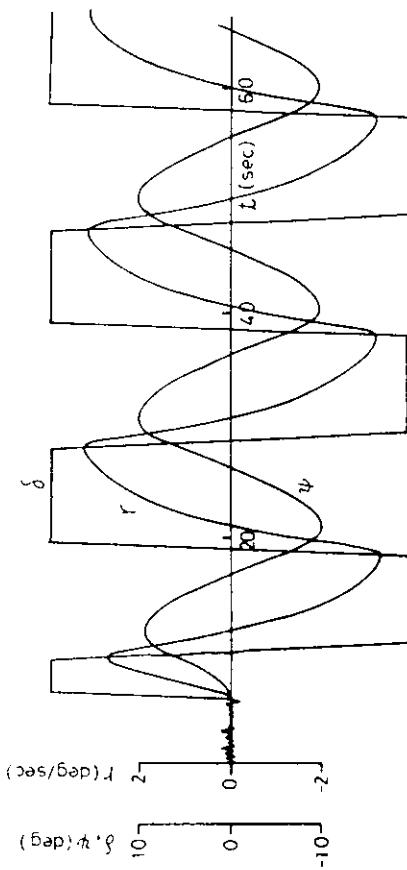


Fig. 2.12 变形乙試験計測結果 ($\delta = +20^\circ \sim \psi_s = 5^\circ$)

Fig. 2.13 变形Z試験計測結果 ($\delta = +20^\circ \sim \psi_s = 5^\circ$)

SR176 CATAMARAN ($W = 0.3L$)

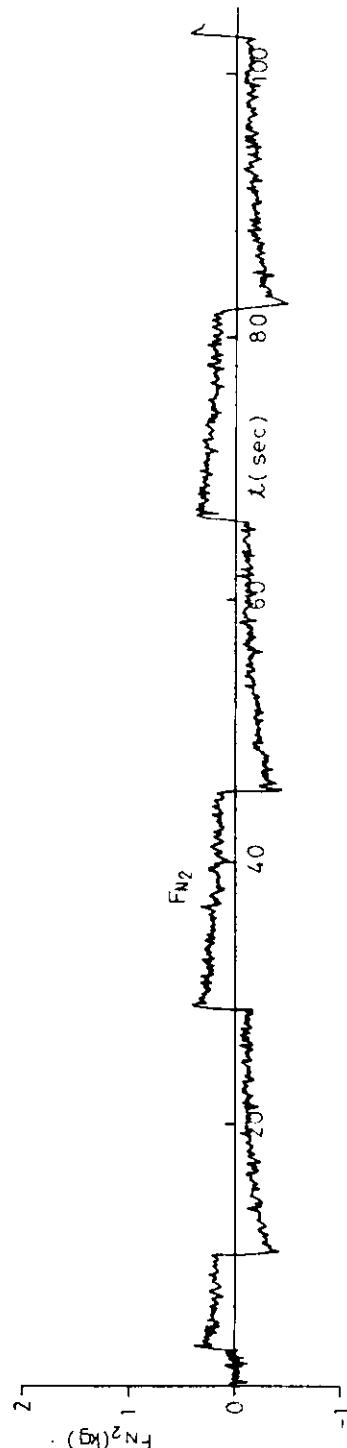
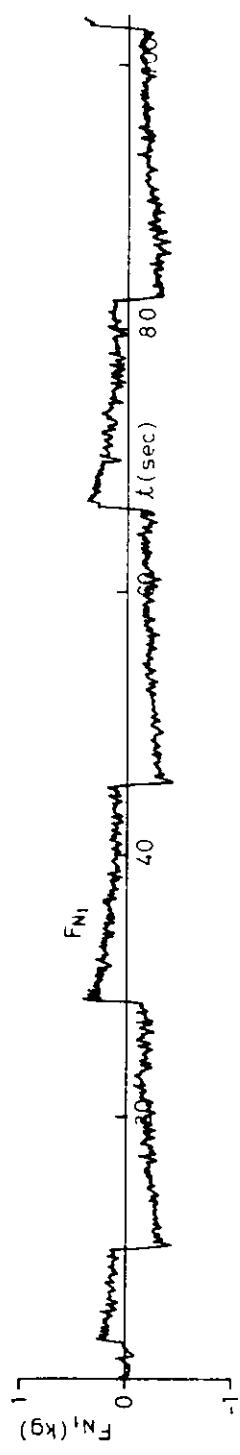
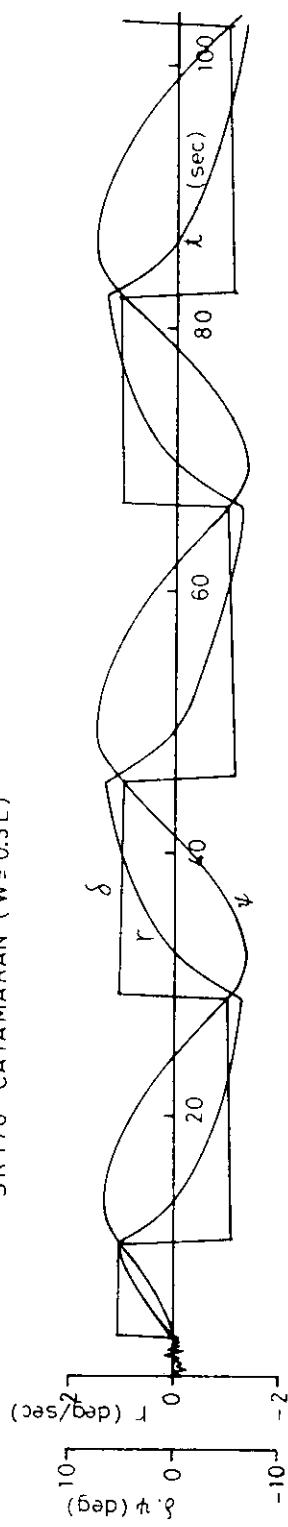


Fig. 2.14 Z 試験計測結果 ($\delta = +5^\circ \sim \psi_s = 5^\circ$)

SR 176 CATAMARAN ($W = 0.4 L$)

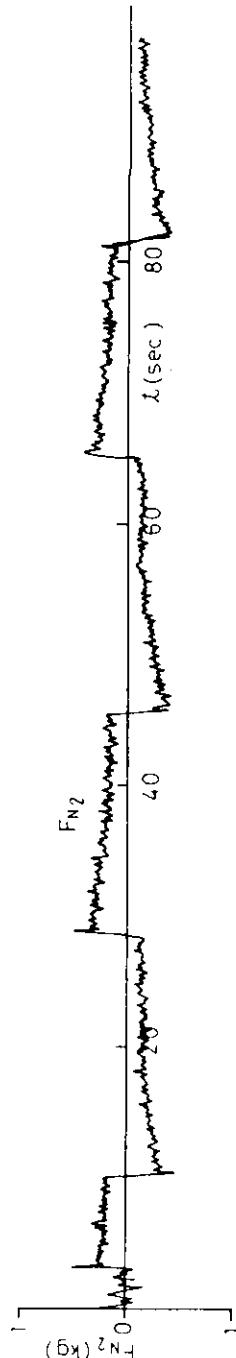
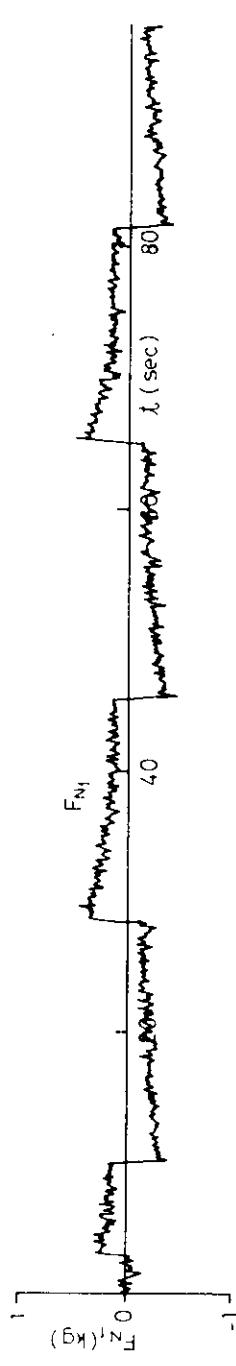
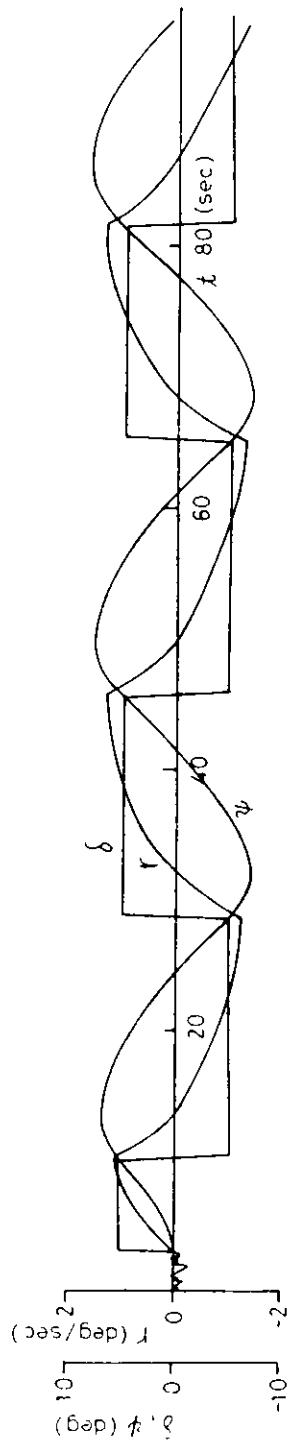


Fig. 2.15 Z 試験計測結果 ($\delta = +5^\circ \sim \psi_s = 5^\circ$)

3. 双胴船舶型の波浪荷重と構造強度の検討

3.1 試設計の概要及び構造基本図の作成

本試設計船は日本列島周回ルートにより海上幹線輸送を行なうのに適する貨物船として計画した。

要求される基本性能については、運輸経済研究センターの「新海上貨物輸送システムの調査研究」（昭和51、52、53各年度中間報告）を参考にして定めた。

3.1.1 要求性能

想定した要求性能は次の通りである。

(1) 貨物積載量

20フィートコンテナ換算約250個積みとし、20フィートコンテナおよび5フィートコンテナの混載とする。

(2) コンテナの寸法および重量

	20' コンテナ	5' コンテナ
H mm	2,438	2,015
W mm	2,438	2,438
L mm	6,058	1,515
自重 t	1.6	0.5
平均積載重量 t	9.45	1.8
平均総重量 t	11.05	2.3

所要Cargo Deadweightは実入りコンテナ+80%、空コンテナ20%程度として9t/TEU以上とする。

(3) コンテナホールドおよび荷役装置

多港積み多港揚げとするため、貨物の自動的な仕分けおよび積卸しができるよう自動倉庫型とする。

荷役能力は120TEU/Hrとする。

(4) 航海速力

約20ノットとする。

3.1.2 主要目及び一般配置

(1) 主要寸法は水槽試験を行った船型を使用し、垂線間長さL=100m、全幅W=30m、単胴幅B=10m、喫水d=6m、Cb=0.58とする。

(2) 双胴の連結部のL.W.L.上のClear Heightは波の衝撃を受けないよう考慮して

S.S.8より前方……… Lの6%(6m)以上

”後方……… Lの4%(4m)以上

として深さDを決め、前部では連結甲板をF' cle Dkとする。

(3) Container Holdは甲板上に設ける。コンテナ積載数は公称250TEUとするが、コンテナの仕分け上の便宜と空コンテナ輸送時などの余裕をとり292TEU分のスペースを設ける。

(4) Cargo Portは船側に2口設けトラバーサーおよびトロリーにより自動荷役を行う。

(5) 居住区はContainer Holdの上部に設ける。

上記により主要目を Table 3.1.1、一般配置図を Fig. 3.1.1 に示す。

Table 3.1.1 双胴型貨物船(自動倉庫型)主要目表

長さ(垂線間)	100.0m	載貨重量内訳
全幅(型)	30.0m	コンテナ 2,250 t (9 t/TEU)
単胴幅(型)	10.0m	燃料油 350 t
深さ(型)	11.5m	(停泊 1/3 として 7 日分)
満載喫水(型)	6.0m	その他 200 t
Cb	0.58	
満載排水量	7,120 t	計 2,800 t
載貨重量	2,800 t	
コンテナ積載数 公称	250TEU	
スペース	292TEU	
主機械 中速ギヤードディーゼル 2基		
連続最大出力/プロペラ回転数	2×10,550 PS/210 rpm	
満載航海速力	85% MCR, 15% S.M. 20.1 kt	
船級	NK	
航行区域	近海	

3.1.3 構造基本図

中央横断面図(Fig. 3.1.2) および鋼材配置図(Fig. 3.1.3) は下記の要領により作成した。

- (1) 双胴連結部を除く一般構造は NK rule による。肋骨方式は上甲板のみ継通式その他は一般に横置式とした。
- (2) コンテナホールドは甲板室構造とするが、前後端壁の一部は連結部の横強度部材とする。
なお前後端の連結部甲板下桁材はボックス型として強固な構造とする。
- (3) 連結部に働く波浪荷重は

$$\begin{aligned} \text{振りモーメント} &= \frac{1}{8} \Delta L \\ \text{横曲げモーメント} &= \text{波長: 単胴中心線間隔} \times 2 \\ &\quad \text{波高/波長: } 1/10 \\ &\quad \text{の横波の静荷重による。} \end{aligned}$$

とした略算値により Scantling をきめる。

- (4) 連結部甲板下面には波浪の衝撃に対する特別な補強は施さない。(L , W , L , 上の Clear Height が十分あると考えられるため)

3.1.4 荷役装置

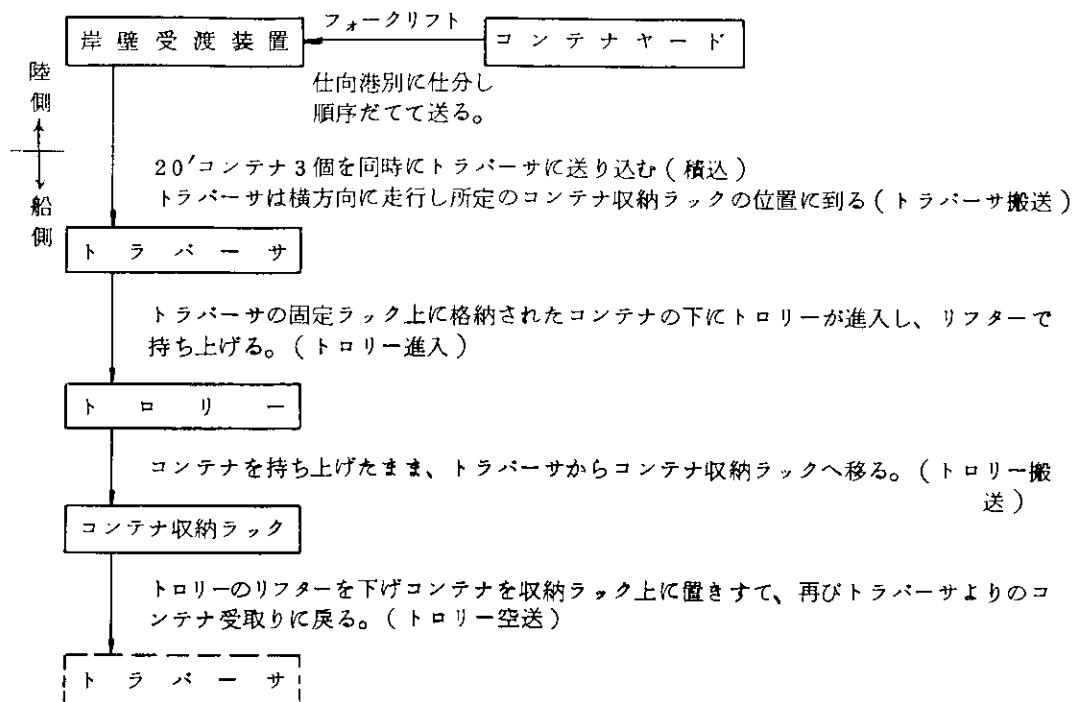
収容能力 292TEU のラックを備え、トラバーサおよびトロリーにより 120TEU/Hr の荷役能力をもつ全自动荷役システムとした。Table 3.1.2 および Fig. 3.1.4 にその概要を示す。

Table 3.1.2 コンテナ荷役装置要目表

方 式	トラバーサ、トロリ、ラックによる全自動荷役システムを備えたコンテナ倉庫装置。
収容能力	292個(ISO 20フィートコンテナ換算)
仕分け能力	114
荷役能力	120個／時(同上) (搬出、搬入能力共に同じ)
倉庫設備	
(1) 格納棚	3段10列及び3段8列コンテナ格納棚
(2) トラバーサ	2基
型 式	固定三段ラックを備えた自走式トラバーサ
駆動方式	ラックピニオン式電動モータ
給電方式	ケーブルリール
搬送能力	20サイクル／時(60個／時)
定格荷重	33TON(11TON／ラック)
走行速度	35m／分
(3) トロリー	84台(1台／ラック)
型 式	リフター付自走式トロリー
走 行 用	電動モータ
リフター用	電動油圧によるシリンド駆動
給電方式	ケーブルリール
定格荷重	11TON
走行速度	30m／分
搬送能力	20サイクル／時(20個／時)

荷役手順

積込み



積出しのサイクルは上記の逆である。

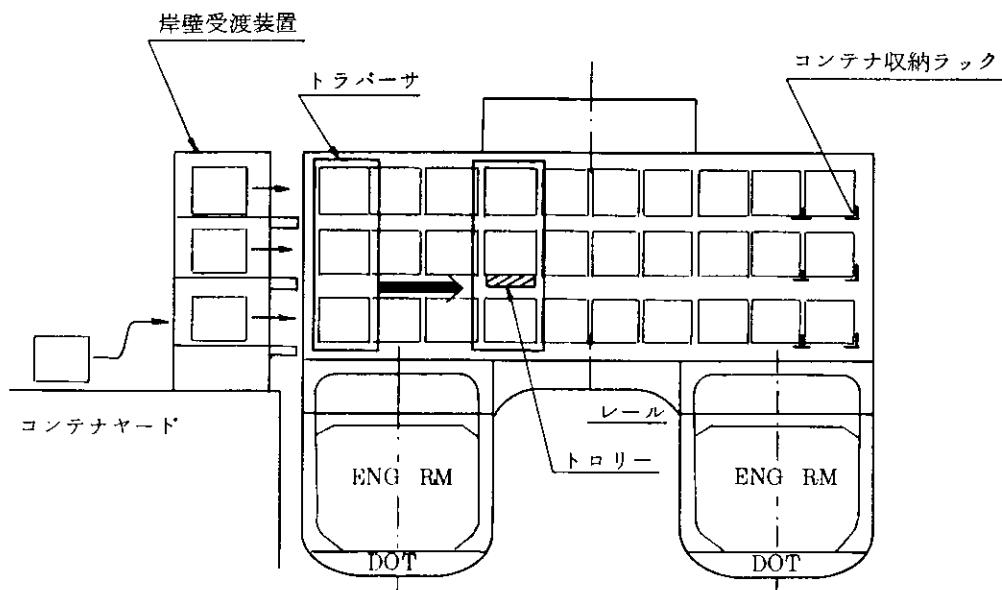
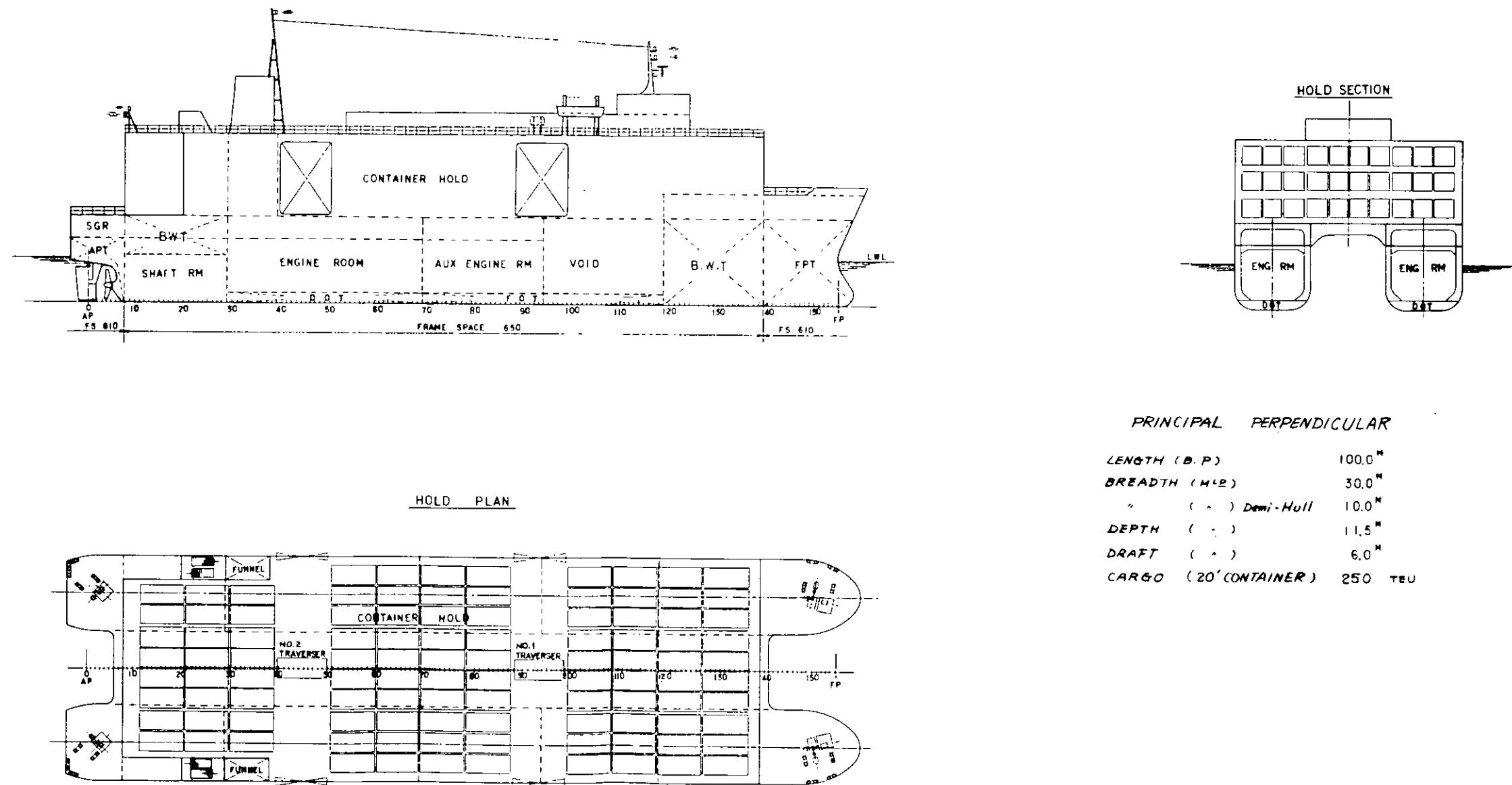


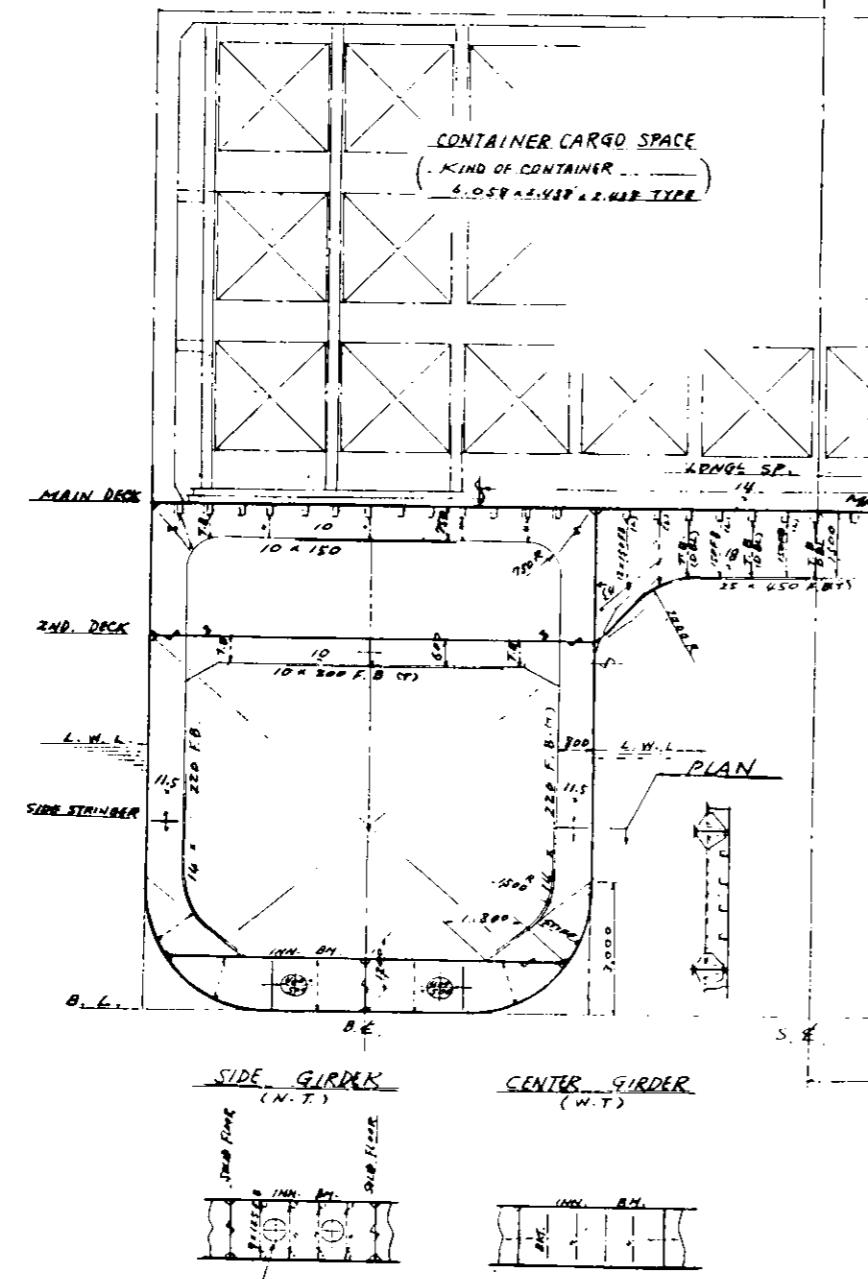
Fig. 3.1.4

双 胎 型 货 物 船 一 般 配 置 図

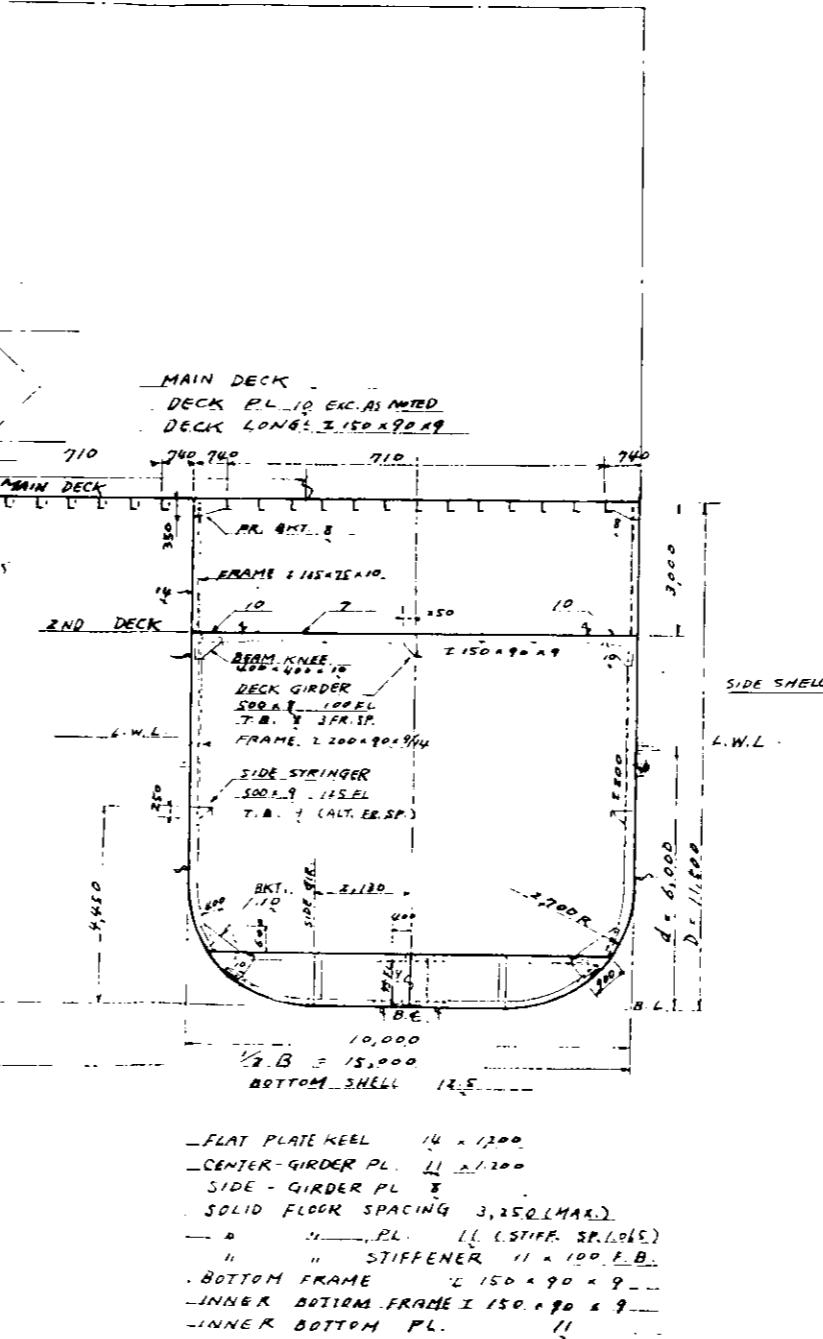


MIDSHIP SECTION
(V100)

WEB FRAME SECTION
3,250 SPACING



ORDINARY FRAME SECTION
650 SPACING



PRINCIPAL DIMENSIONS

LENGTH (B.P.)	100.000
BREADTH (M.W.)	30.000
" C. - 2 Demi-Hull	10.000
DEPTH (L.)	11.500
DRAFT (D.)	6.000

CLASS

CLASS N.K.

Fig. 3.1.2 中央横断面図

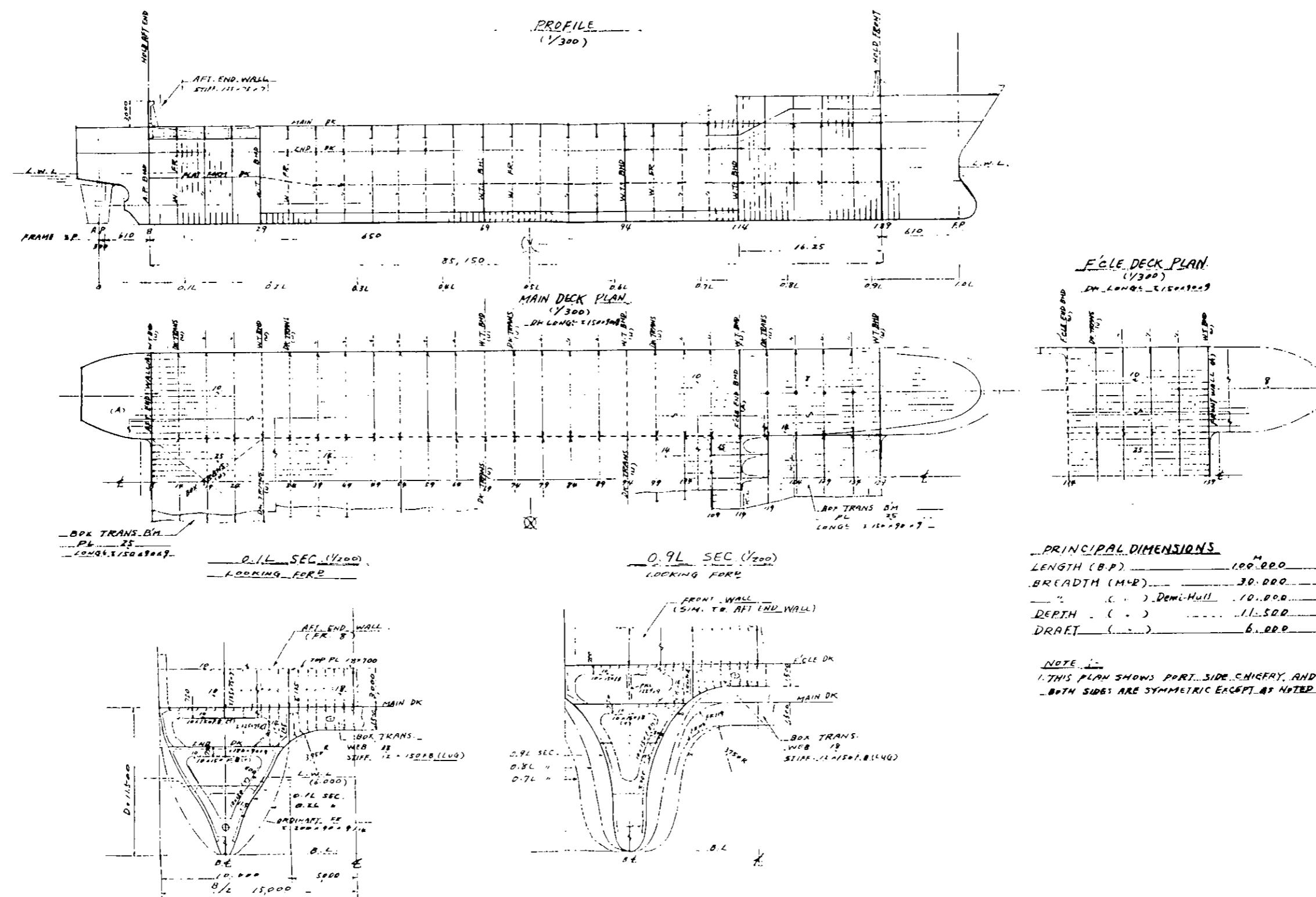


Fig. 3.1.3 鋼材配置圖

3.2 波浪荷重の推定

前年度、船体運動計算を行なった場合と同様な取扱い方で、双胴間連結部に作用する波浪荷重の計算ができるよう理論計算プログラムを拡張した。双胴間の流体力の相互干渉に関しては、船体運動計算の場合と同様 $F_n = 0$ の横波中の場合においてのみこれを考慮し、斜め波中や $F_n \neq 0$ の場合には、これを無視した。

双胴間隔が基準状態の $W = 0.3 L$ の場合について計算結果を Fig. 3.2.1 ~ 10 に示し、前年度得られた波浪荷重の実験結果と比較を行なった。これらの図に Sway Force, Roll Moment などとあるのは、一方の単胴を他方の単胴に対して Sway 方向に変位させようとする力、Roll 方向に回転させようとするモーメントのことである。 $W = 0.3 L$ の状態において、実験値と計算値を比較してみると、波方向 $\mu = 180^\circ$ (迎波) の場合、流体力学的干渉の影響を考慮していないため、計算値は全て 0 になっている。

しかし、実験値では Heave Force, Pitch Moment 以外はかなり大きな値が得られており、特に $F_n = 0.28$ の場合には $\lambda / L \approx 1.0$ で Yaw Moment の無次元値に 0.85 程度の Peak が見られる。すなわち、このような場合には、流体力学的干渉の影響が無視できないことを示すものであると考えられる。

しかしながら、この $\mu = 180^\circ$ の結果を除き、さらに船体運動の場合と同様に $\mu = 90^\circ$ (横波)、 $F_n = 0$ の場合においては流体力学的干渉の影響を考慮すれば、実験値と計算値との対応は概ね良好であると言え、本推定計算法により、双胴の連結部に作用する波浪荷重はほぼ推定可能なものと判断される。

次に、双胴間隔を拡げて $W = 0.4 L$ とした場合の波浪荷重の計算結果を Fig. 3.2.11~20 に示す。この計算は双胴間隔が構造強度に及ぼす影響を調査するため実施したものであり、双胴間隔が $0.4 L$ の場合に対する構造応答計算はこの結果を用いて行う。

これによれば、 $W = 0.4 L$ の場合の波浪荷重は $W = 0.3 L$ の場合と比べ、 $\mu = 90^\circ$ では全般的に小さくなるが、逆に $\mu = 135^\circ$ では幾分大きくなる事が分る。特に $\mu = 90^\circ$ 、 $F_n = 0$ における Heave Force, Yaw Moment の各ピーク値は、 $W = 0.3 L$ の結果と比べほぼ半減している。しかし双胴船の連結部の強度を支配すると言われる $\mu = 90^\circ$ 、 $F_n = 0$ の場合に生じる Roll Moment の Peak 値は、 $W = 0.3 L$ と $0.4 L$ とでほぼ同程度である。

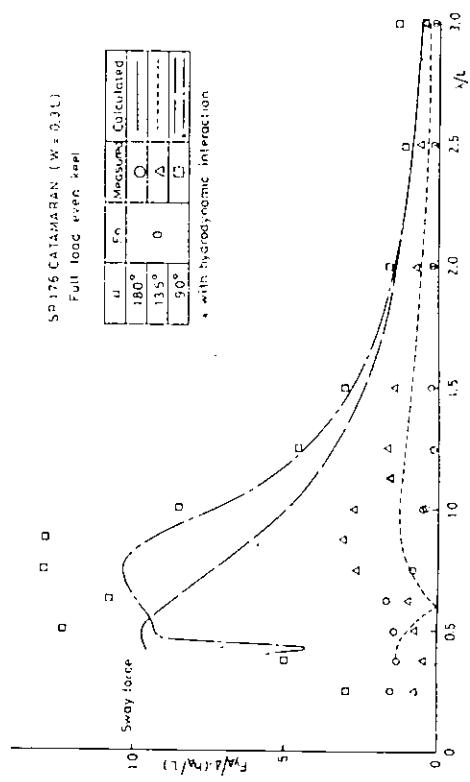


Fig. 3.2.1 波浪荷重の実験値と計算値の比較
(Sway Force, W=0.3L, Fn=0)

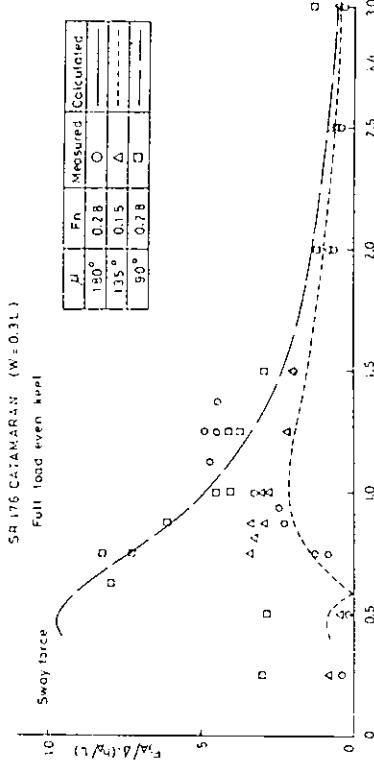


Fig. 3.2.2 波浪荷重の実験値と計算値の比較
(Sway Force, W=0.3L, Fn≠0)

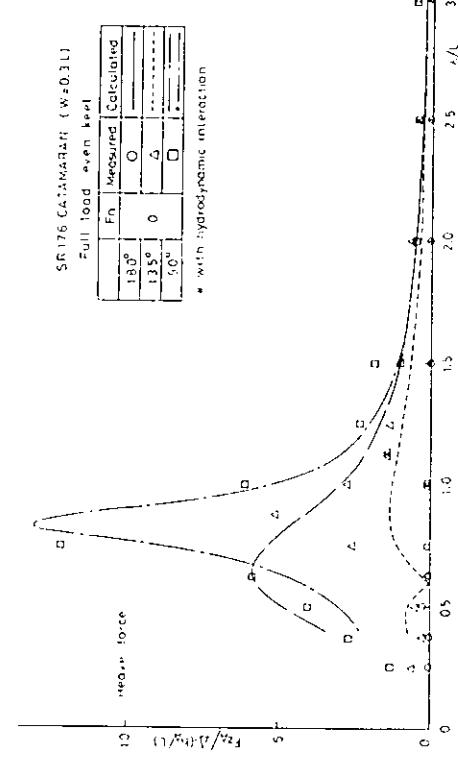


Fig. 3.2.3 波浪荷重の実験値と計算値の比較
(Heave Force, W=0.3L, Fn=0)

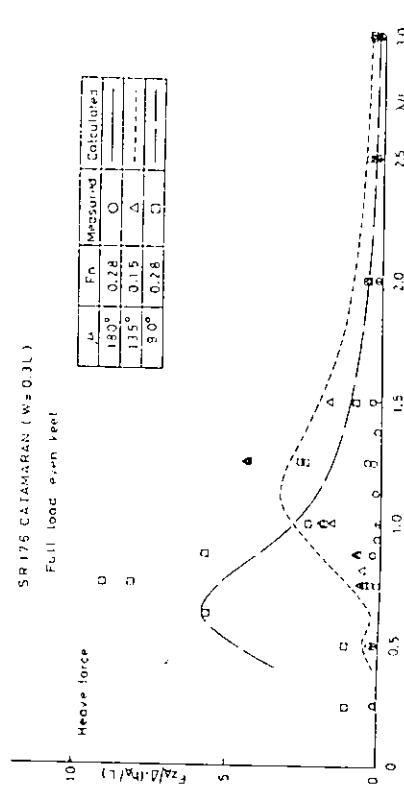


Fig. 3.2.4 波浪荷重の実験値と計算値の比較
(Heave Force, W=0.3L, Fn≠0)

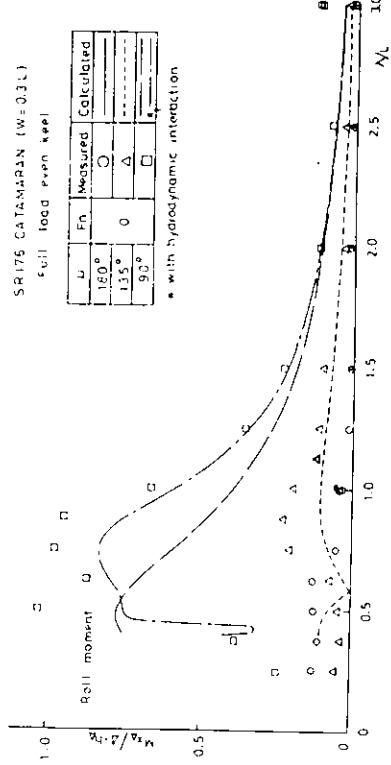


Fig. 3.2.5 波浪荷重の実験値と計算値の比較
(Roll Moment, W = 0.3L, Fn = 0)

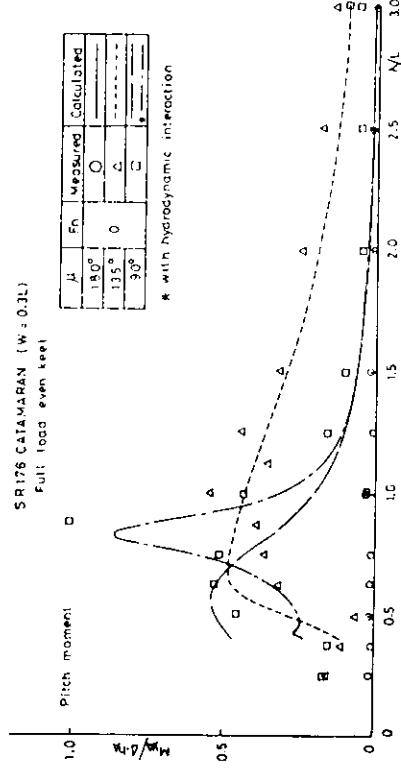


Fig. 3.2.7 波浪荷重の実験値と計算値の比較
(Pitch Moment, W = 0.3L, Fn = 0)

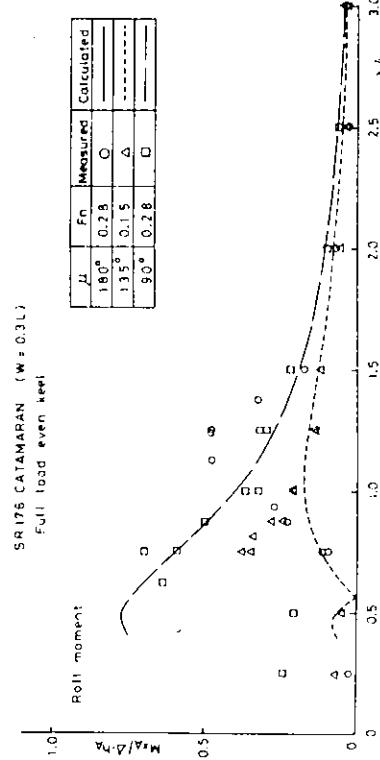


Fig. 3.2.6 波浪荷重の実験値と計算値の比較
(Roll Moment, W = 0.3L, Fn ≠ 0)

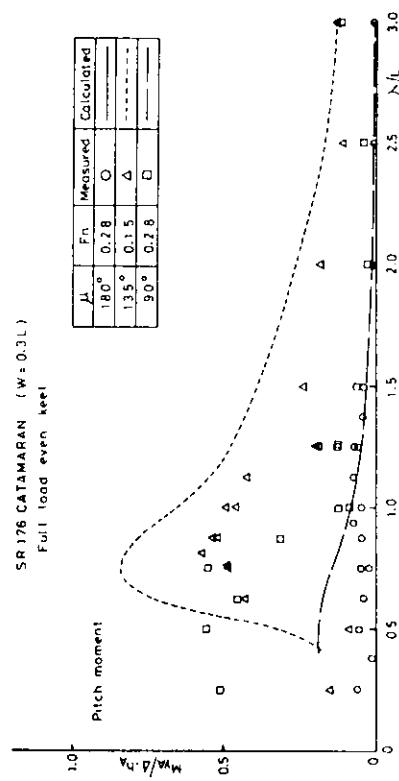


Fig. 3.2.8 波浪荷重の実験値と計算値の比較
(Pitch Moment, W = 0.3L, Fn ≠ 0)

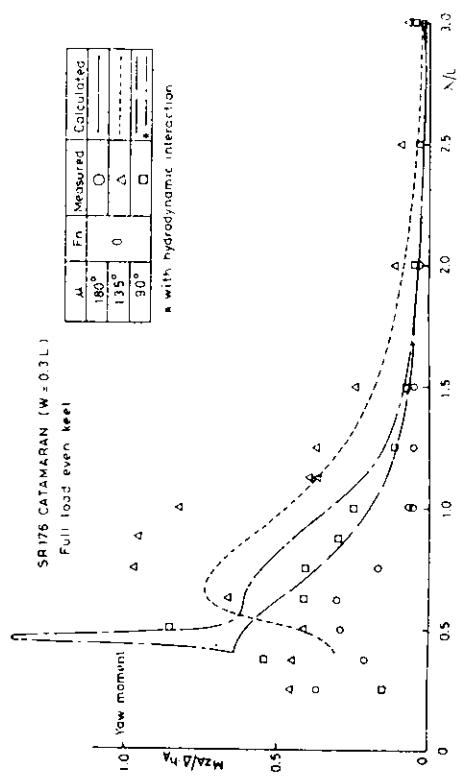


Fig. 3.2.9 波浪荷重の実験値と計算値の比較
(Yaw Moment, W=0.3L, Fn=0)

SR176 CATAMARAN (W = 0.4L)
Full load even keel

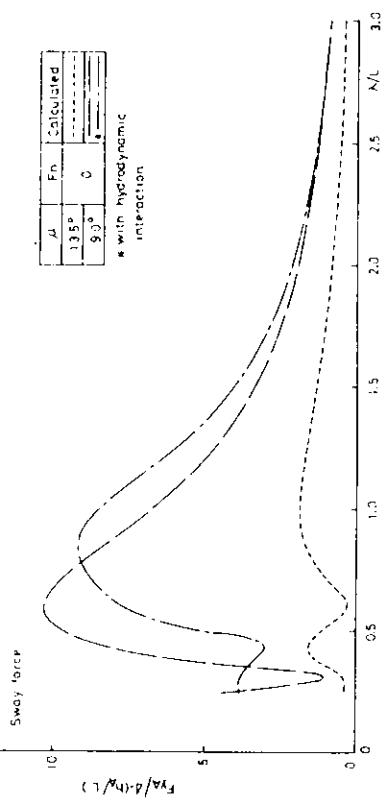


Fig. 3.2.11 波浪荷重の計算値 (Sway Force, W=0.4L, Fn=0)

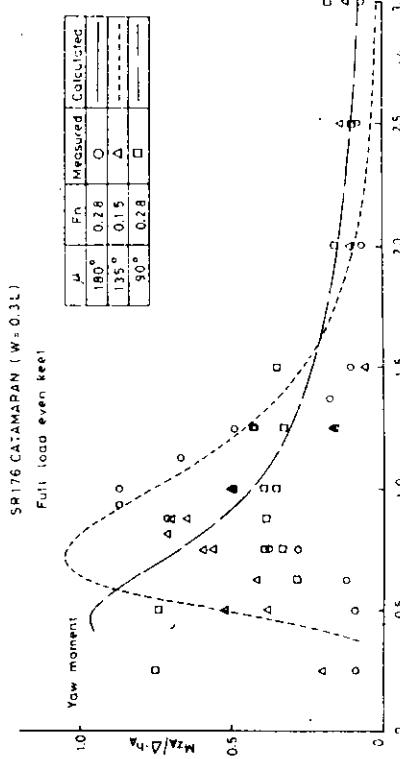


Fig. 3.2.10 波浪荷重の実験値と計算値の比較
(Yaw Moment, W=0.3L, Fn not 0)

SR176 CATAMARAN (W = 0.4L)
Full load even keel

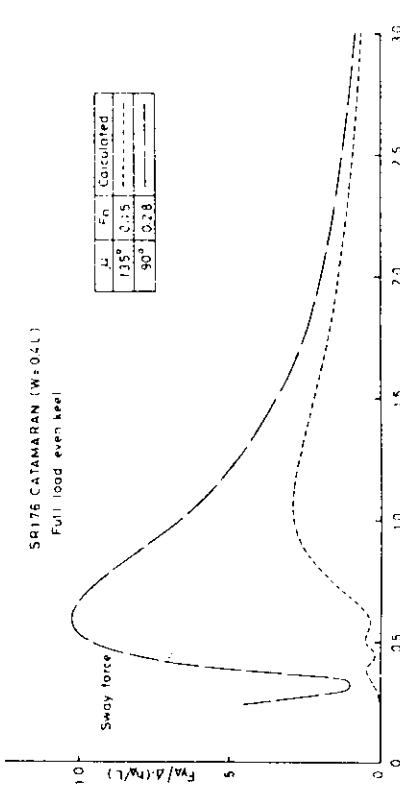


Fig. 3.2.12 波浪荷重の計算値 (Sway Force, W=0.4L, Fn not 0)

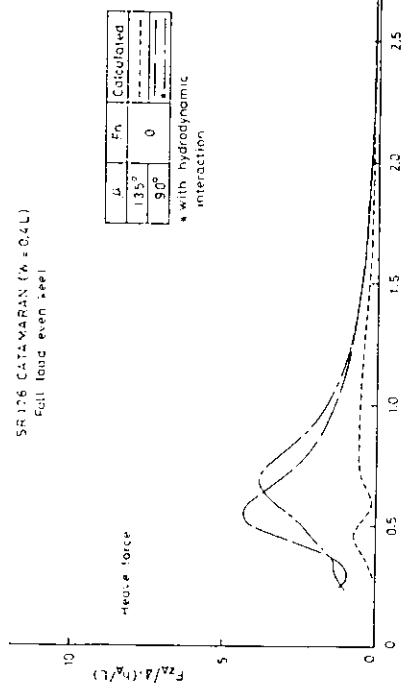


Fig. 3.2.13 波浪荷重の計算値 (Heave Force, $W=0.4L$, $Fn=0$)

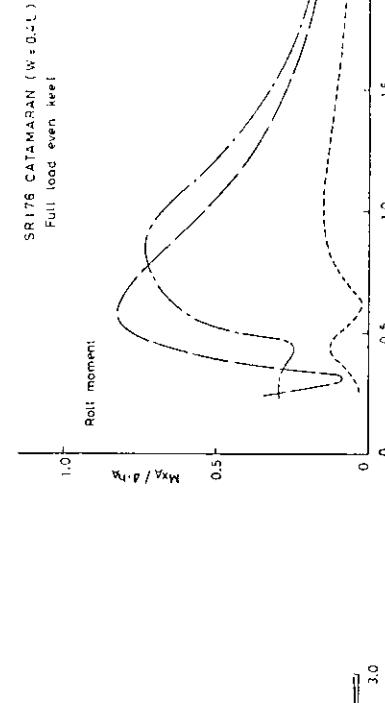


Fig. 3.2.15 波浪荷重の計算値 ($Ro = 1$ Moment, $W=0.4L$, $Fn=0$)

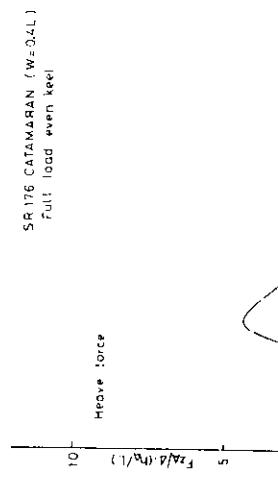


Fig. 3.2.14 波浪荷重の計算値 (Heave Force, $W=0.4L$, $Fn \neq 0$)

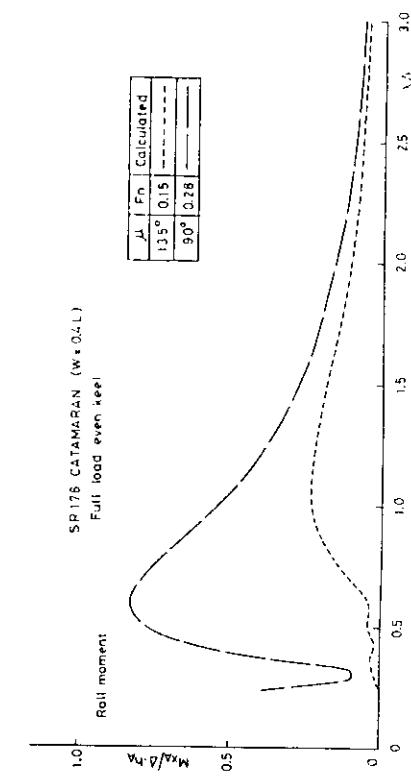


Fig. 3.2.16 波浪荷重の計算値 ($Ro = 1$ Moment, $W=0.4L$, $Fn \neq 0$)

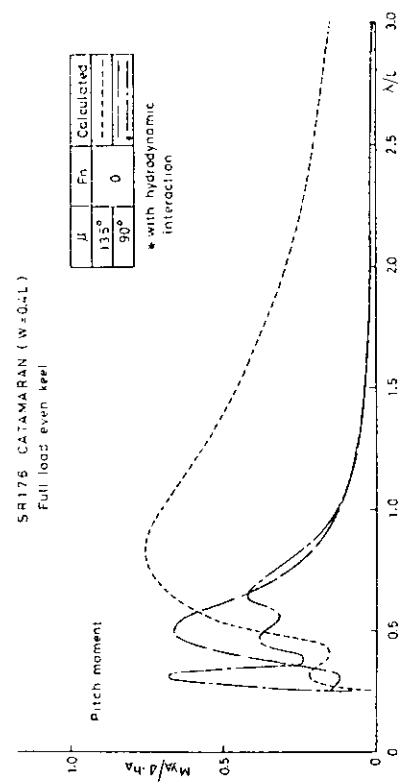


Fig. 3.2.17 波浪荷重の計算値 (Pitch Moment, W=0.4L, Fn=0)

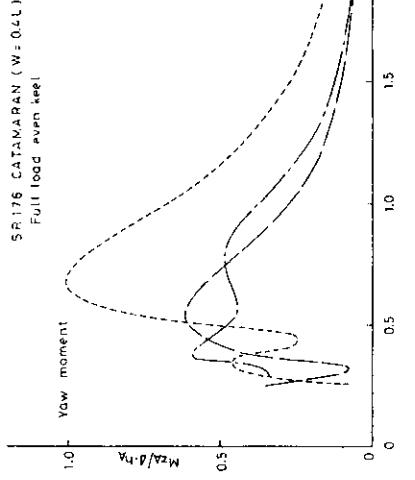


Fig. 3.2.19 波浪荷重の計算値 (Yaw Moment, W=0.4L, Fn=0)

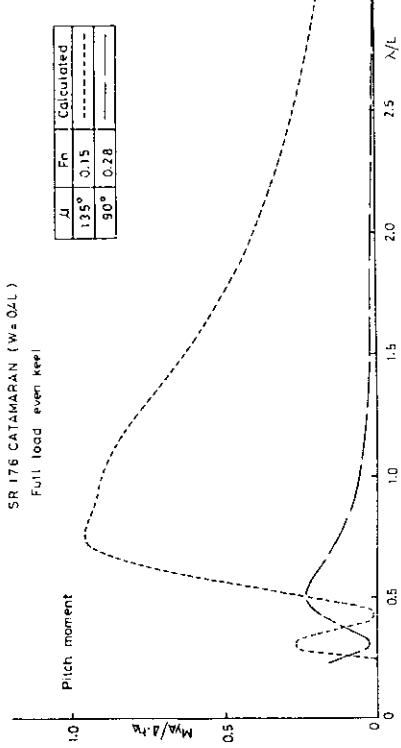


Fig. 3.2.18 波浪荷重の計算値 (Pitch Moment, W=0.4L, Fn≠0)

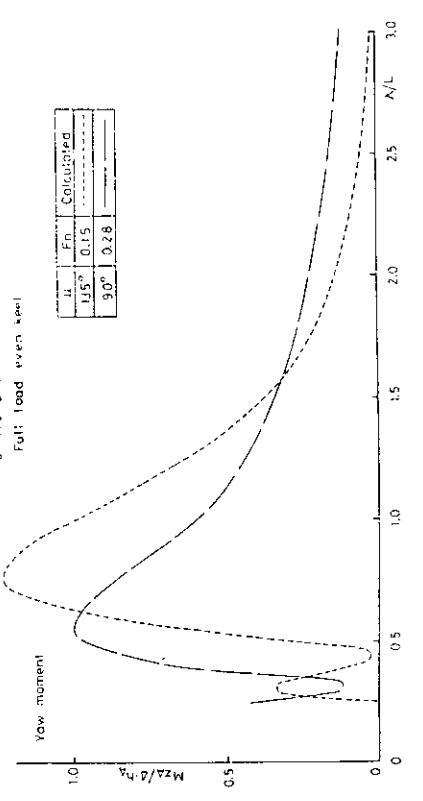


Fig. 3.2.20 波浪荷重の計算値 (Yaw Moment, W=0.4L, Fn≠0)

3.3 構造強度計算

3.3.1 静的強度及び動的強度

静的強度のうち、まず縦強度は単純に单胴2組分に相当する必要断面係数を有していれば良いと考えられる。したがって、日本海事協会規則の縦強度に対する断面係数要求値を満足するよう構成すれば問題はない。同様に横強度に対しても、夫々の单胴が日本海事協会規則に定められている通常の单胴船としての必要剛性を有するよう構成すれば問題はない。

波浪中における動的強度についても、夫々の单胴が上記の様に構成されることによって通常の单胴船の場合と同様に波浪縦曲げモーメントに対する必要断面係数を有していること、及び波浪変動圧を考えた横強度に対して必要剛性を有していることとなるので特に不具合を生ずる可能性はない。次に双胴連結部については、上部構造物及びコンテナ等の搭載物の重量に対する考慮と、夫々の单胴の相対変位による影響を考慮する必要がある。これらの検討は、本船配置、積付条件が明確になった時点で行えば良く特別の研究を要する事項はない。なお、双胴連結部の下面の波浪衝撃対策としては、出来るだけその発生をさけることとし前年度の波浪中運動性能試験及び運動計算の結果を考慮して連結部の Clear Height を決めた。その結果、前部の連結部の Clear Height は、特に高くなっている。

双胴船として重要なことは波の中で運動する時、左右の单胴に働く外力の差が双胴連結部に内力として作用することであり連結部に働くこの内力が双胴船に特有な荷重となり、双胴船の場合には、この点について十分に検討する必要がある。

よって、以下双胴連結部の波浪中強度に限って検討を行う。

3.3.2 連結部強度

試設計された双胴型貨物船を対象船として双胴船に特有な連結部強度を検討する。試設計船は、单胴幅 $B = 10\text{m}$ 、連結部幅 $\ell = 10\text{m}$ 、全幅 $W = 30\text{m}$ であるが、本試設計船を標準幅型 ($\frac{W}{L} = 0.3$) とし、さらに連結部幅 $\ell = 20\text{m}$ を広げた広幅型 ($\frac{W}{L} = 0.4$) を考え連結部強度に及ぼす船幅の影響を調べる。ただし、広幅型の連結部の横強度部材の構造寸法は標準幅型と同一とする。

(1) 強度計算法

検討対象とする標準幅型及び広幅型の試設計双胴船の全船を立体板骨構造にモデル化し有限要素法による汎用構造解析プログラムを用いて連結部の強度計算を行う。双胴船の連結部に内力及び内モーメントを誘起する荷重として、Heave Force, Pitch Moment, Sway Force, Yaw Moment を考え、各々については、まず単位荷重を作用させた場合の構造応答計算を行う。次に、規則波中の水槽試験及び理論計算より求められた各々の荷重に対する振幅及び位相を用いて、これらの単位荷重に対する計算結果を重畠し、規則波中の運動状態における構造応答を求める。

(2) 単位荷重による構造応答計算

(a) 構造のモデル化

計算対象の双胴型貨物船の左舷側を Fig. 3.3.1 に示す様な立体板骨構造にモデル化する。モデル化に当っては、船長方向に Fig. 3.3.2 に示す① Sec. から⑩ Sec. まで、17 の横断面を考える。横断面内における典型的な節点配置を Fig. 3.3.3 に示す。これらのモデル化に基づく各横断面の節点配置、部材配置を Fig. 3.3.4 (a) 及び (b) に示す。また、各甲板及び外板の節点配置、部材配置を Fig. 3.3.5 及び Fig. 3.3.6 に示す。なお、横隔壁は、骨組置換を行わば板として取り扱った。Fig. 3.3.4 (a), (b) の中のむりつぶした断面がこれである。同断面中の点線は FEM 計算のための分割を示す。

(b) 単位荷重及び境界条件

単位荷重として計算に用いた荷重ケースは、Fig. 3.3.7 に示す様に Heave Force, Pitch

Moment, Sway Force, Yaw Moment の 4 ケースである。各荷重ケースにおける船長方向の力の分布を Fig. 3.3.7 に示す。ここで、Heave Force の場合には f_z だけでは船体が回転してしまうので、復原力、慣性力に相当する力として、このモーメントとバランスする水平方向の力 f_y を主甲板及び船底に逆向きに作用させた。船長方向の分布は、Heave Force, Sway Force については Sine の 1 波、Pitch Moment, Yaw Moment については、Sine の 2 波とした。

単位荷重は、Heave Force, Sway Force に対しては 100 ton, Pitch Moment, Yaw Moment に対しては、5.000 ton-m とした。

境界条件は、Fig. 3.3.8 に示す様に、Sway Force, Yaw Moment の場合には、中央縦断面上で対称条件とし、又④ Sec. の主甲板上の外板位置で長さ方向及び深さ方向を支持した。さらに、⑦ Sec. の主甲板上の外板位置で深さ方向を支持した。Pitch Moment の場合には、中央縦断面上で逆対称条件とし、又① Sec. の主甲板上の外板位置で幅方向及び深さ方向を支持した。さらに、⑧ Sec. 及び⑨ Sec. の主甲板上の中央縦断面上で幅方向を支持した。Heave Force の場合には、中央縦断面上で逆対称条件とし、又⑤ Sec. の船底中央位置で長さ方向、幅方向及び深さ方向を支持した。また、⑩ Sec. の船底中央位置で、幅方向を支持した。

(c) 計算結果

計算結果を Fig. 3.3.9 ~ Fig. 3.3.12 及び Table 3.3.1, Table 3.3.2 に示す。Fig. 3.3.9 ~ Fig. 3.3.12 はそれぞれ標準幅型の Heave Force, Pitch Moment, Sway Force, Yaw Moment に対する⑥ Sec., ⑦ Sec. の変形である。Fig. 3.3.13 ~ Fig. 3.3.16 は、それぞれ標準型の Heave Force, Pitch Moment, Sway Force, Yaw Moment に対する⑧ Sec., ⑨ Sec. の面材直応力である。Fig. 3.3.17 ~ Fig. 3.3.24 は、それぞれ広幅型に対する同様な計算結果である。

Table 3.3.1 及び Table 3.3.2 はそれぞれ各荷重ケースに対する標準型、広幅型の⑥ Sec., ⑦ Sec., ⑧ Sec., ⑨ Sec. における主要点の面内変位及び面材直応力である。これらの横断面を選んだのは、次の理由による。すなわち、⑥ Sec., ⑦ Sec. は荷重ケースの Pitch Moment, Yaw Moment において応力が最大になると考えられる $\frac{1}{4} L$, $\frac{3}{4} L$ 近傍の断面であること、⑧ Sec. は荷重ケースの Heave Force, Sway Force において応力が最大になると考えられる船体中央断面の近傍断面であること、また、⑩ Sec. は船体前方部の F'cle Dk を有する断面であることにより、これらの 4 ケ所の断面について応力を調べておけば、最大応力を見つけ出すことが出来ると考えた為である。

(d) 考 察

単位荷重による計算結果より、次の様なことがいえる。

- I) 各荷重ケースとも主甲板梁の内側外板側で応力が高い。
- II) Heave Force, Sway Force の場合には、船体中央横断面近傍にて、変形、応力とも大きく、Pitch Moment, Yaw Moment の場合には、 $\frac{1}{4} L$, $\frac{3}{4} L$ の断面近傍にて大きい。
- III) Heave Force, Pitch Moment の場合には、広幅型では双胴間隔が広がった分だけ Lever が大きくなりモーメントが大きくなるので標準幅型に比べて、変形も応力も 1.5 倍 ~ 2 倍程度で大きくなっている。
- IV) Sway Force, Yaw Moment の場合には、変形も応力も標準幅型、広幅型のあいだであまり変わらないが、標準幅型の方が多少大きい。
- V) ⑩ Sec. で応力が高くなっているのは、応力を調べた位置が、⑥ Sec., ⑦ Sec., ⑧ Sec. では MAIN Dk と 2ND Dk 間であるのに對し、⑩ Sec. では F'cle Dk と MAIN Dk 間であり、船底か

らの距離が大きく Sway Force, Yaw Moment の場合には負荷点からの lever が大きい為である。

vi) Heave Force, Sway Force の場合には、単位荷重 100 ton に対して最大応力は、標準幅型で約 0.8 kg/mm²、広幅型で約 1.2 kg/mm² である。

vii) Pitch Moment, Yaw Moment の場合には、単位荷重 5.000 ton-m に対して、最大応力は標準幅型で約 1.0 kg/m²、広幅型で約 1.5 kg/m² である。

(3) 規則波中における構造応答

(a) 実働荷重の設定

各単位荷重に対する構造応答を(2)項にて計算したので、次に水槽試験結果及び理論計算結果より規則波中において、実船に作用する実働荷重の設定を行う。実働荷重の設定は、振幅が大きく応力が高くなると考えられる $\mu = 90^\circ$ で $\frac{\lambda}{L} = 0.75$ 及び 0.875 の2ケースについて行う。ここで Sway Force と Roll Moment はお互いにカップルし Fig. 3.3.7 に示す荷重ケースの Sway Force によって内力としての Sway Force と Roll Moment を生じるので Roll Moment は Sway Force に含めて考える。したがって、実働荷重は Roll Moment を除いた Heave Force, Pitch Moment, Sway Force, Yaw Moment の4成分を重畳することによって求めめる。

(b) 規則波中での構造応答

前述の様に4成分を考えると規則波中での重畠された応力は、Heave Force, Sway Forceに対する単位荷重が100ton, Pitch Moment, Yaw Momentに対する単位荷重が5,000ton-mであることより、式(1)～式(2)から計算される。

式(2)において、 $\frac{F_{Z_A}}{\Delta \cdot h_A}$, $\frac{M_{Y_A}}{\Delta \cdot h_A}$, $-\frac{F_{Y_A}}{\Delta \cdot h_A}$, $-\frac{M_{Z_A}}{\Delta \cdot h_A}$ 及び ϵ_Z , ϵ_M , ϵ_Y , ϵ_N は、波

浪荷重の振幅及び位相である。

$$\Delta(\text{排水量}) = 7.120 \text{ ton}, L(\text{船長}) = 100\text{m}, \omega_c = \sqrt{\frac{2\pi g}{A}}, h_A(\text{半波高}) = \frac{hw}{2} \text{ である。}$$

また、 σ_{HO} 、 σ_{PO} 、 σ_{SO} 、 σ_{YO} は、それぞれ応力を求めようとする点の Heave Force, Pitch Moment, Sway Force, Yaw Moment に対する単位荷重計算より求まる応力であり Table 3.3.2 に示す。

この様にして求めた波高 1 m の規則波中における面材の最大直応力を Table 3.3.3～Table 3.3.6 に示す。ここで、標準幅型のうち Table 3.3.3、Table 3.3.4 に示すものは、水槽試験結果による波浪荷重を用い Table 3.3.5、Table 3.3.6 に示すものは、理論計算による波浪荷重を用いて計算した。これらの表には、最大応力発生時の各荷重成分の応力も合わせて示している。

Fig. 3.3.25 及び Fig. 3.3.26 は、それぞれ標準幅型と広幅型について①Sec. の面材の最大直応力と波高の関係を示したものである。図 3.3.27 には、標準幅型と広幅型について、②Sec., ③Sec., ④Sec., ⑤Sec. のうち応力が大きいものを選んで波高との関係を示す。

(c) 考察

規則波中での応力計算結果より次の様なことがいえる。

- I) 標準幅型で理論計算による波浪荷重を用いた場合には、 $\frac{\lambda}{L}$ が 0.75 と 0.875 とで、最大直応力の値は相当差があり、連結部の中央 (A 点) を除いて $\frac{\lambda}{L} = 0.875$ の方が高い。
- II) 広幅型では、 $\frac{\lambda}{L}$ が 0.75 と 0.875 とで、最大直応力の値はほとんど同じであり、連結部の中央 (A 点) 及び②Sec. の一部を除いて $\frac{\lambda}{L} = 0.75$ の方がわずかに高い。
- III) 標準幅型の最大直応力について、波浪荷重として水槽試験結果を用いたものと、理論計算結果を用いたものを比べると両者はかなり良く合っている。応力の高いところで、両者の差は 10 %程度であり理論計算によって双胴連結部に生じる波浪荷重を比較的精度良く推定出来る。
- IV) 応力が最大になるのは、連結部の甲板梁よりも、単胴の主甲板梁の内側外板側のコーナ部である。

(4) 強度評価

連結部の強度設計に対する指針及び試設計船に対する強度評価を取りまとめるところとなる。

- I) 各荷重成分を重疊して得られる最大応力に対しては、Sway Force による応力の影響が一番大きく、次がHeave Force による応力であり、両者は、ほど程度である。一方、Pitch Moment, Yaw Moment の影響はほとんどない。したがって、連結部の強度設計には、Sway Force, Heave Force の 2つを考えれば良い。
- II) 波浪荷重として水槽試験結果を用いたものと理論計算結果を用いたものの最大直応力を比較すると両者はかなり良く合っている。したがって、双胴連結部に生じる波浪荷重として理論計算による推定値を使って設計を行っても十分である。
- III) 水槽試験結果をベースにした場合、標準幅型で、例えば船幅 $W = 30m$ を波長とし、波高をその $\frac{1}{10}$ と仮定した場合の波高 3 mに対し最大直応力は約 13 kg/mm^2 であり、これは詳細設計の段階で部分的に増厚するとか、溶接継手位置をずらすとかの局部的な対策で済むものと考えられる。
- IV) 今回の同一波長、同一波高での理論計算による波浪荷重をベースとした標準幅型と広幅型との比較によると広幅型の方が応力は低く、双胴間隔を広げても特に問題は生じないという結果が得られた。しかし、広幅型では双胴間隔が広がった分だけコンテナー等の載荷荷重による横強度が厳しくなるなどの問題があり具体的に双胴船を設計する場合にはこれらの点を十分に考慮した設計をする必要がある。

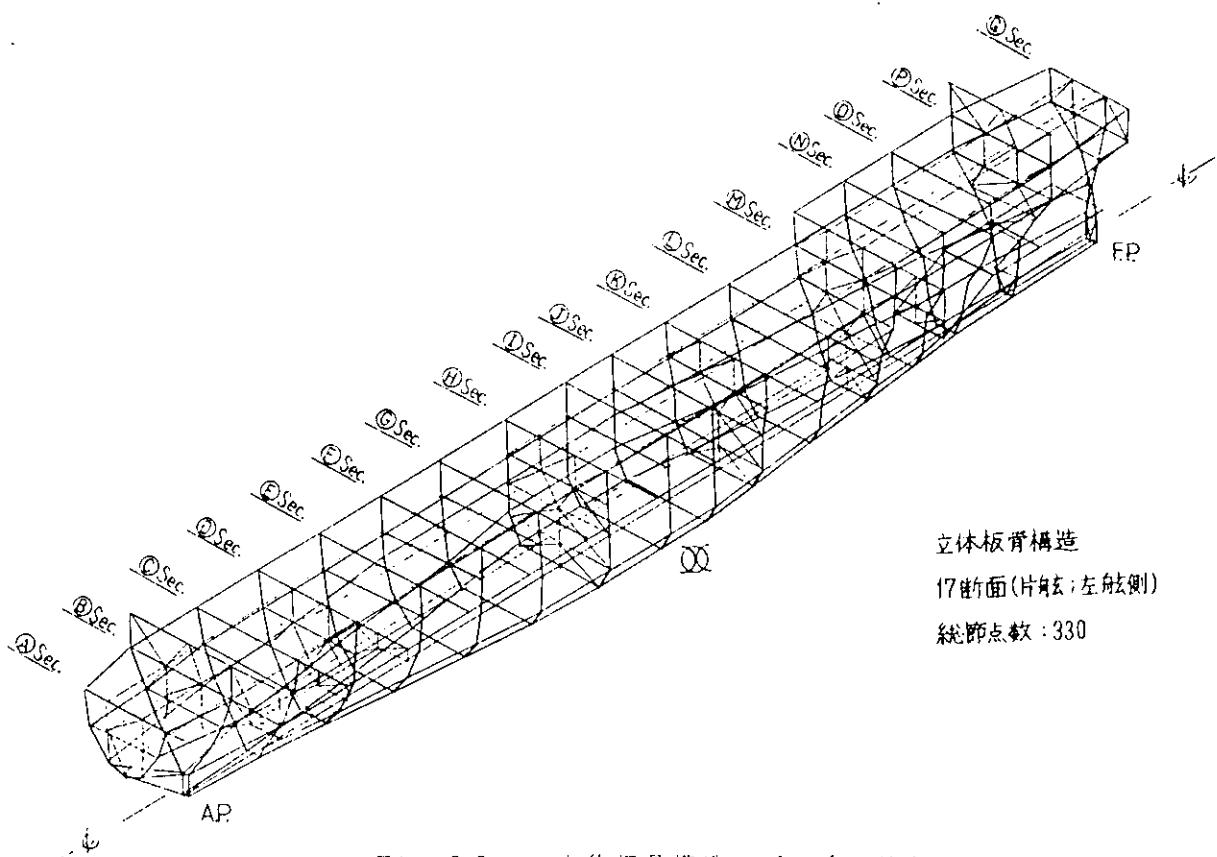


Fig. 3.3.1 立体板骨構造モデル（左舷）

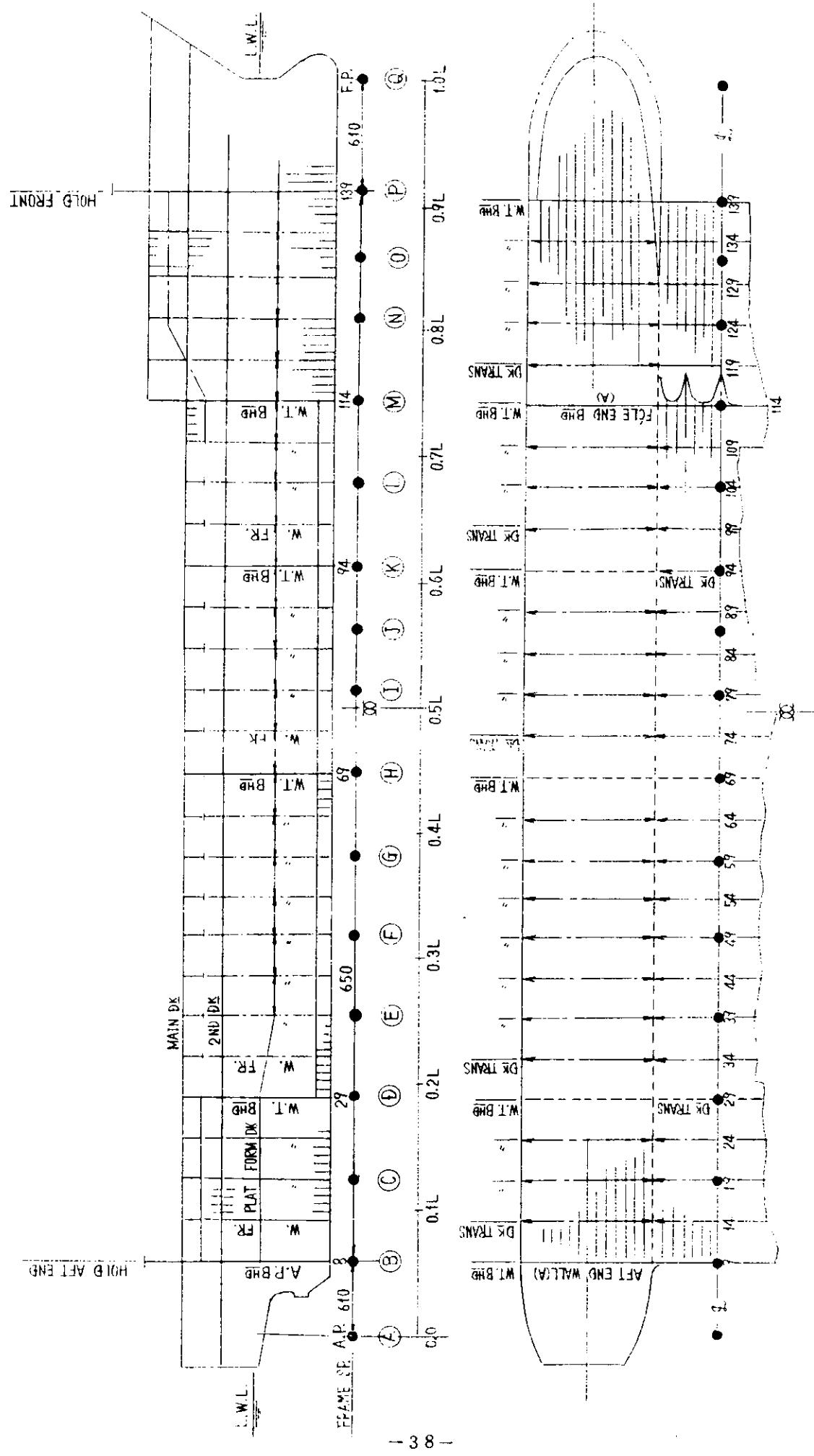


Fig. 3.3.2 モデル化で考慮した横断面

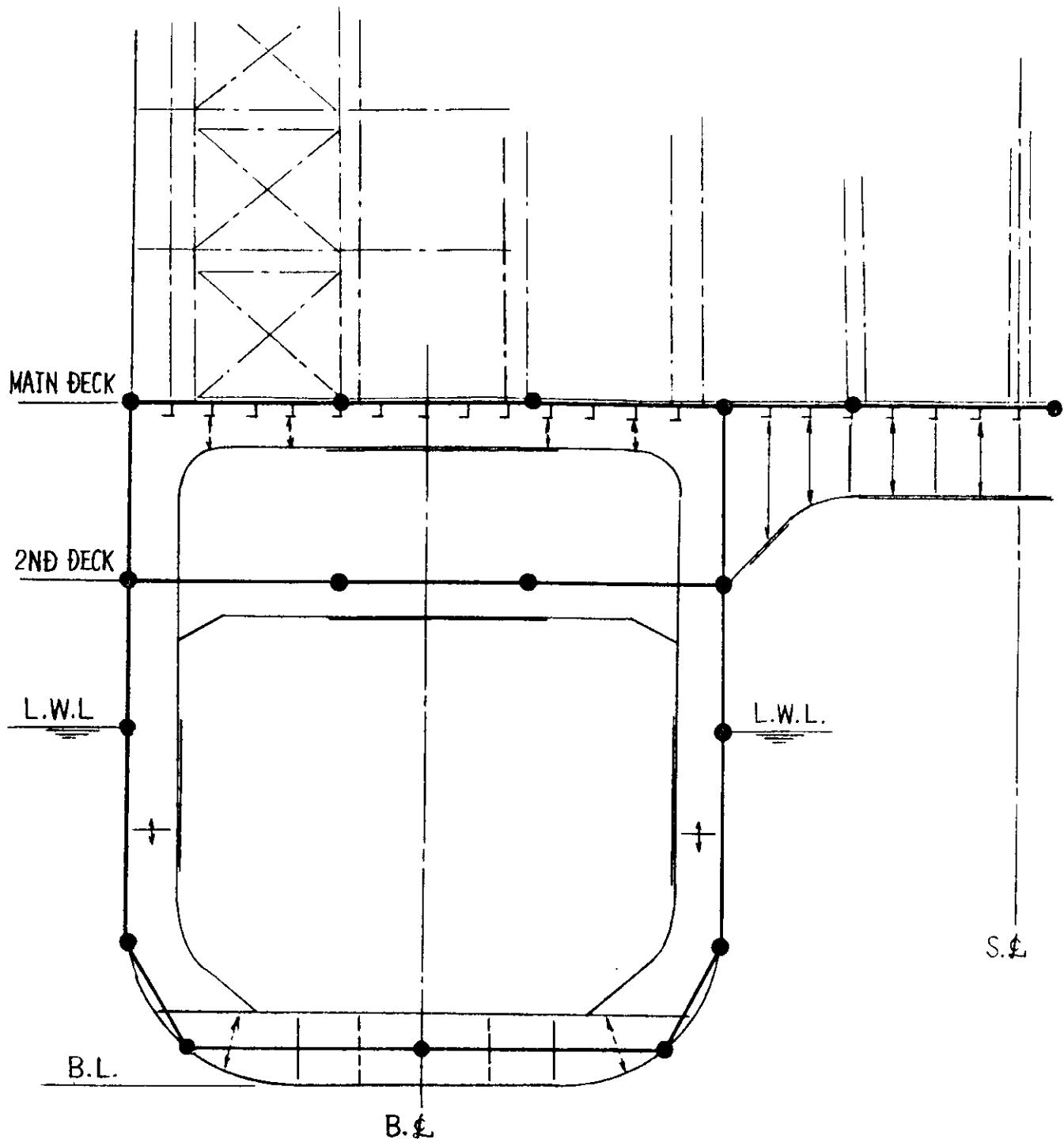


Fig. 3.3.3 横断面内における節点配置

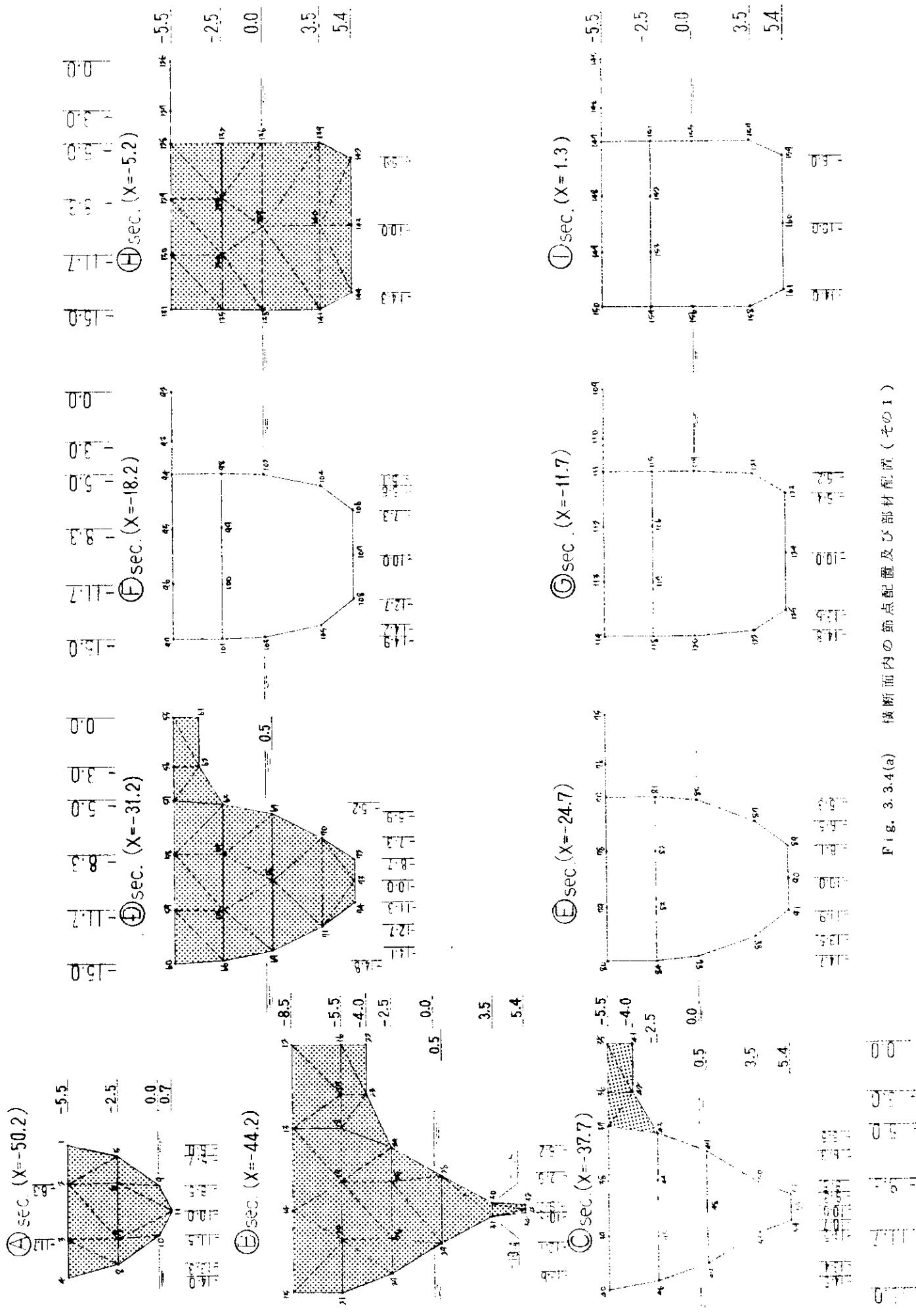
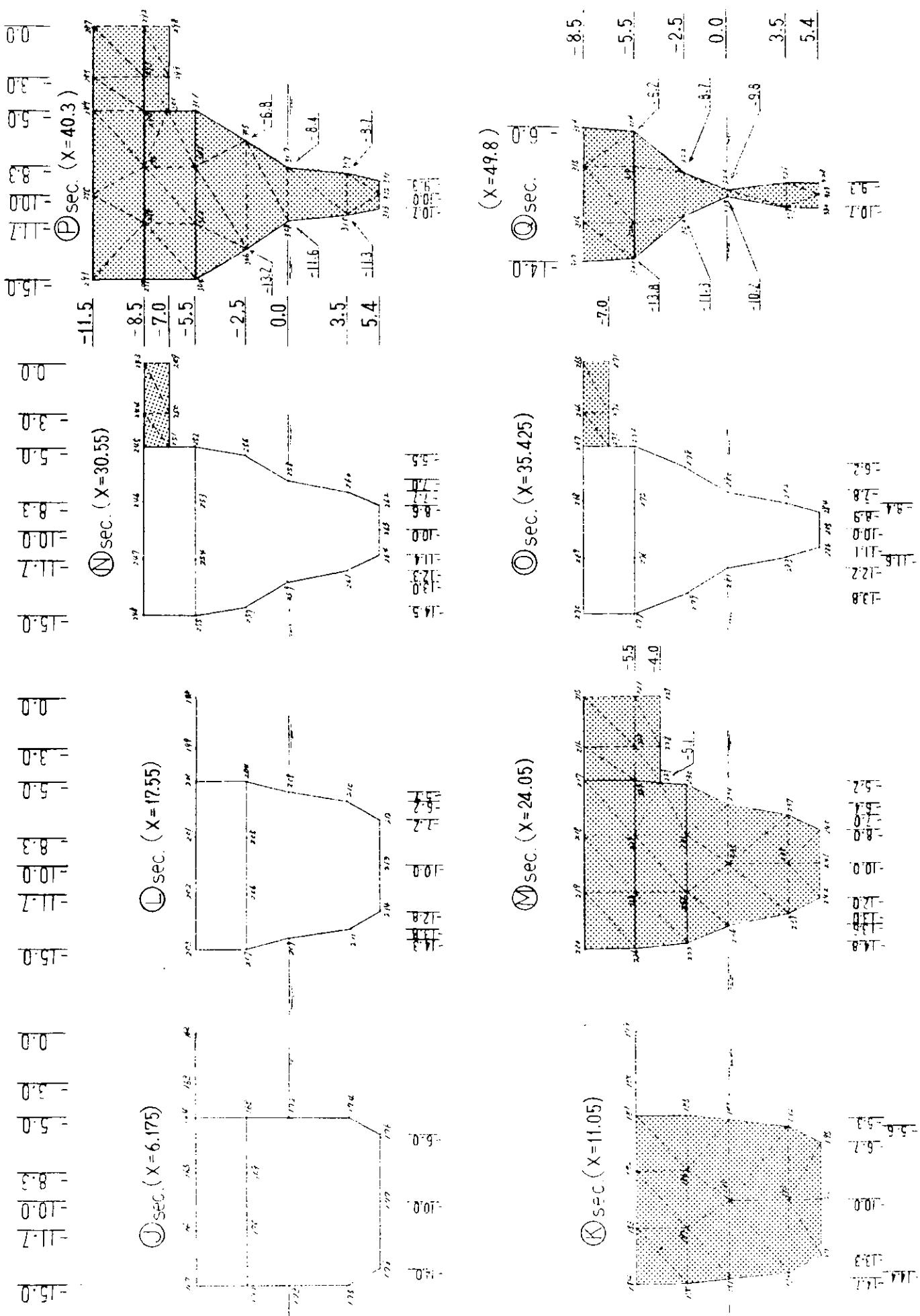


Fig. 3.3.4(a) 横断面内の節点配置及び部材配置(その1)



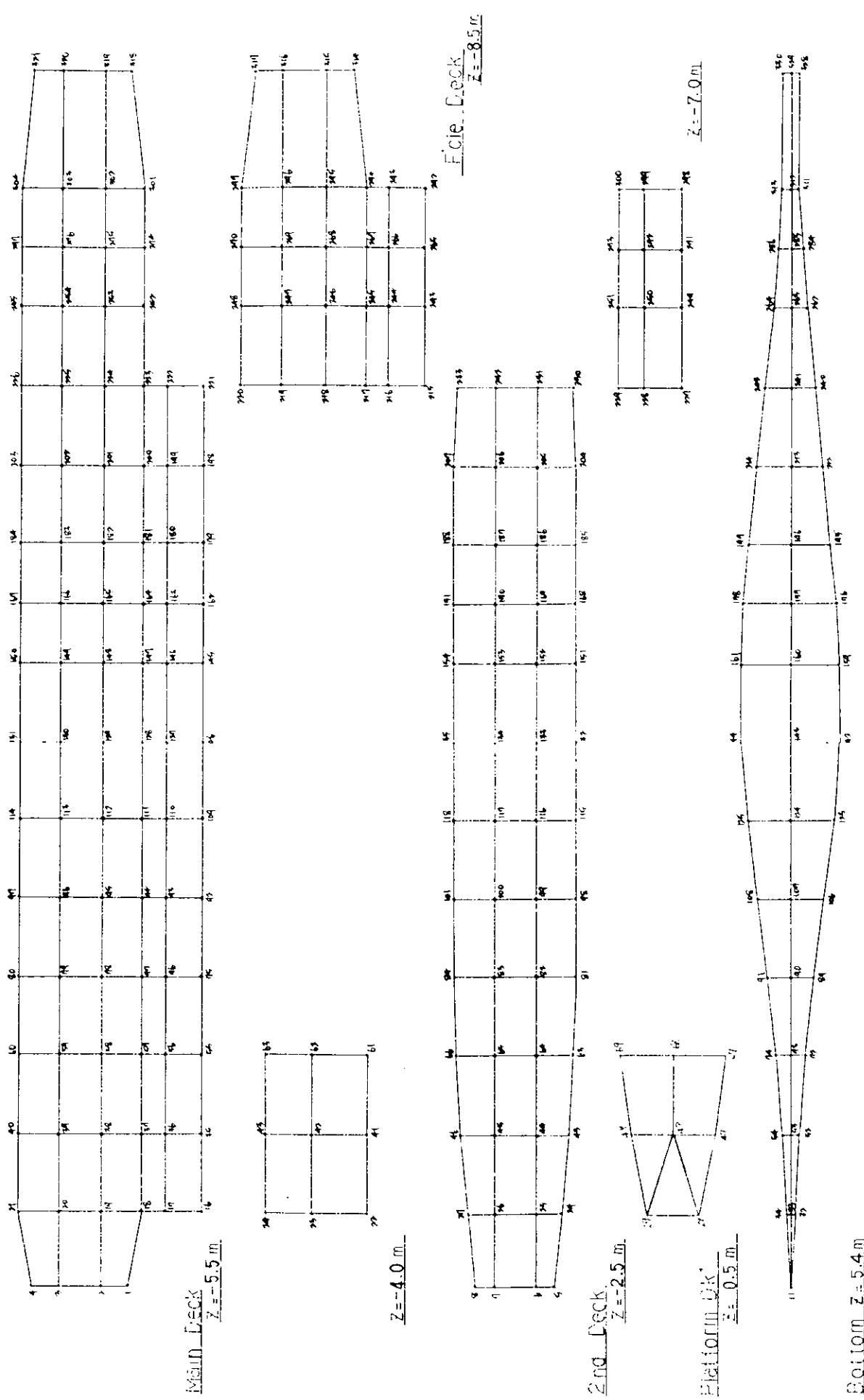
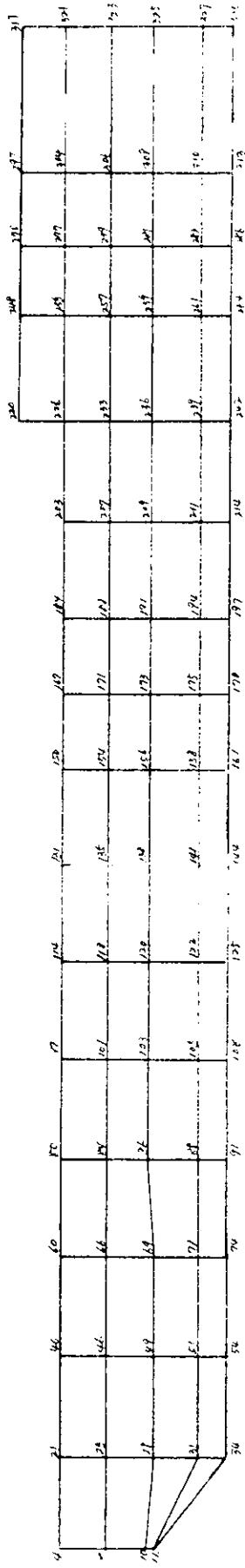


Fig. 3.3.5 甲板、船底外板の節点配置及び部材配置



SIDE SHELL

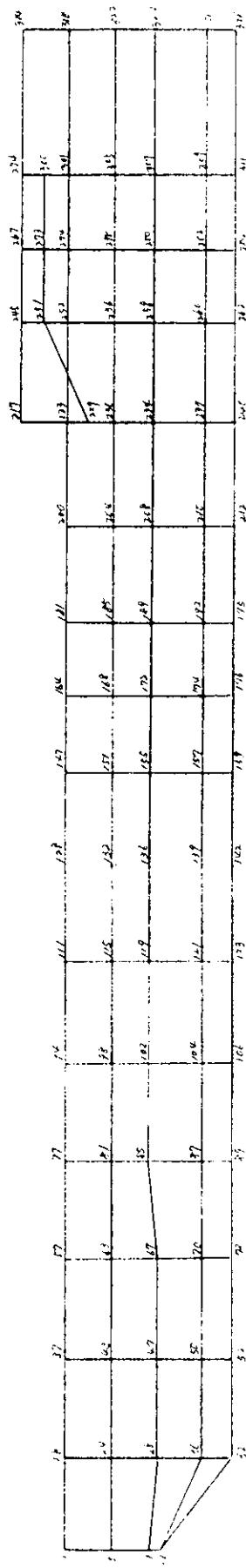


Fig. 3.3.6 船側外板の節点記号及び部材配置

LINER SHEET

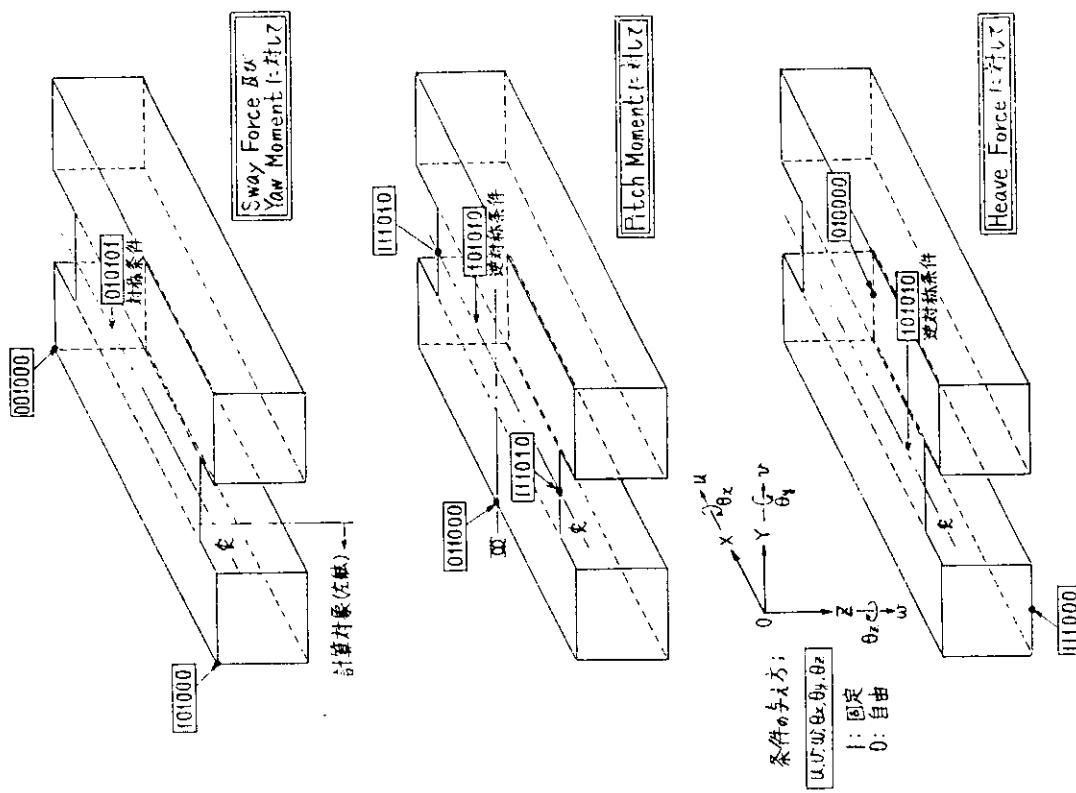


Fig. 3.3.8 境界条件

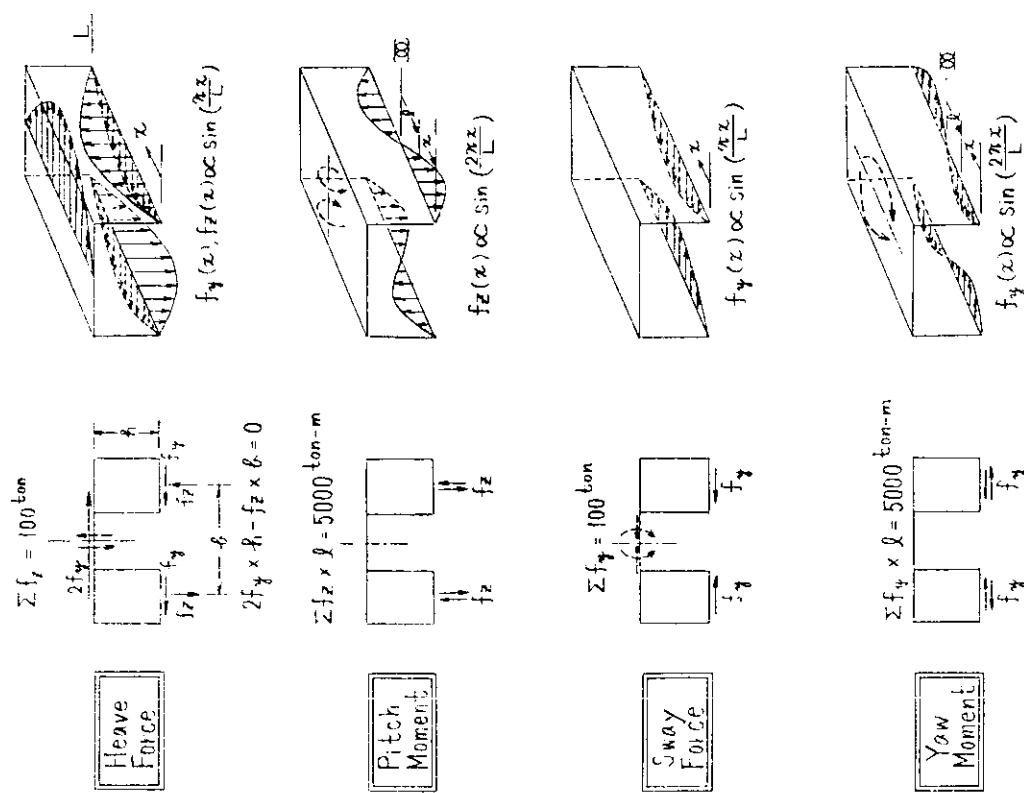


Fig. 3.3.7 荷重ケース

Fig. 3.3.10 Pitch Moment (Cに対する④ Sec.
及び① Sec. の変形 (標準幅型)

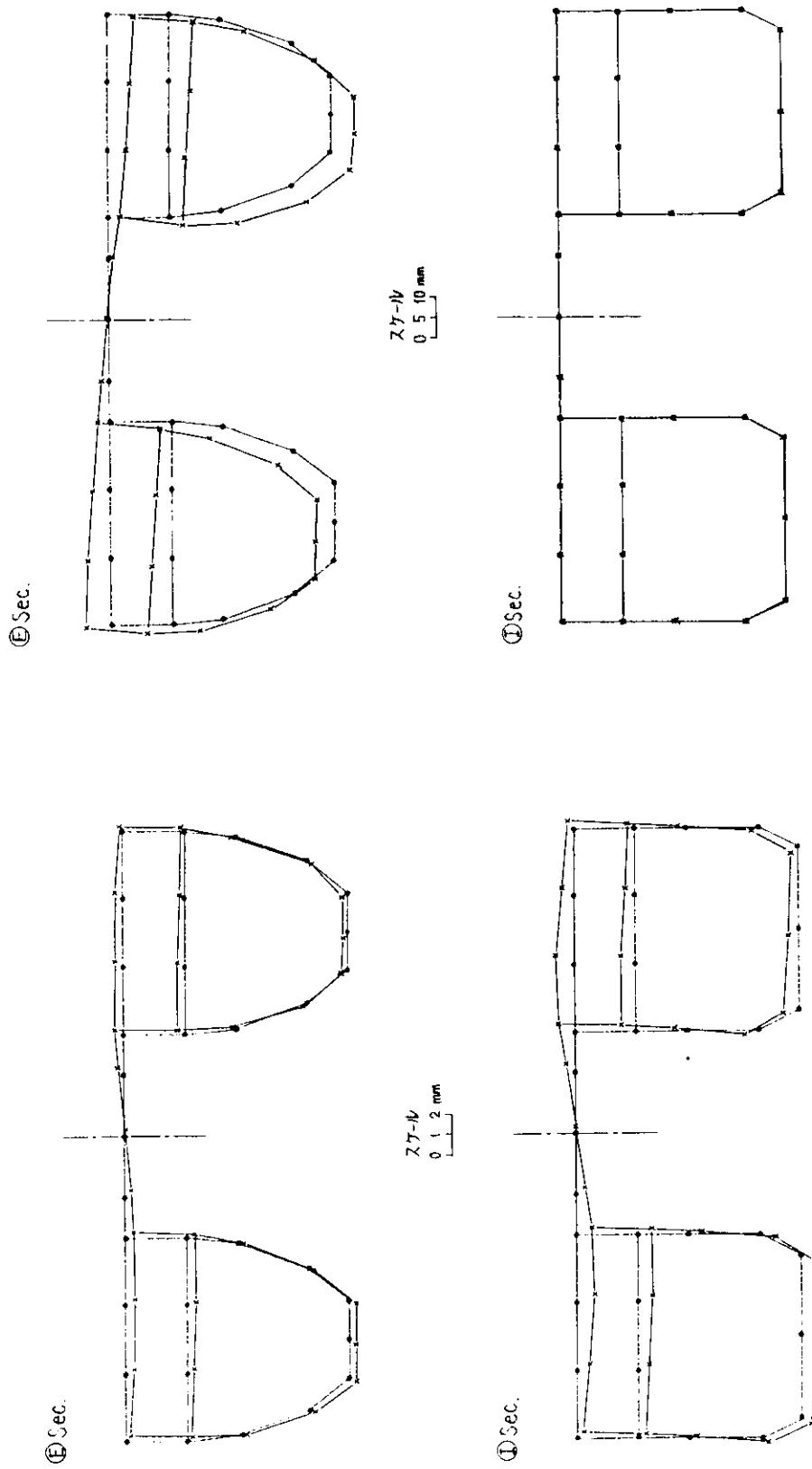


Fig. 3.3.9 Heave Force (Cに対する④ Sec.
及び① Sec. の変形 (標準幅型)

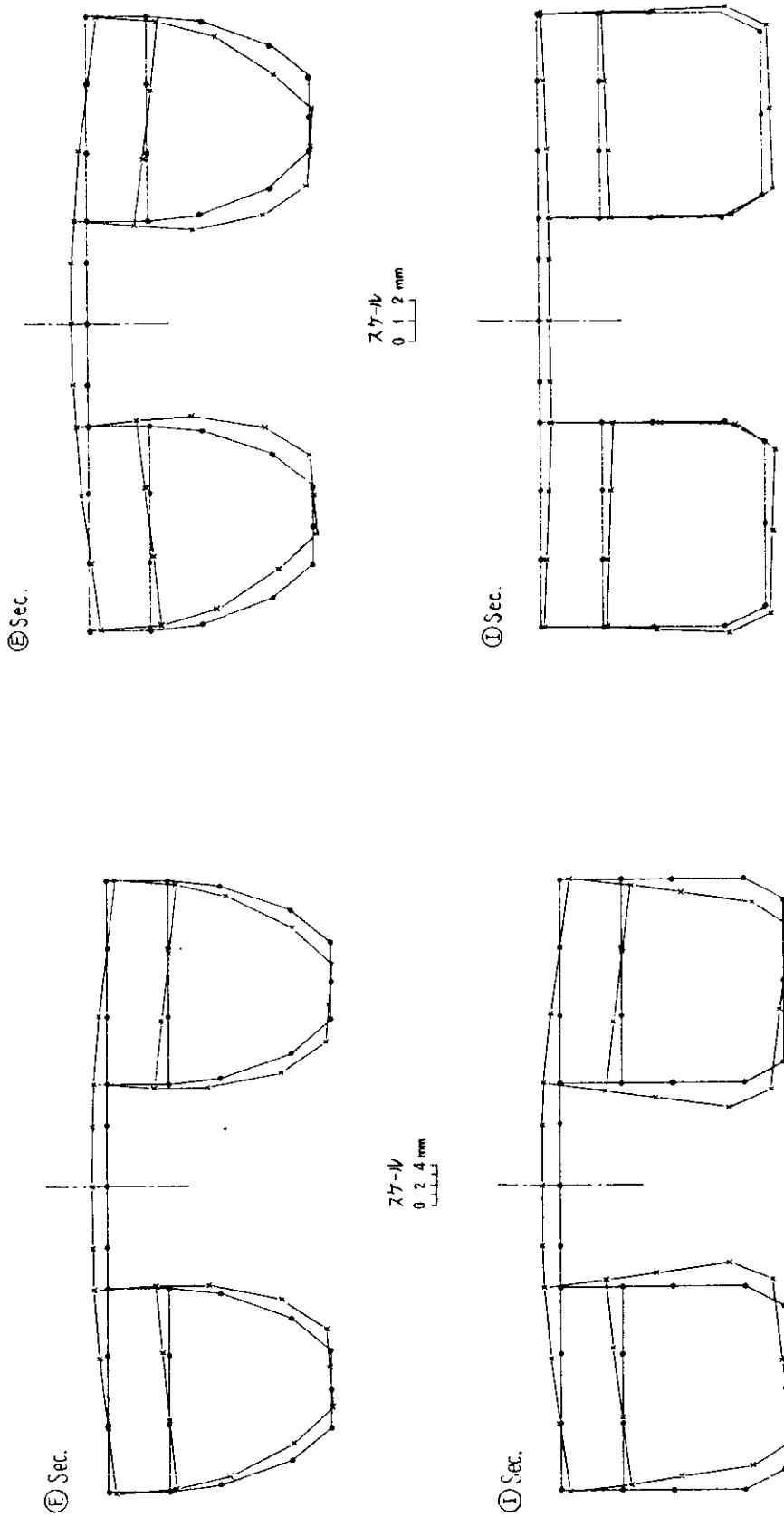
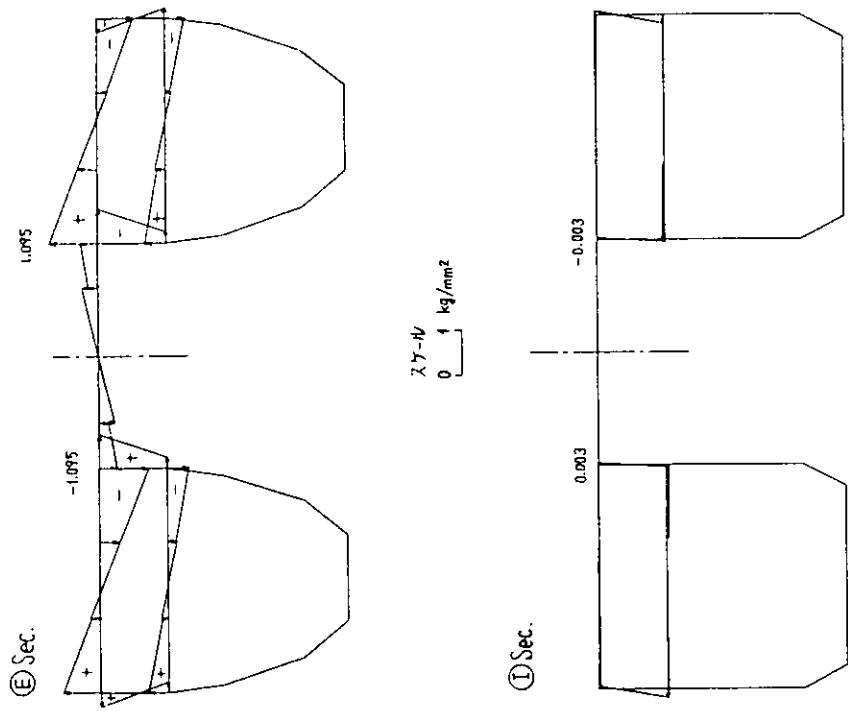
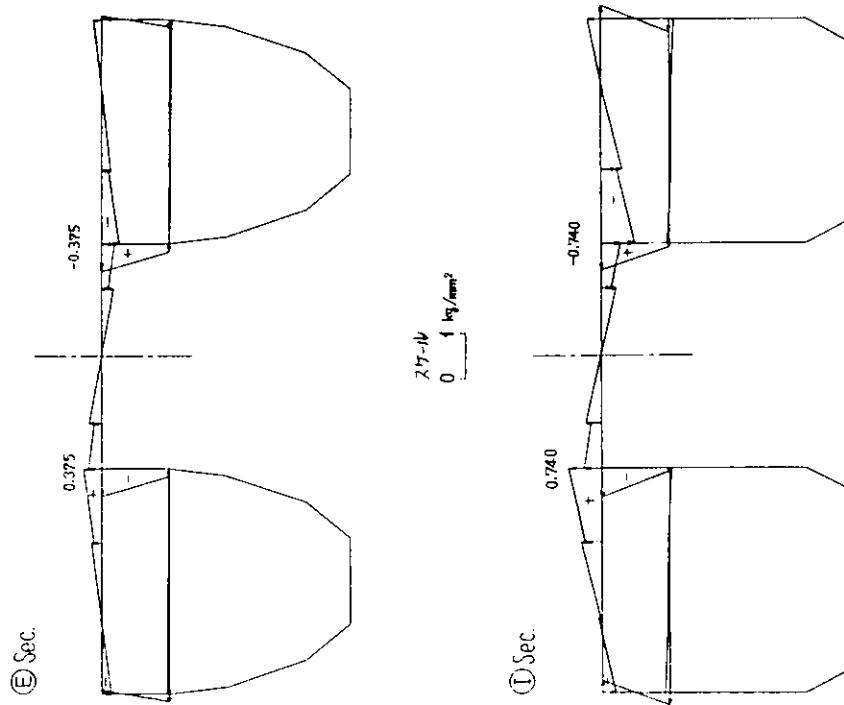
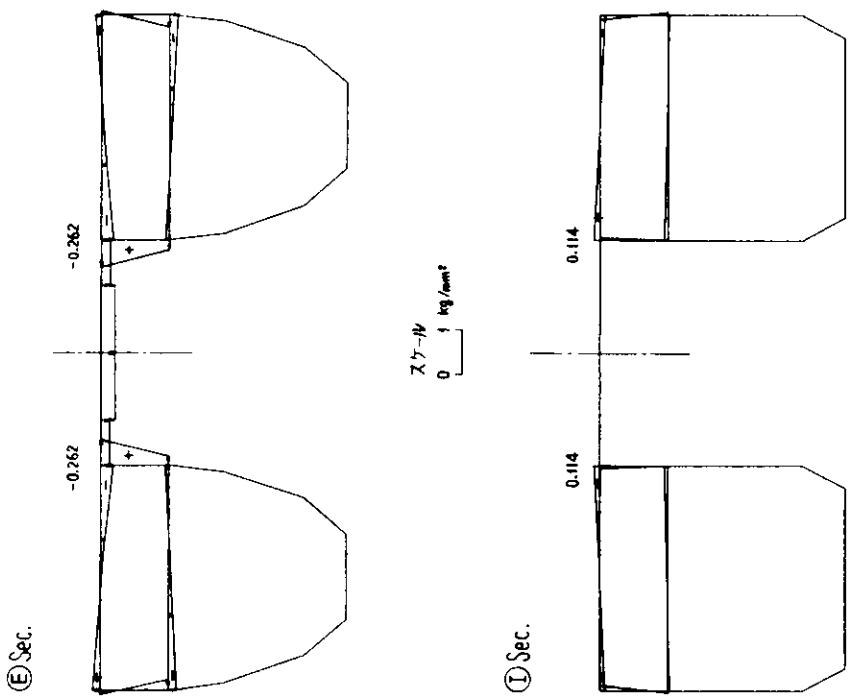
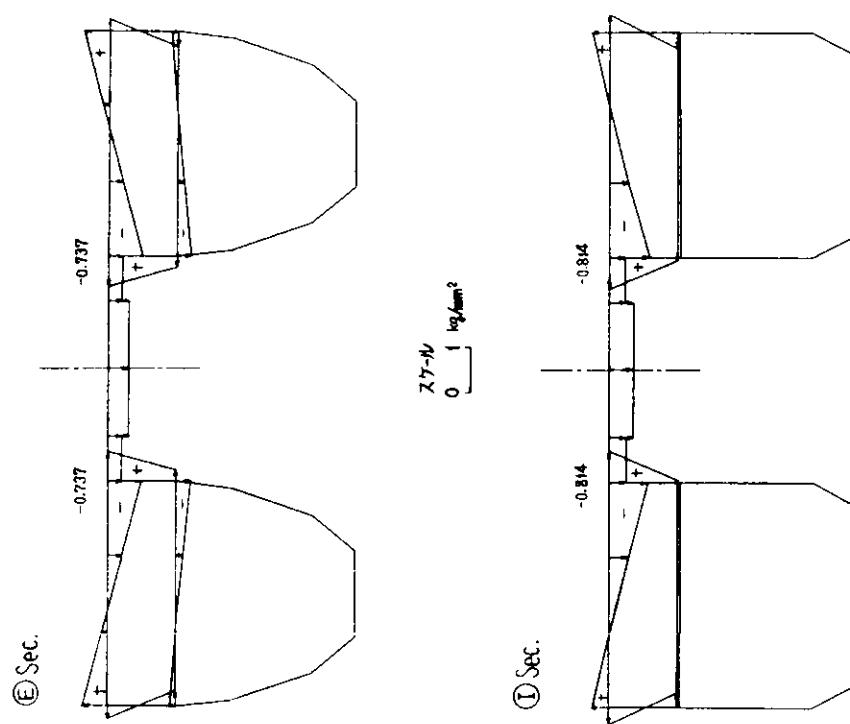


Fig. 3.3.11 Sway Forceに対する④Sec. 及び①Sec. の変形
(標準幅型)

Fig. 3.3.12 Yaw Momentに対する④Sec. 及び①Sec. の変形
(標準幅型)





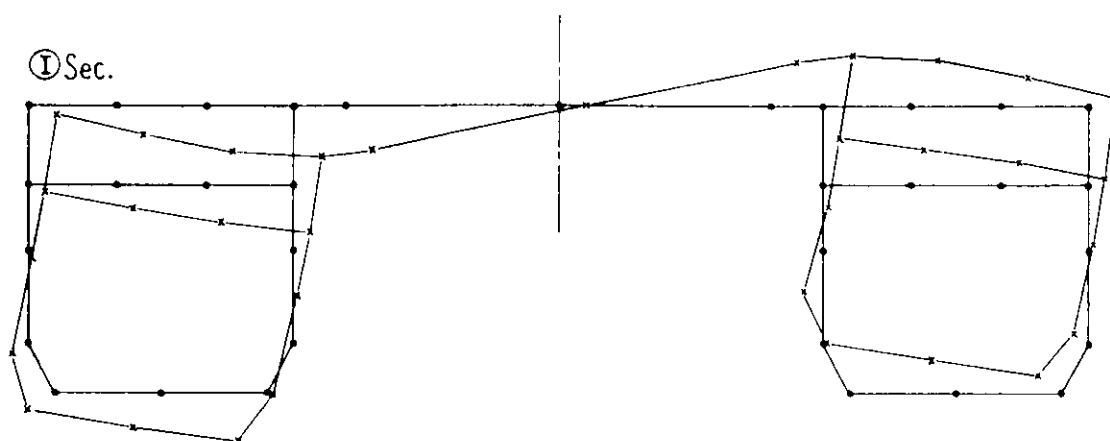
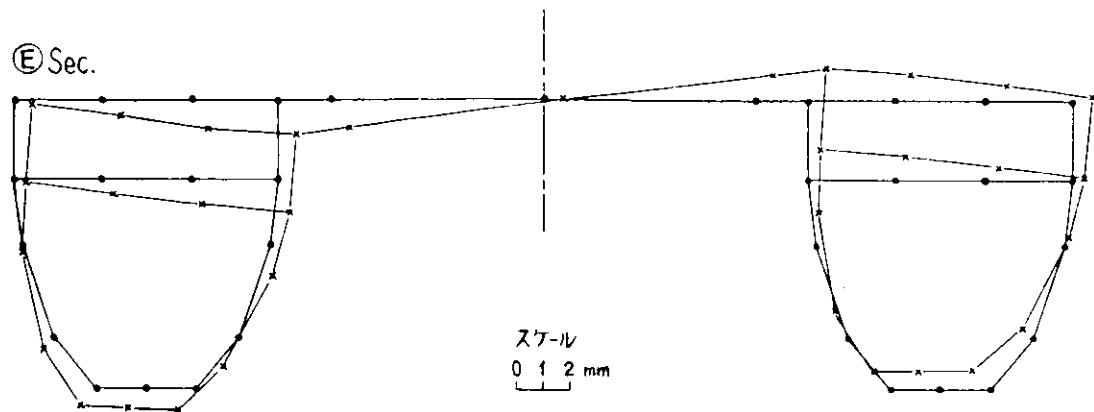


Fig. 3.3.17 Heave Forceに対する⑤ Sec. 及び① Sec. の変形(広幅型)

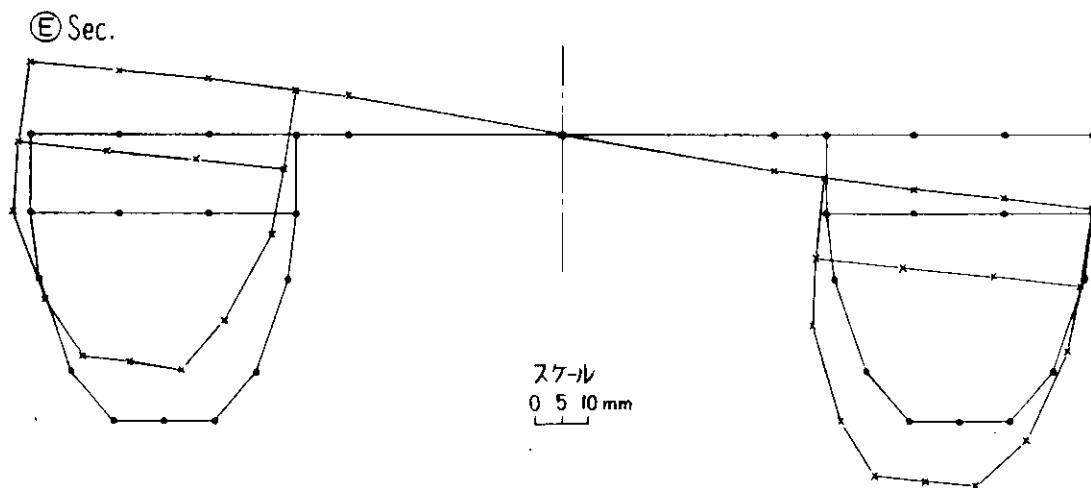


Fig. 3.3.18 Pitch Momentに対する⑤ Sec. 及び① Sec. の変形(広幅型)

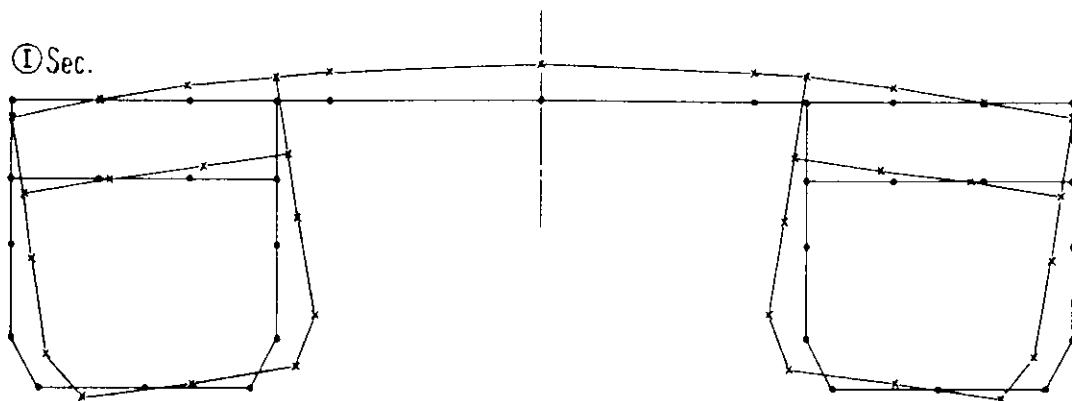
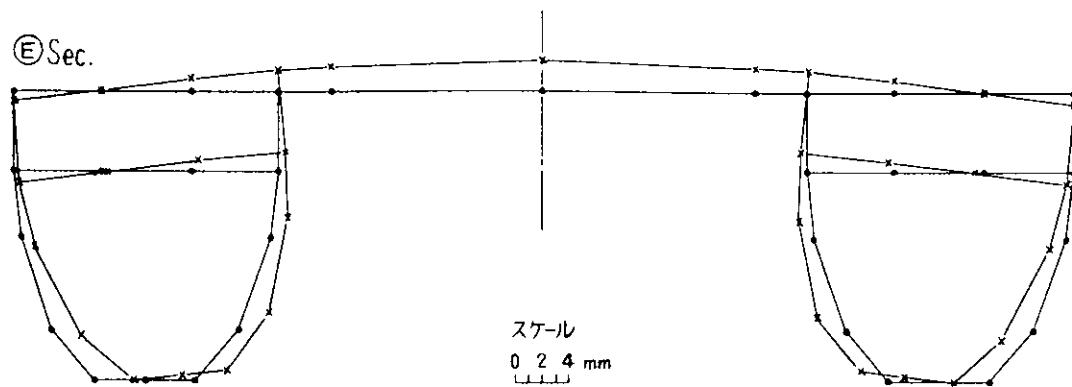


Fig. 3.3.19 Sway Forceに対する⑩ Sec. 及び⑪ Sec. の変形(広幅型)

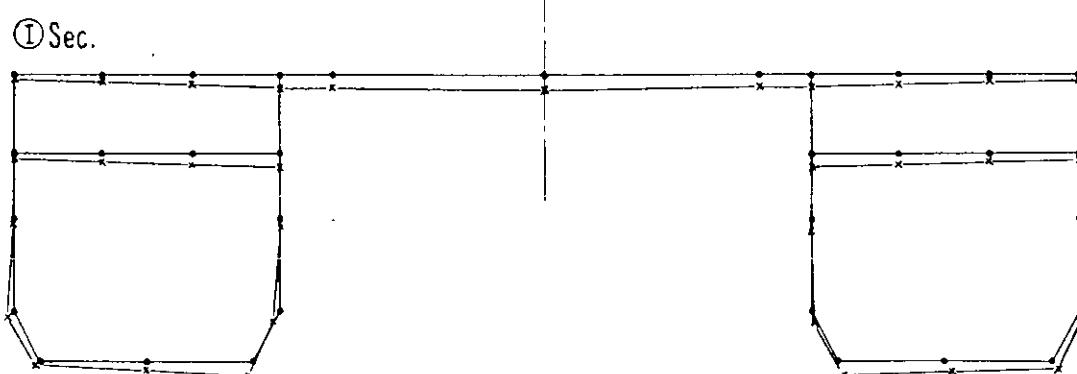
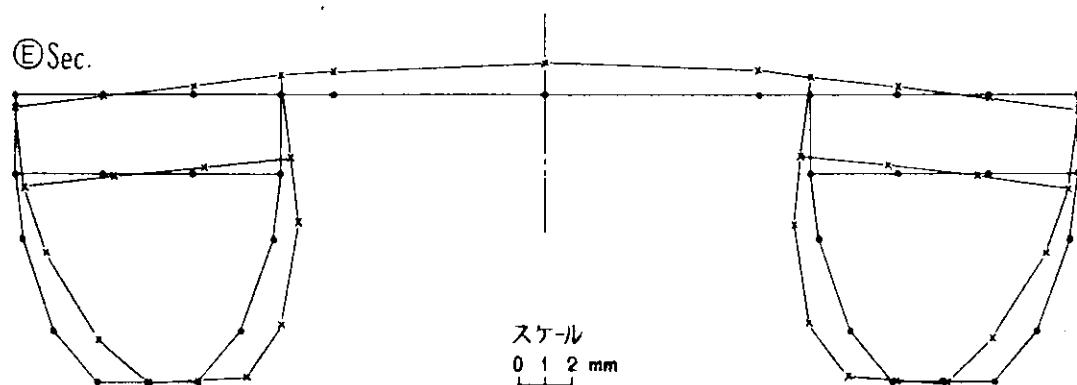


Fig. 3.3.20 Yaw Momentに対する⑩ Sec. 及び⑪ Sec. の変形(広幅型)

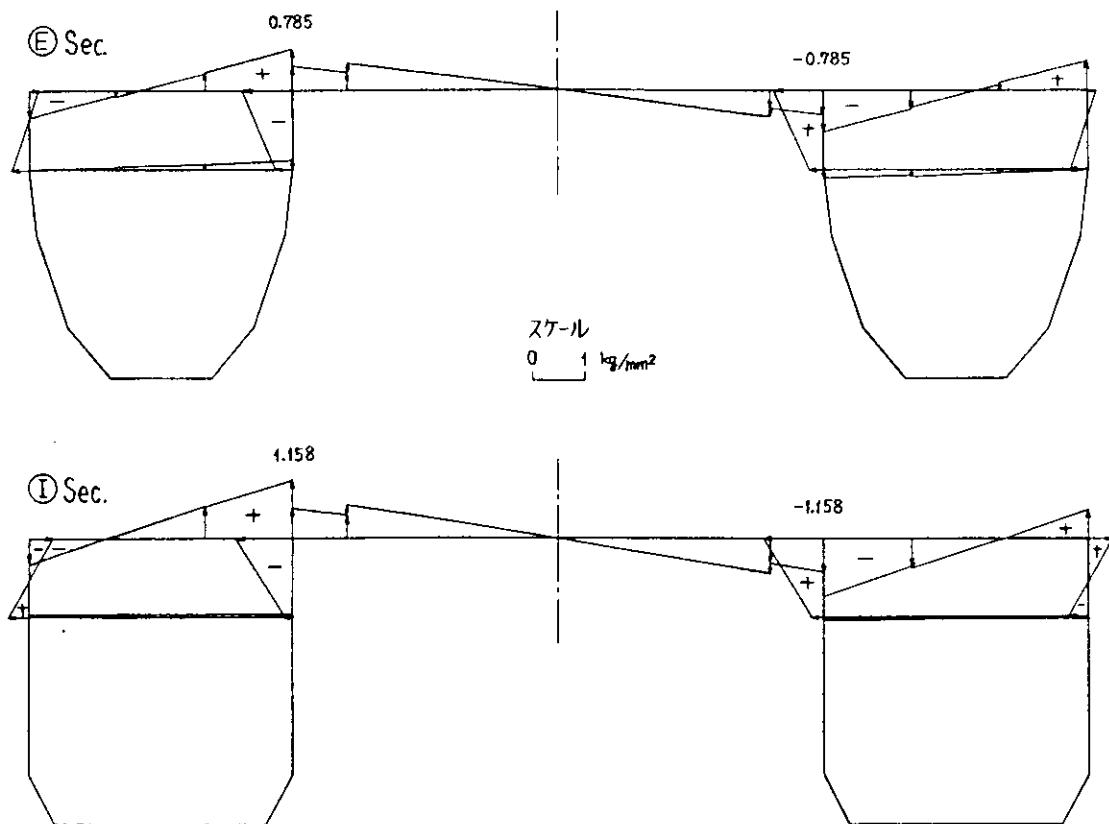


Fig. 3.3.21 Heave Forceに対する④ Sec. 及び① Sec. の面材直応力(広幅型)

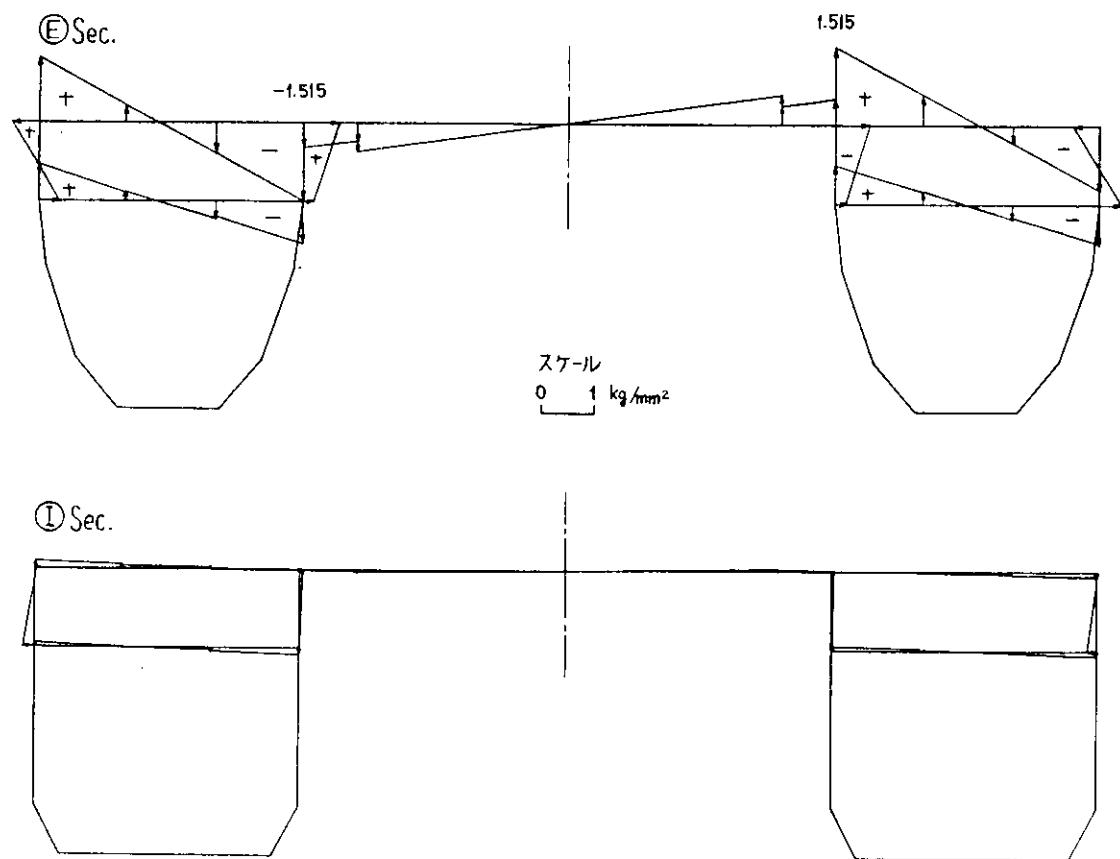


Fig. 3.3.22 Pitch Momentに対する④ Sec. 及び① Sec. の面材直応力(広幅型)

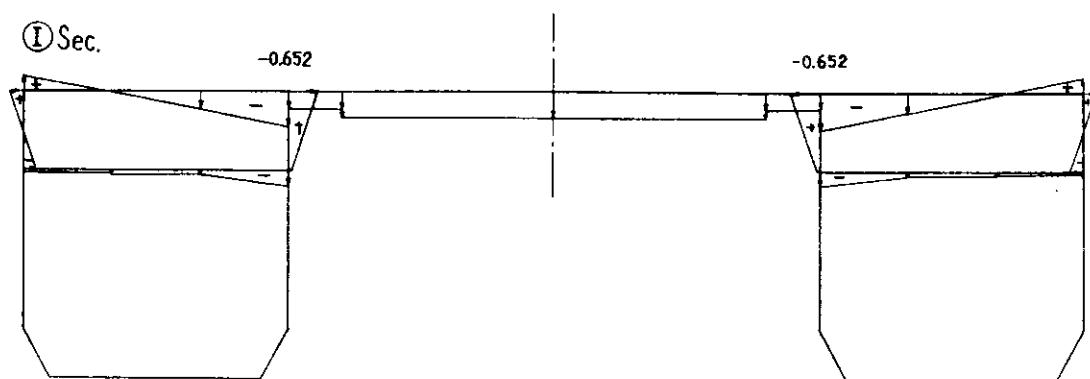
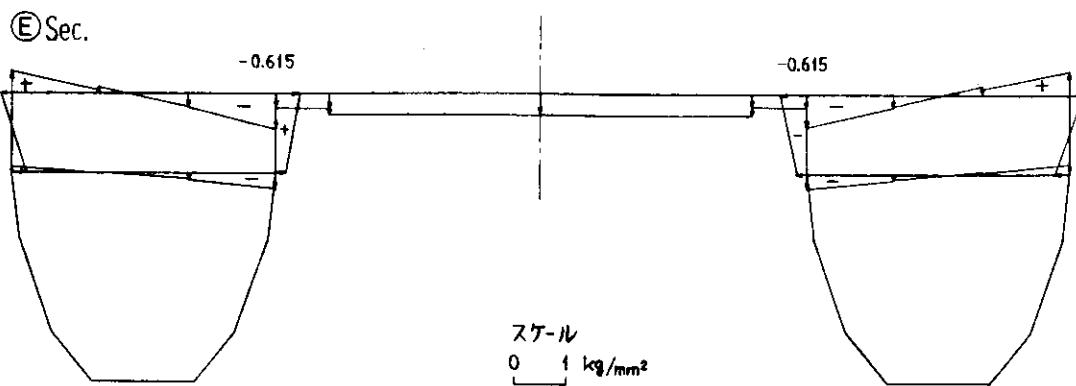


Fig. 3.3.23 Sway Forceに対する④ Sec. 及び① Sec. の面材直応力(広幅型)

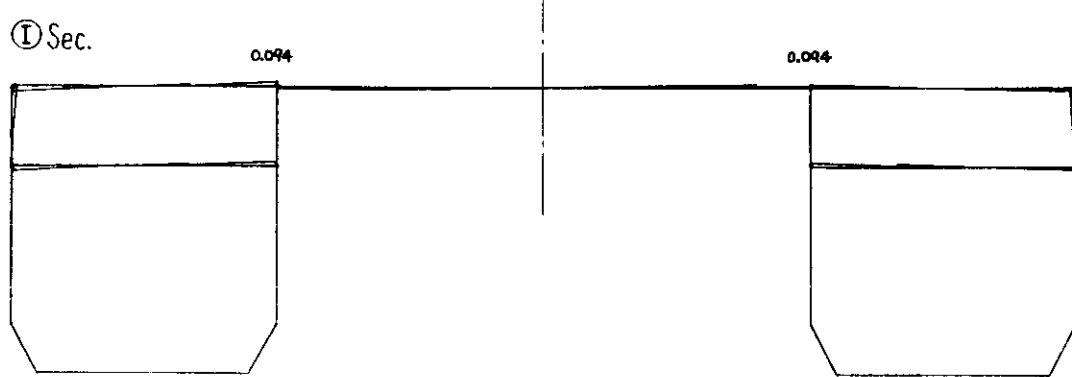
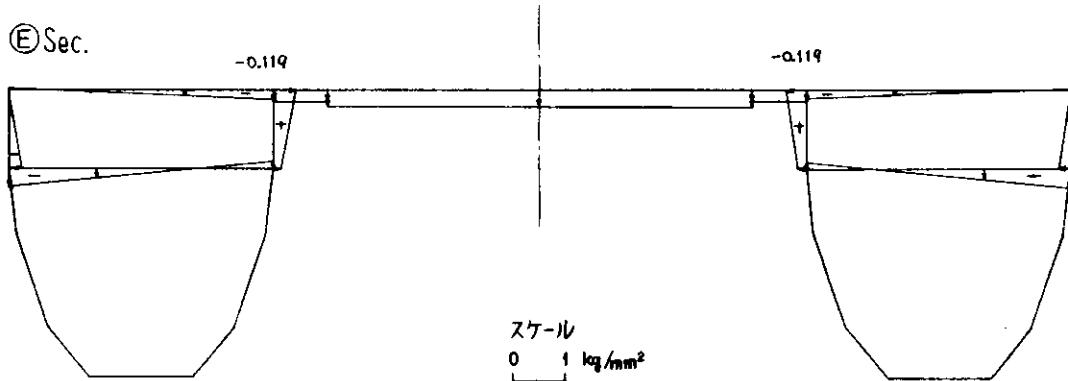


Fig. 3.3.24 Yaw Momentに対する④ Sec. 及び① Sec. の面材直応力(広幅型)

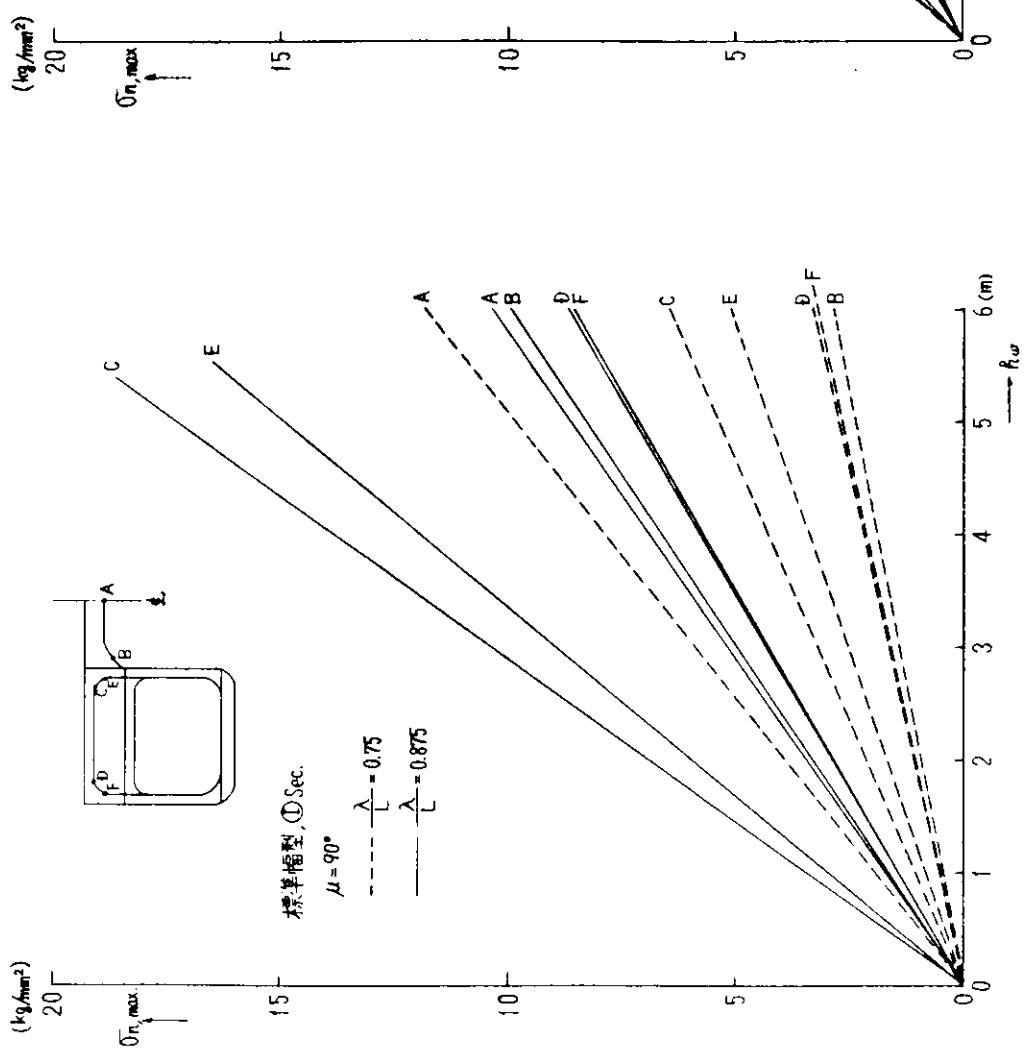
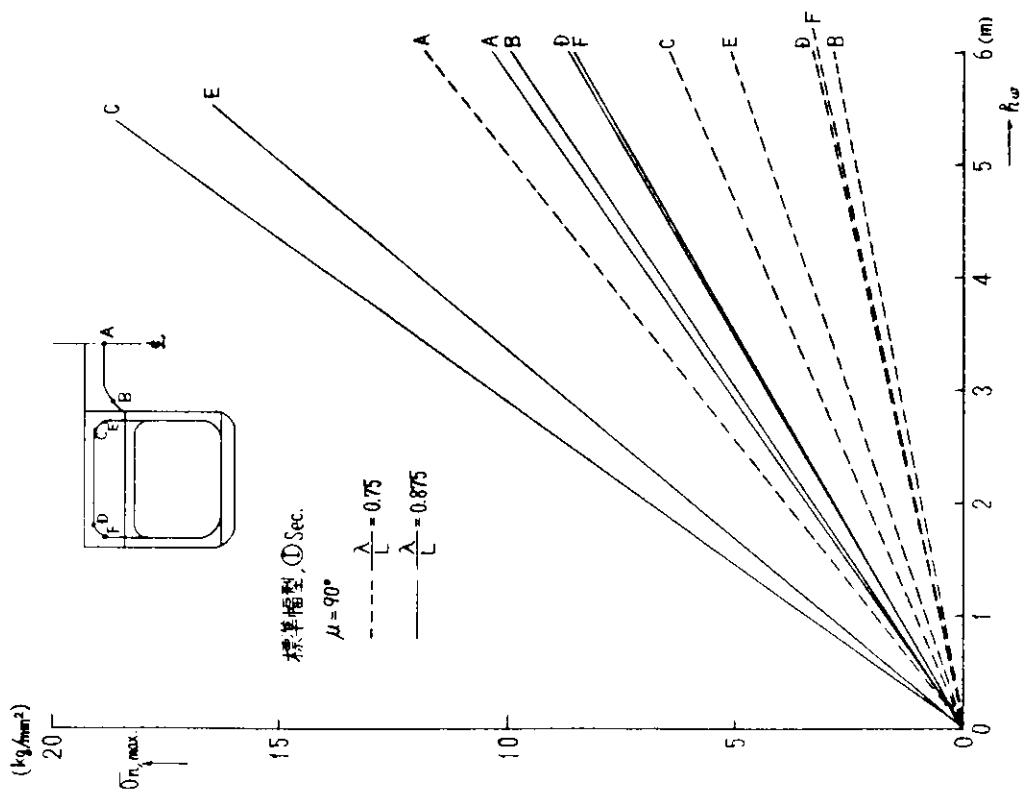


Fig. 3.3.25 最大直応力と波高の関係(標準幅型, ① Sec.)
 —理論計算による波浪荷重を使用—

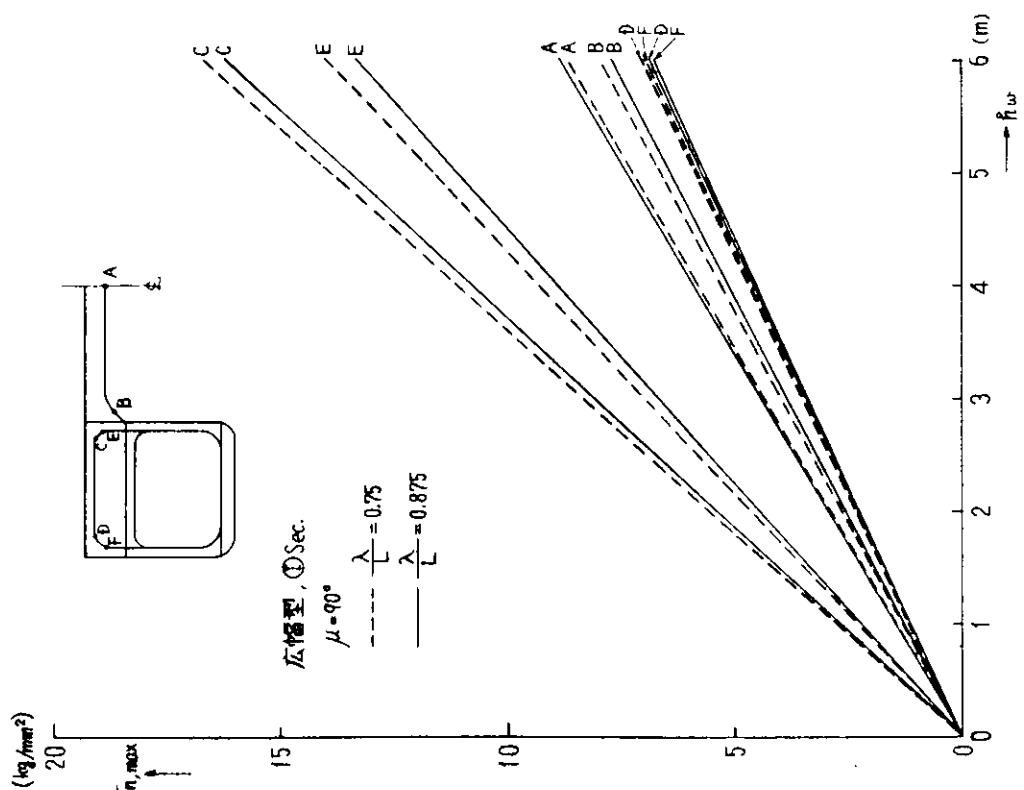
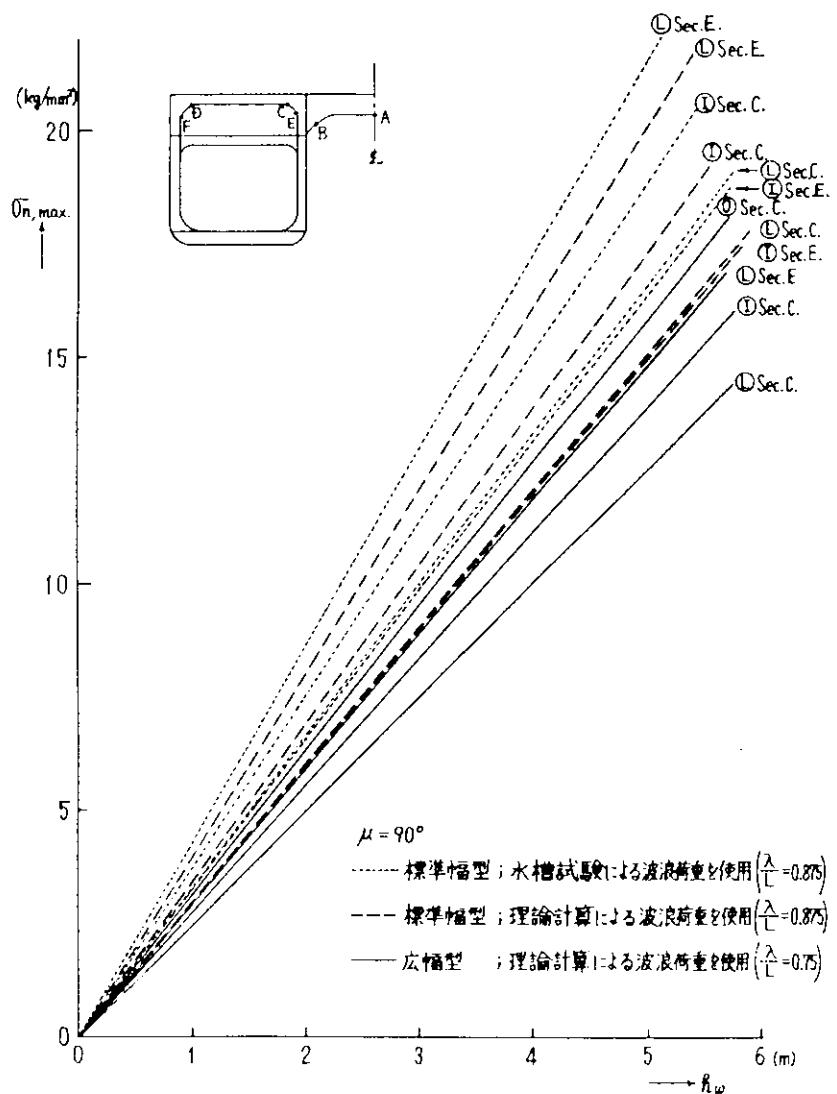


Fig. 3.3.26 最大直応力と波高の関係(幅幅型, ① Sec.)



F i g. 3.3.27 応力の高い点の最大直応力と波高の関係－標準幅型と広幅型の比較－

Table 3.3.1 単位荷重による横断面内の変位

横断面 位置 Sec.	荷重 船型 Position	Heave Force				Pitch Moment				Sway Force				Yaw Moment			
		標準幅型		広幅型		標準幅型		広幅型		標準幅型		広幅型		標準幅型		広幅型	
		δ_h	δ_r	δ_h	δ_r	δ_h	δ_r	δ_h	δ_r	δ_h	δ_r	δ_h	δ_r	δ_h	δ_r	δ_h	δ_r
(E)	A	0.25	0.00	0.64	0.00	-0.05	0.00	-0.18	0.00	0.00	1.54	0.00	2.44	0.00	0.75	0.00	1.24
	B	0.25	-0.40	0.64	-1.21	-0.05	2.99	-0.19	8.59	-0.01	1.32	-0.01	1.65	-0.00	0.59	-0.00	0.71
	C	0.26	-0.18	0.67	-0.15	-0.07	6.75	-0.22	13.90	-0.03	-0.78	-0.03	-0.89	-0.01	-0.55	-0.01	-0.58
	D	0.21	-0.41	0.46	-1.22	-1.47	3.00	-2.24	8.60	0.43	1.32	0.58	1.65	0.33	0.59	0.41	0.71
	E	0.20	-0.18	0.43	-0.15	-1.46	6.75	-2.23	13.90	0.45	-0.77	0.61	-0.90	0.35	-0.56	0.42	-0.58
	F	-0.22	-0.31	-0.70	-0.83	-4.43	4.23	-6.53	10.31	2.25	0.62	2.76	0.81	1.61	0.15	1.81	0.02
	G	-0.22	-0.33	-0.70	-0.57	-4.43	5.67	-6.53	12.32	2.25	-0.09	2.76	0.07	1.61	-0.13	1.81	-0.01
(I)	A	0.43	0.00	1.03	0.00	0.05	0.00	0.08	0.00	0.00	1.80	0.00	2.80	0.00	-0.53	0.00	-0.59
	B	0.43	-0.74	1.03	-1.86	0.05	0.07	0.07	0.20	0.01	1.54	0.01	1.88	0.01	-0.51	0.01	-0.52
	C	0.44	-0.34	1.05	-0.37	0.00	0.00	0.00	0.00	-0.00	-0.91	0.01	-1.05	0.02	-0.17	0.03	-0.17
	D	0.33	-0.75	0.65	-1.87	0.06	0.07	0.10	0.20	0.67	1.54	0.84	1.88	-0.04	-0.51	-0.04	-0.52
	E	0.31	-0.34	0.61	-0.37	0.06	0.00	0.10	0.00	0.70	-0.91	0.86	-1.05	-0.04	-0.17	-0.04	-0.17
	F	-0.28	-0.73	-0.92	-1.73	-0.01	0.07	0.09	0.18	2.83	1.28	3.37	1.58	-0.25	-0.48	-0.25	-0.49
	G	-0.28	-0.42	-0.92	-0.56	-0.01	0.01	0.09	0.02	2.83	-0.66	3.37	-0.75	-0.25	-0.20	-0.25	-0.21
(L)	A	0.37	0.00	0.92	0.00	0.46	0.00	0.73	0.00	0.00	1.80	0.00	2.79	0.00	-1.37	0.00	-1.82
	B	0.37	-0.52	0.91	-1.37	0.46	-1.94	0.73	-5.40	0.01	1.51	0.02	-1.84	0.01	-1.18	-0.02	-1.27
	C	0.38	-0.16	0.93	-0.08	0.47	-4.03	0.74	-8.46	0.01	-0.79	0.02	-9.12	-0.02	0.10	-0.03	0.11
	D	0.31	-0.52	0.63	-1.37	1.24	-1.95	1.86	-5.40	0.60	1.51	0.77	-1.84	-0.40	-1.18	-0.47	-1.27
	E	0.29	-0.16	0.60	-0.08	1.22	-4.03	1.84	-8.46	0.63	-0.79	0.79	-0.91	-0.42	0.11	-0.48	0.11
	F	-0.16	-0.44	-0.64	-1.07	2.81	-2.45	4.25	-6.13	2.60	0.98	3.11	1.21	-1.65	-0.85	-1.78	-0.92
	G	-0.16	-0.29	-0.64	-0.42	2.81	-3.60	4.25	-7.80	2.60	-0.26	3.11	-0.29	-1.65	-0.23	-1.78	-0.24
(O)	A	0.22	0.00	0.69	0.00	-0.30	0.00	-0.47	0.00	0.00	1.28	0.00	1.68	0.00	-1.88	0.00	-2.21
	B	0.23	-0.18	0.71	-0.68	-0.29	-3.14	2.11	-10.11	-0.01	1.23	0.28	1.50	0.01	-1.80	-0.42	-1.97
	C	0.23	-0.01	0.74	0.14	-0.28	-7.94	2.06	-17.31	-0.02	-0.37	0.31	-0.43	0.02	0.36	-0.48	0.39
	D	0.26	-0.18	0.76	-0.69	1.34	-3.15	4.29	-11.00	0.22	1.23	0.83	1.29	-0.36	-1.80	-1.17	-1.68
	E	0.26	-0.01	0.74	0.14	1.32	-7.94	4.30	-16.41	0.25	-0.37	0.83	-0.22	-0.42	0.36	-1.17	0.12
	F	-0.03	-0.11	-0.32	-0.37	6.35	-5.05	9.66	-12.93	2.08	0.59	2.52	0.73	-3.06	-0.91	-3.34	-1.00
	G	-0.03	-0.10	-0.32	-0.21	6.35	-6.15	9.66	-14.58	2.08	0.26	2.52	0.33	-3.06	-0.52	-3.34	-0.56

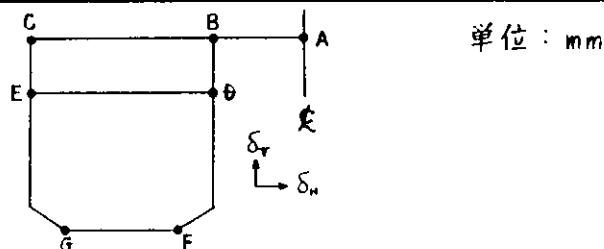


Table 3.3.2 単位荷重による面材の直応力

横断面	荷重 船型 位置	Heave Force		Pitch Moment		Sway Force		Yaw Moment	
		標準幅型	広幅型	標準幅型	広幅型	標準幅型	広幅型	標準幅型	広幅型
(E)	A	-0.001	-0.005	0.006	0.013	-0.423	-0.340	-0.315	-0.237
	B	0.269	0.431	-0.387	-0.436	-0.281	-0.224	-0.211	-0.158
	C	0.375	0.785	-1.095	-1.515	-0.737	-0.615	-0.262	-0.119
	D	-0.190	-0.485	0.821	1.205	0.544	0.466	0.123	0.019
	E	-0.599	-0.962	0.767	0.677	0.642	0.477	0.521	0.405
	F	-0.072	-0.189	0.322	0.477	0.216	0.185	0.047	0.006
(I)	A	0.003	0.003	0.015	0.023	-0.546	-0.454	0.013	0.002
	B	0.371	0.555	-0.009	-0.014	-0.368	-0.305	0.003	-0.003
	C	0.740	1.158	0.003	-0.021	-0.814	-0.652	0.114	-0.094
	D	-0.298	-0.495	0.091	0.145	0.372	0.288	-0.113	-0.099
	E	-0.678	-1.045	0.072	0.105	0.669	0.518	-0.045	-0.029
	F	-0.278	-0.466	-0.052	-0.041	0.360	0.279	-0.100	-0.087
(L)	A	0.004	0.005	0.005	0.004	-0.622	-0.485	0.420	0.306
	B	0.360	0.547	0.389	0.398	-0.428	-0.336	0.293	0.216
	C	0.530	0.880	0.804	0.956	-0.734	-0.576	0.350	0.203
	D	-0.254	-0.457	-0.507	-0.650	0.389	0.303	-0.111	-0.024
	E	-0.776	-1.199	-0.786	-0.801	0.890	0.685	-0.602	-0.433
	F	-0.098	-0.181	-0.203	-0.265	0.163	0.129	-0.047	-0.012
(O)	A	—	—	—	—	—	—	—	—
	B	—	—	—	—	—	—	—	—
	C	0.303	0.660	0.805	1.544	-0.839	-0.931	1.117	1.114
	D	-0.228	-0.495	-0.518	-1.023	0.593	0.663	-0.699	-0.695
	E	0.007	0.015	0.014	0.045	-0.017	-0.036	0.025	0.054
	F	-0.216	-0.470	-0.488	-0.972	0.565	0.629	-0.678	-0.673

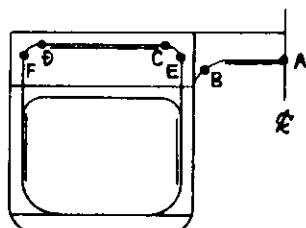
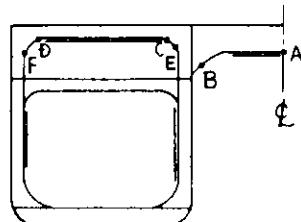
単位 : kg/mm²

Table 3.3.3 波高 1m 当りの面材の最大直応力 ($\mu = 90^\circ$, $\frac{\lambda}{L} = 0.75$)

横断面	船型 応力値 位置	標準幅型*)				広幅型			
		最大応力	最大応力発生時の各荷重成分の応力 Heave Force Pitch Moment Sway Force Yaw Moment	最大応力	最大応力発生時の各荷重成分の応力 Heave Force Pitch Moment Sway Force Yaw Moment				
(E)	A	1.586	0.003 -0.002	1.502	0.082				
	B	0.546	-0.234 0.018	0.708	0.053				
	C	1.981	-1.121 0.416	2.618	0.069				
	D	1.708	-0.568 0.312	1.932	0.032				
	E	1.265	-0.521 0.037	1.618	0.131				
	F	0.686	-0.215 0.122	0.767	0.012				
(I)	A	1.924	-0.011 -0.007	1.946	-0.003				
	B	0.778	0.587 -0.003	0.194	-0.000				
	C	1.584	1.172 0.001	0.428	-0.017				
	D	0.672	0.112 -0.012	0.596	-0.024				
	E	1.397	1.074 -0.022	0.352	-0.007				
	F	0.667	0.104 0.007	0.577	-0.021				
(L)	A	2.104	-0.015 -0.002	2.217	-0.096				
	B	0.870	0.570 0.118	0.225	-0.043				
	C	1.418	0.839 0.243	0.386	-0.051				
	D	0.763	0.095 0.068	0.623	-0.023				
	E	1.847	1.229 0.238	0.468	-0.088				
	F	0.315	0.037 0.027	0.261	-0.010				
(O)	A	—	— —	—	—				
	B	—	— —	—	—				
	C	1.581	-0.615 -0.181	2.678	-0.302				
	D	1.125	-0.463 -0.116	1.893	-0.189				
	E	0.030	-0.014 -0.003	0.054	-0.007				
	F	1.073	-0.438 -0.110	1.804	-0.183				

単位 : kg/mm²

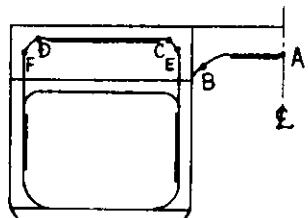


*) ; 水槽試験による波浪荷重を使用

Table 3.3.4 波高 1m 当りの面材の最大直応力 ($\mu = 90^\circ$, $\frac{\lambda}{L} = 0.875$)

船型 横断面 位 置	標準幅型*)					広幅型				
	最大応力	最大応力発生時の各荷重成分の応力				最大応力	最大応力発生時の各荷重成分の応力			
		Heave Force	Pitch Moment	Sway Force	Yaw Moment		Heave Force	Pitch Moment	Sway Force	Yaw Moment
(E) Sec.	A	1.642	0.001	-0.001	1.569	0.072				
	B	1.206	0.787	-0.171	0.563	0.026				
	C	2.647	0.141	-0.100	2.550	0.056				
	D	1.939	-0.195	0.088	2.018	0.028				
	E	2.767	1.756	-0.339	1.286	0.065				
	F	0.773	-0.074	0.034	0.801	0.011				
(I) Sec.	A	2.018	-0.003	-0.002	2.026	-0.003				
	B	1.820	1.088	-0.004	0.737	-0.000				
	C	3.787	2.170	0.001	1.630	-0.014				
	D	1.564	0.874	-0.040	0.745	-0.014				
	E	3.290	1.988	-0.032	1.340	-0.006				
	F	1.547	0.815	0.023	0.721	-0.012				
(L) Sec.	A	2.207	-0.004	-0.001	2.308	-0.096				
	B	2.048	1.055	0.172	0.857	-0.036				
	C	3.336	1.554	0.356	1.470	-0.043				
	D	1.734	0.745	0.224	0.779	-0.014				
	E	4.330	2.275	0.348	1.782	-0.075				
	F	0.698	0.287	0.090	0.326	-0.006				
(O) Sec.	A	—	—	—	—	—				
	B	—	—	—	—	—				
	C	2.964	0.527	0.226	2.410	-0.198				
	D	2.121	0.396	0.145	1.703	-0.124				
	E	0.060	0.012	0.004	0.049	-0.004				
	F	2.015	0.376	0.137	1.623	-0.120				

単位: kg/mm²

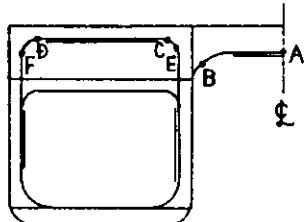


*) 水槽試験による波浪荷重を使用

Table 3.3.5 波高 1m 当りの面材の最大直応力 ($\mu = 90^\circ$, $\frac{\lambda}{L} = 0.75$)

横 断 面 位 置	船型 応力 値	標準幅型*)				広幅型*)					
		最大応力	最大応力発生時の各荷重成分の応力			最大応力	最大応力発生時の各荷重成分の応力				
			Heave Force	Pitch Moment	Sway Force		Heave Force	Pitch Moment	Sway Force		
(E) Sec.	A	1.656	0.003	-0.002	1.545	0.111	1.152	-0.002	0.002	1.082	0.071
	B	0.513	-0.640	0.108	0.963	0.082	0.965	0.335	-0.085	0.662	0.053
	C	2.102	-1.084	0.402	2.691	0.092	2.172	0.610	-0.295	1.817	0.040
	D	1.782	-0.549	0.301	1.987	0.043	1.525	0.377	-0.235	1.377	0.006
	E	1.192	-1.425	0.215	2.201	0.202	2.166	1.022	-0.156	1.162	0.138
	F	0.715	-0.208	0.118	0.789	0.017	0.602	0.147	-0.093	0.546	0.002
(I) Sec.	A	1.975	-0.009	-0.006	1.994	-0.005	1.448	0.001	0.003	1.445	-0.001
	B	0.475	-0.271	0.000	0.746	-0.001	1.331	0.432	-0.003	0.901	0.001
	C	1.081	-1.210	-0.000	2.335	-0.044	2.791	0.900	-0.004	1.926	-0.032
	D	0.551	-0.487	0.015	1.067	-0.043	1.174	0.385	-0.028	0.851	-0.033
	E	0.848	-0.495	0.002	1.357	-0.015	2.338	1.110	-0.024	1.262	-0.010
	F	0.531	-0.454	-0.009	1.033	-0.038	1.165	0.362	0.008	0.824	-0.029
(L) Sec.	A	2.110	-0.012	-0.002	2.271	-0.148	1.455	0.002	0.001	1.543	-0.091
	B	0.491	-0.263	-0.013	0.868	-0.100	1.423	0.425	0.078	0.993	-0.073
	C	0.972	-0.866	-0.133	2.105	-0.134	2.504	0.684	0.186	1.701	-0.068
	D	0.574	-0.415	-0.084	1.116	-0.043	1.369	0.355	0.127	0.895	-0.008
	E	1.004	-0.567	-0.027	1.805	-0.206	2.979	1.273	0.185	1.669	-0.148
	F	0.256	-0.160	-0.034	0.468	-0.018	0.569	0.141	0.052	0.381	-0.004
(O) Sec.	A	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	B	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	C	1.499	-0.876	-0.295	3.064	-0.393	3.189	0.513	0.301	2.750	-0.375
	D	1.075	-0.542	-0.145	2.033	-0.270	2.309	0.385	0.199	1.958	-0.234
	E	0.028	-0.017	-0.004	0.058	-0.010	0.111	0.006	0.006	0.115	-0.016
	F	1.024	-0.514	-0.137	1.937	-0.262	2.186	0.365	0.190	1.858	-0.227

単位 : kg/mm²

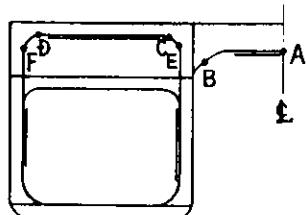


*) ; 理論計算による波浪荷重を使用

Table 3.3.6 波高 1m 当りの面材の最大直応力 ($\mu = 90^\circ$, $\frac{\lambda}{L} = 0.875$)

横 断 面 種 類 及 び 位 置	標準幅型*)					広幅型*)					
	最大応力	最大応力発生時の各荷重成分の応力				最大応力	最大応力発生時の各荷重成分の応力				
		Heave Force	Pitch Moment	Sway Force	Yaw Moment		Heave Force	Pitch Moment	Sway Force	Yaw Moment	
(E) Sec.	A	1.439	-0.000	0.000	1.345	0.093	1.171	-0.002	0.001	1.102	0.069
	B	1.180	0.563	-0.120	0.676	0.061	0.957	0.238	-0.051	0.719	0.051
	C	2.460	0.428	-0.213	2.165	0.081	2.268	0.433	-0.178	1.974	0.039
	D	1.732	0.015	-0.049	1.730	0.036	1.628	0.268	-0.141	1.496	0.006
	E	2.712	1.254	-0.238	1.545	0.151	2.114	0.531	-0.079	1.531	0.131
	F	0.687	0.006	-0.019	0.687	0.014	0.644	0.104	-0.056	0.594	0.002
(I) Sec.	A	1.734	0.000	0.001	1.737	-0.004	1.474	0.001	0.002	1.472	-0.001
	B	1.659	0.777	-0.003	0.886	-0.001	1.285	0.306	-0.002	0.979	0.031
	C	3.476	1.549	0.001	1.959	-0.033	2.699	0.639	-0.002	2.093	-0.030
	D	1.458	0.624	-0.028	0.895	-0.033	1.148	0.273	-0.017	0.924	-0.032
	E	2.994	1.420	-0.022	1.610	-0.013	2.221	0.762	-0.015	1.483	-0.009
	F	1.435	0.582	0.016	0.866	-0.029	1.129	0.257	0.005	0.896	-0.028
(L) Sec.	A	1.855	0.000	0.000	1.978	-0.124	1.485	0.002	0.000	1.572	-0.089
	B	1.819	0.754	0.121	1.030	-0.085	1.357	0.302	0.047	1.079	-0.070
	C	3.024	1.110	0.250	1.766	-0.101	2.381	0.485	0.112	1.849	-0.066
	D	1.593	0.532	0.157	0.936	-0.032	1.293	0.252	0.076	0.973	-0.008
	E	3.836	1.625	0.244	2.142	-0.175	2.814	0.661	0.094	2.199	-0.140
	F	0.647	0.205	0.063	0.392	-0.014	0.541	0.100	0.031	0.414	-0.004
(O) Sec.	A	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	B	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	C	2.623	0.346	0.157	2.464	-0.344	3.172	0.364	0.181	2.988	-0.361
	D	1.888	0.260	0.101	1.742	-0.215	2.296	0.273	0.120	2.128	-0.225
	E	0.053	0.008	0.003	0.050	-0.008	0.112	0.008	0.005	0.116	-0.018
	F	1.792	0.247	0.095	1.660	-0.209	2.174	0.259	0.114	2.019	-0.218

単位: kg/mm^2



*) 理論計算による波浪荷重を使用

4. 双胴船船型の耐航性能試験 ($W = 0.4 L$)

4.1 研究の目的

前年度、中型双胴船船型を対象として、規則波中自航試験が実施され、船体運動、加速度、相対水位変動、双胴間の Cross structure に働く波浪荷重および推力増加の計測が行なわれた。²⁾ 本年度は双胴間隔を基準状態 ($W = 0.3 L$ 、 $W =$ 双胴船の全幅) より拡げて $W = 0.4 L$ とした場合について横波中の運動性能がどの程度まで改善されるか調査するために水槽試験を実施し、前年度に実施された基準状態 ($W = 0.3 L$) の場合の試験結果と比較検討することとした。

なお、水槽試験は前年度に引き続き、三菱重工業(株) 長崎研究所、耐航性能水槽で実施した。

4.2 供試模型船及び試験状態

昭和 52 年度に中型双胴船船型¹⁾(対称船型)として計画され、昨年度水槽試験に供された 1/22.2 縮尺、 $L = 4.5 \text{ m}$ の模型船を全幅 $W = 0.4 L$ として、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 4.1 及び 2.2 に示す。線図等は参考文献 2) を参照されたい。

試験状態は、前年度と同じく、Full Load even Keel で、また重心高さを実船対応値で Base Line 上 9.08 m とすることを目標に重量配置を調整したが、結局 10.3 m となった。しかし、双胴船であるため、KM, KG 共に大きいので、この差の影響は試験目的から見ても無視し得るものである。

4.3 試験種類及び試験範囲

試験は規則波中において実施した。計測項目は船体運動 (Sway, Heave, Roll の 3 成分)、相対水位変動 (2 点)、加速度 (1 点、左右、上下) とし、各計測位置は前年度と同一の位置とした。

計測装置の配置の概略を Fig. 4.1 に示す。

入射波条件、船速等は以下の通りである。

1) $F_n = 0$ の場合、

入射波長／船長 = $0.5 \sim 3.0$

波方向 = 90°

入射波高 = $3.0 \sim 5.0 \text{ mm}$ (波高／船長 = $1/150 \sim 1/90$)

2) $F_n \neq 0$ の場合

入射波長、波方向、入射波高共、上記と同じである。船速は前年と同様、試験計画速力に相当する $F_n = 0.28$ にて実施した。

模型船はすべて Model Point で自航させ、その方位保持は Auto Point 装置により行なった。

4.4 試験結果

船体運動、相対水位変動、加速度の計測結果は、応答関数の形で従来の表示法に従って無次元化し、波長／船長比 (λ/L) をベースにプロットした。

船体運動は Fig. 4.2 ~ 7 に、相対水位変動は Fig. 4.8 ~ 11 に、加速度は Fig. 4.12 ~ 15 に示す。

各図とも前年度の試験結果 ($W = 0.3 L$) も含めて、双胴間隔の影響に関する比較図とし、各々の実験値に対応する理論計算値も併記した。なお、計算に際し、主要目等は Table 4.1 に記載された通りであり、慣性半径は单胴の値を、

$$K_x x = 0.43 B, \quad K_y y = K_z z = 0.25 L$$

としたので、双胴船としての横慣動半径は、

$$W = 0.3 L \text{ の場合 } \quad K_x x = 1.089 m = 0.363 W$$

$$W = 0.4 L \text{ の場合 } \quad K_x x = 1.560 m = 0.390 W \quad \text{となる。}$$

計算結果は $F_n = 0$ の場合には、双胴間の流体力学的干渉の影響を無視した場合を主としたが、船速 $F_n = 0$ の場合には前年度と同様、大槻の方法⁴⁾によりそれを考慮した計算結果を示した。また、 $W = 0.3 L$ の場合には Rollingに対する非線形 Damping の影響を考慮し、单胴の Rolling に対して $N = 0.0021/\deg$

に相当する粘性 Damping を加え合わせたが、 $W = 0.4 L$ の場合には、粘性 Damping を無視し、造波 Damping のみを考慮した。

なお、計算値のうち相対水位変動振幅（船体と入射波面との相対運動の振幅）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る。

船体運動のうち $F_n = 0$ で、 $W = 0.3 L$ 時 $\lambda/L \approx 0.9$ および $W = 0.4 L$ 時 $\lambda/L \approx 0.75$ において Swaying の振幅が大きくなっている、これは Rolling の同調のためと考えられる。それ以外は Swaying については $W = 0.3 L, 0.4 L$ ともに大きな特徴はない。これに対し、 $F_n = 0$ における Heaving, Rolling の無次元値には、同調による高い Peak が見られる。Heaving の場合、 $W = 0.3 L, 0.4 L$ 共に、流体力学的干渉の影響により双胴間隔に応じて動搖が 0 となる所謂“波無し周期”的存在が認められる。

したがって横波中、 $F_n = 0$ の場合の船体運動の計算には双胴間の流体力学的干渉の影響は必ず考慮する必要があるものと考えられる。

Rolling の場合は当然の事ながら、双胴間隔が広がると、同調周期は短くなり、また運動も小さくなる。これは、双胴間隔が大きくなると波浪強制モーメントも大きくなるが、同時に Damping も双胴間隔の 2 乗の Order で大きくなるため、運動自体は小さくなったものと考えられる。

しかし、加速度は同調周期が短くなるため運動ほどには小さくならない。実際、 $W = 0.4 L$ の場合 Rolling の同調点は $\lambda/L \approx 0.8$ であり、 $F_n = 0$ における無次元値は 2.0 程度、それに伴う相対水位変動の無次元値も F.P., A.P. ともに 2.5 程度と、同調点における運動自体は $W = 0.3 L$ の場合に比べて約半減する。しかし、横方向、上下方向の加速度については運動ほどには改善されず、 $W = 0.4 L$ の場合でもやはり非常に激しい運動であることに変わりはない。

一方、 $F_n \neq 0$ の場合には $F_n = 0$ の場合と比べ、運動は小さくなると共に $W = 0.3 L$ と $0.4 L$ とで大差のない結果となっており、 Heaving, Rolling 時の流体力学的干渉の影響も顕著ではない。

次に、実験値と計算値とを比較してみると、 $W = 0.3 L, 0.4 L$ 共全般的には良く対応しているものと思われる。但し、 $F_n = 0$ の場合については、流体力学的干渉の影響を考慮しなければ、実験値を説明することはできない。 $F_n = 0.28$ では流体力学的干渉の影響を無視した計算の結果と実験結果は良く対応しており、前進速度影響の大きい場合は、双胴間の流体力学的干渉はあまり大きくないうようである。

4.5 考 察

4.5.1 双胴間隔の影響

今回の試験結果を見る限り、 $F_n = 0$ においては、双胴間隔の運動性能に対する影響は大きいものと考えられる。Rolling の場合、双胴間隔が拡がることにより同調点は短波長側へ移り、同時に運動の振幅も

小さくなる傾向をもつ。しかし、同調周期が小さくなるために、加速度は運動ほどには改善されず、船体側で生じる加速度の横荷等へ与える影響を考えれば、全幅を拡げることは必ずしも有利ではないと考えられる。

一般に双胴船は $G\ M$ が大きいため横揺れの固有周期は短い。

したがって双胴間隔を拡げ、さらに同調点を短波長側へ移行させることは乗心地の上からも問題があると同時に、Heaving や Pitching の固有周期とも近づくため “Corkscrew Motion” 発生の原因となる。

4.5.2 双胴船と単胴船の比較計算例

双胴船型と単胴船とで、運動性能上どの程度の相違があるのか定性的に把握する目的で、次のような要目の単胴船型想定し比較計算を行なった。想定した単胴船型の主要目は以下の通りであり、

$$L_{pp} \times B_{MLD} \times d_{MLD} = 100\text{m} \times 20\text{ m} \times 6\text{ m}$$

$$C_b = 0.58, \quad C_w = 0.82, \quad GM = 1.5\text{ m}, \quad KG = 7.94\text{ m}$$

$$V_s = 20\text{ kn}, \quad K_{xx} = 0.35B, \quad K_{yy} = K_{zz} = 0.25L$$

B_{max} として 24 m を有する傾斜船型とし、本双胴船型の基準状態 ($W = 0.3L$) における Deck Area の 80 % を確保するものとした。

計算は横波状態についてのみ実施し、その結果は Fig. 4.16 ~ 21 に示す。

$F_n = 0$ の双胴船については、流体力学的干渉の影響を考慮に入れた。

これによれば、単胴船と比較すると双胴船の運動性能は特に波長の短い領域で双胴船特有の相互干渉が現われたり、また GM の大きいことなどが影響してかなり特異なものとなっている。

Table 4.1 船体の主要目

		SR 176 CATAMARAN	
Load condition		Full load	
	Model	Full scale	
Scale ratio	1/S = 1/22.2222		
Length Lpp	4,500 mm	100.00 m	
Breadth B	450.0 mm	10.00 m	
Whole breadth W	1,800.0 mm	40.00 m	
Draft d	270.0 mm	6.00 m	
Trim t/Lpp	0.0	0.0	
Displacement Δa	635.5 kg	7,120.0 ton	
Center of gravity OG	-62.1 mm -194.0 mm	-1.381 m (-4.31 m)	
Metacentric height KM	2,362 mm	52.489 m	
GM	1,898 mm	(42.18 m)	
Natural period T _Φ	1.40 sec	(6.60 sec)	

() Measured at model test

SR 176 CATAMARAN (W=0.4L)

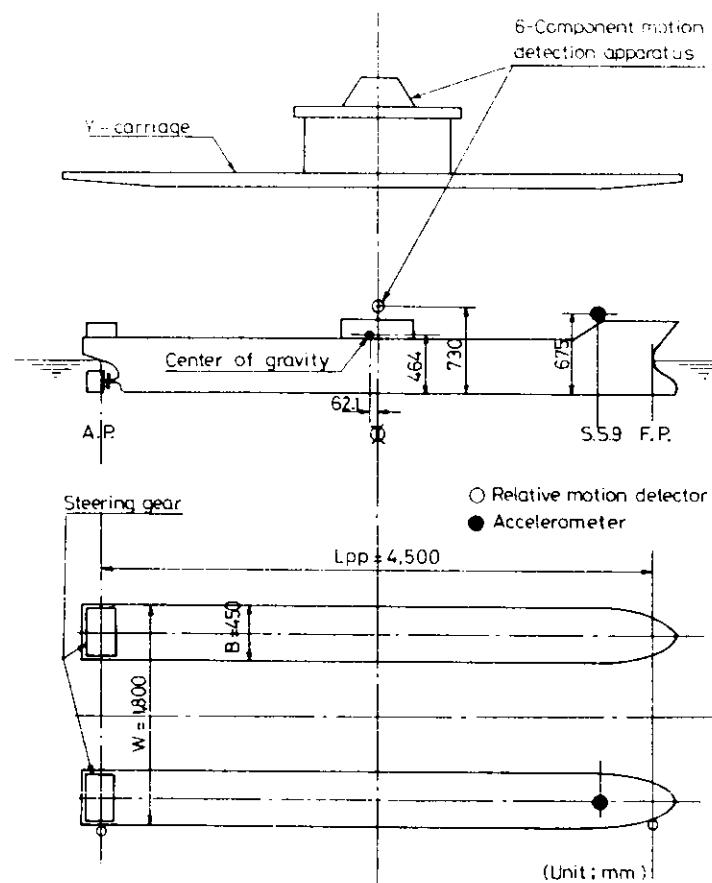


Fig. 4.1 計測装置の配置

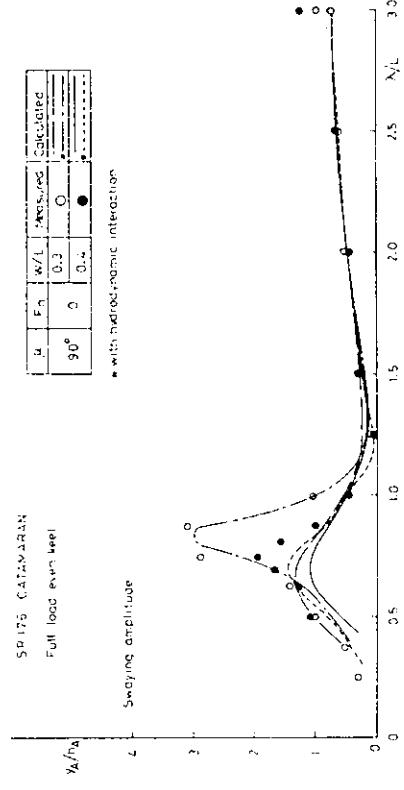


Fig. 4.2 Swaying振幅の実験値と計算値の比較 ($F_n = 0$)

6
50

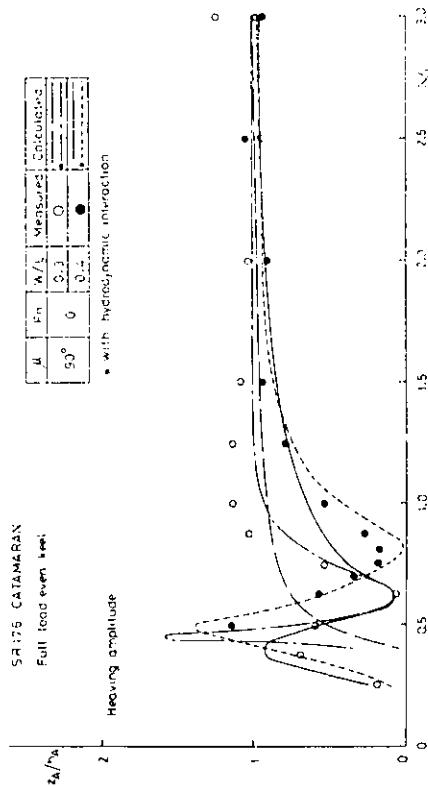


Fig. 4.4 Heaving振幅の実験値と計算値の比較 ($F_n = 0$)

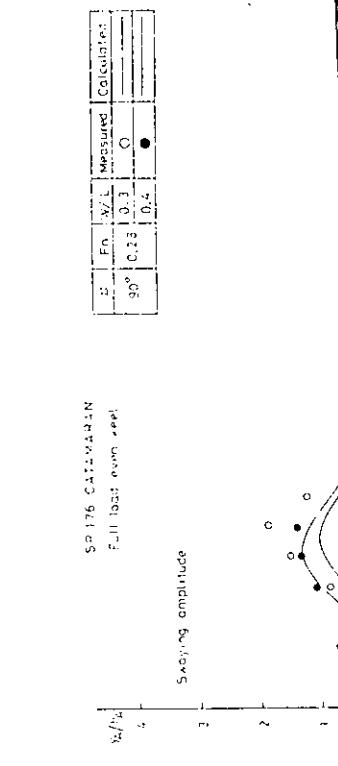


Fig. 4.3 Swaying振幅の実験値と計算値の比較 ($F_n \neq 0$)

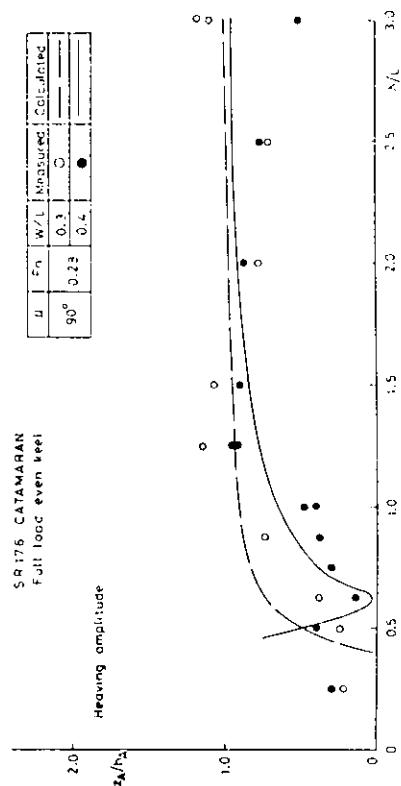


Fig. 4.5 Heaving振幅の実験値と計算値の比較 ($F_n \neq 0$)

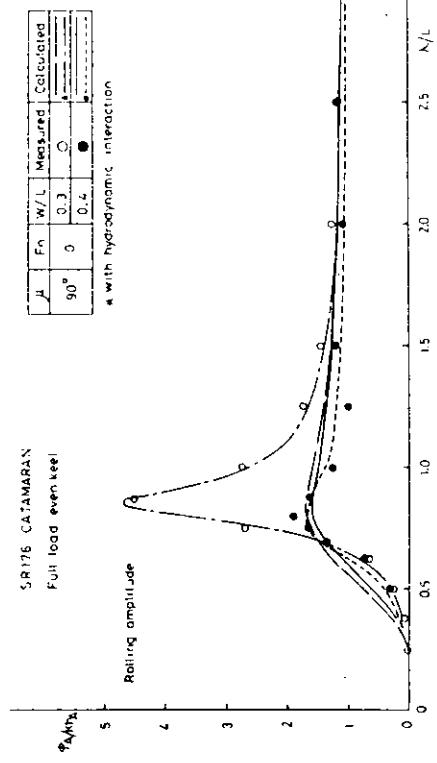
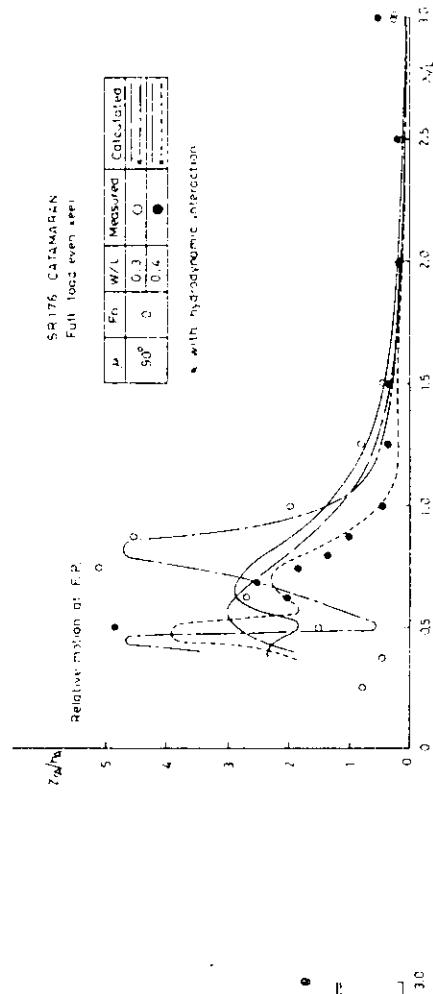


Fig. 4.6 Rolling振幅の実験値と計算値の比較($F_n = 0$)



- 66 -

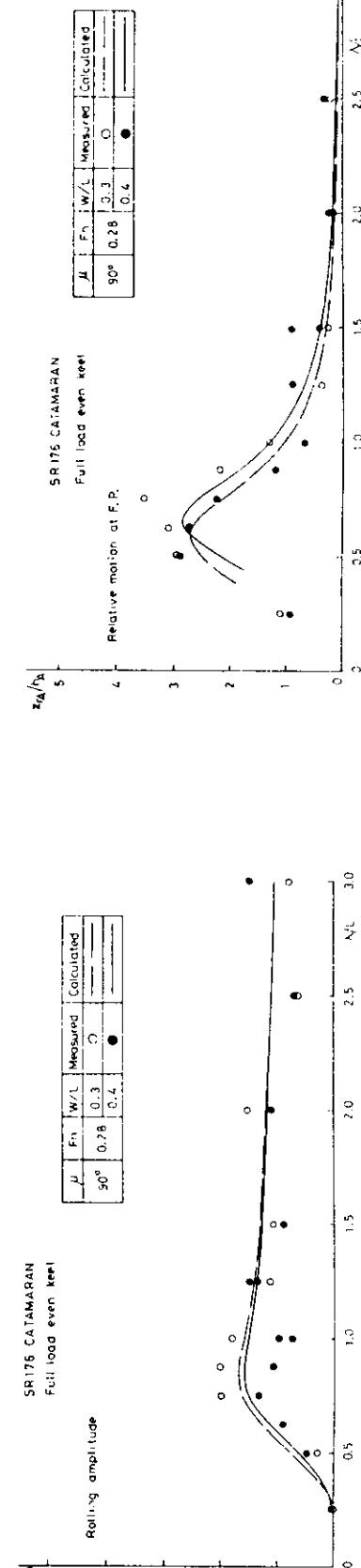


Fig. 4.8 相対水位変動(F.P.)の実験値と計算値の比較($F_n = 0$)

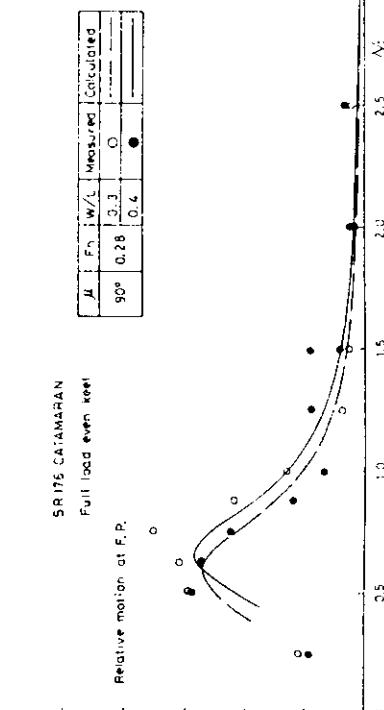


Fig. 4.9 相対水位変動(F.P.)の実験値と計算値の比較($F_n \neq 0$)

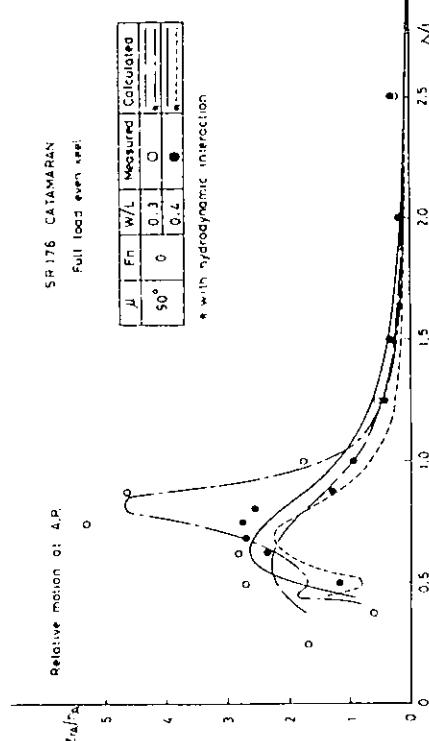


Fig. 4.10 相対水位変動 (A.P.) の実験値と計算値の比較 ($F_n = 0$)

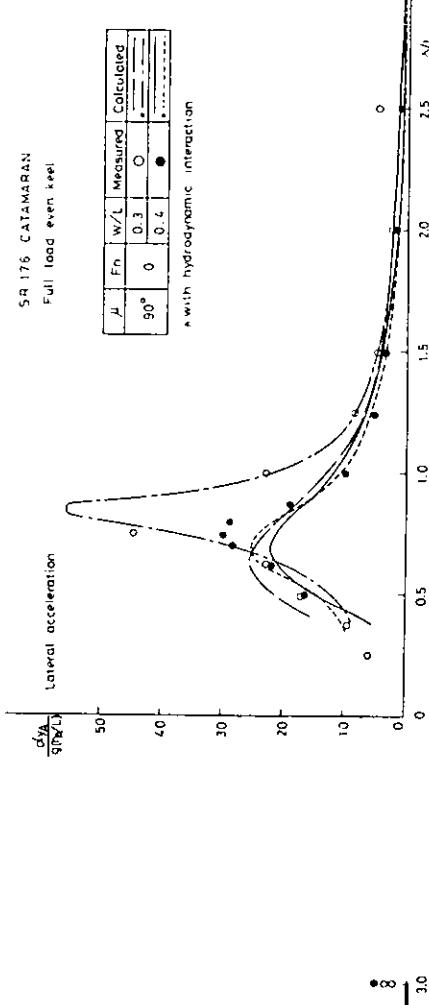


Fig. 4.12 左右加速度の振幅の実験値と計算値の比較 ($F_n = 0$)

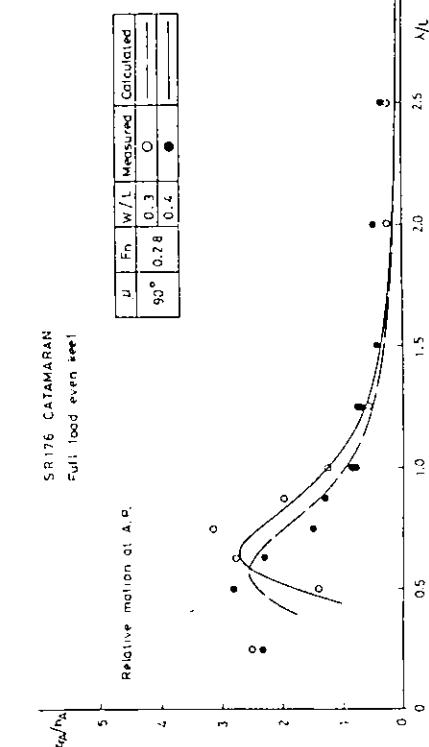


Fig. 4.11 相対水位変動 (A.P.) の実験値と計算値の比較 ($F_n \neq 0$)

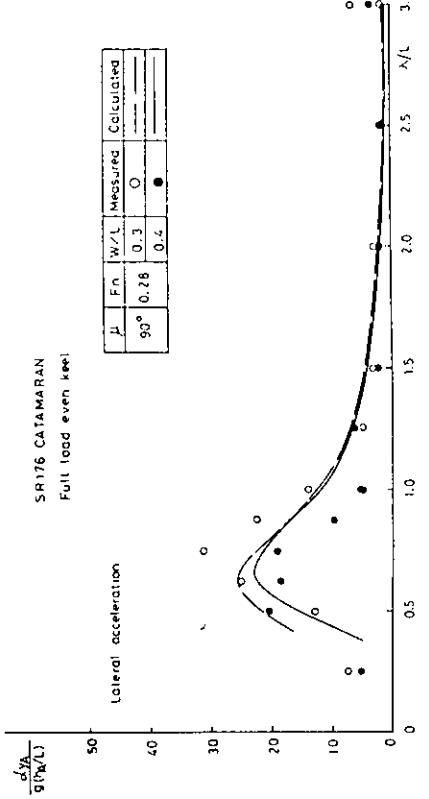


Fig. 4.13 左右加速度の振幅の実験値と計算値の比較 ($F_n \neq 0$)

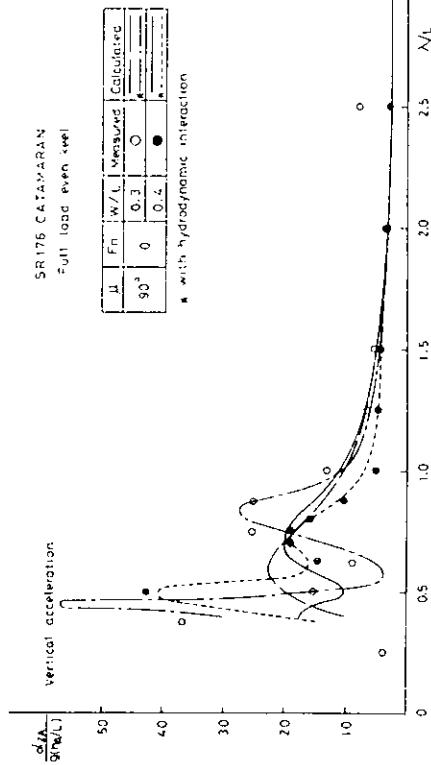


Fig. 4.14 上下加速度の振幅の実験値と計算値の比較 ($F_n = 0$)

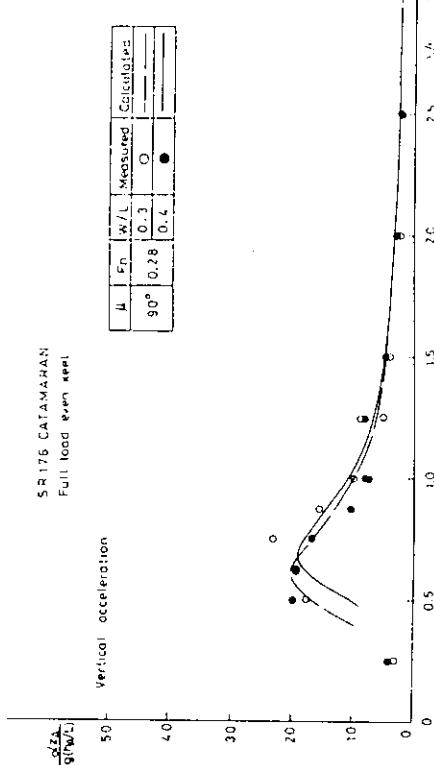


Fig. 4.15 上下加速度の振幅の実験値と計算値の比較 ($F_n \neq 0$)

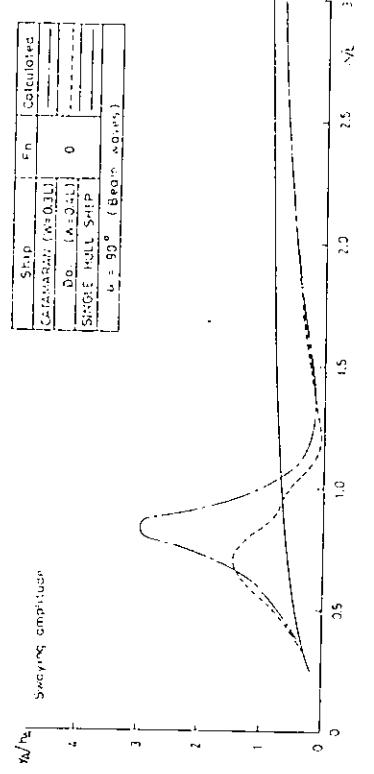


Fig. 4.16 双胴船と單胴船の船体運動の比較計算例
(Swaying Amplitude, $F_n = 0$)

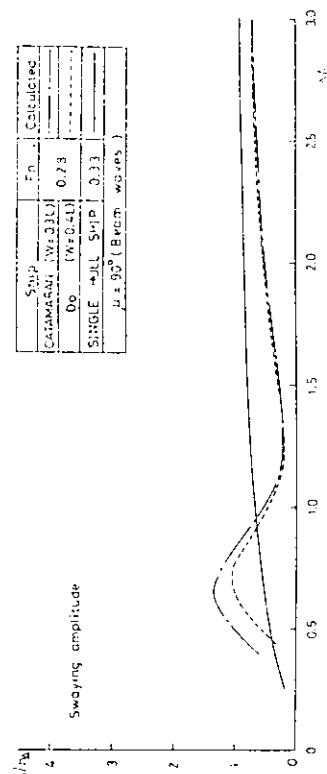


Fig. 4.17 双胴船と單胴船の船体運動の比較計算例
(Swaying Amplitude, $F_n \neq 0$)

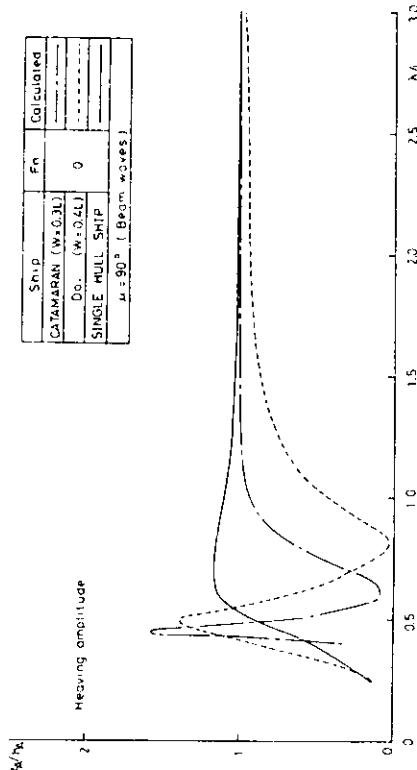


Fig. 4.18 双胴船と单胴船の船体運動の比較計算例
(Heaving Amplitude, $F_n = 0$)

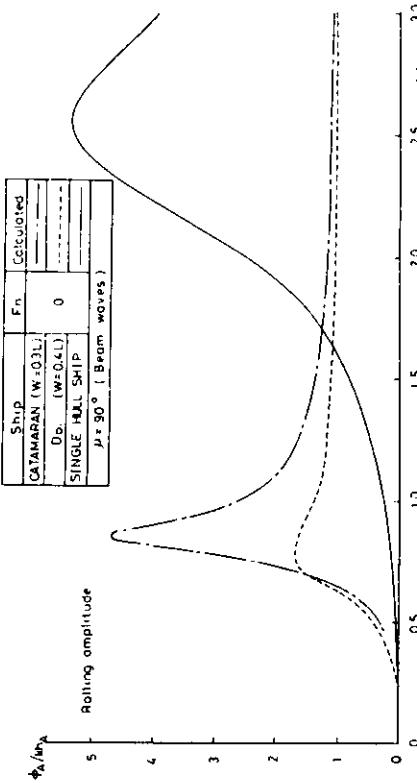


Fig. 4.20 及胴船と单胴船の船体運動の比較計算例
(Rolling Amplitude, $F_n = 0$)

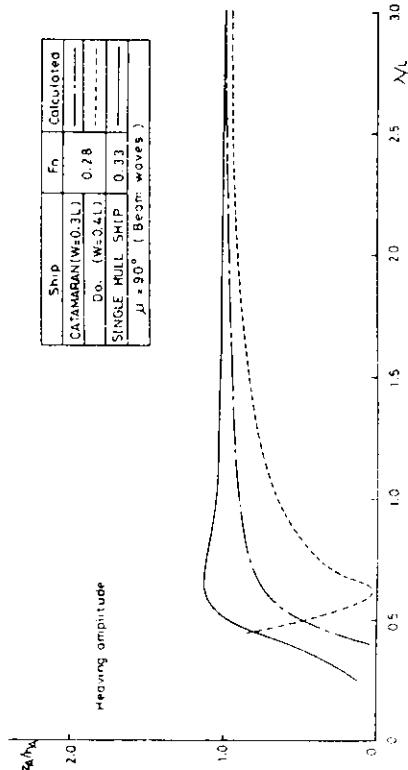


Fig. 4.19 双胴船と单胴船の船体運動の比較計算例
(Heaving Amplitude, $F_n \neq 0$)

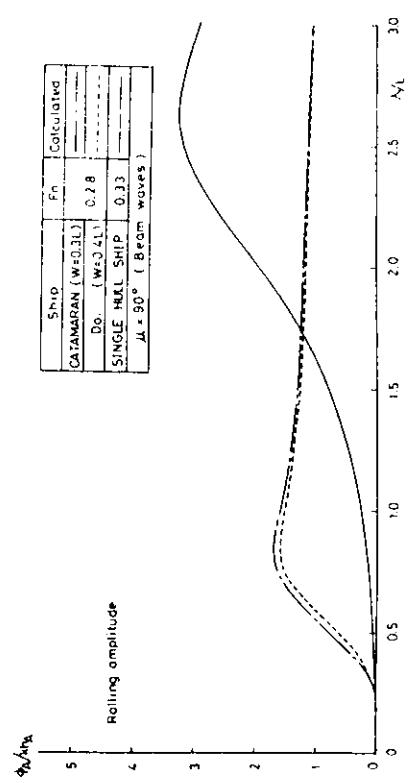


Fig. 4.21 及胴船と单胴船の船体運動の比較計算例
(Rolling Amplitude, $F_n \neq 0$)

5. 結 言

船の造波抵抗は通常の場合幅の2乗に比例するし、摩擦抵抗は船の浸水面積に比例する。したがって、小さなフルード数で摩擦抵抗が全抵抗の大きな部分を占めるような場合には、単胴船は双胴船に遙かに優っている。

双胴船の抵抗が単胴船の抵抗より小となるためには造波抵抗の割合が大きい高速である必要がある。

双胴船は大きな甲板面積をとることが一つの大きな特徴であって、この利点を活用できる船種にとって非常に大きな長所となる。双胴船は、他方においては、排水量を十分にとり難い点があるので重い貨物を積む船としては不適当のようである。

最近の貨物輸送としてはコンテナ輸送の形態をとるもののが増加しており、この形態を考えれば、双胴船は荷物の積み降しの容易さという利点もあり、検討に値する輸送システムと言えよう。

本研究においては双胴船を構成するデミハルとしては一つの主要寸法しか検討できなかつたが、対称船型について双胴間隔を変更しての静水中推進性能試験、運動性能試験、操縦性能試験、強度解析等を行つたほか、非対称船型について静水中の抵抗試験及び圧力計測を行つた。また、双胴船と単胴船との性能の比較についても調査検討を行つた。

得られた主な成果について述べると、次のとおりである。

5.1 推進性能上の比較

5.1.1 双胴船と単胴2軸船との比較

双胴船の全幅Wと長さとの比の最適値は0.30～0.35のフルード数の範囲で約0.4であり、²⁾ 双胴船の全幅としてこの位の数値をとれば高速の限られた速度範囲で、ある程度単胴船より良好な推進性能が得られる。全幅の小さい方が都合の良い点もあるので、全幅が最適値より若干小さなW/L=0.3の双胴船を標準にとり、この双胴船と同一の長さ100m、同一の幅20m、同一の喫水6.0m、同一の方形係数0.58をもつた2軸単胴船を想定して、馬力の比較を求めたのがFig. 5.1である。

ただし、副部による抵抗増加を25%とし、 $1 - w_T = 0.8$, $1 - t = 0.79$, $\eta_R = 1.01$ とした。

これによれば、約18～20ノットの範囲では双胴船の方が小さな馬力を示している。ただし、両船とも主機としてはMCRにおいて $10,550 \text{ ps} \times 210 \text{ rpm} \times 2$ 基を想定している。

5.1.2 デミハルの非対称性の影響

双胴船のデミハルの間を流れる水の速度は、外側を流れる水の速度と異なるので、その関係から左右対称なデミハルの双胴船には誘導抵抗が生ずる可能性があり、デミハルの左右を非対称にして船体にかかる圧力が対称になるようすれば、誘導抵抗を生ずることなく、抵抗の小さな双胴船を得られる可能性があり、理論的及び実験的に種々の検討を行つた。その結果によると、圧力の対称性はかなり良くなつたが抵抗値はむしろ若干増大してしまつた。デミハルを左右非対称にして抵抗を減少させるためにはさらに研究が必要と思われる。

5.1.3 双胴船と各種単胴船とのEHPの比較

本委員会で実験を行つた双胴船型に対応する一般船型（単胴船型）としてTable 5.1に示すような3船型を考えて、EHPの比較を行つた。一般船型の排水量は双胴船型（原型）と同一とするが、甲板面積をある程度広くとるために傾斜船型とした。この点が5.1.1項の比較の場合と異つてゐる。甲板面積はNo.1船型は原型の80%、No.2及びNo.3船型は原型と同一とした。

船型	L	B	W_L	d	CB	MARK
双胴船	100	10×2	0.3	6.0	0.58	— —
单胴2軸船	100	20	0.2	6.0	0.58	— —

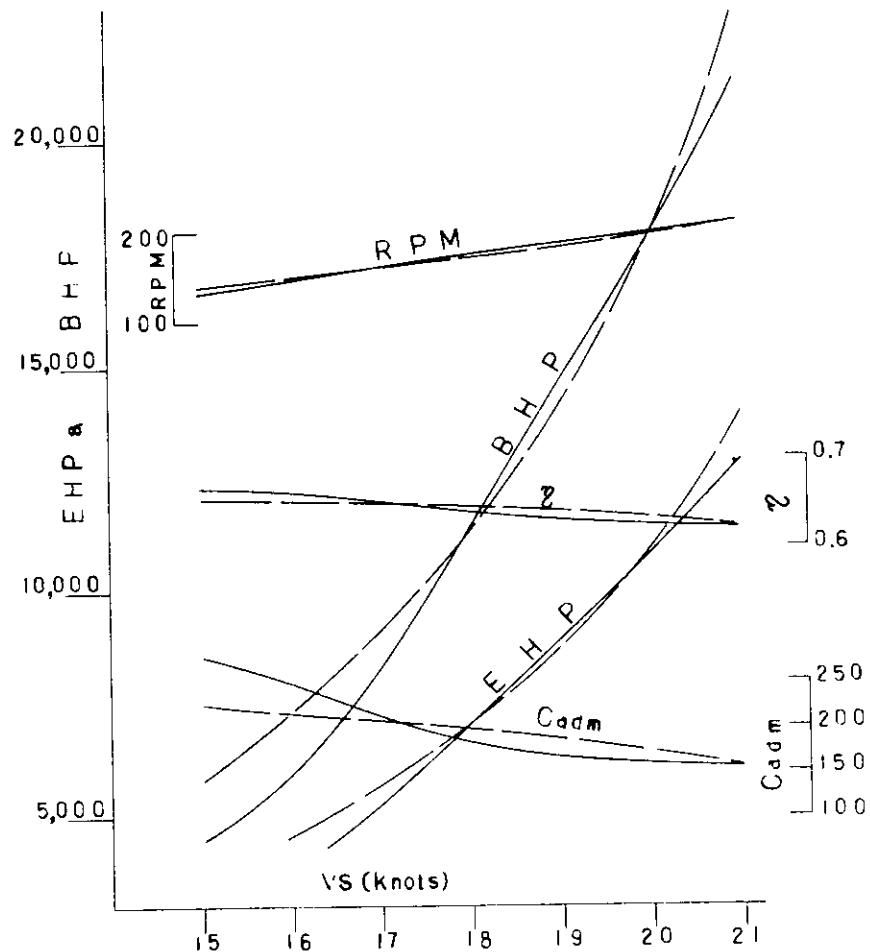
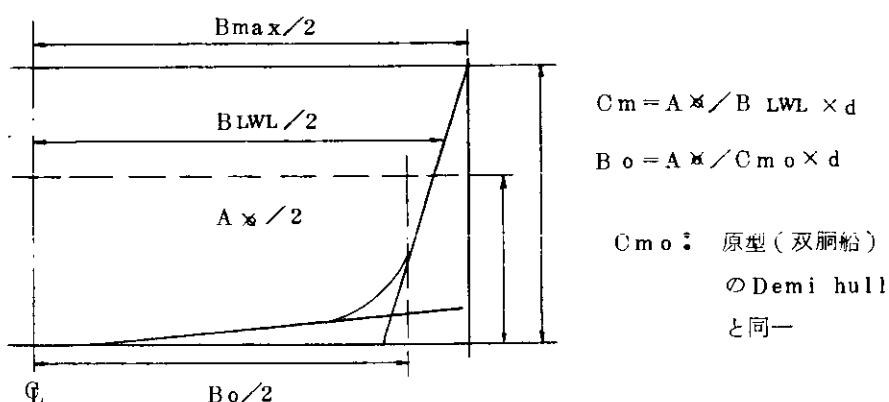


Fig. 5.1 双胴船と单胴 2 軸船の BHP の比較

EHPの計算に当っては、主要目(L_{pp} , B_o , d , C_p)に対してTaylorのChartより求めた剩余抵抗係数 C_r とSchoenherrの摩擦抵抗に粗度修正量 $\Delta C_f = 0.3 \times 10^{-3}$ を加えた C_f とを用い、風圧抵抗等に対する増分を5%考えた。なお、原型に対する値としては、水槽試験の結果得られた C_r とデミハルに対して一般船型と同様にして求めた C_r を使用したものとの2例が示されている。後者の場合には双胴間の干渉が無視されている。なお、傾斜船型の C_r は船幅 B_o で C_p が等しい普通船型と同等であると仮定している。計算結果をFig.5.2に示す。同一の長さをとった場合には単胴船型の性能は良くないが、長さを長くするとその性能は大幅に改善される。したがって、長さの制限をうける場合には双胴船型が良く、長さの制限をうけない場合には単胴船が良くなる。

Table 5.1 排水量一定船型の要目表

	双胴船型 (原型)	单 脊 船 型		
		No 1	No 2	No 3
$L_{pp}(m)$	100	100	100	109.5
$LWL(m)$	102.5	102.5	102.5	112.2
$B_{max}(m)$	3.00	2.40	3.00	2.74
$B_{LWL}(m)$	"	2.18	2.78	2.52
$B_o(m)$	"	2.00	2.439	2.196
$b(m)$	1.00			
$d(m)$	6.0	6.0	6.0	6.0
$\Delta a(t)$	7148	7148	7148	7148
B_{LWL}/d	5.00	3.63	4.63	4.20
B_o/d	"	3.33	4.07	3.66
$C_b(B_{LWL})$	0.580	0.532	0.417	0.420
$C_b(B_o)$	"	0.580	0.476	0.482
C_m	0.948	0.869	0.831	0.826
C_p	0.612	0.612	0.502	0.509
L_{pp}/B_{LWL}	3.33	4.59	3.60	4.59
L_{pp}/B_o	"	5.00	4.10	4.99
$L_{pp} \times B_{max}(m^2)$	3000	2400	3000	3000



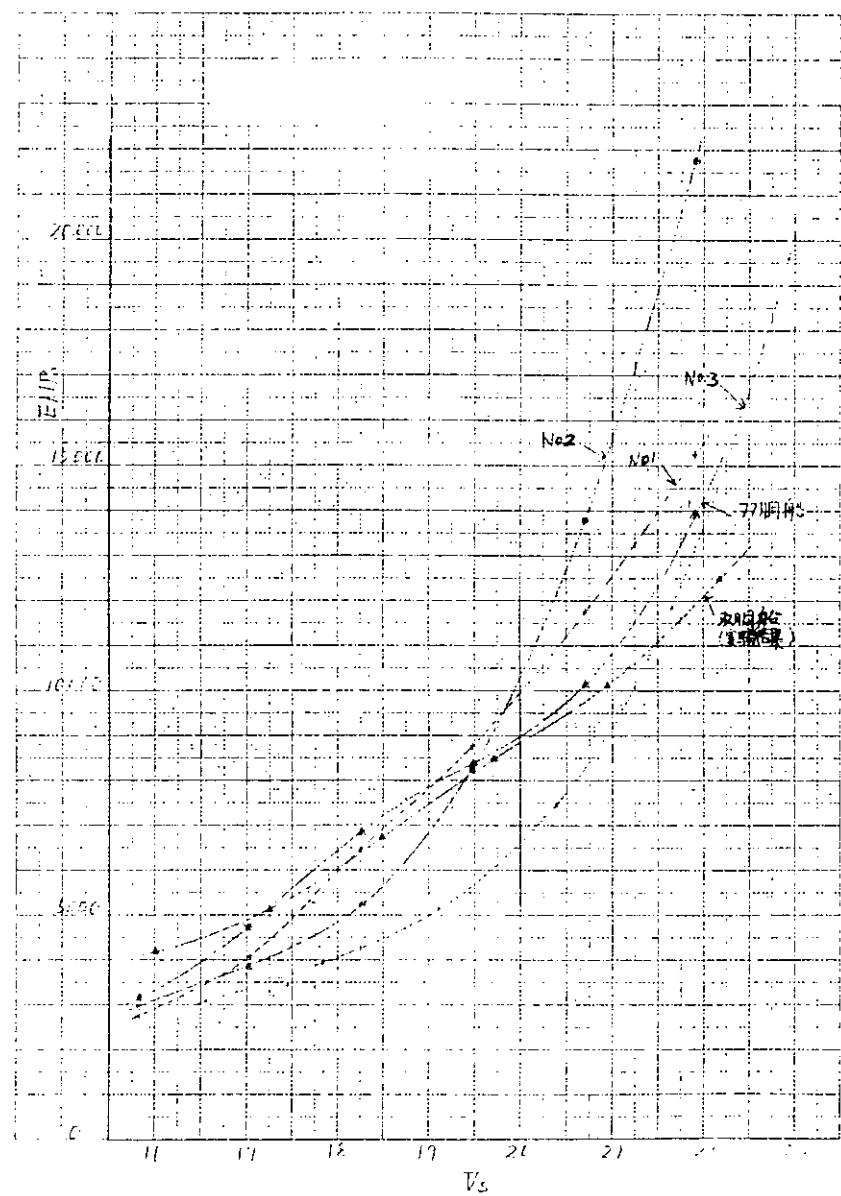


Fig. 5.2 EHP の比較（排水量一定）

5.1.4 コンテナ個数一定の場合の比較

運輸経済研究センターの新海上貨物輸送システムの調査研究⁵⁾を参考として20フィートコンテナ250個積という条件で、改案Iとして長さを短く幅を広くした双胴船と、改案IIとして通常に考えられる単胴船を考えた。その船体主要目等を原案と比較してTable 5.2に示す。コンテナ積の空間を同一に考えたため、改1および改2の案ではC_Bをある程度小さくして排水量は原案より大きくなる。

85%MCR、15%シーマージンを考えた時の速力として20ktを想定しているので、この速力を得るための主機出力の概算を行うと、改案Iの船では9000PS×2、改案IIの船では8000PS×2となる。以上のような主機を搭載するものとして軽荷重量L.W.及び載貨重量D.W.を求めたものがTable 5.3である。この表によれば原案の双胴船はD.W.が不足しており、

Table 5.2 20フィートコンテナ250個積の各種船型

	原案 (双胴)	改案I (双胴)	改案II (单胴)
L	m	100	94
B	m	30	36
b	m	10	12
D	m	11.5	11.5
d	m	6	6
C _B		0.58	0.54
△t	t	7120	7500
			8500

Table 5.3 L.W.及びD.W.の比較

L.m.t.	原案	改案I	改案II
H	2,800	2,900	3,300
F	550	590	550
M&E	950	850	800
Margin	120	110	150
計	4,420	4,450	4,800
D.W. t.	2,700	3,050	3,700
Cargo	2,100	2,500	2,700
F.O.(7日分)	360	310	280
B.W.	—	—	(480)
Others	240	240	240

長さを短く、幅を大きくした改案Iの双胴船では、D.W.も馬力の点でも若干改善されるが、長さを25%増した単胴船の改案IIの方が優れている。従って、長さに制限のない場合には、Fig. 5.2にも

示されていたように、单胴船の方が優れているようである。逆に言えば、甲板面積を広くとれるので、軽い荷物を積む場合には双胴船の有利性が出るし、重い荷物を積む場合は不利になるということである。ただし、改案 I が原型より大幅に改善されていることからみて、双胴船としても改良する余地は大いに残されているので量的の議論は今後に残された問題であろう。

5.2 運動性能の比較

5.2.1 耐航性能の比較

停止時の横波に近い状態を除けば双胴船の流体力学的干渉を無視した理論計算によって双胴船の船体運動、加速度、相対水位変動などの推定が可能であることが分った。従って、停止時の横波に近い状態を除けば、单胴船も双胴船も同様であるとみてよい。停止時の横波に近い状態では双胴船間の流体力学的干渉を考慮した計算の方が干渉を考慮しない計算より実験値に良く合うし、一般により大きな船体運動を与える。

双胴船間隔の波浪中船体運動に及ぼす影響は停船時において大きく、航走時において小さい。航走時には停船時に比べて運動は小さくなるとともに、 $W = 0.3 L$ と $W = 0.4 L$ とで大差のない結果となっているし、横揺れや横揺れ時の流体力学的干渉の影響も顕著でない。停船時には、 $W = 0.4 L$ の場合は $W = 0.3 L$ の場合に比べて同調点における船体運動はほぼ半減するが、横方向、上下方向の加速度については運動ほどに改善されず、 $W = 0.4 L$ の場合でもやはり相当激しい運動であることに変わりはない。

单胴船の波浪中運動性能と比較すると、双胴船の運動性能は長波長の場合には優れているが、短波長の領域で双胴船特有の運動を示すようである。また、双胴船は GM が大きいために安全性にはすぐれても、乗心地が良くない結果を導きやすい。

横波中停止時と迎波中航走時において、試験した双胴船の動搖はかなり激しく、このままでは海象のひどい場合には乗心地の点で問題を生じるおそれがある。单胴船ではビルジキールがついているが、今回の双胴船の場合にはビルジキールなしで実験を行ったことが、かなり激しい船体運動に関係があるかもしれない。いづれにしろ、船体運動を小さくするためには何等かの対策を立てる必要があろう。

5.2.2 操縦性能の比較

双胴船間隔を多少変更しても操縦性能は殆んど変わらない。操縦性能の良好な单胴船の一例として考えられるマリナー型の高速貨物船と比較すると、双胴船は旋回力において幾分小さ目ではあるが、方向安定性はより良好である。また、左右操舵による非対称性も双胴船は非常に小さい。

以上の結論は、双胴船のプロペラを通常の状態で運転した際の結果であって、双胴船においては 2 つのプロペラ軸が非常に離れており、一方のプロペラを前進、他方を後進とすることも考えれば、双胴船の操縦性能は格段に改良される。

したがって、操縦性能に関しては、单胴の普通型船に比べて双胴船は遙かに優れているといえるであろう。

5.3 一般配置上及び構造上の比較

双胴船は甲板面積が広いので、コンテナを動かす自由さについては单胴船より遥かに優れている。これは荷役時間が短いことにつながる。

デミハル同志を一定の間隔において結合する構造部材は单胴船にはないものであって、この点の構造については細心の注意を払う必要がある。構造強度計算の結果によると、Sway Force と Heave Force による応力の影響が大きく、連結部の強度設計にはこの 2 つの力を考えねば良いようである。また、理論計算で求めた波浪荷重は計測された波浪荷重と約 10 % の誤差内で良く合っているので、連結部に生じる波浪荷重

として理論計算による推定値を使っても良さそうである。最大応力は連絡部の船体側に表われることに注意を要する。

双胴間隔を大きくすると、真横からの波に対して小さな波浪荷重となり、応力も小さくなっている。ただし、積載荷重等も考慮に入れないと双胴間隔の構造上の本当の比較はできない。

5.4 総合評価

以上に述べてきたことをまとめると、双胴船の特長は次のようなになる。

- (1) 非常に高速で推進性能が良くなるようになることができる。
- (2) 操縦性能がすぐれていて、狭い湾内での操船がし易い。
- (3) 甲板面積が広くて、軽い貨物を多く積むことができる。
- (4) 貨物の甲板上の移動が容易のため荷役時間が短縮される。

一方、欠点としては、

- (1) 主要目を自由にとれる状況での設計を考えれば、単胴船に比べて推進性能上劣る場合が多い。
- (2) 単胴船に比べて D.W. をとりにくい。
- (3) 停船時の横波については単胴船より双胴船の方が揺れが大きい。

以上のような長所、短所を総合的に考慮すれば、双胴船は高速客船、カーフェリー、消防艇等の船種に対して適合性があり、貨物船としては条件がマッチした場合に有効となる。

また、本研究においては、主要目等を変化させて双胴船としての最適船型を見出すことが予算的に不可能となったので、その点についてはまだ研究する余地は多く残されている。たとえば、喫水の増加、水線面積の減少等によって推進、運動性能をかなり向上させることができると期待される。

今回試験研究を行った双胴船は1隻のみであって、必ずしも最適船型ではないが、双胴船は一般に操縦性能が優れていること、荷役時間を短かくできること等の特長があるうえに、条件によっては推進・運動性能上有利となりうるので、海上幹線輸送システムに適する船舶としては双胴船は十分適性があるものと考えられる。

今後具体的な条件が揃った状況下において、さらに詳細な検討をすすめることが望ましい。

参考文献

- 1) 第176 研究部会(SR176)昭和52年度報告書 研究資料No.304 昭和53年3月
- 2) 第176 研究部会(SR176)昭和53年度報告書 研究資料No.322 昭和54年3月
- 3) V.L.Russo & E.K.Sullivan, Design of the Mariner-Type Ship Trans. SNA & ME vol.61, 1953
- 4) 大楠 丹 "Multihull Ship の波の中の運動について" 西部造船会報第40号, 1970
- 5) 運輸経済研究センター、"新海上貨物輸送システムの調査研究"、昭和51, 52, 53各年度中間報告