

日本船舶振興会昭和57年度補助事業
船舶設計資料の作成に関する調査研究

ISSN 0546 - 1480

日本造船研究協会報告 第98号

波浪荷重推定法の比較 検討に関する調査研究

(第200研究部会第12分科会)

昭和58年3月

社 団 法 人

日 本 造 船 研 究 協 会

は し が き

本報告書は日本船舶振興会昭和57年度補助事業として日本造船研究協会第200研究部会第12分科会において実施した「船舶設計資料の作成に関する調査研究」のうちの「波浪荷重推定法の比較検討に関する調査研究」の成果をまとめたものである。

本研究に参加された方々は次のとおりである。

第200研究部会第12分科会委員名簿

(敬称略, 順不同)

分科会長	高石敬史(船舶技術研究所)	
委員	福田淳一(九州大学)	大楠丹(九州大学)
	竹沢誠二(横浜国立大学)	平山次清(横浜国立大学)
	藤野正隆(東京大学)	斎藤公男(大阪大学)
	宮本武(船舶技術研究所)	新谷厚(防衛庁)
	山越康行(水産工学研究所)	日笠則明(日本海事協会)
	高橋雄(三菱重工業)	溝口純敏(石川島播磨重工業)
	黒井昌明(日立造船)	小林正典(三井造船)
	日根野元裕(三井造船, 途中退任)	小保方準(住友重機械工業, 途中退任)
	高梨伊三夫(川崎重工業)	山本修(日本鋼管)
	川隅一道(佐世保重工業)	小林顕太郎(住友重機械工業)
	松原直哉(三井造船)	

第1 W. G. 委員名簿

(敬称略, 順不同)

高石敬史(船舶技術研究所)	宮本武(船舶技術研究所)
日笠則明(日本海事協会)	溝口純敏(石川島播磨重工業)
高梨伊三夫(川崎重工業)	小林顕太郎(住友重機械工業)
山本修(日本鋼管)	

第2 W. G. 委員名簿

(敬称略, 順不同)

高石敬史(船舶技術研究所)	新谷厚(防衛庁)
大楠丹(九州大学)	藤野正隆(東京大学)
斎藤公男(大阪大学)	小林正典(三井造船)
黒井昌明(日立造船)	溝口純敏(石川島播磨重工業)
小保方準(住友重機械工業, 途中退任)	

第 3 W. G. 委 員 名 簿

(敬称略, 順不同)

高 石 敬 史 (船 舶 技 術 研 究 所) 平 山 次 清 (横 浜 国 立 大 学)
小 林 顕 太 郎 (住 友 重 機 械 工 業) 小 保 方 準 (住 友 重 機 械 工 業, 途 中 退 任)

分科会, W.G.の討議参加者名簿

(敬称略, 順不同)

北 沢 孝 宗 (日 立 造 船) 小 林 顕 太 郎 (住 友 重 機 械 工 業)
山 本 茂 (日 立 造 船)

目 次

1. 緒 言	1
2. 縦波浪荷重計算結果の比較検討	3
2.1 計算条件及び計算式	3
2.1.1 船 型	3
2.1.2 波浪条件及び船の航走条件	3
2.1.3 応答の表現法及び座標系	3
2.1.4 計 算 式	6
2.1.5 計算結果	7
2.2 計算結果の比較	7
2.2.1 参加機関と計算法	7
2.2.2 縦剪断力の計算結果	16
2.2.3 縦曲げモーメントの計算結果	21
2.2.4 波浪荷重の成分の比較	26
2.2.5 考 察	33
3. 縦波浪荷重計算法の修正に関する理論的検討	42
3.1 波浪強制力の修正計算法	42
3.1.1 まえがき	42
3.1.2 波浪強制力の計算法	42
3.1.3 計算結果と実験結果の比較検討	44
3.2 波浪強制力及び波浪荷重計算式に関する検討	52
3.2.1 まえがき	52
3.2.2 流体力に対し三次元影響を考慮する方法	52
3.2.3 前進速度零におけるdiffraction forceを用いる方法	54
3.2.4 あとがき	56
3.3 出会い周波数がほとんど零の退波状態における波浪荷重の理論計算	66
3.3.1 まえがき	66
3.3.2 反射波の速度ポテンシャル ϕ_D の条件	66
3.3.3 退波時に静止水面を航行する時の定常ポテンシャル ϕ_S	67
3.3.4 断面上の圧力及び断面に作用する波力	67
3.3.5 断面Xにおける波荷重	68
3.3.6 具体的な計算法の概略	68
3.3.7 計算結果	70
3.4 考 察	73
4. 模型実験データとの比較	75
4.1 斜め波中における実験結果	75
4.1.1 実験状態	75
4.1.2 縦波浪荷重の実験結果	75

4.1.3	理論計算値との比較	75
4.2	縦波中における実験結果	82
4.2.1	実験	82
4.2.2	理論値	82
4.2.3	実験値と理論値との比較（規則波中，過渡水波中）	82
4.2.4	実験値と理論値との比較（不規則追い波中）	83
5.	縦波浪荷重の改良計算法の提案	97
5.1	縦波浪荷重に関する研究のまとめ	97
5.2	縦波浪荷重の改良計算法の提案	98
6.	横波浪荷重計算結果の比較	99
6.1	計算条件及び表示法	99
6.2	計算式	99
6.3	計算結果の比較（ITTC）	104
7.	横波浪荷重の各種計算法と模型実験データとの比較	107
7.1	各種計算法による計算結果の比較	107
7.1.1	計算法の分類	107
7.1.2	参加機関と計算法	107
7.1.3	計算結果	107
7.2	模型実験データとの比較	112
7.2.1	実験状態	112
7.2.2	横剪断力，横曲げモーメントの比較	112
7.2.3	振りモーメントの比較	112
7.3	横波浪荷重の改良計算法の提案	116
8.	横波浪荷重の改良計算法による計算結果の比較	118
8.1	各機関の計算結果の比較	118
8.1.1	参加機関と計算法	118
8.1.2	計算結果	119
8.2	考察	126
8.2.1	計算法に関する考察	126
8.2.2	船体設計の立場から見た振りモーメント	130
9.	結 言	132
付録 1.	波浪荷重に関する資料・文献一覧表	133
付録 2.	波浪中の船体に誘起される水平方向剪断力と曲げモーメントの計算法について	136
付録 3.	ITTC 比較計算結果のまとめ（英文）	143

Summary of Results Obtained With Computer Programs to Predict Ship Motions in Six Degree-of-Freedom and Related Responses (15th & 16th ITTC Seakeeping Committee Comparative Study)

1. 緒 言

波浪荷重の推定法に関しては、多くの研究成果に基づき、現在では、ストリップ法による計算が実用計算法として確立された方法となっており、船の強度の検討、あるいは運航の指針の作成などに広く利用されている。この理論に基づく計算プログラムは造船所をはじめ、研究所や大学の諸機関でそれぞれ作成され、波浪荷重のみならず、波浪中の船の諸応答を広範囲に推定するため用いられている。計算プログラム自体の信頼性は、日本造船学会試験水槽委員会の「ストリップ法比較計算小委員会」により、大型専用船を対象とする計算の比較を通じて一応確認された。即ち、船体運動の座標系のとり方、運動の位相の定義、計算理論等の違いに基く、応答計算結果の差が明らかにされ、計算プログラムの信頼性確認、或は改良が行われた。¹⁾

その後最近に到り、国際試験水槽会議 (ITTC) において、ストリップ法の比較計算を国際的な規模で行う必要性が認められ、11ヶ国25機関の参加により高速コンテナ船の波浪中応答関数の比較がなされた。^{2) 3)} その結果、付録3に示すように、高速時には特に追波中で波浪荷重に著しい結果のばらつきがあることが明らかとなった。ばらつきの顕著な応答は、縦剪断力、縦曲げモーメント (追波中) 及び振りモーメント (斜め追波中) である。前者は、船と波との出会周波数がゼロに近い範囲に当り、後者は船の横揺れ同調周波数に近い範囲に当たっている。

このようなばらつきの原因として、1つは計算理論の違いが考えられるが、さらに計算技術上の手法の違いが考えられる。このような原因を詳細に調べ、計算法と結果との因果関係を明らかにすると共に、一方では模型実験データと対照することにより、より合理的な推定法を考究することは、各機関の所有する計算プログラムの適用範囲を明確にし、その信頼性を向上させるうえで不可欠のことである。

そこで本研究部会においては、ストリップ法計算のプログラムを所有する各機関の参加を得て、特に波浪荷重推定法を中心に、各種計算法の比較検討を行うこととした。計算の対象とした船型や計算条件も、ストリップ法の理論や計算手法の違いの影響が顕著に現れる高速航行時を想定し高速コンテナ船型を選んだ。

調査研究の内容は次に示すようなものである。

(1) 計算式及び計算結果の比較検討

造船所、協会、研究所、大学等が所有し実用に供しているOSM, NSM, STFMなどのストリップ法計算プログラムを用い、ITTC比較計算と同一船型を対象にして波浪荷重の計算を行い、その結果を比較・分析して、結果のばらつきの原因を明らかにする。

(2) 計算法改良の理論的検討

ばらつきの原因が、二次元理論に基くストリップ法理論そのものに起因している現象については、実験結果とも対照しながら、理論的改良をすすめ、より合理的かつ実際的な計算法を研究する。

(3) 計算と模型実験データの比較

計算法の比較検討及び改良に役立つ実験データを提供する。上記の各研究項目に対応し、本分科会内に3つのワーキンググループを作り、それぞれ研究を進めた。

本研究は昭和56年度より2ヶ年計画で行われた。第1年度は、縦剪断力と縦曲げモーメントの縦波浪荷重を対象に検討し、第2年度では、振りモーメント、横剪断力、横曲げモーメントの横波浪荷重を取り扱った。

その結果、縦波浪荷重に関しては、各断面に働く波のdiffraction forceの計算法として、入射波の周波数における流体力を用いることにより、出会周波数がゼロに近づく場合に現れる特異な応答を解消し、実験値とよく合う計算値を与えることが明らかとなった。

また横波浪荷重に関しては、各断面に働く復原力の成分の計算には各断面のGM値を用いるべきこと等が明らかにされた。

本報告書は、2年間にわたる研究成果をとりまとめたものである。先づ第2章では縦波浪荷重の計算の比較と、そのばらつきの要因解明を行い計算理論及び断面流体力の推定手法により応答にかなりの差が現れることを示した。第3章では、応答のばらつきが特に顕著になり、応答自体も発散する特異な点である出会周波数が小さいかゼロの場合、即ち高速で斜め追波或は追波中を航走する場合の波浪強制力及び縦波浪荷重の計算法の改良を理論的に試みた。第4章では、斜め波中及び追波中での波浪荷重模型実験結果を示し、種々の改良計算法と比較した。その結果、第5章では縦波浪荷重の改良計算法を示すことができた。

第6章及び第7章では横波浪荷重の計算結果の比較及びそれと模型実験結果との比較を行ったあと、より合理的な改良計算法を示した。そして第8章では、改良計算法に則り改めて計算し直した結果が示され、横波浪荷重計算に対する指針が述べられている。

最後に、付録として、付録1には、波浪荷重に関する文献、資料の一覧表が、付録2には、横波浪荷重計算結果を模型実験と比較したり、船の強度設計に適用する場合に必ず考慮すべき船体固定座標で考えたときの計算法を示す、新開、福田の論文がそれぞれ載録されている。また付録3には、この比較計算の基礎となったITTCにおける比較計算をとりまとめたものを収録し参考とした。

参 考 文 献

- 1) 高石敬史；ストリップ法による耐航性の諸計算について，試験水槽委員会第2部会ストリップ法比較計算小委員会報告，日本造船学会誌，553号，（1975），pp 12
- 2) ITTC Seakeeping Committee Report；Chapter II. 9. Comparison of Results Obtained With Computer Programs to Predict Ship Motions in Six Degree of Freedom，Proceedings of 15th ITTC, Vol. 2.（1978）pp. 79
- 3) ITTC Seakeeping Committee Report；Chapter II. 12. Comparison of Results Obtained With Computer Programs to Predict Ship Motions in Six-Degrees-of-Freedom and Associated Responses, Proceedings of 16th ITTC,（1981）pp. 217.

2. 縦波浪荷重計算結果の比較検討

2.1 計算条件及び計算式

2.1.1 船 型

比較計算に用いた船型は、一軸コンテナ船SR108船型である。この船型は、SR108, SR125, SR161等の船の耐航性に関する研究の対象の主要船型であり、その波浪中性能に関しては多くの計算結果と実験結果がある。^{1) 2) 3)} またその理由から国際試験水槽会議(ITTC)が行ったストリップ法比較計算で対象とした船型でもある。その主要目をTable 2.1.1に、正面線図をFig 2.1.1に示す。さらに、ストリップ法計算で使われるF.P.～A.P.間計21断面の諸係数をTable 2.1.2に示す。同表中には、船長方向の重量分布を表す値も示されている。船型の詳細は付録3に示した。

2.1.2 波浪条件及び船の航走条件

(1) 波長及び波高

波長は、波の無次元周波数 $\omega\sqrt{L/g}$ ($=\sqrt{2\pi}\sqrt{L/\lambda}$)の値で1.0～4.0の間を0.1おきに31点とった。

(2) 出会角及び船速

船と波との出会角は 0° (追波)及び 180° (向波)のほか、これらの間を 30° おきにとった斜め波 $30^\circ, 60^\circ, 90^\circ, 120^\circ$ 及び 150° 、合計7ケースをとった。また、船速はフルード数で0.275とした。

但し、これらはITTCの比較計算条件であり、今回の検討は、出会角： 180° 及び 0° 、フルード数：0及び0.275の条件を中心に行われた。

2.1.3 応答の表現法及び座標系

ITTCの比較計算では、6自由度の船体運動(pitch, heave, yaw, roll, sway & surge)及びその他の耐航性に関する諸応答を計算したが、本章から第5章までは、縦波浪荷重に関連する応答、即ちheave, pitch及び縦剪断力、縦曲げモーメントを中心に取り上げる。

応答の振幅は下記のように無次元値として示される。

(1) Heave : $Z_a/\zeta a$

(2) Pitch : $\theta_a/(k\zeta a)$

(3) 縦剪断力: $F_v/(\rho g\zeta aLB)$ (vertical shearing force)

(4) 縦曲げモーメント: $M_v/(\rho g\zeta aL^2B)$ (vertical bending moment)

また応答の位相差は、第10回ITTCが決めた船体と波の座標系⁴⁾に従って表す事とした。即ちFig. 2.1.2に示すようになる。(他の座標系との関係については第2回耐航性シンポジウムテキスト⁵⁾ p.117～118参照)

(1) 静水面と波面に直交する固定座標軸OX, OYをとり0点で鉛直下方にOZ軸をとる。(右手系)

(2) 船体固定座標は、船の水線面上に、midshipの水線の中心を0点とし、やはり右手系とする。船の0点を通る縦軸をx軸、右舷方向をy軸、下方をz軸にとる。

(3) 波はX軸の負の方向から正の方向に向うとし次式で表される。

$$\zeta = \zeta a \cos(kX - \omega t)$$

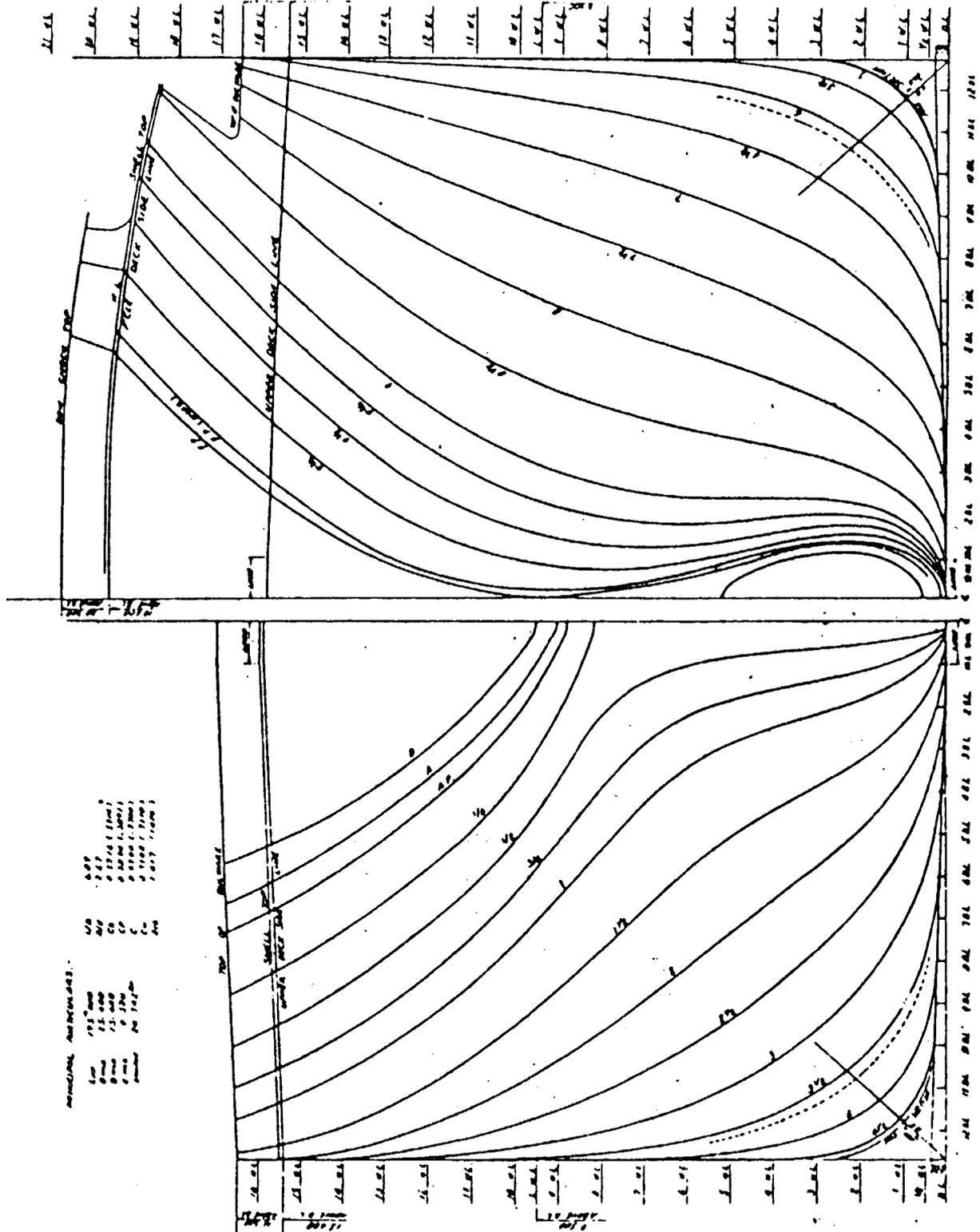
$$\text{又は } \zeta = \zeta a \cos(kx \cos \chi + ky \sin \chi - \omega t) \quad (2.1.1)$$

即ち、波の谷が0点に来たときを時間の原点とする。

(4) 船体運動は、次式で表す。即ち、位相の進みを正にとる。

$$Z = Z_a \cos(\omega t + \epsilon_z)$$

$$\theta = \theta_a \cos(\omega t + \epsilon_\theta) \quad (2.1.2)$$



MEMORANDUM AND REVISIONS:

NO.	DATE	BY	DESCRIPTION
1	12/15/50	W.S.	INITIAL DESIGN
2	1/10/51	W.S.	REVISIONS
3	1/25/51	W.S.	REVISIONS
4	2/10/51	W.S.	REVISIONS
5	2/25/51	W.S.	REVISIONS
6	3/10/51	W.S.	REVISIONS
7	3/25/51	W.S.	REVISIONS
8	4/10/51	W.S.	REVISIONS
9	4/25/51	W.S.	REVISIONS
10	5/10/51	W.S.	REVISIONS
11	5/25/51	W.S.	REVISIONS
12	6/10/51	W.S.	REVISIONS
13	6/25/51	W.S.	REVISIONS
14	7/10/51	W.S.	REVISIONS
15	7/25/51	W.S.	REVISIONS
16	8/10/51	W.S.	REVISIONS
17	8/25/51	W.S.	REVISIONS
18	9/10/51	W.S.	REVISIONS
19	9/25/51	W.S.	REVISIONS
20	10/10/51	W.S.	REVISIONS
21	10/25/51	W.S.	REVISIONS
22	11/10/51	W.S.	REVISIONS
23	11/25/51	W.S.	REVISIONS
24	12/10/51	W.S.	REVISIONS
25	12/25/51	W.S.	REVISIONS

Fig. 2.1.1 Body Plan of SR108 Container Ship

Table 2.1.2 Sections of Ship

Table 2.1.1 Principal Particulars of SR108 Container Ship

Ship	S7-175
Lpp (m)	175.0
B (m)	25.40
D (m)	15.40
T (m)	9.50
Δ (t)	24,742.
L/B	6.89
B/T	2.67
lcb(%Lpp) ④ 梁方	1.417
C_b	0.5716
C_m	0.970
KM (m)	10.52
GM (m)	1.0
Kyy/Lpp	0.24
Kxx/B	0.328
T_g (sec)	18.00
K G (m)	9.52

	x/L	B/B _M	T/T _M	S/S _M	B/2T	S/BT	Weight W/W _M
F.P.	1.0	0.000	.985	.050	.000	(0.131)	.119
	0.9	.123	1.000	.117	.164	.923	.260
9	0.8	.248	1.000	.192	.331	.751	.402
	0.7	.395	1.000	.293	.527	.720	.502
8	0.6	.553	1.000	.419	.738	.735	.601
	0.5	.702	1.000	.559	.837	.772	.701
7	0.4	.828	1.000	.698	1.105	.818	.802
	0.3	.920	1.000	.823	1.228	.868	.900
6	0.2	.978	1.000	.922	1.306	.914	1.000
	0.1	.999	1.000	.980	1.334	.952	1.000
M	0.0	1.000	1.000	1.000	1.335	.970	1.000
	0.1	1.000	1.000	.996	1.336	.966	1.000
4	0.2	1.000	1.000	.969	1.335	.940	1.000
	0.3	.995	1.000	.913	1.328	.890	.920
3	0.4	.970	1.000	.825	1.295	.825	.840
	0.5	.921	1.000	.708	1.230	.746	.759
2	0.6	.839	1.000	.569	1.120	.658	.679
	0.7	.716	1.000	.417	.956	.565	.599
1	0.8	.555	1.000	.263	.741	.460	.519
	0.9	.354	1.000	.101	.473	.277	.352
A.P.	1.0	.122	.074	.005	.163	(2.537)	.185

$B_M = 25.40$ (m) $T_M = 9.50$ (m) $S_M = 234.061$ (m²) $W_M = 200.6$ ($\frac{\text{ton}}{\text{m}}$)

* B = 0.670 (m) : Modified breadth of the F.P. Section

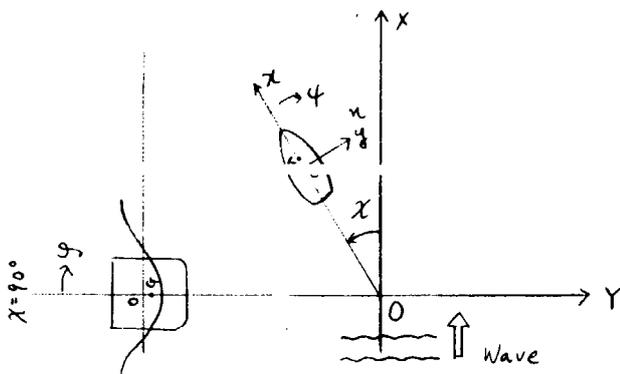


Fig. 2.1.2 Co-ordinate System Defined by 10th ITTC

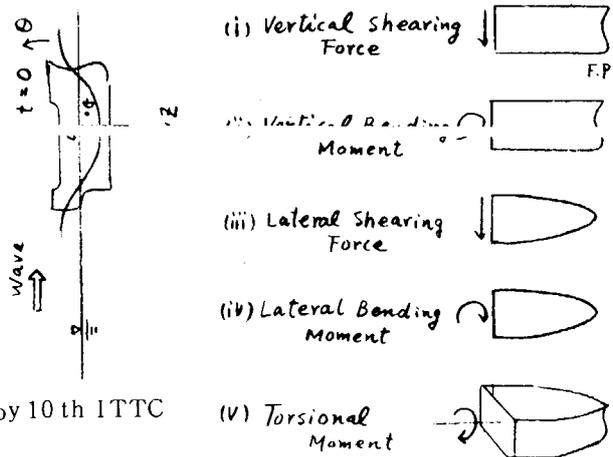


Fig. 2.1.3 Definition of Positive Direction of Wave Loads

また, heave は下方変位を, pitch は船首上げを正とする。

(5) x_1 断面に働く縦剪断力及び縦曲げモーメントの正の方向は船尾から x_1 まで積分した力及びモーメントがそれぞれ Fig 2.1.3 に示す方向に働く場合とする。

2.1.4 計算式

(1) 縦運動方程式

上下揺れと縦揺れの連成運動方程式は次式で表わされる。

$$\left. \begin{aligned} a_{zz} \ddot{z} + b_{zz} \dot{z} + c_{zz} z + a_{\theta z} \ddot{\theta} + b_{\theta z} \dot{\theta} + c_{\theta z} \theta \\ = F_{zc} \cos \omega_e t - F_{zs} \sin \omega_e t \\ a_{z\theta} \ddot{z} + b_{z\theta} \dot{z} + c_{z\theta} z + a_{\theta\theta} \ddot{\theta} + b_{\theta\theta} \dot{\theta} + c_{\theta\theta} \theta \\ = M_{\theta c} \cos \omega_e t - M_{\theta s} \sin \omega_e t \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2.1.3)$$

(2.1.3) 式の $a_{zz}, b_{zz}, c_{zz} \dots, F_{zc}, F_{zs} \dots, M_{\theta c}, M_{\theta s}$ は, ストリップ法により与えられるが, Q.S.M., N.S.M. および S.T.F.M. の各計算法により異なる。それぞれの計算法に対する運動方程式の各係数を Table 2.1.3 に示す。積分範囲は, 船尾から船首までである。端部影響については, 各機関でその考慮の仕方が異なるので, ここでは一般的に積分範囲を $l_a \sim l_f$ として記す。

(2) 縦波浪剪断力

船長方向の任意の断面 $x = x_1$ に誘起される縦波浪剪断力 $F_v(x_1)$ は次式で表わされる。

$$F_v(x_1) = \int_{l_a}^{x_1} \left(-\frac{w}{g} \ddot{z}_s + \frac{dF_z}{dx} \right) dx \dots\dots\dots (2.1.4)$$

ここで, $\ddot{z}_s = \ddot{z} - (x - x_G) \ddot{\theta}$
 x_G は船の重心位置, $\frac{dF_z}{dx}$ は各断面に働く上下方向の流体力

船体運動の解を用いて (2.1.4) を表わすと次式となる。

$$\begin{aligned} F_v(x_1) &= F_{v0} \cos(\omega_e t + \epsilon_{Fv}) \\ &= F_{vc} \cos \omega_e t - F_{vs} \sin \omega_e t \dots\dots\dots (2.1.5) \end{aligned}$$

F_{vc}, F_{vs} は次のように計算される。

$$\begin{aligned} \left. \begin{aligned} F_{vc} \\ F_{vs} \end{aligned} \right\} &= -\omega_e^2 a'_{zz} \begin{Bmatrix} z_c \\ z_s \end{Bmatrix} - \omega_e b'_{zz} \begin{Bmatrix} -z_s \\ z_c \end{Bmatrix} + c'_{zz} \begin{Bmatrix} z_c \\ z_s \end{Bmatrix} \\ &\quad - \omega_e^2 a'_{z\theta} \begin{Bmatrix} \theta_c \\ \theta_s \end{Bmatrix} - \omega_e b'_{z\theta} \begin{Bmatrix} -\theta_s \\ \theta_c \end{Bmatrix} + c'_{z\theta} \begin{Bmatrix} \theta_c \\ \theta_s \end{Bmatrix} \\ &\quad + \begin{Bmatrix} F_{vwc} \\ F_{vws} \end{Bmatrix} \dots\dots\dots (2.1.6) \end{aligned}$$

上式の各計算法における係数を Table 2.1.4 に示す。積分範囲は船尾から x_1 までである。

(3) 縦波浪曲げモーメント

任意の断面 $x = x_1$ に働く縦波浪曲げモーメント $M_v(x_1)$ は次式で与えられる。

$$M_v(x_1) = \int_{l_a}^{x_1} \left(\frac{w}{g} \ddot{z}_s - \frac{dF_z}{dx} \right) (x - x_1) dx \dots\dots\dots (2.1.7)$$

船体運動の解を用いて $M_v(x_1)$ を表わすと次式となる。

$$\begin{aligned} M_v(x_1) &= M_{v0} \cos(\omega_e t + \epsilon_{Mv}) \\ &= M_{vc} \cos \omega_e t - M_{vs} \sin \omega_e t \dots\dots\dots (2.1.8) \end{aligned}$$

M_{Vc}, M_{Vs} は次のように計算される。

$$\begin{aligned} \left. \begin{matrix} M_{Vc} \\ M_{Vs} \end{matrix} \right\} &= -\omega e^2 A_{z\theta} \begin{Bmatrix} z_c \\ z_s \end{Bmatrix} - \omega e B_{z\theta} \begin{Bmatrix} -z_s \\ z_c \end{Bmatrix} + C_{z\theta} \begin{Bmatrix} z_c \\ z_s \end{Bmatrix} \\ &\quad - \omega e^2 A_{\theta\theta} \begin{Bmatrix} \theta_c \\ \theta_s \end{Bmatrix} - \omega e B_{\theta\theta} \begin{Bmatrix} -\theta_s \\ \theta_c \end{Bmatrix} + C_{\theta\theta} \begin{Bmatrix} \theta_c \\ \theta_s \end{Bmatrix} \\ &\quad + \left\{ \begin{matrix} M_{Vwc} \\ M_{Vws} \end{matrix} \right\} \dots\dots\dots \end{aligned} \quad (2.1.9)$$

上式の各計算法における係数を Table 2.1.5 に示す。積分範囲は船尾から x_1 までである。

2.1.5 計算結果

前節で述べた計算式による各機関のストリップ法プログラムで $F_n = 0.275$ ，出合角 $\chi = 0^\circ$ （追い波）および 180° （向い波）についての縦運動および縦波浪荷重の計算結果を以下に示す。

なお，ここで示す計算結果は，ITTCの比較計算に参加した機関の結果に今回新たに参加した数機関の結果を追加したものである。

(1) 縦運動

Fig 2.1.4 ~ 2.1.7 に $\chi = 0^\circ, 180^\circ$ の場合の上下揺れ，縦揺れの計算結果を示すが， $\chi = 0^\circ$ では運動の振幅，位相とも各機関の差のない。 $\chi = 180^\circ$ では，応答のピーク値， $\omega \sqrt{L/g} = 2.2$ 近傍で O.S.M. と N.S.M. の計算法の違いによる差が 10% 程度認められるが，その前後では振幅，位相ともよく一致している。

(2) 縦剪断力および縦曲げモーメント

Fig 2.1.8 ~ 2.1.11 に $F_n = 0.275$ ， $\chi = 0^\circ, 180^\circ$ の場合の midship および S S 7 ½ における縦剪断力の計算結果を示す。

Fig 2.1.12 ~ 2.1.13 に midship における縦曲げモーメントの計算結果を示す。

これらの計算結果には計算法の違いによる差が判るようにしたが，ばらつきの原因の詳細については，次節で検討する。なお，STFM による計算は一機関しかないが，その計算結果は，図中の NSM の領域に含めた。

2.2 計算結果の比較

2.2.1 参加機関と計算法

(1) 計算法の分類

計算法は，(a)理論，(b)附加質量の自由表面影響係数 (k_4) の計算法，(c)発散波振幅比 (A_H) の計算法，(d)断面形状の表現法，(e) end-effect term の有無，等でどれを選ぶかによって様々の種類がありうる。

(a) 理論：通常使われているものは，OSM, NSM, STFM の 3 種類である。このうち，STFM が Strip 法の理論としては，最も厳密であり，NSM, OSM は波浪外力の diffraction 成分の計算に近似を用いている。しかし，この近似計算法の故に，流体力係数を使って外力が計算できるので，表になった流体力係数を使う場合には，必要な度毎に，境界値問題を解いて diffraction 成分を得る STFM に比べて，計算時間は，格段に短くなる長所がある。

(b) 附加質量の自由表面影響係数 (k_4) の計算法：上述の NSM, OSM, STFM はいずれも Strip 法であり，船体全体の流体力係数を得るために，まず各断面での k_4 と A_H を計算している。 k_4 と A_H を計算するためには，各断面をルイスフォームであらわし，面積比 (σ)，半幅喫水比 (H_0) と $\xi d (= \omega e^2 d/g)$ とを引数とする表が，第 1 回耐航性シンポジウム⁽³⁾の附録で与えられている ($0.1 \leq \xi d < 6.0$)。この表でカバーされているパラメータの範囲内では，二次元流体力係数を直接，Ursell-田才法で計算しても，この表からの補間で計算しても，計算結果は小差であると思われる。ところが， H_0 と σ については問題はないが， ξd については，し

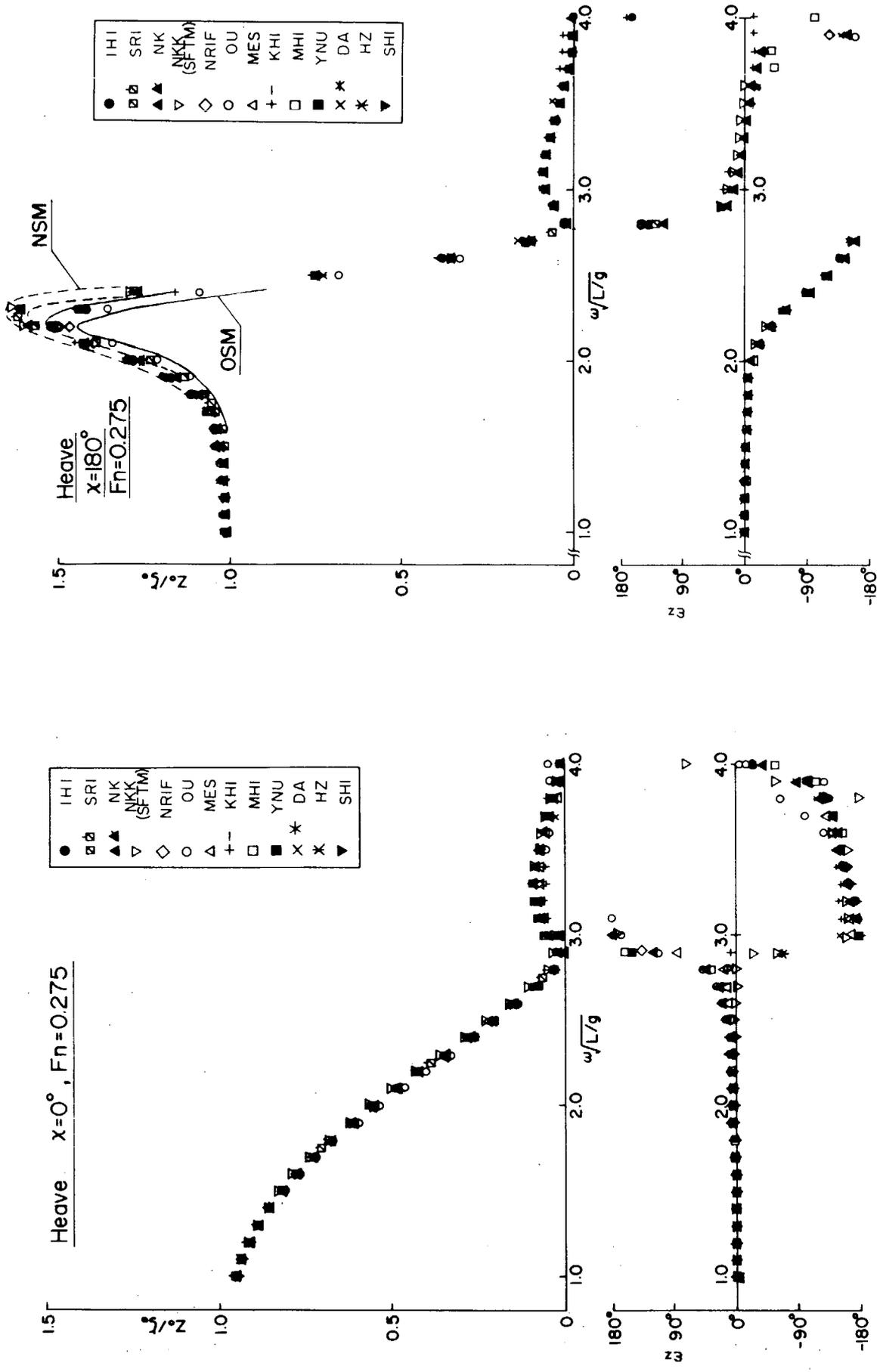


Fig. 2.1.4 Heaving Motion ($\chi = 0^\circ, Fn = 0.275$)

Fig. 2.1.5 Heaving Motion ($\chi = 180^\circ, Fn = 0.275$)

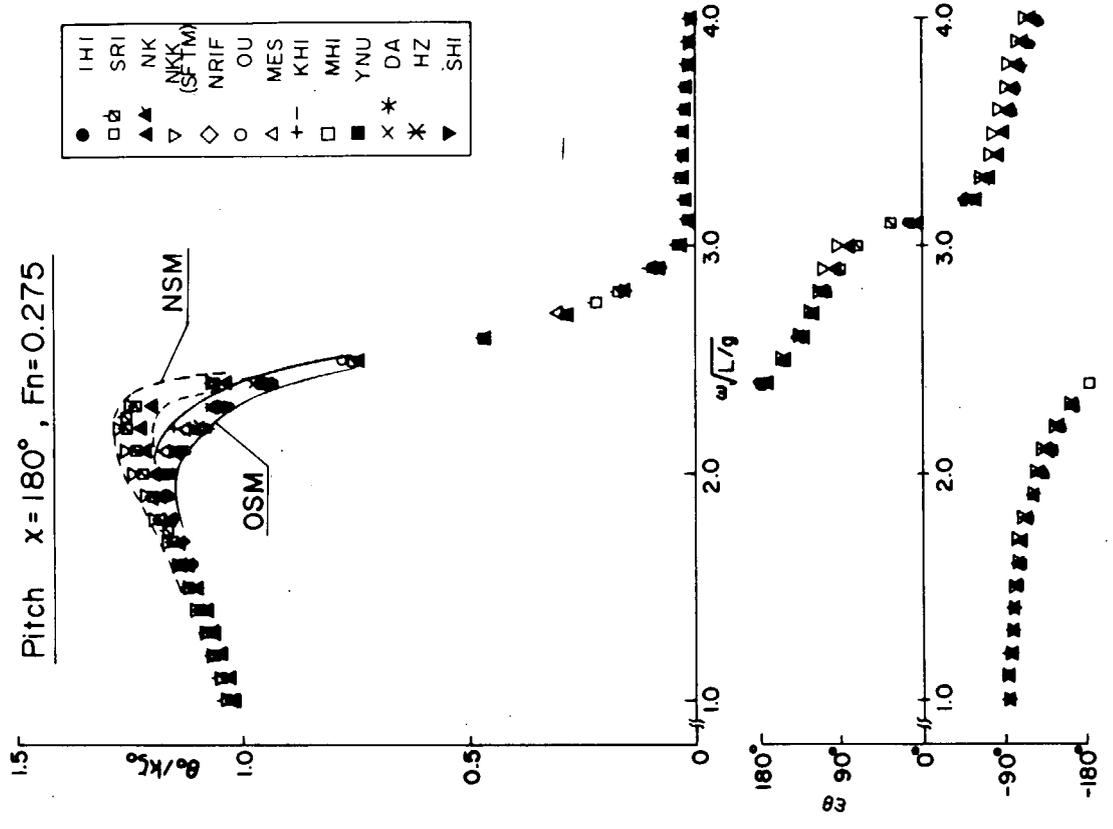


Fig. 2.1.7 Pitching Motion ($\alpha = 180^\circ$, $Fn = 0.275$)

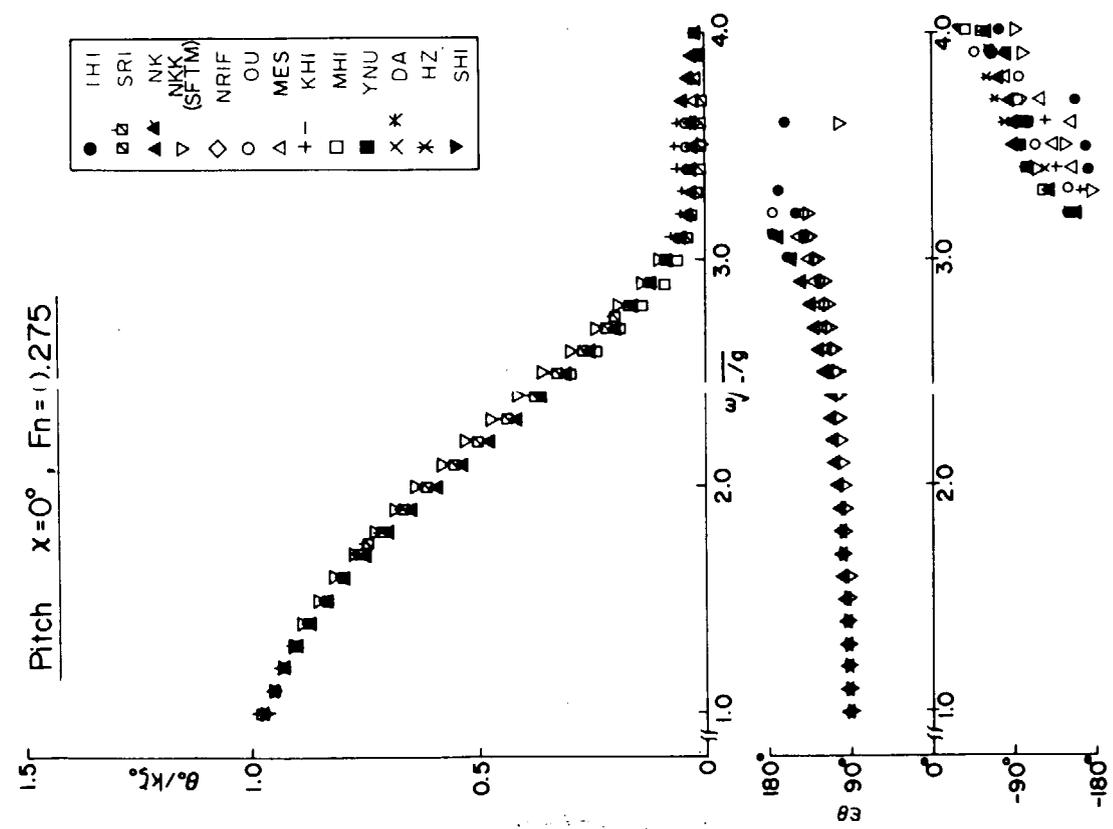


Fig. 2.1.6 Pitching Motion ($\alpha = 0^\circ$, $Fn = 0.275$)

Shearing Force at SS.5

$\chi = 0^\circ$, $Fn = 0.275$

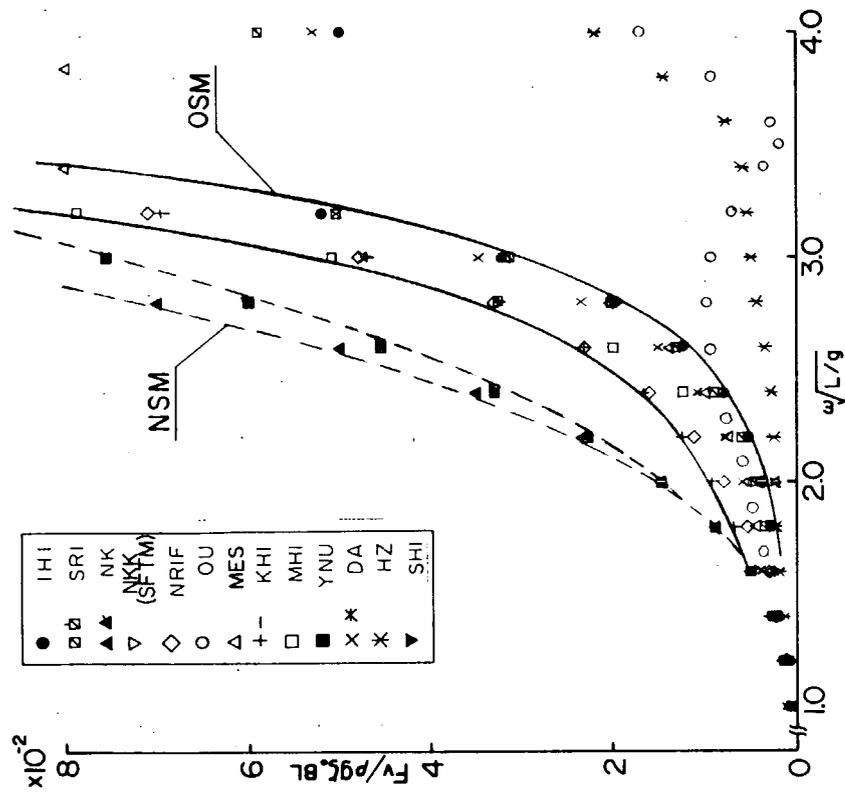


Fig. 2.1.8 Vertical Shearing Force at Midship ($\chi = 0^\circ$, $Fn = 0.275$)

Shearing Force at SS.5

$\chi = 180^\circ$, $Fn = 0.275$

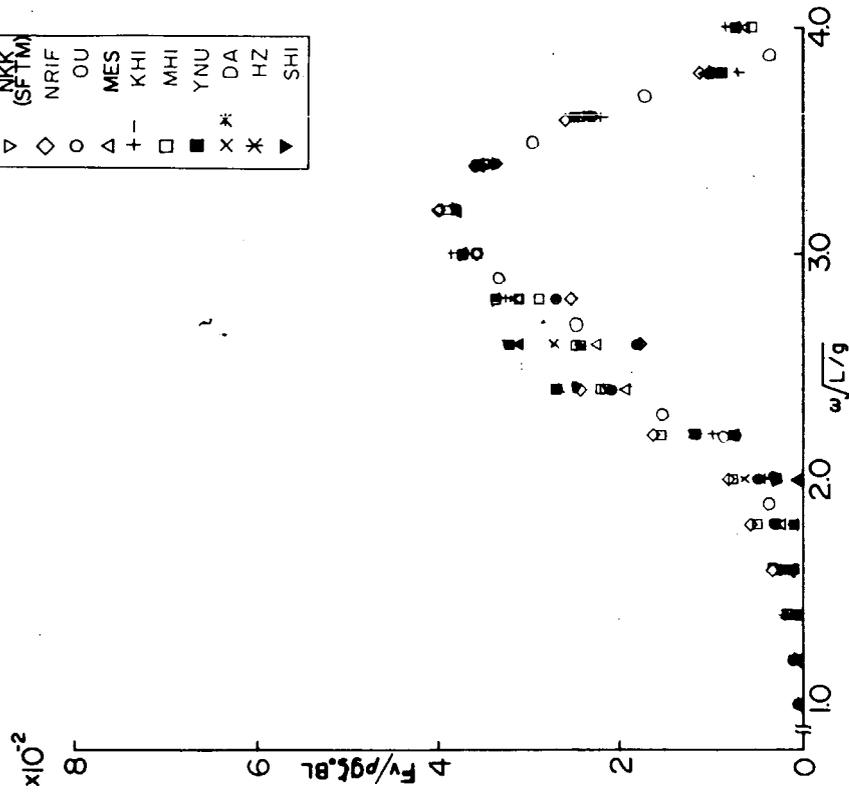


Fig. 2.1.9 Vertical Shearing Force at Midship ($\chi = 180^\circ$, $Fn = 0.275$)

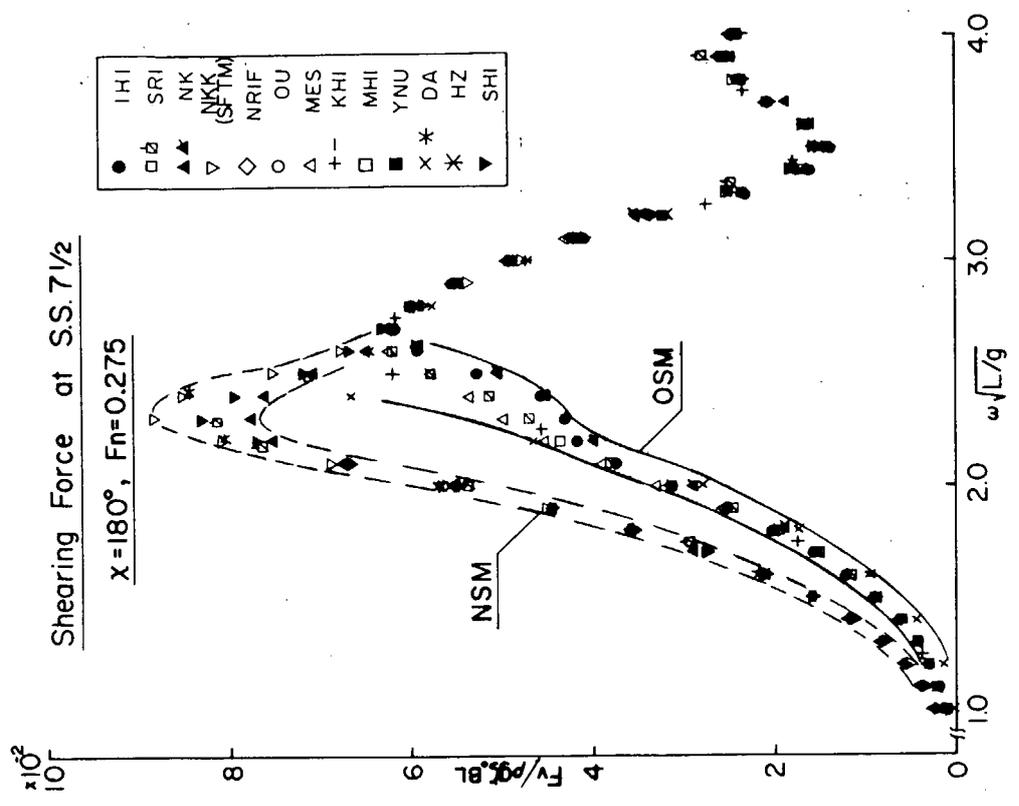


Fig. 2.1.11 Vertical Shearing Force at Midship ($\chi = 180^\circ, F_n = 0.275$)

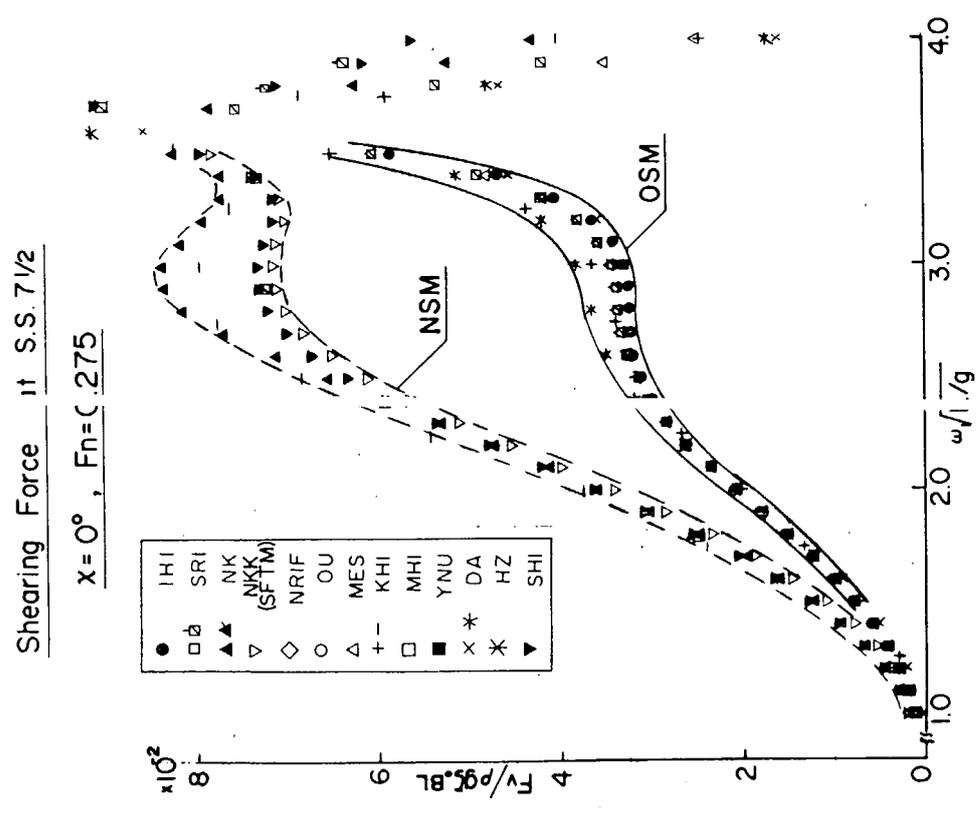


Fig. 2.1.10 Vertical Shearing Force at S.S. 7 1/2 ($\chi = 0^\circ, F_n = 0.275$)

Bending Moment at S.S.5

$\chi = 0^\circ, Fn = 0.275$

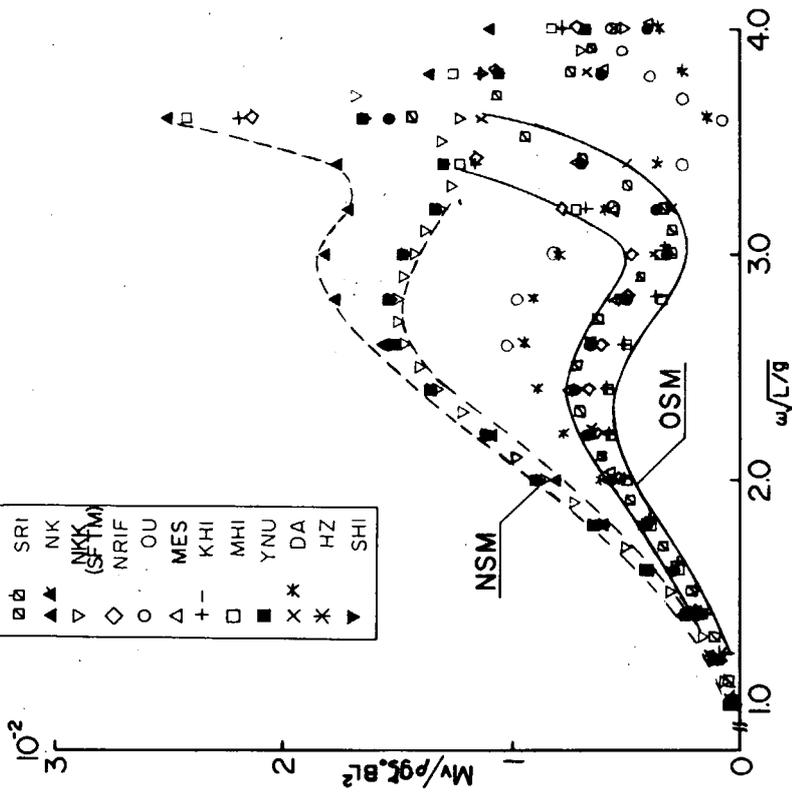


Fig. 2.1.12 Vertical Bending Moment at Midship ($\chi = 0^\circ, Fn = 0.275$)

Bending Moment at S.S.5

$\chi = 180^\circ, Fn = 0.275$

●	IHI
◻	SRI
▲	NK
▽	NKK (SFTM)
◇	NRIF
○	OU
△	MES
+ -	KHI
□	MHI
■	YNU
x *	DA
x *	HZ
▼	SHI

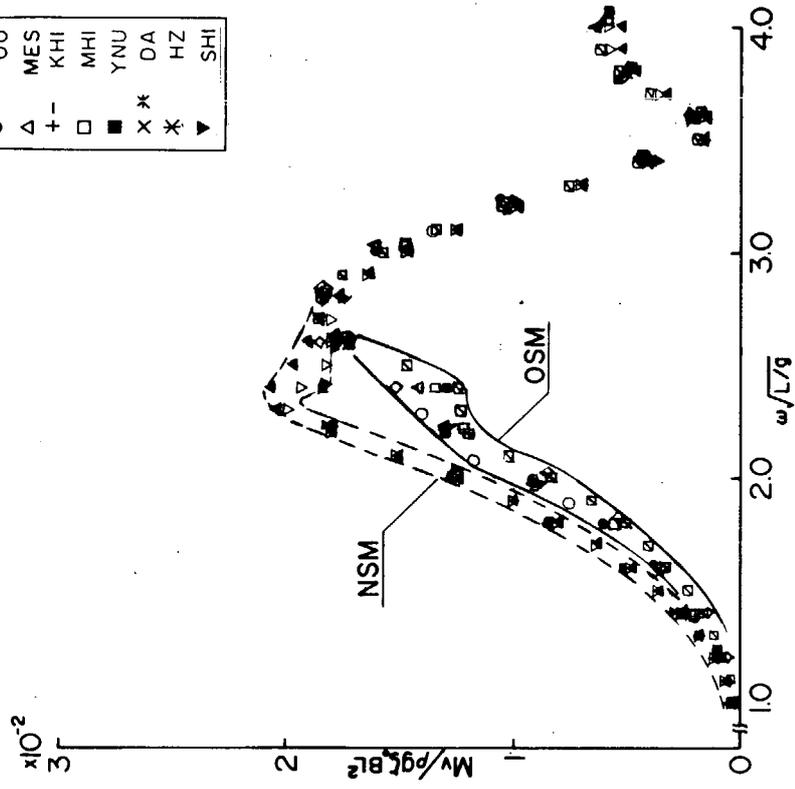


Fig. 2.1.13 Vertical Bending Moment at Midship ($\chi = 180^\circ, Fn = 0.275$)

Table 2.1.3 Coefficients of Eq. of Ship Motions

	OSM	NSM	STFM
A_{zz}	$\int (\frac{w}{g} + fS_z) dx$	$\int (\frac{w}{g} + fS_z) dx$	$\int (\frac{w}{g} + fS_z) dx + \frac{V}{\omega_e^2} [fN_z]$
\bar{b}_{zz}	$\int PN_z dx - V [fS_z]$	$\int PN_z dx - V [fS_z]$	$\int PN_z dx - V [fS_z]$
C_{zz}	$\int 2fgy_w dx$	$\int 2fgy_w dx - V [fN_z]$	$\int 2fgy_w dx$
$A_{\theta z}$	$-\int fS_z(x-z_q) dx$	$-\int fS_z(x-z_q) dx - \frac{V}{\omega_e^2} \int fN_z dx$	$-\int fS_z(x-z_q) dx - \frac{V}{\omega_e^2} \int fN_z dx + \frac{V^2}{\omega_e^2} [fS_z] - \frac{V}{\omega_e^2} [fN_z(x-z_q)]$
$\bar{b}_{\theta z}$	$-\int PN_z(x-z_q) dx + V [fS_z(x-z_q)]$	$-\int PN_z(x-z_q) dx + V [fS_z(x-z_q)] + \frac{V^2}{\omega_e^2} [fN_z]$	$-\int PN_z(x-z_q) dx + V [fS_z(x-z_q)] + \frac{V^2}{\omega_e^2} [fN_z]$
$C_{\theta z}$	$-\int 2fgy_w(x-z_q) dx + \bar{b}_{zz}$	$-\int 2fgy_w(x-z_q) dx + V [fS_z] + V [fN_z(x-z_q)]$	$-\int 2fgy_w(x-z_q) dx$
$A_{\theta\theta}$	$\int (\frac{w}{g} + fS_z)(x-z_q)^2 dx$	$\int (\frac{w}{g} + fS_z)(x-z_q)^2 dx$	$\int (\frac{w}{g} + fS_z)(x-z_q)^2 dx + \frac{V^2}{\omega_e^2} [fN_z(x-z_q)] - \frac{V}{\omega_e^2} [fS_z(x-z_q)]$
$\bar{b}_{\theta\theta}$	$\int PN_z(x-z_q)^2 dx - V [fS_z(x-z_q)^2]$	$\int PN_z(x-z_q)^2 dx - \frac{V^2}{\omega_e^2} [fN_z(x-z_q)] - V [fS_z(x-z_q)^2]$	$\int PN_z(x-z_q)^2 dx + \frac{V^2}{\omega_e^2} [fN_z(x-z_q)] - V [fS_z(x-z_q)^2]$
$C_{\theta\theta}$	$\int 2fgy_w(x-z_q) dx - V [fS_z(x-z_q)]$	$\int 2fgy_w(x-z_q) dx - V^2 [fS_z(x-z_q)]$	$\int 2fgy_w(x-z_q) dx$
$A_{z\zeta}$	$(A_{\theta z})$	$(A_{\theta z})$	$-\int fS_z(x-z_q) dx + \frac{V}{\omega_e^2} \int fN_z dx - \frac{V}{\omega_e^2} [fN_z(x-z_q)]$
$\bar{b}_{z\theta}$	$-\int PN_z(x-z_q) dx - V [fS_z(x-z_q)]$	$-\int PN_z(x-z_q) dx - V [fS_z(x-z_q)]$	$-\int PN_z(x-z_q) dx - V [fS_z(x-z_q)]$
$C_{z\theta}$	$-\int 2fgy_w(x-z_q) dx$	$-\int 2fgy_w(x-z_q) dx - V [fN_z(x-z_q)]$	$-\int 2fgy_w(x-z_q) dx$
F_{sc}	$\int_0^L 2fgy_w(x-z_q) dx + \omega_s \int_0^L PN_z(x-z_q) dx + \omega_s \int_0^L fS_z(x-z_q) dx$	$\int_0^L 2fgy_w(x-z_q) dx + \omega_s \int_0^L PN_z(x-z_q) dx + \omega_s \int_0^L fS_z(x-z_q) dx$	$\int_0^L 2fgy_w(x-z_q) dx + \omega_s \int_0^L PN_z(x-z_q) dx + \omega_s \int_0^L fS_z(x-z_q) dx$
F_{sp}	$-\omega_s \int_0^L fS_z(x-z_q) dx + \omega_s \int_0^L PN_z(x-z_q) dx$	$-\omega_s \int_0^L fS_z(x-z_q) dx + \omega_s \int_0^L PN_z(x-z_q) dx$	$-\omega_s \int_0^L fS_z(x-z_q) dx + \omega_s \int_0^L PN_z(x-z_q) dx$
M_{sc}	$-\int_0^L 2fgy_w(x-z_q) dx + \omega_s \int_0^L PN_z(x-z_q) dx + \omega_s \int_0^L fS_z(x-z_q) dx$	$-\int_0^L 2fgy_w(x-z_q) dx + \omega_s \int_0^L PN_z(x-z_q) dx + \omega_s \int_0^L fS_z(x-z_q) dx$	$-\int_0^L 2fgy_w(x-z_q) dx + \omega_s \int_0^L PN_z(x-z_q) dx + \omega_s \int_0^L fS_z(x-z_q) dx$
M_{sp}	$-\omega_s \int_0^L fS_z(x-z_q) dx + \omega_s \int_0^L PN_z(x-z_q) dx$	$-\omega_s \int_0^L fS_z(x-z_q) dx + \omega_s \int_0^L PN_z(x-z_q) dx$	$-\omega_s \int_0^L fS_z(x-z_q) dx + \omega_s \int_0^L PN_z(x-z_q) dx$

$\int_0^L [] dx$

Table 2.1.4 Coefficients of Vertical Shearing Force

	OSM	NSM	STFM
δ_{ZZ}	$-\int (\frac{w}{g} + fS_Z) dx$	$-\int (\frac{w}{g} + fS_Z) dx$	$-\int (\frac{w}{g} + fS_Z) dx + \frac{V}{\omega c^2} [fN_Z]_{f_0}^{x_1}$
δ'_{ZZ}	$-\int fN_Z dx + V [fS_Z]_{f_0}^{x_1}$	$-\int fN_Z dx + V [fS_Z]_{f_0}^{x_1}$	$-\int fN_Z dx + V [fS_Z]_{f_0}^{x_1}$
C_{ZZ}	$-\int 2f\theta y_w dx$	$-\int 2f\theta y_w dx + V [fN_Z]_{f_0}^{x_1}$	$-\int 2f\theta y_w dx$
$A'_{\theta Z}$	$\int \frac{w}{g} (x-x_0) dx + \int fS_Z (x-x_0) dx$	$\int \frac{w}{g} (x-x_0) dx + \int fS_Z (x-x_0) dx + \frac{V}{\omega c^2} \int fN_Z dx$	$\int (\frac{w}{g} + fS_Z) (x-x_0) dx + \frac{V}{\omega c^2} \int fN_Z dx$ $+ \frac{V^2}{\omega c^2} [fS_Z]_{f_0}^{x_1} - \frac{V}{\omega c^2} [fN_Z (x-x_0)]_{f_0}^{x_1}$
$\delta_{\theta Z}$	$\int fN_Z (x-x_0) dx - V \int fS_Z dx - V [fS_Z (x-x_0)]_{f_0}^{x_1}$	$\int fN_Z (x-x_0) dx - V \int fS_Z dx - V [fS_Z (x-x_0)]_{f_0}^{x_1}$ $- \frac{V^2}{\omega c^2} [fN_Z]_{f_0}^{x_1}$	$\int fN_Z (x-x_0) dx - V \int fS_Z dx - V [fS_Z (x-x_0)]_{f_0}^{x_1}$ $- \frac{V^2}{\omega c^2} [fN_Z]_{f_0}^{x_1}$
$C_{\theta Z}$	$\int 2f\theta y_w (x-x_0) dx - V \int fN_Z dx + V^2 [fS_Z]_{f_0}^{x_1}$	$\int 2f\theta y_w (x-x_0) dx + V^2 [fS_Z]_{f_0}^{x_1} - V [fN_Z (x-x_0)]_{f_0}^{x_1}$	$\int 2f\theta y_w (x-x_0) dx$
F_{VWC} F_{VWC}	$S_0 \int 2f\theta y_w c_1 c_2 \begin{Bmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{Bmatrix} dx$ $+ \omega S_0 \int fN_Z c_1 c_2 \begin{Bmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{Bmatrix} dx$ $- \omega \omega c \int_0^x fS_Z c_1 c_2 \begin{Bmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{Bmatrix} dx$ $- \omega V S_0 [fS_Z c_1 c_2 \begin{Bmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{Bmatrix}]_{f_0}^{x_1}$ $- \frac{\omega}{V \omega c} S_0 [fN_Z c_1 c_2 \begin{Bmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{Bmatrix}]_{f_0}^{x_1}$	$S_0 \int 2f\theta y_w c_1 c_2 \begin{Bmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{Bmatrix} dx$ $+ \omega S_0 \int fN_Z c_1 c_2 \begin{Bmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{Bmatrix} dx$ $- \omega \omega c \int_0^x fS_Z c_1 c_2 \begin{Bmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{Bmatrix} dx$ $- \omega V S_0 [fS_Z c_1 c_2 \begin{Bmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{Bmatrix}]_{f_0}^{x_1}$ $- \frac{\omega}{V \omega c} S_0 [fN_Z c_1 c_2 \begin{Bmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{Bmatrix}]_{f_0}^{x_1}$	2.1.4 (4) 参照

Table 2.1.5 Coefficients of Vertical Bending Moment

	O \leq M	N S M	S T F M
A_{60}	$-\int \left(\frac{\partial^2}{\partial y^2} + f S_2 \right) (x-x_0)(x-x_1) dx$	$-\int \left(\frac{\partial^2}{\partial y^2} + f S_2 \right) (x-x_0)(x-x_1) dx$ $-\frac{V}{\omega e^2} \int f N_2 (x-x_1) dx$	$-\int \left(\frac{\partial^2}{\partial y^2} + f S_2 \right) (x-x_0)(x-x_1) dx - \frac{V}{\omega e^2} \int f N_2 dx$
B_{60}	$-\int f N_2 (x-x_0)(x-x_1) dx - V(x_1-x_0) \int f S_2 dx$ $+ V \int [f S_2 (x-x_0)(x-x_1)]_{x_0}^{x_1}$	$-\int f N_2 (x-x_0)(x-x_1) dx - V(x_1-x_0) \int f S_2 dx$ $-\frac{V^2}{\omega e^2} \int f N_2 dx + V \int [f S_2 (x-x_0)(x-x_1)]_{x_0}^{x_1}$	$-\int f N_2 (x-x_0)(x-x_1) dx - V(x_1-x_0) \int f S_2 dx$ $-\frac{V^2}{\omega e^2} \int f N_2 dx$
C_{60}	$-\int 2f \rho g y_w (x-x_0)(x-x_1) dx + V B_2 \geq 0$ $-V^2 \int [f S_2 (x-x_1)]_{x_0}^{x_1}$	$-\int 2f \rho g y_w (x-x_0)(x-x_1) dx + V B_2 \geq 0$ $-V^2 \int [f S_2 (x-x_1)]_{x_0}^{x_1}$	$-\int 2f \rho g y_w (x-x_0)(x-x_1) dx$
A_{20}	$\int \left(\frac{\partial^2}{\partial y^2} + f S_2 \right) x(x-x_1) dx$	$\int \left(\frac{\partial^2}{\partial y^2} + f S_2 \right) x(x-x_1) dx$	$\int \left(\frac{\partial^2}{\partial y^2} + f S_2 \right) x(x-x_1) dx + \frac{V}{\omega e^2} \int f N_2 dx$
B_{20}	$\int f N_2 (x-x_1) dx + V \int [f S_2 dx - V \int [f S_2 (x-x_0)]_{x_0}^{x_1}]$	$\int f N_2 (x-x_1) dx + V \int [f S_2 dx - V \int [f S_2 (x-x_0)]_{x_0}^{x_1}]$	$\int f N_2 (x-x_1) dx + V \int f S_2 dx$
C_{20}	$\int 2f \rho g y_w (x-x_1) dx$	$\int 2f \rho g y_w (x-x_1) dx + V \int f N_2 dx$	$\int 2f \rho g y_w (x-x_1) dx$
M_{TWC}	$-\int_0^1 2f \rho g y_w c_1 c_2 \begin{Bmatrix} c_1 k^2 x \\ \sin k^2 x \\ -c_2 k^2 x \end{Bmatrix} (x-x_1) dx$ $-\omega \int_0^1 f N_2 c_1 c_2 \begin{Bmatrix} c_1 k^2 x \\ \sin k^2 x \\ -c_2 k^2 x \end{Bmatrix} (x-x_1) dx$ $+ \omega \int_0^1 S_0 \int f S_2 c_1 c_2 \begin{Bmatrix} c_1 k^2 x \\ \sin k^2 x \\ -c_2 k^2 x \end{Bmatrix} (x-x_1) dx$ $-\omega \int_0^1 S_0 \int f S_2 c_1 c_2 \begin{Bmatrix} c_1 k^2 x \\ \sin k^2 x \\ -c_2 k^2 x \end{Bmatrix} dx$ $-V \frac{\omega}{e^2} \int f N_2 c_1 c_2 \begin{Bmatrix} c_1 k^2 x \\ \sin k^2 x \\ -c_2 k^2 x \end{Bmatrix} dx$	$-\int_0^1 2f \rho g y_w c_1 c_2 \begin{Bmatrix} c_1 k^2 x \\ \sin k^2 x \\ -c_2 k^2 x \end{Bmatrix} (x-x_1) dx$ $-\omega \int_0^1 f N_2 c_1 c_2 \begin{Bmatrix} c_1 k^2 x \\ \sin k^2 x \\ -c_2 k^2 x \end{Bmatrix} (x-x_1) dx$ $+ \omega \int_0^1 S_0 \int f S_2 c_1 c_2 \begin{Bmatrix} c_1 k^2 x \\ \sin k^2 x \\ -c_2 k^2 x \end{Bmatrix} (x-x_1) dx$ $-\omega \int_0^1 S_0 \int f S_2 c_1 c_2 \begin{Bmatrix} c_1 k^2 x \\ \sin k^2 x \\ -c_2 k^2 x \end{Bmatrix} dx$ $-V \frac{\omega}{e^2} \int f N_2 c_1 c_2 \begin{Bmatrix} c_1 k^2 x \\ \sin k^2 x \\ -c_2 k^2 x \end{Bmatrix} dx$	$2.1.4.1+)$ 参照

ばしば、この表で与えられていない範囲で使われる場合がある。例えば、ITTCにおける計算結果比較検討で明らかになったように、船と波との出会い周波数がゼロに近い場合に、縦剪断力（VSF）と縦曲げモーメント（VBM）の計算結果は大きくばらつくが、この場合の ξd は、0.1以下で、この表の範囲外である。 $\xi d < 0.1$ での k_4 の計算法には、直接Ursell-田才法により計算する方法と、近似式を使う計算法、何らかの外挿による計算法等があるが、使用する計算法によってVSFとVBMの計算結果に差の出ることが、当然予想される。そこで k_4 の計算法を調べたところ、Table 2.2.1に示すように、およそ、4つの方法があることがわかった。このうちD法をのぞいては、 $\xi d \neq 0$ で二次元問題として k_4 を求めようとしているので $\xi d \rightarrow D$ では、 $k_4 \rightarrow \infty$ となり、後述の計算結果からわかるように波浪荷重の値も ∞ になる。

(c) A_H の計算法： A_H についても、Ursell-田才法により直接計算する場合と、Ursell-田才法を使って既に作成されている表から補間する場合の2種類あり、又、後者の場合には、補間法に数種類の方法がある。理論がNSMで、 ξd が0に近い場合には、補間法により計算結果に差が出てくる。VBMを例にとり、補間法の相違による計算結果の相違を、2.2.5(3)で論じる。

(d) 断面形状の表現法：断面形状は、フルードクリロフ力と、流体力係数を計算する際に必要である。断面形状を表現するには、通常は、 n パラメータ形式（ $n=2$ が一般的）と、特異点分布法が使われている。又、フルードクリロフ力を計算する場合と、流体力係数を計算する場合とで、同一の表現法を使う必要はないが、通常は、同一の表現法を使っている。

(e) end effect term：詳細は、2.2.5(5)で述べるが、計算の対象であるSR 108船型については、end effect termの有無は、計算結果にはほとんど影響を与えない。

(2) 参加機関と計算法

計算法と計算結果との相関を調べるため、縦波浪荷重計算プログラムを所有している機関が、各々のプログラムによる計算結果を持ち寄り、これらを比較した。その際、より多くの計算例を比較するため、従来から使っていたプログラムによる計算結果の他に、新たに、別の計算法に基づくプログラムを作成し、これによる計算結果もあわせて持ち寄った機関もある。参加機関と計算法をTable 2.2.2に示す。

2.2.2 縦剪断力の計算結果

(1) 計算条件

- (a) 断面・・・S.S. 7½
- (b) 船速・・・ $F_n = 0, 0.275$
- (c) 波方向・・・ $\chi = 0^\circ$ (following sea), 180° (head sea)

(2) 各機関による計算結果の比較

$F_n = 0.0$ で、 $\chi = 0^\circ$ については、Fig 2.2.1(a)、 $F_n = 0.0$ で $\chi = 180^\circ$ については、Fig 2.2.1(b)に計算結果を示している。 $F_n = 0.0$ の場合には、OSMとNSMとでは、理論式が同一となるので、これらの2枚のグラフでは、OSMとNSMとを区別せずに各々1枚のグラフに計算結果を示している。 $F_n = 0.275$ で、 $\chi = 0^\circ$ については、Fig 2.2.1(c)、(d)、 $F_n = 0.275$ で $\chi = 180^\circ$ については、Fig 2.2.1(e)、(f)に各々、NSMとOSMとで別々のグラフに計算結果を示している。

(3) 同一機関による計算結果の比較

同一機関による、NSM（A法とB法）およびOSM（A法とB法）の4種類のプログラムによる計算結果をFig 2.2.2に示す。（なお、理論名の次のカッコ内は k_4 の計算法を示す）

4種類のプログラムは、船体重量分布の入力法、船首尾端の取り扱い法等は同一であり、理論式と流体力係数計算法のみ異なる。そこで、この結果より、これら2つの方法による計算結果のちがいの様子を知ることができる。

Table 2.2.1 Calculation Methods for k_4

Method	Contents
A	(a) Ursell's approximation ; $0 < \xi_d \leq a$ ($a = 0.01 \sim 0.1$)
	(b) Cubic power expansion ; $a < \xi_d < 0.1$ (do)
	(c) Interpolation in table ; $0.1 \leq \xi_d$
B	(a) Direct calculation ; $0 < \xi_d < 0.1$
	(b) Direct calculation or Interpolation in table ; $0.1 \leq \xi_d$
C	Interpolation in table as follows $\xi_d = 0.1 \times 10^{-4}, 0.1 \times 10^{-2}, \dots, 1.4, 1.6, \dots, 4.0, 5.0$ (by direct calculation)
D	(a) Exterpolation outside table ; $0 < \xi_d < 0.1$
	(b) Interpolation in table ; $0.1 \leq \xi_d$

$$\text{Ursell's approximation}^{(1)} k_4 = -\frac{8}{\pi^2} \left[\log \xi_B + \log \left(1 + \frac{1}{\text{He}} \right) - 0.23 \right]$$

Table 2.2.2 Organizations and Calculation Methods

Organization	Theory	Calculation Method for k_4	Hull	End Effect Term
日本鋼管(株)	NKK	STFM ↑ (CSM) ⁽⁴⁾ ↑ NSM ↑ ↓ ↑ ↓ ↑ ↓	C ↑ A ↓ B ↓ C ↑ A ↓ B ↓ D	2 parameter Lewis form
防衛庁第1研究所	DA			
日本海事協会	NK			
船舶技術研究所-I	SRI-I			
川崎重工業(株)	KHI			
防衛庁第1研究所	DA			
船舶技術研究所-II	SRI-II			
三井造船(株)	MES			
横浜国立大学	YNU			
住友重機械工業(株)	SHI			
日本鋼管(株)	NKK	OSM ↓ ↑ ↓ ↑ ↓ ↑ ↓ ↑ ↓	A ↓ B ↓ B ↓ D	*
防衛庁第1研究所	DA			
日本海事協会	NK			
船舶技術研究所-I	SRI-I			
川崎重工業(株)	KHI			
水産工学研究所	NRIF			
三菱重工業(株)	MHI			
佐世保重工業(株)	SSK			
防衛庁第1研究所	DA			
船舶技術研究所-II	SRI-II			
三井造船(株)	MES			
石川島播磨重工業(株)	IHI			
日立造船(株)	HZ			

SRI has two different programs

* → with e, f, t.

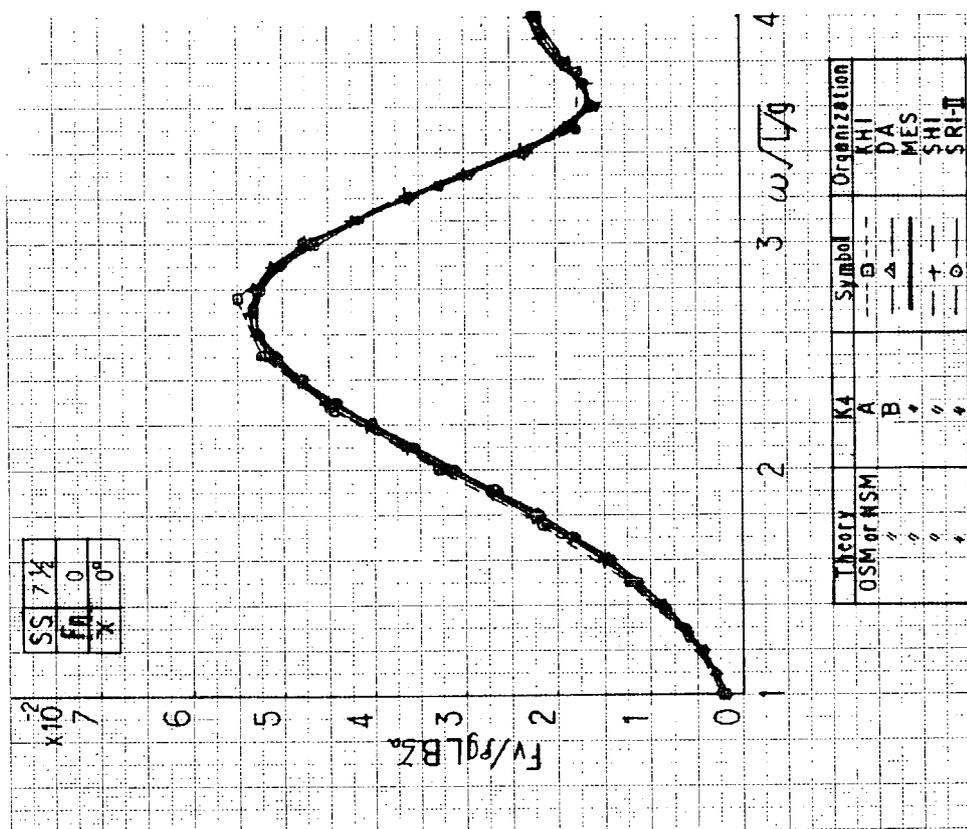


Fig. 2.2.1(a) Vertical Shearing Force at $F_n = 0$ and at $\chi = 0^\circ$

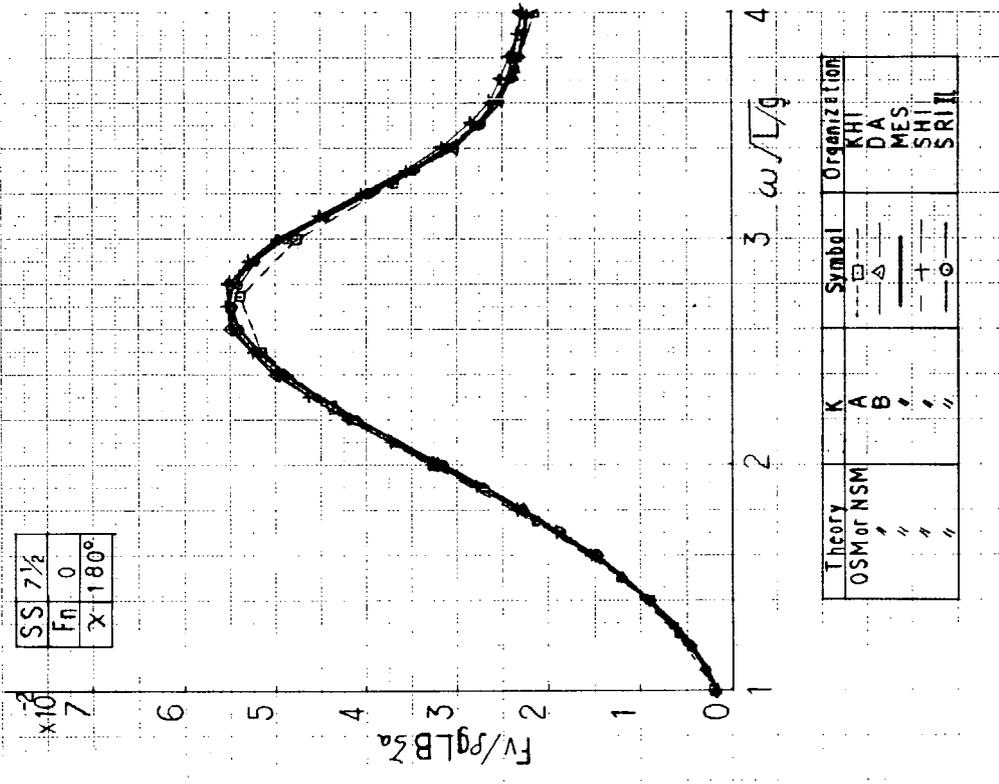


Fig. 2.2.1(b) Vertical Shearing Force at $F_n = 0$

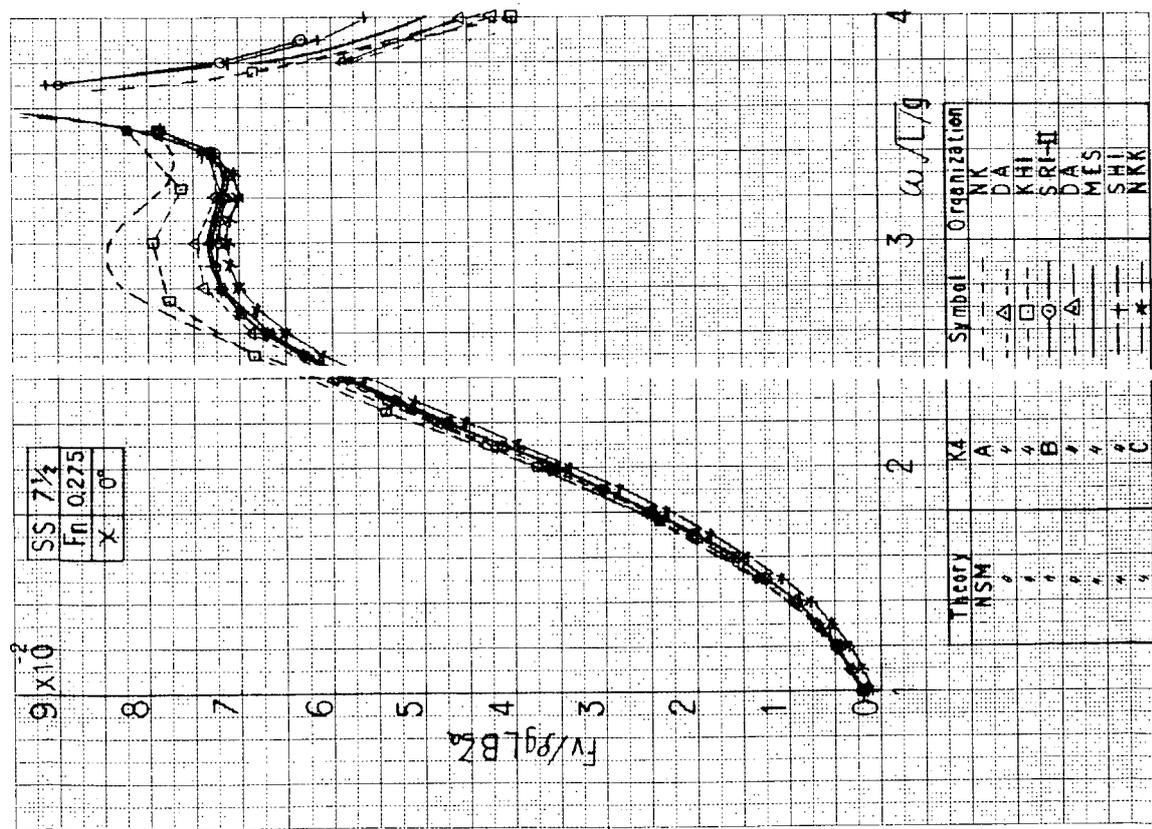


Fig. 2.2.1(c) Vertical Shearing Force by NSM at $F_n = 0.275$ and $\chi = 0^\circ$

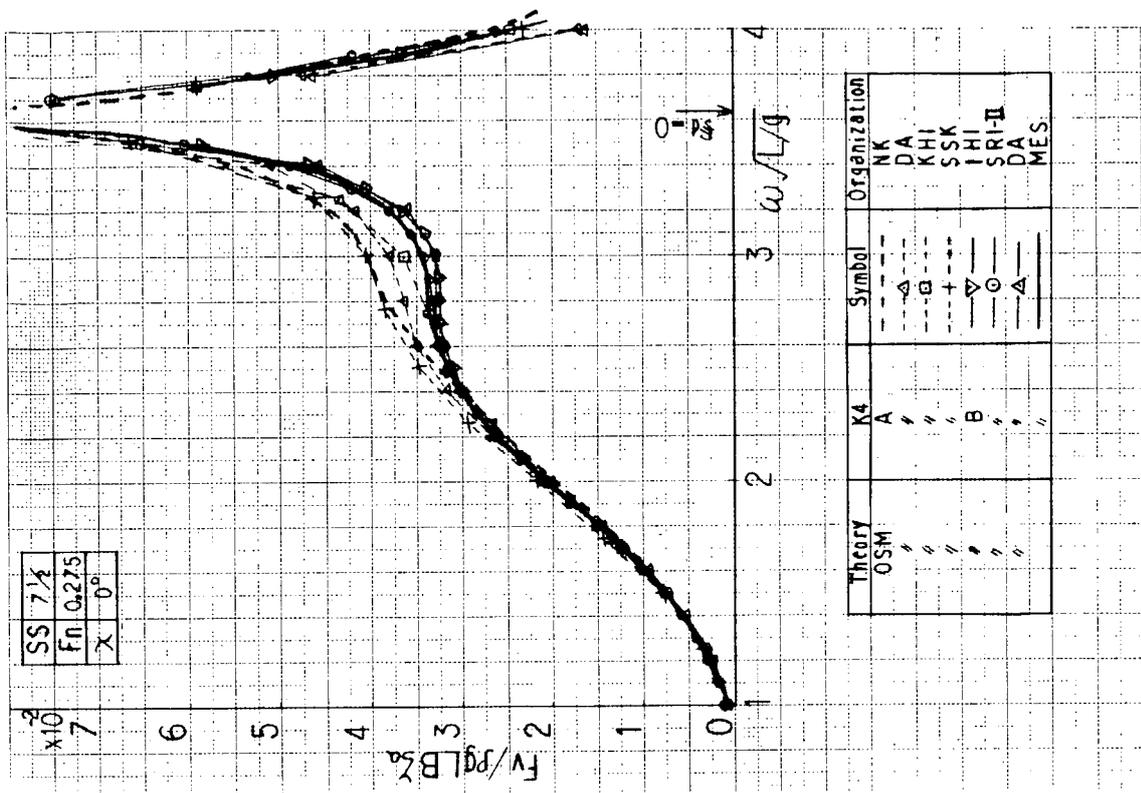


Fig. 2.2.1(d) Vertical Shearing Force by OSM at $F_n = 0.275$ and $\chi = 0^\circ$

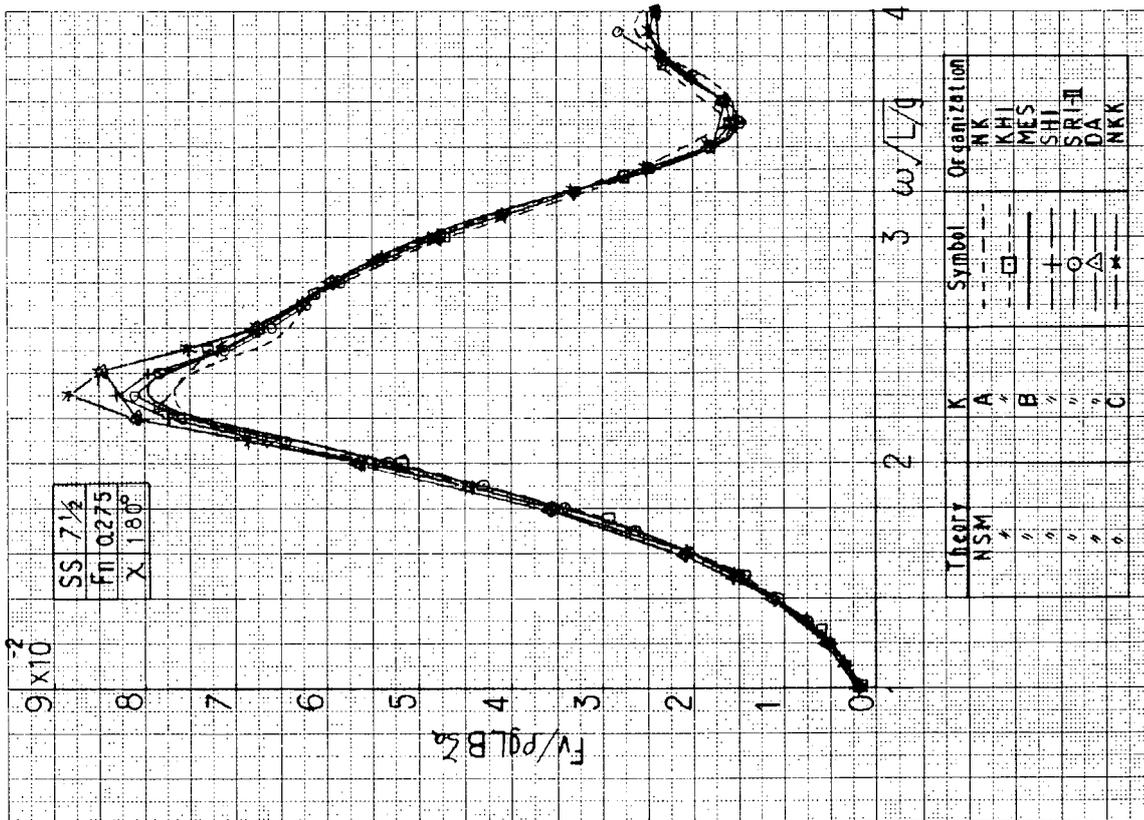


Fig. 2.2.1(e) Vertical Shearing Force by NSM at $F_n = 0.275$ and $\chi = 180^\circ$

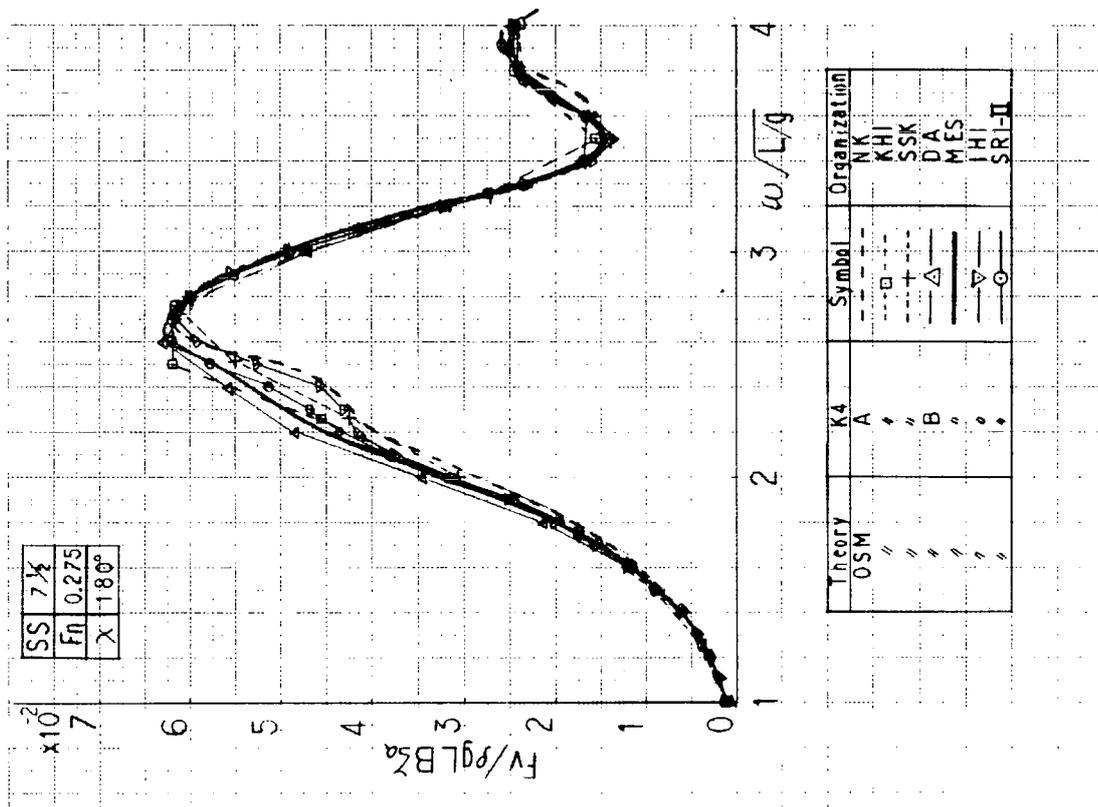


Fig. 2.2.1(f) Vertical Shearing Force by OSM at $F_n = 0.275$ and $\chi = 180^\circ$

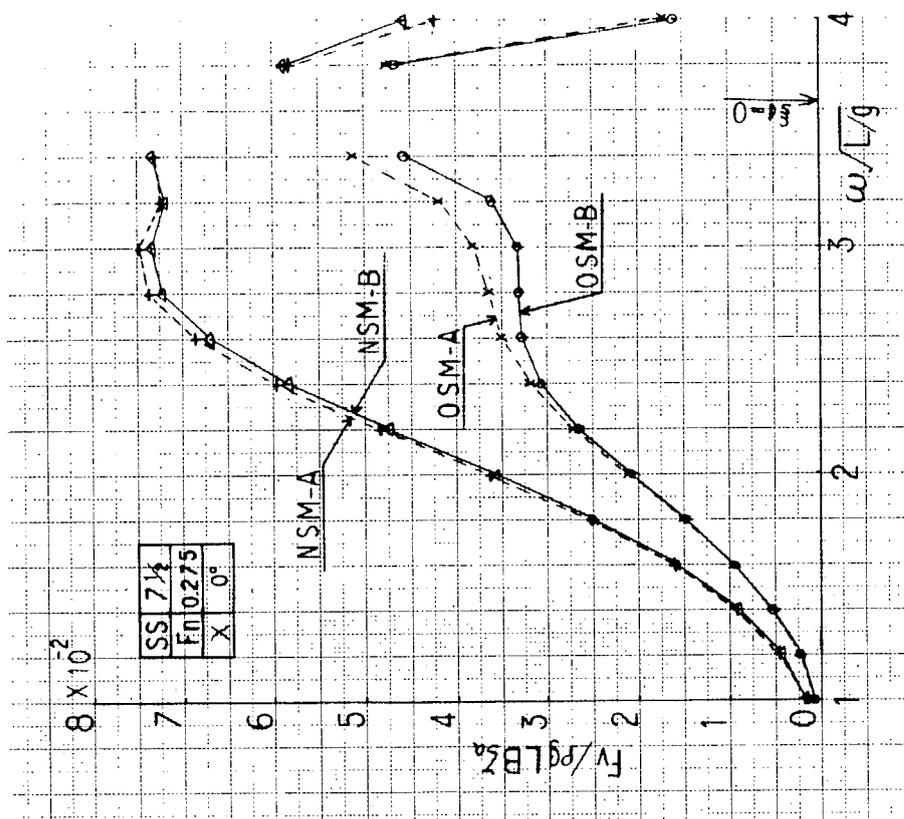


Fig. 2.2.2 Vertical Shearing Force by an Organization (D. A.)

2.2.3 縦曲げモーメントの計算結果

(1) 計算条件

- (a) 断面 …… midship
- (b) 船速 …… $Fn = 0.275$
- (c) 波方向 …… $\chi = 0^\circ$ (following sea)

(2) 各機関による計算結果の比較

理論 (NSM or OSM) について 2 通り, k_4 の計算法について 2 通り (A 法 or B 法), 合計 4 通りの方法による計算結果を各々 1 枚のグラフにして, Fig 2.2.3 (a)~(d) に示す。 k_4 の計算法で C 法と D 法によるものは, 計算例が少ないので, ここでは言及せず, 2.2.5 考察の項で, これについて述べることにする。

(3) 同一機関による計算結果の比較

同一機関による NSM (A 法と B 法) および OSM (A 法と B 法) の 4 種類のプログラムによる計算結果を Fig 2.2.4 に示す。この結果により, 理論式と流体力係数計算法の相違による計算結果の相違の様子を知ることができる。

(4) OSM, NSM, STFM の違いについて

船体断面のストリップまわりの流体運動の周期的変動を

$$\phi = \dot{S} (\phi_s + i\phi_A) \dots\dots\dots (2.1.10)$$

という速度ポテンシャルで表し, これによる船体表面上の圧力変動分をベルヌーイの方程式により,

$$p = -\rho \left(\frac{\partial}{\partial t} - v \frac{\partial}{\partial x} \right) \phi \dots\dots\dots (2.1.11)$$

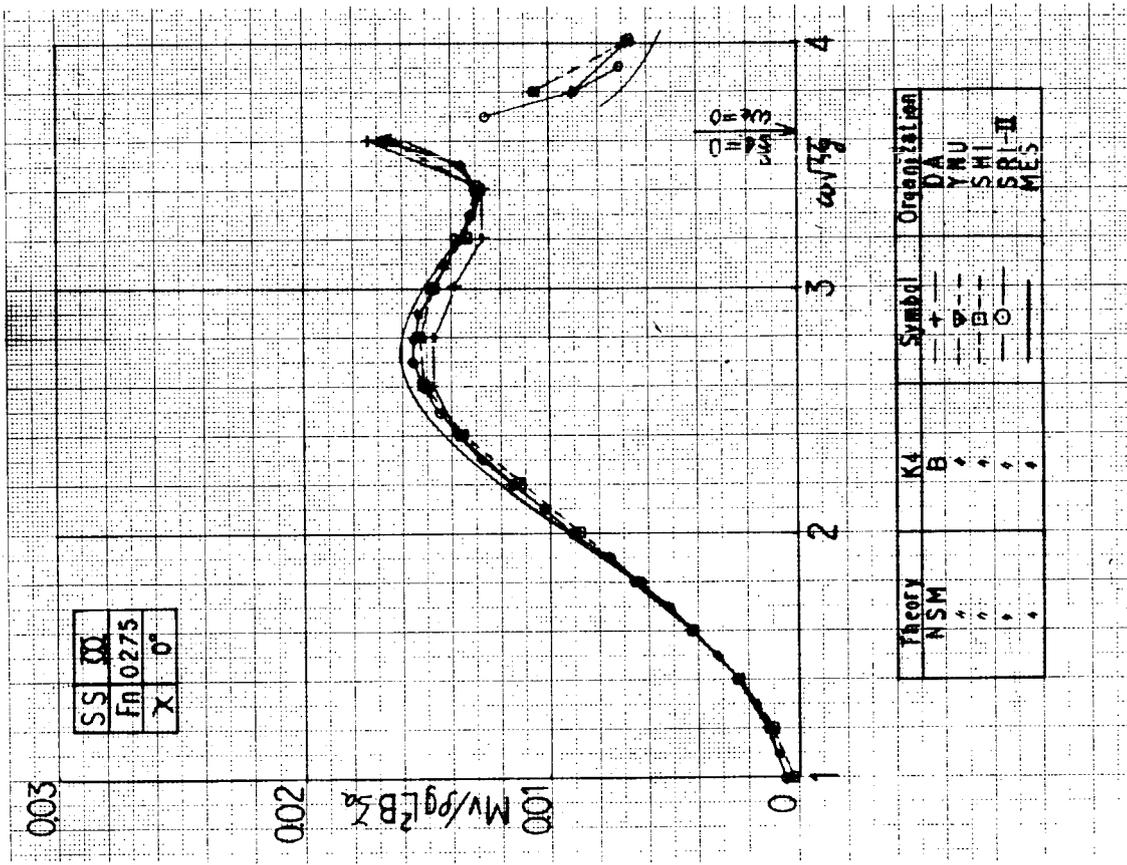


Fig. 2.2.3(b) Vertical Bending Moment by NSM (B)

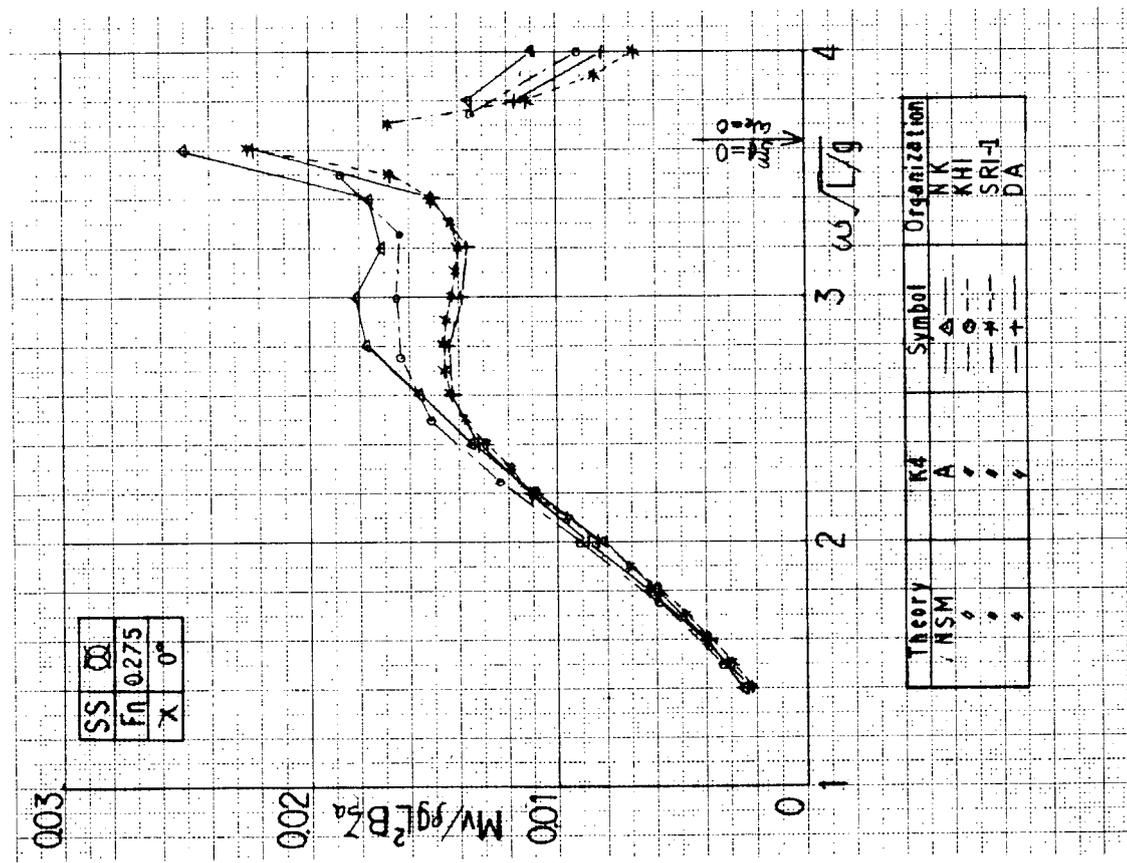


Fig. 2.2.3(a) Vertical Bending Moment by NSM (A)

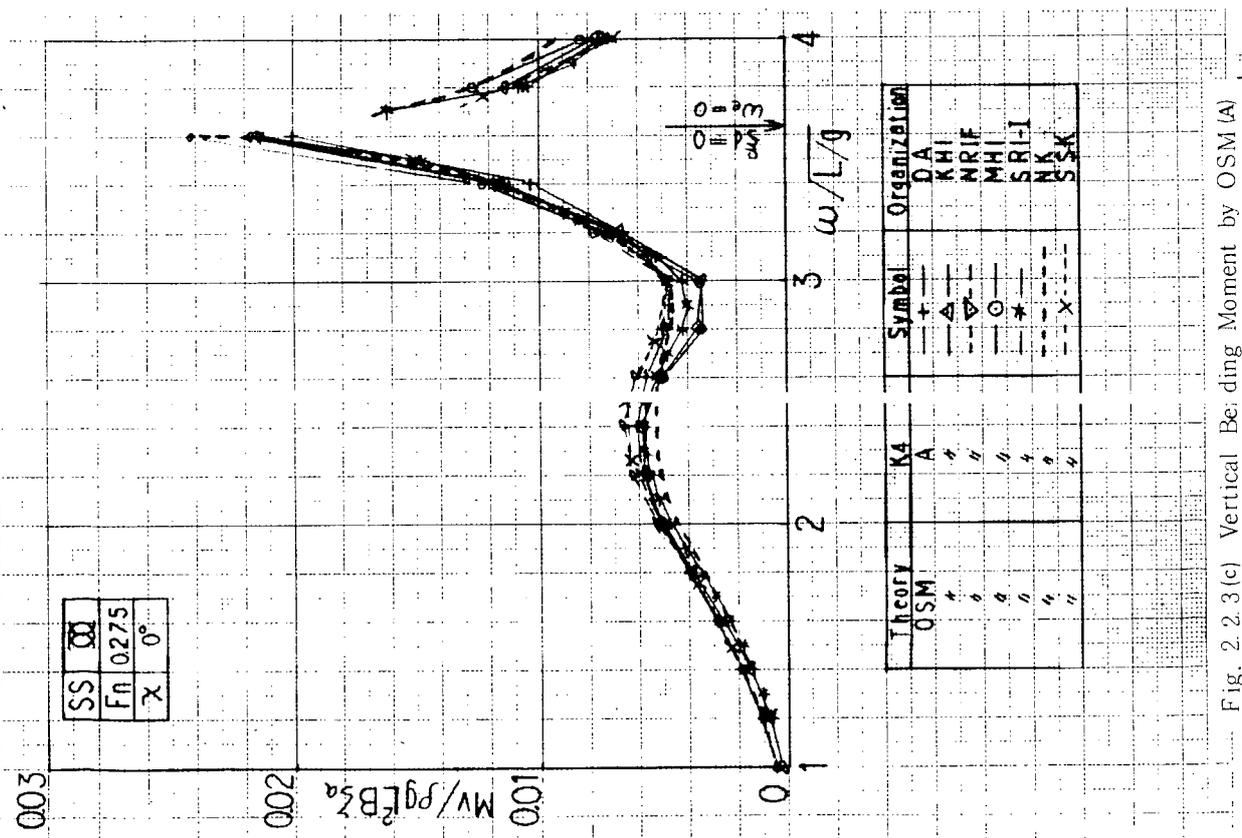


Fig. 2.2.3(c) Vertical Bending Moment by OSM (A)

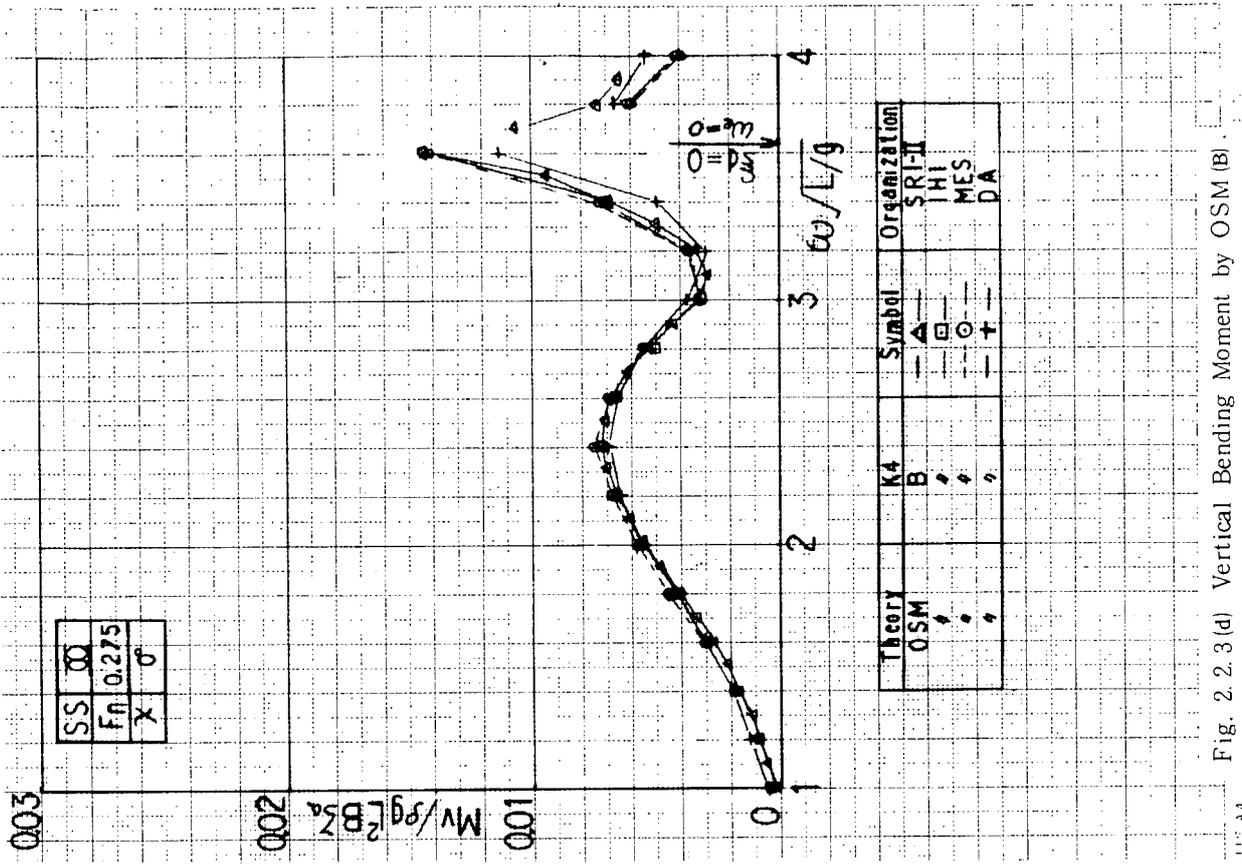


Fig. 2.2.3(d) Vertical Bending Moment by OSM (B)

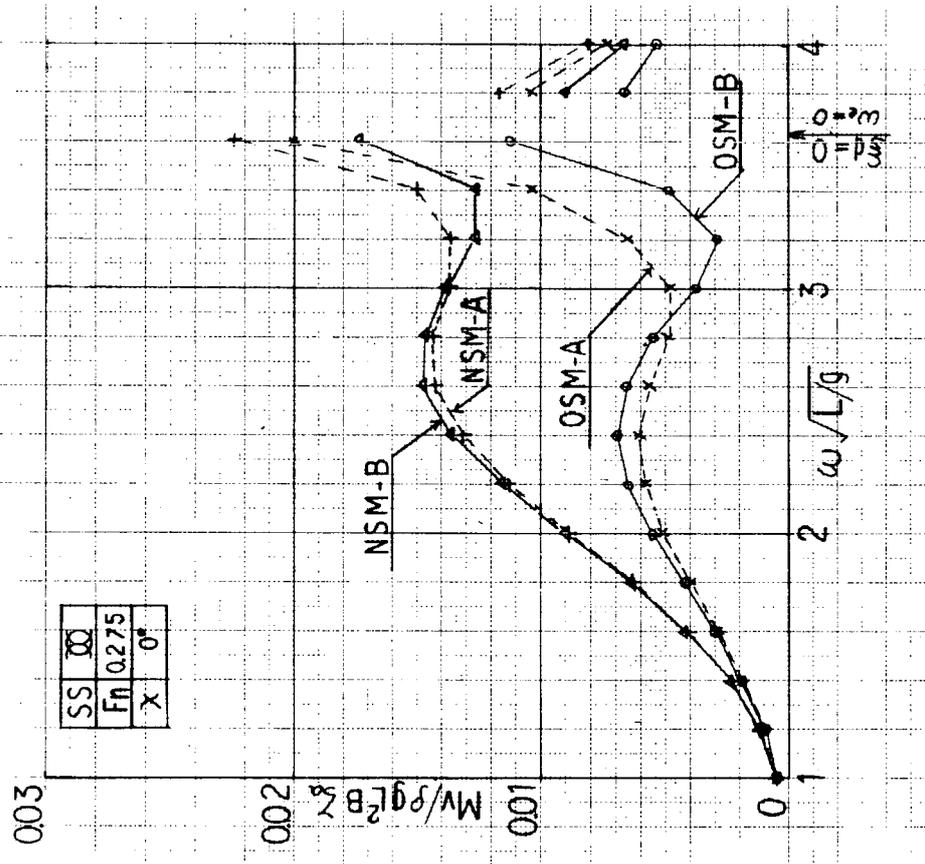


Fig. 2.2.4 Vertical Bending Moment by an Organization (D. A.)

によって求め、これをストリップの全周にわたって積分したものを流体力とする。

縦運動では、

$$\dot{S}_1 = -\dot{Z} + x\dot{\theta} - V\theta + \dot{\zeta}_w \dots\dots (2.1.12)$$

であるから、船体表面上の圧力は、

$$\begin{aligned} \frac{p_1}{\rho} = & -V \left\{ \omega e \frac{\partial}{\partial x} (x \varphi_{Az}) + V \frac{\partial \varphi_{Sz}}{\partial x} \right\} \theta \\ & + \left\{ \omega e x \varphi_{Az} + V \varphi_{Sz} + V \frac{\partial}{\partial x} (x \varphi_{Sz}) - \frac{v^2}{\omega e} \frac{\partial \theta_{Az}}{\partial x} \right\} \dot{\theta} \\ & + \left\{ \frac{v}{\omega e} \varphi_{Az} - x \varphi_{Sz} \right\} \ddot{\theta} \\ & + V \omega e \frac{\partial \varphi_{Az}}{\partial x} Z \\ & - \left\{ \omega e \varphi_{Az} + V \frac{\partial \varphi_{Sz}}{\partial x} \right\} \dot{Z} \\ & + \varphi_{Sz} \ddot{Z} \\ & - V \omega \frac{\partial \varphi_{Az}}{\partial x} \zeta_w \\ & - \left(\omega \varphi_{Az} + V \frac{\partial \varphi_{Sz}}{\partial x} \right) \dot{\zeta}_w \\ & + \varphi_{Sz} \ddot{\zeta}_w \dots\dots (2.1.13) \end{aligned}$$

となる。これらの圧力を断面の表面に沿って積分すればストリップに働く radiation force 及び diffraction force が求まる。その場合

$$\rho \int \varphi_{sz} dy = -\rho S_z, \quad \rho \int \varphi_{Az} dy = \frac{\rho N_z}{\omega e} \dots\dots\dots (2.1.14)$$

であることを考慮すると、ストリップに働く流体力は次式のようになる。

$$\begin{aligned} -\frac{dF_z}{dx} = & \rho \left\{ \frac{V}{\omega e^2} N_z + x S_z \right\} \ddot{\theta} \\ & + \rho \left\{ x N_z - V S_z - V \frac{\partial}{\partial x} (x S_z) - \frac{V^2}{\omega e^2} \frac{\partial N_z}{\partial x} \right\} \dot{\theta} \\ & + \rho \left\{ -V \frac{\partial}{\partial x} (x N_z) + V^2 \frac{\partial S_z}{\partial x} \right\} \theta \\ & - \rho S_z \ddot{z} - \rho \left\{ N_z - V \frac{\partial S_z}{\partial x} \right\} \dot{z} + V \frac{\partial N_z}{\partial x} z \\ & - \rho V \frac{\omega}{\omega e} \frac{\partial N_z}{\partial x} \zeta_w + \rho \left\{ N_z - V \frac{\partial S_z}{\partial x} \right\} \dot{\zeta}_w + \rho S_z \ddot{\zeta}_w \dots\dots\dots (2.1.15) \end{aligned}$$

OSMとNSMとの違いは、~~~~ を付した項に在り、OSMではこれらの項がない。即ち、前進速度影響として現れる造波減衰力の x 軸方向の変化、 $\frac{\partial N_z}{\partial x}$ 、 $\frac{\partial}{\partial x} (x N_z)$ を含む項がOSMにはなく、NSMにある。

Table 2.1.4 のNSMの係数に~~~~ を付した項がそれである。波の強制力の計算は、断面の diffraction force の代りに、radiation force を用いて行われるが、OSM、NSMともに、縦運動に対しては、

$$\zeta_w = \zeta_a C_1 C_2 \cos(k^* x - \omega e t) \dots\dots\dots (2.1.16)$$

$$\begin{aligned} \text{ここに,} \quad C_1 &= \sin(ky_w \sin x) / (ky_w \sin x) & x &\asymp n\pi \\ &= 1.0 & x &= n\pi, n=0,1,2 \dots\dots\dots \\ C_2 &= e^{-k\sigma d} \end{aligned}$$

と置いている。即ち波の振幅 ζ_a を、断面の相当喫水 σd 、ここに σ は断面の面積係数における sub-surface の波振幅で代表し、船体断面がこの振幅でかつ出会周波数 ωe で上下動したときの radiation force を diffraction force としている。

STFM は、運動方程式の左辺の項の係数はNSMと同じである^{注)}が、波強制力の計算のうち diffraction force の計算法がNSMと異っている。

即ち、波の orbital motion による船体のストリップまわりの流体運動を、radiation potential ϕ_s^R 、 ϕ_A^R を用いて、

$$\phi = \dot{S} (\phi_s^R + i \phi_A^R) \dots\dots\dots (2.1.17)$$

で表すところは、(2.1.10) 式と同様でありNSMと同じであるが、船体表面上のある一点 (x, y, z) における流体との相対速度 \dot{S} として orbital motion によるものを

$$\dot{S}_w = - (n + m \sin x) \zeta_a \omega e^{i k^* x - i y \sin x - k z - i \omega e t} \dots\dots\dots (2.1.18)$$

として、これと(2.1.17) 式を、表面の圧力の式、(2.1.11) 式に代入し、船体ストリップの表面に沿って積分して diffraction force を求める。

注) STFMでは運動方程式の左辺の項の係数も、その表現方法がNSMと見かけ上異っている。即ち、 C_{zz} 、 $C_{z\theta}$ 、 $C_{\theta\theta}$ 等に含まれる項が a_{zz} 、 $a_{z\theta}$ 、 $a_{\theta\theta}$ の項に ωe^2 で割った値として含まれている。

即ち、上下動に対しては、STFMでは、

$$f_z^D(x) = \rho \omega e^{ik^*x} \int_C e^{ikysinx} e^{-kz} [n+m \sin x] (\phi_{sz}^R + i\phi_{az}^R) d\ell \dots\dots\dots (2.1.19)$$

である。NSMでは、 $y=0, z=\sigma d$ とするので、

$$\begin{aligned} f_z^D(x) &= \rho \omega e^{ik^*x} \int_C e^{k\sigma d} [in + m \sin x] (\phi_{sz} + i\phi_{az}) d\ell \\ &= \rho \omega e^{ik^*x} \int_C c_2 n (\phi_{sz} + i\phi_{az}) d\ell \\ &= \rho \omega e^{ik^*x} c_2 [iN_z + S_z] \dots\dots\dots (2.1.20) \end{aligned}$$

である。

STFにおける ϕ_{sz}^R, ϕ_{az}^R の計算については、小保方ほか⁷⁾は、船体断面をルイスフォームで近似し、その片舷を12の折線で近似し(2.1.19)式の数値計算を行った。

参 考 文 献

- 1) SR108研究部会；高速貨物船の波浪中における諸性能に関する研究報告書，日本造船研究協会，造研資料 No 110(1970)，No 125(1971)，No 143(1972)
- 2) SR125研究部会；超高速コンテナ船の耐航性に関する研究報告書，No 157(1972)，No 171(1973)，No 188(1974)，No 211(1975)
- 3) SR161研究部会；船舶の横揺れ減衰力及び波浪中船速低下に関する研究，日本造船研究協会報告第90号，(1979)
- 4) ITTC Seakeeping Committee Report, Appendix III, Seakeeping Definitions and Nomenclature, Proceedings of 10th ITTC (1963), pp.220
- 5) 高石敬史，黒井昌明；波浪中船体運動の実用計算法，日本造船学会第2回耐航性に関するシンポジウムテキスト(1977)，pp 109
- 6) 田才福造，高木又男；規則波中の応答理論及び計算法，日本造船学会，耐航性に関するシンポジウム(第1回)テキスト，(1969)
- 7) 小保方準，藤野正隆，前田久明；斜波中の船体に対する波浪強制力について，日本造船学会論文集，第132号，(1972)，pp 137

2.2.4 波浪荷重の成分の比較

縦剪断力および縦曲げモーメントの計算結果を更に詳細に比較する為に、これらの荷重を成分毎に分離してその比較を行なった。

(1) 無次元化

船体中央における縦剪断力および縦曲げモーメントを次式のように表わす。

$$\left. \begin{aligned} F_V &= (m+a_{zz})\ddot{z} + b_{zz}\dot{z} + c_{zz}z + a_{\theta z}\ddot{\theta} + b_{\theta z}\dot{\theta} + c_{\theta z}\theta \\ &\quad + F_c \cos \omega_e t + F_s \sin \omega_e t \\ M_V &= (j+a_{\theta\theta})\ddot{\theta} + b_{\theta\theta}\dot{\theta} + c_{\theta\theta}\theta + a_{z\theta}\ddot{z} + b_{z\theta}\dot{z} + c_{z\theta}z \\ &\quad + M_c \cos \omega_e t + M_s \sin \omega_e t \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2.1.21)$$

但し、 m および j は船尾端($x=l_a$)から考慮している断面位置($x=x_1$)までの質量、および質量二次モーメントであり、船体の分布重量を w としたときそれぞれ次式で表わされる。

$$\left. \begin{aligned}
 m &= \int_{\ell_a}^{x_1} \frac{w}{g} dx \\
 j &= \int_{\ell_a}^{x_1} \frac{w}{g} (x-x_0)(x-x_G) dx
 \end{aligned} \right\} \dots\dots (2.1.22)$$

(2.1.6), (2.1.9)式では $m + a_{zz}$ および $j + a_{\theta\theta}$ をそれぞれ a'_{zz} , $A_{\theta\theta}$ と表わしている。その他の記号は、これらの式を較べれば容易に推察できるので、ここでは説明を省略する。各項の係数は Table 2.2.3 によって無次元化した。

計算条件は、 $F_n = 0, 0.275$ および $\lambda = 0^\circ, 180^\circ$ の合計 4 ケースとしたが、Fig 2.2.5 ~ Fig 2.2.21 にはこれらのうちで最もばらつきの大きい $F_n = 0.275, \lambda = 0^\circ$ の場合のみを示す。

Table 2.2.3 Non-Dimensional Expression of the Coefficients

VSF	a_{zz}	b_{zz}	C_{zz}	$a_{\theta z}$	$b_{\theta z}$	$C_{\theta z}$	F_c	F_s	F_v
	$\frac{a_{zz}}{\rho L^3}$	$\frac{b_{zz}}{\rho g^{0.5} L^{2.5}}$	$\frac{C_{zz}}{\rho g L^2}$	$\frac{a_{\theta z}}{\rho L^4}$	$\frac{b_{\theta z}}{\rho g^{0.5} L^{3.5}}$	$\frac{C_{\theta z}}{\rho g L^3}$	$\frac{F_c}{\rho g \zeta_a L^2}$	$\frac{F_s}{\rho g \zeta_a L^2}$	$\frac{F_v}{\rho g \zeta_a L^0}$
VBM	$a_{\theta\theta}$	$b_{\theta\theta}$	$C_{\theta\theta}$	$a_{z\theta}$	$b_{z\theta}$	$C_{z\theta}$	M_c	M_s	M_v
	$\frac{a_{\theta\theta}}{\rho L^5}$	$\frac{b_{\theta\theta}}{\rho g^{0.5} L^{4.5}}$	$\frac{C_{\theta\theta}}{\rho g L^4}$	$\frac{a_{z\theta}}{\rho L^6}$	$\frac{b_{z\theta}}{\rho g^{0.5} L^{5.5}}$	$\frac{C_{z\theta}}{\rho g L^5}$	$\frac{M_c}{\rho g \zeta_a L^3}$	$\frac{M_s}{\rho g \zeta_a L^3}$	$\frac{M_v}{\rho g \zeta_a L^3 B}$

これらの図は、比較的まとまっているものはその範囲を示し、この範囲から外れるものを特に次の記号を用いて表わした。

O. S. M.		N. S. M.	
Organization	Symbol	Organization	Symbol
NRIF	●	YNU	○
DA	▲	SRI	△
MES	■	NK	□
MHI	◆	SHI	◇
KHI	×		
IHI	+		
UC	+		
SRI	Y		

(2) 縦剪断力の成分

Fig 2.2.5 ~ Fig 2.2.12 に縦剪断力の成分の比較を示す。但し C_{zz} の図は省略した。

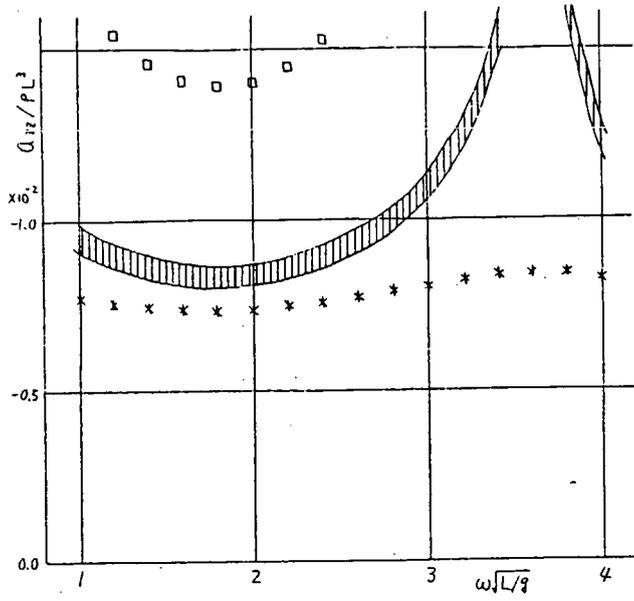


Fig 2.2.5

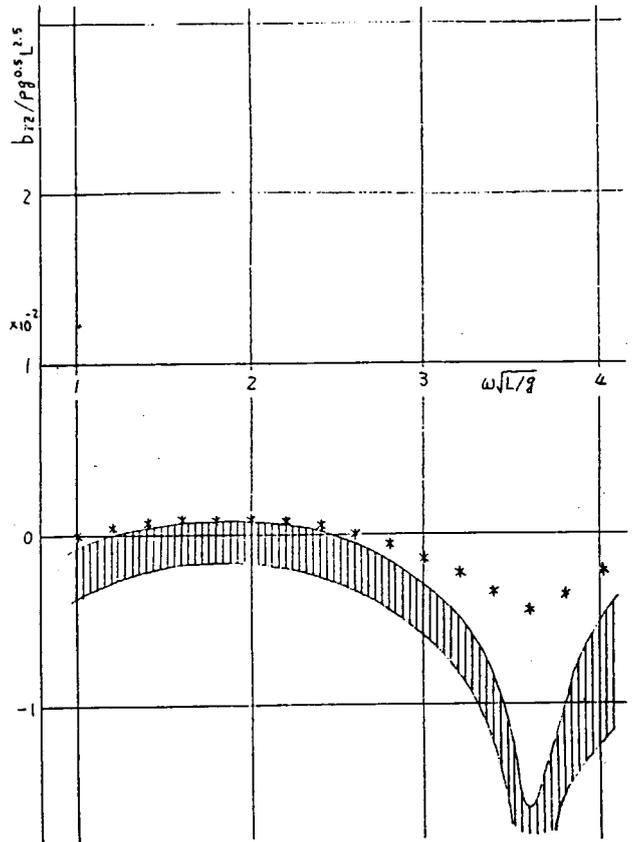


Fig 2.2.6

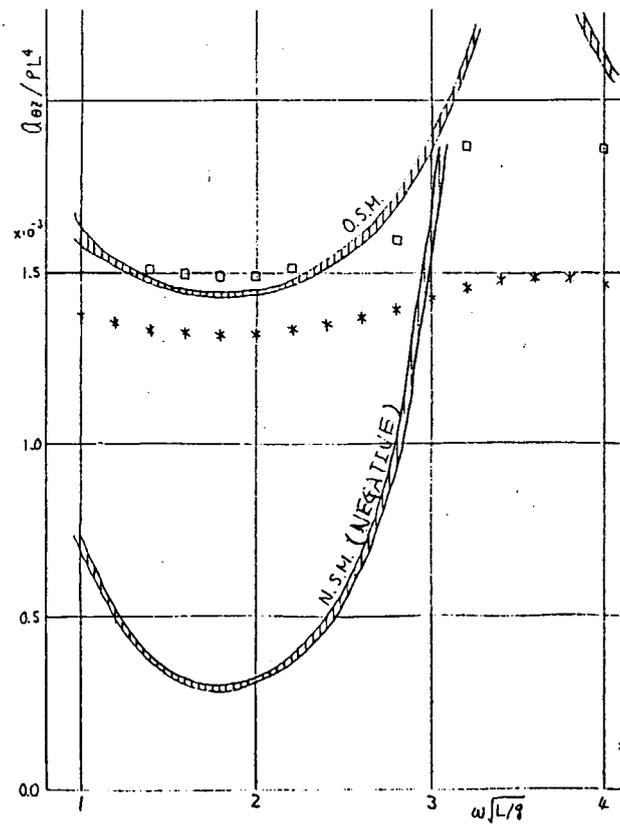


Fig 2.2.7

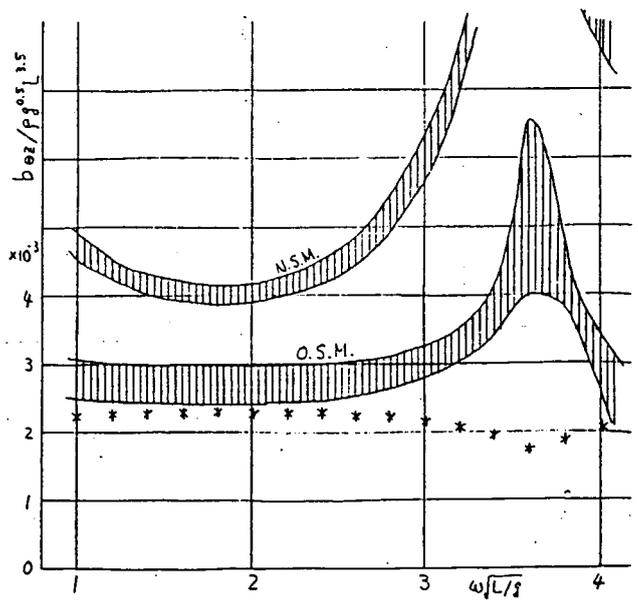


Fig 2.2.8

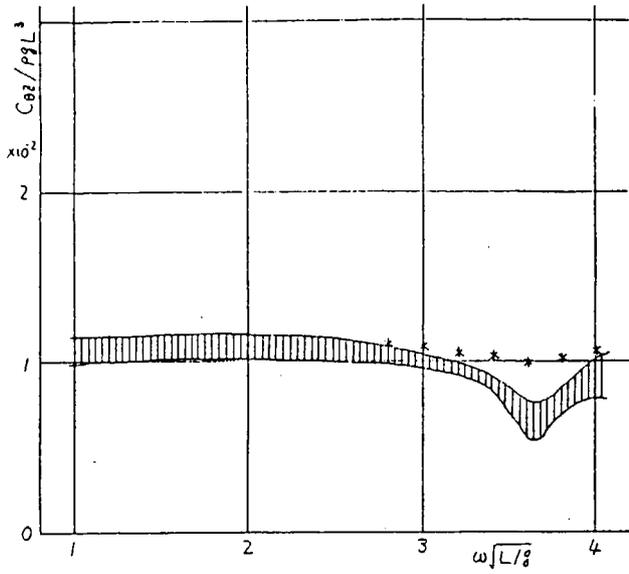


Fig 2. 2.9

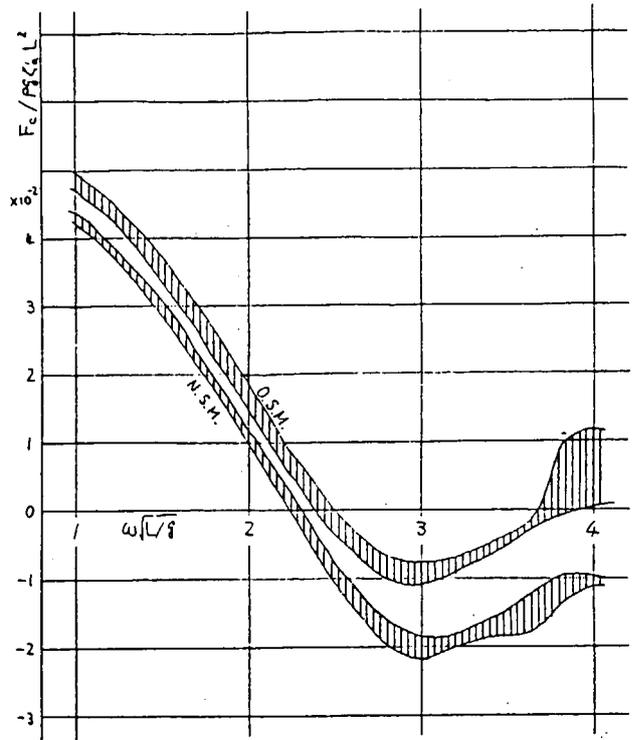


Fig 2. 2.10

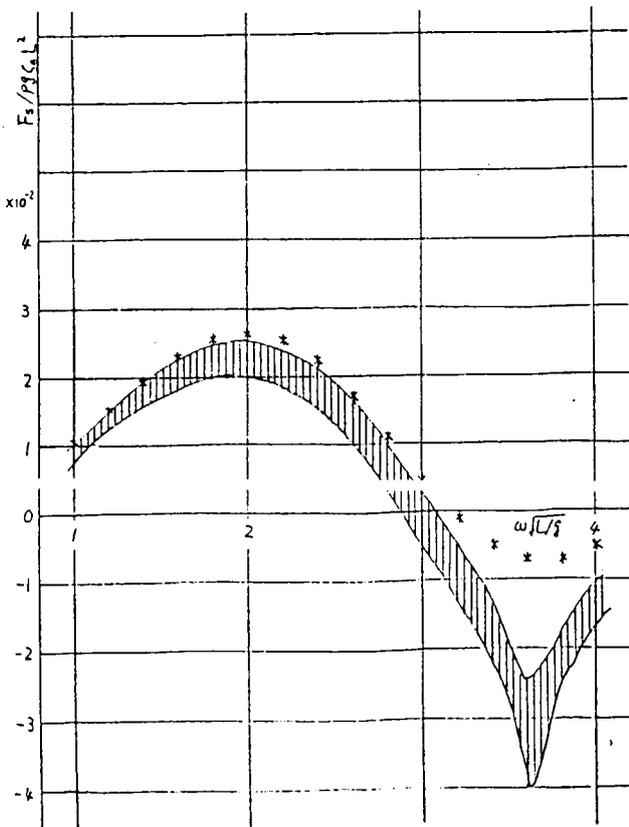


Fig 2. 2.11

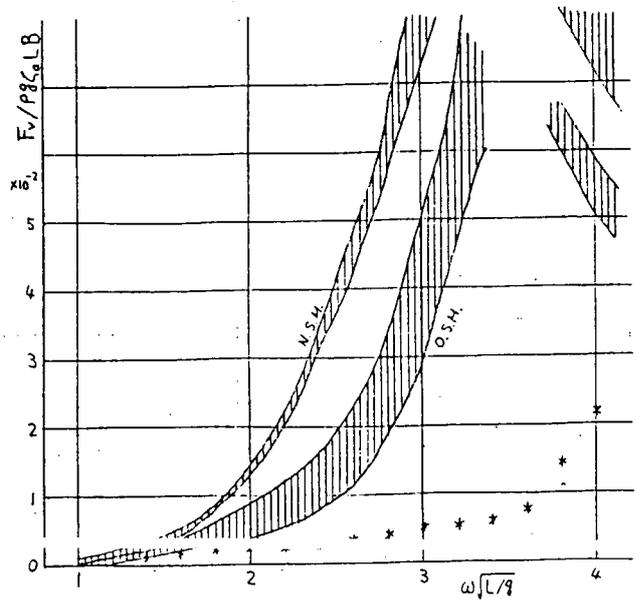


Fig 2. 2.12

(3) 縦曲げモーメントの成分

Fig 2.2.13~Fig 2.2.21に縦曲げモーメントの成分の比較を示す。

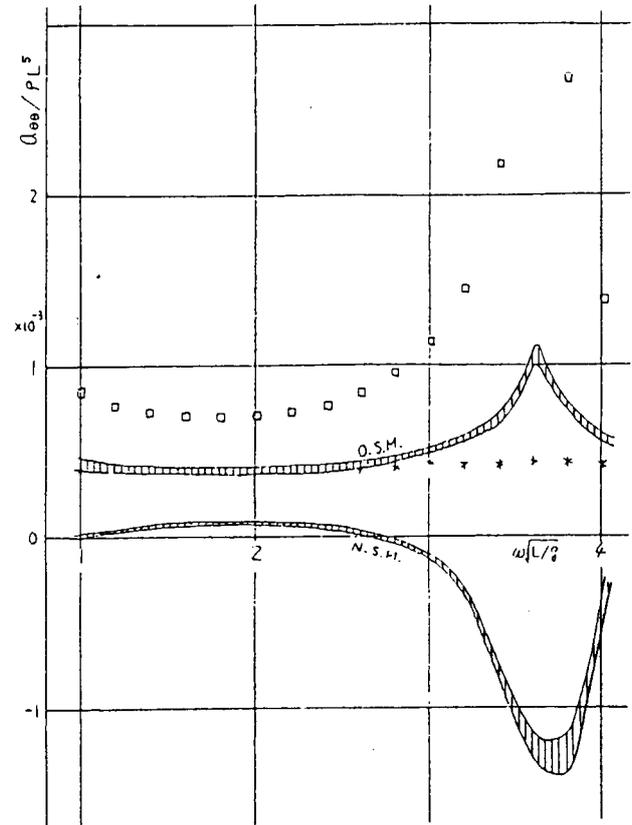


Fig 2.2.13

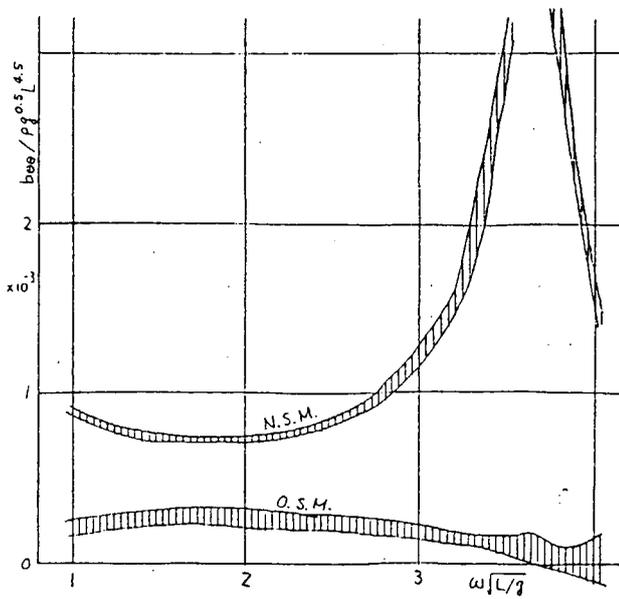


Fig 2.2.14

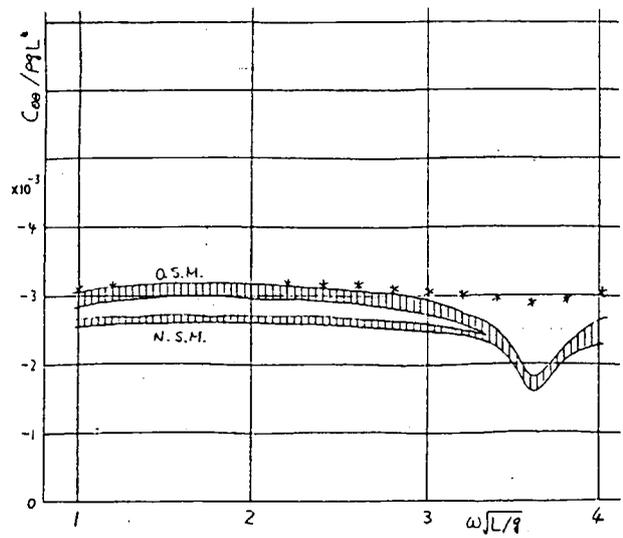


Fig 2.2.15

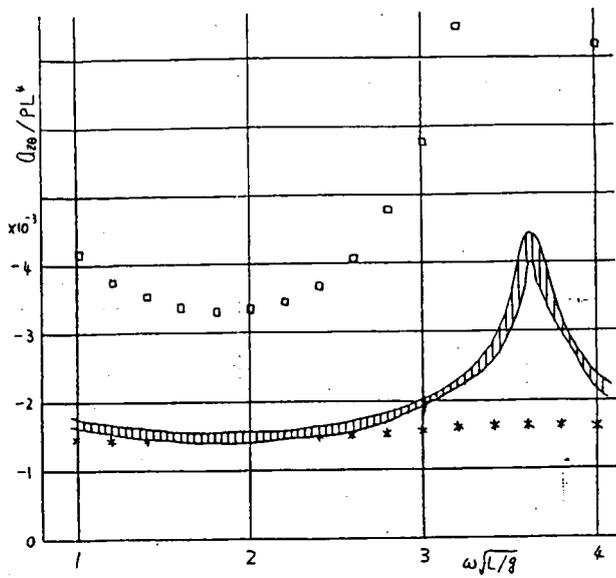


Fig 2. 2.16

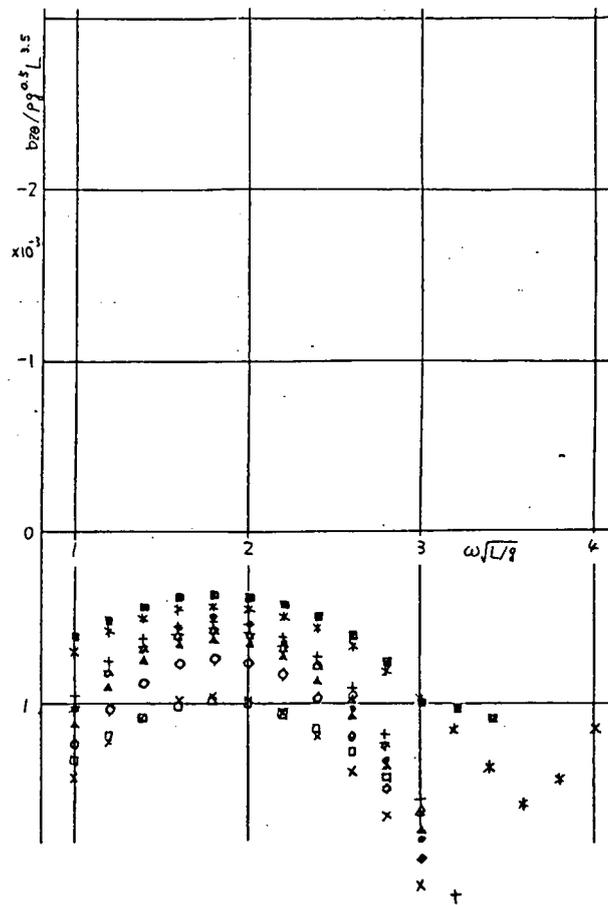


Fig 2. 2.17

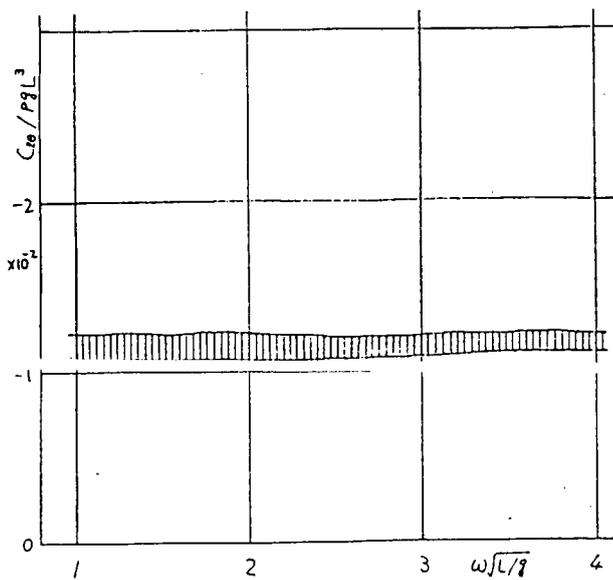


Fig 2. 2.18

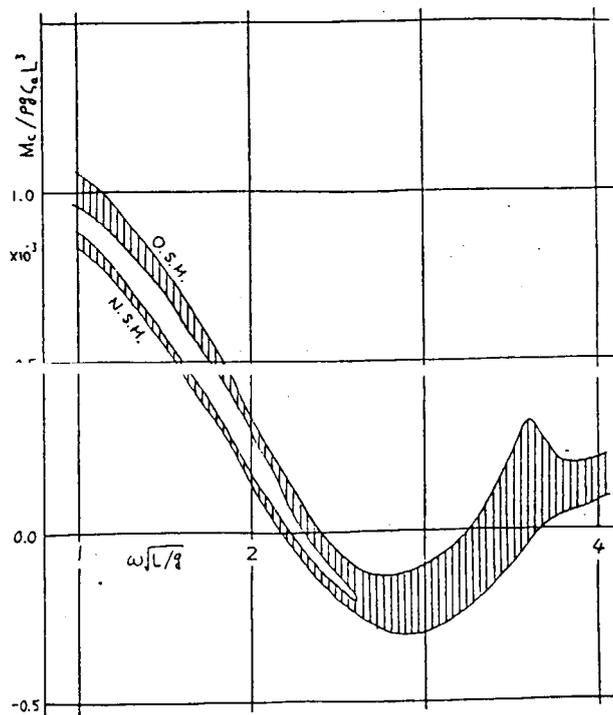


Fig 2. 2.19

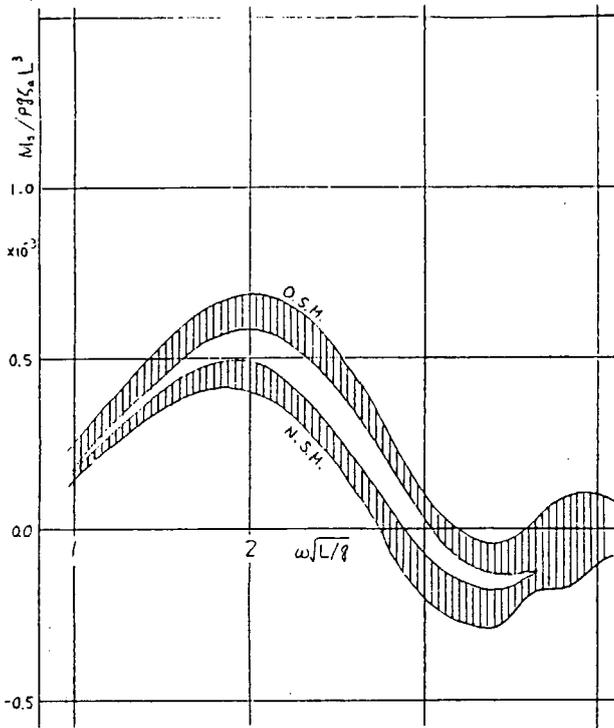


Fig 2. 2.20

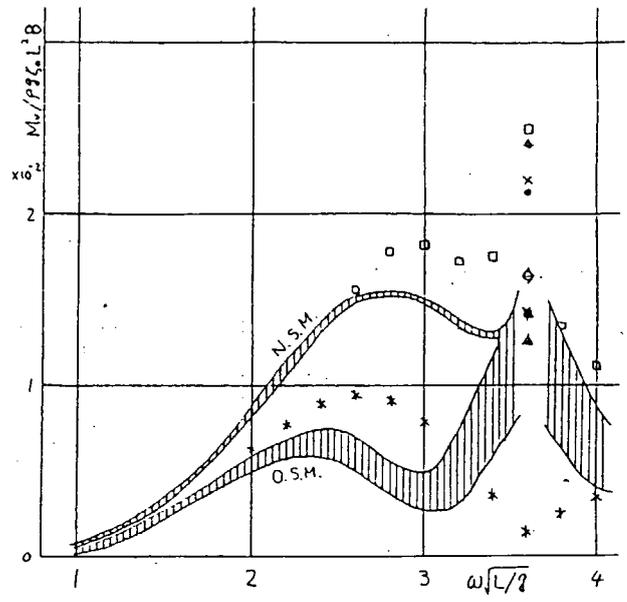


Fig 2. 2.21

2.2.5 考 察

(1) 縦剪断力 (V S F) の計算結果

(a) $F_n = 0$ の場合

この場合には、NSMとOSMの理論式は一致するので、 K_4 の計算法(A法とB法)のちがいによる計算結果の差を調べることになる。この計算の範囲内では、

$$0.05 \leq \xi_d \leq 0.87 \quad (\text{ただし, } \xi_d = \omega_e^2 d_{\text{H}} / g)$$

であるので、 K_4 の計算は、ほとんど第1回耐航性シンポジウムで与えられた表の範囲内で行われている。

Fig. 2.2.1(a), (b)より次の事がわかった。

(i) K_4 の計算法が異なっても、V S Fの計算結果に差はない。(これは、 K_4 の計算にA法を使っても、B法を使っても、値に差が少ないからであると思われる。)

(b) $F_n = 0.275$ で $\chi = 0$ の場合

計算法毎に計算結果をまとめて重ね書きしたものを Fig. 2.2.22(a)に示す。この計算の範囲内では、

$$0 \leq \xi_d \leq 0.045$$

であるので、 K_4 の計算は、第1回耐航性シンポジウムで与えられた表の範囲の外で行なわねばならない。

Fig. 2.2.22(a)により次の事がわかった。

(i) 計算法毎に計算結果はまとまっている。

(ii) NSM, STFMとOSMの間には、明瞭な差がある。

(iii) STFM(C法)とNSM(C法)とは、ほぼ同一であり、(グラフでは1つの印で両者を表示している)、両者は、NSM(B法)に近い。NSM(B法)とNSM(C法)とで計算結果の近いのは、 K_4 の計算法から当然である。

(iv) NSM(A法)は、他の方法に比べて各機関の間のばらつきが多少大きい。これは発散波振幅比(A_H)の計算法に原因がある。(これについては、2.2.5(3)の項で詳細に論じる)

(c) $F_n = 0.275$ で $\chi = 180^\circ$ の場合

計算法毎に計算結果をまとめて重ね書きしたものを、Fig. 2.2.22(b)に示す。この計算の範囲内では、

$$0.09 \leq \xi_d \leq 3.86$$

であるので、 K_4 の推定は、ほとんど第1回耐航性シンポジウムで与えられた表の範囲内で行なっている。Fig. 2.2.22(b)により次の事がわかった。

(i) 計算法毎に計算結果はまとまっている。

(ii) NSMでA法とB法の間、およびOSMでA法とB法の間では、V S Fの差はわずかである。

(iii) NSM, STFMとOSMの間には、明瞭な差がある。

(iv) STFM(C法)とNSM(C法)とは、ほとんど一致していて両者はNSM(B法)に近い。

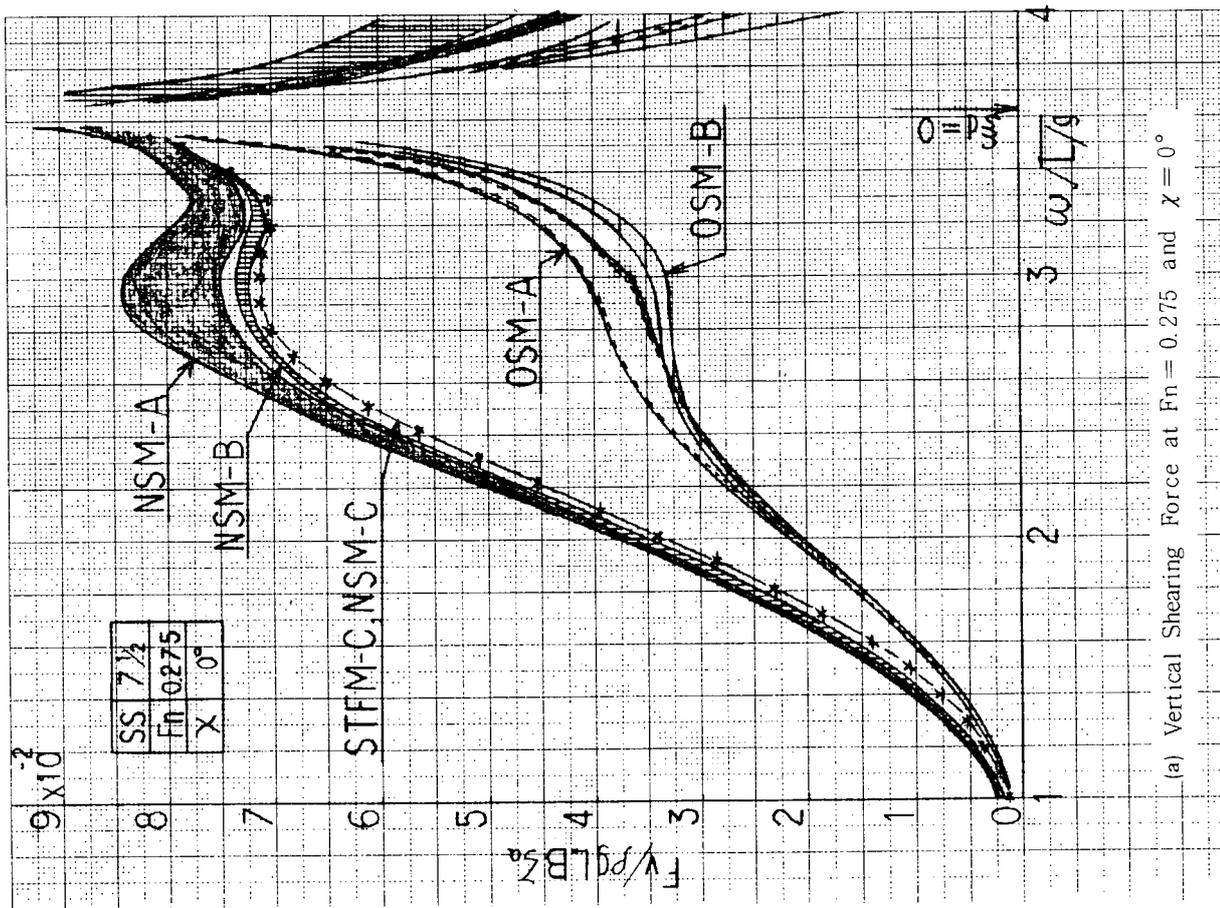
(v) NSM(A法とB法)に比べて、OSM(A法とB法)は、機関間のばらつきが多少大きい。

(d) 以上を総合して、縦剪断力の計算法について、次の事がわかった。

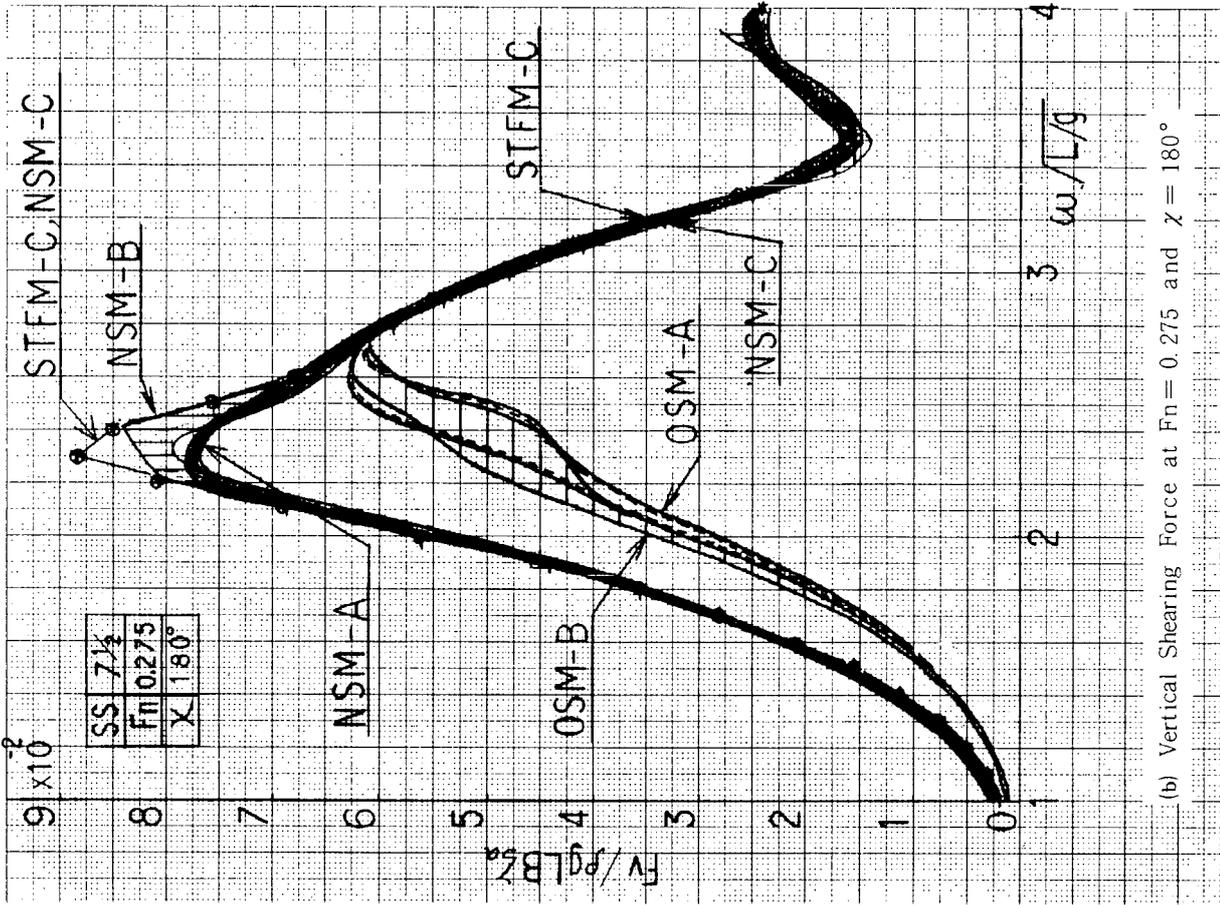
(i) 計算結果の相違の最大の原因は、理論が異なることである。

(ii) 相違の次の原因は、 K_4 の計算法が異なることである。

(iii) その他の計算法の差は、これらに比べれば無視しうる。



(a) Vertical Shearing Force at $F_n = 0.275$ and $\chi = 0^\circ$



(b) Vertical Shearing Force at $F_n = 0.275$ and $\chi = 180^\circ$

Fig. 2.22 Vertical Shearing Force by Various Calculation Methods

(2) 縦曲げモーメント (VBM) の計算結果

計算法毎に計算結果をまとめて、重ね書きしたものを、Fig. 2.2.23に示す。これから次の事がわかった。

- (a) 計算法毎に計算結果はまとまっている。
- (b) NSM, STFMとOSMとの間には、明瞭な差がある。
- (c) STFM (C法)とNSM (C法)とは、ほぼ同一であり (グラフでは1つの印で両者を表示している。) 両者はNSM (B法)に近い。
- (d) NSM (A法)が他の方法に比べて、機関間のばらつきが、最も大きい。これは、発散波振幅比 (A_H) の計算法に原因がある。(理由については、2.2.5.(3)で述べる)
- (e) OSM (D法)は、他の方法と計算結果が全く異なっている。($\xi_d = 0$ でVBMは無限大にならない。)

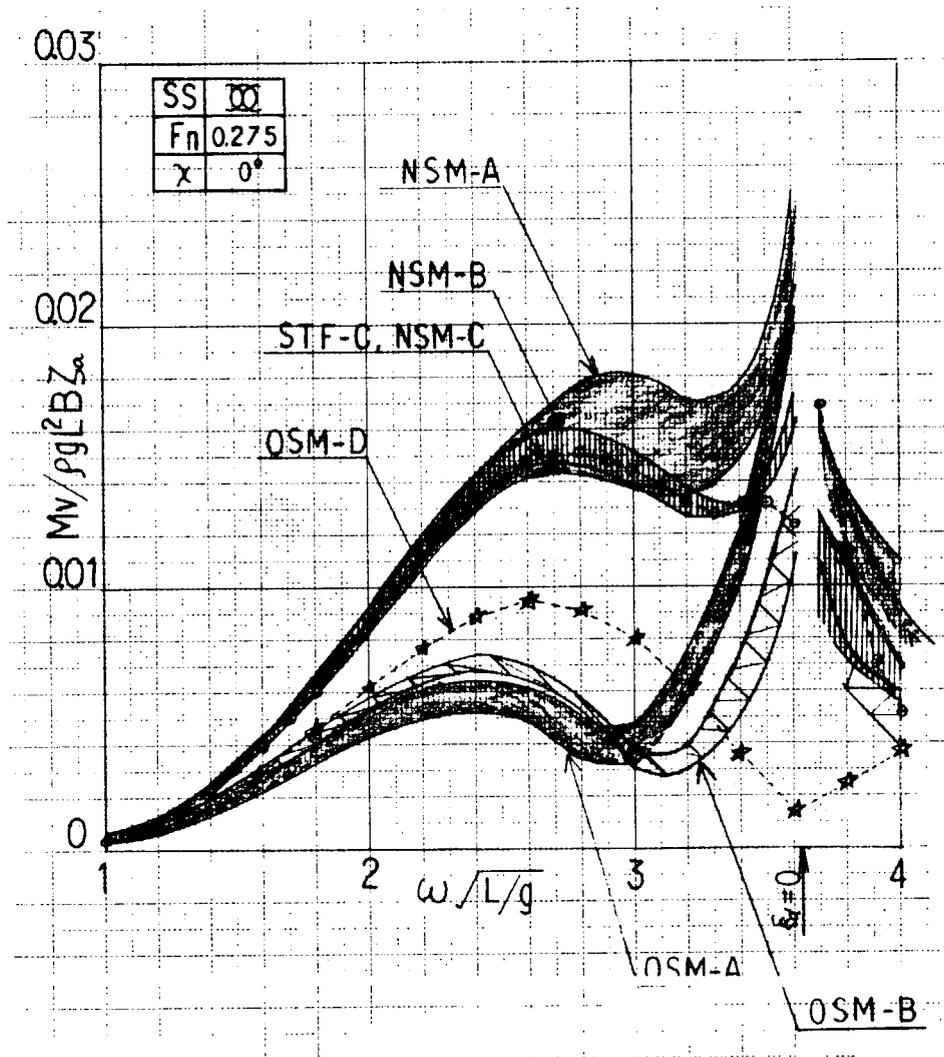


Fig.2.2.23 Vertical Bending Moment by Various Calculation Methods

(3) 発散波振幅比 (A_H) の計算法

縦剪断力 (VSF) と、縦曲げモーメント (VBM) の計算において、NSM (A法) では、 $F_n = 0.275$ で $\chi = 0^\circ$ の場合は、他の方法に比べて、機関間のばらつきが大きい。そこで、この原因を調べるため、NSM (A法) を採用している各機関のプログラムでの A_H の計算法 (補間法) を調べた。その結果を Table 2.2.3 に示す。なお考察の対象となる ξ_d は、Fig. 2.2.25 に示すとおり、 $\xi_d < 0.1$ である。これらの計算法による A_H を Fig. 2.2.24 に示す。なお H_0 と σ については、midship section での $H_0 (1.34)$ と $\sigma (0.97)$ の値に近い

$$H_0 = 1.4, \quad \sigma = 1.0$$

を使用した。又、各々の A_H 計算法を使って計算した VBM を Fig. 2.2.25 に示す。これらの計算結果から、VBM は A_H の補間法が異なれば、計算結果に有意な差の現れることがわかる。これは、VSF についても同様である。なお、Fig. 2.2.24 には、直接法によって計算された A_H の値も参考のため示してあるが、これを使った VBM の計算値は Fig. 2.2.25 には示していない。又、KHI は、Fig. 2.2.25 で 3 種類の A_H の計算法に対して、各々の VBM を示しているが、この図以外では、すべて、No 2 の A_H 計算法を使っている。

Table 2.2.3 Interpolation Methods for A_H ($0 \leq \xi_d \leq 0.1$)

No	Interpolation Methods for A_H
1	$A_H = 2H_0 \xi_d$ (Tangential line at $\xi_d = 0$)
2	$A_H = \sqrt{a \xi_d + b} + c$ UnKnown factors a, b and c are determined on conditions as follows (a) $A_H = 0$ at $\xi_d = 0$ (b) $dA_H/d\xi_d = 2H_0$ at $\xi_d = 0$ (c) $A_H = A_H(0.1)$ in table at $\xi_d = 0.1$
3	$A_H = a \xi_d + b$ UnKnown factors a and b are determined on conditions as follows (a) $A_H = 0$ at $\xi_d = 0$ (b) $A_H = A_H(0.1)$ in table at $\xi_d = 0.1$
4	$A_H = a \xi_d^3 + b \xi_d^2 + c \xi_d + d$ UnKnown factors a, b, c and d are determined on conditions as follows (a) $A_H = 0$ at $\xi_d = 0$ (b) $A_H = A_H(0.1)$ in table at $\xi_d = 0.1$ (c) $A_H = A_H(0.2)$ in table at $\xi_d = 0.2$ (d) $A_H = A_H(0.3)$ in table at $\xi_d = 0.3$
5	(a) $A_H = 2H_0 \xi_d$ at $0 \leq \xi_d \leq 0.02$ (b) $A_H = a \xi_d + b$ at $0.02 \leq \xi_d \leq 0.1$ UnKnown factors a and b are determined on conditions as follows (i) $A_H = 0.04 H_0$ at $\xi_d = 0.02$ (ii) $A_H = A_H(0.1)$ in table at $\xi_d = 0.1$

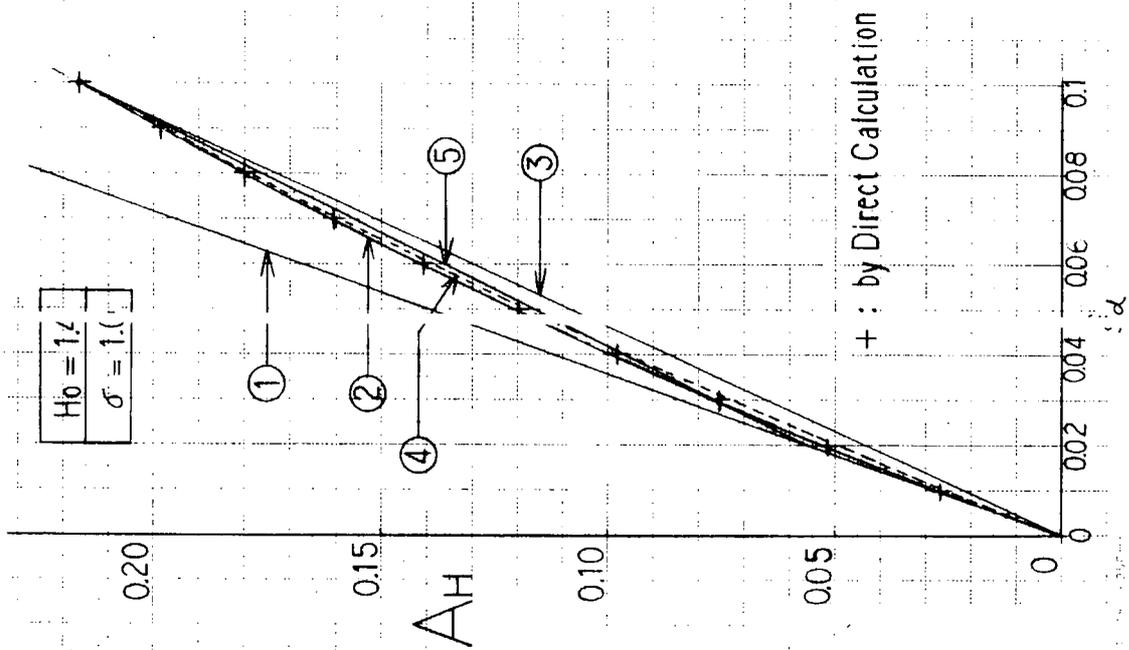


Fig. 2.24 A_H and its Interpolation Methods

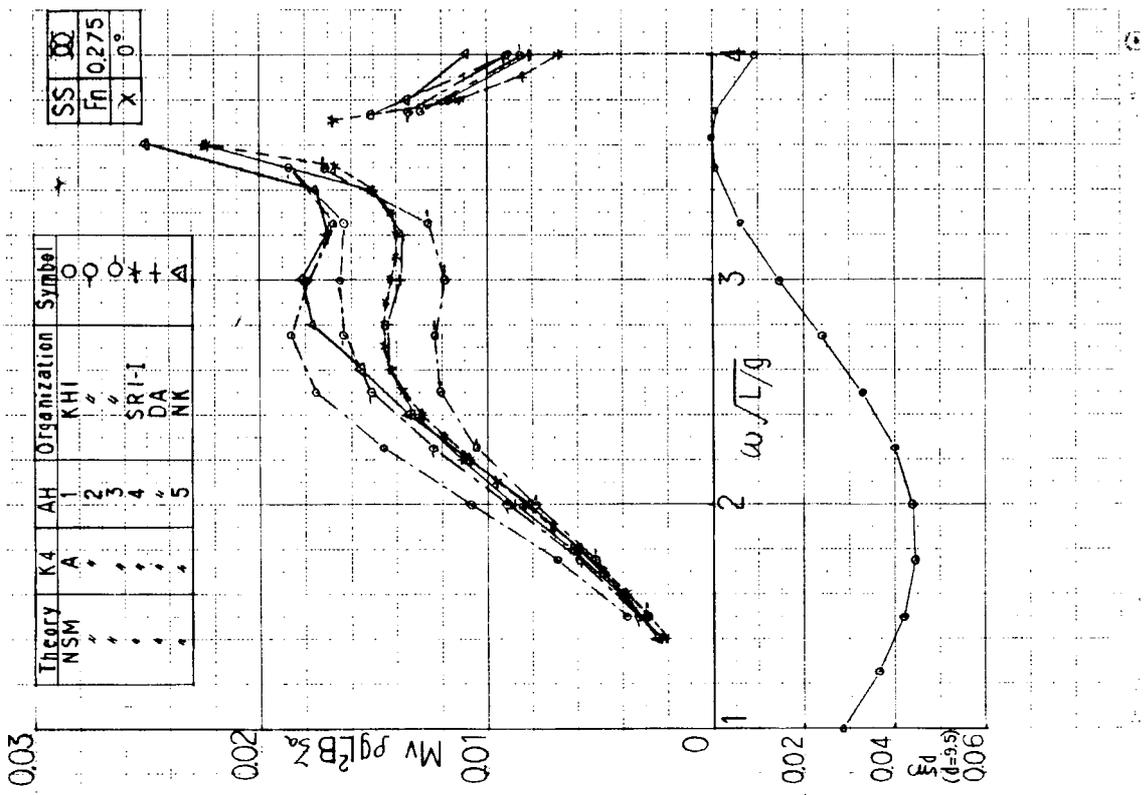


Fig. 2.25 Vertical Bending Moment and Interpolation Methods for A_H

(4) Lewis form 近似

二次元流体力の計算法には、

- (a) Lewis form に対する既存の表を内挿する。
- (b) Ursell-田才法による直接計算
- (c) 特異点分布法による直接計算

があり、船舶耐航性の計算では(a)と(b)の方法を用いることが多い。これらの方法では、船体断面をLewis form 近似することになり、船首部と船尾部でLewis form 近似が困難な場合でも、断面形状を適当な方法で変形してLewis form にあてはめなければならない。その方法として、

- (i) 吃水を変える (断面積は不変)
- (ii) 幅を変える (")
- (iii) 吃水、幅の両方を変える (断面積は不変)
- (iv) 断面積を変える

がある。船首部断面の場合には、(ii)の方法がよく用いられる。船尾部断面の場合に(i)~(iv)のどの方法を用いるのが適当かは、特異点分布法による計算結果と比較することにより今後検討することが必要である。

(5) end effect term の取り扱い

Strip法にend effect term を最初に導入したのはSTFM⁽²⁾である。この方法では、圧力の船体表面積分の式のうちで、船長方向の微分を含む項に対してStouksの定理とOgilvieとTuckの用いたベクトルの関係式を適用し、次式のように式を変形している。

$$\iint_S n_j u \frac{\partial \phi}{\partial x} ds = u \iint_S m_j \phi ds - u \int_{CX} n_j \phi d\ell$$

右辺第2項は、物体表面の外周に沿った線積分であり、水線に沿ったものは水線とx軸のなす角が小さいとして無視し、

$$u \int_{CX} n_i \phi d\ell \doteq u \int_{CA} n_j \phi d\ell$$

と近似している。 \int_{CA} は端部の横断面に沿った線積分であり、この項をend effect termと呼んでいる。一方、NSMとOSMにも、end effect termが含まれている。これについては、「第2回耐航性に関するシンポジウム」のテキストに詳述されている。NSM、OSMとSTFMでは、end effect termの導出過程が若干異なるが、同じ結果が得られている。例として、縦運動の方程式の係数に現れるend effect termを、NSMとSTFMとを比較してTable 2.2.4に示す。NSMでは、復原係数に含まれている項が、STFMでは、慣性係数に含まれており、見かけは異なるが、本質的には同じである。又、波強制力の項も、STFMの計算で福田の近似を用いればNSMの式と一致する。

本来はend effect termはtransom sternのように端部で断面積がゼロにならない場合に現われる項である。transom sternの2軸コンテナ船の追い波中の縦剪断力と縦曲げモーメントの計算例をFig. 2.2.26に示す。これによると端部では、end effect termの有無が計算値に影響していることがわかる。通常の商船では、前後端の断面の周囲の長さはゼロになることがほとんどで、流体力等を船長方向に積分する際に前端から後端まで積分すればend effect termはゼロになり、考慮しなくてよい場合が多い。問題になるのは、積分範囲をA.P.からF.P.まで選んだ場合である。この場合には、A.P.とF.P.で断面の周囲の長さがゼロとならず、end effect termが残る。この項を含めるべきか否かは議論の分れるところであり、検討の余地はあるが、通常のコンテナ船の縦波浪荷重に対しては、余り影響はないようである。SR108コンテナ船の追い波中の縦剪断力の計算例を、

Fig 2.2.27 に示す。

Table. 2.2.4 End effect term

	NSM	STF
A_{11}		$-\frac{V}{\omega_e^2} b_{33}^A$
A_{12}	$-V[\rho S_z]$	$V Q_{33}^A$
A_{13}	$-V[\rho N_z]$	
A_{14}		$\frac{V}{\omega_e^2} x_A b_{33}^A - \frac{V^2}{\omega_e^2} Q_{33}^A$
A_{15}	$V[\rho S_z x] + \frac{V^2}{\omega_e^2} [\rho N_z]$	$-V x_A Q_{33}^A - \frac{V^2}{\omega_e^2} b_{33}^A$
A_{16}	$V^2[\rho S_z] + V[\rho N_z x]$	
A_{21}		$\frac{V}{\omega_e^2} x_A b_{33}^A$
A_{22}	$V[\rho S_z x]$	$-V x_A Q_{33}^A$
A_{23}	$V[\rho N_z x]$	
A_{24}		$-\frac{V}{\omega_e^2} x_A^2 b_{33}^A + \frac{V^2}{\omega_e^2} x_A Q_{33}^A$
A_{25}	$-V[\rho S_z x^2] - \frac{V^2}{\omega_e^2} [\rho N_z x]$	$V x_A^2 Q_{33}^A + \frac{V^2}{\omega_e^2} x_A b_{33}^A$
A_{26}	$-V^2[\rho S_z x] - V[\rho N_z x^2]$	
F_{sc}	$h_0 \omega V [c_1 c_2 \rho S_z \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix}]$ $+ h_0 \frac{\omega}{\omega_e} [c_1 c_2 \rho N_z \begin{pmatrix} -\cos k^* x \\ -\sin k^* x \end{pmatrix}]$	$\rho h_0 \frac{V}{\omega_e} \begin{pmatrix} h_{35}^A \\ -h_{3c}^A \end{pmatrix}$
M_{sc}	$h_0 \omega V [c_1 c_2 \rho S_z x \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix}]$ $+ h_0 \frac{\omega}{\omega_e} V [c_1 c_2 \rho N_z x \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ -\sin k^* x \end{pmatrix}]$	$-\rho h_0 \frac{V}{\omega_e} x_A \begin{pmatrix} h_{35}^A \\ -h_{3c}^A \end{pmatrix}$

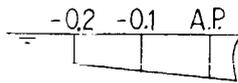
$$h_3^A = h_{3c}^A + i h_{3s}^A$$

(Remarks) Equations of Motions

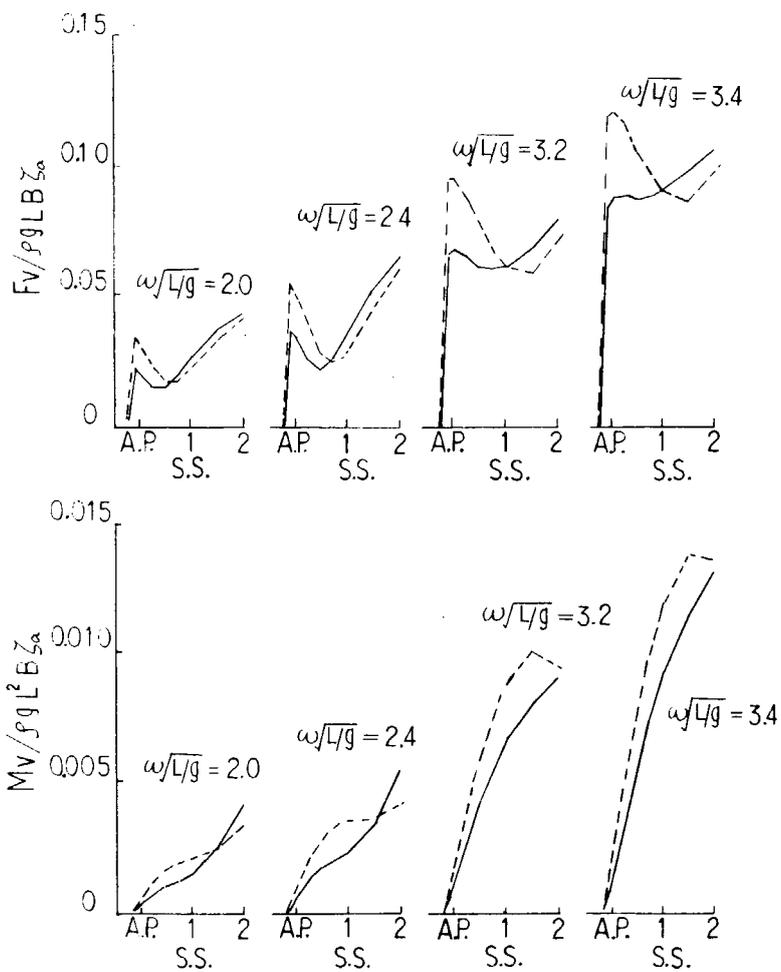
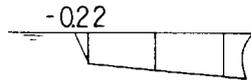
$$A_{11} \ddot{\xi} + A_{12} \dot{\xi} + A_{13} \xi + A_{14} \ddot{\theta} + A_{15} \dot{\theta} + A_{16} \theta = F_{sc} \cos \omega_e t + F_{ss} \sin \omega_e t$$

$$A_{21} \ddot{\xi} + A_{22} \dot{\xi} + A_{23} \xi + A_{24} \ddot{\theta} + A_{25} \dot{\theta} + A_{26} \theta = M_{sc} \cos \omega_e t + M_{ss} \sin \omega_e t$$

— Calculation by NSM with end-effect term



--- Calculation by NSM without end-effect term



$$F_n = 0.275$$

$$\text{Encounter Angle} = 0^\circ$$

Fig. 2. 2. 26 End effect Term for Transom Stern

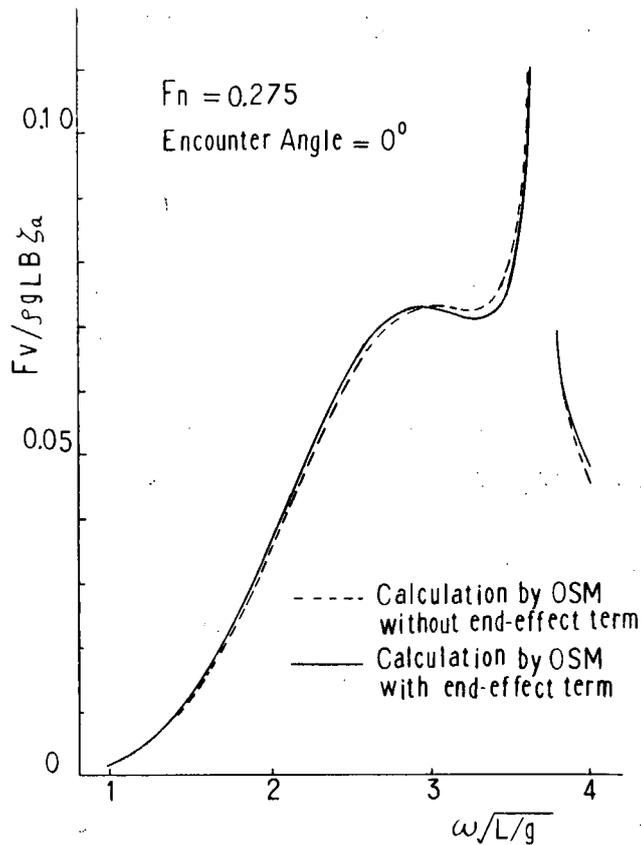


Fig 2.2.27 End Effect Term for SR108 Container Ship

参 考 文 献

- 1) Ursell, F : "On the Rolling Motion of Cylinders in the Surface of a Fluid", Q.J.M and A.M. ; Vol. II 1949
- 2) Salvesen, Tuck, Faltinsen ; "Ship Motions and Sea Loads" SNAME 1970
- 3) "耐航性に関するシンポジウム" 日本造船学会 昭和44年7月
- 4) 日笠 "規則波中の船体運動および波浪断面力" 1979年 (未公刊)

(6) 成 分 別

次に成分別に見る場合にも、各係数は理論の相違による一つのグループに大別されるものが多い。2.2.4に示した図は最もばらつきの大きかった $F_n = 0.275$, $\chi = 0^\circ$ の場合のものであるが、他のケースではこれらよりも更にまとまりが良い。全体を通して見てO.S.M.のグループでは*印が、N.S.M.のグループでは□印が他のものと異なる傾向を示しているが、これは次のような理由による。まず*印のものはTable 2.2.1に示したように、無次元出会周波数 ξ_a が小さい場合の K_4 の計算方法が他と異なっている事によるものであり、 $F_n = 0$, $\chi = 0^\circ, 180^\circ$ および $F_n = 0.275$, $\chi = 180^\circ$ のケースではO.S.M.の結果と完全に一致している。また□印は便宜的にN.S.M.に分類してあるが2.1.4に示したN.S.M.の算式とは若干異なっており、これによる差が各項に現われている。但し最終的な F_v, M_v の値がN.S.M.のグループよりも若干高く計算されているのは、先に見たように ξ_a が小さい場合の発散波振幅比 A_H の計算法によるものと考えてよいと思われる。

3. 縦波浪荷重計算法の修正に関する理論的検討

3.1 波浪強制力の修正計算法

3.1.1 まえがき

2.2の結果からO.S.M.およびN.S.M.による縦波浪荷重の計算結果が会周波数がゼロ近傍で、非常に大きな値となっている。このときの縦波浪荷重の成分をFig. 3.1.1に示す。この結果から波浪強制力が大きな影響を与えていることが明らかである。これらのことより、ここではストリップ法の波浪強制力の修正計算法について検討した。ところで、ストリップ法による波浪強制力の計算において、O.S.M.¹⁾, N.S.M.^{2), 3)}, STFM.⁴⁾では諸係数として会周波数 ω_e の値を使い、Newmanの方法⁵⁾では波周波数 ω_0 の値を使っている。このNewmanの方法では会周波数 ω_e がゼロ近傍で、波浪強制力計算結果に特異性が生じないので、この方法とN.S.M.との比較検討を行った。⁶⁾

3.1.2 波浪強制力の計算法

細長船の場合、吹出しとy方向の二重吹き出しを船体中心線上に置くことにより、反射波ポテンシャル ϕ_7 を表現することができる。入射波の速度ポテンシャル ϕ_w は次式で表わされる。

$$\phi_w = \frac{ig\zeta_A}{\omega_0} e^{ik(x\cos\chi - y\sin\chi) - i\omega_0 t - kz} \quad (3.1.1)$$

ここに ζ_A : 入射波高

k : $k = \omega_0^2/g$ wave number

ところで、反射波ポテンシャル ϕ_7 の満足すべき条件式は

$$[L] \quad \frac{\partial^2 \phi_7}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \phi_7}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \phi_7}{\partial z^2} = 0 \quad \text{in fluid} \quad (3.1.2)$$

$$[H] \quad \frac{\partial}{\partial n} (\phi_w + \phi_7) = 0 \quad \text{on the hull} \quad (3.1.3)$$

$$[F] \quad \left(\frac{\partial}{\partial t} - v \frac{\partial}{\partial x} \right)^2 \phi_7 + g \frac{\partial \phi_7}{\partial z} = 0 \quad \text{on } z = 0 \quad (3.1.4)$$

このとき、船体表面条件(3.1.3)式から反射波ポテンシャル ϕ_7 を表わす吹出し、二重吹き出しの強さはx軸方向に $e^{ikx\cos\chi}$ 変化する。しかし、船体近傍での ϕ_7 のx方向の変化のようすは、吹出しの場合 $e^{ikx\cos\chi}$ に比例するが二重吹き出しの場合には、ほとんど変化しない。これはy方向の二重吹き出しでは、それと直角方向のx方向に波を発生しないことから明らかであろう。以上のことより、 ϕ_7 を吹出しの場合と、二重吹き出しの場合に分け、それぞれ次式で表わし吹出しは上下力の問題に、二重吹き出しは左右力の問題に対応させる。

$$\text{吹出し} : \phi_7 = \phi_7' e^{i(kx\cos\chi - \omega_0 t)} \quad (3.1.5)$$

$$\text{二重吹き出し} : \phi_7 = \phi_7'' e^{-i\omega_0 t} \quad (3.1.6)$$

ここで ϕ_7' , ϕ_7'' はx方向にゆるやかに変化する関数である。まず、吹出しについて検討する。(3.1.5)式を(3.1.3), (3.1.4)式に代入し、細長船、短波長の仮定から微小項を省くと船体近傍では次の二次元の条件式となる。

$$[H] \quad \frac{\partial \phi_7'}{\partial N} = -i\omega_0 \zeta_A (-i n_y \sin\chi - n_z) e^{-ik y \sin\chi - kz} \quad \text{on the hull} \quad (3.1.7)$$

$$[F] \quad -\omega_0^2 \phi_7' + g \frac{\partial \phi_7'}{\partial Z} = 0 \quad \text{on } z = 0 \quad (3.1.8)$$

船体表面条件式に O.S.M., N.S.M. の考え方を導入すると

$$[H] \quad \frac{\partial \phi_7'}{\partial N} = -i\omega_0 \zeta_A (-in_y c_3 - n_z c_1 c_2) \quad (3.1.9)$$

ここに,
 $c_1 = \sin(ky_w \sin x) / ky_w \sin x$
 $c_2 = e^{-k\sigma d}$
 $c_3 = \sin x e^{-kd/z}$
 y_w : 断面の水線半幅
 σ : 断面の面積係数
 d : 断面の吃水

以下 Newman の考え⁵⁾ にそって次式の条件を満たす ψ_2, ψ_3 を考える。

$$\frac{\partial \psi_2}{\partial N} = n_y, \quad \frac{\partial \psi_3}{\partial N} = n_z \quad (3.1.10)$$

(3.1.9) 式の関係から ϕ_7' を次式と推測する。

$$\phi_7' = -i\omega_0 \zeta_A (-ic_3 \psi_2 - c_1 c_2 \psi_3) \quad (3.1.11)$$

このとき, ψ_2, ψ_3 は (3.1.8), (3.1.10) 式の条件を満足せねばならないので, 波周波数 ω_0 の radiation 問題として解くことができる。

つぎに二重吹出しの場合について考える。吹出しの場合と同様に (3.1.6) 式を (3.1.3) (3.1.4) 式に代入し, 微小項を省くと船体近傍では次の二次元の条件式となる。

$$[H] \quad \frac{\partial \phi_7''}{\partial N} = -i\omega_0 \zeta_A (-in_y \sin x - n_z) e^{ik(\cos x - y \sin x) - kz} \quad (3.1.12)$$

on the hull

$$[F] \quad -\omega_e^2 \phi_7'' + g \frac{\partial \phi_7''}{\partial Z} = 0 \quad \text{on } z = 0 \quad (3.1.13)$$

吹出しの場合と同様に船体表面条件を, c_1, c_2, c_3 を使って表わし, ψ_2, ψ_3 を導入すると, ϕ_7'' は次式と推測される。

$$\phi_7'' = -i\omega_0 \zeta_A (-ic_3 \psi_2 - c_1 c_2 \psi_3) e^{ikx \cos x} \quad (3.1.14)$$

このとき, ψ_2, ψ_3 は吹出しの場合と異なり, 吹出周波数 ω_e の radiation 問題として解くことができる。船体各断面に作用する力はストリップ法の場合, 次のように表わされる。

$$F_{Dj}' = -\rho \left(\frac{\partial}{\partial t} - v \frac{\partial}{\partial x} \right) \int_C \phi_7 n_j d\ell \quad (3.1.15)$$

ここで j = 力の作用する方向

船体各断面に作用する上下力は (3.1.15) 式に (3.1.5), (3.1.11) 式を代入し, 船が左右対称であるとして

$$F_{Dz}' = -i\omega_0 \zeta_A \left(\frac{\partial}{\partial t} - v \frac{\partial}{\partial x} \right) \left\{ e^{i(kx \cos x - \omega_e t)} \times c_1 c_2 (-\rho \int_C \psi_3 n_z d\ell) \right\} \quad (3.1.16)$$

ここで $-\rho \int_C \psi_3 n_z d\ell = \rho \left(S_z - \frac{1}{i\omega_0} N_z \right)$

S_z, N_z : 波周波数 ω_0 のときの断面の上下方向の付加質量および造波減衰係数

このことより, 船全体に働く heave exciting force F_{ez} , pitch exciting moment M_{ey} は上記の力およびこれにレバーをかけたモーメントの船長方向の積分により求めることができ, 次式となる。

$$\begin{aligned}
\begin{pmatrix} F_{zyc} \\ F_{zys} \end{pmatrix} &= 2\rho g \zeta_A \int c_1 c_2 y_w \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\
&+ \zeta_A \omega_0 \omega_e \int \rho S_z c_1 c_2 \begin{pmatrix} -\cos k^* x \\ -\sin k^* x \end{pmatrix} dx \\
&+ \zeta_A \omega_e \int \rho N_z c_1 c_2 \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
&+ \zeta_A \omega_0 v \left[\rho S_z c_1 c_2 \begin{pmatrix} -\sin k^* x \\ \cos k^* x \end{pmatrix} \right] \\
&+ \zeta_A v \left[\rho N_z c_1 c_2 \begin{pmatrix} -\cos k^* x \\ -\sin k^* x \end{pmatrix} \right]
\end{aligned} \tag{3.1.17}$$

$$\begin{aligned}
\begin{pmatrix} M_{eyc} \\ M_{eys} \end{pmatrix} &= 2\rho g \zeta_A \int c_1 c_2 y_w x_b \begin{pmatrix} -\cos k^* x \\ -\sin k^* x \end{pmatrix} dx \\
&+ \zeta_A \omega_0 \omega_e \int \rho S_z x_b c_1 c_2 \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx \\
&+ \zeta_A \omega_e \int \rho N_z x_b c_1 c_2 \begin{pmatrix} -\sin k^* x \\ \cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
&+ \zeta_A \omega_0 v \int \rho S_z c_1 c_2 \begin{pmatrix} -\sin k^* x \\ \cos k^* x \end{pmatrix} dx \\
&+ \zeta_A v \int \rho N_z c_1 c_2 \begin{pmatrix} -\cos k^* x \\ -\sin k^* x \end{pmatrix} dx \\
&+ \zeta_A \omega_0 v \left[\rho S_z x_b c_1 c_2 \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} \right] \\
&+ \zeta_A v \left[\rho N_z x_b c_1 c_2 \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} \right]
\end{aligned} \tag{3.1.18}$$

ここで $k^* = k \cos x$
 $x_b = x - x_G$

これらの式をNSMと比べると S_z, N_z の係数として ω_e の代わりに ω_0 の値を使うこと、および ω_e 部が異なっている。つぎに船体各断面に作用する左右力は上下力と同様に求めることができ、次式となる。

$$F_{Dy}' = \omega_0 \zeta_A \left(\frac{\partial}{\partial t} - v \frac{\partial}{\partial x} \right) \left\{ e^{i(kx \cos x - \omega_e t)} \times c_3 \left(-\rho \int_C \psi_2 n_y d\ell \right) \right\} \tag{3.1.19}$$

ここで $-\rho \int_C \psi_2 n_y d\ell = \rho \left(S_y - \frac{1}{i\omega_e} N_y \right)$

S_y, N_y : 出合周波数 ω_e のときの断面の左右方向の付加質量および造波減衰係数

この式から船全体に働く sway exciting force F_{ey} , yaw exciting moment M_{ez} を求めることができるがその結果はN. S. M.と同一の式となるのでここでは省略する。

3.1.3 計算結果と実験結果の比較検討

これまでの検討結果から heave exciting force, pitch exciting moment に対しては波周波数 ω_0 , sway exciting force, yaw exciting moment に対しては出合周波数 ω_e の付加質量係数および造波減衰係数の結果を使えば良いことがわかった。

このことから、 ω_0 と ω_e の両周波数にて計算した結果と実験結果との比較検討を行うこととした。

Heave exciting force, pitch exciting moment の計算結果と実験結果⁶⁾を Fig. 3.1.2 から Fig. 3.1.5 に示す。向い波では、 ω_0 と ω_e の計算結果に短波長域で差が見られる。特に位相特性の差は大きい。 ω_0 の計算結果は

振幅，位相特性共に実験結果と良く一致している。追い波では，これらの計算結果の差はほとんどなく実験結果と良く一致している。また，実験結果から船速による影響はほとんどないことがわかる。

Sway exciting force, yaw exciting moment の計算結果と実験結果⁶⁾を Fig. 3. 1. 6, Fig. 3. 1. 7 に示す。追い波では， ω_0 と ω_e の計算結果にかなりの差が見うけられ， ω_e の計算結果と実験結果はよく一致している。

つぎに heaving motion, pitching motion の計算結果と実験結果⁷⁾を Fig. 3. 1. 8 から Fig. 3. 1. 11 に示す。両計算結果とも実験結果とはほぼよく一致しているが，向い波の短波長域では ω_0 の計算結果は実験結果と振幅，位相特性共良く一致している。

追い波における V. S. F. および V. B. M. の波浪強制力成分⁸⁾をそれぞれ Fig. 3. 1. 12, Fig. 3. 1. 13 に示す。 ω_e の計算結果は， ω_e がゼロ近傍で急激に大きな値となっているが， ω_0 の計算結果は，このような特異点もなく，実験結果の傾向を良くあらわしている。

V. S. F. および V. B. M. の計算結果と実験結果⁹⁾を Fig. 3. 1. 14 から Fig. 3. 1. 21 に示す。追い波の ω_0 の計算結果は， ω_e がゼロ近傍で発散せず，振幅，位相特性共実験結果とよく一致している。また向い波の短波長域でも ω_0 の計算結果は振幅，位相特性共実験結果とよく一致している。

しかし，V. S. F. の向波， $\omega\sqrt{L/g} \cong 2.2$ 近傍で両計算結果は非常に小さくなっている。これは，この付近が heaving motion のピーク点であり，その計算結果と実験結果に差があるためと思われる。

以上をまとめると，ストリップ法により波浪強制力を計算するときには，縦力は波周波数 ω_0 ，横力は出会周波数 ω_e の付加質量，造波減衰力を使って計算を行なった方が良いと思われる。

参 考 文 献

- 1) 田才福造，高木又男：規則波中の応答理論及び計算法，耐航性に関するシンポジウム（第1回），昭和44. 7
- 2) 田才福造：Short crested wave 中における sway, yaw 及び roll の運動について，西造会報第42号，昭46. 7
- 3) 高石敬史，黒井昌明：波浪中船体運動の実用計算法，耐航性に関するシンポジウム（第2回）昭和52年
- 4) Salvesen, N., E. O. Tuck & Faltinsen: Ship motions and sea load, TSNAME, Vol. 78. 1970
- 5) Newman, J. N: Marine Hydrodynamics, MIT Press, 1977
- 6) 溝口純敏：高速コンテナ船の斜波中波浪強制力について—ストリップ法による波浪強制力計算における周波数のとり方—，関西造船協会誌 第187号，1982. 12
- 7) 溝口純敏，田崎亮：高速コンテナ船の斜波中船体運動について，関西造船協会誌，第181号，1981. 6
- 8) 竹沢誠二，平山次清他：A Study on Longitudinal Motions and Bending Moment of a Container Ship in Following Sea, 日本造船学会論文集，第150号，1981. 12
- 9) 小林顕太郎，小保方準：コンテナ船型の斜波中船体運動及び波浪荷重試験，住友重機械技報，Vol. 29. No. 86 (1991. 8)

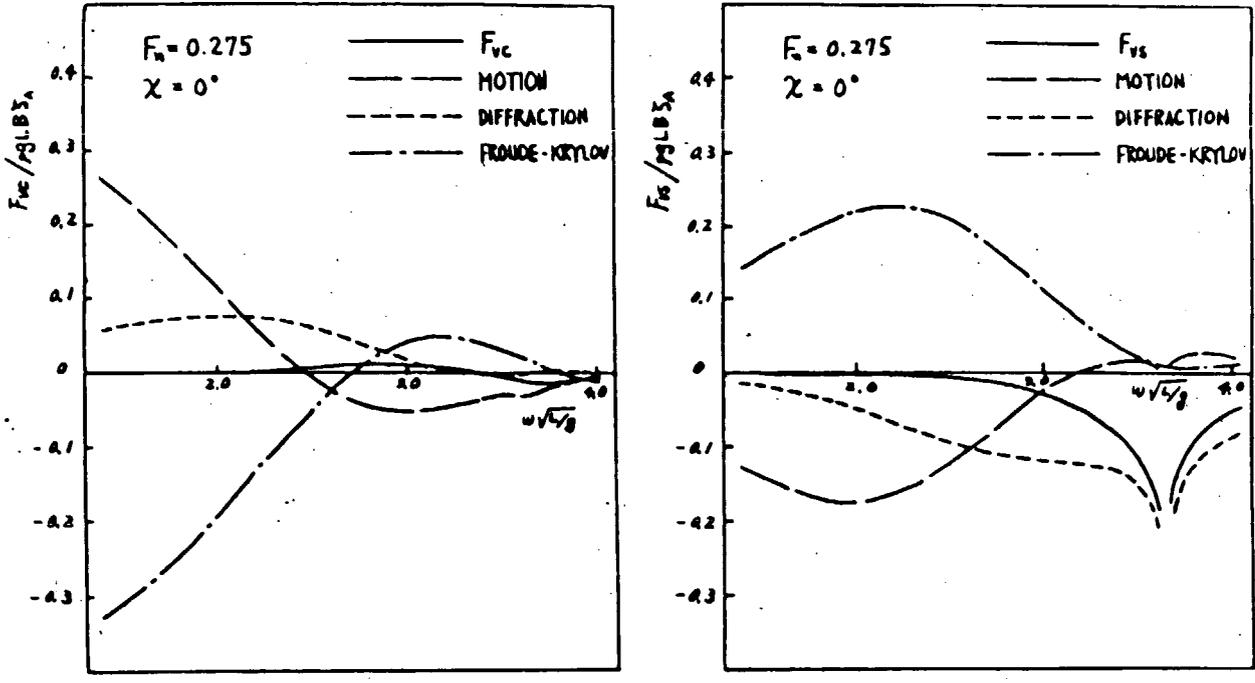


Fig. 3.1.1 Components of V. S. F. at $\chi = 0^\circ$

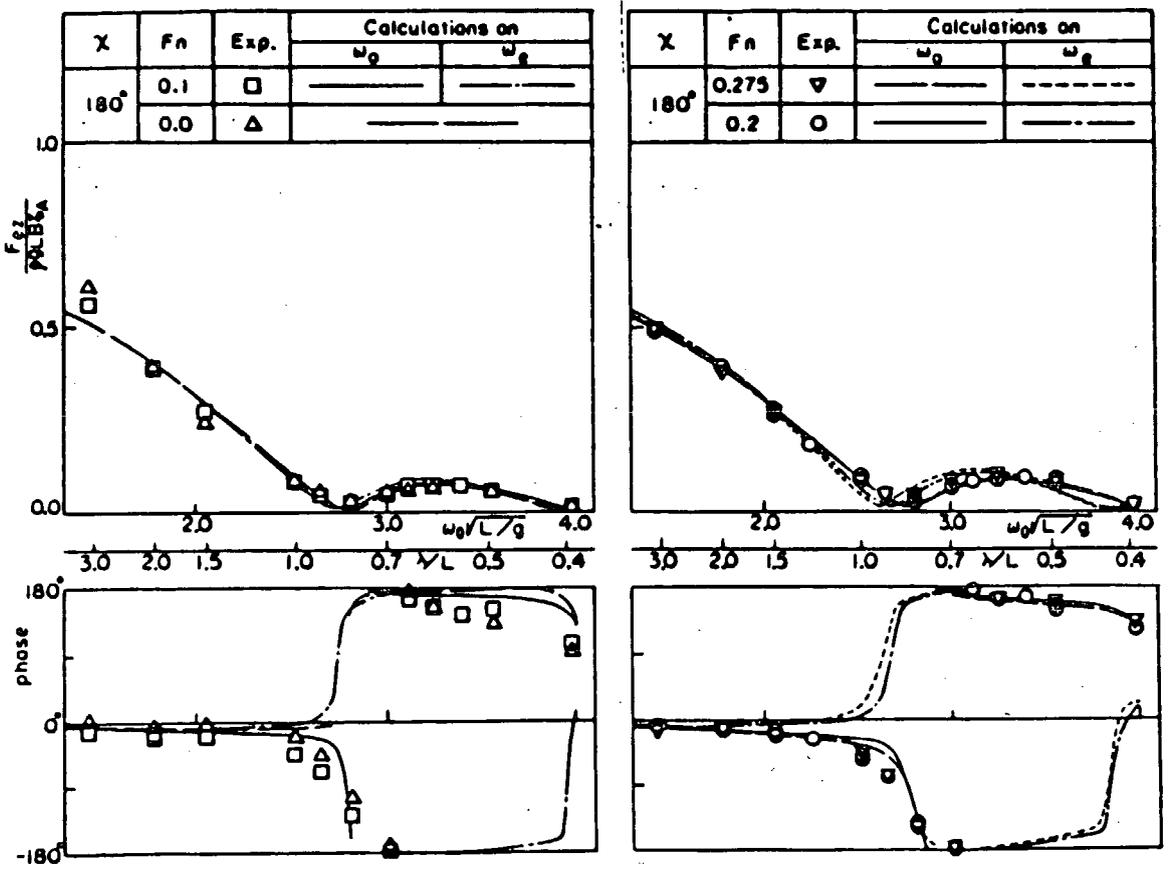


Fig. 3.1.2 Heave Exciting Forces at $\chi = 180^\circ$

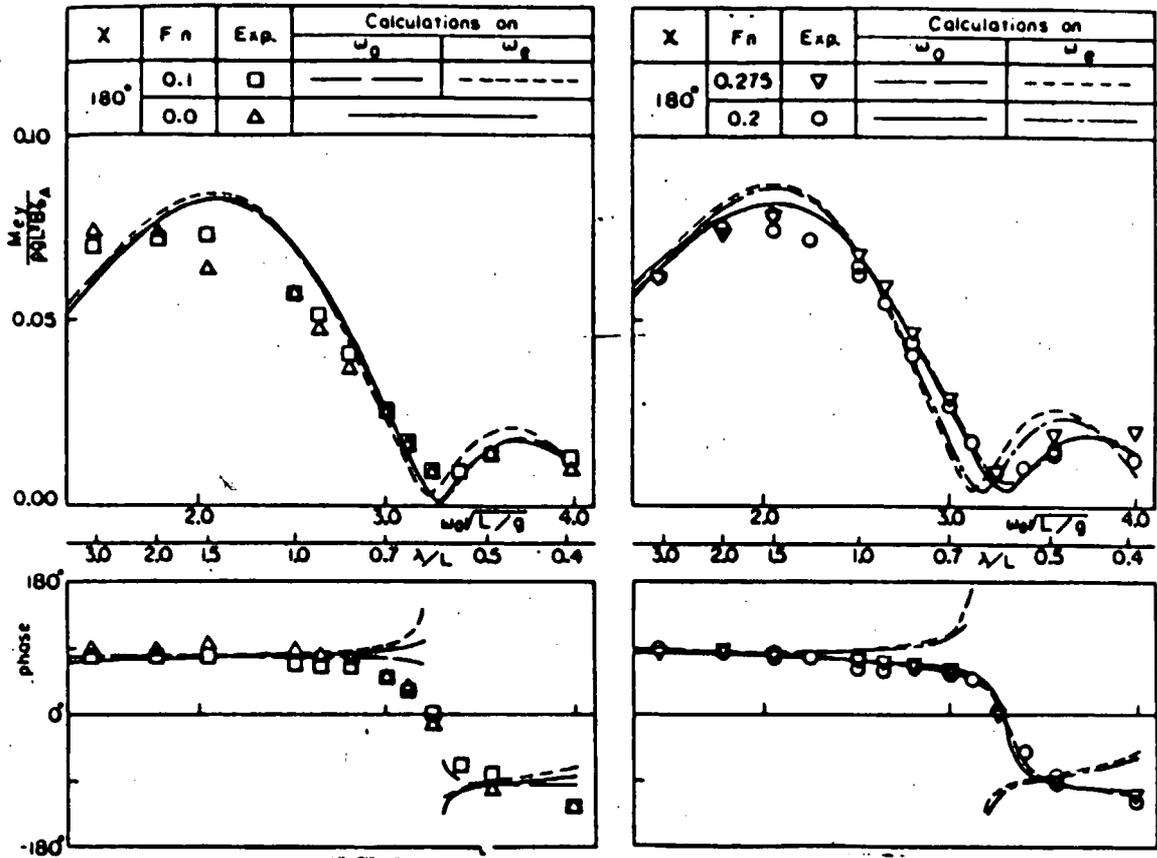


Fig. 3.1.3 Pitch Exciting Moments at $\chi=180^\circ$

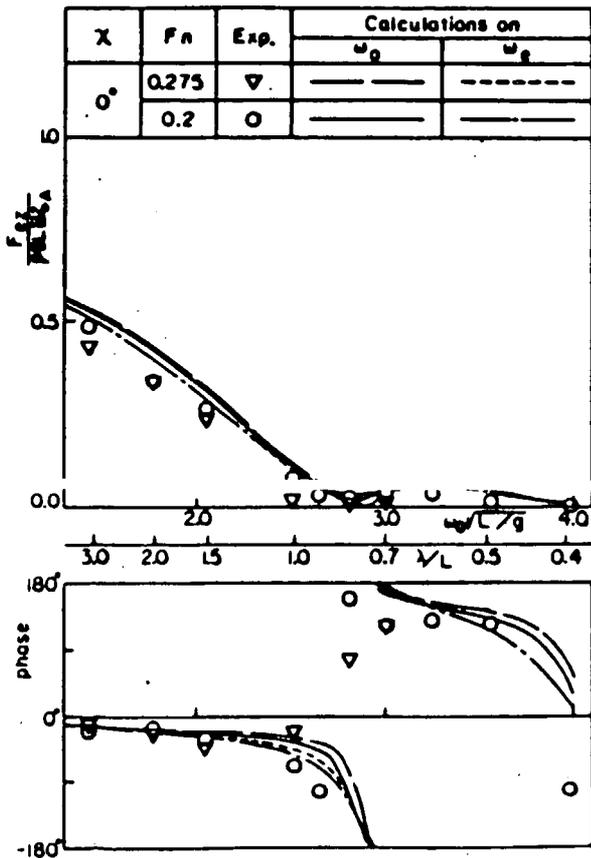


Fig. 3.1.4 Heave Exciting Forces at $\chi=0^\circ$

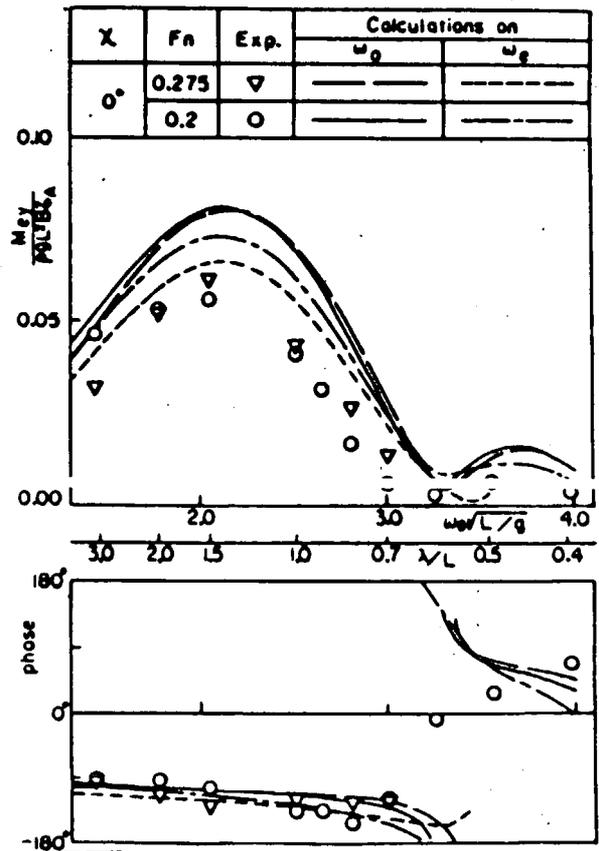


Fig. 3.1.5 Pitch Exciting Moments at $\chi=0^\circ$

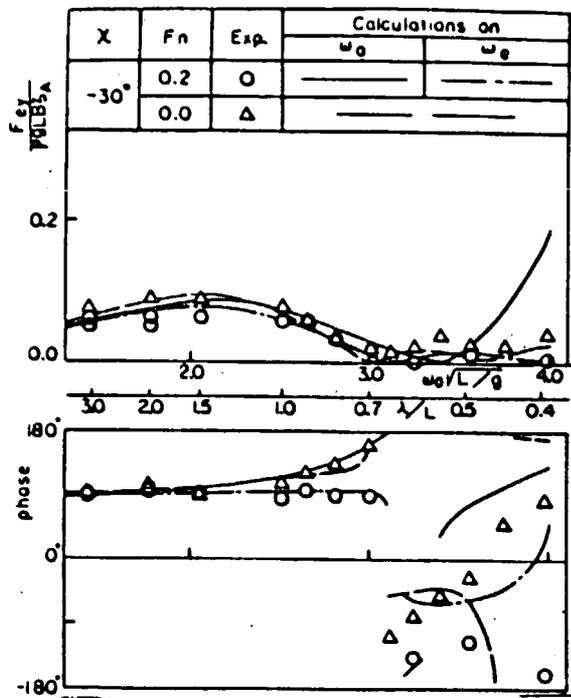


Fig. 3.1.6 Sway Exciting Forces at $\chi = -30^\circ$

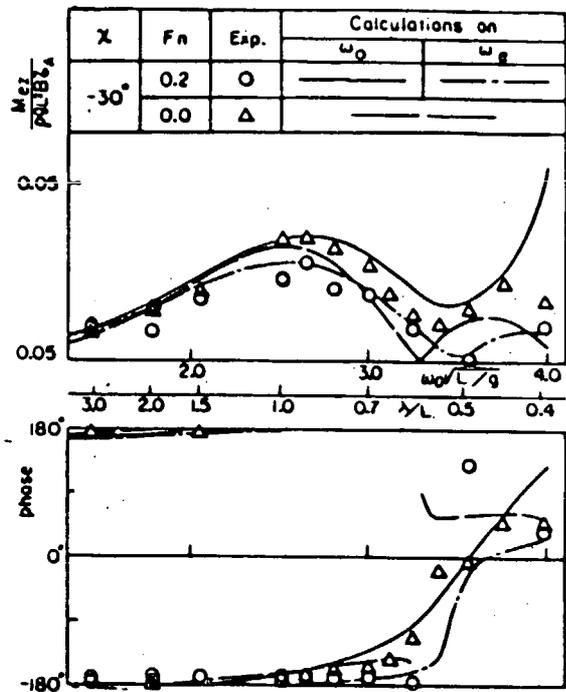


Fig. 3.1.7 Yaw Exciting Moments at $\chi = -30^\circ$

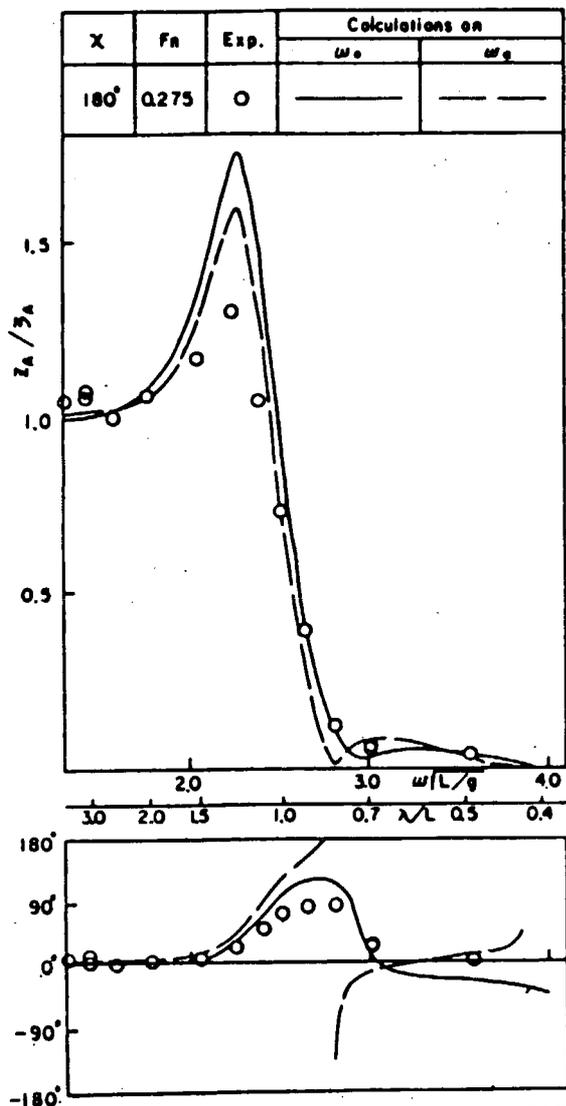


Fig. 3.1.8 Heaving Motions at $\chi = 180^\circ$

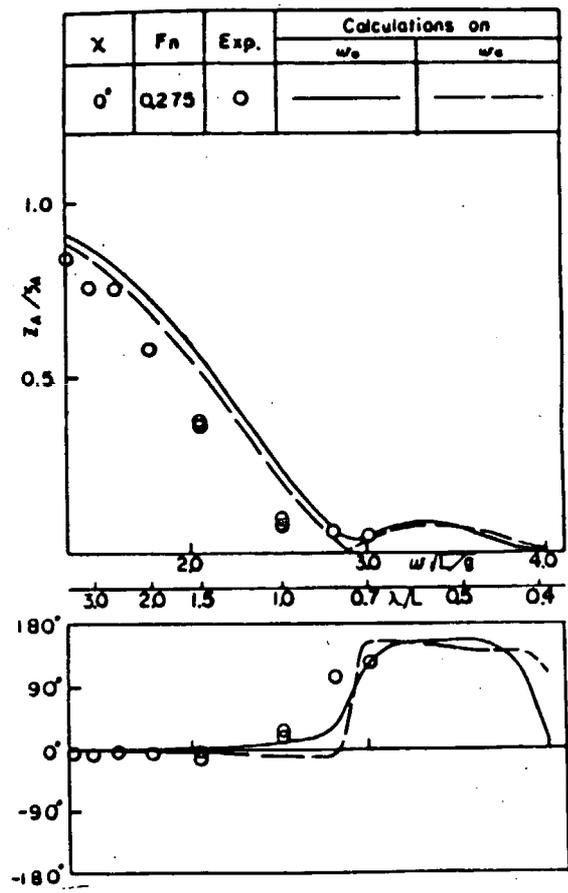


Fig. 3.1.9 Heaving Motions at $\chi = 0^\circ$

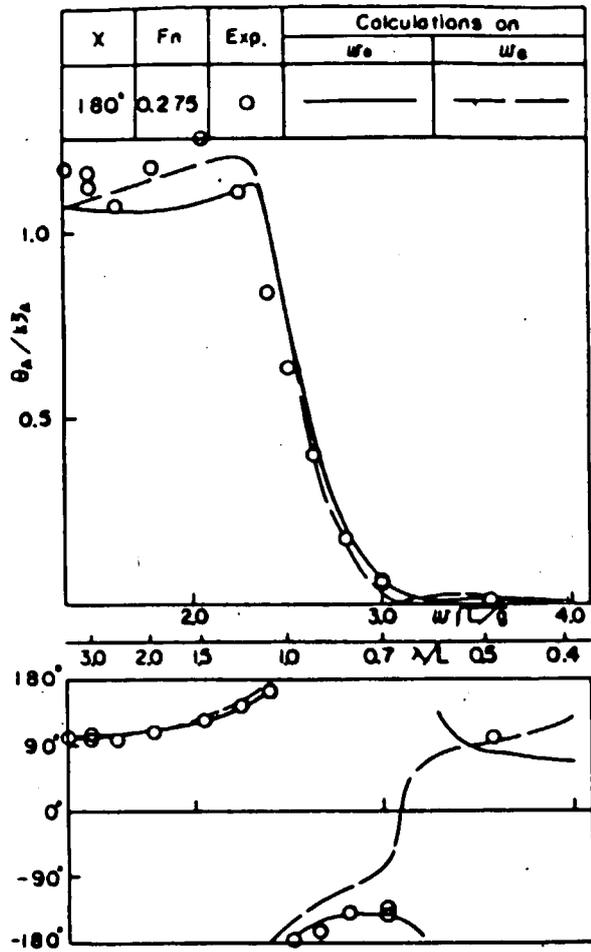


Fig. 3.1.10 Pitching Motions at $\chi = 180^\circ$

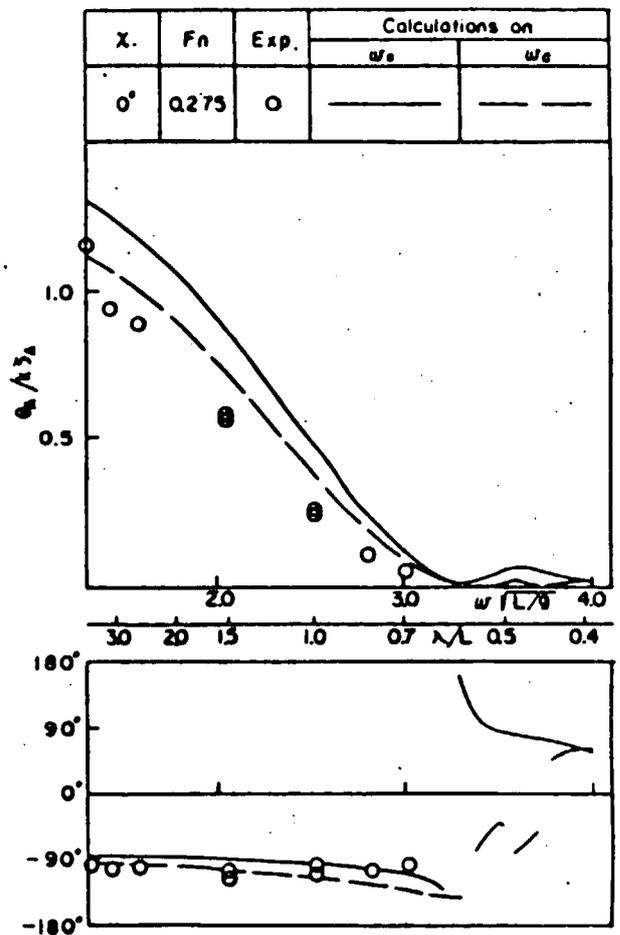


Fig. 3.1.11 Pitching Motions at $\chi = 0^\circ$

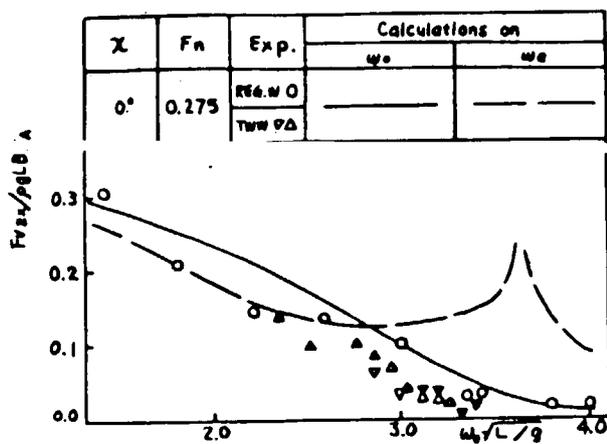


Fig. 3.1.12 Wave Exciting V. S. F. at χ

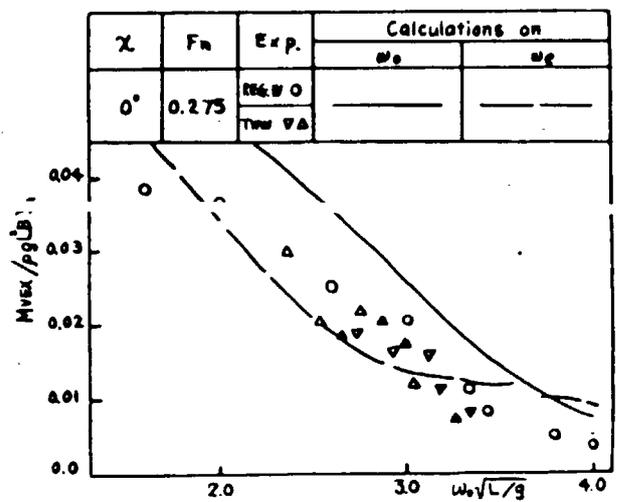


Fig. 3.1.13 Wave Exciting V. S. M. at χ

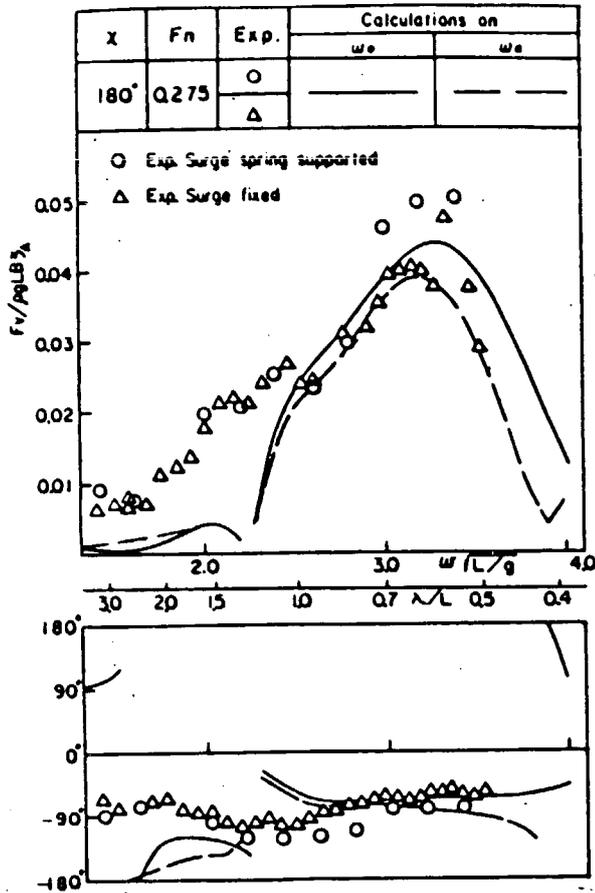


Fig. 3.1.14 V. S. F. at $\chi = 180^\circ$

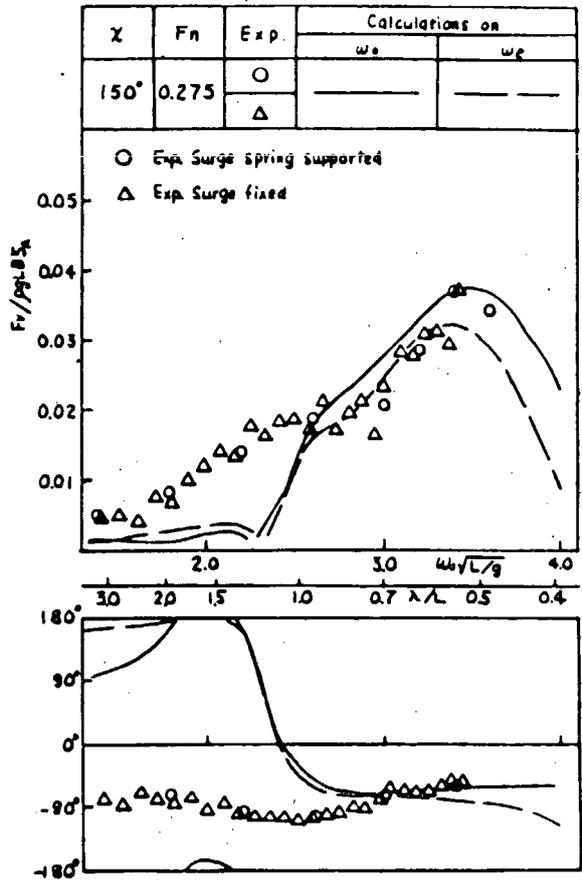


Fig. 3.1.15 V. S. F. at $\chi = 150^\circ$

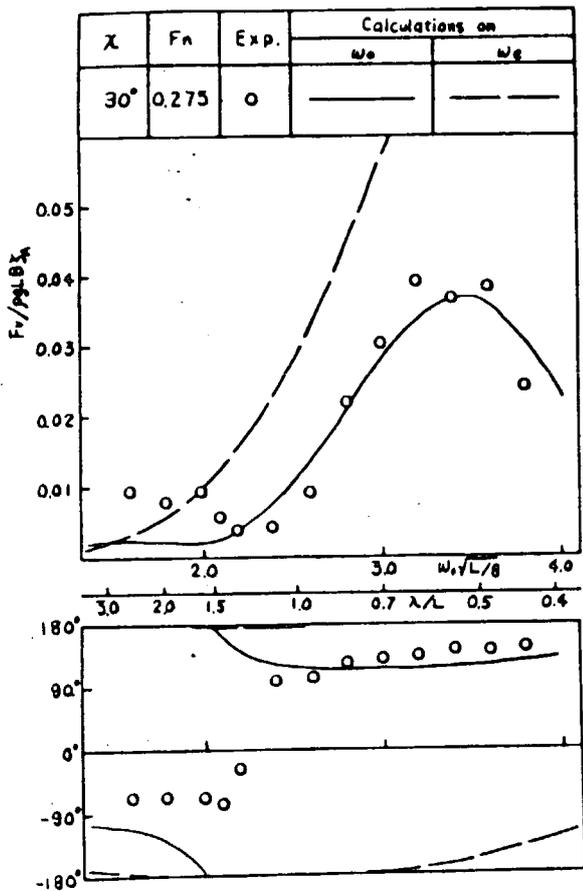


Fig. 3.1.16 V. S. F. at $\chi = 30^\circ$

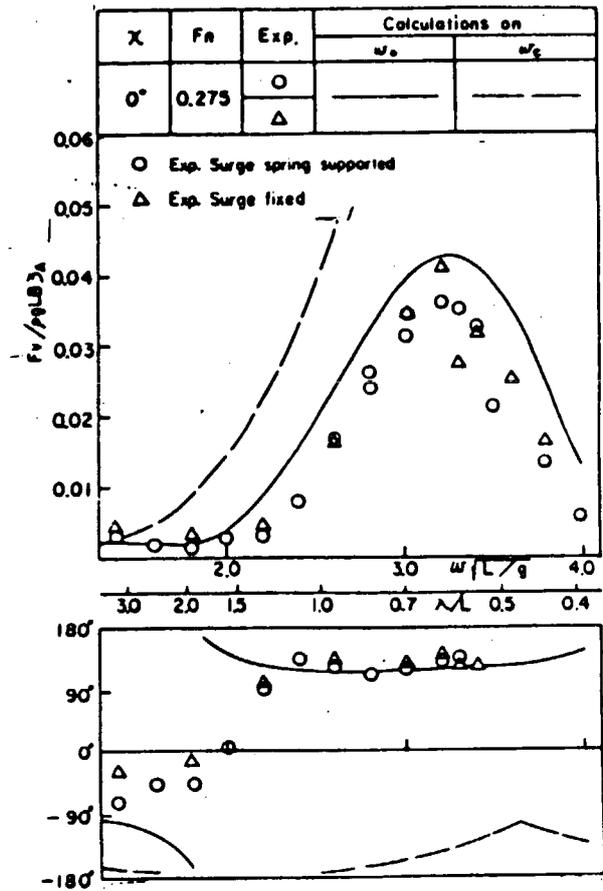


Fig. 3.1.17 V. S. F. at $\chi = 0^\circ$

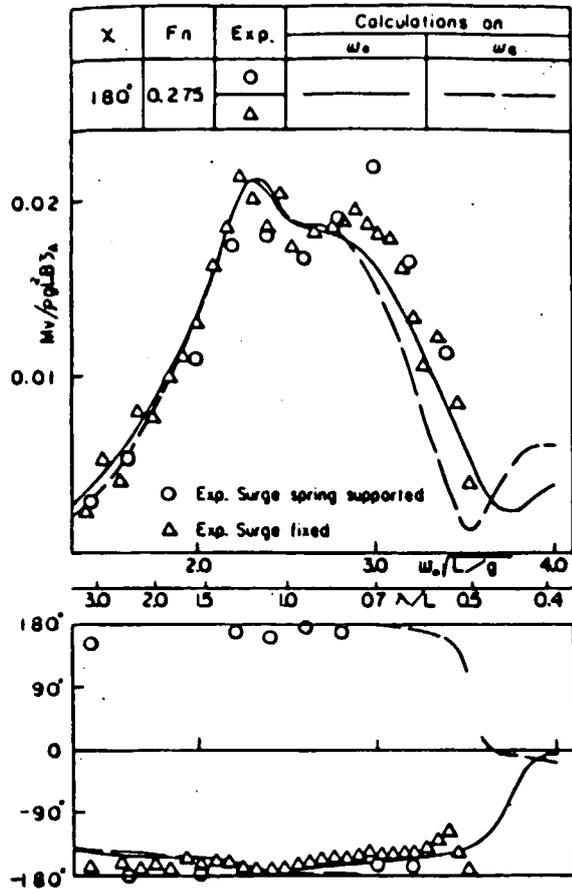


Fig. 3.1.18 V. B. M. at $\chi = 180^\circ$

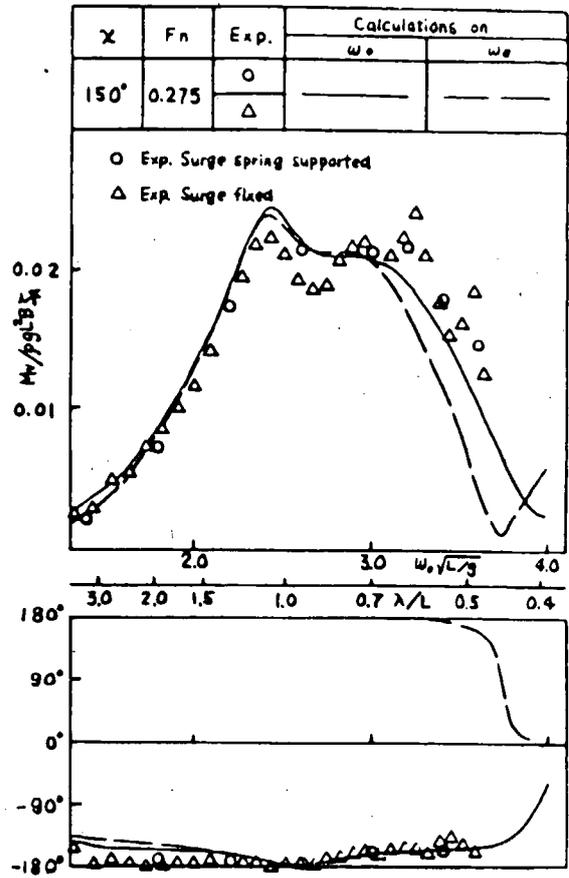


Fig. 3.1.19 V. B. M. at $\chi = 150^\circ$

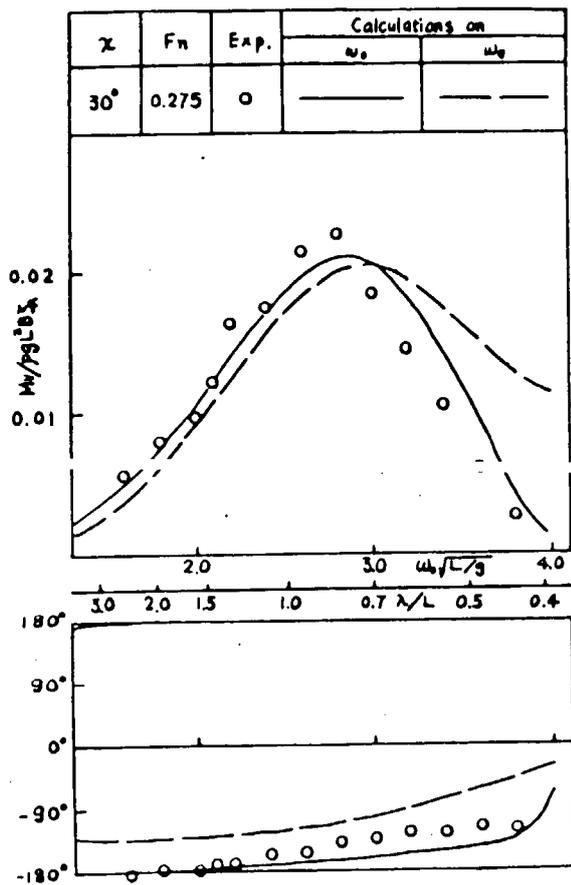


Fig. 3.1.20 V. B. M. at $\chi = 30^\circ$

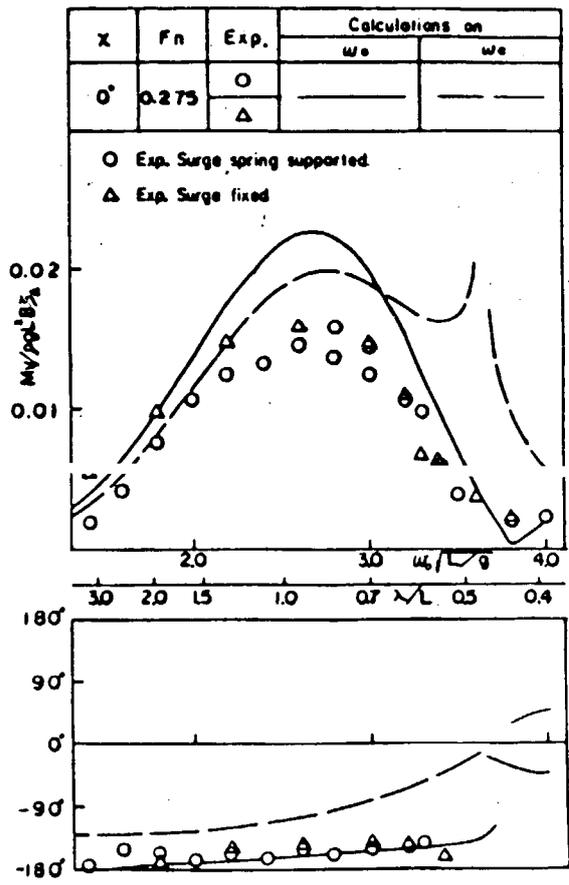


Fig. 3.1.21 V. B. M. at $\chi = 0^\circ$

3.2 波浪強制力及び波浪荷重計算式に関する検討

3.2.1 ま え が き

出会円周波数が零となる付近での縦剪断力や縦曲げモーメントの計算において過大な推定値が得られ実情と合わない問題がある。ここでは、計算法としてOSMを用いた場合について次の2つの修正法を考察している。

すなわち、第一に、ストリップ法で用いられる2次元流体力係数に3次元影響を考慮することにより動揺周波数の零付近において付加質量係数が対数的に大きな値とならないようにする方法である。第二に、退波状態においては、波浪強制力及び波浪荷重計算式に含まれるdiffraction成分を船速零のものでおきかえ流体力係数が過大とならないよう修正する方法である。

3.2.2 流体力係数に対し3次元影響を考慮する方法

3次元流体力を求める計算法としては細長船理論を用いた丸尾(1978)の解法や特異点分布法による小林(1981)の解法がある。これに対し、ここでは、実用的観点からKramers-Kronigの関係式を用いた近似計算法を導き、小林(1981)、丸尾(1978)のものと比較することによりその有用性を確認している。

(1) 近 似 計 算 法

3次元流体力係数を求めるための最も直接的な方法は、物体表面上での圧力積分であるが、船体近傍での3次元解を知る必要がある。この中減衰力係数についてはエネルギー論的考察により船体より十分離れた検査面上での積分で与えられることがNewman(1959)によって示されている。一方、船体から十分離れた所における流体運動については、船体中心線上水線面に分布された吹出しの線状分布によってかなり良い値を与えることが大楠(1977)の波形解析の研究で報告されている。安藤(1980)は船が上下揺又は縦揺する場合の減衰力係数を上記の方法で計算し、実験値と比較するとかなり実験値に近い値を与え、特に低周波数において2次元計算結果を改善できることを示している。Fig. 3.2.1にその一例を示す。同図はSR108コンテナ船service conditionを供試船とし、平水中で上下揺又は縦揺をさせた場合の減衰力係数についてストリップ法や上記の方法で計算された結果を実験結果と比較したものである。

以上の事実を背景に、また船は細長く且つ船体から十分離れた所における流体運動に着目する場合においてはその造波源となる船体形状を多少変形しても余り重大な影響を及ぼさないだろうという仮定のもとに次の手順で流体力係数を求めている。

- (a) まず、長さLの船を等間隔に分割する。次にFig. 3.2.2の図中に示すように求めるべき断面位置と同じ断面形状を持つ長さLの一様な柱状体を考える。
- (b) この長さLの一様な柱状体が無限流体中で動揺するときの減衰力係数をエネルギー論的考察により3次元的に求める。

Newman(1959)によれば、

$$f_{ijs} = \frac{8\pi}{g x_i^2} \int_0^\pi (P^2 + Q^2) d\theta \quad (3.2.1)$$

ただし、

$$P = \int_L dx \sigma_3 \sin(kx \cos \theta), \quad Q = \int_L dx \sigma_3 \cos(kx \cos \theta)$$

ω : 動揺周波数

σ_3 : 動揺の単位振幅に対応する吹出し強さ

また、流体力係数については、今の場合上下方向のみを考え、次のように定義する。

$$F_{ij} = \rho \omega^2 x_i (f_{ijc} - i f_{ijs}) \quad (i=j=3) \quad (3.2.2)$$

$$\text{ただし, } f_{ijc} = \sum_n f'_{ijc}, \quad f_{ijs} = \sum_n f'_{ijs}$$

x_i : 動揺振幅, f'_{ijc}, f'_{ijs} : 各断面に働く流体力

(c) (b)で得られた柱状体全体に対する減衰力係数 f_{ijs} を長さ L で除して断面減衰力係数 f'_{ijs} を求める。

(d) 次に, Kramers-Kronig の関係式を用いて, (c)で得られた断面減衰力係数から断面付加質量係数を計算する。Kotik (1962)によれば,

$$\hat{f}'_{ijc}(\omega') - \hat{f}'_{ijc}(\infty) = \frac{2}{\pi} \int_0^\infty \hat{f}'_{ijs}(\lambda') \frac{\lambda' d\lambda'}{(\lambda'^2 - \omega'^2)} \quad (3.2.3)$$

ただし,

ω', λ' : 周波数の無次元値

$\hat{f}'_{ijc}(\omega')$: ω' の周波数における断面付加質量係数の無次元値

$\hat{f}'_{ijc}(\infty)$: 周波数 ∞ における断面付加質量係数の無次元値

$\hat{f}'_{ijs}(\infty)$: ω' の周波数における断面減衰力係数の無次元値

(2) 数学船型に対する数値計算

(a) 計算に使用したモデルは次式で示される半没型の楕円体である。

$$\left(\frac{x}{L/2}\right)^2 + \left(\frac{y}{B/2}\right)^2 + \left(\frac{z}{d}\right)^2 = 1 \quad (3.2.4)$$

Fig. 3.2.3 にその形状を示す。

(b) 計算結果及び結果の考察

2次元計算, 3次元特異点分布法及び近似計算法によって求められた流体力係数を船長方向及び周波数を横軸にとり比較した。

Fig. 3.2.4 は断面流体力係数をその位置での断面積 A_x で除した無次元値を縦軸に, 船長方向を横軸にとり表わしている。図中, 点線は2次元計算法, 細い実線は特異点分布法であり, 太い実線は近似計算法によるものである。また, 周波数の無次元値をパラメータとしている。この図から船体中央部付近においては, 近似計算法による値はほぼ3次元計算値に近い値を示していることが分る。しかし, 船首端部付近においては, 定量的には2次元計算値に比べ3次元計算値に近い値を与えているが定性的にはかなり差異が認められる。

Fig. 3.2.5 は断面流体力係数を船体中央部における断面積 A_M で除した値を Fig. 3.2.4 と同様の方法で表示している。この図から Fig. 3.2.4 で見られた船首端部付近の差異は, 断面間の相対的な値で比較してみると余り大きな差異ではないことが分る。

Fig. 3.2.6 は断面流体力係数をその位置での断面積 A_x で除した無次元値を縦軸に, 周波数の無次元値 $\omega\sqrt{d_M/g}$ を横軸にとり表わしている。図中, 断面位置をパラメータとしており, S.S. 9.5を除いて近似計算法による結果は3次元計算値に近い値を与えることが分る。

Fig. 3.2.7 は横軸に周波数の無次元値 $\omega\sqrt{d_x/g}$ を横軸にとり表わしている。今の場合, 供試船の断面積係数及び半幅・吃水比が一定で, 断面位置によって変化しないので, 2次元計算及び近似計算による結果はそれぞれ一本の曲線と与えられる。一方, 3次元計算による結果は断面位置によって異なる曲線と与えているが, S.S. 9.5を除いてその差異は余り大きくない。

Fig. 3.2.8 は船体全体の流体力係数を船の排水容積 ∇ で除した値を縦軸に, 周波数の無次元値 $\omega\sqrt{d_M/g}$ を横軸にとり表わしている。この図から, 船体全体の流体力係数について比較しても近似計算法がほぼ良好な値を与えることが分る。図中, 特異点分布法による $F_n = 0.275$ での計算結果も示しているが, これについ

ては後述する。

Fig. 3.2.9 は船体全体の流体力係数に対する各計算結果及び実験結果との比較を行ったものである。低周波数領域での実験が難かしく値そのものも少しバラついているので十分な比較はできないが、少なくとも減衰力係数については3次元計算及び近似計算法による結果は実験値に近い値を与えることが分る。

(c) 前進速度影響に対する考察

前進速度がない場合、今回の3次元影響（有限長）を考慮した近似計算法は、3次元特異点分布法を用いた厳密解に近い値を示し、 $\omega = 0$ 付近の計算法としては有効であることが明らかになった。しかし、この方法を直ちに前進速度がある場合の追波中で出会円周波数 ω_e が零付近の問題に適用できるかどうかは検討する必要がある。そこで、ここでは、前述の半没楕円体に対して前進速度がある場合の3次元特異点分布法を用いて出会円周波数零付近の流体力係数の厳密解を求め、前進速度影響を調べた。

既出の Fig. 3.2.8 には $F_n = 0.275$ の場合の楕円体全体に対する流体力係数の厳密解も示されており、 $F_n = 0$ の場合の厳密解及び前進速度影響が含まれない2次元計算法や近似計算法と比較することができる。この図から流体力係数の前進速度影響は見られるものの、 $\omega_e = 0$ 近傍において厳密解と2次元計算結果との差を考えると今回の近似法は厳密解に近い値であり、前進速度のある場合でも2次元計算より有効な計算法であるといえる。

Fig. 3.2.10 及び 3.2.11 は断面流体力係数の船長方向分布を示したものである。計算モデルが前後対称であるため、 $F_n = 0$ の場合、断面流体力係数も前後対称となるが、 $F_n = 0.275$ の場合は、船長方向分布の前後対称性がかなり歪められ、周波数によっては負の断面流体力係数となることもあり、前進速度影響が認められる。特に低周波数においてその影響が大きい。断面減衰力係数 f'_{33S} について、近似計算法による結果は $F_n = 0.275$ の厳密解とかなり異なっており、各断面の剪断力等を計算する場合はその影響も大きいと思われる。断面付加質量係数 f'_{33C} についての近似計算法による結果は、 $F_n = 0.275$ の厳密解と異なっているが、2次元計算による結果と厳密解との差を考えれば $F_n = 0.275$ に対して $F_n = 0$ の場合の近似解を用いても2次元解より良い結果を与えることは明らかである。以上のように近似計算法による結果は前進速度がある場合でも2次元解に比べ厳密解により近い値を与えるが、実際にどの程度前進速度影響があるかは今後実験等で検証する必要があるものと思われる。

(3) コンテナ船型への適用

次にコンテナ船を例にとり、近似計算法によって付加質量及び減衰力係数の船長方向分布を $F_n = 0.275$ 、 $\chi = 0^\circ$ において計算した。そして、これらを丸尾（1978）による計算結果と比較した図（竹沢・平山（1982））が Fig. 3.2.12 及び Fig. 3.2.13 である。これらの図からコンテナ船に対しても近似計算法は実用的に有用であると思われる。

近似計算法で3次元修正された流体力係数を用いて計算された縦剪断力及び縦曲げモーメントを Fig. 3.2.14 ~ Fig. 3.2.15 に、それらの diffraction 成分を Fig. 3.2.16 ~ Fig. 3.2.17 に示す。図中、点線は2次元流体力係数、破線は3次元修正された流体力係数による結果である。これらの図から3次元修正された流体力係数を用いると出会円周波数が零となる付近での過大な値が修正できることが分る。

しかし、縦剪断力及び縦曲げモーメントの実験値と比較するとこれらの値は実験値に比べかなり小さく、縦剪断力の振幅値は定性的にも実験値と異なっている。向波状態では OSM によるこれらの値はほぼ実験値と対応するのに対し、追波状態においては実験値よりもかなり小さくなっており実用上問題である。そこで、次に波浪強制力の検討を行い、追波状態における OSM の修正を試みている。

3.2.3 前進速度零における diffraction force を用いる方法

(1) 向波状態における波浪強制力

齋藤 (1980) は, Ogilvie & Tuck (1969) と同じ高周波数の仮定のもとに波浪強制力を Haskind の関係を用いて導き次式を得た。

$$F_j = -i\rho\omega_0 \iint_s \left(\phi_i \frac{\partial \phi_j}{\partial n} - \phi_j \frac{\partial \phi_i}{\partial n} \right) ds \quad (3.2.5)$$

ただし, ω_0 : 入射波の円周波数, ϕ_i : 入射波 potential

ϕ_j : 単位速度で動揺するときの radiation potential

一方, (3.2.5) 式に対応する STF の波浪強制力は次式となる。

$$F_j = -\rho \iint_s \left\{ i\omega_0 n_j \phi_i - \frac{\partial \phi_i}{\partial n} \phi_j^0 \right\} ds \\ \pm \left[\frac{\rho U}{i\omega} \iint_s \frac{\partial \phi_i}{\partial n} \phi_{3,2}^0 ds \right]_{j=5,6} + \frac{\rho U}{i\omega} \int_{c_A} \frac{\partial \phi_i}{\partial n} \phi_j^0 d\ell \quad (3.2.6)$$

(3.2.5) 式による表現は (3.2.6) 式によるものやそれとは \times 同等と考えられる NSM に比べ前進速度影響が小さいことを示している。

また, これらの計算式はその仮定から短波長向波中を比較的高速で航走する状態に一番適用すると思われる。一方, $\chi = 180^\circ$ における溝口 (1982) の波浪強制力に関する実験結果によると, 前進速度影響の小さいことが認められる。従って, 向波状態においては, 波浪強制力を

$$F_j = F_{jc} \cos \omega_e t + F_{js} \sin \omega_e t \quad (3.2.7)$$

と表現した場合, F_{jc}, F_{js} として前進速度零のものでは \times 近似できるものと考えられる。

次に, 向波短波長状態における OSM と実験による波浪強制力の位相差の不一致について考察している。Fig. 3.2.18 ~ 3.2.19 は波浪強制力の Froude-Kriloff 力と diffraction 成分の cosine 項及び sine 項を示したものである。これらの図から, 短波長域においては Froude-Kriloff 力は小さくなり, diffraction 成分の少しの差異により cosine 項又は sine 項の符号に影響を及ぼす。従って, 短波長域における diffraction 成分の推定が問題となる。よく知られているように OSM や NSM 等のストリップ法では diffraction 問題を相対運動の仮定のもとに平均位置での radiation 問題に置き換えて解かれる。ここでは比較のため, $F_n = 0$ の場合, (3.2.5) 式に Green の定理を適用して得られた次式を用い波浪強制力を求めている。

(Heave 強制力)

$$F_3 = -\frac{i\rho g \zeta_a}{K} \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} dx_0 \bar{A} e^{-i\gamma} \exp \left\{ -ikx_0 \cos \chi \right\} \quad (3.2.8)$$

(Pitch 強制モーメント)

$$F_5 = \frac{i\rho g \zeta_a}{K} \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} dx_0 (x_0 - x_G) \bar{A} e^{-i\gamma} \exp \left\{ -ikx_0 \cos \chi \right\} \quad (3.2.9)$$

ここで,

\bar{A} : 進行波振幅比, γ : 動揺速度に対する発散波の位相差
 ζ_a : 波振幅, $K = \omega_0^2 / g$: 波数

計算結果を Fig. 3.2.20 ~ 3.2.21 に示す。図中, 実線が (3.2.8) 式及び (3.2.9) 式によるもので短波長域での位相差において実験値との対応のよいことが分る。

(2) 追波状態における diffraction force の近似

ここでは, 向波状態における波浪強制力の近似が追波状態においても成立つと仮定し, 波浪強制力及び波浪荷

重計算式における diffraction 成分を前進速度零のものでおきかえることにより OSM の修正を試みている。波浪荷重に関する計算結果は、Fig. 3.2.14～Fig. 3.2.17 において実線で示されている。これより、波浪荷重に関する OSM の本修正法は実用上問題はないと考えられる。しかし、一方、波浪強制力そのものや船体運動については実験値と比較すると、Fig. 3.2.22～Fig. 3.2.25 に見られるごとく実験値との対応において原 OSM に劣る場合も見受けられ今後の問題と思われる。

3.2.4 あとがき

以上をまとめると、

- (1) 2次元流体力係数に3次元影響を考慮するための近似計算法は、他の厳密計算法と比較したところほぼ対応のとれることが確認できた。
- (2) 3次元修正された流体力係数を用いて OSM により縦剪断力及び縦曲げモーメントを計算すると出会円周波が零となる付近での過大な値は修正できた。しかし、それを実験値と比較すると計算値はかなり小さく実用上問題である。
- (3) そこで、追波状態における diffraction force を前進速度零のものでおきかえることにより OSM の修正を行ったところ、波浪荷重に関しては、かなり改善できた。しかし、波浪強制力そのものや船体運動については実験値との対応において原 OSM に劣る場合も見受けられ今後の問題と思われる。

参 考 文 献

- 1) Newman, J.N. : The Damping and Wave Resistance of a Pitching and Heaving Ship, JSR, Vol. 3, No. 1, 1959
- 2) 大楠丹：一定速度で前進し動揺する船の波形解析，日本造船学会論文集 第142号，1977
- 3) 小林正典：前進速度を有する任意形状の3次元物体に働く流体力について，日本造船学会論文集 第150号，1981
- 4) Kotik, J and Mangulis, V : On the Kramers-Kronig Relations for Ship Motions, ISP, Vol. 9, No. 97, 1962
- 5) 田才福造，高木又男：規則波中の応答理論及び計算法，日本造船学会，耐航性シンポジウム，1969
- 6) 安藤昇：船体に作用する造波減衰力に関する研究，大阪大学大学院修士論文，1980
- 7) 斎藤公男：船に働らく波強制力，JTTC第2部会資料，SK62-6，1980
- 8) 高石敬史：耐航性に関するITTC比較計算について その5，1980
- 9) Maruo, H. and Tokura, J : Prediction of Hydrodynamic Forces and Moments Acting on Ships in Heaving and Pitching Oscillations by Means of an Improvement of Slender Ship Theory, J.S.N.A. Japan, Vol. 143, 1978
- 10) 平山次清：縦波中における実験結果，SR200中間報告書，1982
- 11) 溝口純敏：高速コンテナ船の斜波中波浪強制力について，関西造船協会誌 第187号，1982
- 12) 小林顕太郎，小保方準：コンテナ船型の斜波中船体運動及び波浪荷重試験，住友重機械技報，Vol. 29, No. 86, 1981
- 13) 竹沢誠二，平山次清，西本和生：高速コンテナ船の波浪中船体縦運動および垂直波浪荷重について，日本造船学会論文集 第152号，1982

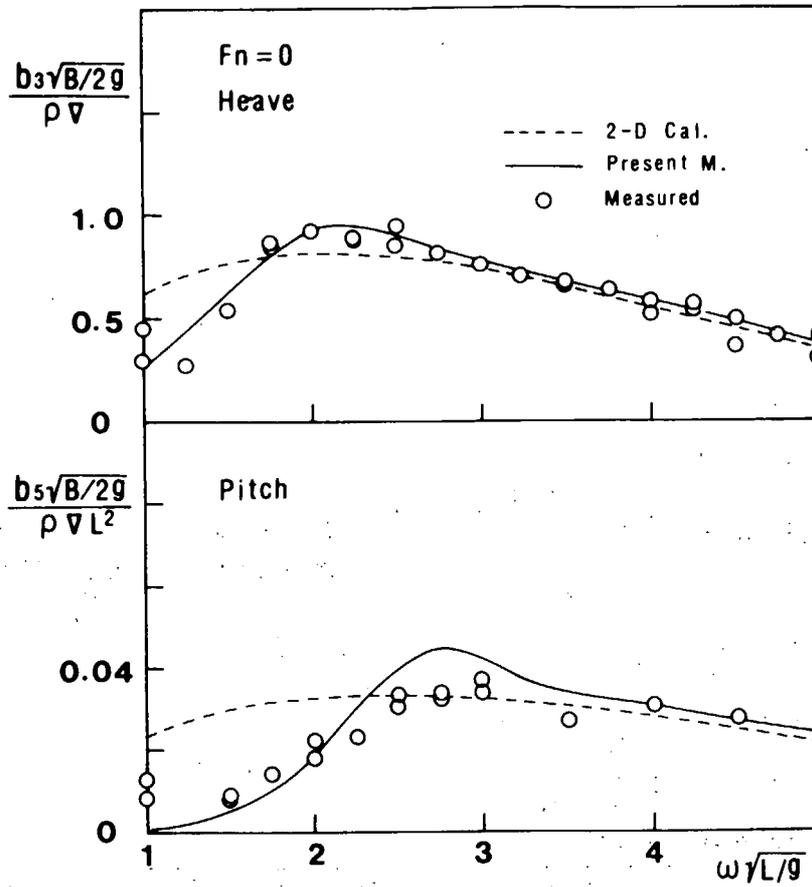


Fig. 3.2.1 Damping Coefficient for Container Ship ($F_n = 0.0$)

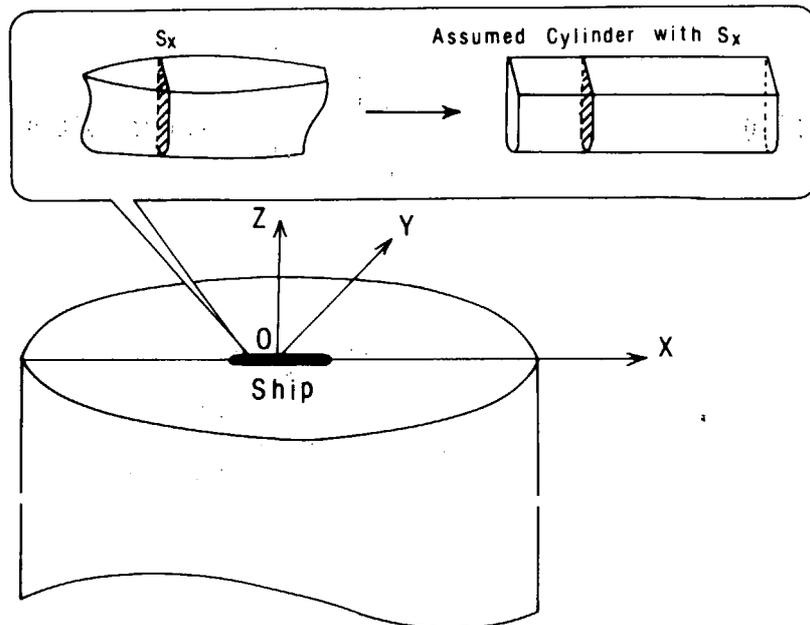


Fig. 3.2.2 Assumption of the Body for Approximate 3-D Calculation

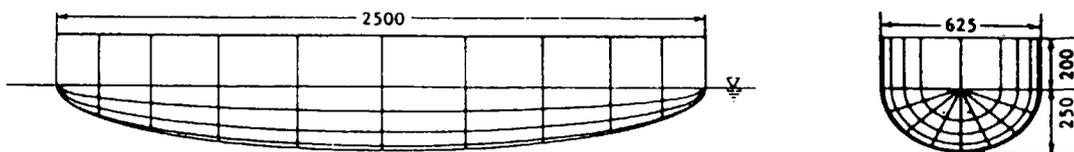


Fig. 3.2.3 Semi-submersible Elliptical Model

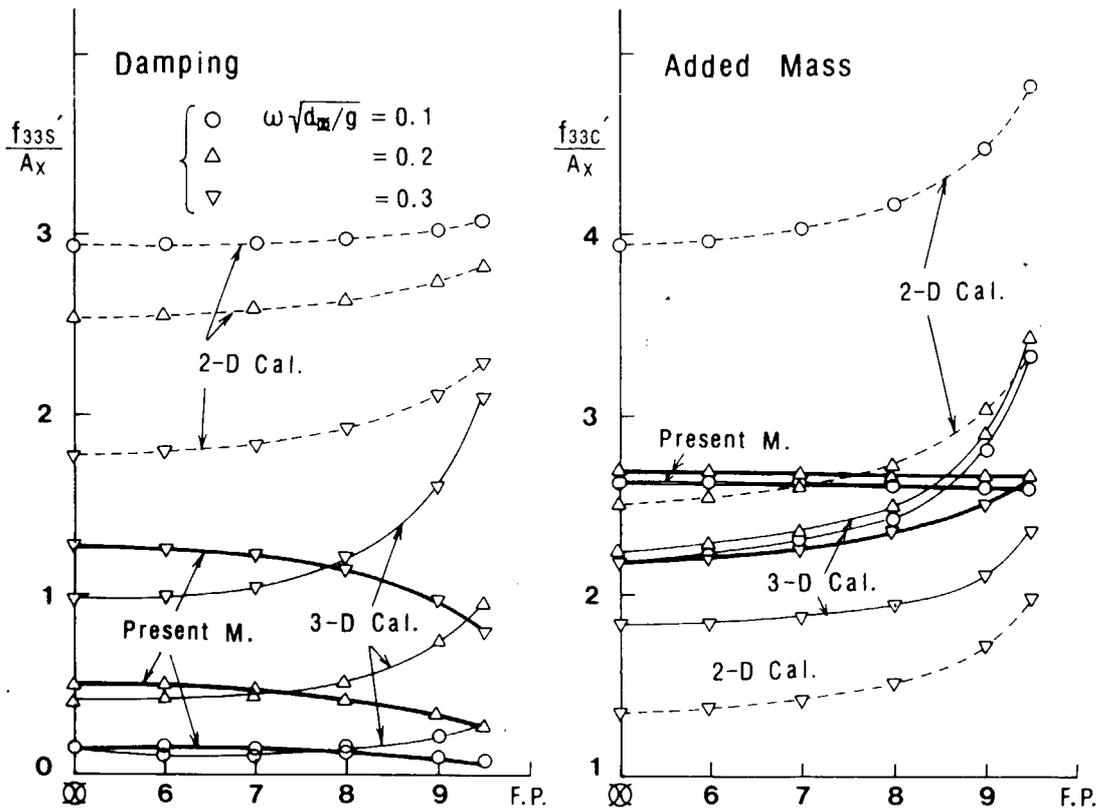


Fig. 3.2.4 Sectional Hydrodynamic Coefficients ($F_n=0$)

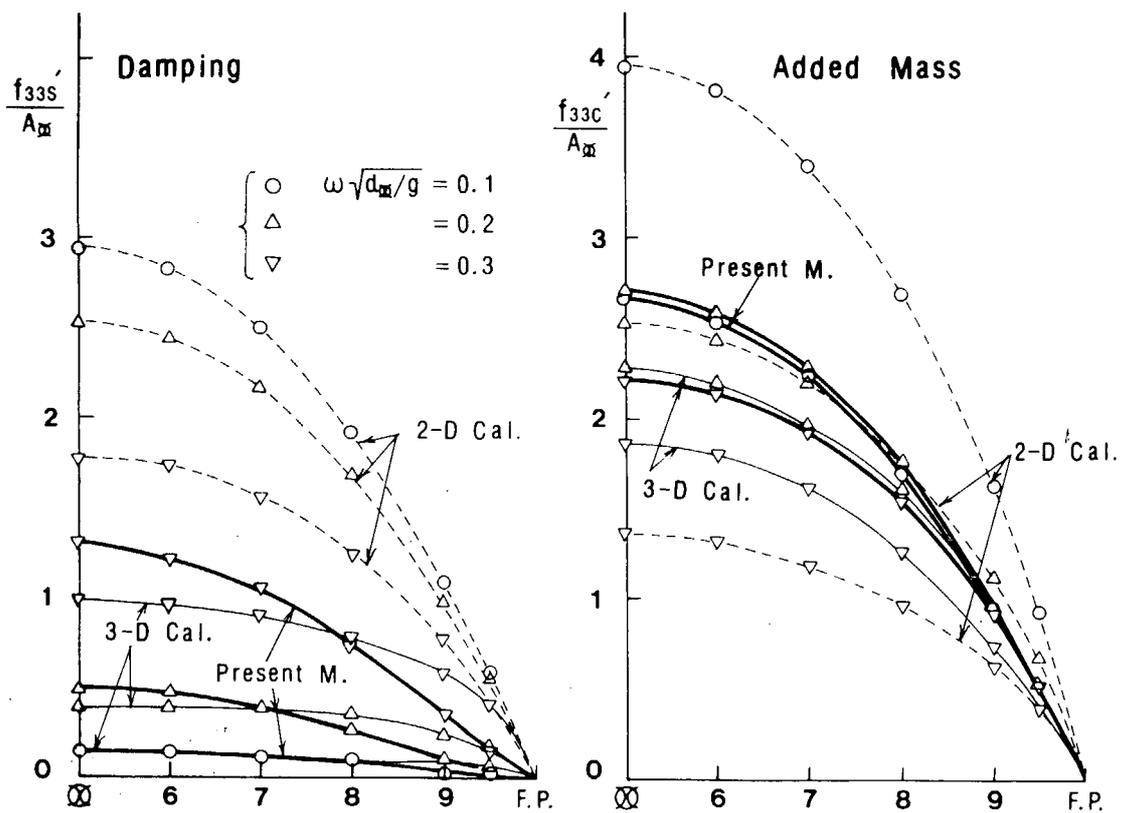


Fig. 3.2.5 Sectional Hydrodynamic Coefficients ($F_n=0$)

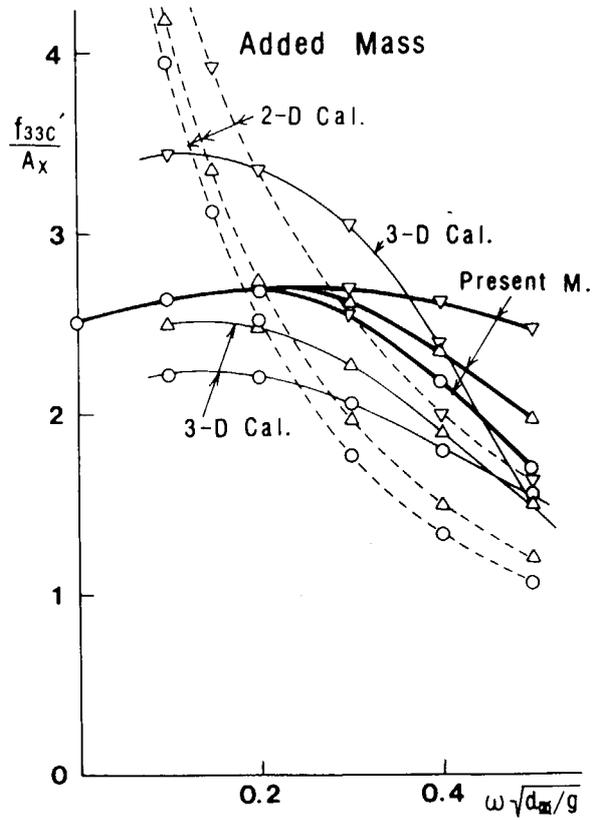
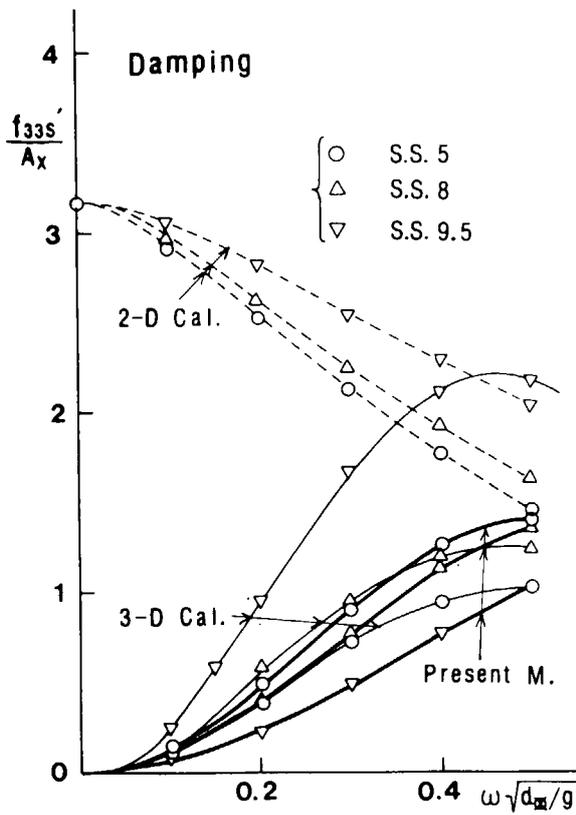


Fig. 3.2.6 Sectional Hydrodynamic Coefficients ($F_n=0$)

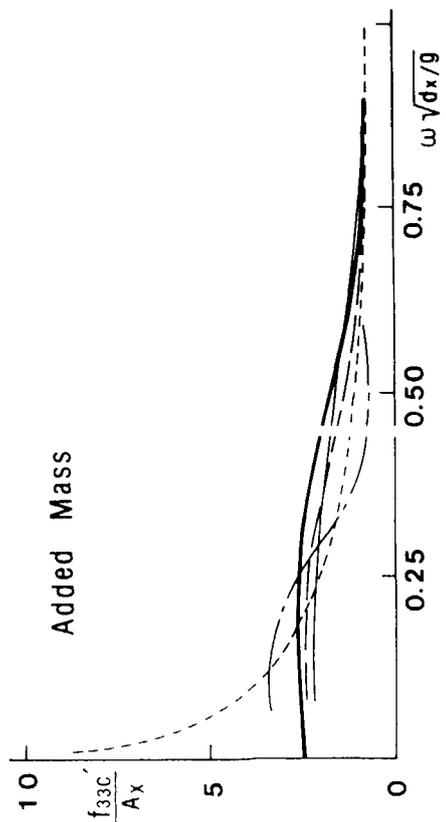
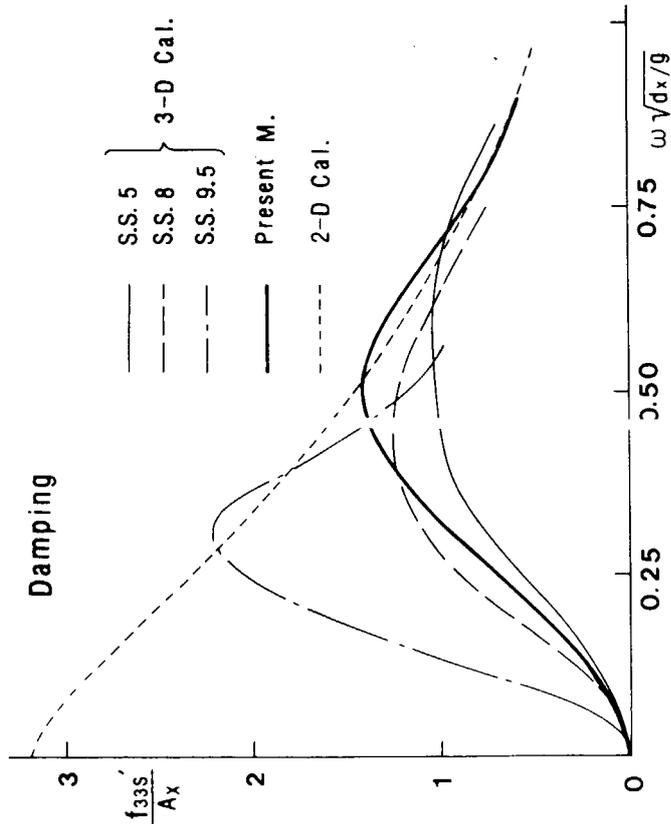


Fig. 3.2.7 Sectional Hydrodynamic Coefficients ($F_n=0$)

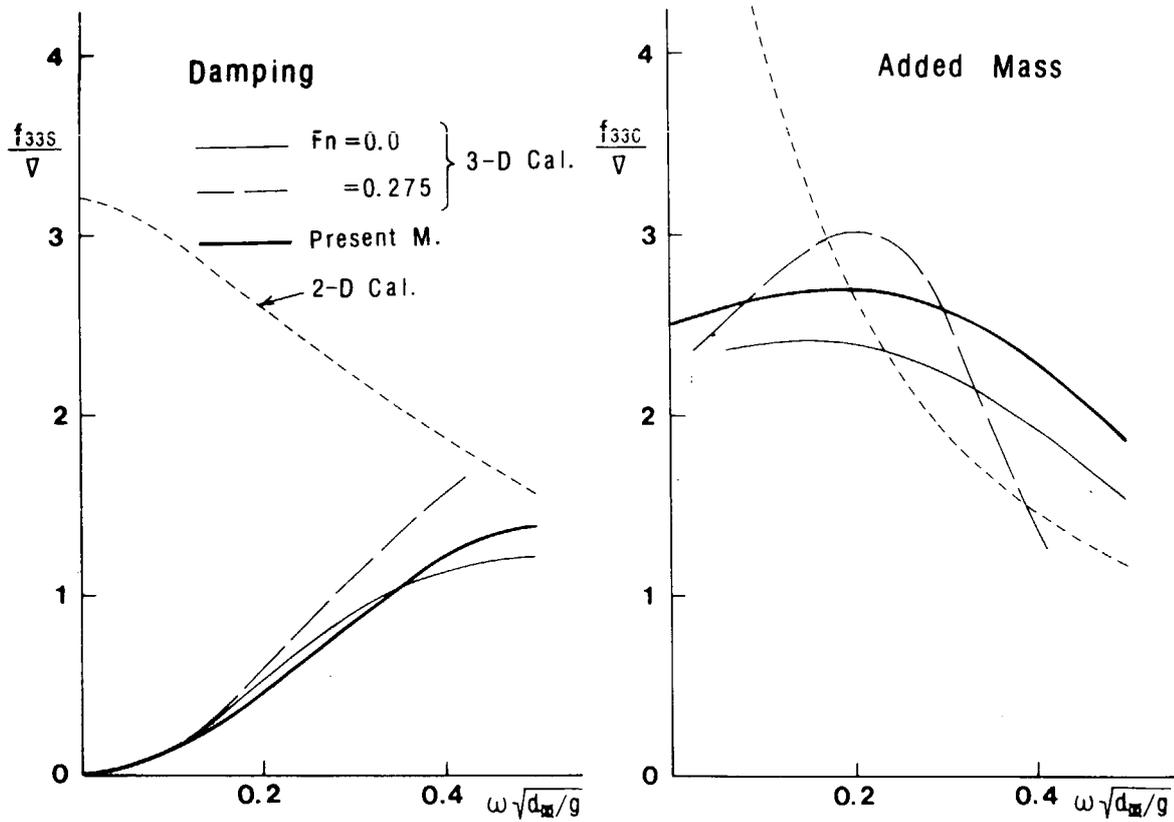


Fig. 3.2.8 Hydrodynamic Coefficients

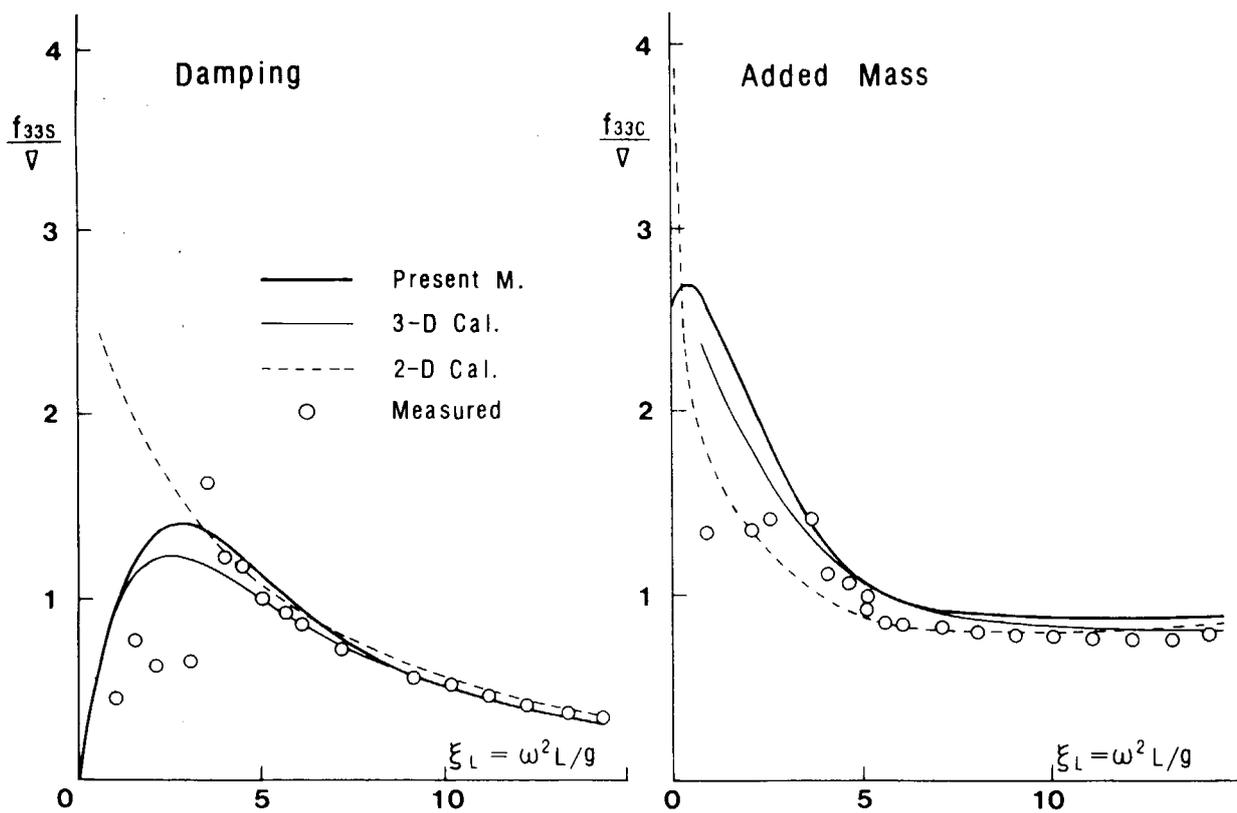


Fig. 3.2.9 Hydrodynamic Coefficients ($F_n = 0$)

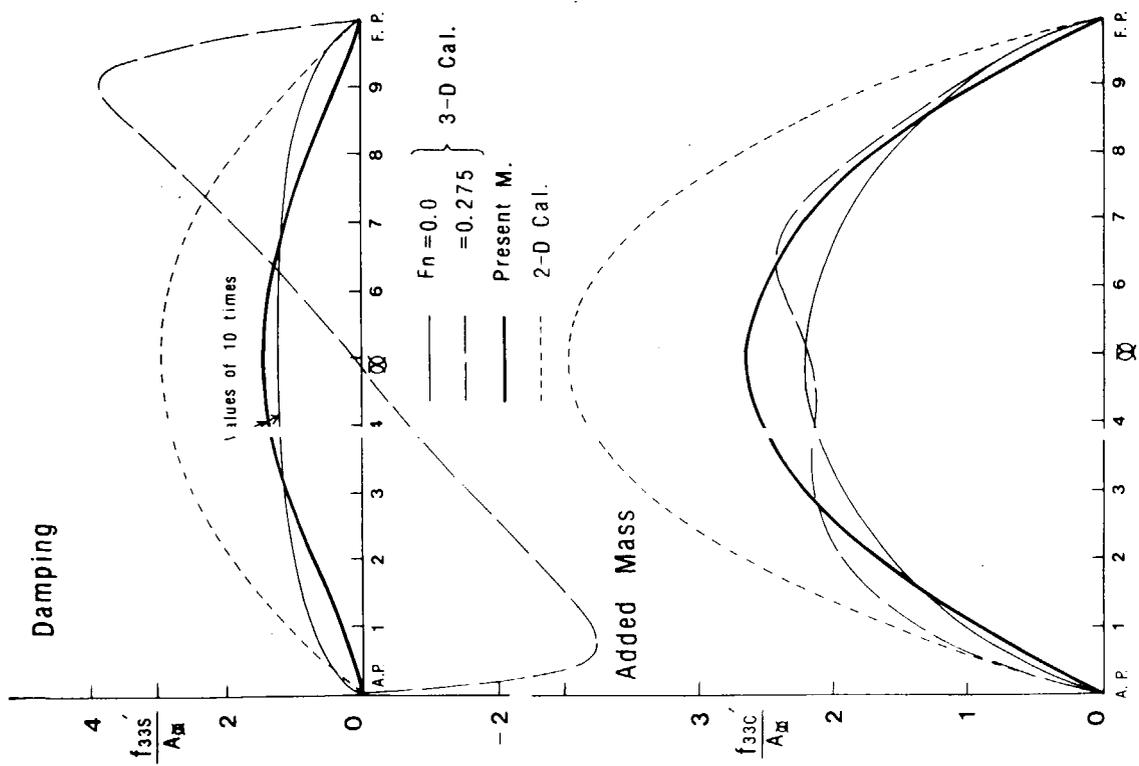


Fig. 3.2.10 Sectional Hydrodynamic Coefficients ($\omega\sqrt{dx}/g = 0.1$)

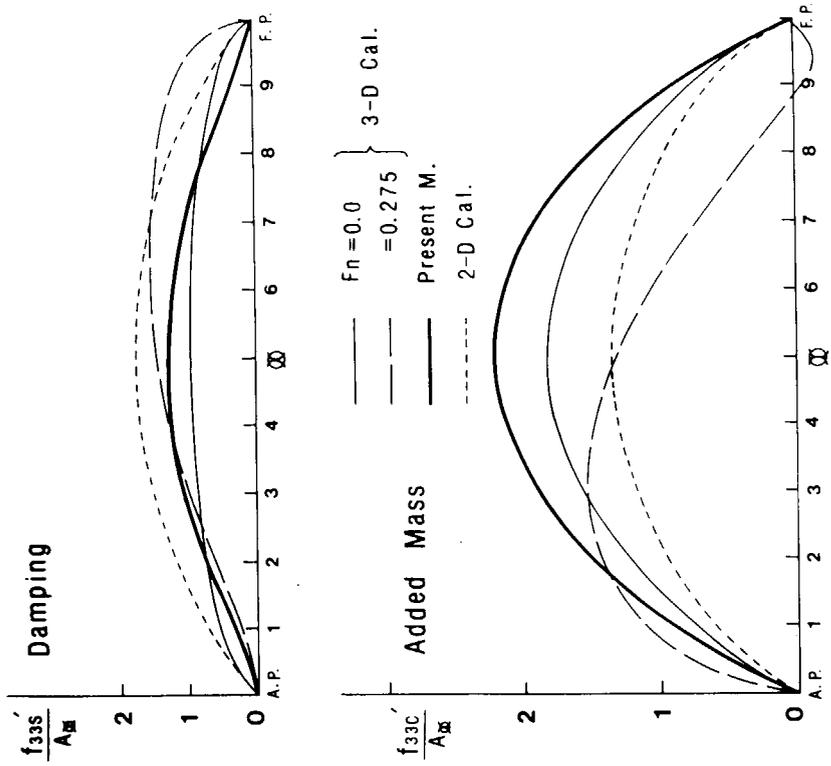


Fig. 3.2.11 Sectional Hydrodynamic Coefficients ($\omega\sqrt{dx}/g = 0.4$)

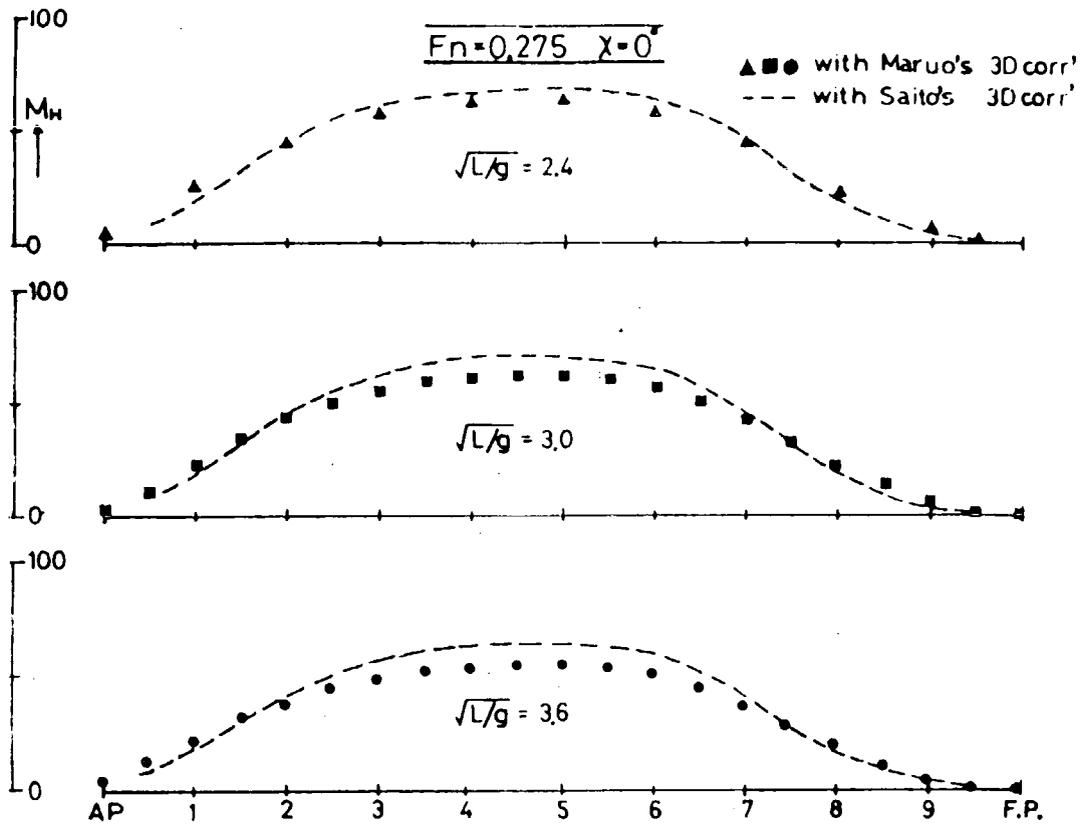


Fig. 3.2.12 Corrected Added Mass by Considering 3 - D Effect

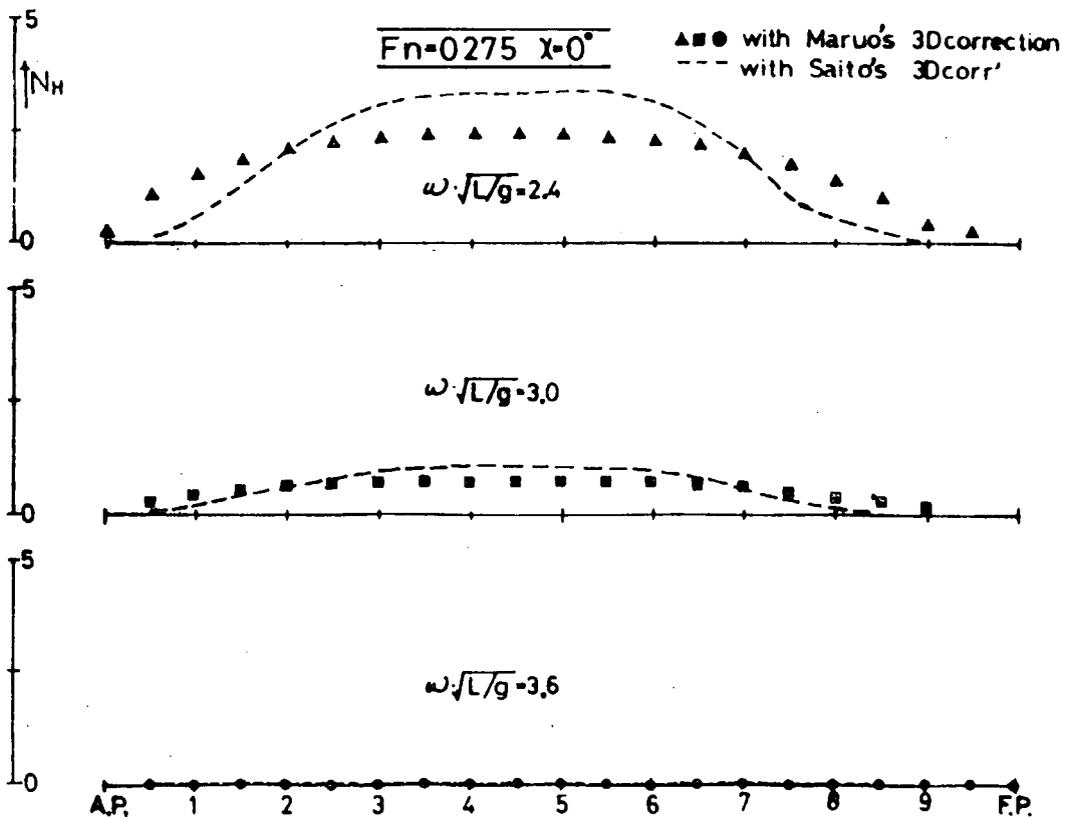


Fig. 3.2.13 Corrected Damping Coefficient by Considering 3 - D Effect

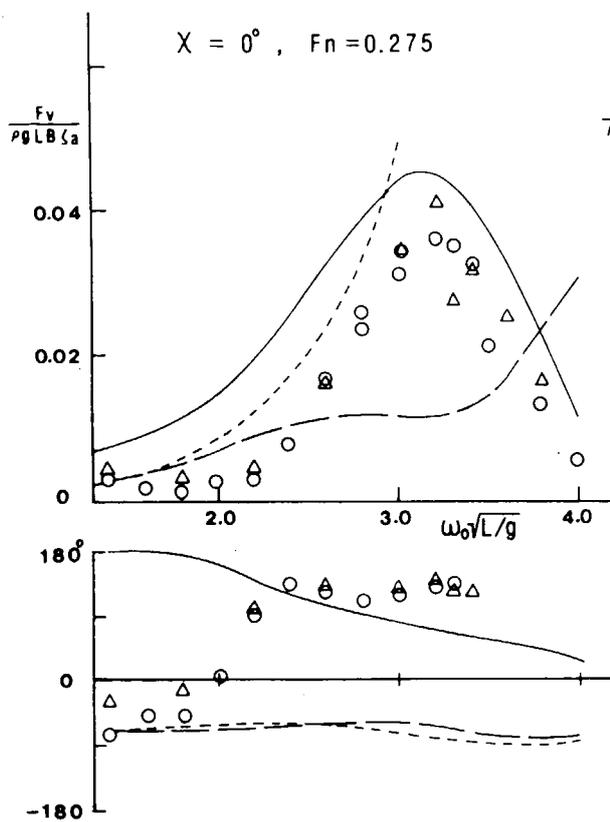


Fig. 3.2.14 Vertical Shearing Force

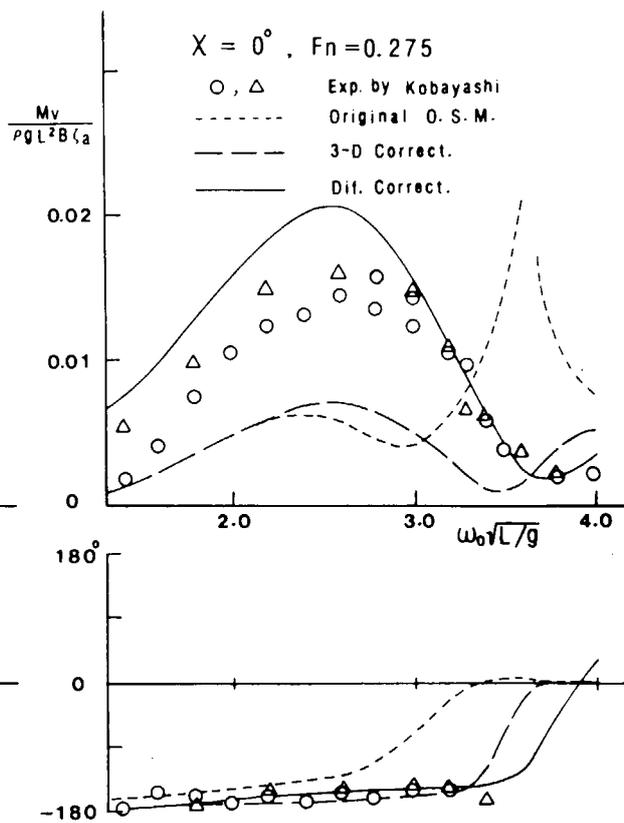


Fig. 3.2.15 Vertical Bending Moment

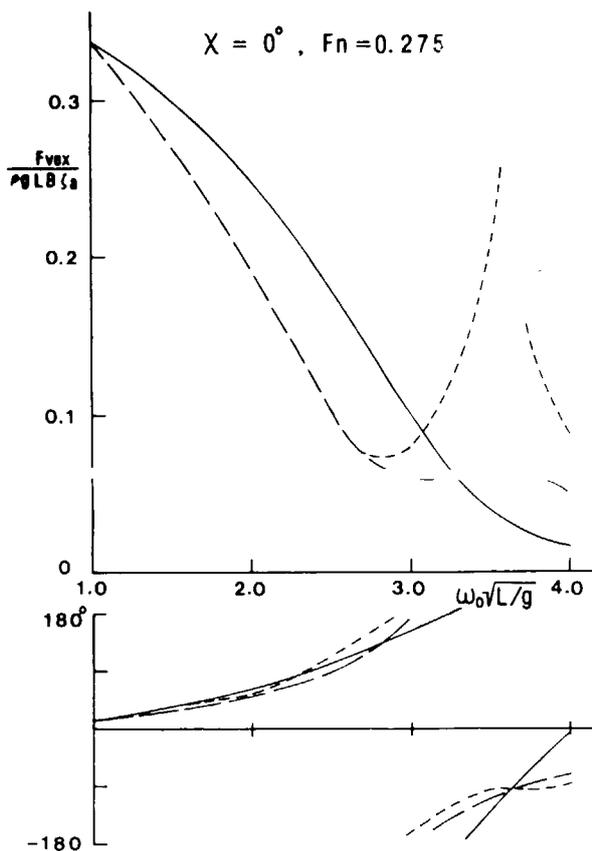


Fig. 3.2.16 Wave Exciting Shearing Force
(Midship)

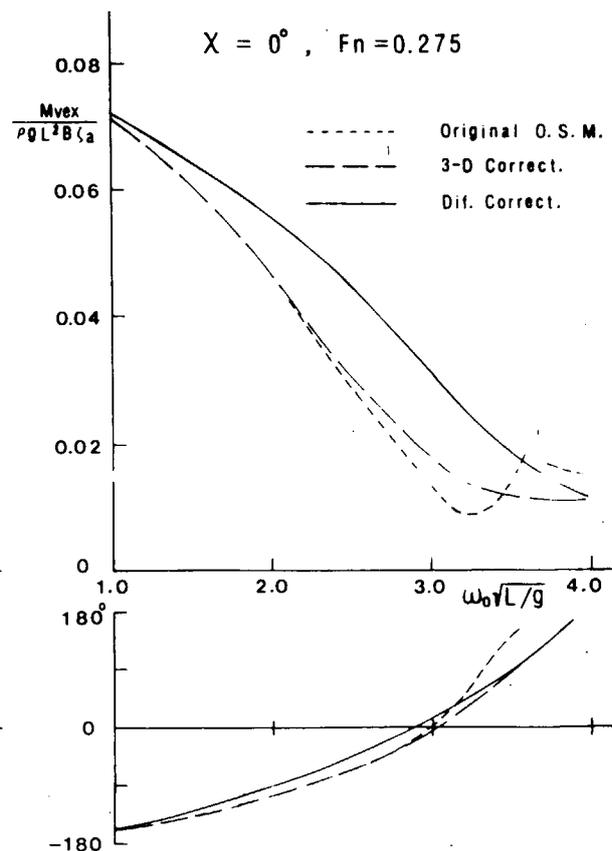


Fig. 3.2.17 Wave Exciting Bending Moment
(Midship)

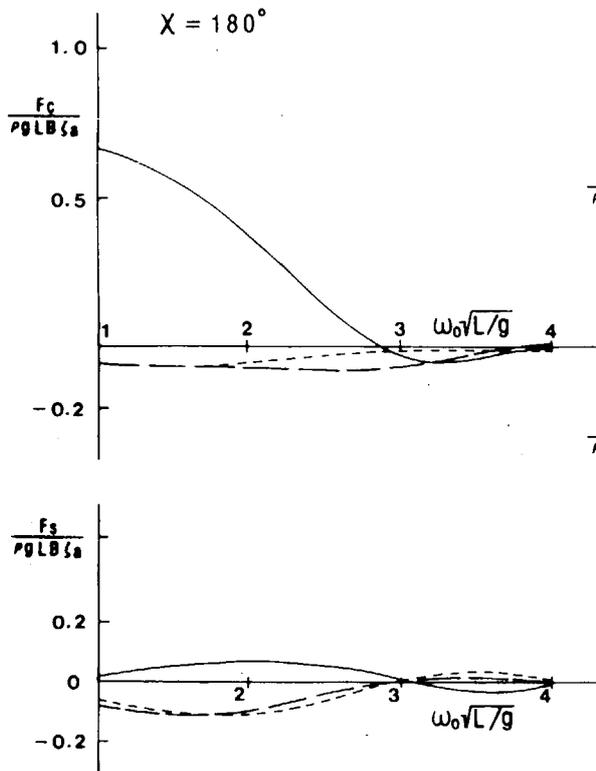


Fig. 3.2.18 Components of Heave Exciting Force

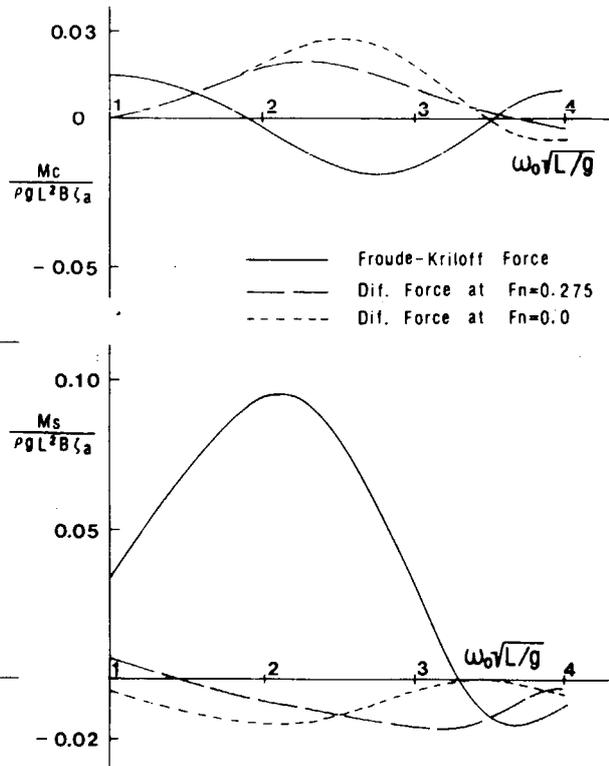


Fig. 3.2.19 Components of Pitch Exciting Moment

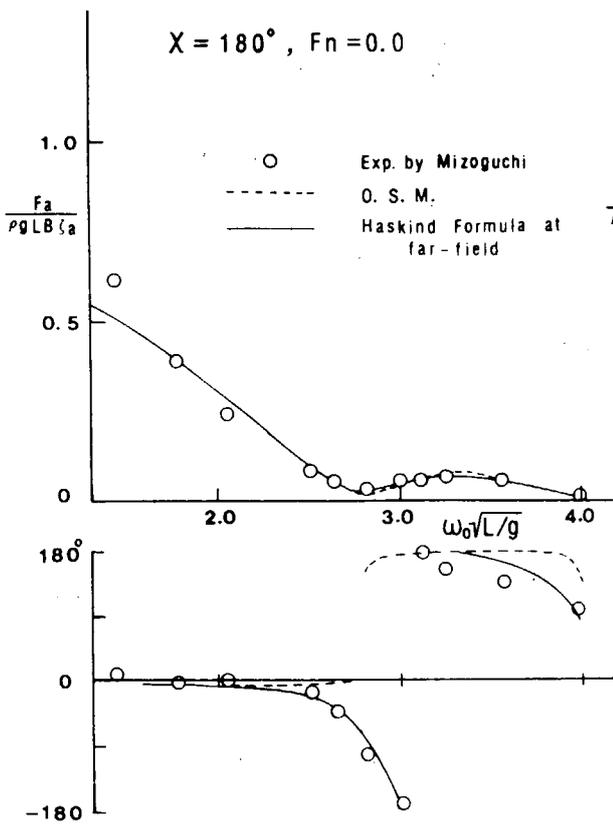


Fig. 3.2.20 Comparison of Calculation Method for Heave Exciting Force

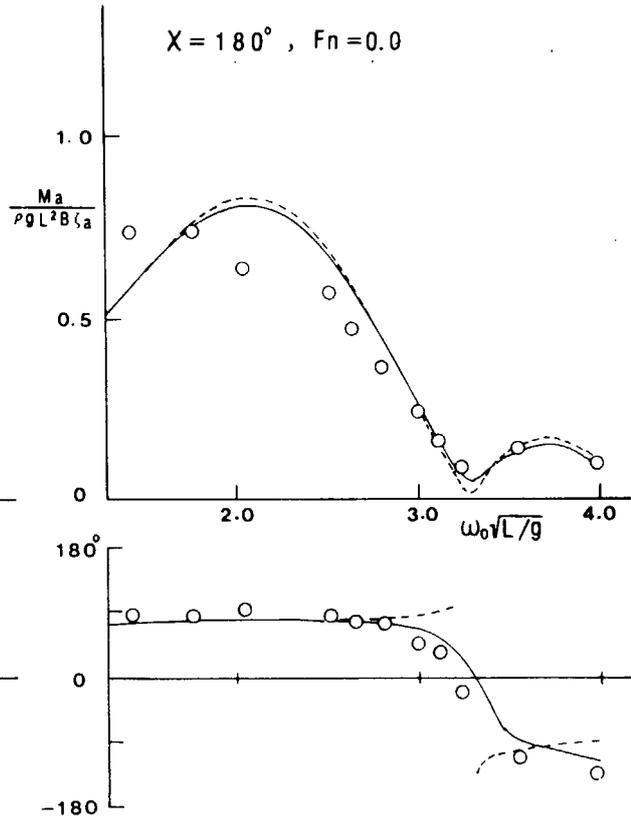


Fig. 3.2.21 Comparison of Calculation Method for Pitch Exciting Moment

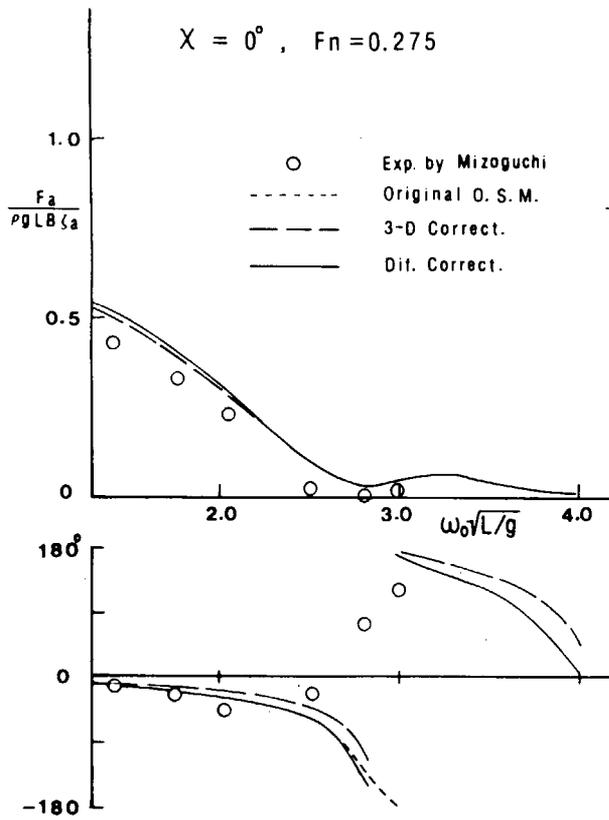


Fig. 3.2.22 Heave Exciting Force

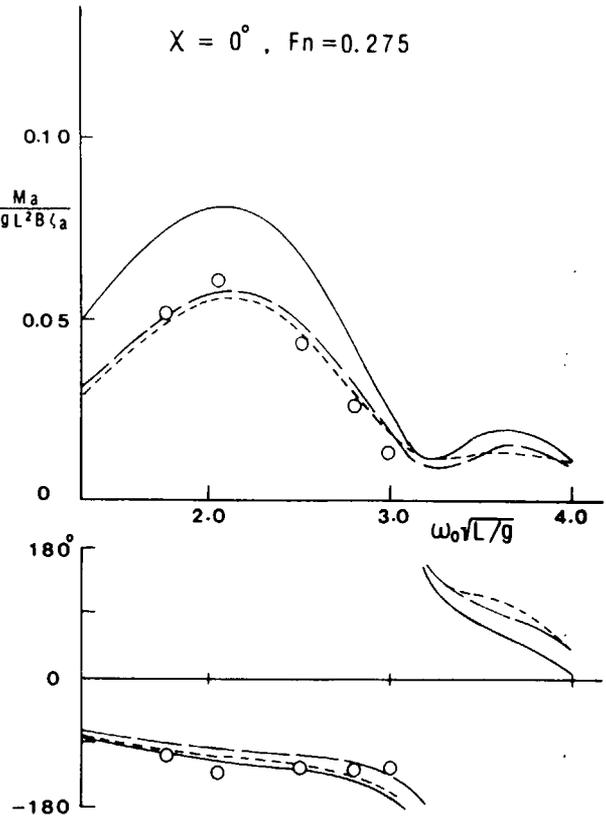


Fig. 3.2.23 Pitch Exciting Moment

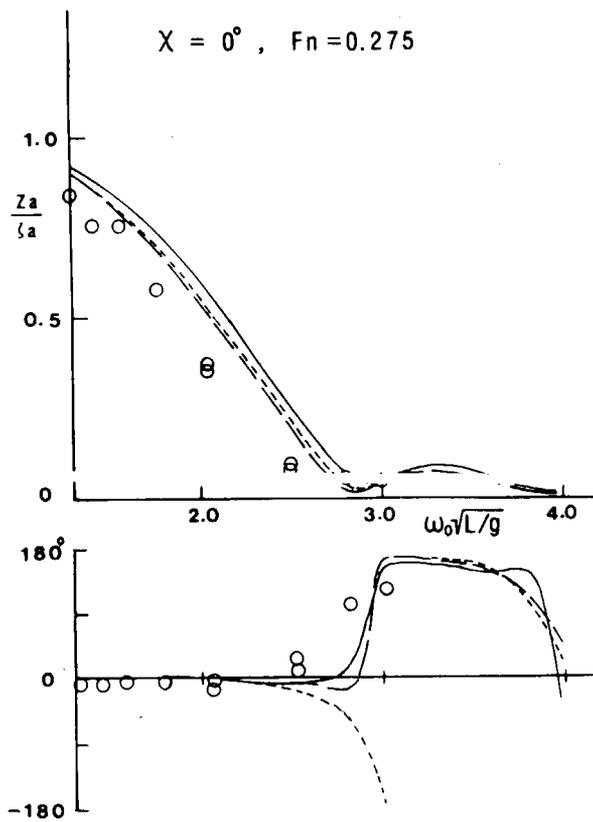


Fig. 3.2.24 Heaving Motion

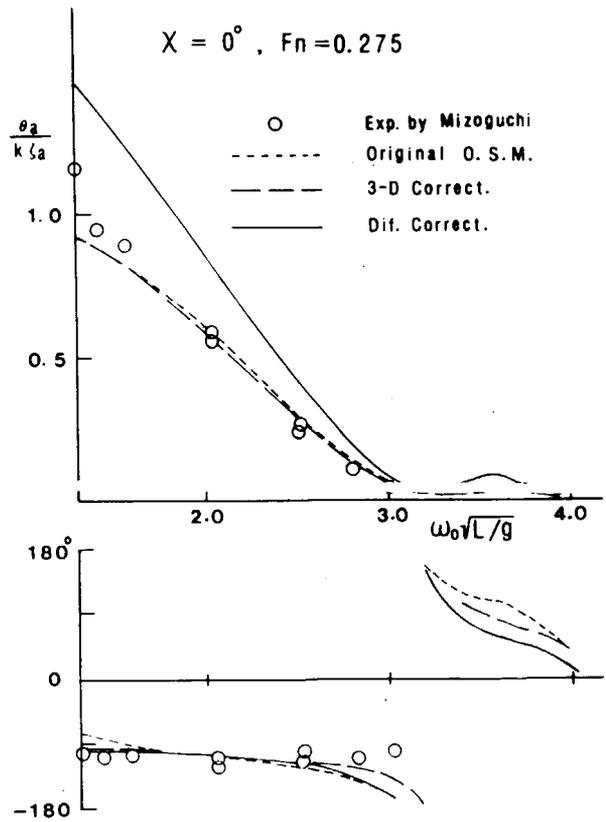


Fig. 3.2.25 Pitching Motion

3.3 出会い周波数がほとんど零の追波状態における波浪荷重の理論計算

3.3.1 まえがき

$\omega_e \approx 0$ の追い波中において船に作用する波力を細長船理論にもとづいて理論計算する方法を提案する。本方法は船が細長く幅及び吃水が長さの $0(\epsilon)$ であること、入射波の波長は船の長さと同じオーダーであること、 $\omega_e = 0(\epsilon)$ であることを仮定し、細長船理論の考え方にもとづいて導かれたものである。

3.3.2 反射波の速度ポテンシャル ϕ_D の条件

Fig. 3.3.1 で船と一緒に走る座標系での入射波の速度ポテンシャルを $\phi_I e^{i\omega_e t}$ とする。

$$\phi_I e^{i\omega_e t} = e^{-kz} e^{-ikx \cos \chi - ik y \sin \chi + i\omega_e t} \quad (3.3.1)$$

ただし $k = \frac{\omega^2}{g}$, ω : 入射波の周波数。 $\omega_e = 0(\epsilon)$ の条件から、 $k = g / (u \cos \chi)^2 + 0(\epsilon)$ (3.3.2) でなければならない。

この時の反射波の速度ポテンシャルを $\phi_D e^{i\omega_e t}$ とすると ϕ_D の満足すべき条件は、

$$\left\{ \begin{array}{l} V^2 \phi_D = 0 \\ U^2 \frac{\partial^2 \phi_D}{\partial x^2} - g \frac{\partial \phi_D}{\partial Z} = 0 \quad \text{on } z = 0 \\ \frac{\partial \phi_D}{\partial n} = - \frac{\partial \phi_I}{\partial n} \\ = e^{-ikx \cos \chi} [kN_z + ik \sin \chi \cdot Ny] \quad \text{on ship hull} \end{array} \right. \quad (3.3.3)$$

ここで次の仮定を用いた。

$$\lambda / L = 0(1) , \quad U = 0(1) , \quad B / L , \quad d / L = 0(\epsilon)$$

ただし λ は入射波の波長、 L は船長、 B 及び d は船の幅及び吃水である。

また N_y 、 N_z は B/L 、 $d/L = 0(\epsilon)$ の仮定から法線の x 方向成分を無視して、断面内の外向法線の y 、 z 成分としている。

上式で自由表面条件は速度 U で静水面を走る船の定常造波の場合のそれと同一であることを考慮して Tuck の細長船理論¹⁾を少し拡張して ϕ_D を以下のように構成する。

$$\phi_D = \phi_{HD}^S + F(x) + \phi_{HD}^A$$

ϕ_{HD}^S は断面内の 2次元解で左右対称なもので以下の条件を満足するものである。

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial^2 \phi_{HD}^S}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \phi_{HD}^S}{\partial Z^2} = 0 \\ \frac{\partial \phi_{HD}^S}{\partial Z} = 0 \quad \text{on } Z = 0 \\ \frac{\partial \phi_{HD}^S}{\partial N} = e^{-ikx \cos \chi} k N_z \quad \text{断面上で} \\ \phi_{HD}^S \xrightarrow{R \rightarrow \infty} \frac{\sigma}{\pi} \log k_0 R + 0(1/R^2), \quad R = \sqrt{y^2 + z^2} \end{array} \right. \quad (3.3.4)$$

上式で

$$\sigma = \int_{\Gamma_x} \frac{\partial \phi_{HD}^S}{\partial N} ds \quad (3.3.5)$$

である。 Γ_x は水面下にある断面の周囲を示す。また

$$F(x) = -\frac{1}{2\pi} \int_{-L/2}^{L/2} d\xi \frac{d\sigma}{d\xi} (\log 2k_0 |x - \xi| \cdot \text{sgn}(x - \xi))$$

$$-\frac{\pi}{2} \left\{ \mathbf{H}_0(k_0|x-\xi|) - [2 - \operatorname{sgn}(x-\xi)] Y_0(k_0|x-\xi|) \right\} \quad (3.3.6)$$

ただし, $k_0 = g/u^2 = k \cos^2 x$, \mathbf{H}_0 は Struve 関数である。

$\phi_{\text{UD}}^{\text{A}}$ は同様に断面内の2次元解で左右反対称なもの

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial \phi_{\text{UD}}^{\text{A}}}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \phi_{\text{UD}}^{\text{A}}}{\partial z^2} = 0 \\ \frac{\partial \phi_{\text{UD}}^{\text{A}}}{\partial z} = 0 \quad \text{on } z=0 \\ \frac{\partial \phi_{\text{UD}}^{\text{A}}}{\partial N} = e^{-ikx \cos x} ik \sin x \cdot Ny \quad \text{断面上で} \\ \phi_{\text{UD}}^{\text{A}} \xrightarrow{R \rightarrow \infty} 0 \quad (1/R) \end{array} \right. \quad (3.3.7)$$

3.3.3 速度Uで静止水面を航走する時の定常速度ポテンシャル ϕ_s

ϕ_D, ϕ_I にもとづく波圧の計算をする際, ϕ_s とそれらの相互干渉を考慮にいれる必要があることがわかる。そこで ϕ_s をあらかじめ求めておく。これは Tuck の解¹⁾ そのものであるから

$$\phi_s = \phi_{\text{US}} + f(x) \quad (3.3.8)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \phi_{\text{US}} = -\frac{u}{\pi} \frac{ds}{dx} \log k_0 R \\ f(x) = \frac{1}{2\pi} \int_{-L/2}^{L/2} d\xi \frac{u}{\pi} \frac{d^2 s}{d\xi^2} \left[\log 2k_0|x-\xi| \cdot \operatorname{sgn}|x-\xi| \right. \\ \left. - \frac{\pi}{2} \left\{ \mathbf{H}_0(k_0|x-\xi|) - [2 - \operatorname{sgn}(x-\xi)] Y_0(k_0|x-\xi|) \right\} \right] \\ s: \text{水面下の断面積} \end{array} \right.$$

3.3.4 断面上の圧力及び断面に作用する波力

ϕ_I, ϕ_D あるいは ϕ_s にもとづく流体圧を計算するのに際しては, 波浪による圧力という意味で, 入射波の振幅 δ に関して1次の項のみをとる ($\omega_e = 0$ でも ϕ_s にのみ依存するような, つまり入射波のあるなしに依存しない項ははぶく。重要でないからではなく, 波浪に起因する力のみを計算する意図で)。また細長比 ϵ に関しては第2項までとる (第1項までであると Froude-Krylov force だけが得られる)。

断面上の圧力を $pe^{i\omega_e t}$ とすると,

$$P = \rho u \left(\frac{\partial \phi_I}{\partial x} + \frac{\partial \phi_D}{\partial x} \right) - \rho v \phi_s \cdot v (\phi_D + \phi_I) \quad (3.3.9)$$

$0(\delta) \quad 0(\delta\epsilon) \quad 0(\delta\epsilon)$

なお

$$\begin{aligned} & V \phi_s \cdot V (\phi_D + \phi_I) \\ & \sim \frac{\partial \phi_{\text{US}}}{\partial y} \left(\frac{\partial \phi_I}{\partial y} + \frac{\partial \phi_{\text{UD}}^{\text{S}}}{\partial y} + \frac{\partial \phi_{\text{UD}}^{\text{A}}}{\partial y} \right) \quad : \quad 0(\delta\epsilon) \\ & + \frac{\partial \phi_{\text{US}}}{\partial z} \left(\frac{\partial \phi_I}{\partial z} + \frac{\partial \phi_{\text{UD}}^{\text{S}}}{\partial z} + \frac{\partial \phi_{\text{UD}}^{\text{A}}}{\partial z} \right) \quad : \quad 0(\delta\epsilon) \end{aligned}$$

この時, 断面に作用する j 方向の波力 $w_j(x) \cdot e^{i\omega_e t}$ は次式であたえられる。

ただし,

$$N_j = \begin{cases} N_y : j=1 & y \text{ 方向の力} \\ N_z : j=2 & z \text{ 方向の力} \\ N_y z - N_z y : j=3 & x \text{ 軸まわりのモーメント} \end{cases}$$

$$\begin{aligned}
w_j(x) = & -\rho u \int_{r_x} \frac{\partial \phi_I}{\partial x} N_j ds \\
& -\rho u \int_{r_x} \frac{\partial \phi_D}{\partial x} N_j ds \\
& + \rho \int_{r_x} \left(\frac{\partial \phi_{IIU}^{S,A}}{\partial y} \cdot \frac{\partial \phi_{II S}}{\partial y} + \frac{\partial \phi_{IID}^{S,A}}{\partial z} \cdot \frac{\partial \phi_{II S}}{\partial z} \right) N_j ds \\
& + \int_{r_x} \left(\frac{\partial \phi_I}{\partial y} \cdot \frac{\partial \phi_{II S}}{\partial y} + \frac{\partial \phi_I}{\partial z} \cdot \frac{\partial \phi_{II S}}{\partial z} \right) N_j ds \\
& + \rho \left(u \frac{\partial \phi_S}{\partial x} - \frac{1}{2} v \phi_{II S} \cdot v \phi_{II S} \right)_{z=0}^{y=-b(x)} \zeta^+ N_j^+ \\
& + \rho \left(u \frac{\partial \phi_S}{\partial x} - \frac{1}{2} v \phi_{II S} \cdot v \phi_{II S} \right)_{z=0}^{y=+b(x)} \zeta^- N_j^- \quad (3.3.10)
\end{aligned}$$

この式で右辺第3項の肩符は $j = \text{奇数}$ の時、A をとり、 $j = \text{偶数}$ の時 S を採用する。また最後の2項は ϕ_S のみにもとづく圧力を断面上で積分する際に、船側における波の上昇あるいは下降による浸水面の変化を考慮した項である。

ζ^\pm は x 断面の $y = \pm b(x)$ ($b(x)$: 水線面半幅) における wave elevation (ただし下方が正)、 N_j^\pm は $y = \pm b(x), z = 0$ の点における N_j (したがって船型が wall sided であることを仮定すると $N_2^+ = N_3^+ = 0$, $N_1^+ = -N_1^- = 1$ である)。 ζ^\pm は次式で表わすことができる。

$$\begin{aligned}
\zeta^\pm \sim & \frac{U}{g} \frac{\partial \phi_I}{\partial x} \Big|_{z=0} + 0 \quad (\delta \varepsilon) \\
& 0 \quad (\delta)
\end{aligned}$$

$j = 2, 3$ では最後の2項は0となる。また $\zeta^+ - \zeta^- = 0 \quad (\delta \varepsilon)$ であるから、 $j = 1$ でも最後の2項は他項に比べて ε だけ高次であり無視できる。

3.3.5 断面 x における波荷重

上記の波力による断面 X における y 方向 ($j = 1$) 及び z 方向 ($j = 2$) のせん断力 $W_j(x) e^{i\omega t}$ は

$$W_j(x) = \int_x^L w_j(x) dx \quad (3.3.11)$$

縦曲げモーメント ($j = 2$)、横曲げモーメント ($j = 1$) $M_j(X) e^{i\omega t}$ は

$$M_j(X) = \int_X^{L/2} (X-x) w_j(x) dx \quad (3.3.12)$$

x 軸まわりのねじりモーメントは

$$M_3(x) = \int_X^{L/2} w_3(x) dx \quad (3.3.13)$$

であたえられる。なお上記の力 (モーメント) $W_j(X), M_j(X)$ で $X = -L/2$ とすれば船全体に作用する波力 (モーメント) をあたえることは明らかである。

3.3.6 具体的な計算法の概略

具体的な船型に対して (3.3.4) 及び (3.3.7) を解き、(3.3.11) ~ (3.3.13) を求める方法を以下に簡単に述べる。

船体断面の形状を、単位円から写像される Lewis form で近似する。単位円の面における極座標を (r, θ) で

表わすと,

$$\begin{aligned} y &= M (r \sin \theta + a_1 \sin \theta / r - a_3 \sin 3\theta / r^3) \\ z &= M (r \cos \theta - a_1 \cos \theta / r + a_3 \cos 3\theta / r^3) \end{aligned} \quad (3.3.14)$$

である。この時 $\phi_{\text{UD}}^S, \phi_{\text{UD}}^A$ は次式であたえられる。

$$\begin{cases} \phi_{\text{UD}}^S = \frac{\sigma}{\pi} \log r + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{A_{2n} \cdot \cos 2n\theta}{r^{2n}} + \frac{\sigma}{\pi} \log kM \\ \phi_{\text{UD}}^A = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{A_{2n-1} \cdot \sin (2n-1)\theta}{r^{2n-1}} \end{cases} \quad (3.3.15)$$

ϕ_{UD}^S の右辺の最後の項は $R \rightarrow \infty$ での条件を満たす様に加えた。

上式で,

$$\begin{aligned} A_{2n} &= -\frac{(-1)^{n+1}}{\pi} \left[\frac{2(1+a_1)}{4n^2-1} + \frac{18a_3}{4n^2-9} \right] kM(x) e^{-ikx \cos x} \\ A_{2n-1} &= \begin{cases} -i(1-a_1) kM(x) \sin x \cdot e^{-ikx \cos x} & : n=1 \\ -i3a_3 \cdot kM(x) \sin x \cdot e^{-ikx \cos x} & : n=2 \\ 0 & : n \geq 3 \end{cases} \end{aligned}$$

$$\sigma = e^{-ikx \cos x} 2kb(x)$$

ただし $b(x)$ は断面の半幅である。

たとえば (3.3.11) 式の右辺を 3 項に分けて次のように書く。

$$\begin{aligned} W_j(X) &= \int_X^{L/2} w_j(x) dx \\ &= F_{\text{Froude-Krylov}} + F_{\text{DiF}} + F_{\text{DiF} \times S} \end{aligned} \quad (3.3.16)$$

ただし

$$\begin{aligned} F_{\text{Froude-Krylov}} &= -\int_X^{L/2} dx \int_{r_x} \frac{\partial \phi_1}{\partial x} N_j ds \\ F_{\text{DiF}} &= -\int_X^{L/2} dx \int_{r_x} \frac{\partial \phi_1}{\partial x} N_j ds \\ &= \int_{r_x} \phi_D N_j ds \\ &= \begin{cases} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} (A_1(x) \sin \theta + A_3(x) \sin 3\theta) (-z'(\theta)_{x=x}) d\theta & : j=1 \\ \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \left[\frac{\sigma}{\pi} \log kM(X) + \sum_{n=1}^{\infty} A_{2n}(X) \cos 2n\theta + F(X) \right] y'(\theta)_{x=x} d\theta & : j=2 \\ \int_{-\pi/2}^{\pi/2} (A_1(X) \sin \theta + A_3(X) \sin 3\theta) (y, y'(\theta) + z \cdot z'(\theta))_{x=x} d\theta & : j=3 \end{cases} \\ F_{\text{DiF} \times S} &= \int_{r_x} \left[\frac{\partial \phi_{\text{US}}}{\partial y} \left(\frac{\partial \phi_{\text{UD}}^{S,A}}{\partial y} + \frac{\partial \phi_1}{\partial y} \right) + \frac{\partial \phi_{\text{US}}}{\partial z} \left(\frac{\partial \phi_{\text{UD}}^{S,A}}{\partial z} + \frac{\partial \phi_1}{\partial z} \right) \right] N_j ds \\ &= \begin{cases} -\frac{u}{\pi} \frac{ds}{dx} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \frac{d\theta}{(y'^2 + z'^2)(y^2 + z^2)} \left[(-A_1 \sin \theta - A_3 \sin 3\theta) \right. \\ \quad \times (-yz' + y'z) + (A_1 \cos \theta + A_3 \cos 3\theta) (yy' + zz') \left. \right] \\ \quad \times \begin{pmatrix} -z' \\ yy' + zz' \end{pmatrix} \end{cases} \end{aligned}$$

$$= \left\{ \begin{aligned} & + i \frac{u}{\pi} \cdot \frac{ds}{dx} e^{-ikx \cos \alpha} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \frac{k y \sin \alpha}{y^2 + z^2} d\theta \\ & \times \left(\frac{-z'}{y y' + z z'} \right) \quad : j = 1 \text{ or } 3 \\ & - \frac{u}{\pi} \cdot \frac{ds}{dx} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \frac{y' d\theta}{(y'^2 + z'^2)(y^2 + z^2)} \left[\frac{\sigma}{\pi} + \sum_{n=1}^{\infty} (-2n) A_{2n} \right. \\ & \times \cos 2n\theta (-yz' + y'z) \\ & \left. + \sum_{n=1}^{\infty} (-2n) A_{2n} \cdot \cos 2n\theta (y y' + z z') \right] \\ & + \frac{u}{\pi} \cdot \frac{ds}{dx} e^{-ikx \cos \alpha} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \frac{k z \cdot y' d\theta}{y^2 + z^2} \end{aligned} \right.$$

3.3.7 計算結果

Fig. 3.3.2 に SR108 モデルに対して $\chi = 0^\circ$ の時の W_2 (midship) を $\rho g L B \zeta_a$ (ζ_a : 入射波の振幅) で無次元化したものを入射波と船の位置関係 (midship における波の位相で示されている) の種々の値に対して示している。 $\omega_e \neq 0$ では波の位相がゆっくり変動する。したがってこの図の値に沿って W_2 も変動し、その振幅は図の値の最大値となるはずである。横浜国大で行われた実験値を縦軸上に示している。この実験値は $\omega_e = 0$ の時の値である。 $F_n = 0.4$ ($\lambda/L = 1.0$) では理論値と実験値とは良く一致するが $F_n = 0.275$ ($\lambda/L = 0.475$) では理論値は過大となる。

この図に対応して、ある入射波と船の位置関係 (波の山が midship にくる場合) に対して $W_2(X)$ の無次元値の船の長さ方向の分布を画いたものが Fig. 3.3.7 と Fig. 3.3.8 である。これらの図ではその大小関係を見るために特に (3.3.15) 式の右辺の 3 項を各々プロットしている。

F_n が小さく入射波の波長が短い場合は diffraction の影響が大きくなる。また $\lambda/L = 1.0$ でも diffraction は無視できないが、Froude-Krylov 成分が大きくなる。

$0 < \lambda/L < 1$ の仮定にもとづいているために、波長が短い場合においては、ここで展開した理論の精度が十分でなく反射波の影響が過大となるために Fig. 3.3.2 の差が現われたものと考えられる。

なお ϕ_s と ϕ_b の干渉にもとづく (3.3.15) 式、右辺の 3 項目は表現が複雑で計算が少し面倒であるが、その大きさは非常に小さく、計算する必要はないと考えられる。

Fig. 3.3.3 及び Fig. 3.3.4 は W_2 (midship) の $\chi = 30^\circ, 60^\circ$ の時の値、Fig. 3.3.5 及び Fig. 3.3.6 は W_1 (midship) の $\chi = 30^\circ, 60^\circ$ の時の値である。

参 考 文 献

- 1) Tuck, E.O., (1963) The Steady Motion of Slender Ships, PhD Thesis, Cambridge Univ.

Wave Exciting Vertical Shearing Force at Midship
(MODEL SHIP NO. SR 108)

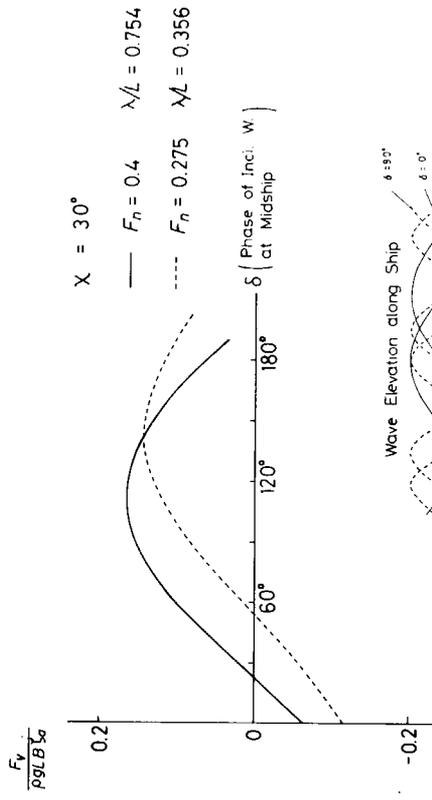


Fig. 3.3.3

Wave Exciting Vertical Shearing Force at Midship
(MODEL SHIP NO. SR 108)

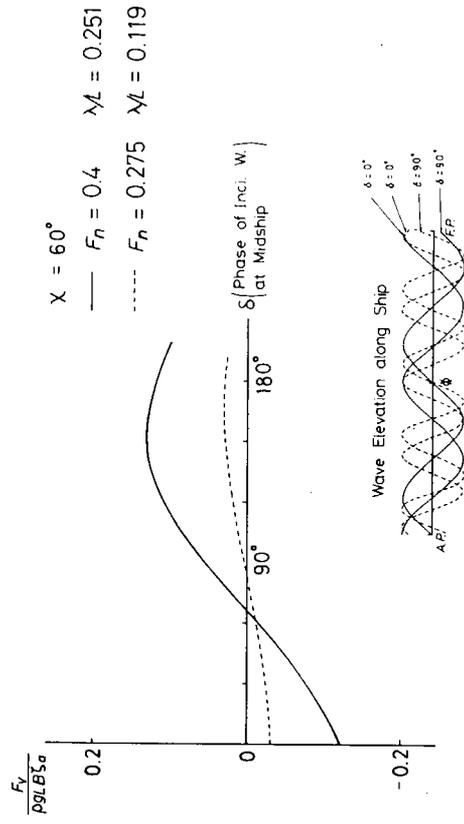


Fig. 3.3.4

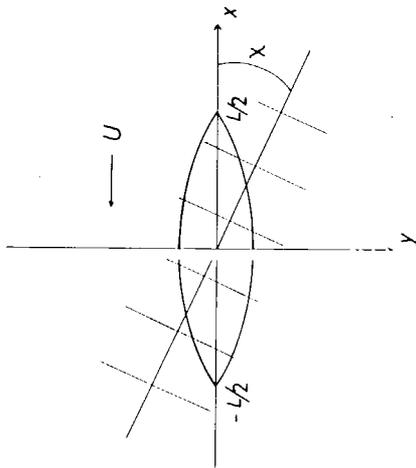


Fig. 3.3.1 坐标系

Wave Exciting Vertical Shearing Force at Midship
(MODEL SHIP NO. SR 108)

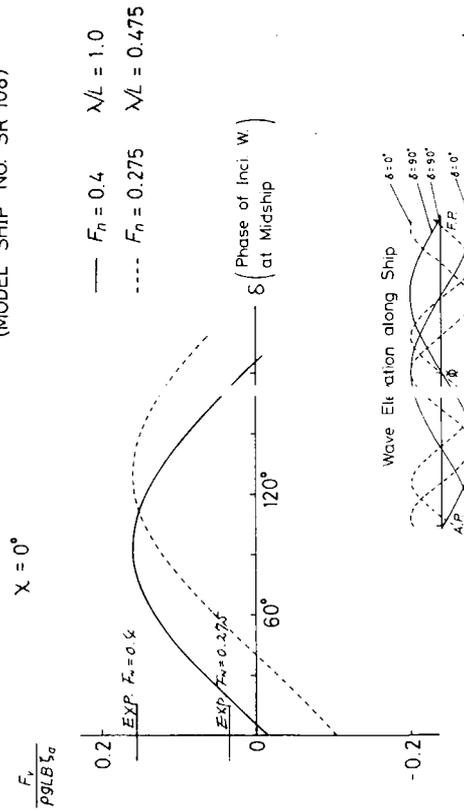


Fig. 3.3.2

Wave Exciting Transverse Shearing Force at Midship
(MODEL SHIP NO. SR 108)

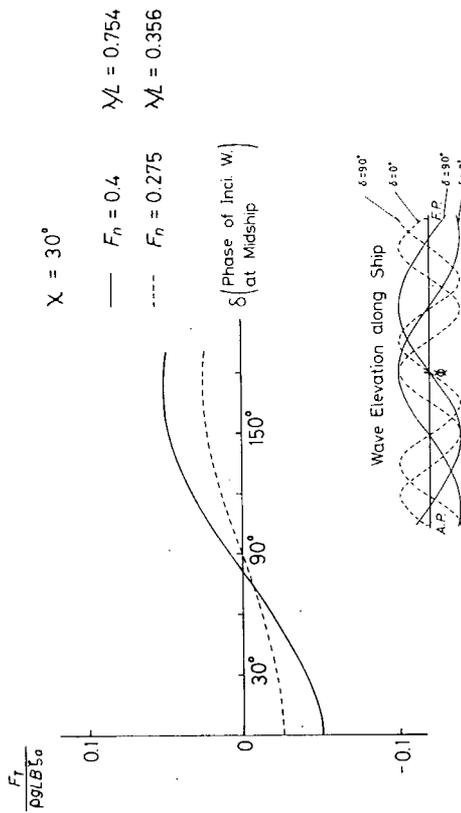


Fig. 3.3.5

Wave Exciting Transverse Shearing Force at Midship
(MODEL SHIP NO. SR 108)

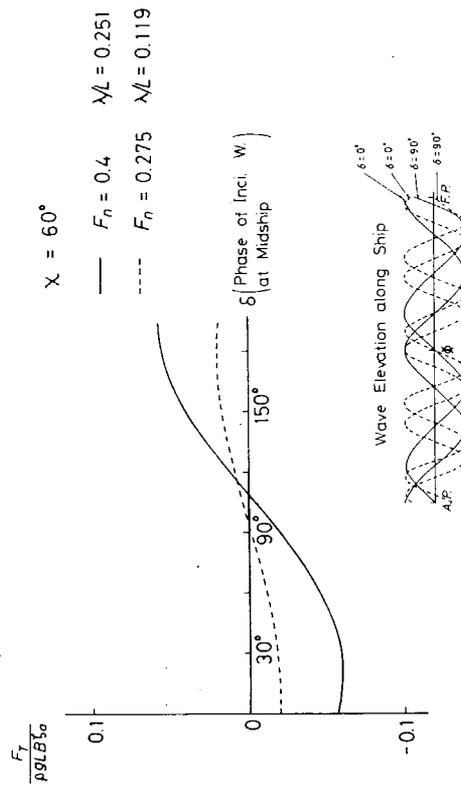


Fig. 3.3.6

$\delta = 0^\circ$

$\chi = 0^\circ$ $\lambda/L = 0.475$

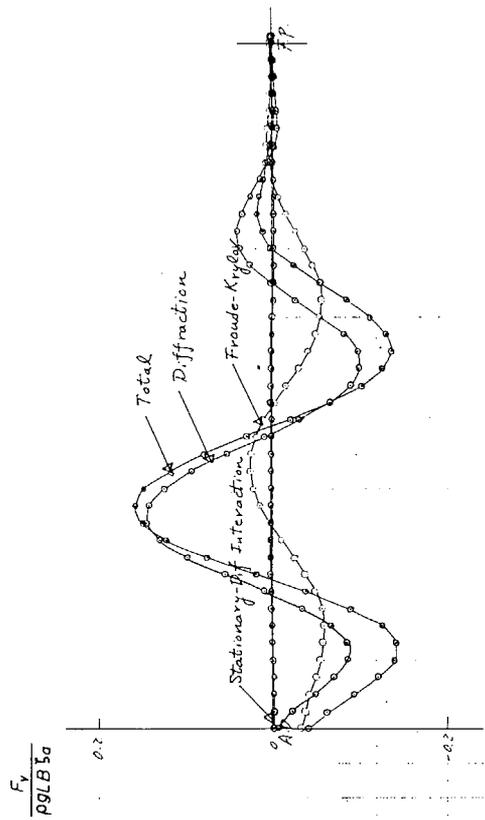


Fig. 3.3.7 Wave Exciting Vertical Shearing Force along Ship

$\delta = 0^\circ$

$\chi = 0^\circ$ $\lambda/L = 1.0$

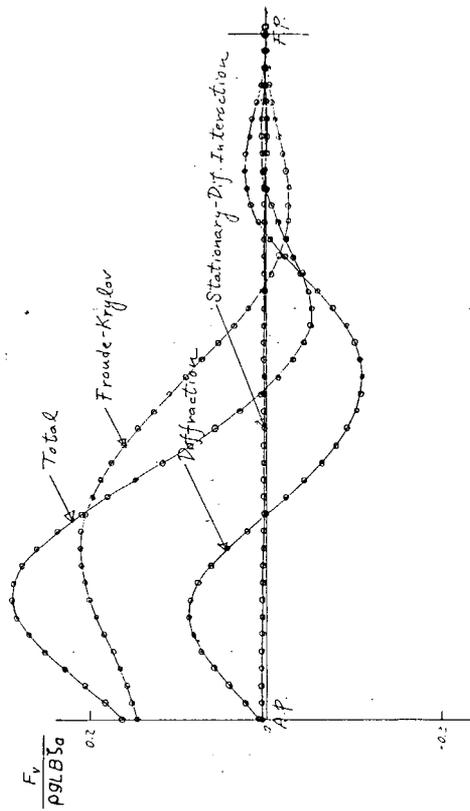


Fig. 3.3.8 Wave Exciting Vertical Shearing Force along Ship

3.4 考 察

3.1 と 3.3 において追い波中における波浪荷重を合理的に計算する方法が提案された。ストリップ法は一般に ω_e が大きいという仮定に立っており、したがって ω_e が小さい追い波状態でその精度に対して合理的な裏付けを求めることは不可能である。それに反して、こゝで提案された方法は、半実験的に見出された部分があるとしても、いづれも細長船理論の立場から見て合理的な根拠をもっており、今後追い波状態の波浪荷重の理論計算に有効に用いられよう。

以下に提案された理論の根拠となっている仮定を簡単のために追い波の場合のみについてまとめて若干の考察を加えてみた。

(i) 3.1 の理論

入射波の振動数と波数を ω_0, k , 船の前進速度を v , 出会い振動数を ω_e とすると、この理論は次の仮定から導かれると考えられる。

$$\omega_0 = O(\epsilon^{-1/4}), k = O(\epsilon^{-1/2}), v = O(\epsilon^{1/4}) \quad (3.4.1)$$

$O(\epsilon)$ は船の吃水、幅と長さの比の大きさと十分小さいとする。 $\omega_e = \omega_0 - kv$ であるから ω_e は ω_0 より小さいオーダーであればどのような大きさも取り得るが、こゝでは他の量に比し十分小さいとする。

near field で diffraction wave を

$$\phi_D e^{i\omega_e t} = \phi'_D e^{-ikx + i\omega_e t} \quad (3.4.2)$$

とし、 ϕ'_D は e^{-ikx} に比し、 x 方向にゆっくり変化すると仮定する。

自由表面条件としては

$$\left(i\omega_e - v \frac{\partial}{\partial x} \right)^2 \phi_D + g \frac{\partial \phi_D}{\partial z} = 0, \quad z = 0 \quad (3.4.3)$$

において、最初のオーダーと $\epsilon^{1/2}$ だけ高次のオーダーの項をとることにする。near field の条件をまとめて書くと

$$\left\{ \begin{array}{l} -\omega_0^2 \phi_D + g \frac{\partial \phi_D}{\partial z} = 0 \quad z = 0 \\ \frac{\partial \phi_D}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \phi_D}{\partial z^2} = 0 \\ \frac{\partial \phi_D}{\partial n} = -\frac{\partial}{\partial n} e^{kz - ikx} \quad \text{on hull} \\ P = -\rho \left(i\omega_e - v \frac{\partial}{\partial x} \right) \phi_D e^{i\omega_e t} \\ \sim -\rho i\omega_0 \phi_D e^{i\omega_e t} \end{array} \right. \quad (3.4.4)$$

となる。自由表面の導出にあたっては $\omega_0^2 = (\omega_e + kv)^2$ 等の関係が用いられる。(3.4.4) の条件は、radiation 条件を除けば、near field では ϕ_D が振動数 ω_0 の 2 次元の radiation の問題の解の $e^{i\omega_0 t}$ を除いた部分で近似できることを示している。

一方、far field で同一の仮定を適用すると

$$\left\{ \begin{array}{l} v^2 \frac{\partial^2 \phi_D}{\partial x^2} + g \frac{\partial \phi_D}{\partial z} = 0 \quad \text{on } z = 0 \\ \frac{\partial^2 \phi_D}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \phi_D}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \phi_D}{\partial z^2} = 0 \end{array} \right. \quad (3.4.5)$$

となる。

したがって、この理論が完全に合理的であるためには (3.4.4) と (3.4.5) の解で matching するものがあるか、特に (3.4.5) から得られる (3.4.4) に付加されるべき radiation 条件が、2次元造波の条件

$$\phi_D \sim A e^{kz} e^{-k|y|}$$

となるかどうかである。この点について今後の検討が必要である。

(ii) 3.3の理論

この理論は、すでに述べられているように

$$\omega_0 = 0(1), \quad v = 0(1) \tag{3.4.6}$$

の仮定にもとづいている。同様に ω_0 は ω_0 より小さいオーダーであれば、どのような大きさもとりに得るが、十分小さいとする。

near field では

$$\left\{ \begin{array}{ll} \frac{\partial \phi_D}{\partial z^2} = 0 & \text{on } z = 0 \\ \frac{\partial \phi_D}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \phi_D}{\partial z^2} = 0 \\ \frac{\partial \phi_D}{\partial n} = - \frac{\partial}{\partial n} e^{kz} e^{-ikx} & \text{on hull} \end{array} \right. \tag{3.4.7}$$

far field では (z 軸は上方が正で、3.3の場合と異なる)

$$\left\{ \begin{array}{ll} v^2 \frac{\partial^2 \phi_D}{\partial x^2} + g \frac{\partial \phi_D}{\partial z} = 0 & \text{on } z = 0 \\ \frac{\partial^2 \phi_D}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \phi_D}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \phi_D}{\partial z^2} = 0 \end{array} \right. \tag{3.4.8}$$

(3.4.4) と (3.4.7), (3.4.5) と (3.4.8) を比較すれば判るように ((3.4.4) で $\omega_0 \rightarrow 0(1)$ とすれば (3.4.7) が得れる。), (i) の理論は (ii) の理論をその極限としてふくんでいる。しかしながら (ii) の方は, matching の問題をふくめて, その合理性に問題はないが, (ii) の方は, その点について今後の研究が必要である。

4. 模型実験データとの比較

4.1 斜め波中における実験結果

ここでは、供試船型の3m模型を用いて水槽実験を行なった結果と通常のNSMおよび3.2節の修正計算法による計算値とを比較して示す。

4.1.1 実験状態

供試模型船の主要目および実験状態をTable 4.1.1に示す。2.1.1節の比較計算状態とは若干異なるが、大略等しいとみなし得る値である。surge以外を自由として曳航し、船体運動および船体中央断面での波浪荷重を測定した。

実験を行なった船速は、 $F_n = 0.20$ および 0.275 であり、出会角(χ)は、 $F_n = 0.20$ では $\chi = 180^\circ, 150^\circ, 120^\circ, 90^\circ, 60^\circ$, および 30° , $F_n = 0.275$ では $\chi = 180^\circ, 150^\circ, 30^\circ$ および 0° である。実験は主に規則波中に行なったが $180^\circ, 150^\circ$ では過渡水波中でも行なっている。

実験方法は、簡易化とオートパイロットの影響を避ける為、surge 固定、yaw スプリングによる曳航試験とした。ただし $F_n = 0.275$, $\chi = 0^\circ, 180^\circ$ の場合のみ surge を弱いスプリングにより許した実験も行なった。

$F_n = 0.20$ では、sway, yaw のドリフトをガイド装置スプリング系により、弱く拘束している。また yaw スプリング系のついた曳航ロッドの重量を軽減する為、上下方向 (heave 方向) にも、スプリングを設けた実験となっている。このため $F_n = 0.20$ の実験値は曳航ガイドの影響を含んだ値である。しかし $F_n = 0.275$ では、この yaw スプリング系を用いず yaw 固定として行なっており、sway 系にスプリングがあるのみである。yaw 固定による影響は縦運動、縦荷重にはほとんどないことを、予備実験により確認している。各実験時の曳航ガイド装置の状態をTable 4.1.2にまとめて示す。

4.1.2 縦波浪荷重の実験結果

実験結果は、無次元周波数 $\omega\sqrt{L/g}$ を横軸とし、以下の係数、

$$\text{縦せん断力係数} \quad C_{VS} = F_V / (\rho g L B \zeta)$$

$$\text{縦曲げモーメント係数} \quad C_{VM} = M_V / (\rho g L^2 B \zeta)$$

を縦軸として表示した。 $F_n = 0.20$ および 0.275 での縦せん断力 (V SF) を Fig. 4.1.1 および Fig. 4.1.2 に、縦曲げモーメント (V BM) を、Fig. 4.1.3 および 4.1.4 に示す。規則波中の実験値は○印で、過渡水波 (TW W) 中の実験のフーリエ解析結果は*印で示されている。

$F_n = 0.275$, $\chi = 0^\circ$ (追い波) における surge を固定した場合 (Δ 印) と、スプリングにより弱く拘束した場合 (○印) との差は、顕著ではなく、また、V SF, V BM の両実験値とも $\omega\sqrt{L/g} \doteq 3.6$ ($\omega_e \doteq 0$) 付近においても良いまとまりを示した。

実験結果より、 F_n における V SF, V BM は、共に横波状態では小さく、向い波 ($\chi = 180^\circ, 150^\circ$) や追い波 ($\chi = 30^\circ, 0^\circ$) 状態で大きいことがわかる。

V SF, V BM 共に、最大値は向い波中で発生し、 $F_n = 0.275$ での概略値は

$$\text{V SF} \quad C_{VS} \doteq 5.0 \times 10^{-2} \quad (\omega\sqrt{L/g} \doteq 3.2)$$

$$\text{V BM} \quad C_{VM} \doteq 2.2 \times 10^{-2} \quad (\omega\sqrt{L/g} \doteq 2.3)$$

であった。 $F_n = 0.20$ の場合でも、向い波中のピーク値はほぼ同程度であり、この範囲でのピーク値に対する速度影響は小さいと考えられる。

4.1.3 理論計算値との比較

各図には通常のストリップ法 (NSM) による推定計算値を細い実線で示してある。 $F_n = 0.20$ の場合には、heave 方向に曳航ガイド装置による付加的な質量および復元力があるため、この影響を取り入れた修正計算値を、

破線で示した。従って、実験値に直接対応する計算値は破線である。 $F_n = 0.275$ では前述のように yaw 固定とし、スプリングを用いなかったため縦荷重に対する曳航ガイド装置の影響はない。

Fig. 4.1.1, Fig. 4.1.3 の $F_n = 0.20$ での細い実線と破線を比較すると、VSF の長波長域で若干の差がある他は、ほとんど一致しており、ガイド装置の影響は小さかったと推定される。

一方、図中太い実線で示される計算値は、3.2 節に述べた修正計算法によるものであり、 $F_n = 0.20$ の値は、ガイド装置の影響を含んだものとなっている。太線と細線を比較すると、計算法による差は特に追い波および、斜め追い波中での VSF に顕著に現われている。

計算値と実験値の比較を以下にまとめる。なお、計算には end effect term は考慮していない。

(1) 縦せん断力 (VSF)

$F_n = 0.20$ (Fig. 4.1.1) では向い波から横波にかけて、従来の計算値 (細い破線) および修正計算値 (太線) とともに、ほぼ妥当な値を与えるが、向い波中での短波長域、および $\chi = 30^\circ$ の追い波中での一致度は修正計算値の方が良い。

$F_n = 0.275$ (Fig. 4.1.2) でも同様であり特に $\chi = 0^\circ$ 、追い波中での従来の計算値 (細線) は、実験値から大きく離れるが、修正計算値 (太線) は実験値と良く合致している。ただし、 $F_n = 0.20$ 、 $\chi = 60^\circ$ での修正計算値は逆に実験値から離れる傾向があり、また位相差もわずかに改善されてはいるが、不十分である。

(2) 縦曲げモーメント (VBM)

両計算値とも、全般的に傾向は一致しており、特に $F_n = 0.20$ (Fig. 4.1.3) では全出会角度で定量的にも良い推定値を与えている。追い波中 ($\chi = 30^\circ$) では、修正計算値 (太線) がより実験値に近い値を与えている。

$F_n = 0.275$ (Fig. 4.1.4) でも向い波、斜め向い波中では、位相も含め良く一致している。斜め追い波、追い波中では従来の計算値 (細線) は、短波長域で実験値と離れる傾向にあるが、修正計算値 (太線) は、 $\omega_e \neq 0$ となる $\chi = 0^\circ$ 、 $\omega \sqrt{L/g} \approx 3.6$ 付近においても良い推定値を与えており大きな改善がみられる。

以上のように通常の NSM による計算値は、向い波、斜め向い波中での VBM については、実験値と満足すべき一致を示す。しかし他の場合、特に追い波、斜め追い波中を高速 ($F_n = 0.275$) で航走した場合には、VSF, VBM とともに、その推定計算値は、実験結果と良く一致しない。

一方、diffraction 力の計算法を 3.2 節のごとく修正した計算値は、従来の計算値が不都合を来す上記の範囲においても実験値と良く合致する。その他の範囲においても総じて推定精度は改善されるようである。

Table.4.1.1 Principal Particulars and Tested Conditions
(Model scale 1/58.33)

Item	Experimental Cond.
Lpp	3.00 m
B	0.435 m
D	0.264 m
d	0.163 m
Displacement (Δ)	121.6 Kg
Appendage	bilge keel, rudder
$\bar{M}G$	4.25 cm aft
KG	16.38 cm
GM	1.65 cm
Kyy/Lpp	0.237
Kxx/B	
Roll period	2.23 sec.
Roll damping coeff. Fn = 0.275 Fn = 0.20	$\kappa = 0.159$ $\kappa = 0.162$
FORE PART	
Displacement	58.55 Kg
$\bar{M}G_F$	56.85 cm
KG _F	16.09 cm
Weight distribution (Mass moment about \bar{M})	
1st	3.395 Kg sec ²
2nd	2.803 Kg m sec ²
AFT PART	
Displacement	62.95 Kg
$\bar{M}G_A$	61.10 cm
KG _A	16.65 cm
Weight distribution (Mass moment about \bar{M})	
1st	3.921 Kg sec ²
2nd	3.463 Kg m sec ²
GUIDANCE SYSTEM	
Sub-carriage weight($\sigma\bar{y}$)	18.25 Kg ($\sigma\bar{y} = 0.15 \frac{\Delta}{g}$)
Spring constant	
sway ($C\bar{y}$)	2.97 Kg/m
yaw ($C\bar{\psi}$)	0.19 Kg m/deg
heave	15.5 Kg/m

Table. 4.1.2 Experimental Condition of the Guidance System

Fn	Surge	Sway	Heave	Yaw
0.20	Fixed	Spring supported	Spring supported	Spring supported
0.275	Fixed ただし 0°, 180° については Fixed/Spring supported	Spring supported	Free	Fixed

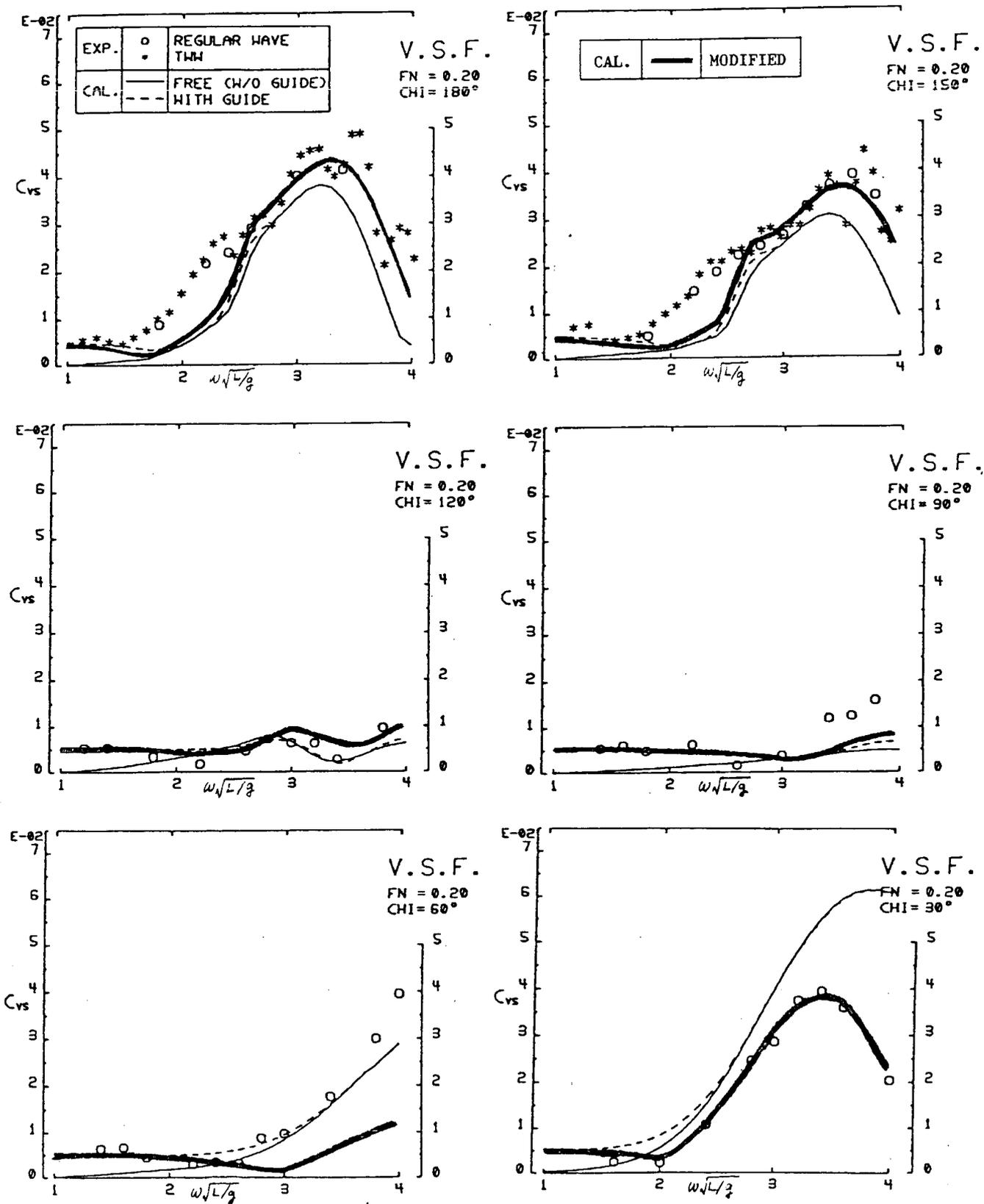


Fig. 4.1.1 VSF ($F_n = 0.20$)

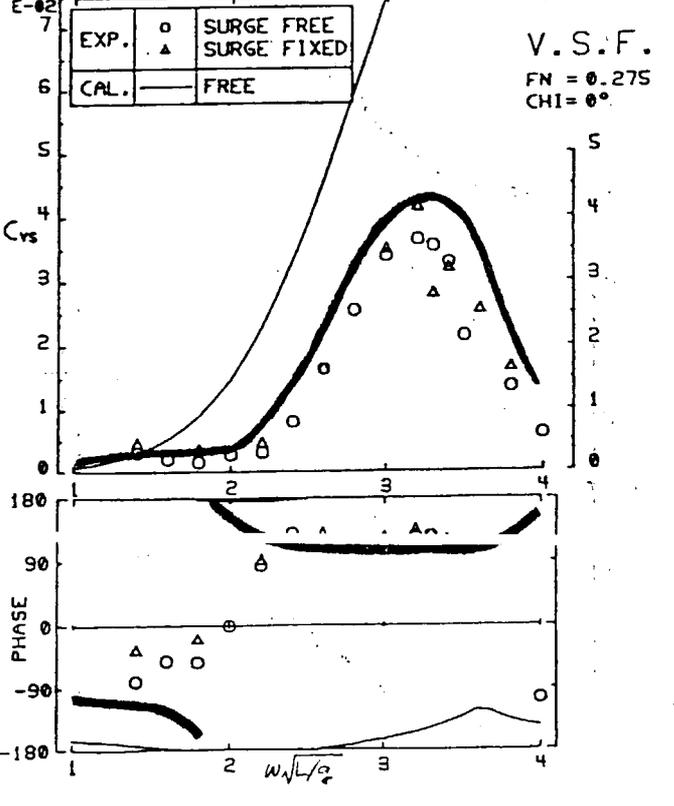
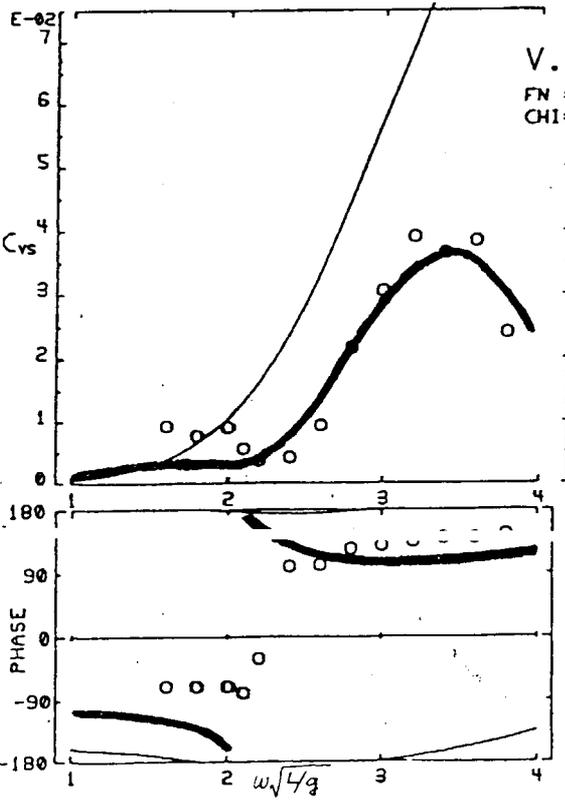
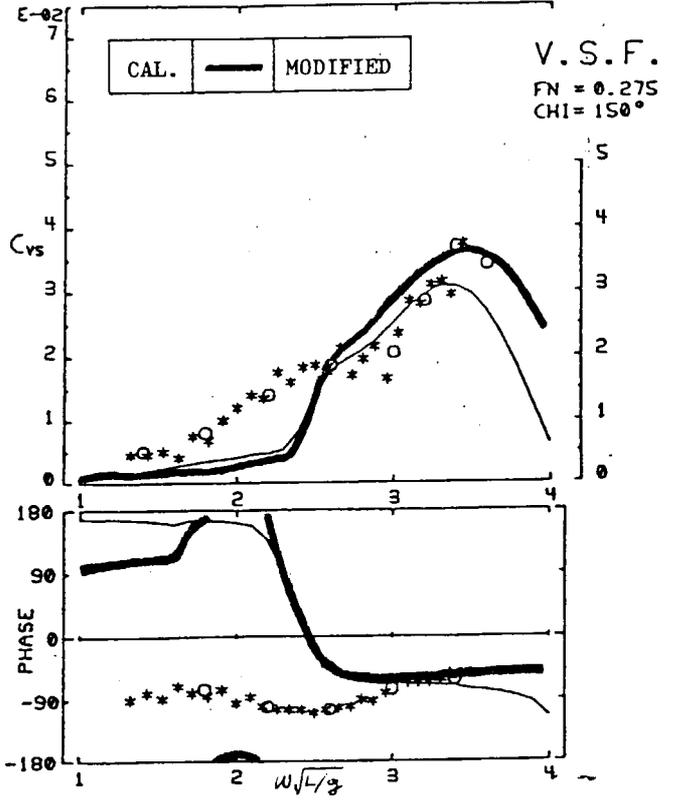
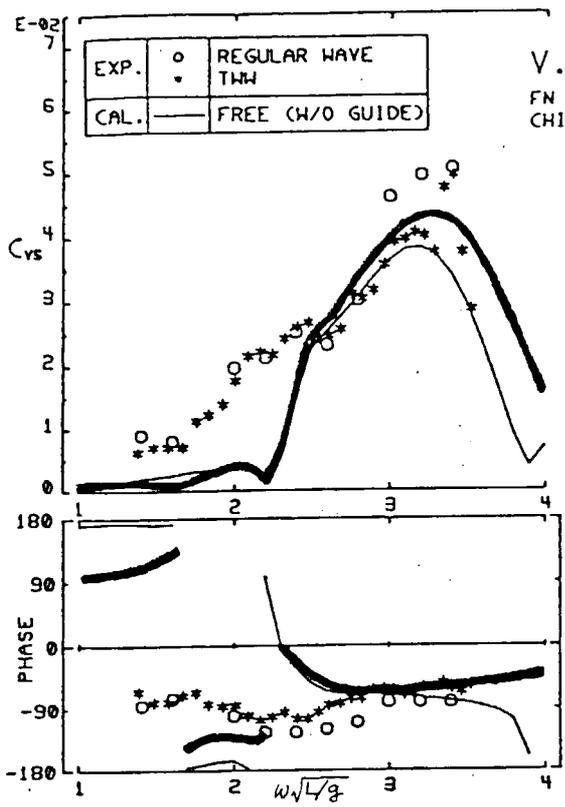


Fig. 4.1.2 VSF (F_n = 0.275)

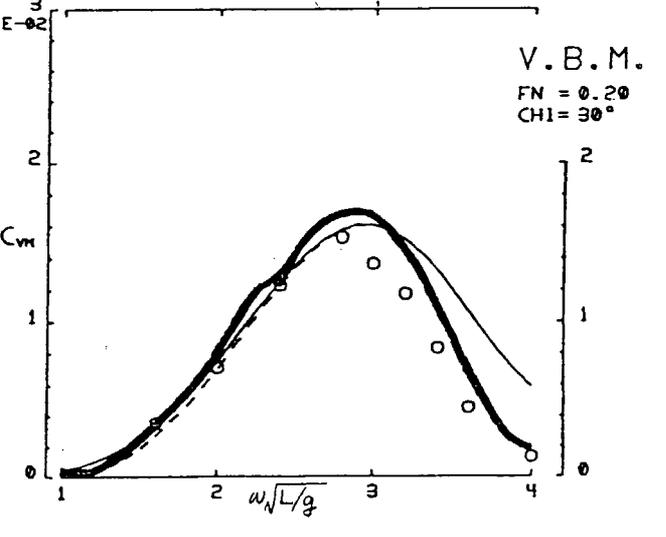
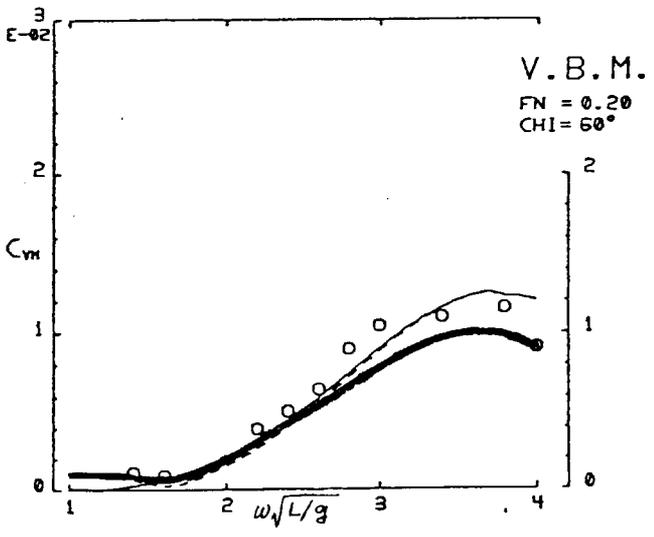
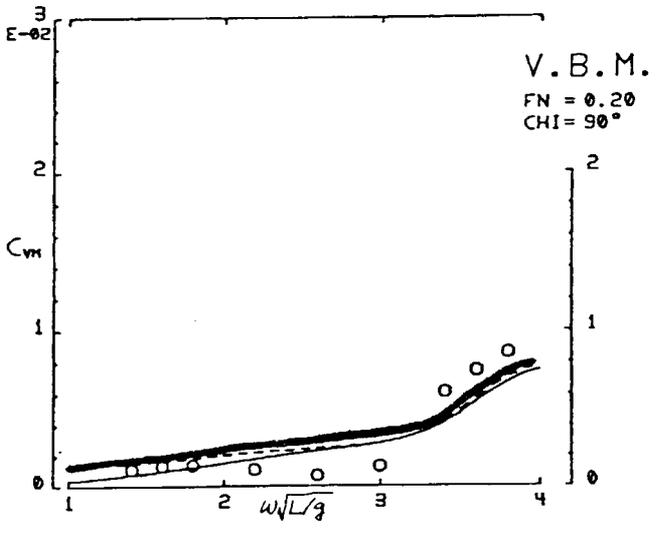
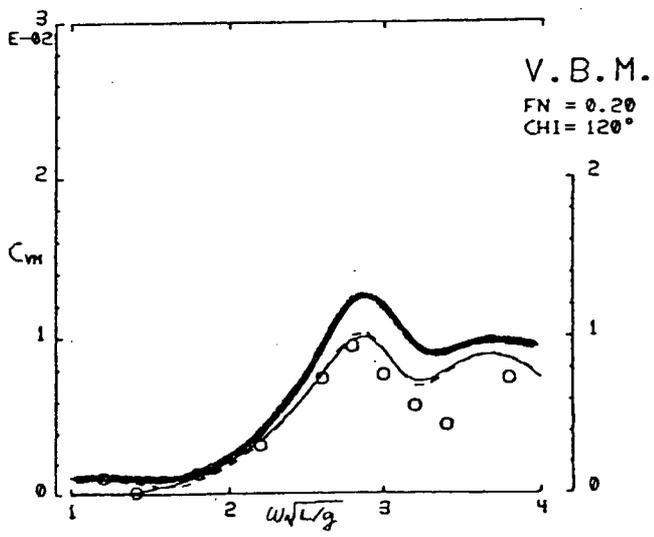
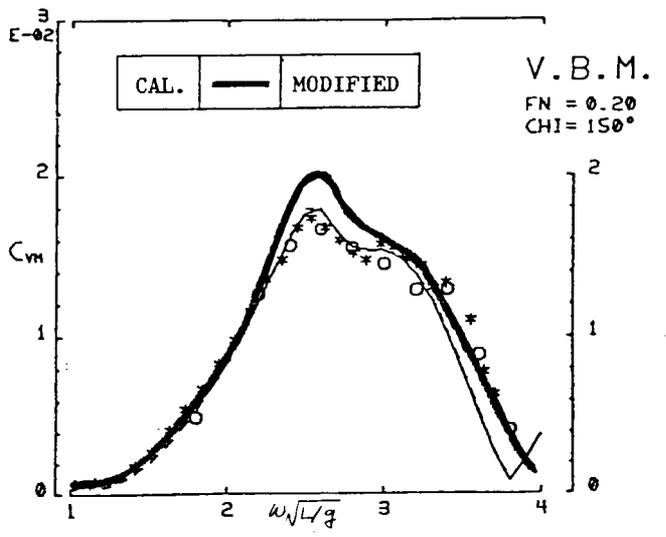
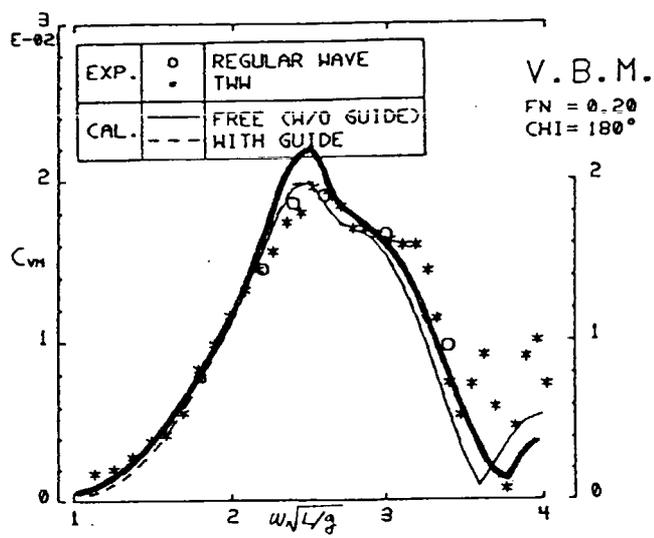


Fig. 4. 1. 3 VBM ($F_n = 0.20$)

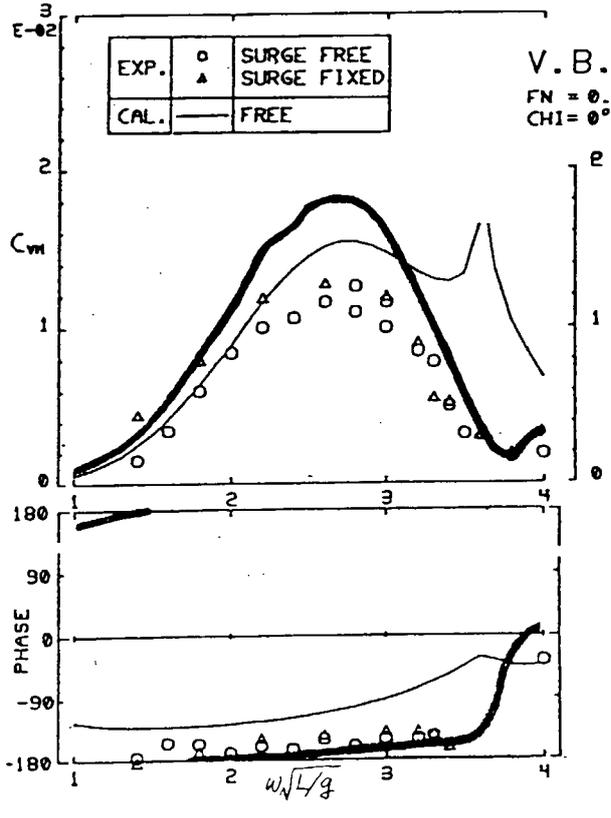
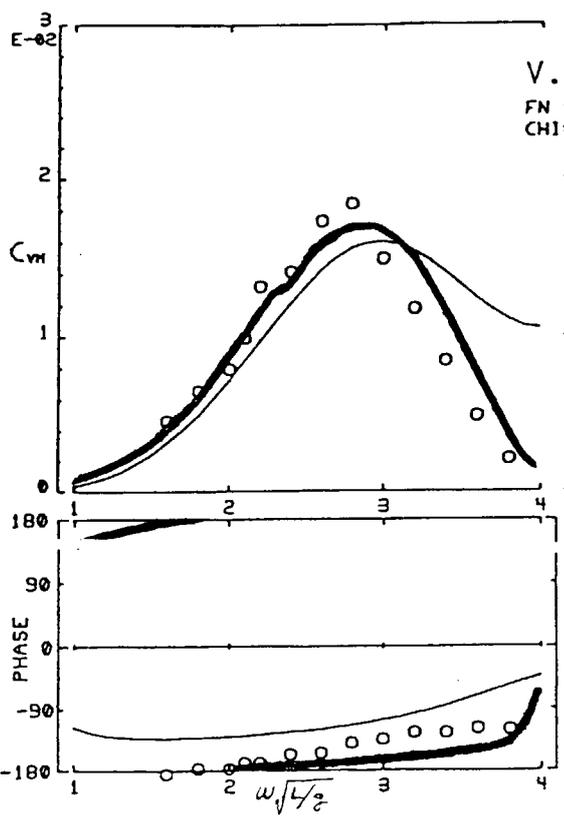
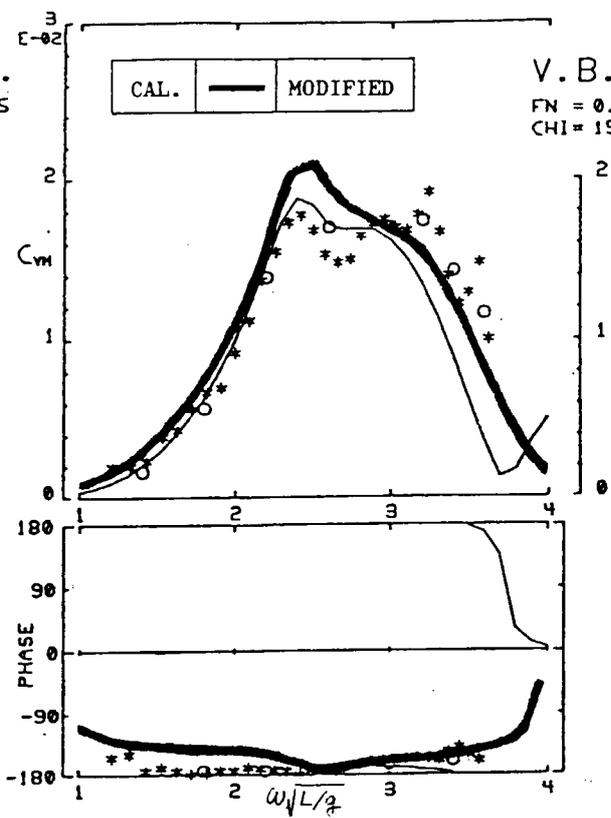
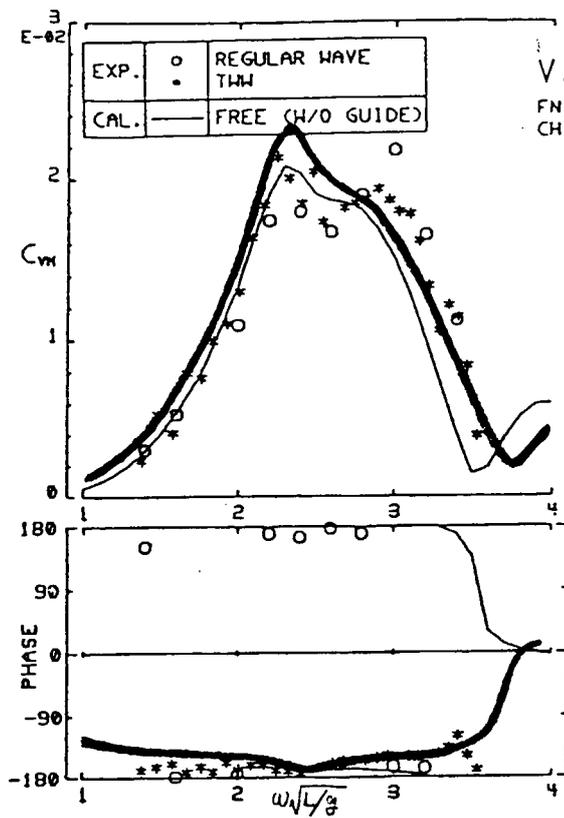


Fig. 4.1.4 VBM ($F_n = 0.275$)

4.2 縦波中における実験結果

この節では出会い周波数がゼロとなるような追波中高速航走時を中心とし、船速及び出会い角の広い範囲にわたり船体中央断面における縦波浪荷重（縦曲げモーメントVBM，垂直剪断力VSF）の実験と種々の計算値との比較結果について述べる。また不規則追い波中の縦波浪荷重及びその標準偏差の短期予測についても実験値と計算値との比較を示すが、このような検討は従来殆んどなされていなかったものである。

4.2.1 実験

実験に使用した模型船は2mのコンテナ船で、ITTC比較計算に用いられた船型である。主要目及び実験状態をTable 4.2.1に示す。実験状態は前述の比較計算の指定に合わせている。又計測方法概略をFig.4.2.1に示す。2分割モデルを2本のスチールバーで結合し歪ゲージによりモーメント、剪断力を検出している。

理論値と比較しうる形での周波数応答関数を得るために規則波だけでなく過渡水波（transient water wave：T.W.W.）も使用した。過渡水波の有効性は、波周波数 ω と出会い波周波数 ω_e が1対1対応する向い波中で従来検証済みであるが、1つの出会い周波数に対して3つの波周波数が対応しうる追い波中で ω ベースの応答関数を得るためには注意を要する。従って追波中では ω_e と ω が1対1対応となるように ω の領域をI, II, IIIの3つ（Fig.4.2.4, 5参照のこと）にわけ各々の過渡水波の周波数範囲がそれぞれの領域内に収まるよう造波信号を作製した。過渡追波中の計測例をFig.4.2.2に示す。実験方法としては船体停止中に造波を開始し波群が船体を追い抜いた後で曳航台車をスタートさせ群速度で進む波群を逆に船が追い抜くという方法をとった。Fig.4.2.2中に左右2種類の波群があるのはそのためであり1回の実験で停止時と走航時両方のデータが得られる。出会い周波数が低くなる追い波走航時に山数が減っているのは追い波である事と集中に近い位置での過渡水波を後から追い抜くようにしたため、これが短い計測時間内での長周期現象のデータ収録を可能にしている。

Fig.4.2.3に理論値との比較を行った出会い角 χ とフルード数 F_n についての実験ケースを●印で示す。追い波では $\omega_e = 0$ となる時の波長(λ)がほぼ船長(L)と等しくなるフルード数 $F_n = 0.4$ の高速でも実施している。ITTC比較計算では $F_n = 0.275$ の指定で $\lambda = L/2$ となっている。ただし斜波中の実験(○印)は住友重機によるものである。なお不規則追波中の実験に使用したのは通常のITTC型スペクトルであり、先の領域I, II, IIIにまたがっているため ω_e ベースの応答関数のみが得られる。

4.2.2 理論値

追い波中だけでなく広範囲の船速、出会い角の実験と種々の計算法との比較の中から全般的に実験を説明しうる手法を見出すのがこの節の目的の1つであり、その計算法をまとめてTable 4.2.2に示す。Nはnew strip method, Oはordinary strip methodの略である。括弧の中のOはoriginal, Aはadded massに丸尾の3次元修正^{1,4)}を施したもの、Dはdampingに3次元修正¹⁾を施したもの(3.1節でも触れている)、+E(W.EX.)はwave exciting forceにexperimentによる値を使用したもの、である事を意味する。波浪強制垂直剪断力あるいは波浪強制縦曲げモーメントの実験値は追波中で2分割モデルの船体前半部を台車に固定して得たものである。またE, Kと記したものは $\omega_e = 0$ の現象に注目しFroude Krylovの力、静的復原力、慣性力のみを考慮しdiffraction及びradiation forceをゼロとした場合である。

更に+Diff(ω)は、波浪強制力に出会い周波数 ω_e でなく ω (絶対周波数)ベースの値を用いる溝口の提案した方法参考文献(2), (4)及び3.1節参照を導入したものである事を意味する。

4.2.3 実験値と理論値との比較(規則波中, 過渡水波中)

以下の図に示す実験点の記号をTable 4.2.3に示す。これら実験値と ω ベースの周波数応答の各種理論値の比較結果を簡条書きに示すと以下の通りである。

① V.B.M.(Fig.4.2.4), V.S.F.(Fig.4.2.5)共にN(O), O(O)に $\omega_e = 0$ での発散が見られる故追い波中では適切でない。また追い波中ではO(O)の違いが大であるようなので以下はN(O)の修正を主に述べる。

- ② N(A) では①の発散が見られない故 $\omega \rightarrow 0$ で発散する2次元付加質量が用いられている事が発散の原因である。
- ③ 但しN(A)では特にV. S. F. (Fig. 4. 2. 5)に於いて定量的違いが大であり、N(A, D)は逆に小さ過ぎる値となっている。
- ④ N(O) + E(W, EX), N(A) + E(W, EX)が定量的に可成り実験値に近い(Fig. 4. 2. 4, 5)事から追い波中での波浪強制力の推定が良好であれば良い事がわかる。
- ⑤ Fig. 4. 2. 4, 5に示したF. K.の方法は $\omega_e \neq 0$ 以外では逆に違いが大きくなり適切とは言えない。
- ⑥ Fig. 4. 2. 6, 7には $\chi = 0^\circ$, $F_n = 0.275$ のケースにDiff(ω)を導入した結果をTable 4. 2. 2に示す(4), (5), (6)の番号で示した(位相差も示す)が、これはFig. 4. 2. 4, 5のN(A) + E(W, EX)及びN(O), $F_n = 0$ の結果とはほぼ同一である。ここでN(O), $F_n = 0$ は $F_n = 0$ でのN(O)をそのままプロットしたものである。
- ⑦ 波浪強制縦曲げモーメント($\chi = 0^\circ$; $F_n = 0.4$)との比較例をFig. 4. 2. 8に示す。(4)(5)(6)は同一曲線となるが他の計算法にくらべてはほぼ実験値と一致している点が注目される。 $\chi = 0^\circ$, $F_n = 0.275$ でも同じ事が言える。
- ⑧ ⑥⑦の結果は波浪強制力が出会い周波数でなく波長そのものに依存している事を意味しており理論的考察²⁾はそれが向い波追い波を問わない事を示している。
- ⑨ Diff(ω)の計算法をフルード数 F_n , 出合い角 χ の広範囲にわたってとり入れ実験と比較した結果をFig. 4. 2. 9にまとめて示す(位相差は省略した)。全般的に(4), (5), (6)が位相差も含めて実験値を説明していると思われる。(また全体的に見て実験値間の差があまりない様子が1目瞭然である。)
- ⑩ 但しradiation forceに3次元修正を施さないと $F_n = 0.4$, $\chi = 0^\circ$ の場合の(4)のように矢張り発散の影響が出るので(5)のN(A) + Diff(ω)あるいは(6)のN(A, D) + Diff(ω)が良いが両者の比較においては(5)のN(A) + Diff(ω)の方が良い。
- ⑪ 船体運動については追い波中でも(1)のN(O)及び(7)のO(O)のままではほぼ実験と合うが追い波中ではDiff(ω)をとり入れた(4)(5)(6)の方がより合っていると言える。
ただし、 $F_n = 0.4$, $\chi = 0^\circ$ では⑩と同じ事が言える故、(5), (6)の計算法の方がベターである。(Fig. 4. 2. 10参照)

4.2.4 実験値と理論値との比較(不規則追い波中)

追い波状態の不規則波中運動、波浪荷重等応答スペクトルは、値が無窮大となるcriticalな周波数(ω_e)が存在するという特異な形状を示す。例として不規則追い波の ω ベーススペクトル(台車停止時に計測)と ω_e ベーススペクトルの違いをFig. 4. 2. 11に示す。 ω_e ベースのスペクトル(同図b)は ω ベースのスペクトル同図(a)が領域①②③で同図(b)の下に矢印で示すように互に逆方向に重って得られるものでありFig. 4. 2. 11(a)のように3つの領域にまたがった波スペクトルを用いた実験では ω_e ベースの応答関数から ω ベースの応答関数を逆算することは出来ない。この点に関しての実験としては高石ら³⁾の例(roll, pitch)があるが出会いスペクトルより求まる統計量も含めて波浪荷重まで検討した例は殆んど見られない。

ここでは縦曲げモーメント(V. B. M.) 垂直剪断力(V. S. F.)の追い波中短期予測に及ぼす計算法の違い並びに実験値との比較までも示した。先と同様比較結果等を箇条書きにして以下に示す。

- ① 解析しうる山数の少なくなる不規則追い波中現象の解析方法としてはFFT法に比してMEM法が良好である。これは1例としてFig. 4. 2. 11に示されるように計測された ω ベースのスペクトルを ω_e ベースに変換したもの(破線で示す)をMEM法による解析結果(○印で示す)がよく説明している事から言える。
- ② 運動及び波浪荷重についても同様でありFig. 4. 2. 12にはMEM法による実験解析結果と ω ベースの実験値及び理論値を ω_e ベースに変換したものとの比較を示す。
- ③ 追い波中ではより狭帯域現象となる事から当然予想される事ではあるが、実測パワースペクトルからレイレイ分布の仮定により求められた平均値、有義値等の統計量はタイムヒストリーの統計解析による値と良く一致する。

1例としてV. B. M., V. S. F.の統計量及び分布形についてFig. 4. 2. 13に示す。

- ④ 縦波浪荷重の標準偏差の短期予測の実験値をみるとFig. 4. 2. 14に示すように、追い波中（右側）でも向い波中（左側）と同程度であり重要であると言える。但しここで言う実験値とは実験で得られた周波数応答関数を用いた予測である。
- ⑤ 短期予測の理論値に関しては $N(A) + \text{Diff}(\omega)$ の結果が示されていないが前節の結果からみて特にV. S. F. でみられる実験値とのくい違いがこの計算法により解消されるものと考えられる。

参 考 文 献

- 1) Maruo, H & Tokura, J: Prediction of hydrodynamic forces and moments acting on ships in heaving and pitching oscillations by means of an improvement of slender ship theory, J. S. N. A. Japan vol 143 (1978)
- 2) 溝口純敏; 高速コンテナ船の斜波中波浪強制力について(ストリップ法による波浪強制力計算における周波数のとり方) 関西造船協会誌 187号
- 3) 高石敬史, 吉野泰平, 高木又男, 斉藤公男; 一軸高速コンテナ船の斜め波中における動揺特性, 造船学会論文集 129号(昭46)
- 4) 竹沢誠二, 平山次清, 西木和生; 高速コンテナ船の波浪中船体縦運動及び垂直波浪荷重について, 造船学会論文集 No.152.(昭57)

Table 4.2.1 Principal Dimension and Experimental Condition

ITEMS		Ship	Model
Length (p.p.)		175.00 m	2.000 m
Breadth		25.40 m	0.290 m
Depth		15.40 m	0.176 m
Draft		9.50 m	0.1088 m
Displacement		24742 ton	36.14 Kg
Block Coefficient		0.5716	0.5716
C.G. from Keel		9.50 m	0.1088 m
C.G. from Midship		-2.48 m	-0.0028 m
Longi. Gyradius		42.00m (0.24Lpp)	0.48 m (0.24Lpp)
Trim		0	0
Scale		1	1/87.5
Nat. Period in Water	Heave	7.52 sec	0.803 sec
	Pitch	7.86 sec	0.842 sec

Separated Parts of Model

	Weight	C.G from \bar{X} (fore +)	Longi. Gyradius
fore	17.38 Kg	0.3872 m	0.262 m (0.131 Lpp)
aft	18.76 Kg	-0.4128 m	0.271 m (0.136 Lpp)

Table 4.2.2 Representation of Calculation Methods.

(1)	N(O)	New Strip Method (Original)
(2)	N(A)	N.S.M. with 3dim. correction on Added Mass only
(3)	N(A.D.)	N.S.M. with 3dim. correction on Added Mass and Damping Coefficient
(4)	N(O)+Diff(ω)	N(O) , MIZOGUCHI'S METHOD for Diffraction force is applied
(5)	N(A)+Diff(ω)	N(A) , MIZOGUCHI'S METHOD for Diffraction force is applide
(6)	N(AD)+Diff(ω)	N(A.D.) , MIZOGUCHI'S METHOD for Diffraction force is applied
(7)	O(O)	Ordinary Strip Method (Original)
(8)	O(A)	O.S.M. with 3D-COR. on M_H only
(9)	O(A.D)	O.S.M. with 3D-COR. on M_H & N_H
(10)	+E(W.EX.)	Wave exciting forces from experiment used for the calculation of F_v , M_v
(11)	FK	added mass and damping are made zero both in Radiation and Diffraction forces

Table 4.2.3 Representation of Experimental Results.

●	REGULAR	Yokohama National University
◇ □ ▼ ▲ ○	T.W.W.	
① ⊙	REGULAR	Sumitomo Heavy Industries ,LTD (Hiratsuka laboratory)
⊠	T.W.W.	

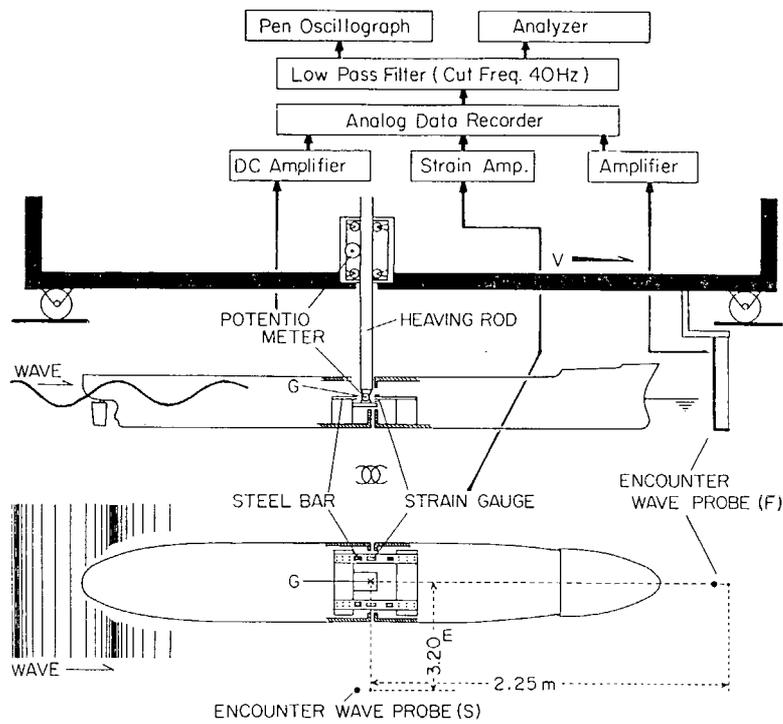


Fig. 4. 2. 1 Rough Sketch of Experiment for Measuring Vertical Bending Moment (V. B. M.) and Shearing Force (V. S. F.) at Midship Section.

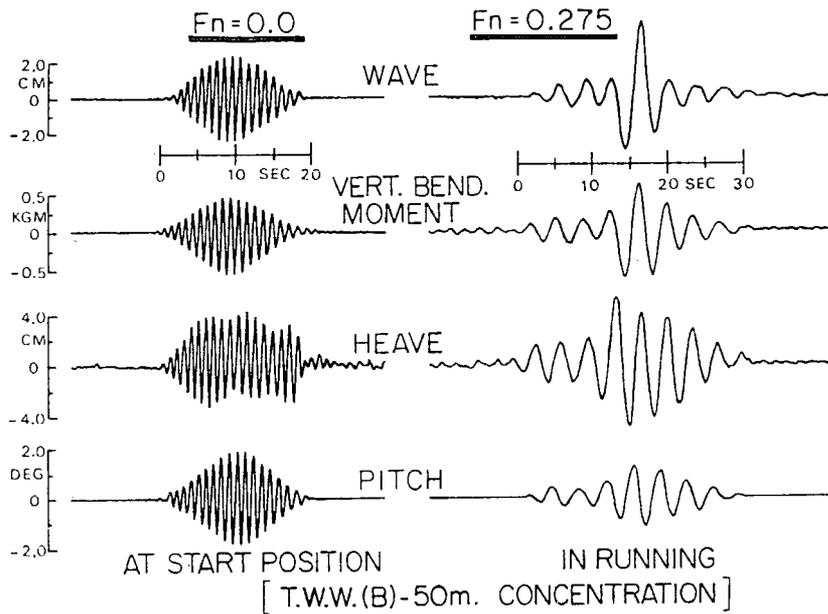


Fig. 4. 2. 2 Example of Measured Time Histories in a Following Transient Water Waves. (V. B. M, Heave, Pitch)

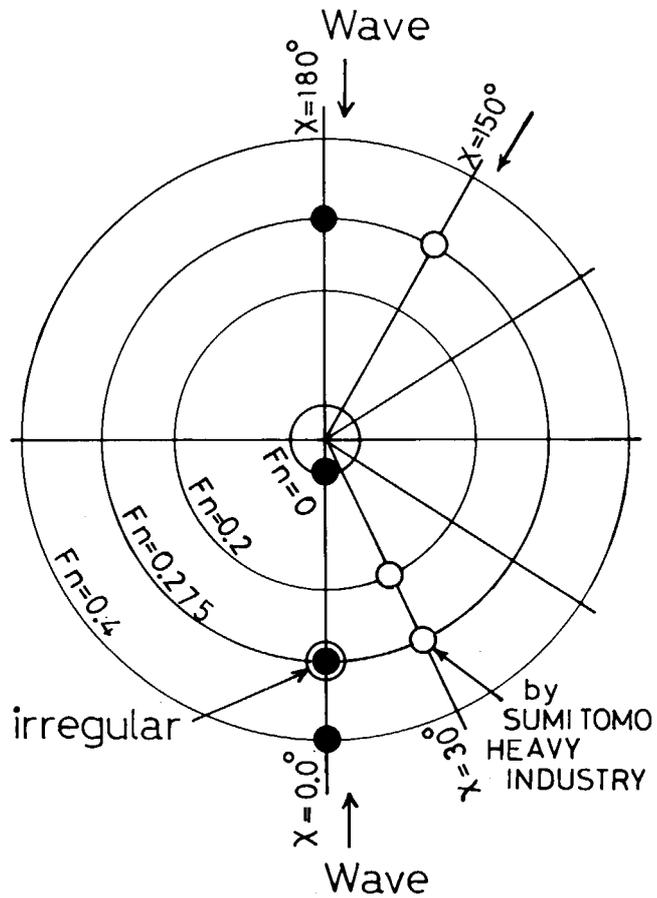


Fig. 4.2.3 Combination of Parameters for Experiments and Calculations.

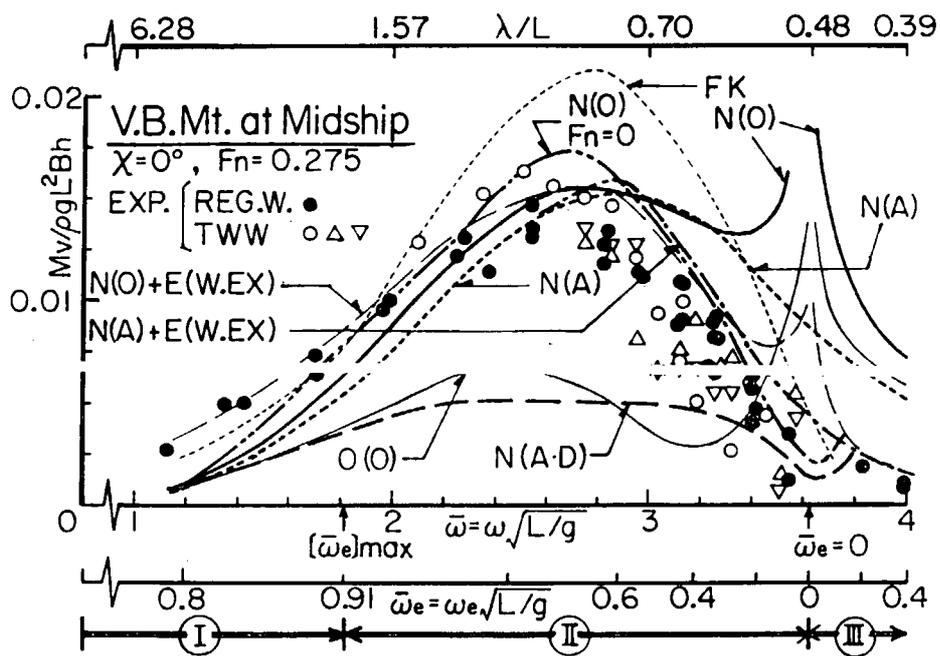


Fig. 4.2.4 Vertical Bending Moment at Midship ($\chi = 0^\circ$, $F_n = 0.275$)

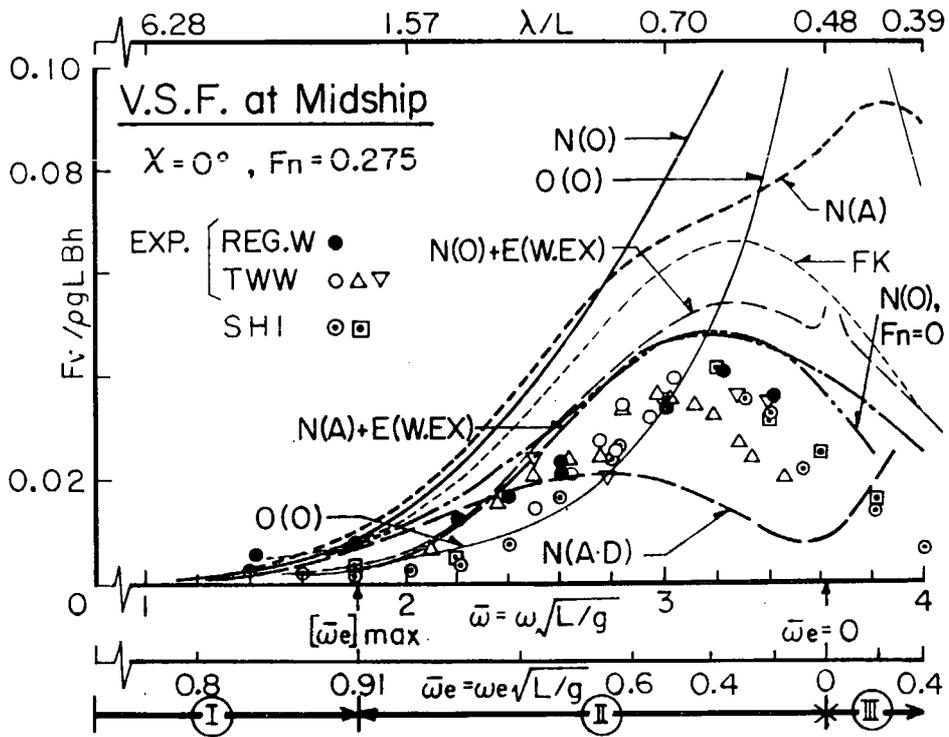


Fig. 4.2.5 Vertical Shearing Force at Midship ($\chi = 0^\circ$, $Fn = 0.275$)

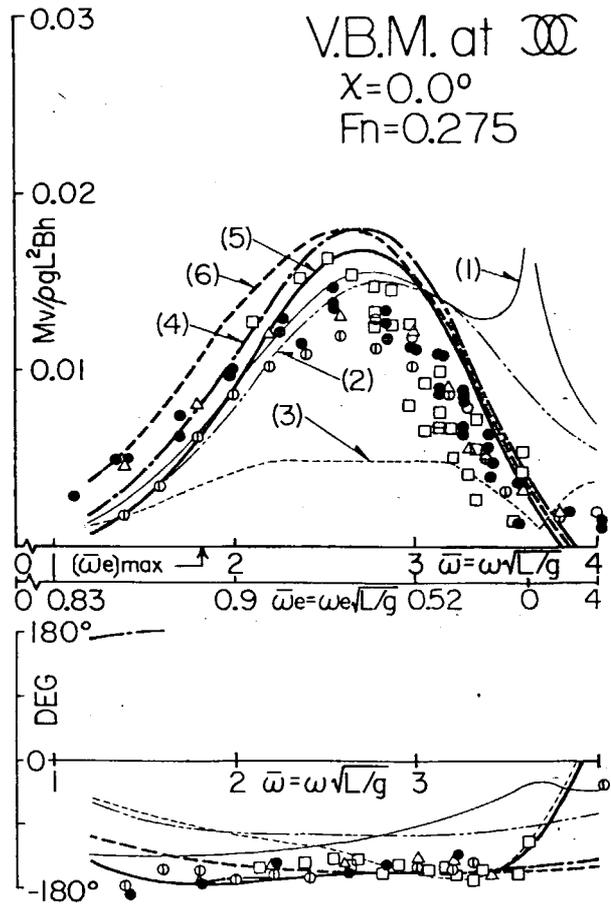


Fig. 4.2.6 Vertical Bending Moment ($\chi = 0^\circ$, $Fn = 0.275$)

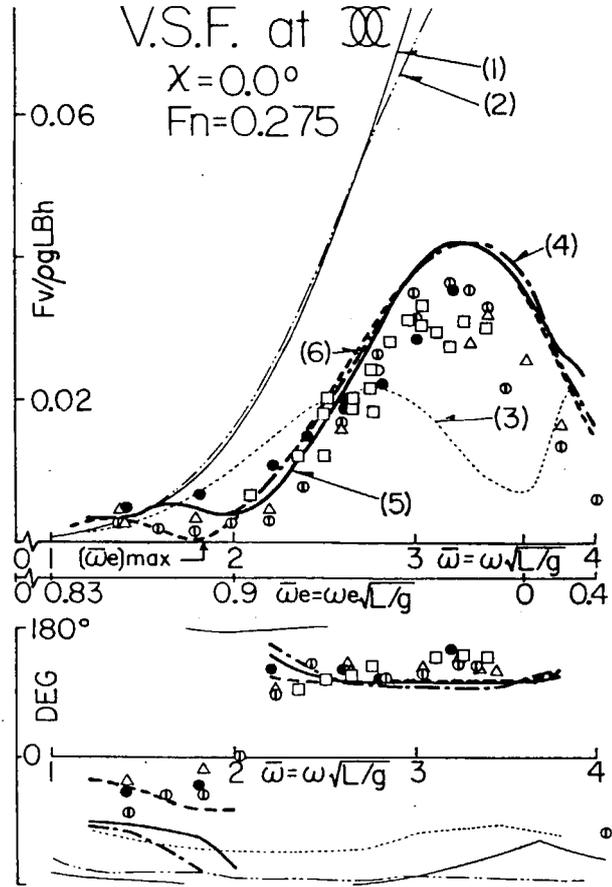


Fig. 4.2.7 Vertical Shearing Force ($\chi = 0^\circ$, $F_n = 0.275$)

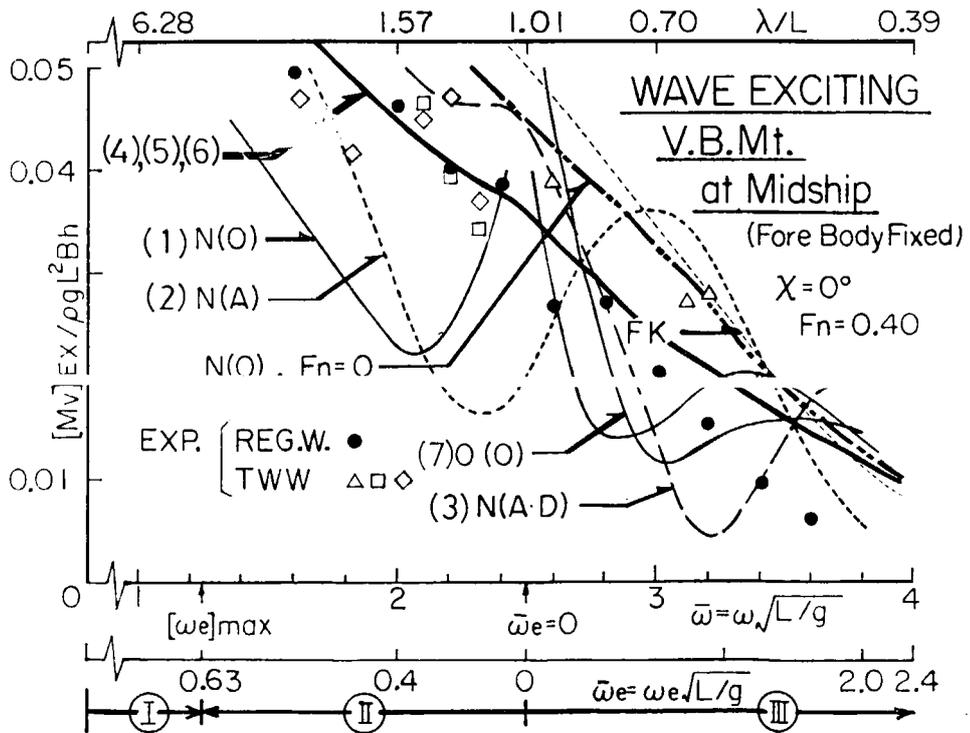


Fig. 4.2.8 Wave Exciting V.B.M. at Midship (Fore Body Fixed) ($\chi = 0^\circ$, $F_n = 0.4$)

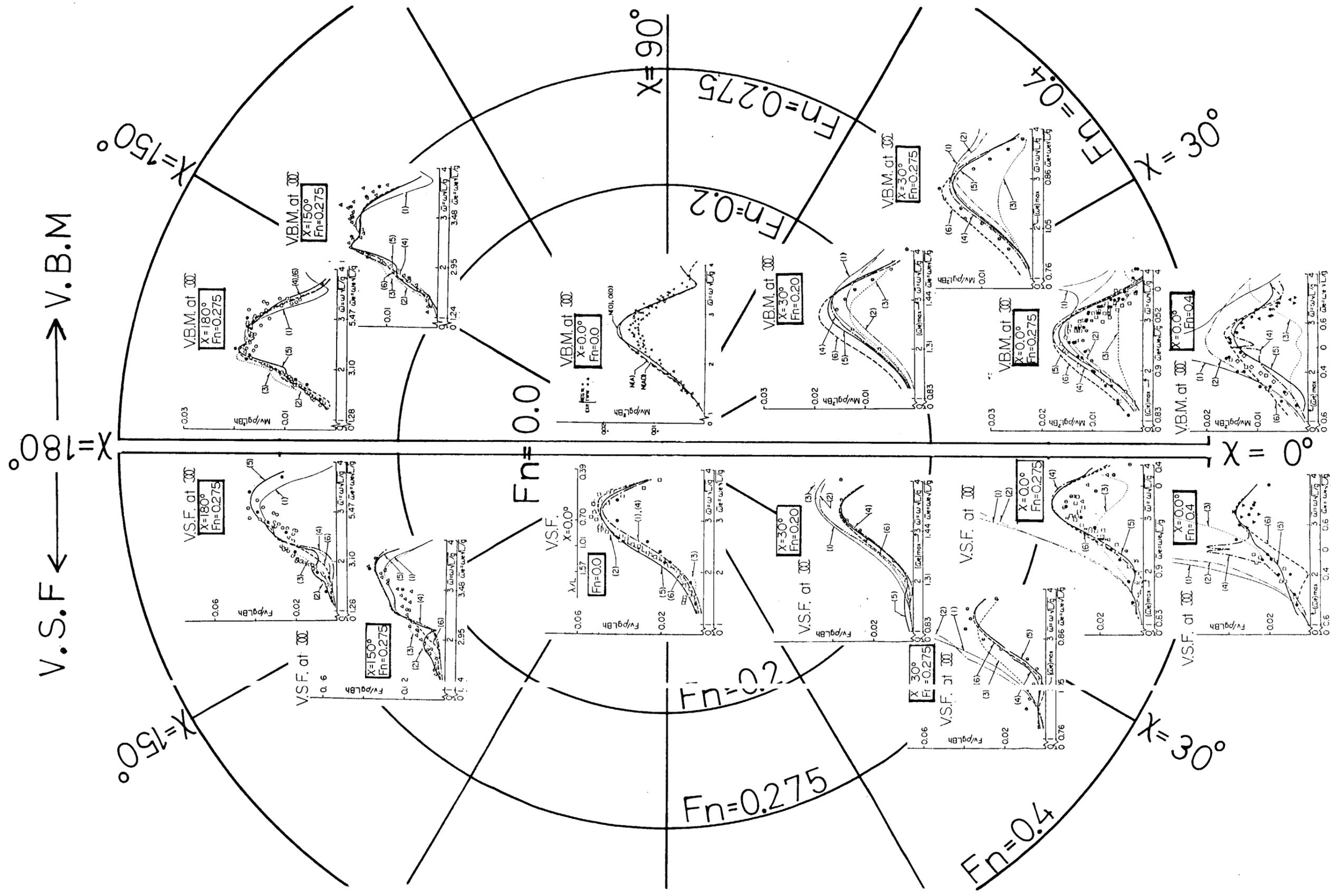


Fig. 4. 2. 9 Comparison of Experiment and Calculation Method in X , F_n Combinations.

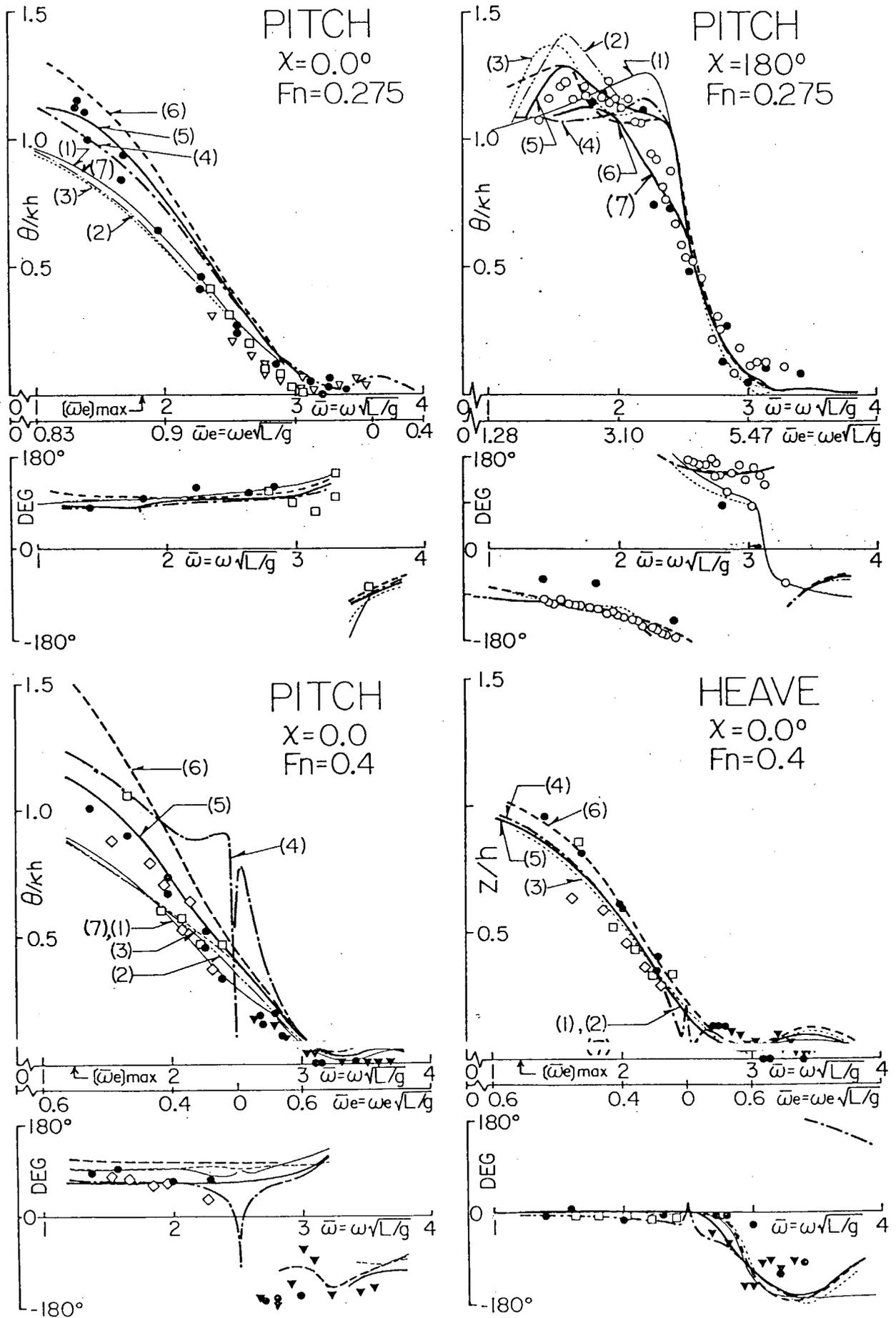
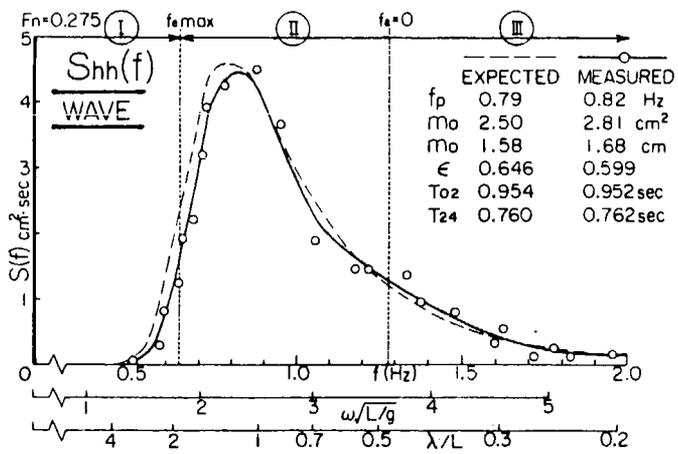
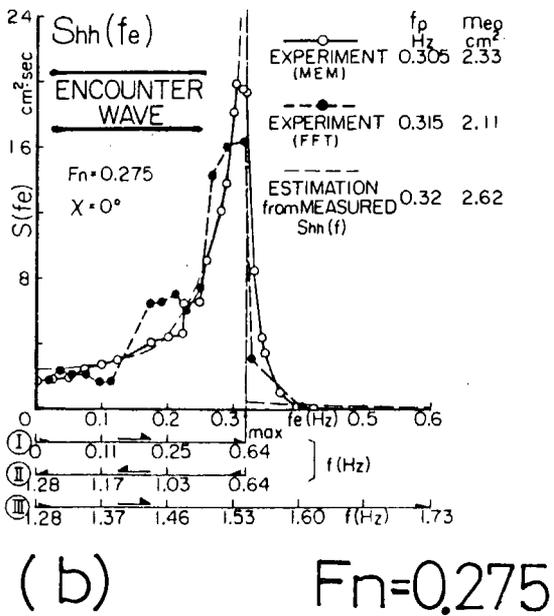


Fig. 4.2.10 Comparison of Motions



(a) $Fn=0$



(b) $Fn=0.275$

Fig.4.2.11 Wave Spectrum in Following Sea Condition.

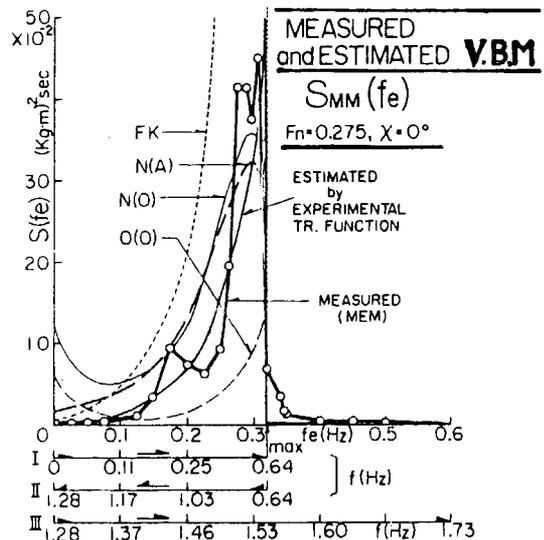
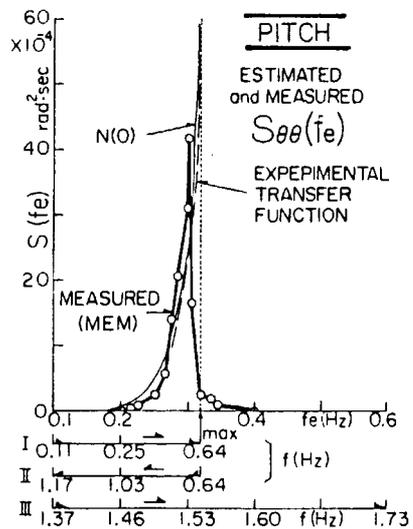
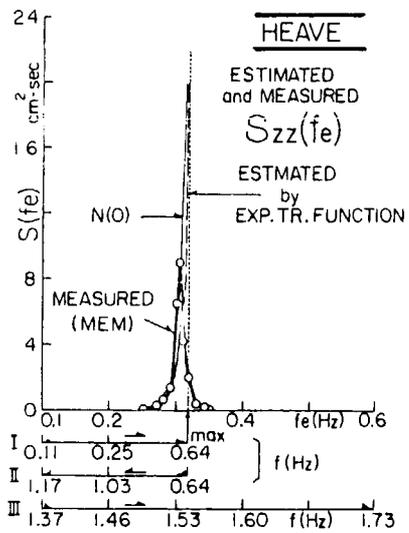
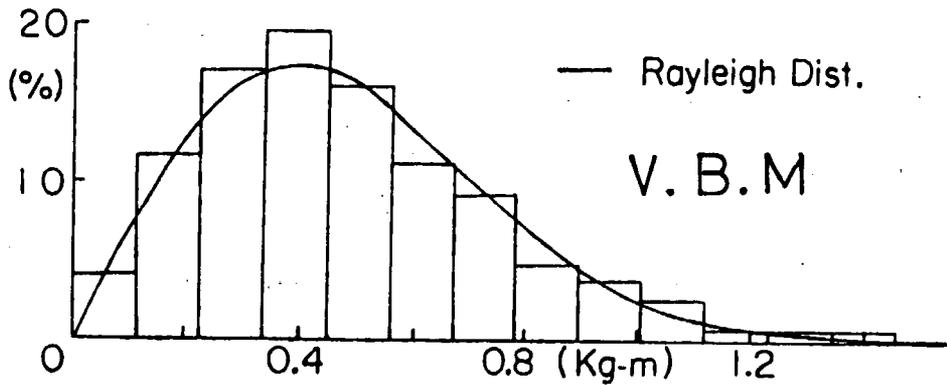


Fig.4.2.12 Measured and Estimated Encounter Power Spectrum of Heave, Pitch and V.B.M. in a Following Sea

VERTICAL BENDING Mt. at Midship
(Double Amplitude)

Measured Value no. of peak=230	Expected Value calculated from Spectrum
$\bar{H} = 0.497$ [Kg-m]	$2.505\sqrt{m_{e0}} = 0.458$ [Kg-m]
$H_{1/3} = 0.803$ [Kg-m]	$4.004\sqrt{m_{e0}} = 0.733$ [Kg-m]
$H_{1/10} = 1.048$ [Kg-m]	$5.092\sqrt{m_{e0}} = 0.932$ [Kg-m]
$H_{max} = 1.434$ [Kg-m]	$H_{1/230} = 1.313$ [Kg-m]
$T_z = 3.71$ [sec]	$T_{0.2} = 3.70$ [sec]
$T_p = 3.30$ [sec]	$T_{2.4} = 3.40$ [sec]



VERTICAL SHEARING FORCE at Midship
(Double Amplitude)

Measured Value no. of peak=180	Expected Value calculated from Spectrum
$\bar{H} = 0.445$ [Kg]	$2.505\sqrt{m_{e0}} = 0.478$ [Kg]
$H_{1/3} = 0.678$ [Kg]	$4.004\sqrt{m_{e0}} = 0.765$ [Kg]
$H_{1/10} = 0.899$ [Kg]	$5.092\sqrt{m_{e0}} = 0.973$ [Kg]
$H_{max} = 1.200$ [Kg]	$H_{1/180} = 1.344$ [Kg]
$T_z = 4.33$ [sec]	$T_{0.2} = 3.96$ [sec]
$T_p = 3.94$ [sec]	$T_{2.4} = 2.87$ [sec]

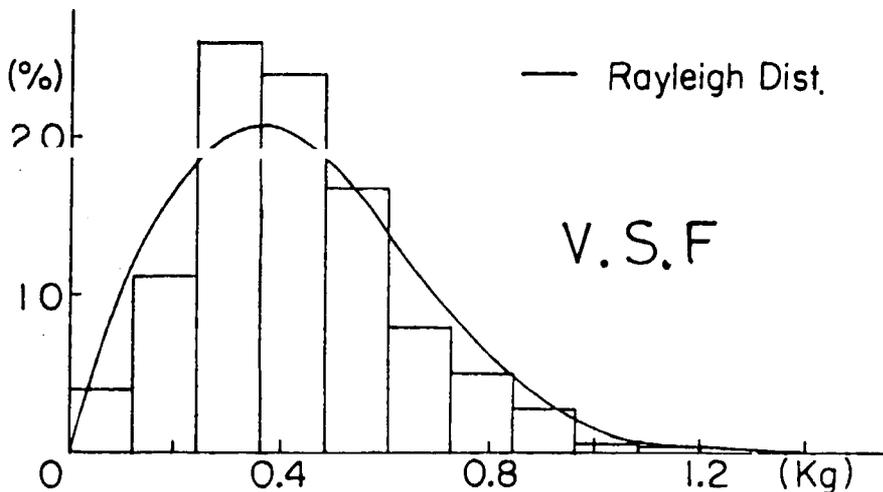


Fig.4.2.13 Double Amplitude Extreme Value Distribution of V. B. M. and V. S. F.

RESPONSE IN IRREGULAR WAVS (long crested waves)

$L_{pp} = 175\text{m}$ $H/3 = 4\text{m}$

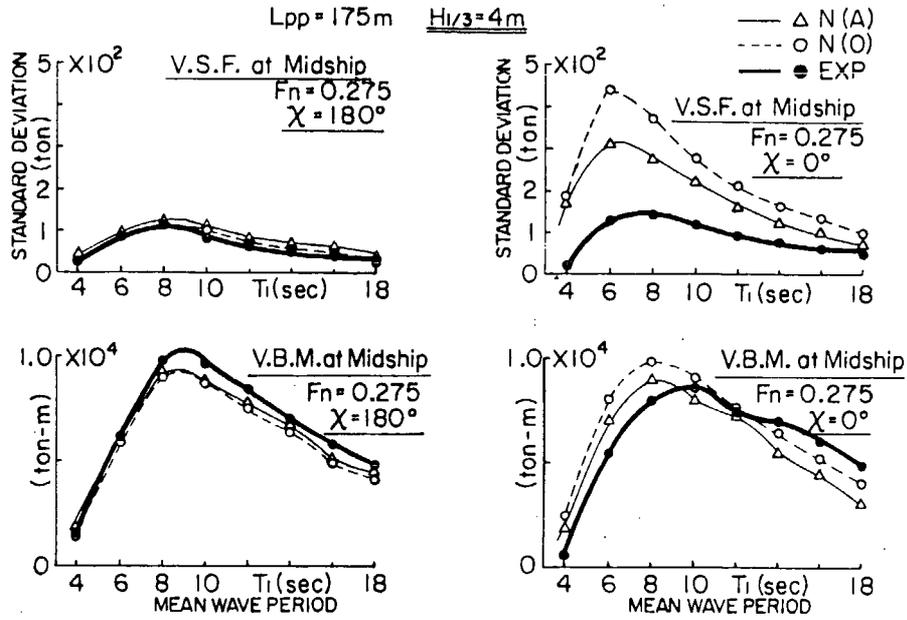


Fig. 4. 2. 14 Short Term Prediction of Standard Deviation of Vertical Wave Loads in Head and Following Sea.

5. 縦波浪荷重の改良計算法の提案

5.1 縦波浪荷重に関する研究結果のまとめ

前章までに、縦波浪荷重（縦剪断力及び縦曲げモーメント）について、ストリップ法による計算結果を比較し、計算法の相違に基づく応答計算のばらつきの原因を調べた。また模型実験結果と比較することにより従来のストリップ法計算が適用できる範囲を調べた。そして計算結果が特異な傾向を示し実験値との相違が顕著になる高速、追波航行時の出会周波数ゼロ付近の計算法の問題点を明らかにし、これを改良する新しい計算法をいくつか試みた。

その結果次のような結論を得た。

- (1) O.S. M.と N.S. M.の計算値は向波及び追波中で高速の場合、お互に差がかなり大きく、N.S. M.の方が大きい値を与えている。
- (2) 周波数ゼロ ($\xi_d \equiv \frac{\omega^2}{g} = 0$) 付近の付加質量係数 (C_0K_4) の計算法で K_4 の計算が、Ursell - 田才法による直接計算か、 ξ_d の適当な値における K_4 の値の interpolation か、或は Ursell の近似式による方法かなどによって、追波中の波浪荷重の計算結果に若干の差が出る。
- (3) $\xi_d \rightarrow 0$ における K_4 の値を有限値にするような工夫をすることにより、追波中の出会周波数ゼロで見られる特異な応答曲線の傾向を除くことができる。
- (4) 縦波浪荷重を、船体運動、diffraction、フルード・クリロフ力などの成分に分けて検討した結果、追波中の出会周波数ゼロでの特異な応答曲線は、diffraction に基づくものであることが判った。
- (5) 出会周波数がゼロ近傍の diffraction force の計算法を改良するため、3つの方法が提案され検討された。

ひとつは、船体断面の流体力を求めるのに、その断面と同じ断面で長さが船長と同じ三次元物体の流体力を用いる方法である。前進速度ゼロの場合の楕円体の流体力の厳密解と比較した結果、この修正法は厳密解と定性的には、近い値を与えることが示された。

またSR 108 コンテナ船についても、丸尾の方法で三次元修正を行った計算結果と本方法による結果とが定性的に合うことが示された。

- (6) もうひとつの改良計算法は、波強制力を求めるとき用いる断面の付加質量、減衰係数を波との出会周波数 ω_e ペースでなく、波周波数 ω_0 をもとにして求める方法である。この方法により、波強制力を求めて実験値と比較した結果従来のストリップ法で求めたものより、位相差がよく合うことが判った。

またこの方法で計算した波浪荷重は縦波中ばかりでなく斜め波中においても振幅、位相共定量的にも実験値に合う傾向を示し、この方法によれば $\omega_e \rightarrow 0$ 付近での特異応答が除かれ良い推定値を得ることが明らかにされた。

- (7) 第3の改良計算法は細長体理論に基づき、 $\omega_e = 0$ における波浪荷重を合理的に計算する方法を提案したものである。

これらの改良計算法の検討により、ストリップ法による波浪荷重の計算法を改良するための方策を提案することが出来た。今後は波浪変動圧計算への拡張や、模型実験との比較をさらにすすめることにより実用性を確認していくことが望まれる。

- (8) 縦波浪荷重の模型実験結果として、計算の対象としたSR 108 コンテナ船の斜め波中の実験結果2件と、追波中の実験結果1件が提供された。

その結果はO.S.M., N.S.M.等の計算と比較された。それによれば、向波、斜め向波中ではN.S.M.による計算値が実験値とよく合うことが示されている。追波中及び斜め追波中では既に述べたように、出会周波数がゼロに近い条件で、従来のストリップ法の計算値が高く、実験の傾向と著しく異なることが示された。しかし、(6)の改良計算法を用いれば、これらの実験値とよく一致する結果を得る。

追波中での縦波浪荷重を詳しく調らべるため $F_n = 0.40$ の超高速時の実験や、台車に固定した船体に働く荷重の測定実験の結果も提供され、種々の計算改良の試みと比較された。そして、(6)の改良計算法に、さらに流体力の三次元修正を減衰力にほどこすことにより、高速の場合においても実験とよく合うようになることを示した。

- (9) 実用計算法としてのストリップ法の計算手法上の問題のうち、その取り扱いが一定の基準のもとに行われていないものとして、断面がルイスフォームで近似できない場合の取り扱いと、いわゆる end effect term の解釈とその取り扱い並びに計算結果に対する影響について検討した。

縦波浪荷重に関しては、SR108 コンテナ船のような船型では、これらの計算手法上の違いは結果に大きい影響を与えないことが示されたが、船型が異なる場合や、横運動、横波浪荷重に対しては影響が大きい場合も考えられるので、次章以下でさらに検討を行っている。

5.2 縦波浪荷重の改良計算法の提案

改良計算法としては、現在、各機関が所有しているストリップ法計算プログラムに容易に適用できること、改良計算結果が実験結果と船速、出会角の広い範囲で振幅、位相ともよく合うことなどの点を総合的に考慮すると、溝口の方法、即ち、N. S. M. 又は S. T. F. M. をベースとし、波強制力の計算に用いる流体力を、出会周波数 ω_e ではなく入射波の周波数 ω_0 に対して推定した断面の流体力とする方法（3.1の方法）が最も実用に適している。

さらに、改良計算法に対して次のような諸点を留意することが望ましい。

- (1) F_n が 0.4 のような高速の場合は、上記の方法に、さらに流体力の三次元修正（丸尾教授の方法）をつけ加える方が実験とよく合う。
- (2) 断面の流体力推定を、Ursell-Tasai法でその都度直接計算する方法、予め Lewis form のパラメータに対して計算した数表を interpolation する方法のどちらを採用しても大差ない結果を与える。
- (3) いわゆる end effect term については、今回のような船型の縦波浪荷重では小さいことが判ったが、平底の transom を有する船型（Ro/Ro 船等）では大きくなる可能性があるので、end effect term を含むような計算式にすることが望ましいと思われるが、実験との比較などをすすめて更に検討する必要がある。
- (4) 船体の重量や浮力の船長方向の分布と、船体全体の重心や浮心の位置が異なっていると、計算された縦剪断力や縦曲げモーメントの船長方向の分布が船の端部で閉じないことがあるので、そのようなことの起らないよう入力する船体データの整合性をチェックする必要がある。

6. 横波浪荷重計算結果の比較検討

6.1 計算条件及び表示法

横波浪荷重の計算条件は、2.1で述べた縦波浪荷重と同じく、ITTC比較計算に用いられた条件と等しいが、横運動、横波浪荷重に関連する項目を以下に示す。

- (1) 船体条件：各断面の重心の高さ($\overline{KG_i}$)の値は、船体全体のKGの値と等しくとり、かつ各断面のメタセンター($\overline{GM_i}$)の値も船体全体の値と等しいとした。各断面のX-軸まわりの慣性モーメントは、断面の重量の2乗に比例するとした。

横揺れの減衰率 ν の値は、模型船の強制動揺実験から得た値を参考にして0.159とした。ここに、 $\nu = N / \sqrt{IR}$ 但し、 $I\ddot{\phi} + N\dot{\phi} + R\phi = 0$ は横揺れの自由動揺の式を表す。横揺れの減衰モーメントの船長方向の分布は、断面の面積に比例するとした。また、横揺れ減衰係数に関して、上記の与えられた値を用いるほか、その機関で独自に推定した値を非線形性も必要ならば考慮して採用し、計算を行うことも提案した。

- (2) 波浪条件：波高は船長(L_{PP})の1/50の値、即ち3.5mとする。波長は、波周波数 ω の無次元値 $\omega\sqrt{L_{PP}/g}$ で、1.0から4.0まで、0.1おきにとる。波と船との出会角は、 180° (正面向波)から 0° まで 30° おきとする。船速は $F_n = 0.275$ 、1定とした。

- (3) 結果の表示及び振幅の無次元化式

$$\begin{aligned} \text{左右揺れ} &: y = y_a \cos(\omega t + \varepsilon_y) & , & & y_a / \zeta_a \\ \text{船首揺れ} &: \psi = \psi_a \cos(\omega t + \varepsilon_\psi) & , & & \psi_a / (k \zeta_a) \\ \text{横揺れ} &: \varphi = \varphi_a \cos(\omega t + \varepsilon_\varphi) & , & & \varphi_a / (k \zeta_a) \\ \text{横剪断力} &: F_L = F_{La} \cos(\omega t + \varepsilon_{FL}) & , & & C_{FL} = F_{La} / (\rho g \zeta_a L B) \\ \text{横曲げモーメント} &: M_L = M_{La} \cos(\omega t + \varepsilon_{ML}) & , & & C_{ML} = M_{La} / (\rho g \zeta_a L B) \\ \text{振りモーメント} &: M_T = M_{Ta} \cos(\omega t + \varepsilon_T) & , & & C_T = M_{Ta} / (\rho g \zeta_a L^2 B) \end{aligned}$$

6.2 計算式

- (1) 横運動方程式

斜め波中における船体の左右揺れ、船首揺れ及び横揺れの運動方程式は一般に次式で表される。

$$\begin{aligned} a_{yy} \ddot{y}_G + b_{yy} \dot{y}_G + c_{yy} y + a_{\psi y} \ddot{\psi} + b_{\psi y} \dot{\psi} + c_{\psi y} \psi + a_{\varphi y} \ddot{\varphi} + b_{\varphi y} \dot{\varphi} + c_{\varphi y} \varphi \\ = F_{yc} \cos \omega_e t + F_{ys} \sin \omega_e t \\ a_{\psi\psi} \ddot{\psi} + b_{\psi\psi} \dot{\psi} + c_{\psi\psi} \psi + a_{\varphi\psi} \ddot{\varphi} + b_{\varphi\psi} \dot{\varphi} + c_{\varphi\psi} \varphi + a_{y\psi} \ddot{y} + b_{y\psi} \dot{y} + c_{y\psi} y \\ = M_{\psi c} \cos \omega_e t + M_{\psi s} \sin \omega_e t \\ a_{\varphi\varphi} \ddot{\varphi} + b_{\varphi\varphi} \dot{\varphi} + c_{\varphi\varphi} \varphi + a_{y\varphi} \ddot{y} + b_{y\varphi} \dot{y} + c_{y\varphi} y + a_{\psi\varphi} \ddot{\psi} + b_{\psi\varphi} \dot{\psi} + c_{\psi\varphi} \psi \\ = M_{\varphi c} \cos \omega_e t + M_{\varphi s} \sin \omega_e t \end{aligned} \quad (6.2.1)$$

(6.2.1)式の係数 $a_{yy}, b_{yy}, c_{yy}, \dots, F_{yc}, F_{ys}$ などは、ストリップ法によって与えられるが、縦運動の場合と同じく各計算法によって若干異なる。そこで、O.S.M., N.S.M.及びS.T.F.M.による各係数をTable 6.2.1に示す。

(2) 横波浪荷重

船長方向の任意の断面 x_1 に作用する横剪断力，横曲げモーメント及び振りモーメントは，それぞれ次式で与えられる。

$$\begin{aligned}
 \text{横 剪 断 力} & : F_L(x_1) = \int_{l_a}^{x_1} \left(-\frac{w(x)}{g} \ddot{y}(x) + \frac{dF_y}{dx} \right) dx, \\
 \text{横曲げモーメント} & : M_L(x_1) = \int_{l_a}^{x_1} \left(\frac{w(x)}{g} \ddot{y}(x) - \frac{dF_y}{dx} \right) (x - x_1) dx, \\
 \text{振りモーメント} & : M_T(x_1) = \int_{l_a}^{x_1} \left(-i(x) \ddot{\varphi} + \frac{dM_x}{dx} \right) dx, \tag{6.2.2}
 \end{aligned}$$

ここで， $\ddot{y}(x) = \ddot{y}_G - (x - x_1) \ddot{\psi}$

$\frac{dF_y}{dx}$ ， $\frac{dM_x}{dx}$ はそれぞれ断面に働く y 方向の流体力と x 軸まわりの流体力のモーメントを示す。

F_L ， M_L ， M_T 等は (6.2.1) 式の運動方程式の解を用いて次のように表される。

$$\begin{aligned}
 F_L &= F_{La} \cos(\omega_e t + \varepsilon_{FL}) \\
 &= a'_{yy} \ddot{y}_G + b'_{yy} \dot{y}_G + c'_{yy} y_G + a'_{\psi y} \ddot{\psi} + b'_{\psi y} \dot{\psi} + c'_{\psi y} \psi + a'_{\varphi y} \ddot{\varphi} + b'_{\varphi y} \dot{\varphi} + c'_{\varphi y} \varphi \\
 &\quad - F'_{LC} \cos \omega_e t - F'_{LS} \sin \omega_e t \\
 M_L &= M_{La} \cos(\omega_e t + \varepsilon_{ML}) \\
 &= a'_{\psi\psi} \ddot{\psi} + b'_{\psi\psi} \dot{\psi} + c'_{\psi\psi} \psi + a'_{\varphi\psi} \ddot{\varphi} + b'_{\varphi\psi} \dot{\varphi} + c'_{\varphi\psi} \varphi + a'_{y\psi} \ddot{y}_G + b'_{y\psi} \dot{y}_G + c'_{y\psi} y_G \\
 &\quad - M'_{LC} \cos \omega_e t - M'_{LS} \sin \omega_e t \\
 M_T &= M_{Ta} \cos(\omega_e t + \varepsilon_{MT}) \\
 &= a'_{\varphi\varphi} \ddot{\varphi} + b'_{\varphi\varphi} \dot{\varphi} + c'_{\varphi\varphi} \varphi + a'_{y\varphi} \ddot{y}_G + b'_{y\varphi} \dot{y}_G + c'_{y\varphi} y_G + a'_{\psi\varphi} \ddot{\psi} + b'_{\psi\varphi} \dot{\psi} + c'_{\psi\varphi} \psi \\
 &\quad - M'_{TC} \cos \omega_e t - M'_{TS} \sin \omega_e t \tag{6.2.3}
 \end{aligned}$$

これらの係数 a'_{yy} ，……等は， a_{yy} 等と同じ形で，Table 6.2.1 に示す係数の積分範囲を，船尾 ($x = l_a$) から，計算断面 x_1 までとしたものに等しい。

Table 6.2.1(a) Coefficients of Equation for Sway Motion

SWAY	OSM	NSM	STFM
a_{yy}	$\int (\frac{\omega(x)}{g} + \rho S_y) dx$	$\int (\frac{\omega(x)}{g} + \rho S_y) dx$	$\int (\frac{\omega(x)}{g} + \rho S_y) dx + \frac{V}{\omega_e^2} [\rho N_y]$
b_{yy}	$\int \rho N_y dx - V [\rho S_y]$	$\int \rho N_y dx - V [\rho S_y]$	$\int \rho N_y dx - V [\rho S_y]$
c_{yy}	0	$-V [\rho N_y]$	0
a_{4y}	$\int (\frac{\omega(x)}{g} + \rho S_y) \cdot b dx, \quad x_b = x - x_0$	$\int (\frac{\omega(x)}{g} + \rho S_y) x_b dx + \frac{V}{\omega_e^2} \int \rho N_y dx$	$\int (\frac{\omega(x)}{g} + \rho S_y) x_b dx + \frac{V}{\omega_e^2} [\rho N_y dx - \frac{V^2}{\omega_e^2} [\rho S_y]] + \frac{V}{\omega_e^2} [\rho N_y x_b]$
b_{4y}	$\int \rho N_y x_b dx - V [\rho S_y x_b]$	$\int \rho N_y x_b dx - V [\rho S_y x_b] - \frac{V^2}{\omega_e^2} [\rho N_y]$	$\int \rho N_y x_b dx - V [\rho S_y x_b] - \frac{V^2}{\omega_e^2} [\rho N_y]$
c_{4y}	$-V [\rho N_y dx + V^2 [\rho S_y]]$	$V^2 [\rho S_y] - V [\rho N_y x_b]$	0
a_{5y}	$\int \rho S_y l'_n dx, \quad l'_n = l_n - \bar{O}G$	$\int \rho S_y l'_n dx$	$\int \rho S_y l'_n dx + \frac{V}{\omega_e^2} [\rho N_y l'_n]$
b_{5y}	$\int \rho N_y l'_n dx - V [l' \rho S_y], \quad l'_n = l_n - \bar{O}G$	$\int \rho N_y l'_n dx - V [\rho S_y l'_n]$	$\int \rho N_y l'_n dx - V [\rho S_y l'_n]$
c_{5y}	0	$-V [\rho N_y l'_n]$	0
$\begin{pmatrix} F_{yc} \\ F_{ys} \end{pmatrix}$	$2 \rho g S_a \iint e^{-kz} \sin_1(ky \sin \chi) dz \cdot \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ \cos k^* x \end{pmatrix} dx$ $+ S_a \omega \omega e \int C_3 \rho S_y \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx$ $+ S_a \omega \int C_3 \rho N_y \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx$ $+ S_a \omega V \left[\rho C_3 S_y \begin{pmatrix} -\cos k^* x \\ -\sin k^* x \end{pmatrix} \right],$ $C_3 = \sin \chi \cdot e^{-kd/2}$ $k^* = k \cos \chi$	$F_y = \rho S_a \left\{ (f_y + h_y) dx + \rho S_a \frac{V}{\omega_e} h_y \right.$ <p>where</p> <p>Sectional Froude-Krylov Force: f_y</p> $f_y = g e^{-ikx \cos \chi} \int_{C_x} n_y e^{iky \sin \chi} e^{-kz} dl,$ <p>Sectional Diffraction Force: h_y</p> $h_y = \omega e^{-ikx \cos \chi} \int_{C_x} (i n_x - n_y \sin \chi) \cdot x e^{iky \sin \chi} e^{-kz} \cdot \Phi dl,$ $\Phi = \Phi_{yc}^R + i \Phi_{ys}^R$	

Table 6.2.1(b) Coefficients of Equation for Yaw Motion

YAW	OSM	NSM	STFM
a_{y4}	$\int (\frac{w(x)}{g} + p_{sy}) x_6^2 dx$	$\int (\frac{w(x)}{g} + p_{sy}) x_6^2 dx + \frac{V}{\omega_e^2} \int p_{ny} x_6 dx$	$\int (\frac{w(x)}{g} + p_{sy}) x_6^2 dx + \frac{V^2}{\omega_e^2} \int p_{sy} dx + \frac{V^2}{\omega_e^2} \int p_{ny} x_6 dx + \frac{V}{\omega_e^2} \int p_{ny} x_6^2 dx$
b_{y4}	$\int p_{ny} x_6^2 dx - V \int p_{sy} x_6$	$\int p_{ny} x_6^2 dx - V \int p_{sy} x_6 + \frac{V^2}{\omega_e^2} \int p_{ny} dx - \frac{V^2}{\omega_e^2} \int p_{ny} x_6$	$\int p_{ny} x_6^2 dx - V \int p_{sy} x_6 + \frac{V^2}{\omega_e^2} \int p_{ny} dx - \frac{V^2}{\omega_e^2} \int p_{ny} x_6$
c_{y4}	$-V \int p_{ny} x_6 dx - V^2 \int p_{sy} dx + V^2 \int p_{sy} x_6$	$-V \int p_{ny} x_6 dx - V^2 \int p_{sy} dx - V \int p_{ny} x_6 + V \int p_{sy} x_6$	0
a_{y4}	$\int p_{sy} l_n' x_6 dx$	$\int p_{sy} l_n' x_6 dx$	$-\int p_{sy} l_n' x_6 dx$
b_{y4}	$V \int p_{sy} l_n' dx - V \int p_{sy} l_n' x_6 + \int p_{ny} l_n' x_6 dx$	$V \int p_{sy} l_n' dx - V \int p_{sy} l_n' x_6 + \int p_{ny} l_n' x_6 dx$	$V \int p_{sy} l_n' dx - V \int p_{sy} l_n' x_6 + \int p_{ny} l_n' x_6 dx$
c_{y4}	0	$V \int p_{ny} l_n' dx - V \int p_{ny} x_6 l_n'$	0
a_{y4}	$\int (\frac{w(x)}{g} + p_{sy}) x_6 dx$	$\int (\frac{w(x)}{g} + p_{sy}) x_6 dx$	$\int (\frac{w(x)}{g} + p_{sy}) x_6 dx - \frac{V}{\omega_e^2} \int p_{ny} dx + \frac{V}{\omega_e^2} \int p_{ny} x_6$
b_{y4}	$\int p_{ny} x_6 dx + V \int p_{sy} dx - V \int p_{sy} x_6$	$\int p_{ny} x_6 dx + V \int p_{sy} dx - V \int p_{sy} x_6$	$\int p_{ny} x_6 dx + V \int p_{sy} dx - V \int p_{sy} x_6$
c_{y4}	0	$V \int p_{ny} dx - V \int p_{ny} x_6$	0
$\begin{pmatrix} M_{y4} \\ M_{y5} \end{pmatrix}$	$\begin{pmatrix} -F_{yc} \\ F_{ys} \end{pmatrix} x_6 + 2 p_0^c s_a \int e^{-kz} x \cdot \sin(ky \sin x) dz \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx + s_a w e \int c_3 p_{ny} x \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx + s_a w \int c_3 p_{ny} x \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx + s_a w V \int c_3 p_{sy} \cdot \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx + s_a w V \left[c_3 p_{sy} x \begin{pmatrix} -\cos k^* x \\ -\sin k^* x \end{pmatrix} \right]$	$\begin{pmatrix} -F_{yc} \\ F_{ys} \end{pmatrix} x_6 + 2 p_0^c s_a \int e^{-kz} x \cdot \sin(ky \sin x) dz \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx + s_a w e \int c_3 p_{ny} x \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ -\cos k^* x \end{pmatrix} dx + s_a w \int c_3 p_{ny} x \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx + s_a w V \int c_3 p_{sy} \cdot \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx + s_a w V \left[c_3 p_{sy} x \begin{pmatrix} -\cos k^* x \\ -\sin k^* x \end{pmatrix} \right]$	$M_{y4} = p s_a \int [x(t_y + h_x) + \frac{V}{i\omega_e} h_y] dx + p s_a \frac{V}{i\omega_e} l_n h_y$ where Sectional Froude-Krylov Force : f_y $f_y = g e^{-ikx \cos x} \int_{c_x} n_y e^{iky \sin x} e^{-kz} dl$ Sectional Diffraction Force : h_y $h_y = \omega_e e^{-ikx \cos x} \int_{c_x} (ix_2 - n_y \sin x) \cdot x e^{iky \sin x} e^{-kz} \Phi_y dl$ $\Phi_y = \Phi_{y0}^A + i \Phi_{y1}^A$

Table 6.2.1(c) Coefficients of Equation for Roll Motion

ROLL	OSM	NSM	STFM
$A_{\psi\psi}$	$I_{xx} + \int P S y l_n' z_0 dx - \int P S y l_n l_n' \phi dx$	$I_{xx} + \int P S y l_n' z_0 dx - \int P S y l_n l_n' \phi dx$	$I_{xx} + \int P S y l_n' z_0 dx - \int P S y l_n l_n' \phi dx$
$B_{\psi\psi}$	$\int P N y l_n'^2 dx + \int P N R dx - V [P S y l_n' \phi l_n] + V [P S y l_n l_n' \phi]$	$\int P N y l_n'^2 dx + \int P N R dx - V [P S y l_n' \phi l_n] + V [P S y l_n l_n' \phi]$	$\int P N y l_n'^2 dx + \int P N R dx - V [P S y l_n' \phi l_n] + V [P S y l_n l_n' \phi]$
$C_{\psi\psi}$	$\int \omega(x) \cdot GM(x) dx - W \cdot GM$	$\int \omega(x) \cdot GM(x) dx - W \cdot GM$	$\int \omega(x) \cdot GM(x) dx - W \cdot GM$
$A_{\eta\eta}$	$\int P S y l_n' dx$	$\int P S y l_n' dx$	$\int P S y l_n' dx + \frac{V}{\omega_e^2} [P N y l_n' \omega']$
$B_{\eta\eta}$	$\int P N y l_n' \omega' dx - V [l_n' P S y]$	$\int P N y l_n' \omega' dx - V [l_n' P S y]$	$\int P N y l_n' \omega' dx - V [l_n' P S y]$
$C_{\eta\eta}$	0	$-V [P N y l_n' \omega']$	0
$A_{\psi\eta}$	$\int P S y l_n' x_0 dx$	$\int P S y l_n' x_0 dx + \frac{V}{\omega_e^2} \int P N y l_n' \omega' dx$	$\int P S y l_n' x_0 dx + \frac{V}{\omega_e^2} \int P N y l_n' \omega' dx - \frac{V^2}{\omega_e^2} [P S y l_n'] + \frac{V}{\omega_e^2} [P N y l_n' \omega']$
$B_{\psi\eta}$	$\int P N y l_n' x_0 dx - V [P S y l_n' \phi dx - V [P S y l_n' x_0]]$	$\int P N y l_n' x_0 dx - V [P S y l_n' \phi dx - V [P S y l_n' x_0]] - \frac{V^2}{\omega_e^2} [P N y l_n' \omega']$	$\int P N y l_n' x_0 dx - V [P S y l_n' \phi dx - V [P S y l_n' x_0]] - \frac{V^2}{\omega_e^2} [P N y l_n' \omega']$
$C_{\psi\eta}$	$-V \int P N y l_n' \omega' dx + V^2 [l_n' P S y]$	$V^2 [P S y l_n' \omega'] - V [P N y l_n' \omega']$	0
$\begin{pmatrix} M_{\psi c} \\ M_{\psi s} \end{pmatrix}$	$\begin{pmatrix} F_{\psi c} \\ -F_{\psi s} \end{pmatrix} z_G + 2 P g z_A \int \int e^{-kz} \sin(ky \sin \alpha) \times (-z dz + y dy) \begin{pmatrix} -\sin k^* x \\ \cos k^* x \end{pmatrix} dx + z_A \omega \omega_e \int C_3 P S y l_n \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ \cos k^* x \end{pmatrix} dx + z_A \omega \int C_3 P N y l_n \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx + z_A \omega V [C_3 P S y l_n \begin{pmatrix} -\cos k^* x \\ -\sin k^* x \end{pmatrix}]$	$\begin{pmatrix} F_{\psi c} \\ -F_{\psi s} \end{pmatrix} z_G + 2 P g z_A \int \int e^{-kz} \sin(ky \sin \alpha) \times (-z dz + y dy) \begin{pmatrix} -\sin k^* x \\ \cos k^* x \end{pmatrix} dx + z_A \omega \omega_e \int C_3 P S y l_n \begin{pmatrix} \sin k^* x \\ \cos k^* x \end{pmatrix} dx + z_A \omega \int C_3 P N y l_n \begin{pmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{pmatrix} dx + z_A \omega V [C_3 P S y l_n \begin{pmatrix} -\cos k^* x \\ -\sin k^* x \end{pmatrix}]$	$M_{\psi} = P z_A \left\{ (f_R + h_R) dx + P z_A \frac{V}{\omega_e} h_R^A \right\}$ where Sectional Froude-Krylov Force: f_R $f_R = g e^{-ikx \cos \alpha} \int_{C_R} \pi_R e^{iky \sin \alpha} e^{-kz} dl$ Sectional Diffraction Force: h_R $h_R = \omega_e e^{-ikx \cos \alpha} \int_{C_R} (i \pi_z - \pi_y \sin \alpha) \times e^{iky \sin \alpha} e^{-kz} \Phi_R^R dl$ where $\Phi_R^R = \Phi_{Rc}^R + i \Phi_{Rs}^R$

6.3 計算結果の比較

計算は、縦波浪荷重と同様、各機関のストリップ法プログラムを用いて実施された。その結果はITTCに提出されたので、外国の結果と併せて示すことにする。

代表的な例として、 $\chi = 150^\circ$ (斜め向波) 及び $\chi = 60^\circ$ (斜め追波) 中における横波浪荷重 (横剪断力, 横曲げモーメント及び振りモーメント) の計算値を比較したものをFig. 6.3.1 ~ 6.3.6に示す。

これらの図によると、 $\chi = 60^\circ$ の場合の振りモーメントが非常に顕著なばらつきを示していることがわかる。また $\chi = 150^\circ$ の場合の振りモーメントでも、 $\omega\sqrt{L/g} = 1.2$ 付近にピークを有するものと、そうでないものの差は大きい。

従って、横波浪荷重関係では、横揺れに密接に関連する振りモーメントの計算法に問題があると推定される。

そこで次章において結果のばらつきの大きい $\chi = 60^\circ$ に焦点をしばり種々の因子について検討を行った。

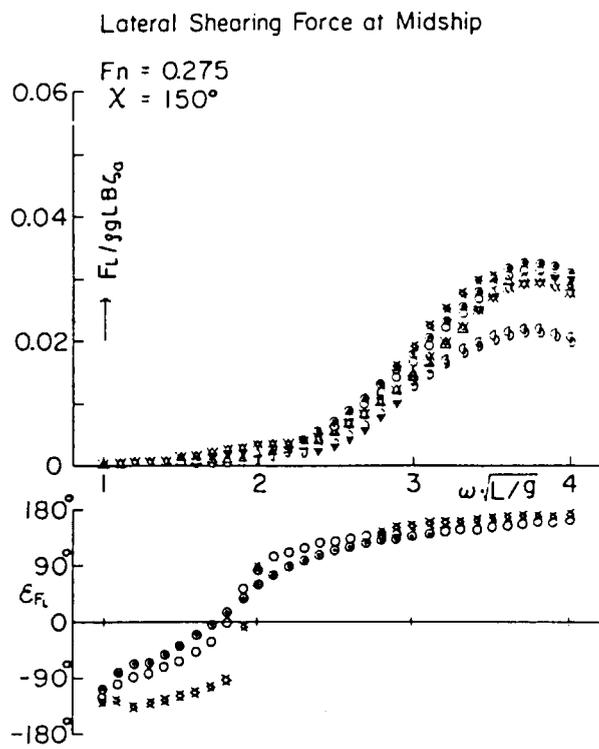


Fig. 6. 3. 1 Lateral Shearing Force at Midship
(Bow Sea)

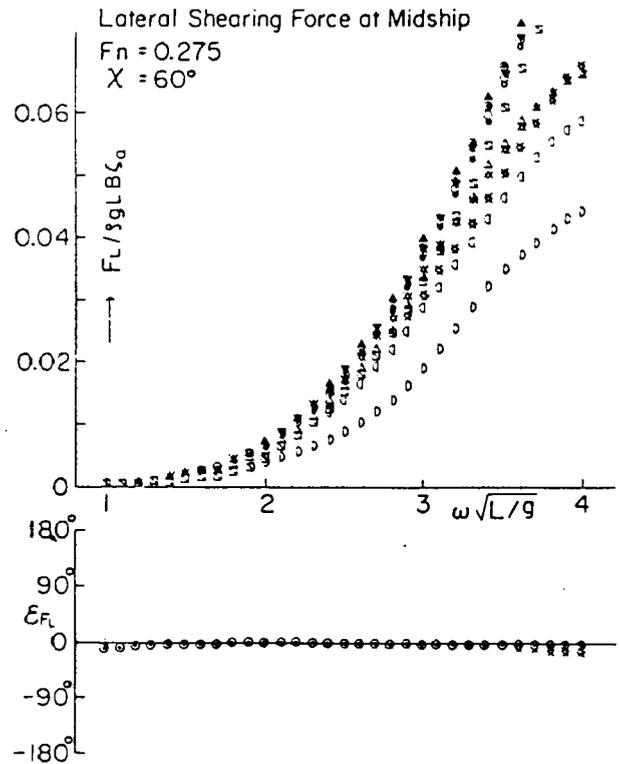


Fig. 6. 3. 2 Lateral Shearing Force at Midship
(Quartering Sea)

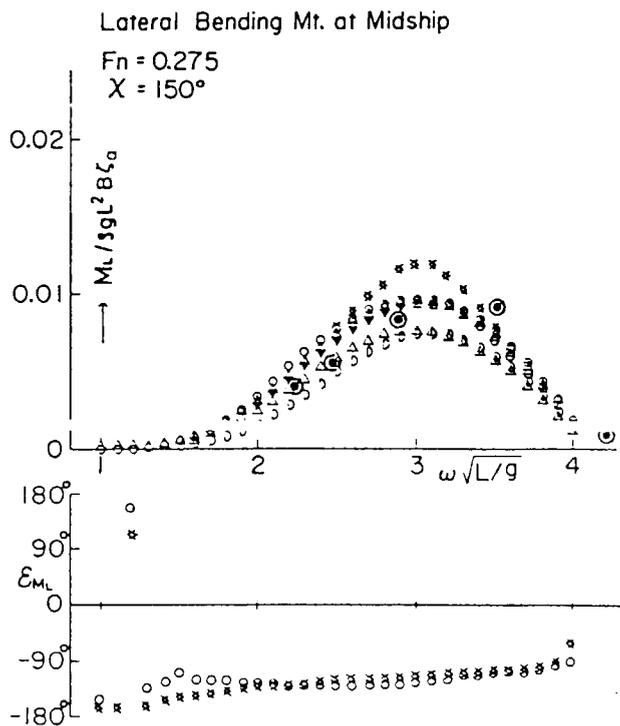


Fig. 6. 3. 3 Lateral Bending Moment at Midship
(Bow Sea)

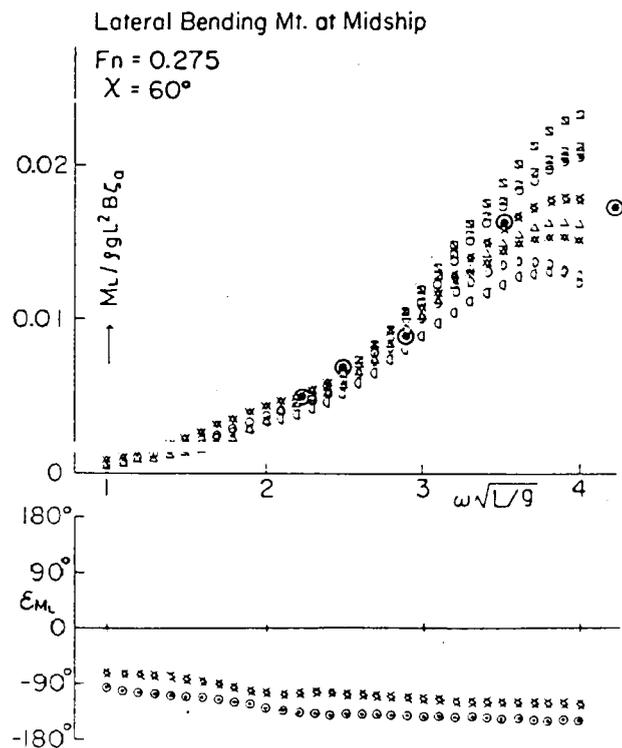


Fig. 6. 3. 4 Lateral Bending Moment at Midship
(Quartering Sea)

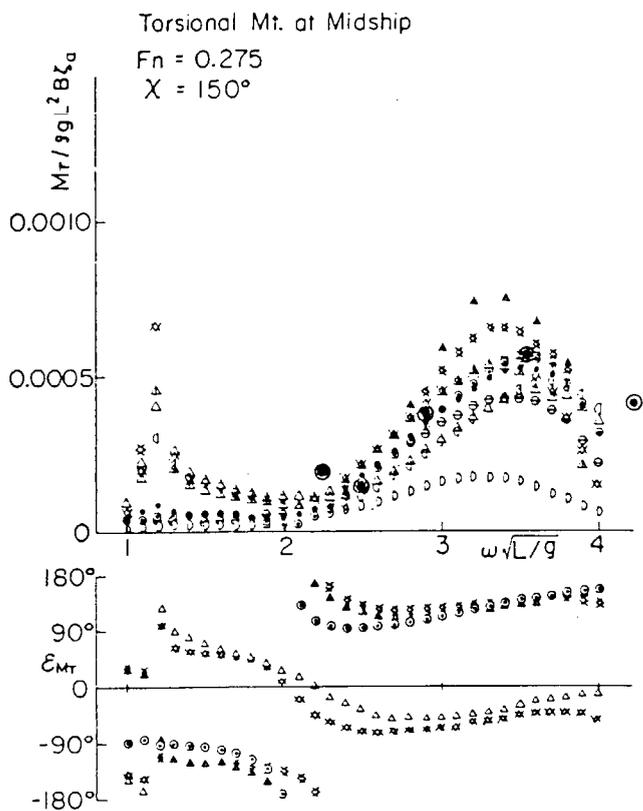


Fig.6.3.5 Torsional Moment at Midship (Bow Sea)

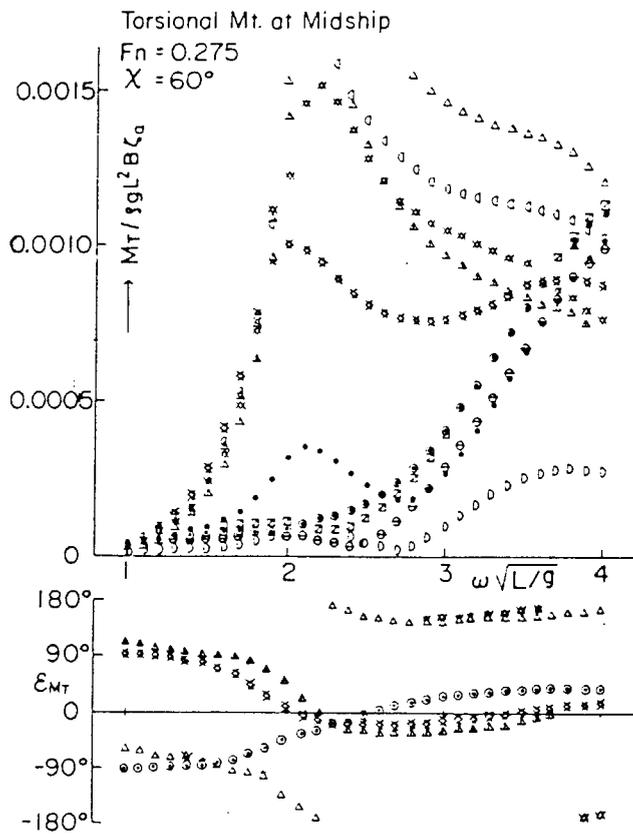


Fig.6.3.6 Torsional Moment at Midship (Quartering Sea)

Table 6.3.1 Notation Used to Represent the Results of Organizations

No.	Organization	Symbol	No.	Organization	Symbol
1	HELSINKI	□	15	SSK	●
2	AMTE (H)	△	16	DELFT	◇
3	-----		17	CETENA	⊔
4	SRI (JAPAN)	⊠	18	IHI	⊙
5	HSVA	▽	19	DREA	+
6	MMB	*	20	TRONDHEIM	⊗
7	OU	○	21	KRYLOV	x
8	MES	▲	22	NSMB	⊗
9	HSE	*	23	ROSTOCK	⊔
10	KHI	Y	24	CHSEI	
11	DTNSRDC	△	25	CSSRC	⊕
12	FBL	◇	26	SHI	⊕
13	NKK	▼	27	IRCN	∧
14	MHI	⊠	28	SNU	⊖

Experiment: ● by SRI and ○ by SHI

7. 横波浪荷重の各種計算法と模型実験データとの比較

7.1 各種計算法による計算結果の比較

7.1.1 計算法の分類

- 計算法は、(a)理論、(b)断面形状の表現法、(c) end effect termの有無、(d)座標系（船体固定又は空間固定）、(e)各断面での KG_i の想定、(f)各断面での GM_i の想定、(g)流体力係数の計算法等によって様々な種類がありうる。
- (a) 理論：2.2.1(1)で述べたように、OSM, NSM, STFMの3種類が通常使われている。
 - (b) 断面形状の表現法：2.2.1(1)で述べたように、ルイスフォームと特異点分布法の2種類が通常使われている。
 - (c) end effect termの有無：end effect termについては、横波浪荷重についても、縦波浪荷重と、考え方については同じであるので、2.2.5(5)の項に説明を譲ずる。
 - (d) 座標系（船体固定又は空間固定）：横剪断力と横曲げモーメントは、空間固定座標系で計算する方法⁽¹⁾と船体固定座標系で計算する方法⁽²⁾との2種類ある。
 - (e) 各断面での KG_i の想定：振りモーメントの計算では、各断面で KG_i が必要であるが、各断面の KG_i の想定には、船体の KG と同一と見なす方法と、各断面の形状を考慮して各断面毎に変える方法との2種類ある。通常は、 KG_i の算出が容易という理由で前者の方法が採用されている。
 - (f) 各断面での GM_i の想定：これには3種類の方法がある。即ち、
 - (i) 船体の GM を各断面の GM_i とする方法（各断面で GM_i は同一）
 - (ii) 各断面毎に、その断面での $TKMi$ から、その断面での KG_i を差し引いて得られる GM_i を使う方法（各断面で GM_i は異なる）。
 - (g) 流体力係数の計算法：流体力の計算には、Ursell-田才の方法により直接計算する方法と、既に作成されている表から補間する方法との2種類ある。

7.1.2 参加機関と計算法

計算法と計算結果との相関を調べるため、横波浪荷重プログラムを所有している機関が各々のプログラムによる計算結果を持ち寄り、これらと比較した。その際、より多くの計算例を比較するため、従来から使っていたプログラムによる計算結果の他に、新たに、別の計算法に基づくプログラムを作成し、これによる計算結果もあわせて持ち寄った機関もある。参加機関と計算法をTable 7.1.1に示す。

7.1.3 計算結果

(1) 計算条件

(a) 船速 …… $F_n = 0.275$

(b) 波方向 …… $\alpha = 90^\circ$ (quartering sea)

(c) 計算項目

(i) 横剪断力、横曲げモーメント、振りモーメントの $\omega\sqrt{L/g} = 1.0 \sim 4.0$ に対するmidshipでの応答関数

(ii) 横剪断力、横曲げモーメント、振りモーメントの $\omega\sqrt{L/g} = 3.0$ での応答関数の船長方向分布

(2) 計算結果の比較

横剪断力について、 ω ベースの応答関数をFig. 7.1.1(a)に、又、応答関数の船長方向分布をFig. 7.1.1(b)に示す。

横曲げモーメントについて、 ω ベースの応答関数をFig. 7.1.2(a)に、又、応答関数の船長方向分布を、Fig. 7.1.2(b)に示す。

振りモーメントについて、 ω ベースの応答関数をFig. 7.1.3(a)に、又、応答関数の船長方向分布をFig. 7.1.3(b)に示す。

なお、位相差については、第10回ITTCで決められた定義に従ってグラフが作成されている。

又、MHIは、次の条件を満たす非線形の横揺れ減衰率 ν を使用している。

$$\nu = N / \sqrt{IR} = 0.172 \text{ at } \omega \sqrt{L/g} = 2.2 \text{ and } 2\zeta_a/L = 1/50$$

(3) 計算結果に対する考察

(a) 横剪断力

大略、NSM/OSMで船体固定座標系のグループと、STFのグループと、その他のグループとの、合計3つのグループに分けられる。

(b) 横曲げモーメント

大略、NSM/OSMで船体固定座標系のグループと、空間固定座標系でend effect termのないグループと、その他のグループと、合計3つのグループに分けられる。

(c) ねじりモーメント

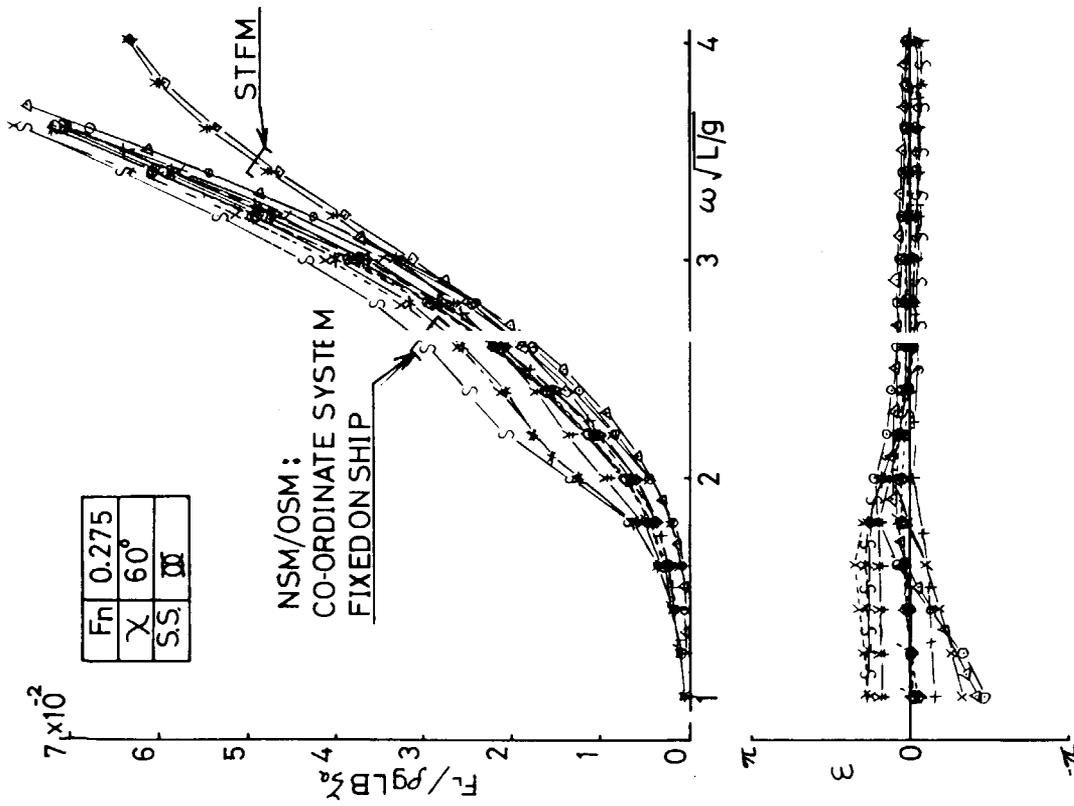
大略、各断面でGMiが可変のグループと、一定のグループとに分けられ、この2者間では、応答関数の大きさは格段に異なる。なお、応答関数の船長方向分布で、IHIは特異であるが、これは、各断面でのKGiの計算法が他と異なるのが原因であると推察される。

Table 7.1.1 Organizations and Calculation Methods

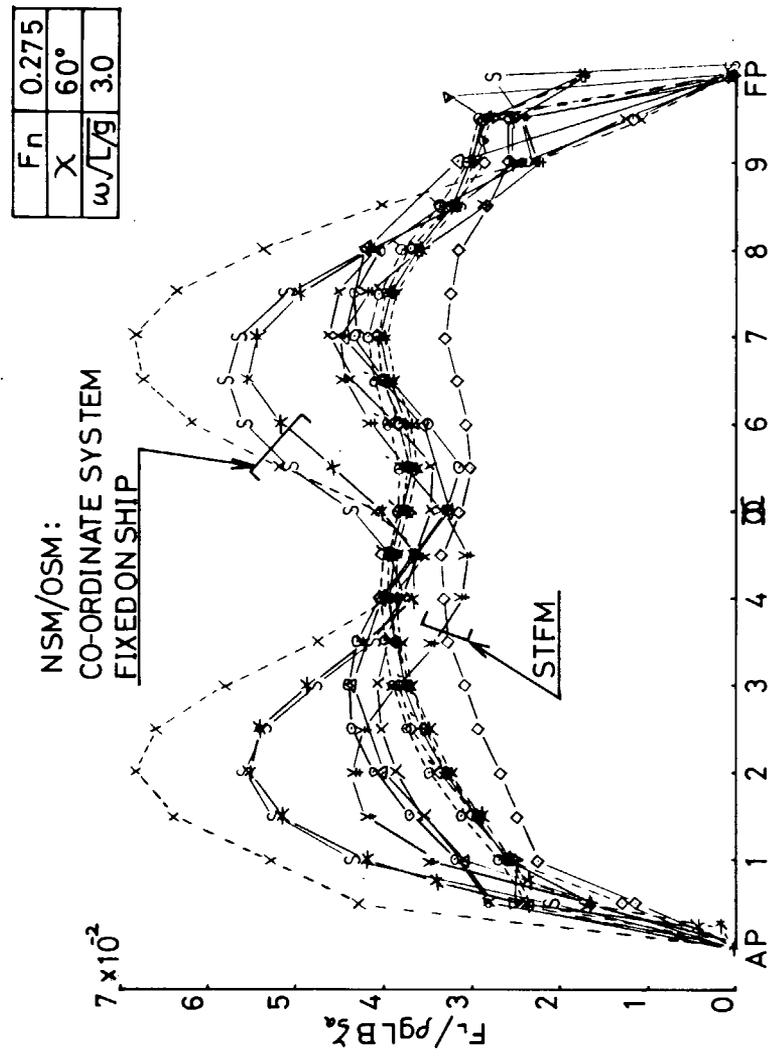
Organization	Symbol	Theory	Hull	End effect term	Co-ordinate system	KGi	GMi	Hydrodynamic coefficients
三菱重工業(株)	MHI	— ¥ —	STFM	↑	○		○	○
日本鋼管(株)	NKK	— ◇ —	"				○	○
"	"	... ◇ ...	↑				○	○
三井造船(株)	MES	— ⊙ —		○				
"	"	... ⊙ ...	NSM	2parameter				
住友重機械工業(株)	SHI	— S —	Lewis form		○		○	
日本海事協会	NK	— * —	(CSM) ↓		○			
"	"	... * ...	↑					
川崎重工業(株)	KHI	— + —						
石川島播磨重工業(株)	IHI	— △ —	OSM	○		○		○
佐世保重工業(株)	SSK	— ▽ —					○	
三井造船(株)	MES	... ⊙' ...	↓					
東京大学	TU	— × —	Singularity	○			○	○
"	"	... × ...	↓	distribution method	○	○	○	○

Remarks

- End effect term : ○ → with e.f.t, no mark → without e.f.t
- Co-ordinate system : ○ → fixed on ship, no mark → fixed on space
- KGi, GMi : ○ → variable in each section, no mark → constant in each section
- Hydrodynamic coefficients : ○ → by direct calculation, no mark → by interpolation in table
- CSM, 'Consistent Strip Method' developed by NK⁽³⁾ (≠ NSM)

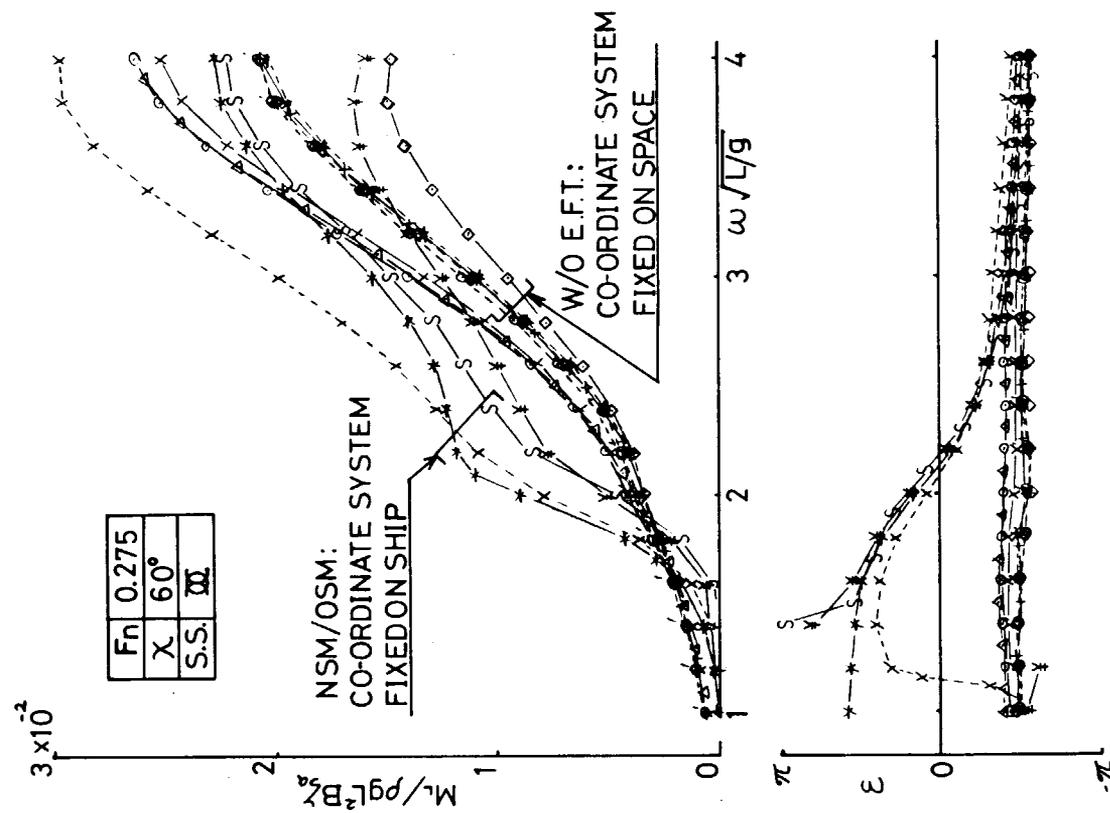


(a) Lateral Shearing Force at Midship

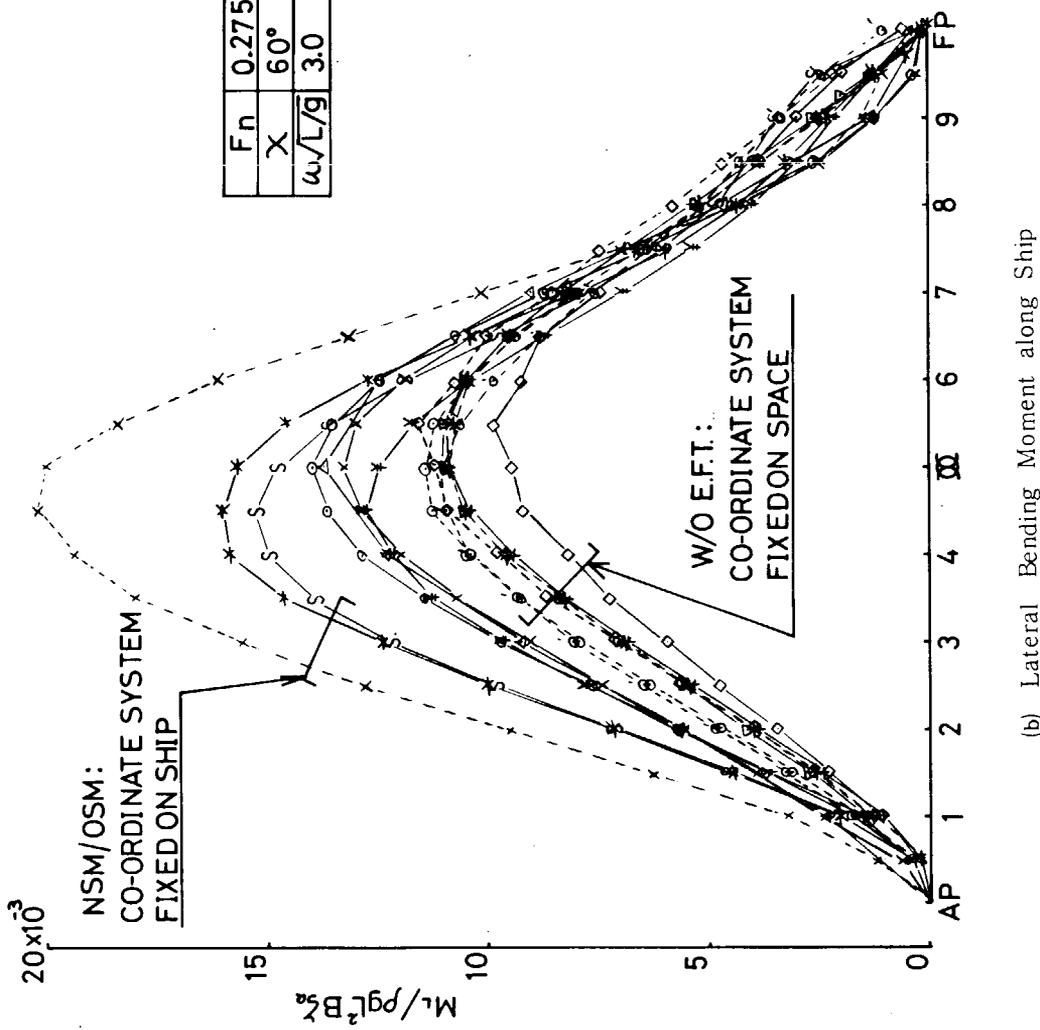


(b) Lateral Shearing Force along Ship

Fig. 7.1.1 Lateral Shearing Force



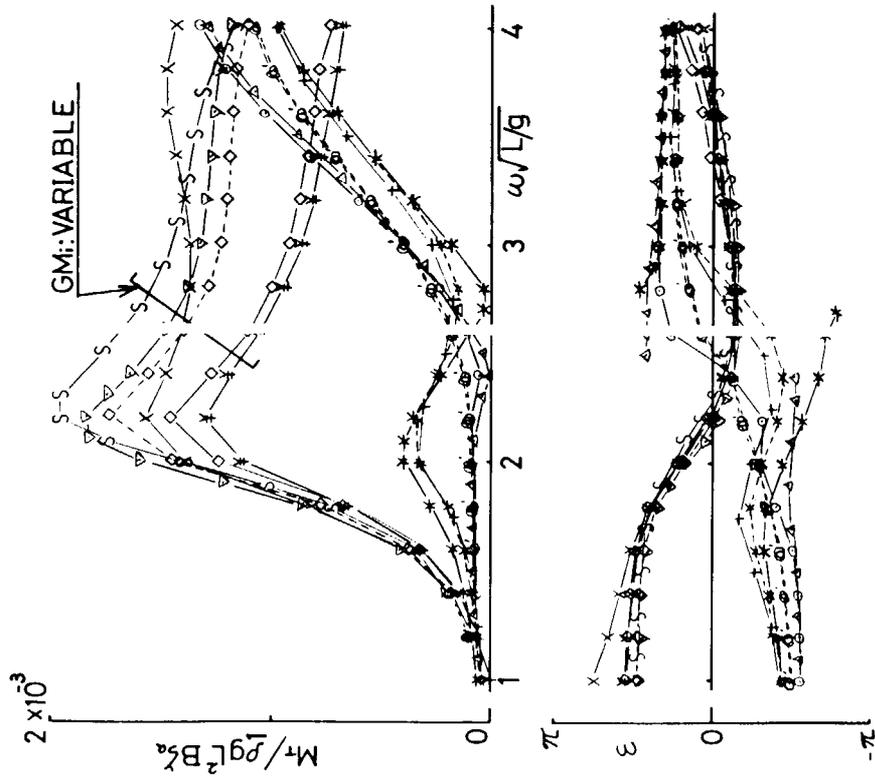
(a) Lateral Bending Moment at Midship



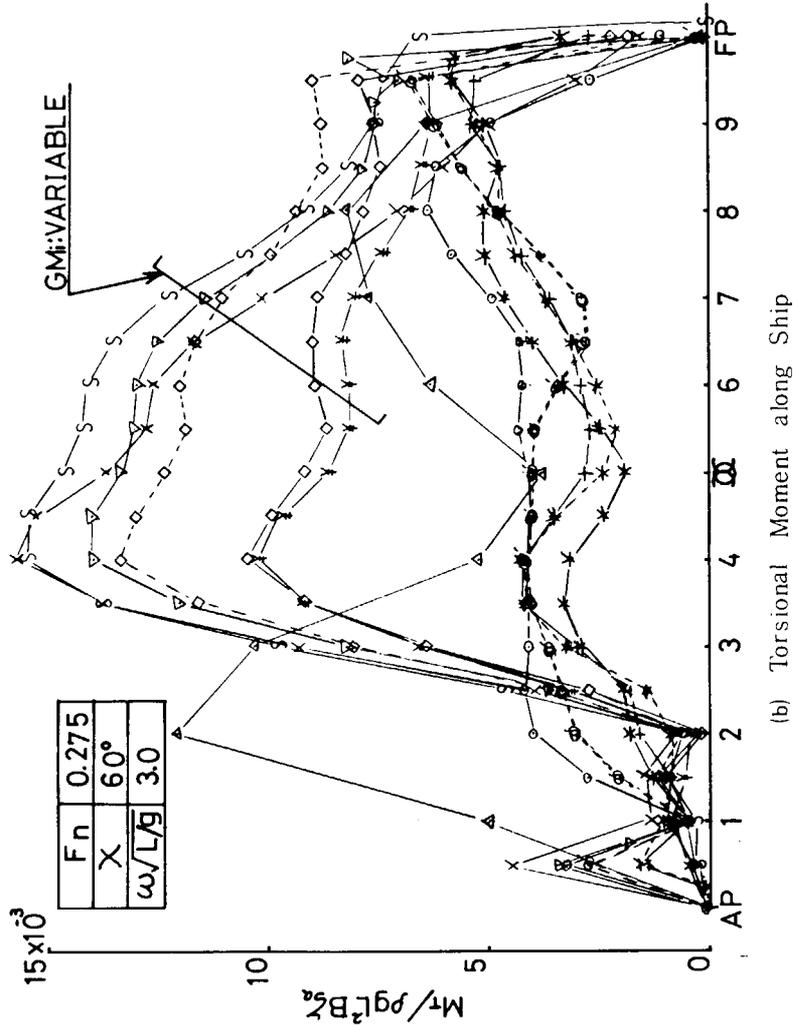
(b) Lateral Bending Moment along Ship

Fig. 7.1.2 Lateral Bending Moment

F_n	0.275
χ	60°
S.S.	∞



(a) Torsional Moment at midship



(b) Torsional Moment along Ship

Fig. 7.1.3 Torsional Moment

7.2 模型実験データとの比較

ここでは、供試船型の3m模型を用いて行なった水槽実験結果を数例の計算結果と比較して示す。なお計算法は、end effect term なしのNSMである。

7.2.1 実験状態

供試模型船の主要目および実験状態は、4.1.1節で述べた状態と同じである。横波浪荷重は、 $F_n = 0.20$ ，出会角 $\chi = 150^\circ, 120^\circ, 90^\circ, 60^\circ, 30^\circ$ の場合について計測した。

7.2.2 横せん断力，横曲げモーメントの比較

船体横断面に働く波浪荷重の推定計算は、従来、船体運動が微小であるとして、空間固定座標系での縦荷重，横荷重を求めていたが、新開・福田¹⁾は、船体強度解析に関連する横せん断力，横曲げモーメントについては、船体固定座標系での値として、計算されるべきであるとして、その計算法を示した。これは従来の空間固定座標系での横波浪荷重の計算式に、横揺角度による修正項を加えた形となり、船体固定座標系での波浪荷重の微小運動時の近似計算法であるといえる。

一方、通常の水槽実験では、波浪荷重は船体固定のロード・セルによって計測されるので、このような計算結果は、実験値とも良く合致することが期待される。そこで、この計算法による推定値と実験結果とを比較した。

Fig. 7.2.1, 7.2.2に横せん断力(LSF)，横曲げモーメント(LBM)の実験値と計算値の比較を示す。図中○印は規則波中の，△印は過渡水波中の実験値である。計算値は従来の計算結果を破線で，上記修正計算結果を実線で示した。両計算とも実験に使用したガイド装置質量等の影響を考慮してある。

実線で示される船体固定座標系での横せん断力，横曲げモーメントは，破線で示される従来の計算値よりも実験値をより適切に推定している。特に横揺振幅が大きくなる横揺同調周波数(矢印で示す)付近においての振幅値，また位相差の全般的な一致度において改善されていることが明らかである。

ただし、詳細にみれば、横せん断力の計算値は短波長域において、実験値と定量的に一致しない。向い波中では過少，追い波中では過大である。しかし総合的には、本計算法は横せん断力，横曲げモーメントを概略推定できるといえよう。

7.2.3 振りモーメントの比較

各断面位置でのメタセンタ高さの重要性は、従来あまり認識されていなかったため、多くの場合、各断面のメタセンタ高さ \overline{gm} は、船全体の \overline{GM} に等しいと仮定して、ねじりモーメント等を計算していた。しかし各断面でのメタセンタ位置は、Fig.7.2.3に示すように船長方向に複雑に変化している。

これを考慮した場合としない場合のねじりモーメントの計算値を実験値と比較してFig. 7.2.4に示す。実線は実際の \overline{gm} を用いた場合、点線は \overline{gm} がすべて船全体での \overline{GM} に等しいと仮定した場合である。両者の差は横揺れの大きい範囲で特に大きくなり、メタセンタ高さを一定としたのでは、実験値の傾向を推定し得ないことがわかる。(矢印は横揺同調を示す)

実線と実験値とを比較すると、斜め追い波中を除いては振幅値は良く一致している。斜め追い波中で過大となっているのは、この範囲での横揺計算値が実験値に対して過大なためと考えられる。しかし、斜め追い波中でも傾向的には一致していることから、ねじりモーメントも横揺と同程度の精度で推定可能であるといえよう。

参 考 文 献

- 1) 新開明二，福田淳一，“波浪中の船体に誘起される水平方向剪断力と曲げモーメントの計算法について”，九大工学集報，第55巻，第2号，(1982.3)

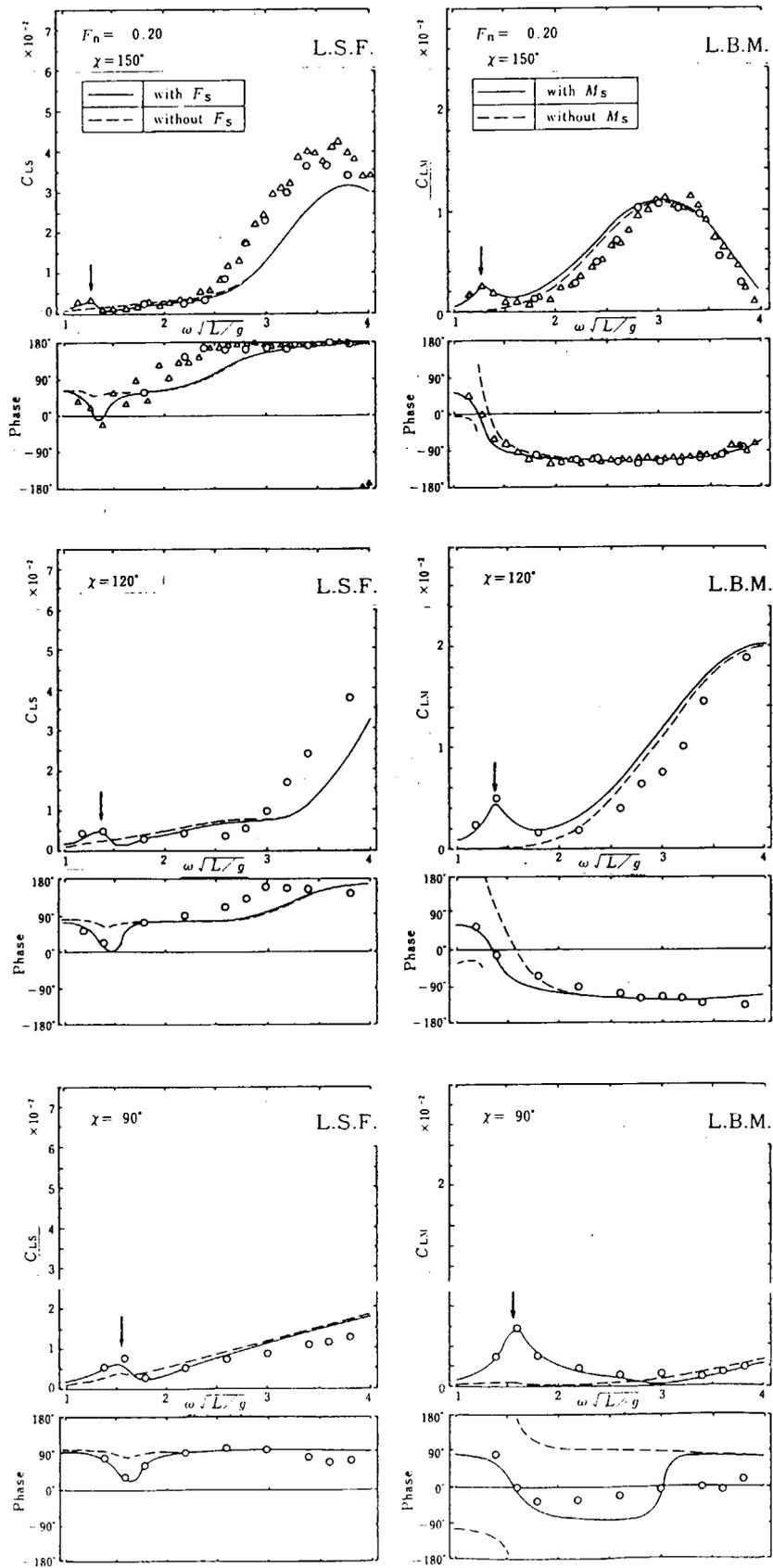


Fig. 7.2.1 LSF & LBM ($F_n=0.20$, $\chi = 150^\circ, 120^\circ, 90^\circ$)

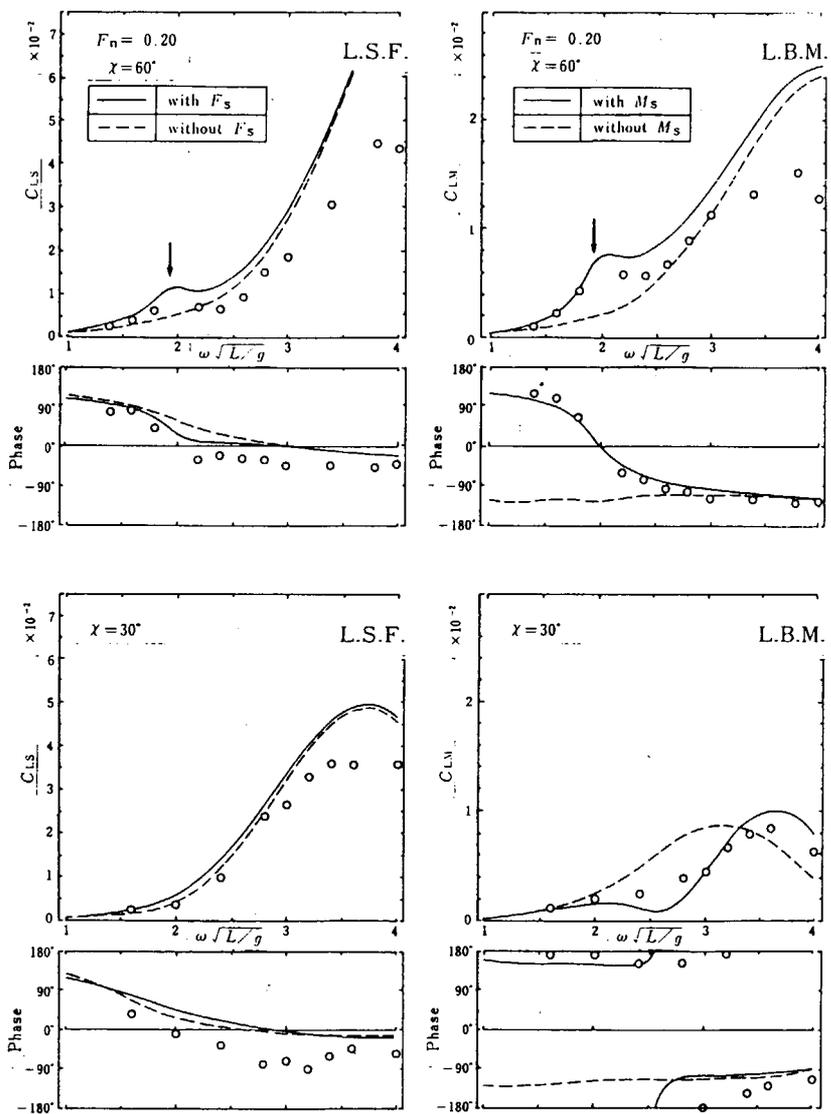


Fig. 7.2.2 LSF & LBM ($F_n=0.20$, $\chi = 60^\circ$; 30°)

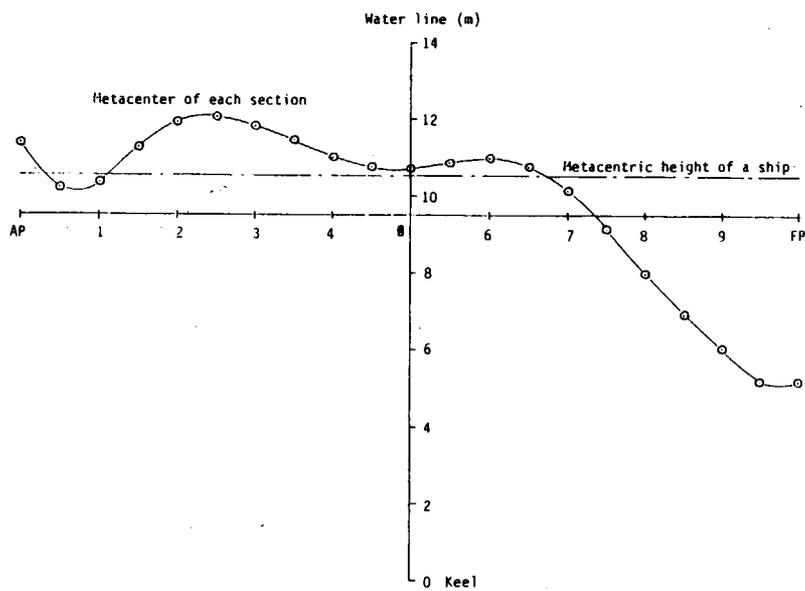


Fig. 7.2.3 Metacentric Height Distribution

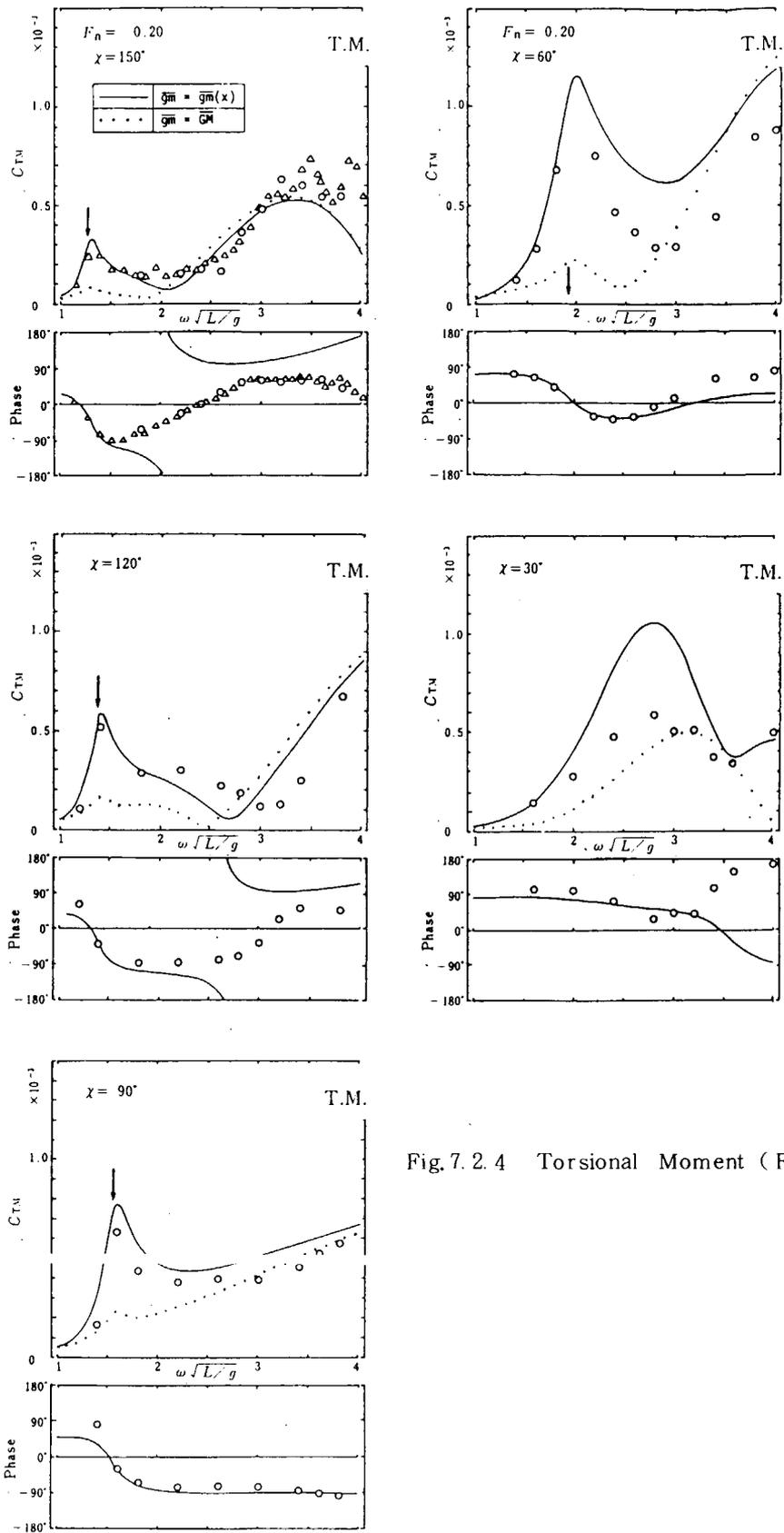


Fig. 7. 2. 4 Torsional Moment ($F_n = 0.20$)

7.3 横波浪荷重の改良計算法の提案

ITTC 比較計算では、横揺れ同調付近で船体のねじりモーメントが大幅にばらつくことから、これを解明するため横運動及び横波浪荷重の既存の計算プログラムに、下記のような種々の修正を施した計算を各機関で行い、その結果を比較した。

- (1) OSM, NSM 及び STFM のオリジナルなプログラムによる計算
- (2) KG の値は船の全断面について船全体の KGo 値と同じにするが、KM については、各断面形状に応じて求めて i 断面の GMi 値を

$$GM_i = KM_i - KGo$$

とする。

- (3) 各断面の流体力を、いわゆる close-fit 法で計算する。
- (4) end effect term を含んだ計算
- (5) 横曲げ及び横剪断力の成分に、船体の重量と浮力の船長分布に起因する静的縦剪断力及び縦曲げモーメントが横揺れによって船体固定座標で考えた横剪断力及び横曲げモーメントを加える計算（新開・福田の方法、付録2参照）。

上記の諸因子を単独で考慮に入れた計算や、その幾つかを同時に考慮した計算を持ちより比較した結果、7.1.3 で示したように、(2)及び(5)の修正を施した計算法がよいことがわかった。特にこれまでの計算では考慮されなかった(5)の修正を加えることによって、横揺れ同調近傍の周波数において、横剪断力と横曲げモーメントの計算値が振幅・位相とも実験値とよく合うように改良される。

そこで、横波浪荷重の計算法としては、従来の O.S.M., N.S.M., S.T.F.M を用い、次の条件を考慮に入れるのが、より合理的な計算法であるといえる。即ち、

- (a) 各断面の GMi には、各断面の TKMi から、各断面の KGi を差し引いた値を使う。KGi の推定には多くの困難が伴うので、船体全体の KG の値を用いることもあるが、より正確な振りモーメントの計算には GMi として、 $GM_i = TKM_i - KG_i$ の値を使うべきである。
- (b) 横剪断力、横曲げモーメントの計算は、船体固定の横方向の応答値として考え、重量と浮力の船長分布に起因する静的縦剪断力及び静的縦曲げモーメントに横揺れ角をかけた成分を加えるべきである。何となれば船体構造の設計には船体固定座標で波浪荷重を計算する必要があるからである。

この2つの改良点を満足したプログラムについて、end effect term の有無、断面流体力の計算法の相違、各計算理論の相違が計算結果に与える影響を調らべるため、各機関はそれぞれ改良計算を行いその結果を再度比較することにした。但し、(a)に関しては、各断面の KGi は船体全体の KG の値をそのまま使うこととした。

なお、ストリップ法計算に関する全般的な留意事項を次に述べる。

船体全体の GM 値と KG 値の関係について

ルイフォームもしくは特異点分布法により船体断面形状を決め、それに基づいて、静水圧に基く力も計算すると自ずと TKM の値が決まってしまう。

ところが、実船の船体断面形状と計算に使った近似船体断面形状とが大きく異なるような断面では TKM の値も実船と大きく異なる恐れがある。そのような場合には、実船の KG と GM 値とを入力しても、計算で出る TKM を用いて求めた GM 値と異なることになる。従って、 $TKM = GM + KG$ となっているかどうかを確認するチェック機能が必要である。

このような計算手法上の矛盾を避けるためには、次の方法が考えられる。

- (1) 静水圧に基く力及びフルード・クリロフの力を計算する場合には線図に基づいて正確に入力した断面形状を入力する。流体力係数の計算は、2-パラメータのルイフォームを用いた近似断面を用いてもよい。計算時間の点から見ると、2-パラメータ・ルイフォーム断面について予め計算した流体力係数の数表を用いる方法は非常に利

点を有しているので、船体設計への利用価値は高い。

- (2) 縦波浪荷重計算に際しても、船長に沿った重量の分布や浮力の分布と船体全体の重心位置等の関係が整合していないと、船の端部で曲げモーメントが残る等の不具合が生じるので、チェックする機能が必要であることは、5.2で述べた通りである。

8. 横波浪荷重の改良計算法による計算結果の比較

8.1 各機関の計算結果の比較

8.1.1 参加機関と計算法

参加機関と計算法を Table 8.1.1 に示す。ただし、座標系はすべて船体固定座標系であり、各断面の $G M_i$ は、断面毎に変化している。

なお、計算の条件として、 $K G_i$ は船長方向に一定 (9.52m) としてあるが、各断面の形状を考慮して、より現実的な、各断面の $K G_i$ を推定する試みとして、次に示す IHI の推定式がある。これは上甲板以下の各断面の図心をその断面の重心とみなす考えである。つまり、船体全体の $K G$ を各断面の $K G_i$ とする方法が第1近似で、IHI 方式が第2近似である。

$$l'_i = \frac{s \cdot l - y_w (D-d)^2}{s + 2y_w (D-d)}$$

S : 各断面での喫水線下の面積

$$K G_i = (d - l'_i) \times \frac{W \cdot K G}{\int_{A.P.}^{F.P.} w (d - l') dx}$$

W : 船体の排水量

w : 各 strip での重量

本船について、このように計算された $K G_i$ の、船長方向分布を Fig. 8.1.1 に示す。A.P.~S.S.1を除いては、船体全体の $K G$ (9.52m) \pm 1.0m 以内に入っていて、おおむね $K G_i$ は $K G$ に近いことがわかる。

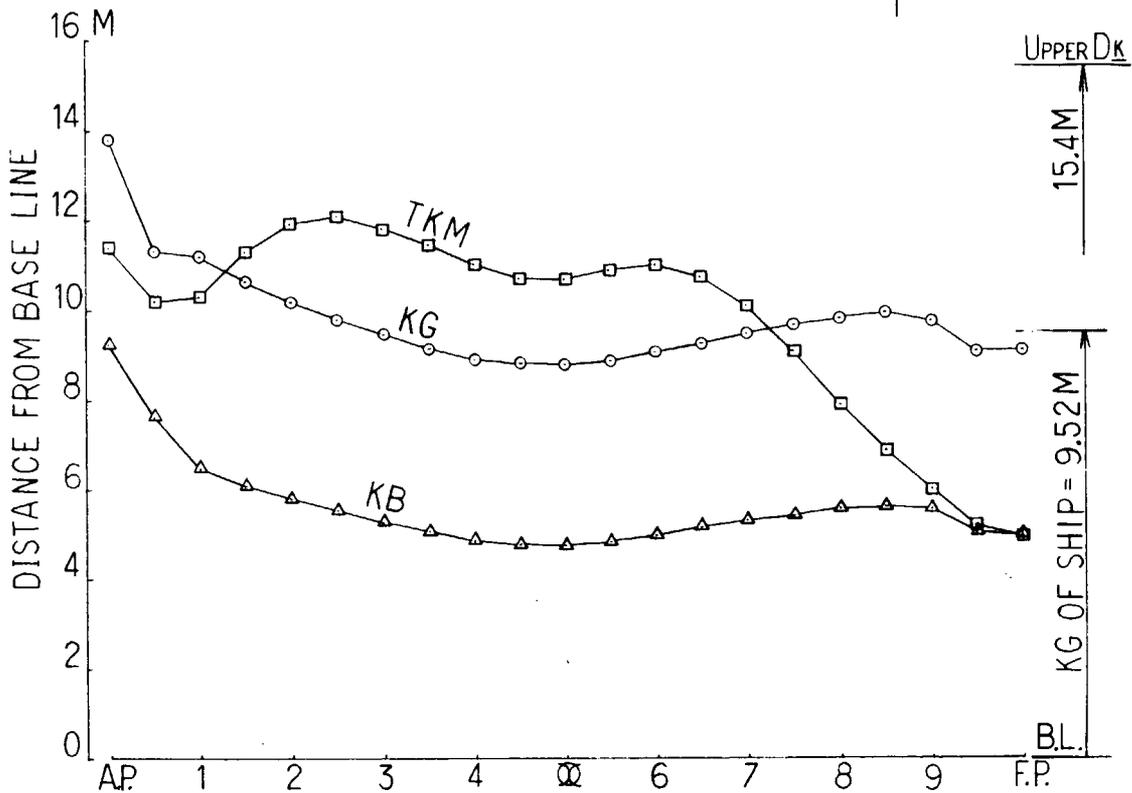
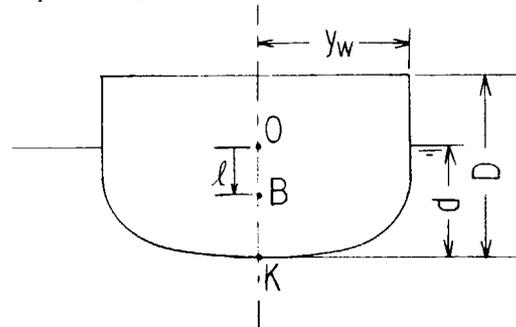


Fig. 8.1.1 $K G$, $K B$ and $T K M$ for Each Section

8.1.2 計算結果

各機関より寄せられた計算結果を整理すると、計算結果は、次の3つの計算法に従ってグループ化されていることがわかった。即ち

- (a) OSM又はNSMで end effect term 有り
- (b) OSM又はNSMで end effect term 無し
- (c) STFM

各機関の計算法で(a)の計算法によるものは、Fig. 8.1.2(a)~(f)に示し、(a)の計算法によるものは、Fig. 8.1.3 (a)~(f)に示す。(c)の計算法によるものは、計算例が2つしかないので、8.2の考察の項で示すことにして、この項では示さない。

Table 8.1.1 Organizations and Calculation Methods

Organization		Symbol	Theory	Hull	End effect term	Coordinate system	KGi	G Mi	Hydrodynamic coefficient
三菱重工業(株)	MHI	—¥—	STFM	↑	○	↑		↑	○
日本鋼管(株)	NKK	—◇—	"						○
"	"	…◇…	↑						○
三井造船(株)	MES	…○…			○				
"	"	…○…	NSM						
住友重機械工業(株)	S HI	…S…		2 parameter		fixed		variable	
日本海事協会	NK	…*…	(CSM)	Lewis form		on ship		in each	
"	"	—*—	↑					section	
川崎重工業(株)	KHI	—+—							
石川島播磨重工業(株)	I HI	—△—			○				○
佐世保重工業(株)	SSK	—▽—	OSM						
三井造船(株)	MES	—○—							
石川島播磨重工業(株)	I HI	—△—		↓	○		○		○
東京大学	TU	—×—	↓	singularity dis.method	○	↓		↓	○

Remarks

- ・ End effect term : ○ → with e.f.t, no mark → without e.f.t
- ・ KGi : ○ → variable in each section, no mark → constant in each section
- ・ Hydrodynamic coefficient : ○ → by direct calculation, no mark → by interpolation in table

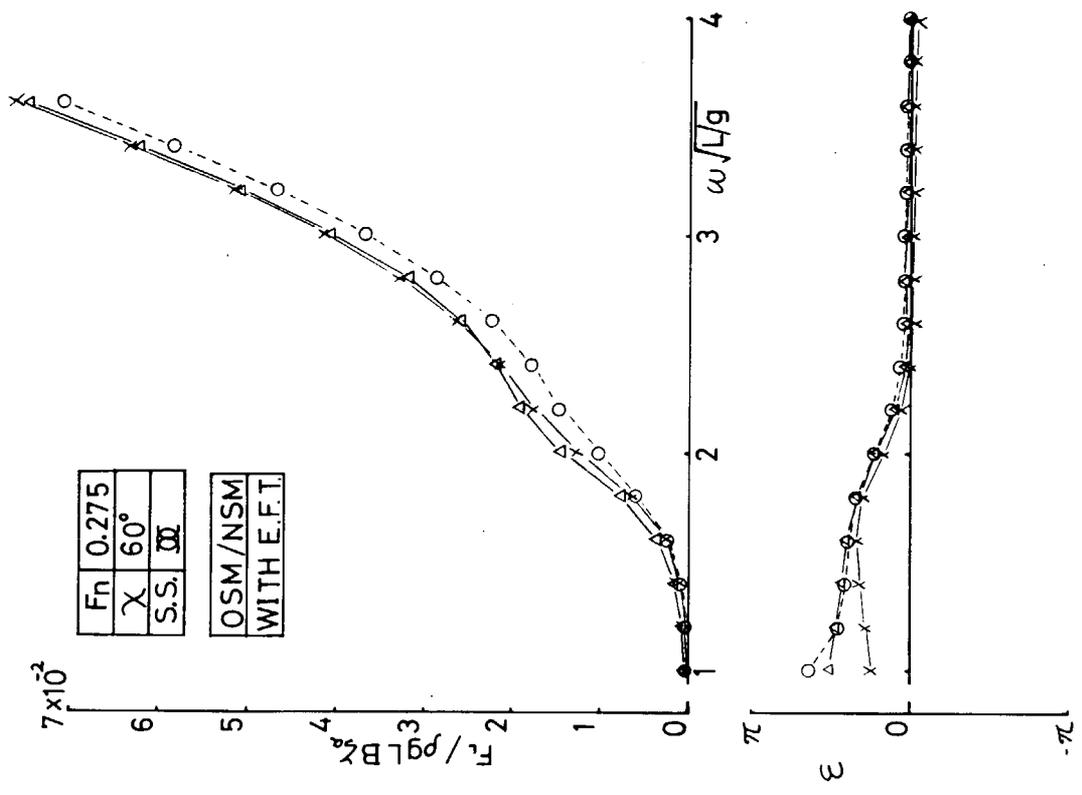


Fig 8. 1.2(a) Lateral Shearing Force at Midship

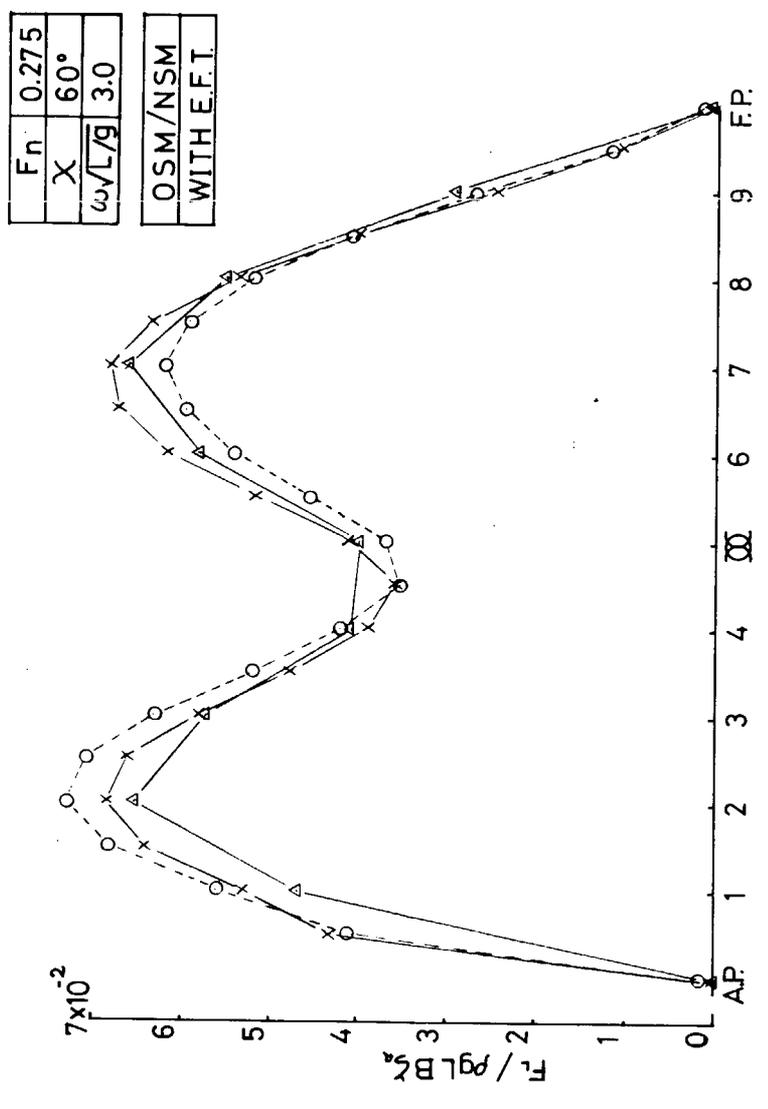


Fig 8. 1.2(b) Lateral Shearing Force along Ship

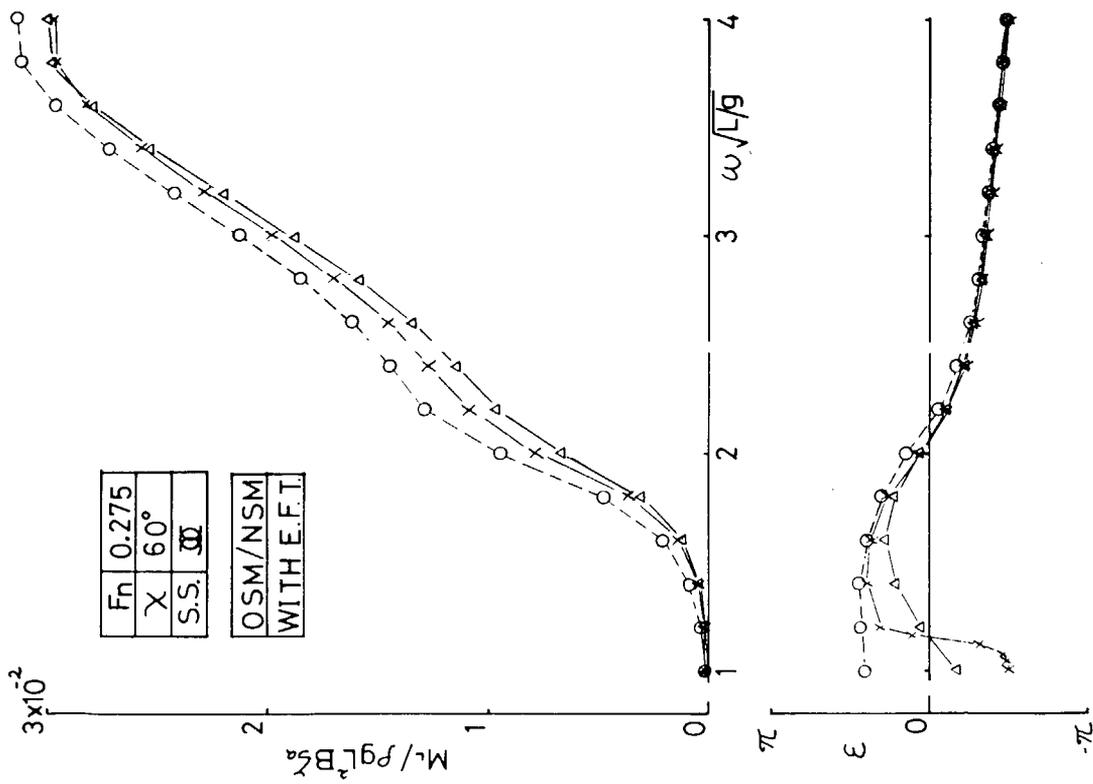


Fig 8.1.2(c) Lateral Bending Moment at Midship

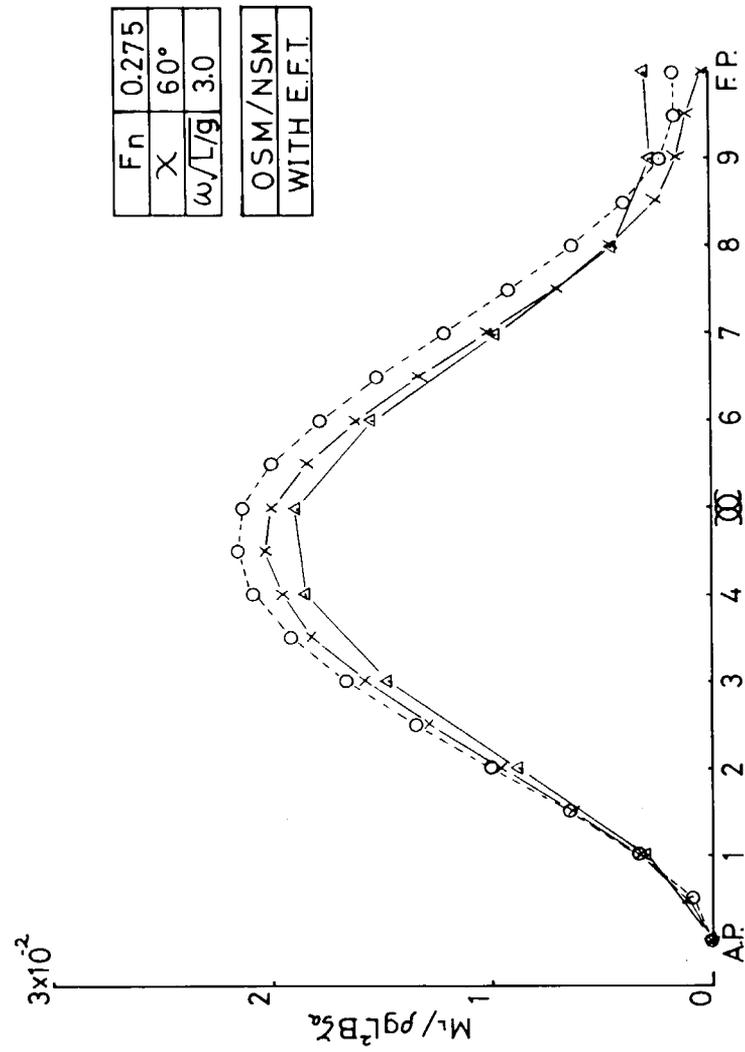
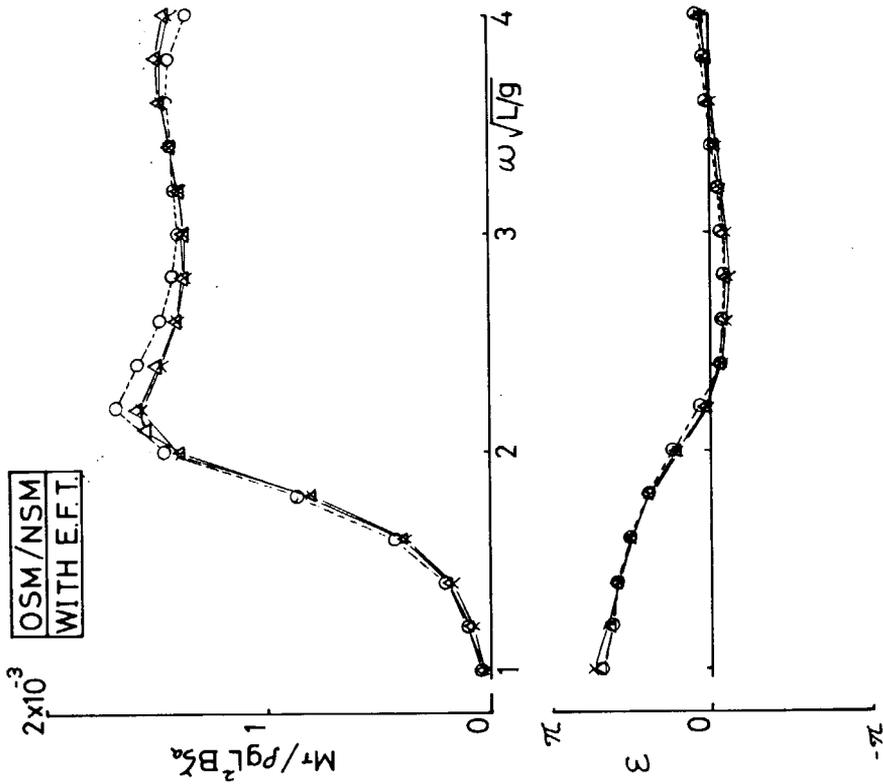


Fig 8.1.2(d) Lateral Bending Moment along Ship

F_n	0.275
χ	60°
S.S.	∞

OSM/NSM
WITH E.F.T.



F_n	0.275
χ	60°
$\omega \sqrt{L/g}$	3.0

OSM/NSM
WITH E.F.T.

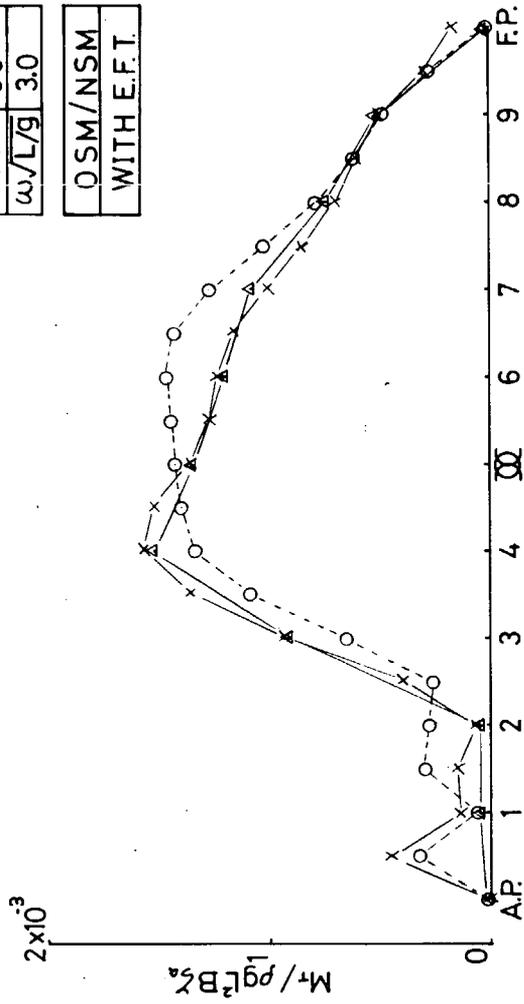


Fig 8.1.2(f) Torsional Moment along Ship

Fig 8.1.2(e) Torsional Moment at Midship

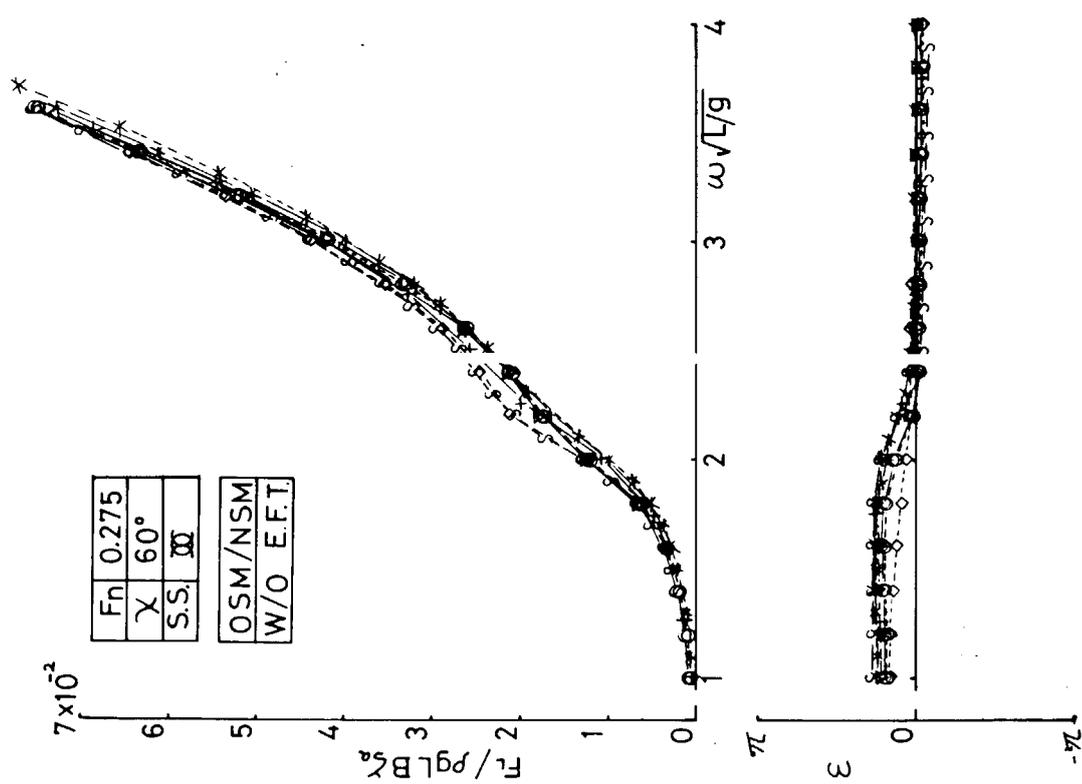


Fig 8.1.3(a) Lateral Shearing Force at Midship

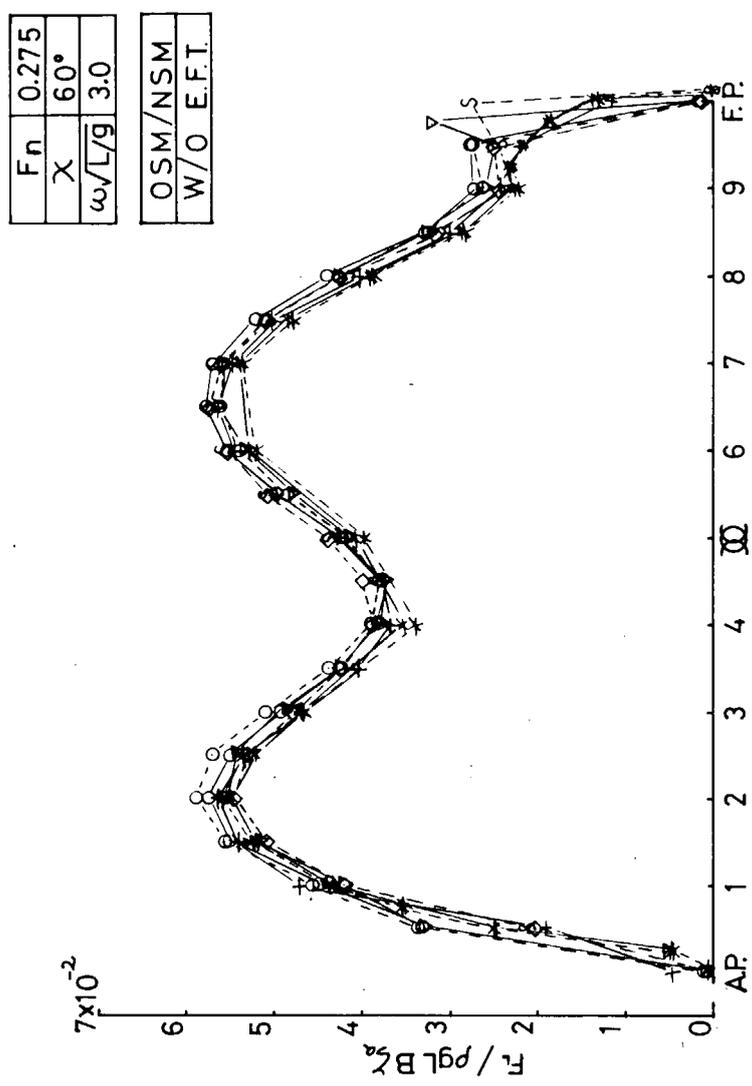


Fig 8.1.3(b) Lateral Shearing Force along Ship

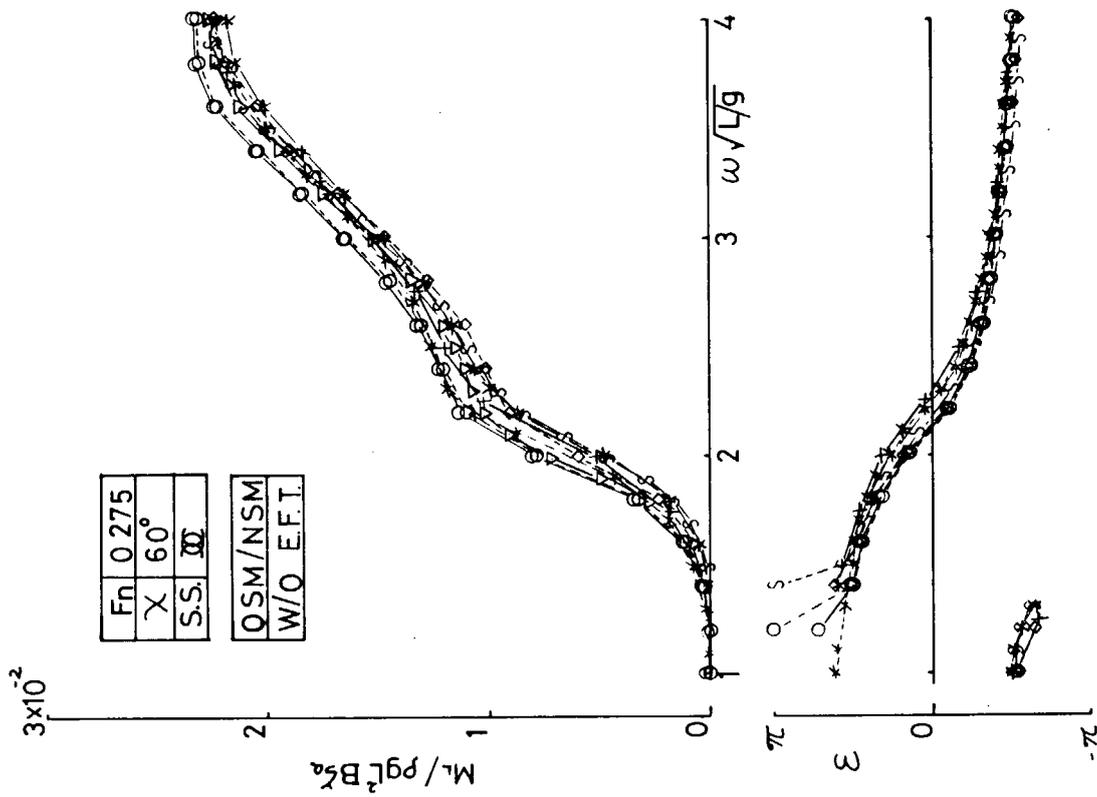


Fig 8.1.3(c) Lateral Bending Moment at Midship

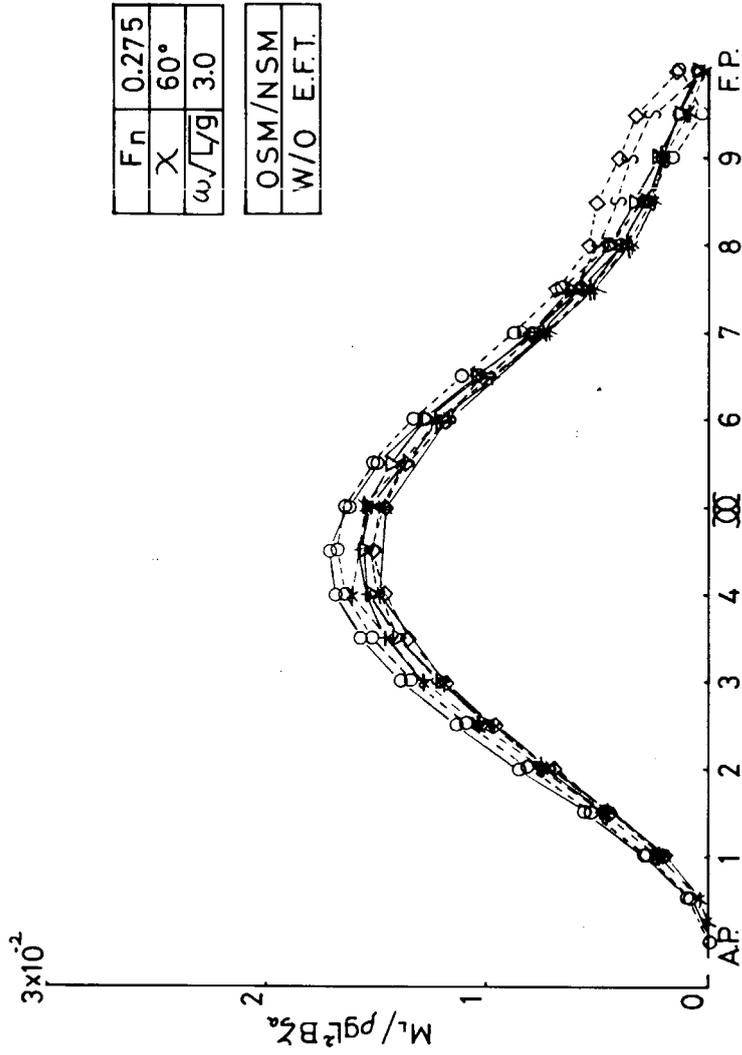
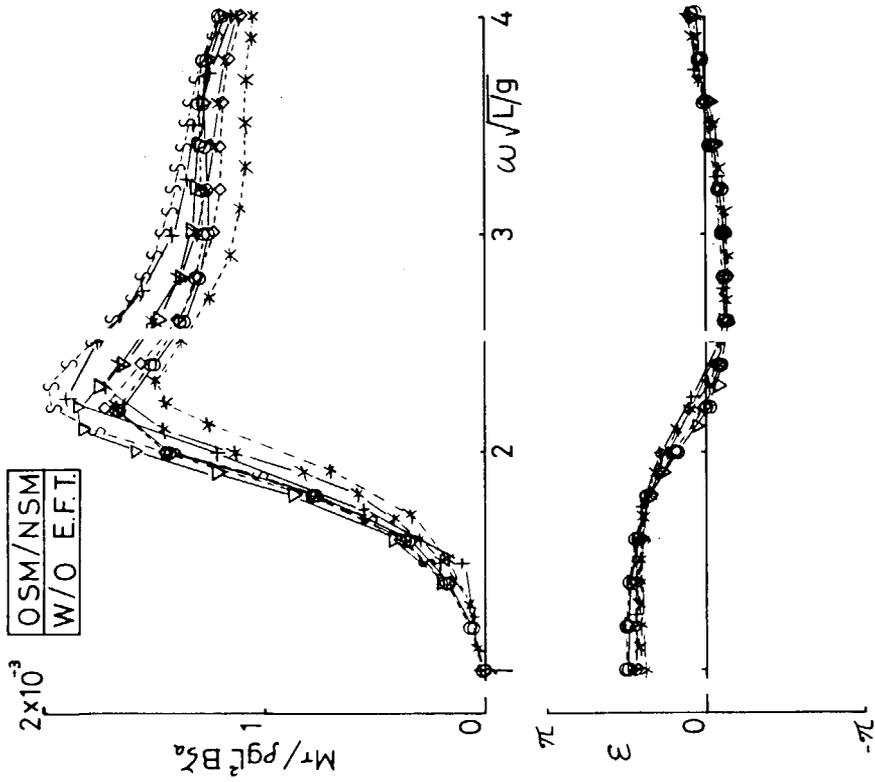


Fig 8.1.3(d) Lateral Bending Moment along Ship

F _n	0.275
χ	60°
S.S.	∞

OSM/NSM	
W/O E.F.T.	



F _n	0.275
χ	60°
ω√L/g	3.0

OSM/NSM	
W/O E.F.T.	

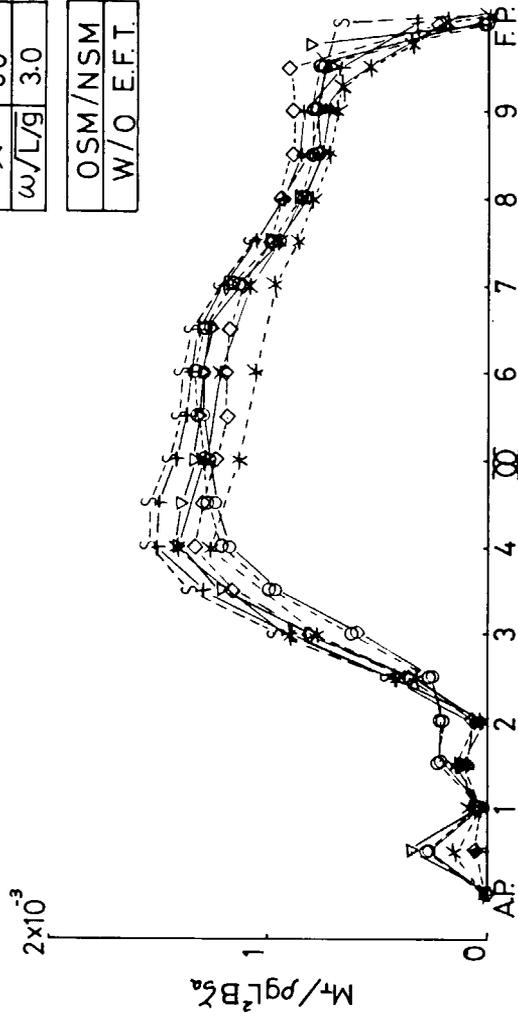


Fig 8.1.3(f) Torsional Moment along Ship

Fig 8.1.3(e) Torsional Moment at Midship

参 考 文 献

1) 例えば

「第2回耐航性に関するシンポジウム」 日本造船学会 昭和52年12月

2) 新開, 福田

「波浪中の船体に誘起される水平方向剪断力と曲げモーメントの計算法について」 九大工学集報 昭和57年3月

3) 日 笠

「規則波中の船体運動および波浪断面力」 1979年(未公開)

8.2 考 察

8.2.1 計算法に関する考察

(1) 理論と end effect term の有無による計算結果の相違

OSM又は、NSMで、end effect termの有る方法、OSM又は、NSMでend effect termの無い方法、STFM(end effect termの有る場合と無い場合)の、合計4種類の方法による計算結果を重ね書きしたものをFig. 8. 2. 1(a)~(f)に示す。これから次の事がわかる。

(a) end effect term

OSM又はNSMではend effect termの有無により、波浪荷重の計算値は、はっきりと分れているが、その差は比較的小さく、無視することもできる。STFMについては、計算例は少ないが、end effect termの有無により、波浪荷重の計算結果には、有意な差はない。

しかし、横運動に対しては、end effect termの影響は無視できないようである。SR108 コンテナ船の斜め追波中の横運動の計算値と実験値を比較してFig. 8. 2. 2に示す。これによると、end effect termの有る計算値の方が、実験値に近い値を示している。この結果を見ると、end effect termの有る方が、より合理的のように思えるが、end effect termの力学的意味が必ずしも明確でないこともあり、これについては、さらに検討する必要がある。

(b) 理 論

Fig. 8. 1. 2とFig. 8. 1. 3とを参照することから分かるように(OSMは実線、NSMは破線で示されている) OSMとNSMには、計算結果にほとんど差はない。しかし、この両者とSTFMとは、明瞭な差があり、STFMの方が概して小さ目に出てきている。

(c) 各断面のKGiの計算法

各断面のKGiの計算法の差が現われる振りモーメントを調べると(Fig. 8. 2. 1(e)と(f))、KGiの差は、計算結果に大きな影響を与えていることがわかる。KGiの推定方法としては、目下のところ、IHI方式が、最も妥当であると思われるが、それでも実船のKGiと、どれ程一致しているかは不明である。実船でも模型船でも、実際のKGiがわかる場合には、それを使用することが望ましい。

(d) 流体力係数の計算法

流体力係数の計算法には、Ursell-田才法により直接計算する方法と、この方法によりあらかじめ計算された表($0.0 < \xi_d < 5.0$)になっている値から補間する方法の2種類があるが、今までの計算の範囲が、

$$0.04 < \xi_d < 0.18 \quad (\xi_d = \omega_e^2 \cdot d_{\text{H}} / g)$$

であるので、Fig. 8. 1. 2とFig. 8. 1. 3とからわかるように両者に差はない。

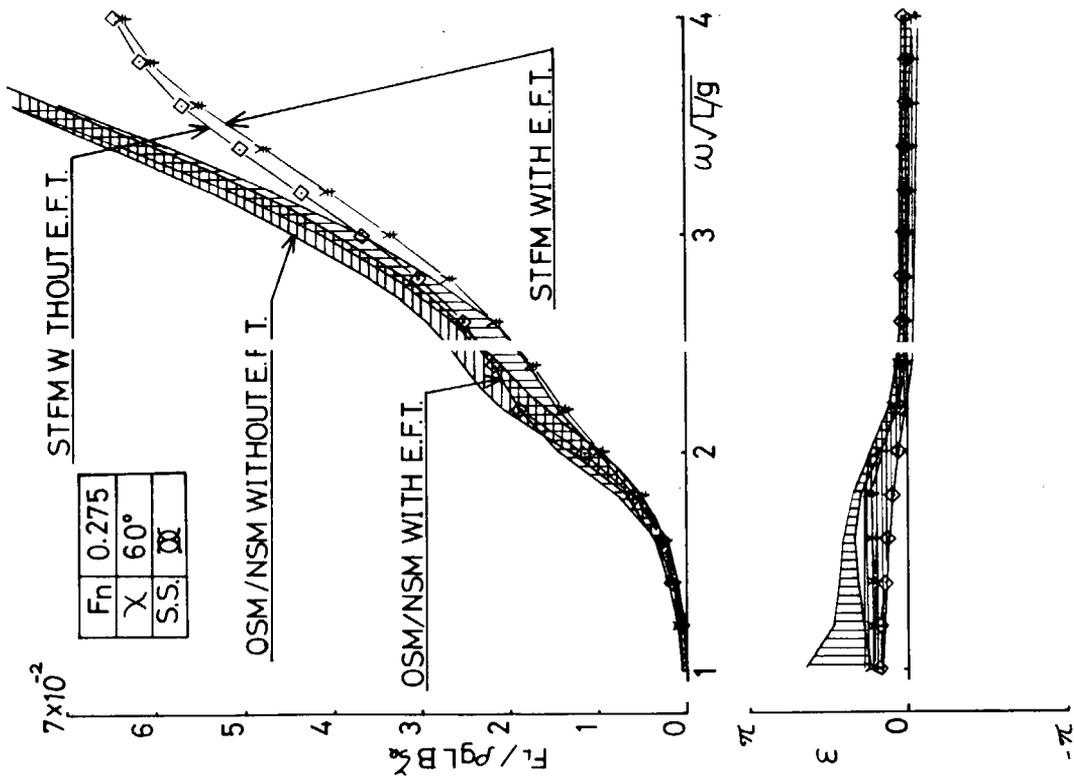


Fig 8.2.1(a) Lateral Shearing Force at Midship

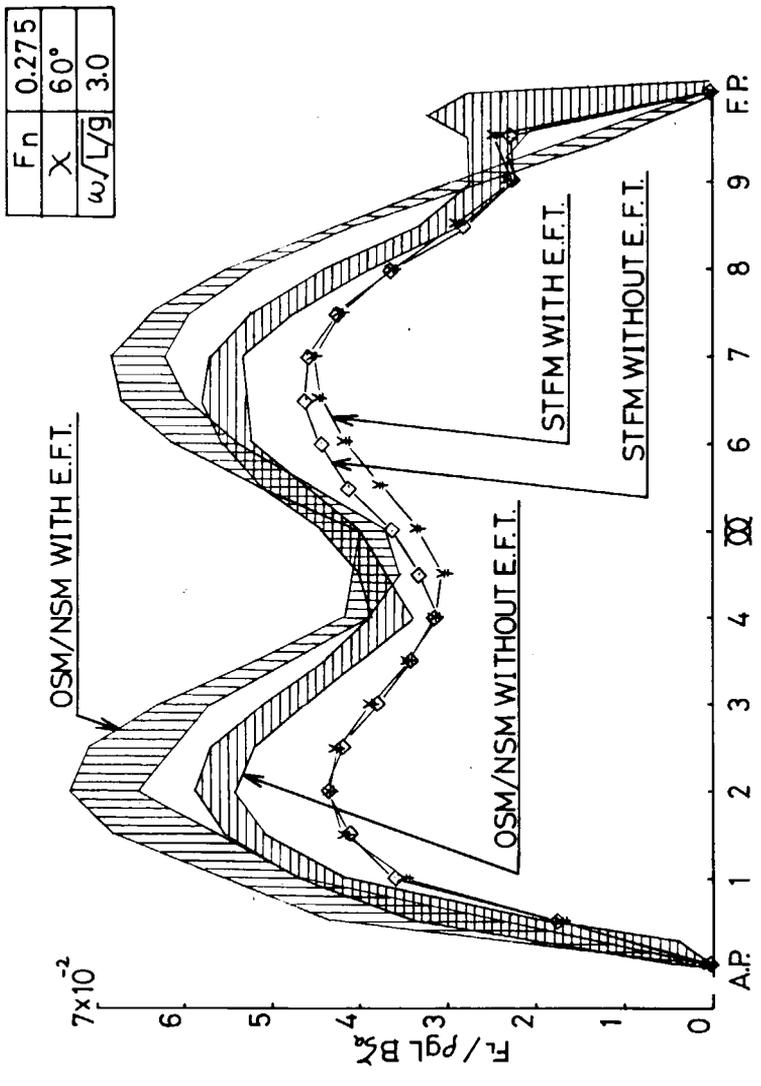


Fig 8.2.1(b) Lateral Shearing Force along Ship

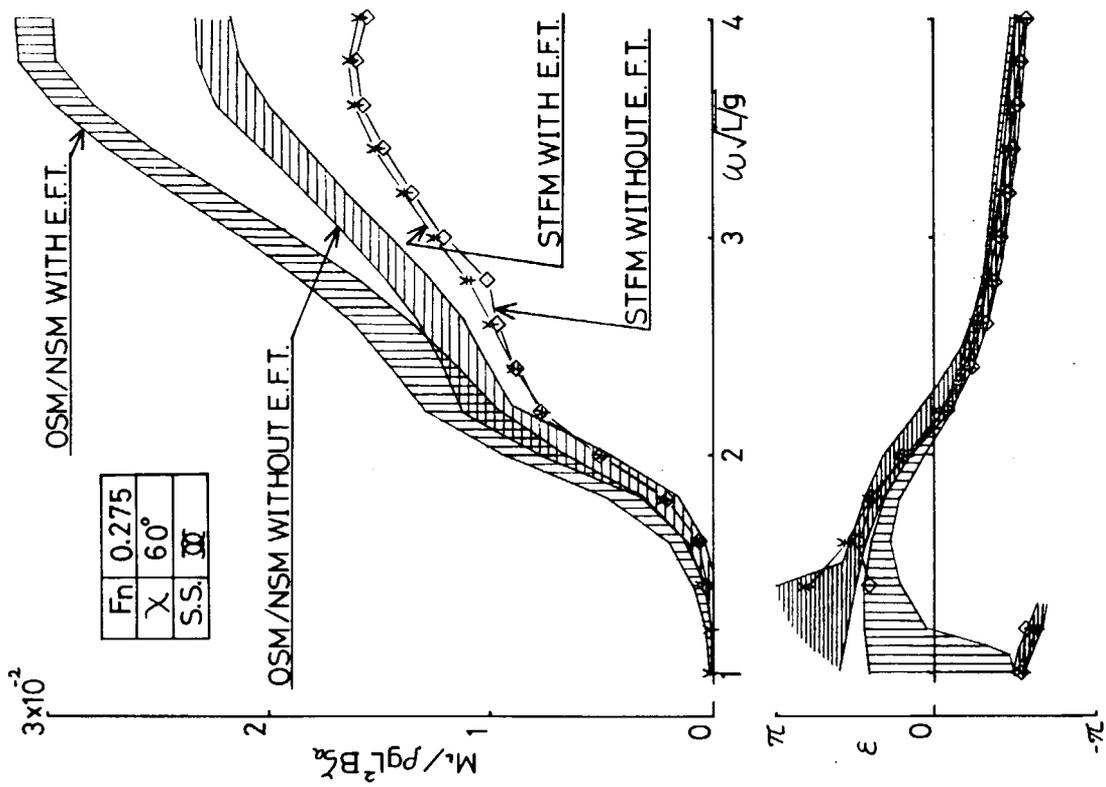


Fig 8.2.1(c) Lateral Bending Moment at Midship

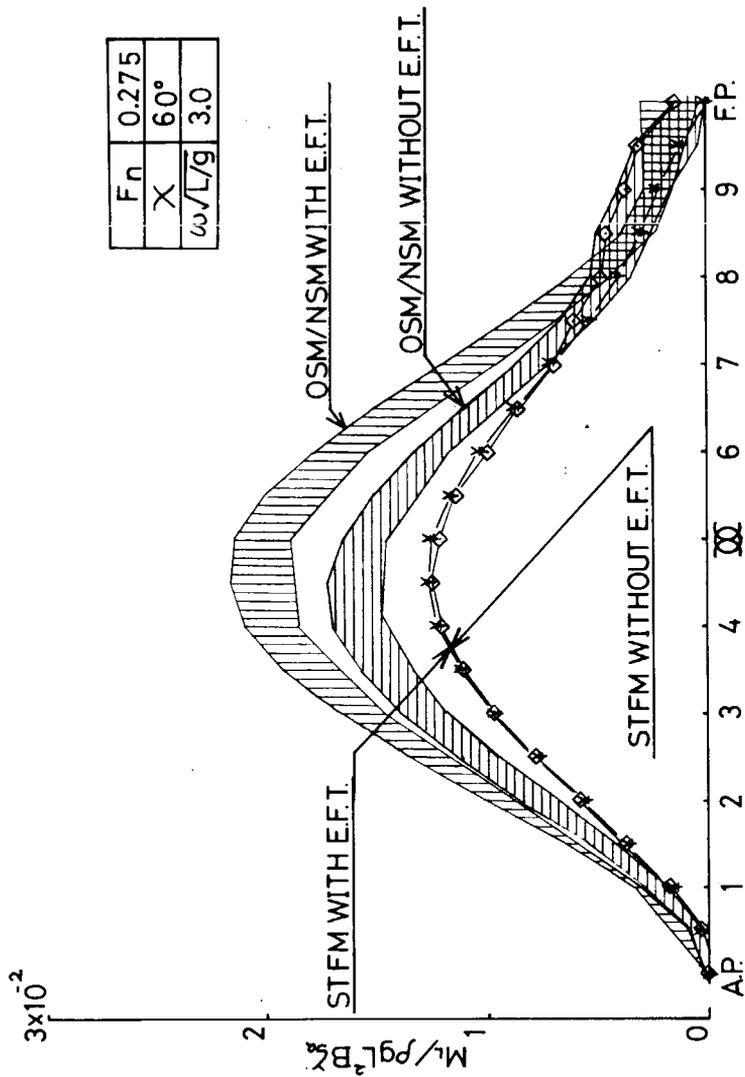


Fig 8.2.1(d) Lateral Bending Moment along Ship

F_n	0.275
χ	60°
S.S.	∞

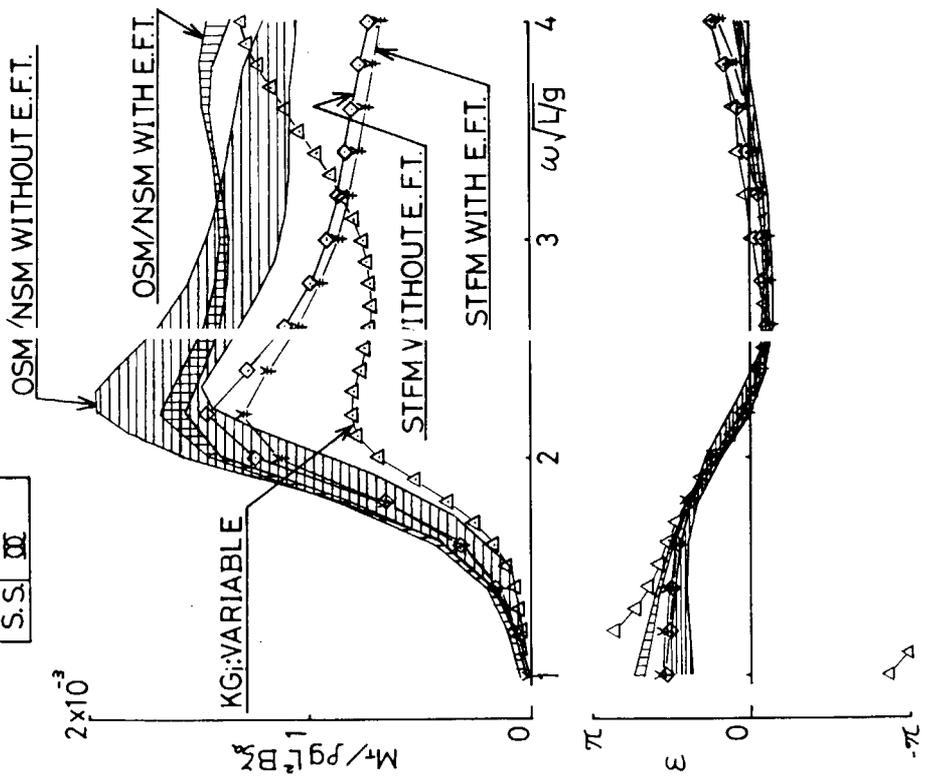


Fig 8.2.1(e) Torsional Moment at Midship

F_n	0.275
χ	60°
$\omega \sqrt{L/g}$	3.0

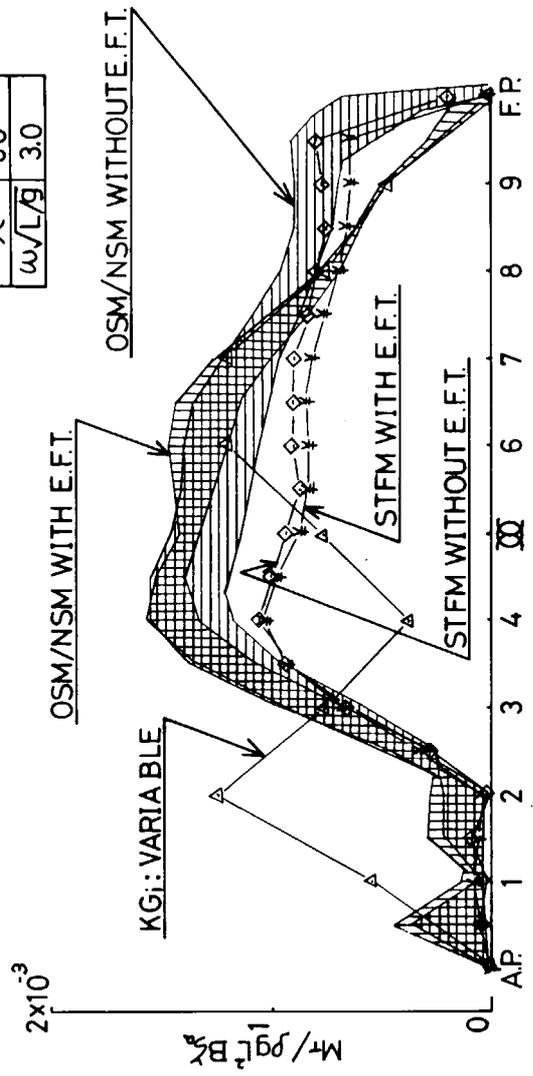


Fig 8.2.1(f) Torsional Moment along Ship

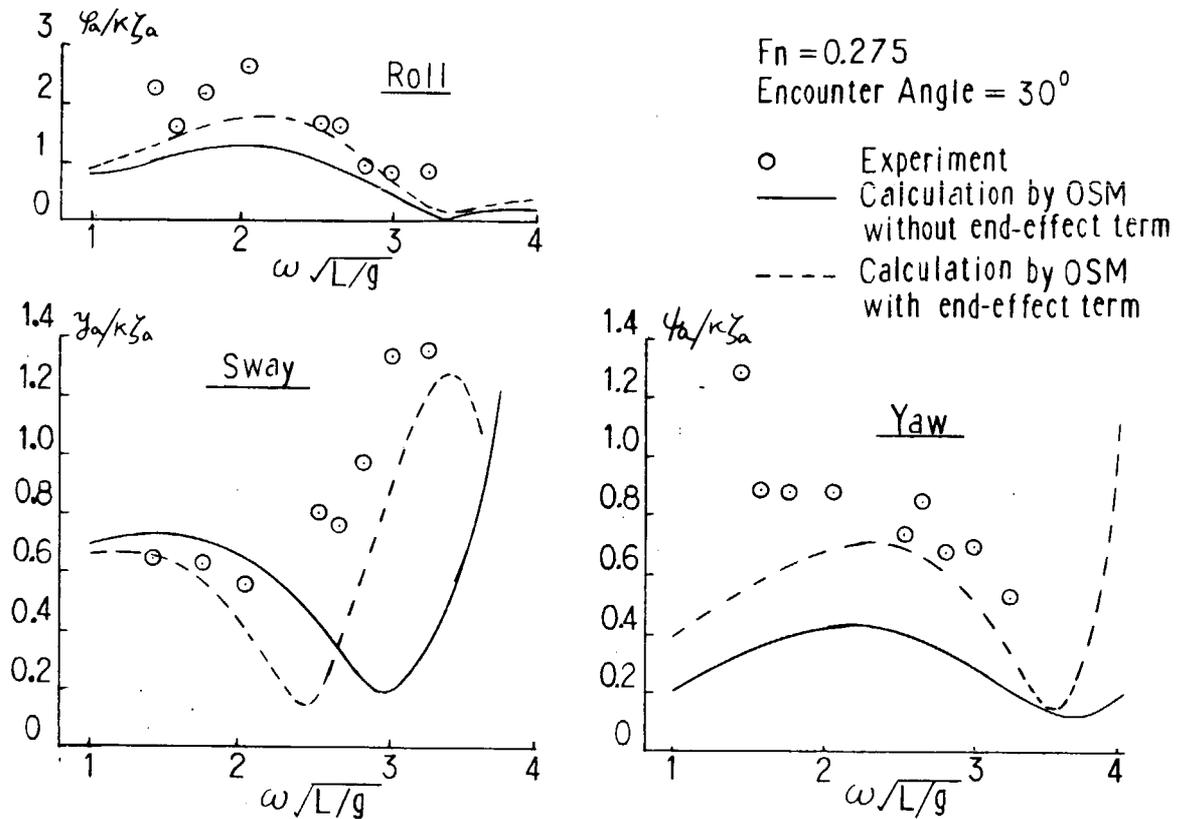


Fig 8.2.2 End Effect Term and Lateral Ship Motions

8.2.2 船体設計の立場から見た振りモーメント

先に見たように、振りモーメントはO.S.M.やN.S.M.等の理論による差以上に、重量や浮力の空間的分布等の基本的なデータの相違による差が大きい。また今回の比較計算では統一された値を用いたが、横揺の減衰力およびその船長方向分布については、その影響が大きいにも拘らず合理的な推定が難しい。更にディフラクション力を求める際に断面内の代表点における波粒子の速度および加速度を用いるというO.S.M.およびN.S.M.の仮定が、横揺方向の場合には他の方向に較べて問題があるという指摘も多い。これらの事から、データの推定誤差も含めた最終的な計算結果の信頼度が、振りモーメントの場合には縦曲げモーメント等と較べて若干低下する事は避けられない。

この事が船体設計にどの程度の影響を及ぼすかについて調べて見る。振りにより生ずる剪断応力は一般に小さいので、ここでは直応力のみについて考える。船体縦強度で考慮する直応力の成分は、静水中縦曲げ応力 σ_s 、軸応力 σ_A 、縦曲げ応力 σ_v 、水平曲げ応力 σ_H 、およびそり応力 σ_w であるが、このうちの σ_w が主として振りモーメントにより生ずる応力である。これらの応力成分が全直応力に占める割合を見る為にTable 8.2.1 を掲げる。これは発現確率 10^{-8} に対する値である。ガネル部直応力のうち σ_r は各成分間の位相差を考慮して合成したもの、 σ_{RMS} は成分間の位相差は完全にランダムとして次式により求めたものである。

$$\sigma_{RMS} = \sqrt{\sigma_v^2 + \sigma_H^2 + \sigma_w^2}$$

Table 8.2.1 Wave Induced Stress¹⁾

HT修正済み

船種	L × B × D × d	排水量	曲げ応力		ワーピング 応力	軸応力	ガンネル部直応力		剪断応力		損傷
			σ_v	σ_H			σ_T	σ_{MS}	τ_v	τ_H	
1 貨物船	168×26.5×14.2×10.4	31,930	16.7	7.3				(18.2)	3.57	2.34	MS
2 コンテナ	175×25.2×15.3×9.72	25,500	8.0	5.8	5.5	-	9.1	11.3	0.8	2.1	MS
3 "	200×29.0×16.3×10.5	36,196	12.4	3.8	5.5	-	12.4	14.1	-	-	HT
4 "	204×31.2×18.9×11.2	41,900	11.4	7.5	8.0	-	11.9	15.9	1.4	3.5	MS
5 "	215×32.2×19.0×11.0	43,800	12.7	6.1	5.2	-	12.9	15.0	1.4	3.0	MS
6 "	242×32.2×19.5×11.7	53,600	12.8	6.7	6.3	-	13.1	15.8	1.4	2.9	MS
7 L P G	215×34.8×23.2×11.5	67,400	11.8	7.6	-	-	-	(14.0)	3.4	1.8	MS
8 B / C	192×30.8×15.7×11.5	58,200	12.6	4.7	10.1	-	13.7	16.8	-	-	HT
9 "	249×39.6×22.4×15.6	131,100	11.4	6.6	-	-	(12.3)	(10.3)	3.5	2.3	HT
10 タンカー	205×30.5×15.8×12.2	62,501	10.7	6.6	0.19	1.3	14.0	12.6	-	-	MS
11 "	213×32.0×16.9×13.0	73,048	11.4	6.7	0.15	1.4	15.2	13.3	-	-	MS
12 "	230×35.3×18.0×12.5	84,551	11.2	6.7	0.18	1.4	15.4	13.1	-	-	MS
13 "	246×40.2×21.8×15.1	122,258	11.5	6.4	0.24	1.5	15.8	13.2	-	-	MS
14 "	260×43.5×22.8×17.0	160,850	10.5	7.3	0.22	1.6	15.8	12.9	-	-	MS
15 "	270×44.0×25.0×17.8	180,028	10.7	8.2	0.08	1.8	16.3	13.6	-	-	MS
16 "	281×46.2×25.0×17.0	185,744	10.3	7.2	0.09	1.6	15.2	12.7	-	-	MS
17 "	302×50.4×24.3×18.4	234,188	11.3	7.6	0.18	1.6	16.1	13.7	-	-	MS
18 "	310×48.7×24.5×19.0	250,536	10.0	9.1	-	0.99	14.0	13.6	1.8	1.6	HT
19 "	314×54.8×26.4×20.5	298,753	11.8	7.5	0.28	1.6	16.3	14.0	-	-	MS
20 "	318×56.0×26.4×20.6	311,197	12.6	9.7	0.31	-	14.4	15.9	4.3	2.9	HT
21 "	326×49.8×23.2×17.7	244,195	10.0	6.4	0.18	1.1	13.7	11.9	-	-	HT
22 "	330×54.5×36.0×27.0	425,676	7.6	8.5	0.08	1.6	13.7	11.4	-	-	HT
23 "	360×62.0×36.0×28.0	546,009	11.0	11.1	0.15	1.95	18.5	15.6	-	-	MS
							平均	14.29			
							偏差	1.97%			
							COV	13.7			

この表から振りモーメントが問題になるのは、コンテナ船のように長大な倉口を有する船型の場合である事が判る。上の表には σ_s が含まれていないが、コンテナ船の σ_s の平均値は 6.5 kg/mm^2 (引張)である¹⁾。この点を考慮すると σ_w は全直応力の30%程度を占めている事になる。また見方を変えると、仮に振りモーメントの計算値が20%程度変化した場合でも、全直応力の変化は高々数パーセントであると言える。

1) 船体構造部材の許容応力, S R 200 / 5, 日本造船研究協会報告 第93号, 昭和55年8月

9. 結 言

国際試験水槽会議（ITTC）の耐航性委員会によって行われたストリップ法計算の国際的な比較検討が契機となり、波浪荷重計算における問題点が注目されるようになった。我が国では、国内の機関がそれぞれの計算結果を持ち寄り共同してITTCの比較計算に寄与したが、波浪荷重計算の問題点についてもひき続いて分析・検討を行っていた。

SR200研究部会は、従来SRで行われた研究成果を再検討あるいは総合して、船舶の構造・設計に役立つ形にまとめることを主要な任務としているが、ストリップ法による波浪荷重計算が船舶の設計・運航に対し基礎となることに鑑み上記問題点の解明及びさらに合理的な計算法の研究のため、第12分科会が設置された。

研究期間は昭和56年度より2ケ年であったが、国内の主要造船会社、研究所及び大学の参加を得て、各機関の計算結果及び実験結果を持ち寄ると共に、理論的な検討も併せて実行した。作業は、比較計算の分析、理論的検討及び模型実験の3つのワーキング・グループを中心に行われた。そして、第1年目は縦波浪荷重関係を、第2年目は横波浪荷重関係を主として取扱った。

その結果、従来のストリップ法計算結果に見られる各機関相互或は理論相互のばらつきの原因を見出し、新しい理論的考察に基づく改良計算法を提案し、それが模型実験結果ともよく一致する計算法であることを確認した。

また、ストリップ法計算上の問題点の検討や、波浪中船体運動の理論的検討も行った。

これにより、波浪荷重推定法の比較検討に止まらず、実験結果を説明することのできる合理的な改良計算法の提案を行うことができ、本研究委員会の目的を十分に達成することができた。

波浪荷重、あるいは船体設計の立場から見て今後さらに検討をすすめる必要がある点は、次のような点である。

- (a) 今回の研究成果を船体に働く波浪変動圧の計算に適用し、実験データとの比較や、各機関の比較計算によって、波浪変動圧推定の手法の信頼性を高める。
- (b) 規則波中の応答がよく合う結果であっても、設計に適用する長期予測値の計算値が計算手法の違いにより異った結果を出す可能性もあるので、短期分布を含め長期分布の比較計算を行う。

最後に、本研究分科会に参加され、計算結果を提供された各機関の関係者、計算結果の解析や、改良計算法の研究を担当された委員各位、模型実験データを提供された各機関の関係者に対し深く感謝する次第である。

付録1 波浪荷重に関する資料，文献一覧表

- 1) Lewis E.V.: "Ship Model Tests to Determine Bending Moments in Waves", SNAME, Vol. 62 (1954)。
- 2) 福田淳一: "規則波中の船の縦曲げモーメント", 船論, 110号(1961)および111号(1962)。
- 3) Korvin-Kroukousky, B.V.: Investigation of Ship Motions in Regular Waves, SNAME, Vol. 63 (1955)
- 4) 福原正彦: "Linear Strip Methodによる船の横動揺と波浪荷重の理論計算", 住重技, 20巻58号(1972)
- 5) 永元隆一ほか: "波浪中の船体を受ける横剪断力, 横曲げモーメントおよび振りモーメントの計算", 船論132号(1972)。
- 6) Wahab R. and Vink J.H.: "Wave Induced Motions and Loads on Ship in Oblique Waves", I.S.P., Vol. 22, No. 249 (1975)。
- 7) 福田淳一, 新開明二: "波浪中の船体に働く縦軸方向荷重の設計値推定", 西船報 54号(1977)。
- 8) 福田淳一ほか: "コンテナ船の波浪荷重設計値推定" 西船報 54号(1977)。
- 9) 秋田好雄ほか: "T2-SEA1タンカー模型による波浪中の船体曲げモーメントの研究(第1報)", 船論110号(1961)。
- 10) Taniguchi K. et al.: "Bending Moment of Ship in Regular Waves", Mitsubishi Technical Bulletin, No. 2 (1962)。
- 11) Vossers et al.: "Vertical and lateral bending moments measurements on "Series 60"-model", I. S. P., Vol. 8, No. 83 (1961)。
- 12) Wahab R.: "Amidships Forces and Moments on a $C_b = 0.80$ "Series 60" Model in Waves from Various Direction", T. N. O. Report, No. 100s (1967)。
- 13) 高石敬史, 吉野泰平: "斜め波中におけるコンテナ船の船体中央曲げおよび振りモーメントについて" 関船誌, 152号(1974)。
- 14) 池上国広: "波浪中における船体振りモーメントおよび曲げモーメントの計測結果" 船論 136号(1974)。
- 15) Flokstra C.: "Comparison of ship motion theories with experiments for a container ship", NSMB Report No. 70-414-WO (1975)。
- 16) 福田淳一: "船体応答の統計的予測", 日本造船学会"耐航性に関するシンポジウム"テキスト(1969)。
- 17) 福田淳一, 新開明二: "不規則波中の船体応答スペクトル計算における二, 三の問題", 西船報 50号(1975)。
- 18) 福田淳一ほか: "波浪中の船体に働く垂直剪断力の設計値推定", 船論 136号(1974)。
- 19) 新開明二: "波浪中の船体に働く垂直曲げモーメントの設計値推定" 船論 138号(1975)。
- 20) 福田淳一ほか: "波浪中の船体に働く水平剪断力の設計値推定", 船論 139号(1976)。
- 21) 新開明二: "波浪中の船体に働く水平曲げモーメントの設計値推定", 船論 140号(1976)。
- 22) 福田淳一ほか: "波浪中の船体に働く振りモーメントの設計値推定", 西船報 53号(1977)。
- 23) Nakamura, S.: Comparison of the computer calculations of ship motions and vertical wave bending moments, Proceedings, 11th ITTC (1966)。
- 24) Salvesen, N., E.O. Tuck and O. Faltinsen: Ship motions and sea load, TSNAME, Vol. 78 (1970)。
- 25) 高石敬史: ストリップ法による耐航性の諸計算について, 船誌 553, (1975)。
- 26) Joosen, W.P. A. et al.: Vertical motions and bending moments in regular waves, (A comparison between calculation and experiment), I. S. P. Vol. 15, No. 161. (1968)。

- 27) 福田淳一, 永元隆一, 新開明二: 波浪中の船体に働く縦軸方向荷重の設計値推定, 西部造船会々報, 第54号 (1977)
- 28) 福田淳一: ストリップ理論とその応用, 日本造船学会誌, 第485号 (1969)
- 29) 永元隆一, 小沼守, 飯塚正文, 青木正生, 高橋雄: 波浪中の船体が受ける横剪断力, 横曲げモーメントおよび振りモーメントの計算, 日本造船学会論文集第132号 (1972)
- 30) 藤井資, 菅井和夫, 藤野正隆: 船体に働く波浪外力, 日本造船学会, 第2回耐航性シンポジウム (1977)
- 31) 野崎政治: 規則波中にて警備艦に生じる縦曲げモーメントについて, 造船協会論文集, 第114号 (1963)
- 32) 福田淳一, 高木又男, 黒井昌明, 岩本才次: コンテナ船の波浪荷重設計値推定, 西部造船会々報, 第54号 (1977)
- 33) 福田淳一: 長期の波浪曲げモーメント異常値の傾向について, 日本造船学会論文集, 第123号 (1968)
- 34) 小林正典ほか: 船舶の耐航性に関する理論計算プログラム (その1), 三井技 82, (1973)
- 35) 湯浅肇ほか: 船舶の耐航性に関する理論計算プログラム, (その2), 三井技 92, (1976)
- 36) 竹沢誠二, 平山次清, 西本和生: 追い波中における船体縦運動と垂直波浪荷重について, 日本造船学会論文集第151号 (1982.7)
- 37) 竹沢誠二, 平山次清, 西本和生: 高速コンテナ船の波浪中船体縦運動および垂直波浪荷重について, 日本造船学会論文集第152号 (1983.1)
- 38) 野尻信弘: 3次元浮体に働く変動圧力および波浪荷重の研究, 日本造船学会論文集第148号 (1980.12)
- 39) 真能創: 船体縦強度解析における荷重の確率変数としての特性 (第1報) — 波浪荷重に与える影響 —, 日本造船学会論文集第141号 (1977.6)
- 40) SR200第4分科会: 波浪荷重設計値推定に関する調査, 日本造船研究協会報告第89号 (1978.8)
- 41) 高橋幸伯, 小畑和彦, 能勢義昭, 杉田洋一: コンテナ船の長期実船計測 (第1報), 日本造船学会論文集第150号 (1981.12)
- 42) 高橋幸伯, 小畑和彦, 能勢義昭, 杉田洋一: コンテナ船の長期実船計測 (第2報), 日本造船学会論文集第152号 (1983.1)
- 43) 高石敬史, 黒井昌明: 波浪中船体運動の実用計算法, 日本造船学会第2回耐航性シンポジウム (1977)
- 44) Goda, K. and Ogawa, A: Bending and Torsional Moments and Motions of a T2-SE-A1 Tanker Model in Oblique Regular Waves. Proceedings of 2nd ISSC (1964)
- 45) Chiocco, M.J. and Numata, E: Midship Wave Bending Moments in a Model of the Cargo Ship "Wolverine State" Running at Oblique Heading in Regular Waves, SSC-201 (1969)
- 46) Numata, E. and Yonkers, W.F.: Midship Wave Moments in a Model of the Mariner-class Cargo Ship "California Bear" Running at Oblique Heading in Regular Waves, SSC-202 (1969)
- 47) Flokstra, C.: Comparison of Ship Motion Theoris with Experiments for a Container Ship, ISP, Vol. 21, No 238 (1974)
- 48) Tan Sen Gie: Wave Load Measurements on a Model of a Large Container Ship, TNO Report 173S (1972)
- 49) Wahab, R: Das Verhalten eines schnellen Frachtschiffes mit konventionellen Bug und mit Wulstbug im Seegang, JSTG, Bd. 60
- 50) 小林顕太郎, 小保方準: コンテナ船型の斜波中船体運動及び波浪荷重試験, 住友重機械技報, Vol 29. No 86 (1981)
- 51) Takezawa, S. et al: A Study on Longitudinal Motions and Bending Moment of a Container Ship in Following Sea, 造船学会論文集第150号 (1981)

- 52) 溝口純敏：高速コンテナ船の斜波中波浪強制力について，—ストリップ法による波浪強制力計算における周波数のとり方— 関西造船協会誌 第187号（1982）
- 53) LLOYD, A.R.J. M. et al : Motions and Loads on Ship Models in Regular Oblique Waves, TINA, Vol.131 (1979)
- 54) Grim, D. and P. Schenzle: Zur Vorhersage der Torsionsbelastung, der lateralen Biegebelastung und der horizontalen Schubbelastung eines Schiffes im Seegang, Schiffstechnik, Heft 93, Band 18. (1971)
- 55) 新開明二, 福田淳一：波浪中の船体に誘起される水平方向剪断力と曲げモーメントの計算法について, 九大工学集報, 第55巻第2号（1982.3）
- 56) 高石敬史：ストリップ法による耐航性の諸計算について, 日本造船学会誌, 第553号（1975）
- 57) SR108研究部会：高速貨物船の波浪中における諸性能に関する研究報告書, 日本造船研究協会, 造研資料No.110（1970）, No.125（1971）, No.143（1972）
- 58) 小林顕太郎：船体固定座標系での横波浪荷重の近似計算について, 住友重機技報, Vol.30 No.90（1982）
- 59) SR125研究部会：超高速コンテナ船の耐航性に関する研究報告書, No.157（1972）, No.171（1973）, No.188（1974）, No.211（1975）
- 60) Tuck, E.O. : The Steady Motion of Slender Ships, PhD Thesis Cambridge Univ. (1963)
- 61) 日笠：規則波中の船体運動および波浪断面力, (未刊) (1979)
- 62) SR200-5研究部会：船体構造部材の許容応力, 日本造船研究協会報告 第93号（1980）

付録2. 波浪中の船体に誘起される水平方向剪断力と 曲げモーメントの計算法について

新 開 明 二*・福 田 淳 一*

On the Theoretical Method for Evaluating Horizontal Shearing Force and Bending Moment Induced on a Ship Hull in Sea Waves

Akiji SHINKAI and Jun-ichi FUKUDA

The theoretical methods for evaluating lateral loads induced on a ship hull in sea waves are examined, including the exact and approximate ones. In the former method, the horizontal shearing force and bending moment are defined with respect to the coordinate system fixed on the ship, and in the latter case, those loads are defined with respect to the coordinate system fixed in space. Numerical calculations have been made for a large oil tanker and a container ship in order to investigate the accuracy of the theoretical methods.

1. 緒 言

船体縦強度解析に関連する水平波浪剪断力および水平波浪曲げモーメントは、船体固定座標系の横方向波浪荷重として計算されるべきであるが、従来の波浪荷重計算式においてはこの点が明確に示されていない。本報告ではこの点を明確にして、規則波中の船体横断面に誘起される水平波浪剪断力および水平波浪曲げモーメントの計算式を導いている。さらに、従来の計算式によれば、水平波浪剪断力および水平波浪曲げモーメントの計算結果にどの程度の誤差を生じるかを検討するために、大型油送船とコンテナ船を計算適用例として、これらの波浪荷重について、短期不規則波中標準偏差計算、北大西洋における長期予測計算等を実施して、計算式の相違による誤差の検討を行なっている¹⁾。

2. 規則波中水平方向変動荷重計算式

規則波中において、船は左右揺 η 、船首揺 ψ および横揺 θ をしながら一定の平均速度と一定の平均進行方向を保って航行しているものとする。Fig. 1 に示す

ように空間固定座標系と船体固定座標系を定義する。また、船体横断面に誘起される水平波浪剪断力および水平波浪曲げモーメントの正負の符号を Fig. 2 に示すように定義する。

(a) 水平波浪剪断力

船長方向の任意の位置 x の単位長さ断面に働く水平方向（船体固定座標系の y 方向）の力は、次式によって与えられる。

$$\frac{dF_H}{dx} = \frac{dF_{IH}}{dx} + \frac{dF_{HH}}{dx} + \frac{dF_{GH}}{dx} + \frac{dF_{BH}}{dx} \quad (1)$$

ただし、

$\frac{dF_H}{dx}$: horizontal force induced on a section, defined with respect to the ship coordinate system

$\frac{dF_{IH}}{dx}$: horizontal inertia force induced on a section, defined with respect to the ship coordinate system

$\frac{dF_{HH}}{dx}$: horizontal hydrodynamic force induced on a section, defined with respect to the ship coordinate system

昭和56年11月30日 受理

* 造船学教室

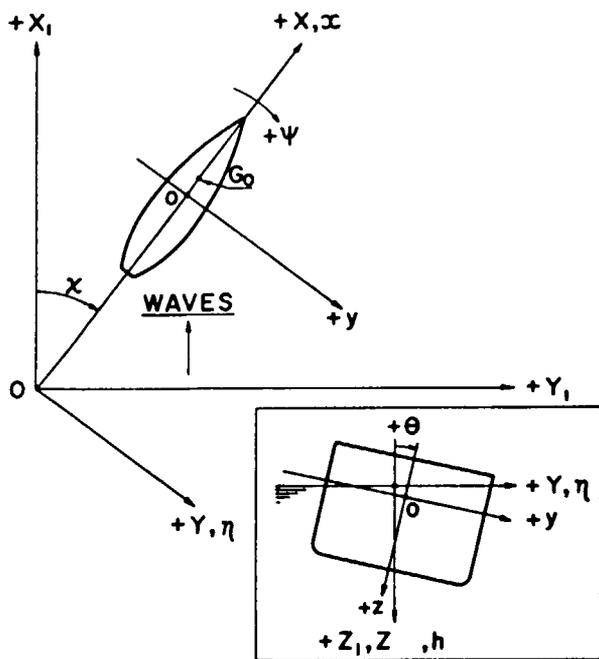


Fig. 1 Coordinate system in regular wave

$\frac{dF_{GH}}{dx}$: horizontal component of the gravity on a section, defined with respect to the ship coordinate system

$\frac{dF_{BH}}{dx}$: horizontal component of the buoyancy on a section, defined with respect to the ship coordinate system

ここで,

$$\begin{aligned} \frac{dF_{GH}}{dx} &= -\frac{w}{g} \{ \ddot{\eta} + (x-x_G) \ddot{\psi} \} \cos \theta \\ &\doteq -\frac{w}{g} \{ \ddot{\eta} + (x-x_G) \ddot{\psi} \} \end{aligned}$$

$\frac{dF_{BH}}{dx} = \frac{dF_y}{dx} \cos \theta \doteq \frac{dF_y}{dx}$: horizontal hydrodynamic force induced on a section, defined with respect to the space coordinate system

$$\frac{dF_{GH}}{dx} = w \sin \theta \doteq w \theta$$

$$\frac{dF_{BH}}{dx} = -\rho g s \sin \theta \doteq -\rho g s \theta$$

w : sectional weight

g : gravity acceleration

s : sectional area

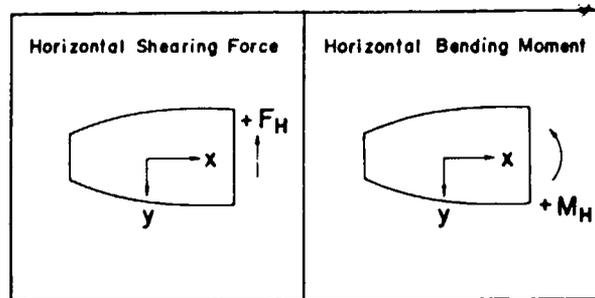


Fig. 2 Sign conventions for wave loads

x_G : x-coordinate of the ship's center of gravity

ρ : density of sea water

$\ddot{\eta} = d^2 \eta / dt^2$, η : sway

$\ddot{\psi} = d^2 \psi / dt^2$, ψ : yaw

θ : roll, t : time

dF_y/dx は、単位長さ断面に働く左右方向の流体力であって、運動量理論によって計算される。

従って、船長方向 x_1 の位置の断面に働く水平剪断力は、断面の前面で y の負方向、あるいは後面で y の正方向に働く剪断力を正とすれば、次式によって与えられる。

$$\begin{aligned} F_H(x_1) &\doteq \int_{A.E.}^{x_1} \left[-\frac{w}{g} \{ \ddot{\eta} + (x-x_G) \ddot{\psi} \} \right. \\ &\quad \left. + \frac{dF_y}{dx} + (w-\rho g s) \theta \right] dx = F_H^*(x_1) + F_S(x_1) \theta \end{aligned} \quad (2)$$

ただし,

$$F_H^*(x_1) = \int_{A.E.}^{x_1} \left[-\frac{w}{g} \{ \ddot{\eta} + (x-x_G) \ddot{\psi} \} + \frac{dF_y}{dx} \right] dx \quad (3)$$

$$F_S(x_1) = \int_{A.E.}^{x_1} (w-\rho g s) dx \quad (4)$$

$F_H(x_1)$: horizontal wave shearing force, defined with respect to the ship coordinate system

$F_H^*(x_1)$: horizontal wave shearing force' defined with respect to the space coordinate system

$F_S(x_1)$: still water vertical shearing force
A.E. : after end of the ship

この場合には、周期的変動荷重として(2)の第1項および第2項をとともに考慮する必要がある。(2)の第1項

即ち(3)の変動荷重は空間固定座標系に関する水平波浪剪断力であって、第2項の変動荷重は静水中垂直剪断力と横揺角の積の形の変動荷重である。(2)で与えられる変動荷重が船体固定座標系に関する水平波浪剪断力である。従来の計算式²⁾においては(3)を水平波浪剪断力としているが、厳密には(2)を用いるべきである。

(b) 水平波浪曲げモーメント

船長方向 x_1 の位置の断面に働く水平曲げモーメントは、曲げモーメントによる右舷の直応力が引張応力となる場合を正とすれば、次式によって与えられる。

$$M_H(x_1) = \int_{A.E.}^{x_1} \left[\frac{w}{g} (\ddot{\eta} + (x-x_G)\ddot{\psi}) - \frac{dF_y}{dx} - (w - \rho g s)\theta \right] (x-x_1) dx$$

$$= M_H^*(x_1) + M_S(x_1)\theta \quad (5)$$

ただし、

$$M_H^*(x_1) = \int_{A.E.}^{x_1} \left[\frac{w}{g} (\ddot{\eta} + (x-x_G)\ddot{\psi}) - \frac{dF_y}{dx} \right] (x-x_1) dx \quad (6)$$

$$M_S(x_1) = - \int_{A.E.}^{x_1} (w - \rho g s)(x-x_1) dx \quad (7)$$

$M_H(x_1)$: horizontal wave bending moment, defined with respect to the ship coordinate system

$M_H^*(x_1)$: horizontal wave bending moment, defined with respect to the space coordinate system

$M_S(x_1)$: still water vertical bending moment

この場合には、周期的変動荷重として(5)の第1項および第2項をともに考慮する必要がある。(5)の第1項即ち(6)の変動荷重は空間固定座標系に関する水平波浪曲げモーメントであって、第2項の変動荷重は静水中垂直曲げモーメントと横揺角の積の形の変動荷重である。(5)で与えられる変動荷重が船体固定座標系に関する水平波浪曲げモーメントである。従来の計算式²⁾においては(6)を水平波浪曲げモーメントとしているが、厳密には(5)を用いるべきである。

以上(a)および(b)に述べた方法によって、船体横断面に誘起される水平波浪剪断力および水平波浪曲げモーメントは次の形で求められる。

$$\left. \begin{aligned} F_H &= F_{H0} \cos(\omega_e t - \varepsilon_{FH}) \\ M_H &= M_{H0} \cos(\omega_e t - \varepsilon_{MH}) \end{aligned} \right\} (8)$$

ただし、

F_H : horizontal wave shearing force

F_{H0} : amplitude of horizontal wave shearing force

ε_{FH} : phase angle of horizontal wave shearing force

M_H : horizontal wave bending moment

M_{H0} : amplitude of horizontal wave bending moment

ε_{MH} : phase angle of horizontal wave bending moment

3. 計算例および考察

船体固定座標系に関する厳密な水平波浪剪断力および水平波浪曲げモーメントと空間固定座標系に関する近似的な水平波浪剪断力および水平波浪曲げモーメントとのそれぞれの間どの程度の誤差が存在するかを2隻の船の計算例によって比較検討した。計算適用例として採用した大型油送船とコンテナ船の主要目を **Table 1** に示している。

まず、大型油送船およびコンテナ船の静水中垂直剪断力と静水中垂直曲げモーメントを **Fig. 3** に示す。図においては、各静水中荷重を $F_S/\rho g L^2 B$ および $M_S/\rho g L^3 B$ のような無次元値で表わしている。ただし、 L および B は船長および船幅である。

次に、両船型について、規則波中の横揺の計算結果を **Fig. 4** に示す。図においては、横揺の応答振幅の無次元値 θ_0/kh_0 を $\sqrt{L/\lambda}$ の関数として表わしている。ただし、 k は波数 ($k = 2\pi/\lambda$, λ : 波長), h_0 は波振幅である。

さらに、両船型について、厳密計算式による水平波浪剪断力ならびに水平波浪曲げモーメントと従来の近似的な計算式による水平波浪剪断力ならびに水平波浪曲げモーメントの計算を行ない、その結果を比較して **Fig. 5~10** に示している。即ち、**Fig. 5** および **6** には規則波中における各波浪荷重の応答振幅計算結果を、**Fig. 7** および **8** には短期不規則波中における各波浪荷重の標準偏差計算結果を、また **Fig. 9~10** には北大西洋における各波浪荷重の長期予測結果を示している。これらの図においては下記のような記号を用いている

$$\begin{aligned} \bar{F}_{H0} &= F_{H0}/\rho g L B h_0, & \bar{R}_{FH} &= R_{FH}/\rho g L B H, \\ \bar{F}_H &= F_H/\rho g L^2 B \\ \bar{F}_{H0}^* &= F_{H0}^*/\rho g L B h_0, & \bar{R}_{FH}^* &= R_{FH}^*/\rho g L B H, \\ \bar{F}_H^* &= F_H^*/\rho g L^2 B \\ \bar{M}_{H0} &= M_{H0}/\rho g L^2 B h_0, & \bar{R}_{MH} &= R_{MH}/\rho g L^2 B H, \\ \bar{M}_H &= M_H/\rho g L^3 B \\ \bar{M}_{H0}^* &= M_{H0}^*/\rho g L^2 B h_0, & \bar{R}_{MH}^* &= R_{MH}^*/\rho g L^2 B H, \\ \bar{M}_H^* &= M_H^*/\rho g L^3 B \end{aligned}$$

ただし,

R_{FH}, R_{FH}^* : standard deviations of exact and approximate horizontal wave shearing forces

R_{MH}, R_{MH}^* : standard deviations of exact and approximate horizontal wave bending moments

F_H, F_H^* : exact and approximate horizontal wave shearing forces predicted with the exceeding probability of Q

M_H, M_H^* : exact and approximate horizontal wave bending moments predicted with the exceeding probability of Q

H : visual average wave height (significant wave height)

$\lambda_e = gT^2/2\pi$, T : visual average wave period

δ : average heading angle

ここで, $\bar{F}_{H0}, \bar{R}_{FH}, \bar{F}_H, \bar{M}_{H0}, \bar{R}_{MH}$ および \bar{M}_H は厳密計算式による計算値を, $\bar{F}_{H0}^*, \bar{R}_{FH}^*, \bar{F}_H^*, \bar{M}_{H0}^*, \bar{R}_{MH}^*$ および \bar{M}_H^* は従来の近似的な計算式による計算値を示している。

以上の計算結果によれば, 大型油送船においては,

水平波浪剪断力および水平波浪曲げモーメントのいずれについても, 厳密計算式による長期予測値と従来の計算式による長期予測値の間に有意な差はない。一方, コンテナ船においては, 水平波浪剪断力および水平波浪曲げモーメントのいずれについても, 厳密計算式による長期予測値は, 従来の計算式による長期予測値よりも6~7%程度大きい値を示す。厳密計算式による長期予測値と従来の計算式による長期予測値の間の差が, 大型油送船においては小さくコンテナ船においてはやや大きいのは, Fig. 3 および 4 に示されているように, コンテナ船の静水中荷重が大型油送船の場合にくらべて比較的大きく, また, コンテナ船の横揺角が一般に大型油送船の場合よりも大きいことが原因である。

4. 結 言

静水中荷重が比較的大きく, また波浪中における横揺角が比較的大きい場合には, 従来の近似的な計算式による水平波浪剪断力および水平波浪曲げモーメントの計算結果に有意の誤差を生じることが示された。従って, 水平波浪剪断力および水平波浪曲げモーメントは本報告における厳密計算式によって算定されなければならない。

なお, 本研究の一部は昭和54年度文部省科学研究費奨励研究(A)〔課題番号: 475327〕によったことを付記する。

参 考 文 献

- 1) 新開明二: 波浪中の船体に働く変動荷重の設計値推定に関する研究, 付録4, 九州大学提出学位論文, 工博甲第168号(1979).
- 2) 永元隆一, 小沼 守, 飯塚正文, 青木正生, 高橋 雄: 波浪中で船体が受ける横剪断力, 横曲げモーメントおよび振りモーメントの計算, 日本造船学会論文集, 第132号, pp. 257-268 (1972).

Table 1 Main particulars of an oil tanker and a container ship

Items	Oil Tanker	Container Ship
Length between Perpendiculars (L)	310.000 m	175.000 m
Breadth (B)	48.710 m	25.400 m
Depth (D)	24.500 m	15.400 m
Draught (d_0)	19.000 m	9.500 m
Displacement (W)	250,540 t	24,742 t
Block Coefficient (C_b)	0.852	0.572
Midship Coefficient (C_m)	0.995	0.970
Water Plane Area Coefficient (C_w)	0.903	0.711
Center of Gravity before Midship (x_G)	0.0331 L	-0.0142 L
Center of Gravity below Water Line (z_G)	0.2879 d_0	-0.0021 d_0
Metacentric Height (GM)	0.3305 d_0	0.1053 d_0
Transverse Gyradius (κ_T)	0.3231 B	0.33 B
Rolling Period (T_R)	14.00 sec	18.00 sec

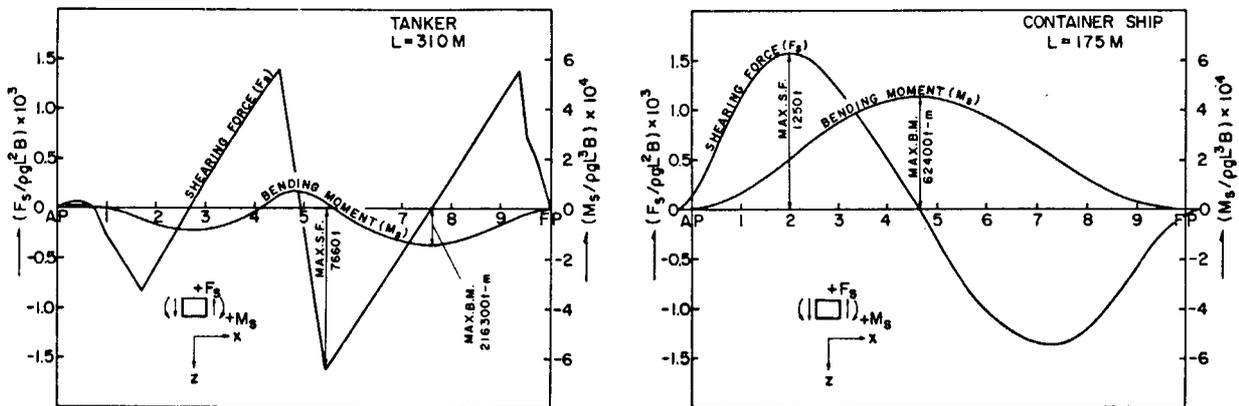


Fig. 3 Longitudinal distributions of still water vertical shearing force and still water vertical bending moment

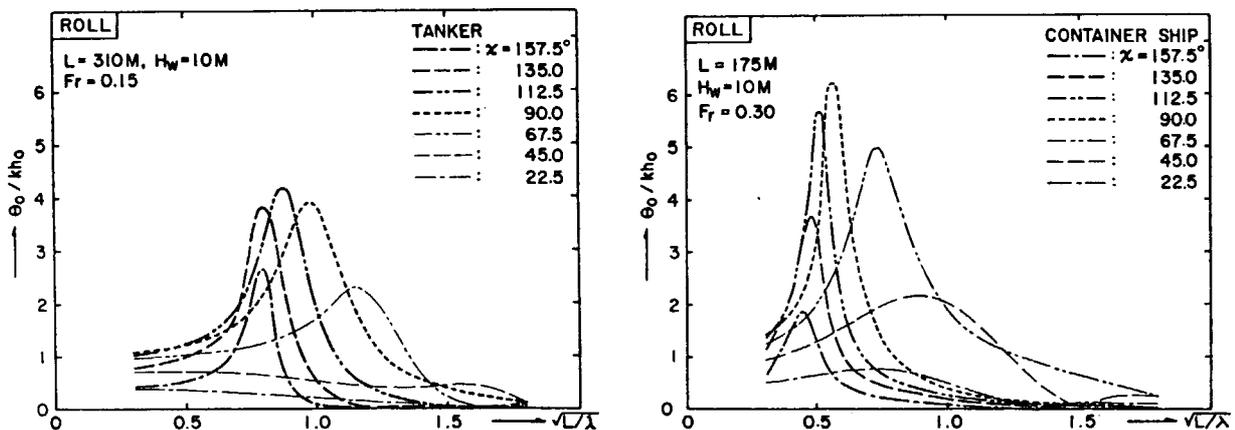


Fig. 4 Amplitudes of roll in regular waves

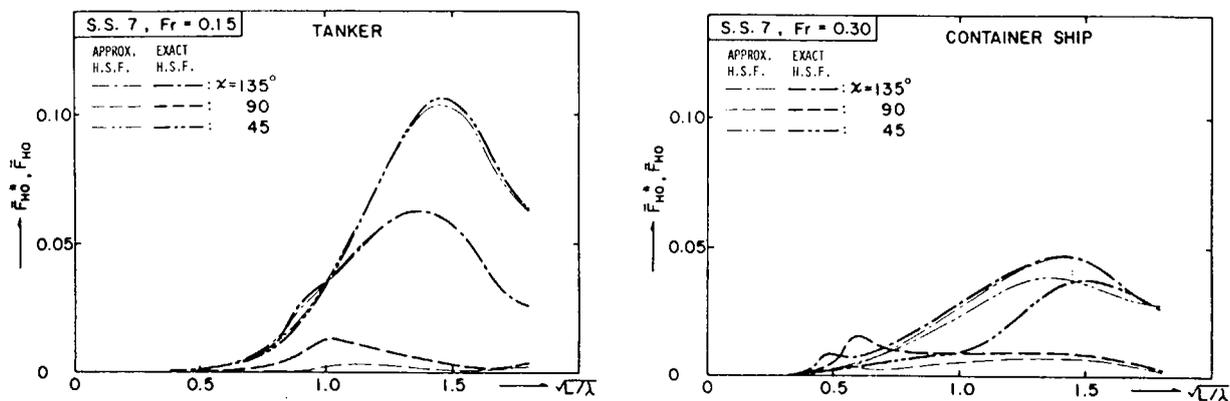


Fig. 5 Amplitudes of horizontal shearing force at S. S. 7 on the ships in regular waves

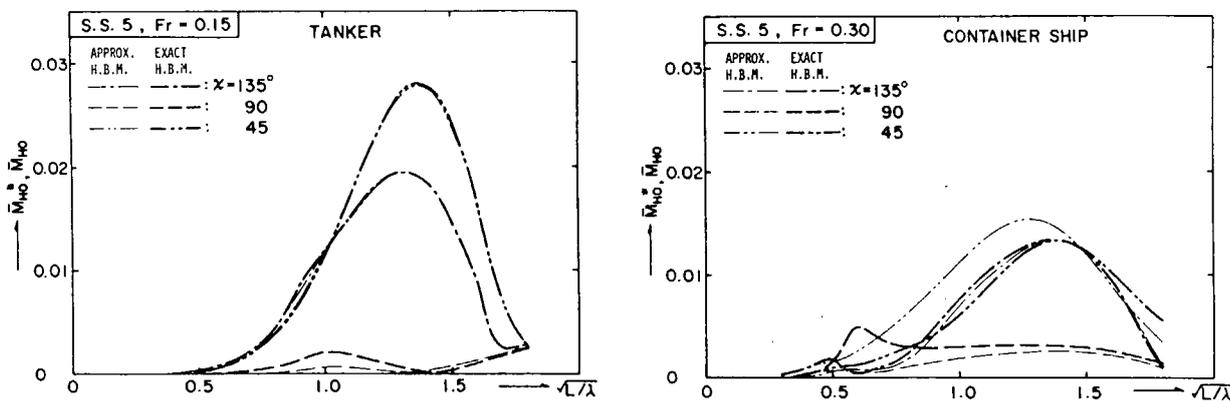


Fig. 6 Amplitudes of horizontal wave bending moment at S. S. 5 on the ships in regular waves

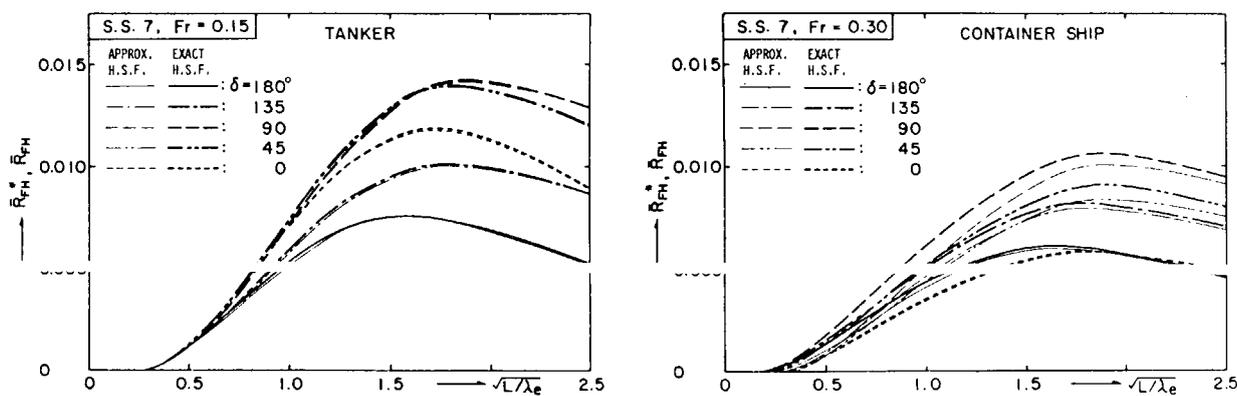


Fig. 7 Standard deviations of horizontal wave shearing force at S. S. 7 on the ships in short-crested irregular waves

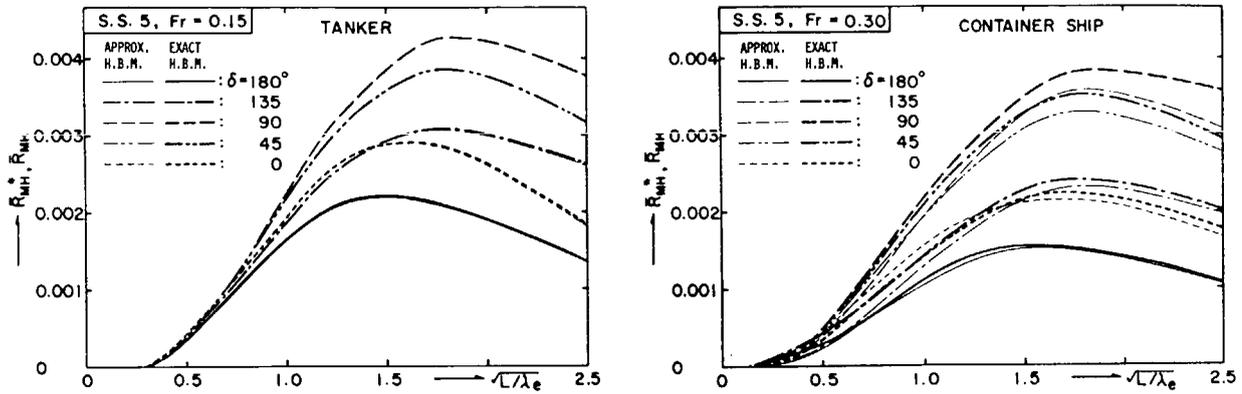


Fig. 8 Standard deviations of horizontal wave bending moment at S. S. 5 on the ships in short-crested irregular waves

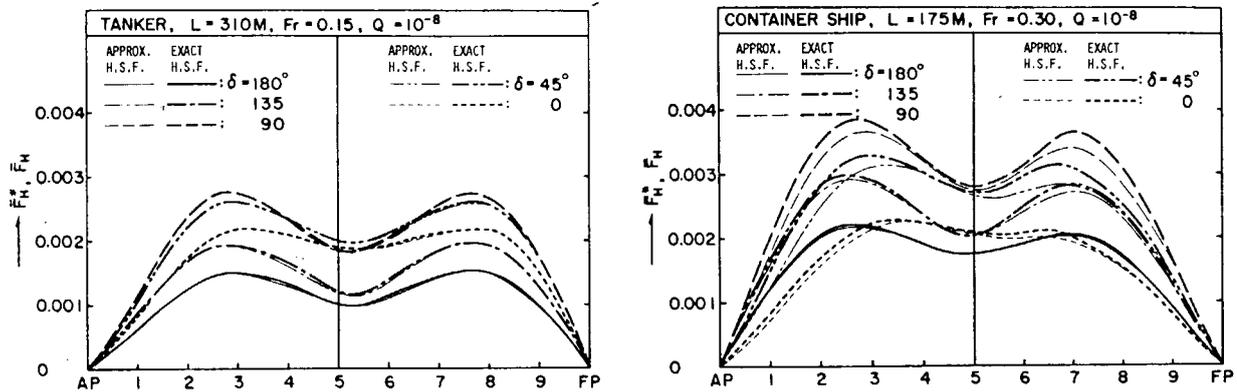


Fig. 9 Longitudinal distributions of horizontal wave shearing force predicted with the exceeding probability of 10^{-8} in the North Atlantic Ocean

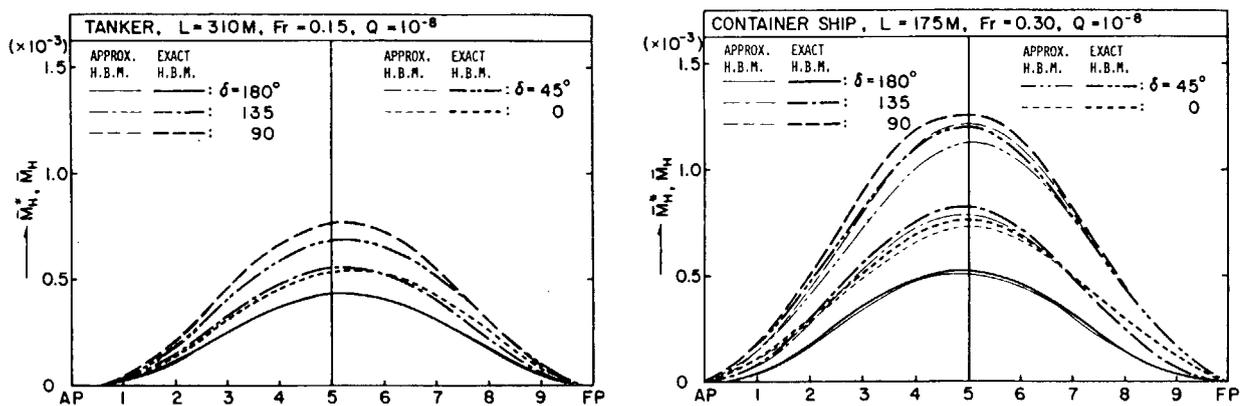


Fig. 10 Longitudinal distributions of horizontal wave bending moment predicted with the exceeding probability of 10^{-8} in the North Atlantic Ocean

付録3 ITTC比較計算結果のまとめ(英文)

SUMMARY OF RESULTS OBTAINED WITH COMPUTER PROGRAMS
TO PREDICT SHIP MOTIONS IN SIX DEGREE OF FREEDOM
AND RELATED RESPONSES

- 15th & 16th ITTC Seakeeping Committee Comparative -
Study on Ship Motion Program (1976 - 1981)

CONTENTS

1. INTRODUCTION	1
2. INFORMATION FOR COMPARATIVE STUDY OF RESULTS FROM SIX DEGREE OF FREEDOM SHIP MOTION PROGRAM.....	2
A. Detail of Test Condition	2
B. Additional Information on Weight Distribution	2
C. Assumption on Roll Damping	3
D. Output Required	3
E. Conventions for Presentation of Results	3
F. Details of the Ship Form and Appendages Tables & Figures	4
3. COMPARISON OF CALCULATED SHIP MOTIONS AND RELATED RESPONSES	11
3.1 Regular Wave Responses	11
3.2. Comparison of Experimental and Calculated Results	14
3.3 Comparison of Irregular Wave Results	16
4. CONCLUDING REMARKS	17
ACKNOWLEDGEMENT	18
REFERENCES	18
FIGURES	20
Regular Wave Responses: Fig. 8 - Fig. 82	
Irregular Wave Results: Fig. 83 - Fig.104	
APPENDIX: Seakeeping Definitions and Nomenclatures Recommended by Seakeeping Committee, 10th ITTC	45

1. INTRODUCTION

The 15th ITTC Seakeeping Committee initiated comparative calculations of six degree-of-freedom ship motions and associated responses, including induced wave loads, and assisted by participating organizations using their computer programs based on strip theory. The aim of this study was to identify the differences in the various strip theories and computation procedures utilized by the various computer programs, and provide guidance for improvement if necessary. For verification purposes it was also considered desirable to compare the theoretical results with model test data, and SRI provided some test data to the committee.

The S7-175 container ship for $F_n = 0.275$ was chosen for this purpose, because this ship had been the subject of a comprehensive study on seakeeping coordinated by the Shipbuilding Research Association of Japan since 1969 and a lot of data, either experimental or theoretical, is available. The speed was chosen so relatively high that differences between computations of seakeeping characteristics are most likely arise and was considered suitable for the present purpose.

The twenty two organizations, plus two more later, participated and provided their results to the 15th ITTC Seakeeping Committee. Full details of the comparative exercise are given in Section II.9 of the 15th ITTC Seakeeping Committee Report[1] along with a comparison of the regular wave motion amplitude and phase results. The comparison showed that the results for most organizations are in close agreement, with some exceptions showing very different tendencies throughout the whole frequency range.

Due to space limitations, results could not be presented for regular wave motion related responses and wave induced loads, and predictions of irregular wave root mean square (RMS) values in the 15th ITTC Seakeeping Committee Report.

The 16th ITTC Seakeeping Committee continued with this study. In addition model tests have been carried out with the S7-175 by IHI, CSSRC, NKK, SHI and YNU and the results made available to augment those obtained by SRI. The results of the study was reported in Section II.12 of the 16th ITTC Seakeeping Committee [2] and in the written contributions [3][4][5][6].

Again due to space limitations, only selected results could

be presented in the report. Therefore, the Committee decided to publish a special report containing all the computed and model test results and to provide to all the participating organizations.

This report is that summarizes the calculation conditions, the specifications of ship conditions, regular wave responses for six degree-of-freedom ship motions and associated responses as well as irregular wave responses. The publication has been supported by the Shipbuilding Research Association of Japan.

2. INFORMATION FOR COMPARATIVE STUDY OF RESULTS FROM 6-DEGREE-OF-FREEDOM SHIP MOTION PROGRAMS

A. Details of Test Conditions

(1) Ship Form: The ship form shall be the S7-175 Container ship form as specified, with the specified weight distribution and bilge keels. Calculations are required for design draught only. Calculations are to be carried out both using the specified constant roll damping and also with the best available estimate of roll damping.

(2) Wave Conditions:

a) Regular waves: Wave height $1/50$ of L_{pp} . (where L_{pp} is length between perpendiculars).

Non dimensional wave frequency $\omega\sqrt{L/g}$ (where g is acceleration due to gravity) from 1.0 to 4.0 in steps of 0.1. Wave directions 0° (following seas), to 180° (head seas) in steps of 30° .

b) Irregular waves: Long crested waves with I.T.T.C. spectrum in the two parameter form with significant waveheight 4 meters and characteristic period from 4 secs to 16 secs in steps of 2 seconds, (as defined in p. 822 of Transactions of the 12th I.T.T.C.).

(3) Ship Speed: Calculation to be carried out at a speed corresponding to Froude number 0.275.

B. Additional Information on Weight Distribution

(1) The height of the center of gravity of each section is assumed the same as the C.G. of the whole ship.

(2) The GM values for each section are assumed to be the same as the GM of the ship.

(3) The moments of inertia of each section about the X axis are proportional to the square of the weight of the sections.

C. Assumptions on Roll Damping

- (1) Non-dimensional roll damping, ν , to be assumed constant at a value of 0.159. (ν is defined by N/\sqrt{IR} where N, I and R are coefficients in the equation of roll,

$$I \ddot{\phi} + N \dot{\phi} + R \phi = 0$$

- (2) Damping moment in roll is distributed along the hull in proportion to the section area.

Note: In addition to the assumptions given above, it is requested that calculations be carried out using the best available estimate of roll damping including such nonlinearities as are considered necessary.

D. Output Required

Note: It is requested that in order to ease the work involved in making comparisons between results from different establishments all data are presented in numerical form not as graphs.

All participants should calculate the Basic Response Curves (Section 1 below) together with as much of items 2 to 5 as convenient.

- (1) Basic Response Curves: Amplitudes and phases of pitch, heave yaw, roll, sway and surge.
- (2) Derived Response Curves: Amplitudes of vertical, lateral and longitudinal acceleration at a point 148.75 meters forward of the AP and 24 meters above the keel. Amplitudes of relative motion at point 148.75 meters forward of the AP at the hull surface on the static waterline on both the weather side and lee side.
- (3) Hydrodynamic Pressure: Amplitudes and phases of hydrodynamic pressure acting on weather and lee sides at midships at a point defined by the intersection of a line drawn at an angle of depression of 47.0 degrees to the water line at the hull centerline.
- (4) Wave Loads: Amplitudes and phases of vertical and lateral shear forces and bending moments, and of the torsional moment, all at midships.
- (5) Short Term Prediction for Irregular Waves: Predictions of the RMS response for the parameters for which response curves have been determined in section (1) to (4) above.

E. Conventions for Presentation of Results

- (1) Axis system and phases of motions should be as defined in Appendix III of the Report of the Seakeeping Committee

to the 10th I.T.T.C. with heave downwards and pitch bow up defined to be positive. Shear force is positive in the same direction as motion along the same axis, and bending moments are positive if in the same direction as motions about the same axis. Increase in hydrodynamic pressure is positive.

(2) Responses should be presented in the following non-dimensional forms:

- a) Motions: As specified in Appendix III of the Report of the Seakeeping Committee to the 10th I.T.T.C.
- b) Acceleration: Divide by $g\zeta_a/L$, where ζ_a is wave amplitude.
- c) Hydrodynamic pressure: Divide by $\rho g\zeta_a$
- d) Shear forces: Divide by $\rho gLB\zeta_a$ where B is waterline beam and ρ is mass density of water
- e) Bending & torsional moments: Divide by $\rho gL^2B\zeta_a$

F. Detail of the Ship Form and appendages, Tables and Figures

Table 1 Principal Particulars of Ship

Table 2 Sections of Ship

Table 3 Offsets of Plated Hull of S7-175 Container Ship

Fig. 1 Body Plan

Fig. 2 Water Lines & Profile of Fore Part

Fig. 3 Water Lines & Profile of Aft Part

Fig. 4 Form of Bulbous Bow

Fig. 5 Boss, Screw Aperture & Rudder Lines

Fig. 6 Profile of Forecastle

Fig. 7 Position & Profile of Bilge Keel

Table 1 Principal Particulars of Ship

Ship	S7-175
Lpp (m)	175.0
B (m)	25.40
D (m)	15.40
T (m)	9.50
Δ (t)	24,742.
L/B	6.89
B/T	2.67
lcb(%Lpp)	1.417
C_b	0.5716
C_m	0.970
KM (m)	10.52
GM (m)	1.0
Kyy/Lpp	0.24
Kxx/B	0.328
T_ϕ (sec)	18.00
KG (m)	9.52
W_m (ton/m)	200.6

Table 2 Sections of Ship

Station No.	x/L	B/B _m	T/T _m	S/S _m	B/2T	S/BT	Weight $\frac{W}{W_m}$
F.P.	1.0	(.053)*	.985	.050	.000	(.929)*	.119
	0.9	.123	1.000	.117	.164	.923	.260
9	0.8	.248	1.000	.192	.331	.751	.402
	0.7	.395	1.000	.293	.527	.720	.502
8	0.6	.553	1.000	.419	.738	.735	.601
	0.5	.702	1.000	.559	.837	.772	.701
7	0.4	.828	1.000	.698	1.105	.818	.802
	0.3	.920	1.000	.823	1.228	.868	.900
6	0.2	.978	1.000	.922	1.306	.914	1.000
	0.1	.999	1.000	.980	1.334	.952	1.000
M	0.0	1.000	1.000	1.000	1.335	.970	1.000
	0.1	1.000	1.000	.996	1.336	.966	1.000
4	0.2	1.000	1.000	.969	1.335	.940	1.000
	0.3	.995	1.000	.913	1.328	.890	.920
3	0.4	.970	1.000	.825	1.295	.825	.840
	0.5	.921	1.000	.708	1.230	.746	.759
2	0.6	.839	1.000	.569	1.120	.658	.679
	0.7	.716	1.000	.417	.956	.565	.599
1	0.8	.555	1.000	.263	.741	.460	.519
	0.9	.354	1.000	.101	.473	.277	.352
A.P.	1.0	.122	.074	.005	.163	.537	.185

* Modified Breadth of the F.P. Section B = 0.670 (m)

Table 3 Offsets of Plated Hull of S7-175 Container Ship

		PARTICULARS	
LENGTH (BETWEEN PERPENDICULARS)	175.000	RISE OF FLOOR	0.350
LENGTH (ON L. W. L.)	170.200	STARTING POINT OF RISE OF FLOOR FROM CENTER LINE	1.000
BREADTH (INCLUDING SKIN)	25.800	RADIUS OF BILGE CIRCLE	2.800
DRAFT (INCLUDING SKIN) DESIGNED FULL LOAD	9.500	MEAN THICKNESS OF SHELL PLATINGS	
		WATER LINE BOW AND HUTTACK LINE AFT	1.000
		SQUARE STATION AFT	17.500

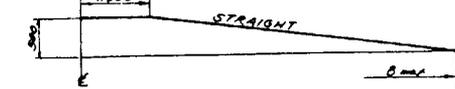
NO OF STATIONS	HALF BREADTH																SPARE DECK	DOWEL MARK	
	0.0	1.000	2.000	3.000	4.000	5.000	6.000	7.000	8.000	9.000	10.000	11.000	12.000	13.000	14.000	15.000			
B																		5.570	5.750
A																		6.150	6.670
AP										650								6.800	7.350
1/4										2.190	3.070	3.800	4.350	4.840	5.270	5.640	5.950	6.250	6.530
1/2	800	320	405	550	645	720	845	1.040	1.010	2.200	3.770	4.300	5.100	6.270	7.180	7.950	8.620	9.200	10.030
3/4	260	625	865	1.180	1.400	1.620	1.840	2.210	2.890	3.920	5.210	5.850	6.450	7.690	8.310	9.100	10.280	10.580	11.010
1	300	970	1.355	1.860	2.100	2.405	2.800	3.465	4.200	5.380	6.300	7.050	7.600	8.560	9.280	10.070	10.650	11.350	11.750
1 1/2	530	1.770	2.425	3.245	3.800	4.445	5.090	5.860	6.745	7.250	8.720	9.090	9.520	10.270	10.940	11.500	11.920	12.640	12.500
2	1.025	2.790	3.725	4.910	5.800	6.365	7.270	8.170	8.960	9.170	10.340	10.650	10.960	11.030	11.090	12.000	12.350	12.580	12.700
2 1/2	1.910	4.440	5.300	6.750	7.790	8.640	9.400	10.010	10.615	11.090	11.510	11.890	12.240	12.400	12.460	12.520	12.610	12.670	-
3	3.330	5.930	7.150	8.640	9.640	10.390	10.955	11.445	11.750	12.230	12.480	12.640	12.680	12.650	12.600	12.700	12.700	-	-
3 1/2	5.265	7.885	9.065	10.380	11.105	11.630	11.990	12.240	12.400	12.480	12.480	12.400	12.350	12.280	12.200	12.100	12.000	-	-
4	7.095	9.695	10.660	11.725	12.090	12.335	12.510	12.600	12.660	12.690	12.700	12.700	12.700	12.700	12.700	12.700	12.700	-	-
4 1/2	9.030	10.760	11.620	12.550	12.610	12.680	12.700	12.700	12.700	12.700	12.700	12.700	12.700	12.700	12.700	12.700	12.700	-	-
MAX. DECK (mm)	9.980	11.005	11.800	12.550	12.689	12.700	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
5	9.965	10.960	11.740	12.640	12.680	12.700	12.700	12.700	12.700	12.700	12.700	12.700	12.700	12.700	12.700	12.700	12.700	12.700	-
5 1/2	8.950	10.160	11.060	11.860	12.280	12.590	12.600	12.600	12.600	12.600	12.600	12.600	12.600	12.600	12.600	12.600	12.600	12.600	-
6	7.320	8.800	9.660	10.080	10.210	10.210	10.210	10.210	10.210	10.210	10.210	10.210	10.210	10.210	10.210	10.210	10.210	10.210	-
6 1/2	5.580	7.100	8.020	8.500	8.800	10.300	10.730	11.010	11.240	11.440	11.600	11.800	11.910	11.910	11.910	11.910	11.910	11.910	-
7	3.940	5.520	6.340	7.020	8.160	8.670	9.100	9.660	9.800	10.100	10.380	10.510	10.600	10.600	10.600	10.600	10.600	10.600	-
7 1/2	2.680	4.000	4.750	5.200	6.300	6.860	7.200	7.660	8.050	8.320	8.740	8.920	9.110	9.300	9.400	9.400	9.400	9.400	-
8	1.930	2.700	3.400	4.000	4.700	6.110	6.650	6.790	6.100	6.450	6.810	7.000	7.240	7.710	8.030	8.070	8.070	8.070	-
8 1/2	590	1.060	2.040	2.810	3.380	4.580	3.790	3.990	4.210	4.480	4.820	5.020	5.280	5.740	6.400	7.160	7.870	8.700	9.170
9	250	1.020	1.800	2.000	2.390	2.400	2.390	2.020	2.520	3.200	3.970	3.150	3.360	3.970	4.680	5.260	6.000	6.800	7.660
9 1/2	190	1.240	1.670	2.000	2.020	1.950	1.860	1.800	1.830	1.850	2.160	2.310	2.490	2.660	3.510	4.200	4.970	5.830	6.680
9 3/4	150	1.100	1.690	1.770	1.750	1.600	1.650	1.320	1.270	1.300	1.640	1.560	1.700	2.070	2.550	3.160	3.990	4.700	5.310
9 3/4	150	1.080	1.220	1.570	1.520	1.380	1.140	950	800	740	800	870	960	1.210	1.610	2.120	2.710	3.300	4.100
F.P. (mm)	800	1.170	1.660	1.380	1.200	950	870	830	300	200	250	270	410	670	1.050	1.360	2.210	2.810	3.490
F.P.	660	1.050	1.380	1.320	1.100	820	510	350	280	100	0	110	280	580	890	1.350	1.950	2.690	-
a																			

NO OF STATIONS	HEIGHT ABOVE BOTTOM OF MODEL (mm)						HEIGHT ABOVE BOTOM OF MODEL (mm)												NO. OF STATIONS
	17 W.L.	18 W.L.	19 W.L.	FACE DECK B.L.	SMALL TOP B.L.	ROUPECK TOP	W.L.	0.0	1/4 BL	1 BL	2 BL	3 BL	UPPER DECK S.L.	UPPER DECK S.L.	ARENAWAY TRIP	FACE DECK S.L.	FACE DECK S.L.	SMALL TOP B.L.	
B	17.000	18.000	19.000				0.0	500	1.000	2.000	3.000								
A							0.500	9.700	10.070	10.940	12.000								
AP							0.810	9.220	9.520	10.250	11.100								
1/4							0.800	8.930	9.170	9.800	10.600								
1/2							0.175	8.270	8.640	9.000	9.660								
3/4							0	0	5.800	7.220	8.350								
1							1.370	5.500	7.130	8.130	9.130								
1 1/2							530	2.420	3.250	4.250	5.250								
2							130	650	1.620	2.220	3.000								
2 1/2							0	220	800	1.100	1.800								
3							0	0	0	0	0								
3 1/2							0	0	0	0	0								
4							0	0	0	0	0								
4 1/2							0	0	0	0	0								
MAX. DECK (mm)																			
5																			
5 1/2																			
6																			
6 1/2																			
7																			
7 1/2																			
8																			
8 1/2	10.490	11.640		11.850	12.960		0	60	170	260	350								
9	8.820	7.870		10.660	10.760		50	100	170	220	270								
9 1/4	7.750	8.850		9.820	9.900		70	200	270	320	370								
9 1/2	6.580	7.610	8.750	8.810	8.900		100	300	380	450	520								
9 3/4	6.260	6.270	7.350	7.660	7.700	7.890	110	250	320	390	460								
F.P. (mm)	3.810	4.740	5.800	6.200			120	250	320	390	460								
F.P.	1.800	4.290	5.280	5.700	5.800	6.170	120	250	320	390	460								
a																			

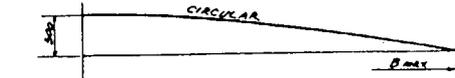
REMARKS

1 DECK CAMBER

1) UPPER DECK 500mm



2) FOLE DECK 500mm

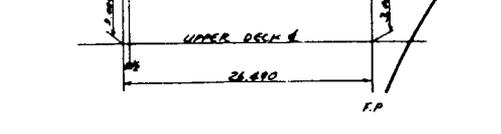


2 DECK SHEER

1) UPPER DECK DUE TO CAMBER

(DECK CENTER LINE HEIGHT = 15.900 ABOVE B.L.)

2) FOLE DECK



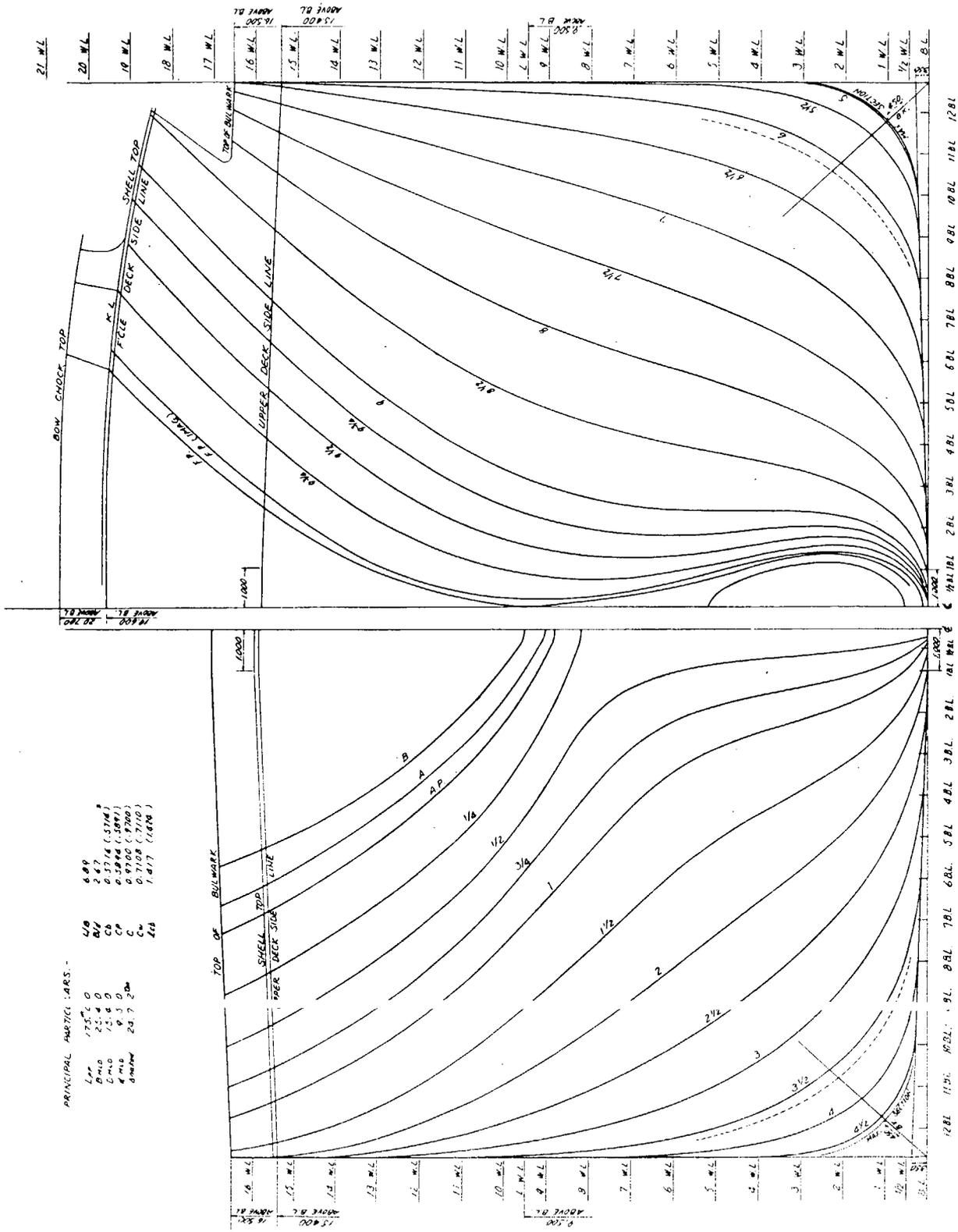


Fig. 1 Body Plan

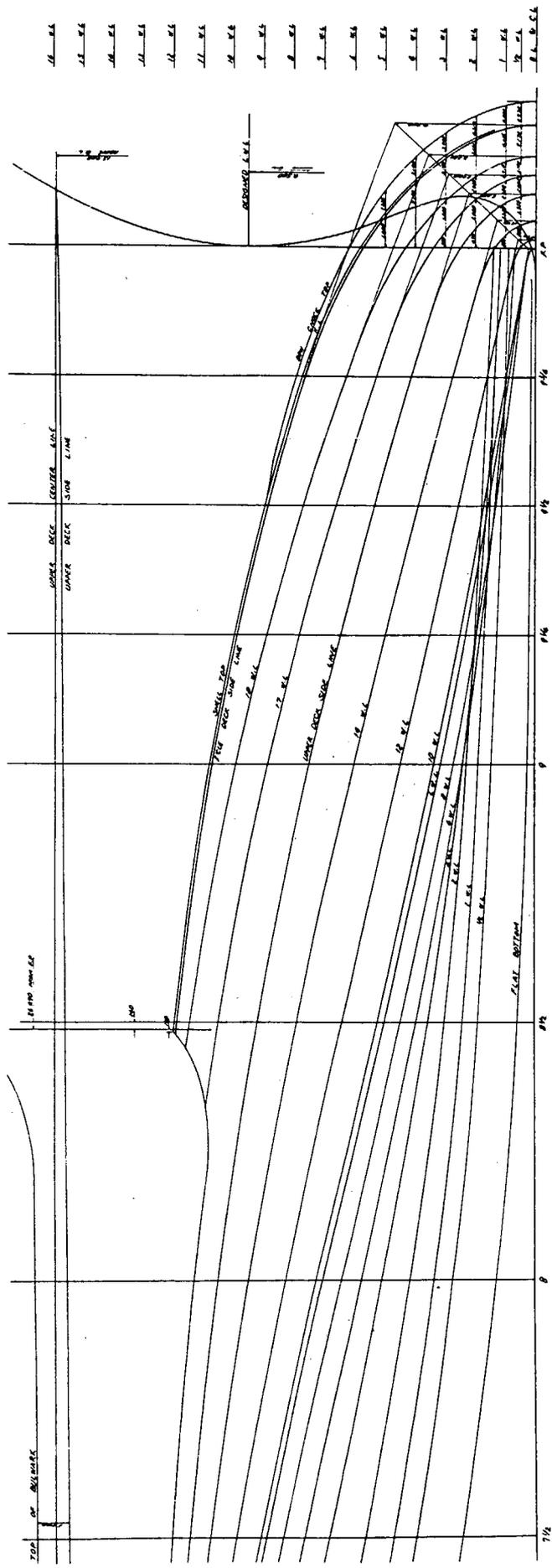


Fig. 2 Water Lines & Profile of Fore Part

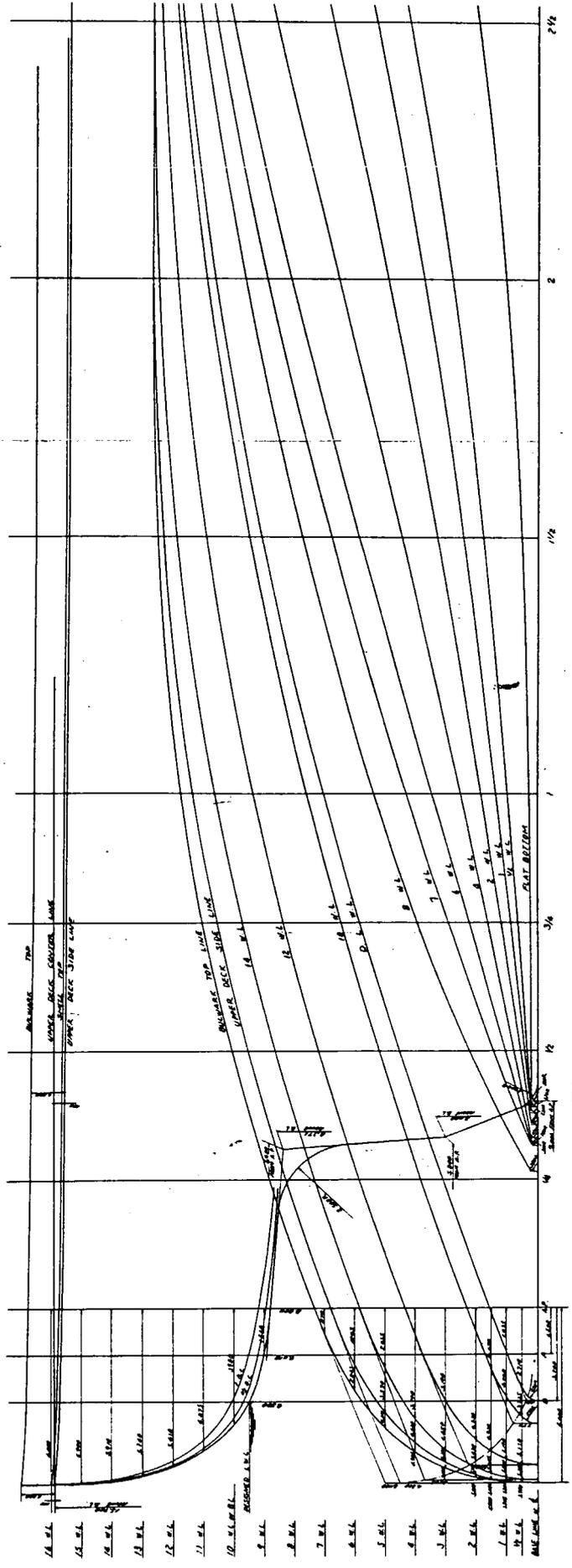


Fig. 3 Water Lines & Profile of Aft Part

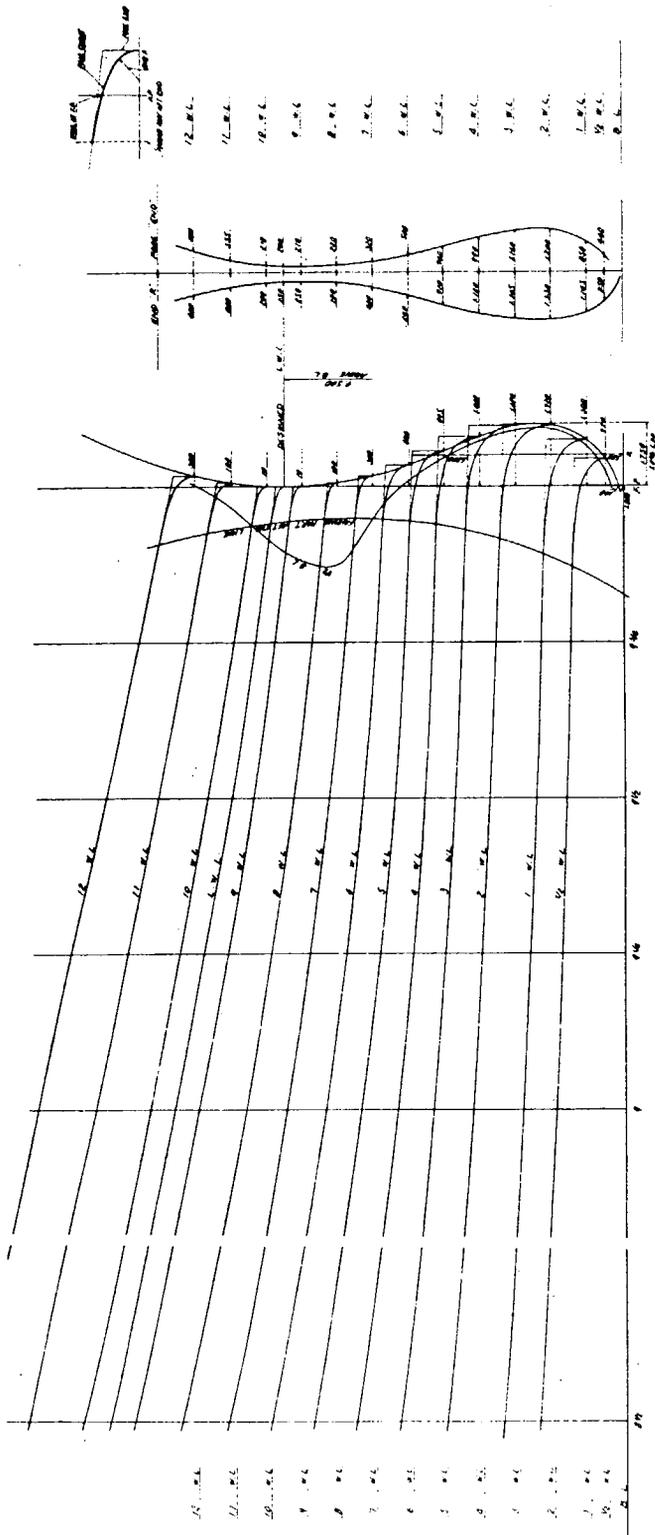


Fig. 4 Form of Bulbous Bow

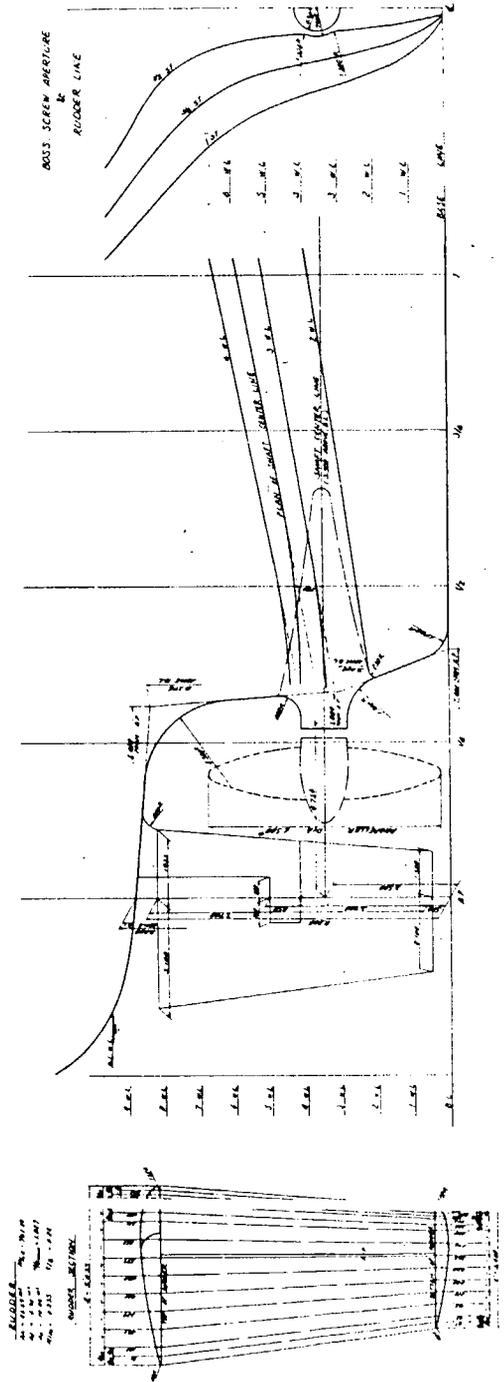


Fig. 5 Boss, Screw Aperture & Rudder Line

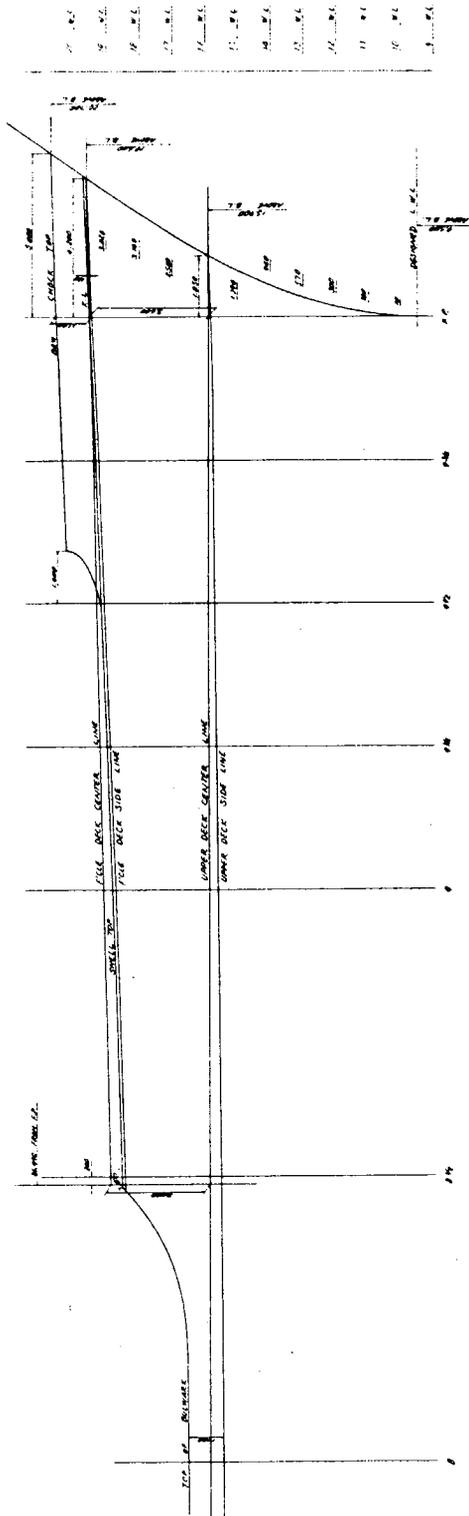


Fig. 6 Profile of Forecastle

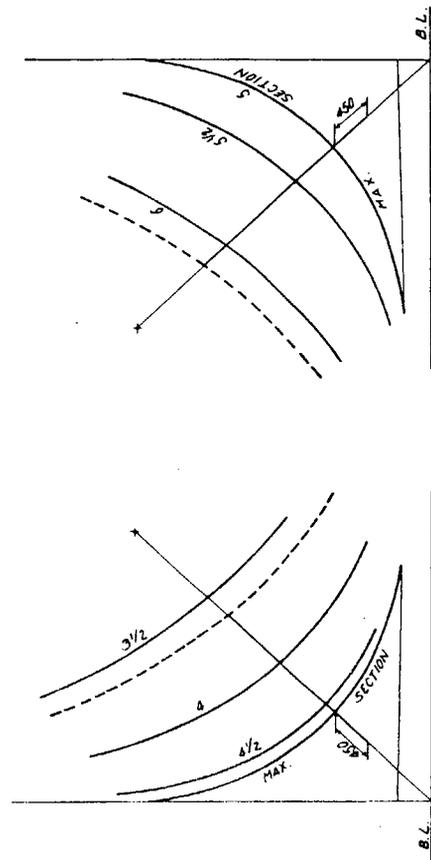


Fig. 7 Position & Profile of Bilge Keel

3. COMPARISON OF CALCULATED SHIP MOTIONS AND RELATED RESPONSES

3.1 Regular Wave Responses

Regular wave response calculations were made for the basic motion responses of six degree-of-freedom and the related responses as vertical, lateral, and longitudinal acceleration; relative motion, hydrodynamic pressure, vertical and lateral shearing forces and bending moments and torsional moment.

Figures 8 to 82 show these responses selected from a total of 108 figures. Only such responses that show small values or have little significance for the purpose of the comparative study are neglected. The symbols used to identify each organization are given in Table 4. When available, experimental data are also included on the plots as large circles, etc..

The following comments are offered for the specific responses. Table 5 shows the list of figure number and responses. Heave and Pitch: In general, the results from almost all organizations show same response tendency except few organizations. At the peak of response curves for head and bow seas the results seem to be divided into two groups according to the theory used. For beam sea condition the heave responses show some divergence in higher frequency range. In the quartering and following sea conditions the responses agree well between each other except few organizations which show quite different values.

Surge: Calculation by almost all organizations shows the same response tendency for all heading angles, except one which shows different values quite smaller than the majority.

Sway and Yaw: Only the responses in quartering seas are shown. For bow and beam sea conditions two organizations show different tendency in the whole frequency range. For quartering seas, four organizations show difference from the majority which also diverge more or less.

Roll: The responses from almost all organizations agree well except for the roll resonance frequency range. Two or three organizations differ from the majority. It should be noted that the roll damping coefficient used in the calculation differs for some organizations which have used their own estimate values instead of the specified one.

Accelerations: In general there is good agreement for vertical, lateral and longitudinal acceleration responses. Small differences are noted for peak values of vertical acceleration due to

the strip theory used (NSM or STFM giving higher values). Agreement is slightly worse for lateral acceleration than for vertical acceleration for the whole frequency range. There is good agreement for longitudinal acceleration except for one organization which has substantially higher results for bow and quartering waves.

Relative Motion: There is good agreement for head and bow calculations except for some differences at peak response. For beam and quartering wave calculations at least two organizations show notable differences from the majority for most of the frequency range.

Hydrodynamic Pressure: The calculations were made for the two points on both weather and lee sides adjacent to the midship bottom location. Head and bow wave responses can be divided into two groups, one group consisting of results from six organizations and the other from three organizations. The results of the latter group are lower than those of the former and there is a substantial difference between them. For the quartering wave responses the same two groups exist with the larger group showing good agreement and the smaller group disagreement within the group. For the following wave the results also divided into two groups while they show diverging tendency at high frequency range.

Vertical Shearing Force and Bending Moment: Head and bow wave force and moment responses can be divided into two groups with one or two exceptions. The calculations of one group are based on the so-called ordinary strip method (OSM) while the other is based on the new strip method (NSM) or similar theories to the Salvesen, Tuck, Faltinsen method (STFM). The latter group gives larger bending moment than the former for the moderate wave frequency range. Following wave force and moment responses differ so greatly that no common tendencies can be discerned. This is especially true in estimating the added mass coefficients which tend to infinity as frequency decreases to zero. Japanese participants have investigated the reasons for these difficulties associated with the vertical wave loads and concluded that:

a. Added mass is computed differently depending on the computation method used. One group has used the direct calculation method based on Ursell-Tasai theory while the other has used an approximation formula derived by Ursell for an elliptic

cylinder in the very low frequency range.

b. A comparison of wave load components corresponding to each term of the heave and pitch equations of motion, shows substantial discrepancies for the heave and pitch coupling terms.

c. The divergence of vertical wave loads responses at the wave encounter frequency of nearly zero is caused by the diverging tendency of component derived by the wave diffraction forces.

Lateral Shearing Force and Bending Moment: With the exception of one or two organizations the moment and force responses can be divided into two groups. The higher group results are in good agreement and the lower group results show some disagreement for the higher frequency range.

Torsional Moment: The results show a large discrepancy like as those of the vertical wave loads, especially for quartering waves. They can be divided into two very different groups for quartering waves, with the exception of the results for one organization which are very small for bow and quartering waves for the whole range of wave frequency. The distinct difference between the two groups is due to the fact that the higher group peaks at roll resonance while the lower group does not peak and increase gradually with frequency. The reason of this difference between two groups has been found by the investigation of Japanese group and concluded that the calculation used the specified \overline{GM} value for the half body of the ship gives the lower group results and is not correct. The \overline{GM} value calculated by using correct value of each section should be used for the calculation of torsional moment component due to the restoring moment of rolling motion.

The phase results are also shown in the figures for almost all responses except the accelerations and the relative motions. The phase results agree well with each other except for wave frequency range where the amplitude responses become small. The phase relationship should be referred to the coordinate system defined by the 10th ITTC Seakeeping Committee Report, Appendix III which is also attached at the end of this report. However, some confusions can be recognized in the phase results, especially for the wave induced loads which may be attributed to differences of referred coordinate system. Therefore it will

be necessary for participating organizations to re-examine the phase results more carefully.

3.2 Comparison of Experimental and Calculated Results

Four organizations, namely IHI, CSSRC, NKK and SHI, volunteered to perform their own model experiments of the S7-175 container ship in regular waves and submitted the results to the 16th ITTC Seakeeping Committee as the contributions. These results, and the previous test data of SRI already presented in Section II.9 of the 15th ITTC Seakeeping Committee Report, are summarized for the purpose of comparison with the calculated results. Contributed papers [3] [4] [5] [6] were provided to the committee by several organizations describing supporting experimental programs, comparison with calculations, and investigations into discrepancies in analytical methods. The following comments are offered for the specified responses.

Heave and Pitch: There is good agreement between the experimental values submitted by the various organizations for all wave headings. In general, calculated and experimental results agree well for pitch response. In the case of heave response, the calculated values are slightly higher than the experimental values at peak response in head and bow waves.

Surge: Calculated and experimental values agree well for head and bow waves and agreement is even achieved for quartering waves. Although experiments in following waves are difficult, due to small wave encounter frequencies, the experimental results of the various organizations agree rather well. The calculations show similar qualitative tendencies to the experimental values with slight differences noted.

Sway and Yaw: Calculated and experimental values agree well for bow waves. For beam waves calculated values are generally higher than experimental values, but the contribution from NKK shows that calculations based on STFM give lower results than OSM and agree well with experimental values for zero forward speed. For quartering waves there is comparatively good agreement between calculated and experimental values for $\chi = 60$ degrees, but for $\chi = 30$ degrees the experimental values are substantially higher than those obtained by calculation. Here it should be noted that calculations which include "end effect terms" give higher values which approach the experimental values.

Effects of rudder activity due to the ship model autopilot are apparent for $\chi = 30$ to 60 degrees and are discussed in Section II.8 of the 16th ITTC Seakeeping Committee Report. It is indicated that experimental values of yaw was increased and sway decreased by the rudder activity.

Roll: Similar comments as for sway and yaw apply noting that for $\chi = 30$ degrees the effects of the autopilot result in higher experimental response values.

Vertical Acceleration: In general there is good agreement between experimental and calculated values except for beam waves in the higher frequency range where the experimental values are slightly higher.

Lateral Acceleration: The measured acceleration in the lateral direction for axes fixed in the ship model include gravity as a component. This is in addition to the dynamic acceleration induced by lateral ship motions when the accelerometer is fixed on the ship model. In general, calculations which include this effect agree well with experimental values if autopilot effects are also accounted for.

Relative Motion: Experimental values are only available for head waves and agreement between calculation and experiment appears good for this case.

Hydrodynamic Pressure: Calculated and experimental values agree with the exception of the high frequency range for head and bow waves. Experimental values were obtained by two organizations which differed slightly but show similar tendencies qualitatively.

Vertical Shearing Force and Bending Moment: For head waves, calculated and experimental values are in qualitative agreement for the whole frequency range. Calculations based on NSM or STEM are in better agreement with experimental values than those based on OSM. For following waves, where substantial disagreement exists between calculated results, experimental results show that the vertical wave loads converge to a small value in the high frequency range where calculations fluctuate widely in value. In the middle frequency range the experimental values appear to be approximately intermediate between the calculated results. For the lower frequency range fluctuations in the calculated values converge showing similar tendencies to the experimental results.

Since discrepancies between the various calculations of vertical wave loads have been found due to differences in estimating the sectional added mass for very low wave encounter frequencies as well as theory based, it is necessary to re-examine this problem in order to obtain agreement with experimental findings.

Lateral Shearing Force and Bending Moment: In general, calculations agree with experimental results for the whole frequency range.

Torsional Moment: For quartering waves at $\chi = 60$ degrees, there is substantial disagreement between experimental and calculated results in addition to large differences between the calculations themselves. For bow waves both experimental and calculated results have similar tendencies.

3.3 Comparison of Irregular Wave Results (Fig.83 - 104)

The second exercise of the comparative study by the 15th ITTC Seakeeping Committee involved computing RMS values in long-crested irregular waves. The wave conditions were specified by the ITTC two parameter spectrum with a significant wave height of 4 meters and characteristic periods of 4 to 16 seconds in 2-second steps. Ship to wave encounter angles of $\chi = 180$ degrees (head waves) to zero degree (following waves) in 30 degree steps were specified, same as for the regular wave exercise.

Eighteen organizations participated and provided their results to the 15th and 16th ITTC Seakeeping Committee. Only the selected examples for each response are shown in this report. It can be seen that there is reasonable agreement for some responses, and disagreement for others dependent on wave heading and characteristic period, especially for the lower period range. A comparison of all the data is summarized in Table 6. There are significant disagreements for the following cases:

- a. Sway and yaw in quartering waves and surge in quartering and following waves,
- b. Lateral acceleration and relative motion in waves of short characteristic period,
- c. Vertical shearing force and bending moment in quartering and following waves,

d. Lateral shearing force and bending moment in quartering waves.

4. CONCLUDING REMARKS

With some exceptions, six degree-of-freedom ship motion calculations from most organizations agree well between each other and with the experimental results. Problems remain for the estimation of sway and yaw in quartering waves as well as surge in following waves when the wave encounter frequency is very small. However, it should be noted that experimental difficulties exist for such situations. Generally, acceleration calculations in the three directions agree well with each other and with experimental results. For relative motion calculations agree well with each other except for a few cases; also the head wave calculations agree well with experimental results.

There is substantial disagreement between the calculations for the vertical shearing force and bending moment, especially for quartering and following waves. This is also true for the torsional moment for situations of roll resonance. In fact, there is no calculation in good agreement with experimental results for the whole frequency range. The experimental results appear to be intermediate among the confused calculations. Therefore both more experimental results are desirable for comparison purposes, and wave load calculation methods should continue to be investigated in order to achieve better agreement.

In the course of this comparative study, a large number of calculations have been performed and submitted by a large number of organizations. Although some of the results are not included in this report, the general tendency of agreement or disagreement between results will be clearly recognized by observing the figures of this report. There exist also few results neglected in plotting due to their quite different tendencies from the majority.

ACKNOWLEDGEMENT

The participating organizations should be acknowledged for their contributions to this comparative study. Especial appreciation will be given to the organizations who have submitted their own model test results for comparison purpose with calculations.

In the ITTC Seakeeping Committee, Mr. D.C.Murdey, Marine Dynamics and Ship Laboratory, Division of Mechanical Engineering, National Research Council, Canada, had the charge of this study in the period of the 15th ITTC (1976 - 1978), and Dr. Y. Takaishi, Ship Research Institute, Japan, in the period of the 16th ITTC (1979 - 1981). Dr. R.Tasaki, Ishikawajima Harima Heavy Industries, Japan, have cooperated with this study in the 15th ITTC Seakeeping Committee.

REFERENCES

- [1] 15th ITTC Seakeeping Committee Report, Proceedings of the 15th ITTC, the Hague, October 1978, Part 1 pp.79 - 96.
- [2] 16th ITTC Seakeeping Committee Report, Proceedings of the 16th ITTC, Leningrad, September 1981, Volume 1 pp.217 - 224.
- [3] Kobayashi, K., Takezawa, S, and Obokata, J.; The comparison between calculations and model tests on ship motions and wave loads of the S-175 container ship, Contribution to the 16th ITTC Seakeeping Committee, October 1980.
- [4] Tasaki, R. and Mizoguchi, S.; Model experiment of a high speed container ship in regular oblique waves, Contribution to the 16th ITTC Seakeeping Committee, Oct. 1980. Published in the Proceedings of the 16th ITTC, Vol. 2, pp.123 - 127.
- [5] Takezawa, S. and Hirayama, T.; On the vertical bending moment of a model ship in following waves, Contribution to the 16th ITTC Seakeeping Committee, October 1980. Published in the Proceedings of the 16th ITTC, Vol.2, pp.128 - 129.
- [6] Yamamoto, O.; The results of ship motion test conducted in the Tsu Ship Model Basin, Contribution to the 16th ITTC Seakeeping Committee, October 1980.

Table 4 Symbols Used to Represent the Results of Participating Organizations

No.	Organization	Abbreviation	Program	Symbol	Used Roll Damping	
					Specified	Own Estimate
1	Helsinki Univ. of Tech.	HELSINKI	HONKANEN	□	*	*
2	Admiralty Marine Tech. Establishment (Haslar)	AMTE(H)	SCORES	△	*	
4	Ship Research Institute	SRI	OSM	⊠ ⊙	*	
5	Hamburg Ship Model Basin	HSVA	GRIM	▽	*	
6	Meguro Model Basin	DA	OSM	*	*	
7	University of Osaka	OU	OSM	○	*	
8	Mitsui Eng. & Shipbuild. Co., Ltd.	MES	OSM	▲	*	
9	Hitachi Shipbuild. & Eng. Co., Ltd.	HZ	OSM	*	*	
10	Kawasaki Heavy Indust. Co., Ltd.	KHI	OSM	Y	*	
11	David W. Taylor Naval Ship R&D Center	DTNSRDC	STF	△		*
12	Fishing Boat Lab.	FBL	OSM	◇	*	
13	Nippon Kokan Co., Ltd.	NKK	OSM	▼ △	*	
14	Mitsubishi Heavy Indust.	MHI	OSM	⊠		*
15	Sasebo Heavy Indust. Co., Ltd.	SSK	OSM	●	*	*
16	Delft Shipbuild. Lab.	DELFT	DELFT	◇	*	*
17	Italian Ship Research Center	CETENA	SCORES	⊕		*
18	Ishikawajima-Harima Heavy Indust., Ltd.	IHI	OSM	⊙ ●	*	
19	Defence Research Establishment Atlantic	DREA	DREA	+		*
20	Ship Research Institute of Norway	TRONDHEIM	STF	⊗		*
21	Krylov Ship Research Institute	KRYLOV	KRYLOV	×	*	*
22	Netherlands Ship Model Basin	NSMB	NSMB	⊗	* =	*
23	Rostock University	ROSTOCK		⊂	*	
24	Harbin Shipbuild. Eng. Institute	HARBIN		▽	*	
25	China Ship Scientific Research Center	CSSRC		⊕	*	
26	Sumitomo Heavy Indust.	SHI	OSM	⊕ ○	*	
27	Chantiers Navals de la Ciotat	IRCN		∧	*	
28	Seoul National Uni.	SNU		⊖	*	

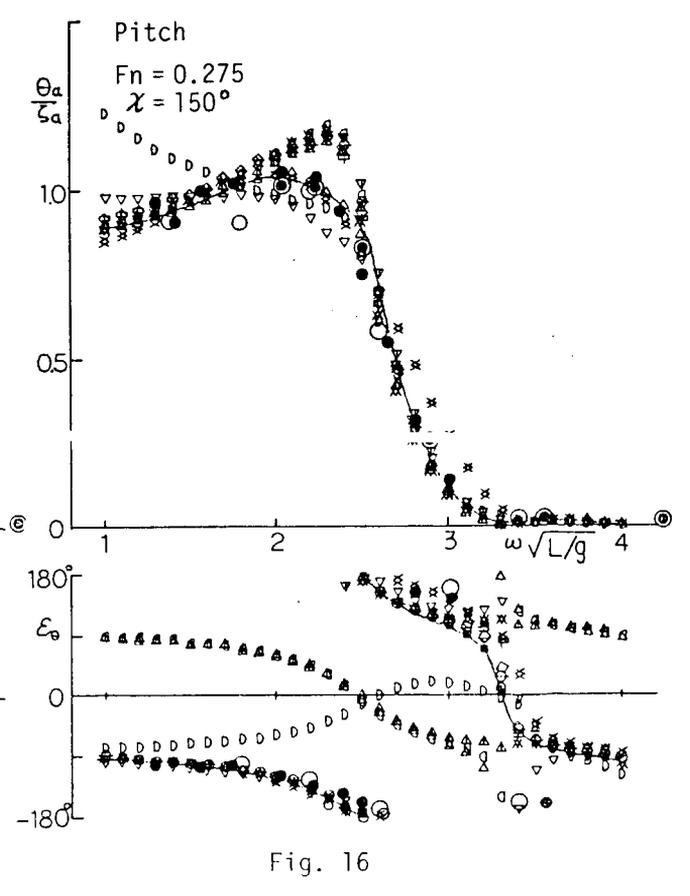
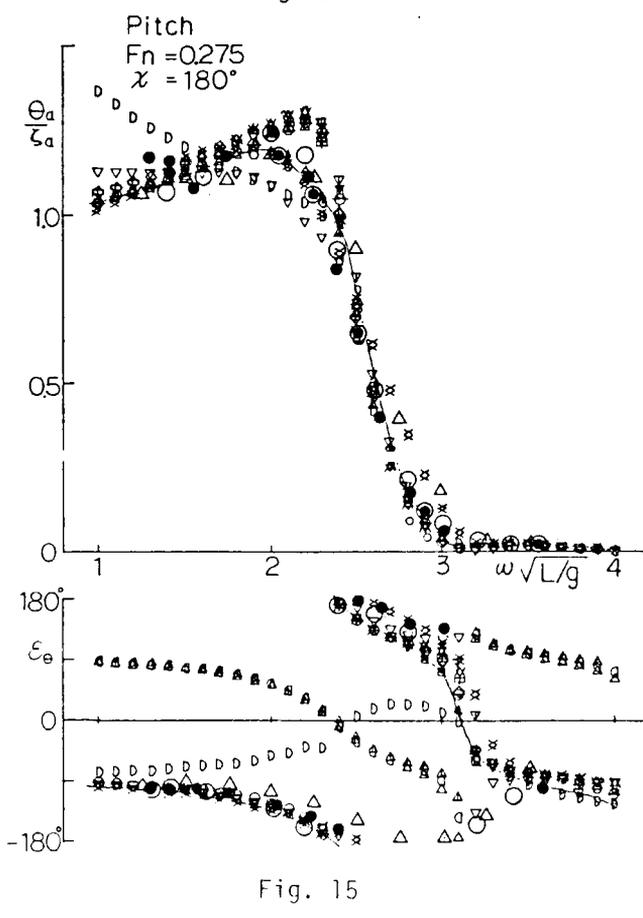
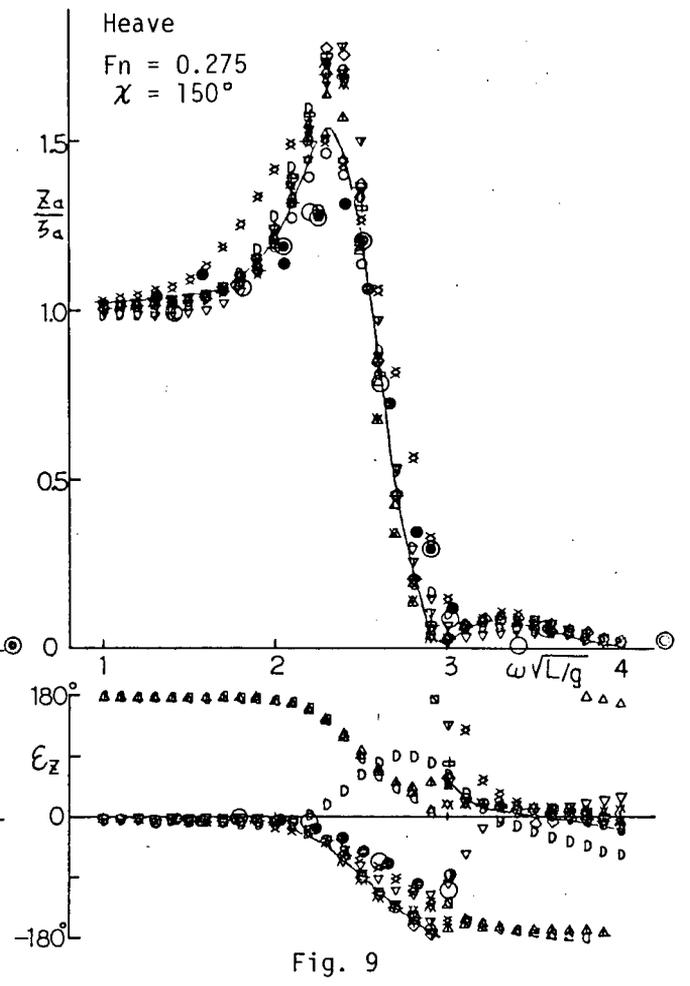
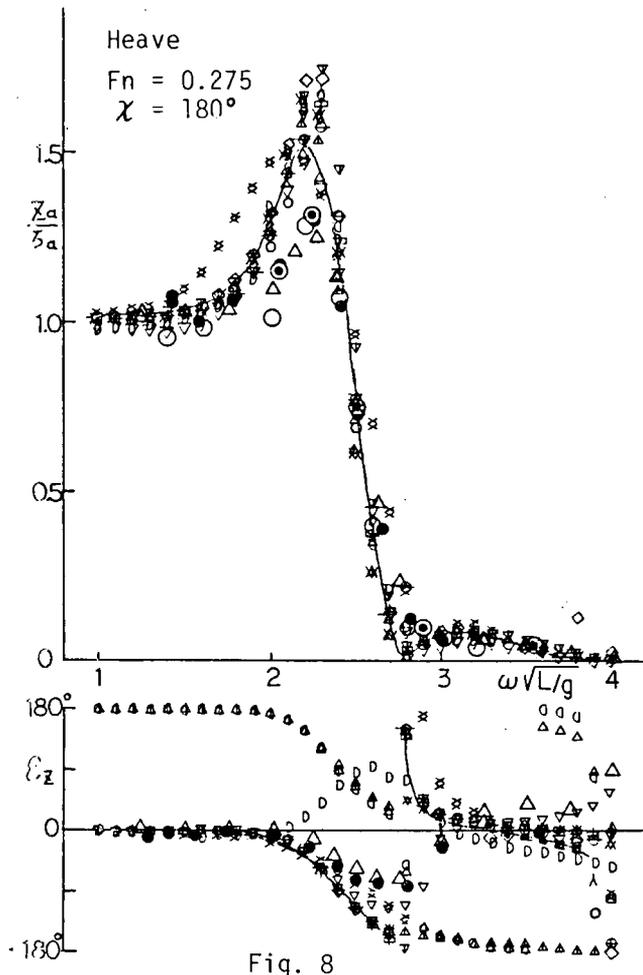
Remarks: Experimental results are plotted by the symbols ⊙ △ ● ○

FIGURES

Table 5 List of Figure Numbers

Responses	Encounter Angle	Head 180°	Bow		Beam 90°	Quarter		Follow 0°
			150°	120°		60°	30°	
Heave	Fig. 8 83 *		9	10	11	12	13	14
Pitch	Fig. 15 84 *		16	17	18	19	20	21
Surge	Fig. 22		—	—	—	—	— 85*	23
Sway	Fig. —		—	—	—	24	25 86*	—
Yaw	Fig. —		—	—	—	26	27 87*	—
Roll	Fig. —		28	29	30	31 88*	32	—
Longitudinal Acceleration	Fig. 33		—	—	—	—	—	—
Vertical Acceleration	Fig. 34 89*		—	35	—	—	—	—
Lateral Acceleration	Fig. —		—	—	36 90*	37	—	—
Relative (w.s.) Motion	Fig. 38 91*		—	39	40 92*	—	—	—
Relative (l.s.) Motion	Fig. —		—	—	41	—	—	—
Hydrodynamic Pressure(w.s.)	Fig. 42		43 93*	44	45	46 94*	47	48
Hydrodynamic Pressure(l.s.)	Fig. —		49	50	51	52	53	—
Vertical Shear Force	Fig. 54 95*		55	56	57	58	59	60 96*
Vertical Bending Mt.	Fig. 61 97*		62	63	64	65	66	67 98*
Lateral Shear Force	Fig. —		68 99*	69	70	71 100*	72	—
Lateral Bending Mt.	Fig. —		73 101*	74	75	76 102*	77	—
Torsional Moment	Fig. —		78 103*	79	80	81 104*	82	—

Remarks: Figure number with * represent irregular wave results.



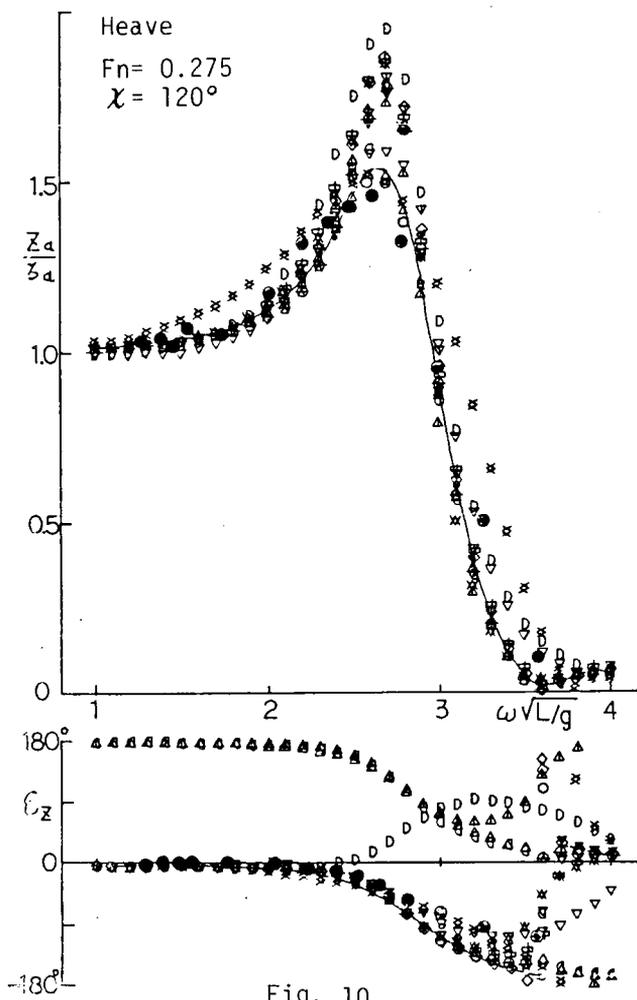


Fig. 10

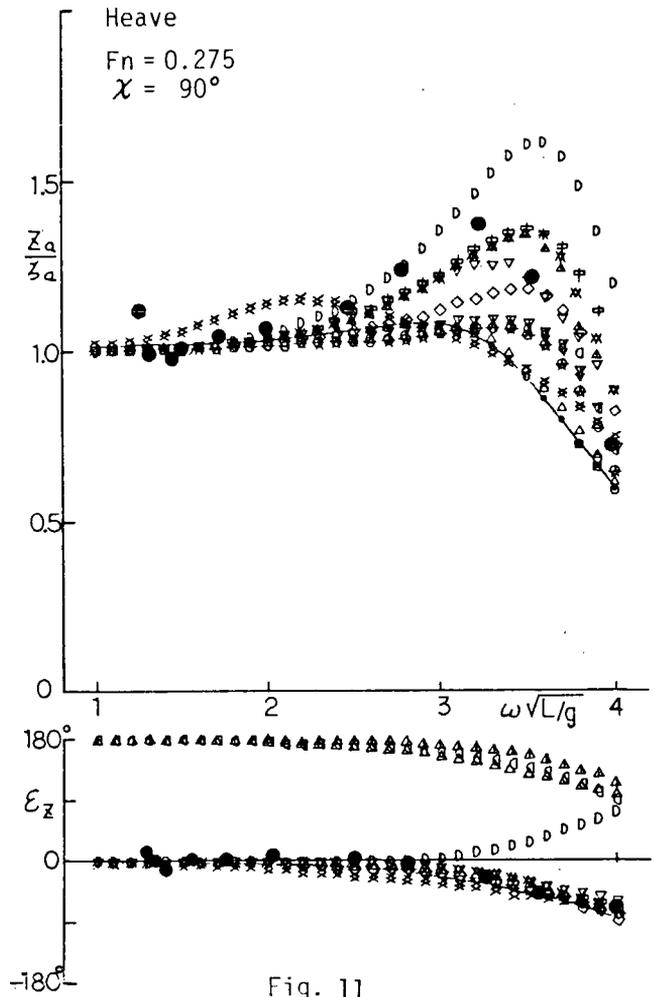


Fig. 11

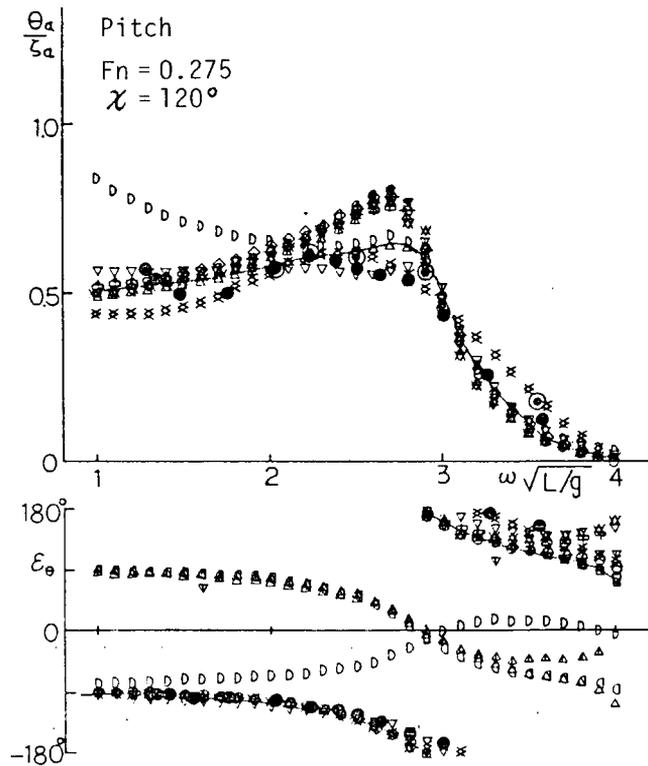


Fig. 17

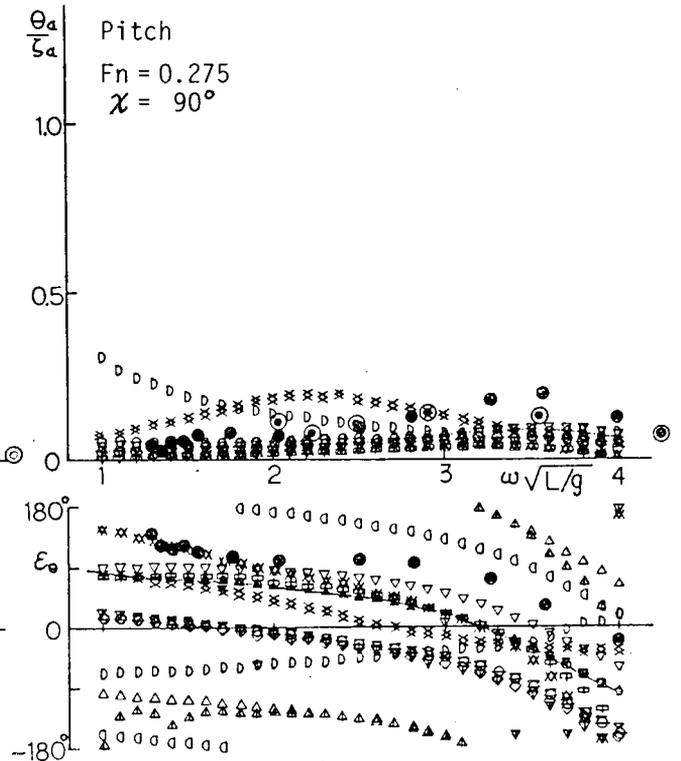


Fig. 18

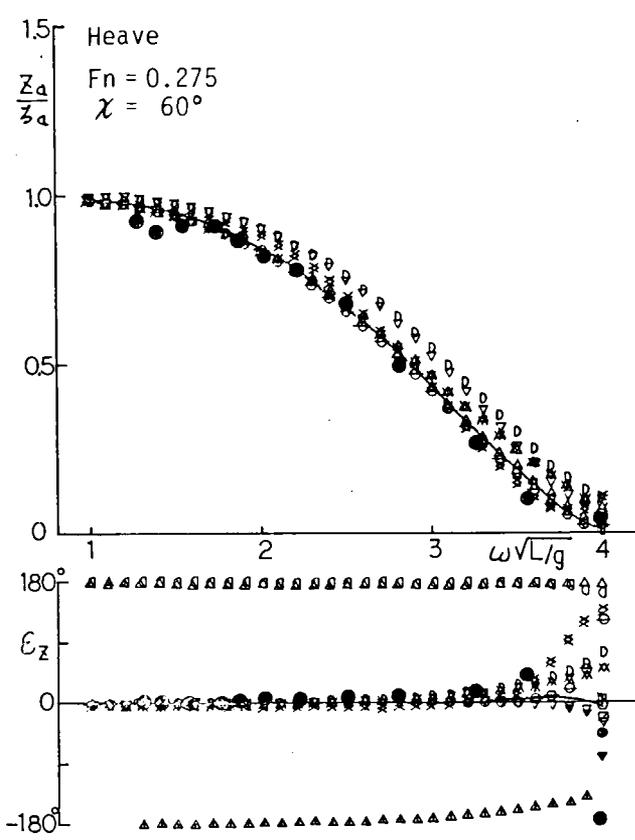


Fig. 12

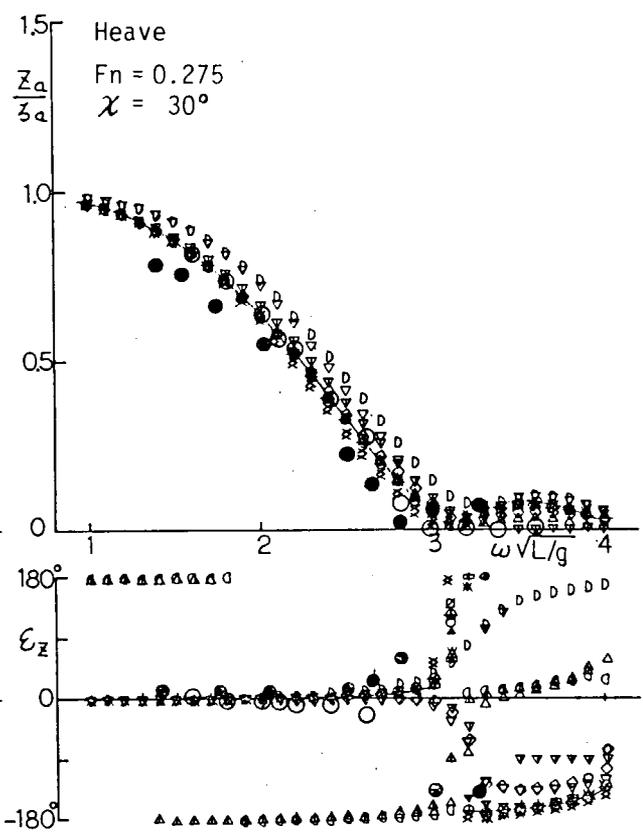


Fig. 13

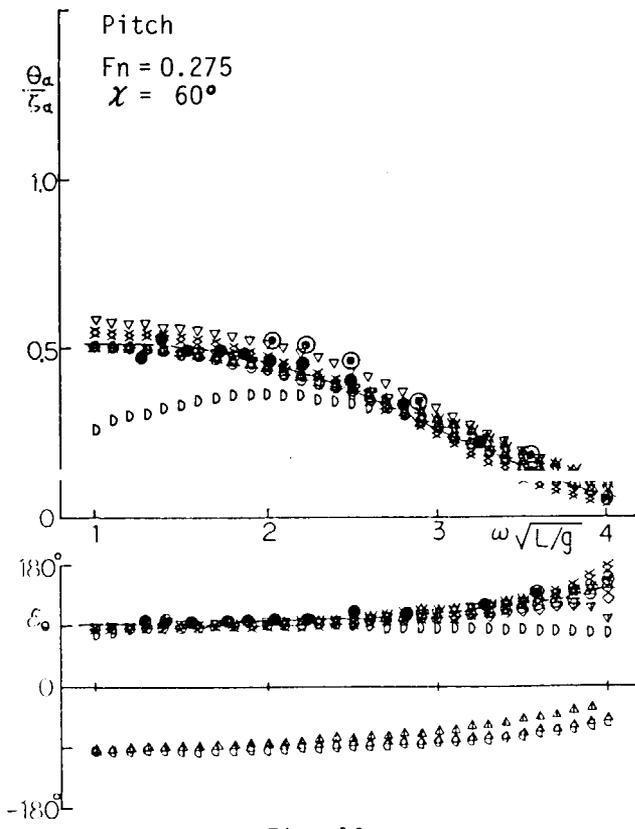


Fig. 19

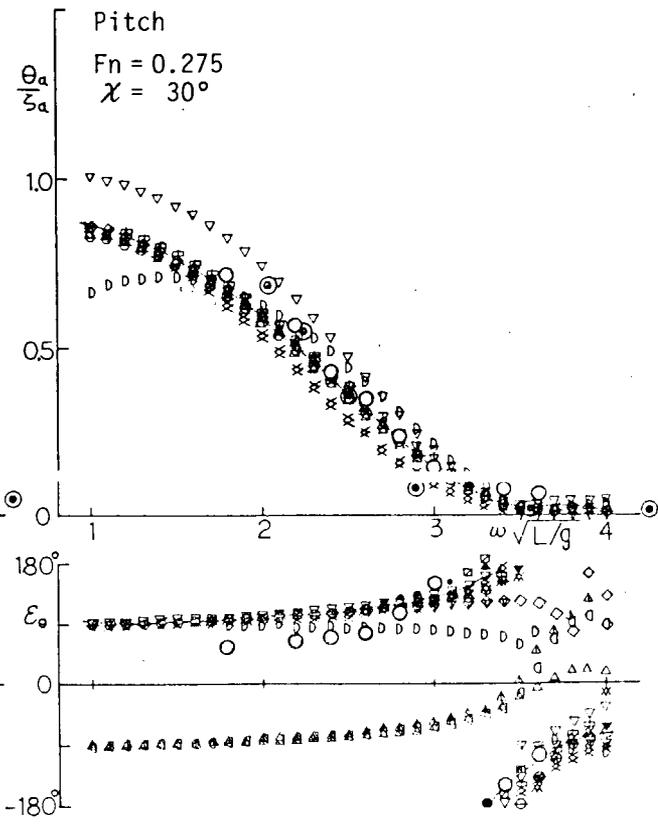


Fig. 20

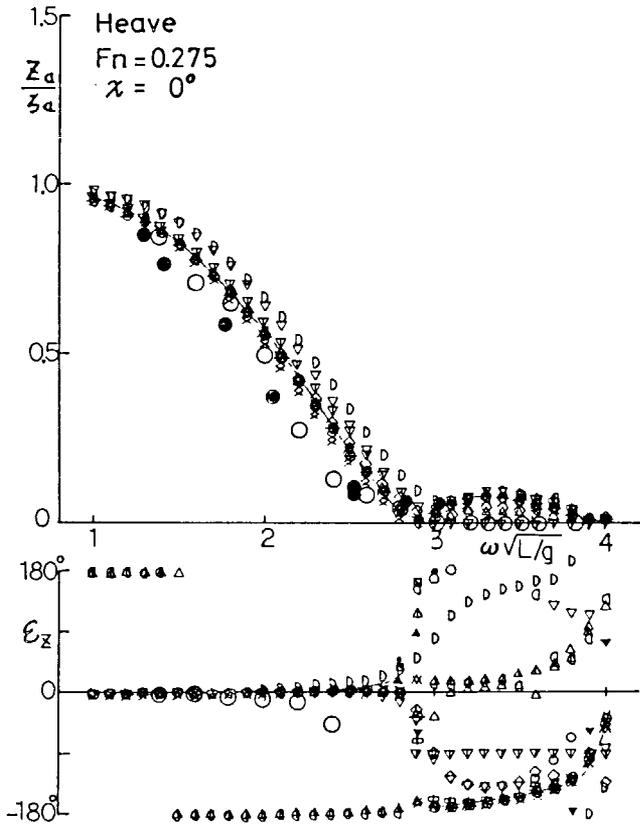


Fig. 14

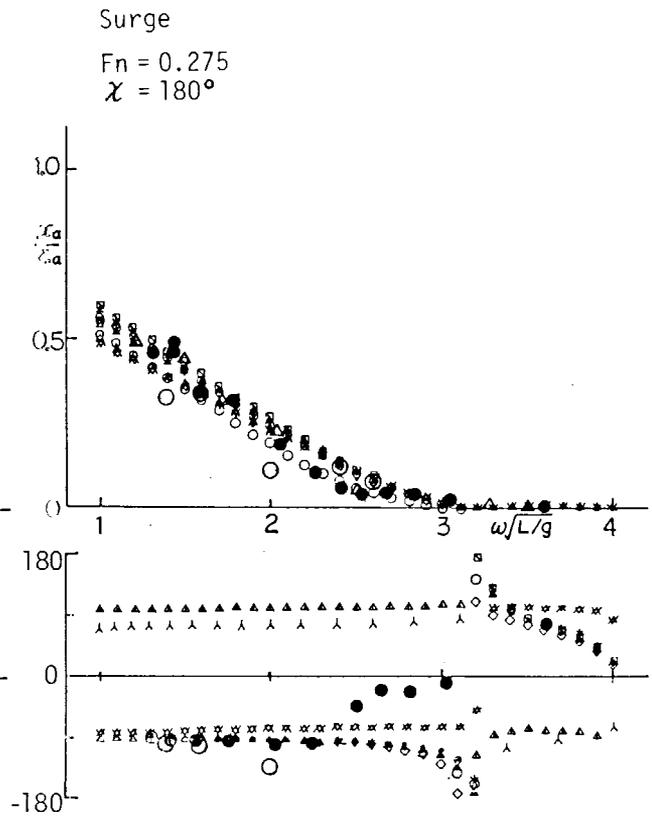


Fig. 22

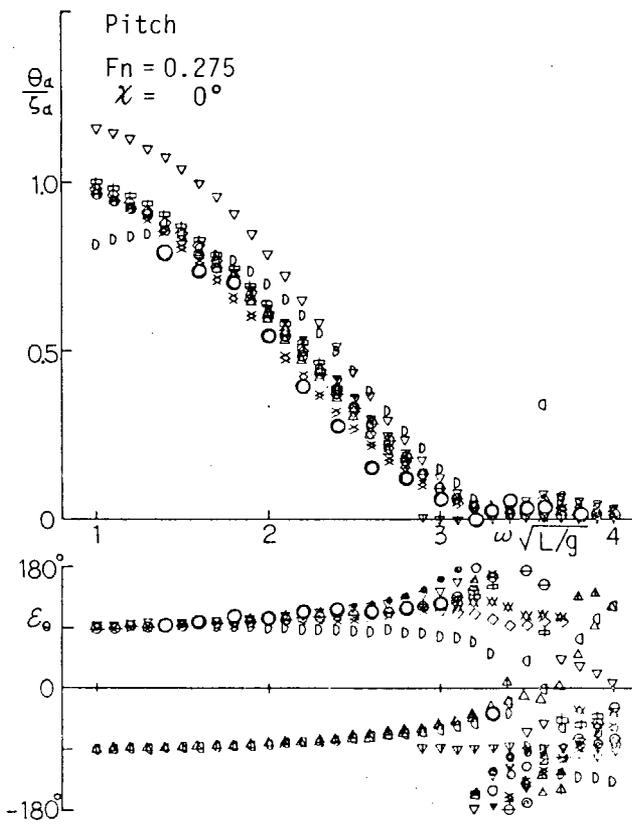


Fig. 21

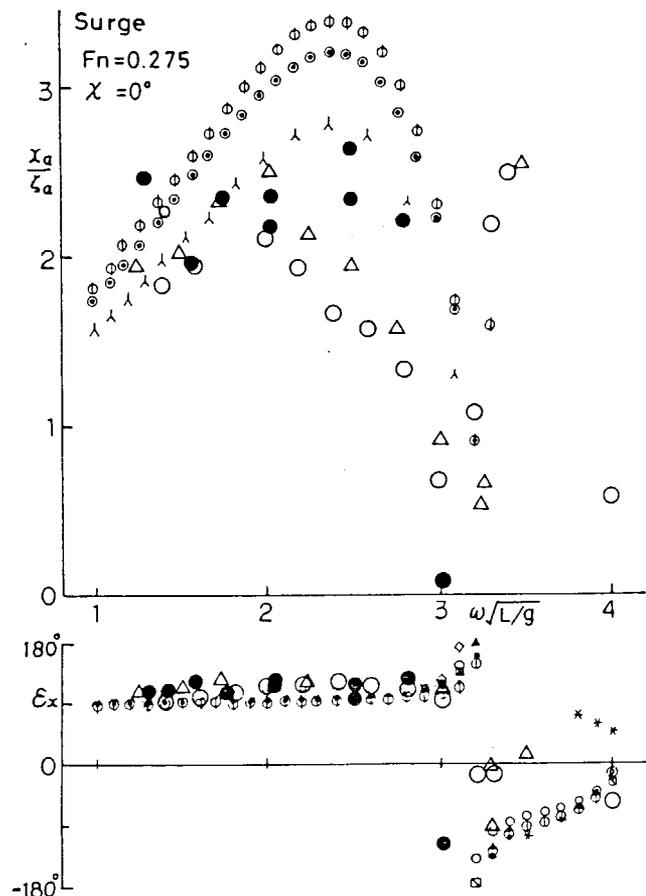


Fig. 23

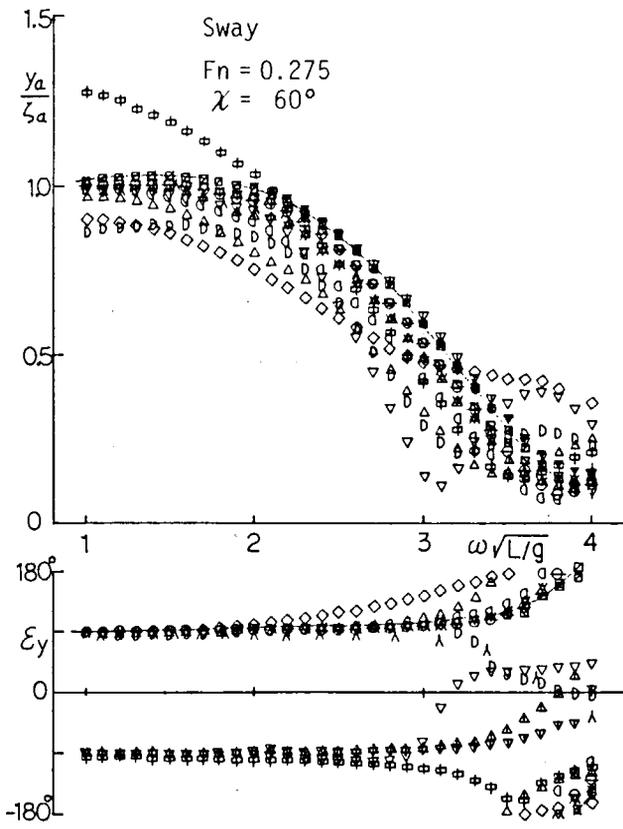


Fig. 24

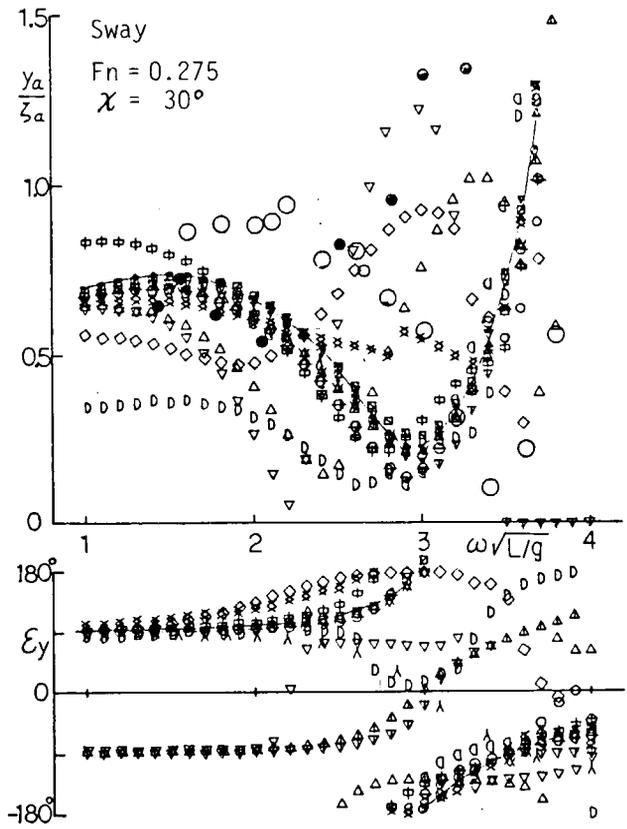


Fig. 25

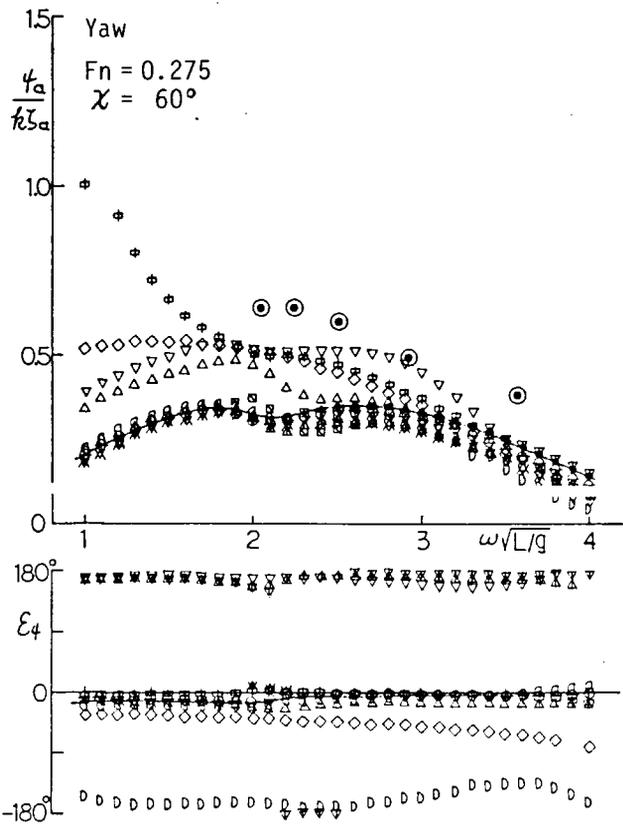


Fig. 26

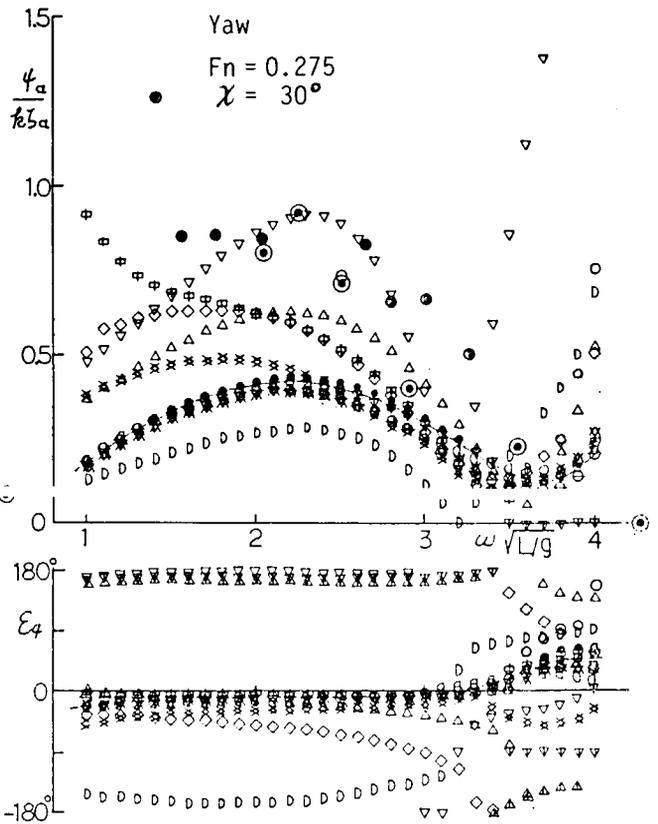


Fig. 27

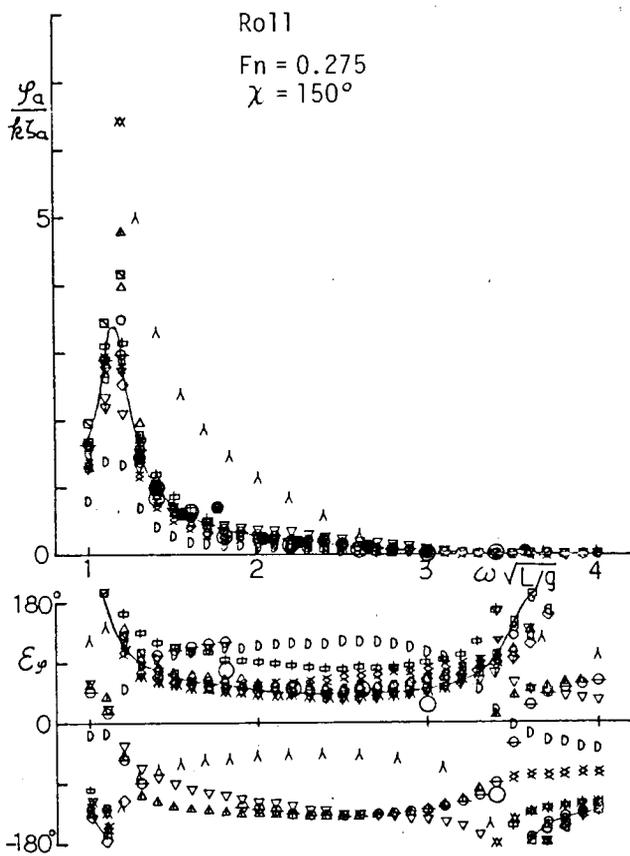


Fig. 28

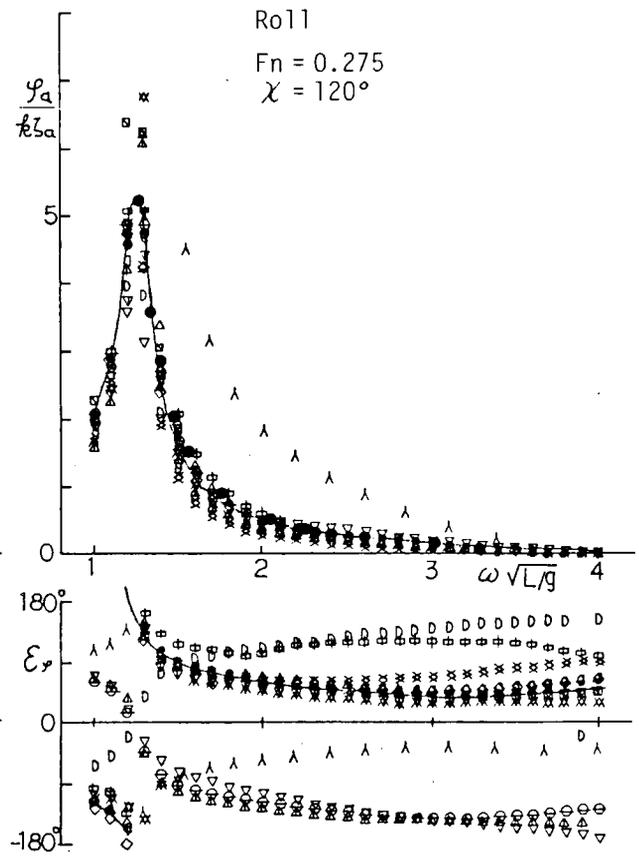


Fig. 29

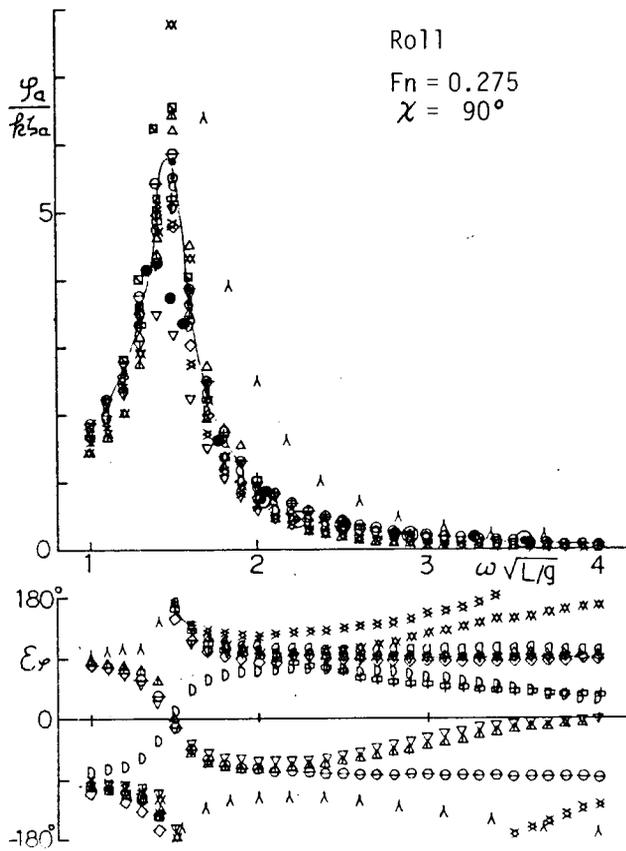


Fig. 30

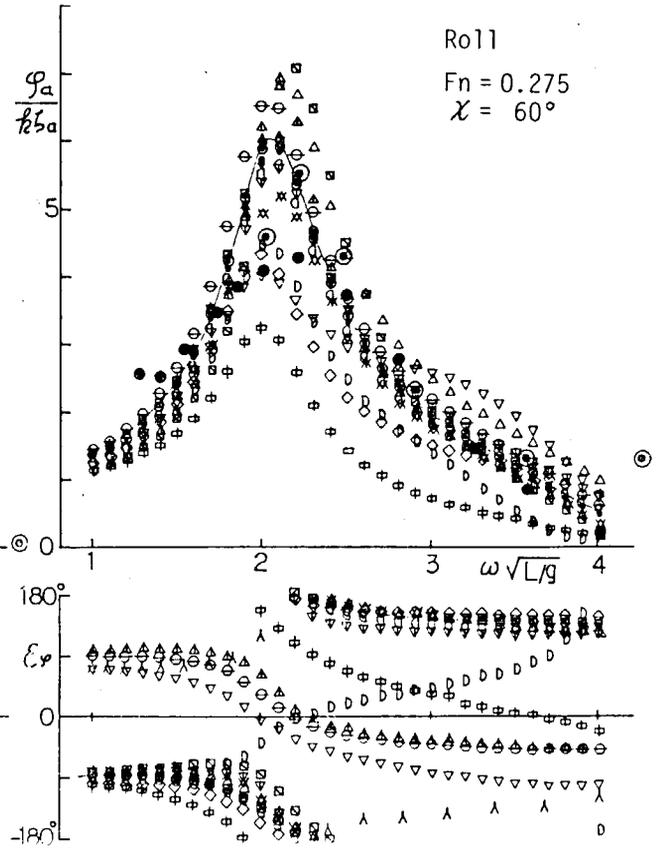


Fig. 31

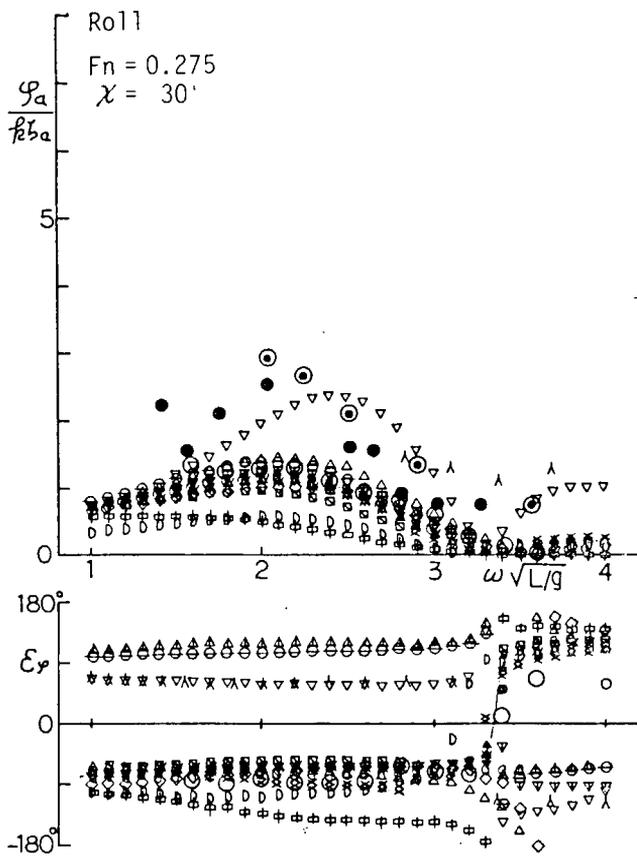


Fig. 32

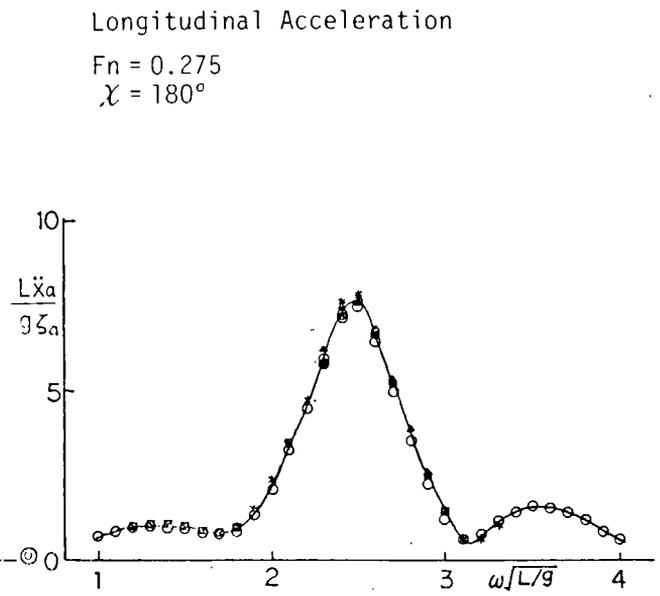


Fig. 33

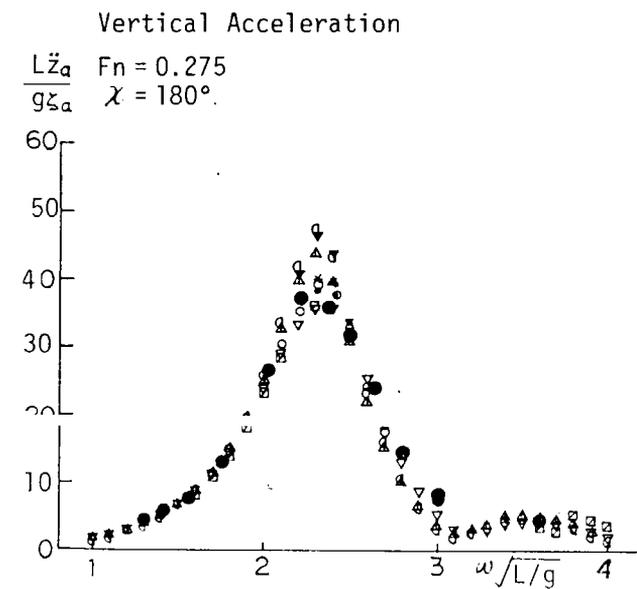


Fig. 34

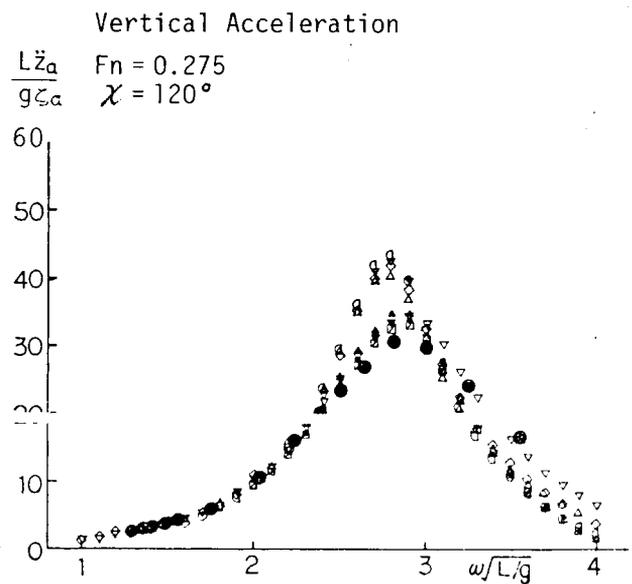


Fig. 35

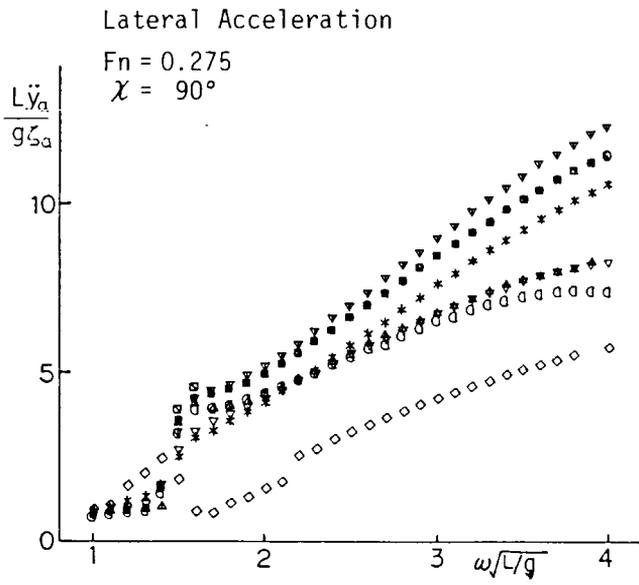


Fig. 36

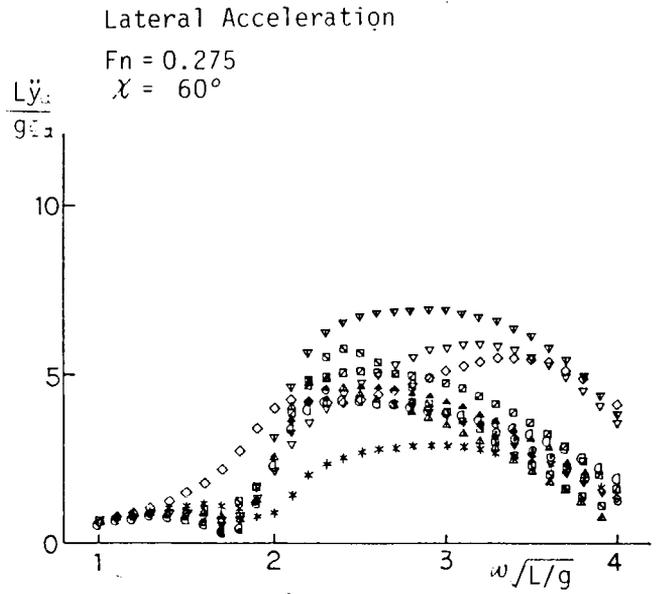


Fig. 37

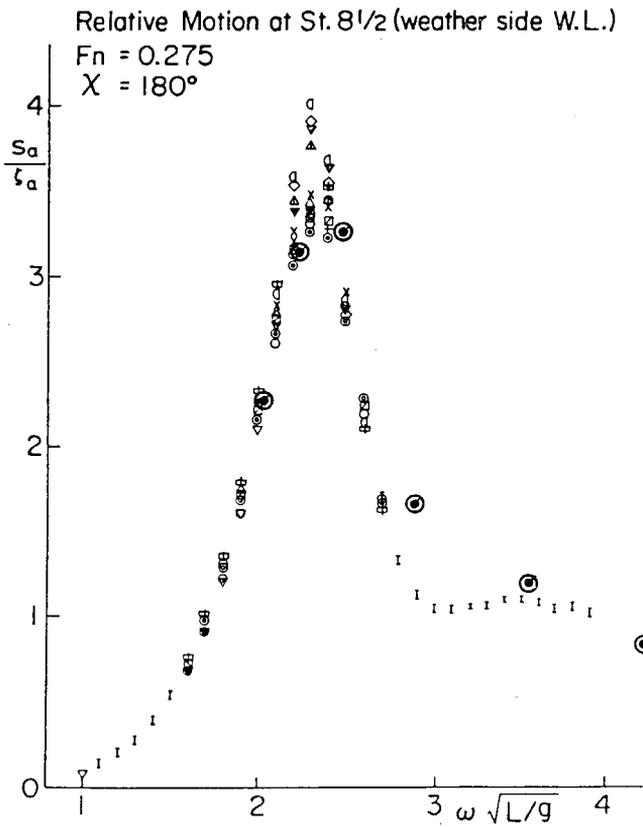


Fig. 38

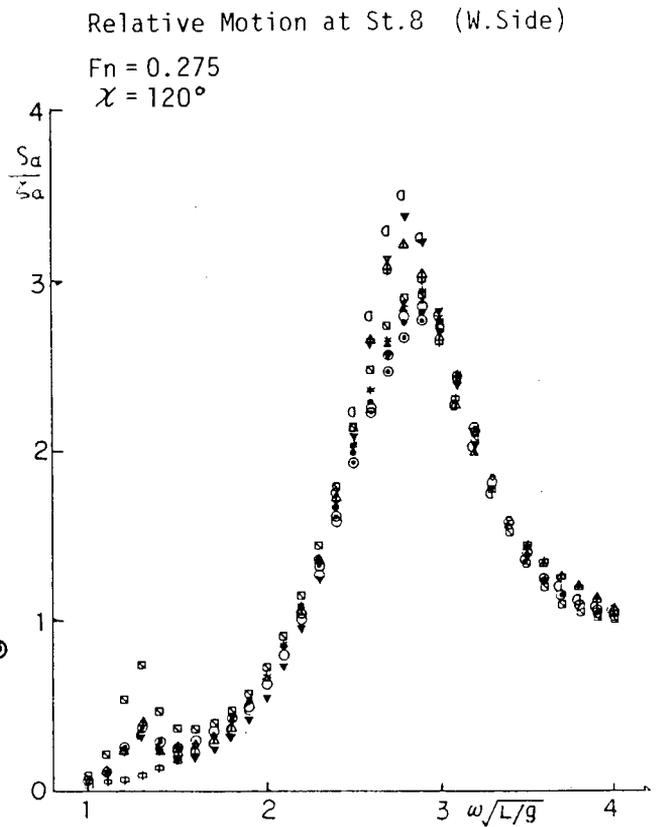


Fig. 39

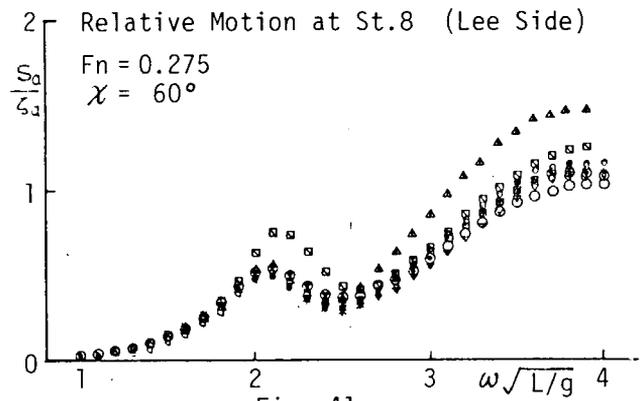
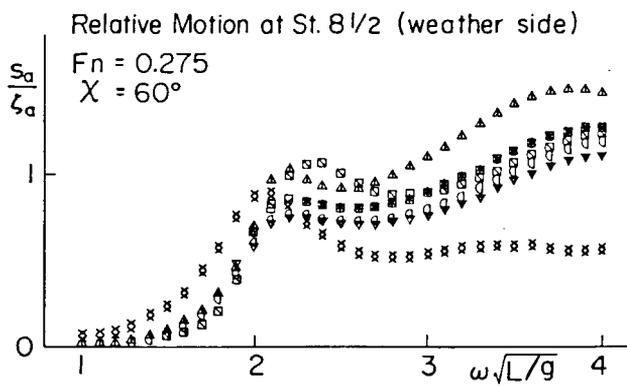
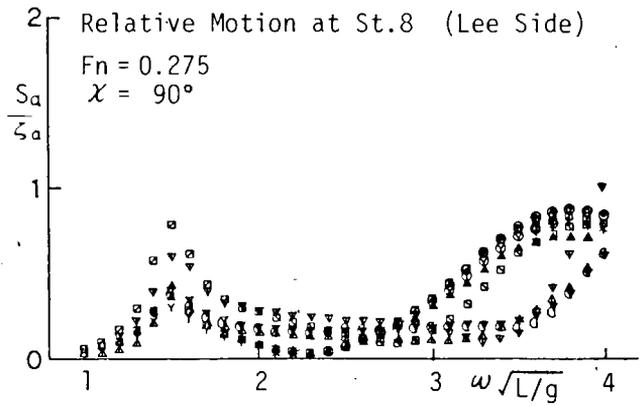
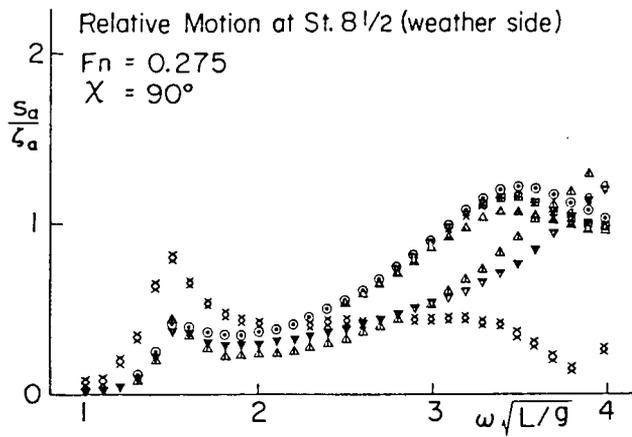


Fig. 40

Fig. 41

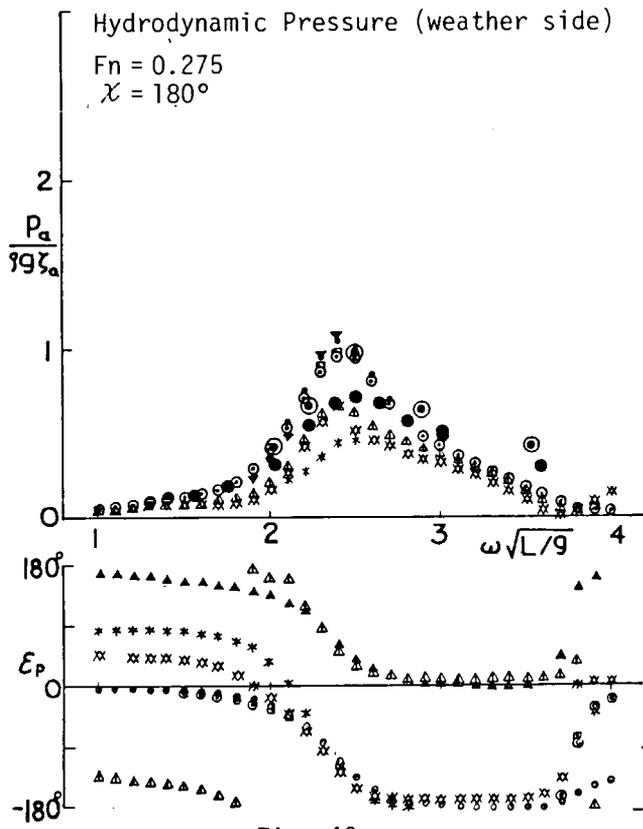


Fig. 42

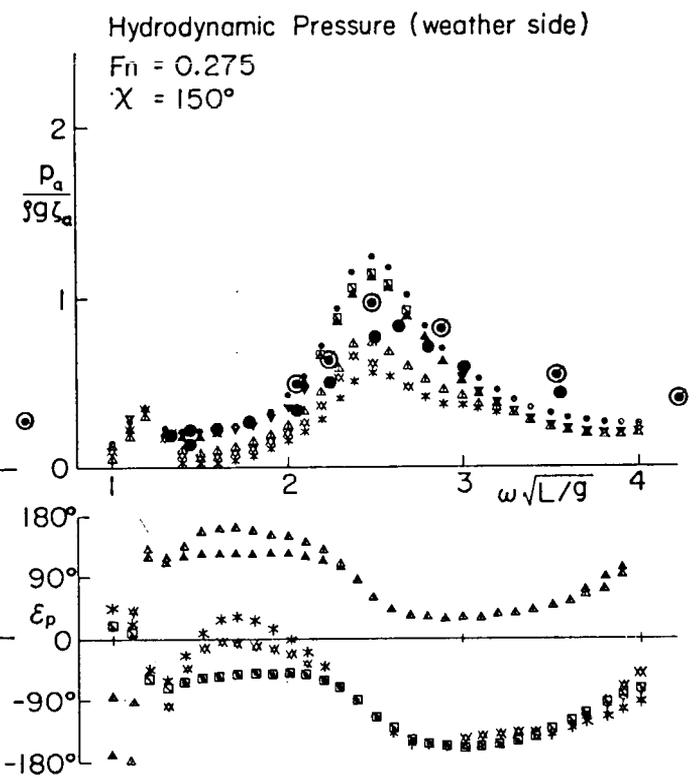


Fig. 43

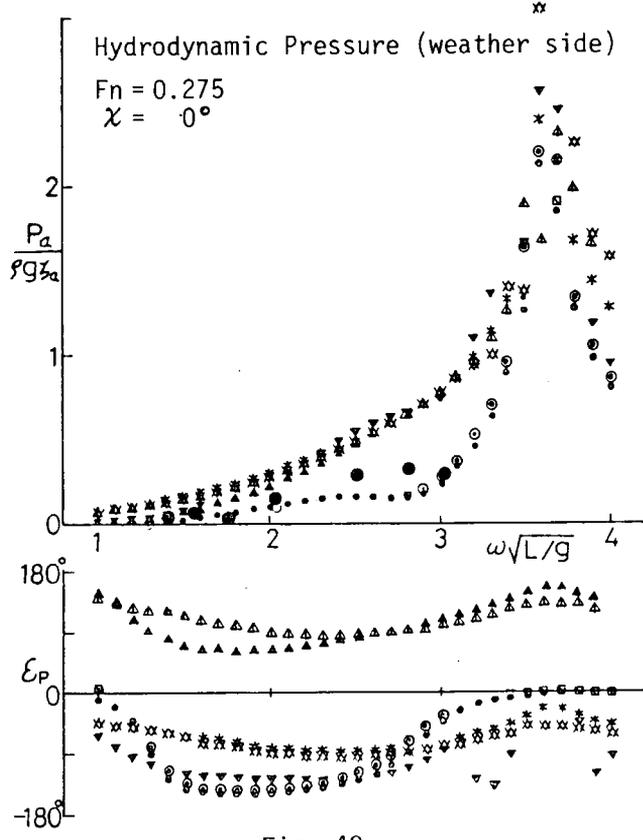


Fig. 48

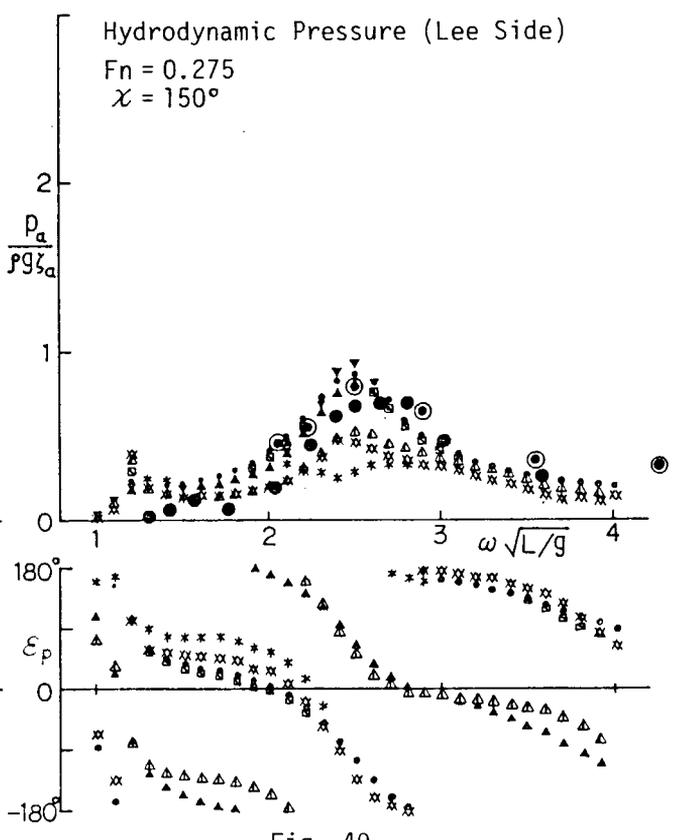


Fig. 49

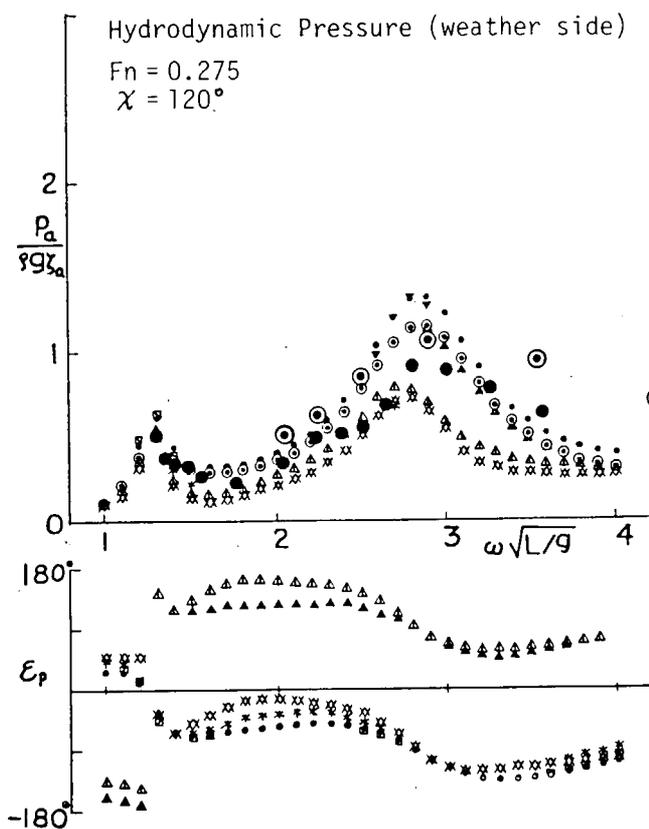


Fig. 44

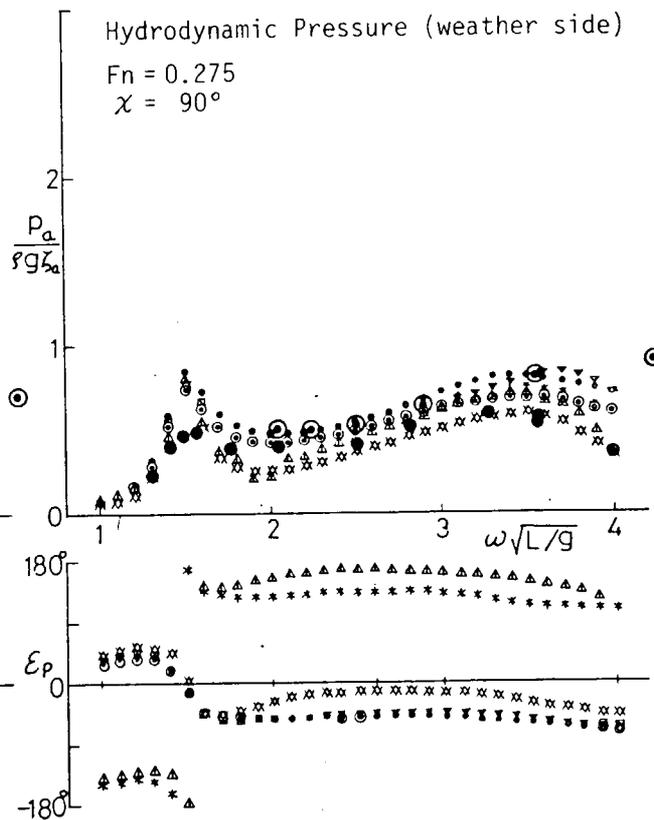


Fig. 45

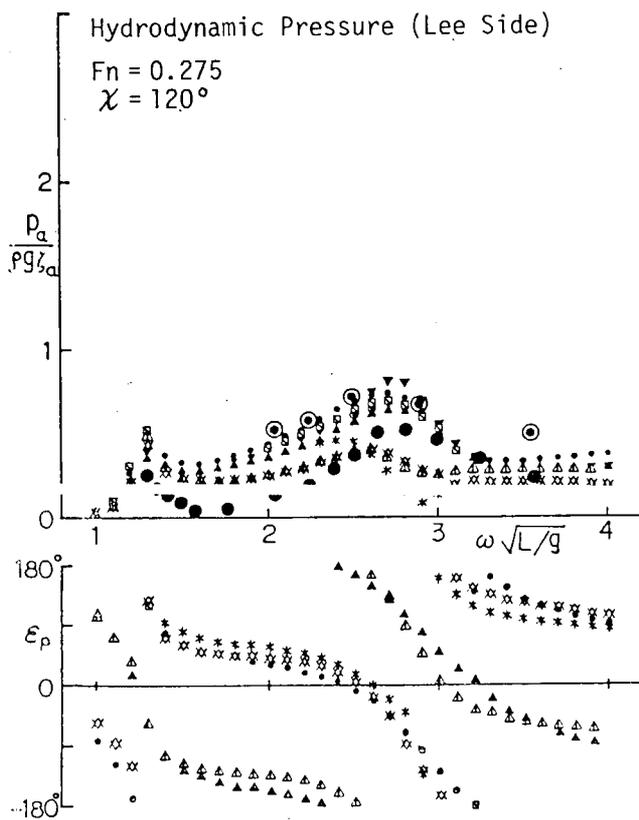


Fig. 50

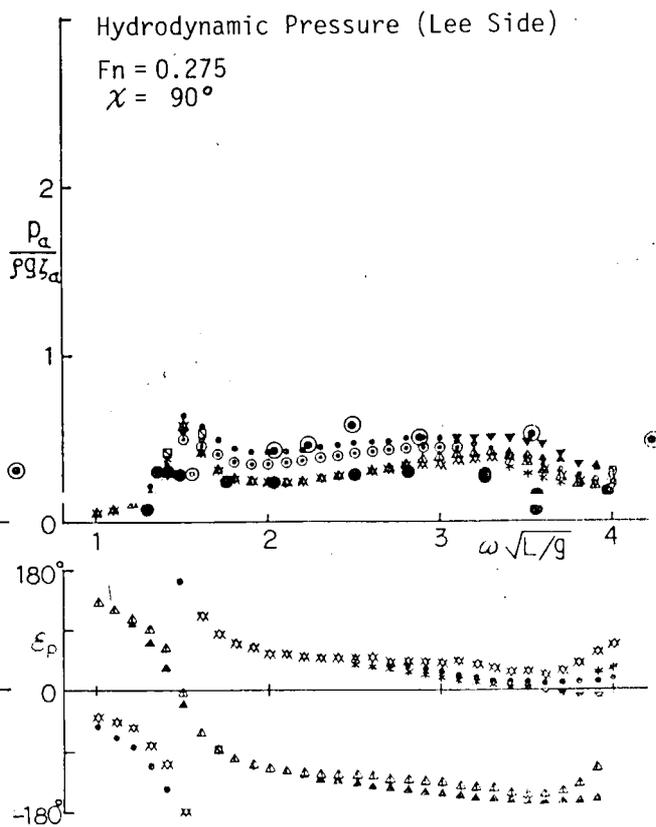


Fig. 51

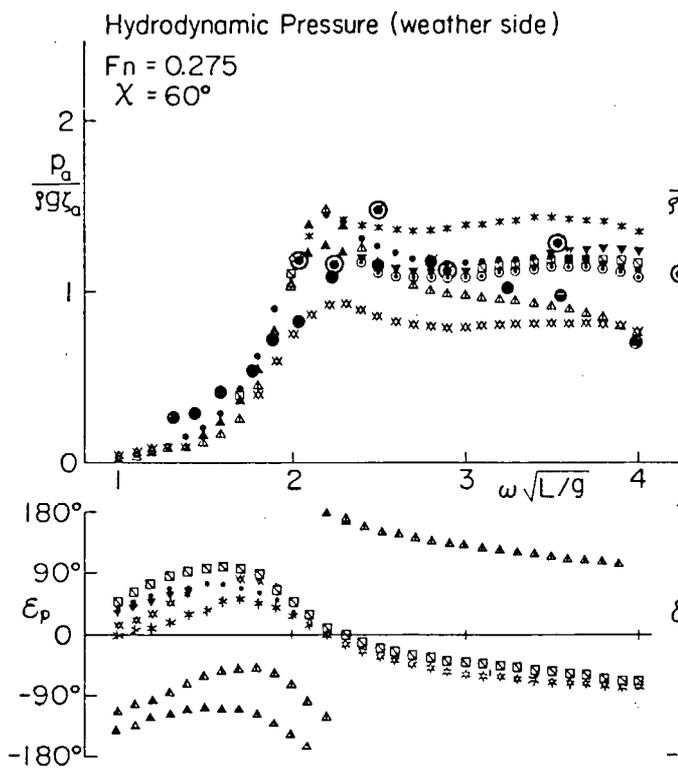


Fig. 46

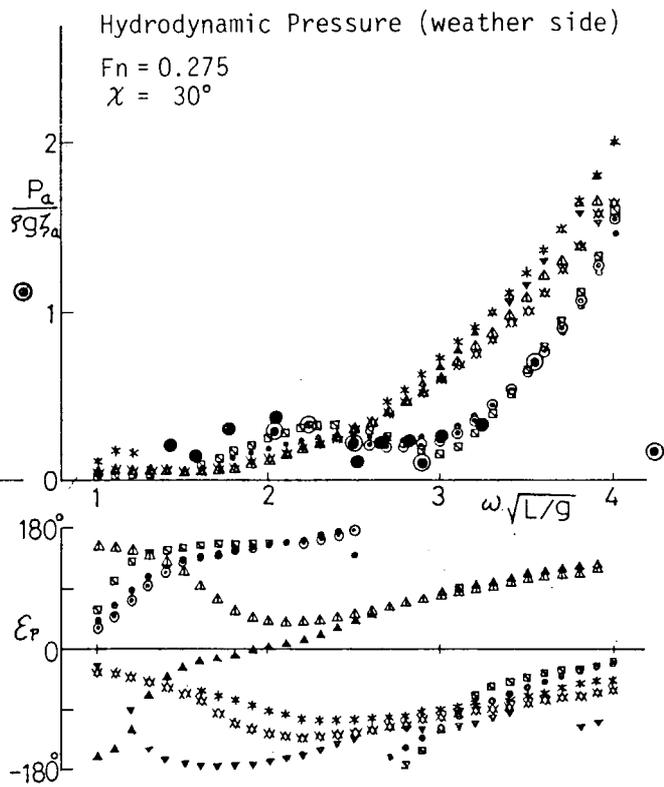


Fig. 47

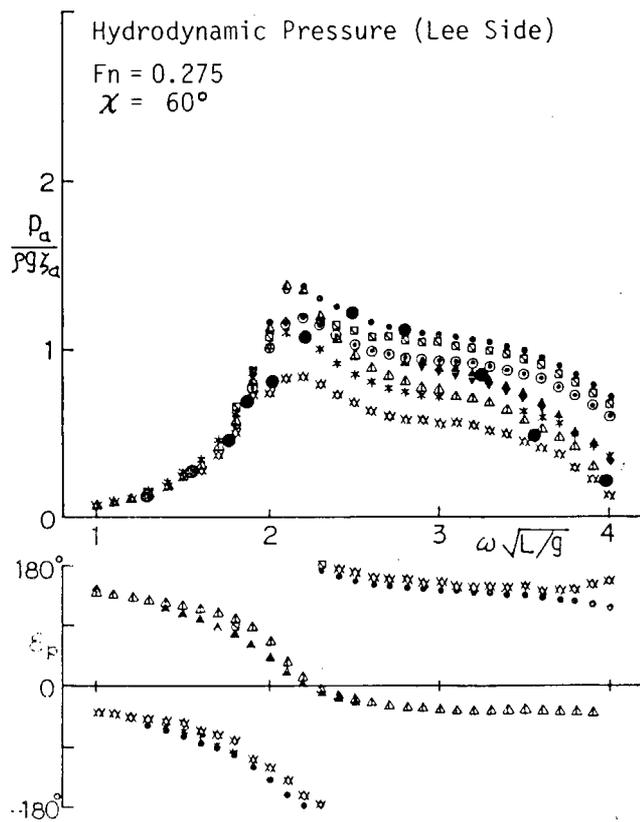


Fig. 52

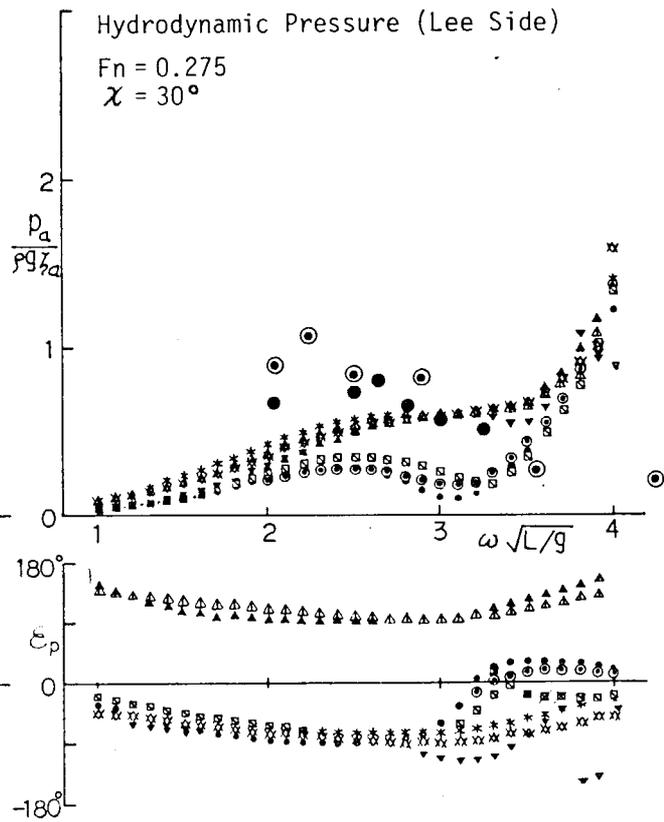


Fig. 53

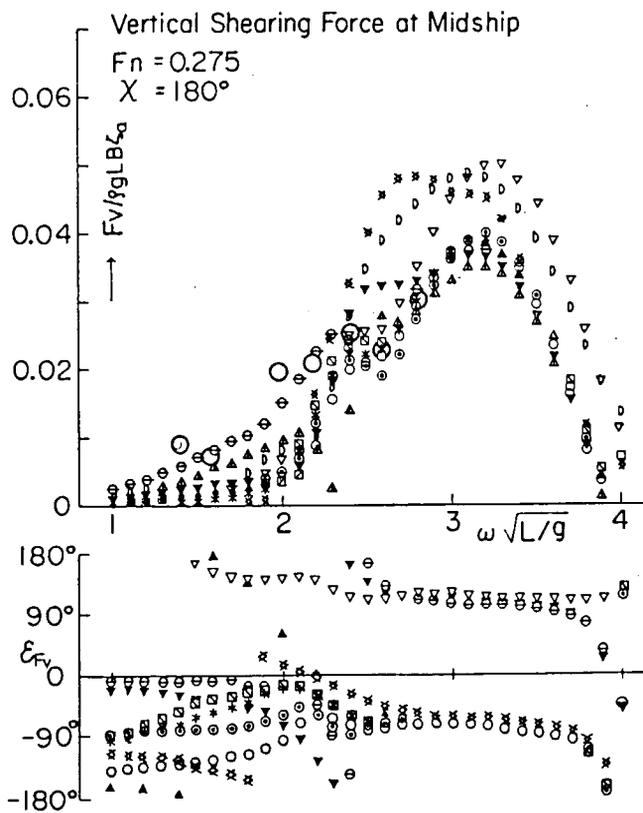


Fig. 54

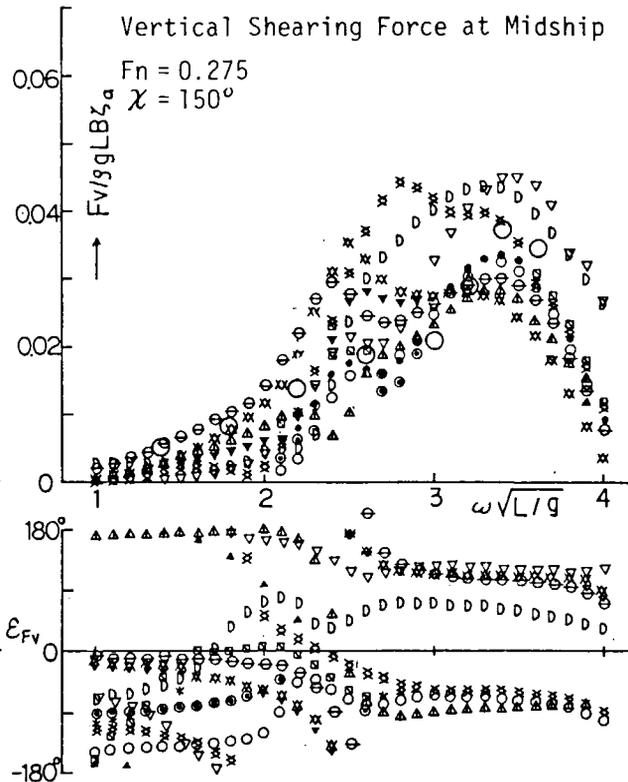


Fig. 55

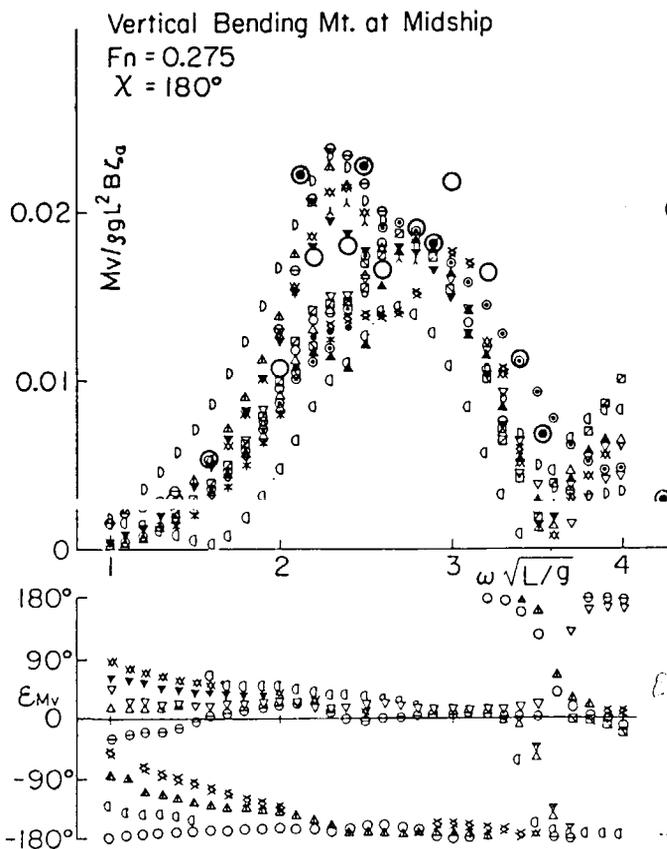


Fig. 61

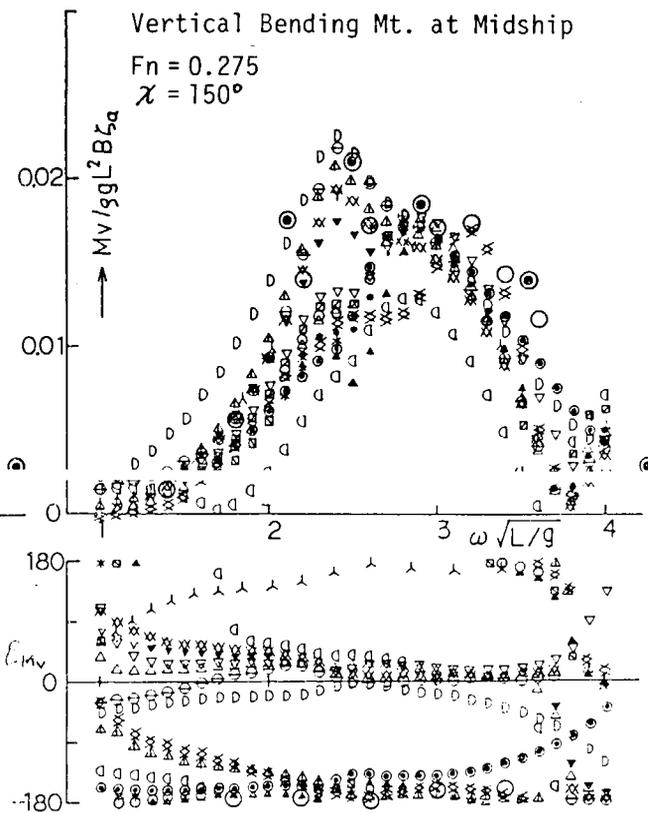


Fig. 62

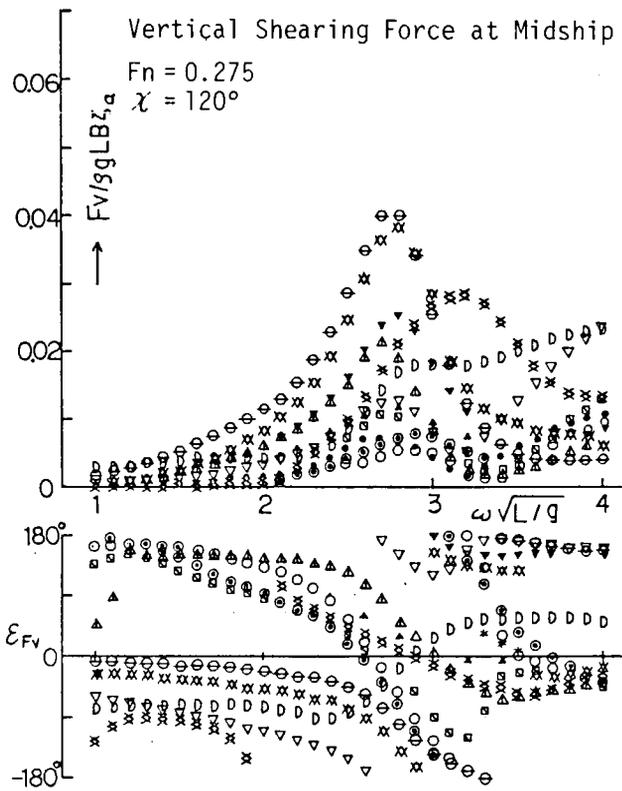


Fig. 56

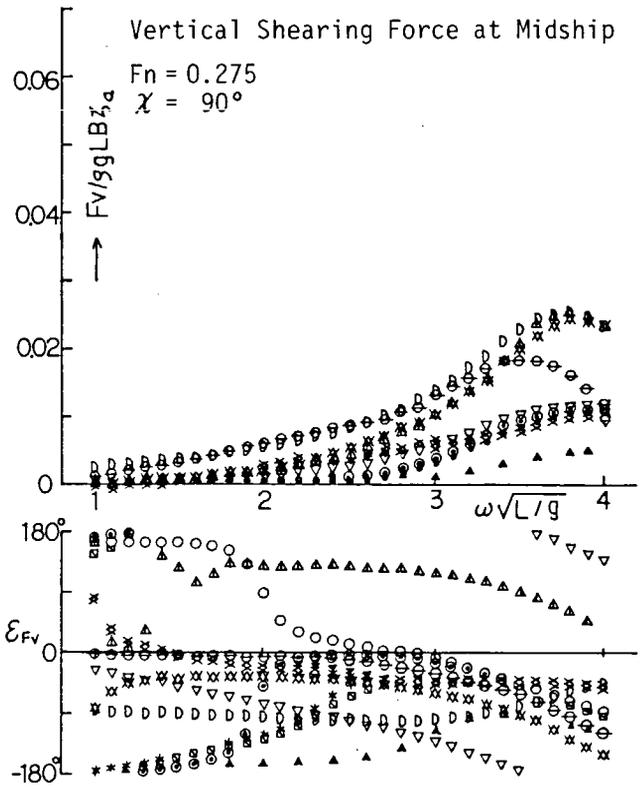


Fig. 57

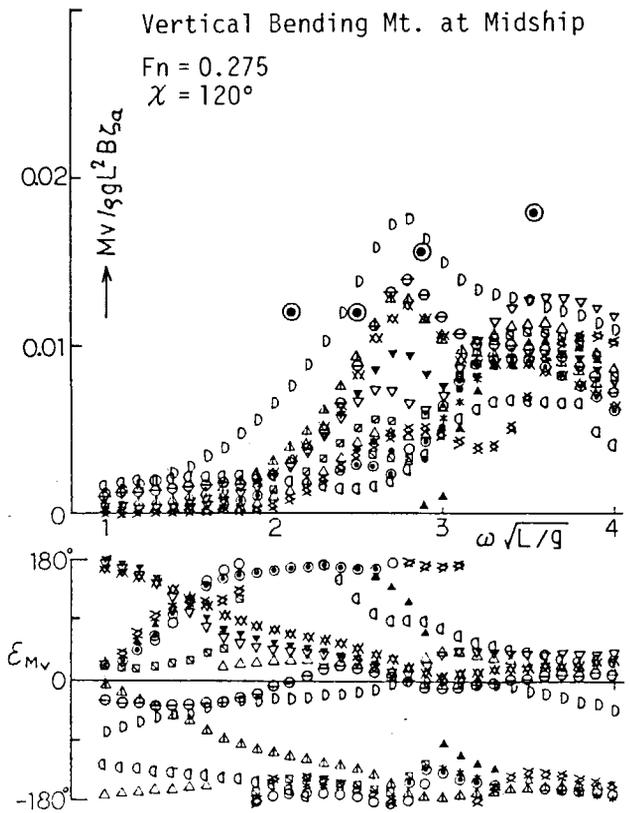


Fig. 63

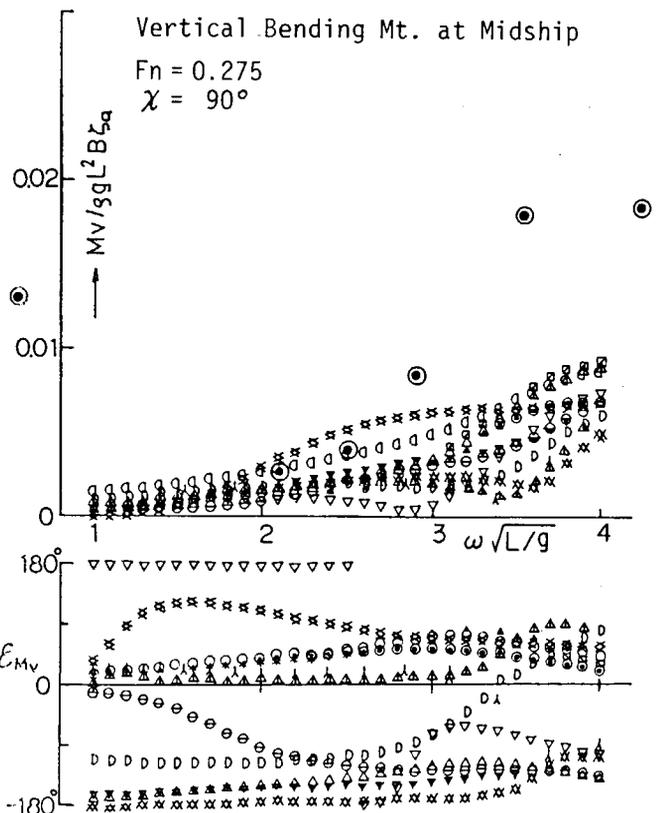


Fig. 64

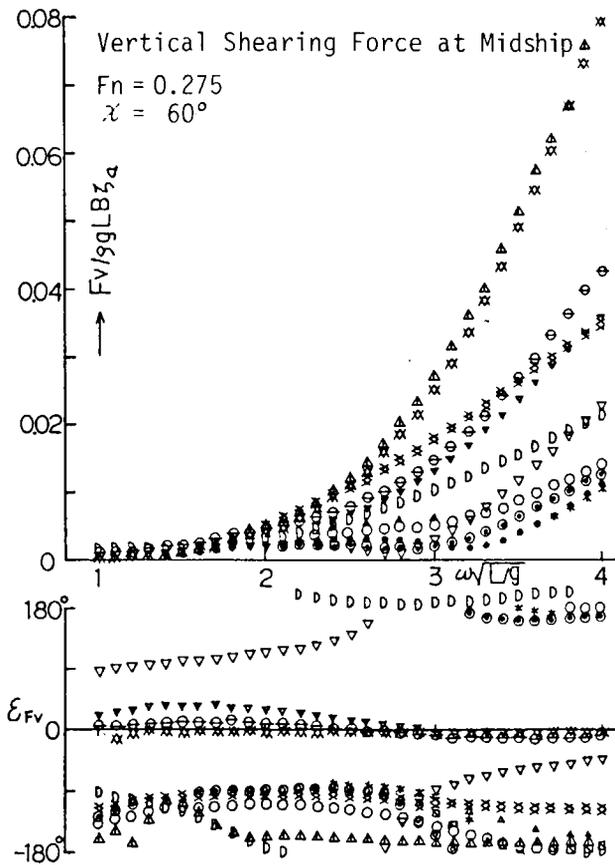


Fig. 58

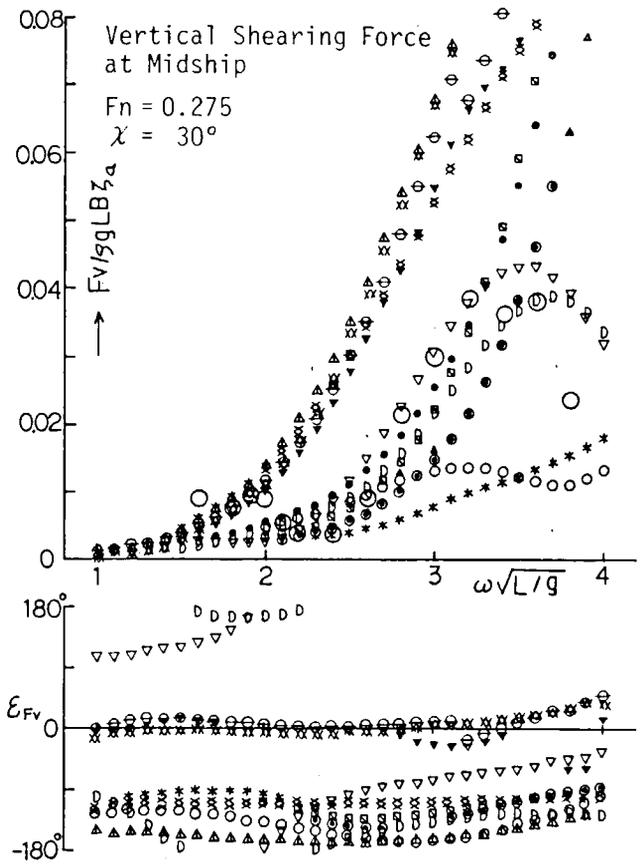


Fig. 59

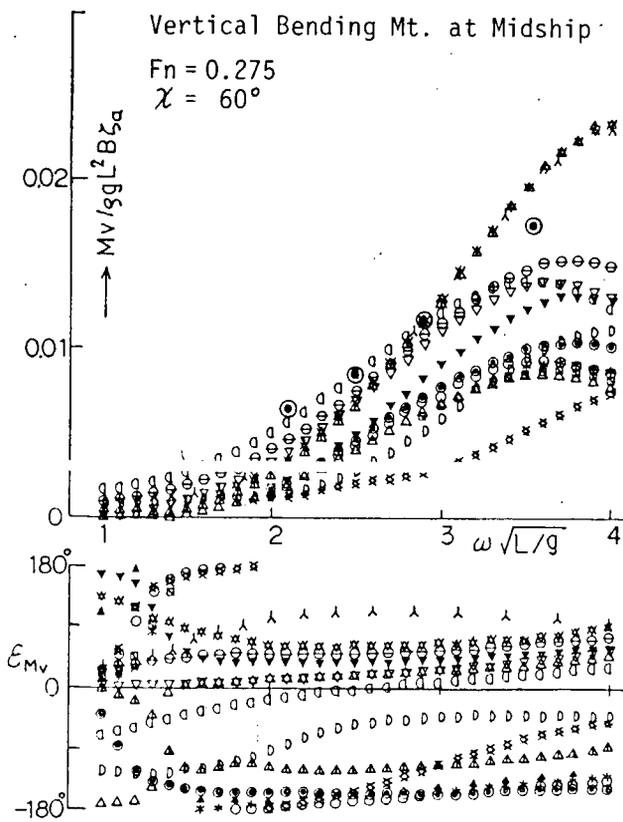


Fig. 65

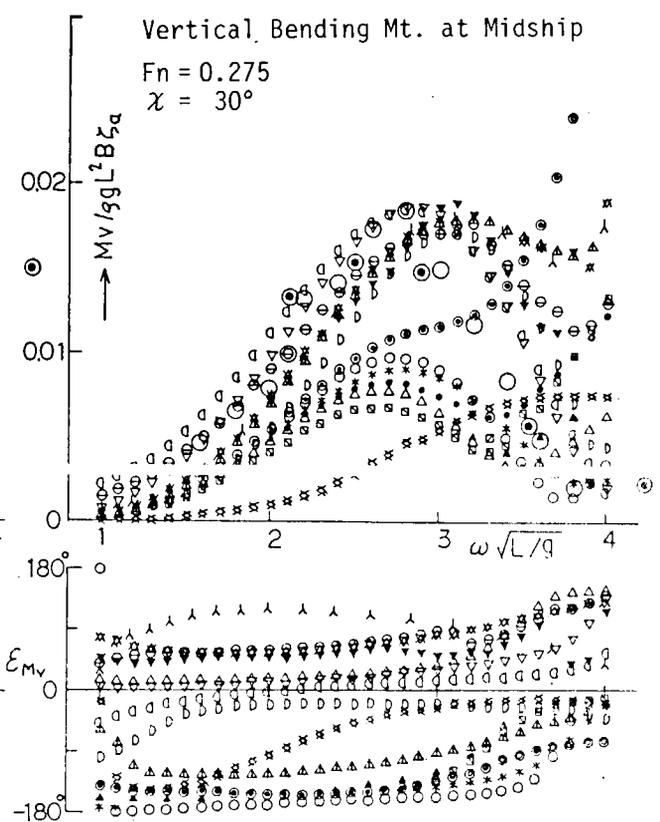


Fig. 66

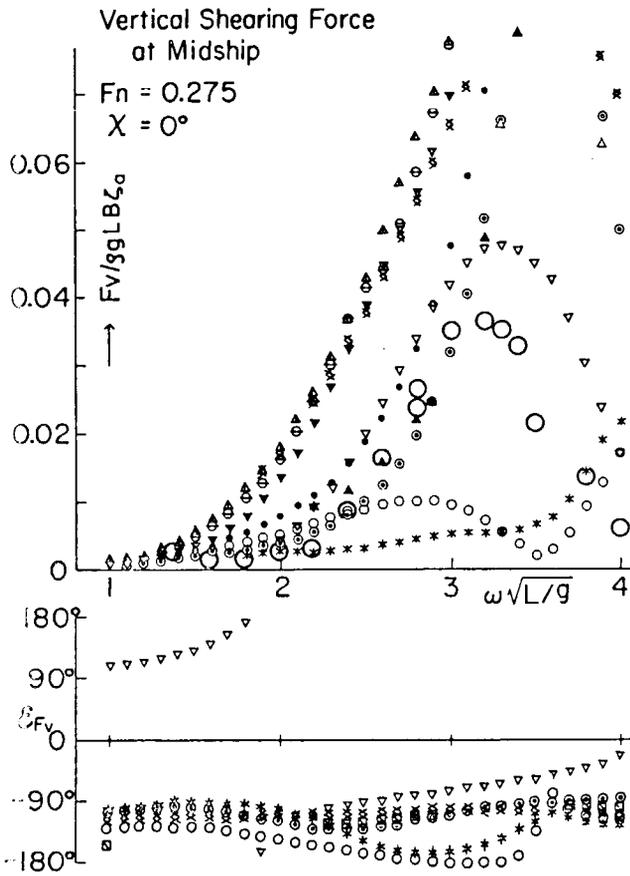


Fig. 60

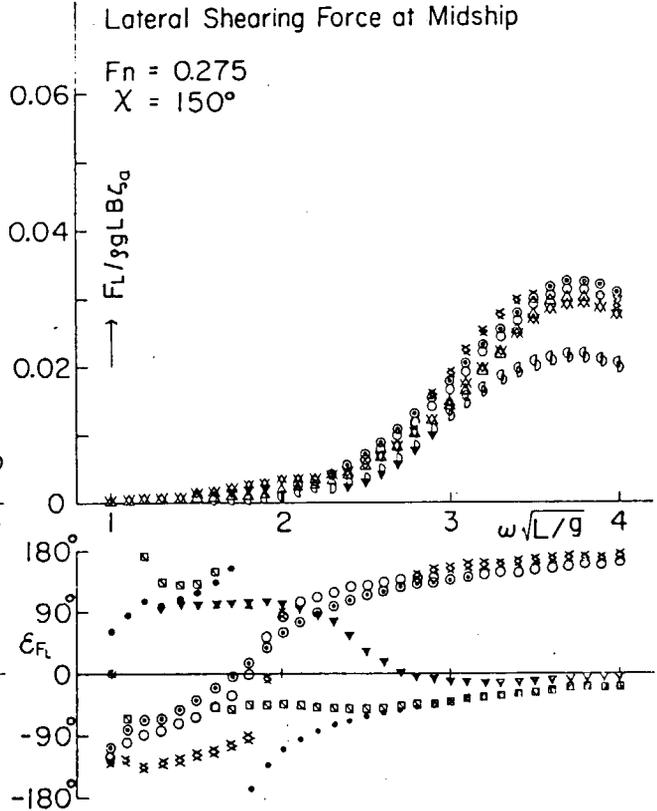


Fig. 68

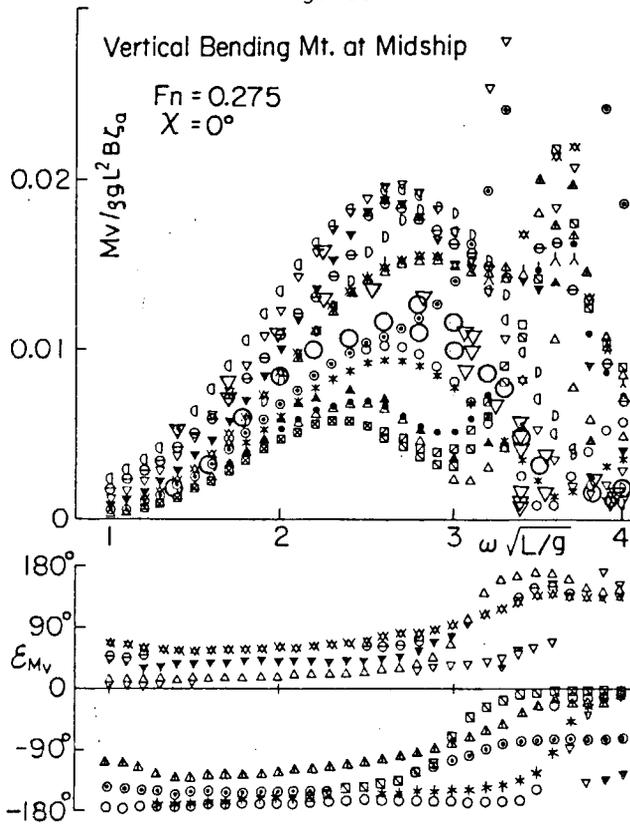


Fig. 67

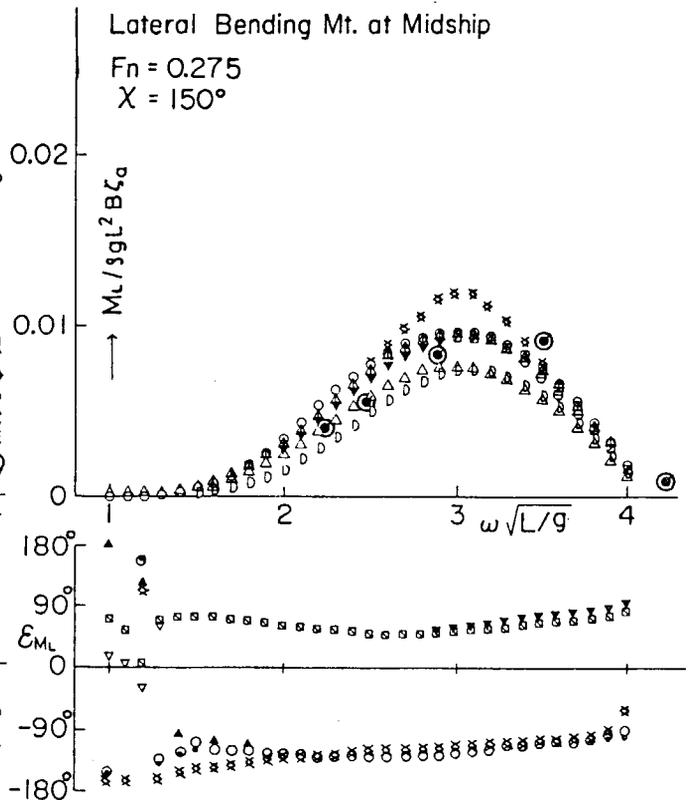


Fig. 73

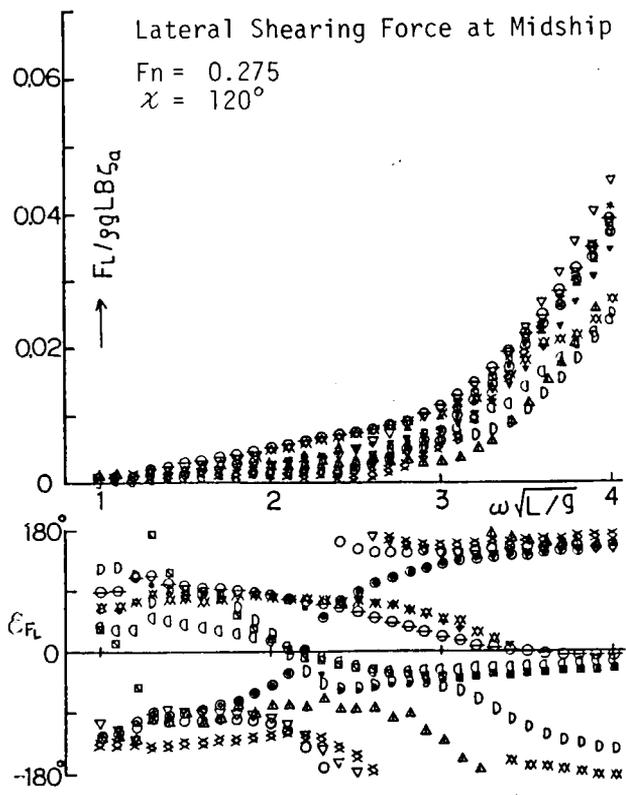


Fig. 69

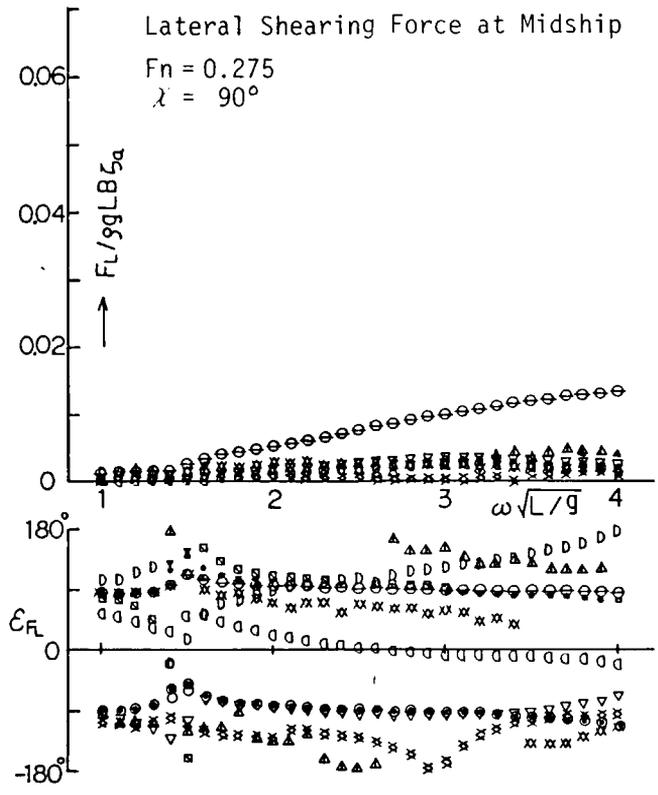


Fig. 70

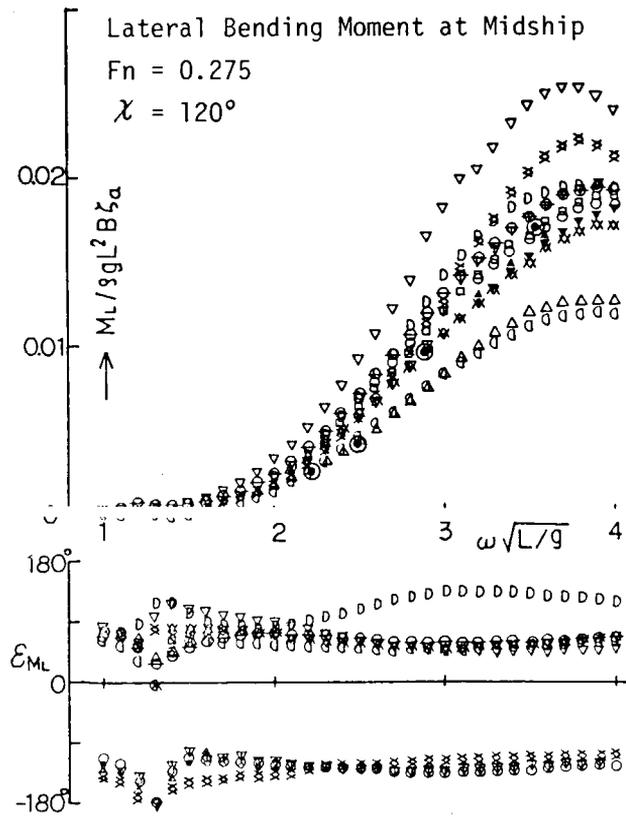


Fig. 74

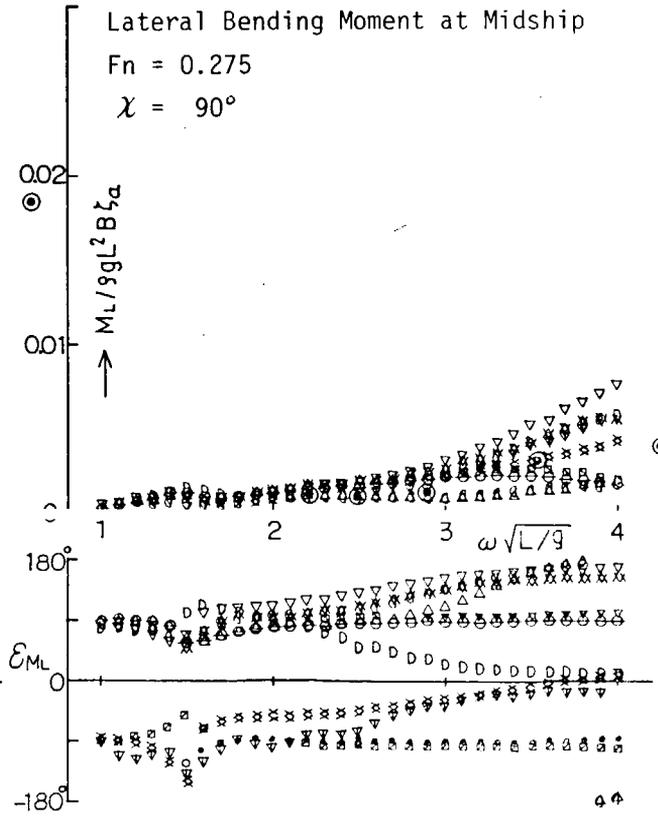


Fig. 75

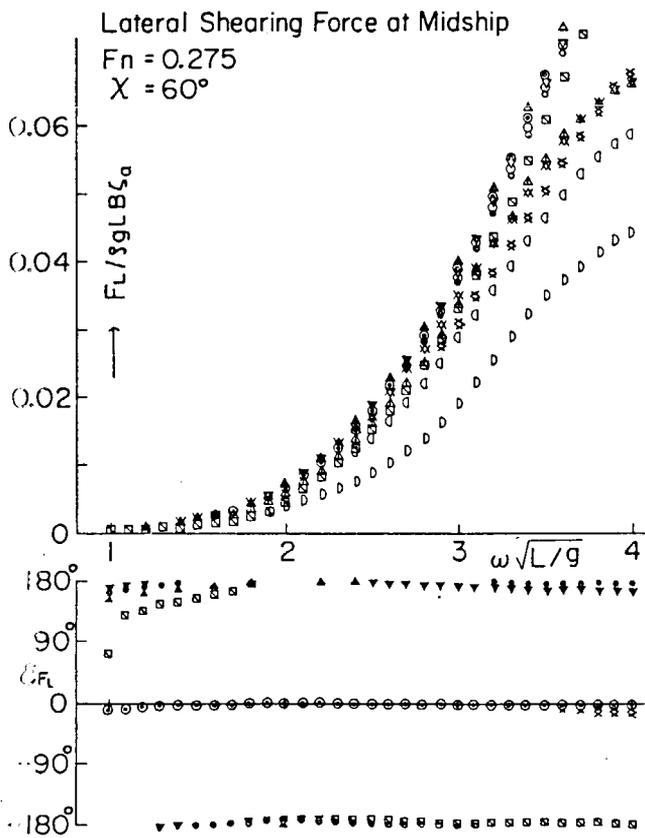


Fig. 71

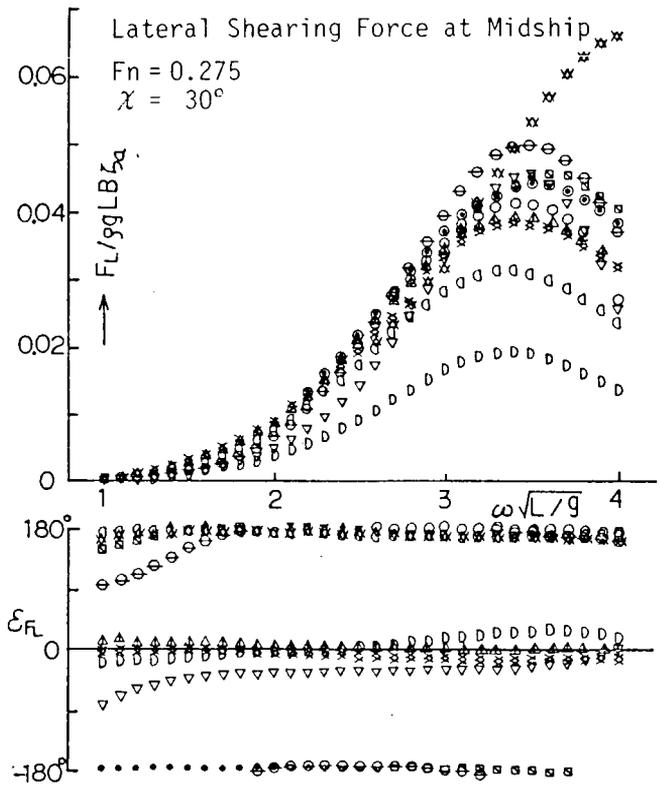


Fig. 72

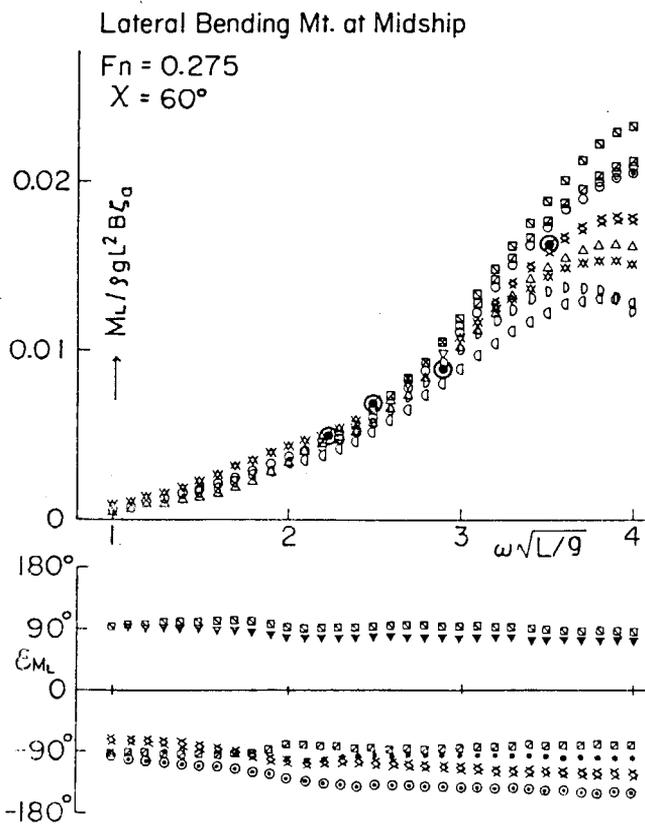


Fig. 76

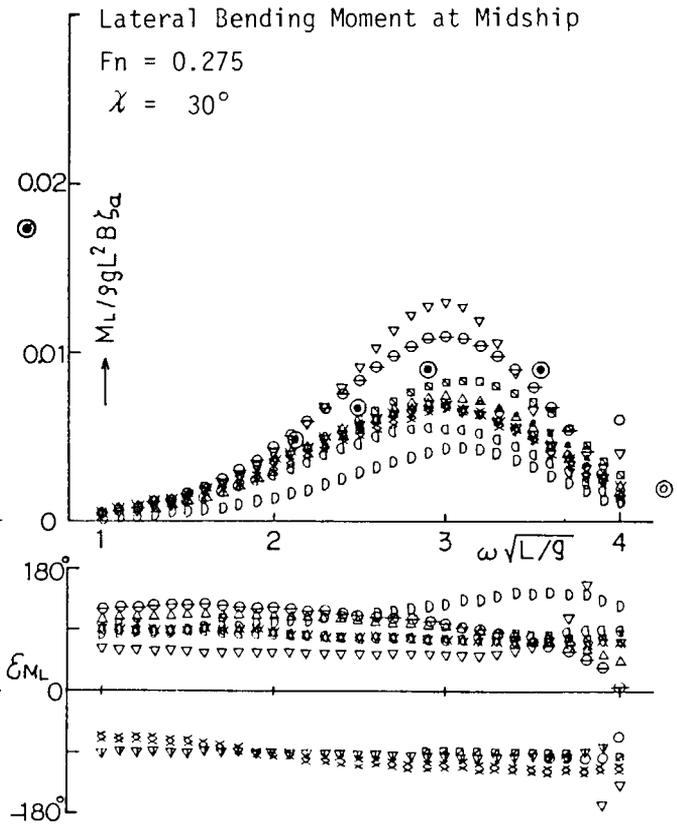


Fig. 77

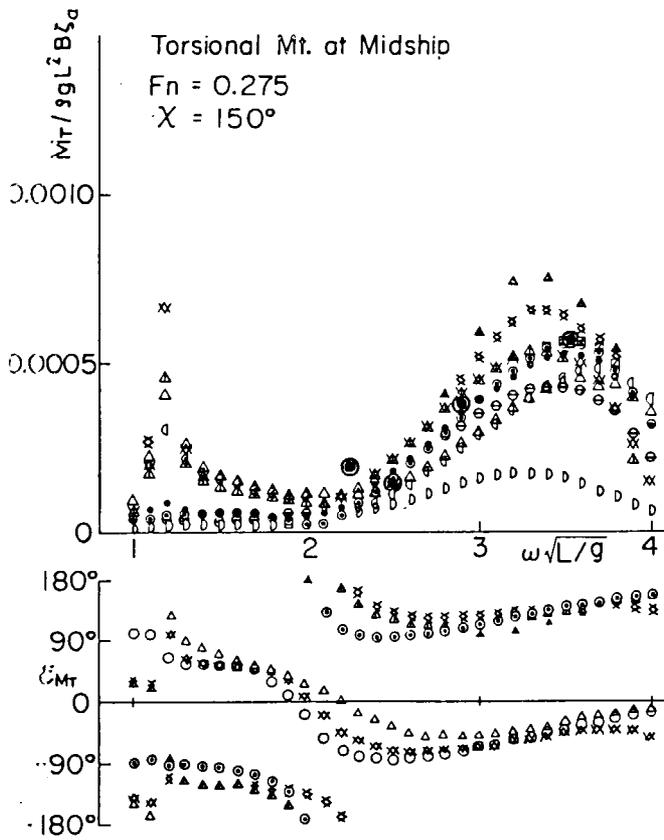


Fig. 78

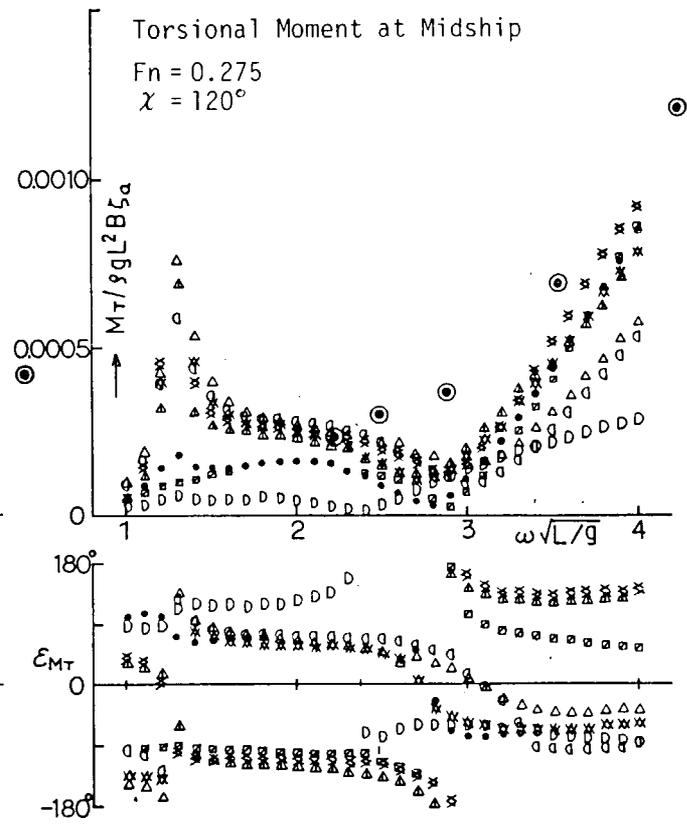


Fig. 79

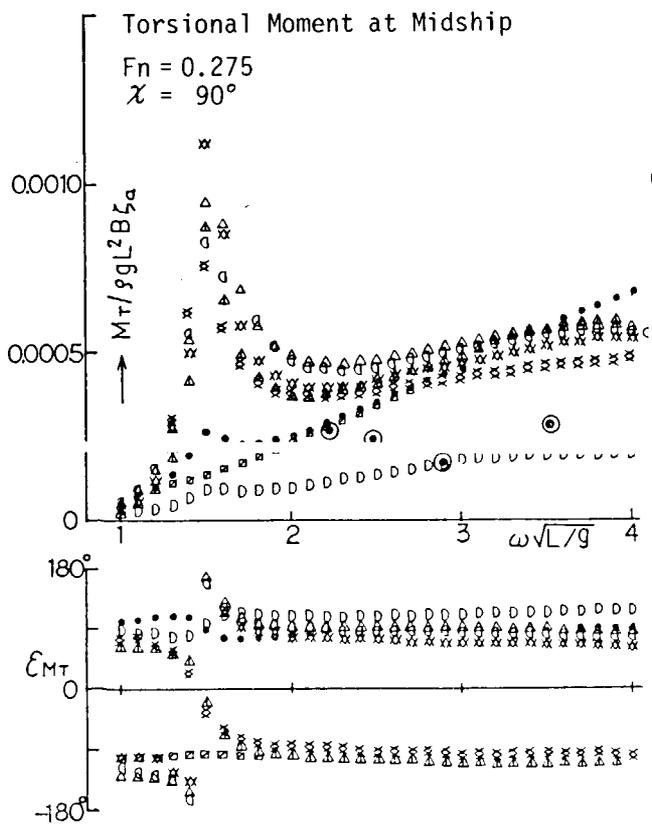


Fig. 80

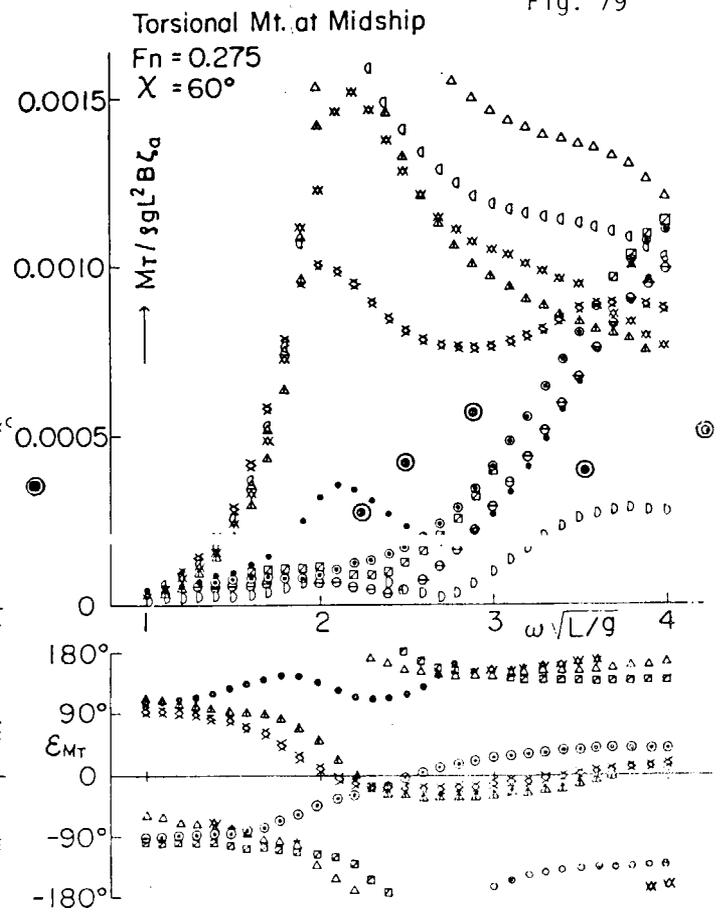


Fig. 81

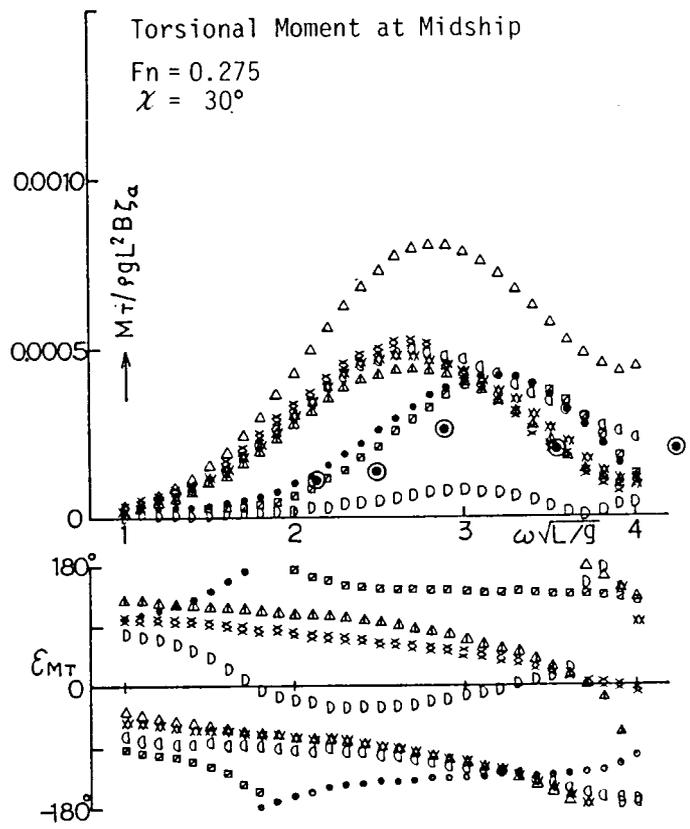
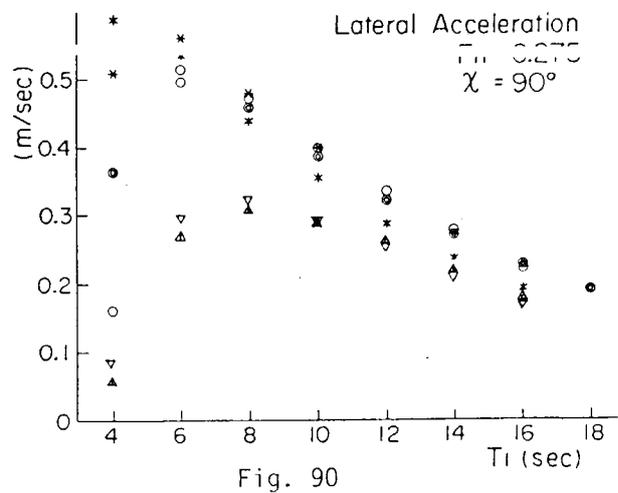
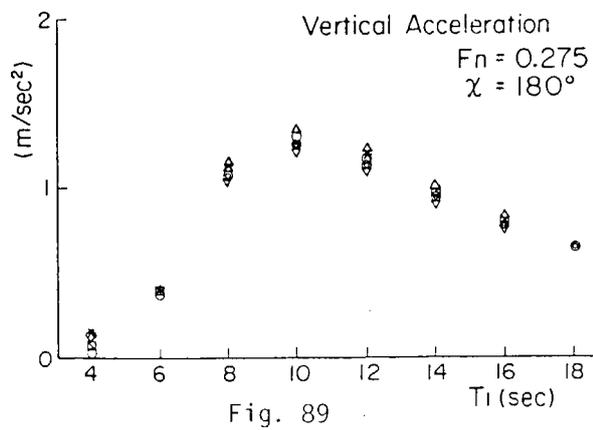
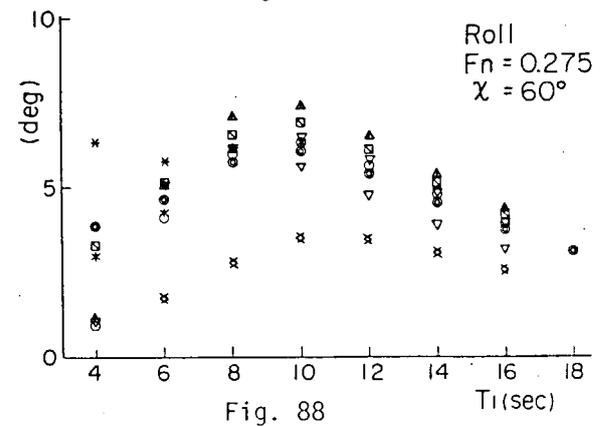
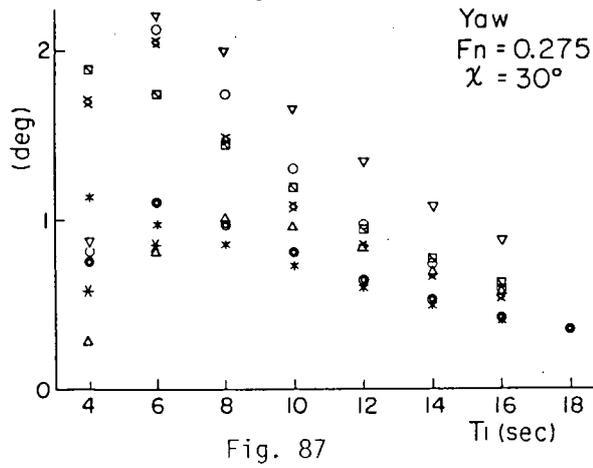
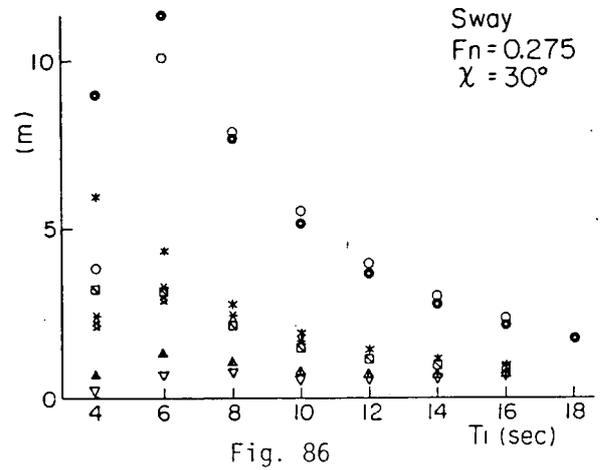
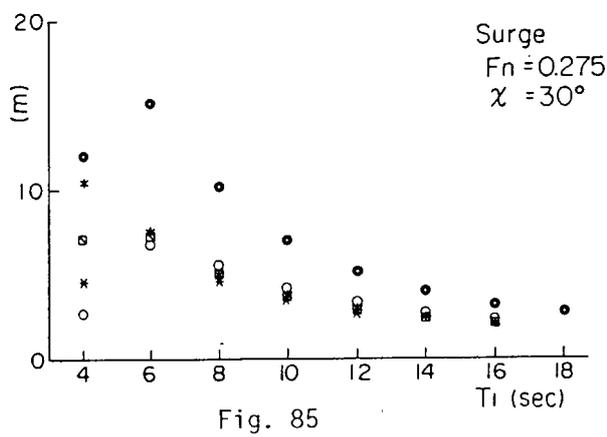
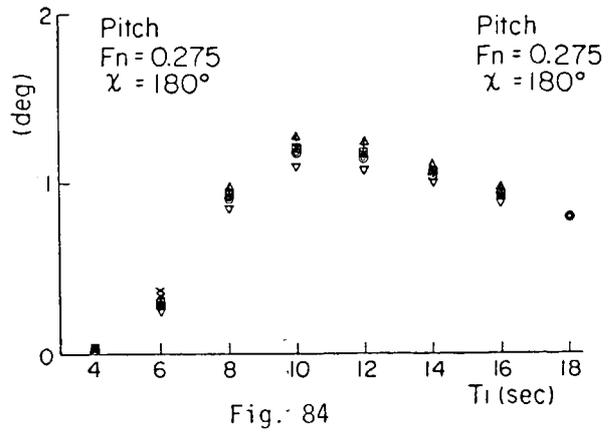
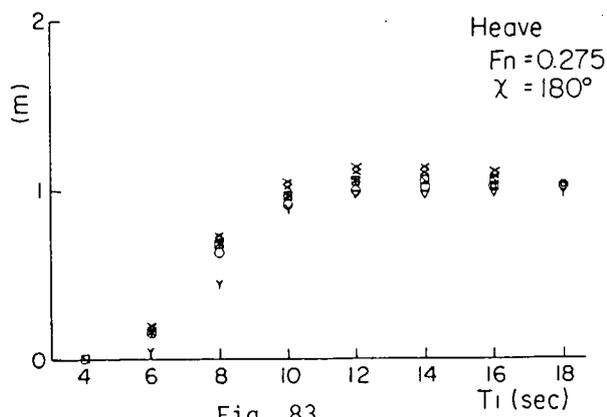


Fig. 82

No.	Organization	Symbol	No.	Organization	Symbol
1	HELSINKI	□	15	SSK	●
2	AMTE (H)	△	16	DELFT	◇
3	-----		17	CETENA	⊔
4	SRI (JAPAN)	⊠	18	IHI	⊙
5	HSVA	▽	19	DREA	+
6	DA	*	20	TRONDHEIM	⋈
7	OU	○	21	KRYLOV	x
8	MES	▲	22	NSMB	⊗
9	HZ	*	23	ROSTOCK	⊖
10	KHI	Y	24	HARBIN	∇
11	DTNSRDC	△	25	CSSRC	⊕
12	FBL	◇	26	SHI	⊖
13	NKK	▼	27	IRCN	∧
14	MHI	⊠	28	SNU	⊖



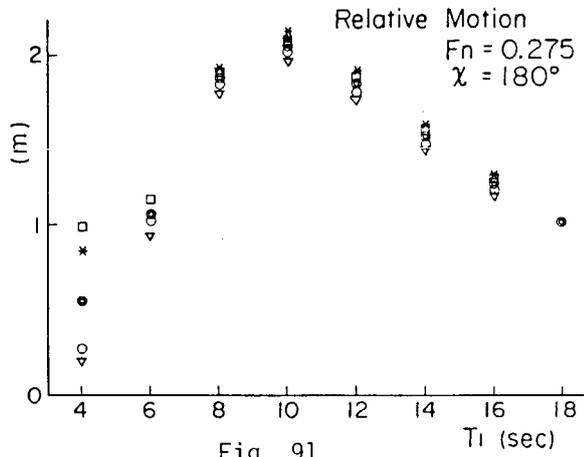


Fig. 91

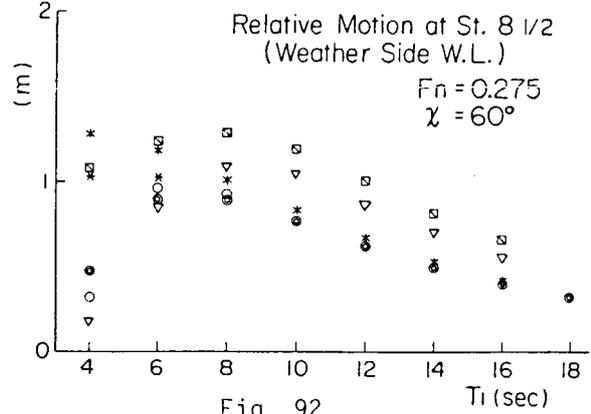


Fig. 92

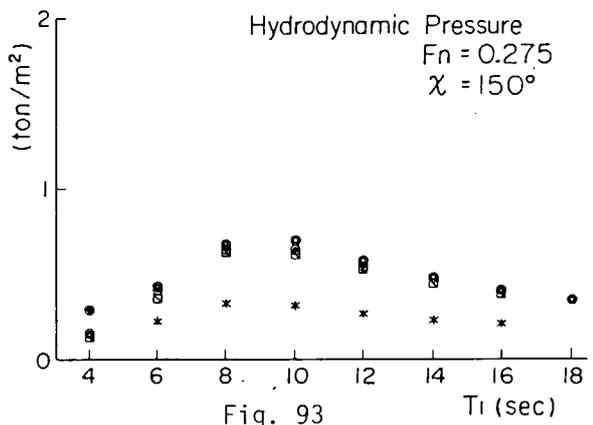


Fig. 93

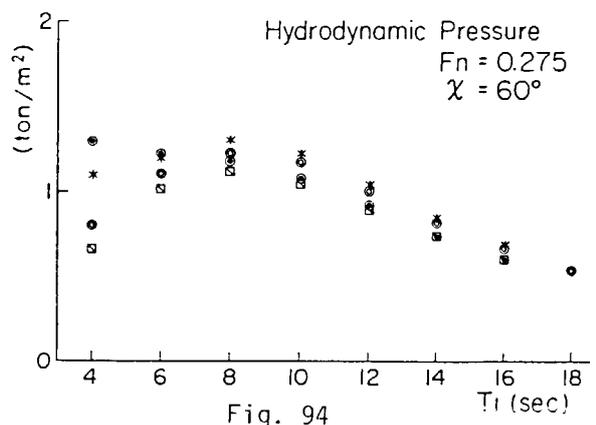


Fig. 94

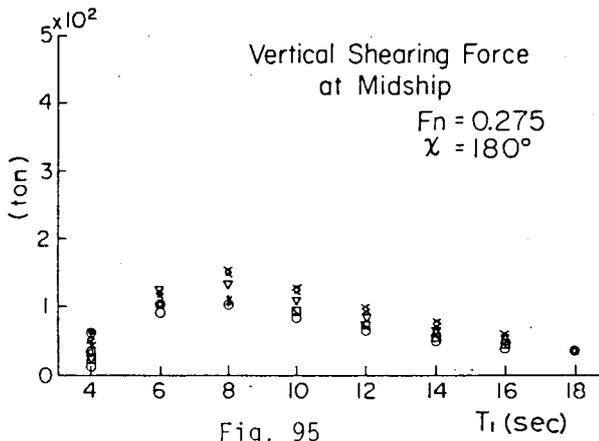


Fig. 95

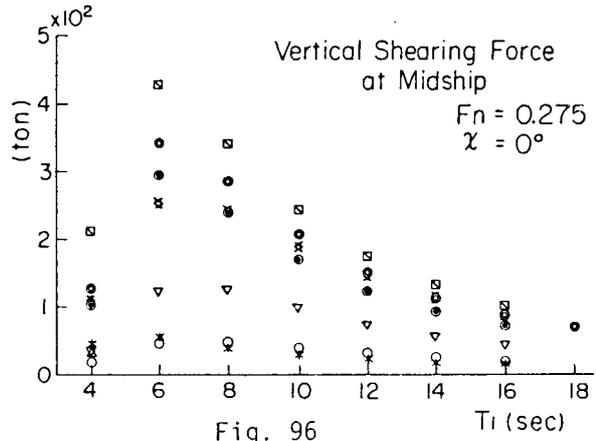


Fig. 96

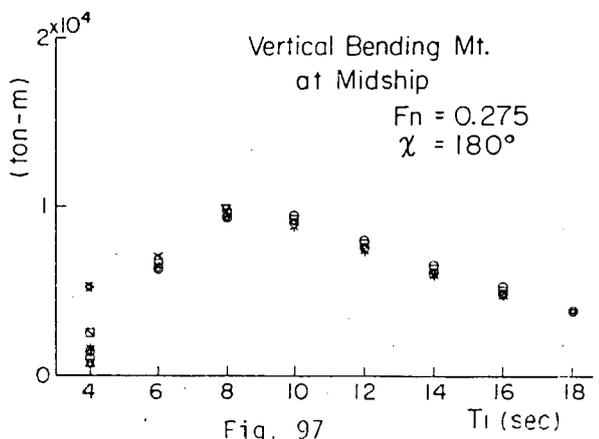


Fig. 97

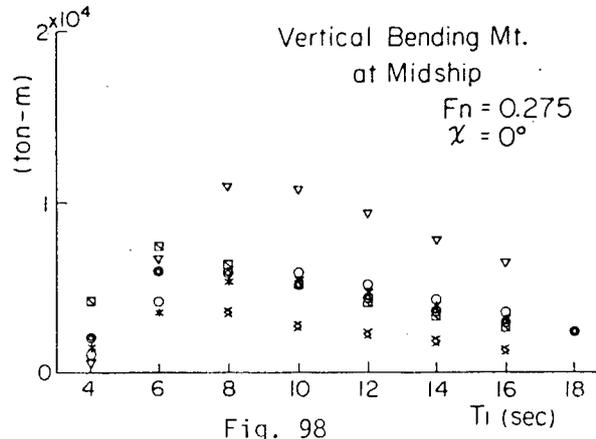


Fig. 98

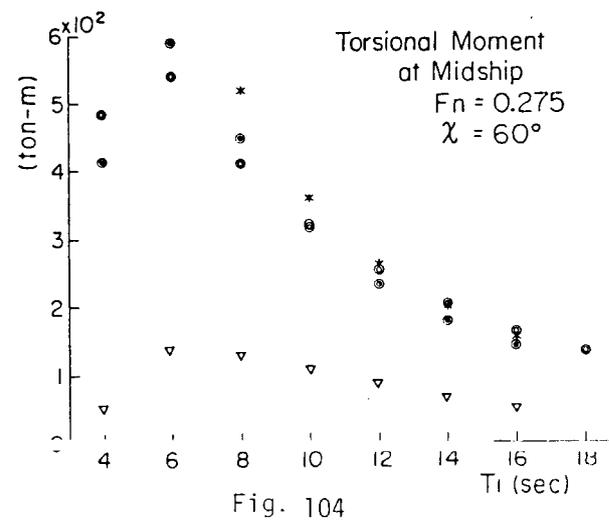
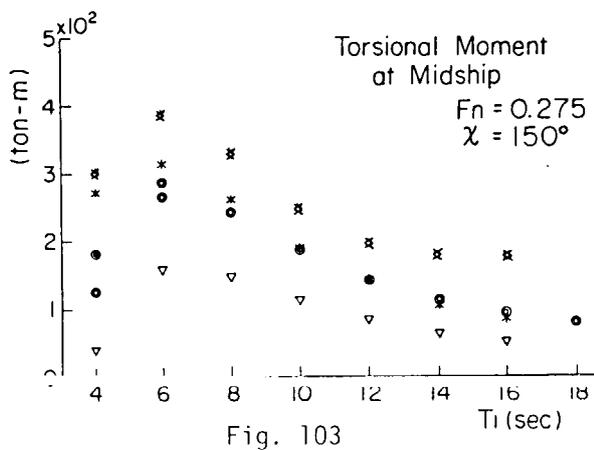
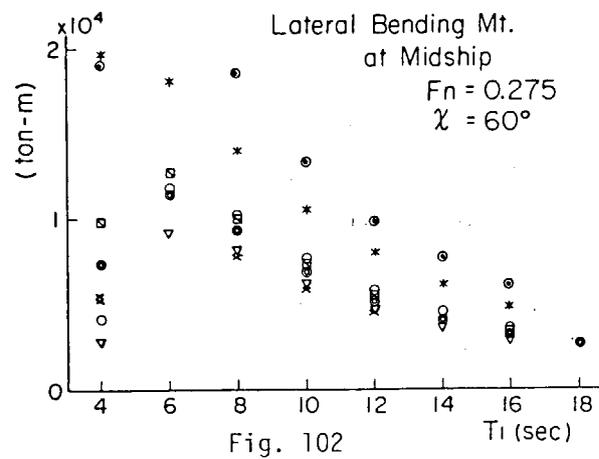
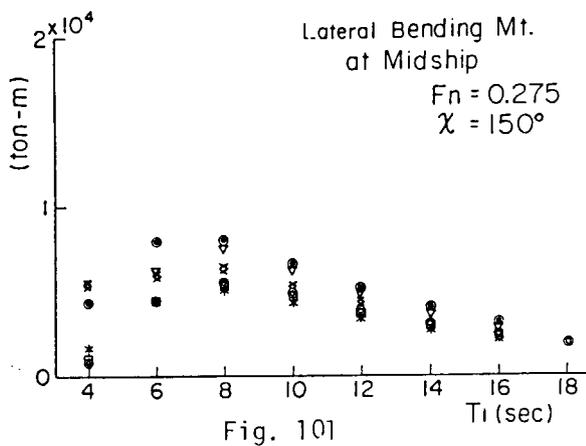
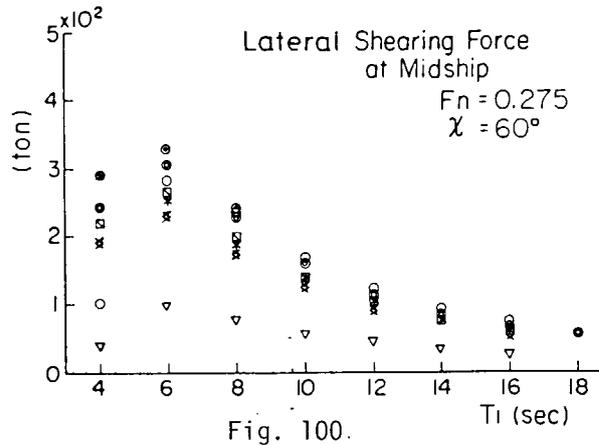
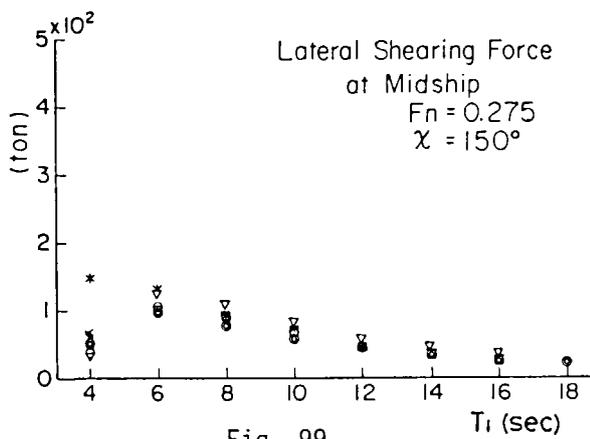


Table 6 Degree of Agreement Between Results of Irregular Wave Responses

WAVE DIRECTION ENCOUNTER ANGLE	HEAD	BOW		BEAM	QUARTERING		FOLLOW
	180	150	120	90	60	30	0
HEAVE	00	00	00	Y	00	00	00
PITCH	00	00	00	Y	00	00	00
SURGE	00	00	00	00	00	X	XX
SWAY		00	00	00	00	XX	
YAW		00	00	00	X	XX	
ROLL		00	00	00	Y	0	
LONGITUDINAL ACC.	00	00	00	00	00	00	00
VERTICAL ACC.	00	00	00	00	00	00	00
LATERAL ACC.		Y	Y	X	X	X	
RELATIVE MOTION (W)	Y	Y	Y	Y	X	Y	Y
do. (L)	Y	Y	Y	Y	X	Y	Y
HYDRODYNAMIC PRESS. (W)	X	X	X	00	0	0	0
do. (L)	X	X	0	00	0	0	0
VERTICAL SHEAR FORCE	00	00	00	00	Y	XX	XX
VERTICAL BENDING MT.	00	00	00	00	00	XX	X
LATERAL SHEAR FORCE		Y	Y	00	Y	Y	
LATERAL BENDING MT.		0	Y	Y	X	X	
TORSIONAL MOMENT		Y	Y	Y	Y	0	

Note: 00° Satisfactory agreement for whole range of wave period

0°° Agreement for part of wave period range

X°° Poor agreement for whole range of wave period

XX°° Substantial discrepancies between results

Y°° Substantial discrepancies between results for short wave period range

APPENDIX

Seakeeping Definitions and Nomenclature

Recommended by

Seakeeping Committee, 10th ITTC

1. Wave Characteristics

$\zeta_w/\lambda = 2h_a/\lambda$: wave steepness

kh_a : maximum wave slope = $\frac{2\pi}{\lambda} \zeta_a$

$(\zeta_w)_{1/10}$ $\tilde{\lambda}_{1/10}$: average value of the 1/10 highest observations

N_0 : number of zero crossings in a given record

N_1 : number of crests and troughs in a given record.

Spectral Density

Irregular long-crested wave system or uni-directional wave system is a system with all wave components travelling in one direction.

Irregular short-crested wave system or multi-directional wave system is a system with wave components travelling in different directions.

A uni-directional wave system can be represented by:

$$\eta = \sum_n \eta_{an} \cos(\kappa_n x - \omega_n t + \varepsilon_n)$$

with a suitable random distribution function for the phase angles ε_n , for ensuring this representation to be a stochastic process.

The spectral density of the process is defined with

$$\sum_{\omega} \frac{1}{2} \zeta_{au}^2 = S_{\zeta}(\omega) d\omega$$

where

$S_{\zeta}(\omega)$: spectral density for the uni-directional wave system

$m_n = \int_0^{\infty} \omega^n S_{\zeta}(\omega) d\omega$: moments for characterising the shape of the spectrum

$\varepsilon = \sqrt{\frac{m_0 m_4 - m_2^2}{m_0 m_4}}$: measure for the width of the spectrum.

For $\epsilon \rightarrow 0$ the above given definition of the spectral density leads to the following relation between the apparent wave characteristics and the zero moment of the spectrum (or area under the spectrum):

$$(\zeta_w)_{1/1} = 2.5\sqrt{m_0}$$

$$(\zeta_w)_{1/3} = 4\sqrt{m_0}$$

$$(\zeta_w)_{1/10} = 5.1\sqrt{m_0}$$

Remark: The definition of the spectral density differs a factor 2 with the definition according to St. Denis and Pierson; therefore, the relation between the apparent wave characteristics and the first moment differs a factor $\sqrt{2}$ from the one given by St. Denis and Pierson.

A multi-directional wave system can be represented by

$$\zeta = \sum_n \zeta_{an} \cos(\kappa_n x \cos \mu_w + \kappa_n y \sin \mu_w - \omega_n t + \epsilon_n)$$

μ_w : wave direction is the angle between the dominant wave direction and the direction of travel of the wave components.

$$\sum_{d\omega, d\mu} \frac{1}{2} \zeta_{an}^2 = S_\zeta(\omega, \mu_w) d\omega d\mu$$

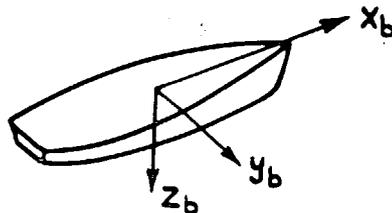
$S_\zeta(\omega, \mu_w)$: spectral density for the multi-dimensional wave system.

2. Ship Motions

Amplitudes and phase angles

Fixed axes in space are designated x_0 y_0 z_0 .

Body axes are established by a right-handed coordinate system with the x_b -axis in the direction of the ship's bow, thus:



The origin of the body axes is at the centre of gravity.

Positive z-axis may be assumed either vertically upward or downward, but the direction should be clearly specified. For work on ship motions and wave studies z-axis positive downward is preferred for consistency with manoeuvrability. It should be realized that the specification of positive direction of the components of the ship motion should be in accordance with the

choice of the reference axis. In the following text the z-axis is assumed to be positive downward.

The origin of the moving co-ordinates system, which is located in a point vertically in line with the mean position of the centre of gravity, moves at the mean velocity of the ship. The axes represent the mean position of the body axes.

Specific definitions of angular displacements should be given when motions are large

$$x = x_a \cos(\omega_e t + \varepsilon_{x\zeta}) : \text{ surging}$$

$$y = y_a \cos(\omega_e t + \varepsilon_{y\zeta}) : \text{ swaying}$$

$$z = z_a \cos(\omega_e t + \varepsilon_{z\zeta}) : \text{ heaving}$$

$$\phi = \phi_a \cos(\omega_e t + \varepsilon_{\phi\zeta}) : \text{ rolling}$$

$$\theta = \theta_a \cos(\omega_e t + \varepsilon_{\theta\zeta}) : \text{ pitching}$$

$$\psi = \psi_a \cos(\omega_e t + \varepsilon_{\psi\zeta}) : \text{ yawing}$$

We call the instantaneous position positive if the linear deviations are in the same sense as the positive directions of the axes of the co-ordinate system and if the angular deviations are clockwise, looking into the positive direction of the axes.

Amplitudes are denoted by x_a, y_a, ϕ_a, ψ_a , etc. Phase angles between the motions and the waves $\varepsilon_{x\zeta}, \varepsilon_{y\zeta}$, etc. are defined in such a way that when $t = 0$ and the wave elevation amidships is a maximum, the momentary position is given by the above mentioned formulae

$\bar{\phi} \bar{\theta} \bar{\psi}$: shift of the mean value of an oscillatory motion with respect to a zero line. For instance: rolling motion in regular waves takes place between -4° and $+10^\circ$:
 $\phi_a = 7^\circ$; $\bar{\phi} = 3^\circ$.

$z(x)$: absolute vertical motion of a point of the ship

$s(x)$: relative vertical motion of a point of the ship with respect to the water surface.

Wave Direction and Frequency of Encounter

$$\omega_e = \omega - \frac{\omega^2}{g} V \cos \mu : \text{ (circular) frequency of encounter}$$

V : ship speed

μ : angle from the direction of travel of the ship to the direction of travel of the waves when x_0 -axis coincides with track. This angle will be called track to wave angle.

- $\mu = 0^\circ$: following sea
 90° : waves coming from the port beam
 180° : head sea
 270° : waves coming from the starboard beam

Dimensionless Representation of Motion Amplitudes

- $\frac{x_a}{\zeta_a}, \frac{y_a}{\zeta_a}, \frac{z_a}{\zeta_a}$: linear motions are made dimensionless by dividing by the wave amplitude
 $\frac{\phi_a}{\kappa \zeta_a}, \frac{\theta_a}{\kappa \zeta_a}, \frac{\psi_a}{\kappa \zeta_a}$: rotational motions are made dimensionless by dividing by the maximum wave slope.

3. Natural Periods

- $\tau_z = T_z \sqrt{\frac{g}{L}}$: dimensionless natural period for heaving
 $\tau_\phi = T_\phi \sqrt{\frac{g}{B}}$: dimensionless natural period for rolling
 $\tau_\theta = T_\theta \sqrt{\frac{g}{L}}$: dimensionless natural period for pitching

Irregular Motions

Apparent characteristics and spectral moments of irregular ship motions are defined in the same way as for the wave motion:

$$2\tilde{\theta}_{1/1} \quad 2\tilde{\theta}_{1/3} \quad 2\tilde{\theta}_{1/10} \quad \text{etc.}$$

$$m_n^\theta \quad m_n^\phi \quad \text{etc.}$$

4. Resistance and Propulsion in Waves

- $\sigma_{AW} = \frac{R_{AW}}{\rho g \zeta_a^2 \frac{B^2}{L}}$: dimensionless coefficient for the resistance increase in waves
 $\tau_{AW} = \frac{T_{AW}}{\rho g \zeta_a^2 \frac{B^2}{L}}$: dimensionless coefficient for the thrust increase in waves
 $\kappa_{AW} = \frac{Q_{AW}}{\rho g \zeta_a^2 \frac{B^2 D}{L}}$: dimensionless coefficient for the torque increase in waves
 $\nu_{AW} = \frac{n_{AW} D^3 V}{g \zeta_a^2 \frac{B^2}{L}}$: dimensionless coefficient for the r.p.m. increase in waves
 $\pi_{AW} = \frac{P_{AW}}{\rho g \zeta_a^2 \frac{B^2}{L} V}$: dimensionless coefficient for the power increase in waves.

choice of the reference axis. In the following text the z-axis is assumed to be positive downward.

The origin of the moving co-ordinates system, which is located in a point vertically in line with the mean position of the centre of gravity, moves at the mean velocity of the ship. The axes represent the mean position of the body axes.

Specific definitions of angular displacements should be given when motions are large

$$x = x_a \cos(\omega_e t + \varepsilon_{x\zeta}) : \text{ surging}$$

$$y = y_a \cos(\omega_e t + \varepsilon_{y\zeta}) : \text{ swaying}$$

$$z = z_a \cos(\omega_e t + \varepsilon_{z\zeta}) : \text{ heaving}$$

$$\phi = \phi_a \cos(\omega_e t + \varepsilon_{\phi\zeta}) : \text{ rolling}$$

$$\theta = \theta_a \cos(\omega_e t + \varepsilon_{\theta\zeta}) : \text{ pitching}$$

$$\psi = \psi_a \cos(\omega_e t + \varepsilon_{\psi\zeta}) : \text{ yawing}$$

We call the instantaneous position positive if the linear deviations are in the same sense as the positive directions of the axes of the co-ordinate system and if the angular deviations are clockwise, looking into the positive direction of the axes.

Amplitudes are denoted by x_a, y_a, ϕ_a, ψ_a , etc. Phase angles between the motions and the waves $\varepsilon_{x\zeta}, \varepsilon_{y\zeta}$, etc. are defined in such a way that when $t = 0$ and the wave elevation amidships is a maximum, the momentary position is given by the above mentioned formulae

$\bar{\phi} \bar{\theta} \bar{\psi}$: shift of the mean value of an oscillatory motion with respect to a zero line. For instance: rolling motion in regular waves takes place between -4° and $+10^\circ$;
 $\phi_a = 7^\circ$; $\bar{\phi} = 3^\circ$.

$z(x)$: absolute vertical motion of a point of the ship

$s(x)$: relative vertical motion of a point of the ship with respect to the water surface.

Wave Direction and Frequency of Encounter

$$\omega_e = \omega - \frac{\omega^2}{g} V \cos \mu : \text{ (circular) frequency of encounter}$$

V : ship speed

μ : angle from the direction of travel of the ship to the direction of travel of the waves when x_0 -axis coincides with track. This angle will be called track to wave angle.

- $\mu = 0^\circ$: following sea
 90° : waves coming from the port beam
 180° : head sea
 270° : waves coming from the starboard beam

Dimensionless Representation of Motion Amplitudes

$\frac{x_a}{\zeta_a} \frac{y_a}{\zeta_a} \frac{z_a}{\zeta_a}$: linear motions are made dimensionless by dividing by the wave amplitude

$\frac{\phi_a}{\kappa \zeta_a} \frac{\theta_a}{\kappa \zeta_a} \frac{\psi_a}{\kappa \zeta_a}$: rotational motions are made dimensionless by dividing by the maximum wave slope.

3. Natural Periods

$\tau_z = T_z \sqrt{\frac{g}{L}}$: dimensionless natural period for heaving

$\tau_\phi = T_\phi \sqrt{\frac{g}{B}}$: dimensionless natural period for rolling

$\tau_\theta = T_\theta \sqrt{\frac{g}{L}}$: dimensionless natural period for pitching

Irregular Motions

Apparent characteristics and spectral moments of irregular ship motions are defined in the same way as for the wave motion:

$$2\tilde{\theta}_{1/1} \quad 2\tilde{\theta}_{1/3} \quad 2\tilde{\theta}_{1/10} \quad \text{etc.}$$

$$m_n^\theta \quad m_n^\phi \quad \text{etc.}$$

4. Resistance and Propulsion in Waves

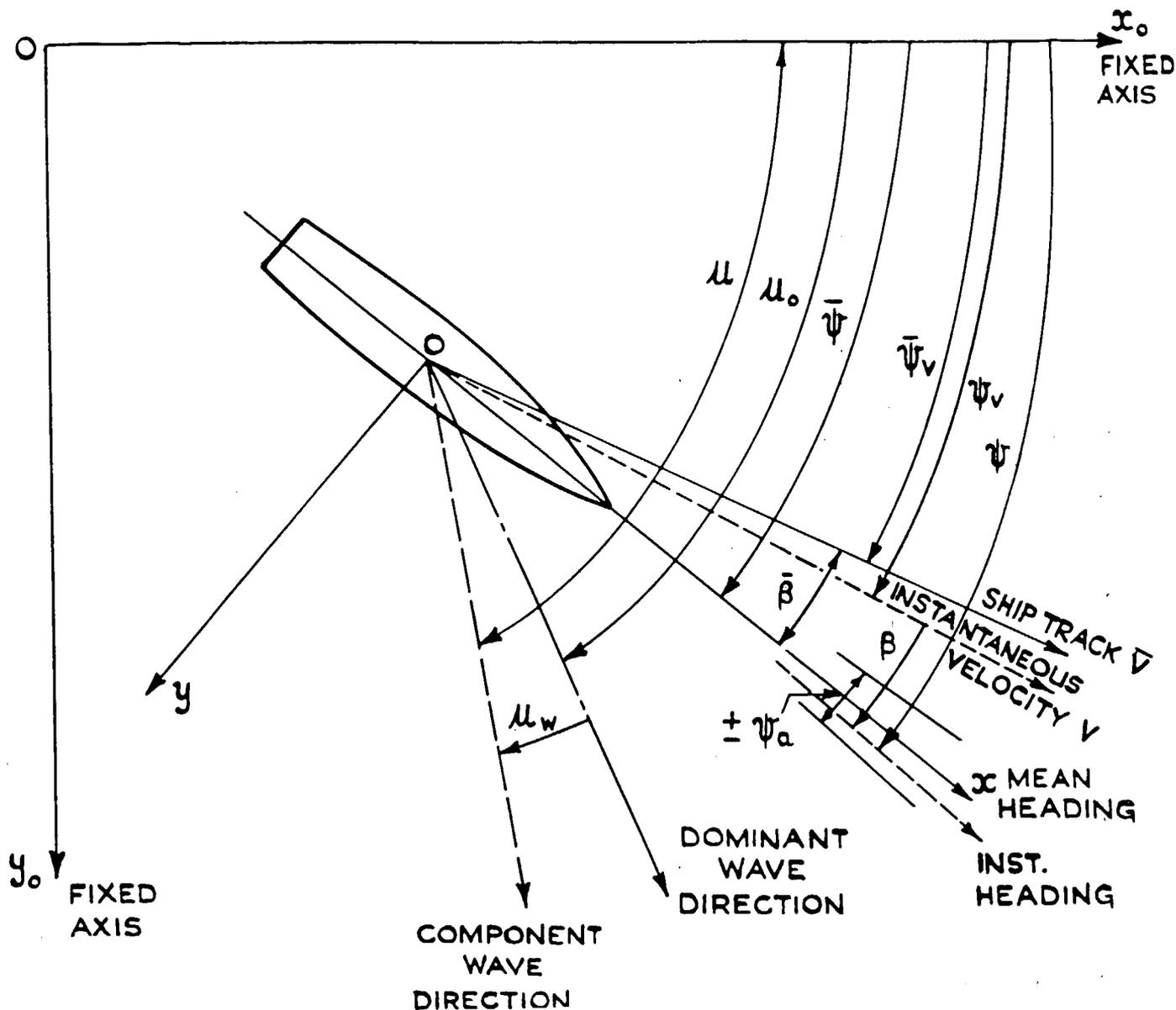
$\sigma_{AW} = \frac{R_{AW}}{\rho g \zeta_a^2 \frac{B^2}{L}}$: dimensionless coefficient for the resistance increase in waves

$\tau_{AW} = \frac{T_{AW}}{\rho g \zeta_a^2 \frac{B^2}{L}}$: dimensionless coefficient for the thrust increase in waves

$\kappa_{AW} = \frac{Q_{AW}}{\rho g \zeta_a^2 \frac{B^2 D}{L}}$: dimensionless coefficient for the torque increase in waves

$\nu_{AW} = \frac{n_{AW} D^3 V}{g \zeta_a^2 \frac{B^2}{L}}$: dimensionless coefficient for the r.p.m. increase in waves

$\pi_{AW} = \frac{P_{AW}}{\rho g \zeta_a^2 \frac{B^2}{L} V}$: dimensionless coefficient for the power increase in waves.



Fixed axes x_0, y_0

Moving axes x, y , with origin at still waterline, vertically below C.G.

z_0 positive downward preferred

All linear directions shown positive. Clockwise angles in x, y plane are positive (if z_0 is positive downward).

NOTES:

1. This diagram illustrates the general case. Fixed axis x_0y_0 may be oriented for simplification in specific cases.

Ship track is direction of mean velocity vector, \bar{V} . Instantaneous velocity includes effect of sway.

- ψ = instantaneous heading angle
- $\bar{\psi}$ = mean heading angle
- ψ_a = amplitude of yaw oscillation
- ψ_v = instantaneous direction of velocity
- $\bar{\psi}_v$ = mean direction of ship track
- $\bar{\beta}$ = mean angle from track to mean heading in x, y plane = leeway or drift angle
- β = inst. drift angle, from track-to-heading in x, y plane
- μ = component wave direction angle
- μ_0 = dominant wave direction angle
- μ_w = $\mu - \mu_0$ = angle from dominant wave to component wave direction
- $\mu_0 - \bar{\psi}$ = angle from mean heading to dominant wave direction.

Seakeeping Symbols

Recommended by Seakeeping Committee
for Inclusion in Presentation Committee List

Wave velocity or celerity	c
Frequency, $1/T$	f
Frequency of encounter, $1/T_e$	f_e
Real moments of inertia	$I_{xx} I_{yy} I_{zz}$
Wave number, $2\pi/\lambda$ (alternative to κ)	k
Real radii of gyration	$k_{xx} k_{yy} k_{zz}$
Wave bending moments: vertical, lateral, torsional	$M_v M_\ell M_t$
Spectrum moment (where n is an integer)	m_n
Mean rpm increase in waves	n_{AW}
Mean power increase in waves	P_{AW}
Mean torque increase in waves	Q_{AW}
Mean resistance increase in waves	R_{AW}
Vertical motion of bow relative to wave surface	s
One dimensional spectral density	$S_\zeta(\omega) S_\theta(\omega) \dots$
Two dimensional spectral density	$S_\zeta(\omega, \mu_w) S_\theta(\omega, \mu_w) \dots$
Wave period	T
Period of encounter	T_e
Apparent wave period	\tilde{T}
Mean thrust increase in waves	T_{AW}
Natural period of motions	$T_z T_\theta T_\phi$
Body axes, motions	$x_b y_b z_b$
Moving axes	$x y z$
Fixed axes	$x_0 y_0 z_0$
Frequency response function	$H_{\theta\zeta}(\omega) H_{\psi\zeta}(\omega) H_{\phi\zeta}(\omega)$
Impulse response function	$h_{\theta\zeta}(t) h_{\psi\zeta}(t) h_{\phi\zeta}(t)$
Leeway or drift angle (horizontal plane)	β
Mean drift angle	$\bar{\beta}$
Rudder angle	δ_r

Phase angle between any two harmonic variables, as indicated by subscripts*	ϵ
Instantaneous wave elevation	ζ
Wave amplitude	ζ_a
Apparent wave amplitude	$\tilde{\zeta}_a$
Wave height (trough to crest)	ζ_w
Apparent wave height	$\tilde{\zeta}_w$
Pitch angle (preferred [†] to ψ)	θ
Pitch amplitude	θ_a
Mean pitch angle	$\bar{\theta}$
Wave number, $2\pi/\lambda$ (alternative to k)	κ
Wave length	λ
Apparent wave length	$\tilde{\lambda}$
Tuning factor, as T_z/T	$\Lambda_z \Lambda_\theta \Lambda_\phi$
Wave direction angle	μ
Roll angle	ϕ
Roll amplitude	ϕ_a
Mean roll angle	$\bar{\phi}$
Yaw angle (alternative)	χ
Pitch angle (alternative to θ)	ψ
Yaw angle (preferred [†] to χ)	ψ
Yaw amplitude	ψ_a
Mean yaw	$\bar{\psi}$
Circular frequency, $2\pi/T$	ω
Circular frequency of encounter, $2\pi/T_e$	ω_e
Natural frequencies of motion	$\omega_z \omega_\theta \omega_\phi$

*A positive sign indicates that the first subscript leads the second.

[†]This preference is indicated by a majority but not all of the Seakeeping Committee members.