

社 団 法 人

日本造船研究協会報告

第 69 号

昭和45年9月

海象・気象と船体構造との関連に関する調査研究……第90研究部会
Research on Relation between Wave Loads and
Ship Structures (Wave bending moment and hydrody-
namic Pressure)..... The 90th Research
Committee

Report No. 69
The Shipbuilding Research Association of Japan
Tokyo Japan
Sep 1970

RESEARCH ON WAVE LOADS IN SEAWAY

(Wave bending moment and hydrodynamic pressure)

Abstract

From March 1966 to April 1969, systematic calculations of wave loads were taken up at the 90th Research Committee of Shipbuilding of Japan.

The purpose of this research is to obtain the statistical values of wave loads, which are considered as standards to examine the longitudinal and transverse strength of a ship hull construction, predicting with the short term and long term distribution of the wave bending moment and hydrodynamic pressure.

Method of Calculation

- 1) The response amplitude of wave load in regular wave can be calculated theoretically by linear strip method (1). The calculated response amplitudes are considered to be sufficiently valid at least for practical purposes.
- 2) The standard deviation of wave load in short term was evaluated by I.S.S.C. spectrum of wave load, based on the linear superposition method (4).
- 3) The long term probability of exceedance for given value of wave load was calculated by using the standard deviation of wave load in short term and statistic properties of waves on North Atlantic ocean (6) assuming that Rayleigh law may be applicable for short term distribution of wave load.

Series 60 models were selected as original ship forms. In order to investigate the variation of wave loads with block coefficient and length/breadth ratio, the calculation were made for 14 ship forms, listed in table 3-1.

Conclusion

1) Wave bending moment:

According to the results of long term prediction, the following conclusion were obtained on the effective wave height (predicting with the exceeding probability of 10^{-8} in North Atlantic ocean).

- a) The 90 meters class cargo ship gives the extremely large effective wave height. On the other hand, the 200 meters class tanker shows a little tendency to increase the effective wave height. The effective wave height of giant tanker holds approximately 10 meters independent on her lenght.

- b) The effective wave height for the geometrically similar cargo ships shorter than 200 meters tend to increase of ship speed at the range of Froude number $Fr. > 0.10$, for the geometrically similar tanker longer than 150 meters tend to decrease with increase of ship speed at the range of Froude number $Fr. < 0.20$.
 - c) The effective wave height tends to increase with increase of the block coefficient and length/breadth ratio, except extremely large C_b .
- 2) Hydrodynamic pressure:
- a) The probability of exceedance for given value of non-dimensional hydrodynamic pressure is largest at the water line and smallest at the bottom.
 - b) This probability tends to increase with decrease in ship length and with increase of ship speed.

委員会、幹事会の開催日時および場所

第1回委員会	昭和41年	3月31日	日本船舶クラブ
第2回委員会		4月22日	三菱重工和田クラブ
第1回幹事会		5月19日	日立造船本社
第2回幹事会		6月28日	日本船舶クラブ
第3回委員会		8月25日	日本船舶クラブ
第4回委員会		9月28日	日本船舶クラブ
第5回委員会		11月25日	日本船舶クラブ
第6回委員会	昭和42年	1月28日	日本船舶クラブ
第7回委員会		2月28日	日本船舶クラブ
第3回幹事会		4月13日	日本造船工業会
第8回委員会		5月10日	日本造船工業会
第4回幹事会		7月10日	日本造船研究協会
第5回幹事会		8月11日	日本造船研究協会
第6回幹事会		11月10日	日本造船研究協会
第9回委員会	昭和43年	1月25日	日本船舶クラブ
第7回幹事会		4月8日	日本船舶クラブ
第10回委員会		7月12日	日本造船研究協会
第8回幹事会		9月28日	日本造船研究協会
第1回船体断面係数小委員会		10月29日	日本海事協会
第9回幹事会		11月26日	日本造船研究協会
第2回船体断面係数小委員会		11月26日	日本造船研究協会
第10回幹事会	昭和44年	1月31日	日本造船研究協会
第3回船体断面係数小委員会		1月31日	日本造船研究協会
第11回委員会		3月10日	日本船舶クラブ
第11回幹事会		4月25日	日本船舶クラブ

記 号

A	動搖により発生する進行波振幅と動搖振幅との比
a_1, a_2, a_3	船体の形状を決めるパラメータ
B	船幅
C_b	柱形係数
C_e	斜規則波に対する波高修正係数
C_{He}	等価波高係数
C_0	無限流体中の付加質量係数
D	疲労被害度
d	吃水
d_m	平均吃水
F	波浪剪断力
F_o	波浪剪断力の振幅
\bar{F}_o	波浪剪断力の応答関数
$\bar{F}_o \times$	波浪剪断力の異常値の無次元値
F_s	静水中剪断力
F_f	流体力
F_r	フルード数
$(f(\omega))^2$	長波頂不規則海面の波スペクトル
\bar{g}	重力加速度
H	有義波高
H_e	等価波高
H_o	断面の半幅・深さ比
H_o	$H_o = \frac{B}{2} / d$
h	波隆起
h_o	波振幅
I	船体重量の縦慣性モーメント
I_f	船体前半部重量の船体中央まわりの縦慣性モーメント
I_a	船体後半部重量の船体中央まわりの縦慣性モーメント
J	船体重量の縦慣性モーメントの無次元値
J	変動圧力振幅の無次元値
K	船体重量の縦慣性半径
K_A	付加質量に対する自由表面影響係数
K_x	船体中央まわりの縦慣性半径
k	波数
$k = 2\pi/\lambda$	
L	船の長さ
l_f	船体前半部重心と船体中央との距離
l_a	船体後半部重心と船体中央との距離

l'_f	船体前半部浮心と船体中央との距離
l'_a	船体後半部浮心と船体中央との距離
M	波浪曲げモーメント
M_0	波浪曲げモーメントの振幅
\bar{M}_0	波浪曲げモーメントの応答関数
\bar{M}_0^*	波浪曲げモーメントの期待値の無次元値
M_s	静水中曲げモーメント
N	減衰係数
N_i	σ_{wi} 以下の波浪曲げ応力を生ずる回数
N_T	波浪曲げ応力の総変動数
n_i	波浪曲げ応力 σ_{wi} の回数
P_1	静水中を動搖しながら進むときに生ずる圧力
P_2	規則波中に拘束された船体から反射される波による圧力
P_3	波のポテンシャルによる圧力
P_H	変動圧力 $P_1 + P_2 + P_3$
\bar{P}_H	無次元変動圧力の振幅 $ P_H / \rho \bar{g} d$
\bar{P}_H^*	変動圧力の期待値の喫水に対する無次元値 $ P_H^* / \rho \bar{g} d$
Q	(波浪剪断力、波浪曲げモーメント、変動圧力の)発現確率
R	(波浪剪断力、波浪曲げモーメントの)標準偏差 (R_p は変動圧力の標準偏差)
\bar{R}	標準偏差の無次元値
Γ_e	有効波高
S	柱状体の断面積
	船体の横断面積
T	平均波周期
T_H	上下揺の固有周期
T_p	縦揺の固有周期
V	船速
W	船体重量
W_f	船体前半部重量
W_a	船体後半部重量
w	単位長さ当たりの船体重量
X_G	船体の重心と船体中央との距離
Y_w	任意断面における船体の水線面半幅
Z	船体の断面係数
α	応力集中係数
β	波浪曲げ応力 σ_{wi} と静水中曲げ応力 σ_s との比
β_0	最大波浪曲げ応力 σ_{wo} と静水中曲げ応力 σ_s との比

δ	波の相度
ϵ_F	波浪剪断力の波に対する位相角
ϵ_M	波浪曲げモーメントの波に対する位相角
ϵ_s	上下揺の波に対する位相角
ϵ_θ	縦揺れの波に対する位相角
ζ	上下揺の変位
ζ_0	上下揺振幅の無次元値
$\bar{\zeta}_0 = \zeta_0 / h_0$	
θ	成分波の進行方向と船の針路のなす角
	縦揺の変位
θ_0	縦揺の振幅
$\bar{\theta}_0 = \theta_0 / k h_0$	縦揺の振幅の無次元値
λ	波長
ν	変動圧力の波に対する位相角
ξ_d	無次元出会い円振動数
	$\xi_d = \frac{w_e d}{g}$
η	上下揺により生じる進行波の振幅
ρ	水の密度
σ	断面積係数
	$2S/B \cdot d$
σ_s	静水中曲げ応力
σ_w	波浪曲げ応力
ψ	規則波の進行方向と船の針路のなす角
ϕ	速度ポテンシャル
x	波の平均進行方向と成分波の進行方向のなす角
ω	波の円振動数
w_e	船と波との出会い円振動数
A	船体浮力
A_f	船体前半部の浮力
A_a	船体後半部の浮力

緒 言

第90研究部会は日本船舶振興会の補助事業「船舶の経済性向上に関する調査」の一部である「海象、気象と船体構造との関連に関する研究」を研究題目として、昭和41年度に発足し、3年間継続研究を行ない、昭和43年度をもつて終了した。この間委員会を11回、幹事会を11回、小委員会を3回開いて研究計画を推進した。
部会を構成した委員、幹事等の氏名は次に掲げるとおりである。

第90研究部会委員名簿(敬称略、五十音順)

部会長	寺沢 一雄*		
幹事長	八木 順吉*		
幹 事	飯塚 正文	雁野 昌明	郷田 国夫
	鈴木 宏	中村 一郎	中村 彰一
	服部 堅一	福田 淳一*	藤井 斎
	船木 俊彦*	村田 吉郎**	森 正浩
委 員	秋田 好雄	片山 泰治	岸 康太郎
	久津間 裕良	後藤 大三	高木 伊織
	高橋 幸伯	田才 福造	中川 万蔵
	中村 昭和	永元 隆一*	長山 明
	西牧 興	松岡 史香	真能 創
	村上 幹彌	安江 義忠	山越 道郎
	山内 保文	山本 善之	吉識 雅夫

** 船体断面係数小委員会委員長

* 船体断面係数小委員会委員

海象、気象と船体構造との関連に関する研究

目 次

第1章	研究の目的と経過の概要	1
1.1	研究の目的	1
1.2	経過の概要	1
第2章	波浪縦曲げモーメントおよび剪断力(期待値)の計算法	2
2.1	応答関数	2
2.2	短期分布	9
2.3	長期分布	10
第3章	波浪縦曲げモーメントおよび剪断力(期待値)の計算結果	13
3.1	船体運動および船体中央部波浪縦曲げモーメントの応答関数	13
3.2	長波頂正面不規則海面での船体中央部波浪縦曲げモーメントの短期分布	37
3.3	長波頂正面不規則海面での船体中央部波浪縦曲げモーメントの長期分布	47
3.4	長波頂正面不規則海面と短波頂不規則海面での船体中央部波浪縦曲げモーメントの関連	56
3.5	波浪剪断力、波浪縦曲げモーメントの船長方向分布	69
第4章	波浪中で運動する船の船体表面に働く変動圧力	81
4.1	変動圧力の応答関数	81
4.2	変動圧力の時間分布	90
4.3	変動圧力の短期分布と長期分布	91
第5章	船体断面係数の検討	124

文 献

APPENDIX A	付加質量、減衰係数の外挿法	129
B	NK. Rule の波浪縦曲げモーメント	132
C	台形近似による船体重量分布の逆算法	134
D	船体の縦曲げモーメントに対する疲労強度の検討	136

第1章 研究目的と経過の概要

1.1 研究目的

船体の構造寸法は、それに作用する外力の推定が困難であったため従来は主として経験に基づいて定めてきた。

船体の構造をより合理化し、また将来建造される巨大船を設計するためには経験以外に大洋における海象を正確に推定して船体に働く荷重を理論的に決定することが必要である。

本研究は波浪中における船体の縦曲げモーメントを理論的に求め、これと近年集められた多くの波浪の統計的観測値とから船体にかかる波浪荷重を推定し、船体縦強度に関する基礎資料を得るのが主目的である。さらにまた、船体の表面に作用する圧力分布を理論的に求め船体横強度および局部強度を検討するための荷重分布を求めることが目的とする。

1.2 経過の概要

波浪縦曲げモーメントについては、41年度に正面規則波中の船体中央部波浪縦曲げモーメントの応答関数を求め1部の船型について長波頂正面不規則海面における曲げモーメントの短期分布を線型重畠法と統計理論を応用して計算した。42年度は14隻の船型について41年度に求められた波浪曲げモーメントの応答関数を基にして長波頂正面不規則海面における短期分布を求め、北大西洋における海面の長期観測資料を用いて長波頂正面不規則海面における曲げモーメントの長期分布を求めた。43年度は波に対する船の針路を考慮に入れた短波頂不規則海面での船体中央部波浪縦曲げモーメントの短期分布、長期分布を求め、42年度に求めた長波頂正面不規則海面での短期分布、長期分布との関連を調査した。また波浪剪断力、曲げモーメントの船長方向の分布の形状を求め、波浪剪断力、曲げモーメントの最大値およびその船長方向の位置を調査した。さらに油槽船の基準船型については、船体中央部のほかに2種の重要な断面について長波頂正面不規則海面、短波頂不規則海面における短期分布、長期分布を求めた。

次に船体表面に働く変動圧力の分布については、42年度に正面規則波中で運動する船の船体表面に働く変動圧力を求めるために電子計算機のプログラムを作成し、方形係数の異なる貨物船船型3種類および油槽船船型1種類について船体中央断面に働く変動圧力の応答関数を計算した。また貨物船および油槽船の基準船型については船体中央部より前後に $L/4$ の位置の断面に働く変動圧力の応答関数も求めた。43年度は貨物船および油槽船の基準船型について42年度に求めた応答関数を基とし、これに周波数の大きい範囲の計算を追加し長波頂正面不規則海面で船体中央断面に働く変動圧力の短期分布を求め、波浪縦曲げモーメントの場合と同様に北大西洋における海面の長期観測資料をもじいて長波頂正面不規則海面での長期分布を求めた。

上記の計算結果を用いて船体の断面係数の決定法を検討するために折田委員を小委員長とする船体断面係数小委員会がSR90部会内に設けられ、波浪曲げモーメントの長期分布を用いて縦強度、疲労強度の面から船体断面係数の決定法が検討された。

第2章 波浪縦曲げモーメントおよび剪断力期待値の計算法

2.1 応答関数

渡辺¹⁾の上下揺、縦揺の理論を基礎として福田²⁾が導いた計算法を用いて規則波中で運動する船体に働く波浪剪断力、波浪曲げモーメントを求める。計算に必要な流体力学的諸数値は田才³⁾の方法を用いている。

基礎仮定条件

- 規則波中で船体は上下揺、縦揺のみをする。
 - 船速の影響とスミス効果を算入する。
 - 線型ストリップ法を用いる。
 - 船体は細長体と仮定する。

座 標 系

*Fig. 2-1*に示すように船は斜波中を一定の速度で進む場合を考える。

$O-XYZ \dots \dots$ 静水面を XY 面とする空間固定の座標系で船体運動を示す。

$o - x \ y \ z \dots \dots$ 船体中央断面に原点をもつ船体固定の座標系

X 軸の正の方向より負の方向へ進行する規則波に対して、船が ψ の角度で進行するものとする。

船と出会う波の表面隆起は船体中心線上において

$$h = h_0 \cos(KX + \omega t) \\ = h_0 \cos(K^*x + \omega_e t) \quad \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (2.1)$$

ところで、

$$K^* = K \cos \psi$$

$$\omega_e = KV \cos \psi + \omega$$

船体横断面上での波の表面隆起は次式で示される。

$$h(x, y, t) = h_0 \cos(K^*x - Ky \sin\psi + \omega_e t) \dots \dots \dots \quad (2.2)$$

深度-1でのsublayerの隆起はスミス効果を考慮して

$$h_e(x, y, t) = h_0 e^{-k\xi} \cos(K^* x - Ky \sin \psi + \omega_e t) \dots \dots \dots \quad (2.2)$$

ξ としては各断面の平均吃水 $d_m(x) = S(x)/zy_w(x)$ を用いると、この断面での平均高さ r_e は

$$r_e(x, t) = \frac{1}{2Y_w} \int_{-\bar{Y}_w}^{\bar{Y}_w} h_e(x, y, t) dy = C_e h_0 e^{-k dm(x)} \cos(K^* x + \omega_e t)$$

$$= C_e h$$

$$C_e = \frac{\sin(kY_w \sin\psi)}{k Y_w \sin\psi}$$

となる。

船體運動

仮定により船は上下揺、縦揺のみをするから

$$\text{船の重心点の上下揺を } \zeta = \zeta_0 \cos(\omega_e t + \epsilon \zeta) \quad (2.3)$$

$$\text{縦揺を } \theta = \theta_0 \cos(\omega_e t + \epsilon \theta) \quad (2.4)$$

とすると、船体の任意断面での垂直変位は次式で示される。

$$Z = \zeta + (x - x_G) \theta \quad (2.5)$$

流体力

船体の任意断面に働く流体力 $\frac{dF_f}{dx}$ は上向きを正として

$$\frac{dF_f}{dx} = \frac{dF_1}{dx} + \frac{dF_2}{dx} + \frac{dF_3}{dx}$$

$$\frac{dF_1}{dx} = -2\rho \bar{g} Y_w (Z - \Gamma_e) \quad \text{浮力}$$

$$\frac{dF_2}{dx} = -N(Z - \Gamma_e) \quad \text{減衰力}$$

$$\frac{dF_3}{dx} = -\frac{d}{dt}\{\rho S(Z - \Gamma_e)\} \quad \text{波と船との相対運動による力}$$

$$= -(\dot{\rho}S)(Z - \Gamma_e) - \rho S(\ddot{Z} - \ddot{\Gamma}_e)$$

運動方程式

上下揺、縦揺の運動方程式はそれぞれ、次式で示される

$$\frac{W}{g} \ddot{\zeta} - \rho \nabla \dot{\zeta} = \int_L \frac{dF_f}{dx} dx \quad (2.7)$$

$$\frac{I}{g} \ddot{\theta} = J \ddot{\theta} = \int_L \frac{dF_f}{dx} (x - x_G) dx \quad (2.7)$$

(2.6)を(2.7)に代入して整理すると、

$$a_\zeta \ddot{\zeta} + b_\zeta \dot{\zeta} + c_\zeta \dot{\zeta} + d_\theta \dot{\theta} + e_\theta \dot{\theta} + g_\theta \theta = F_\zeta \quad (2.8)$$

$$A_\theta \ddot{\theta} + B_\theta \dot{\theta} + C_\theta \dot{\theta} + D_\zeta \ddot{\zeta} + E_\zeta \dot{\zeta} + G_\zeta \zeta = M_\theta \quad (2.9)$$

となる。

ここで

$$a_\zeta = \rho \nabla + \int \rho S dx$$

$$A_\theta = J + \int \rho S (x - x_G)^2 dx$$

$$b_\zeta = \int N dx$$

$$B_\theta = \int N (x - x_G)^2 dx$$

$$c_\zeta = 2\rho \bar{g} \int Y_w dx$$

$$C_\theta = 2\rho \bar{g} \int Y_w (x - x_G)^2 dx - V E_\zeta$$

$$d_\theta = \int \rho S (x - x_G) dx$$

$$D_\zeta = d_\theta$$

$$e_\theta = \int N (x - x_G) dx - V \int \rho S dx$$

$$E_\zeta = \int N (x - x_G) dx + V \int \rho S dx$$

$$g_\theta = 2\rho \bar{g} \int Y_w (x - x_G) dx - V b_\zeta$$

$$G_\zeta = 2\rho \bar{g} \int Y_w (x - x_G) dx$$

また、

$$F_\zeta = F_\zeta_0 \cos \omega_e t - F_\zeta_s \sin \omega_e t = F_\zeta_0 \cos (\omega_e t + \epsilon_F)$$

$$M_\theta = M_\theta_0 \cos \omega_e t - M_\theta_s \sin \omega_e t = M_\theta_0 \cos (\omega_e t + \epsilon_M)$$

$$\left. \begin{aligned} F_{\zeta c} \\ F_{\zeta s} \end{aligned} \right\} = \left. \begin{aligned} F_{\zeta o} \\ F_{\theta o} \end{aligned} \right\} \begin{cases} \cos E_F \\ \sin E_F \end{cases} = h_0 \begin{cases} f_1 + f_2 + f_3 + f_4 + f_5 \\ f'_1 + f'_2 + f'_3 + f'_4 + f'_5 \end{cases}$$

$$\left. \begin{aligned} M_{\theta c} \\ M_{\theta s} \end{aligned} \right\} = \left. \begin{aligned} M_{\theta o} \\ M_{\theta o} \end{aligned} \right\} \begin{cases} \cos E_M \\ \sin E_M \end{cases} = h_0 \begin{cases} m_1 + m_2 + m_3 + m_4 + f_5 - x_G F_{\zeta c} \\ m'_1 + m'_2 + m'_3 + m'_4 + f'_5 - x_G F_{\zeta s} \end{cases}$$

$$\left. \begin{aligned} f_1 \\ f'_1 \end{aligned} \right\} = 2\rho \bar{g} \int Y_w C_e e^{-kx} dm \begin{cases} \cos K^* x \\ \sin K^* x \end{cases} dx$$

$$\left. \begin{aligned} f_2 \\ f'_2 \end{aligned} \right\} = \omega \int N C_e e^{-kx} dm \begin{cases} \sin K^* x \\ \cos K^* x \end{cases} dx$$

$$\left. \begin{aligned} f_3 \\ f'_3 \end{aligned} \right\} = -\omega \omega_e \int \rho S C_e e^{-kx} dm \begin{cases} \cos K^* x \\ \sin K^* x \end{cases} dx$$

$$\left. \begin{aligned} f_4 \\ f'_4 \end{aligned} \right\} = -\omega V \left[\rho S C_e e^{-kx} dm \begin{cases} \sin K^* x \\ \cos K^* x \end{cases} \right]_{-l_1}^{l_2}$$

$$\left. \begin{aligned} f_5 \\ f'_5 \end{aligned} \right\} = -\omega V \int K \frac{d(d_m)}{dx} C_e e^{-kx} dm \rho S \begin{cases} \sin K^* x \\ \cos K^* x \end{cases} dx$$

$$\left. \begin{aligned} m_1 \\ m'_1 \end{aligned} \right\} = 2\rho \bar{g} \int Y_w C_e e^{-kx} dm_x \begin{cases} \cos K^* x \\ \sin K^* x \end{cases} dx$$

$$\left. \begin{aligned} m_2 \\ m'_2 \end{aligned} \right\} = \omega \int N C_e e^{-kx} dm_x \begin{cases} -\sin K^* x \\ \cos K^* x \end{cases} dx$$

$$\left. \begin{aligned} m_3 \\ m'_3 \end{aligned} \right\} = -\omega \omega_e \int \rho S C_e e^{-kx} dm_x \begin{cases} \cos K^* x \\ \sin K^* x \end{cases} dx$$

$$\left. \begin{aligned} m_4 \\ m'_4 \end{aligned} \right\} = \omega V \int \rho S C_e e^{-kx} dm_x \begin{cases} -\sin K^* x \\ \cos K^* x \end{cases} dx$$

$$\left. \begin{aligned} m_5 \\ m'_5 \end{aligned} \right\} = -\omega V \left[\rho S C_e e^{-kx} dm \begin{cases} \sin K^* x \\ \cos K^* x \end{cases} \right]_{-l_1}^{l_2}$$

(2.10)、(2.12)の積分は船尾より船首へ [- l₁, l₂] の範囲で行なう。

運動方程式 (2.8) (2.9) の解は

$$\left. \begin{aligned} \text{上下搖} \quad \zeta &= \zeta_0 \cos(\omega_e t + E_\zeta) = \zeta_c \cos \omega_e t - \zeta_s \sin \omega_e t \\ \text{縦 搖} \quad \theta &= \theta_0 \cos(\omega_e t + E_\theta) = \theta_c \cos \omega_e t - \theta_s \sin \omega_e t \end{aligned} \right\} (2.13)$$

ここで E_ζ、E_θ は上下搖、縦搖の波に対する位相角である。

ζ_c、ζ_s、θ_c、θ_s は次式を満足する。

$$P_1 \zeta_c - P_2 \zeta_s + \theta_1 \theta_c - \theta_2 \theta_s = F_{\zeta c}$$

$$P_2 \zeta_c + P_1 \zeta_s + \theta_2 \theta_c + \theta_1 \theta_s = F_{\zeta s}$$

$$R_1 \theta_c - R_2 \theta_s + S_1 \theta_c - S_2 \theta_s = M_{\theta c}$$

$$R_2 \theta_c + R_1 \theta_s + S_2 \theta_c + S_1 \theta_s = M_{\theta s}$$

ここで

$$P_1 = -\omega_e^2 a_\zeta + C_\zeta \quad R_1 = -\omega_e^2 D_\zeta + G_\zeta$$

$$P_2 = \omega_e b_\zeta \quad R_2 = \omega_e E_\zeta$$

$$Q_1 = -\omega_e^2 d\theta + g_0 \quad S_1 = -\omega_e^2 A_\theta + C_\theta$$

$$Q_2 = \omega_e \theta \quad S_2 = \omega_e B_\theta$$

(2.14) の解は

$$\zeta_c = \zeta_0 \cos E_\zeta = \frac{\xi \xi_\zeta + \eta \eta_\zeta}{\xi^2 + \eta^2} \quad \zeta_s = \zeta_0 \sin E_\zeta = \frac{\xi \xi_\zeta - \eta \eta_\zeta}{\xi^2 + \eta^2}$$

$$\theta_c = \theta_0 \cos E_\theta = \frac{\xi \xi_\theta + \eta \eta_\theta}{\xi^2 + \eta^2} \quad \theta_s = \theta_0 \sin E_\theta = \frac{\xi \xi_\theta - \eta \eta_\theta}{\xi^2 + \eta^2}$$

(2.15)

ここで

$$\begin{aligned} \xi_\zeta &= S_1 \left\{ \begin{array}{l} F_\zeta c \\ F_\zeta s \end{array} \right\} + S_2 \left\{ \begin{array}{l} -F_\zeta s \\ F_\zeta c \end{array} \right\} - Q_1 \left\{ \begin{array}{l} M_{\theta c} \\ M_{\theta s} \end{array} \right\} + Q_2 \left\{ \begin{array}{l} M_{\theta s} \\ -M_{\theta c} \end{array} \right\} \\ \xi_\theta &= P_1 \left\{ \begin{array}{l} M_{\theta c} \\ M_{\theta s} \end{array} \right\} + P_2 \left\{ \begin{array}{l} -M_{\theta s} \\ M_{\theta c} \end{array} \right\} - R_1 \left\{ \begin{array}{l} F_\zeta c \\ F_\zeta s \end{array} \right\} + R_2 \left\{ \begin{array}{l} F_\zeta s \\ -F_\zeta c \end{array} \right\} \end{aligned}$$

$$\xi = P_1 S_1 + P_2 S_2 - Q_1 R_1 + Q_2 R_2$$

$$\eta = P_2 S_1 + P_1 S_2 - Q_2 R_1 - Q_1 R_2$$

船体運動の無次元値

上下揺の振幅

$$\bar{\zeta}_0 = \zeta_0 / h_0$$

縦揺の振幅

$$\bar{\theta}_0 = \theta_0 / (\frac{dh}{dx})_{max} = \theta_0 / kh_0$$

} (2.16)

また(2.13)で示される船体運動の固有周期はそれぞれ

$$\text{上下揺の固有周期} \quad \text{減衰項を考慮した場合} \quad T_{H0} = 2\pi / \sqrt{\frac{C_\zeta}{a_\zeta} - \frac{b_\zeta^2}{4a_\zeta C_\zeta}}$$

$$\text{減衰項を無視した場合} \quad T_{H1} = 2\pi / \sqrt{\frac{C_\zeta}{a_\zeta}}$$

縦揺の固有周期

減衰項を考慮した場合

$$T_{P0} = 2\pi / \sqrt{\frac{C_\theta}{A_\theta} - \frac{B_\theta^2}{4A_\theta C_\theta}}$$

$$\text{減衰項を無視した場合} \quad T_{P1} = 2\pi / \sqrt{\frac{C_\theta}{A_\theta}}$$

} (2.17)

(2.16)の船体運動から船体の任意の断面(船体中央より x_1 の位置)での垂直変位、 Z は(2.18)に、波に対する相対運動、 Z_r は(2.19)に示される。

$$\begin{aligned} Z &= \zeta + (x_1 - x_G) \theta = Z_0 \cos(\omega_e t + E_z) \\ &= Z_c \cos \omega_e t - Z_s \sin \omega_e t \end{aligned}$$

$$\text{ここで } Z_c = \zeta_c + (x_1 - x_G) \theta_c$$

$$Z_s = \zeta_s + (x_1 - x_G) \theta_s$$

$$E_z = t \tan^{-1}(Z_s / Z_c) \dots \dots \dots \text{(波に対する位相の進み)}$$

$$Z_T = Z_0 \cos(\omega_e t + E_{zT}) = Z_{Tc} \cos \omega_e t - Z_{Ts} \sin \omega_e t$$

} (2.18)

$$\left. \begin{aligned} \text{ここで } Z_{Tc} &= Z_c - r_c \cos Kx_1 \\ Z_{Ts} &= Z_s - r_s \sin Kx_1 \\ E_{zT} &= \tan^{-1}(Z_{Ts}/Z_{Tc}) \quad \dots \dots \dots \text{(波に對する位相の進み)} \end{aligned} \right\} (2.19)$$

波浪剪断力、波浪縦曲げモーメント

船体の任意断面(船体中央より x_1 の位置)に働く力は単位長さ当り

$$\left. \begin{aligned} \frac{dF_m}{dx} &= \frac{dF_f}{dx} - \frac{w}{g} \ddot{Z} \\ \text{ここで } \frac{dF_f}{dx} &\dots \dots \dots \text{流体力} \\ -\frac{w}{g} \ddot{Z} &\dots \dots \dots \text{慣性力} \end{aligned} \right\} (2.20)$$

$x = x_1$ における波浪剪断力 F_{x_1} 、波浪縦曲げモーメント、 M_{x_1} は Fig. 2.2 の矢印の向きを正とすると、

$$\left. \begin{aligned} F_{x_1} &= - \int_{-l_1}^{x_1} \frac{dF_m}{dx} dx = \int_{x_1}^{l_2} \frac{dF_m}{dx} dx \\ M_{x_1} &= \int_{-l_1}^{x_1} \frac{dF_m}{dx} (x - x_1) dx = - \int_{x_1}^{l_2} \frac{dF_m}{dx} (x - x_1) dx \end{aligned} \right\} (2.21)$$

で与えられる。

(2.6) (2.13) (2.18) (2.20) を用いて (2.21) を計算すると

$$\left. \begin{aligned} F_{x_1} &= F_0 \cos(\omega_e t + E_F) = F_c \cos \omega_e t - F_s \sin \omega_e t \\ M_{x_1} &= M_0 \cos(\omega_e t + E_M) = M_c \cos \omega_e t - M_s \sin \omega_e t \\ E_F &= \tan^{-1}(F_c/F_s) \\ E_M &= \tan^{-1}(M_c/M_s) \end{aligned} \right\} (2.22)$$

(2.22) の波浪剪断力、波浪縦曲げモーメントをそれぞれ $\rho \bar{g} LB h_0$ 、 $\rho \bar{g} L^2 B h_0$ で割って無次元化する。

$$\left. \begin{aligned} \bar{F}_{x_1} &= \frac{F_{x_1}}{\rho \bar{g} LB h_0} = \frac{F_0}{\rho \bar{g} LB h_0} \cos(\omega_e t + E_F) \\ &= \frac{F_c}{\rho \bar{g} LB h_0} \cos \omega_e t - \frac{F_s}{\rho \bar{g} LB h_0} \sin \omega_e t \\ \bar{M}_{x_1} &= \frac{M_{x_1}}{\rho \bar{g} L^2 B h_0} = \frac{M_0}{\rho \bar{g} L^2 B h_0} \cos(\omega_e t + E_M) \\ &= \frac{M_c}{\rho \bar{g} L^2 B h_0} \cos \omega_e t - \frac{M_s}{\rho \bar{g} L^2 B h_0} \sin \omega_e t \end{aligned} \right\} (2.23)$$

波浪剪断力の応答関数

$$\bar{F} = \frac{F_0}{\rho \bar{g} LB h_0} = \sqrt{\left(\frac{F_c}{\rho \bar{g} LB h_0}\right)^2 + \left(\frac{F_s}{\rho \bar{g} LB h_0}\right)^2}$$

波浪縦曲げモーメントの応答関数

$$\bar{M} = \frac{M_0}{\rho \bar{g} L^2 B h_0} = \sqrt{\left(\frac{M_c}{\rho \bar{g} L^2 B h_0}\right)^2 + \left(\frac{M_s}{\rho \bar{g} L^2 B h_0}\right)^2}$$

ここで

$$\left. \begin{aligned} & \frac{F_c}{\rho \bar{g} LB h_0} \\ & \frac{F_s}{\rho \bar{g} LB h_0} \end{aligned} \right\} = \left[\left(\omega_e^2 P_1 - P_3 \right) \begin{Bmatrix} \zeta_c \\ \zeta_s \end{Bmatrix} + \omega_e t P_2 \begin{Bmatrix} \zeta_s \\ -\zeta_c \end{Bmatrix} + Q_3 \begin{Bmatrix} \bar{\theta}_c \\ \bar{\theta}_s \end{Bmatrix} + \omega_e Q_2 \begin{Bmatrix} \bar{\theta}_s \\ -\bar{\theta}_c \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} R_1 + R_3 \\ R_2 \end{Bmatrix} \right] \\ & + \left(\omega_e^2 Q'_1 - Q'_3 \right) \begin{Bmatrix} \bar{\theta}_c \\ \bar{\theta}_s \end{Bmatrix} + \omega_e Q'_2 \begin{Bmatrix} \bar{\theta}_s \\ -\bar{\theta}_c \end{Bmatrix} + \omega_e P'_2 \begin{Bmatrix} \zeta_s \\ -\zeta_c \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} R'_2 \\ R'_1 + R'_3 \end{Bmatrix} \right] \Bigg] / \rho \bar{g} LB$$

$$\left. \begin{aligned} & \frac{M_c}{\rho \bar{g} LB^2 h_0} \\ & \frac{M_s}{\rho \bar{g} LB^2 h_0} \end{aligned} \right\} = \left[\left(\omega_e^2 P_1 - P_3 \right) \begin{Bmatrix} \zeta_c \\ \zeta_s \end{Bmatrix} + \omega_e P_2 \begin{Bmatrix} \zeta_s \\ -\zeta_c \end{Bmatrix} + q_3 \begin{Bmatrix} \bar{\theta}_c \\ \bar{\theta}_s \end{Bmatrix} + \omega_e q_2 \begin{Bmatrix} \bar{\theta}_s \\ -\bar{\theta}_c \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} Y_1 + Y_3 \\ Y_2 \end{Bmatrix} \right] \\ & + \left(\omega_e^2 q'_1 - q'_3 \right) \begin{Bmatrix} \bar{\theta}_c \\ \bar{\theta}_s \end{Bmatrix} + \omega_e q'_2 \begin{Bmatrix} \bar{\theta}_s \\ -\bar{\theta}_c \end{Bmatrix} + \omega_e P'_2 \begin{Bmatrix} \zeta_s \\ -\zeta_c \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} Y'_2 \\ Y'_1 + Y'_3 \end{Bmatrix} \right] \Bigg] / \rho \bar{g} LB$$

各係数はそれぞれ次のとおりである。

$$P_1 = \int \left(-\frac{\omega}{\bar{g}} - \rho S \right) dx$$

$$P_2 = - \int N dx$$

$$P'_2 = - \int \frac{d(\rho S)}{dt} dx = V(\rho S) \Big|_{-l_1}^{x_1}$$

$$P_3 = -2\rho \bar{g} \int Y_w dx$$

$$Q' = \int \left\{ -\frac{\omega}{\bar{g}}(x - x_G) - (\rho S)(x - x_G) \right\} dx$$

$$Q_2 = 2V \int (\rho S) dx - \int \frac{d(\rho S)}{dt} (x - x_G) dx$$

$$Q'_2 = - \int N(x - x_G) dx$$

$$= V \int (\rho S) dx + V[(\rho S)(x - x_G)] \Big|_{-l_1}^{x_1}$$

$$Q_3 = -V \int N dx$$

$$Q'_3 = -2\rho \bar{g} \int Y_w(x - x_G) dx + V[\rho S] \Big|_{-l_1}^{x_1}$$

$$R_1 \} = -2\rho \bar{g} \int C_e e^{-k dm} Y_w \begin{Bmatrix} \cos K^* x \\ \sin K^* x \end{Bmatrix} dx$$

$$R'_1 \} = \omega \int C_e e^{-k dm} N \begin{Bmatrix} -\cos K^* x \\ \sin K^* x \end{Bmatrix} dx$$

$$R_2 \} = \omega \int C_e e^{-k dm} (\rho S) \begin{Bmatrix} \cos K^* x \\ \sin K^* x \end{Bmatrix} dx + \omega V \left[C_e e^{-k dm} (\rho S) \begin{Bmatrix} -\sin K^* x \\ \cos K^* x \end{Bmatrix} \right] \Big|_{-l_1}^{x_1}$$

$$R_3 \} = \omega \int C_e e^{-k dm} (\rho S) \begin{Bmatrix} \cos K^* x \\ \sin K^* x \end{Bmatrix} dx$$

$$P_1 = \int \left(\frac{\omega}{\bar{g}} + \rho S \right) (x - x_1) dx$$

$$P_2 = \int N(x - x_1) dx$$

$$P'_2 = \int \frac{d(\rho S)}{dt} (x - x_1) dx$$

$$= -V[(\rho S)(x - x_1)] \Big|_{-l_1}^{x_1} + V \int (\rho S) dx$$

$$P_3 = 2\rho \bar{g} \int Y_w(x - x_1) dx$$

$$q'_1 = \int \frac{\omega}{\bar{g}} (x - x_G)(x - x_1) dx$$

$$q_2 = -2V \int (\rho S)(x - x_1) dx + \int \frac{d(\rho S)}{dt} (x - x_G)(x - x_1) dx$$

$$= -V [(x - x_1)^2 (\rho S)]_{-l_1}^{x_1} + (x_1 - x_G) P'_2 \quad q'_2 = \int N(x - x_G)(x - x_1) dx$$

$$q_3 = V \int N(x - x_1) dx = VP'_2$$

$$q'_3 = 2\rho \bar{g} \int Y_w(x - x_G)(x - x_1) dx$$

$$-V \int \frac{d(\rho S)}{dt} (x - x_1) dx$$

$$= 2\rho \bar{g} \int Y_w(x - x_G)(x - x_1) dx - VP'_2$$

$$\begin{cases} Y_1 \\ Y'_1 \end{cases} = 2\rho \bar{g} \int C_e e^{-kdm} Y_w(x - x_1) \begin{cases} \cos K^* x \\ \sin K^* x \end{cases} dx$$

$$\begin{cases} Y_2 \\ Y'_2 \end{cases} = \omega \int C_e e^{-kdm} N(x - x_1) \begin{cases} \cos K^* x \\ -\sin K^* x \end{cases} dx$$

$$\begin{cases} Y_3 \\ Y'_3 \end{cases} = -\omega \int C_e e^{-kdm} (\rho S)(x - x_1) \begin{cases} \cos K^* x \\ \sin K^* x \end{cases} dx$$

(2.24) の積分は $[-l_1, x_1]$ の範囲で行なう。

また P'_2, q_2 の定数項は $x = x_1$ では 0 であり、通常の船では船尾 $x = -l_1$ では ρS は 0 であるので P'_2, q_2 の定数項は 0 となる。

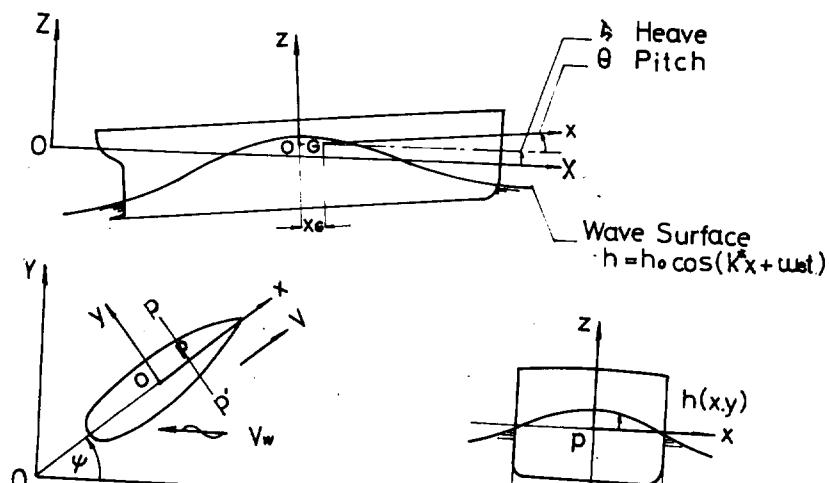


Fig. 2-1

$p-p'$

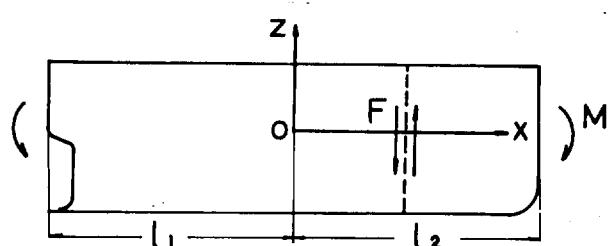


Fig. 2-2

2.2 短期分布

波浪縦曲げモーメントの短期分布とは、波のスペクトル、船の針路、船速が一定であると考えられる場合の波浪縦曲げモーメントの分布を意味するもので、実船試験結果ではおよそ20分間の波浪縦曲げモーメントの分布の計測結果に相当する。この波浪縦曲げモーメントの短期分布を計算するにあたつて、多数の実船試験により確認されている次の仮定を設けた。

仮定

- 1) 波隆起(wave elevation)と同じく船体の応答、(ここでは波浪縦曲げモーメントの値)はガウス分布(gaussian Law)をする。
- 2) 波高(wave Height)と同じく波浪縦曲げモーメントの振幅(応答関数)はレイリー分布(Rayleigh law)をする。

したがって波浪縦曲げモーメントの短期分布を示すパラメータとしては、標準偏差 R (あるいは、分散 R^2) が用いられる。

理論

平均波周期 T 、有義波高 H 、で表わされる平均海象下を波の平均進行方向に対して一定の針路 ψ 、一定の船速 V で航行している船が短期間に経験する波浪縦曲げモーメントの標準偏差 R は、*St Denis, Pierson*⁴⁾ が提案した線型重疊法を用いて波スペクトルと応答関数とから求められる。

長波頂不規則海面での標準偏差 $L R(\theta)$

長波頂不規則海面で成分波に対して常に船が θ の針路をとる場合 (Fig. 2.3)

$$[L R(\theta)]^2 = \int_0^\infty [f(\omega)]^2 [M_{(\omega, \theta)}]^2 d\omega \quad (2.26)$$

無次元化して

$$[\overline{L R(\theta)}]^2 = [\overline{L R(\theta)} / \rho \bar{g} L^2 B H]^2 = \int_0^\infty [f(\omega) / H]^2 \cdot [\overline{M_{(\omega, \theta)}}]^2 d\omega \quad (2.27)$$

これを数値計算に便利な形で書き直すと

$$[\overline{L R(\theta)}]^2 = A \omega \Sigma [f(\omega) / H]^2 \cdot [\overline{M_{(\omega, \theta)}}]^2 \quad (2.27')$$

ここで $[f(\omega)]^2$ は長波頂不規則海面の波スペクトルで例えば、

$$\left. \begin{aligned} I.S.S.C. Spectra & \cdots \cdots \cdots 0.11 H^2 \omega_v^{-1} (\omega / \omega_v)^{-5} \exp[-0.44 (\omega / \omega_v)^{-4}] \\ Neumann Spectra & \cdots \cdots \cdots 0.39 H^2 \omega_v^{-1} (\omega / \omega_v)^{-6} \exp[-1.77 (\omega / \omega_v)^{-2}] \\ Roll-Fischer Spectra & \cdots \cdots \cdots 0.20 H^2 \omega_v^{-1} (\omega / \omega_v)^{-5} \exp[-1.27 (\omega / \omega_v)^{-2}] \end{aligned} \right\} (2.28)$$

また、 $\overline{M_{(\omega, \theta)}} = M_{(\omega, \theta)} / \rho \bar{g} L^2 B h_0$

短波頂不規則海面での標準偏差 $s R(\psi)$

短波頂不規則海面で波の平均進行方向に対して船が常に ψ の針路をとる場合 (Fig. 2.4)

$$[s R(\psi)]^2 = \int_{-\pi}^{\pi} \int_0^\infty [f(\omega, x)]^2 \cdot [M_{(\omega, \psi)}]^2 d\omega \quad (2.29)$$

ここで $(f_{(\omega, x)})^2$ は短波頂不規則海面での波スペクトルで成分波の方向性エネルギーが波の平均進行方向より $\pm \pi/2$ の範囲に \cos^2 分布すると仮定したもので、

$$[f(\omega, x)]^2 = [f(\omega)]^2 \cos^2 x \quad |x| \leq \frac{\pi}{2} \\ = 0 \quad \quad \quad |x| > \frac{\pi}{2} \quad \quad \quad] (2.30)$$

したがって(2.29)は

$$[\int_s R(\psi)]^2 = \frac{2}{\pi} \int_0^{\pi/2} \int_0^\infty [\int f(\omega)]^2 [M(\omega, \psi)]^2 \cos^2 x d\omega dx \quad \dots \dots \dots (2.31)$$

無次元化して

$$[\overline{sR(\psi)}]^2 = [{}_sR(\psi)/\rho g L^2 B H]^2 = \frac{2}{\pi} \int_0^\infty [f(\omega)/H]^2 [M_{(\omega, x)}]^2 \cos^2 x d\omega dx \quad (2.32)$$

短波頂不規則海面での標準偏差は長波頂不規則海面での標準偏差を用いて次式のように表わせる。

$$\begin{aligned} [\overline{sR_{(0^\circ)}}]^2 &= \frac{1}{9} \{ 4.0 [\overline{LR_{(0^\circ)}}]^2 + 3.0 [\overline{LR_{(30^\circ)}}]^2 + 2.0 [\overline{LR_{(60^\circ)}}]^2 \} \\ [\overline{sR_{(30^\circ)}}]^2 &= \frac{1}{9} \{ 1.5 [\overline{LR_{(0^\circ)}}]^2 + 5.0 [\overline{LR_{(30^\circ)}}]^2 + 1.5 [\overline{LR_{(60^\circ)}}]^2 + 1.0 [\overline{LR_{(90^\circ)}}]^2 \} \\ [\overline{sR_{(60^\circ)}}]^2 &= \frac{1}{9} \{ 1.0 [\overline{LR_{(0^\circ)}}]^2 + 1.5 [\overline{LR_{(30^\circ)}}]^2 + 4.0 [\overline{LR_{(60^\circ)}}]^2 + 1.5 [\overline{LR_{(90^\circ)}}]^2 + 1.0 [\overline{LR_{(120^\circ)}}]^2 \} \\ [\overline{sR_{(90^\circ)}}]^2 &= \frac{1}{9} \{ 1.0 [\overline{LR_{(30^\circ)}}]^2 + 1.5 [\overline{LR_{(60^\circ)}}]^2 + 4.0 [\overline{LR_{(90^\circ)}}]^2 + 1.5 [\overline{LR_{(120^\circ)}}]^2 + 1.0 [\overline{LR_{(150^\circ)}}]^2 \} \\ [\overline{sR_{(120^\circ)}}]^2 &= \frac{1}{9} \{ 1.0 [\overline{LR_{(60^\circ)}}]^2 + 1.5 [\overline{LR_{(90^\circ)}}]^2 + 4.0 [\overline{LR_{(120^\circ)}}]^2 + 1.5 [\overline{LR_{(150^\circ)}}]^2 + 1.0 [\overline{LR_{(180^\circ)}}]^2 \} \\ [\overline{sR_{(150^\circ)}}]^2 &= \frac{1}{9} \{ 1.0 [\overline{LR_{(90^\circ)}}]^2 + 1.5 [\overline{LR_{(120^\circ)}}]^2 + 5.0 [\overline{LR_{(150^\circ)}}]^2 + 1.5 [\overline{LR_{(180^\circ)}}]^2 \} \\ [\overline{sR_{(180^\circ)}}]^2 &= \frac{1}{9} \{ 2.0 [\overline{LR_{(120^\circ)}}]^2 + 3.0 [\overline{LR_{(150^\circ)}}]^2 + 4.0 [\overline{LR_{(180^\circ)}}]^2 \} \end{aligned}$$

.....(2.33)

2.3 長期分布

波浪縦曲げモーメントの長期分布とは、波のスペクトル、船の針路、船速が変化する場合の波浪縦曲げモーメントの統計学的分布のことである。ここでは1隻の船が長期間に経験する波浪縦曲げモーメントの期待値を求める。

理論

2.2に述べたように、波浪縦曲げモーメントの振幅(応答関数)ガレイリー分布であると仮定すれば、平均波周期 T 、有義波高 H 、で表わされる平均海象下で波浪縦曲げモーメントの振幅 M_0 がある値 M_0^* を越える確率 q は

$$q(M_0 \geq M_0^*) = 1 - \int_0^{M_0^*} \frac{M_0}{R^2} \cdot \exp \left[-\frac{M_0^2}{2R^2} \right] dM_0$$

$$= \exp \left[-\frac{M_0^{*2}}{2R^2} \right] \quad \dots \dots \dots \quad (2.34)$$

で表わされる。

波浪縦曲げモーメントの振幅の無次元値 \bar{M}_0 が長期間を通じてある値 \bar{M}_0^* が長期間を通じてある値 \bar{M}_0^* を越える確率 Q は、 q に波浪縦曲げモーメントの標準偏差 R の長期発現確率 $P_{(R)}$ をかけてすべての R について積分して求められる。

$$Q(\bar{M}_0 \geq \bar{M}_0^*) = \int_0^\infty \exp(-\bar{M}_0^*/2R^2) \cdot P_{(R)} dR \quad (2.35)$$

これを数値積分に便利な形に書き直すと、

$$Q(\bar{M}_0 \geq \bar{M}_0^*) = \sum_l \exp(-\bar{M}_0^*/2R_l^2) \cdot P_l \quad (2.35')$$

となる。

標準偏差の無次元値 \bar{R}_ℓ の長期発現確率 P_ℓ は、平均波周期 T 、有義波高 H で表わされる平均海象の長期発現確率 P'_ℓ と波に対する船の針路の長期発現確率 P''_ℓ とから求められる。

平均海象の長期発現確率 P'_ℓ を求める資料として、Roll⁵⁾、Walden⁶⁾ の北大西洋、山内⁷⁾ の北太平洋での長期観測資料がある。

平均海象を表わす有義波高 H 、平均波周期 T 、を階級区分にわけて (H_i, T_j) で示す。この (H_i, T_j) で表わされる海面状態 S_{ij} の長期発現確率を P_{ij} とし、この海面状態における波浪縦曲げモーメントの標準偏差を R_{ij} とする。

長波頂不規則海面での長期分布

長波頂不規則海面で成分波に対して常に船が θ の針路をとる場合の長期分布は、

$$\begin{aligned} Q(\bar{M}_0 \geq \bar{M}_0^*, \theta) &= \sum_l \exp(-\bar{M}_0^*/2[{}_L R_{(\theta)}]^2) \cdot P'_l \\ &= \sum_i \sum_j \exp(-\bar{M}_0^*/2[{}_L R_{(\theta)}]_{ij}^2) \cdot P_{ij} \quad (2.36) \end{aligned}$$

無次元化して、

$$Q(\bar{M}_0 \geq \bar{M}_0^*, \theta) = \sum_i \sum_j \exp(-\bar{M}_0^*/2(H_i/L)^2 \cdot [{}_L \bar{R}_{(\theta)}]_{ij}^2) \cdot P_{ij} \quad (2.36')$$

短波頂不規則海面での長期分布

短波頂不規則海面で波の平均進行方向に対し常に船が ψ の針路をとる場合の長期分布は、

$$\begin{aligned} Q(\bar{M}_0 \geq \bar{M}_0^*, \psi) &= \sum_l \exp(-\bar{M}_0^*/2[{}_s R_{(\psi)}]^2) \cdot P'_l \\ &= \sum_i \sum_j \exp(-\bar{M}_0^*/2[{}_s R_{(\psi)}]_{ij}^2) \cdot P_{ij} \quad (2.37) \end{aligned}$$

無次元化して

$$Q(\bar{M}_0 \geq \bar{M}_0^*, \psi) = \sum_i \sum_j \exp(-\bar{M}_0^*/2(H_i/L)^2 \cdot [{}_s \bar{R}_{(\psi)}]_{ij}^2) \cdot P_{ij} \quad (2.37')$$

毎波頂不規則海面で波の平均進行方向に対し常に船が ψ の針路をとる確率 P''_e が海面状態、船速に無関係にあらゆる方向に一様分布すると仮定するとき、これを *all Headings* と称して (2.35') は

$$Q(\bar{M}_0 \geq \bar{M}_0^*) = \sum_l \exp(-\bar{M}_0^*/2[{}_s R_e]^2) \cdot P'_e \cdot P''_e \quad (2.38)$$

ここで $P''_e = 1/N_e$

N_e は全円周 ($0^\circ \sim 360^\circ$) を Fig. 2.5 のように等分割した数であり、いま 30° ごとに 12 等分すると、

$$P_e'' = 1/12$$

$$\begin{aligned} {}_s Q(\bar{M}_0 \geq \bar{M}_0^*) &= 1/12 \{ {}_s Q(\bar{M}_0 \geq \bar{M}_0^*, 0^\circ) + 2 {}_s Q(\bar{M}_0 \geq \bar{M}_0^*, 30^\circ) \\ &\quad + 2 {}_s Q(\bar{M}_0 \geq \bar{M}_0^*, 60^\circ) + 2 {}_s Q(\bar{M}_0 \geq \bar{M}_0^*, 90^\circ) \\ &\quad + 2 {}_s Q(\bar{M}_0 \geq \bar{M}_0^*, 120^\circ) + 2 {}_s Q(\bar{M}_0 \geq \bar{M}_0^*, 150^\circ) \\ &\quad + {}_s Q(\bar{M}_0 \geq \bar{M}_0^*, 180^\circ) \} \end{aligned} \quad \dots \dots \dots (2.39)$$

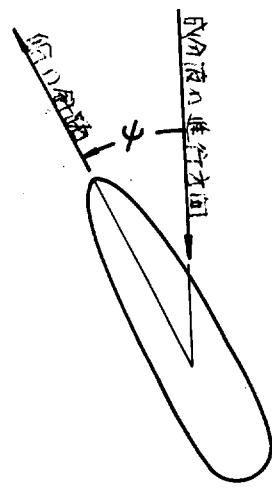


Fig. 2-3

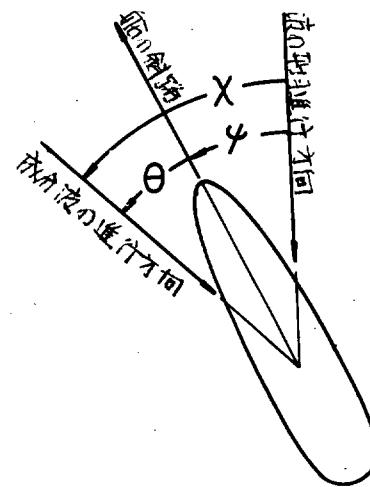


Fig. 2-4

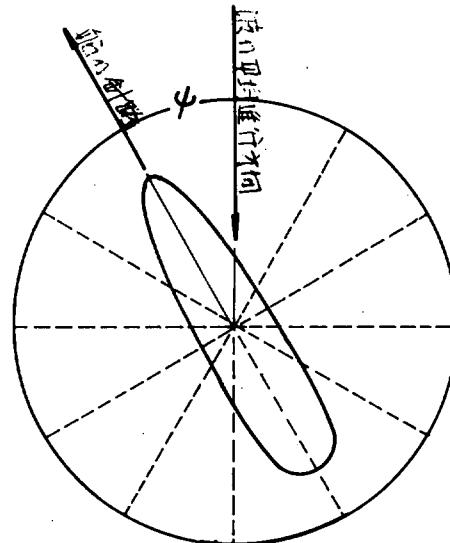


Fig. 2-5

第3章 波浪縦曲げモーメントおよび剪断力期待値の計算結果

福田委員の指導で三菱重工業が作製したプログラムを使用し、三菱重工業㈱長崎造船所所属のIBM-7040を用いて数値計算を行なった。

3.1 船体運動、船体中央部波浪縦曲げモーメントの応答関数

応答関数を求めるのに必要な付加質量、減衰係数は波長の短い、すなわち ξ_d が大きい範囲での異常値を避けるためAppendix Aに示す外挿法を用いた。

船型

造船所各社から提供された実船の船型と Series 60 船型とを比較検討した結果、本部会では Series 60 船型を母船型として L/B 、 C_b を系統的に変化させた Table. 3-1 に示す 14 船型について数値計算を行なった。なお、最近の油槽船は bulbous bow をもつものが多いが、本部会では油槽船についても normal bow として計算を行なっている。

14 船型の off set を Table 3.2、3.3 に示す。

重量分布

載荷状態は満載を考える。造船所各社提供のおよそ 100 隻の実船資料を検討した結果、Fig. 3.1 から知れるように、 K/L 、 l_a/L 、 l_t/L について Table 3.4 の平均値を得た。

一方、series 60 母船型は Table 3.5 に示す x_g/L 、 A_a/L 、 A_f/L 、 l'_a/L 、 l'_f/L の値をもつ。したがって Even keel を仮定すれば Table 3.4～3.5 より船体中央部波浪縦曲げモーメントを求めるのに必要な諸数値（船体前、後半部重量、船体前、後半部重量の船体中央まわりの縦慣性モーメント等）および船体中央部静水曲げモーメントが以下の式より求められる。

$$\text{船体前半部重量: } W_f \quad \frac{W_f}{W} = \frac{x_g/L + l_a/L}{l_f/L + l_a/L} \quad (3.1)$$

$$\text{船体後半部重量: } W_a \quad \frac{W_a}{W} = 1 - \frac{W_f}{W} \quad (3.2)$$

$$\text{Mean L.C.G.} = \frac{W_f l_f}{WL} + \frac{W_a l_a}{WL} \quad , \quad \text{Mean L.C.B.} = \frac{A_f l'_f}{WL} + \frac{A_a l'_a}{WL} \quad (3.3)$$

$$\text{船体中央部静水曲げモーメント: } M_{sw} \quad \frac{M_{sw}}{WL} = \frac{1}{2} \{ \text{Mean L.C.G.} - \text{Mean L.C.B.} \} \quad (3.4)$$

ここで、 M_{sw} の正号はホグモーメントを示す。

船体重量の重心まわりの縦慣性モーメント I は、船体前、後半部重量の船体中央まわりの縦慣性モーメント I_f 、 I_a より

$$I_{WL^2} = I_f/WL^2 + I_a/WL^2 - \left(\frac{x_g}{L} \right)^2 \quad (3.5)$$

$$I_f/WL^2 = \left(\frac{W_f}{W} \right) \left(\frac{l_f}{L} \right)^2 + \left(\frac{W_a}{W} \right) \left(\frac{l_a}{L} \right)^2 = (1 + \alpha_f) \left(\frac{W_f}{W} \right) \left(\frac{l_f}{L} \right)^2 \quad (3.6)$$

$$I_a/WL^2 = \left(\frac{W_a}{W} \right) \left(\frac{l_a}{L} \right)^2 + \left(\frac{W_f}{W} \right) \left(\frac{l_f}{L} \right)^2 = (1 + \alpha_a) \left(\frac{W_a}{W} \right) \left(\frac{l_a}{L} \right)^2 \quad (3.7)$$

船体重量の縦慣性半径 : K

$$\left(\frac{K}{L}\right)^2 = \left(\frac{I}{WL}\right)^2 = (1 + \alpha_f) \left(\frac{W_f}{W}\right) \left(\frac{l_f}{L}\right)^2 + (1 + \alpha_a) \left(\frac{W_a}{W}\right)^2 \left(\frac{l_a}{L}\right)^2 \quad \dots (3.8)$$

ここで未知な定数 α_f 、 α_a は船体前、後半部重量分布の形状から定まるものであるが、重量分布の形状が未知である段階では実船資料から推定しなければならない。いま貨物船船型については $\alpha_a/\alpha_f = 1.00$ 油槽船船型については $\alpha_a/\alpha_f = 1.40$ を仮定して既知の Table 3.4～5 の値および (3.4)～(3.8) を用いて求めた M_{sw}/WL 、 α_a 、 α_f の値を Table 3.6 に示す。この値の妥当性を検討するため Fig. 3.2 の実船の値と比較した結果、Table 3.6 の値は十分に認できる値であることがわかった。

最終的に求められ計算に使用された重量分布を示す諸数値を Table 3.7 に示す。

計算状態

前述の 14 船型の上下揺、縦揺、船体中央部波浪曲げモーメントの応答関数を Table 3.8 に示すように波長の異なる正面規則波 ($\psi = 0^\circ$) 中で船速を変えた組合せについて求めた。

計算結果および考察

船体運動

船体重心位置での上下揺の振幅 ζ_0 、縦揺の振幅 θ_0 をそれぞれ波高 h_0 、最大波傾斜 kh_0 で割って無次元化した上下揺の応答関数 $\bar{\zeta}_0$ 、縦揺の応答関数 $\bar{\theta}_0$ を波長を示す $\sqrt{L/\lambda}$ の関数として示す。

Fig. 3.1.3～3.1.15 は貨物船船型についての計算結果である。Fig. 3.1.3～3.1.11 は各船型ごとに求められた上下揺、縦揺の応答関数をフルード数をパラメータとして示す。

Fig. 3.1.12～3.1.13 は上下揺の応答関数、Fig. 3.1.14～3.1.15 は縦揺の応答関数をそれぞれ船型を表す C_b 、 L/B をパラメータとして示す。

Fig. 3.1.16～3.1.24 は油槽船船型についての計算結果である。

Table 3.9 は船体運動方程式で減衰項を考慮に入れた上下揺、縦揺の固有周期を示す。

以上の計算結果より下記のことことがいえる。

貨物船船型について

- 1) 上下揺、縦揺の応答関数共にピークを示す位置はフルード数の増加につれて波長の長い方に移動する。
- 2) フルード数の影響は上下揺の方が縦揺より大きい。
- 3) $\sqrt{L/\lambda} \geq 1.0$ の範囲では船型の影響が顕著である。 C_b が小さくなり、また L/B が大きくなるにつれて応答関数は大になる。 C_b 、 L/B の影響の大きさは同程度である。

油槽船船型について

- 1) 貨物船型とは異なり応答関数は明瞭なピークを示さない。フルード数の影響は上下揺、縦揺ともわずかである。
- 2) 船型の影響について、 $\sqrt{L/\lambda} \leq 0.8$ の範囲では C_b 、 L/B が小さくなるにつれて応答関数は大きくなる。 $\sqrt{L/\lambda} \geq 0.8$ の範囲では逆に C_b 、 L/B が大きくなるにつれて応答関数は大になるがその影響の程度は縦揺に対する L/B の影響を除いては極めて小さい。

船体中央部波浪縦曲げモーメント

船体中央部波浪縦曲げモーメントの振幅 M_0 を $\rho g L^2 B H$ で割って無次元化した応答関数を、波長を示す $\sqrt{L/\lambda}$ の関数として示す。

Fig. 3.1.25～3.1.35 は貨物船船型についての計算結果である。*Fig. 3.1.25～3.1.33* は各船型ごとに求められた船体中央部波浪縦曲げモーメントの応答関数をフルード数をパラメータとして示す。*Fig. 3.1.34～3.1.35* は船型を表わす C_b 、 L/B をパラメータとして示す。

Fig. 3.1.36～3.1.42 は油槽船船型についての計算結果である。

以上の計算結果から次のことがいえる。

貨物船船型について

- 1) 船体中央部波浪縦曲げモーメントの応答関数のピークは $\sqrt{L/\lambda} = 1.0$ の付近に生じ、フルード数の変化によりピークの大きさおよびその位置は若干変化する。
- 2) フルード数が 0.2 以上の高速域では、フルード数の増加につれて応答関係は大きくなる。フルード数が 0.1 以下の低速域ではむしろ静止時の応答関数の方が大きい。
- 3) 船型の影響は $\sqrt{L/\lambda} < 1.0$ の範囲では C_b の影響が顕著で C_b が大きくなるにつれて応答関数は大きくなる。 $\sqrt{L/\lambda} > 1.0$ の範囲では L/B の影響が顕著で L/B が大きくなるにつれて応答関数は大きくなる。

油槽船船型について

- 1) $\sqrt{L/\lambda}$ の大部分の範囲において静止時の応答関数が最大であり、船速の増加につれて応答関数は小さくなる。応答関数がピークを示す位置は船速の変化に対しほとんど無関係である。
- 2) 船型の影響は $0.8 < \sqrt{L/\lambda} < 1.3$ の範囲では C_b の影響が顕著で C_b が大きくなるにつれて応答関数は大きくなる。 $\sqrt{L/\lambda} < 1.2$ の範囲で L/B の影響が顕著で L/B が大きくなるにつれて応答関数は大きくなる。

Table 3.1 Ship Form

Type	Cargo ship			Tanker			
	L/B	6.00	7.00	8.00	5.00	6.00	7.00
C_b	0.55	0.55	0.55	—	0.75	—	
	0.65	0.65	0.65	0.80	0.80	0.80	
	0.75	0.75	0.75	—	0.85	—	

Table 3.4

Type	Cargo ship	Tanker
Longitudinal radius	K/L	0.240
After body C.G. from midship	la/L	-0.210
Forebody C.G. from midship	lf/L	0.210
		0.220

Table 3.5

Type	Cargo ship					Tanker
Block coefficient	C_b	0.550	0.650	0.750	0.750	0.800
C.G. from midship	X_g/L	-0.0150	-0.0050	0.0150	0.0150	0.0250
After body buoyance	Δ_a/W	0.5280	0.5080	0.4780	0.4780	0.4655
Fore body buoyance	Δ_f/L	0.4720	0.4920	0.5220	0.5220	0.5345
After body C.G. from midship	t_a'/L	-0.2161	-0.2132	-0.1970	-0.2089	-0.1987
Fore body C.G. from midship	t_f'/L	0.2100	0.2100	0.2100	0.2200	0.2200

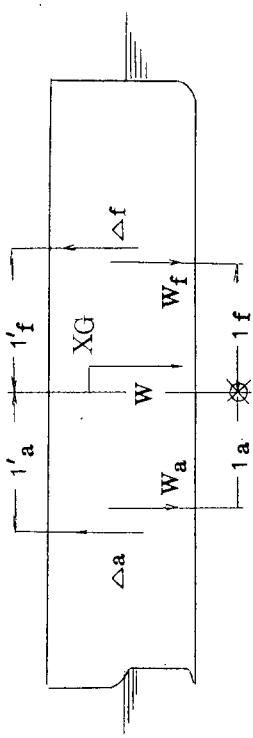


Table 3.6

Type	Cargo ship					Tanker
Block coefficient	C_b	0.550	0.650	0.750	0.750	0.800
Still water bending moment	M_{sw}/WL	0.0216	0.0152	0.0061	0.0009	-0.0042
After body correction	α_a	0.311	0.307	0.311	0.374	0.386
Fore body correction	α_f	0.311	0.307	0.311	0.267	0.276

Table 3.2 Cargo ship offset

C_b	0.550			0.650			0.750		
C_m	0.970			0.982			0.990		
Square Station	B_i/B_o	d_i/d_o	s_i/s_o	B_i/B_o	d_i/d_o	s_i/s_o	B_i/B_o	d_i/d_o	s_i/s_o
B	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
A	0.038	0.072	0.002	0.042	0.072	0.002	0.058	0.072	0.002
A.P.	0.075	0.101	0.005	0.084	0.101	0.005	0.115	0.101	0.006
½	0.280	1.000	0.092	0.331	1.000	0.121	0.427	1.000	0.172
1	0.480	1.000	0.210	0.571	1.000	0.303	0.660	1.000	0.391
1½	0.670	1.000	0.355	0.755	1.000	0.492	0.817	1.000	0.594
2	0.815	1.000	0.510	0.875	1.000	0.662	0.921	1.000	0.760
2½	0.905	1.000	0.660	0.949	1.000	0.797	0.975	1.000	0.880
3	0.965	1.000	0.790	0.984	1.000	0.898	0.996	1.000	0.953
3½	0.985	1.000	0.889	0.998	1.000	0.958	1.000	1.000	0.987
4	1.000	1.000	0.955	1.000	1.000	0.987	1.000	1.000	0.998
4½	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	0.998	1.000	1.000	1.000
5	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
5½	0.980	1.000	0.960	1.000	1.000	0.999	1.000	1.000	1.000
6	0.935	1.000	0.889	0.997	1.000	0.987	1.000	1.000	1.000
6½	0.852	1.000	0.791	0.978	1.000	0.951	1.000	1.000	1.000
7	0.735	1.000	0.678	0.930	1.000	0.879	1.000	1.000	0.995
7½	0.601	1.000	0.540	0.842	1.000	0.765	0.990	1.000	0.968
8	0.481	1.000	0.415	0.694	1.000	0.609	0.943	1.000	0.887
8½	0.355	1.000	0.290	0.508	1.000	0.432	0.824	1.000	0.754
9	0.217	1.000	0.175	0.308	1.000	0.261	0.608	1.000	0.534
9½	0.090	1.000	0.080	0.130	1.000	0.115	0.304	1.000	0.261
F.P.	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000

Table 3.3 Tanker offset

C_b	0.750			0.800			0.850		
C_m	0.990			0.992			0.996		
Station	B_i/B_o	d_i/d_o	S_i/S_o	B_i/B_o	d_i/d_o	S_i/S_o	B_i/B_o	d_i/d_o	S_i/S_o
B	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
A	0.058	0.072	0.002	0.080	0.072	0.004	0.069	0.072	0.005
A.P.	0.115	0.101	0.006	0.160	0.101	0.010	0.137	0.101	0.013
$\frac{1}{2}$	0.427	1.000	0.172	0.503	1.000	0.212	0.468	1.000	0.232
1	0.660	1.000	0.391	0.712	1.000	0.449	0.773	1.000	0.543
$1\frac{1}{2}$	0.817	1.000	0.594	0.851	1.000	0.649	0.923	1.000	0.784
2	0.921	1.000	0.760	0.941	1.000	0.806	0.992	1.000	0.928
$2\frac{1}{2}$	0.975	1.000	0.880	0.988	1.000	0.915	1.000	1.000	0.989
3	0.996	1.000	0.953	1.000	1.000	0.974	1.000	1.000	1.000
$3\frac{1}{2}$	1.000	1.000	0.987	1.000	1.000	0.995	1.000	1.000	1.000
4	1.000	1.000	0.998	1.000	1.000	0.999	1.000	1.000	1.000
$4\frac{1}{2}$	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
5	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
$5\frac{1}{2}$	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
6	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
$6\frac{1}{2}$	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
7	1.000	1.000	0.995	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000	1.000
$7\frac{1}{2}$	0.990	1.000	0.969	1.000	1.000	0.997	1.000	1.000	1.000
8	0.943	1.000	0.887	0.999	1.000	0.975	1.000	1.000	1.000
$8\frac{1}{2}$	0.824	1.000	0.754	0.964	1.000	0.901	1.000	1.000	0.997
9	0.608	1.000	0.533	0.830	1.000	0.746	0.958	1.000	0.929
$9\frac{1}{2}$	0.304	1.000	0.261	0.522	1.000	0.458	0.712	1.000	0.675
F.P.	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000

Table 3.7

Type		Cargo ship					Tanker
Block coefficient	C_b	0.550	0.650	0.750	0.750	0.800	0.850
Longitudinal gyradius	K/L	0.240	0.240	0.240	0.230	0.230	0.230
After body C.G. from midship	la/L	-0.210	-0.210	-0.210	-0.180	-0.180	-0.180
Fore body C.G. from midship	lf/L	0.210	0.210	0.210	0.210	0.210	0.210
After body weight	Wa/W	0.5360	0.5120	0.4640	0.5125	0.4874	0.4790
Fore body weight	Wf/W	0.4640	0.4880	0.5360	0.4875	0.5126	0.5210
2nd moment of after body weight about midship	$\sqrt{IaWL^2}$	0.1637	0.1676	0.1761	0.1735	0.1765	0.1794
2nd moment of fore body weight about midship	$\sqrt{IfWL^2}$	0.1761	0.1717	0.1637	0.1517	0.1480	0.1466
Center of gravity from midship	x_G/L	-0.0150	-0.0050	0.0154	0.0150	0.0251	0.0285
Still water midship bending moment	M_{swWL^2}	0.0216	0.0152	0.0061	0.0009	-0.0042	-0.0087

-19-

Table 3.8

Type		Cargo ship					Tanker		
Froude number	$Fr.$	0	0.05	0.10	0.15	0	0.05	0.10	0.15
Ship course	ψ	0°	0.20	0.25	0.30	0.20			
Wave length	$\sqrt{L/\lambda}$	0.40	0.50	0.60	0.70	0.80	0.90	0.95	1.00

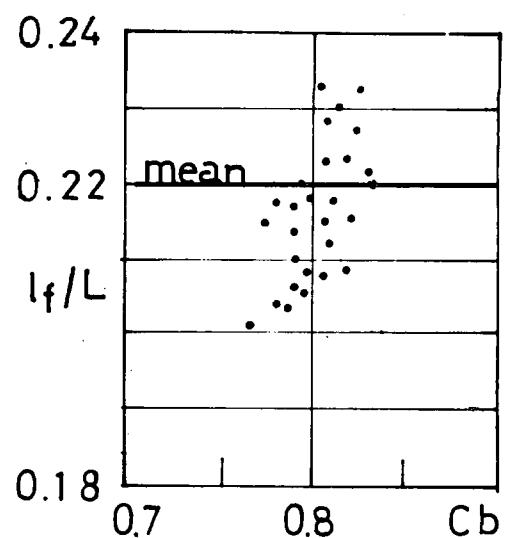
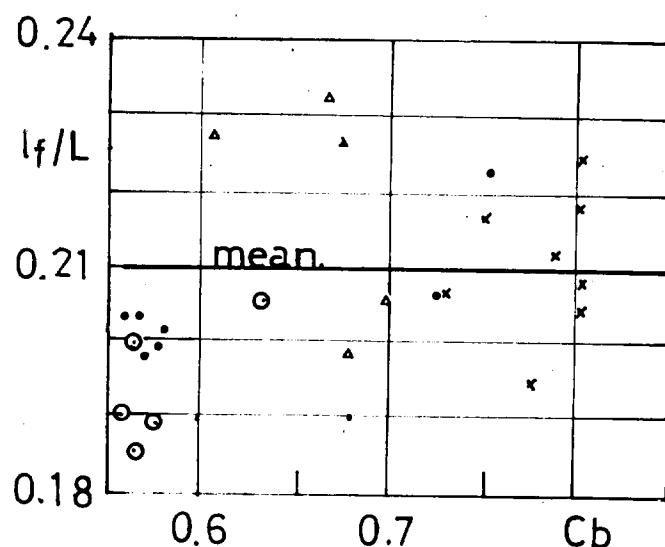
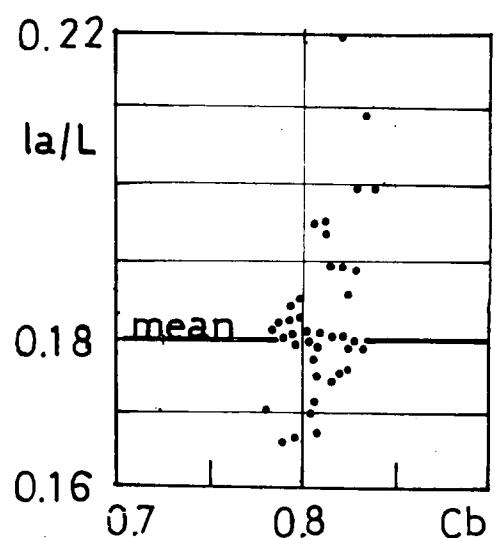
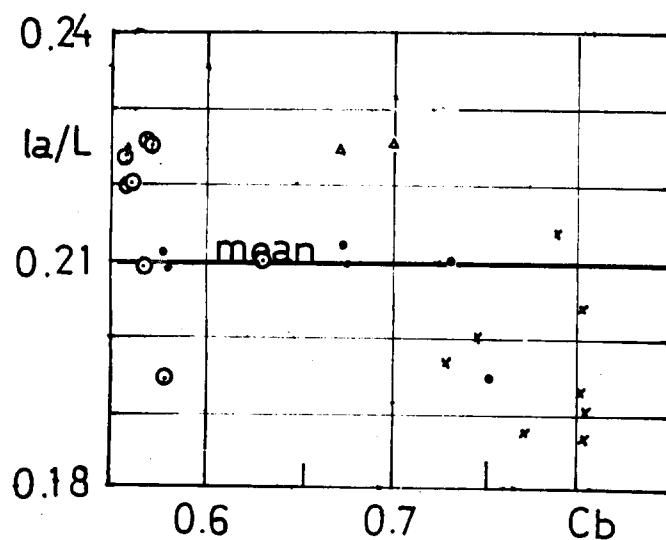
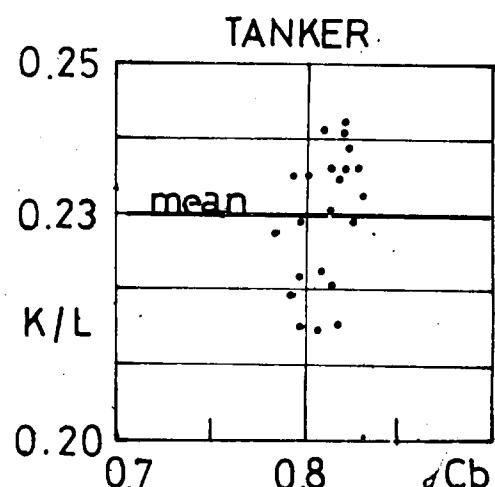
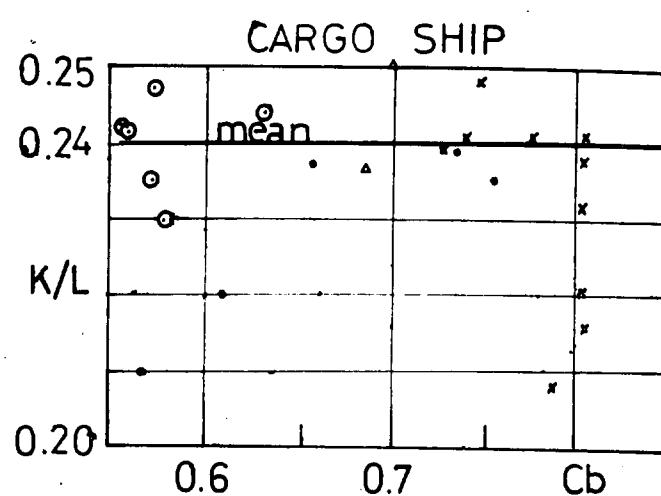
Table 3.9 Natural periods of heave and pitch

Heave (sec.)

Type	Cargo ship	Type	Tanker
L/B		L/B	
C _b		C _b	
0.550	7.57	7.01	6.58
0.650	7.91	7.32	6.85
0.750	8.17	7.56	7.05

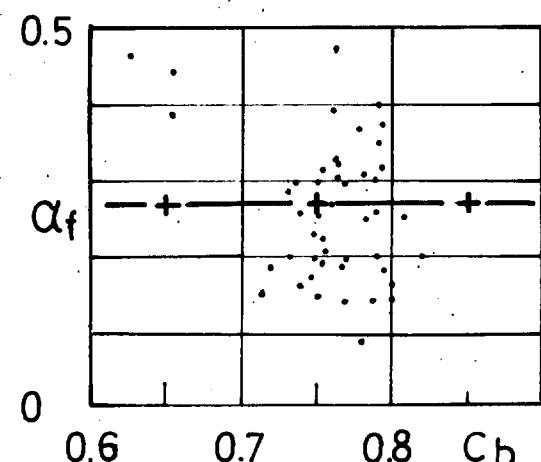
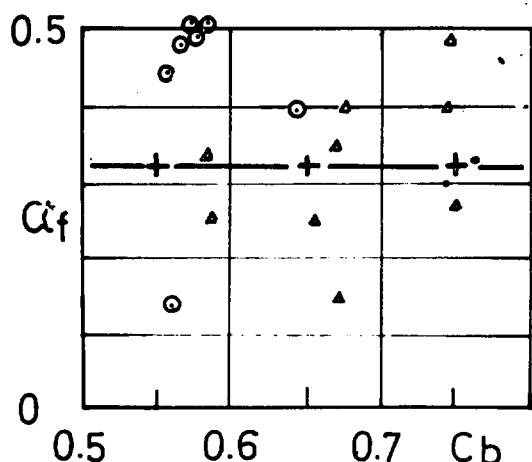
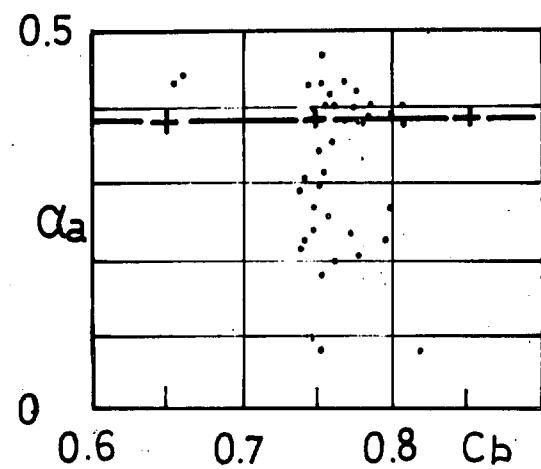
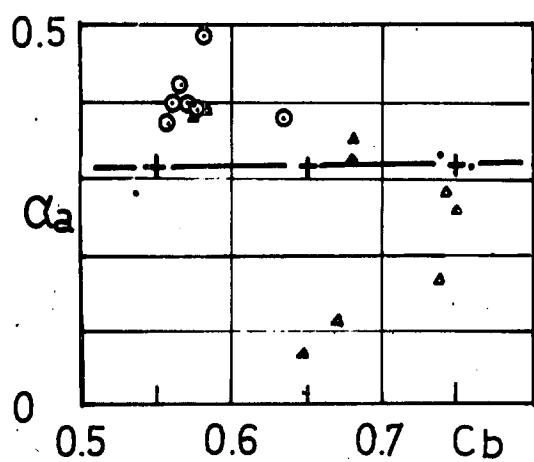
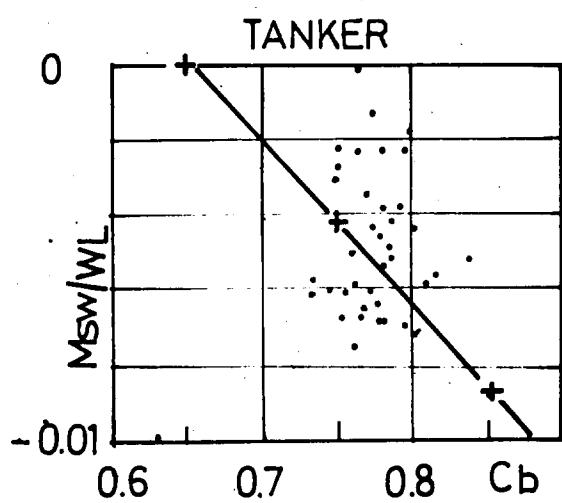
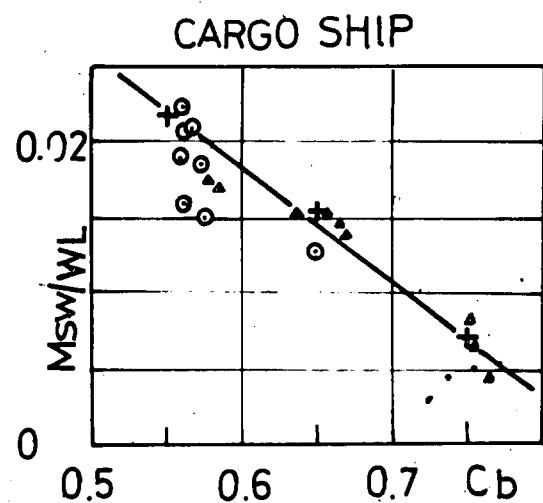
Pitch (sec.)

Type	Cargo ship	Type	Tanker
L/B		L/B	
C _b		C _b	
0.550	7.36	6.83	6.58
0.650	7.50	6.95	6.85
0.750	7.52	6.96	7.08



- △ Midship Engine Cargo Ship
- Semiaft Engine Cargo Ship
- Aft Engine Cargo Ship
- ✗ Bulk & Ore Carrier

Fig. 3.1.1



- ▲ Midship Engine Cargo Ship
- Semi-aft Engine Cargo Ship
- Aft Engine Cargo Ship
- +— Calculated Value (Table 3-6)

Fig. 3.1.2

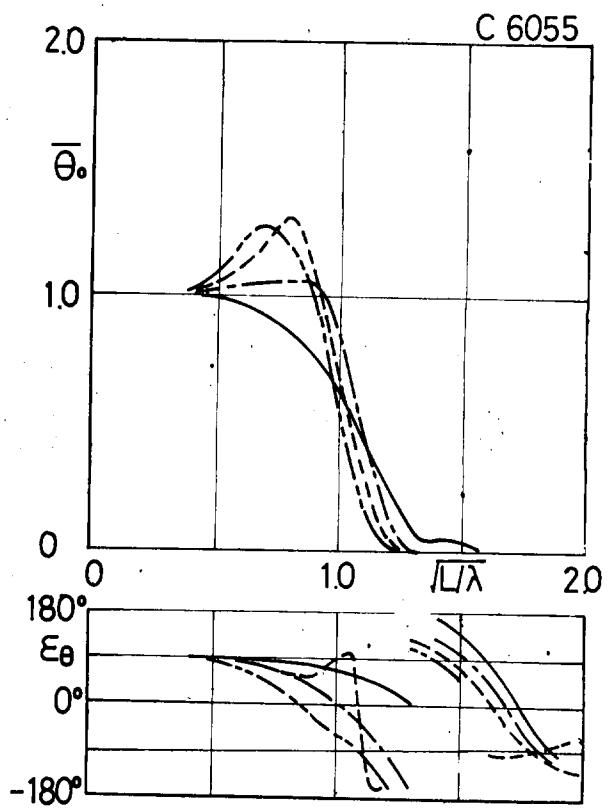
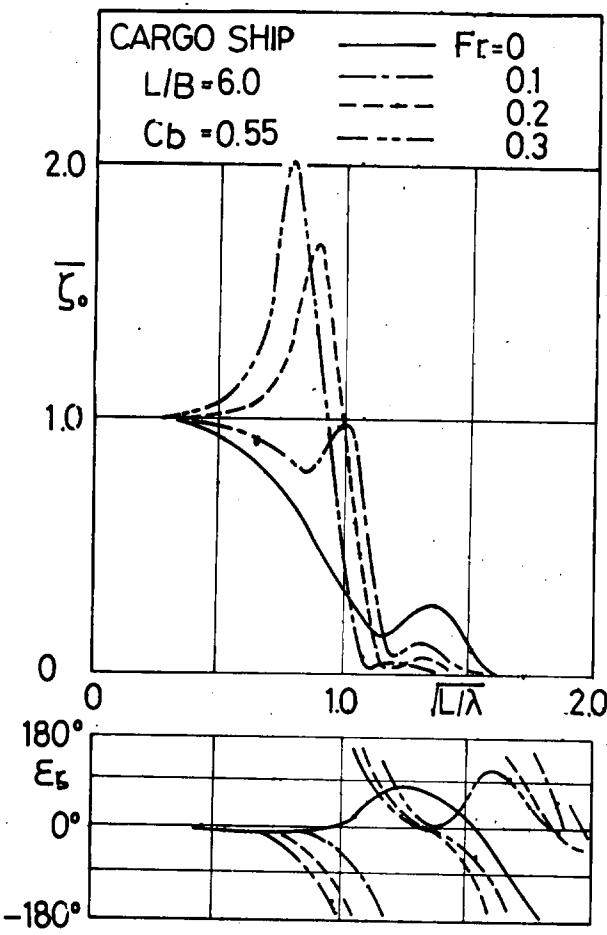


Fig. 3-1-3

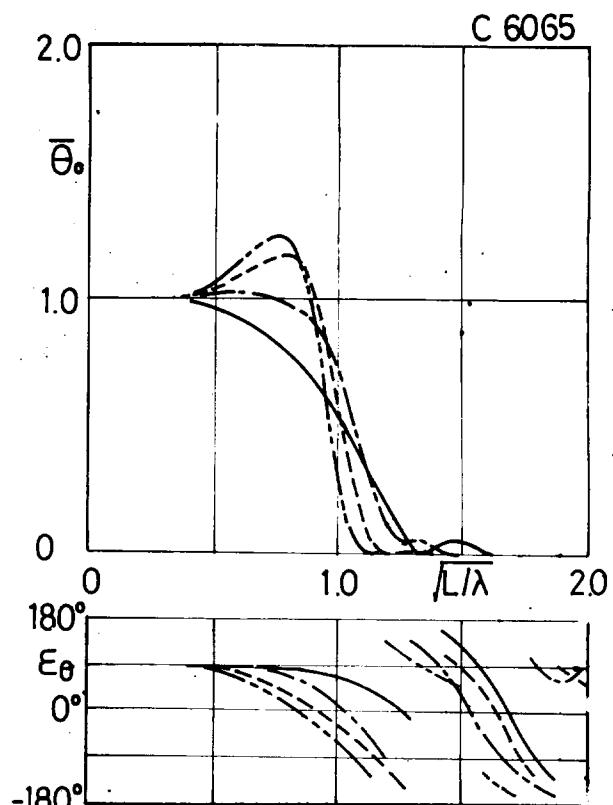
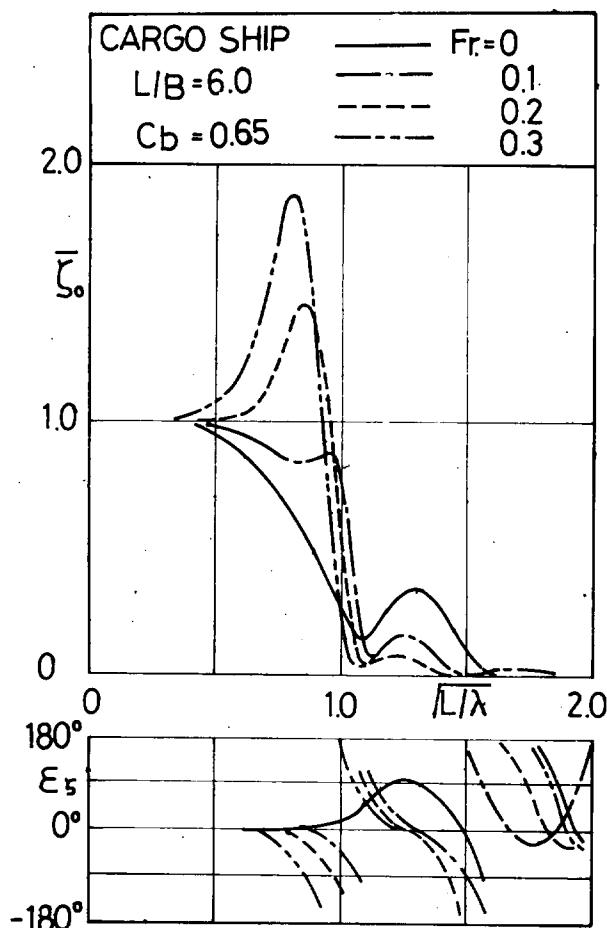


Fig. 3.1.4

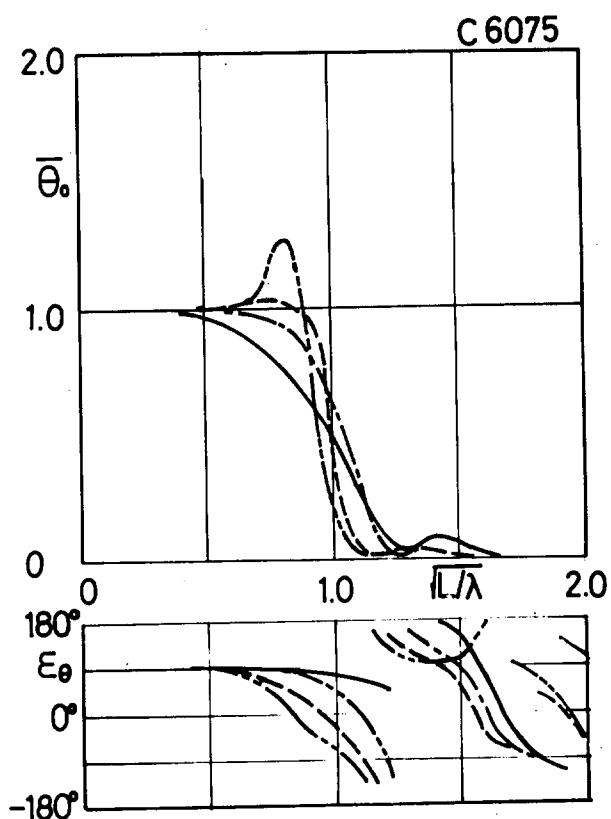
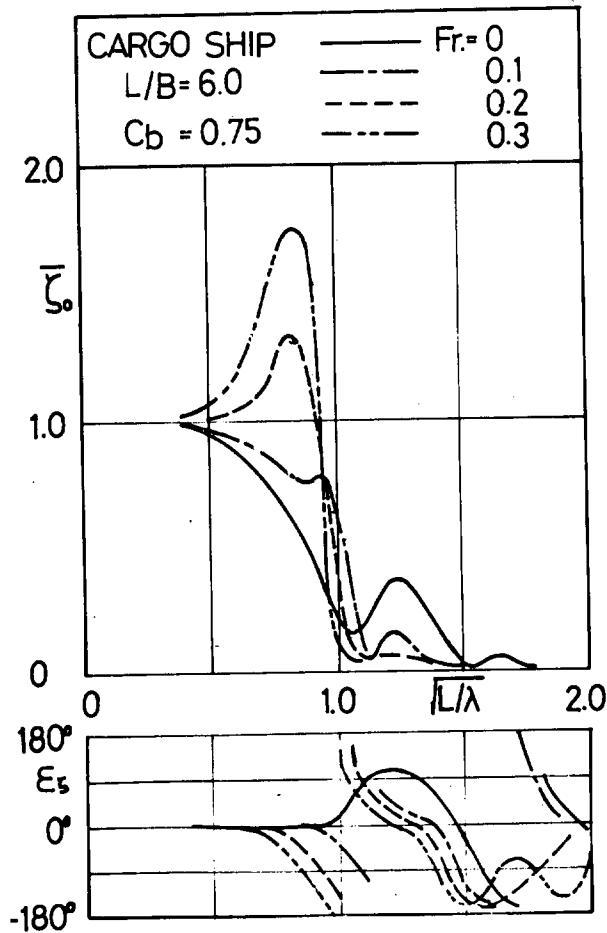


Fig. 3.1.5

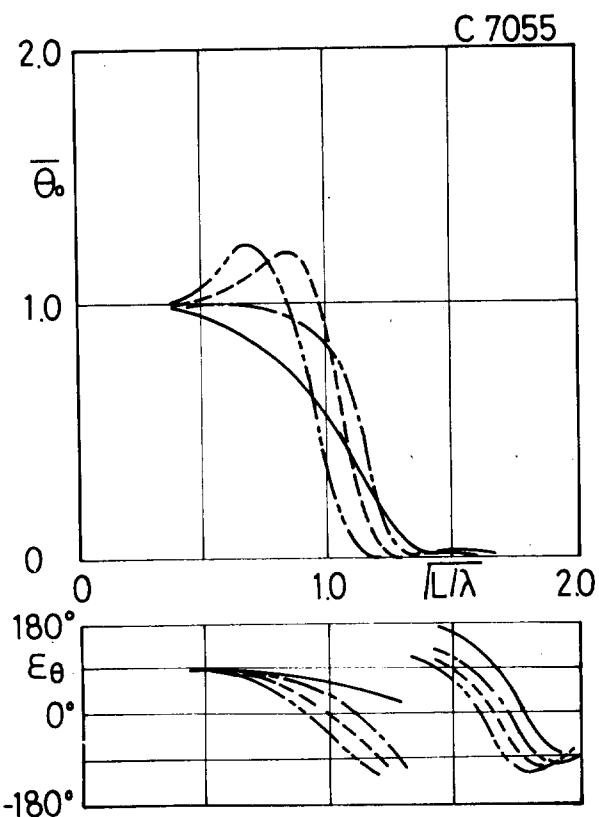
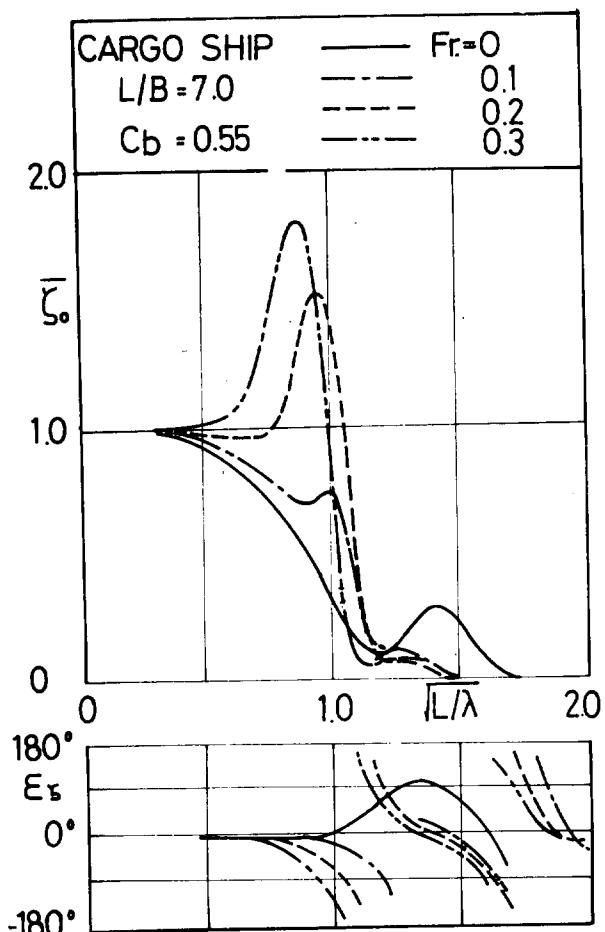


Fig. 3.1.6

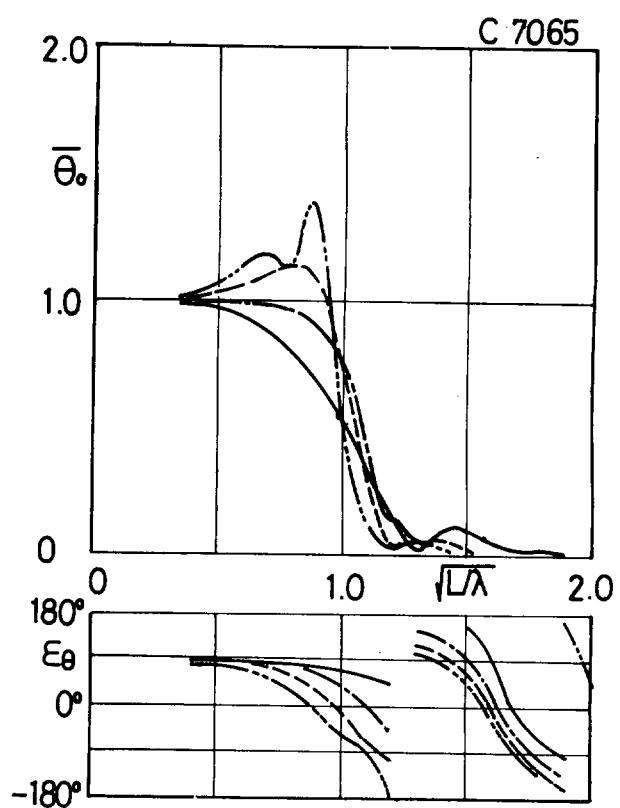
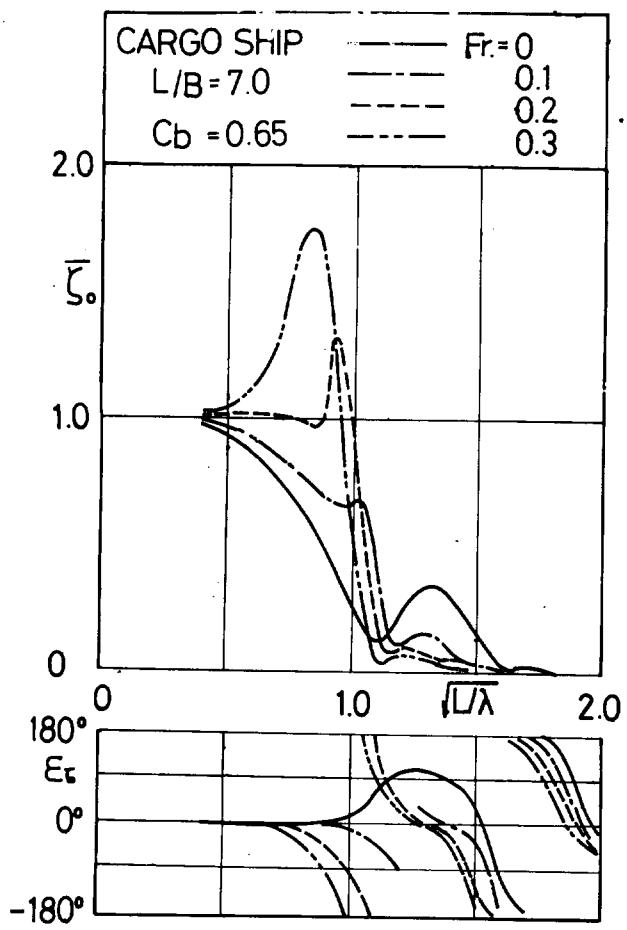


Fig. 3-1-7

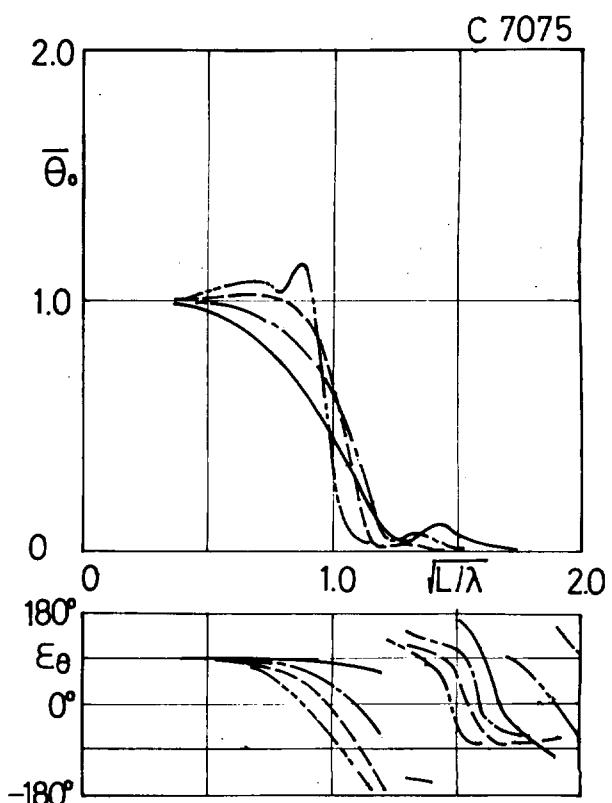
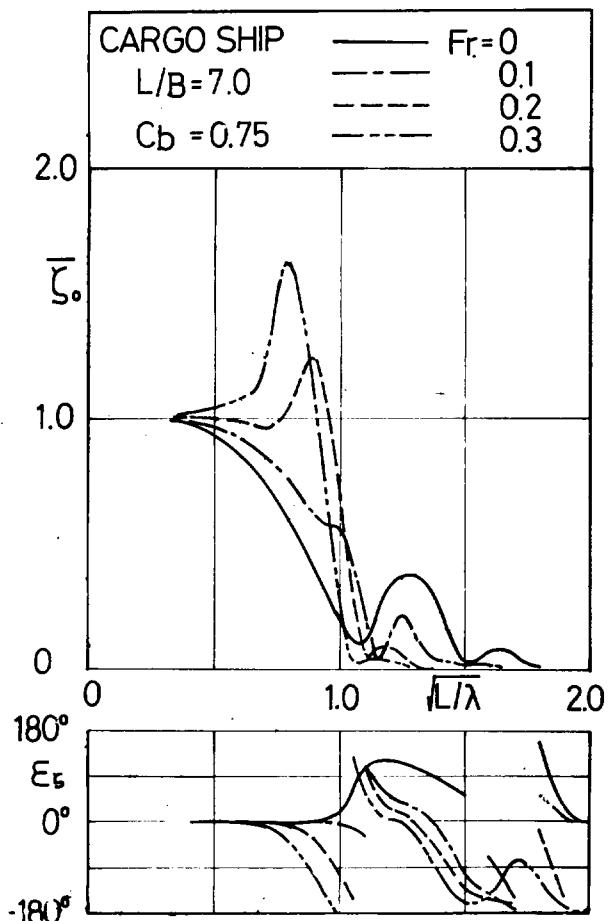


Fig. 3-1-8

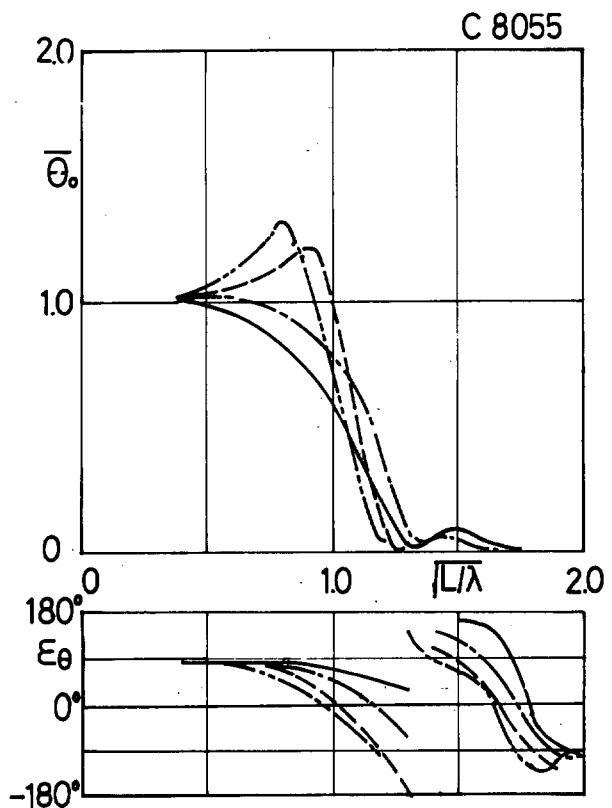
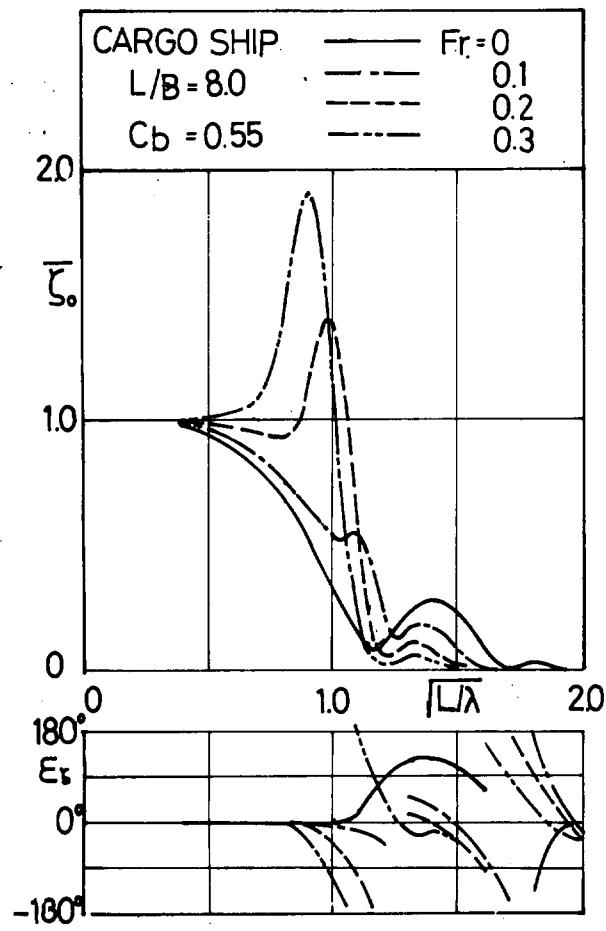


Fig. 3-1-9

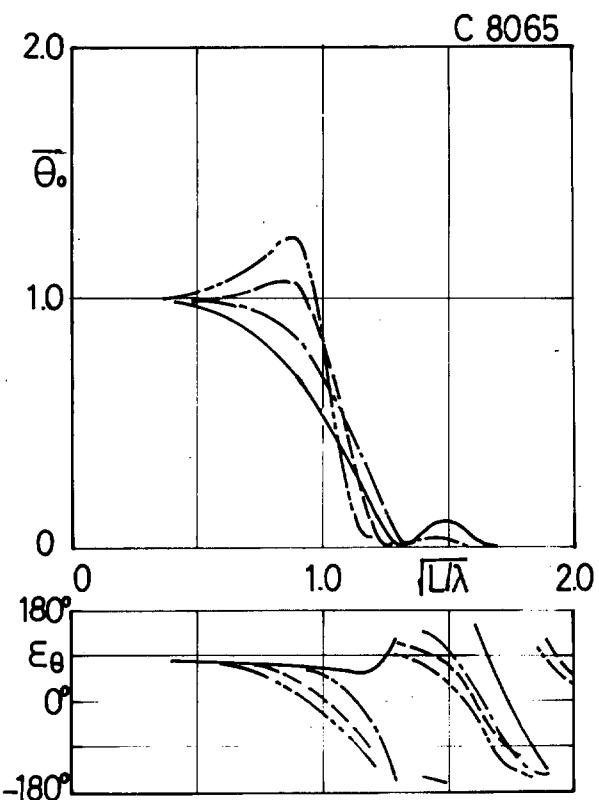
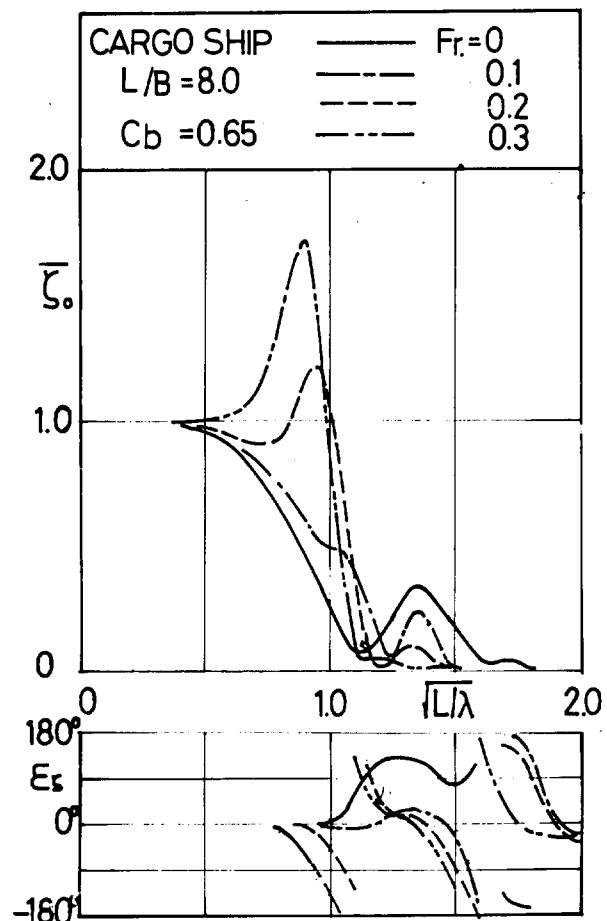


Fig. 3-1-10

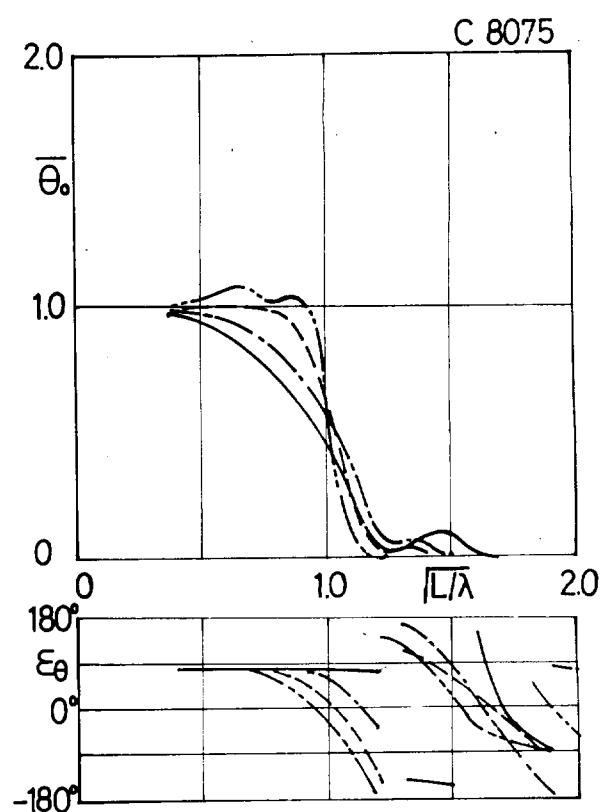
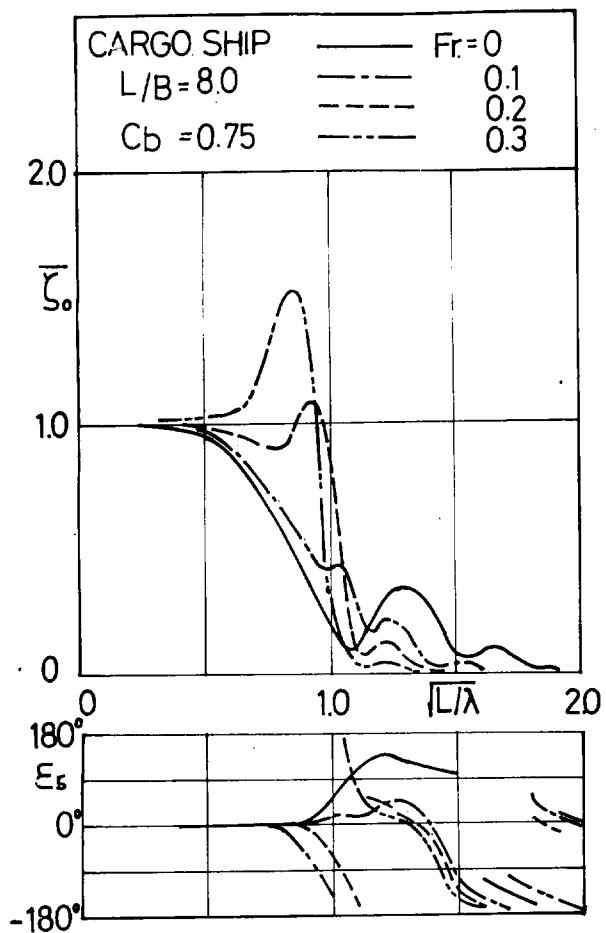


Fig. 3-1-11

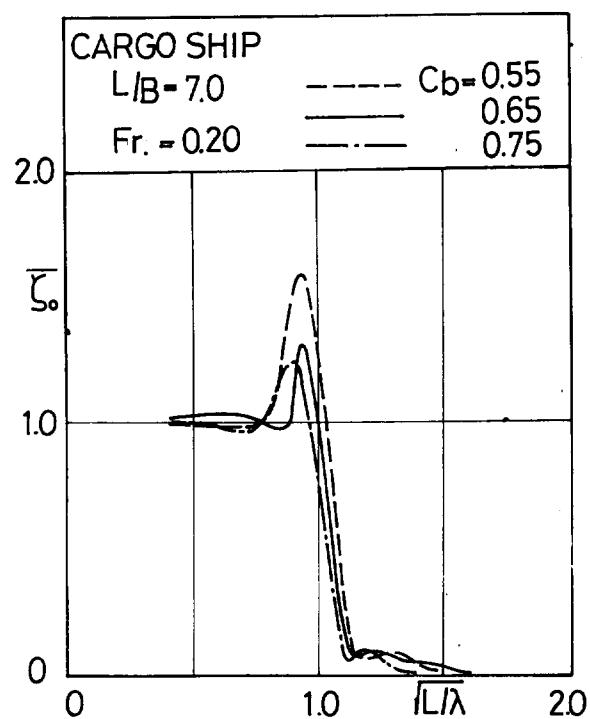


Fig. 3-1-12

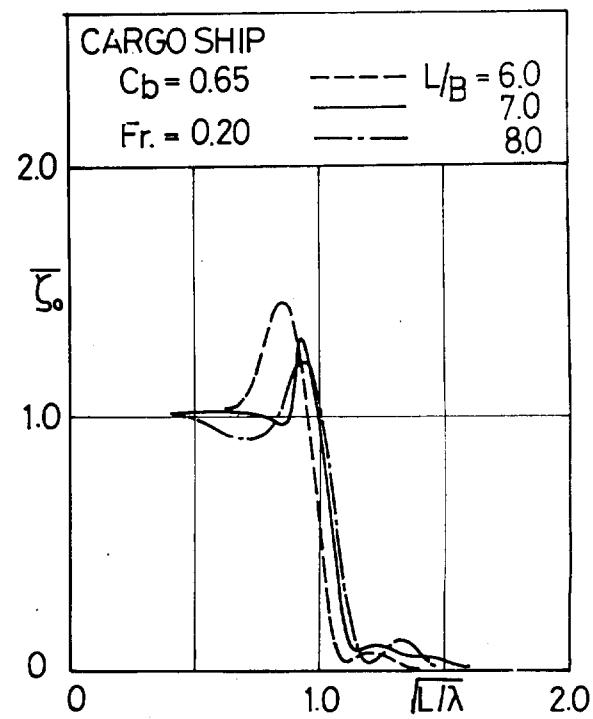


Fig. 3-1-13

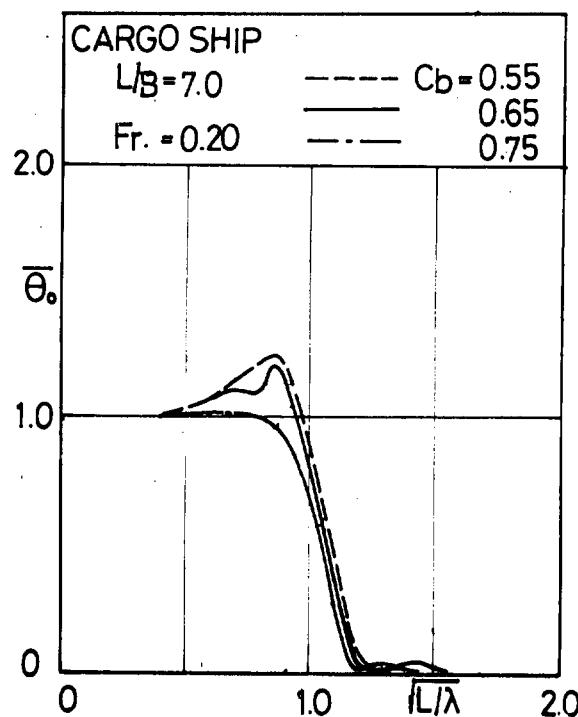


Fig. 3-1-14

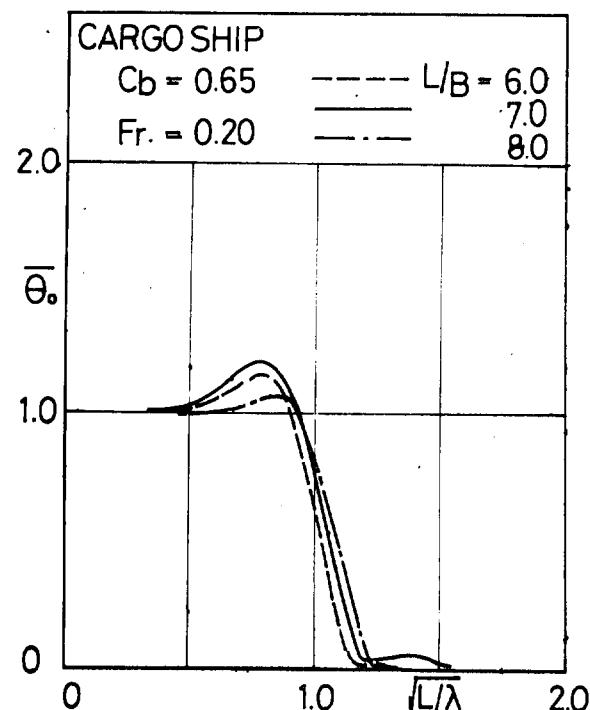


Fig. 3-1-15

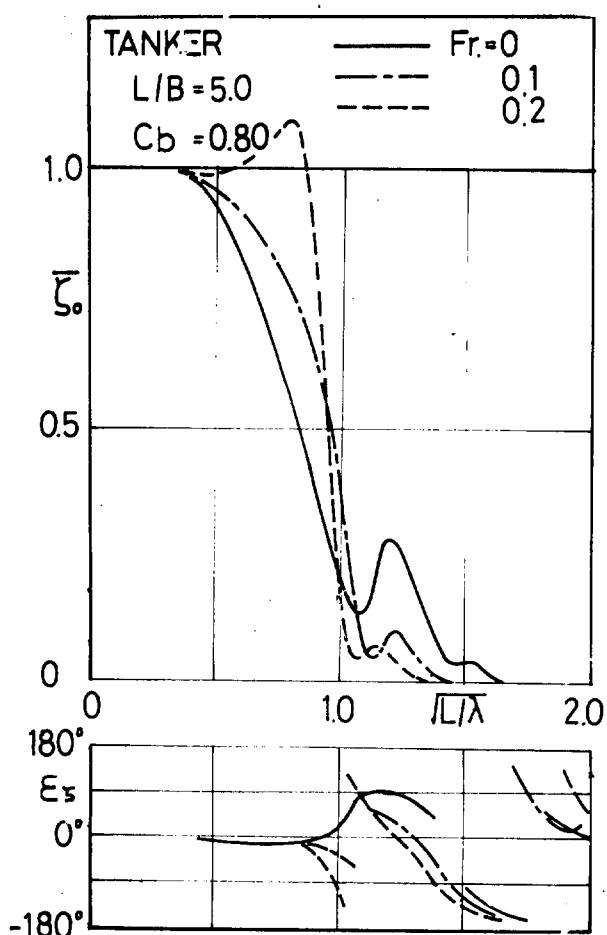
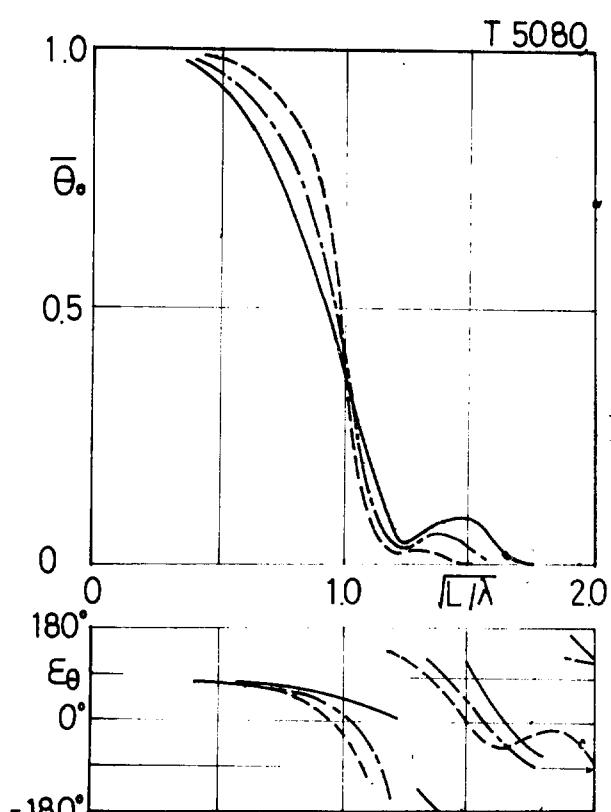


Fig. 3-1-16

-28-



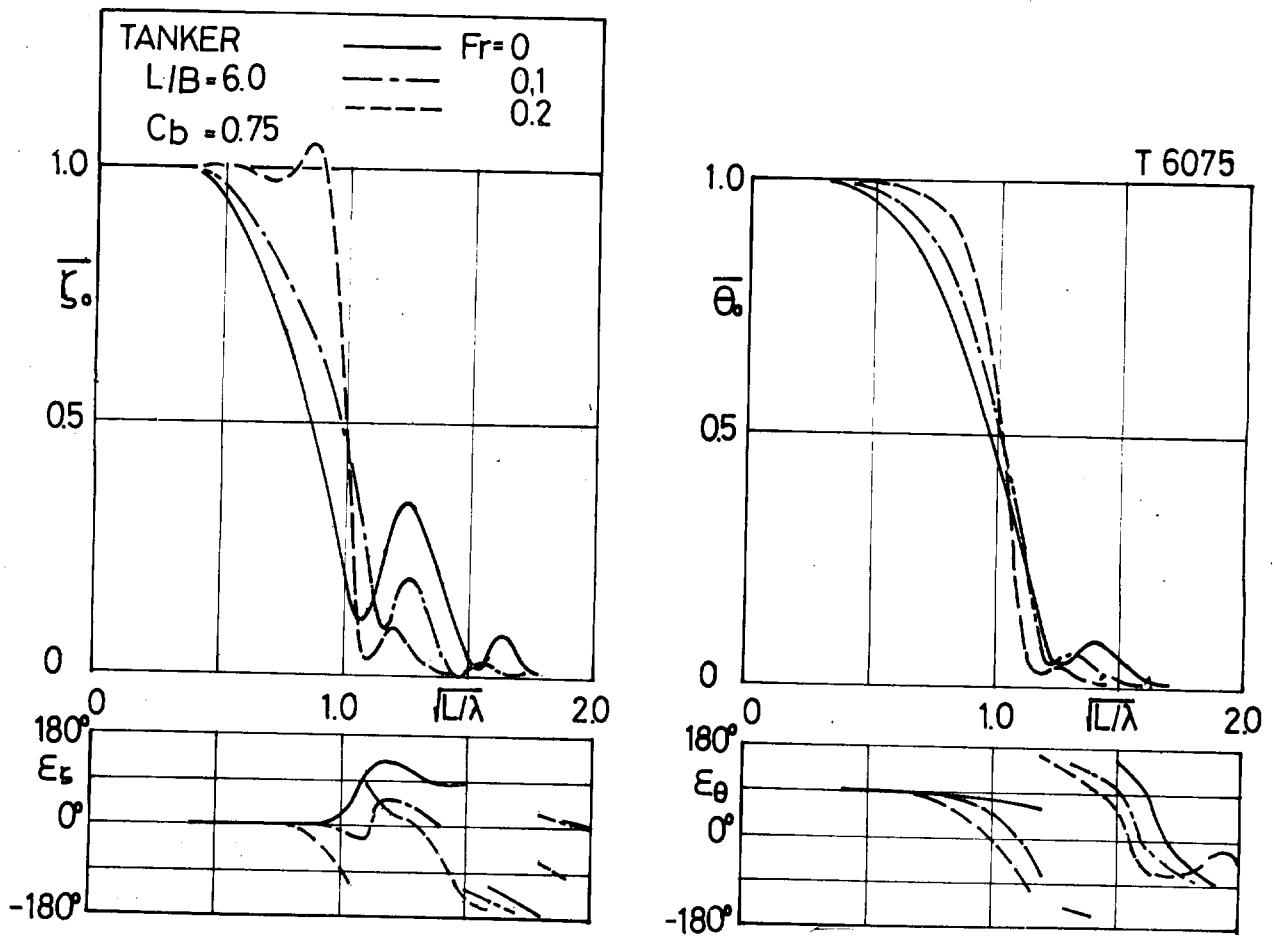


Fig. 3-1-17

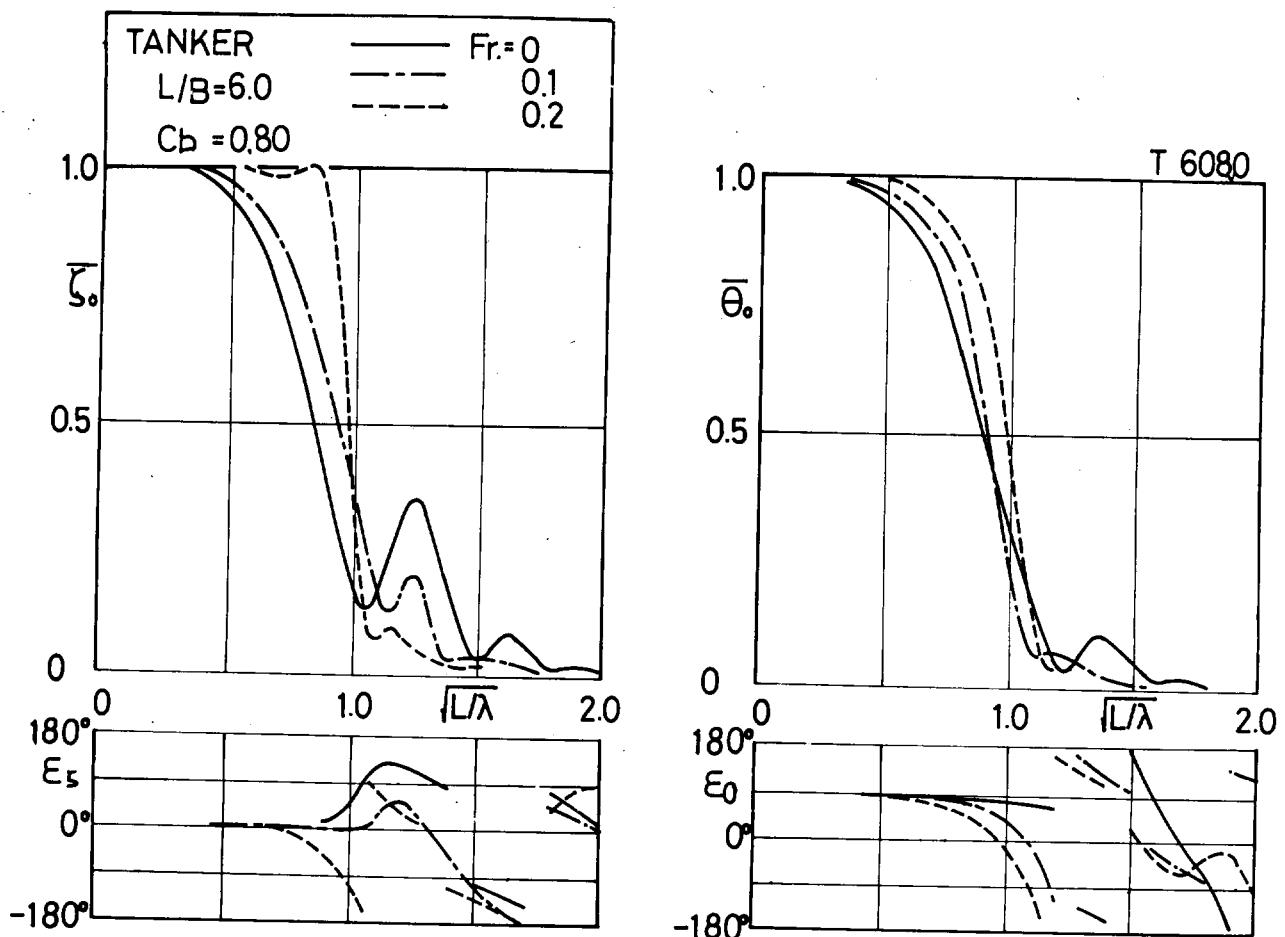


Fig. 3-1-18

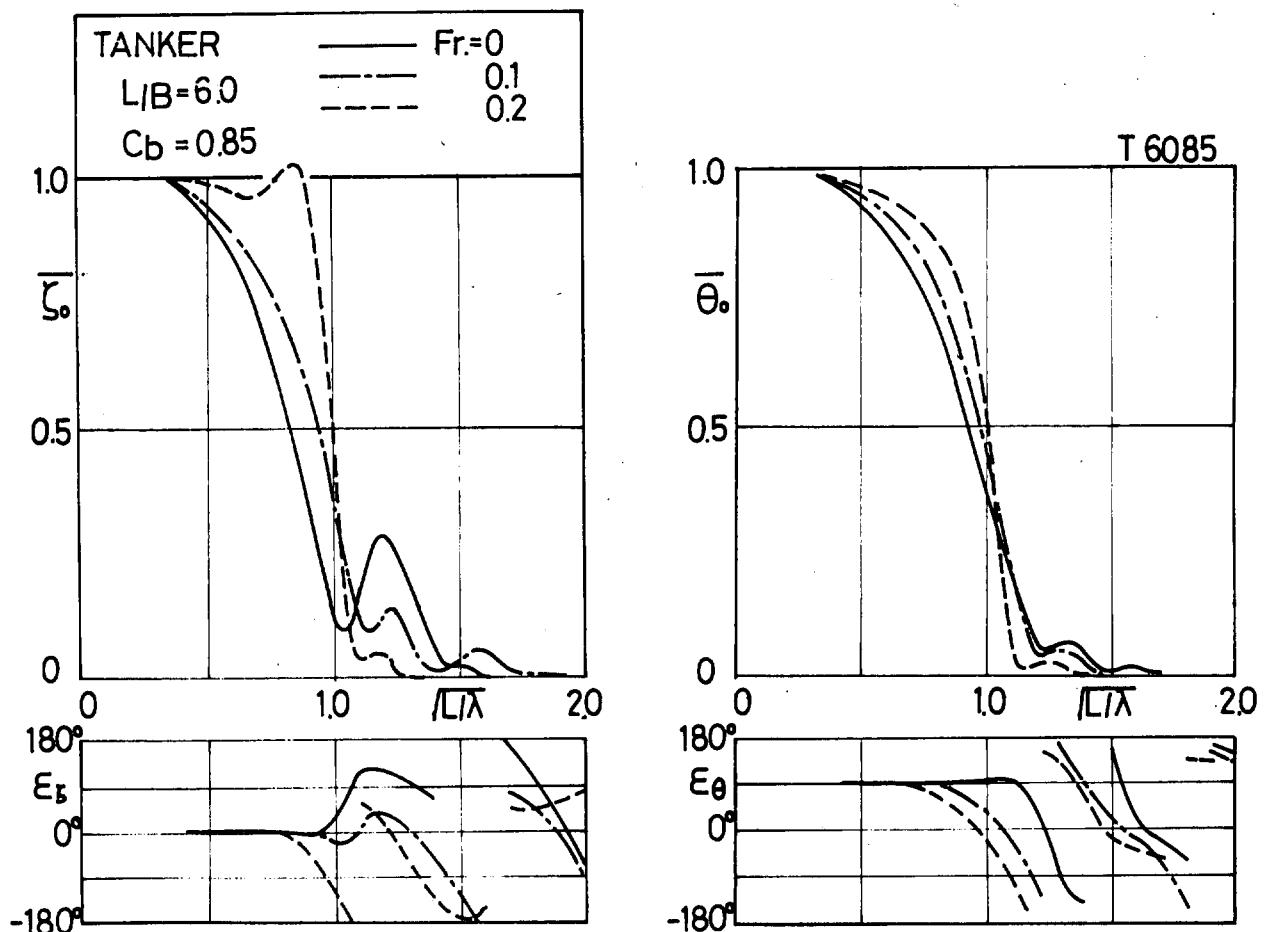


Fig. 3-1-19

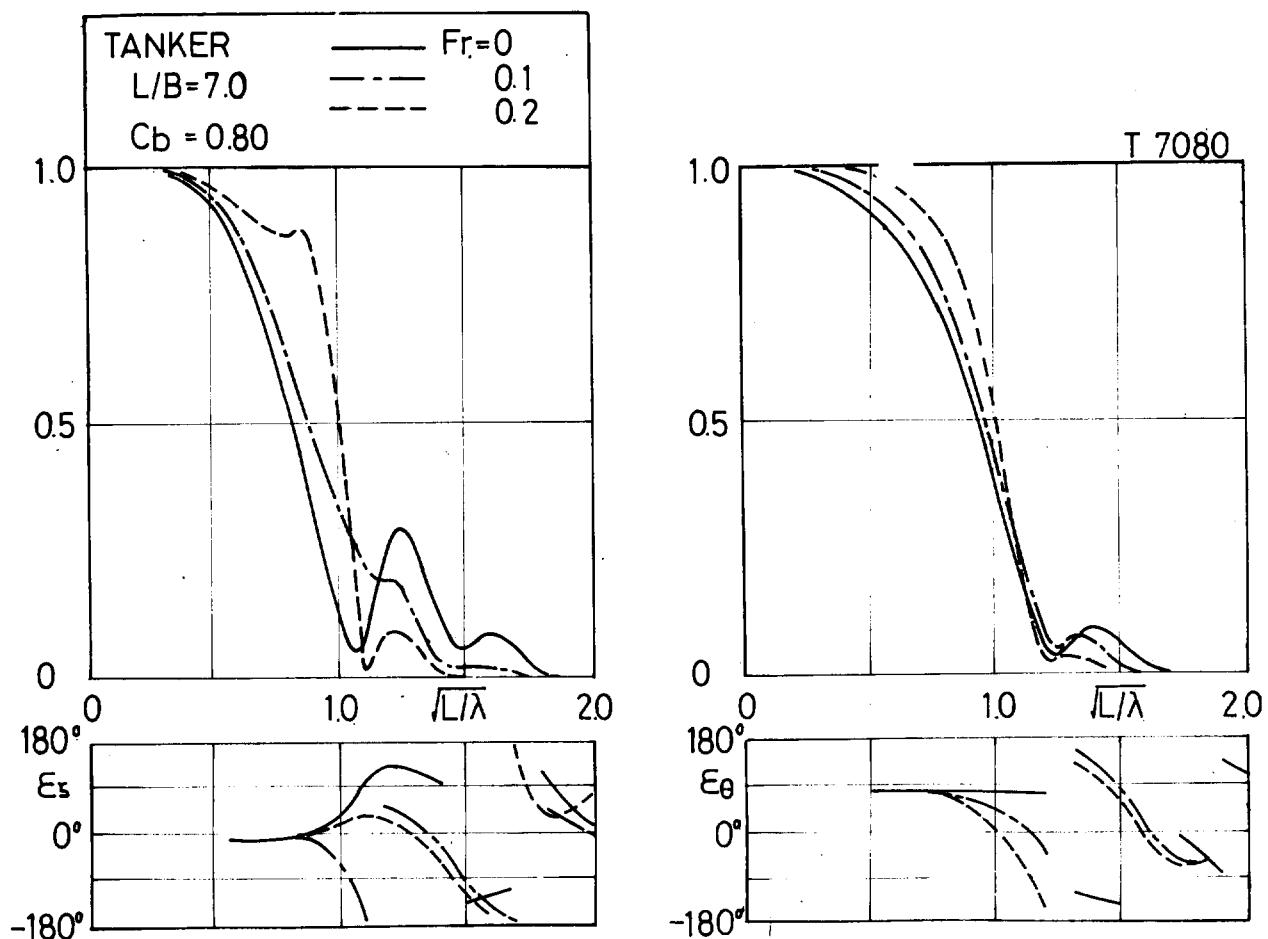


Fig. 3-1-20

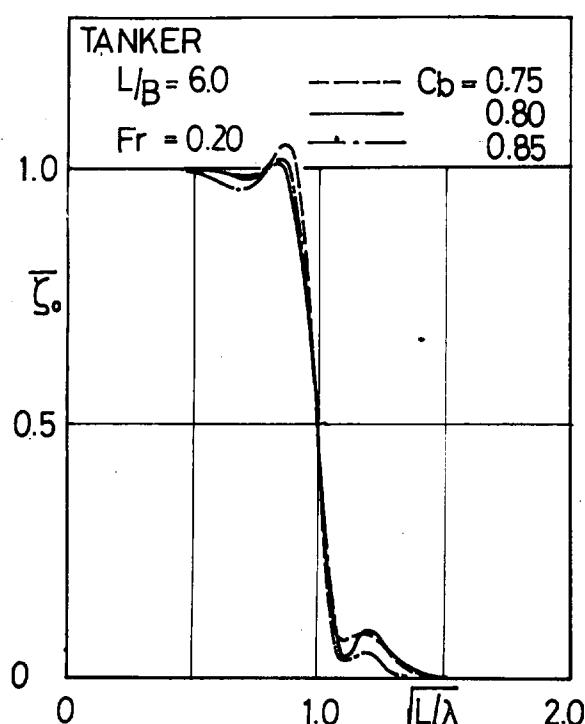


Fig. 3-1-21

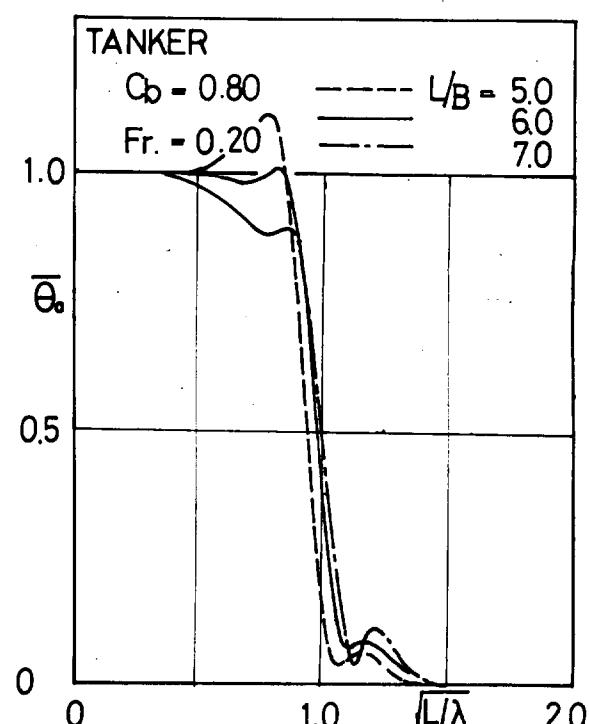


Fig. 3-1-22

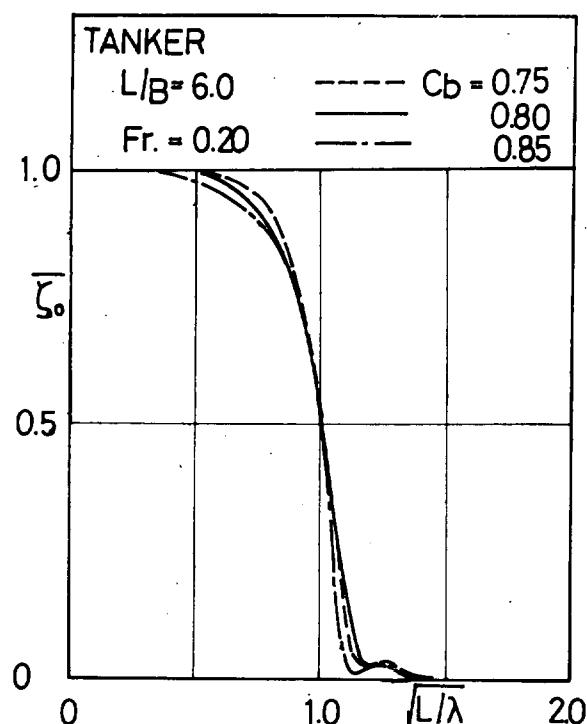


Fig. 3-1-23

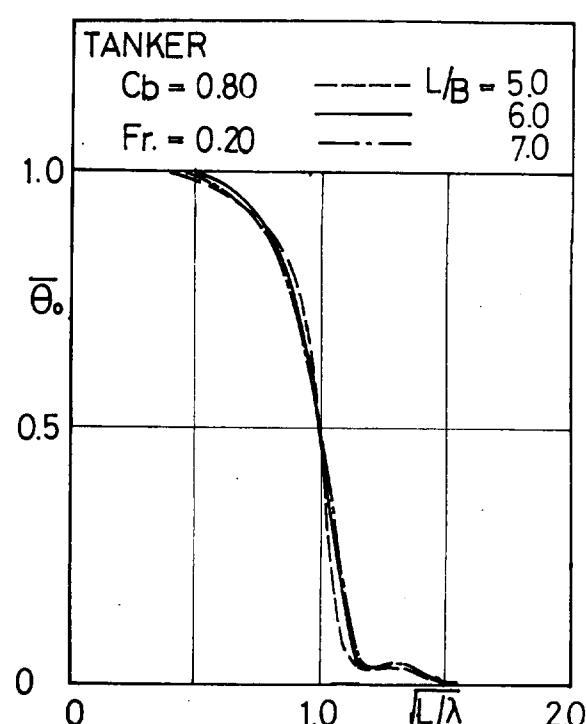


Fig. 3-1-24

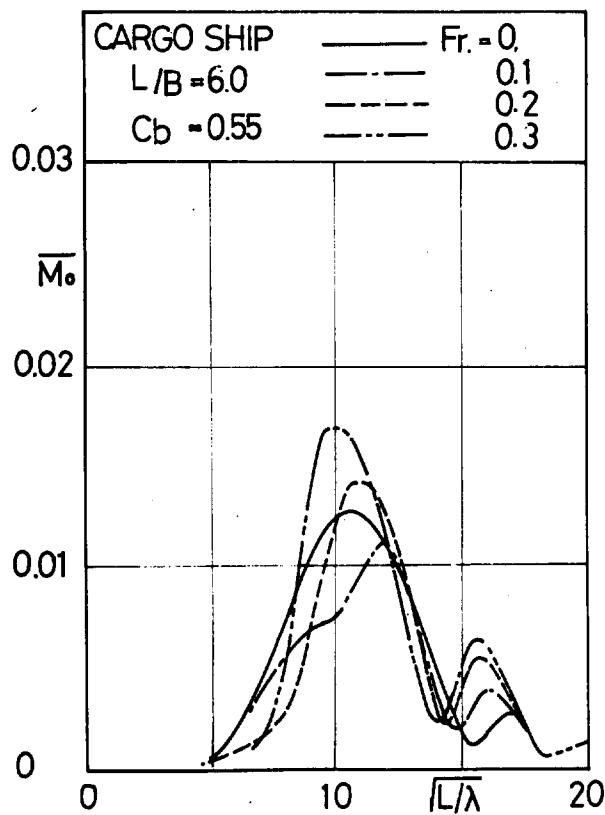


Fig. 3-1-25

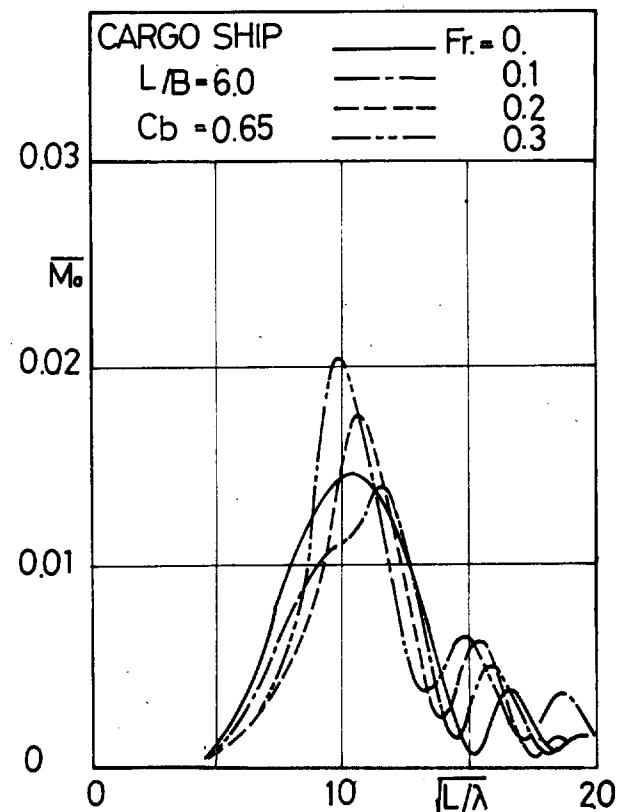


Fig. 3-1-26

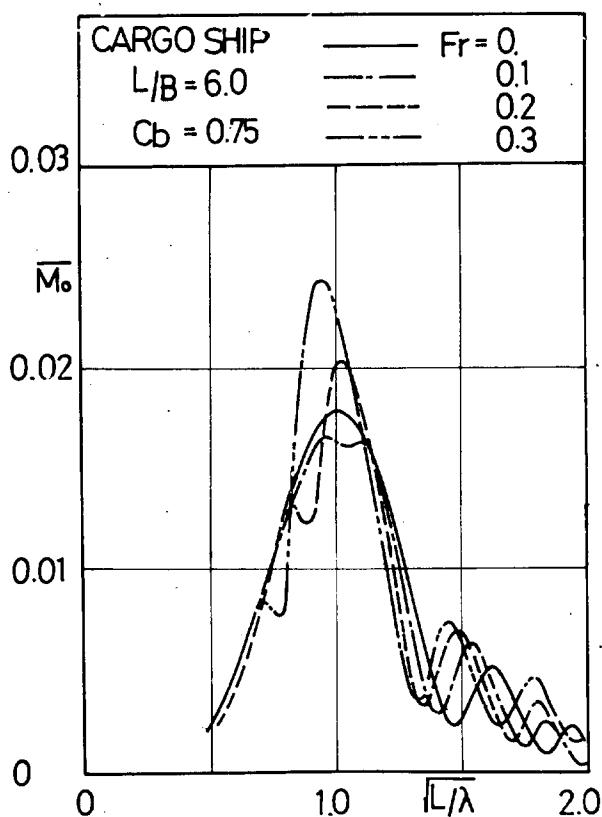


Fig. 3-1-27

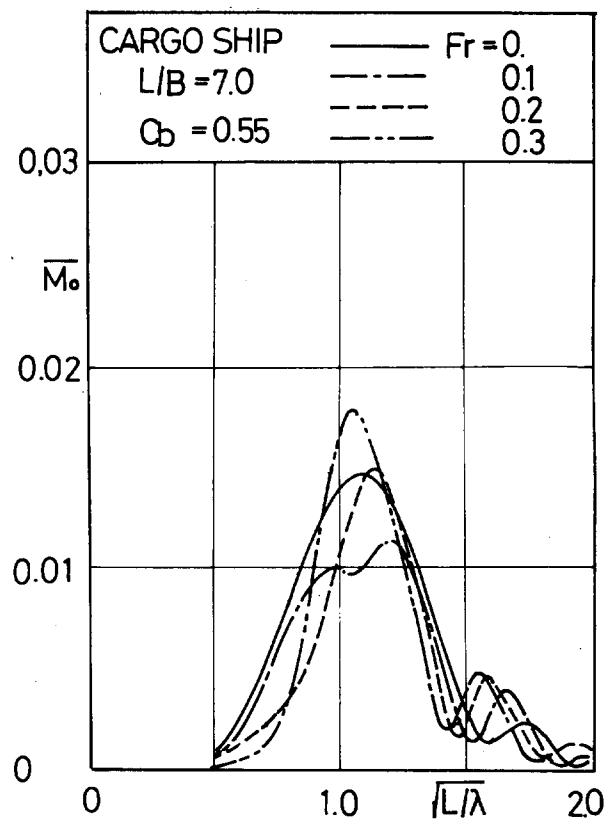


Fig. 3-1-28

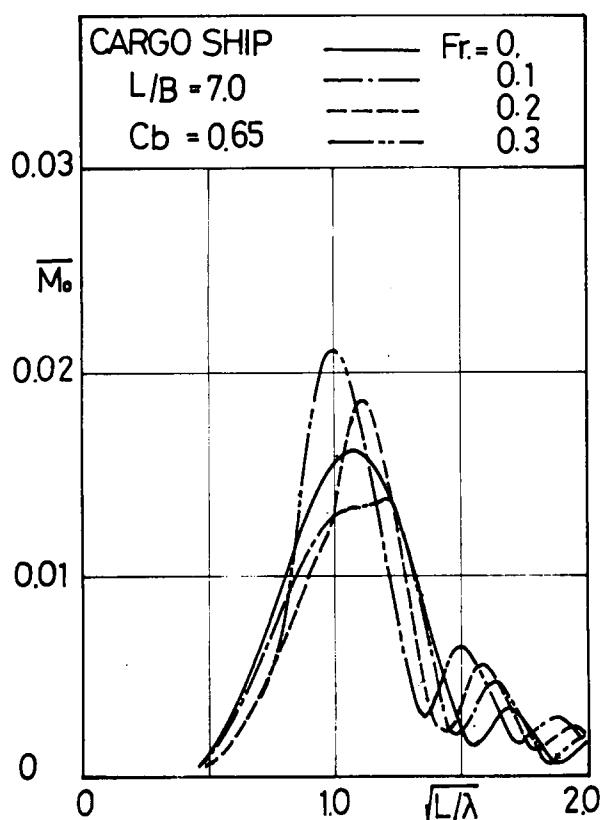


Fig. 3-1-29

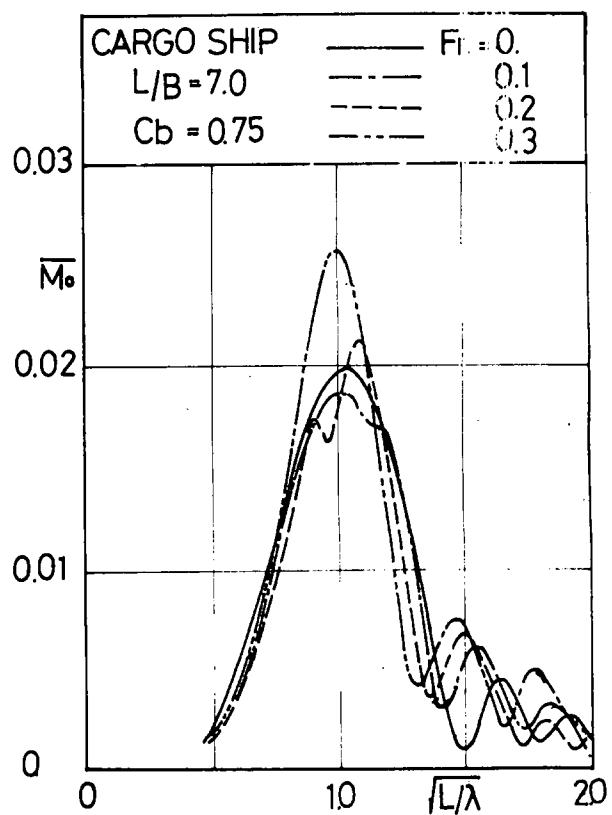


Fig. 3-1-30

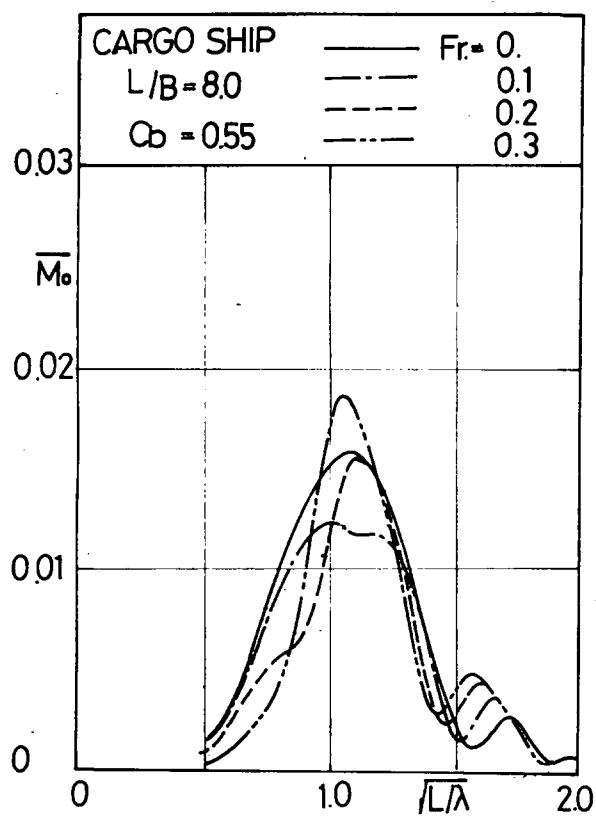


Fig. 3-1-31

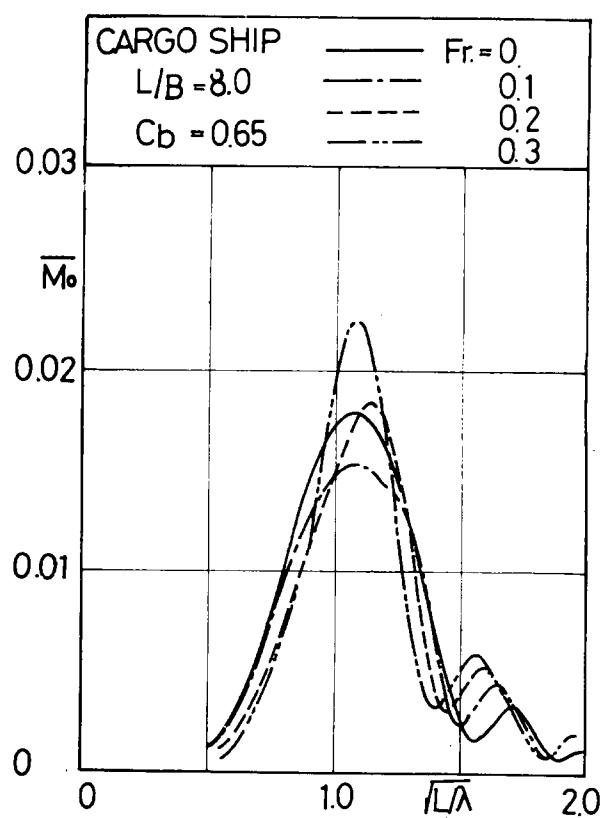


Fig. 3-1-32

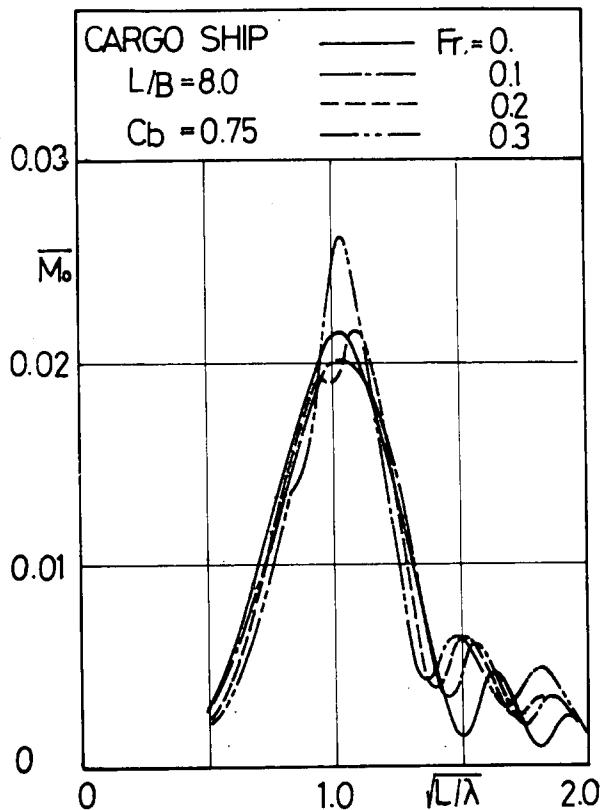


Fig. 3-1-33

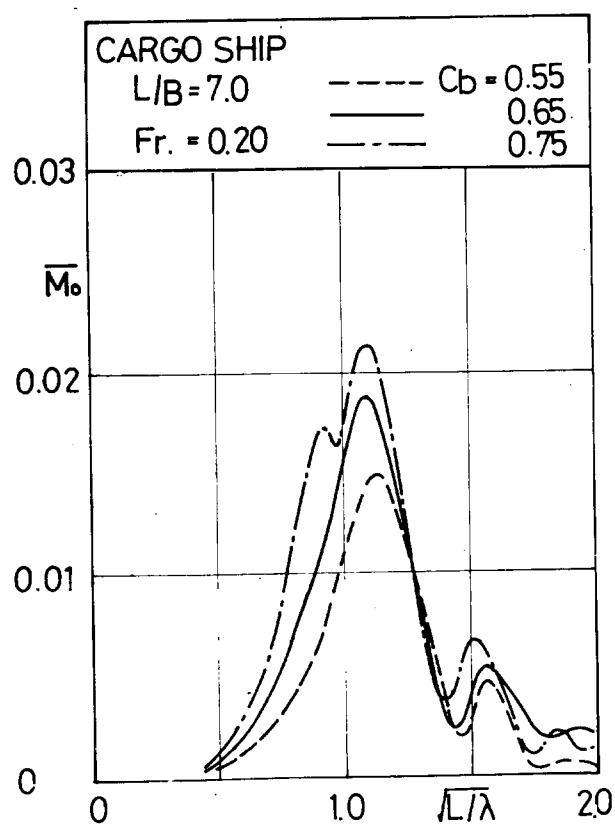


Fig. 3-1-34

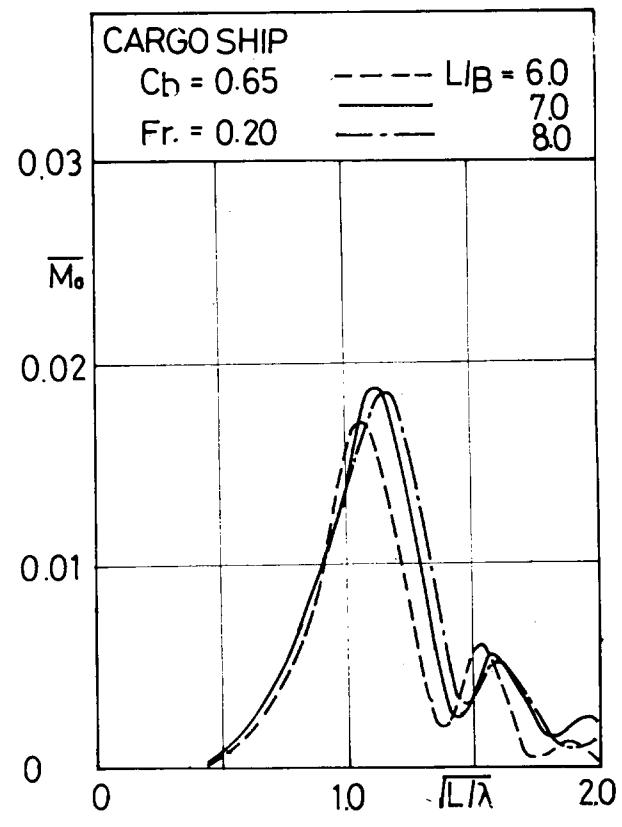


Fig. 3-1-35

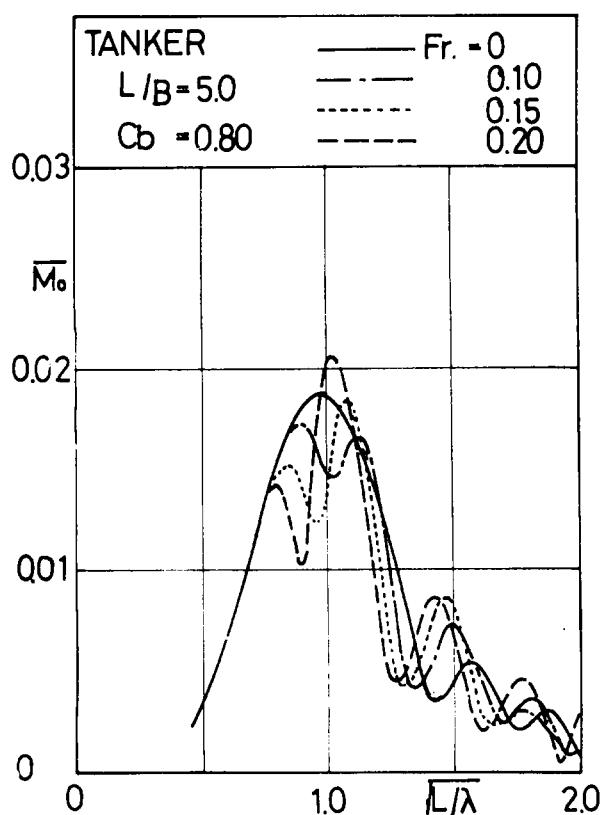


Fig. 3-1-36

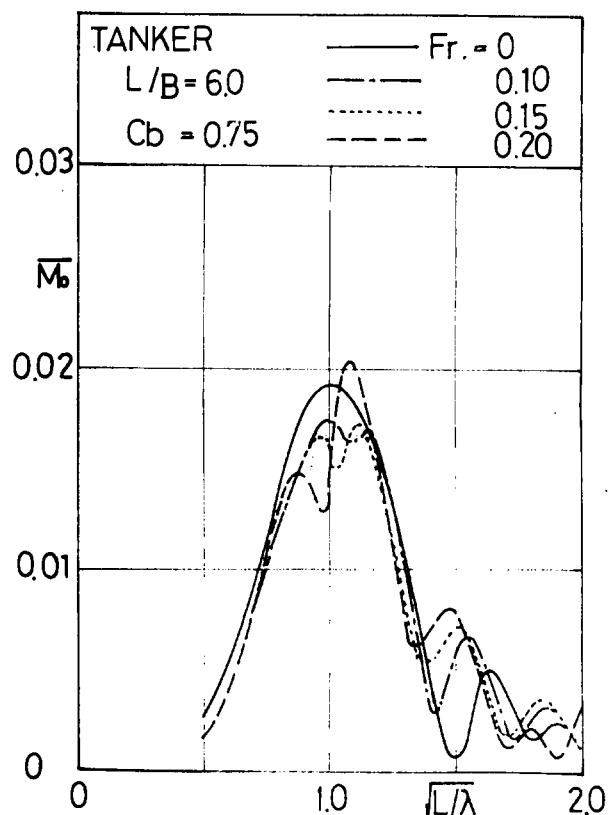


Fig. 3-1-37

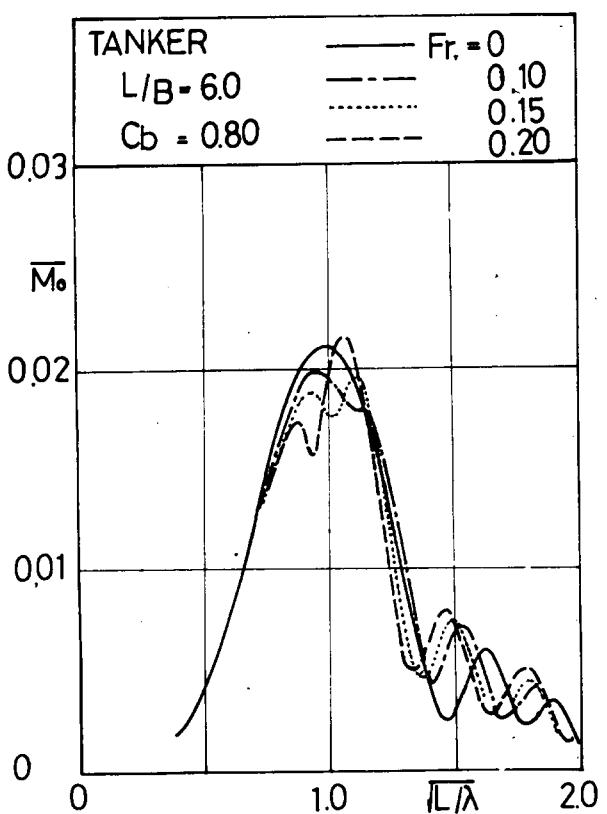


Fig. 3-1-38

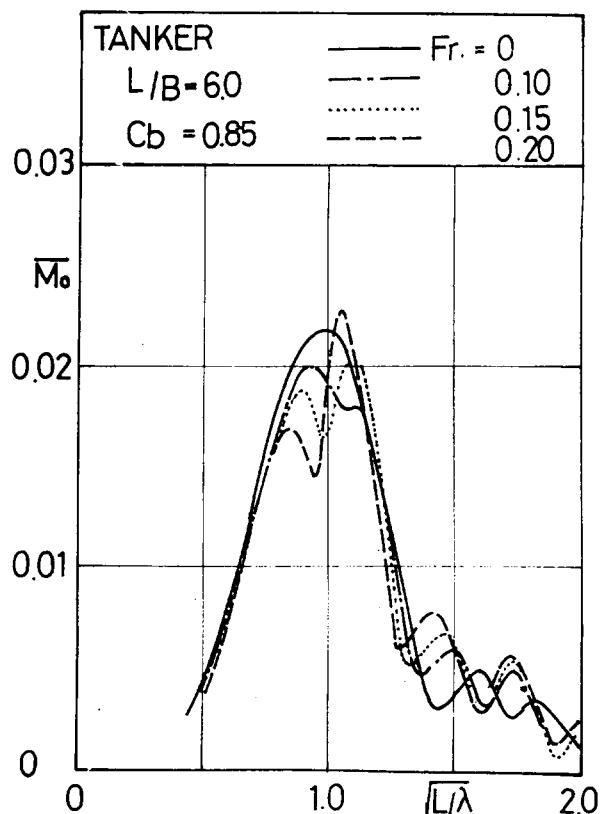
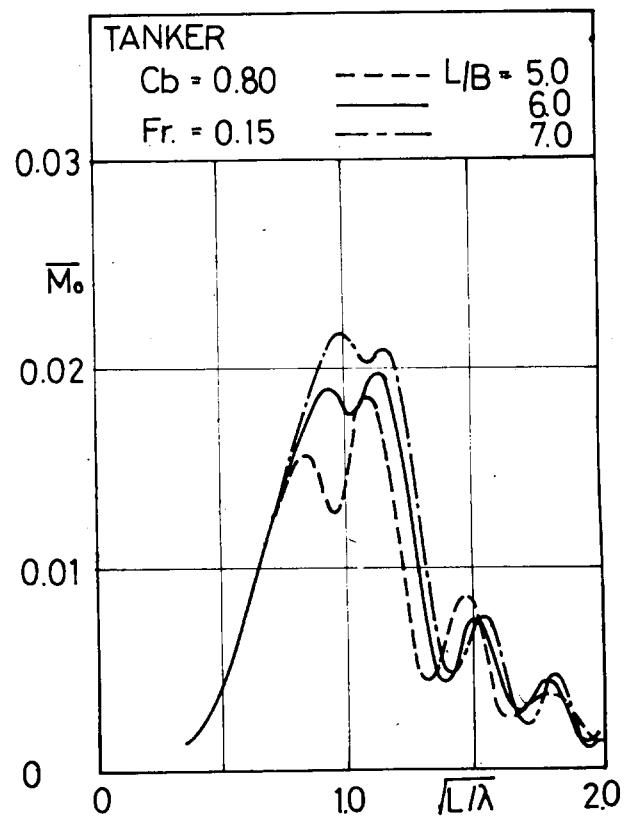
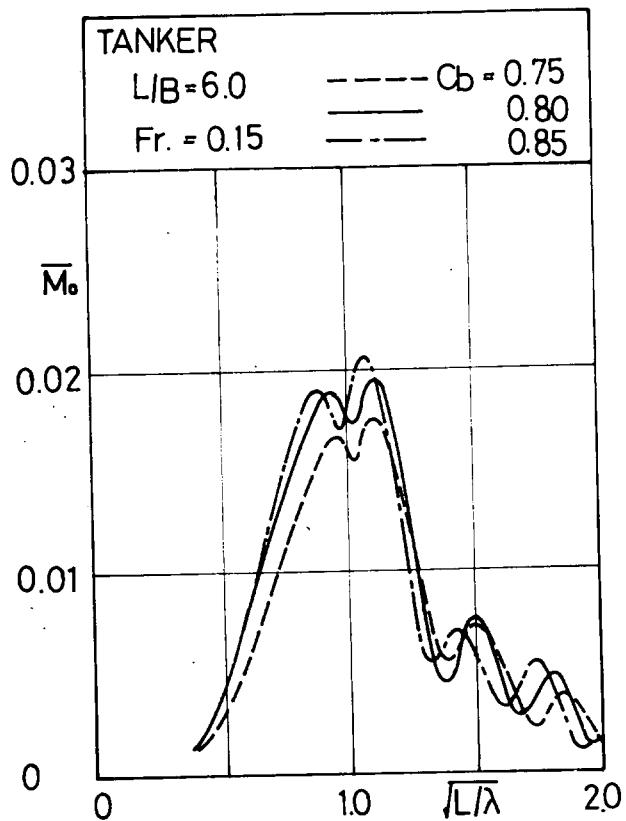
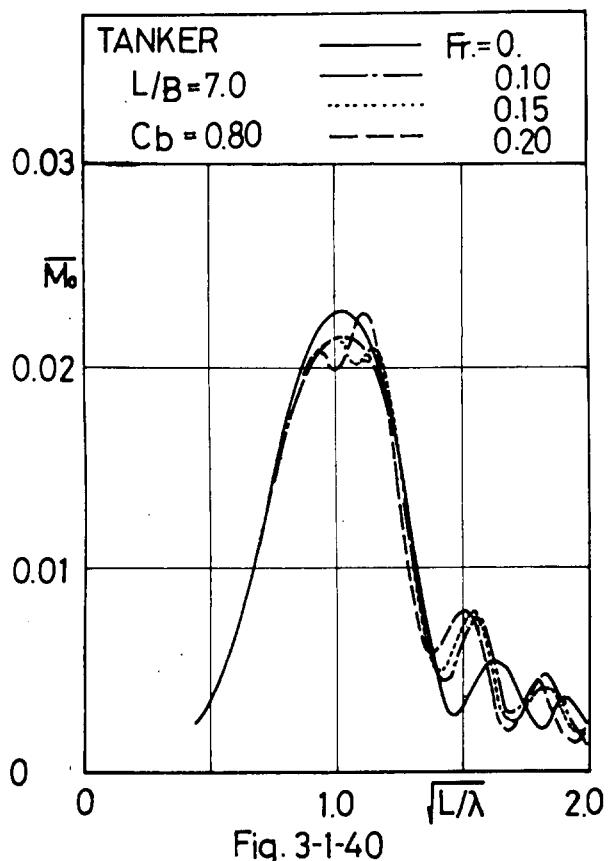


Fig. 3-1-39



3.2 長波頂正面不規則海面での船体中央部波浪縦曲げモーメントの短期分布

3.1で求めた正面規則波中の船体中央部波浪縦曲げモーメントの応答関数とI.S.S.C.のSpectraとから(2.27)を用いて長波頂正面不規則海面での船体中央部波浪縦曲げモーメントの短期分布を示すパラメータである曲げモーメントの標準偏差 R_0 を求めた。

計算状態

Table 3-10に示すような船長の異なる相似船型について平均波周期 $T = 4 \sim 18 \text{ sec.}$ の長波頂正面不規則海面での計算を行なった。

計算結果および考察

船体中央部波浪縦曲げモーメントの標準偏差 R_0 を $\rho \bar{g} L^2 BH$ で割って無次元化した $\bar{R}_0 = R_0 / \rho \bar{g} L^2 BH$ を平均波周期 T 、あるいは船長 L の関数として示す。

Fig. 3.2.1 ~ 3.2.11は貨物船船型についての計算結果である。Fig. 3.2.1 ~ 3.2.9は各船型ごとの曲げモーメントの標準偏差の無次元値 \bar{R}_0 を、船長を一定($L = 150 \text{ m}$)とした場合について船速(フルード数)をパラメータとして平均波周期 T の関数として示す。また船速を一定($F_r = 0.20$)として平均波周期をパラメータとして船長の関数として示す。Fig. 3.2.10, 3.2.11は船型を表す L/B , C_b をパラメータとして示したものである。Fig. 3.2.12 ~ 3.2.18は油槽船船型についての計算結果である。Fig. 3.2.12 ~ 3.2.16は各船型ごとに船長を一定($L = 250 \text{ m}$)とした場合について船速をパラメータとして平均波周期の関数として示す。また船速を一定($F_r = 0.15$)として船長の関数として示す。Fig. 3.2.17, 3.2.18は船型を表す L/B , C_b をパラメータとして示したものである。

上記の計算結果から次のことがいえる。

貨物船船型

1) 船型の影響

曲げモーメントの標準偏差の無次元値 \bar{R}_0 を平均波周期 T の関数として表わした曲線は貨物船船型に共通な傾向がある。 $F_r \leq 0.15$ の範囲ではフルード数の増加につれて \bar{R}_0 は減少し、 $F_r = 0.15$ で最小となる。 $F_r = 0.15$ で最小となる。 $F_r \geq 0.15$ の範囲ではフルード数の増加につれて \bar{R}_0 は大きくなる。

2) 相似船型における船長の影響

相似船型について船長 L を変化させると \bar{R}_0 が最大となる平均波周期 T が変化する。すなわち、ある平均波周期 T に対して \bar{R}_0 が最大となるような船長 L が存在する。定性的には平均波周期 T の短い海面では \bar{R}_0 が最大となるのは船長の短い相似船の場合であり、平均波周期 T の長い海面では \bar{R}_0 が最大となるのは船長の長い相似船の場合である。

たとえば、平均波周期 $T = 6 \text{ sec.}$ の海面で曲げモーメントの標準偏差の無次元値 \bar{R}_0 が最大となるのは船長 $L = 150 \text{ m}$ の相似船であり、 $T = 8 \text{ sec.}$ の海面では $L = 200 \text{ m}$ の相似船である。

3) 船型の影響

L/B の影響 …… \bar{R}_0 は L/B が大きくなるにつれて比例的に大きくなり、その傾向は C_b が大きいほど著しい。

C_b の影響 …… \bar{R}_0 は C_b が大きくなるにつれて比例的に大きくなり、その傾向は L/B が大きいほど著しい。

L/B と C_b とでは C_b の影響の方が大きい。

油槽船船型

1) 船速の影響

貨物船船型の場合と同様に油槽船船型についても共通の傾向がある。 $F_r = 0$ の時に \bar{R}_0 が最大であり、フルード数の増加につれて \bar{R} は減少する。

2) 相似船型における船長の影響

定性的には貨物船船型と同じである。

たとえば、平均波周期 $T = 10 \text{ sec.}$ の海面では \bar{R}_0 が最大となるのは船長 $L = 200 \text{ m}$ の相似船であり、 $T = 12 \text{ sec.}$ の海面では \bar{R}_0 が最大となるのは船長 $L = 300 \text{ m}$ の相似船である。

3) 船型の影響

L/B の影響 \bar{R}_0 は L/B が大きくなるにつれて比例的に大きくなる。

C_b の影響 \bar{R}_0 は C_b が大きくなるにつれて大きくなるが $C_b = 0.80$ と $C_b = 0.85$ ではその差はわずかである。

貨物船船型と異なり L/B の方が C_b よりその影響は大きい。

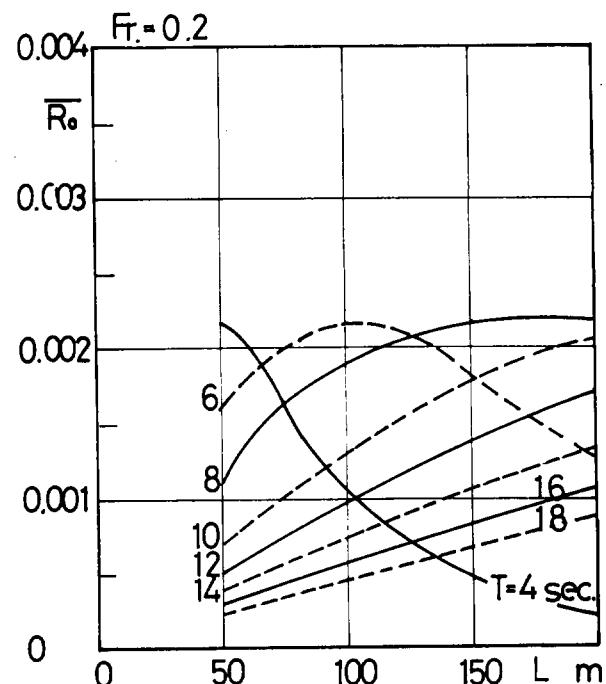
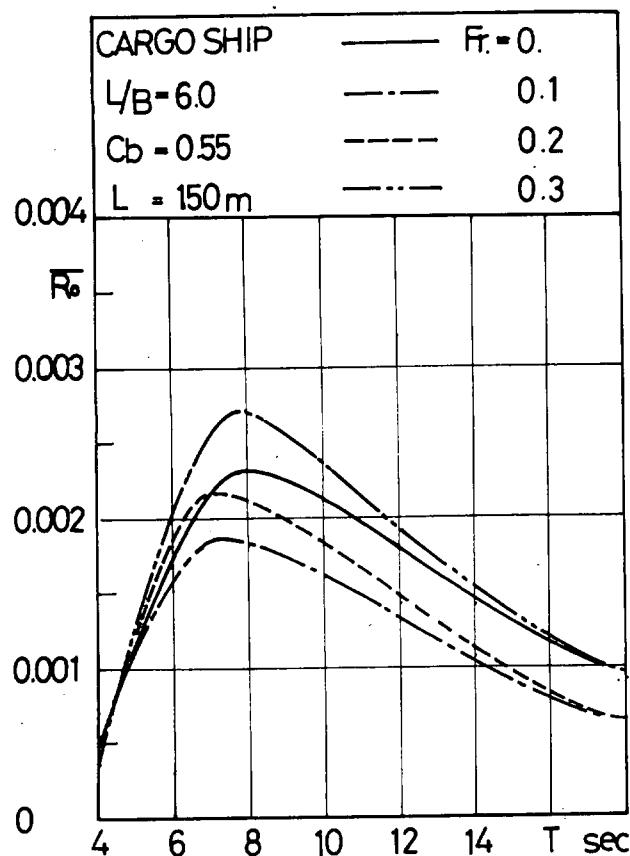


Fig. 3-2-1

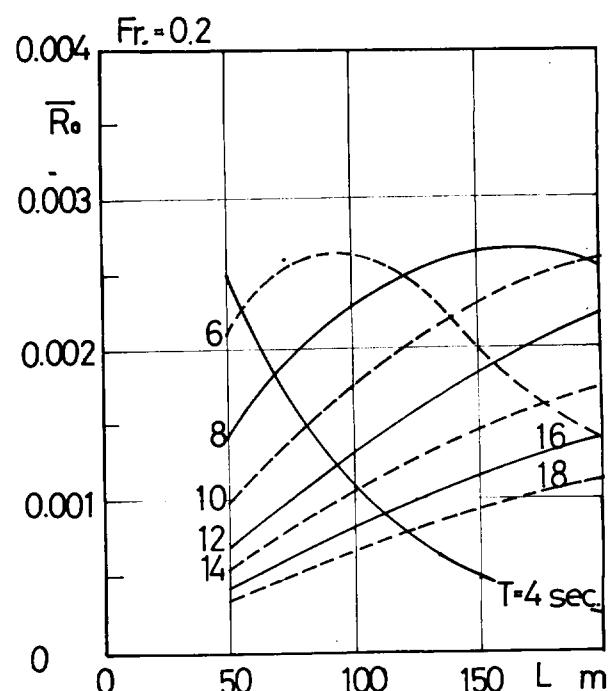
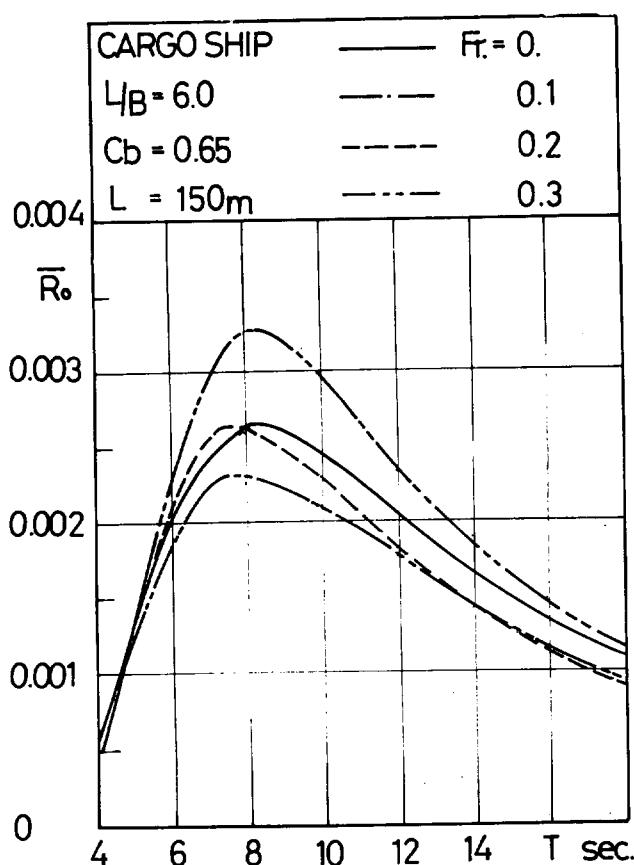


Fig. 3-2-2

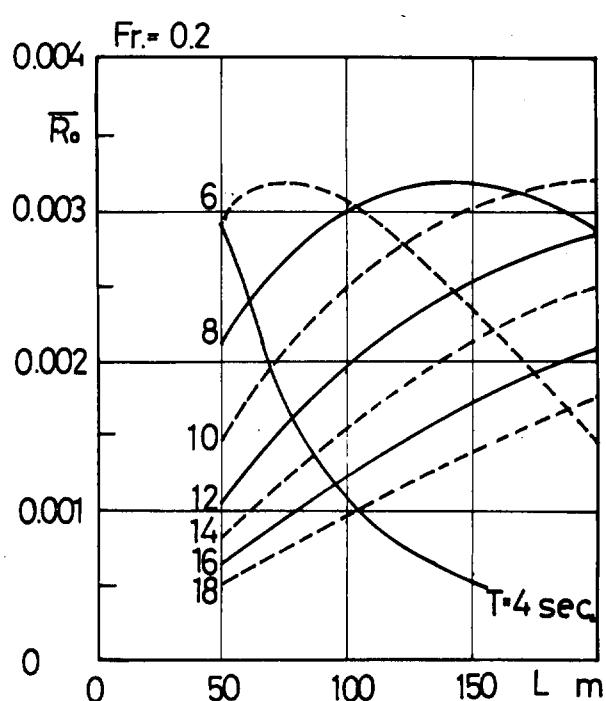
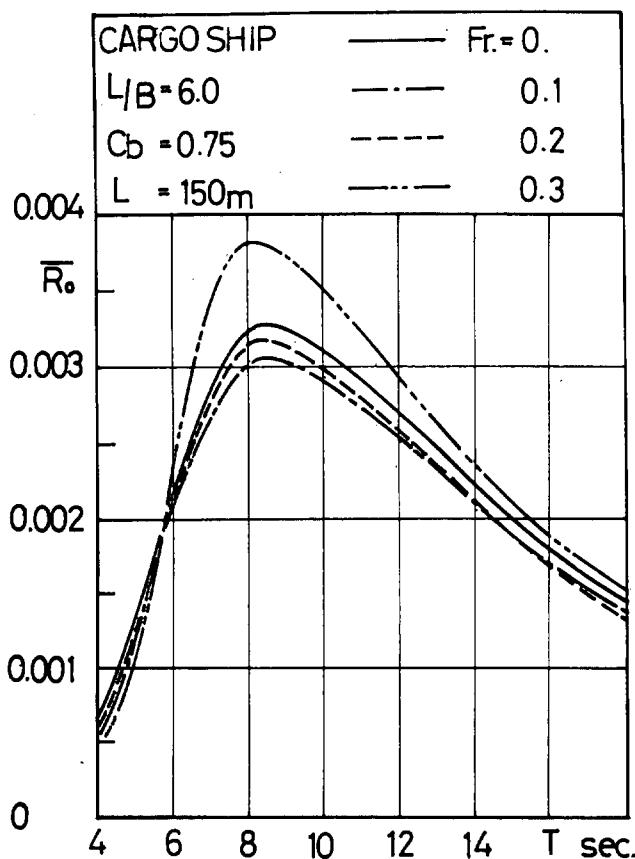


Fig. 3-2-3

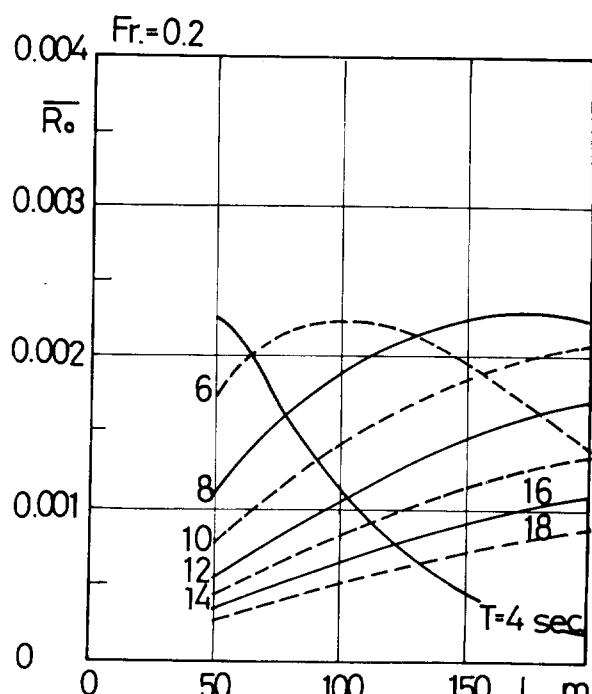
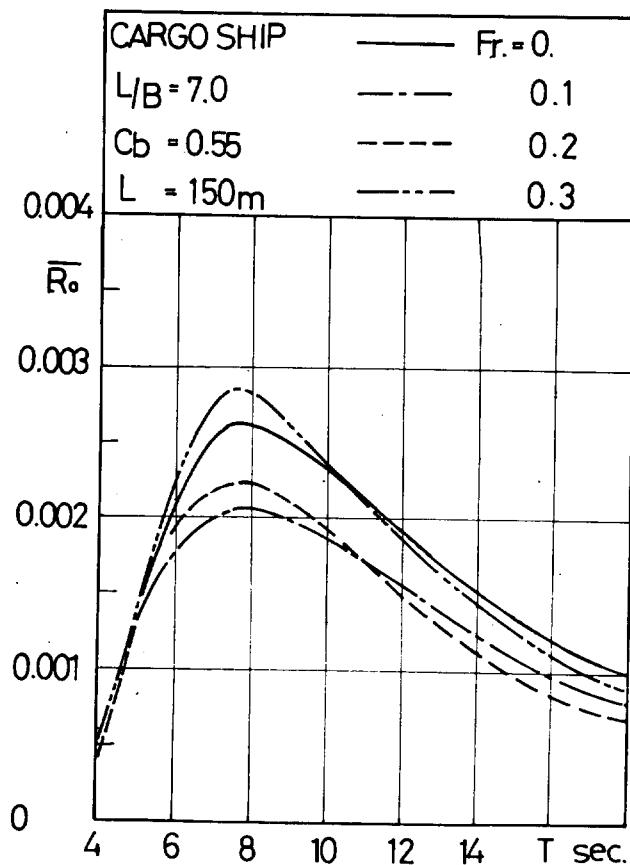


Fig. 3-2-4

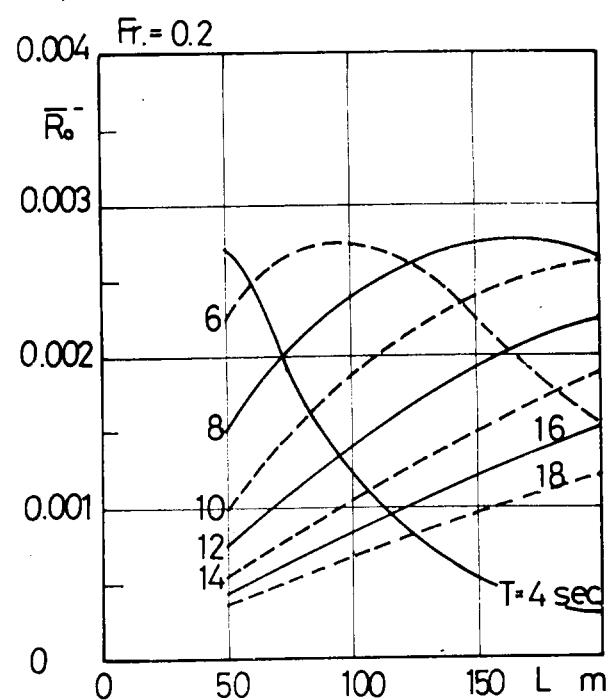
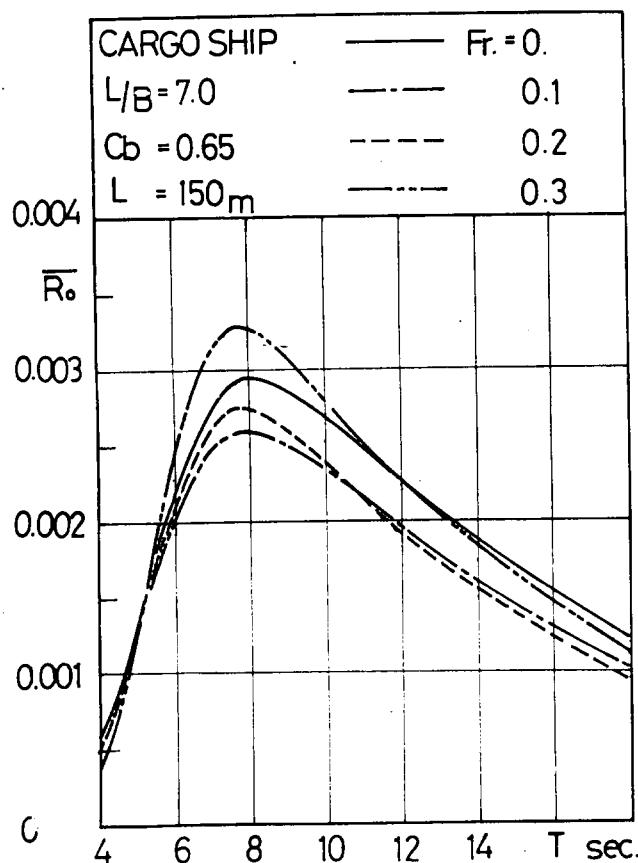


Fig. 3-2-5

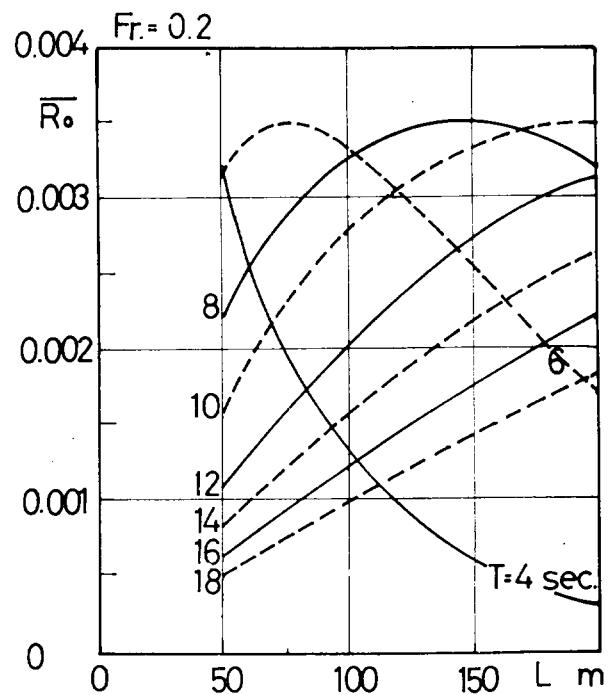
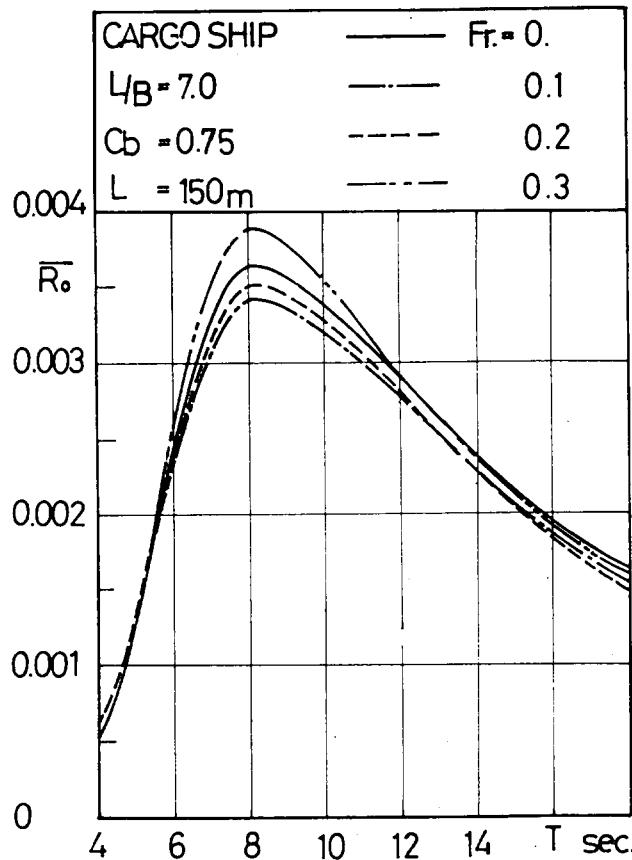


Fig. 3-2-6

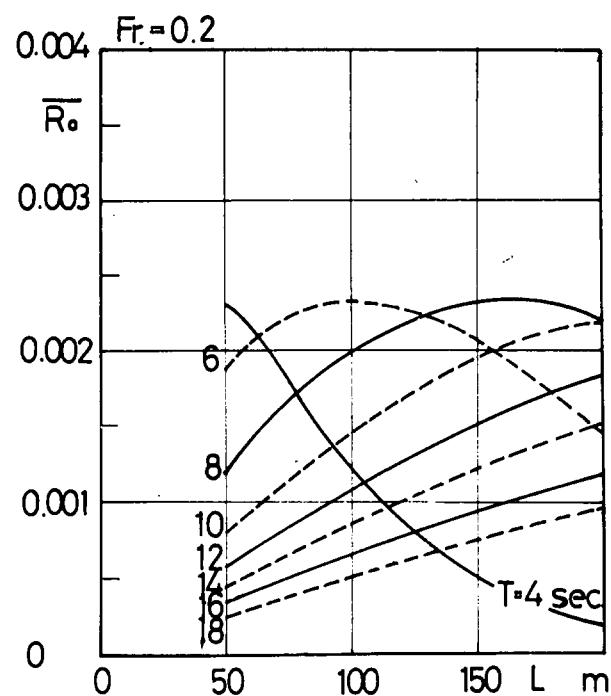
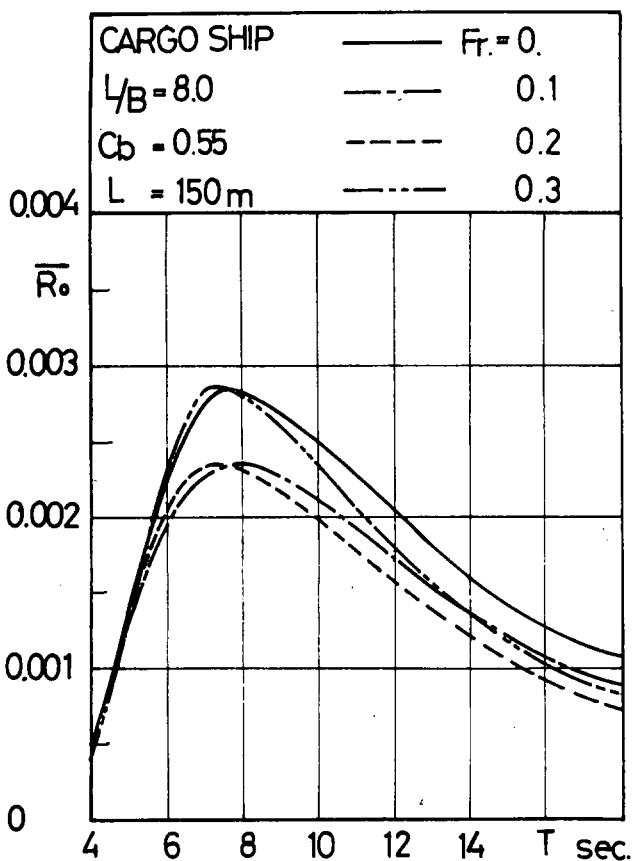


Fig. 3-2-7

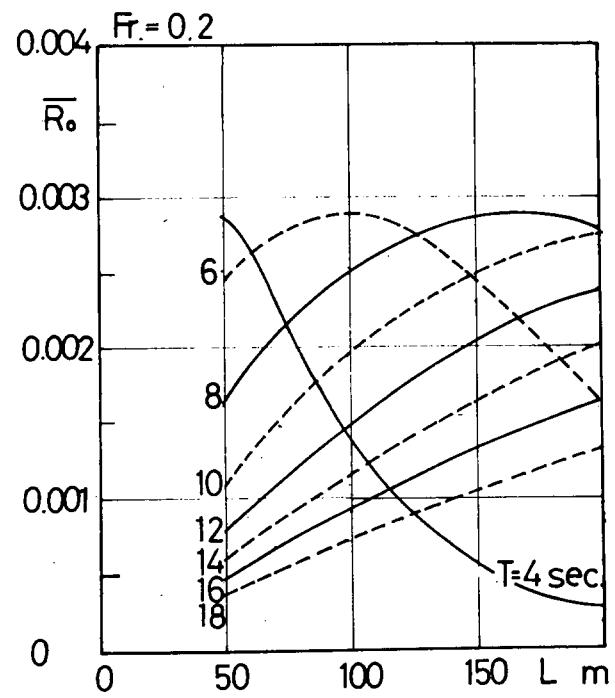
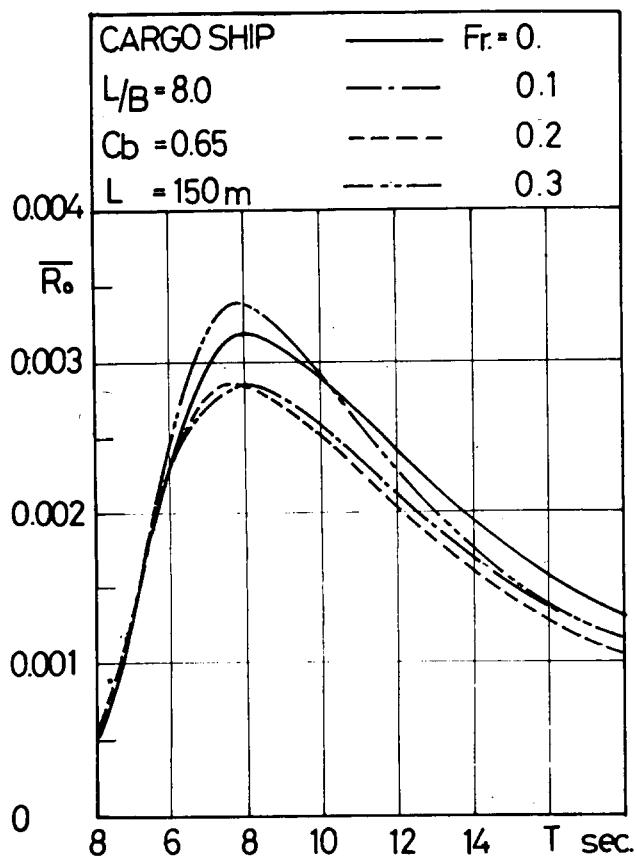


Fig. 3-2-8

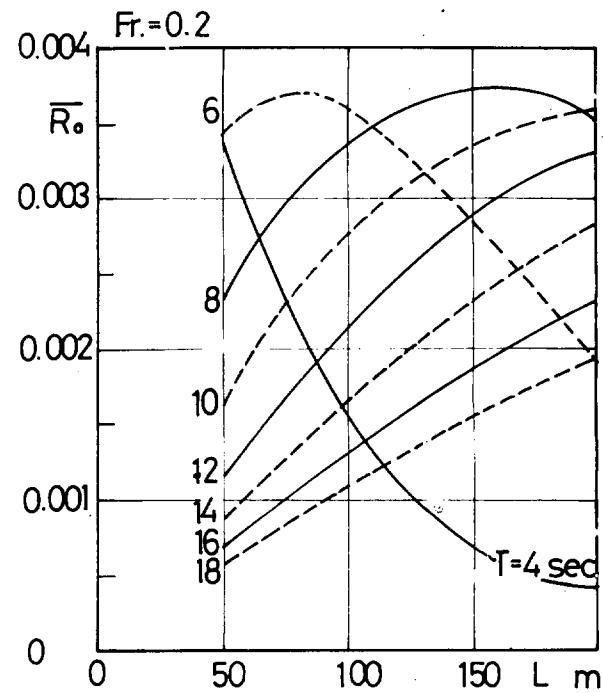
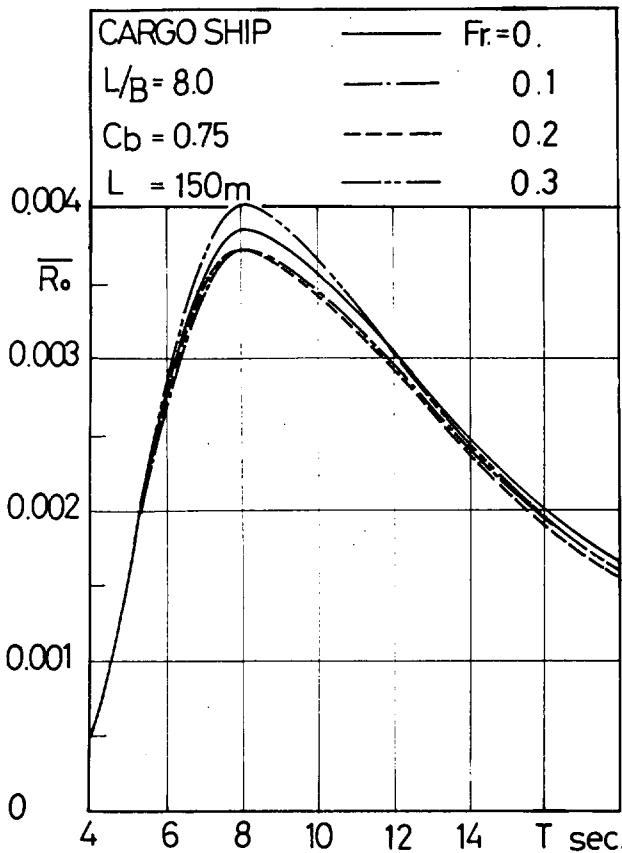


Fig. 3-2-9

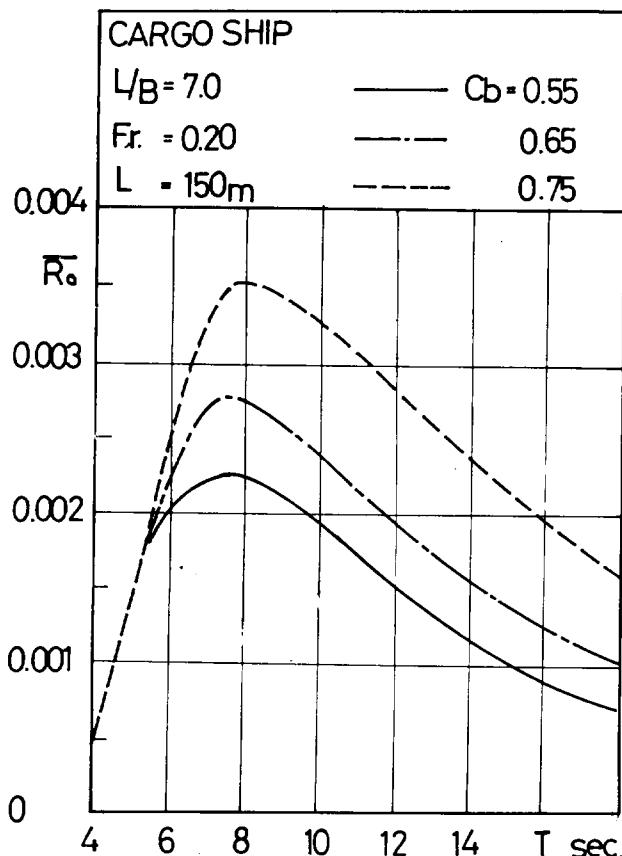


Fig. 3-2-10

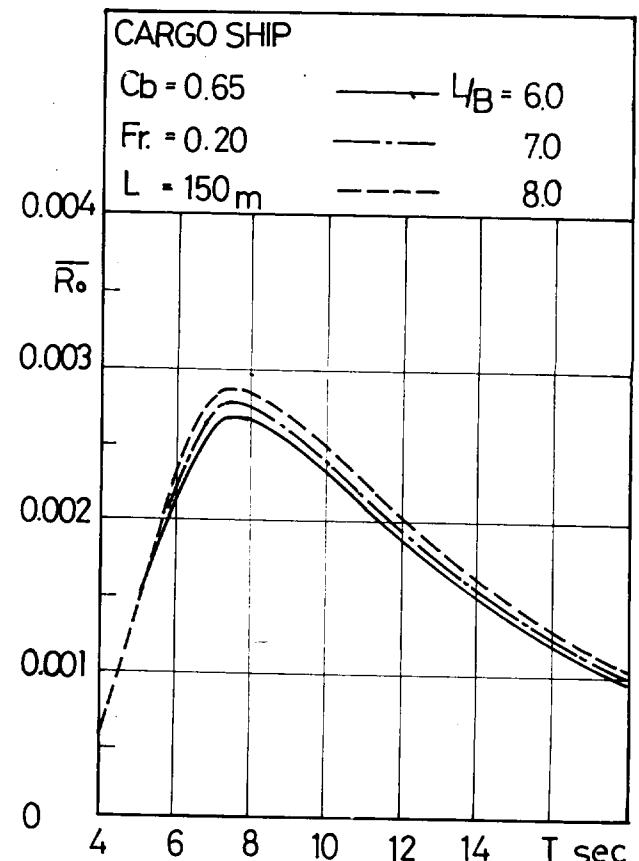


Fig. 3-2-11

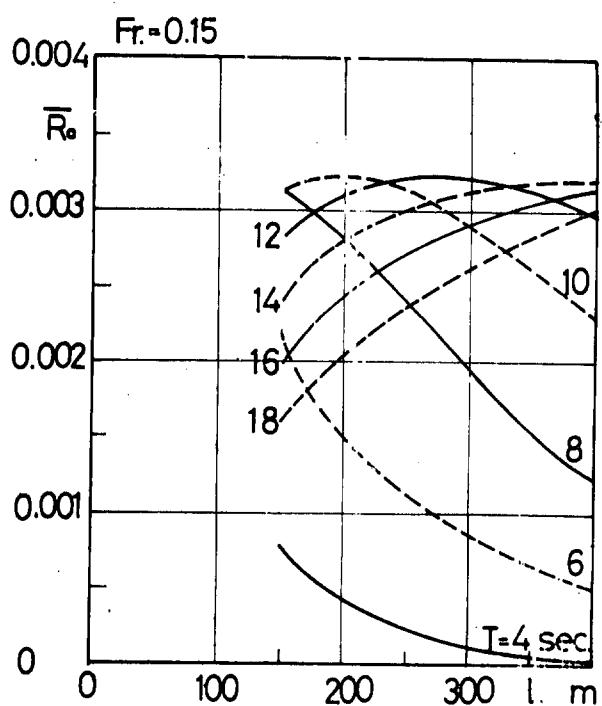
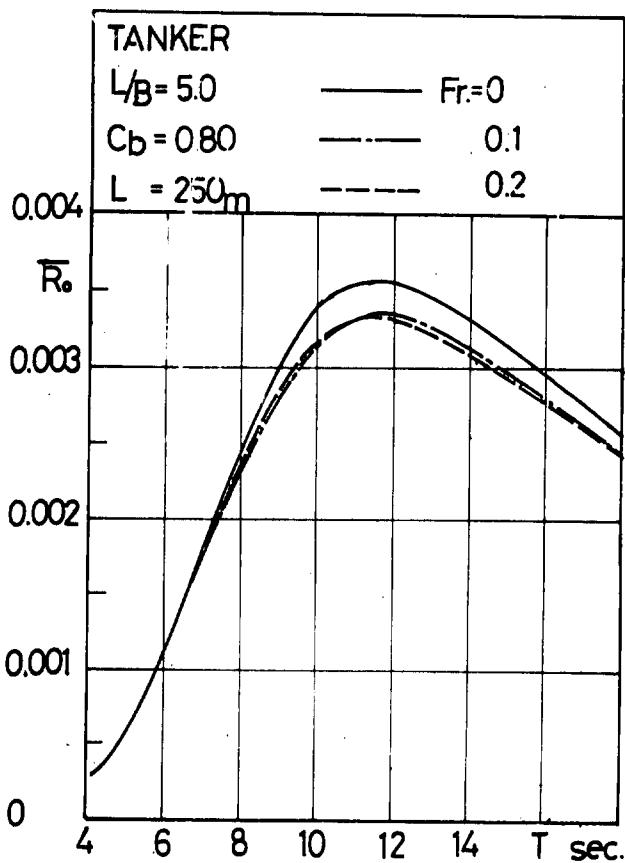


Fig. 3-2-12

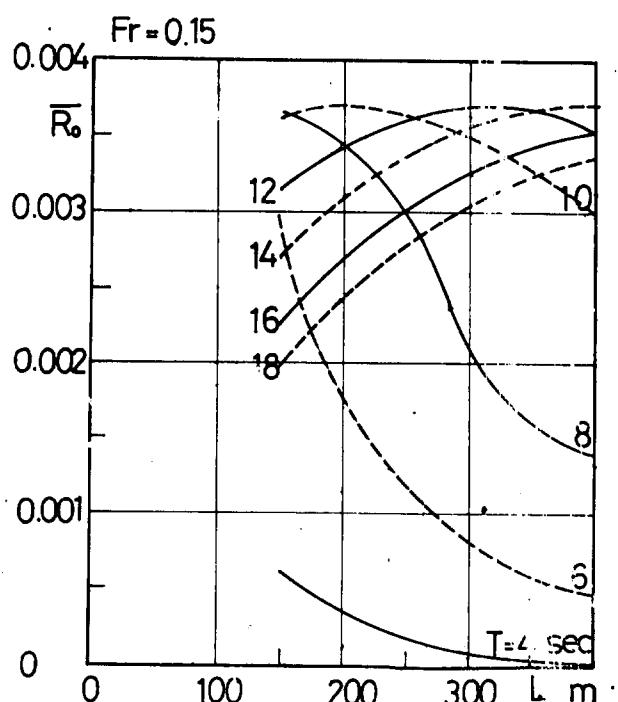
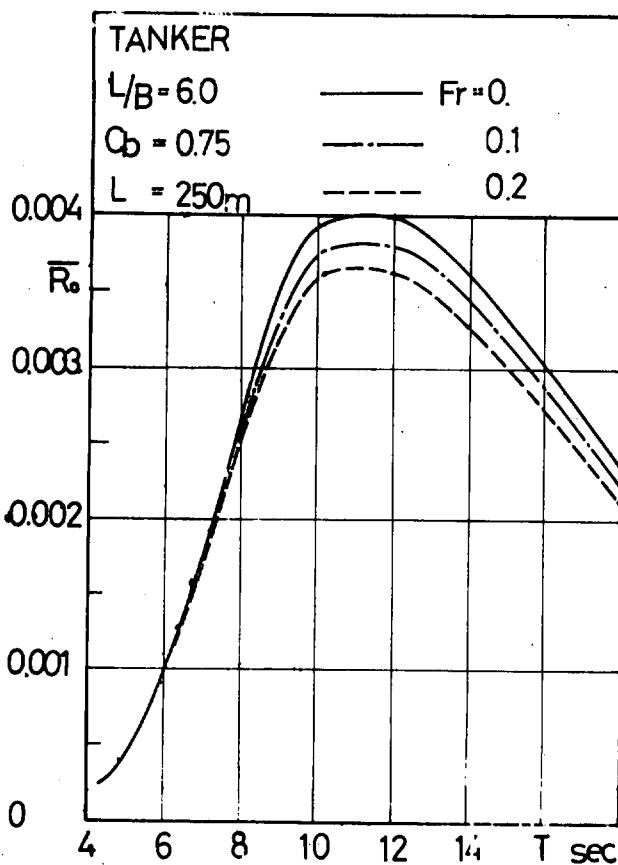


Fig. 3-2-13

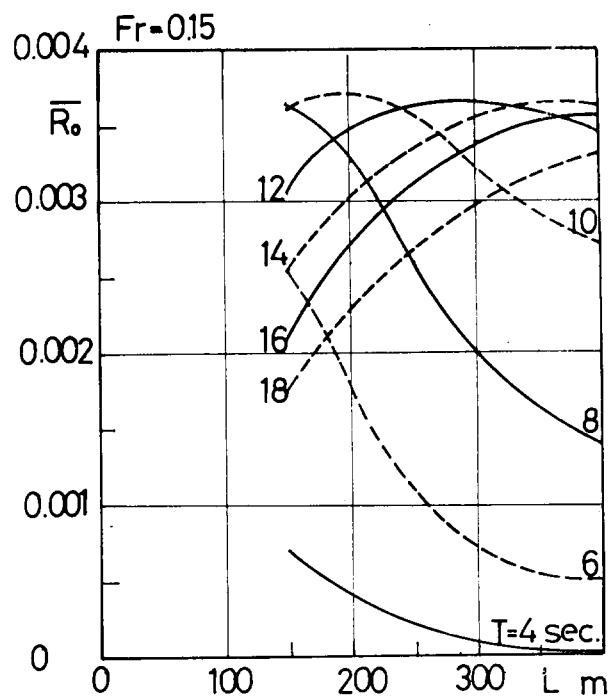
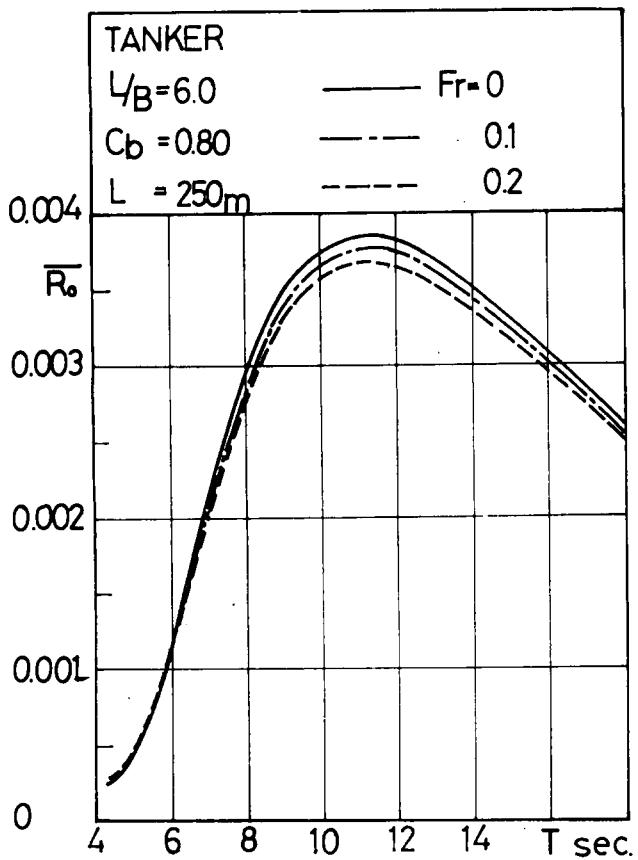


Fig. 3-2-14

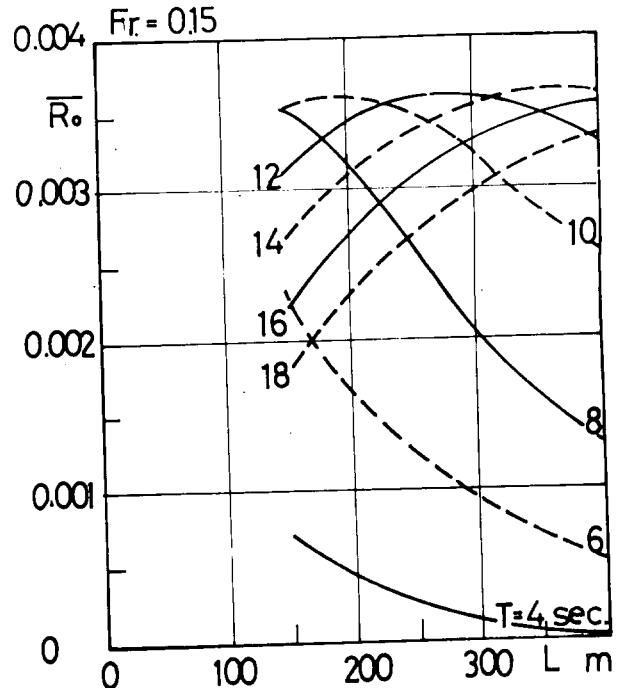
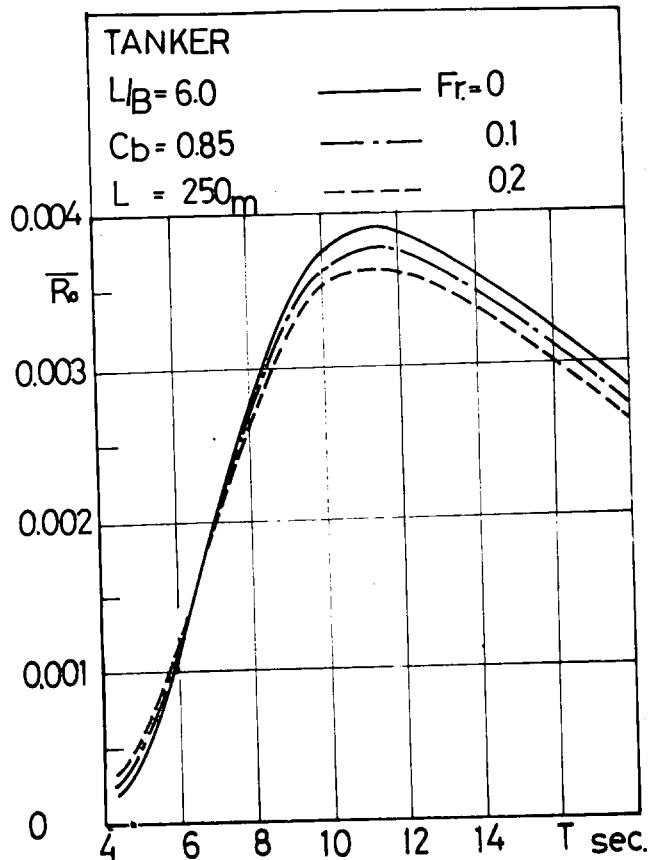


Fig. 3-2-15

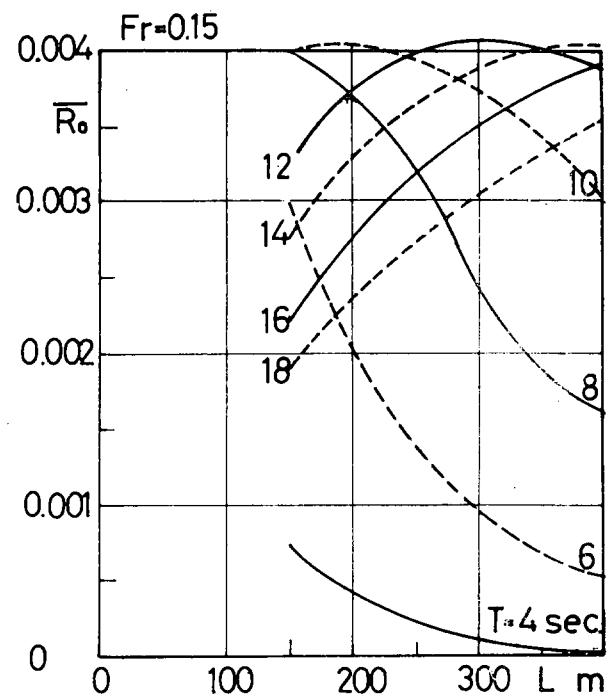
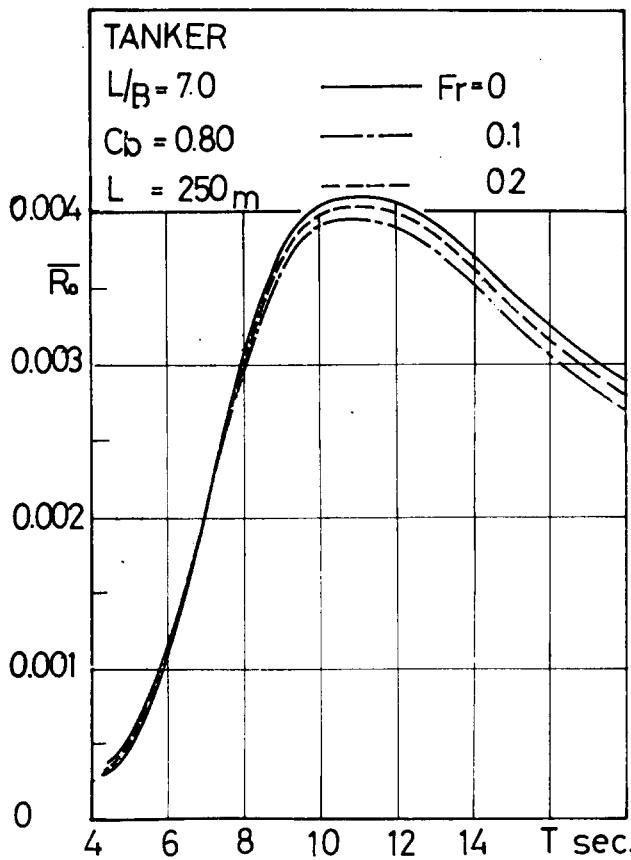


Fig. 3·2·16

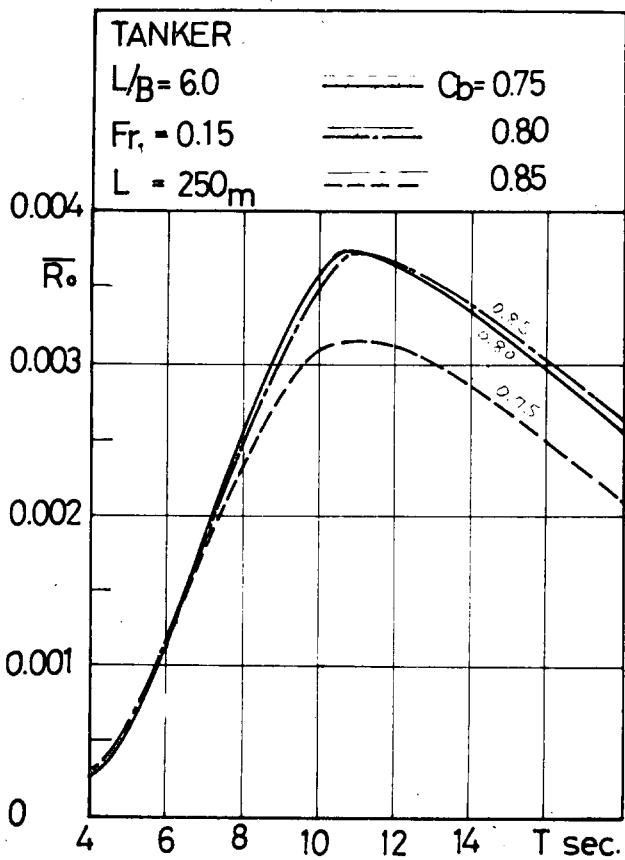


Fig. 3·2·17

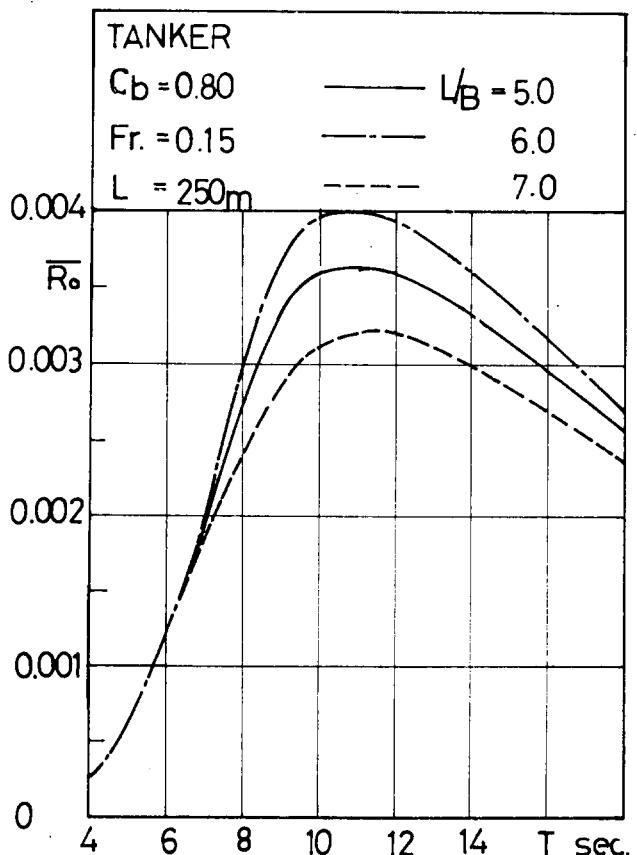


Fig. 3·2·18

3.3 長波頂正面不規則海面での船体中央部波浪縦曲げモーメントの長期分布

3.2 では有義波高 H 、平均波周期 T で表わされる平均海象下での波浪縦曲げモーメントの標準偏差が求まった。この節では、Walden の北大西洋での 10 年間の観測値を用いて長波頂正面不規則海面での長期分布、すなわち 1 隻の船が船令を通じて経験する船体中央部波浪縦曲げモーメントの期待値 M_0^* とその発現確率 Q との関係を(2.3.6)から求めた。

計算状態

Table 3.1.1 に示すような船長の異なる相似船型について船速(フルード数)を変えて計算を行なった。

計算結果および考察

Fig. 3.3.1 は貨物船型の基準船型、Fig. 3.3.17 は油槽船型の基準船型について求めた船体中央部波浪縦曲げモーメントの長期分布の一例であって、曲げモーメントの期待値 M_0^* を $\rho g L^3 B$ で割った無次元値 $\bar{M}_0^* = M_0^* / \rho g L^3 B$ を発現確率 Q の常用対数 $\log_{10} Q$ の関数として示す。

さて、船令を 20 ~ 25 年程度と考えると 1 隻の船がその生涯を通じて受ける曲げモーメントの標準偏差 R の総数は 10^5 程度であり、この間に受ける波浪縦曲げモーメントの総変動回数は 10^8 程度である。したがって発現確率 Q が 10^{-8} 程度の曲げモーメントの期待値が異常値として現われる可能性がある。したがって Fig. 3.3.1、3.3.17 から $\log_{10} Q = -8$ の位置での縦軸の値が、1 隻の船が船令を通じて経験する曲げモーメントの異常値となる。

ところが、本部会の計算の対象は現実の海象より荷重を長波頂正面不規則海面での波浪縦曲げモーメントの長期分布を求めている。したがって発現確率 $Q = 10^{-8}$ である曲げモーメントの期待値は現実の海象で生ずるであろうと推定される値よりは、かなり大きいものと考えられる。

そこで、3-4 に示すように、現実の海象に近い短波頂不規則海面で all headings とえた時の発現確率 $Q = 10^{-8}$ の期待値と、長波頂正面不規則海面で発現確率 $Q = 10^{-7}$ の期待値がほぼ等しいことから、便宜上、長波頂正面不規則海面で発現確率 $Q = 10^{-7}$ の期待値を 1 隻の船が船令を通じて経験する最大波浪縦曲げモーメントとする。

計算結果は長波頂正面不規則海面において発現確率が $Q = 10^{-7}$ である船体中央部波浪縦曲げモーメントの異常値を各船型ごとに求め、これを静水中縦曲げモーメントに換算した等価波高 He (Appendix B) を求めた。さらにもう、 NK 、 $Rule$ が要求している船体中央部波浪縦曲げモーメントおよびこの曲げモーメントを等価波高に換算して本部会の計算結果と比較する。

Fig. 3.3.2 ~ 3.3.16 は貨物船船型についての計算結果である。Fig. 3.3.2 ~ 3.3.10 は各船型ごとに求めた発現確率 $Q = 10^{-7}$ の船体中央部波浪縦曲げモーメントの異常値の無次元値 \bar{M}_0^* 、等価波高 He をフルード数をパラメータとして船長の関数として示し、 NK 、 $Rule$ と比較したものであり、Fig. 3.3.11 ~ 3.3.13 は $Fr. = 0.20$ について L/B 一定で C_b の影響を、Fig. 3.3.14 ~ 3.3.16 は C_b 一定で L/B の影響を求めたものである。

Fig. 3.3.23 は $Fr. = 0.15$ について L/B 一定で C_b の影響を、Fig. 3.3.24 は C_b 一定で L/B の影響を求めたものである。

以上の計算結果より次のことがいえる。

貨物船船型

1) 船速の影響

曲げモーメントの異常値の無次元値 \bar{M}_0^* 、等価波高 He や船長 L の関数として表わした曲線は貨物船船型に共通の傾向がある。 $Fr. \leq 0.15$ の範囲ではフルード数の増加につれて \bar{M}_0^* や He は減少し、フルード数 0.15 で最小となる。 $Fr. \geq 0.15$ の範囲ではフルード数の増加につれて \bar{M}_0^* 、 He は大きくなる。

2) 相似船型における船長の影響

等価波高 H_e を船長 L の関数として表わした曲線は $L=7.5 \sim 10.0 m$ で山、 $L=12.5 m$ で谷を生じ $L \geq 15.0 m$ で増加する。最大等価波高 H_e は $L=7.5 \sim 10.0 m$ 、 $L=20.0 m$ に生じて約 $1.3 m$ である。

3) 船型の影響

L/B の影響 …… \bar{M}_0^* 、 H_e は L/B が大きくなるにつれて比例的に大きくなり、その傾向は C_b が大きいほど著しい。

C_b の影響 …… \bar{M}_0^* は C_b が大きくなるにつれて比例的に大きくなるが、短期分布と異なり L/B の影響は小さい。

H_e は C_b が大きくなるにつれて大きくなるが $C_b = 0.65$ と $C_b = 0.75$ では船長 $L=10.0 m$ 付近で H_e の値が等しい場合がある。

L/B と C_b の影響の大きさを比較すると、 \bar{M}_0^* については C_b の影響が大きいが、 H_e については C_b の値によっては H_e の値が等しくなることもあり、 L/B と C_b の影響の大きさを比較できない。

4) NK Rule との比較

L/B 、 C_b の値により多少の差はあるが $NK\ Rule$ の波浪縦曲げモーメントの値は船長 L が $10.0 m$ 以下の船については本部会の計算値より小さい。 $L \geq 10.0 m$ の船については $L/B = 8.0$ の船型を除いては本部会の計算値の範囲内にある。

油槽船船型

1) 船速の影響

貨物船船型の場合と同様に油槽船船型についても共通の傾向がある。 $Fr. = 0$ の時に \bar{M}_0^* 、 H_e が最大であり、フルード数が大きくなるにつれて比例的に減少する。

2) 相似船型における船長の影響

船長 L が大きくなるにつれて \bar{M}_0^* 、 H_e は大きくなり $L \geq 30.0 m$ でほぼ一定の値を示す。

等価波高の最大値は $L/B = 5.0$ の船型では約 $1.1 m$

$L/B = 6.0$ の船型では約 $1.2 m$

$L/B = 7.0$ の船型では約 $1.2 m$ である。

3) 船型の影響

L/B の影響 …… \bar{M}_0^* 、 H_e は L/B が大きくなるにつれて大きくなる。

C_b の影響 …… \bar{M}_0^* は C_b が大きくなるにつれて大きくなるが $C_b = 0.80$ と $C_b = 0.85$ ではその差はわずかである。 H_e は $C_b = 0.80$ で最大となり、 $C_b = 0.85$ で最小となる。

L/B と C_b とでは L/B の影響の方が顕著である。

4) NK Rule との比較

油槽船船型については $NK\ Rule$ の波浪縦曲げモーメントの値は本部会の計算値より約 $30 \sim 40\%$ 大きい。

Table 3.10.

Type	Ship form		Ship length L (m)	Ship speed Fr.	Ship course θ (deg)	Visual wave period T (sec.)
	L/B	C _b				
Cargo ship	6.0	0.55	50	0	0°	4
	6.0	0.65				6
	6.0	0.75				8
	7.0	0.55				10
	7.0	0.65				12
	7.0	0.75				14
	8.0	0.55				16
	8.0	0.65				18
	8.0	0.75				
Tanker	5.0	0.80	150	0	0°	
	6.0	0.75	200	0.05		
	6.0	0.80	250	0.10		
	6.0	0.85	300	0.15		
	7.0	0.80	400	0.20		

Table 3.11

Type	Ship from		Ship length L (m)	Ship speed Fr.	Ship course θ (deg.)	0°
	L/B	C _b				
Cargo ship	6.0	0.55	50	0	0°	
	6.0	0.65				
	6.0	0.75				
	7.0	0.55				
	7.0	0.65				
	7.0	0.75				
	8.0	0.55				
	8.0	0.65				
	8.0	0.75				
Tanker	5.0	0.80	150	0	0°	
	6.0	0.75	200	0.05		
	6.0	0.80	250	0.10		
	6.0	0.85	300	0.15		
	7.0	0.80	400	0.20		

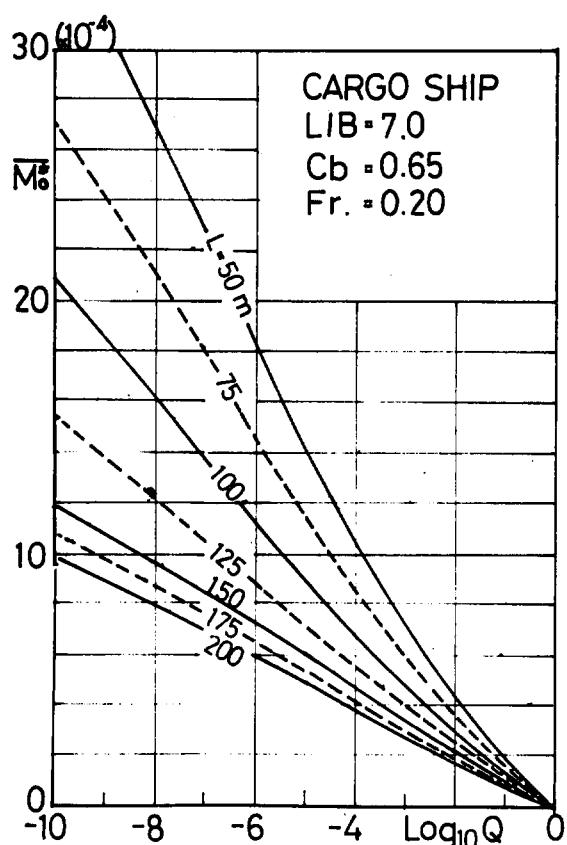


Fig. 3-3-1

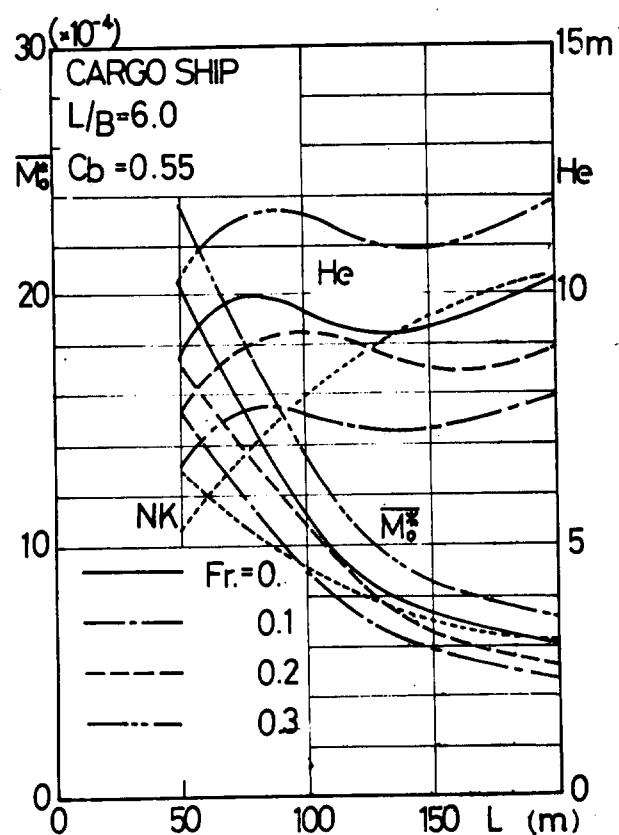


Fig. 3-3-2

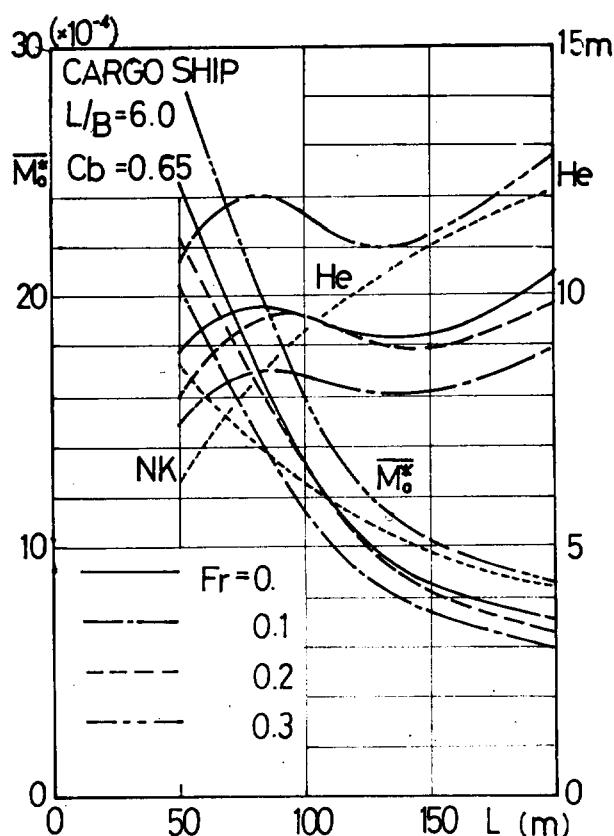


Fig. 3-3-3

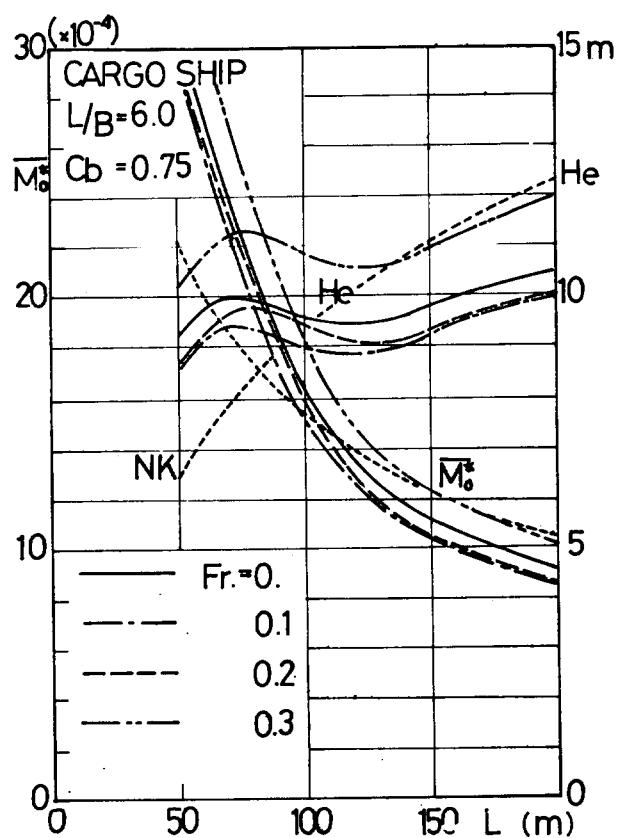


Fig. 3-3-4

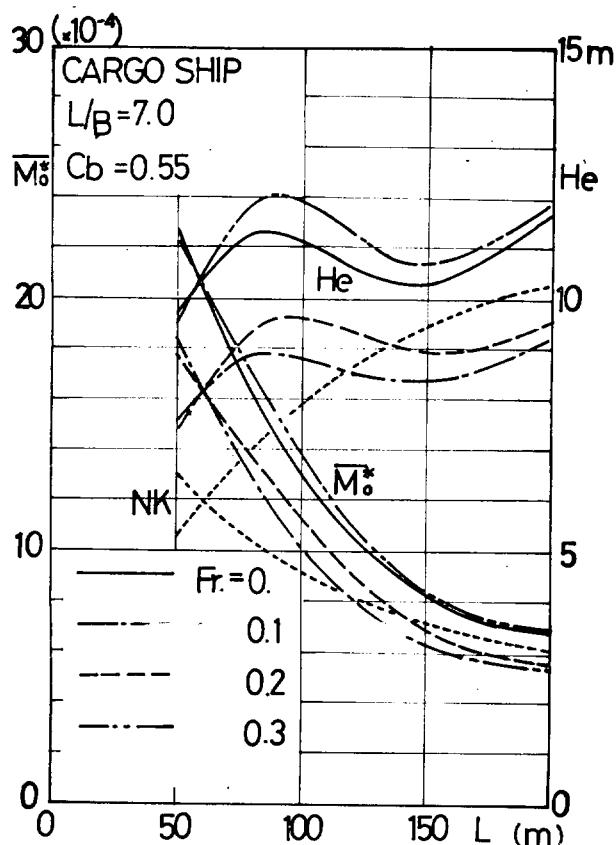


Fig. 3-3-5

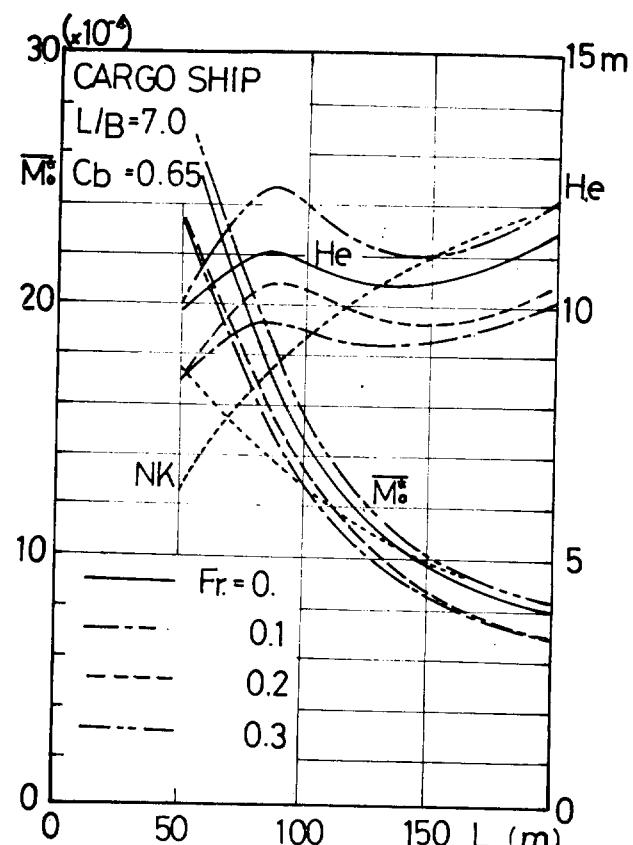


Fig. 3-3-6

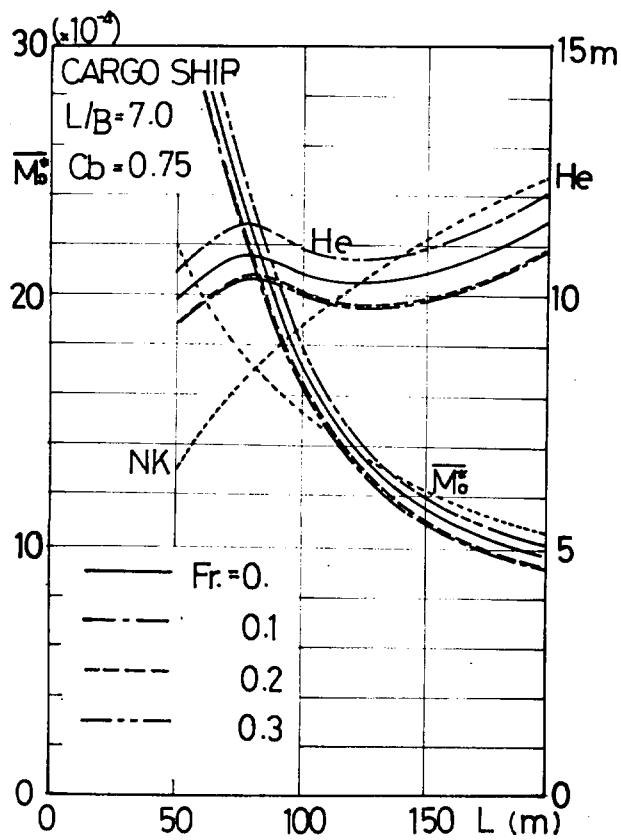


Fig. 3-3-7

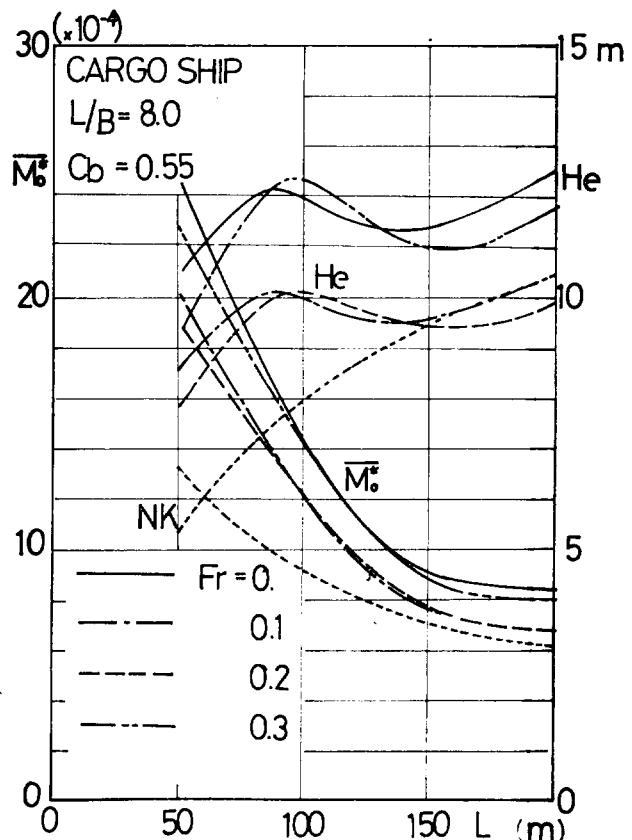


Fig. 3-3-8

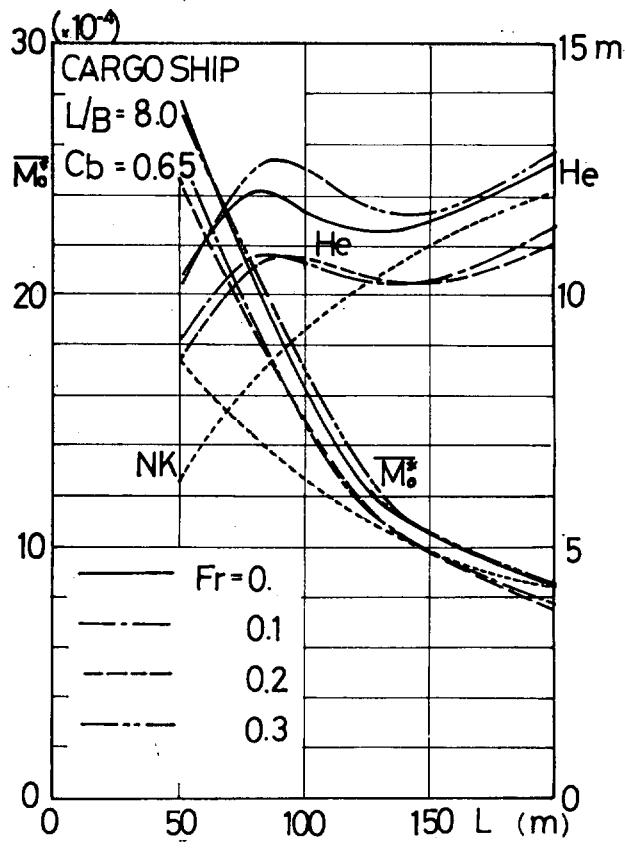


Fig. 3-3-9

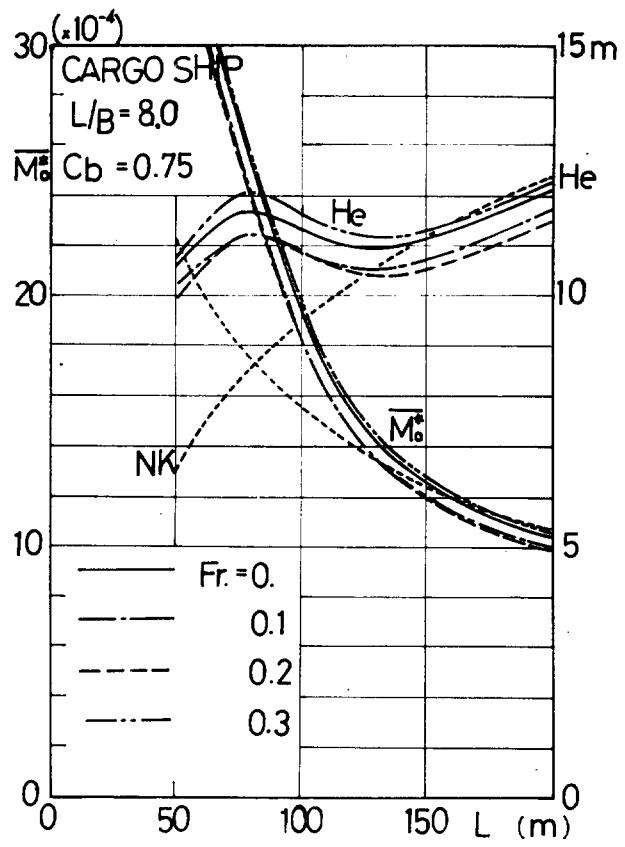


Fig. 3-3-10

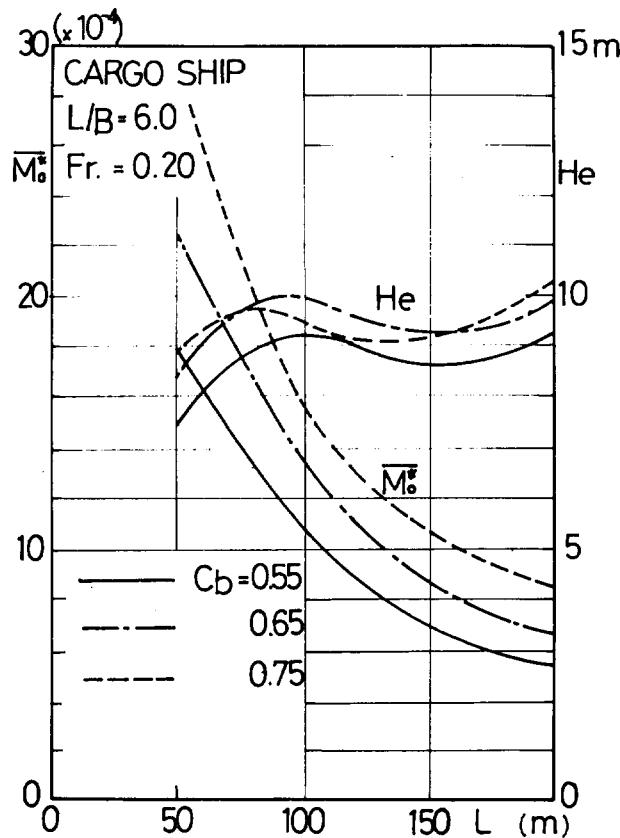


Fig. 3-3-11

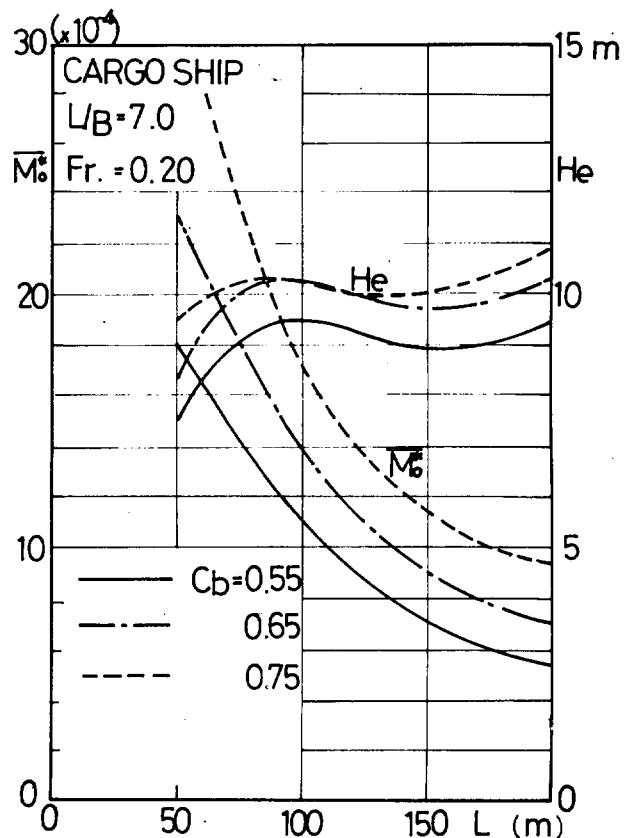


Fig. 3-3-12

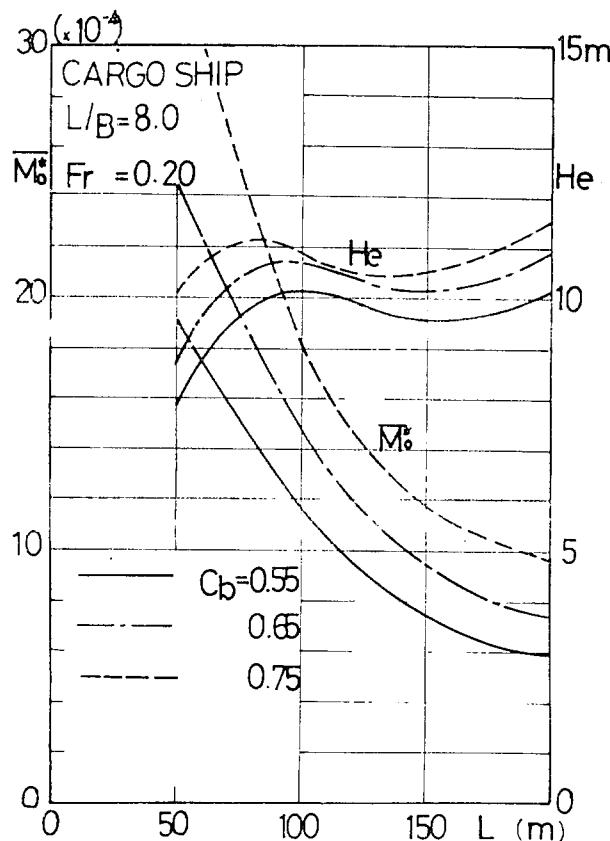


Fig. 3-3-13

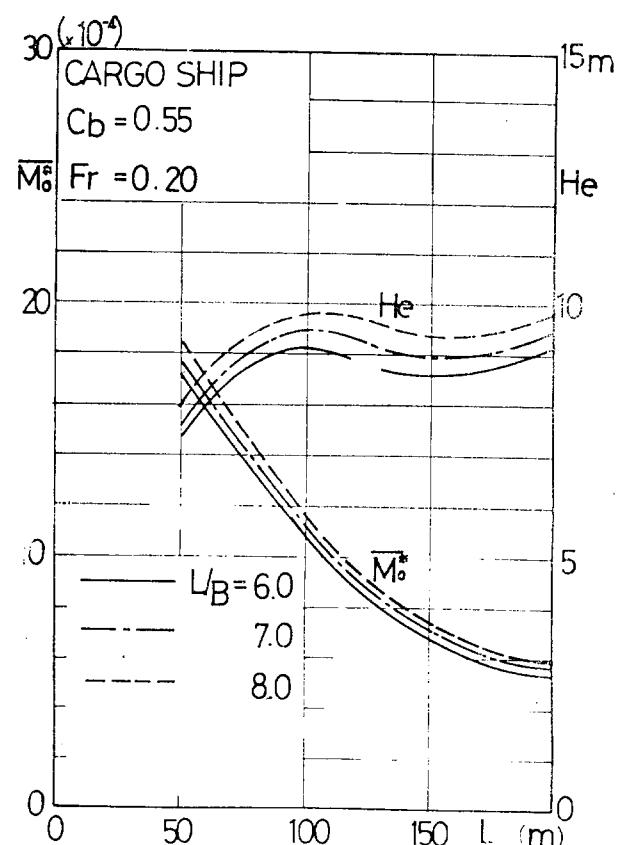


Fig. 3-3-14

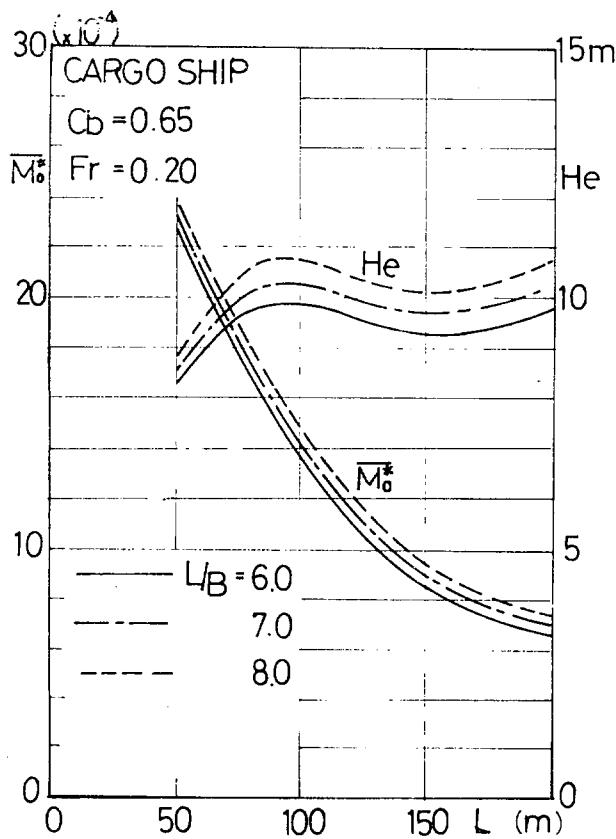


Fig. 3-3-15

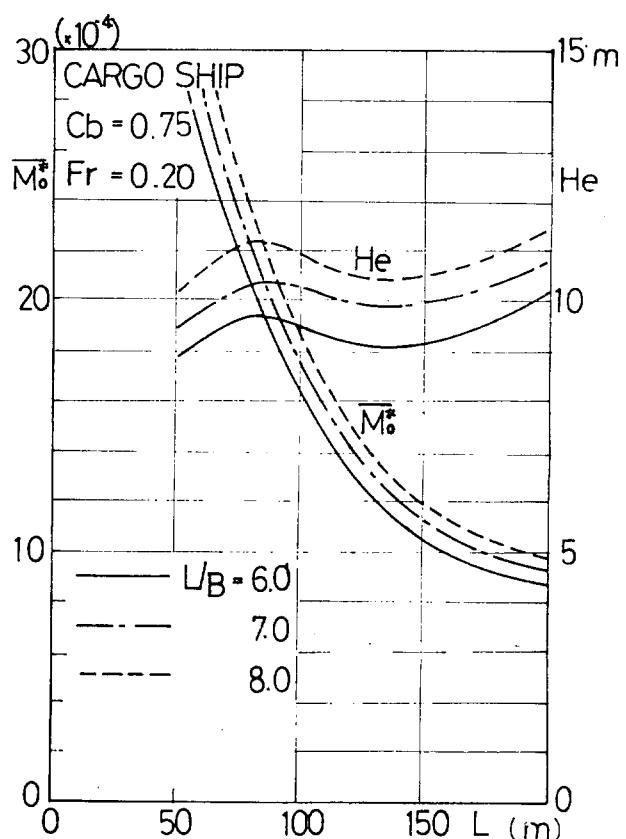


Fig. 3-3-16

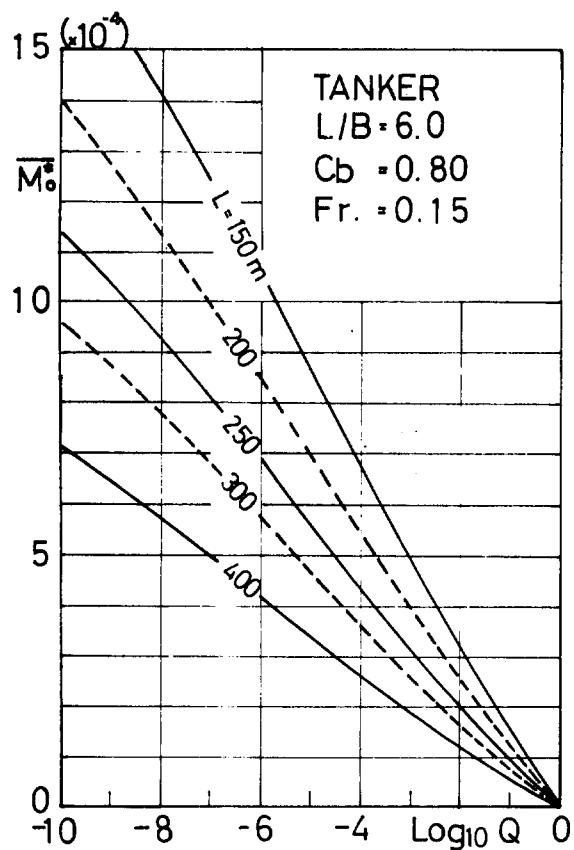


Fig. 3-3-17

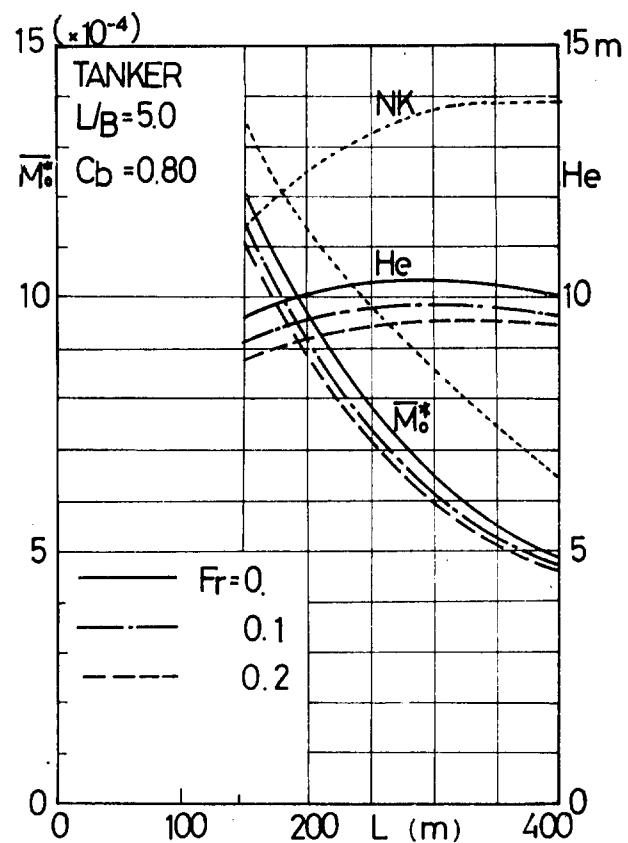


Fig. 3-3-18

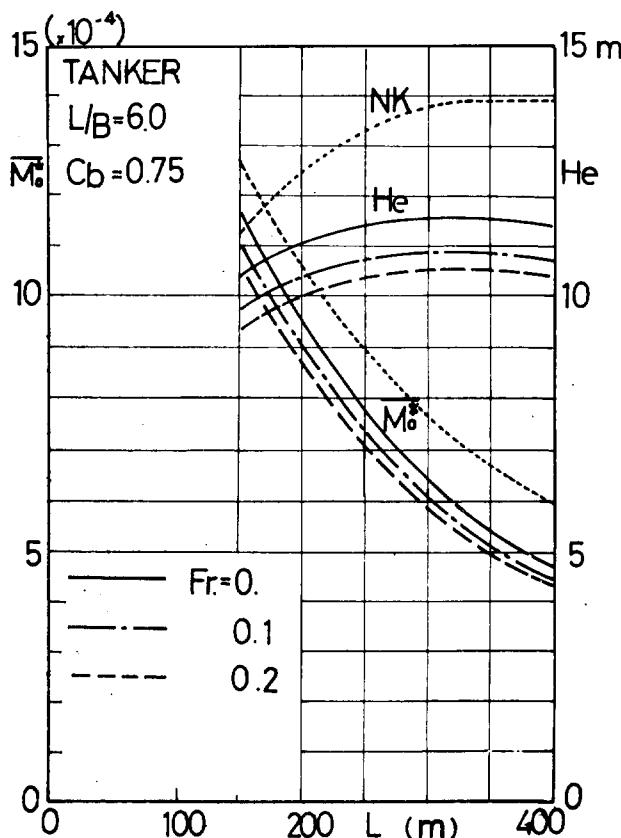


Fig. 3-3-19

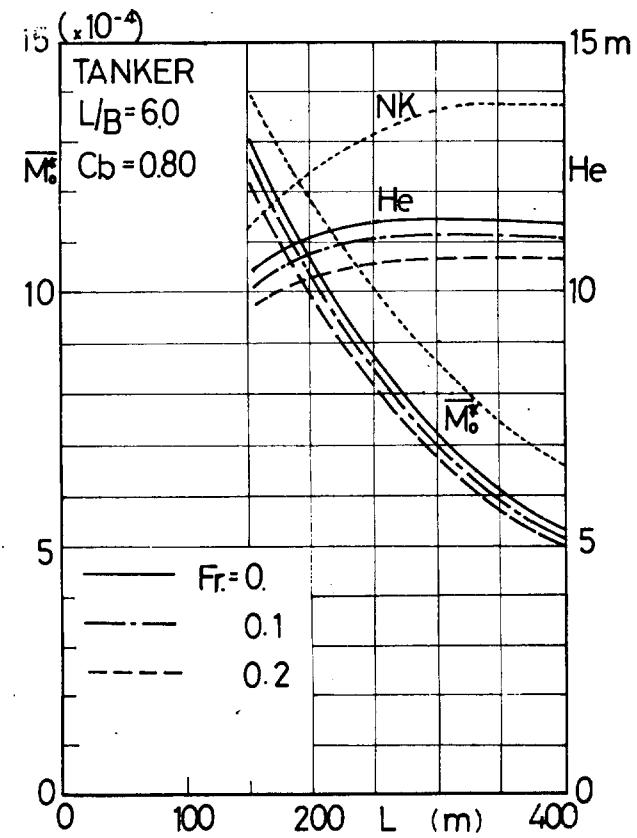


Fig. 3-3-20

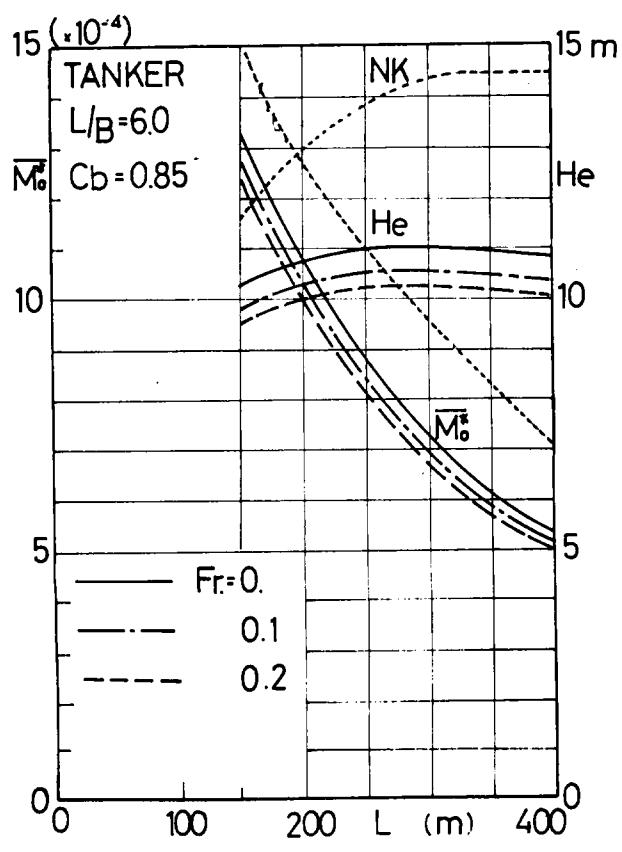


Fig. 3-3-21

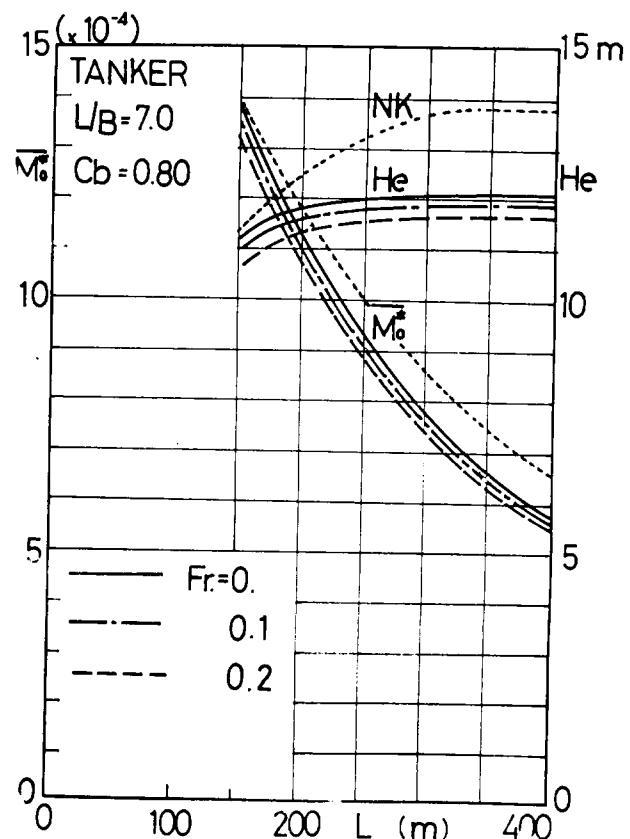


Fig. 3-3-22

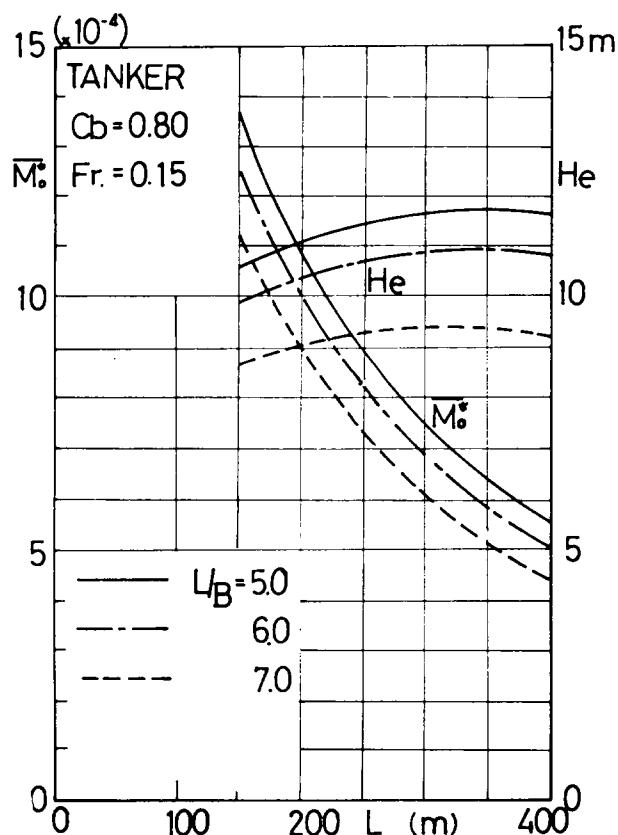


Fig. 3-3-23

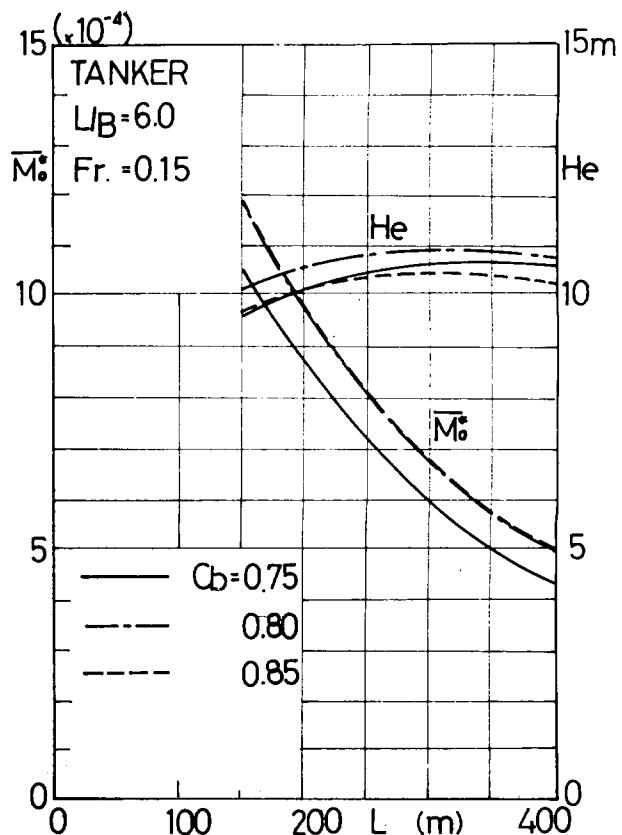


Fig. 3-3-24

3.4 長波頂正面不規則海面と短波頂不規則海面

での船体中央部波浪縦曲げモーメントの関連

基準船型（貨物船船型 C7065、油槽船船型 T6080）について長波頂正面不規則海面における船体中央部波浪縦曲げモーメントと船の波に対する針路を考慮に入れた短波頂不規則海面で *All Headings* を考えるときの船体中央部波浪縦曲げモーメントとの関連を求めるために以下の計算を行なった。

3.4.1 斜規則波中の船体中央部波浪縦曲げモーメントの応答関数

Table 3-12に示すような船速（フルード数）、波長、針路の組合せについて計算を行なった。

Fig. 3.4.1～3.4.4は貨物船船型の基準船型C7065についての計算結果である。Fig. 3.4.1～3.4.3は船体中央部波浪曲げモーメントの応答関数を針路 ψ をパラメータとして波長を示す $\sqrt{L/\lambda}$ の関数として示し、また $\sqrt{L/\lambda}$ をパラメータとして針路 ψ の関数として示す。Fig. 3.4.4は $\sqrt{L/\lambda} = 1.0$ の正面迎波（ $\psi = 0^\circ$ ）、横波（ $\psi = 90^\circ$ ）、追波（ $\psi = 180^\circ$ ）の中での波浪曲げモーメントの応答関数をフルード数の関数として示す。Fig. 3.4.5～3.4.8は油槽船船型の基準船型T6080についての計算結果である。

以上の計算結果より次のことがいえる。

- 1) 応答関数に対する針路の影響は、正面迎波（ $\psi = 0^\circ$ ）および追波（ $\psi = 180^\circ$ ）より±30°程度の範囲で応答関数が大きく、横波（ $\psi = 90^\circ$ ）より±30°程度の範囲で応答関数は小さくなる。
 - 2) 正面迎波と追波とを比較すると、C7065ではフルード数が0.10程度（ $L = 150\text{ m}$ 、 $V = 9.7\text{ kts}$ ）、T6080でフルード数が0.15程度（ $L = 250\text{ m}$ 、 $V = 14.4\text{ kts}$ ）では追波の方が正面迎波におけるより応答関数は大きいが、さらに高速になると逆に正面迎波における方が応答関数は大きくなる。
 - 3) 応答関数がピークを示す位置はフルード数が0.10～0.15の範囲内では正面迎波、追波共に $\sqrt{L/\lambda} = 1.0 \sim 1.1$ の附近である。これは $L = 150\text{ m}$ の貨物船船型では約9秒、 $L = 250\text{ m}$ の油槽船船型では約13秒の波周期をもつ規則波に相当する。
- なおC7065はフルード数が0.30（ $L = 150\text{ m}$ 、 $V = 29.1\text{ kts}$ ）の高速ではFig. 3.4.3に見られるように応答関数の形が正面迎波と追波とでは非常に異っており、 $\omega_e = 0$ に相当する波長で極端に大きい値を示している。このことについてはAppendix Aで述べる。

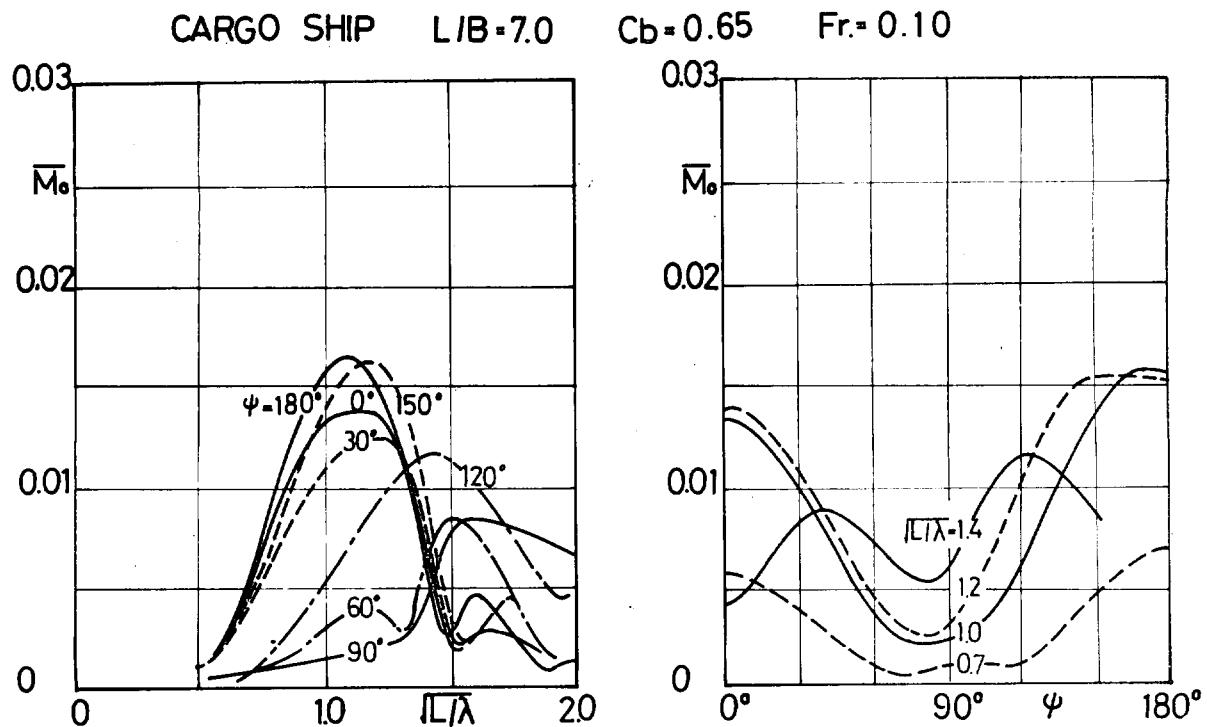


Fig. 3-4-1

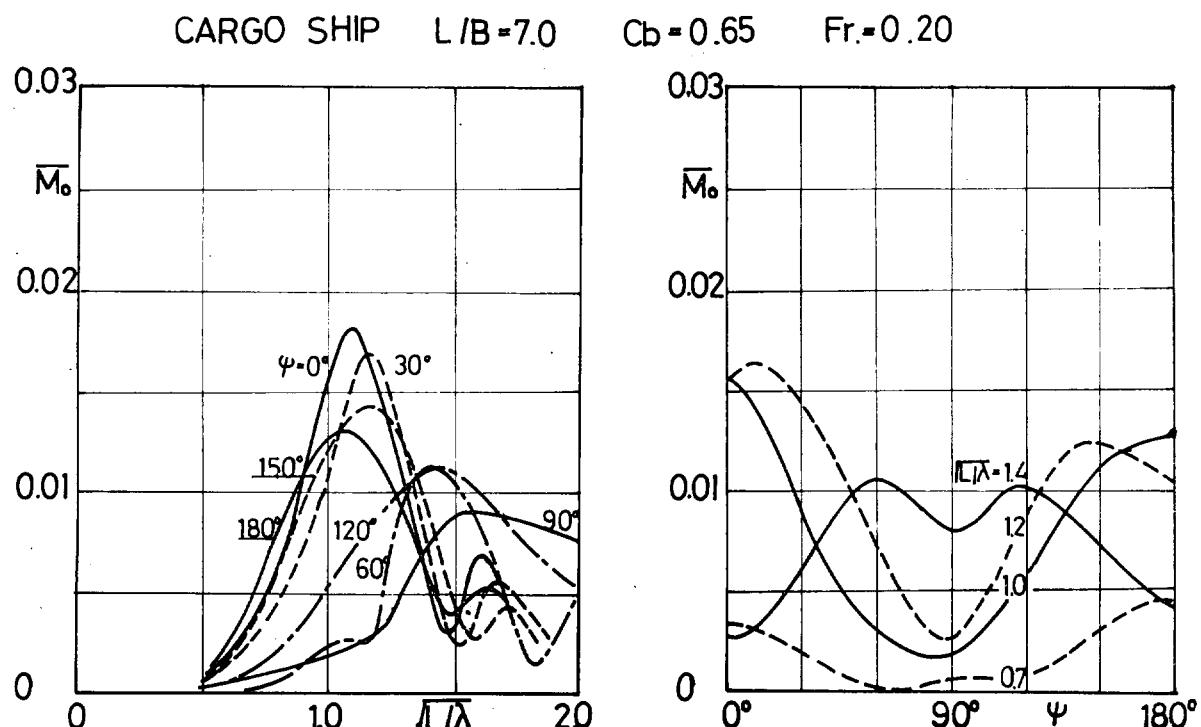


Fig. 3-4-2

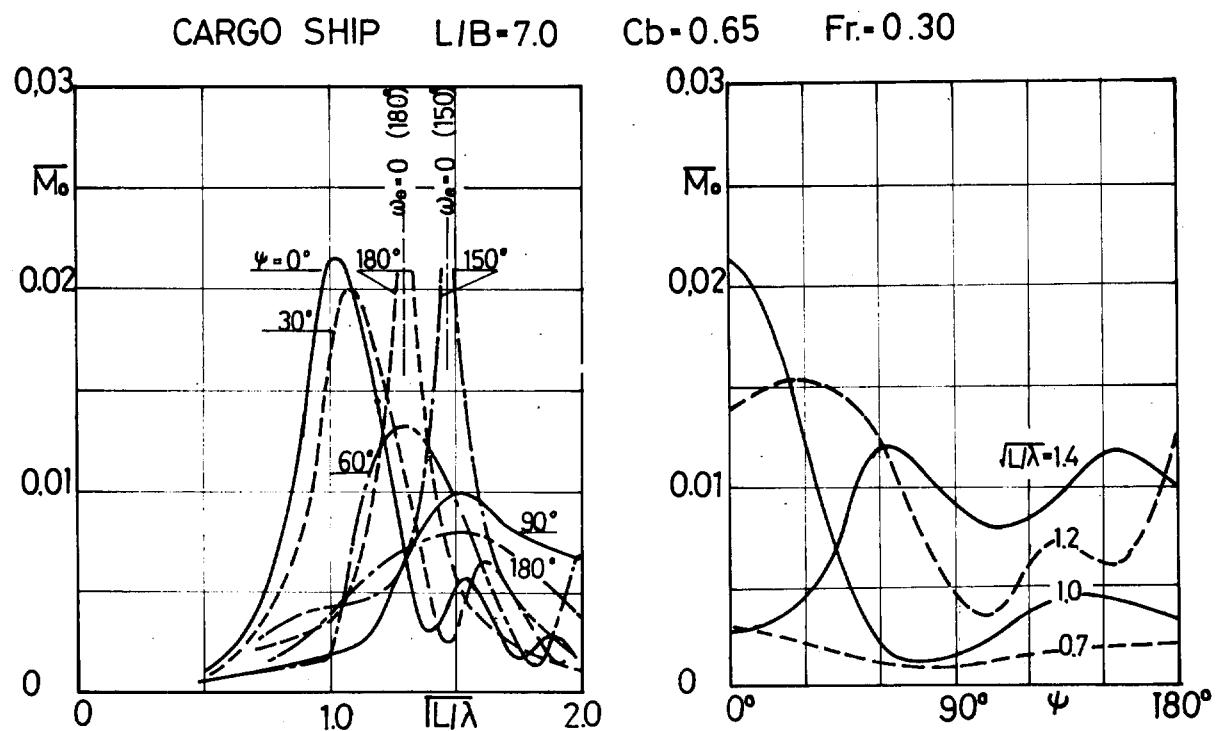


Fig. 3-4-3

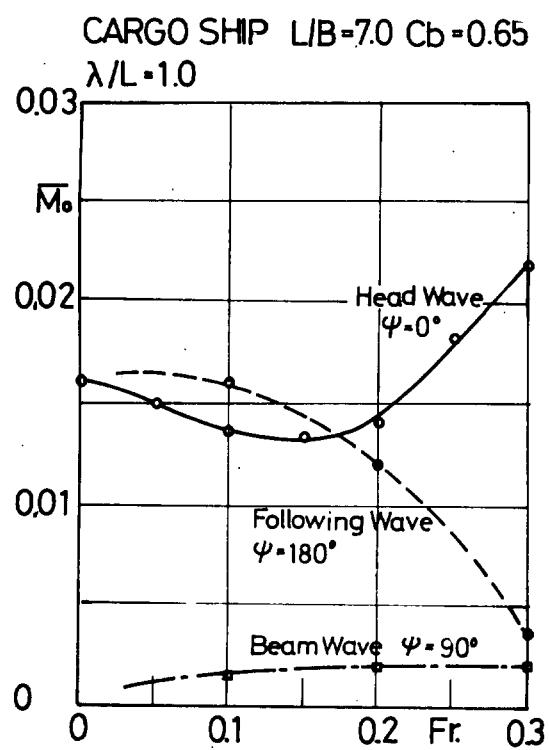


Fig. 3-4-4

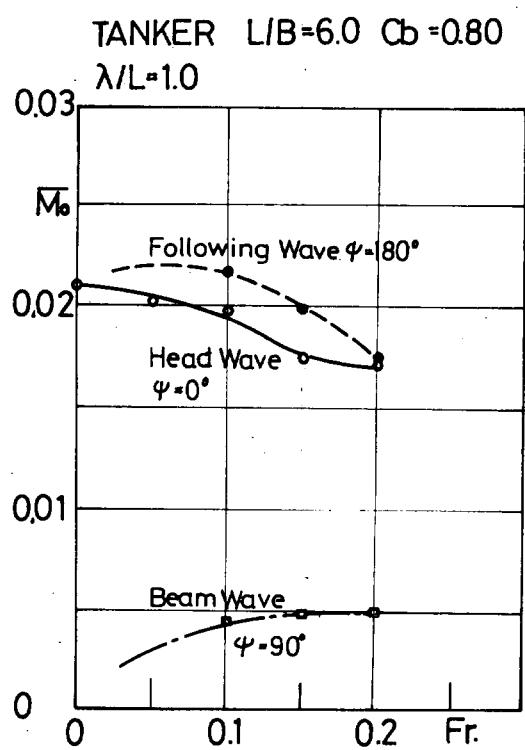


Fig. 3-4-8

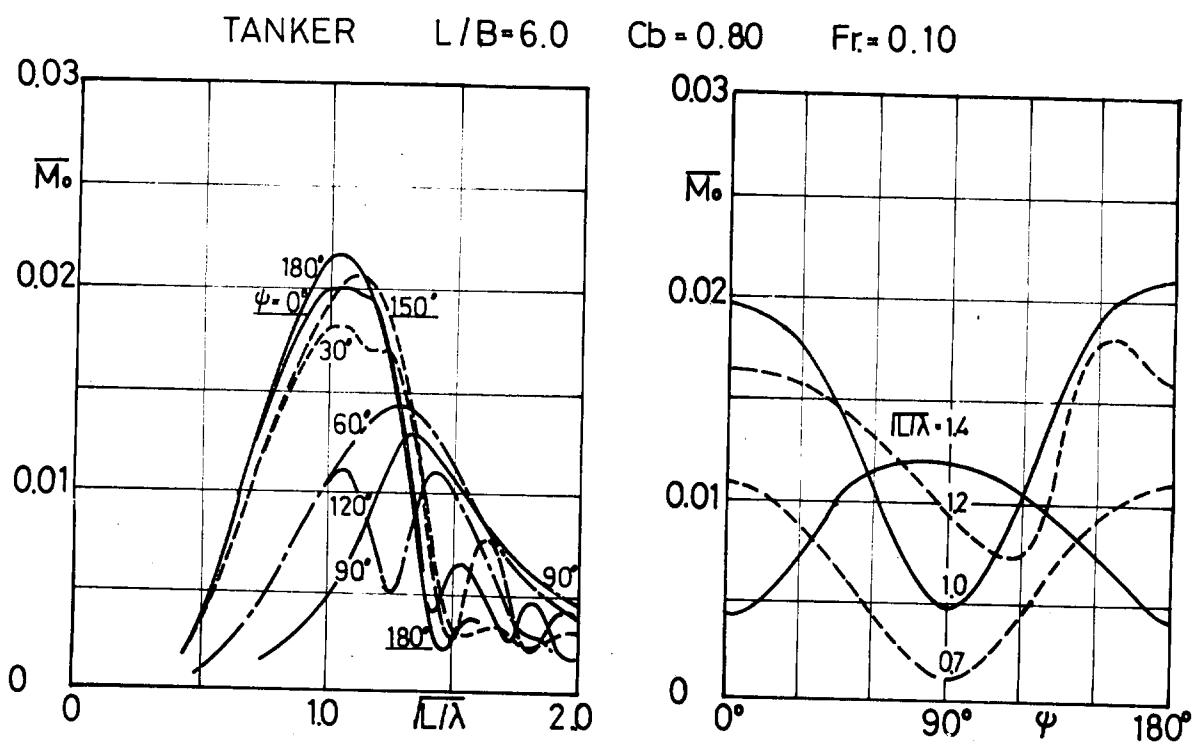


Fig. 3-4-5

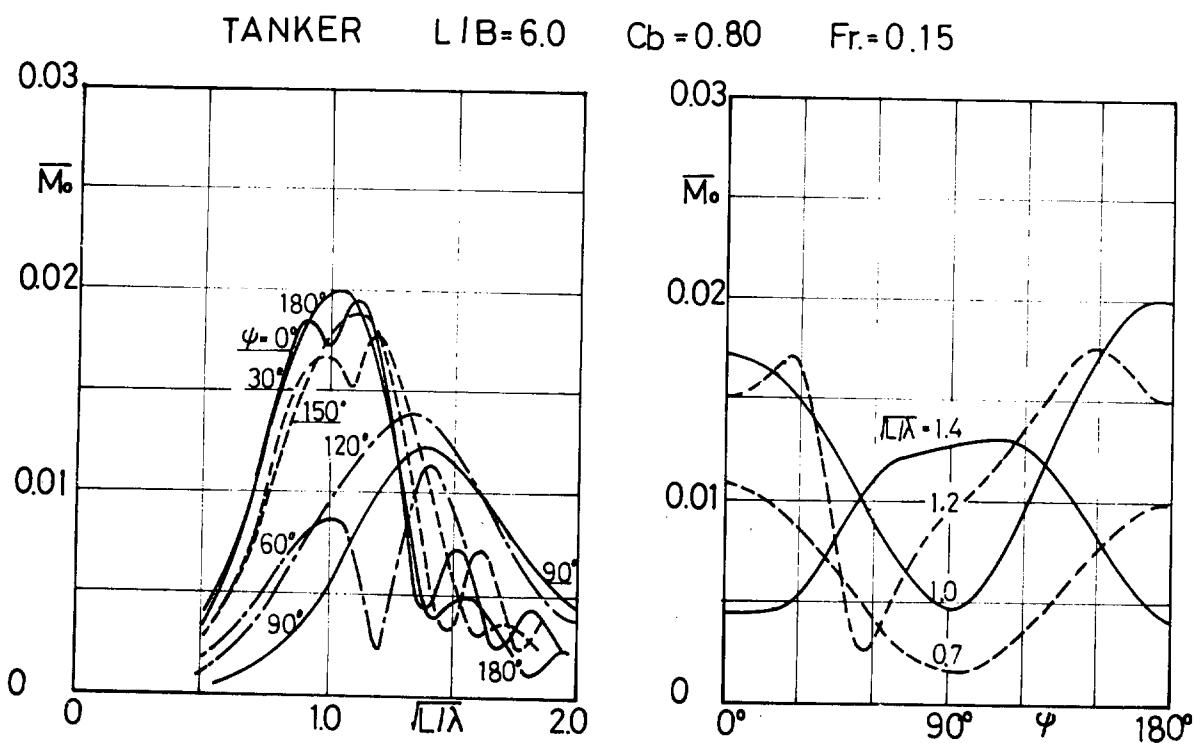


Fig. 3-4-6

TANKER $L/B = 6.0$

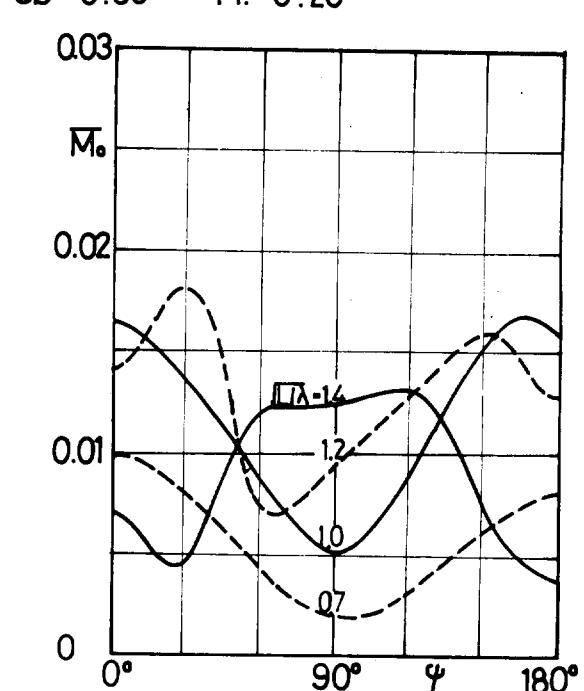
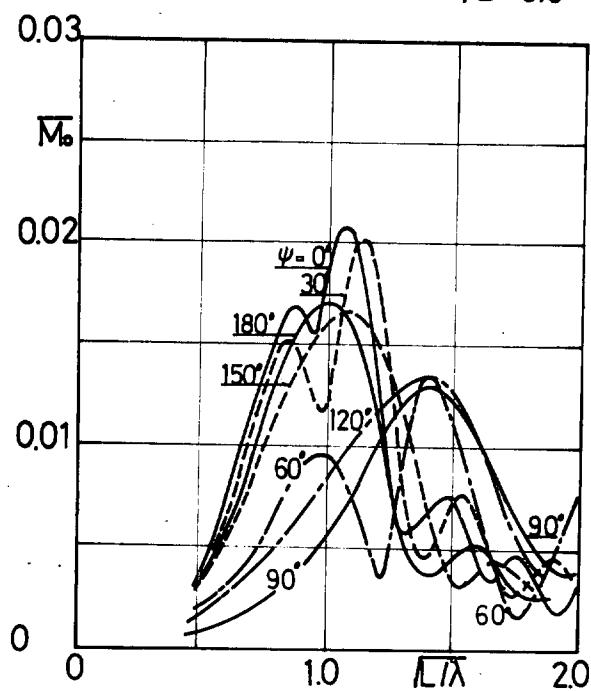


Fig. 3-4-7

3.4.2 短期分布の比較

Table 3-13 に示すような船速(フルード数)、船長、平均波周期、針路の組合せについて短波頂不規則海面における船体中央部波浪縦曲げモーメントの標準偏差 sR_0 を求め、これと 3.2 節で求めた長波頂正面不規則海面での船体中央部波浪縦曲げモーメントの標準偏差 $L R_0$ とを比較する。

Fig. 3.4.9～3.4.10 は貨物船船型の基準船型 C 70 65 についての計算結果である。Fig. 3.4.9 は長波頂不規則海面での曲げモーメントの標準偏差の無次元値 $\overline{LR}_0 = LR_0 / \rho g LBH$ および短波頂不規則海面での曲げモーメントの標準偏差の無次元値 $\overline{sR}_0 = sR_0 / \rho g LBH$ を針路 ψ をパラメータとし平均波周期 T の関数として示す。Fig. 3.4.10 は \overline{LR}_0 、 \overline{sR}_0 を平均波周期 T をパラメータとし船長 L の関数として示す。Fig. 3.4.11～3.4.12 は油槽船船型の基準船型 T 60 80 についての計算結果である。

以上の計算結果から次のことがわかる。

- 1) 長波頂不規則海面での曲げモーメントの標準偏差の無次元値 \overline{LR}_0 、短波頂不規則海面での曲げモーメントの標準偏差の無次元値 \overline{sR}_0 とともに正面迎波 ($\psi = 0^\circ$)、追波 ($\psi = 180^\circ$) で大きい値を示す。
- 2) 正面迎波、追波 およびこれらに近い状態では \overline{LR}_0 の値が大きく、横波 およびこれに近い状態では \overline{sR}_0 の値が若干大きい。
- 3) 曲げモーメントの標準偏差が最大となる平均波周期は短波頂不規則海面における方が若干小さめである。すなわち、 $L = 150\text{ m}$ の貨物船船型で標準偏差が最大となるのは、長波頂不規則海面で約 8 秒、短波頂不規則海面で約 7 秒であり、 $L = 250\text{ m}$ の油槽船船型では長波頂不規則海面で約 11 秒、短波頂不規則海面で約 10.5 秒である。これらは正面規則波中で波浪曲げモーメントの応答関数が最大となる波周期 ($L = 150\text{ m}$ の貨物船船型で約 9 秒、 $L = 250\text{ m}$ の油槽船船型で約 13 秒) に比べて若干小さい。

Table 3.12

Type	Cargo ship			Tanker		
Froude number Fr.	0.10	0.20	0.30	0.10	0.15	0.20
Wave length $\sqrt{\frac{L}{\lambda}}$	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9
	1.00	1.05	1.10	1.15	1.2	1.3
	1.5	1.6	1.7	1.8	1.9	2.0
Heading angle ψ (deg.)	0°	30°	60°	90°	120°	150°
	180°					

Table 3.13

Type	Cargo ship			Tanker		
Froude number Fr.	0.10	0.20	0.30	0.10	0.15	0.20
Ship length L (m)	50	75	100	125	100	200
	150	175	200			
Visual wave period T (sec.)	4	6	8	10	12	14
	16	18				
Ship course angle θ (deg.)	0°	30°	60°	90°	120°	150°
	180°					

Table 3.14

Type	Cargo ship			Tanker		
Froude number	Fr.	0.10	0.20	0.30	0.10	0.15
Ship length	L (m)	50	75	100	125	150
		150	175	200		250
					400	300
Ship course angle	θ (deg.)	0°	30°	60°	90°	120°
					150°	180°

Table 3.15

 $M_0^*(Q=10^{-8})$. All headings in the short crested irregular waves $M_0^*(Q=10^{-7})$ In the long crested irregular head waves

Type	Cargo ship			Type	Tanker		
Fr. L(m)	0.10	0.20	0.30	Fr. L(m)	0.10	0.15	0.20
50	1.043	0.917	0.886	150	0.945	0.920	0.902
75	1.074	0.925	0.922	200	0.961	0.940	0.908
100	1.116	0.892	0.964	250	0.976	0.975	0.921
125	1.101	0.971	0.984	300	0.978	0.955	0.925
150	1.060	0.953	0.913	400	0.980	0.961	0.920
175	1.053	0.921	0.933				
200	1.149	0.900	0.905				

Table 3.16

Type	Cargo ship & Tanker						
Froude number	Fr.	0.10 0.15					
Wave length	L/λ	0.4 0.5 0.6 0.7 0.8 0.9 0.95					
		1.0 1.05 1.10 1.15 1.2 1.3 1.4					
		1.5 1.6 1.7 1.8 1.9 2.0					
Heading angle	ψ (deg.)	0° 30° 60° 90° 120° 150° 180°					

Table 3.17

Type	Tanker							
Froude number	Fr.	0.15						
Ship length	L (m)	200 300 400						
Visual wave period	T (sec.)	4 6 8 10 12 14 16 18						
Ship course angle	θ (deg.)	0 30 60 90 120 150 180						

Table 3.18

Type	Tanker		
Froude number Fr.	0.15		
Ship length L (m)	200	300	400
Ship course angl θ (deg.)	0	30	60 90 120 150 180

Table 3.19

$\bar{F}^*(Q=10^{-8})$ All Headings in the short crested irregular waves

$\bar{F}^*(Q=10^{-7})$ Long crested irregular head waves.

Ship length	No. 3 ss	No. 5 ss	No. 7 ss
200m	0.925		1.06
300	0.934		1.06
400	0.932		1.07

(Fr. = 0.15)

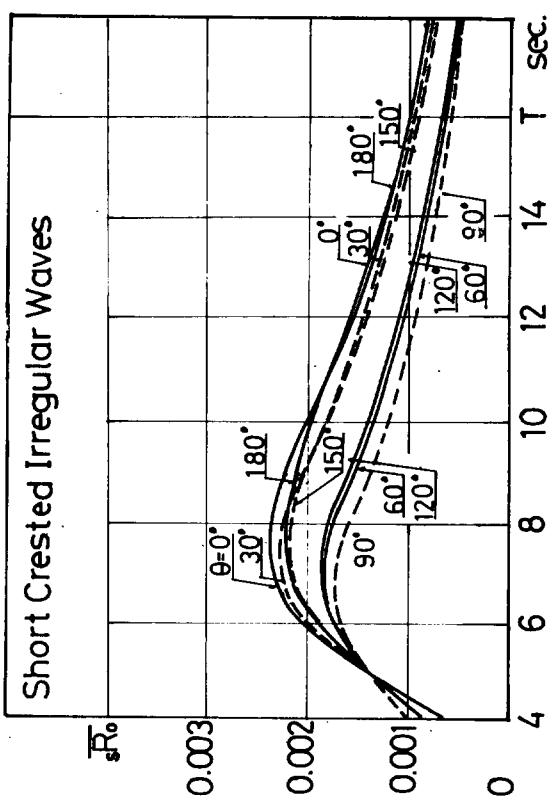
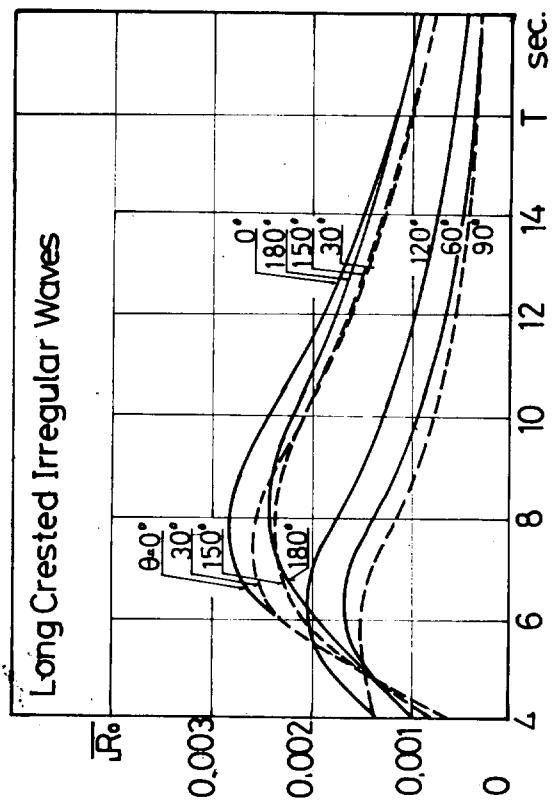
$\bar{M}^*(Q=10^{-8})$ All Headings in the short crested irregular waves

$\bar{M}^*(Q=10^{-7})$ Long crested irregular head waves

Ship length	No. 3 ss	No. 5 ss	No. 7 ss
200m	0.952	0.940	0.909
300	0.987	0.955	0.900
400	0.986	0.961	0.925

CARGO SHIP LIB = 7.0 $C_b = 0.65$

$L = 150 \text{ m}$ $F_r = 0.20$ $\theta = 0^\circ$ $F_r = 0.20$



-64-

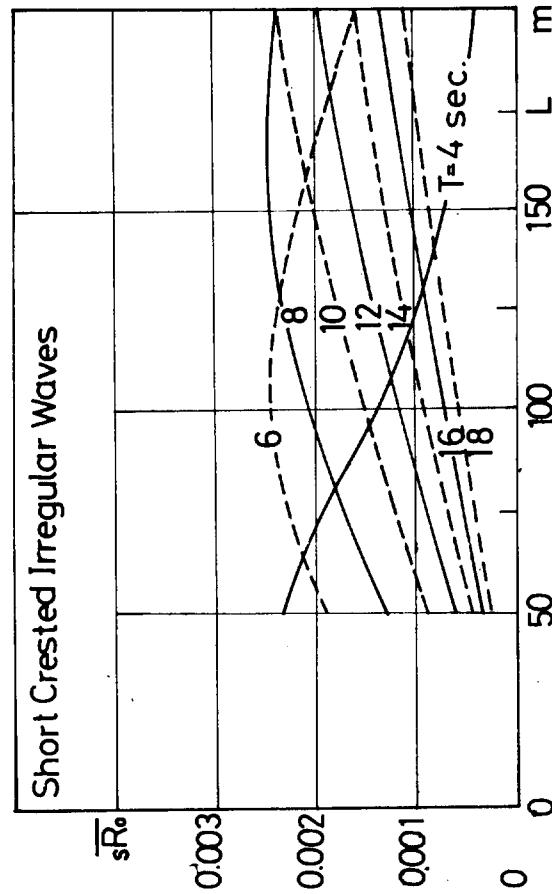
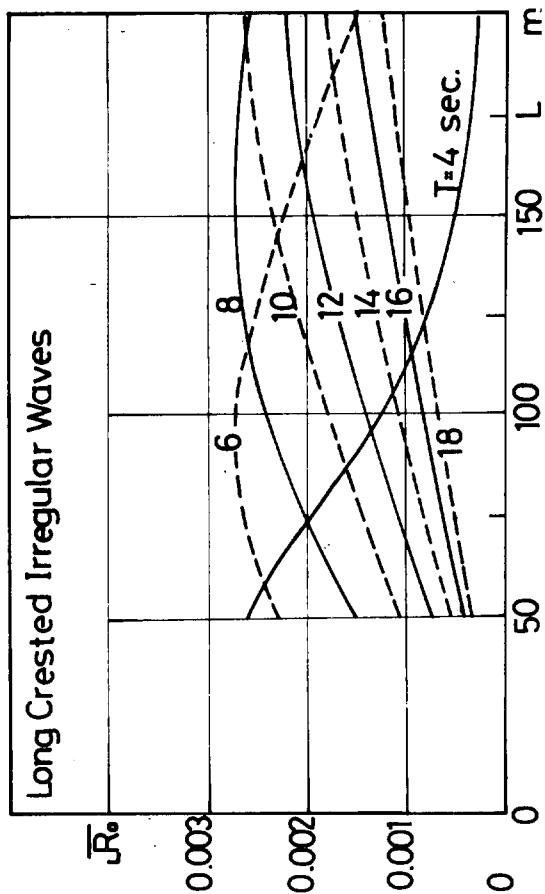


Fig. 3-4-9

Fig. 3-4-10

TANKER $L/B = 60$ $C_b = 0.80$

$L = 250 \text{ m}$ $\text{Fr} = 0.15$

$\theta = 0^\circ$ $\text{Fr} = 0.15$

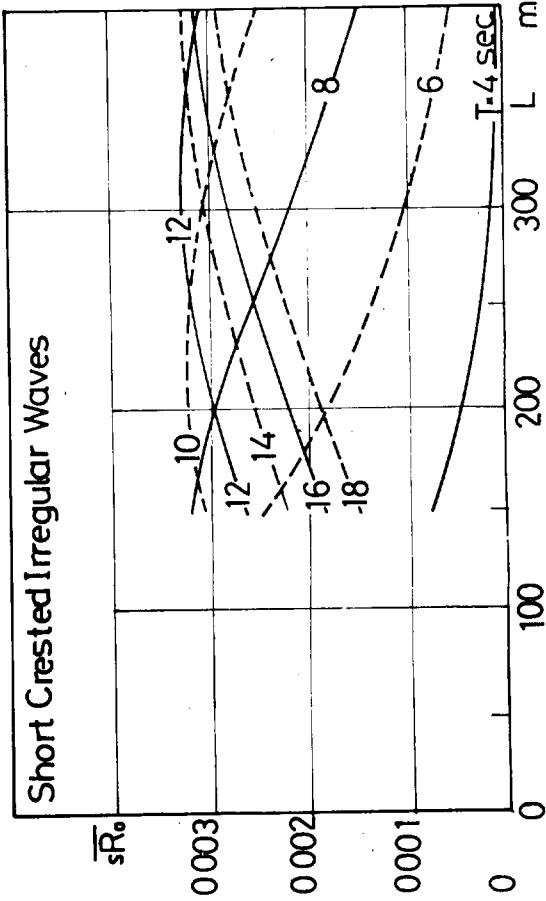
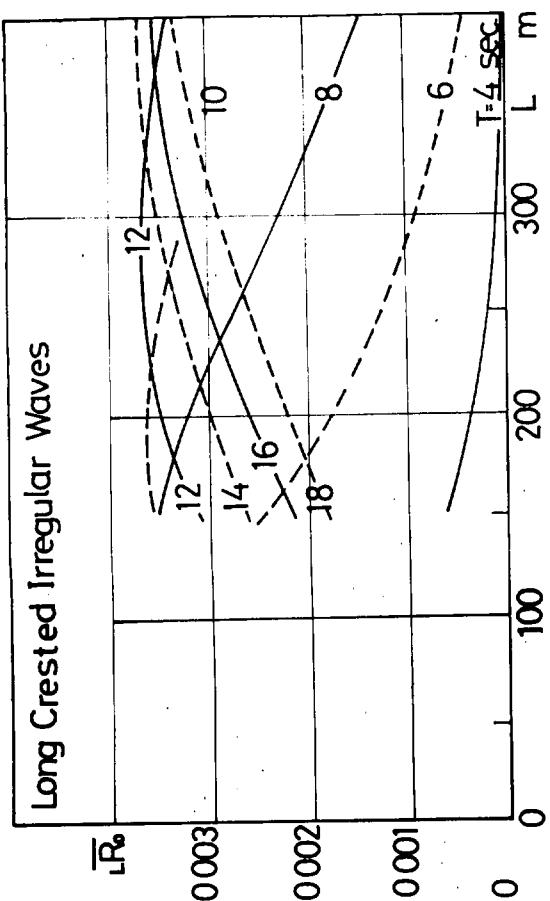
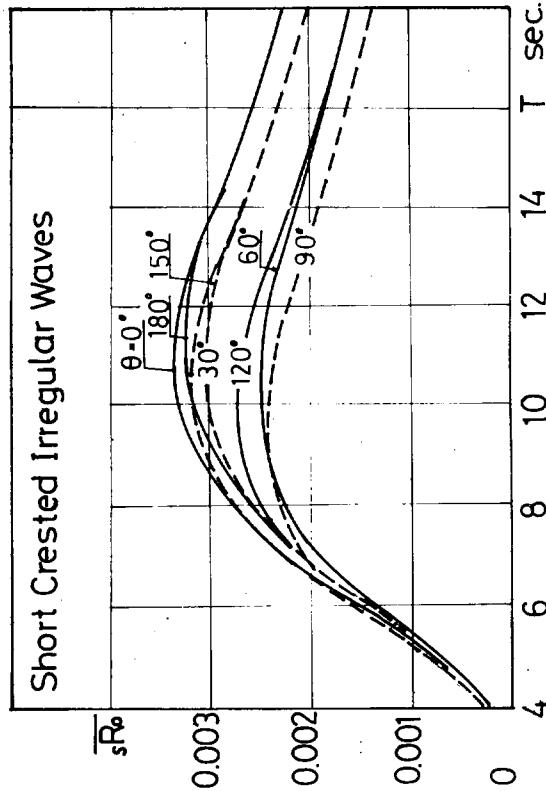
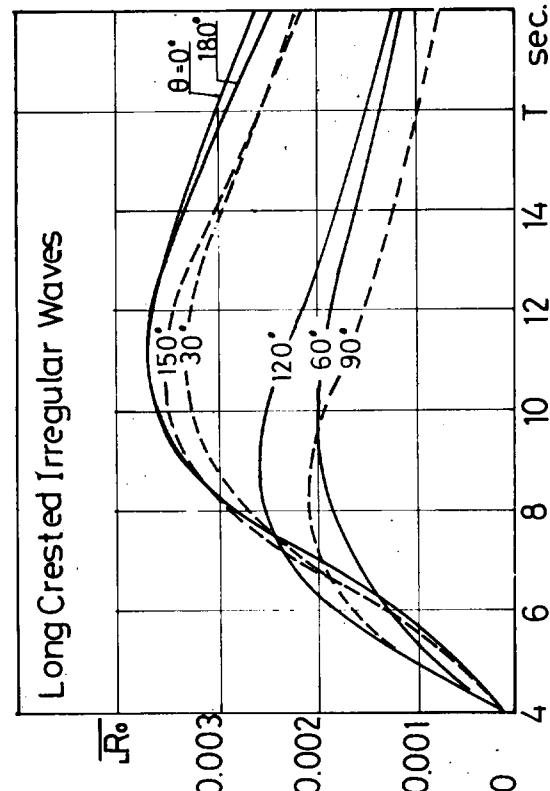


Fig. 3-4-11

Fig. 3-4-12

3.4.3 長期分布の比較

Table 3-14 に示すような船速(フルード数)、船長、針路の組合せについて短波頂不規則海面における船体中央部波浪縦曲げモーメントの長期分布を求め 3.3 節で求めた長波頂正面不規則海面における船体中央部波浪縦曲げモーメントの長期分布と比較してその関連を求める。

Fig. 3.4.1 3 は貨物船型の基準船型 C 70 65 の船体中央部波浪縦曲げモーメントの長期分布を長波頂正面不規則海面および短波頂不規則海面で船の波に対して針路をとる確率が $0^\circ \sim 360^\circ$ の範囲に一様に分布していると考えた All Headings の場合について比較したものである。

Fig. 3.4.1 4 は長波頂正面不規則海面で発現確率が $\theta = 10^{-7}$ である曲げモーメントの異常値およびこれに相当する等価波高と、短波頂不規則海面の All Headings で発現確率が $Q = 10^{-8}$ である曲げモーメントの異常値およびこれに相当する等価波高をフルード数をパラメータとして船長の関数として示し両者を比較する。

Fig. 3.4.1 5 ～ 3.4.1 6 は油槽船型の基準船型 T 60 80 についての計算結果である。

Table 3-15 は短波頂不規則海面の All Headings で発現確率が $\theta = 10^{-8}$ である曲げモーメントの異常値との比を船長、船速をパラメータとして示す。

以上の計算結果より次のことがいえる。

短波頂不規則海面で船の波に対して針路をとる確率が $0^\circ \sim 360^\circ$ の範囲に一様に分布すると考えた All Headings で発現確率が $\theta = 10^{-8}$ である船体中央部波浪縦曲げモーメントの異常値は長波頂正面不規則海面で発現確率が $Q = 10^{-7}$ である船体中央部波浪縦曲げモーメントの異常値にはほぼ等しい。

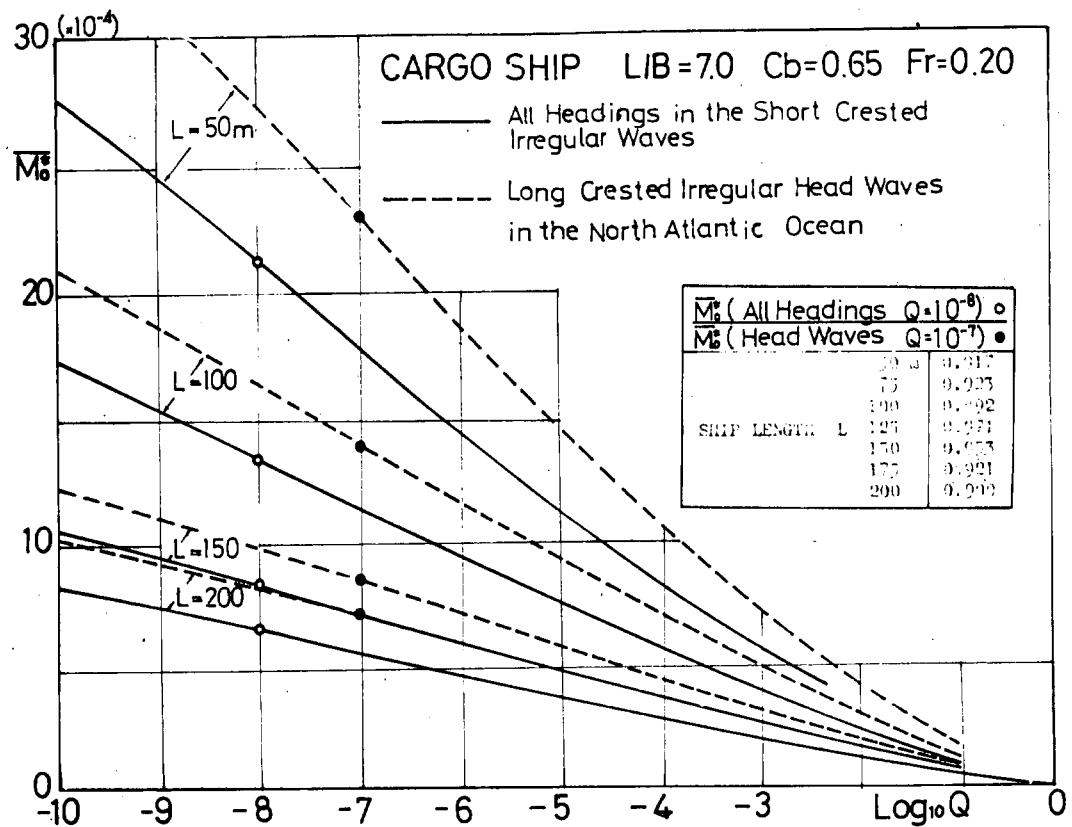


Fig. 3-4-13

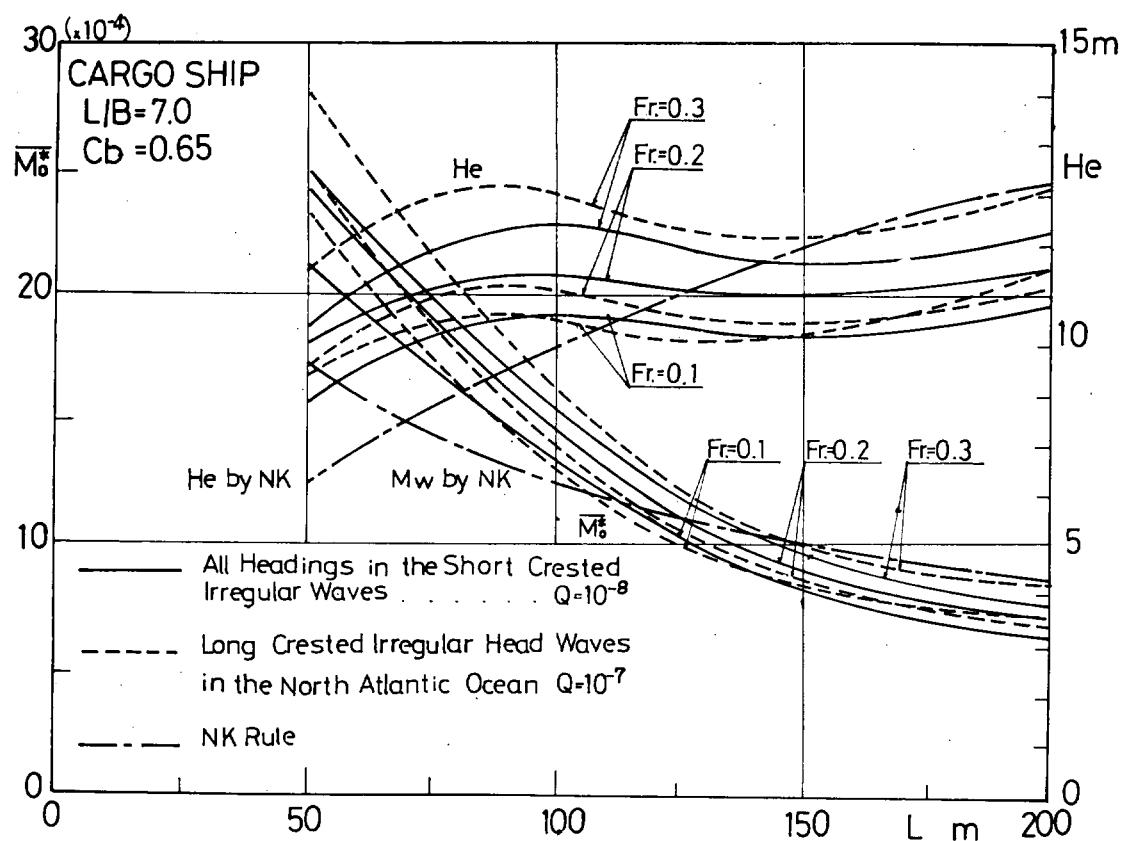


Fig. 3-4-14

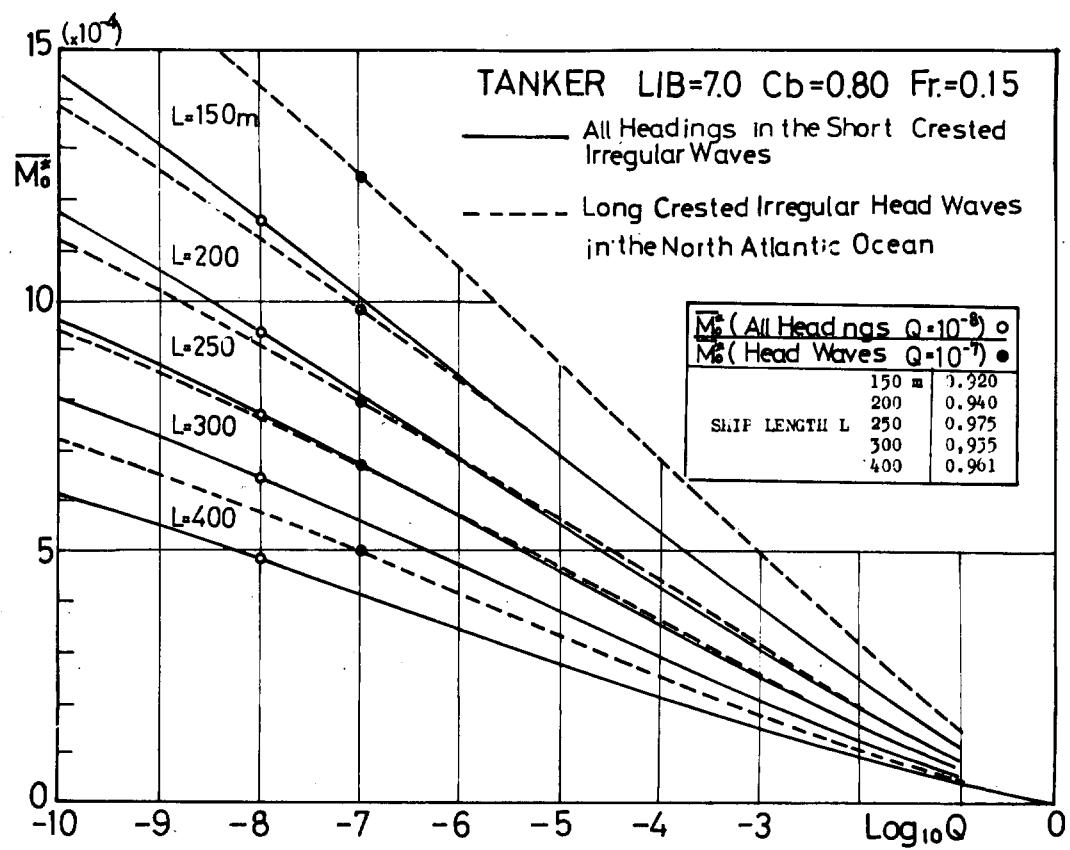


Fig. 3-4-15

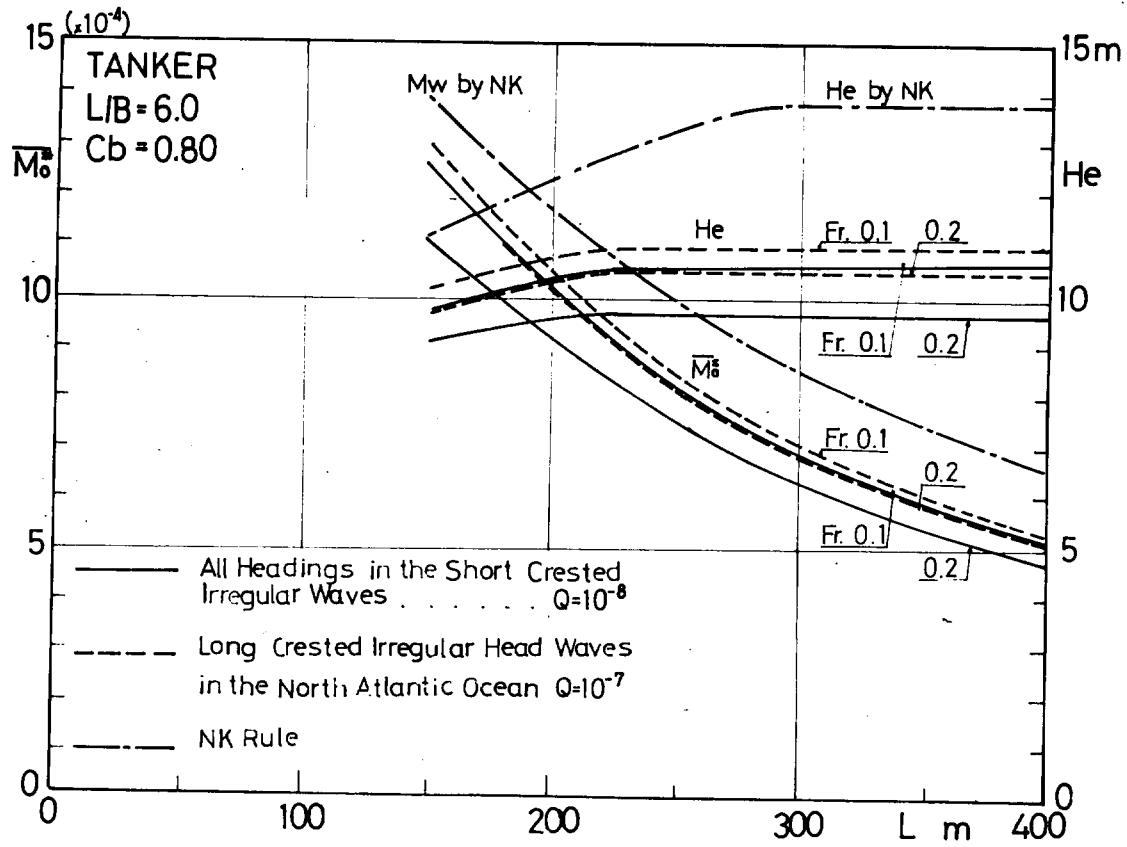


Fig. 3-4-16

3.5 波浪剪断力、波浪縦曲げモーメントの船長方向分布

貨物船船型、油槽船船型の基準船型(C7065, T6080)について規則波中での波浪剪断力、波浪縦曲げモーメントの船長方向の分布を計算し、さらに油槽船船型の基準船型T6080については船体中央部の他に2種の重要な断面における長波頂正面不規則海面、短波頂不規則海面での短期分布、長期分布の関連を求めたものである。

波浪剪断力、波浪縦曲げモーメントの船長方向分布を求めるのに必要な船体の重量分布曲線は3.1で船体中央部縦曲げモーメントの応答関数を求めるのに使用したTable 3.7の船体前、後半部重量、重心、縦慣性モーメントからAppendix Cに示す台形近似法をもちいて逆算し、これと実船の重量分布曲線とを比較検討して妥当な重量分布曲線を決定した。

Fig. 3.5.1は貨物船船型の基準船型C7065の重量分布曲線であり、Fig. 3.5.2は、この重量分布曲線から求めた静水中剪断力、および縦曲げモーメントの船長方向分布である。Fig. 3.5.9は油槽船船型の基準船型T6080の重量分布曲線であり、Fig. 3.5.10は、この重量分布曲線から求めた静水中剪断力、および縦曲げモーメントの船長方向分布である。

3.5.1 波浪剪断力、波浪縦曲げモーメントの応答関数の船長方向分布

船長を10等分した各stationにおける波浪剪断力の応答関数($\bar{F}_0 = F_0 / \rho g LB h_0$)および波浪縦曲げモーメントの応答関数($\bar{M}_0 = M_0 / \rho g L^2 B h_0$)をTable 3-16に示すような船速、波長および針路の組合せについて求めた。

Fig. 3.5.3～3.5.8は貨物船船型の基準船型についての計算結果である。Fig. 3.5.3は、16.3 s.s. 16.5 s.s. (Midship)、16.7 s.s. の3stationにおける波浪剪断力の応答関数を示す。

Fig. 3.5.5は λ_L をパラメータとして、Fig. 3.5.7は針路 ψ をパラメータとして波浪剪断力の応答関数の船長方向分布を示す。Fig. 3.5.4は16.3 s.s. 16.5 s.s. (Midship)、16.7 s.s. の3stationにおける波浪縦曲げモーメントの応答関数を示す。Fig. 3.5.6は λ_L をパラメータとして、Fig. 3.5.8は針路 ψ をパラメータとして波浪縦曲げモーメントの応答関数の船長方向分布を示す。

Fig. 3.5.9～3.5.16は油槽船船型の基準船型T6080についての計算結果である。

以上の計算結果より次のことがいえる。

貨物船船型について

- 1) 波浪剪断力の応答関数 \bar{F}_0 は $\lambda_L = 1.0$ の正面迎波($\psi = 0^\circ$)中で16.3 s.s.、と16.7 s.s.に極大値を、16.5 s.s.に極小値をもつ。同時に波浪縦曲げモーメントの応答関数 \bar{M}_0 は16.5 s.s.に極大値をもつ。これらの極値を示す位置は λ_L の値とともに変化しし、 $\lambda_L > 1.0$ では若干船尾側に移動する。 $\lambda_L < 1.0$ では船長方向の分布は複雑な形状を示し、たとえば $\lambda_L = 0.5$ の規則波中では波浪剪断力の応答関数は16.2 s.s. 5 s.s.、8 s.s. の3stationに極大値をもち、また波浪縦曲げモーメントの応答関数は16.4 s.s.で極大値を示すだけではなく16.6 s.s.で極小値も示す。
- 2) 針路の影響は波浪剪断力、波浪縦曲げモーメントの応答関数ともに同じ傾向を示す。正面迎波($\psi = 0^\circ$)、追波($\psi = 180^\circ$)で最大、横波($\psi = 90^\circ$)で最小となる。なお、極値を示す位置は迎波に比べて追波における方が若干船尾側である。
- 3) 貨物船船型では重量分布がほぼ前後対称であるため、波浪剪断力、波浪縦曲げモーメントの応答関数はともに、16.3 s.s.、16.7 s.s.でほぼ同じ形状を示す。また16.3 s.s.、16.7 s.s.における応答関数と16.5 s.s.における応答関数の相関は、 $\lambda_L > 1.2$ の範囲で、波浪剪断力については前者は後者の約2倍であり、波浪縦

曲げモーメントについては前者は後者の約1/2である。

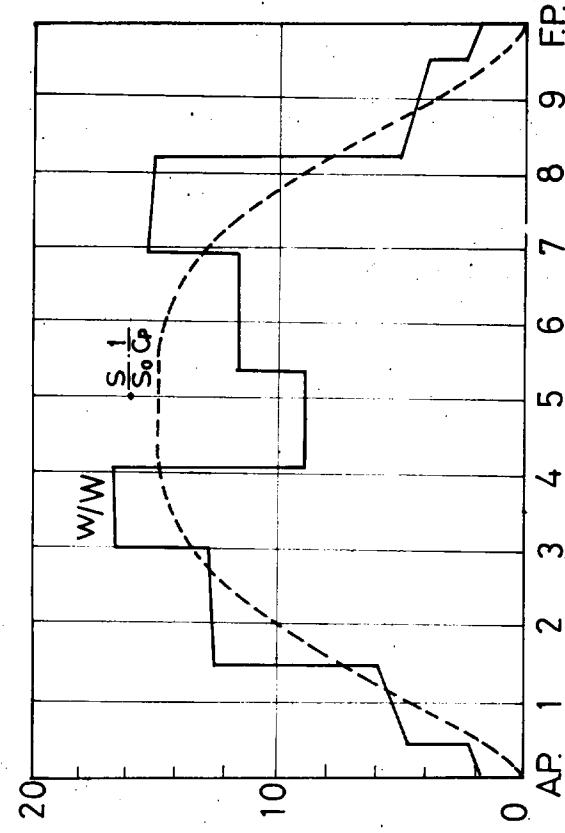
油槽船船型について

- 1) 油槽船船型の基準船型 T 6 0 8 0 は Fig. 3.5.9 ~ 3.5.10 からも知れるように重量分布の前後非対称度が大きいため波浪剪断力、波浪縦曲げモーメントの応答関数の船長方向分布は C 7 0 6 5 の場合と比較してより複雑である。波浪剪断力の応答関数は $\lambda_L = 1.0$ の正面迎波中で 16.4 s.s., 16.8 s.s. に極小値をもつ。同時に波浪縦曲げモーメントの応答関数は 16.6 s.s. に極大値を示す。
- 2) しかし、 $\lambda_L > 1.0$ でこれらの極値を示す位置が若干船尾側に移動すること。 $\lambda_L < 1.0$ で複雑な形状を示すこと。および針路の影響等の傾向について C 7 0 6 5 と同様である。
- 3) 重量分布の前後非対称度が大きいため、C 7 0 6 5 にみられたような 16.3 s.s., 16.7 s.s. と 16.5 s.s. (Midship) との相関はない。
- 4) NK Rule 内規の最大波浪剪断力は $\lambda_L = 1.0$ の場合、次式で示される。

$$G = \frac{F_w}{\rho \bar{g} LB h_0} = 0.0878 \frac{C_b + 0.7^*}{\rho \bar{g}} = 0.129$$

この値を $\lambda_L = 1.0$ の正面迎波中で比較的大きい 16.3 s.s. における波浪剪断力の応答関数 $\bar{F}_w = F_w / \rho \bar{g} LB h_0 = 0.04 \sim 0.06$ ($F_r = 0.10 \sim 0.15$) の約 2 倍である。

CARGO SHIP L/B=7.0 Cb=0.65



$Fr = 0.15 \quad \psi = 0^\circ$

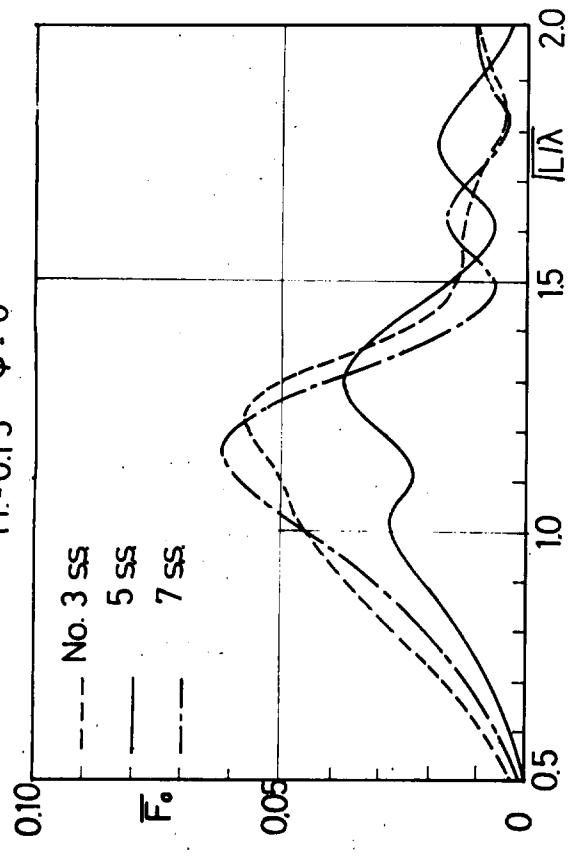


Fig. 3-5-1 Weight Distribution

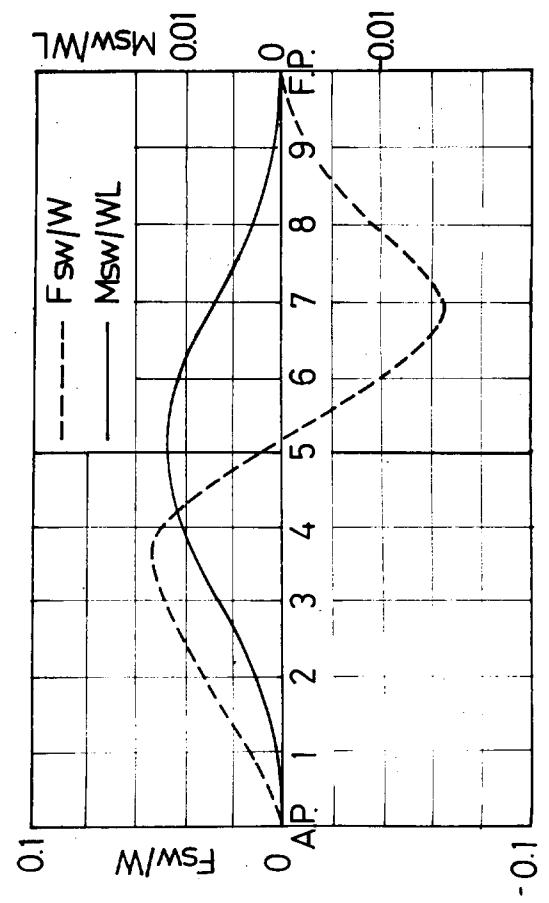
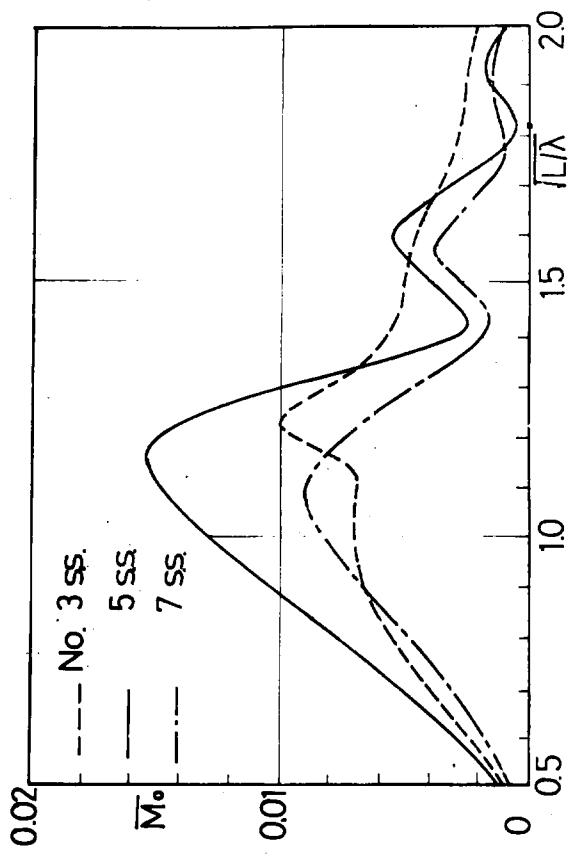


Fig. 3-5-3



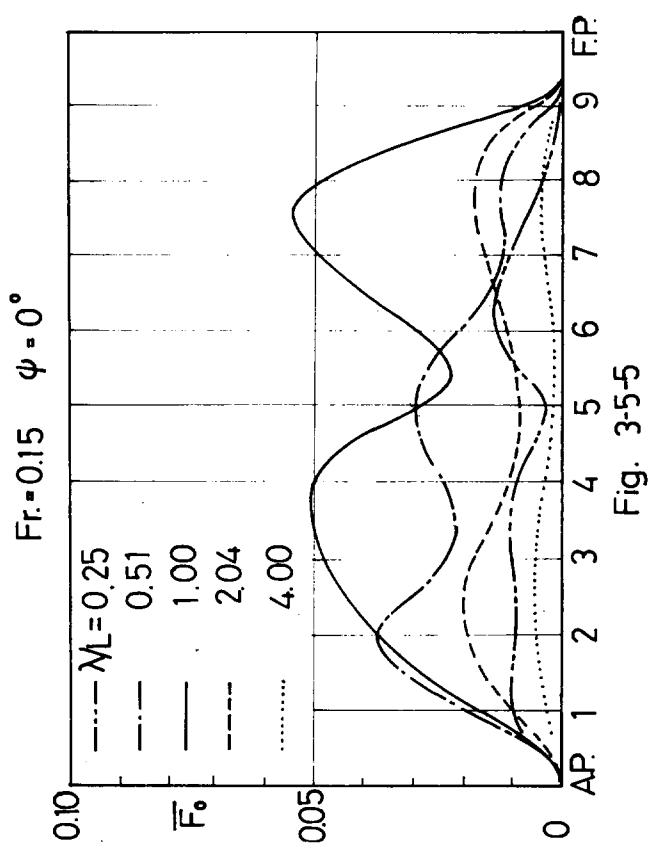


Fig. 3-5-5

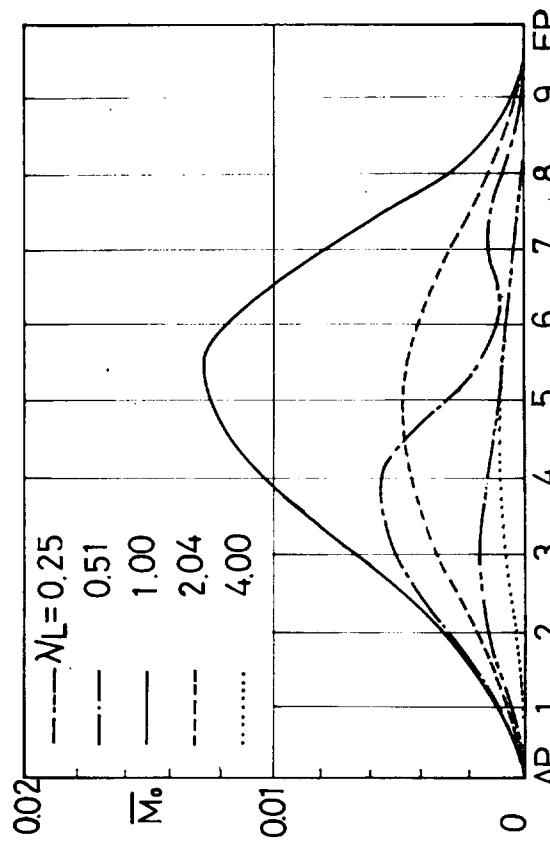


Fig. 3-5-6

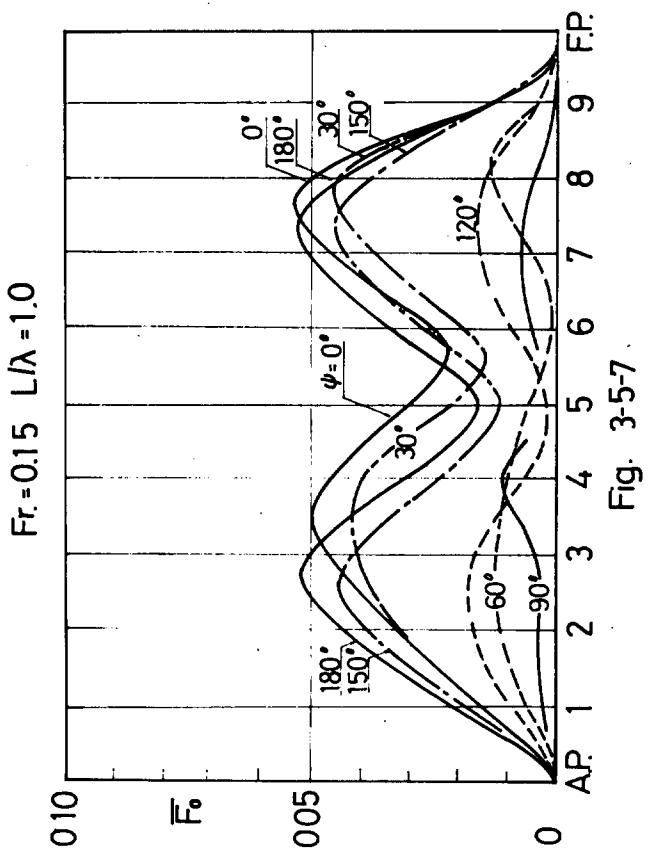


Fig. 3-5-7

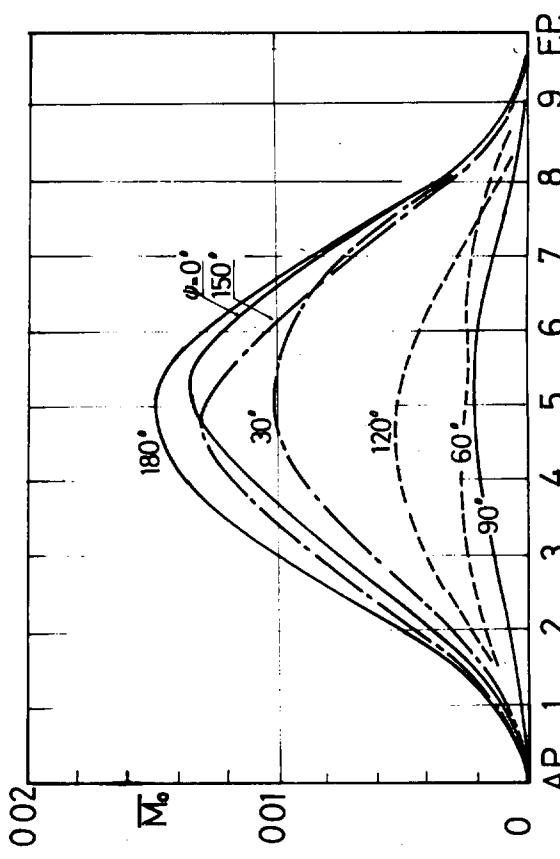
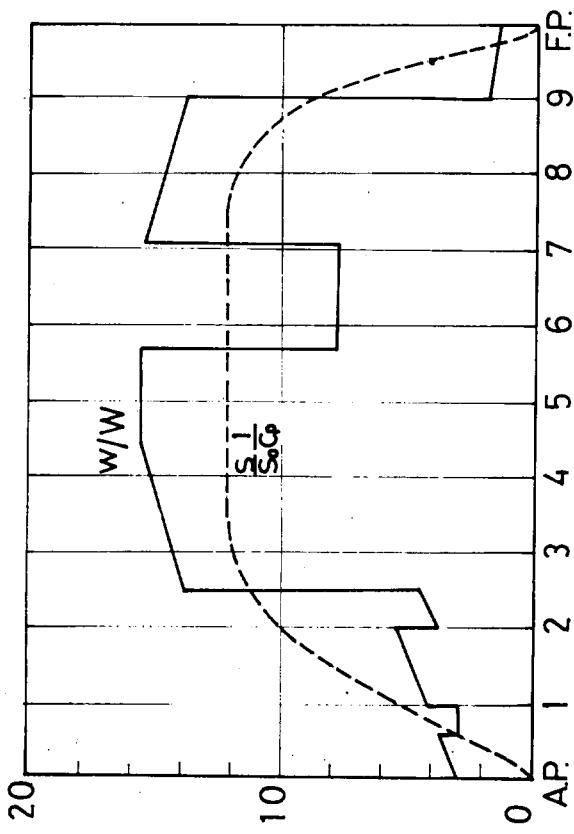


Fig. 3-5-8

TANKER $L/B = 6.0$ $C_b = 0.80$



$Fr = 0.15$ $\varphi = 0^\circ$

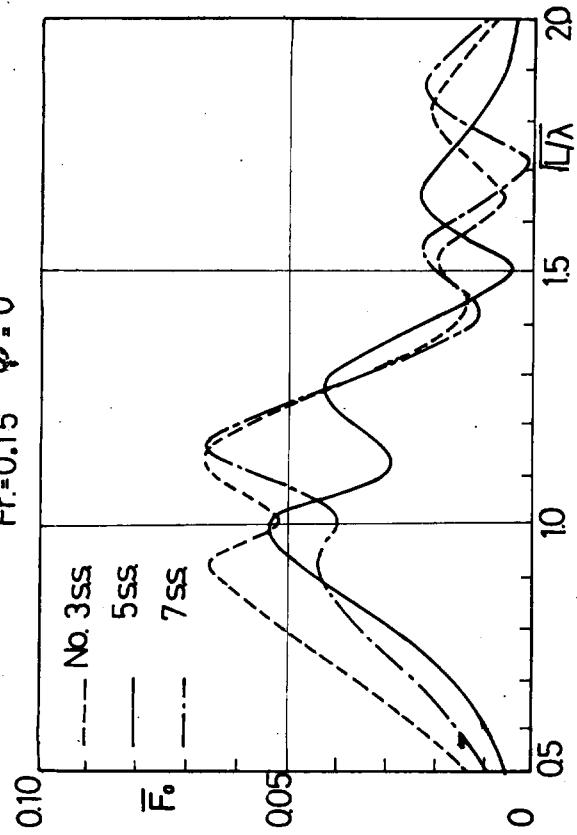


Fig. 3-5-11

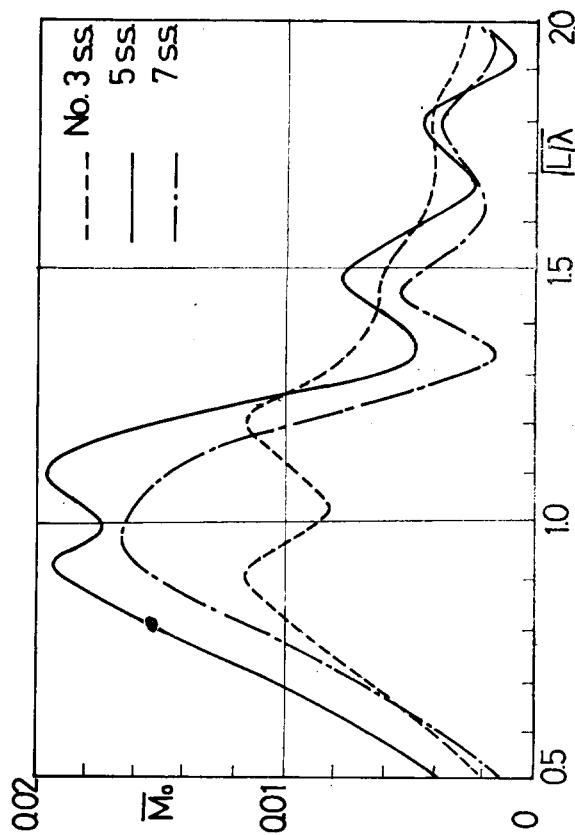
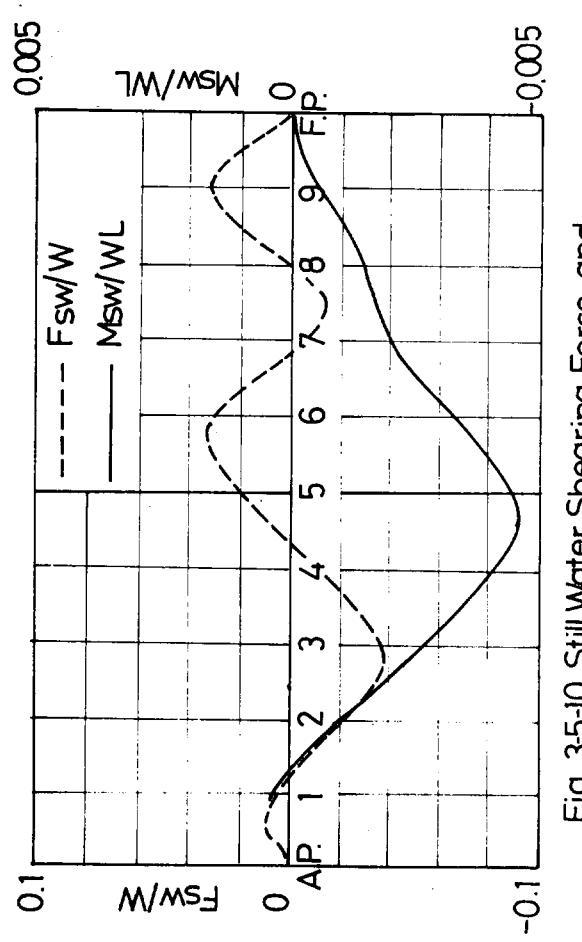


Fig. 3-5-12

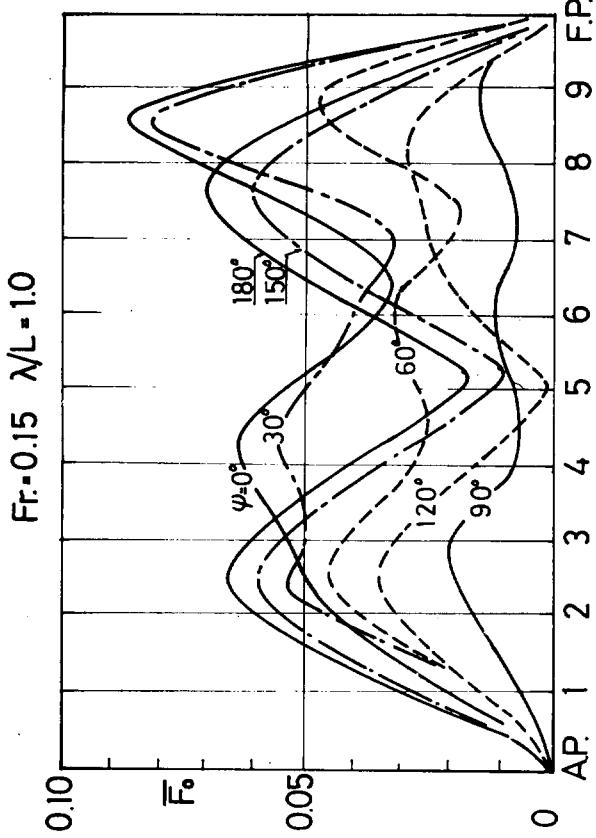


Fig. 3-5-15

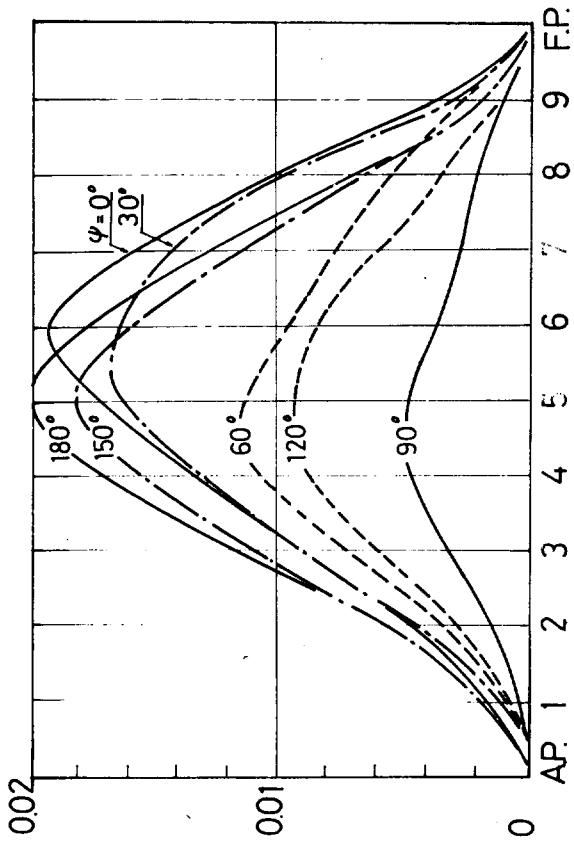


Fig. 3-5-16

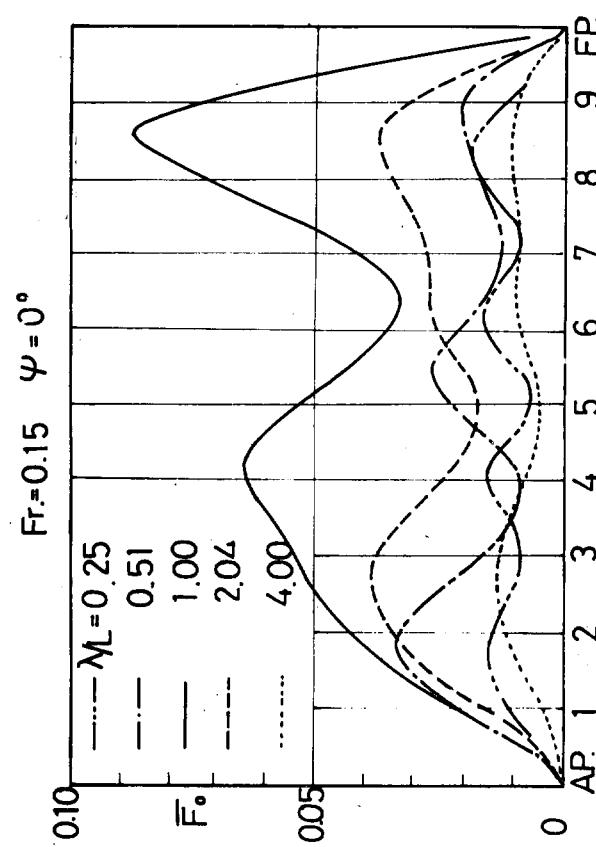


Fig. 3-5-13

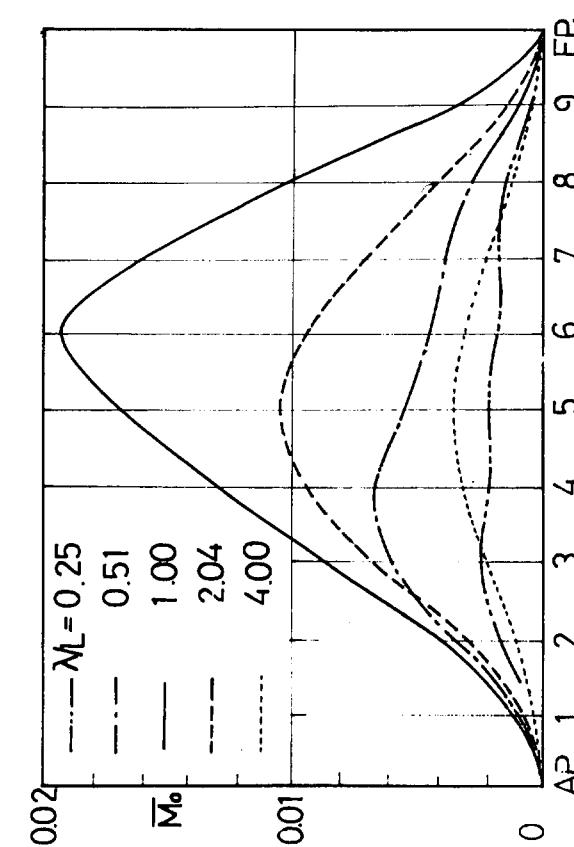


Fig. 3-5-14

3.5.2 油槽船船型 (T 6080) の波浪剪断力の船長方向分布の短期分布と長期分布

波浪剪断力の応答関数 \bar{F}_0 が比較的大きい 16.3 s.s. および 16.7 s.s. について、Table 3-17 に示す船長、船速、針路、平均波周期の組合せに対し短期分布を、Table 3-18 に示す船長、船速、針路の組合せに対し長期分布を求め、長波頂正面不規則海面および短波頂不規則海面における短期分布、長期分布それぞれの関連を検討する。

Fig. 3.5.17～3.5.18 は長波頂正面不規則海面、短波頂不規則海面における波浪剪断力の標準偏差の無次元値 \bar{R}_0 、 $s\bar{R}_0$ を 16.3 s.s.、16.7 s.s. についてとりまとめたものである。

Fig. 3.5.19～3.5.20 は北大西洋の長波頂正面不規則海面、短波頂不規則海面で *all headings* を考えたときの波浪剪断力の異常値とその発現確率との関係を 16.3 s.s.、16.7 s.s. についてとりまとめたものである。

Fig. 3.5.21 は長波頂正面不規則海面で発現確率が $Q = 10^{-7}$ である波浪剪断力の異常値と短波頂不規則海面で *all headings* を考えたとき発現確率が $Q = 10^{-8}$ である波浪剪断力の異常値との関連を各船長について求めたものである。

以上の計算結果から次のことがいえる。

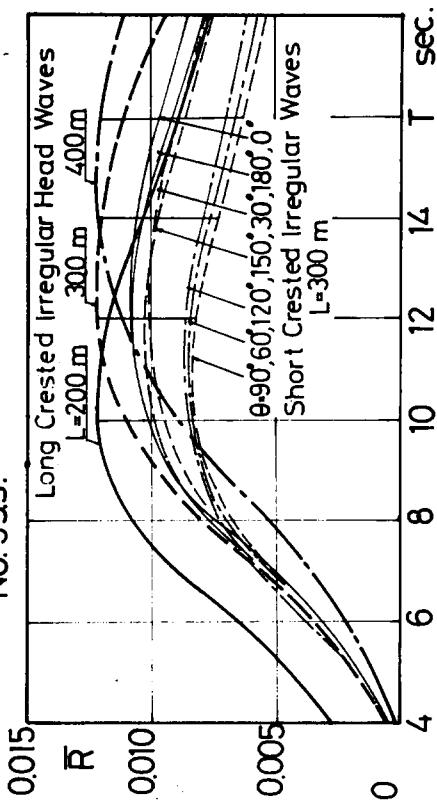
船長が 300 m の T 6080 について波浪剪断力の標準偏差が最大となる平均波周期は長波頂正面不規則海面、短波頂不規則海面ともにはほぼ等しく 16.3 s.s. では約 1.1 秒、16.7 s.s. では若干小さく約 1.05 秒である。波浪剪断力の標準偏差に対する針路の影響は 16.3 s.s. では短波頂不規則海面で標準偏差が針路 $\theta = 0^\circ, 180^\circ, 150^\circ, 30^\circ$ の順に小さくなり、 $\theta = 90^\circ$ で最小となる。これらの値はいずれも長波頂正面不規則海面における値より小さい。16.7 s.s. では短波頂不規則海面で標準偏差は $\theta = 180^\circ, 150^\circ, 0^\circ, 30^\circ$ の順に小さくなり $\theta = 90^\circ$ で最小となる。しかし $\theta = 180^\circ, 150^\circ$ における値は長波頂正面不規則海面における値より若干大きい。

その結果、短波頂不規則海面で *all headings* を考えたときの発現確率が $Q = 10^{-8}$ である波浪剪断力の異常値と長波頂正面不規則海面で発現確率が $Q = 10^{-7}$ である波浪剪断力の異常値との比をとると、16.3 s.s. では約 0.93、16.7 s.s. では約 1.03 でいずれも 1.0 に近い値である。したがって 3-4 章で示したと同様に波浪剪断力の場合にも短波頂不規則海面で *all headings* を考えたときの発現確率が $Q = 10^{-8}$ である波浪剪断力の異常値を用いることができる。

SHORT TERM DISTRIBUTION OF WAVE INDUCED SHEARING FORCE

TANKER L/B = 6.0 C_b = 8.0 Fr = 0.15

No. 3SS.



No. 7SS.

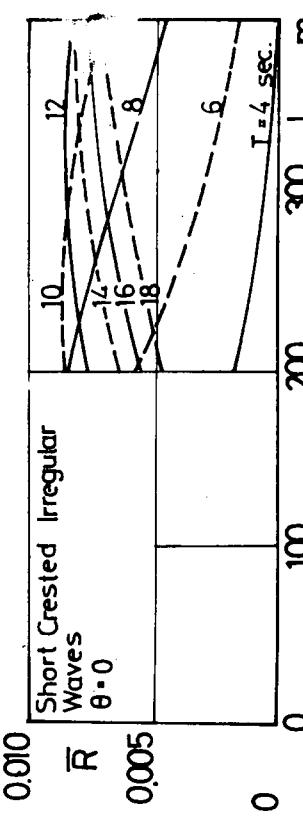
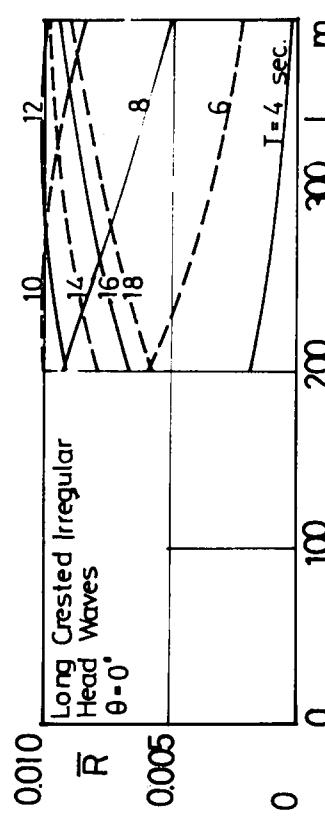
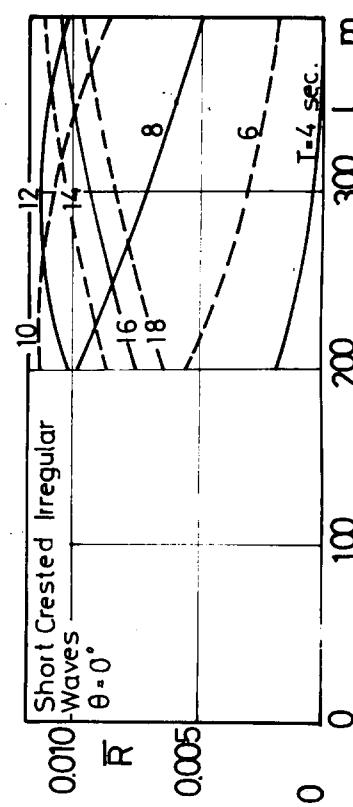
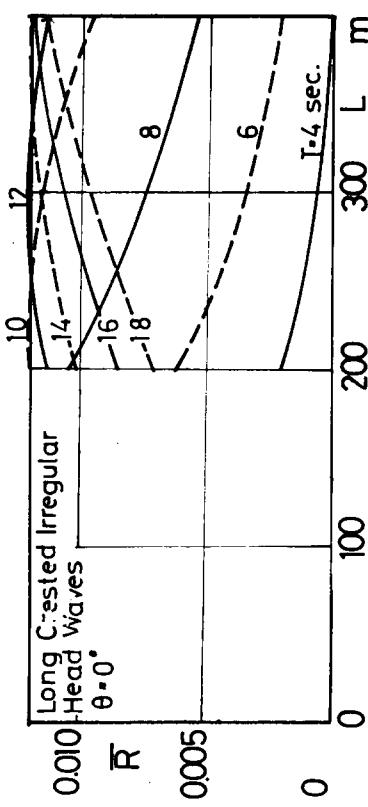
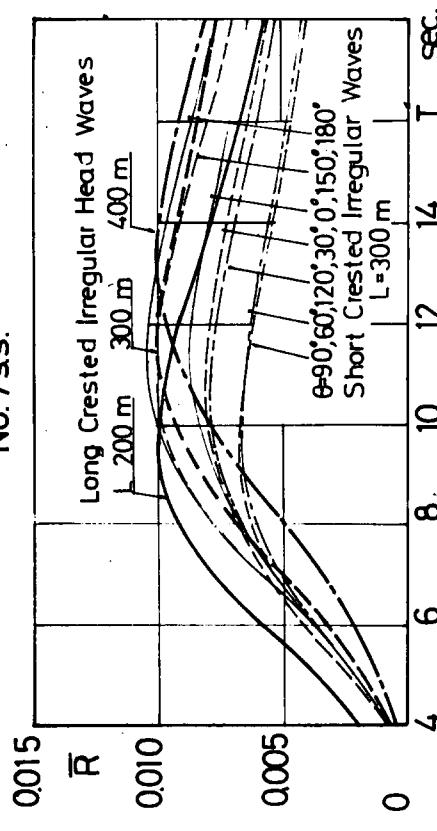


Fig. 3.5.17

Fig. 3.5.18

LONG TERM DISTRIBUTION OF WAVE INDUCED SHEARING FORCE

TANKER $L/B = 6.0$ $C_b = 8.0$ $F_T = 0.15$

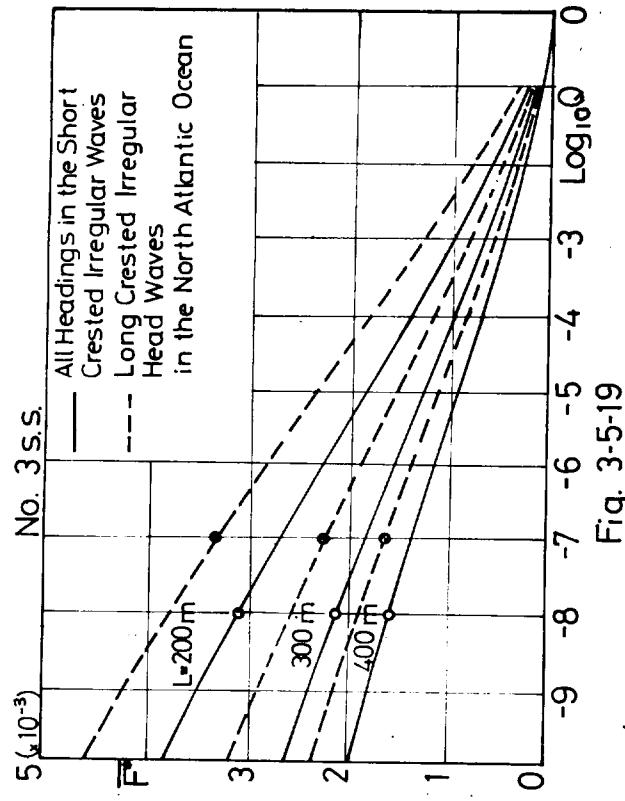


Fig. 3-5-19

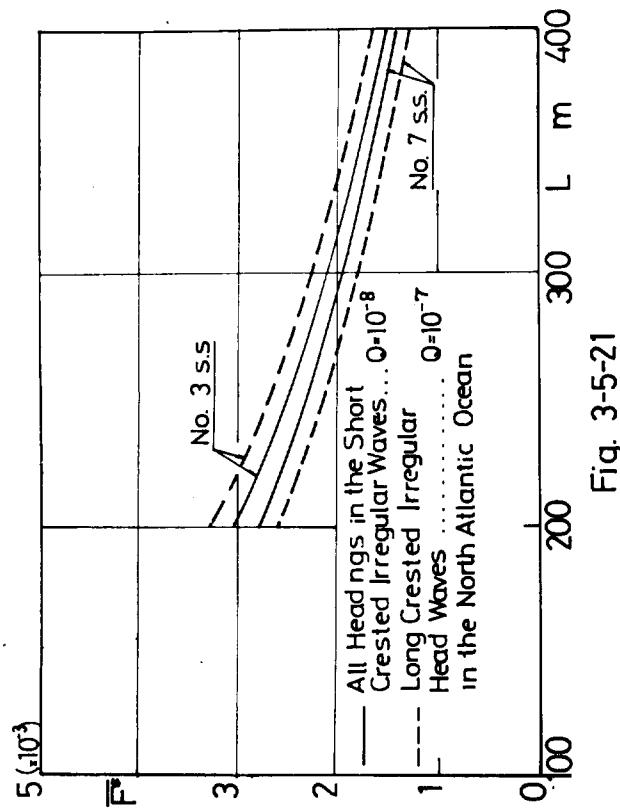


Fig. 3-5-21

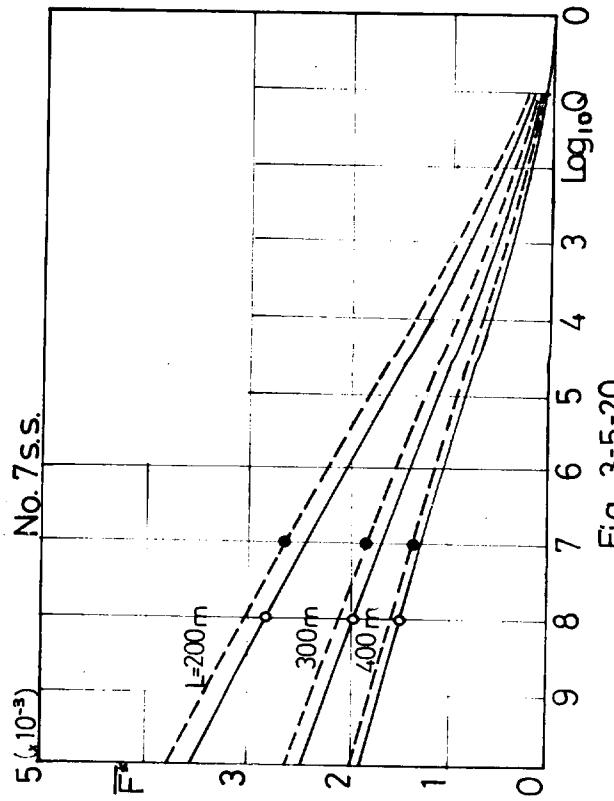


Fig. 3-5-20

3.5.3 油槽船船型 (T 6080) の波浪縦曲げモーメントの船長方向分布の短期分布、長期分布

波浪曲げモーメントの応答関数 \bar{M}_0 の船長方向分布の中で 16.3 s.s. および 16.7 s.s. について、Table 3-18 に示す船長、船速、針路、平均波周期の組合せに対し短期分布を、Table 3-17 に示す船長、船速、針路の組合せに対し長期分布を求め、長波頂正面不規則海面および短波頂不規則海面における短期分布、長期分布それぞれの関連を検討する。

Fig. 3.5.2 2 ~ 3.5.2 3 は長波頂正面不規則海面、短波頂不規則海面における波浪縦曲げモーメントの標準偏差の無次元値、 \overline{LR}_0 、 \overline{sR}_0 、を 16.3 s.s. 、 16.7 s.s. についてとりまとめたものである。Fig. 3.5.2 4 ~ 3.5.2 5 は北大西洋の長波頂正面不規則海面、短波頂不規則海面で all headings を考えたときの波浪縦曲げモーメントの異常値とその発現確率との関係を 16.3 s.s. 、 16.7 s.s. についてとりまとめたものである。Fig. 3.5.2 6 は長波頂正面不規則海面で発現確率が $Q = 10^{-7}$ である波浪縦曲げモーメントの異常値と短波頂不規則海面で all headings を考えたとき発現確率が $Q = 10^{-8}$ である波浪縦曲げモーメントの異常値との関連を各船長について求めたものである。Fig. 3.5.2 7 は短波頂不規則海面で all headings を考えたとき発現確率が $Q = 10^{-8}$ 、 10^{-5} である異常値の船長方向分布を示す。

以上の計算結果より次のことがいえる。

船長が 300 m の T 6080 について波浪縦曲げモーメントの標準偏差が最大となる平均波周期は、短波頂不規則海面におけるより長波頂正面不規則海面におけるのが若干大きめであるがその差は船体中央部における差ほどには大きくなく無視しうる。 16.3 s.s. では約 1.1 秒、 16.7 s.s. では約 $1.0.5$ 秒であり波浪剪断力の場合と同じ周期である。

波浪縦曲げモーメントの標準偏差に対する針路の影響は、 16.3 s.s. では短波頂不規則海面で標準偏差が針路 $\theta = 180^\circ$ 、 0° 、 30° 、 150° の順に小さくなり $\theta = 90^\circ$ で最小となる。 $\theta = 180^\circ$ 、 0° における値は長波頂正面不規則海面における値より若干小さい。 16.7 s.s. では短波頂不規則海面で標準偏差が $\theta = 0^\circ$ 、 30° 、 180° 、 150° の順で小さくなり $\theta = 90^\circ$ で最小となる。 $\theta = 0^\circ$ 、 30° における値は長波頂正面不規則海面における値よりかなり小さい。

短波頂不規則海面で all headings を考えたとき発現確率が $Q = 10^{-8}$ である波浪縦曲げモーメントの異常値と長波頂正面不規則海面で発現確率が $Q = 10^{-7}$ である波浪縦曲げモーメントの異常値の比をとると、 16.3 s.s. では約 0.96 、 16.7 s.s. では約 0.91 であり両者はほぼ 1 に近い。したがって 3.4 節で船体中央部について示したと同様に 16.3 s.s. 、 16.7 s.s. についても短波頂不規則海面で all headings を考えたときの発現確率が $Q = 10^{-8}$ である波浪縦曲げモーメントの異常値の代りに長波頂正面不規則海面で発現確率が $Q = 10^{-7}$ である波浪縦曲げモーメントの異常値をもちいることができる。

Fig. 3.5.2 7 から知れるように発現確率が $Q = 10^{-8}$ 、 10^{-5} である波浪縦曲げモーメントの異常値の船長方向分布の最大値はほぼ船体中央部に生ずる。

(なお、剪断力については計算点が少ないため Fig. 3.5.2 7 に示すような剪断力の異常値の船長方向分布図は作成していない。)

SHORT TERM DISTRIBUTION OF WAVE INDUCED BENDING MOMENT
TANKER L/B = 6.0 C_b = 8.0 Fr = 0.15

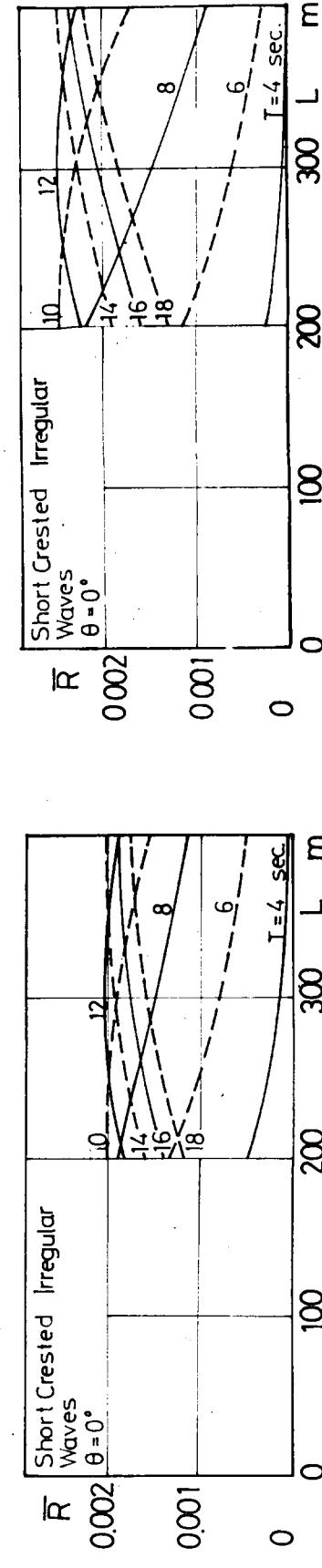
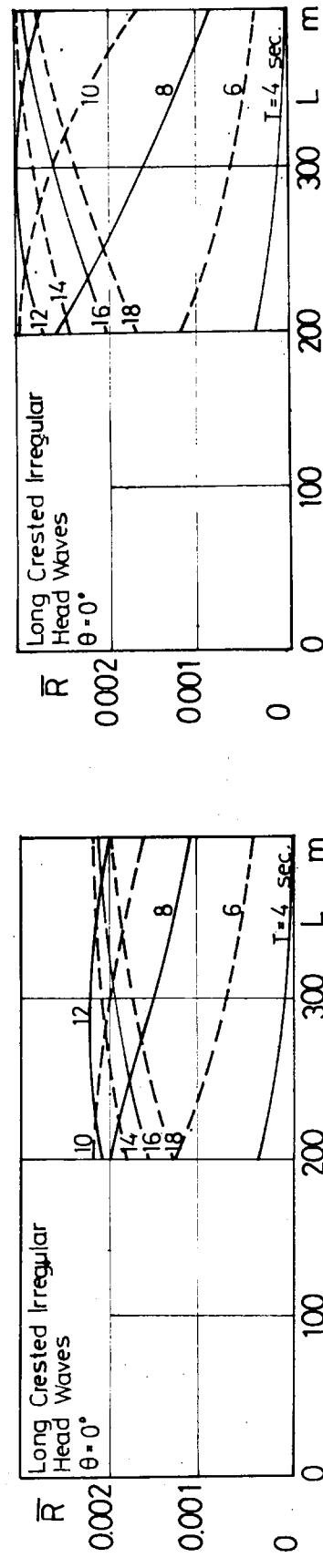
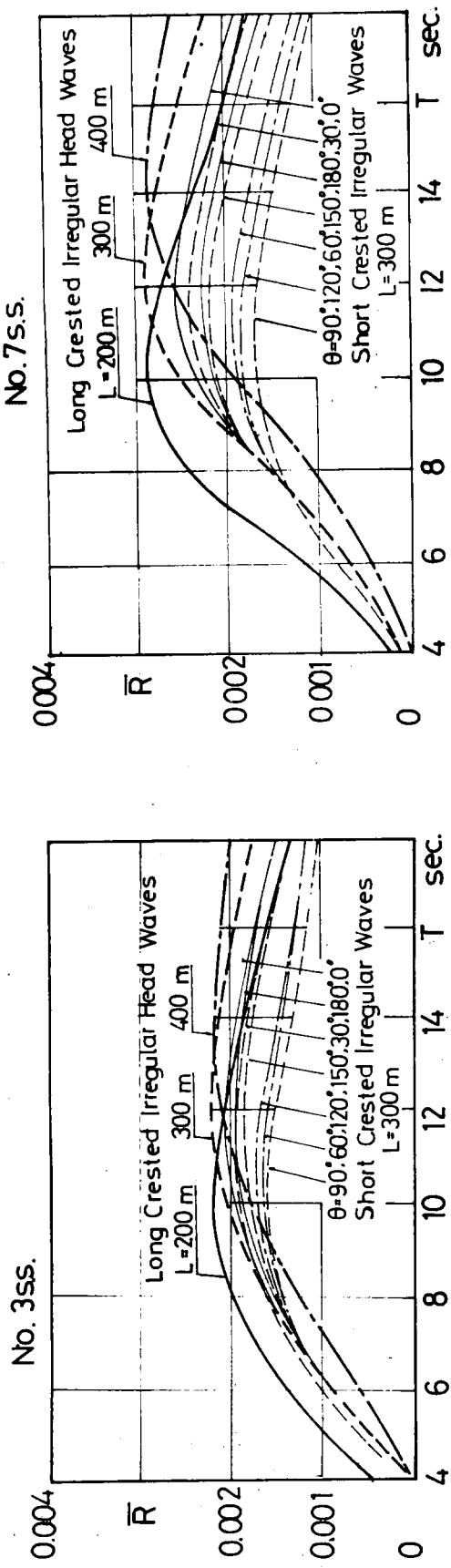


Fig. 3-5-22 Fig. 3-5-23

LONG TERM DISTRIBUTION OF WAVE INDUCED BENDING MOMENT

TANKER $L/B = 6.0$ $C_b = 8.0$ $F_r = 0.15$

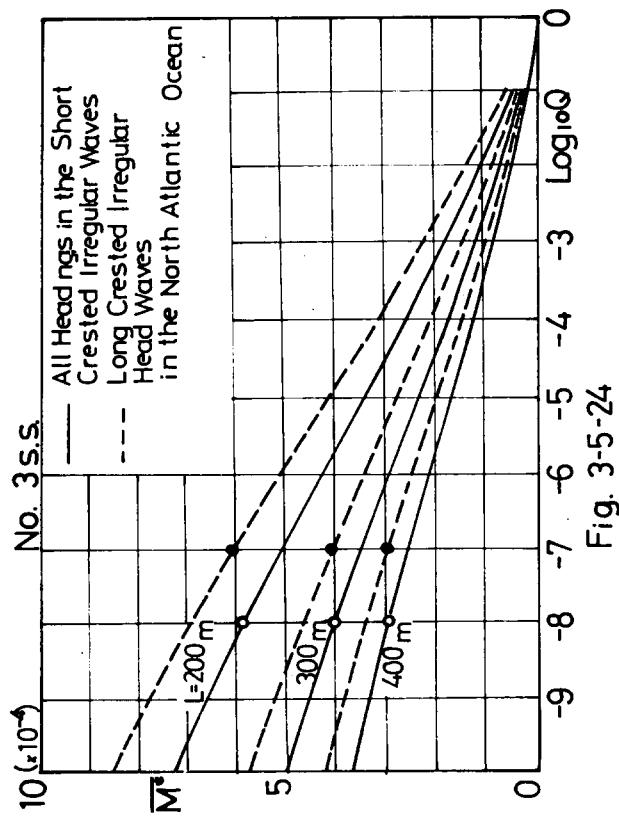


Fig. 3-5-24

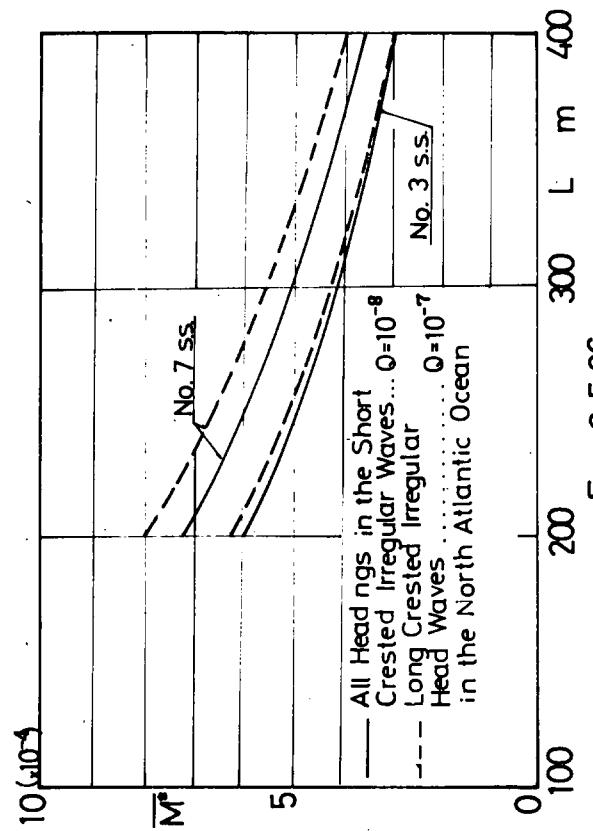


Fig. 3-5-26

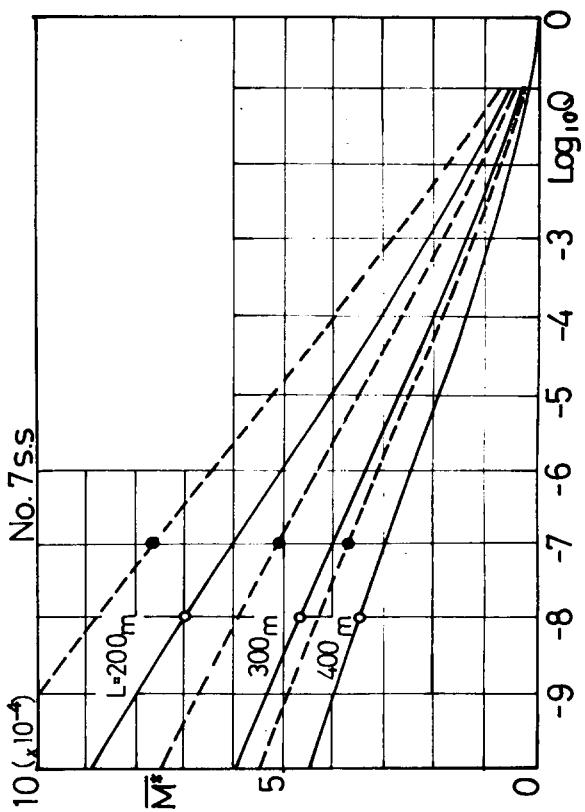


Fig. 3-5-25

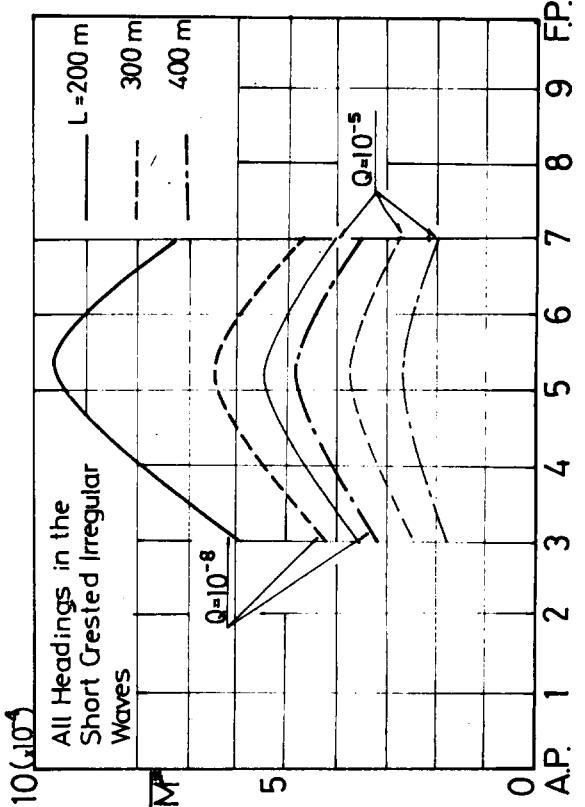


Fig. 3-5-27

第4章 波浪中で運動する船の船体表面に働く変動圧力

波の中で運動する船の船体表面に働く圧力は、静水面上で浮いているとき、あるいは、一定速度で平水中を航走しているときの圧力のほかに周期的に変動する圧力が付加される。この問題に関して田才教授⁸⁾は正面規則波中で運動する場合の近似計算法を示し、特に船体中央断面で上下揺のみを考えた場合の計算式を求めている。

本研究では田才教授の方法をさらに一般化し、縦揺、上下揺をしている場合の任意の横断面における変動圧力を求める計算式を導き、これを電子計算機で計算するプログラムを作製の上、波浪中縦曲げモーメントの計算に使用した船型中、代表的なものについて計算を実施した。なお計算値の実用性に関しては、船研郷田技官がT 2 タンカー船型で計測した実験結果¹⁾と比較して、船側部でフルード数0.2以上の場合を除いて両者かなりよい一致を示すことを確かめた。

船体表面に働く変動圧は、断面上の各点で位相差があるので時間とともにその大きさはそれぞれ変化し、横断面上の一部で正、残りの部分で負の変動圧力を受けるような状態が存在する。このような変動圧力の時間分布についても調べた。

さらに、応答関数を用いて船体中央断面に働く変動圧力の短期分布と長期分布を計算し、船体横強度および局部強度を検討するための一資料を得た。

4.1 変動圧力の応答関数

4.1.1 計算式

Fig 2-1 に示すごとく空間に固定した座標系 O-X Y Z を、XY 平面が静水面と一致し、Z 軸が鉛直上方になるようにとる。船体に固定した座標系 o-x y z は原点 O を船の中央横断面、x 軸を船の前方向、z 軸を垂直上方にとり、船は一定速度 V で X 軸の正方向に直進するものとする。

正面規則波中を船が縦揺、上下揺しながら進む場合船体表面に働く変動圧力は、

- (i) 静水中を縦揺、上下揺の運動をしながら進むとき生ずる圧力 P₁
- (ii) 規則波中に拘束された船体から反射される波による圧力 P₂
- (iii) 波のポテンシャルによる圧力 (Froude-Krilloff 理論による圧力) P₃

から成るものと考えられる。

- (1) 静水中を縦揺、上下揺の運動をしながら進むとき生ずる圧力

2 次元物体の断面を Lewis 断面または 3 - parameter 断面で近似したとき、その contour 上に働く hydrodynamic pressure は田才教授の方法⁸⁾から次式で与えられる。

$$P = -\rho \frac{\partial \phi}{\partial t} = \frac{\rho \bar{\eta}}{\pi} [(\phi_c + s) \sin \omega_t - (\phi_s + E) \cos \omega_t] \quad \dots \dots \dots (4.1)$$

$\bar{\eta}$ = 上下揺によって生ずる進行波の振幅

ここで、 Z_0 = 上下揺の振幅、 $\bar{A} = \eta/Z_0$ を用いれば(4.1)は次のようになる。

$$P = \frac{\rho \bar{\eta} Z_0 \bar{A}}{\pi} [(\phi_c + s) \sin \omega_t - (\phi_s + E) \cos \omega_t] \quad \dots \dots \dots (4.2)$$

ϕ_c 、 ϕ_s はそれぞれ原点 O にある periodic source による potential で

$$\phi_c = \pi e^{KZ_s} \cos Ky_s$$

$$\phi_s = \pi e^{KZ_s} \sin Ky_s - \int_0^\infty \frac{e^{-Ks}}{K^2 + k^2} (k \cos kZ_s + K \sin kZ_s) dk \dots (4.3)$$

$$S = \sum_{m=1}^{\infty} p_{2m} (\xi_d) \left[\cos 2m\alpha + \frac{\xi_d}{1-a_1+a_3+a_5} \left\{ \frac{\cos(2m-1)\alpha}{2m-1} + \frac{\cos(2m+1)\alpha}{2m+1} a_1 - \frac{\cos(2m+3)\alpha}{2m+3} 3a_3 \right. \right. \\ \left. \left. + \frac{\cos(2m+5)\alpha}{2m+5} 5a_5 \right\} \right]$$

$$E = \sum_{m=1}^{\infty} q_{2m} (\xi_d) \left[\cos 2m\alpha + \frac{\xi_d}{1-a_1+a_3+a_5} \left\{ \frac{\cos(2m-1)\alpha}{2m-1} + \frac{\cos(2m+1)\alpha}{2m+1} a_1 - \frac{\cos(2m+3)\alpha}{2m+3} 3a_3 \right. \right. \\ \left. \left. + \frac{\cos(2m+5)\alpha}{2m+5} 5a_5 \right\} \right]$$

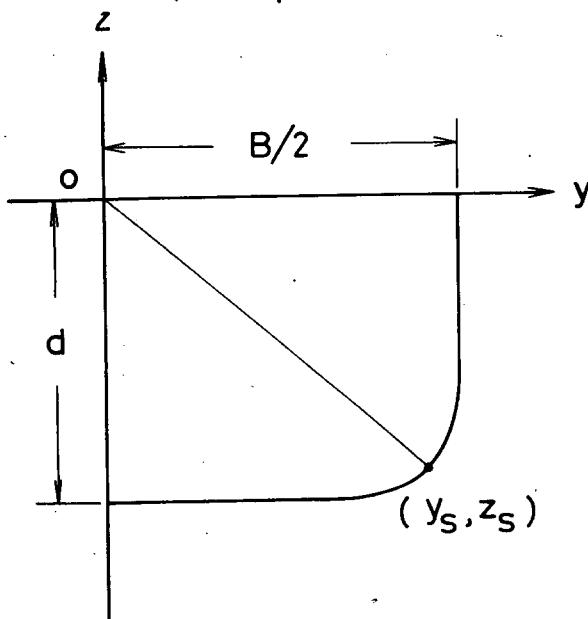
∴

$$K = \frac{\omega_0^2}{g} = \frac{\omega_1^2}{L}, \quad \omega_1 = \sqrt{\frac{2\pi}{\lambda/L}} + \frac{2\pi}{\lambda/L} F_r, \quad \xi_d = \frac{\omega_0^2}{g} d$$

$$z_s = \frac{d}{1-a_1+a_3-a_5} ((1-a_1) \cos \alpha + a_3 \cos 3\alpha - a_5 \cos 5\alpha)$$

$$y_s = \frac{d}{1-a_1+a_3-a_5} ((1+a_1) \sin \alpha - a_3 \sin 3\alpha + a_5 \sin 5\alpha)$$

(Z-pl.)



(ζ-pl.)

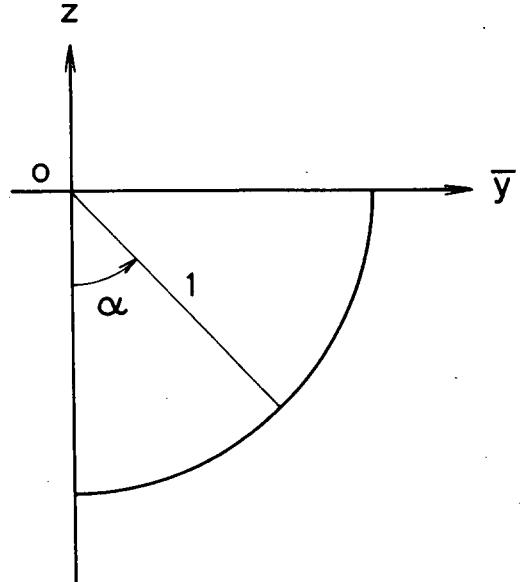


Fig. 4-1

いま船体運動を、

$$\begin{array}{l} \text{上下揺} \quad \zeta = \zeta_0 \cos(\omega_0 t + \epsilon_\zeta) \\ \text{縦揺} \quad \theta = \theta_0 \cos(\omega_0 t + \epsilon_\theta) \end{array} \quad \left. \right\} \quad \dots \dots \dots (4.4)$$

とすると x の位置における船体断面の垂直変位 Z は、

$$Z = \zeta + x\theta = \zeta_0 \cos(\omega_0 t + \epsilon_\zeta) + x\theta_0 \cos(\omega_0 t + \epsilon_\theta) \quad \dots \dots \dots (4.5)$$

ただし、重心が中央断面にないときは、 x のかわりに $(x - x_0)$ とする。

船が前進速度 V を持つとき、船体運動によって生ずる船体と水との相対的な上下方向の速度および加速度は、

$$\begin{aligned} \dot{Z} &= \dot{\zeta} + x\dot{\theta} - V\theta \\ &= \zeta_0 \omega_0 \sin(\omega_0 t + \epsilon_\zeta) - x\theta_0 \omega_0 \sin(\omega_0 t + \epsilon_\theta) - V\theta_0 \cos(\omega_0 t + \epsilon_\theta) \\ \ddot{Z} &= \ddot{\zeta} + x\ddot{\theta} - 2V\dot{\theta} \\ &= -\zeta_0 \omega_0^2 \cos(\omega_0 t + \epsilon_\zeta) - x\theta_0 \omega_0^2 \cos(\omega_0 t + \epsilon_\theta) + 2V\omega_0 \theta_0 \sin(\omega_0 t + \epsilon_\theta) \end{aligned}$$

Hydrodynamic pressure を Z に比例するもの P_s と、 Z に比例するもの P_d とに分けて考えると

$$\begin{aligned} P_s &= \rho \bar{g} P_{sw} \dot{Z} = \rho \bar{g} \frac{P_{sw}''}{\omega_0} \dot{Z} \\ &= -\rho \bar{g} P_{sw} [\zeta_0 \cos(\omega_0 t + \epsilon_\zeta) + x\theta_0 \cos(\omega_0 t + \epsilon_\theta) - \frac{2V\theta_0}{\omega_0} \sin(\omega_0 t + \epsilon_\theta)] \dots (4.6) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} P_d &= \rho \bar{g} P_{dw} \ddot{Z} = \rho \bar{g} \frac{P_{dw}''}{\omega_0} \ddot{Z} \\ &= -\rho \bar{g} P_{dw}'' [\zeta_0 \sin(\omega_0 t + \epsilon_\zeta) + x\theta_0 \sin(\omega_0 t + \epsilon_\theta) + \frac{V\theta_0}{\omega_0} \cos(\omega_0 t + \epsilon_\theta)] \dots (4.7) \end{aligned}$$

ここで、

$$P_{sw}'' = -H_0 \xi_d \frac{P_s B_0 + P_c A_0}{A_0^2 + B_0^2} \quad \dots \dots \dots (4.8)$$

$$P_{dw}'' = -H_0 \xi_d \frac{P_s A_0 - P_c B_0}{A_0^2 + B_0^2} \quad \dots \dots \dots (4.9)$$

$$H_0 \xi_d = \frac{1 + a_1 + a_3 + a_5}{1 - a_1 + a_3 - a_5} \xi_d, \quad P_s = \phi_s + E, \quad P_c = \phi_c + S$$

A_0, B_0 は文献³⁾に与えられているように断面形状と ξ_d によって異なる。

$$A_0 (\xi_d) = \psi_{co} \left(\frac{\pi}{2} \right) + \sum_{m=1}^{\infty} p_{2m} (\xi_d) (-1)^{m-1} \frac{\xi_d}{1 - a_1 + a_3 - a_5} \left\{ \frac{1}{2m-1} - \frac{a_1}{2m+1} - \frac{3a_3}{2m+3} - \frac{5a_5}{2m+5} \right\}$$

$$B_0 (\xi_d) = \psi_{so} \left(\frac{\pi}{2} \right) + \sum_{m=1}^{\infty} q_{2m} (\xi_d) (-1)^{m-1} \frac{\xi_d}{1 - a_1 + a_3 - a_5} \left\{ \frac{1}{2m-1} - \frac{a_1}{2m+1} - \frac{3a_3}{2m+3} - \frac{5a_5}{2m+5} \right\}$$

$$\psi_{co} = \pi e^{KZ_s} \sin Ky_s$$

$$\psi_{so} = \int_0^{\infty} \frac{e^{-ky_s}}{k^2 + \mu^2} (-k \sin kz_s + K \cos kz_s) dk = \pi e^{kZ_s} \cos Ky_s \quad \dots \dots (4.10)$$

(4.6), (4.7)に垂直変位による静水圧の変化

$$P_b = -\rho g Z = -\rho g [\zeta_0 \cos(\omega_0 t + \epsilon_\zeta) + x \theta_0 \cos(\omega_0 t + \epsilon_\theta)] \dots\dots\dots (4.11)$$

を加えると、静水中で運動をしている断面の表面に働く変動圧力は P_1 となる。

すなわち、

$$\begin{aligned} P_1 &= P_a + P_d + P_b \\ &= -\rho g \zeta_0 \{ (1+P_{aw''}) \cos(\omega_0 t + \epsilon_\zeta) + P_{dw''} \sin(\omega_0 t + \epsilon_\zeta) \} \\ &\quad - \rho g x \theta_0 \{ (1+P_{aw''}) \cos(\omega_0 t + \epsilon_\theta) + P_{dw''} \sin(\omega_0 t + \epsilon_\theta) \} \\ &\quad + \rho g \frac{V\theta_0}{\omega_0} \{ 2 P_{dw''} \sin(\omega_0 t + \epsilon_\theta) - P_{aw''} \cos(\omega_0 t + \epsilon_\theta) \} \dots\dots\dots (4.12) \end{aligned}$$

(2) 規則波中に拘束された船体から反射される波による圧力

- X方向に進行する波の式を船体座標 (x, z) で表わすと

$$\begin{aligned} h &= h_0 e^{kz} \cos(kx + \omega_0 t) \\ k &= 2\pi/\lambda \text{ (波数)} \quad h_0 = \text{波振幅} \end{aligned}$$

これから波の orbital velocity \dot{h} および Orbital acceleration \ddot{h} が求められるが、これらは船体表面上の位置 (y_s, z_s) で異なる値を持つ。近似的にこれをある平均値でおきかえ、平均喫水 $d_m = \sigma d$ ($\sigma = \text{断面積係数}$) における Orbital velocity, acceleration を考えることにする。

(1)と同様に船体から反射される波による圧力 P_2 を波の orbital velocity に比例するものと、orbital acceleration に比例するものとに分けて考えると、

$$\dot{h} = -h_0 \omega e^{-kdm} \sin(\omega_0 t + kx)$$

$$\ddot{h} = -h_0 \omega^2 e^{-kdm} \cos(\omega_0 t + kx)$$

したがって、

$$P_2 = \rho g h_0 e^{-k\sigma d} \left\{ \frac{P_{aw''}}{\kappa} \cos(\omega_0 t + kx) + \frac{P_{dw''}}{\kappa} \sin(\omega_0 t + kx) \right\} \dots\dots\dots (4.13)$$

ここで $\kappa = \omega_0/\omega$

(3) 波のポテンシャルによる圧力

Regular Wave Potential に基づく圧力 P_3 は、

$$P_3 = \rho g h_0 e^{kz_s} \cos(\omega_0 t + kx) \dots\dots\dots (4.14)$$

で求められる。

以上の圧力を総合して全変動圧力 P_H は、 $P_H = P_1 + P_2 + P_3$ で表わされるが、これを整理して $\cos \omega_0 t$ の項と $\sin \omega_0 t$ の項に分けると、

$$\begin{aligned}
P_H &= \rho \bar{\theta} [-\zeta_0 \{ (1 + P_{sw''}) \cos \epsilon_\zeta + P_{dw''} \sin \epsilon_\zeta \} - x \theta_0 \{ (1 + P_{sw''}) \cos \epsilon_\theta + P_{dw''} \sin \epsilon_\theta \} \\
&\quad + \frac{V\theta_0}{\omega_e} (2 P_{sw''} \sin \epsilon_\theta - P_{dw''} \cos \epsilon_\theta) \\
&\quad + k_0 \{ e^{kzs} \cos kx + e^{-k\sigma d} (\frac{P_{sw''}}{\kappa^2} \cos kx + \frac{P_{dw''}}{\kappa} \sin kx) \} \cos \omega_e t \\
&\quad + \rho \bar{\theta} (\zeta_0 \{ (1 + P_{sw''}) \sin \omega_\zeta - P_{dw''} \cos \epsilon_\zeta \} + x \theta_0 \{ (1 + P_{sw''}) \sin \epsilon_\theta - P_{dw''} \cos \epsilon_\theta \} \\
&\quad + \frac{V\theta_0}{\omega_e} (2 P_{sw''} \cos \epsilon_\theta + P_{dw''} \sin \epsilon_\theta) \\
&\quad - k_0 \{ e^{kzs} \sin kx + e^{-k\sigma d} (\frac{P_{sw''}}{\kappa^2} \sin kx - \frac{P_{dw''}}{\kappa} \cos kx) \} \} \sin \omega_e t
\end{aligned}$$

(4・15)

(4・15)式を次のように表わす。

$$P_H = \rho \bar{\theta} k_0 [G \cos \omega_e t - H \sin \omega_e t] = \rho \bar{\theta} k_0 J \cos(\omega_e t + \nu)$$

$$\begin{aligned}
J &= |P_H| / \rho \bar{\theta} k_0 = \sqrt{G^2 + H^2}, \quad \nu = \tan^{-1} \frac{H}{G} \\
G &= -\zeta_0 \{ (1 + P_{sw''}) \cos \epsilon_\zeta + P_{dw''} \sin \epsilon_\zeta \} - \frac{x}{L} \cdot \frac{L}{\lambda} 2\pi \bar{\theta} \{ (1 + P_{sw''}) \cos \epsilon_\theta + P_{dw''} \sin \epsilon_\theta \} \\
&\quad + \frac{F_r \cdot \bar{\theta}_0 2\pi}{\omega_1} \frac{L}{\lambda} (2 P_{sw''} \sin \epsilon_\theta - P_{dw''} \cos \epsilon_\theta) \\
&\quad + \{ e^{kzs} \cos kx + e^{-k\sigma d} (\frac{P_{sw''}}{\kappa^2} \cos kx + \frac{P_{dw''}}{\kappa} \sin kx) \} \\
H &= -\zeta_0 \{ (1 + P_{sw''}) \sin \epsilon_\zeta - P_{dw''} \cos \epsilon_\zeta \} - \frac{x}{L} \cdot \frac{L}{\lambda} 2\pi \bar{\theta} \{ (1 + P_{sw''}) \sin \epsilon_\theta - P_{dw''} \cos \epsilon_\theta \} \\
&\quad - \frac{F_r \cdot \bar{\theta}_0 2\pi}{\omega_1} \frac{L}{\lambda} (2 P_{sw''} \cos \epsilon_\theta + P_{dw''} \sin \epsilon_\theta) \\
&\quad + \{ e^{kzs} \sin kx + e^{-k\sigma d} (\frac{P_{sw''}}{\kappa^2} \sin kx - \frac{P_{dw''}}{\kappa} \cos kx) \}
\end{aligned}$$

ここで、

$$\begin{aligned}
\zeta_0 &= \zeta_0/k_0 && \text{無次元上下振幅} \\
\theta_0 &= \theta_0/k_0 && \text{無次元縦振幅} \\
\omega_1 &= \sqrt{\frac{2\pi}{\lambda/L}} + \frac{2\pi}{\lambda/L} F_r && \omega_e の無次元値
\end{aligned}$$

4.1.2 計算状態

以上の計算式により、波浪中縦曲げモーメントの計算に使用した Series 60 船型の貨物船および油槽船の中、Table 4-1 に示すような船型および断面位置について速度および $\sqrt{L/\lambda}$ を表のように変化させて計算を行なった。

なお断面の表面に沿って船底中心線 ($\alpha = 0^\circ$) から船側水面部 ($\alpha = 90^\circ$) まで 10 点についての変動圧力を求めた。

Table 4-1

船型	断面位置	F_r	$\sqrt{L/\lambda}$	
貨物船	基準型 $L/B = 7.0$ $C_b = 0.65$	⊗	0, 0.05, 0.10, 0.15, 0.20, 0.25, 0.30 +0.25L(⊗前方) -0.25L(⊗後方)	0.7, 0.8, 0.9, 0.95, 1.0, 1.05, 1.1, 1.15, 1.2, 1.3, 1.4, 1.5 " " "
			0, 0.10, 0.20, 0.30	" "
	$L/B = 7.0$ $C_b = 0.55$	⊗	" "	" "
			" "	" "
	$L/B = 7.0$ $C_b = 0.75$	⊗	" "	" "
			" "	" "
			" "	" "
油槽船	基準型 $L/B = 6.0$ $C_b = 0.80$	⊗	0, 0.05, 0.10, 0.15, 0.20 +0.25L(⊗前方)	0, 0.10, 0.20 " "
			-0.25L(⊗後方)	" "
			" "	" "
			" "	" "

計算に必要な縦揺、上下揺の振幅および位相差は第2章の波浪中縦曲げモーメントの応答関数の計算に際して求めた値を使用した。また波振幅は $2\lambda_0/\lambda = 1/25$ として計算を行なった。

短期分布、長期分布を計算するためには、 $\sqrt{L/\lambda}$ のさらに広い範囲の値も必要であるので、Table 4-2 に示すような状態について、電子計算機を用いて、応答関数を計算し、それより大きな $\sqrt{L/\lambda}$ に対しては手計算により、 $\sqrt{L/\lambda} = 2.4$ までの計算を行なった。

$\sqrt{L/\lambda}$ が 0.5 より小さい場合は、船側、ビルジ、船底部とも $\sqrt{L/\lambda}$ が 0 に近づけば応答関数が 0 に近づくことを考慮して延長し、 $\sqrt{L/\lambda}$ が 2.4 より大きい場合は、 $\sqrt{L/\lambda}$ が大きくなれば、応答関数が船側部で $ρ\% \sim 10\%$ に近づき、ビルジ、船底部で 0 に近づくことを考慮して延長した。

Table 4-2

船型	断面位置	F_r	$\sqrt{L/\lambda}$
貨物船	基準型 $L/B = 7.0, C_b = 0.65$	⊗	0.1, 0.2, 0.3 0.5, 1.6, 1.8, 2.0
油槽船	基準型 $L/B = 6.0, C_b = 0.80$	⊗	0.1, 0.15, 0.2 0.5, 1.6, 1.8, 2.0

数値計算は日立造船株式会社所属の HITAC 3010 により行なわれた。

4.1.3 計算結果

(1) 貨物船の基準船型 ($L/B = 7.0, C_b = 0.65$) 中央横断面

(a) 船体中央断面に沿って船底中心線 ($\alpha = 0^\circ$) から船側水面部 ($\alpha = 90^\circ$) まで 10 点における圧力が求められているが、代表的に $\alpha = 0^\circ, 50^\circ$ (ピルジ部)、 90° の 3 点における変動圧力の無次元値 $J = |P_H|/\rho \bar{g} h_0$ を $F_r = 0, 0.1, 0.2, 0.3$ の 4 状態について、 $\sqrt{L/\lambda}$ に対して表わした図が Fig 4-2(a)(b)(c) である。

(b) 変動圧力の短期分布、長期分布を求めるのに必要な応答関数を船底部、ピルジ部、船側部の 3 点において、 $F_r = 0.1, 0.2, 0.3$ の 3 状態について示した図が Fig 4-4(a)(b)(c) である。

(c) $\sqrt{L/\lambda}$ は Table 4-1 に示すとおり 12 種類に変えて計算しているが $\sqrt{L/\lambda} = 0.8, 0.9, 1.0, 1.15$ ($\lambda/L = 1.5, 1.25, 1.0, 0.75$ に相当) の場合について J に対する速度の影響を示した図が Fig 4-6(a)(b)(c)(d) である。

(d) 断面に沿っての変動圧力の分布 ($\sqrt{L/\lambda} = 0.8, 0.9, 1.0, 1.15, F_r = 0, 0.1, 0.2, 0.3$ の場合) を示した図が Fig 4-8(a)(b)(c)(d) で、この場合は変動圧力の無次元値を $\bar{P}_H = |P_H|/\rho \bar{g} d$ で表わして静水圧と比較できるようにしてある。すなわち、 $\alpha = 0^\circ$ では静水圧の無次元値は 1.0 で、 $\alpha = 90^\circ$ では静水圧は 0 となり、その分布を Fig 4-8(a) に示してある。

(2) 油槽船の基準船型 ($L/B = 6.0, C_b = 0.80$) 中央横断面

貨物船の場合と同様に、

(a) $\alpha = 0^\circ, 50^\circ, 90^\circ$ における変動圧力を $F_r = 0, 0.1, 0.2$ の 3 状態について $\sqrt{L/\lambda}$ に対して表わした図が Fig 4-3(a)(b)(c) である。

(b) 変動圧力の波振幅に対する無次元値 $J = |P_H|/\rho \bar{g} h_0$ を $\sqrt{L/\lambda} = 0.5 \sim 2.5$ について図示したのが Fig 4-5(a)(b)(c) である。

(c) $\sqrt{L/\lambda} = 0.8, 0.9, 1.0, 1.15$ の場合について $\alpha = 0^\circ, 50^\circ, 90^\circ$ における変動圧力に対する速度の影響を示した図が Fig 4-7(a)(b)(c)(d) である。

(d) 中央断面に沿っての圧力分布 ($\sqrt{L/\lambda} = 0.8, 0.9, 1.0, 1.15, F_r = 0, 0.1, 0.2$ の場合) を示した図が Fig 4-9(a)(b)(c)(d) である。

(3) 船型の影響

油槽船は基準船型のみについて計算を行なったが、貨物船では基準船型と同じ $L/B = 7.0$ で、 C_b を基準船型の 0.65 のほか 0.55 および 0.75 に変化させた船型の中央横断面について計算を行なった。

これら 2 種類の船型についても Fig 4-2, 4-6, 4-8 と同じ表わし方の図が求められるが、ここでは、油槽船を含めて 4 種類の船型の変動圧力の比較を Fig 4-10, 4-11, 4-12 に示す。

Fig 4-10(a)(b)(c)(d) は船底部 ($\alpha = 0^\circ$) のそれぞれ $F_r = 0, 0.1, 0.2, 0.3$ における変動圧力を $\sqrt{L/\lambda}$ に対して表わしたもので、Fig 4-11(a)(b)(c)(d) および Fig 4-12(a)(b)(c)(d) は同じ F_r におけるピルジ部

($\alpha = 50^\circ$) および船側部 ($\alpha = 90^\circ$) の値を示したものである。

(4) 断面の位置の影響

貨物船および油槽船の基準船型について中央断面のほかに \otimes より前方 $+0.25L$ および後方 $-0.25L$ の断面についても計算し、断面の位置の影響を調べた曲線が Fig 4-13 ~ Fig 4-18 である。すなわち、

貨物船船型 ($L/B = 7.0$, $C_b = 0.65$) に対しては

Fig 4-13 (a)(b)(c)(d) 船底部 ($\alpha = 0^\circ$) $F_r = 0, 0.1, 0.2, 0.3$

Fig 4-14 (a)(b)(c)(d) ピルジ部 ($\alpha = 50^\circ$) "

Fig 4-15 (a)(b)(c)(d) 船側部 ($\alpha = 90^\circ$) "

油槽船船型 ($L/B = 6.0$, $C_b = 0.80$) に対しては

Fig 4-16 (a)(b)(c) 船底部 ($\alpha = 0^\circ$) $F_r = 0, 0.1, 0.2$

Fig 4-17 (a)(b)(c) ピルジ部 ($\alpha = 50^\circ$) "

Fig 4-18 (a)(b)(c) 船側部 ($\alpha = 90^\circ$) "

(5) 平均船底水圧および相対水位の計算

断面の各点について求めた変動圧力の鉛直成分を断面全体に積分すると断面に働く上下方向の力となるがこれを船幅で割った平均船底水圧を Fig 4-6 および Fig 4-7 に示した。

また、縦搖、上下搖の振幅および波に対する位相差から船側における相対水位の変動振幅を計算し、これと同じく Fig 4-6 および Fig 4-7 に示した。

4.1.4 計算結果の考察

以上の計算結果から次のようなことがいえる。

(i) 変動圧力の振幅の無次元値 $J = |P_H| / \rho \bar{g} h_0$ を $\sqrt{L/\lambda}$ に対して表わした応答曲線は Fig 4-2, Fig 4-3 に示すように貨物船、油槽船の船底、船側部とも $F_r = 0.2$ のとき $\sqrt{L/\lambda} = 1$ 付近でピークを生じ、これより低速の場合はピークの位置が $\sqrt{L/\lambda}$ の大きい方へ、高速の場合は $\sqrt{L/\lambda}$ の小さい方へずれる。

(ii) $\sqrt{L/\lambda}$ が 1.5 以上における変動圧力は、船体運動がほとんどないので、ほぼ波によるものだけとなる。

(Fig 4-4 および Fig 4-5)

したがって、 F_r の変化は、変動圧力の応答関数にほとんど影響をおよぼさない。貨物船型と油槽船型で $\sqrt{L/\lambda}$ の大きいところの変動圧力が多少異なっているのは、断面形が異なるためである。

また、 $\sqrt{L/\lambda}$ の大きいところで船底部の変動圧力がかなりあるのは、波粒子の orbital motion の加速度に比例する圧力が大きいためで、この程度の値になることは、円柱が、無限流体中で振動する場合の変動圧力の計算値と比較して確かめている。

(iii) 変動圧力に対する速度の影響は Fig 4-6, Fig 4-7 に示すように速度が高くなるにつれて速度ゼロのときの値よりいったん減少し、ある速度以上で再び上昇する。

この変動圧力が最小となる速度は船側部の方が船底部よりやや高速で、しかも $\sqrt{L/\lambda}$ が小さいほど高速側へずれる傾向にある。またこの速度より高速になった場合、変動圧力の増加の程度は貨物船型の $\sqrt{L/\lambda} = 0.9$ 付近ではかなり著しいが、 $\sqrt{L/\lambda} > 1.15$ ($\lambda/L < 0.75$) では速度による変動圧力の変化は非常に小さくなる。

また、油槽船型では計算した速度範囲が $F_r = 0 \sim 0.2$ で、貨物船型より低速までしかとっていないので速度による影響は全体として貨物船型より小さい。

(iv) 船側部と船底部における変動圧力を比べると大体は船側部水面に近い部分の方が船底部より大きいが、貨物船型で $\sqrt{L/\lambda} < 0.9$ の場合 $F_r = 0.15 \sim 0.2$ 付近では逆に船底部の方が大きくなることがある。

(v) C_b を変化させた場合の影響は Fig 4-10 ~ Fig 4-12 に示すようにあまり大きくならないが、傾向として低速では C_b の大きい方が変動圧力が大きく、高速では逆に C_b の小さい方が大きい。

(vi) 断面の位置の影響

(1) 貨物船型 ($L/B = 7.0$, $C_b = 0.65$) の場合

船底部は速度ゼロの場合 Fig 4-13(a) に示すように $\sqrt{L/\lambda}$ が大きいとき、変動圧力は λ より後部断面が大きく、 $\sqrt{L/\lambda}$ が小さい場合には前部断面の方が大きいが、応答曲線のピークの大きさはあまり差がない。

高速になると Fig 4-13(c)(d) のように前部断面における変動圧力のピークが大きくなるが、中央断面と後部断面とではあまり差がない。

(2) 油槽船型 ($L/B = 6.0$, $C_b = 0.80$) の場合

船底部は速度ゼロの場合、Fig 4-16(a) に示すように $\sqrt{L/\lambda}$ の大きいとき、後部断面の変動圧力が大きいことは貨物船型と同じ傾向であるが、前部断面は中央断面より小さい。高速になると Fig 4-16(c) のように $\sqrt{L/\lambda}$ の小さいときは、前部断面が大きくなるのも貨物船型と同じであるが、増加の程度は貨物船型ほど顕著でない。また、高速では後部断面が全体として変動圧力が小さい。

船側部は速度ゼロのとき貨物船型と同じく前部断面が最小であるが、高速では $\sqrt{L/\lambda}$ の小さいときは前部断面、 $\sqrt{L/\lambda}$ の大きいときは後部断面がそれぞれ大きく、全体としては中央断面が最小である。

(vii) 船底部中心線における変動圧力は、Fig 4-6, Fig 4-7 に示すように平均船底水圧より若干小さいがほとんど近い値を示している。この場合の平均水圧は断面の各点における変動圧力の鉛直成分を積分して求めたものであるが、この値は船研郷田技官がストリップ法によって求めた平均船底水圧¹¹⁾と一致する。しかも船底部の変動圧力に関しては計算値と実験値とが比較的よい一致を示すことが認められているのでストリップ法による平均船底水圧で近似的に推定できることがわかる。

船側水面部における変動圧力は同じ図からわかるように、船側の相対水位の変動に相当する静水圧の変動より若干大きいが、これも両者ほぼ同じ傾向である。

しかしながら、船側部の変動水圧の計算値は、特に高速の場合、実験値と比較するとかなり大きな値を示し、必ずしもよい一致を示しておらないので、この点なお計算法に対する検討が必要と思われる。

4.2 変動圧力の時間分布

4.1.3 の(1)～(4)では変動圧力の無次元化振幅 $J = |P_H| / \rho \bar{g} h_0$ を示したが、一般に変動圧力は(4.1.6)から
 $P_H = \rho \bar{g} h_0 J \cos(\omega_e t + \nu)$

のように表わされ、時間と共にその大きさは変化する。そこで、波頂が船体中央部にあるときを $t = 0$ として、それから $T/8, T/4, 3T/8$ 秒後 ($T = 2\pi/\omega_e$) における圧力のガース沿いの分布を求めた。すなわち、

貨物船船型 ($L/B = 7.0, C_b = 0.65$) に対しては

Fig 4-19 (a)(b)(c)	中央断面	$\sqrt{L/\lambda} = 1.0$	$F_r = 0, 0.1, 0.2$
Fig 4-21 (a)(b)	中央断面	$\sqrt{L/\lambda} = 1.4, 0.7$	$F_r = 0.2$
Fig 4-23 (a)(b)(c)	後部断面	$\sqrt{L/\lambda} = 1.0, 1.4, 0.7$	$F_r = 0.2$
Fig 4-24 (a)(b)(c)	前部断面	$\sqrt{L/\lambda} = 1.0, 1.4, 0.7$	$F_r = 0.2$

油槽船船型 ($L/B = 6.0, C_b = 0.80$) に対しては

Fig 4-20 (a)(b)(c)	中央断面	$\sqrt{L/\lambda} = 1.0$	$F_r = 0, 0.1, 0.15$
Fig 4-22 (a)(b)	中央断面	$\sqrt{L/\lambda} = 1.4, 0.7$	$F_r = 0.15$
Fig 4-25 (a)(b)(c)	後部断面	$\sqrt{L/\lambda} = 1.0, 1.4, 0.7$	$F_r = 0.15$
Fig 4-26 (a)(b)(c)	前部断面	$\sqrt{L/\lambda} = 1.0, 1.4, 0.7$	$F_r = 0.15$

また、断面上の3点（船底部、ビルジ部、船側部）について、そこでの変動圧力が $\omega_e t$ の 0° から 360° の間でどのように変化するかを調べたすなわち、

貨物船船型 ($L/B = 7.0, C_b = 0.65$) に対しては

Fig 4-27 (a)(b)(c)	中央断面	$\sqrt{L/\lambda} = 1.0$	$F_r = 0, 0.1, 0.2$
Fig 4-29 (a)(b)	中央断面	$\sqrt{L/\lambda} = 0.7, 1.4$	$F_r = 0.2$

油槽船船型 ($L/B = 6.0, C_b = 0.80$) に対しては

Fig 4-28 (a)(b)(c)	中央断面	$\sqrt{L/\lambda} = 1.0$	$F_r = 0, 0.1, 0.15$
Fig 4-30 (a)(b)	中央断面	$\sqrt{L/\lambda} = 0.7, 1.4$	$F_r = 0.15$

以上の計算結果から次のようなことがわかる。

- (イ) 波頂が船体中央部に近づいたとき ($t \rightarrow 0$)、変動圧力ガース沿いの各点で比較的大きくなり、この値は変動圧力の振幅とほぼ等しい値をもつ。
- (ロ) 時間経過につれて横断面上の一部で正、残りの部分で負の変動圧力を受ける状態が存在する。これは断面上の異なった点で、そこに働く変動圧力に位相差が生じるため、たとえば貨物船船型では Fig 4-27 (b) に示されているように、 $\omega_e t = 60^\circ$ 付近では船側部で正、船底部で負の変動圧力を受けている。
- (ハ) 断面上の3点（船底、ビルジ、船側部）に作用する変動圧力の位相差については貨物船船型、油槽船船型とも一定の波長 ($\sqrt{L/\lambda} = 1.0$) で、3状態の速度について調べたところ、いずれの場合も中速 ($F_r = 0.1$) で位相差がかなり生じ、低速、高速ではほとんど目立たない。(Fig 4-27, Fig 4-28)
 また、この位相差は波長によても異なり、波が短いところで位相差が大きくなるが、受ける圧力の振幅は小さい。
 (Fig 4-29, Fig 4-30)

4.3 変動圧力の短期分布と長期分布

4.3.1 計算状態

船体断面に働く変動圧力の応答関数と、波スペクトルから短期間のある海面状態での変動圧力の標準偏差を求める（短期分布）、その標準偏差と海面状態の長期観測資料から変動圧力の極値が、長期間の間にある値を越える確率を求める（長期分布）わけであるが、その計算式は、波浪曲げモーメントの短期分布、長期分布を計算するのに用いられたものとまったく同じであり、ただ波浪曲げモーメントの応答函数を用いるだけである。波スペクトルも波浪曲げモーメントの場合と同じく、I.S.S.C.スペクトルを用い、長期の海面状態についても、同じく Walden の北大西洋における観測値を用いている。計算は、Table 4-3 に示すような状態について行なった。

Table 4-3

船 型		断面位置		船長(m)	F_r
貨物船	基準型 $L/B = 7.0, C_b = 0.65$	\otimes	船底部($\alpha = 0^\circ$)	50, 100, 150	0.1, 0.2, 0.3
			ビルジ部($\alpha = 50^\circ$)	200	
			船側部($\alpha = 90^\circ$)		
油槽船	基準型 $L/B = 6.0, C_b = 0.80$	\otimes	"	150, 200,	0.1, 0.15, 0.2
				300, 400	

4.3.2 計算結果

Fig 4-31～Fig 4-36 と Fig 4-40～Fig 4-45 は、変動圧力の標準偏差の有義波高に対する無次元値 $\bar{R}_p = R_p / \rho \bar{g} H$ と、平均波周期 T との関係、および \bar{R}_p と船長 L との関係を示した図である。

また Fig 4-37～Fig 4-39 と Fig 4-46～Fig 4-48 は、変動圧力の期待値の喫水に対する無次元値 $\bar{P}_H^* = |P_H| / \rho \bar{g} d$ とその発現確率の常用対数 $\log_{10} Q$ との関係を示した図である。

4.3.3 計算結果の考察

(i) 貨物船船型の場合の短期分布について (Fig 4-31～Fig 4-36)

(a) 断面上の位置の影響

変動圧力の標準偏差の無次元値 \bar{R}_p は、船側部がもっとも大きく、また、平均波周期 T の短い場合を除いて、ビルジ部の方が船底部より大きい。

\bar{R}_p の最大値の比をとってみると、

$F_r = 0.1$ で 船側部：ビルジ部：船底部 = 1 : 0.29 : 0.20

$F_r = 0.2$ で 船側部：ビルジ部：船底部 = 1 : 0.55 : 0.38

$F_r = 0.3$ で 船側部：ビルジ部：船底部 = 1 : 0.67 : 0.49

となっており、高速になるほど、ビルジ部、船底部の \bar{R}_p の最大値と船側部の \bar{R}_p の最大値との差が少なくなっている。

(b) 船長の影響

船が長くなると、変動圧力の標準偏差の無次元値 \bar{R}_p の最大値の位置は、平均波周期 T の長い方へずれるが、最大値の値そのものは、ほとんど一定である。したがって、ある一定の波周期に対しては、 \bar{R}_p が最大となる船長が存在することになる。たとえば、 $F_r = 0.3$ の場合、船側部、ビルジ部、船底部とも、 $T = 8$ sec の波に対して \bar{R}_p が最大となる船長は、およそ 120 m である。

(i) 船速の影響

高速になれば、 \bar{R}_P の最大値の位置は、Tの長い方へずれ、値も大きくなる。値が大きくなる割合は、船側部よりビルジ部や船底部の方が急である。

(ii) 油槽船舶型の場合の短期分布について (Fig 4-40～Fig 4-45)

(イ) 断面上の位置の影響

貨物船の場合とほとんど同じような傾向であり、 \bar{R}_P の最大値の比は、

$F_r = 0.1$ で 船側部：ビルジ部：船底部 = 1 : 0.31 : 0.24

$F_r = 0.15$ で 船側部：ビルジ部：船底部 = 1 : 0.36 : 0.25

$F_r = 0.2$ で 船側部：ビルジ部：船底部 = 1 : 0.44 : 0.30

となっている。

(ロ) 船長の影響

貨物船の場合と同じく、船が長くなれば、 \bar{R}_P の最大値は、値はほぼ一定のままTの長い方へずれる。

船側部の変動圧力についてみると、船長が、貨物船より長いてもかかわらず、 \bar{R}_P の最大値は、貨物船と同じく、 $T = 8 \text{ sec}$ の前後で起っている。

(iii) 船速の影響

高速になれば、 \bar{R}_P の最大値の位置が、ごくわずか、Tの長い方へずれる。最大値の値そのものは、船側部でほとんど差がないが、ビルジ部、船底部では、高速になるほど大きくなる。ただし、その傾向は、貨物船の場合ほど大きくはない。

(iv) 貨物船型の場合の長期分布について (Fig 4-37～Fig 4-39)

(イ) 断面上の位置の影響

変動圧力の極値が、ある一定の値を越える確率は、船側部、ビルジ部、船底部の順に低くなる。言い換えれば、ある一定期間航行する場合、変動圧力の極値の期待値は、船側部、ビルジ部、船底部の順に小さくなる。

(ロ) 船長の影響

船が短いほど、変動圧力の喫水に対する無次元値 $\bar{P}_H^* = | P_H | / \rho g d$ のある一定値を越える確率は高い。

(v) 船速の影響

高速になるほど、変動圧力の喫水に対する無次元値 $\bar{P}_H^* = | P_H | / \rho g d$ のある一定値を越える確率は高い。

(vi) 油槽船舶型の場合の長期分布について (Fig 4-46～Fig 4-48)

(イ) 断面上の位置の影響

貨物船の場合と同じ傾向である。

(ロ) 船長の影響

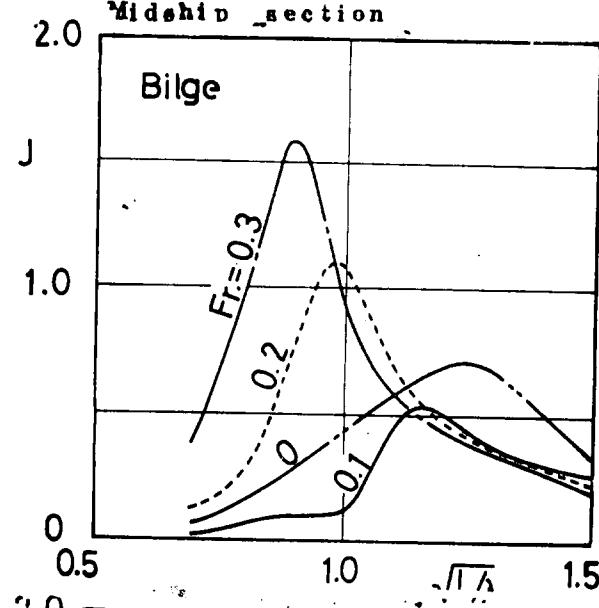
貨物船の場合と同じ傾向である。

(ハ) 船速の影響

船側部は、船速による影響は、ほとんどない。ビルジ部、船底部では $\bar{P}_H^* = | P_H | / \rho g d$ の一定値を越える確率は、高速ほど高い。しかし、貨物船の場合ほど、その差は大きくなない。

Variation of amplitude of hydrodynamic pressure
with wave length

Cargo $L/B = 7.0$, $C_b = 0.65$
Midship section



Tanker $L/B = 6.0$, $C_b = 0.80$
Midship section

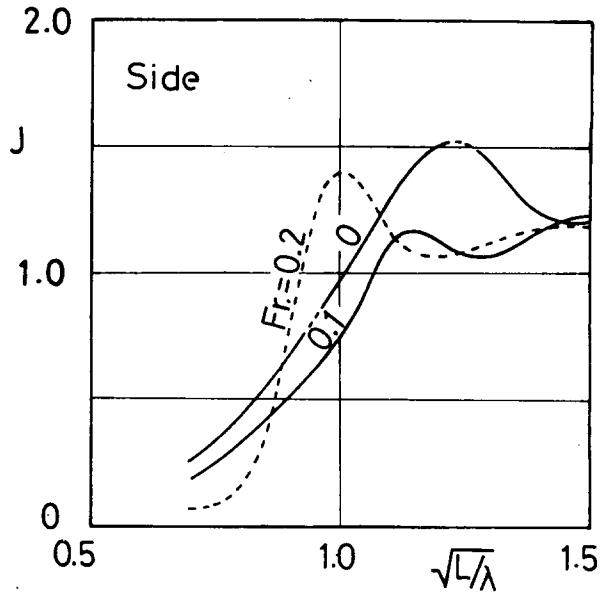
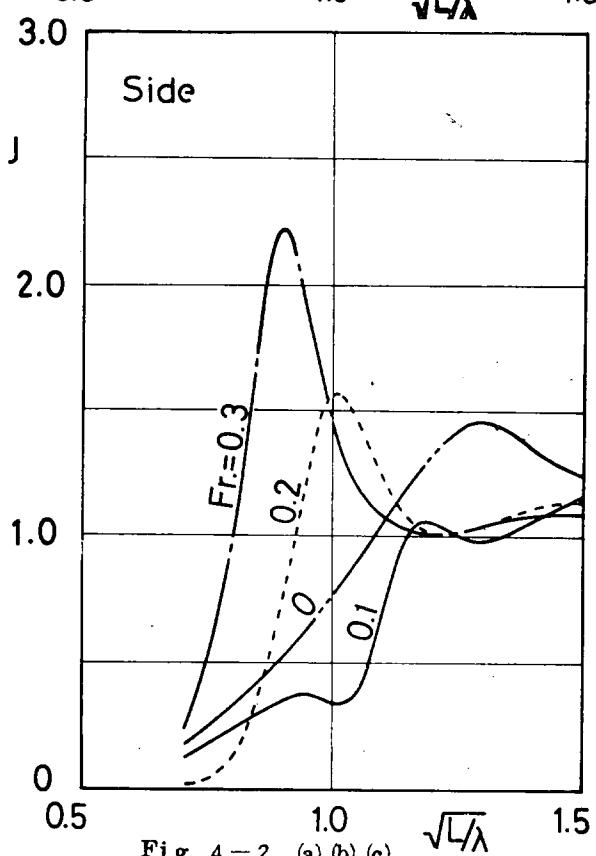
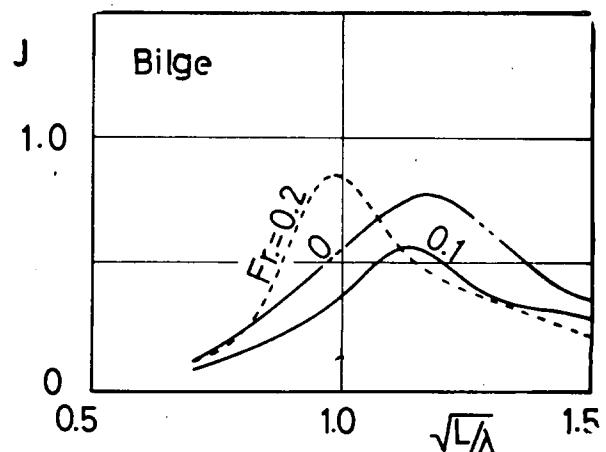
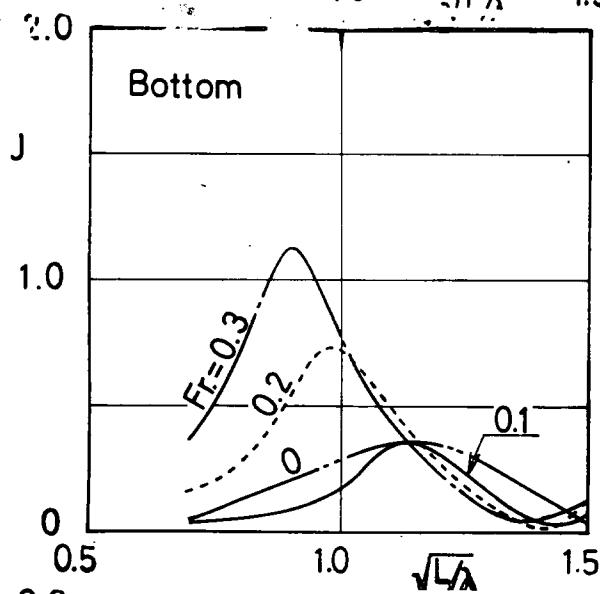
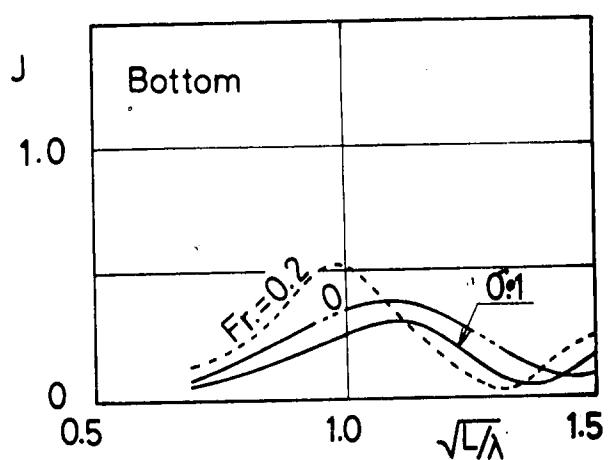


Fig. 4 - 2 (a) (b) (c)

Fig. 4 - 3 (a) (b) (c)

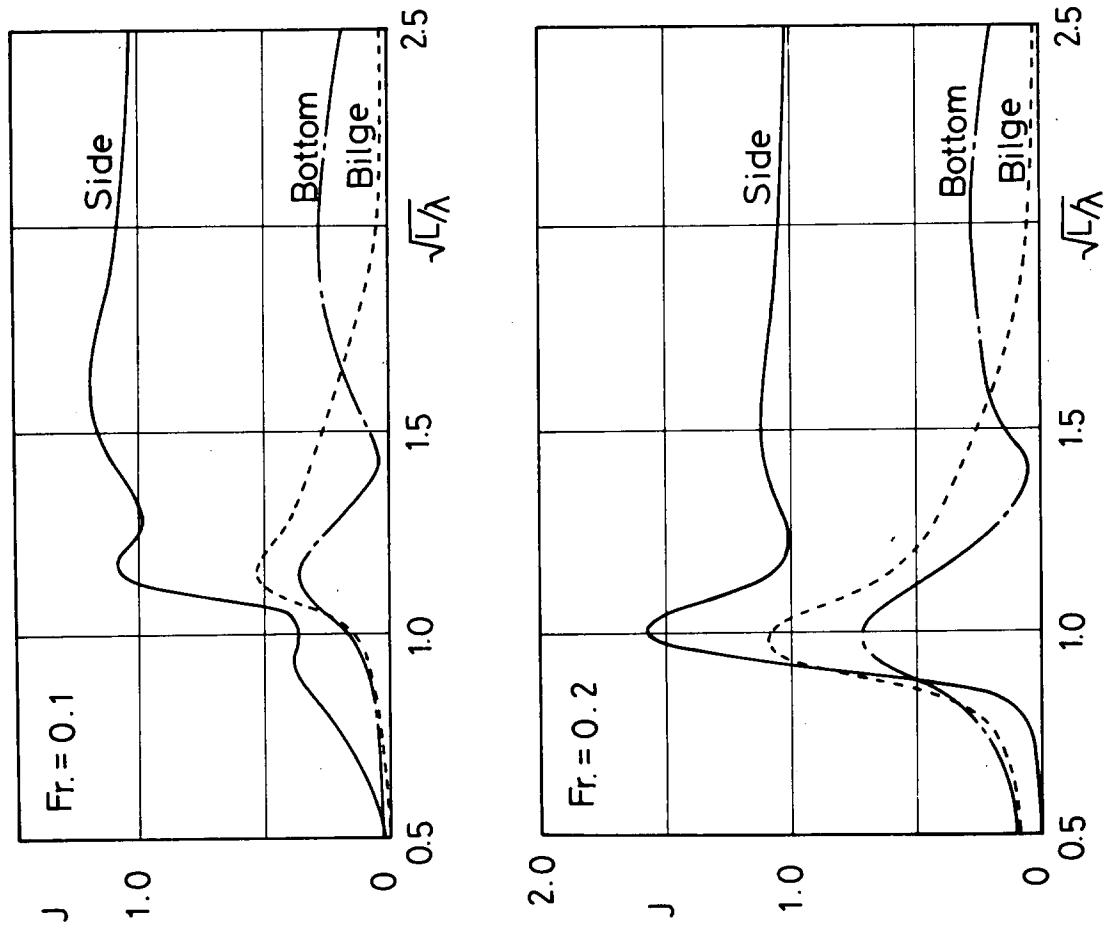
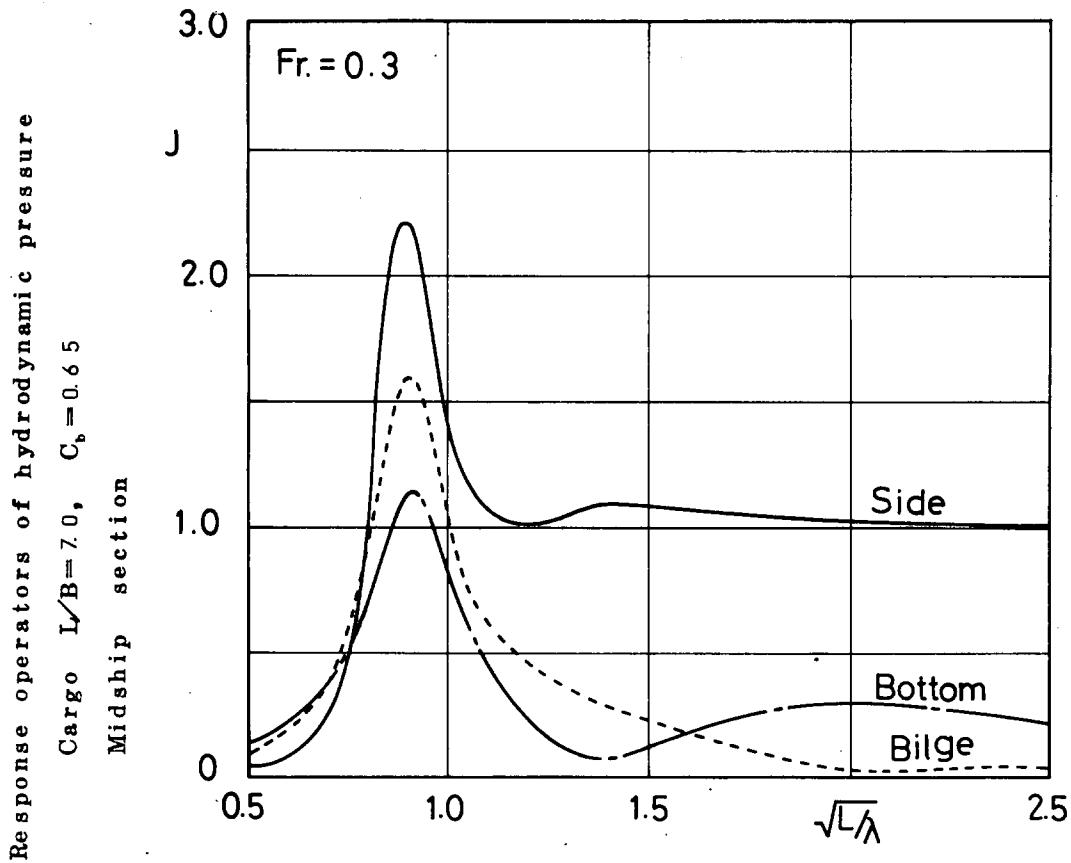


Fig. 4-4 (a)(b)(c)

Response operators of hydrodynamic pressure

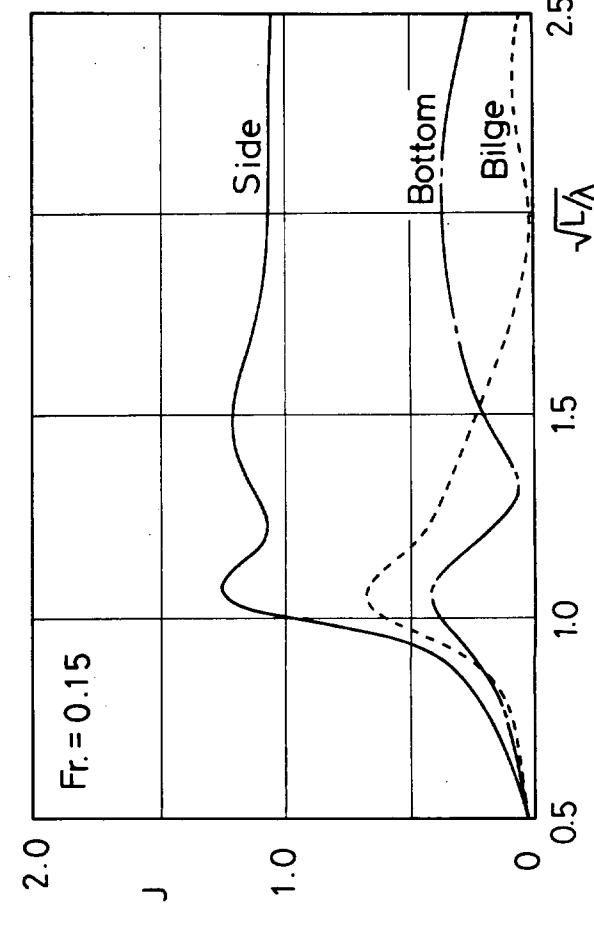
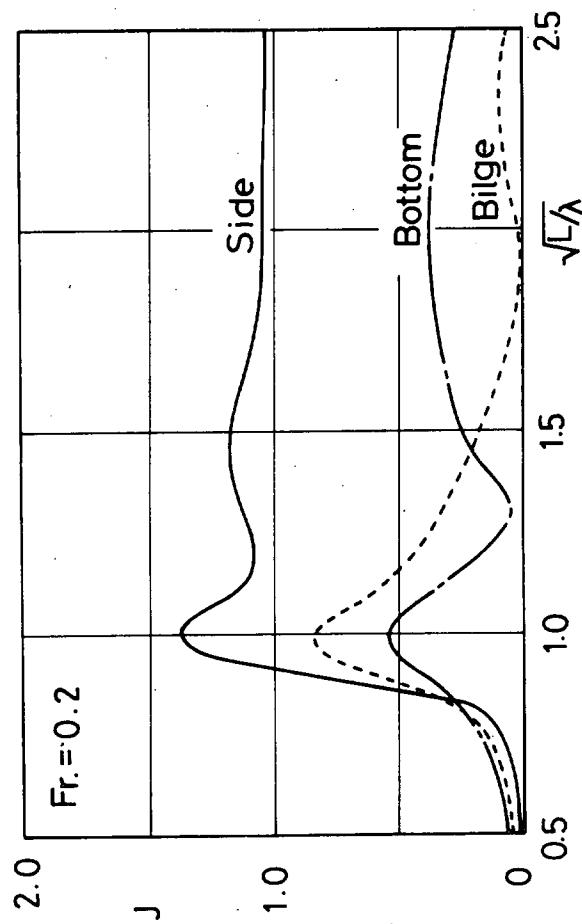
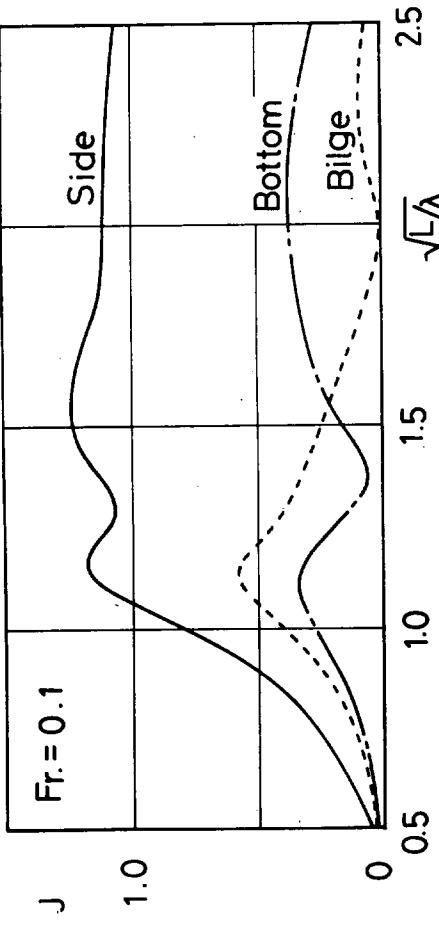
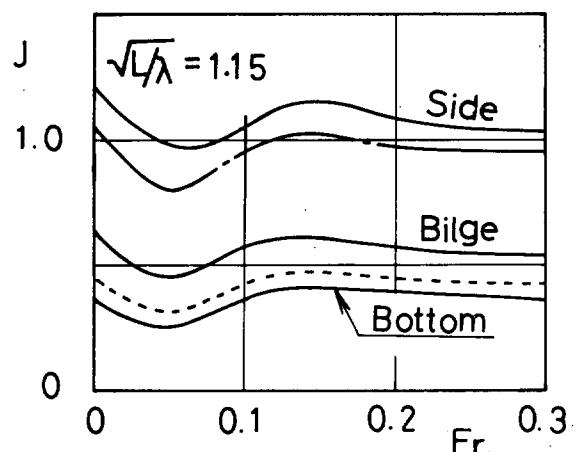
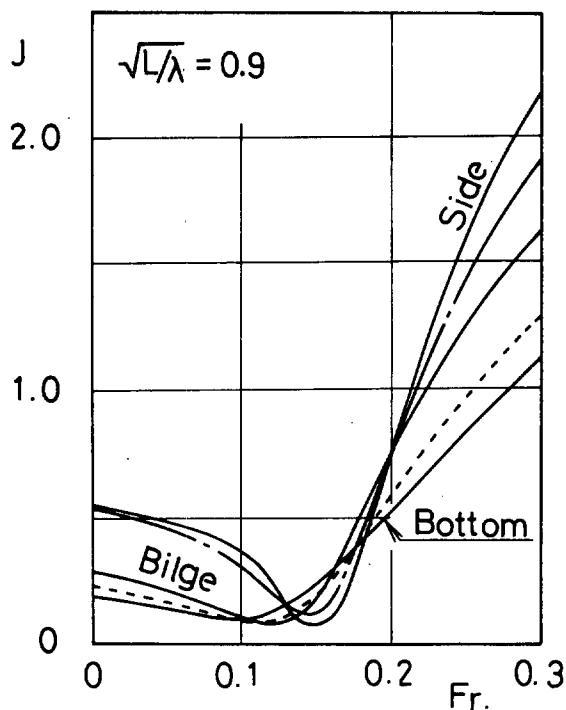
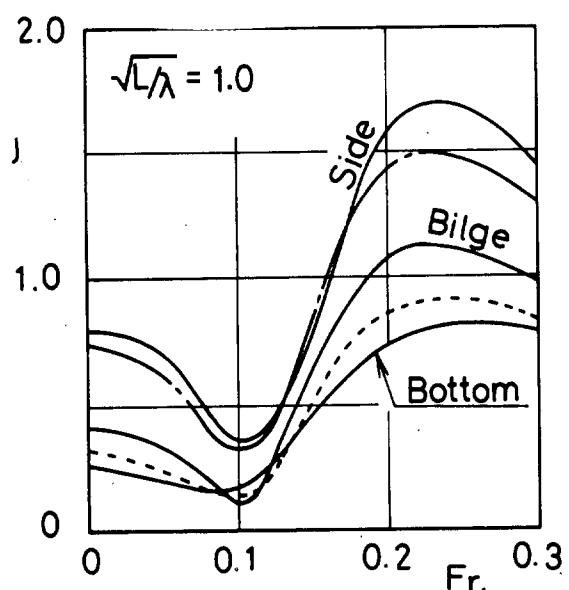
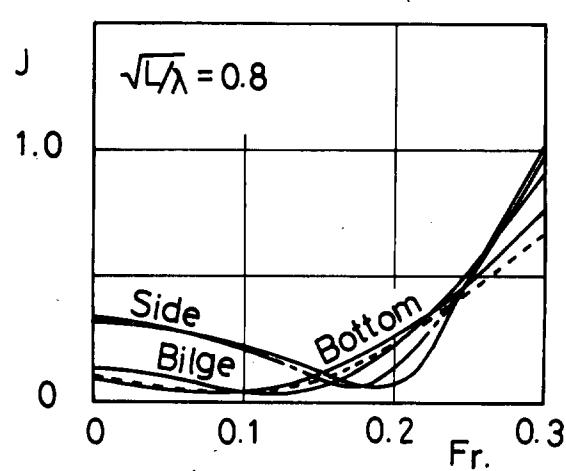


Fig. 4—5 (a) (b) (c)

Variation of amplitude of hydrodynamic pressure
with ship speed

Cargo $L/B = 7.0$, $C_b = 0.65$

Midship section



— Relative Water Level
— Mean Pressure on Bottom

Fig. 4 - 6 (a) (b) (c) (d)

Variation of amplitude of hydrodynamic Pressure
with ship speed
Tanker $L/B = 6.0$, $C_b = 0.80$
Midship section

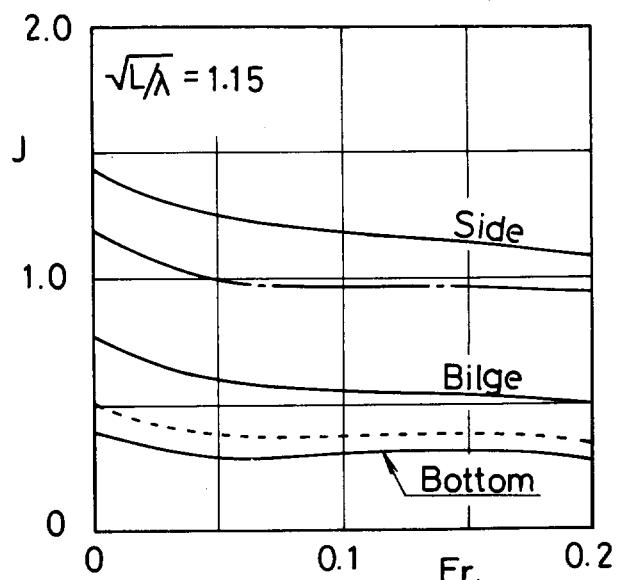
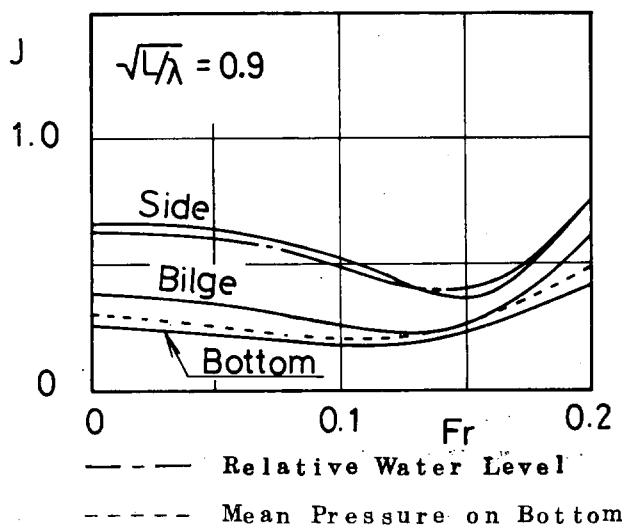
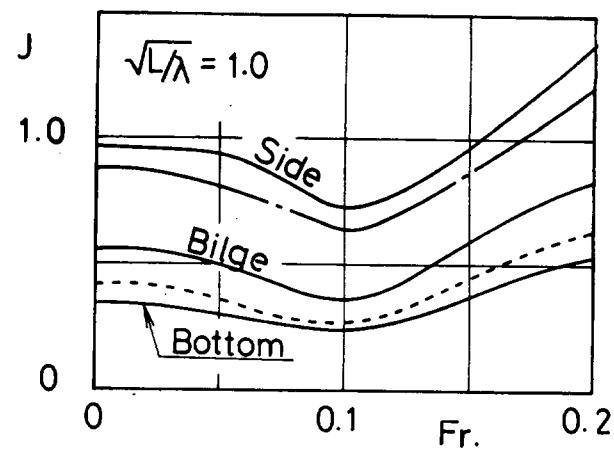
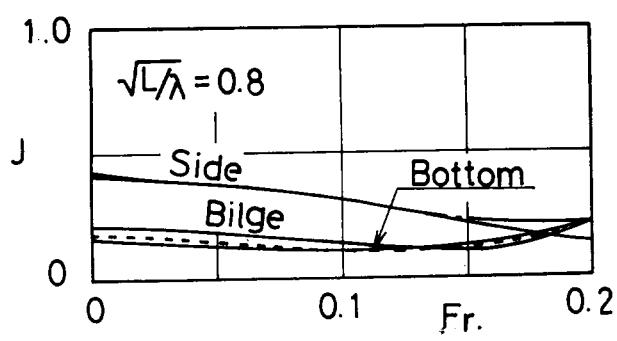


Fig. 4 - 7 (a) (b) (c) (d)

Girthwise distribution of hydrodynamic Pressure
 Cargo L/B = 7.0, $C_b = 0.65$
 Midship section

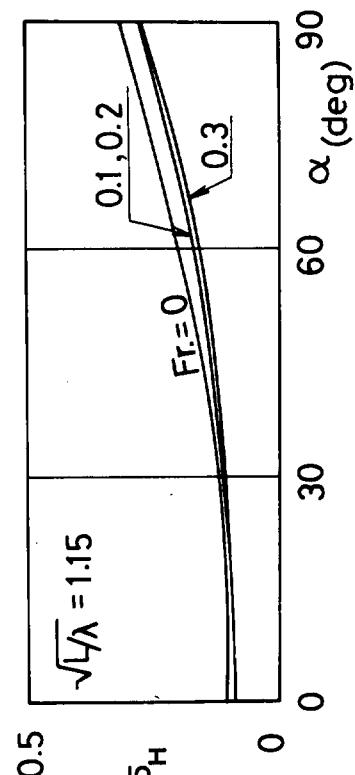
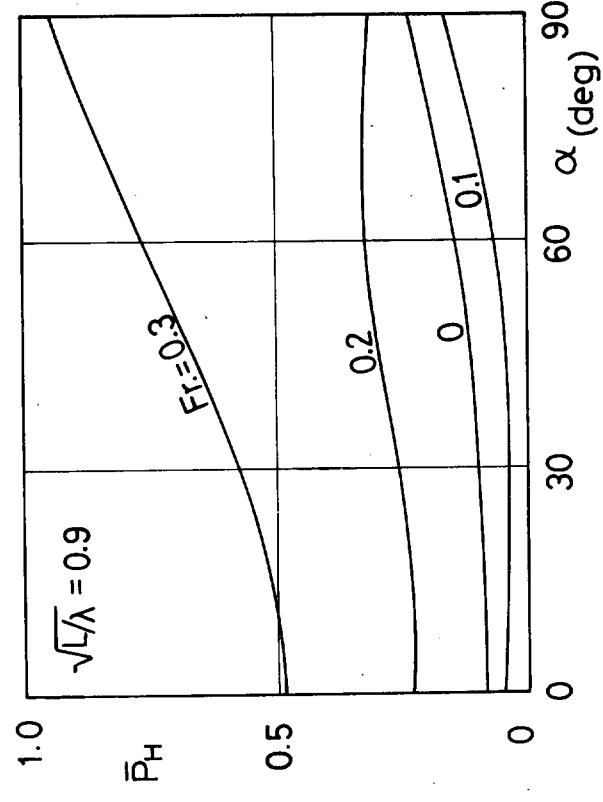
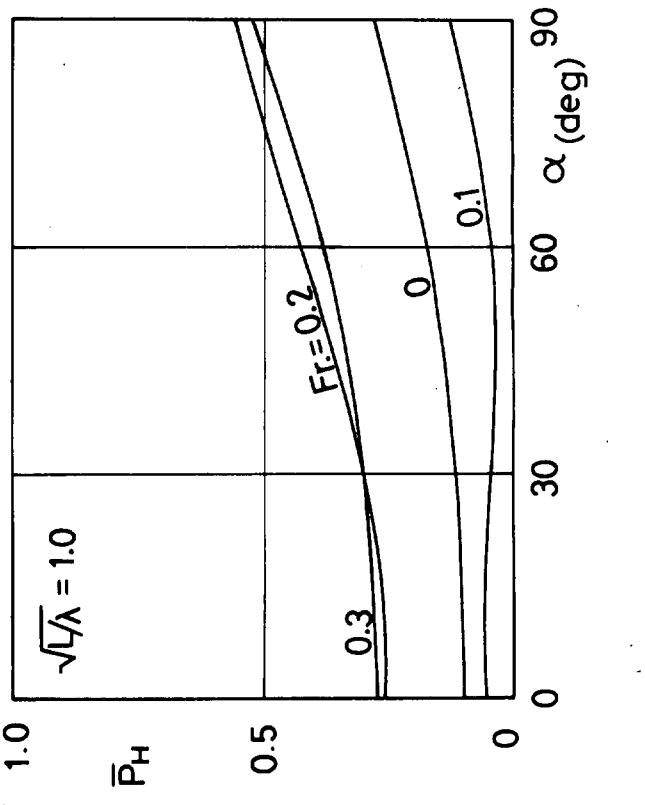
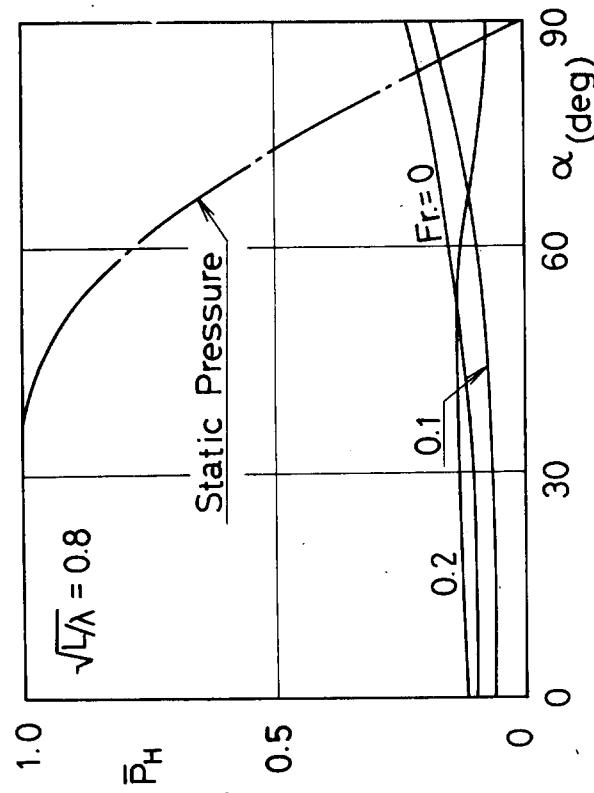


Fig. 4-8 (a) (b) (c) (d)

Girthwise distribution of hydrodynamic Pressure
 Tanker $L/B = 6.0$, $C_b = 0.80$
 Midship section

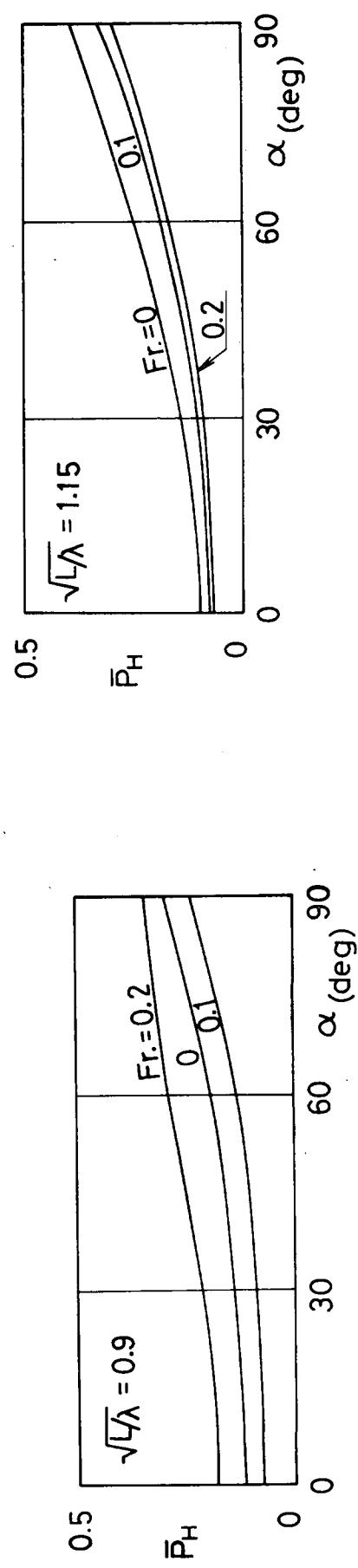
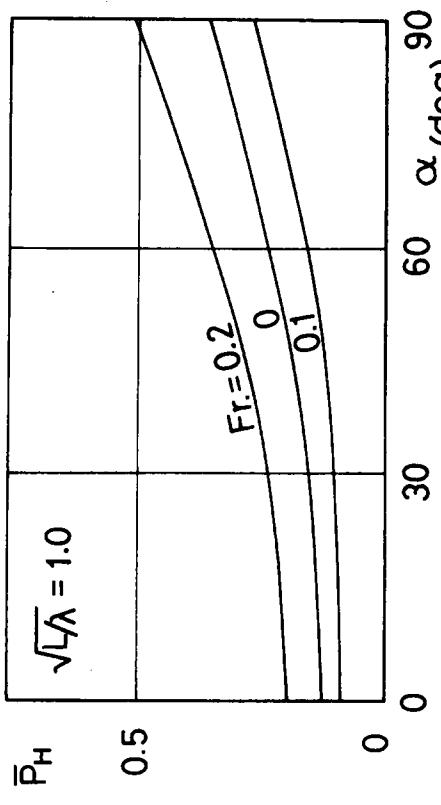
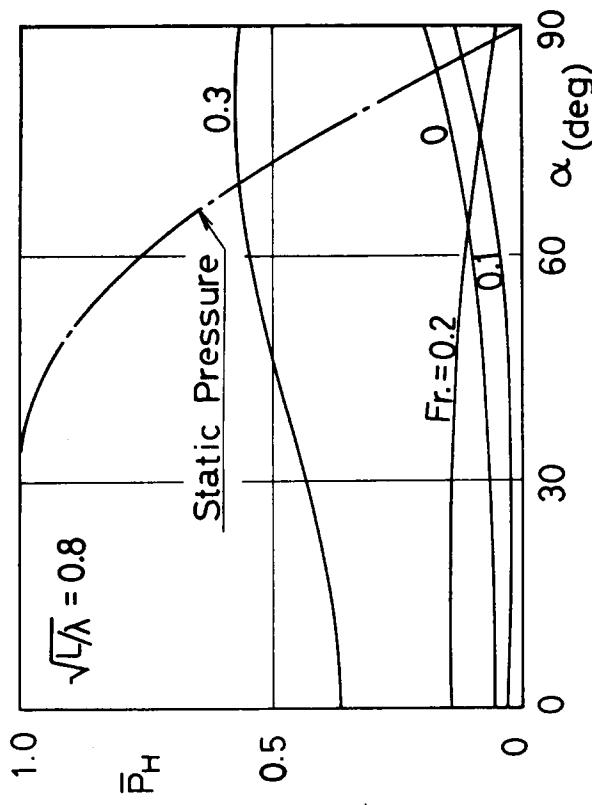


Fig. 4-9 (a) (b) (c) (d)

Effect of ship form on hydrodynamic Pressure
 Bottom($\alpha=0^\circ$), Midship section Bilge($\alpha=50^\circ$), Midship section

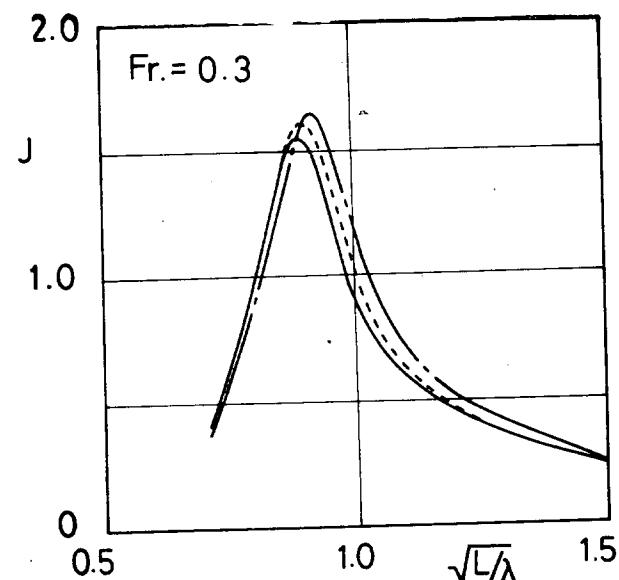
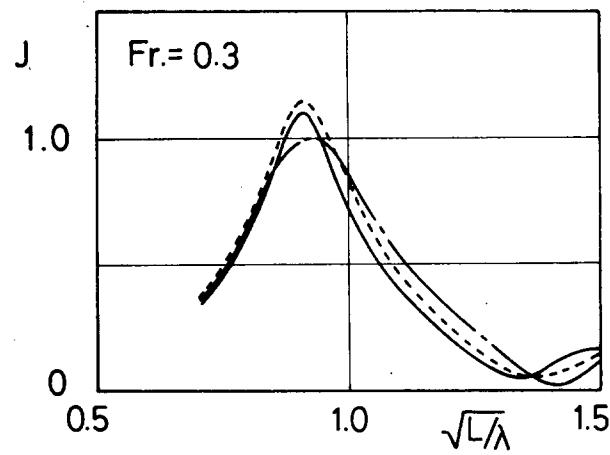
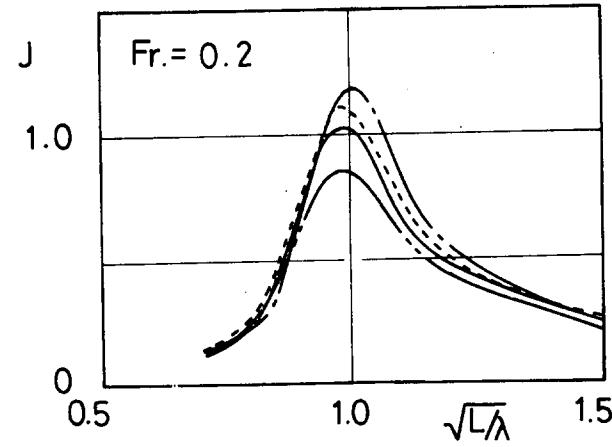
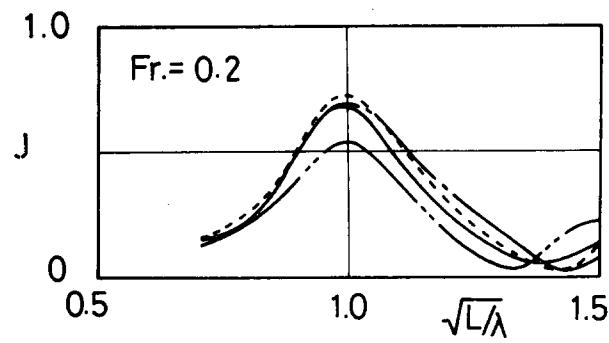
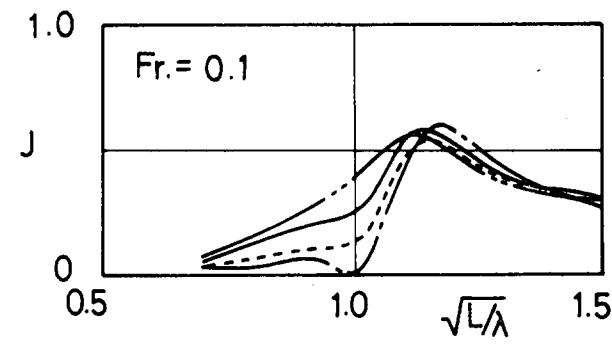
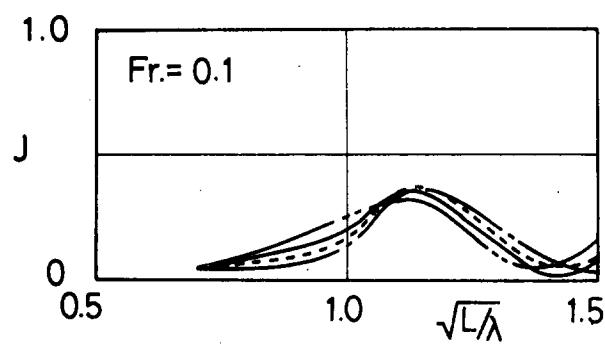
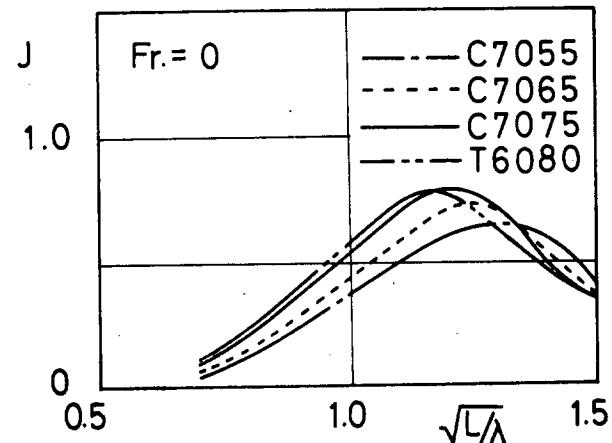
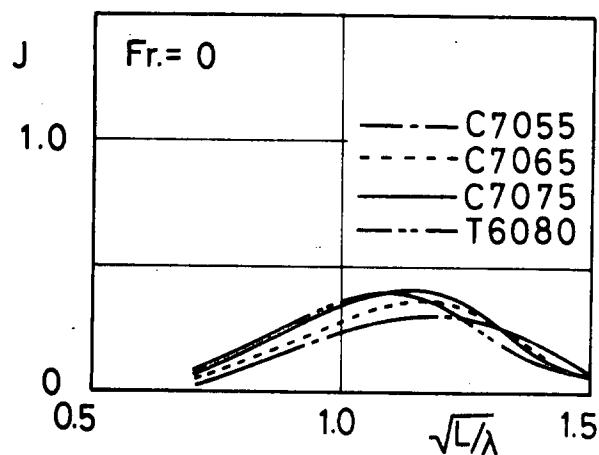


Fig. 4-10 (a)(b)(c)(d)

Fig. 4-11 (a)(b)(c)(d)

Effect of ship form on hydrodynamic Pressure

Side ($\alpha=9.0^\circ$), Midship section

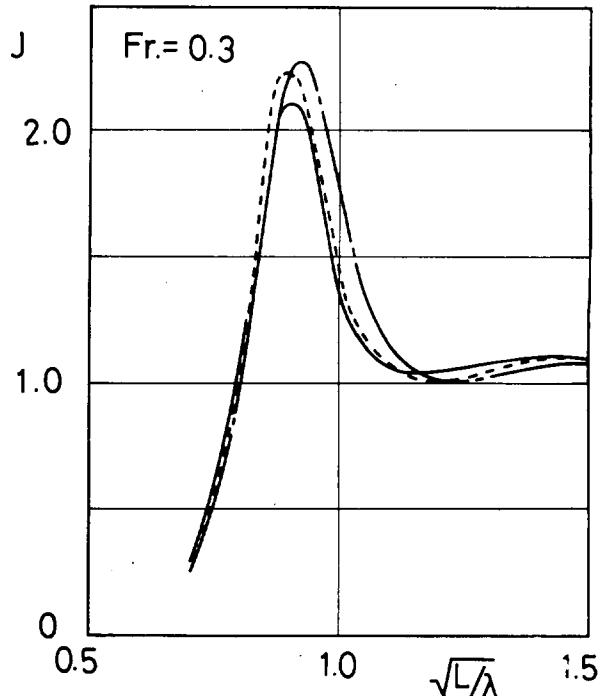
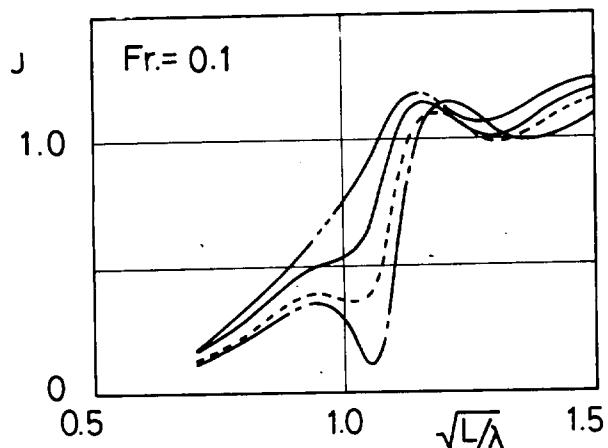
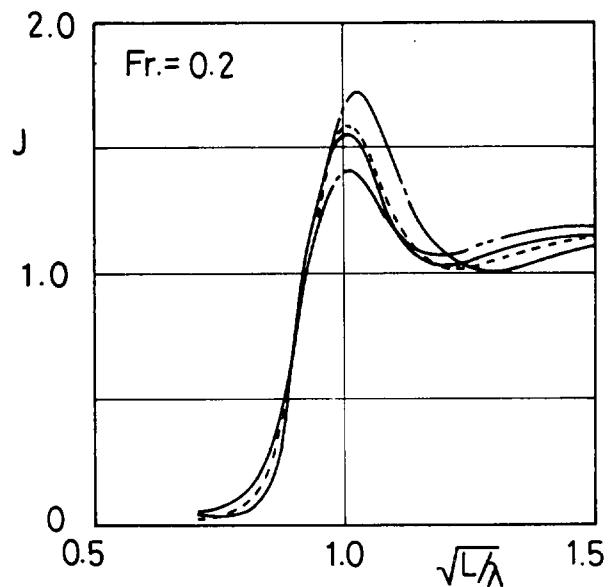
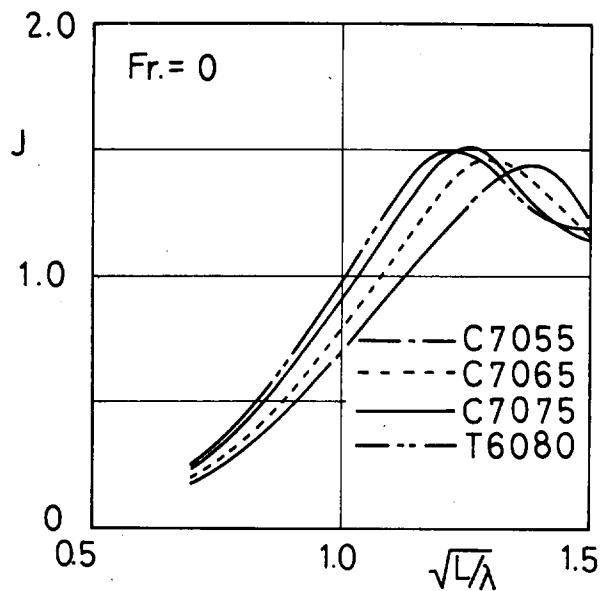


Fig. 4 - 12 (a) (b) (c) (d)

Hydrodynamic Pressure at different sections

Cargo $L/B = 7.0$, $C_b = 0.65$

Bottom ($\alpha = 0^\circ$).

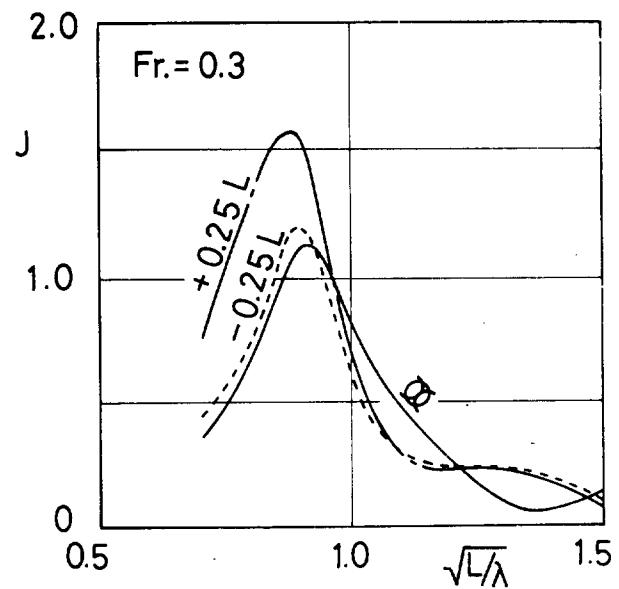
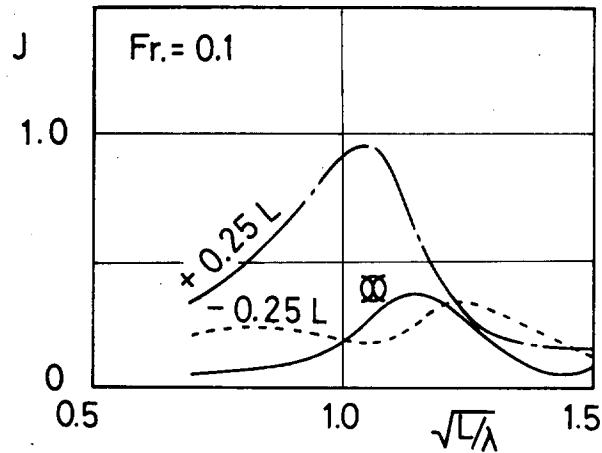
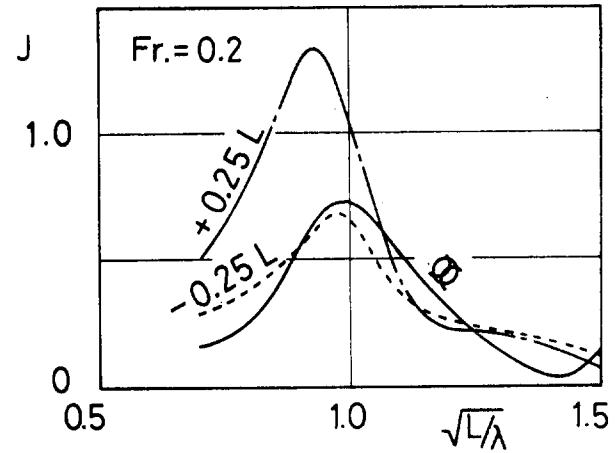
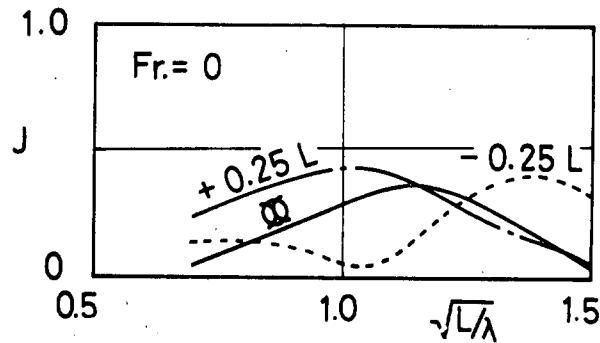


Fig. 4-13 (a) (b) (c) (d)

Hydrodynamic Pressure at different sections

Cargo $L/B = 7.0$, $C_b = 0.65$

Bilge ($\alpha = 50^\circ$)

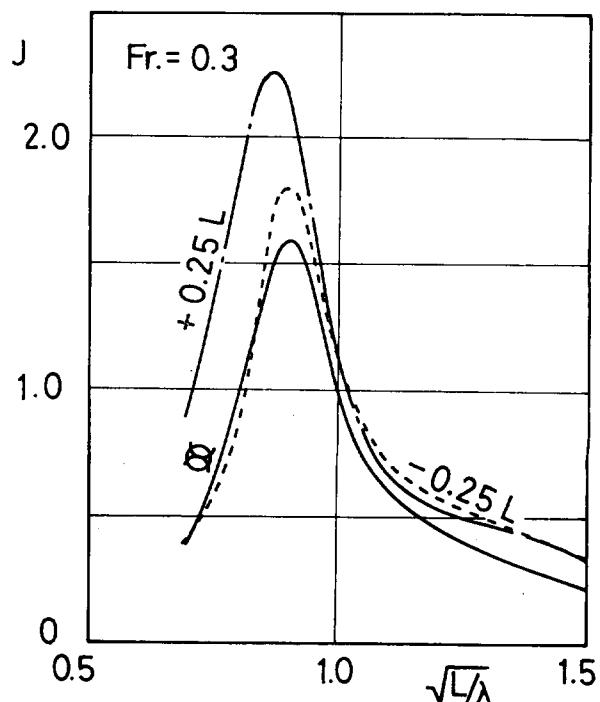
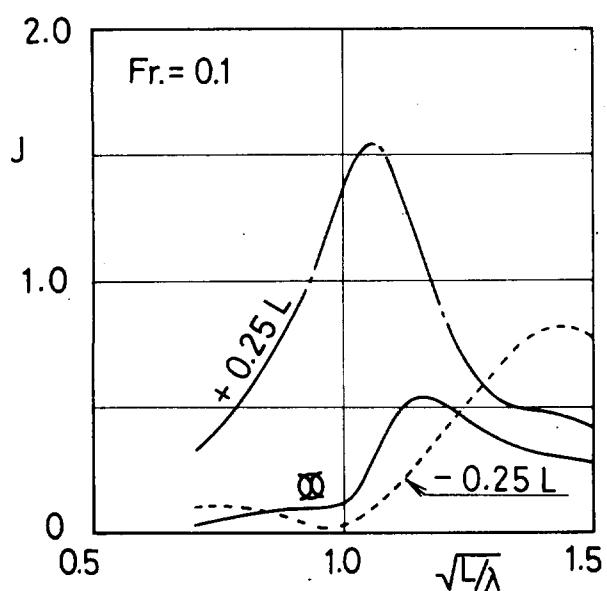
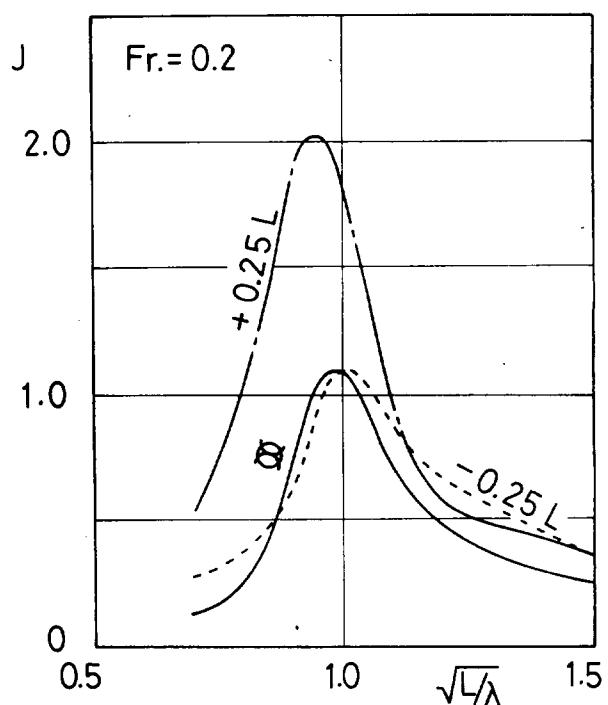
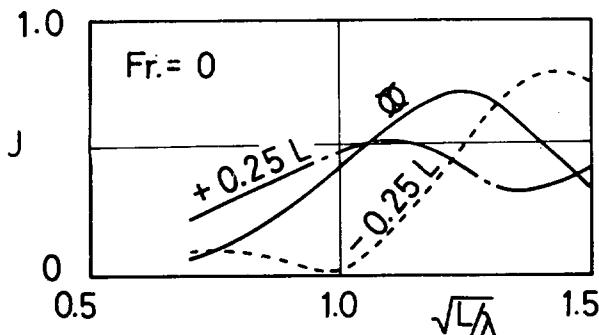


Fig. 4-14 (a) (b) (c) (d)

Hydrodynamic Pressure

at different sections

Cargo $L/B = 7.0$, $C_b = 0.65$

Side ($\alpha = 90^\circ$)

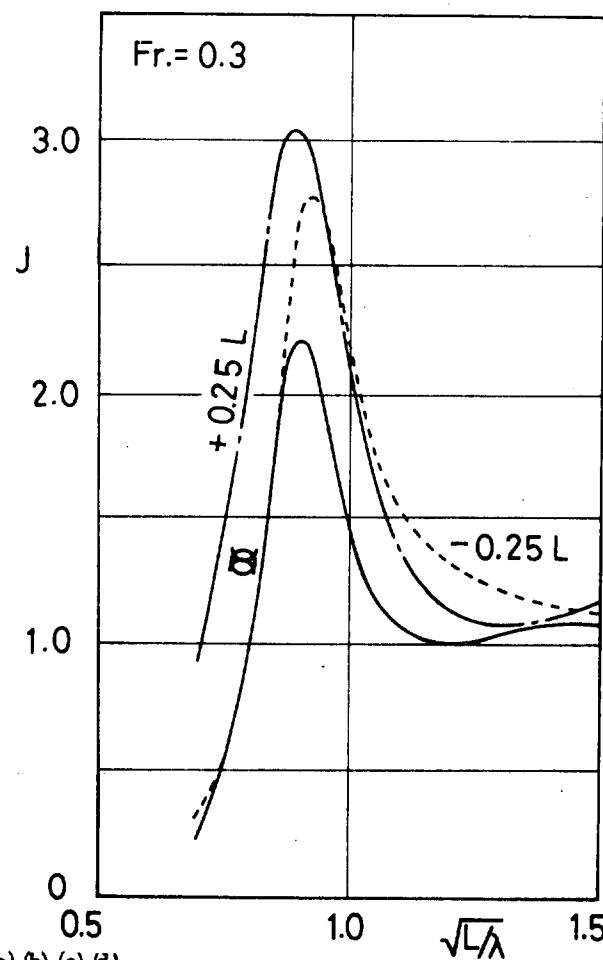
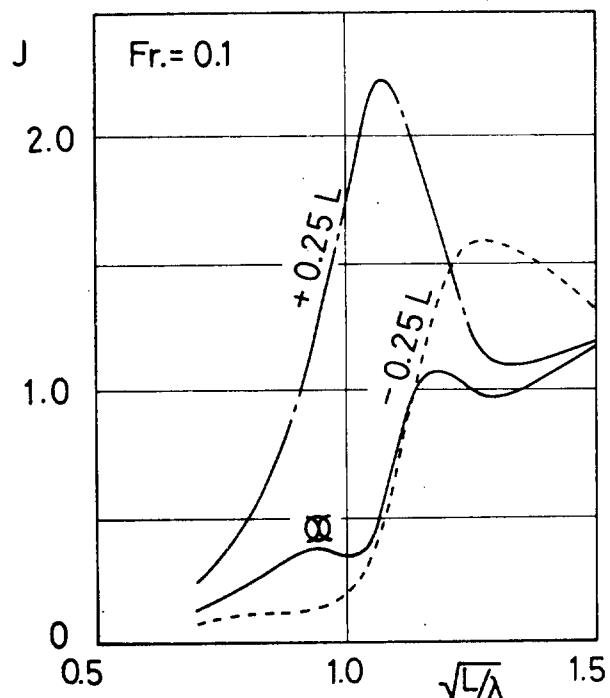
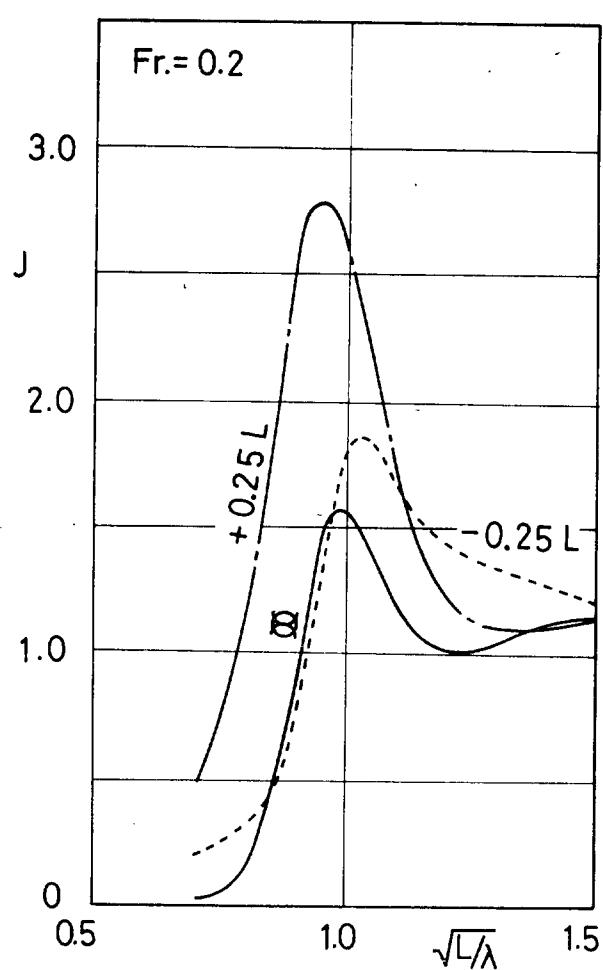
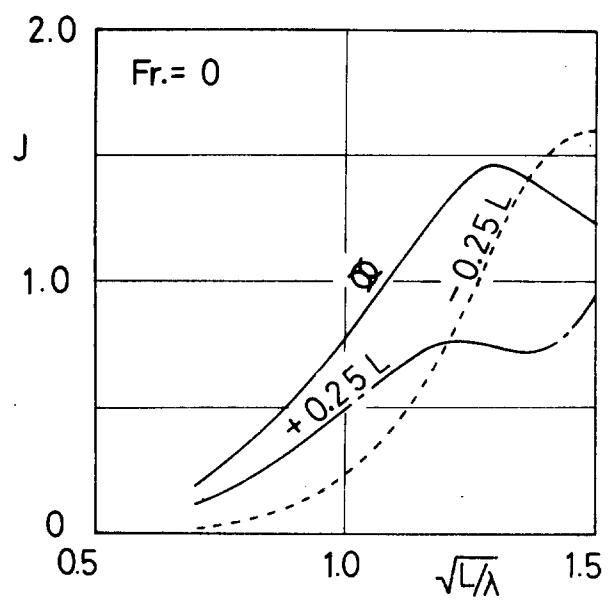
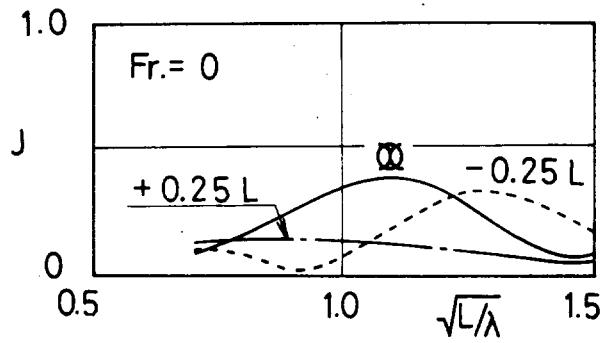


Fig. 4-15 (a) (b) (c) (d)

Hydrodynamic Pressure at different sections

Tanker $L/B = 6.0$, $C_b = 0.80$

Bottom ($\alpha = 0^\circ$)



Bilge ($\alpha = 50^\circ$)

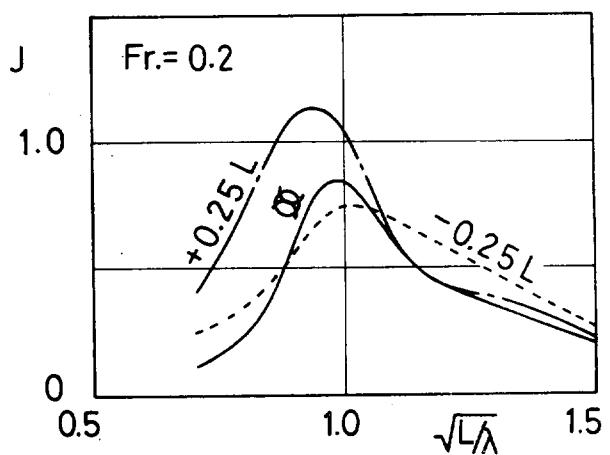
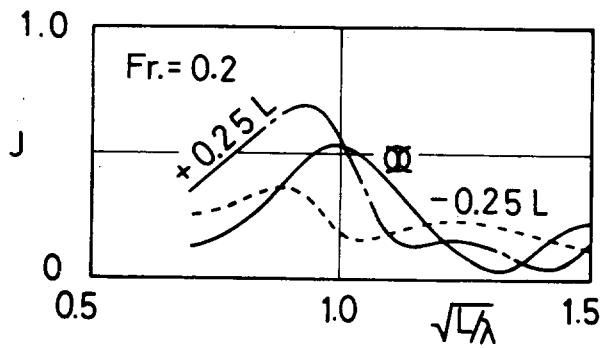
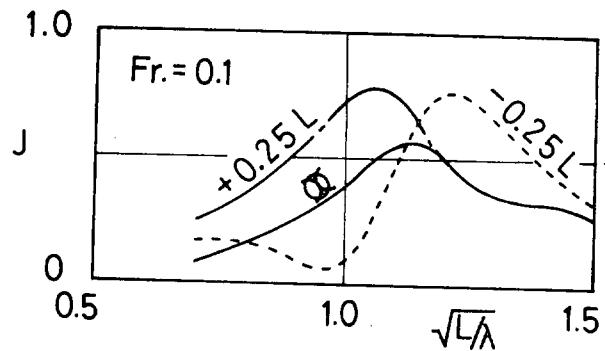
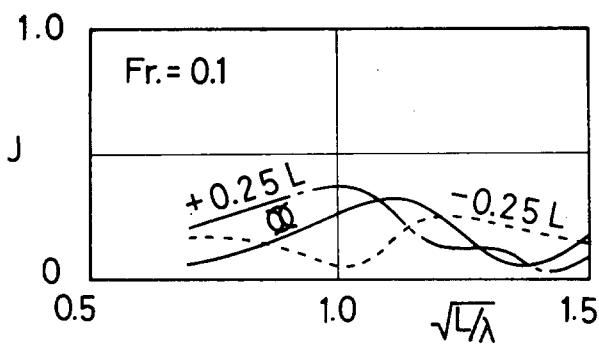
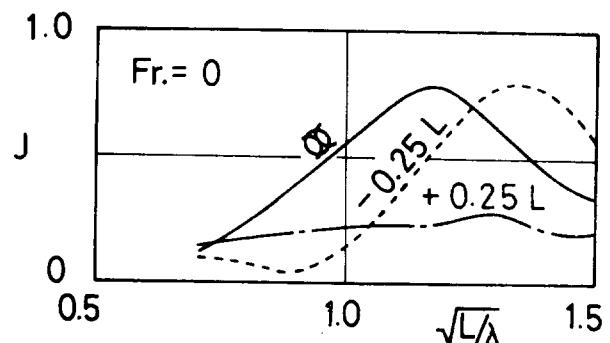


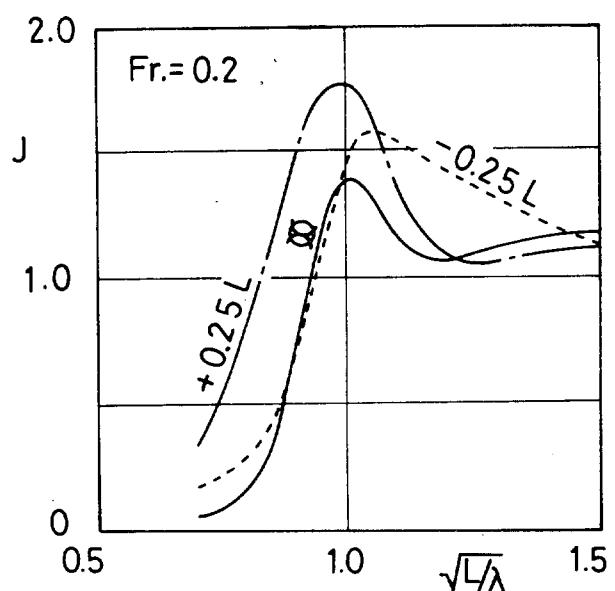
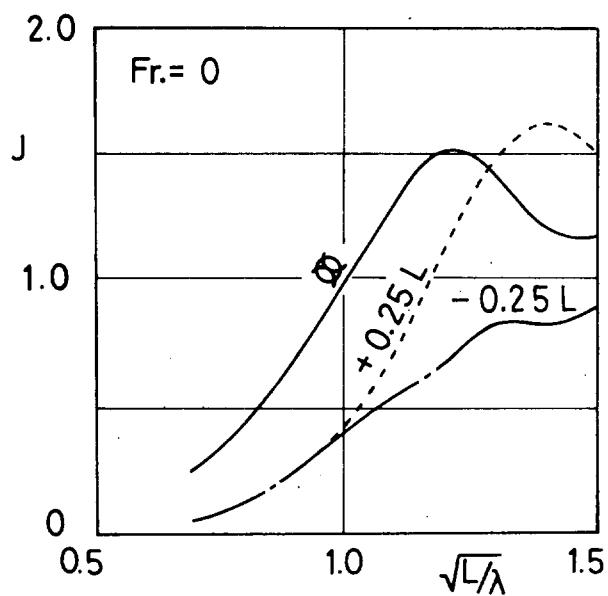
Fig. 4-16 (a) (b) (c)

Fig. 4-17 (a) (b) (c)

Hydrodynamic Pressure at different section

Tanker $L/B = 6.0$, $C_b = 0.80$

Side ($\alpha = 90^\circ$)



Scale for J & $J \cos(\omega_e t + v)$

0 1.0 2.0

— $J = |P_H|/\rho gh_0$
 - - - - - $J \cos(\omega_e t + v)$

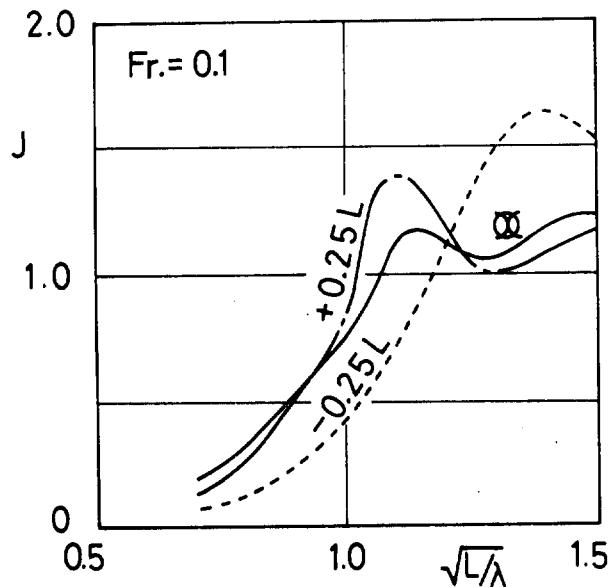
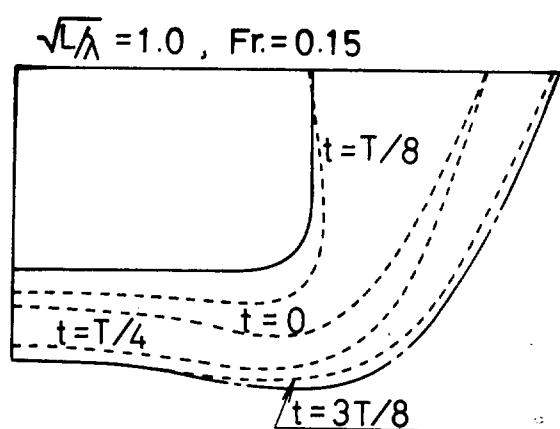
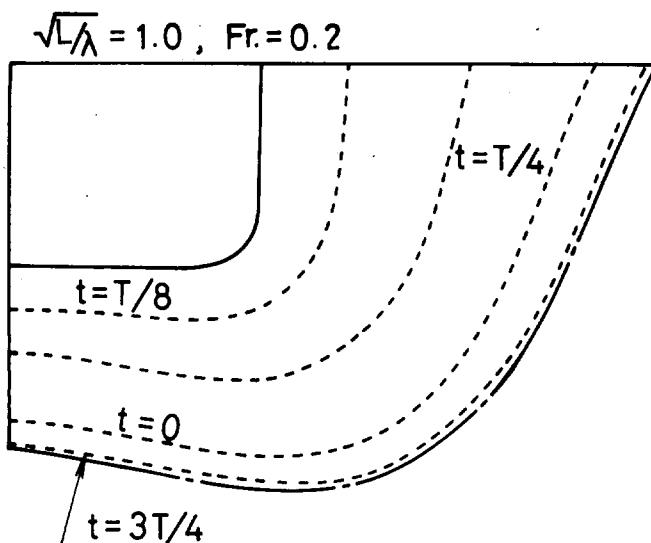
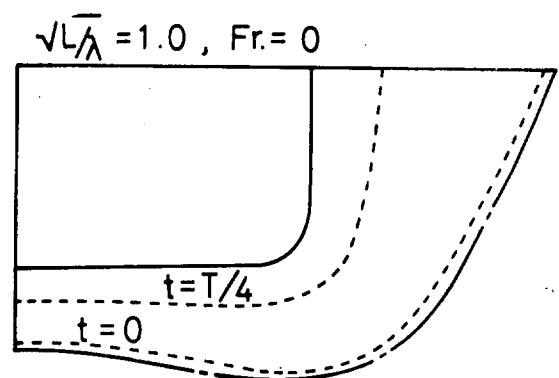
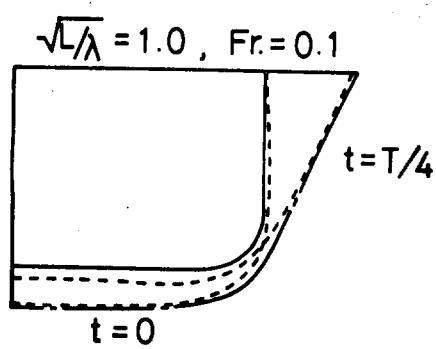
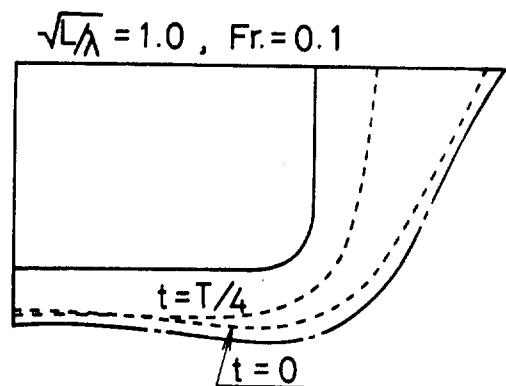
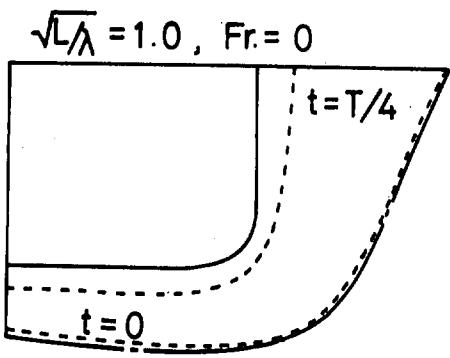


Fig. 4-18 (a) (b) (c)

Variation of hydrodynamic pressure with time

Cargo L/B = 7.0, C_b = 0.65
Midship section

Tanker L/B = 6.0, C_b = 0.80
Midship section



Scale for J & Jcos($\omega_{et} + v$)

A horizontal scale with tick marks at 0, 1.0, and 2.0. A dashed line extends from the origin (0) to the right, representing the scale for $J = |P_H|/\rho g h_0$. A dotted line extends from the 1.0 mark to the right, representing the scale for $J \cos(\omega_{et} + v)$.

— — — — — $J = |P_H|/\rho g h_0$
- - - - - $J \cos(\omega_{et} + v)$

Fig. 4-19 (a) (b) (c)

Fig. 4-20 (a) (b) (c)

Variation of hydrodynamic pressure with time

Cargo $L/B = 7.0, C_b = 0.65$

Midship section

Tanker $L/B = 6.0, C_b = 0.80$

Midship section

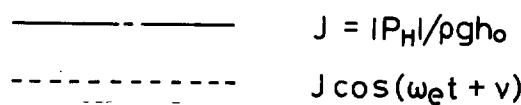
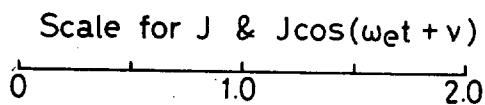
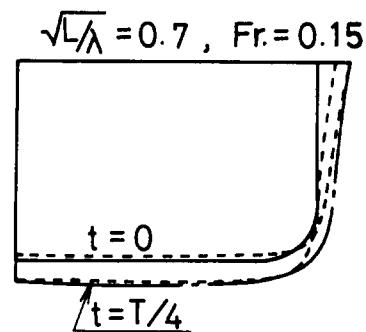
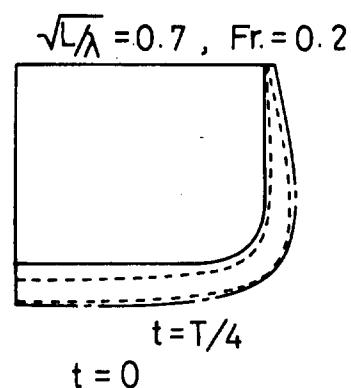
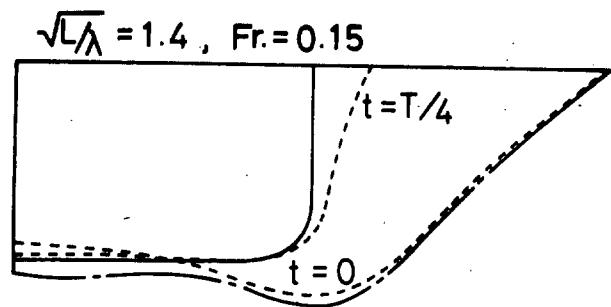
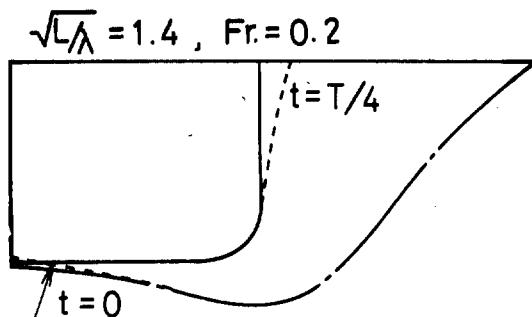


Fig. 4-22 (a) (b)

Fig. 4-21 (a) (b)

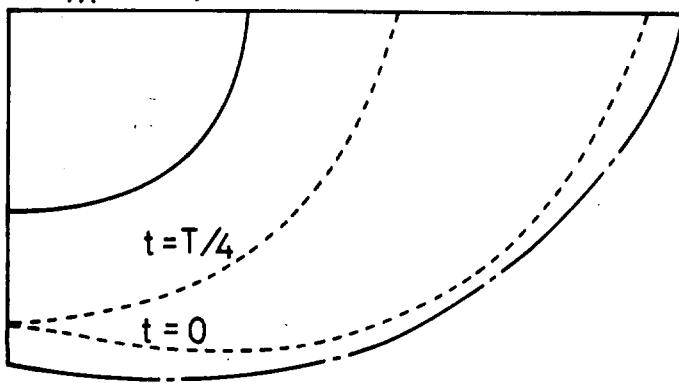
Variation of hydrodynamic pressure with time

Cargo $L/B = 7.0$, $C_b = 0.65$

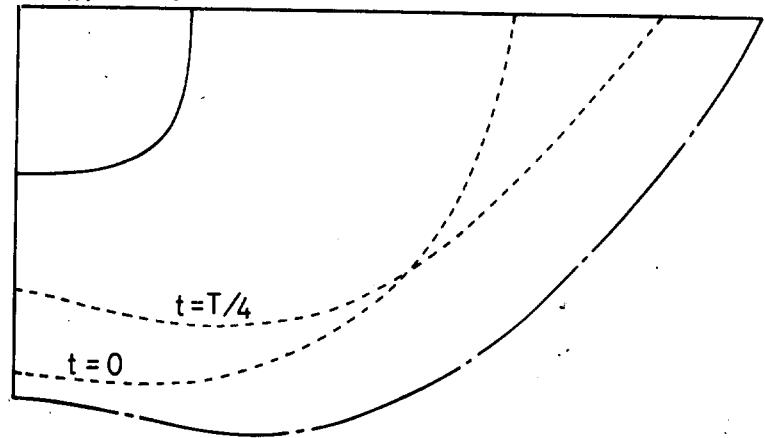
-0.25L Section

+0.25L Section

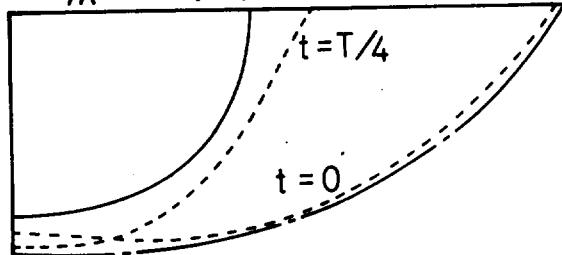
$\sqrt{L/\lambda} = 1.0$, Fr. = 0.2



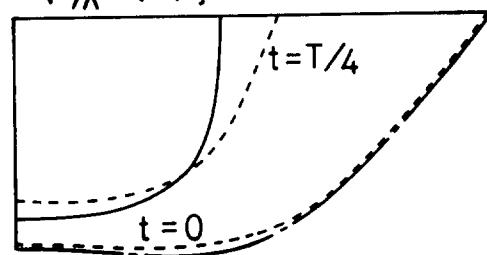
$\sqrt{L/\lambda} = 1.0$, Fr. = 0.2



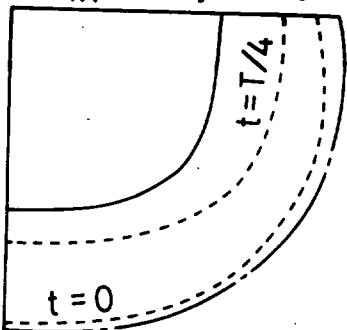
$\sqrt{L/\lambda} = 1.4$, Fr. = 0.2



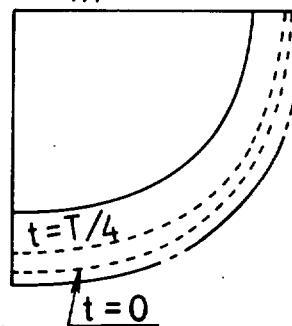
$\sqrt{L/\lambda} = 1.4$, Fr. = 0.2



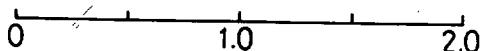
$\sqrt{L/\lambda} = 0.7$, Fr. = 0.2



$\sqrt{L/\lambda} = 0.7$, Fr. = 0.2



Scale for J & $J \cos(\omega_e t + v)$



$J = |P_H| / \rho g h_0$

$J \cos(\omega_e t + v)$

Fig. 4-23 (a) (b) (c)

Fig. 4-24 (a) (b) (c)

Variation of hydrodynamic pressure with $\omega_e t$
 Cargo $L/B = 7.0$, $C_b = 0.65$
 Midship section

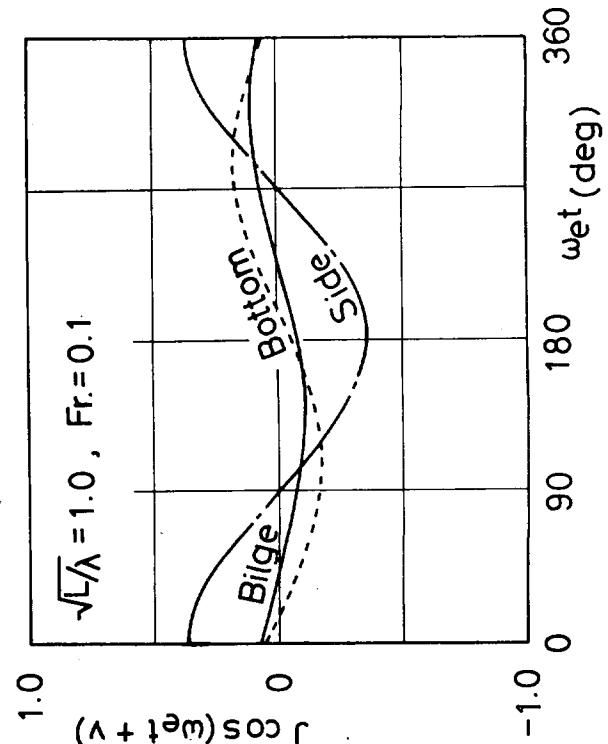
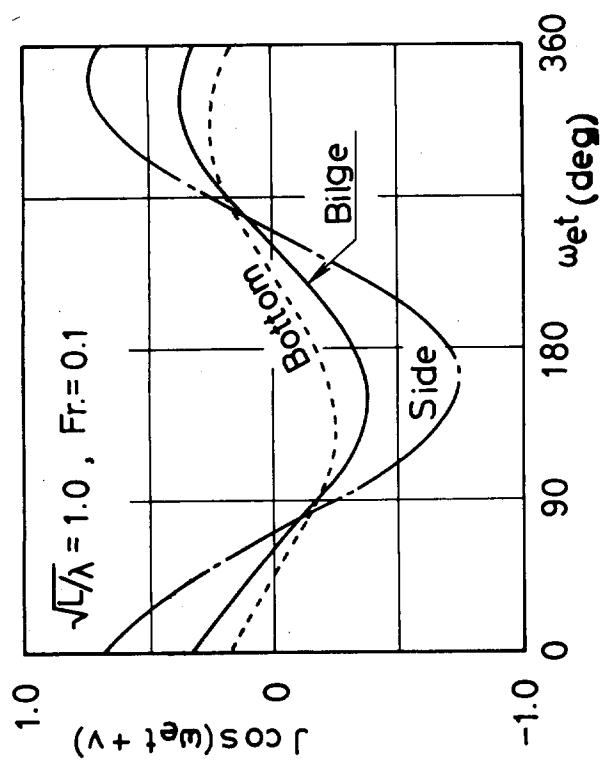
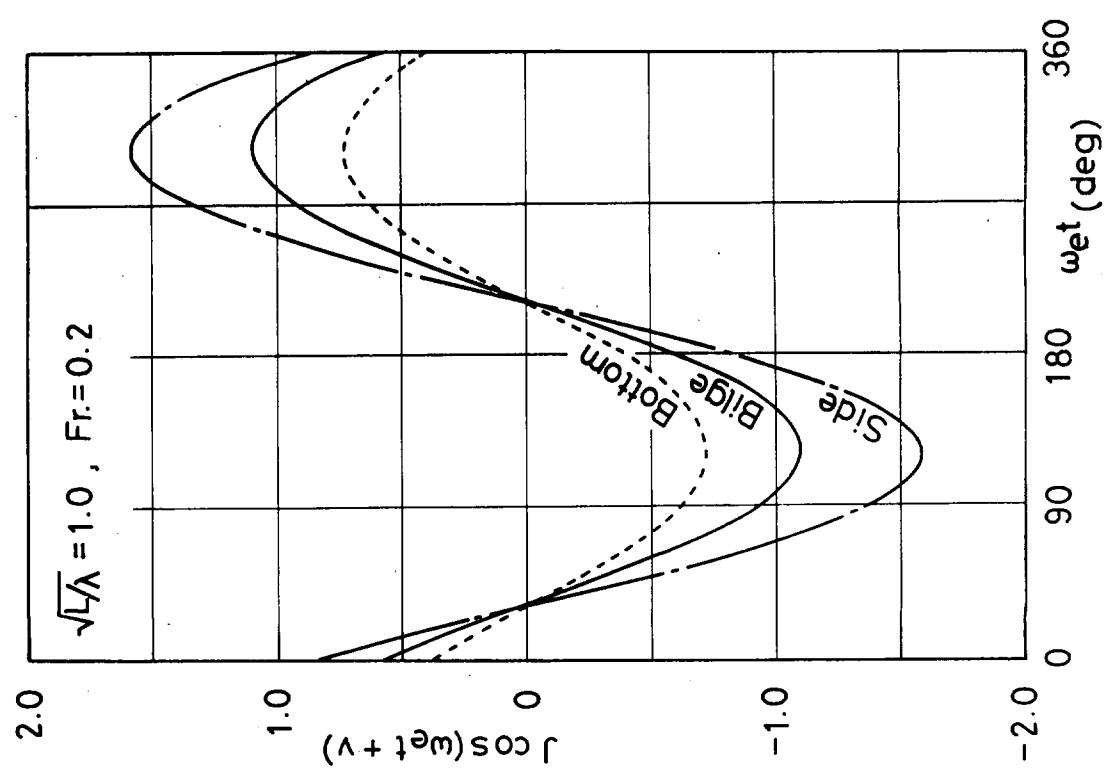


Fig. 4-27 (a) (b) (c)

Variation of hydrodynamic pressure with ω_e , t

Tanker $L/B = 6.0$, $C_b = 0.80$

Midship section

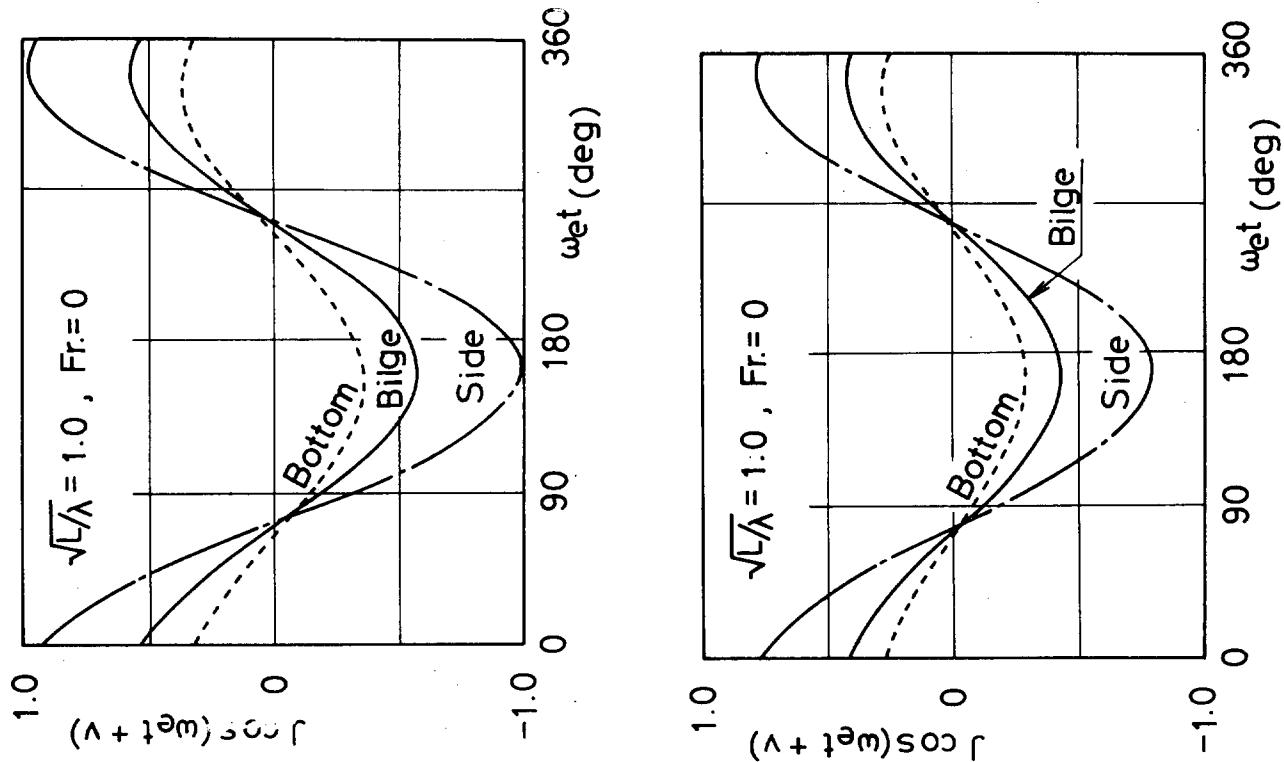


Fig. 4-28 (a) (b) (c)

Variation of hydrodynamic pressure with ω_{et}

Cargo $L/B = 7.0, C_b = 0.65$

Tanker $L/B = 6.0, C_b = 0.80$

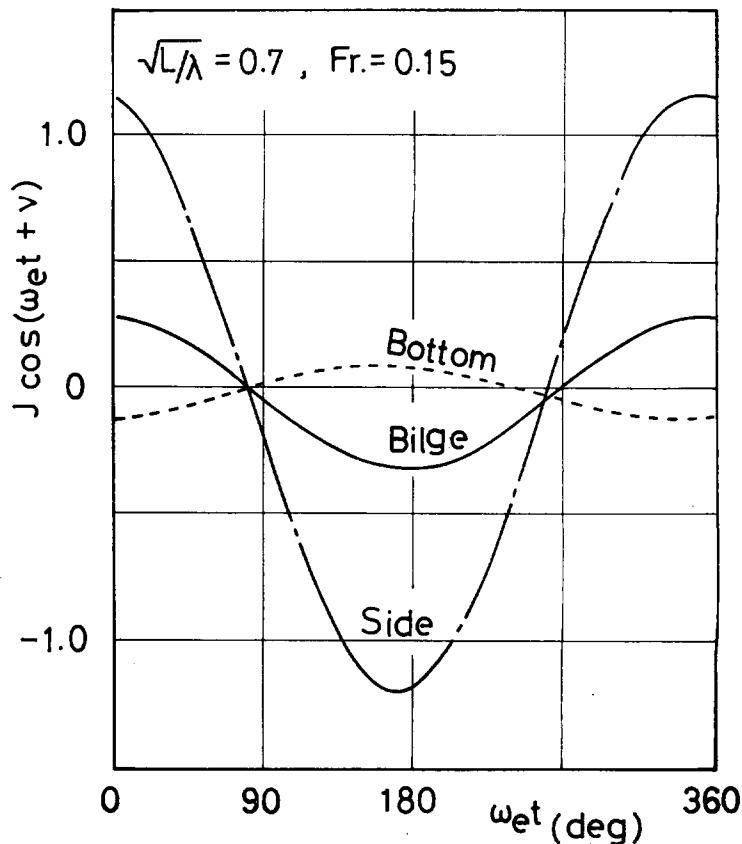
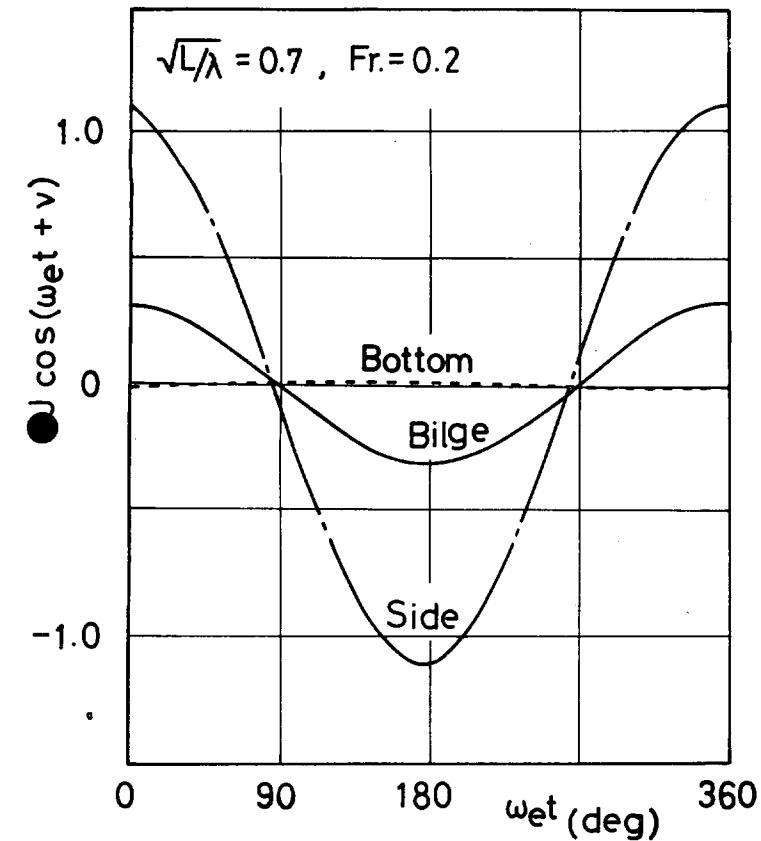
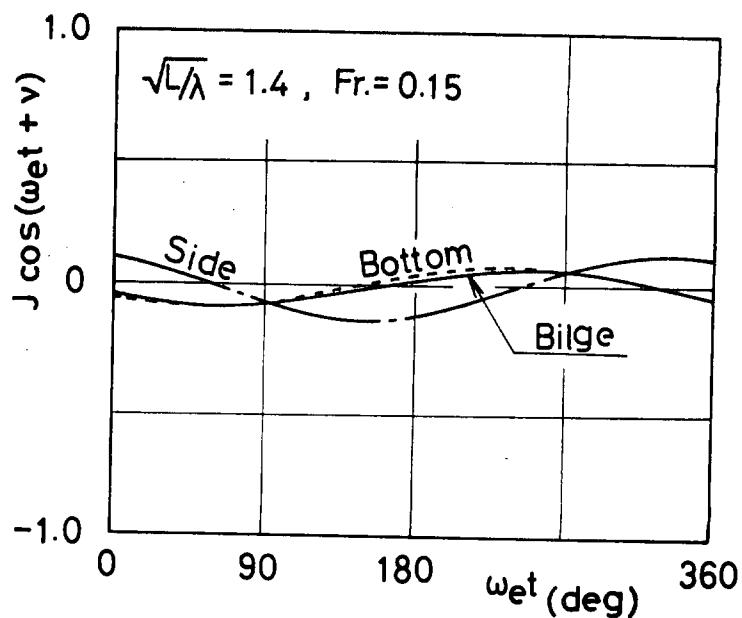
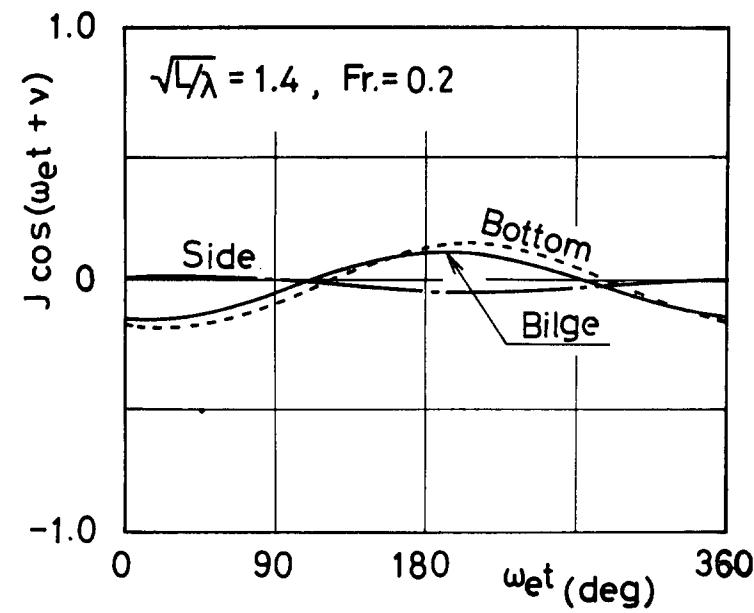


Fig. 4-29 (a) (b)

Fig. 4-30 (a) (b)

Standard deviations of hydrodynamic pressure
 (in long crested irregular waves)
 Cargo $L/B = 7.0$, $C_s = 0.65$: $F_r = 0.1$

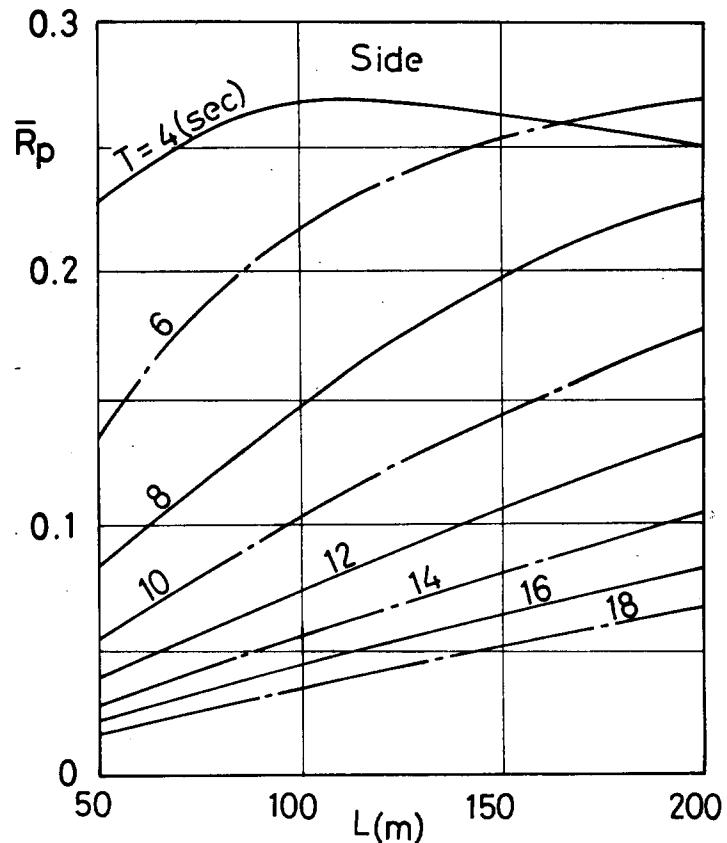
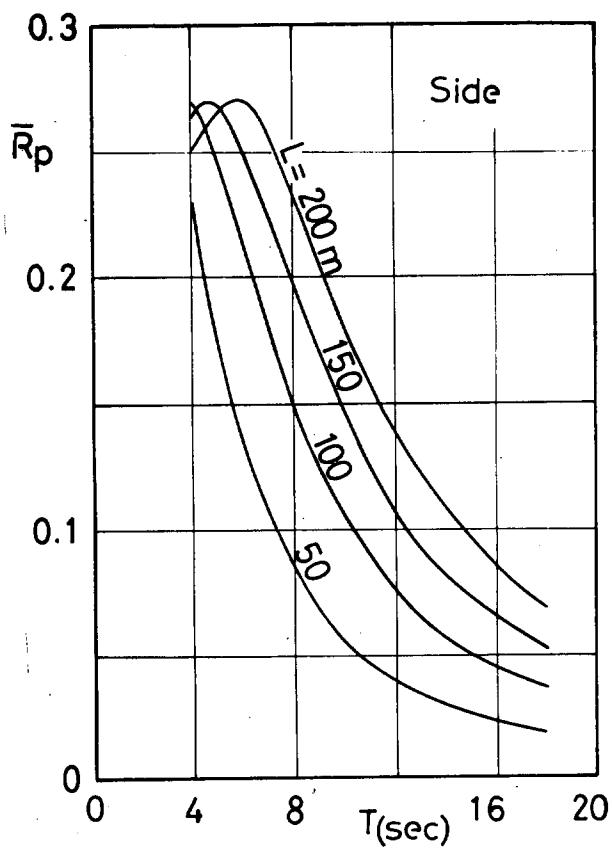
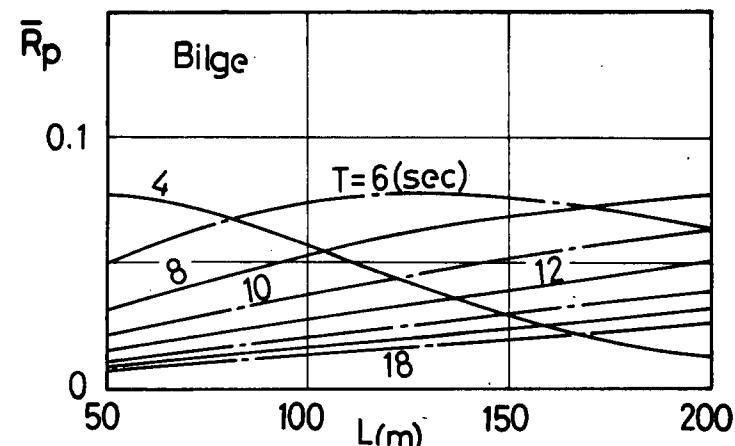
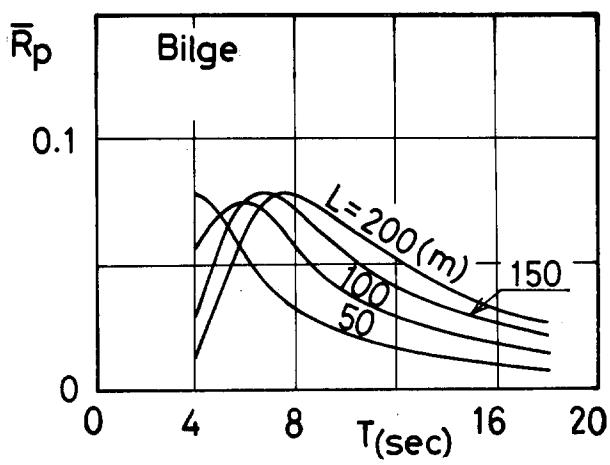
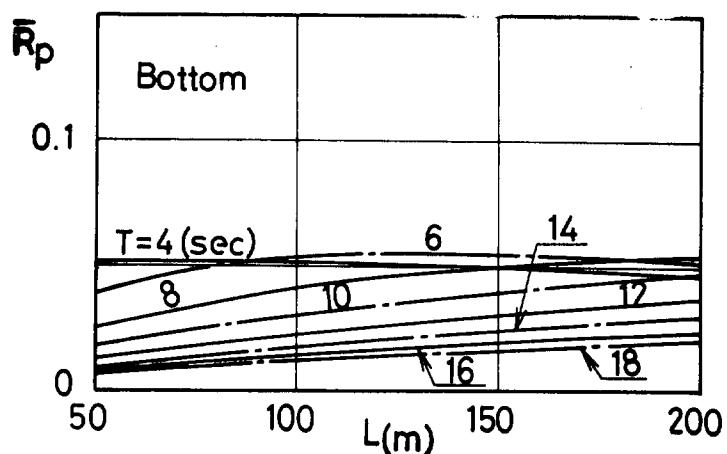
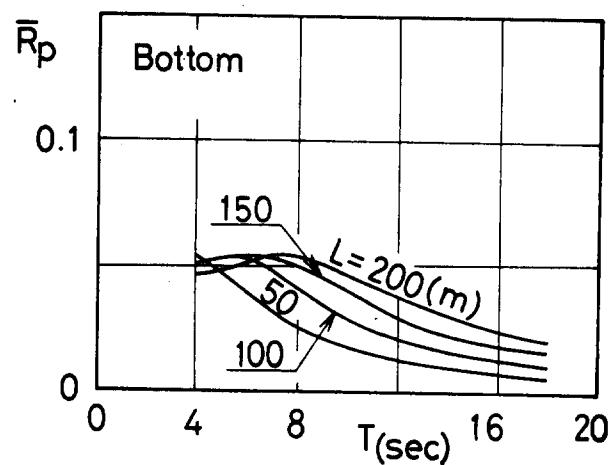


Fig. 4-31 (a) (b) (c)

Fig. 4-32 (a) (b) (c)

Standard deviations of hydrodynamic pressure
 (in long crested irregular waves)
 Cargo $L/B = 7.0$, $C_b = 0.65$: $F_r = 0.2$

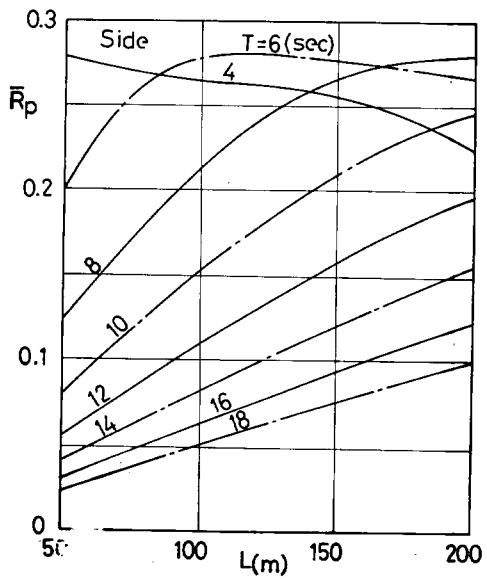
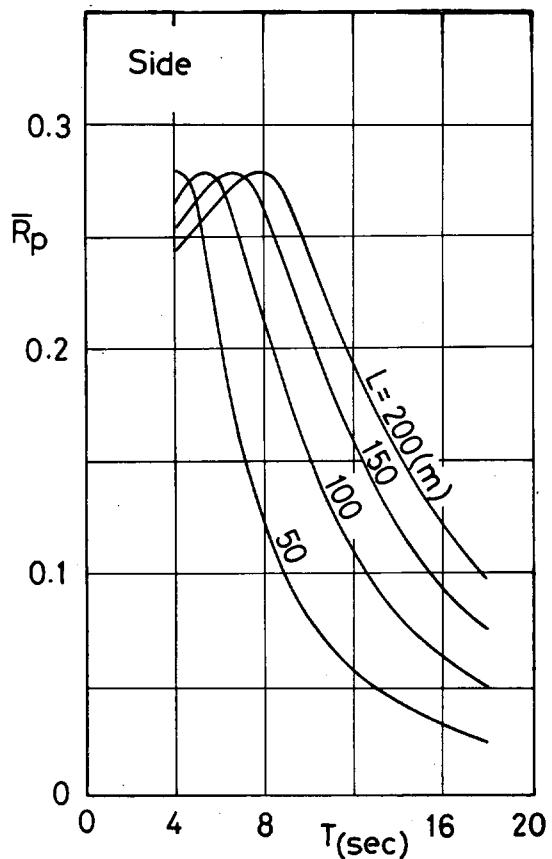
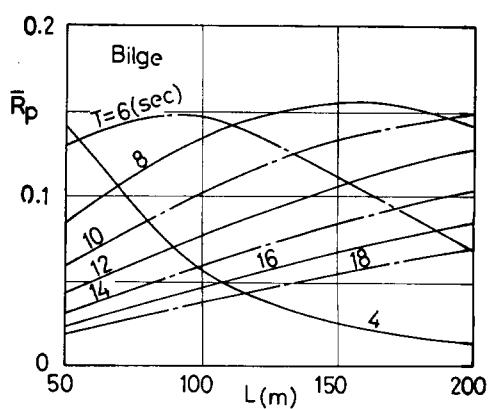
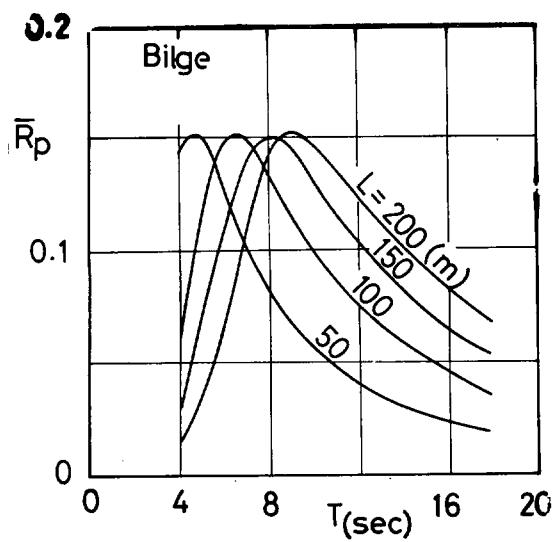
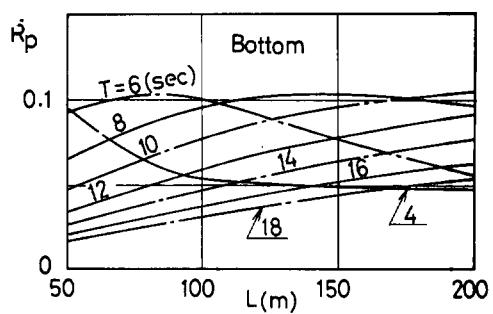
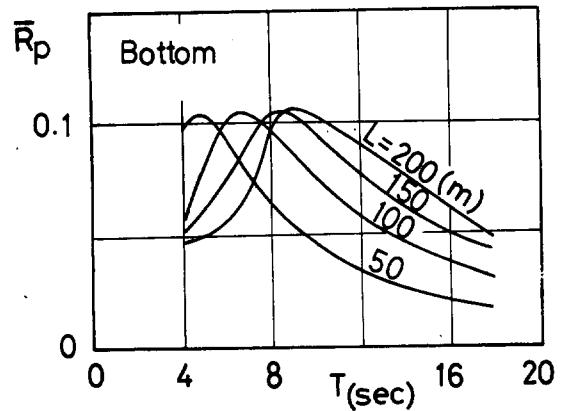


Fig. 4-33 (a) (b) (c)

Fig. 4-34 (a) (b) (c)

Standard deviations of hydrodynamic pressure
 (in long crested irregular waves)
 Cargo L/B = 7.0, $C_b = 0.65$, : Fr. = 0.3

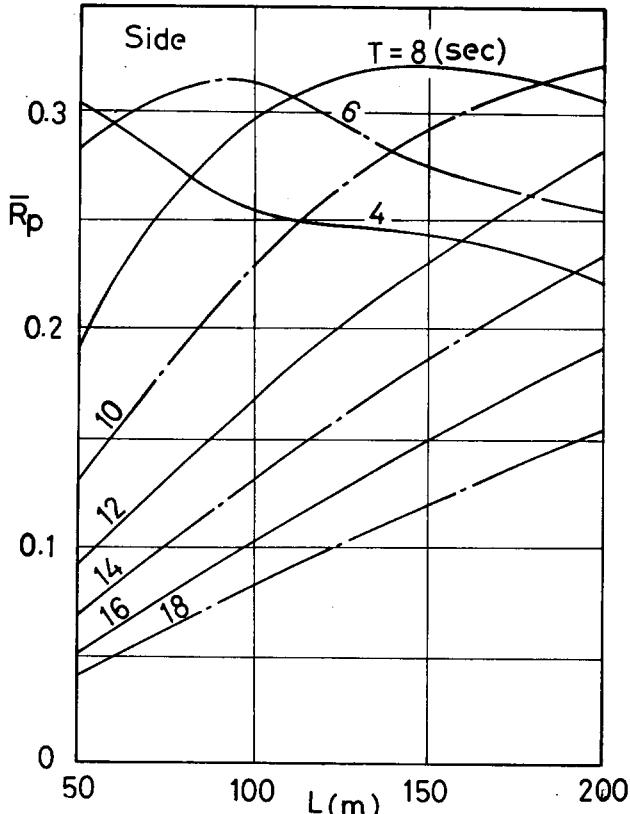
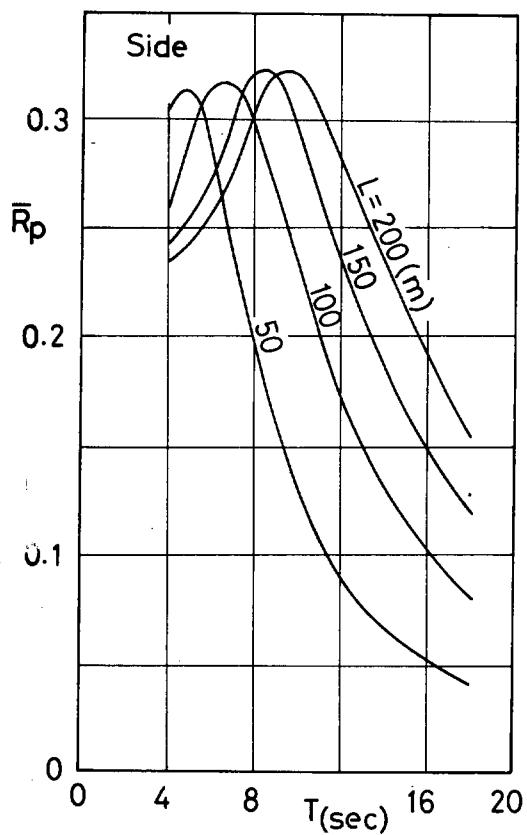
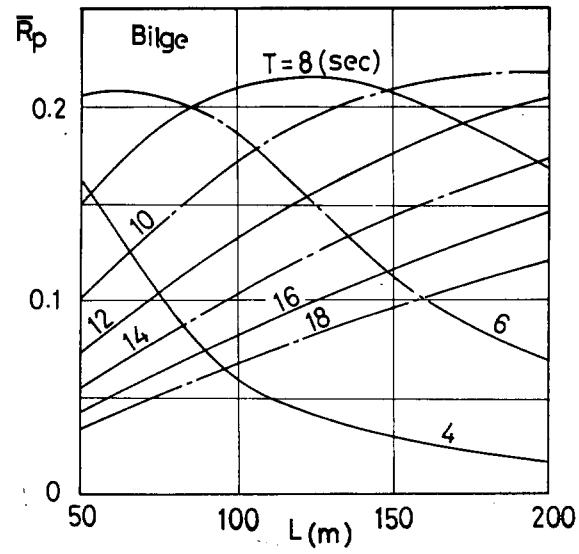
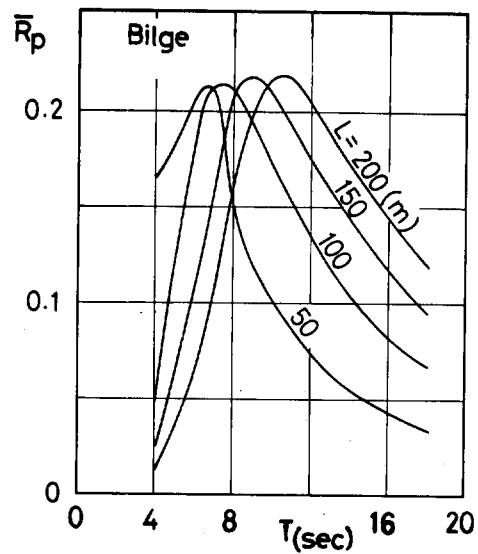
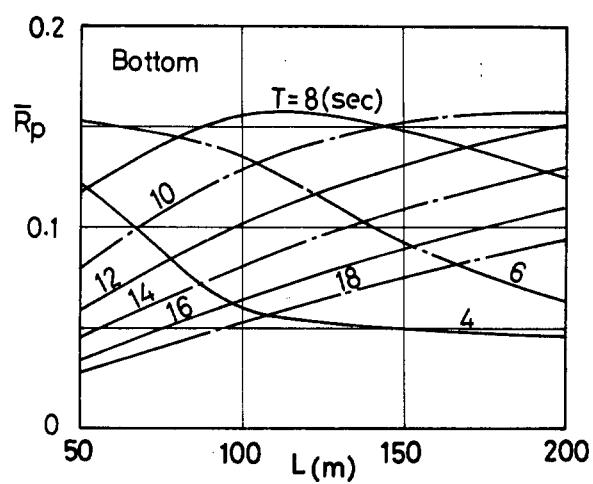
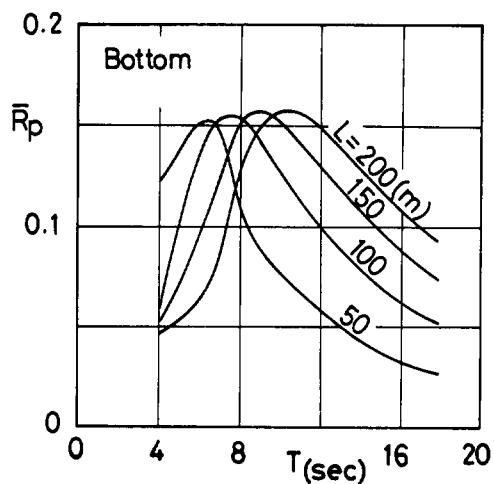


Fig. 4-35 (a) (b) (c)

Fig. 4-36 (a) (b) (c)

Long-term distributions of hydrodynamic pressure
(in the North Atlantic)

Cargo $L/B = 7.0$, $C_b = 0.65$: $F_r = 0.1$

Cargo $L/B = 7.0$, $C_b = 0.65$: $F_r = 0.2$

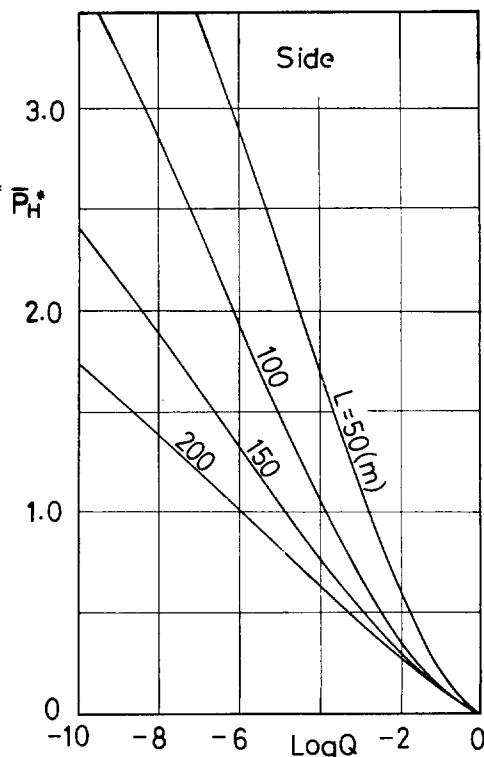
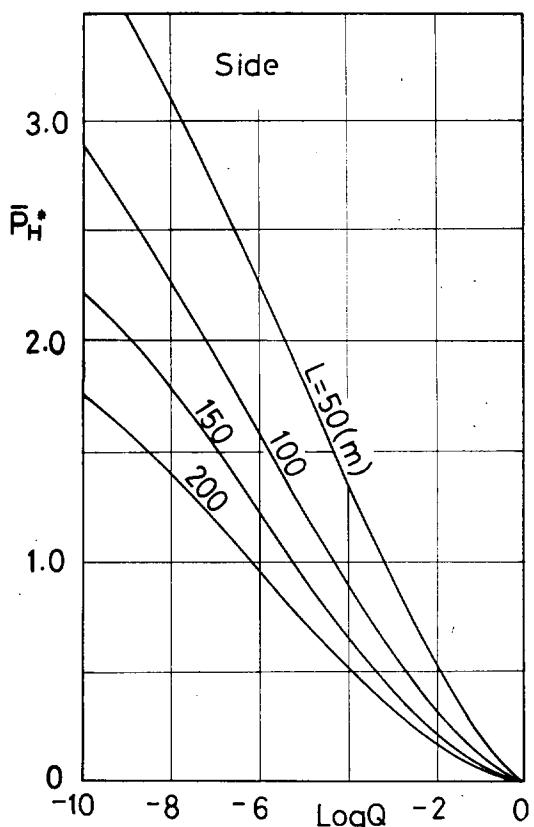
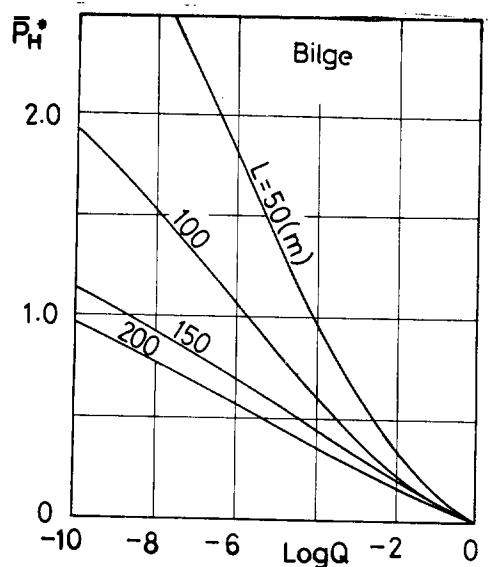
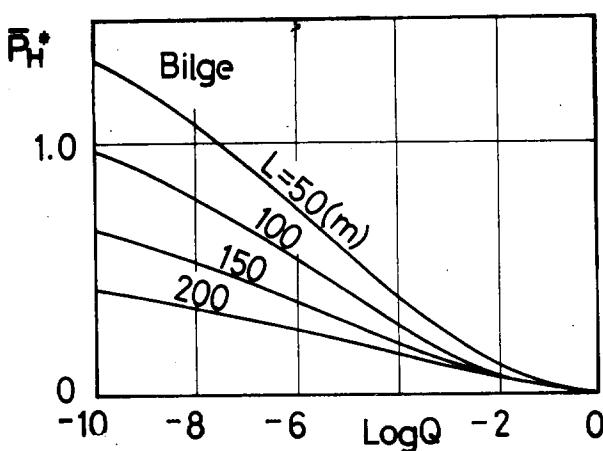
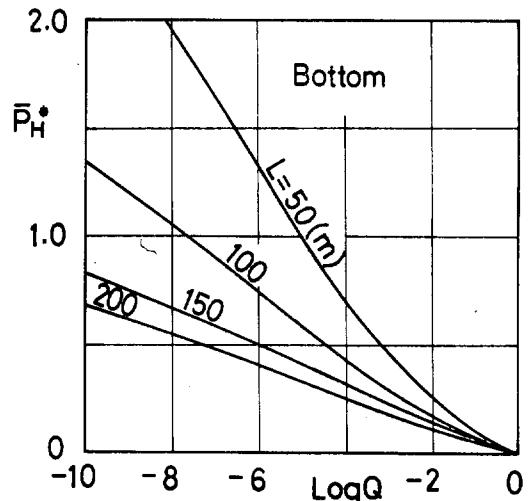
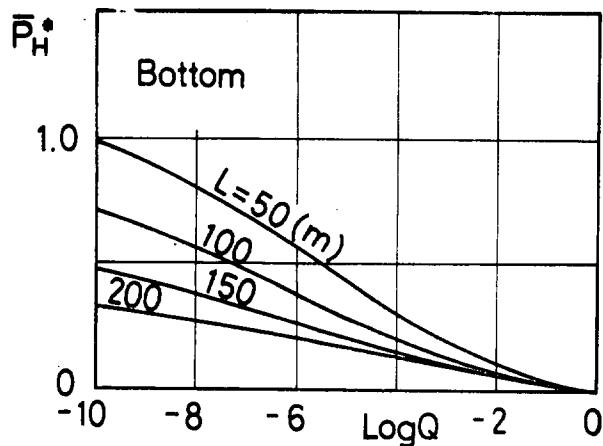


Fig. 4-37 (a) (b) (c)

Fig. 4-38 (a) (b) (c)

Long - term distributions of hydrodynamic Pressure

(in the North Atlantic)

Cargo $L/B = 7.0$, $C_b = 0.65$: $F_r = 0.3$

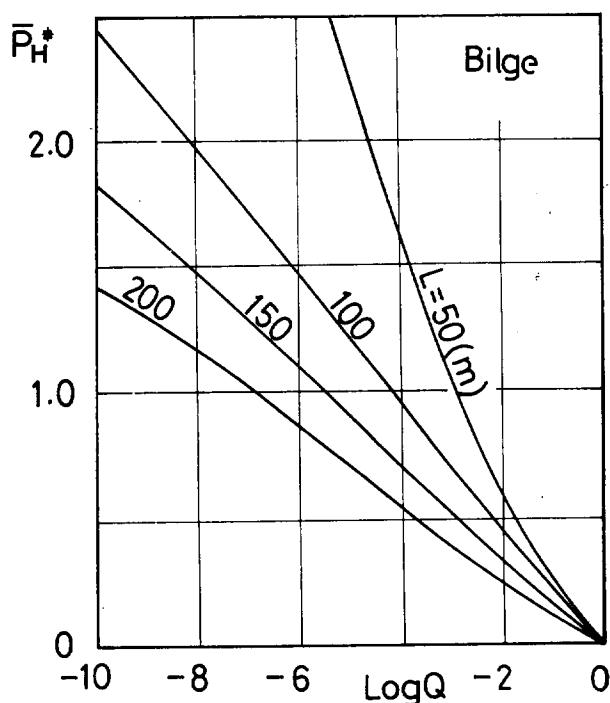
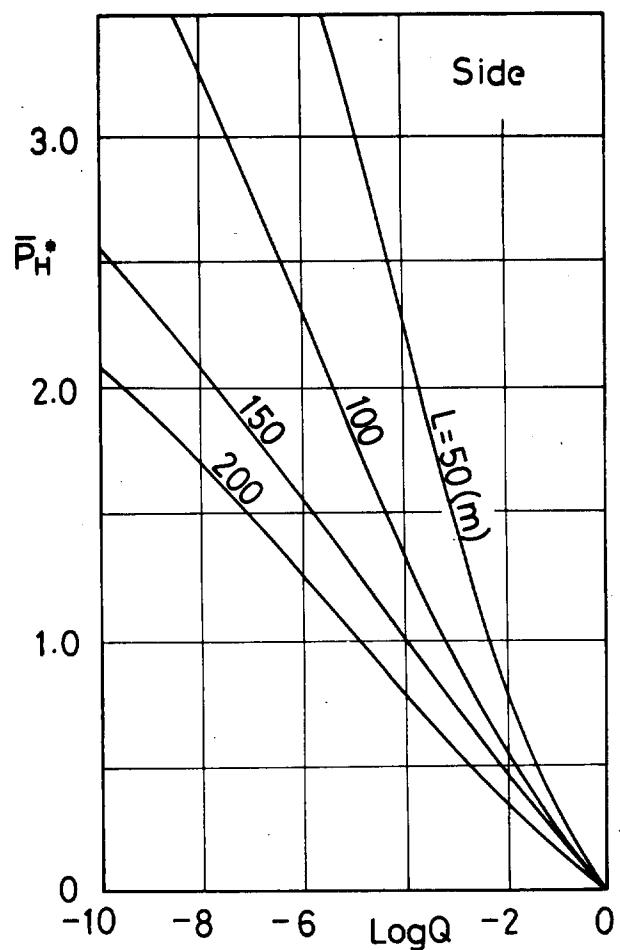
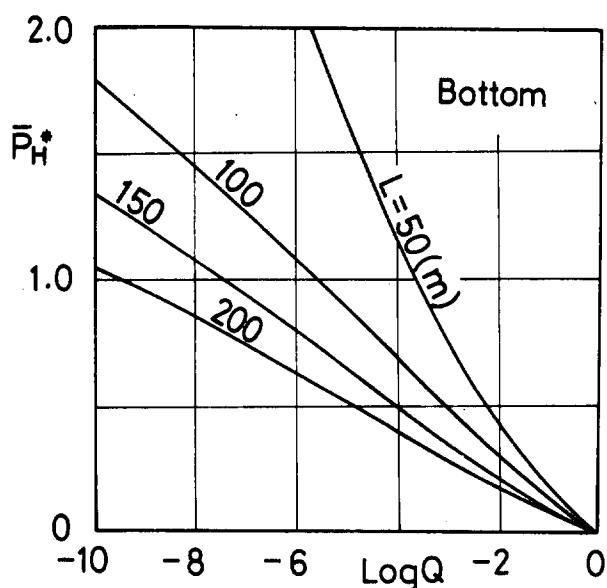


Fig. 4-39 (a) (b) (c)

Standard deviations of hydrodynamic Pressure
 (in long crested irregular waves)
 Tanker $L/B = 6.0$, $C_s = 0.80$: $F_r = 0.1$

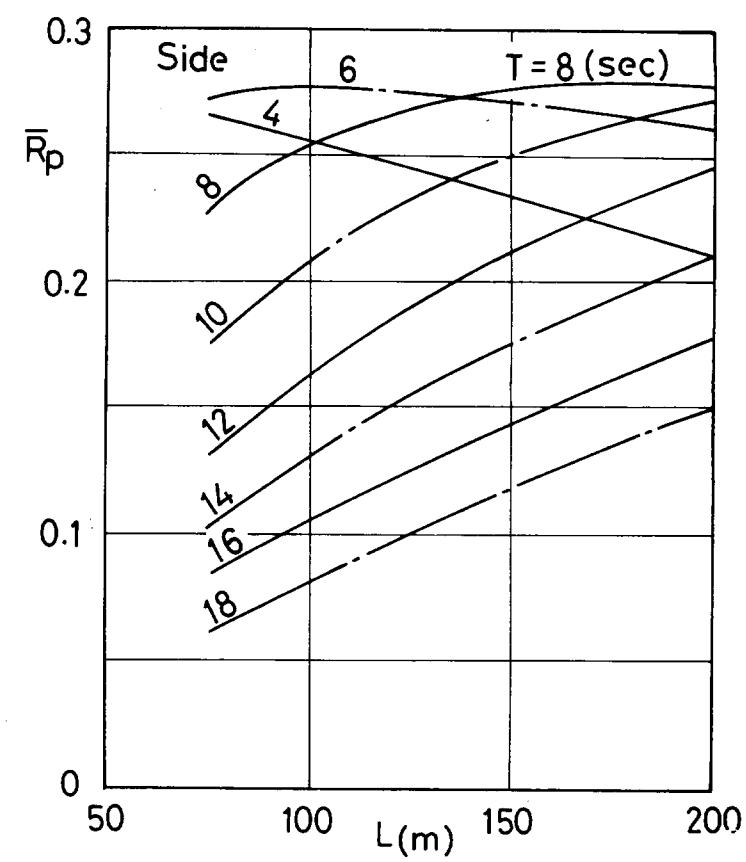
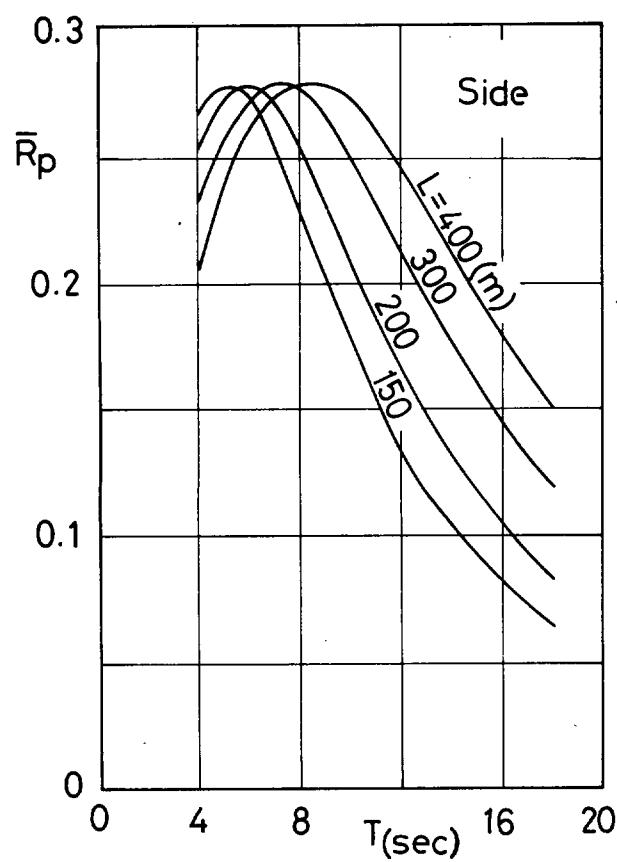
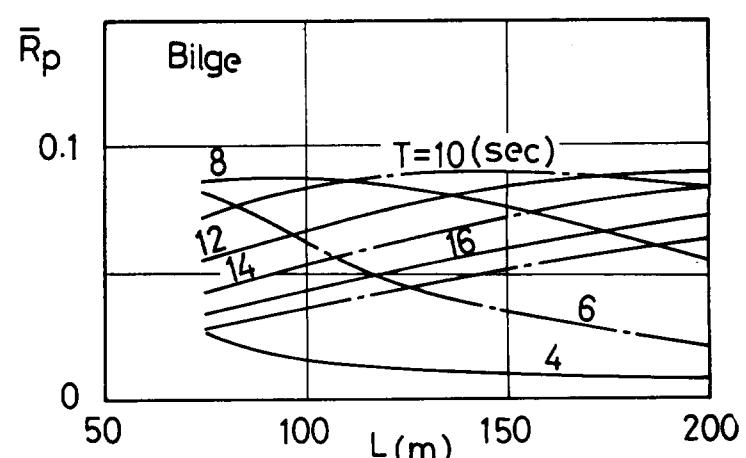
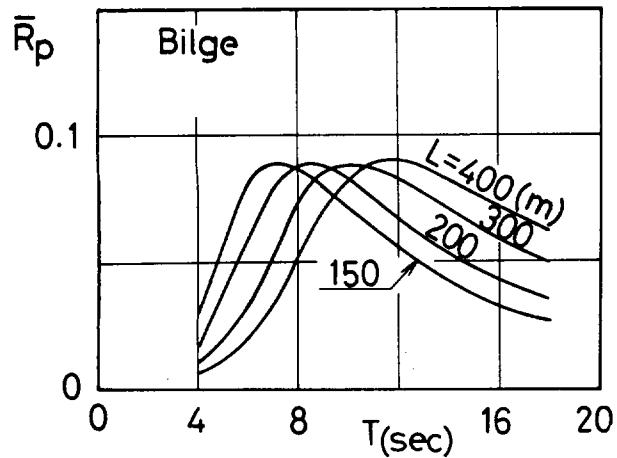
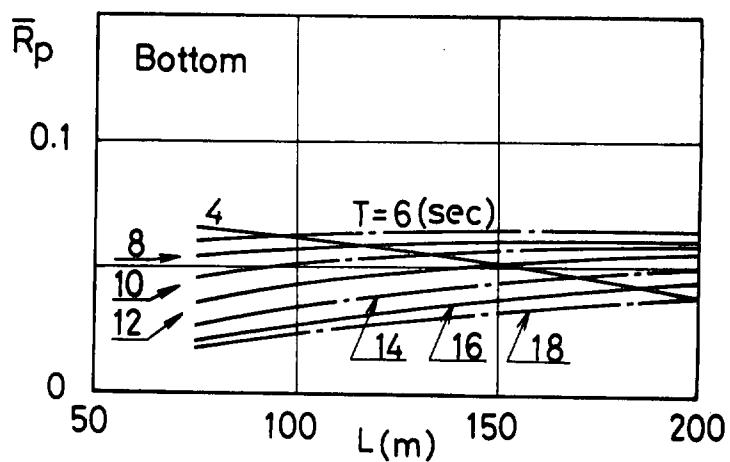
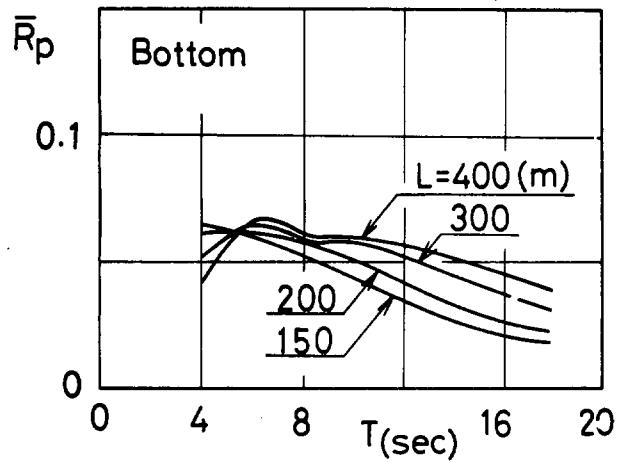


Fig. 4-40 (a) (b) (c)

Fig. 4-41 (a) (b) (c)

Standard deviations of hydrodynamic Pressure
 (in long crested irregular waves)
 Tanker $L/B = 6.0$, $C_b = 0.80$; $F_T = 0.15$

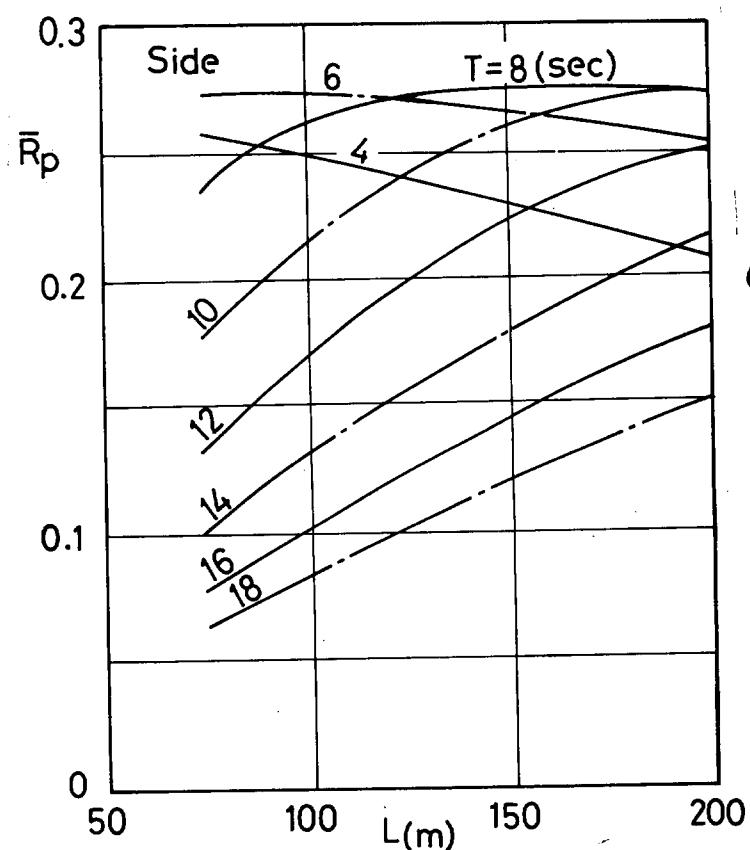
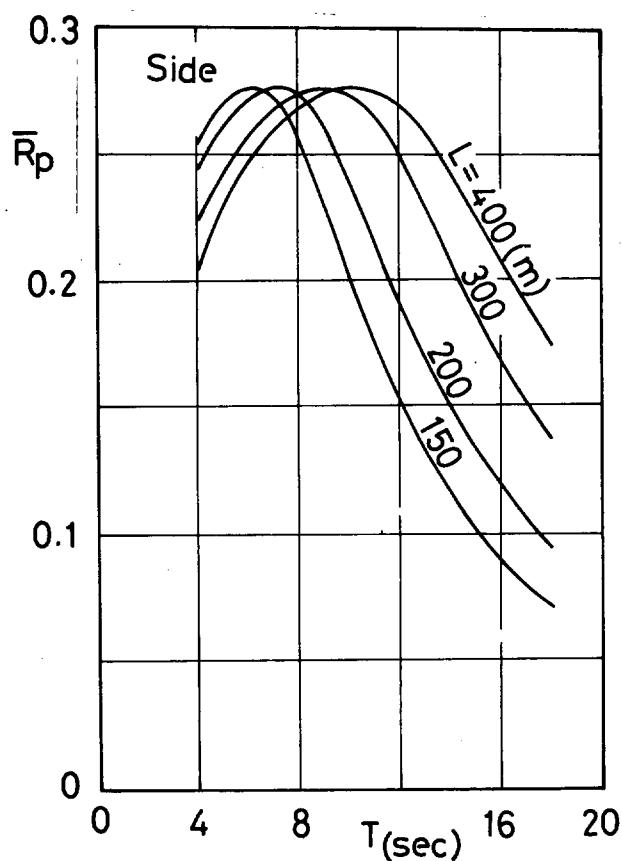
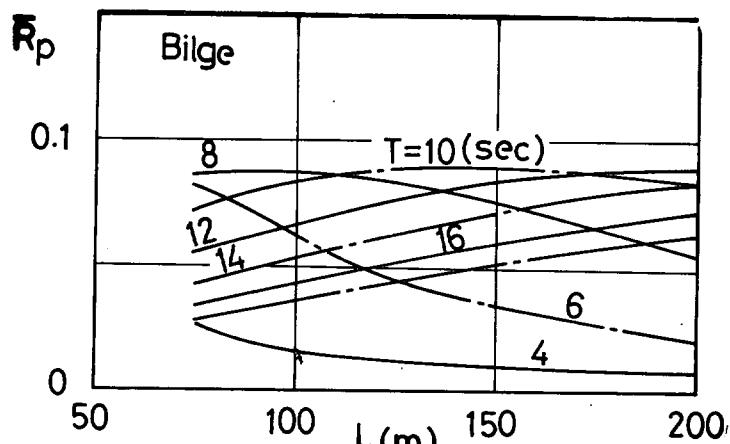
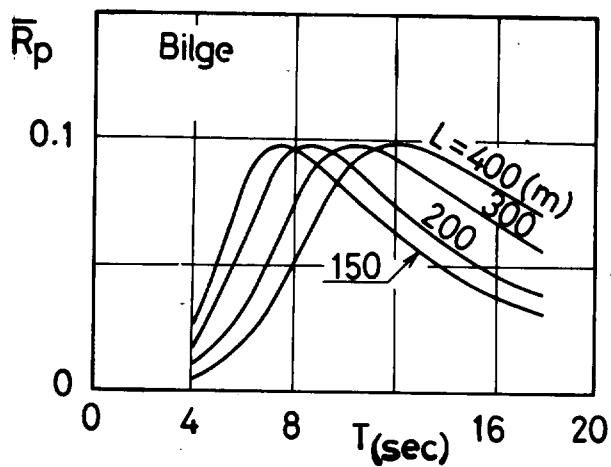
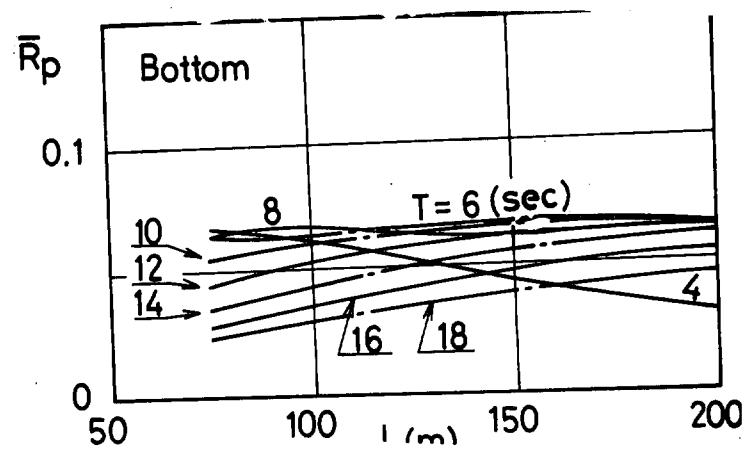
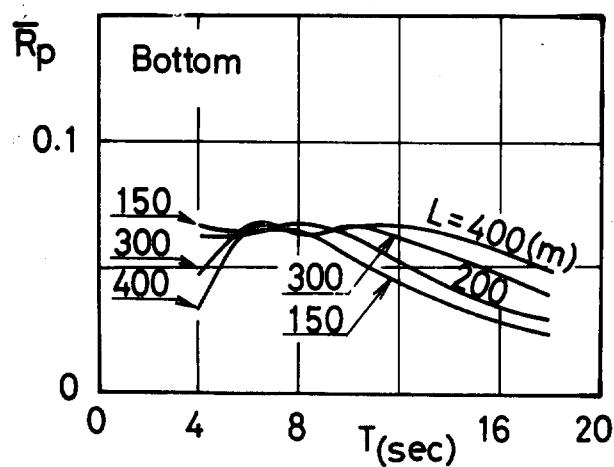


Fig. 4-4 2 (a) (b) (c)

Fig. 4-4 3 (a) (b) (c)

Standard deviations of hydrodynamic Pressure
 (in long crested irregular waves)
 Tanker $L/B = 6.0$, $C_b = 0.80$, $: Fr. = 0.2$

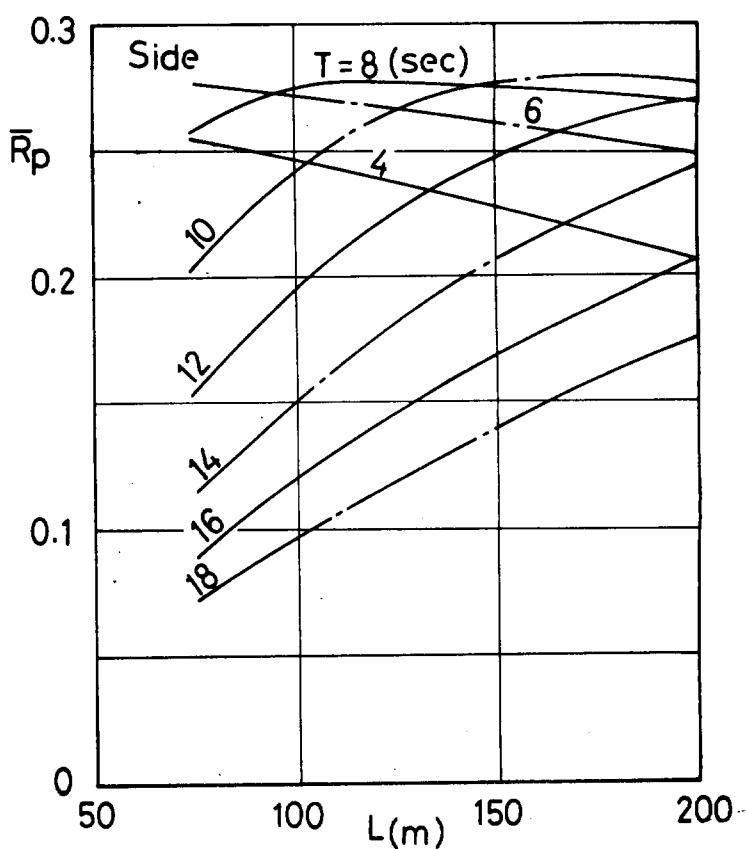
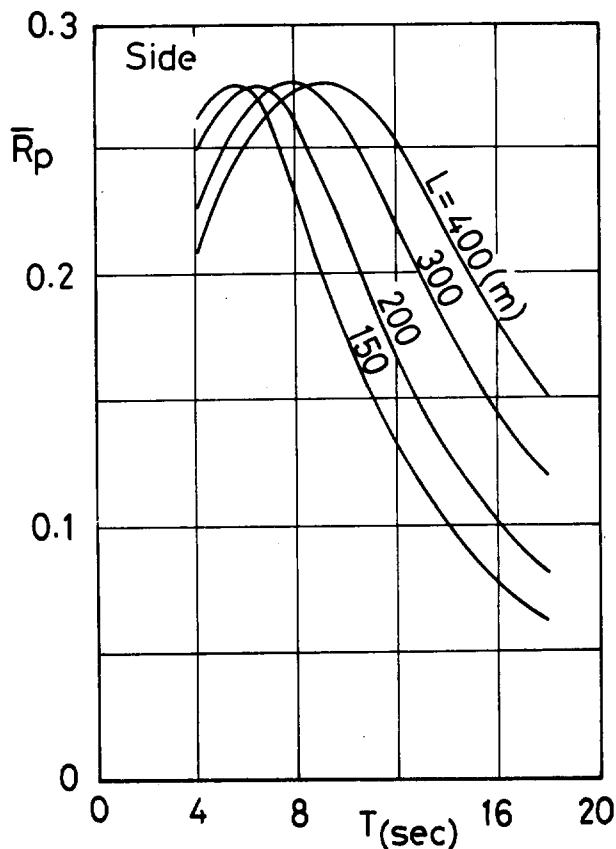
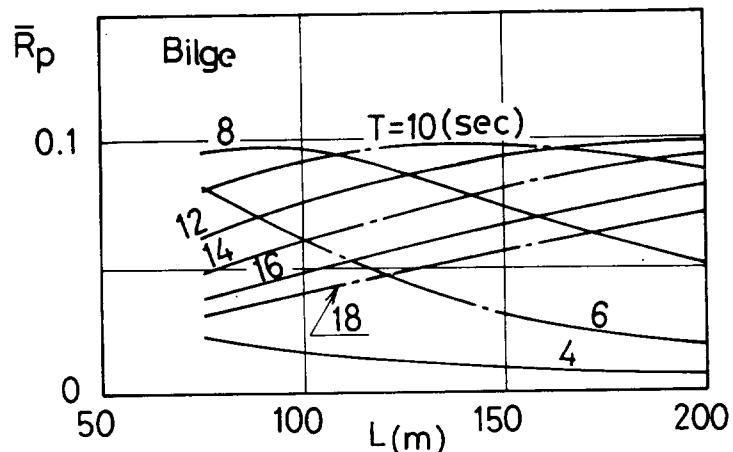
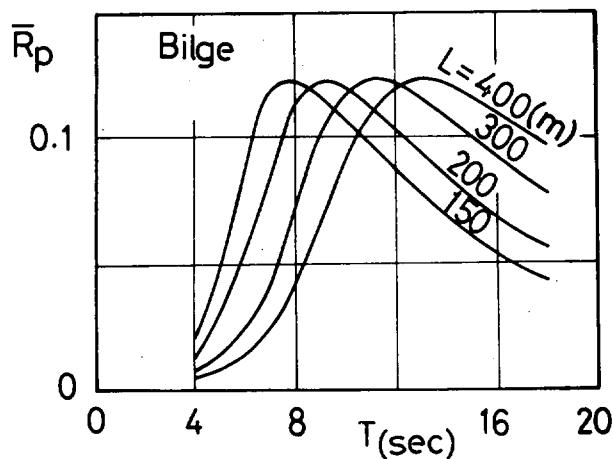
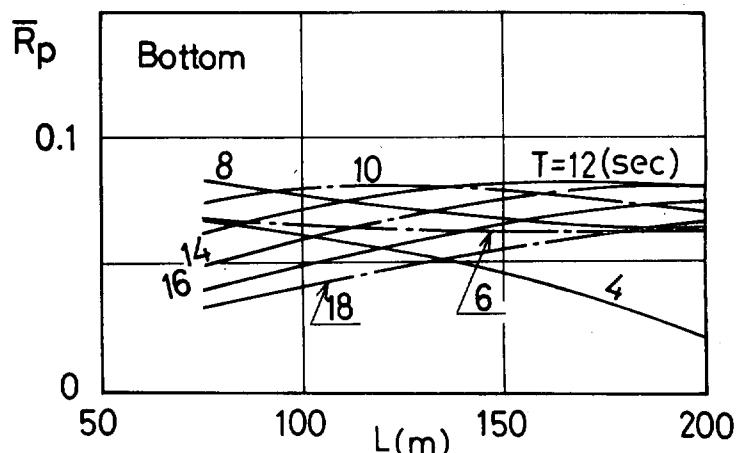
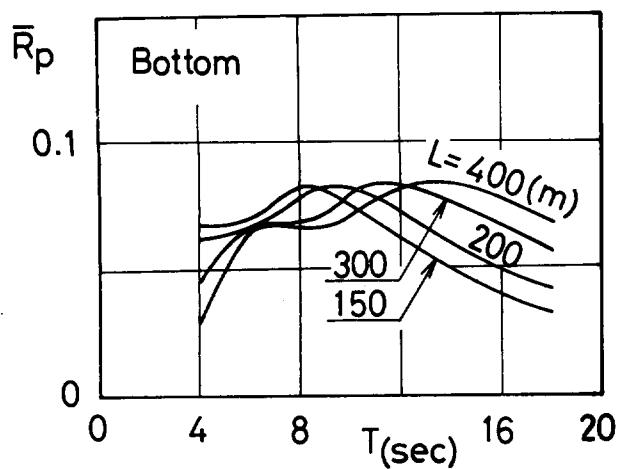


Fig. 4-44 (a) (b) (c)

Fig. 4-45 (a) (b) (c)

Long - term distributions of hydrodynamic Pressure
(in the North Atlantic)

Tanker $L/B = 6.0$, $C_b = 0.80$: Fr. = 0.1

Tanker $L/B = 6.0$, $C_b = 0.80$: Fr. = 0.15

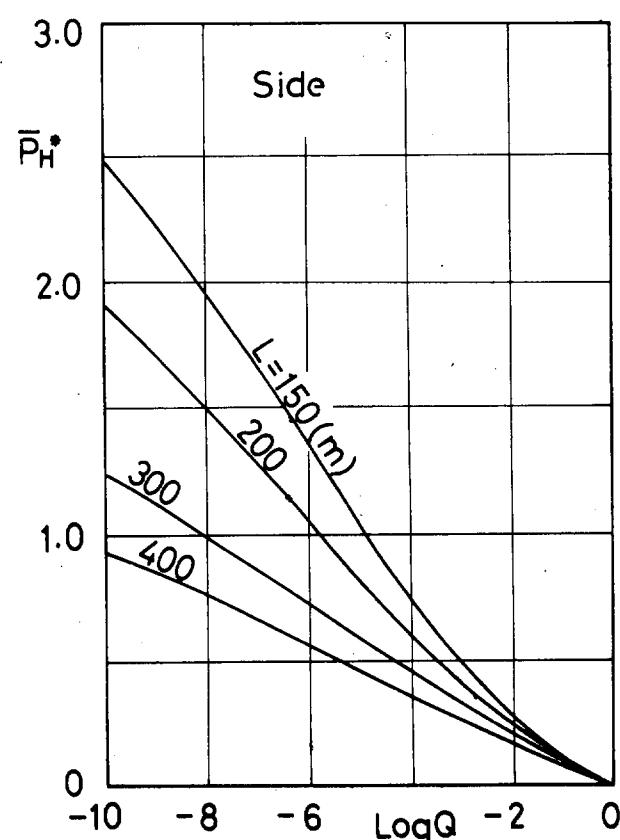
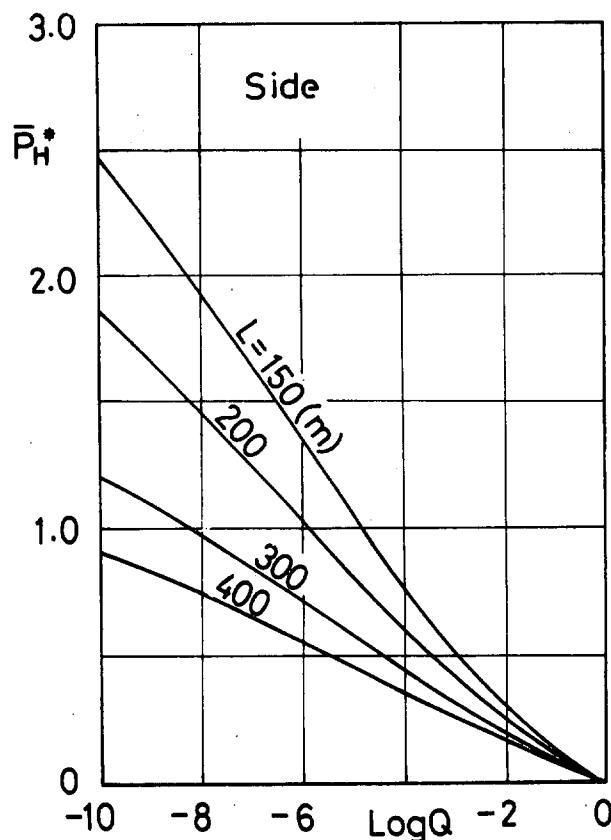
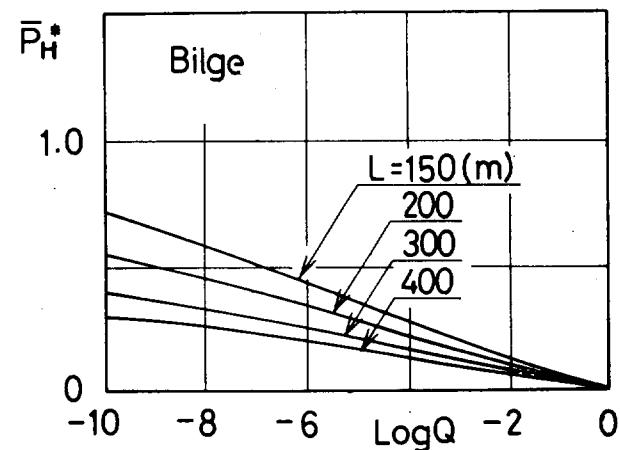
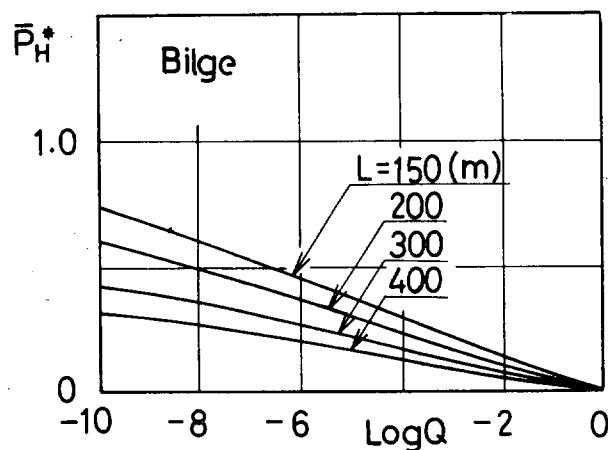
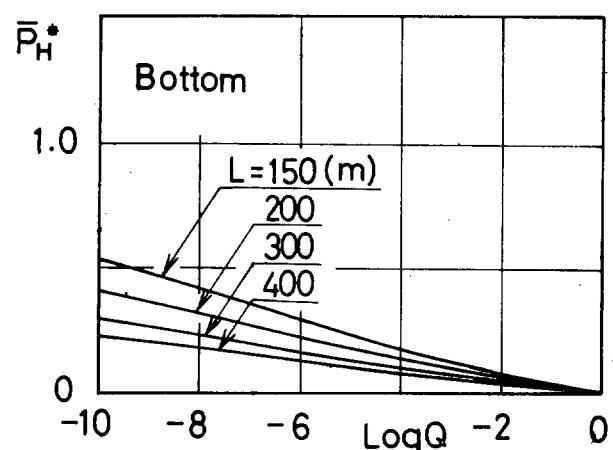
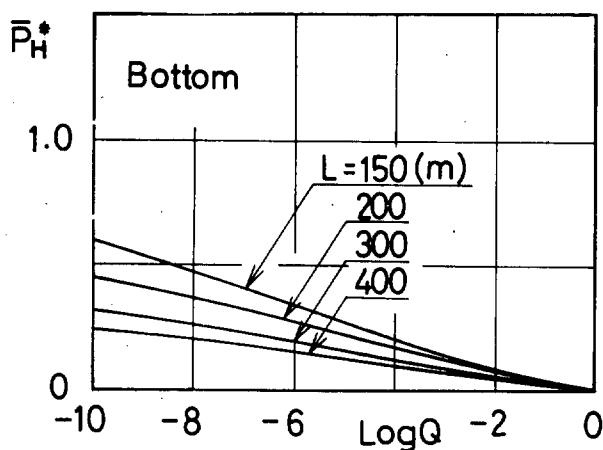


Fig. 4-46 (a) (b) (c)

Fig. 4-47 (a) (b) (c)

Long - term distributions of hydrodynamic Pressure
(in the North Atlantic)

Tanker $L/B = 6.0$, $C_s = 0.80$, $: Fr. = 0.2$

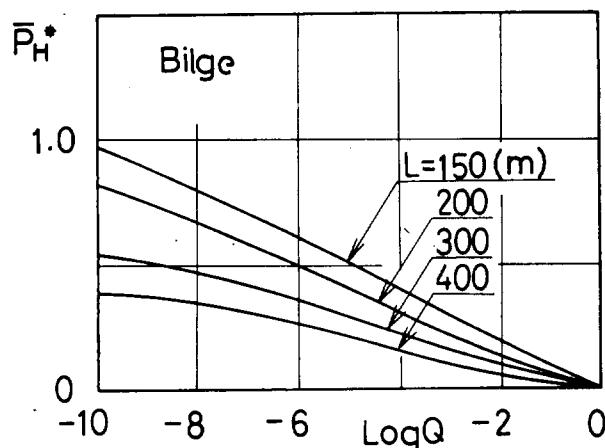
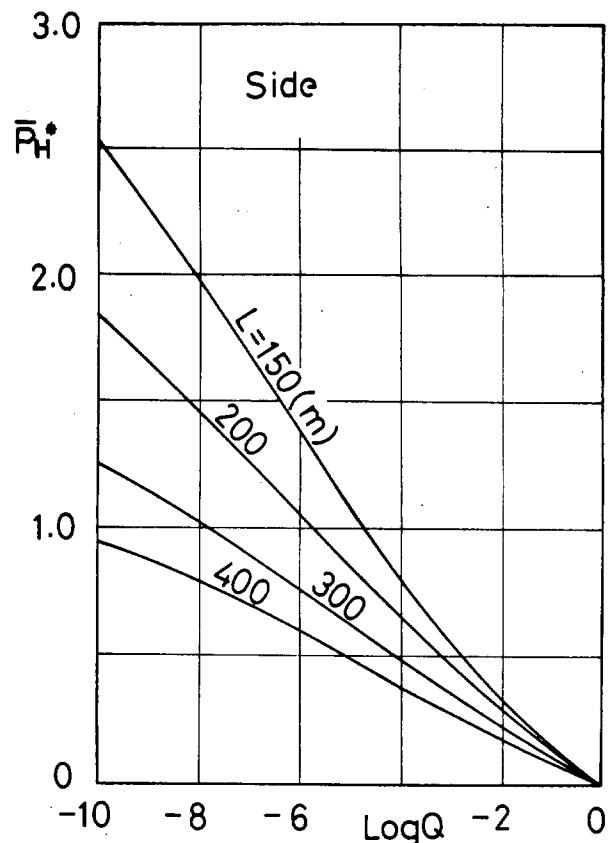
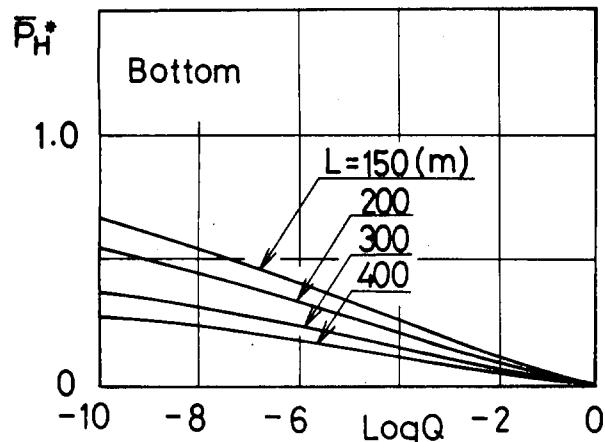


Fig. 4-48 (a) (b) (c)

第5章 船体断面係数の検討

5.1 まえがき

船体縦強度部材の設計に当っては、その部材あるいはそれに隣接する部材に直接加わる荷重による応力以外に船体の縦曲げによる応力を考慮しなければならないが、後者の応力値を左右するのは船体の断面係数と縦曲げモーメントである。この場合、縦曲げによる応力の最大値を各船について一定にしなければならないという構造力学的根拠はないと思われるが、現時点では、各船について縦曲げ応力の最大値がほぼ一定となるように船体断面係数を決定するのが一般のようである。

現在の各船級協会の縦強度規定では、静水中の縦曲げモーメントがある程度以下の船については、静水中の縦曲げモーメントとは無関係に、各船級協会が想定している波浪曲げモーメントに比例した断面係数を最小断面係数として定め、静水中曲げモーメントがある程度より大きい船については静水中曲げモーメントを加味した断面係数を定めているものが多い。このような断面係数の決定法の合理性については今後なお検討の余地があるものと考えられるが、本章では本部会の研究成果の一つである統計的波浪曲げモーメントをこのような断面係数決定法に採り入れるとすれば、統計的波浪曲げモーメントのどの値を使用するのが適当であるかについて検討することとした。

5.2 船級協会の油槽船の最小断面係数の平均的な値と本部会の波浪曲げモーメントとの関係

各船級協会規則の油槽船の船底に対する最小断面係数をTable 5-1に示す。

Table 5.1 $Z \cdot B_{min} / B \cdot C_b \cdot 10^5$ (cm)

C_b	L (m)	100	150	200	250	300	350	400
0.80	A.B.	1.73	4.31	8.48	14.01	20.16	—	—
	B.V.	1.73	4.31	8.43	14.30	22.14	—	—
	G.L.	1.63	4.19	8.20	13.81	21.12	28.75	37.55
	L.R.	1.77	4.29	8.27	13.90	20.59	28.02	36.10
	N.V.	1.71	4.32	8.36	13.90	20.45	17.83	36.35
	R.I.	1.77	4.25	8.22	13.82	21.05	—	—
	mean	1.73	4.28	8.33	13.96	20.92	28.02	36.84
$Z \cdot B_{min}$... 船底に対する最小断面係数								

Table 5-1 の平均の断面係数を持つ船体の船底の応力値が 17 kg/mm^2 、 16 kg/mm^2 、 15 kg/mm^2 、および 14 kg/mm^2 となる曲げモーメントの値 M_{min} をTable 5-2に示す。

Table 5.2 $M_{min} / B \cdot C_b$

L (m)	150	200	250	300	350	400
$Z \cdot min / B \cdot C_b \cdot 10^5$	4.28	8.33	13.96	20.92	28.20	36.84
17 (kg/mm^2)	7276	14161	23732	35564	47940	62628
16	6848	13328	22336	33472	45120	58944
15	6420	12495	20940	31380	42300	55360
14	5992	11662	19544	29288	39480	51576

船級協会の最小断面係数に対応する許容静水中曲げモーメント M_s の平均の値を Table 5-3 に示す。

Table 5.3 許容静水中曲げモーメントの平均値

L (m)	150	200	250	300	350	400
$M_s / B \cdot C_b$	2410	4728	7997	12180	17360	23230

Table 5.4 $M_w / B \cdot C_b$

L (m)	150	200	250	300	350	400
17 (kg/mm)	4866	9433	15735	23382	30576	39936
16	4438	8600	14339	21290	27756	35712
15	4010	7767	12943	19198	24936	32028
14	3582	6934	11547	17106	22116	28344

Table 5-2、Table 5-3 から船級協会の最小断面係数の平均値に対応する波浪曲げモーメント M_w の値は応力値に応じて Table 5-4 のようになる。

本部会の研究報告から、Table 5-4 の曲げモーメント以上の波浪曲げモーメントが生ずる確率 Q の対数を、 $L/B = 6.0$ 、 $C_b = 0.80$ の油槽船でフルード数が 0.15 の場合について求めると Table 5-5 の値が得られる。

Table 5.5 Table 5.4 の曲げモーメントに対応する $\log Q$ の値

($L/B = 6.0$ $C_b = 0.80$ $F_r = 0.15$)

L (m)	150	200	250	300	400
17 (kg/mm)	-6.54	-6.60	-7.00	-7.15	-6.95
16	-5.95	-6.12	-6.40	-6.55	-6.35
15	-5.40	-5.52	-5.80	-5.95	-5.75
14	-4.87	-4.98	-5.24	-5.35	-5.22

本部会の波浪曲げモーメントは、サギングモーメントとホギングモーメントとの平均の値を与えていたと考えられる。実船実験あるいは模型試験の結果は、サギングモーメントとホギングモーメントとは同一の値ではないことを示している。その数例を Table 5-6 から Table 5-8 に示す。これらの例の値および船級協会規則などを勘案するとホギングモーメントとサギングモーメントとの比として 0.80 前後の値を考えればよいと思われる。

Table 5.6 Hogging, sagging stress の計測値 (1)

$\sigma (\text{kg}/\text{mm}^2)$	隅田丸		SR.49		山隆丸		隅田丸	SR.49	山隆丸	mean.
	Hog.	Sag.	Hog.	Sag.	Hog.	Sag.				
1	3.2	6.5	5.2	8.0	3.8	6.4	0.49	0.65	0.59	0.58
10	2.6	5.2	4.6	6.7	3.3	5.2	0.50	0.69	0.64	0.61
$N \cdot 10^2$	2.3	4.0	3.85	5.3	2.6	4.0	0.58	0.73	0.65	0.65
10^3	1.8	2.8	3.1	3.7	2.0	3.0	0.64	0.84	0.67	0.72
10^4	1.2	1.6	2.3	2.4	1.3	1.6	0.75	0.96	0.81	0.84

N は stress frequency density で、 $N = 1$ に対応する応力は計測された最大応力を示す。

Table 5.7 Hogging,sagging stress の計測値 (2)
(Ocean Vulcan の実験値)

\bar{h}/L	Hog.	Sag.	Hog./Sag.
0.01	0.26	0.26	1.00
0.02	0.477	0.574	0.87
0.03	0.674	0.837	0.81
mean	—	—	0.89

\bar{h} 計測時の半波高
L 船の長さ

Table 5.8 Hogging,sagging stress の計測値 (3)
(Does の模型実験)

C_b	0.80			0.70			0.60		
	F _r , №	Sag.	Hog.	Hog./Sag.	Sag.	Hog.	Hog./Sag.	Hog.	Sag.
0	8.6	7.9	0.92	7.7	5.5	0.71	9.5	7.6	0.80
0.15	12.0	7.0	0.58	8.6	5.5	0.64	10.0	4.5	0.45
0.20	11.3	9.8	0.87	10.3	5.3	0.52	9.4	8.8	0.94
0.25	10.9	7.2	0.66	10.9	7.5	0.69	8.5	12.0	1.41

$F_r = 0 \sim 0.20$ の Hog./Sag. の平均値は約 0.71 である。

油槽船の最小断面係数は一般にサギングモーメントをベースに考えているから、サギングの波浪曲げモーメントを考えることとし、その値を前記のことから平均の波浪曲げモーメントの 1.1 倍になると仮定する。Table 5-4 の波浪曲げモーメントをサギングモーメントの値とするとき、これに対応する平均の波浪曲げモーメントは、Table 5-4 の値の $1/1.1$ になる。この曲げモーメントの値に対応する $\log Q$ の値は、本部会の研究結果から Table 5-9 のようになる。

Table 5.9 平均の波浪曲げモーメントに対応する $\log Q$ の値

σ (Kg/mm ²)	L (m)	150	200	250	300	400
17		-5.90	-6.05	-6.30	-6.50	-6.30
16		-5.40	-5.55	-5.80	-5.95	-5.80
15		-4.90	-5.05	-5.30	-5.40	-5.30
14		-4.40	-4.55	-4.80	-4.90	-4.80

Table 5-9 より、許容応力を L が 150 m ~ 200 m の船について 15 Kg/mm² 程度とし、現在の船級協会の要求している最小断面係数に近い断面係数とするためには本部会の波浪曲げモーメントで $\log_{10} Q = -5.0$ に相当する曲げモーメントを用いればよいことがわかる。

- 5.3 サギングの波浪曲げモーメントとして、本部会の波浪曲げモーメント（長波項、不規則波中）の $\log_{10} Q = -5.0$ に対応する値の 1.1倍を考え、許容応力を 15 kg/cm^2 とした場合の所要断面係数

この場合、静水中曲げモーメントを波浪曲げモーメントの 0.6 倍とし断面係数は波浪曲げモーメントと静水中曲げモーメントと静水中曲げモーメントの和、すなわち波浪曲げモーメントの 1.6 倍を許容応力で除した値として計算してある。

この計算による所要断面係数 Z を $B \cdot C_b \times 10^5$ で除した値を Table 5-10 に示す。

Table 5.10

$L (\text{m})$	150	200	250	300	400	$(C_b = 0.80)$
$10^4 M_w / L^3 B$	8.75	6.95	5.60	4.68	3.35	
$M_w \text{ sag} / B \cdot C_b$	4060	7645	12030	17380	29480	
$1.6 M_w \text{ sag} / B \cdot C_b$	6496	12230	19250	27810	47170	
$Z / B \cdot C_b \times 10^5$	4.33	8.15	12.83	18.54	31.45	
$Z_{\min} / B \cdot C_b \times 10^5$	4.28	8.23	13.96	20.92	36.84	
M _w $\log Q = -5.0$ に対応する長波頂正面不規則海面での波浪曲げモーメント ($t-m$)						
$M_w \text{ sag} = 1.1 M_w \quad (t-m)$						
Z 所要断面係数 (cm^3)						

上記の計算で、静水中曲げモーメントを、船級協会の最小断面係数に対する許容静水曲げモーメントと等しくすれば所要断面係数は Table 5-11 のようになる。

Table 5.11

$L (\text{m})$	150	200	250	300	400
$Z / B \cdot C_b \times 10^5$	4.31	8.25	13.35	19.71	35.14
$Z_{\min} / B \cdot C_b \times 10^5$	4.28	8.33	13.96	20.92	36.84
Z / Z_{\min}	1.012	0.990	0.956	0.942	0.954

- 5.4 5.3 の計算で許容応力を $(16.5 - \frac{9L}{1000}) \text{ kg/cm}^2$ とした場合の所要断面係数
計算結果を Table 5-12 に示す。

Table 5.12

$L (\text{m})$	150	200	250	300	400
$\sigma (\text{kg/cm}^2)$	15.15	14.70	14.25	13.80	12.90
$Z / B \cdot C_b \times 10^5$	4.29	8.32	13.51	20.15	36.56
$Z_{\min} / B \cdot C_b \times 10^5$	4.28	8.33	13.96	20.92	36.84
σ 許容応力 (kg/cm^2)					
Z 所要断面係数 (cm^3)					

5.5 結 論

各船級協会の現在の縦強度規定で要求される船体断面係数と同程度の断面係数を得ようとする場合は、本部会の統計的波浪曲げモーメントで、長波頂、不規則波中で $\log_{10} Q$ が -5.0 に相当する波浪曲げモーメントを考え、波浪曲げモーメントと静水中曲げモーメントの和に対して許容応力を 15Kg/mm とすればよい。ただし、静水中曲げモーメントの小さい船に対する疲労を考慮した許容応力による断面係数を別に定めるか、現在の多くの船級協会規則に見られるように最小断面係数を規制する必要があるであろう。なお、本部会の目的が波浪曲げモーメントの解明を主としたものであるため、断面係数の決定法については簡単に扱ったが、船の設計上船体断面係数をどのように定めるかは重要な問題であり、今後研究を進める必要があるであろう。なお、本部会に提出された“船体の縦曲げモーメントに対する疲労強度の検討”を Appendix D として添付する。

Appendix A

付加質量、減衰係数の外挿法

A.1 ξ_d が大きい範囲

研究資料 No.56 (第90研究部会41年度報告書)に記載されている波浪縦曲げモーメントの応答関数は

$\sqrt{L/\lambda} = 2.0$ の近傍で極端に大きい異常値が見い出されることがある。この原因は現在使用しているプログラムの性質によるもので、 $\sqrt{L/\lambda} \approx 2.0$ すなわち $\xi_d = \frac{\omega_e^2 d}{g}$ の大きい範囲で付加質量 ρS 、減衰係数 N を求める外挿法の誤差によるものである。

ここで、

$$\text{付加質量 } \rho S = \rho y_w^2 \frac{\pi}{2} \text{ Co K}_4 \quad \dots \quad (\text{A}-1)$$

$$\text{減衰力係数 } N = \frac{\rho g^2}{\omega_e^3} \bar{A}^2 \quad \dots \quad (\text{A}-2)$$

y_w 水線半幅

Co無限流体中の付加質量係数

K_4 付加質量に対する自由表面影響係数 (ξ_d の関数)

ω_e 出会い円周波数

\bar{A} 動搖により発生する進行波振幅と動搖振幅の比 (ξ_d の関数)

従来の外挿法では $Co K_4$ 、 \bar{A} が ξ_d の関数であることから、 $\xi_d \leq 2.6$ の範囲については ξ_d の適当な間隔でその値をセットしておいて $\xi_d > 2.6$ の範囲では2次式で外挿していた。そのため ξ_d が極端に大きい値については正であるべき $Co K_4$ 、 \bar{A} が負になることがあった。

新しい外挿法では次の条件を考慮する。

$$(A) \quad \lim_{\xi_d \rightarrow \infty} \bar{A} = 0, \quad \lim_{\xi_d \rightarrow \infty} K_4 = 1$$

(B) 外挿に移る点で微係数の連続性

条件(A)を満足する $Co K_4$ 、 \bar{A} の関数形として

$$Co K_4 = Co (1 - a_k e^{-b_k \xi_d}), \quad a_k > 0, \quad b_k > 0 \quad \dots \quad (\text{A}-3)$$

$$\bar{A} = a_A \xi_d e^{-b_A \xi_d}, \quad a_A > 0, \quad b_A > 0 \quad \dots \quad (\text{A}-4)$$

を仮定する。

外挿に移る点の値を Suffix 1 で表わし (A-3), (A-4) から a_k , b_k , a_A , b_A を求めると、

$$a_k = (1 - K_{41}) e^{b_k \xi_{d1}} \quad \dots \quad (\text{A}-5)$$

$$b_k = \frac{1}{Co} \frac{\left[\frac{d(Co K_4)}{d \xi_d} \right]_1}{1 - K_{41}} \quad \dots \quad (\text{A}-6)$$

$$a_A = \frac{\bar{A}_1}{\xi_{d1}} e^{b_A \xi_{d1}} \quad \dots \quad (\text{A}-7)$$

$$b_A = \frac{1}{\xi_{d1}} - \frac{\left[\frac{d \bar{A}}{d \xi_d} \right]_1}{\bar{A}_1} \quad \dots \quad (\text{A}-8)$$

a_K, b_K は常に正であるが、
 a_A, b_A が正であるためには、

$$\left(\frac{d \bar{A}}{d \xi_d} \right)_1 < \frac{\bar{A}_1}{\xi_{d1}} \quad \dots \dots \dots \quad (A-9)$$

でなければならない。

(A-9) が成立しなくなるのは Fig A-1 のような傾向をもつ場合で、また (A-9) が成立しても斜線部の範囲が存在すれば (A-3)、(A-4) の外挿は不適当であるので、この時は

$$D(\xi_d) = \bar{A}(\xi_{d1}) - \bar{A}(\xi_d)$$

$(\xi_d < \xi_{d1})$ の関数を考えて、
 $\frac{d \bar{A}}{d \xi_d} > 0$ から $D < 0$ の場合について

では微係数が ξ_{d1} で連続の条件を無視して $\bar{A} = \frac{\pi/2 - \tan^{-1} \xi_d}{\pi/2 - \tan^{-1} \xi_{d1}} \bar{A}_1$

$$\left[\frac{d \bar{A}}{d \xi_d} \right]_1 > \frac{\bar{A}_1}{\xi_{d1}} \quad (A-10)$$

Fig. A-1

で外挿する。

Fig A-2 は従来の外挿法と新しい外挿法とで求めた $C_o K_4$, \bar{A} の値を示す、Fig A-3 は Fig-2 に示す $C_o K_4$, \bar{A} を用いて求めた波浪モーメントの応答関数を示す。図から知れるように新しい外挿法を用いれば $\sqrt{L/\lambda} = 2.0$ の近傍での波浪曲げモーメントの異常値は改善される。なお 3-1 に示す波浪曲げモーメントの応答関数は新しい外挿法を用いて求めたものである。

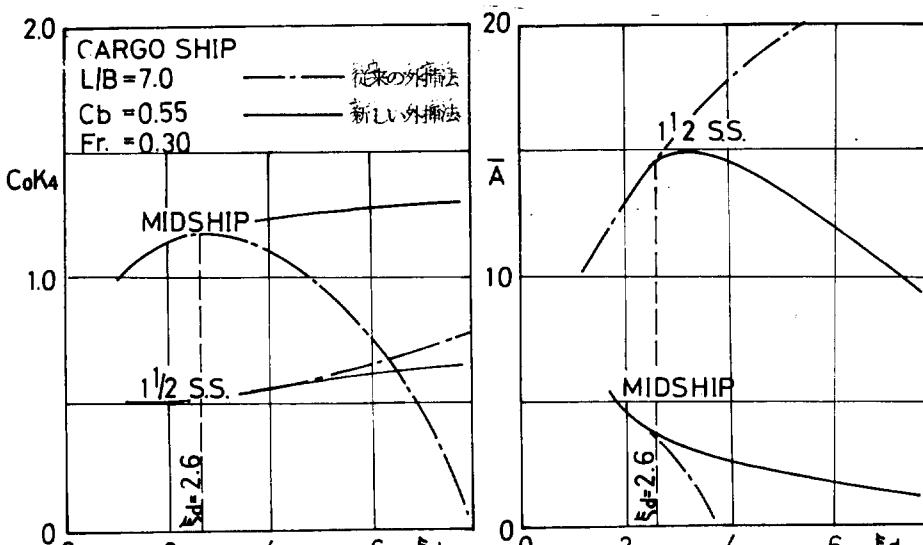


Fig. A-2

Fig. A-2

A.2 ξ_d が小さい範囲

3・4・2. 斜規則波中の波浪曲げモーメントの応答関数, Fig 3-4, にみられるように $\varphi = 150^\circ, 180^\circ$ の斜規則波中をフルート数 0.3 の高速で航行するとき波浪曲げモーメントの応答関数は $\omega_e = 0$ に相当する波長の波の中で極端に大きい値を示す。この原因は Fig A-4 の付加質量係数 $C_o K_4$ が曲線 P Q R, X Y Z にみられるように $\omega_e = 0$ の近傍, すなわち $\xi_d \leq 0.01$ の範囲で極端に大きくなるために V P S の項が大きくなり, その結果波浪曲げモーメントの応答関数は Fig A-5 の曲線 P' Q' R', X' Y' Z' にみられるように $\omega_e = 0$ の近傍, $\xi_d \leq 0.01$ の範囲で極端に大きい値となる。Fig A-4 から知れるように $\xi_d > 0.01$ の範囲での $C_o K_4$ は妥当な値であると考えられるので $\xi_d = \leq 0.01$ の範囲の $C_o K_4$ の値として $\xi_d = 0.01$ のときの値を用いて求めた波浪曲げモーメントが Fig A-5 の直線 Q' Y' である。

しかし, $\omega_e = 0$ では船は見掛け上波の中で静止した状態にあるのと同じである。したがって, $\omega_e = 0$ に相当する

波長の波の中で付加質量 $\rho_s = 0$, 減衰力係数 $N = 0$ として求めた静的計算の値を用いる方がよいかもしれない。Fig A-5 にみられるように $\xi_d \leq 0.01$ の範囲で静的計算と動的計算の値が異なっている。これはストリップ法による船体に働く波浪外力の計算式で前進速度の影響を示す項に問題が残っていることを示すものと思われる。このことについては将来さらに検討を進める必要がある。

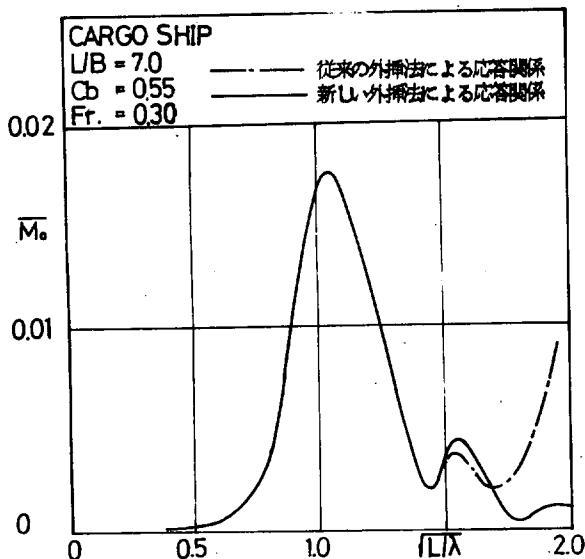


Fig. A-3

CARGO SHIP ($L/B=7.0$ $C_b=0.55$)
MIDSHIP SECTION $Fr=0.30$ $\psi=180^\circ$

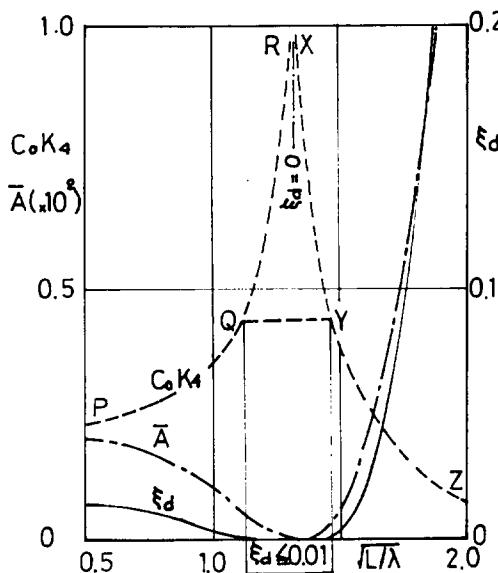


Fig. A-4

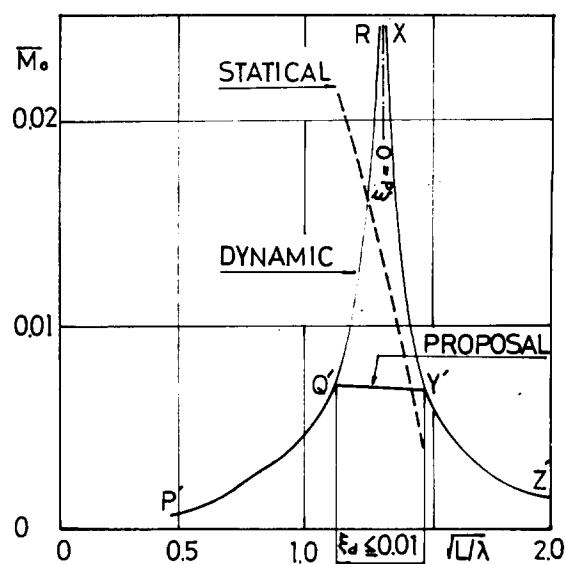


Fig. A-5

Appendix B

NK Rule の波浪曲げモーメント

「NKの波浪研究委員会では船体の波浪による縦曲げモーメントの累積エネルギー密度が船が遭遇すると予想されるすべての海面を考えた場合の $1/100$ 最大平均値に等しいような海面状態において 100 回に 1 回起る曲げモーメントの最大期待値を与える近似式を与えている。NKの縦強度基準を考える際の波浪縦曲げモーメントは上記の曲げモーメントの累積エネルギー密度が最大となる海面状態や 100 回に 1 回の最大期待値より大きい曲げモーメントの予想および荒天中の船速等を考慮して、上記近似式を 50 % 増して、さらに $L < 150m$ の船の実積との照合および $L > 200m$ の船に対する修正などを加味して次のように与えている。

ホギングに対して

$$\begin{aligned}
 M_w \text{ hog} &= 2.20 L^{2.4} B (1.5 C_b - 0.4) \times 10^{-8} t-m \quad \dots \dots \dots \quad L \leq 150m \\
 &= 5.05 L^{2.4} B (1.5 C_b - 0.4) \times 10^{-8} t-m \quad \dots \dots \dots \quad 150m \leq L \leq 250m \\
 &= 8.02 L^{2.4} B (1.5 C_b - 0.4) \times 10^{-8} t-m \quad \dots \dots \dots \quad 250m \leq L \leq 300m \\
 &= 334 L^{2.0} B (1.5 C_b - 0.4) \times 10^{-8} t-m \quad \dots \dots \dots \quad 300m \leq L \quad \dots \dots \dots \quad (B-1)
 \end{aligned}$$

サギングに対して

M_w sag = 1.015 M_w hog (B-1')

」 関西造船協会ルール検討委員会報告(第1報) 各国船級協会の縦強度規則について本部会が求めた波浪曲げモーメントを上記の N K の波浪曲げモーメントとを等価波高^{*}

$$H_s = \frac{M_w}{\rho g L^3 B} \frac{L}{C_H} \quad \dots \dots \dots \quad (B-2)$$

で比較するために(B-1^o)を(B-2)に求めたのが第3章波浪曲げモーメントの長期分布に示すH_o～N_oKである。またH_o～N_oKはC_bをパラメータとしてFigB-1のように示すことができる。

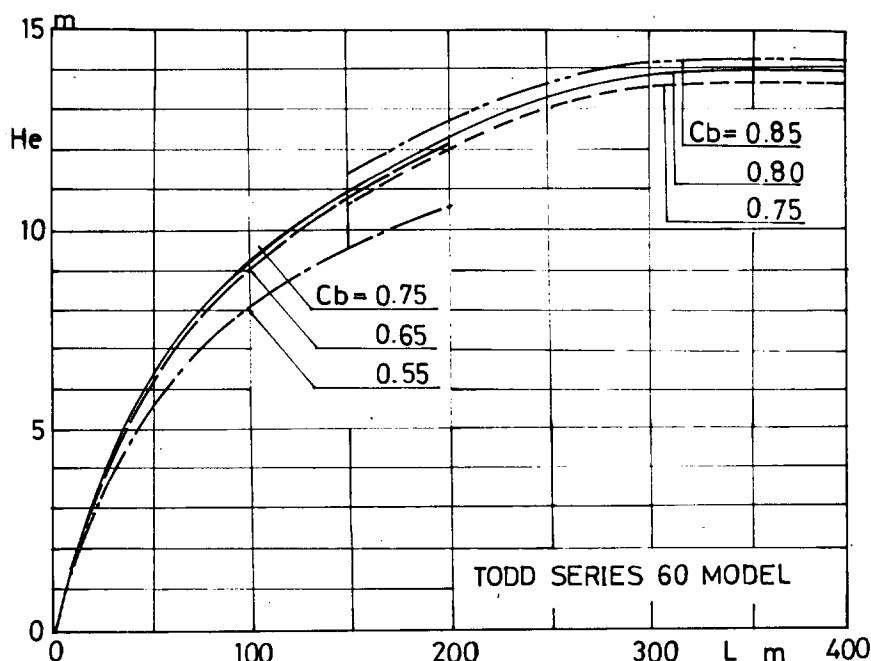


Fig B-1 He by NK RULES

* 等価波高 H_e

Fig B-2 のように船長に等しい波長をもち、波高が H_e である正弦波中の船体中央部の静的曲げモーメント M は次の関係を満足する

$$H_e = \frac{M}{\rho g L^3 B} \quad \frac{L}{C_{H_e}}$$

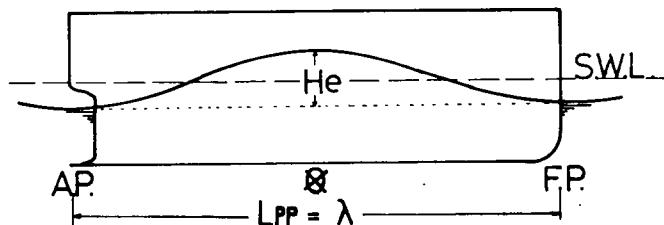


Fig. B-2

ここで等価波高係数 C_{H_e} は水線面積係数 C_w の関数で series 60 船型については Table B-1 のとおりである。

Table B-1

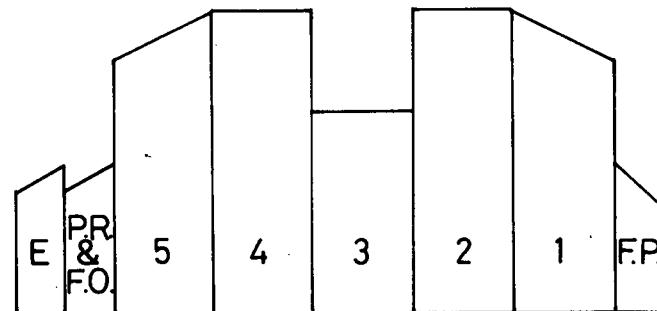
C_b	C_w	C_{H_e}
0.5 5	0.6702	0.01171
0.6 5	0.7468	0.01368
0.7 5	0.8291	0.01687
0.8 0	0.8746	0.01894
0.8 5	0.8995	0.01983

Appendix C

台形近似による船体重量分布の逆算

既知の船体前半部、後半部の重量、重心、船体中央まわりの縦慣性モーメントを満足するような重量分布を逆算する。

貨物船、油槽船の貨物艤装、荷油艤装はFig C-1に示すように台形で近似することができる。



F.P. Fore Peak Tank
1-5 Cargo Oil Tank
P.R.&F.O... Pump Room & Fuel Oil Tank
E Engine Room

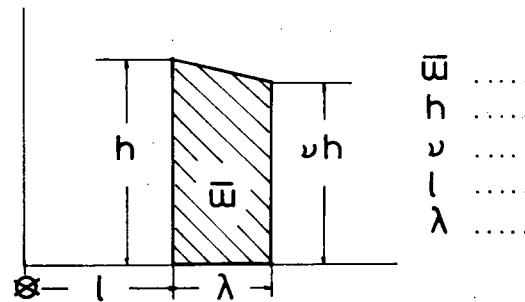


Fig. C - 1

船体前半部、後半部について

船体重量 W \otimes からの重心 x

船体中央まわりの慣性モーメント・レバー K_e

が与えられたものとする。

船体前半部、あるいは後半部の重量分布がN個の台形から成っているものとすると次の関係が成立する

$$\sum_{j=1}^N \frac{1+\nu_j}{2} h_j(\lambda_j) \left(\frac{2\nu_j+1}{3(1+\nu_j)} \lambda_j + 1_j \right) = WX \quad \text{但し } 1_j = \sum_{K=1}^{K=j} \lambda_K = 1, \dots, \dots, \dots \quad (C-2)$$

$$\sum_{j=1}^N \frac{h_j \lambda_j^8}{36} - \frac{\nu_j^2 + 4\nu_j + 1}{1+\nu_j} + \frac{1+\nu_j}{2} h_j \lambda_j \left(\frac{2\nu_j + 1}{3(1+\nu_j)} \lambda_j + 1_j \right)^2 = WK^2 \quad (C-3)$$

(c-2), (o-3)を書きなおして

$$\sum \frac{h_j \lambda_j}{6} [(2\nu_j + 1)\lambda_j + 3(1+\nu_j)U_j] = WX \quad \dots \dots \dots \quad (C-2')$$

$$\sum \frac{h_j \lambda_j}{12} [(3\nu_j + 1)\lambda_j^2 + 4(2\nu_j + 1)U_j\lambda_j + 6(\nu_j + 1)U_j^2] = WK^2_{\infty} \quad \dots \dots \quad (C-3')$$

(C-1), (C-2'), (C-3')を連立方程式で示すと、

$$\begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & \dots & a_{1N} \\ a_{21} & \dots & \dots & a_{2N} \\ a_{31} & \dots & \dots & a_{3N} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} h_1 \\ h_2 \\ \vdots \\ h_N \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} W \\ WX \\ WK^2_{\infty} \end{bmatrix} \quad \dots \dots \dots \quad (C-4)$$

$$a_{1j} = \frac{1+\nu_j}{2} \lambda_j$$

$$a_{2j} = \frac{\lambda_j}{6} [(2\nu_j + 1)\lambda_j + 3(1+\nu_j)U_j]$$

$$a_{3j} = \frac{\lambda_j}{12} [(3\nu_j + 1)\lambda_j^2 + 4(2\nu_j + 1)U_j\lambda_j + 6(\nu_j + 1)U_j^2]$$

h_i ($i = 1, 2, \dots, N$) の内3個, h_p, h_q, h_r を未知数として他の変数はデータとして与えると (C-4) は次の三元連立方程式となり h_p, h_q, h_r が求められる。

$$\begin{bmatrix} a_{1p} & a_{1q} & a_{1r} \\ a_{2p} & a_{2q} & a_{2r} \\ a_{3p} & a_{3q} & a_{3r} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} h_p \\ h_q \\ h_r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_1 \\ A_2 \\ A_3 \end{bmatrix} \quad \dots \dots \dots \quad (C-5)$$

ここで

$$A_1 = W - \left(\sum_{j=1}^{p-1} + \sum_{j=p+1}^{q-1} + \sum_{j=q+1}^{r-1} + \sum_{j=r+1}^N \right) a_{1j} h_{jj} \quad \text{であり}$$

$$H_j = h_j \quad j \neq p, q, r$$

$$= 0 \quad j = p, q, r$$

$$U_i = W \quad i = 1$$

$$= WX \quad i = 2$$

$$= WK^2_{\infty} \quad i = 3$$

を用いると

$$A_1 = U_i - \sum_{j=1}^N a_{1j} H_j \quad (i = 1, 2, 3)$$

と表わすことができる。

(C-5)を船体前半部、後半部についてそれぞれ解けば与えられた船体前半部、後半部の重量、重心、船体中央まわりの慣性モーメント・レバーを満足する船体の重量分布が得られる。求められた重量分布の妥当性は実船のそれと比較して検討しなければならない。

Fig 3.5.2, Fig 3.5.9 の重量分布曲線は実船の重量分布曲線と比較して妥当であると認められたものである。

Appendix D

船体の縦曲げモーメントに対する疲労強度の検討

船体構造部材には静水中曲げ応力を基準として波浪曲げモーメントによる繰返し変動応力が働いている。ここでは船体中央部上甲板に注目して、これが疲労強度上どの程度の安全率を持っているか、また波浪曲げ応力と静水曲げ応力とのどのような比率で上甲板の疲労強度に影響を及ぼすかを近似的に検討した。

なお、最近建造される巨大船の上甲板の一部に高張力鋼が使用されているが計算の便宜上、上甲板は軟鋼のみで作られているものとした。

D-1 上甲板における応力頻度分布

Benet¹²⁾ は1カ月間の航海の応力変動回数の実測から毎時当りの応力の変動回数が600回であることを確認し1年間の航海日数を150日として、一隻の船がその船令(およそ20年間)を通じての応力の変動回数が 10^8 回であることを示した。

したがって、短波頂不規則海面で All Headings を考えるときには発現確率 $Q = \geq 10^{-8}$ の範囲、すなわち波浪曲げモーメントの変動回数が 10^8 回の累積頻度分布をもちいればよい。本部会では主として長波頂正面不規則海面での計算を行なってきた。一般に長波頂正面不規則海面での波浪曲げモーメントは短波頂不規則海面での値より大きく、長波頂正面不規則海面での発現確率が $Q = \geq 10^{-8}$ の範囲の累積頻度をそのままもちいることはできない。3-4で示したように短波頂不規則海面で All Headings を考えるときの発現確率 $Q = 10^{-8}$ の波浪曲げモーメントの最大期待値と長波頂正面不規則海面で発現確率が $Q = 10^{-7}$ の波浪曲げモーメントの最大期待値とがほぼ一致することを、ここでも利用して長波頂正面不規則海面で一隻の船が船令(約20年)を通じて経験する波浪曲げモーメントの累積頻度分布として発現確率が $Q \geq 10^{-7}$ の範囲を考え、波浪曲げモーメントの総変動回数を 10^7 回とする。

いま、Fig D-1-a を波浪曲げ応力の累積頻度分布とすると、 σ_{i-1} の累積頻度 N_{i-1} は σ_{i-1} 以上の応力が発生する全回数を示し、 σ_i の累積頻度 N_i は σ_i 以上の応力が発生する全回数を示す。したがって、 $N_{i-1} - N_i = n_i$ は σ_{i-1} と σ_i との間の応力の発生回数を示すので、これを安全側に考えて n_i を応力 σ_i が発生する頻度と考える。この操作を各応力レベル、 $\sigma_1, \sigma_2, \dots, \sigma_m, \dots$ について行なえば Fig D-1-b に示される各応力の頻度が求まり、頻度分布が決定される。この場合、応力間隔 $\Delta\sigma$ は小さいほど頻度分布の精度は上昇するが、ここでは計算の便宜上 $\Delta\sigma = 0.5 \text{ kg/mm}^2$ として以下の頻度を求めた。

Fig D-2 は貨物船船型の基準船型 O7065 について短波頂不規則海面の All Headings および長波頂正面不規則海面で求めた波浪曲げモーメント、波浪曲げ応力の累積頻度分布を示す。Fig D-3 は前述の方法をもじいて求めた波浪曲げ応力の頻度分布を示す。Table

D-1 は O7065, Ocean

Vulcan の主要目である。以上の計算結果より、長波頂正

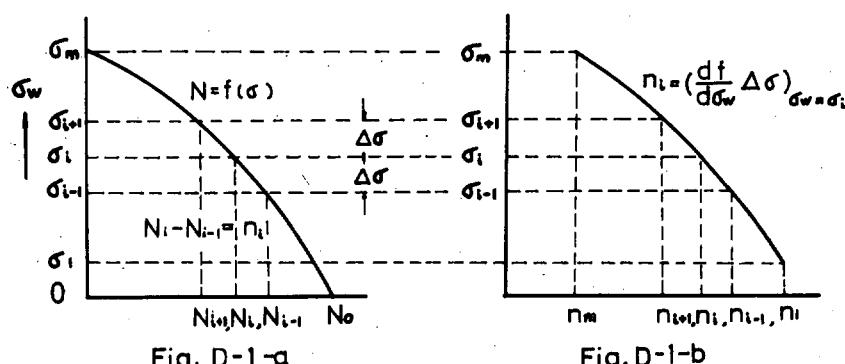


Fig. D-1-a

Fig. D-1-b

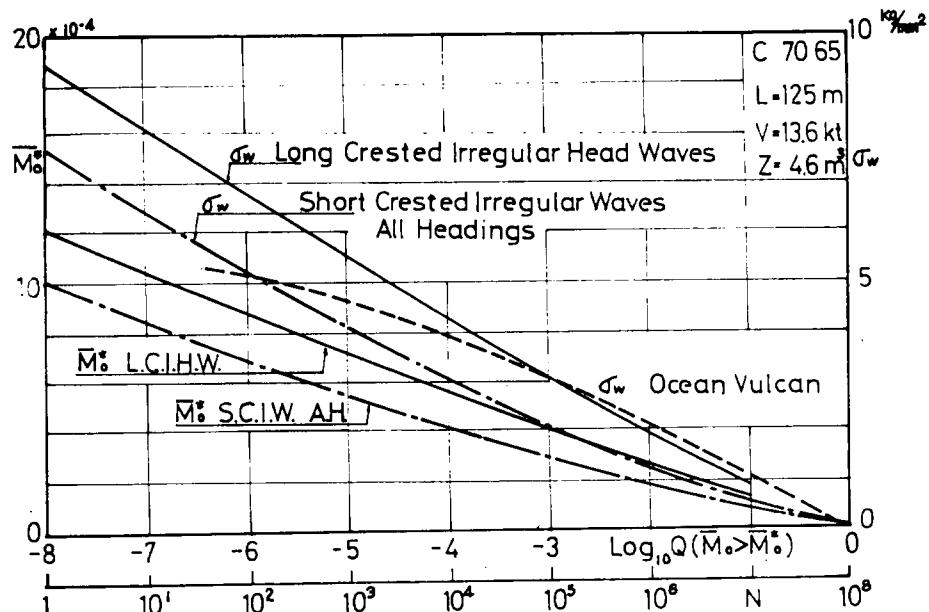


Fig. D-2 Long Term Distribution
(C.D.F.)

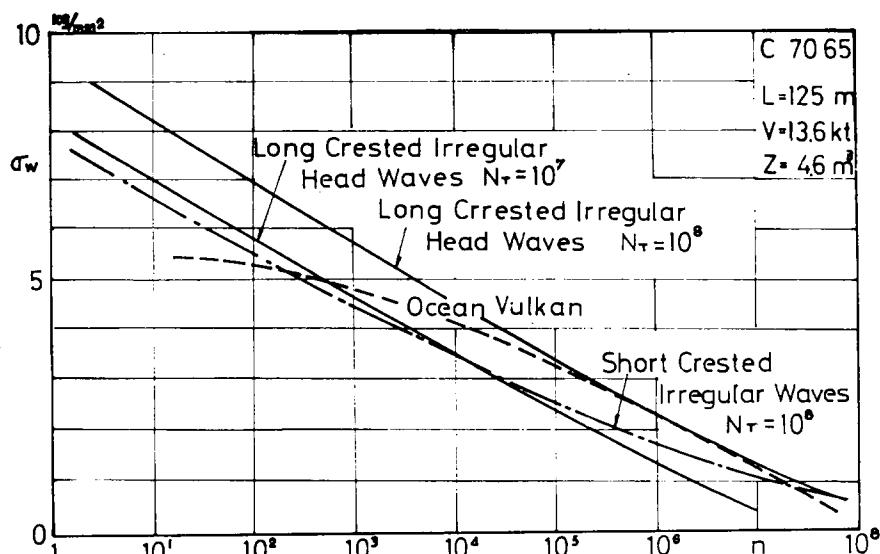


Fig. D-3 Probability Distribution

面不規則海面で発現確率が $Q \geq 10^{-7}$ 、すなわち波浪曲げモーメントの総変動回数が 10^7 回として求めた頻度分布（発現確率 $Q \geq 10^{-8}$ 、波浪曲げモーメントの総変動回数 10^8 回として求めた頻度分布を横軸方向に 1 柄左にずらしたもの）は短波頂不規則海面 All Headings で発現確率 $Q \geq 10^{-8}$ 波浪曲げモーメントの総変動回数が 10^8 回として求めた頻度分布とかなりよく一致する。また、これら SR. 90 の計算結果は Benet¹²⁾ が実船計測結果より推定した船型の若干異なる Ocean Vulcan の頻度分布と比較しても妥当なものであることがわかる。

Table D-1

SHIP	Ocean Vulcan	SR. 90
L/B	7.31	7.00
B/d	2.12	2.50
C _b		0.65
L (m)	126.8	125.0
V (kt)		13.61
Z (m)	4.62	4.62

D-2 静水中曲げ応力が 0 の場合の疲労被害度

静水中で曲げ応力が存在しない場合について波浪曲げモーメントによる船体中央部上甲板の疲労被害度を検討する。Fig D-4 は森口¹³⁾が求めた S.S. 41 材の平張圧縮両振れ荷重に対する S-N 曲線と D-1 で規定した短波頂不規則海面（曲げ応力の総変動数 $N_T = 10^8$ ）長波頂正面不規則海面 2 種類 ($N_T = 10^8$ & 10^7) での波浪曲げ変動応力の片振幅の頻度分布を示す。図中、下方の 3 本の曲線が C70 65 について船長 $L = 125$ m、船体中央部断面係数 $Z = 4.6$ m³ (Ocean Vulcan の断面係数と同じ大きさ)としたときの船体中央部上甲板に生じる波浪曲げ応力頻度曲線である。

最大波浪曲げ応力は約 10 kg/mm^2 で材料 S.S. 41 の疲労限以下であり構造の不連続あるいは切欠き等による応力集中がなければ疲労破壊は生じない。

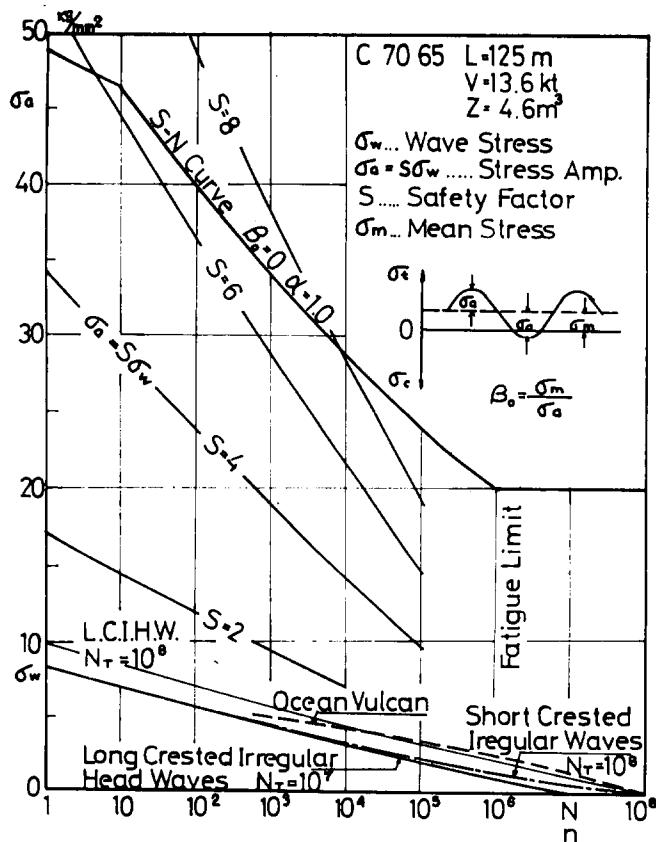


Fig D-4

SS41 材の時間強度と貨物船船型の波浪曲げ応力頻度

Fig D-4 SS41 材の時間強度と貨物船船型の波浪曲げ応力頻度

ここで断面係数Zを $1/S$ に減少させると波浪曲げ応力頻度曲線の形状はそのまま、曲げ応力の絶対値がS倍に上昇したことになる。

疲労被害について、Palmgren-Minerの法則(疲労被害度 $D = \sum \frac{n_i}{N_i} = 1$ のときに疲労破壊が生じる。ここで n_i は繰返し応力 σ_i の発生回数、 N_i は繰返し応力 σ_i により疲労破壊が生ずるまでの繰返し回数)が成り立つものと仮定する。

さて、上記の $1/S$ に減少させた断面係数 Z/S に応するS倍の波浪曲げ応力頻度曲線について求めた疲労被害度が $D = 1$ になったとすると、断面係数がZである船は疲労破壊に対する安全率がSであるといえる。

Fig D-4 に示す $S = 1, 2, 3, \dots$ 倍の応力頻度曲線について被害度Dを求め安全率Sとの関係を図示したのがFig D-5 の $\beta_0 = 0$ の曲線群である。短波頂不規則海面(曲げ応力の総変動数 $N_T = 10^8$)での応力頻度曲線から求めたD-S曲線と長波頂正面不規則海面($N_T = 10^7$)での応力頻度曲線から求めたD-S曲線がかなり良い一致を示している。またC7065 ($L = 125\text{ m}$, $Z = 4.6\text{ m}^3$)については $S = 6$ で疲労被害度 $D = 1$ となる。したがって不連続部、切欠き等による応力集中がなく、静水中曲げ応力が0の場合には断面係数を $\frac{1}{6}$ に減少させなければ波浪曲げ応力による疲労破壊は生じない。換言すれば、上記の条件のもとでは疲労強度上6倍の安全率をもつことになる。

なお、図中参考として示すOcean Vulcan のD-S曲線はBenetの論文¹²⁾をもとに森口¹³⁾が求めたものである。

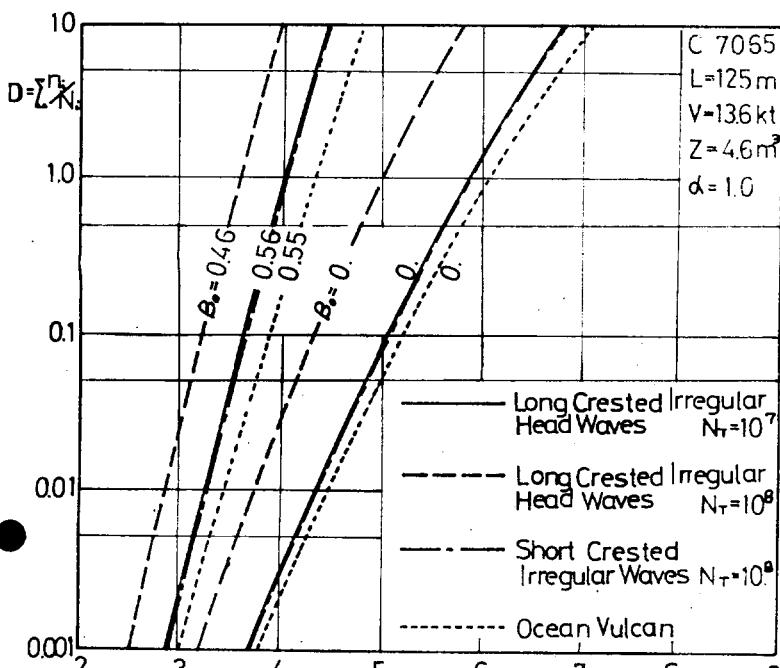


Fig D-5

$$S \sim D = \sum \frac{n_i}{N_i}$$

D-3 静水中曲げ応力が存在する場合の疲労被害度

一般に船体は静水中で何がしかの曲げモーメントを受けているため、疲労被害度を検討するに当っては、この静水中曲げ応力を考慮しなければならない。したがって各種の大きさの平均応力を持つ場合のS-N曲線群が必要となる。平均応力が疲労破壊に及ぼす影響を示す実験データは森口¹³⁾、S.R.6.3研究部会報告に若干あるにすぎず、殊に最近の巨大タンカーに多い静水中曲げモーメントがサギング(平均応力が負)である場合の実験データは繰返し応力振幅が比例限以下についての西原の実験¹⁴⁾があるにすぎない。

Fig D-6, D-7 は応力集中係数が $\alpha = 1$, $\alpha = 4$ のS.S.41材について上記のデータの傾向を考慮して求めた平均応力 σ_m と応力振幅 σ_a の種々の組合せについてのS-N曲線群である。図中のパラメータ β は平均応力 σ_m と応力振幅 σ_a の比 σ_m/σ_a を示す。

さて、船体の波浪曲げ応力 σ_w と静水中曲げ応力 σ_s

との関係はFig D-8 の $(\sigma_s + \sigma_w) - n_i$ 曲線から知られるように、 σ_s は波浪に無関係に一定であり、 σ_w は頻度分布を示す。この図から応力振幅 $\sigma_a = \sigma_w$ とその頻度 n_i および平均応力 $\sigma_m = \sigma_s$ と応力振幅との比 $\beta_i = \sigma_a/\sigma_s = \sigma_w/\sigma_s$ が決まる。この β_i と応力振幅 σ_w の値に対して上述のFig D-6, D-7 の S-N曲線から、疲労破壊が発生するに必要な繰返し数 N_i が求められるので各 σ_w に対する n_i/N_i が同図から計算され被害度Dが求められる。

D-2で計算にもちいたC7065 ($L = 125\text{ m}$, $Z = 4.6\text{ m}^3$) について静水中曲げ応力が存在する場合について疲労被害度Dと安全率Sとの関係を求め、前述のFig D-5 に示す。図中 β_0 は静水曲げ応力と船令を通じての最大曲げ応力と

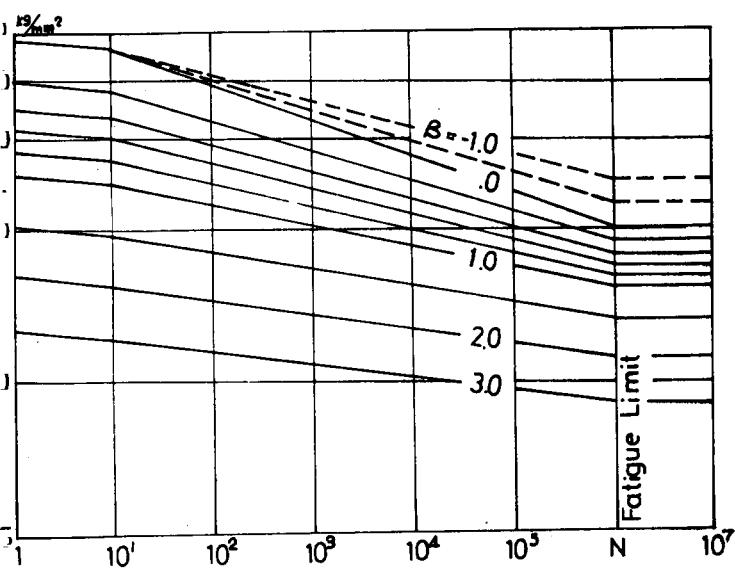


Fig.D-6 S-N Curve of SS41 Plate ($\alpha=1.0$)

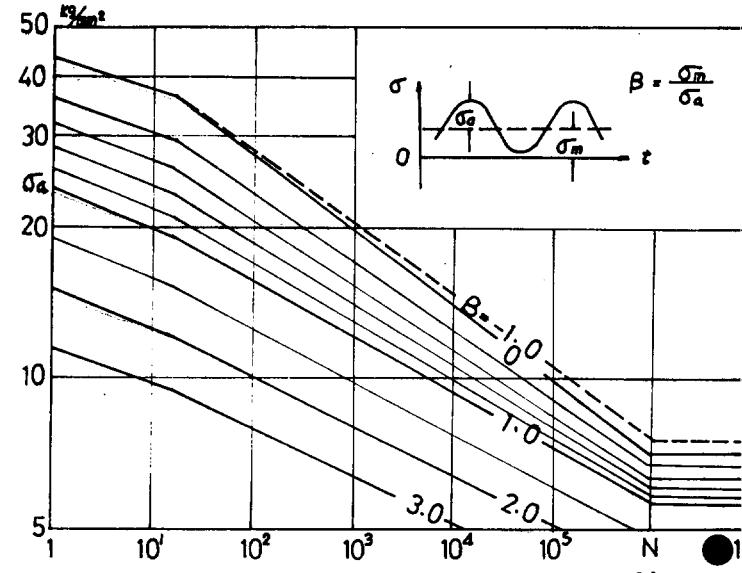


Fig.D-7 S-N Curve of SS41 Plate ($\alpha=4.0$)

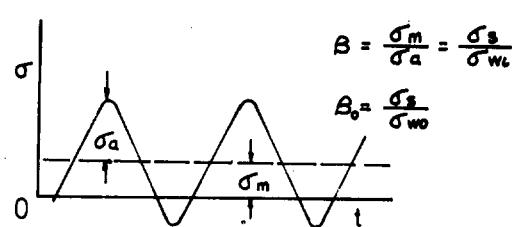
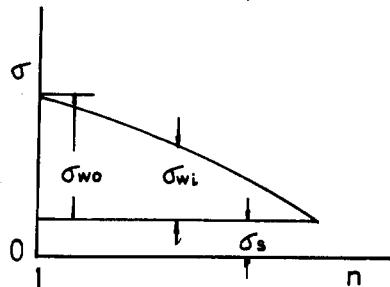


Fig. D-8

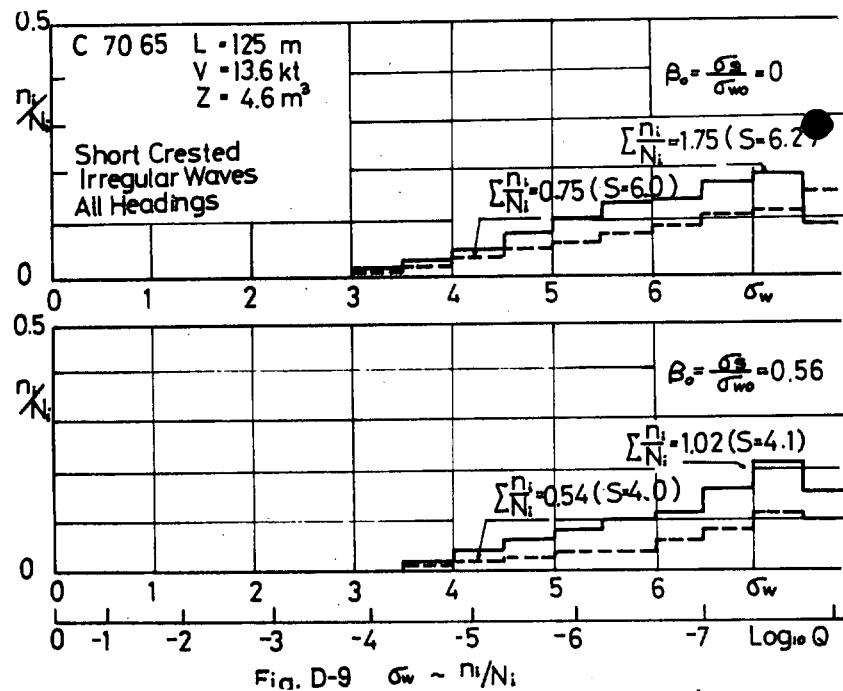


Fig. D-9 $\sigma_w \sim n_i/N_i$

の比を示す。図からも知れるように、静水中曲げ応力が存在する場合にも短波頂不規則海面（曲げ応力の総変動回数 $N_T = 10^8$ ）から求めた D-S 曲線と長波頂正面不規則海面（ $N_T = 10^7$ ）で求めた S-N 曲線がかなり良い一致を示している。なおこの時の疲労破壊に対する安全率は約 4 倍である。

Fig D-9 は短波頂不規則海面（曲げ応力の総変動回数 $N_T = 10^8$ ）について各応力レベルが疲労被害度 n_1 / N_1 に及ぼす影響を検討したもので、図から知れるように静水曲げ応力が存在しない（ $\beta_0 = 0$ ）場合、存在する（ $\beta_0 \neq 0.56$ ）場合ともに高い応力レベルで被害度が大きいことがわかる。したがって短波頂不規則海面で All Headings を考えたとき発現確率が $Q \geq 10^{-8}$ の範囲、曲げ応力の総変動回数 $N_T = 10^8$ として求めた波浪曲げ応力頻度曲線の代りに、短波頂不規則海面で All Headings を考えたとき発現確率が $Q = 10^{-8}$ の波浪曲げモーメントの最大期待値と長波頂正面不規則海面で発現確率が $Q = 10^{-7}$ の波浪曲げモーメントの最大期待値がほぼ等しいことに注目して D-1 で仮定した長波頂正面不規則海面で発現確率が $Q \geq 10^{-7}$ の範囲、曲げ応力の総変動回数 $N_T = 10^{-7}$ として求めた波浪曲げ応力頻度分布を近似としてもちいよいことがわかる。なお長波頂正面不規則海面で発現確率が $Q \geq 10^{-8}$ の範囲、曲げ応力の総変動回数 $N_T = 10^8$ として求めた応力頻度曲線をもちいれば被害度 D は上記の近似の約 10 倍となる。

以上は貨物船型の基準船型 C7065 について $L = 125 \text{ m}$ $Z = 4.6 \text{ m}$ $V = 13.6 \text{ kt}$ の場合について云えることである。

Table D-2

SHIP	T	SR. 90
L/B	5.87	6.00
B/d	2.85	3.00
C_b	0.812	0.800
$L (\text{m})$	298.0	300.0
$V (\text{kt})$	16.2	15.81
$Z (\text{m})$	7.94	7.94

Fig D-10～D-14 は Table D-2 に示す最近建造された 20

万トンクラスの油槽船と同じ断面係数をもつ油槽船船型の基準船型 T6080 について疲労強度を検討したものである。T6080 は静水中でサギング・モーメントをもち平均応力は -3.25 kg/mm^2 である。船令を通じての最大波浪曲げ応力は上甲板で $\pm 11.25 \text{ kg/mm}^2$ である。したがって上甲板での最大応力は引張約 8 kg/mm^2 、圧縮 -14.5 kg/mm^2 である。また構造の不連続、切欠き等による応力集中がなければ疲労強度上約 4 倍の安全率をもっている。

なお Fig D-14 から知れるように油槽船船型の場合にも貨物船船型におけると同様に短波頂不規則海面で All Headings を考えたとき発現確率が $Q \geq 10^{-8}$ の範囲、曲げ応力の総変動回数 $N_T = 10^{-8}$ として求めた波浪曲げ応力頻度曲線の代りに長波頂不規則海面で発現確率が $Q \geq 10^{-7}$ の範囲、曲げ応力の総変動回数 $N_T = 10^7$ として求めた波浪曲げ応力頻度曲線で近似できる。

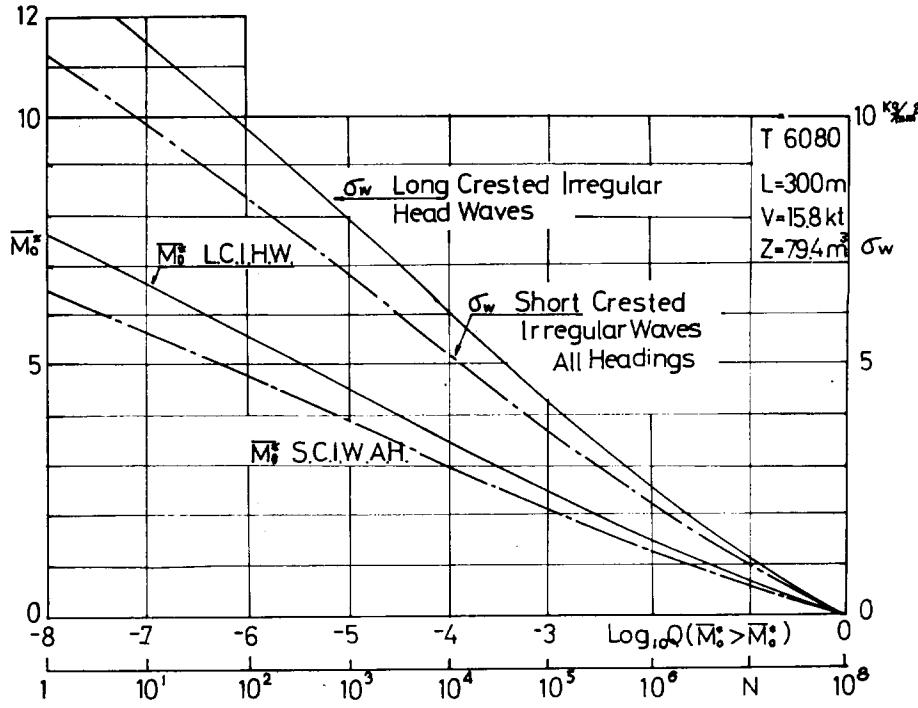


Fig. D-10 Long Term Distribution (C.D.F.)

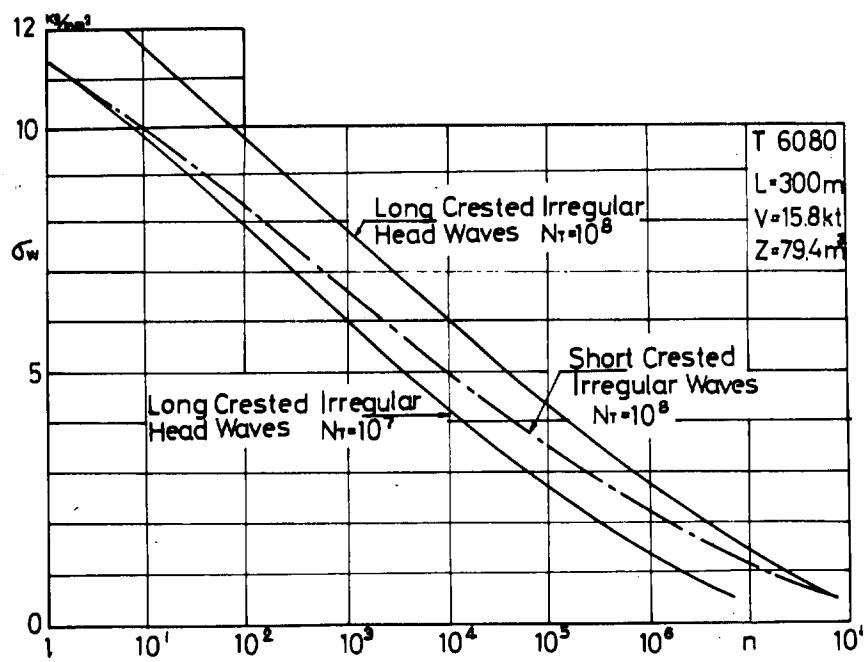


Fig. D-11 Probability Distribution

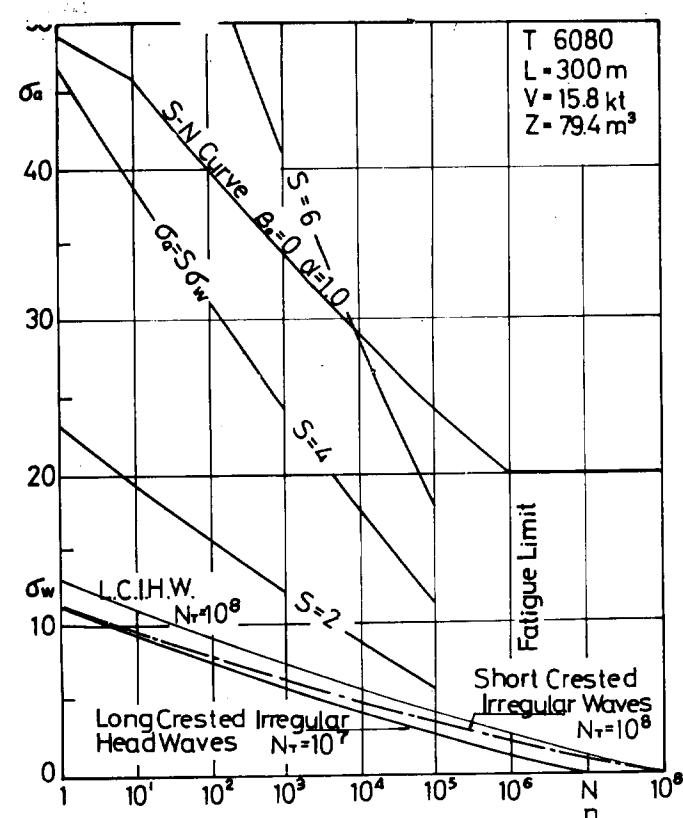
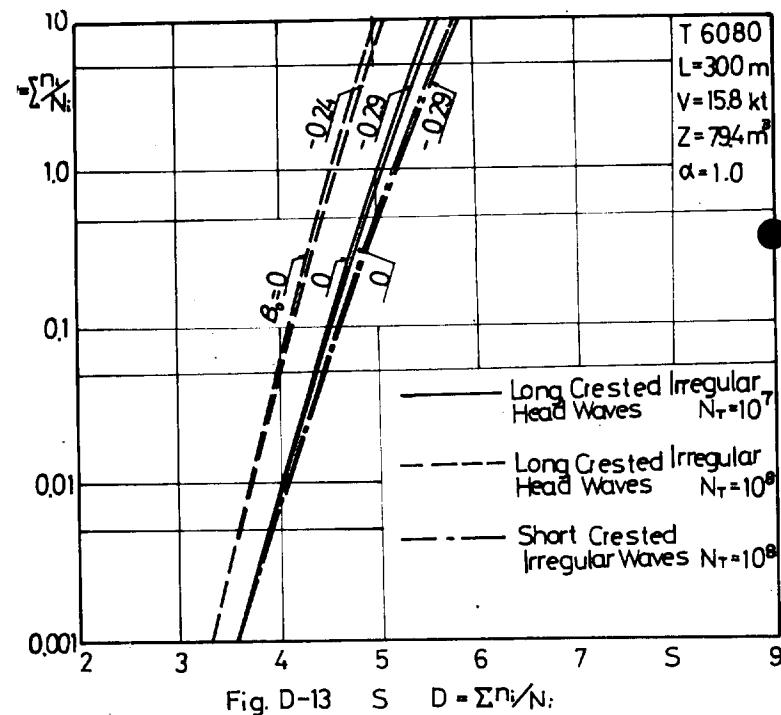


Fig. D-12



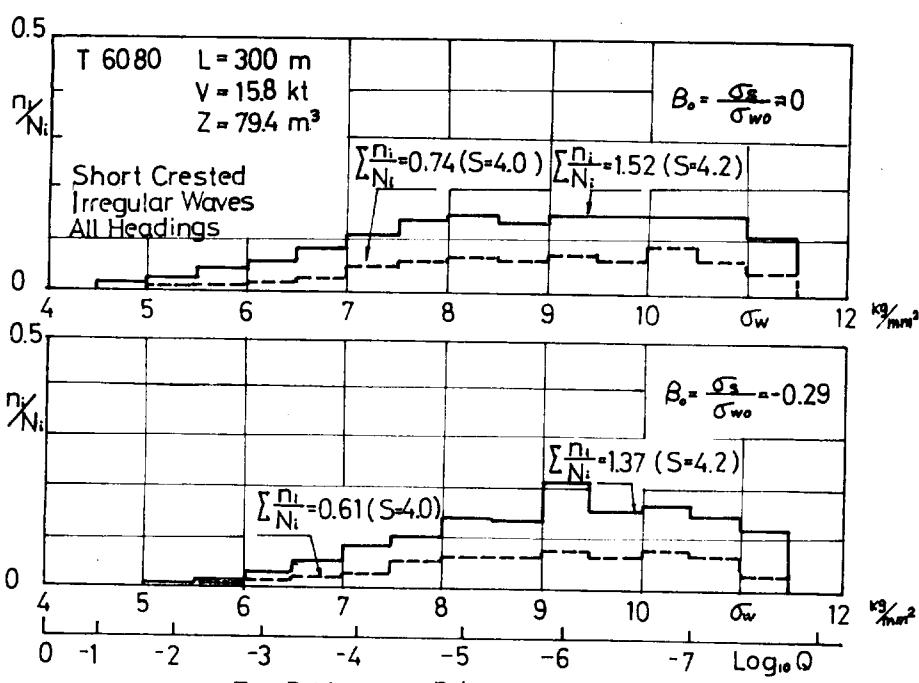


Fig. D-14 $\sigma_w \sim n_i/N_i$

D-4 波浪曲げ応力と静水中曲げ応力との疲労被害に対する比重

ここでは、波浪曲げ応力 σ_w と静水曲げ応力 σ_s とが疲労被害に及ぼす影響の比重を検討する。

疲労破壊が生じる被害度 $D = Z^{n_i} / N_i = 1$ のときの断面係数の倍率 S (疲労破壊に対する安全率) と静水曲げ応力の大きさを示すパラメータ $\beta_0 = \sigma_s / \sigma_{w_0}$ と S との積、 $S \beta_0$ の間には近似的に直線関係があることを森口¹³⁾ は示している。

ここで

$$S = \frac{(\sigma_{w_0})_{s=s}}{(\sigma_{w_0})_{s=1}} \quad \beta_0 = \frac{(\sigma_s)_{s=1}}{(\sigma_{w_0})_{s=1}} = \frac{(\sigma_s)_{s=s}}{(\sigma_{w_0})_{s=1}}$$

$$S \beta_0 = \frac{(\sigma_s)_{s=s}}{(\sigma_{w_0})_{s=1}}$$

S と $S \beta_0$ が一次結合であることから係数を a 、 b として

$$S + a \cdot S \beta_0 = b$$

$$\frac{(\sigma_{w_0})_{s=s}}{(\sigma_{w_0})_{s=1}} + a \frac{(\sigma_s)_{s=s}}{(\sigma_{w_0})_{s=1}} = b \quad \dots \quad (D-1)$$

最大波浪曲げモーメントを M_{wo} 、 静水中曲げモーメントを M_s 、 断面係数を Z とすると、

(D-1) は、

$$Z = \frac{1}{b \cdot (\sigma_{w_0})_{s=1}} [(\sigma_{w_0})_{s=s} \cdot Z + a (\sigma_s)_{s=s} \cdot Z]$$

$$Z = \frac{s}{b \cdot (\sigma_{w_0})_{s=1}} [(\sigma_{w_0})_{s=1} \cdot Z + a (\sigma_s)_{s=1} \cdot Z]$$

$$= C \cdot [M_{wo} + a \cdot M_s] \quad \dots \quad (D-2)$$

係数 a は最大波浪曲げモーメント M_{wo} と静水中曲げモーメント M_s との疲労被害に及ぼす影響の比重を示す。

Fig D-15、D-16 は前述の基準船型 2 隻 C7065 ($L=125m$ 、 $Z=4.6m^3$)、 T6080 ($L=300m$ 、 $Z=79.4m^3$)について、短波頂不規則海面(曲げ応力の総変動回数 $N_T = 10^8$)、長波正面不規則海面で 2 種類($N_T=10^8$ & 10^7)

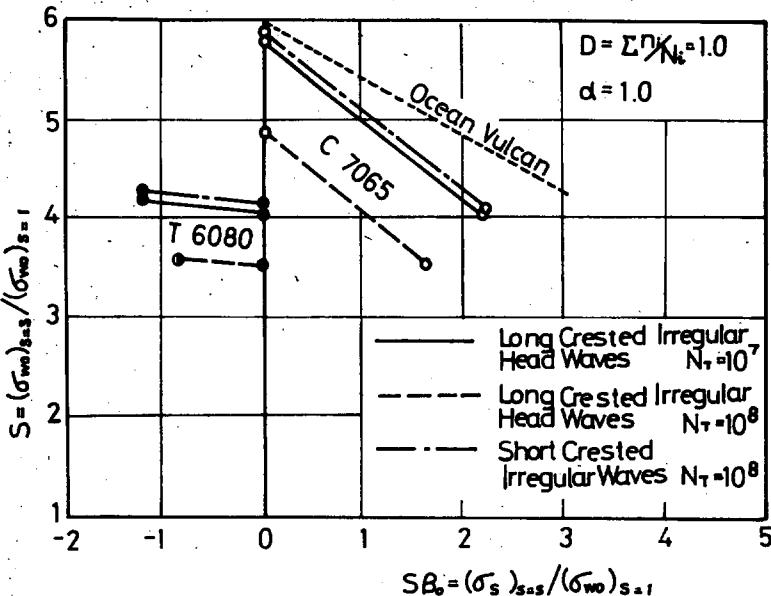


Fig. D-15

の波浪曲げ応力頻度曲線を用いて上記の計算を行なった結果である。図から分るように3種の応力頻度曲線を用いて求めた(D-1)の直線群は3本ともほぼ平行であり、換言すれば疲労被害に及ぼす比重を示す係数 α が等しいことを示す。C7065($L=125m$, $Z=4.6m^3$)船型では静水中曲げモーメント M_s は最大波浪曲げモーメントの $1/6$ の比重で疲労被害に影響を及ぼし、T6080($L=300m$, $Z=79.4m^3$)船型では M_s はほとんど疲労被害に影響を及ぼさない。

D-5 疲労強度について 船型の影響

貨物船船型9種、油槽船船型5種の14船型についてそれぞれ船長 L をかえ、応力集中係数 $\alpha=1$ 、 $\alpha=4$ の場合について船体断面係数 Z と疲労被害に対する安全率 S との関係、および静水中曲げモーメントの疲労破壊に及ぼす比重を長波頂正面不規則海面で発現確率が $Q \geq 10^{-7}$ の範囲、曲げ応力の総変動回数 $N_t = 10^7$ として求めた波浪曲げ応力頻度曲線をもじいて近似的に計算したものである。Table D-3～D-6はその計算結果を示す。

Fig D-17～D-24は貨物船船型についての計算結果である。Fig D-17～D-19は応力集中のない($\alpha=1$)

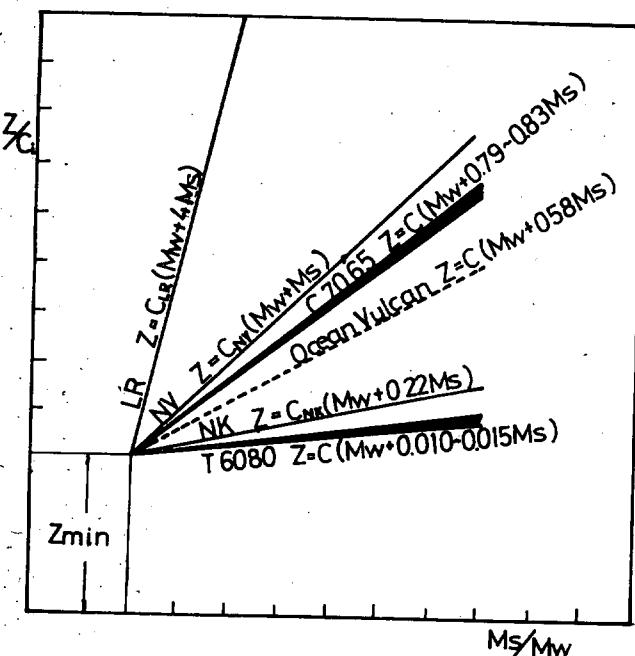


Fig. D-16

Fig D-20～D-22は応力集中のある($\alpha=4$)場合について静水中曲げモーメント M_s が疲労破壊に及ぼす比重を示したもので、Fig D-17～D-20は船長をパラメータとして(D-2)式を図示したものである。D-18、D-19、D-21、D-22は M_s の比重を示す係数 α を船型を示す L/B 、 C_b の関数として図示したものである。Fig D-23は貨物船船型の基準船型C7065について応力集中がない($\alpha=1$)、応力集中がある($\alpha=4$)両者の場合について船体の疲労破壊に対する安全率とその安全率を保つに必要な断面係数の関係を船長の関数として示したものである。Fig D-24は応力集中がある($\alpha=4$)場合について船型を示す L/B 、 C_b をパラメータとして示したものである。

Fig D-25～D-28は油槽船船型についての計算結果である。Fig D-25、D-26はそれぞれ応力集中がない($\alpha=1$)

Table D-3

CARGO SHIP STRESS CONCENTRATION FACTOR $\alpha = 1.0$

TYPE	L(m)	β_0	S	β_0	S	a	b
C7065	50	0	111.5	0.266	94.4	0.68	111.5
	75	0	27.7	0.338	22.4	0.80	27.7
	100	0	11.2	0.430	8.39	0.80	11.2
	125	0	5.89	0.545	4.00	0.85	5.85
	150	0	3.36	0.650	2.08	0.95	3.36
	175	0	2.06	0.735	1.18	1.01	2.06
	200	0	1.31	0.800	0.71	1.05	1.31
C6055			3.83	1.21	1.41	1.42	3.83
C7055	150	0	4.20	0.980	1.55	1.74	4.20
C8055			4.56	0.825	1.68	2.08	4.56
C6065			3.06	0.800	1.89	0.77	3.06
C7065	150	0	3.36	0.651	2.08	0.96	3.36
C8065			3.65	0.543	2.26	1.13	3.65
C6075			2.69	0.284	2.38	0.46	2.69
C7075	150	0	2.95	0.230	2.61	0.57	2.95
C8075			3.20	0.192	2.84	0.66	3.20

Table D-4

CARGO SHIP STRESS CONCENTRATION FACTOR $\alpha = 4.0$

TYPE	L(m)	β_0	S	β_0	S	a	b
C7065	50	0	79.7	0.270	64.6	0.86	79.7
	75	0	20.0	0.340	15.3	0.92	20.0
	100	0	7.95	0.430	5.55	1.01	7.95
	125	0	4.19	0.550	2.57	1.14	4.19
	150	0	2.40	0.655	1.30	1.30	2.40
	175	0	1.48	0.745	0.71	1.45	1.48
	200	0	0.94	0.820	0.42	1.54	0.94
C6055			2.69	1.200	0.72	2.26	2.69
C7055	150	0	2.94	0.970	0.80	2.78	2.94
C8055			3.19	0.895	0.95	2.68	3.19
C6065			2.20	0.805	1.18	0.97	2.20
C7065	150	0	2.40	0.655	1.30	1.29	2.40
C8065			2.60	0.546	1.41	1.55	2.60
C6075			1.68	0.286	1.44	0.58	1.68
C7075	150	0	1.83	0.232	1.58	0.68	1.83
C8075			1.98	0.194	1.71	0.82	1.78

Table D-3, 4はZ=6mに対する値であるが、a, bはZに無関係に決まる定数である。

Table D-5

TANKER STRESS CONCENTRATION FACTOR $\alpha = 1.0$

TYPE	L(m)	β_0	S	β_0	S	a	b
T 5080	150	0	20.1	-0.202	20.27	0.040	20.1
	250	0	4.10	-0.316	4.15	0.038	4.10
	400	0	1.04	-0.528	1.06	0.037	1.04
T 6075	150	0	25.2	0.034	24.3	1.03	25.4
	250	0	5.00	0.053	4.73	1.08	5.00
	400	0	1.14	0.087	1.25	1.11	1.14
T 6080	150	0	21.3	-0.148	21.4	0.032	21.1
	250	0	4.35	-0.232	4.38	0.030	4.35
	400	0	1.11	-0.388	1.11	0.019	1.11
T 6085	150	0	21.5	-0.327	21.8	0.042	21.5
	250	0	4.40	-0.615	4.47	0.031	4.40
	400	0	1.11	-0.860	1.15	0.041	1.11
T 7080	150	0	22.5	-0.115	22.6	0.038	22.5
	250	0	4.60	-0.180	4.63	0.036	4.60
	400	0	1.17	-0.302	1.17	0.023	1.17

Table D-6

TANKER STRESS CONCENTRATION FACTOR $\alpha = 4.0$

TYPE	L(m)	β_0	S	β_0	S	a	b
T 5080	150	0	11.3	-0.202	12.45	0.45	11.3
	250	0	2.31	-0.315	2.70	0.45	2.31
	400	0	0.59	-0.528	0.75	0.46	0.59
T 6075	150	0	14.2	0.034	13.8	0.96	14.2
	250	0	2.80	0.053	2.65	1.07	2.80
	400	0	0.70	0.087	0.65	0.96	0.70
T 6080	150	0	12.0	-0.148	12.9	0.50	12.0
	250	0	2.45	-0.232	2.75	0.47	2.45
	400	0	0.63	-0.388	0.80	0.56	0.63
T 6085	150	0	12.1	-0.327	14.1	0.43	12.1
	250	0	2.47	-0.615	3.10	0.33	2.47
	400	0	0.63	-0.860	0.90	0.36	0.63
T 7080	150	0	12.0	-0.115	13.3	0.88	12.0
	250	0	2.45	-0.180	2.83	0.74	2.45
	400	0	0.63	-0.302	0.80	0.73	0.63

Table D-5, 6はZ = 50 mに対する値であるが、a, b, はZの値に無関係に決まる定数である。

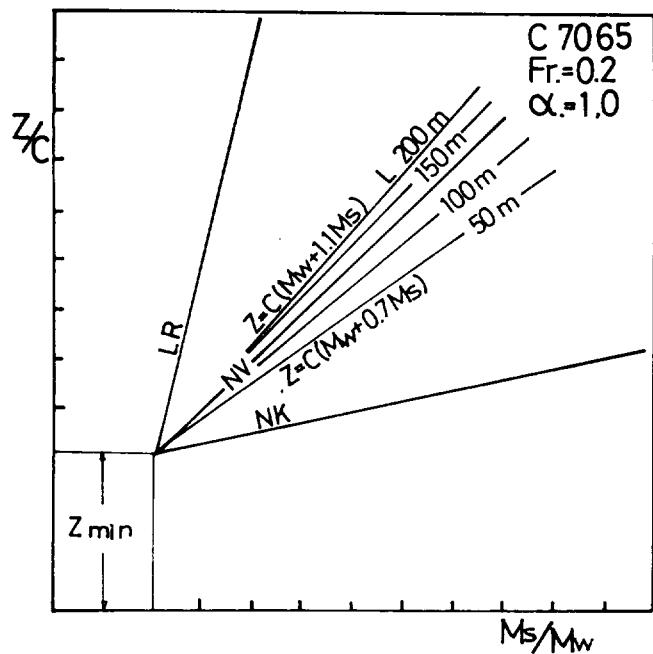


Fig. D-17

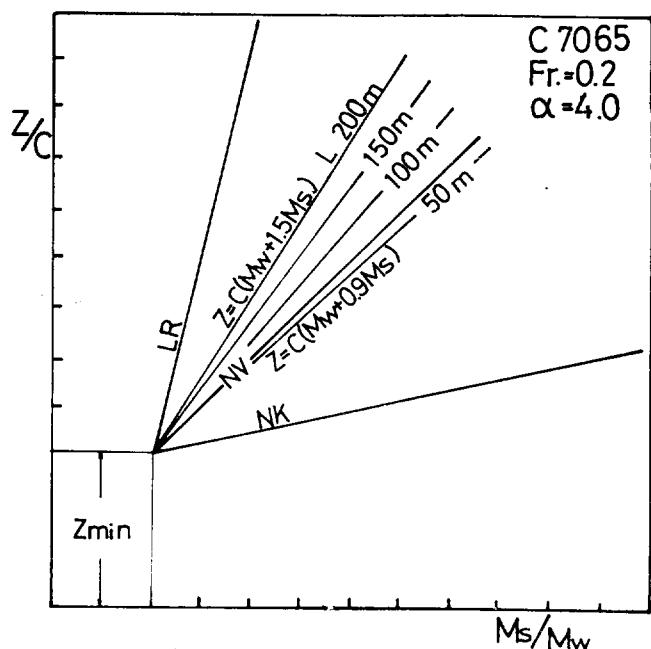


Fig. D-20

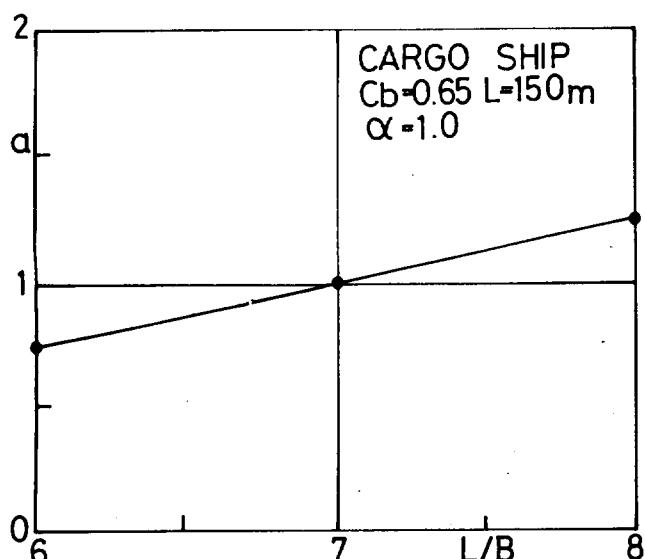


Fig. D-18

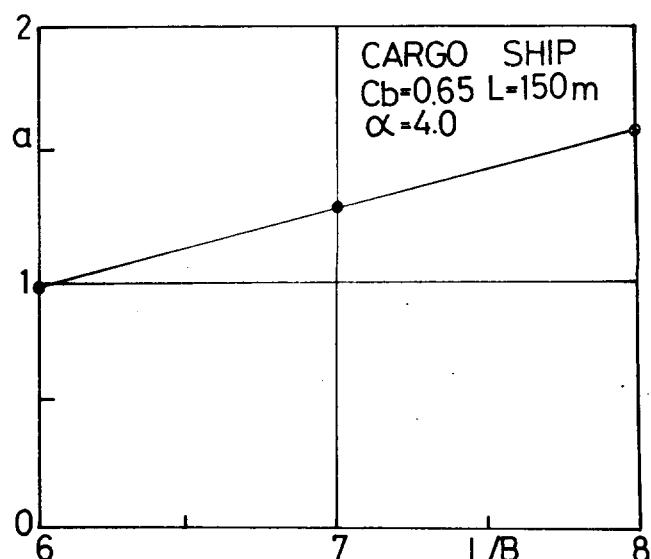


Fig. D-21

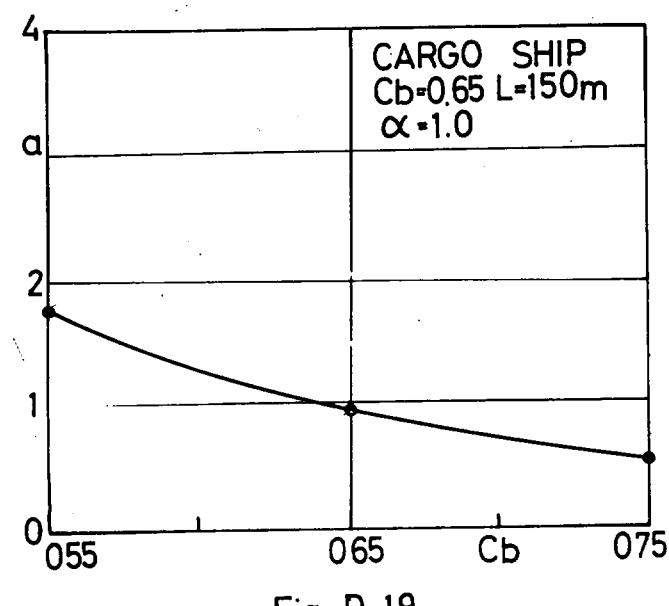


Fig. D-19

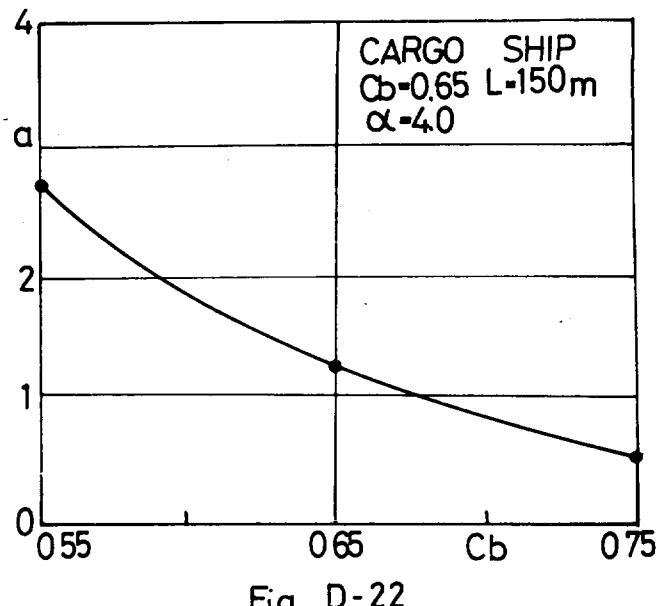


Fig. D-22

C 7065 Fr=0.20

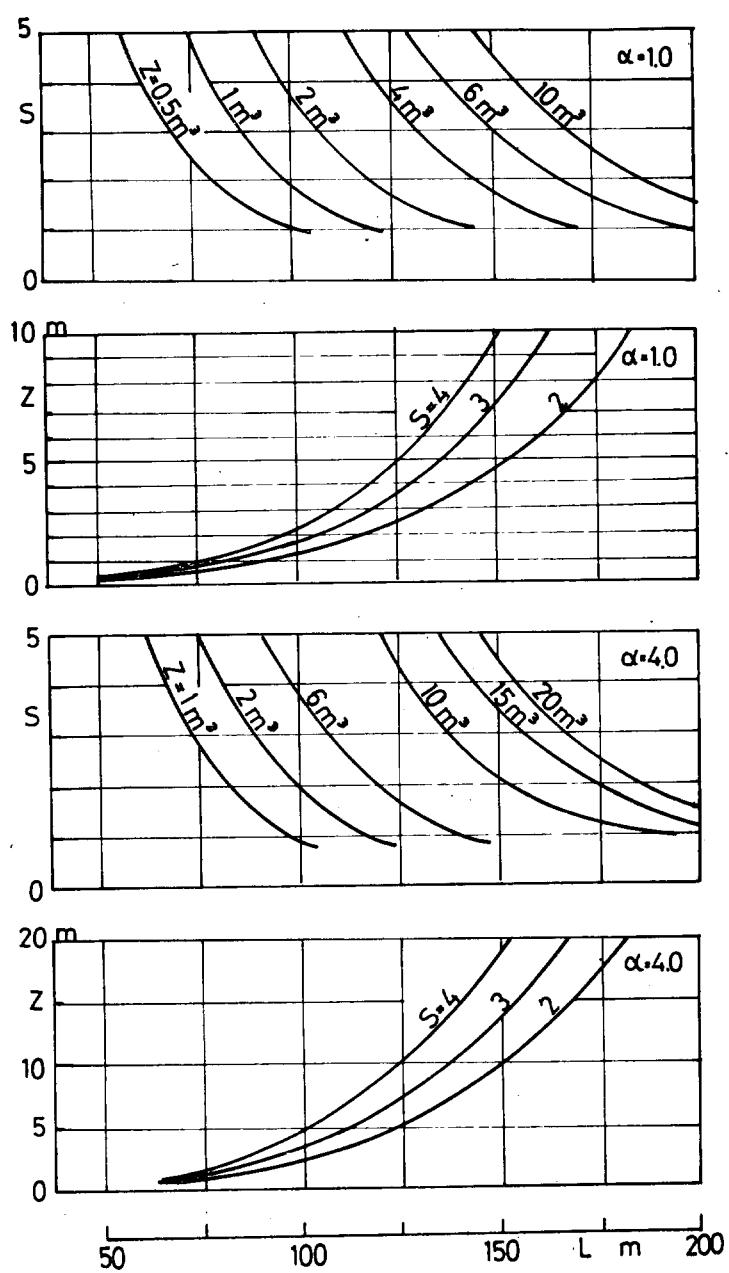


Fig. D-23

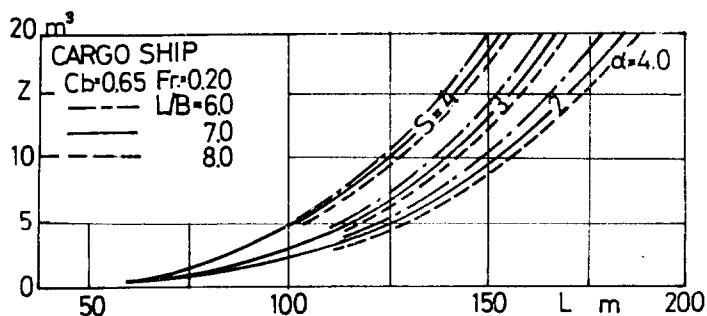


Fig. D-24-a

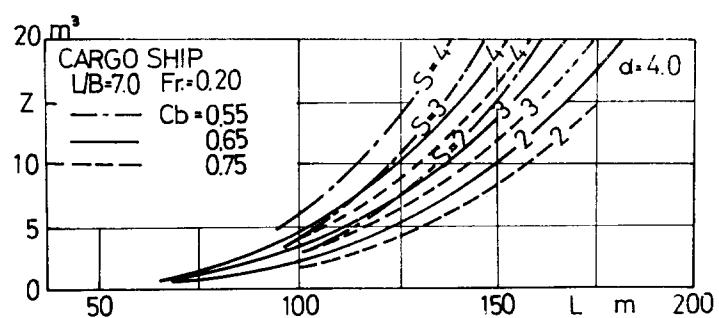


Fig. D-24-b

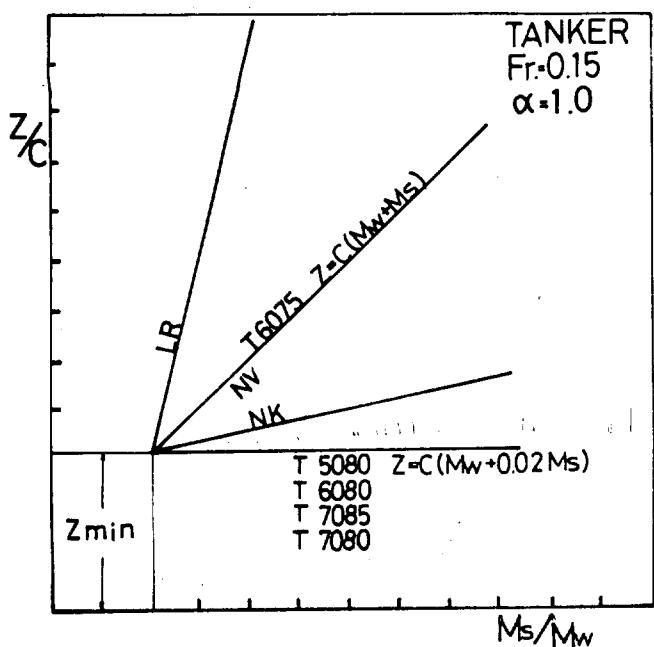


Fig. D-25

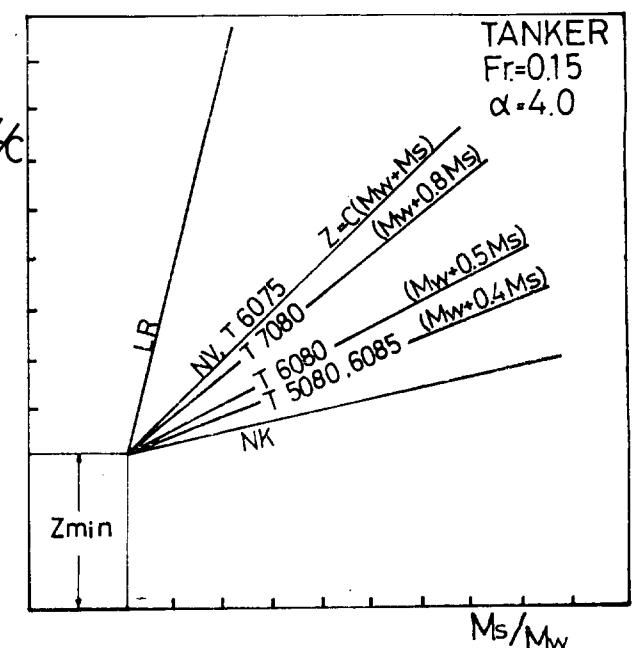


Fig. D-26

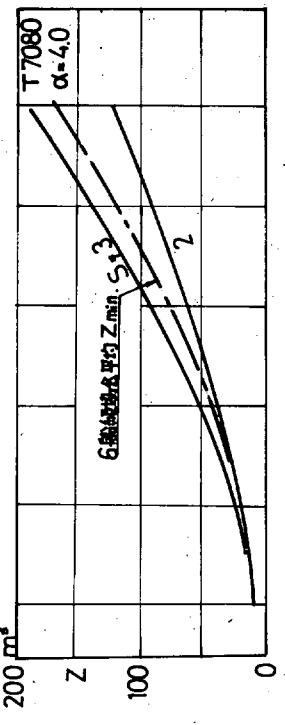
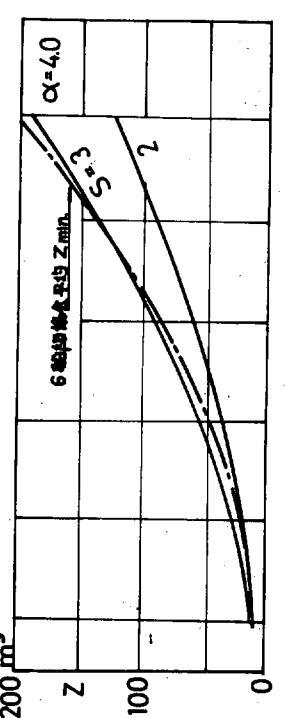
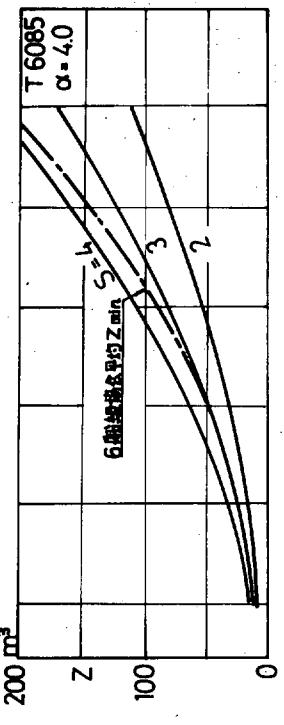
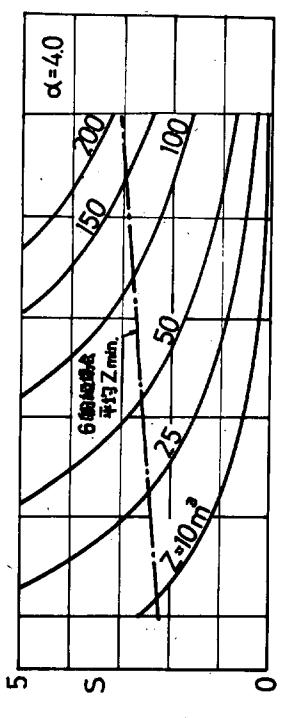
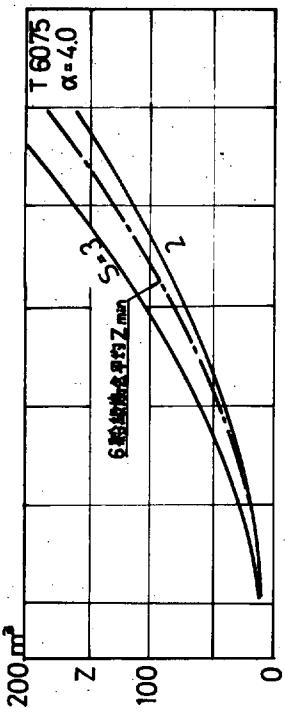
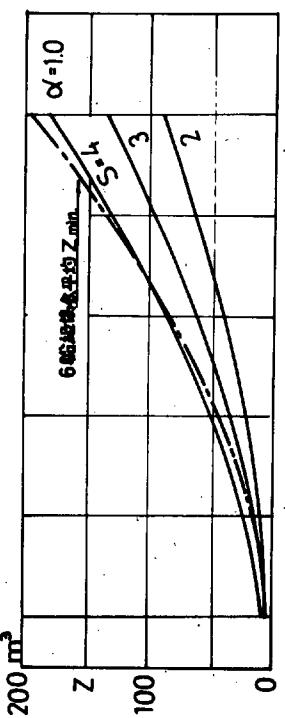
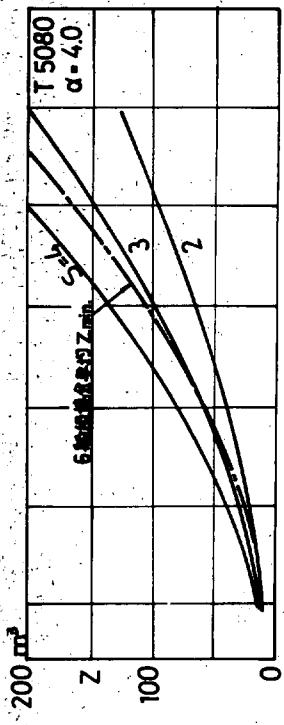
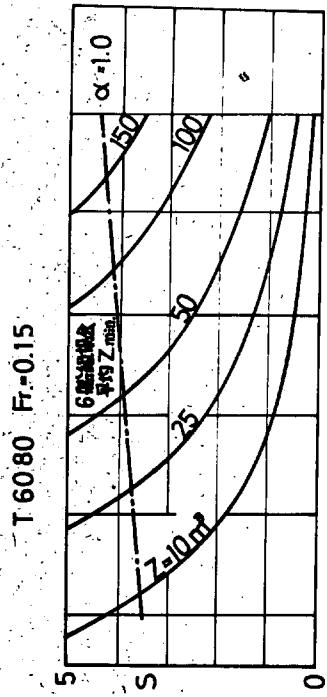


Fig D - 27

Fig. D-27

Fig. D-28

150 200 250 300 350 400 L m

応力集中がある ($\alpha = 4$) 場合について静水中曲げモーメント M_s が疲労破壊に対する比重を示す。Fig D-27 は油槽船船型の基準船型 T6080 について応力集中がない ($\alpha = 1$)、応力集中がある ($\alpha = 4$) 両者の場合について船体の疲労破壊に対する安全率とその安全率を保つに必要な断面係数の関数として示したものである。Fig D-28 は応力集中がある ($\alpha = 4$) 場合について油槽船船型の各船型の影響を示す。Fig D-27、D-28 にみられる一点鎖線は Table D-7 に示す 6 船級協会が要求している最小断面係数の平均値とこの値をもつ船の疲労破壊に対する安全率との関係を示す。

以上の計算結果から次のことがいえる。

Table D-7 6 船級協会の平均 Z_{min} (m)

$L(m)$	150	200	250	300	350	400
$Z_{min}/10^5 B C_b$	4.28	8.33	13.96	20.92	28.20	36.84
T 5080	1.03	2.67	5.60	10.05	15.80	23.60
T 6075	8.1	20.9	43.7	78.5	123.5	185.0
T 6080	8.6	22.2	46.5	83.5	131.0	196.0
T 6085	9.1	23.7	49.5	89.3	140.0	200.9
T 7080	7.3	19.1	39.8	71.6	112.5	168.5

貨物船船型について

- 1) 船長、 L が増加するにつれて M_s の疲労破壊に対する比重は大きくなる。
- 2) L/B が増加するにつれて M_s の疲労破壊に対する比重は大きくなる。
- 3) C_b が増加するにつれて M_s の疲労破壊に対する比重は小さくなるが、 M_s の絶対値もまた小さくなっているので C_b の影響については結論は下せない。
- 4) 基準船型 C7065 についての M_s の疲労破壊に対する比重は NV Rule とよく一致する。
- 5) 応力集中がある ($\alpha = 4$) 場合は応力集中のない ($\alpha = 1$) 場合に比較して M_s の疲労破壊に対する比重は約 5 割増となる。
- 6) 応力集中がある ($\alpha = 4$) 場合の疲労破壊に対する安全率は応力集中のない ($\alpha = 1$) 場合の約 $\frac{1}{4}$ である。したがって応力集中のないときと同じ安全率を与えるためには断面係数を約 2 倍増しなければならない。
- 7) 同じ断面係数をもつ異なった船型については C_b 、 L/B が大きくなる程疲労強度は大きい。

油槽船船型について

- 1) 貨物船船型と異なり M_s の疲労破壊に対する比重に船長 L の影響はごくわずかである。
- 2) L/B が増加するにつれて M_s の疲労破壊に対する比重は大きくなる。
- 3) C_b の影響について考えるより M_s の正負（正はホギング・モーメント）の影響について考えるべきである。すなわち本部会が計算に使用した油槽船船型は $C_b = 0.75$ の船型が M_s が正、 $C_b = 0.80, 0.85$ の船型では M_s が負である。一般に M_s が負の船型では疲労破壊に対する安全率が大きく、 M_s の疲労破壊に対する比重は小さく NK Rule と NV Rule の中間の比重である。 M_s が正である油槽船船型については貨物船船型とほぼ同じ傾向を示し M_s の疲労破壊に対する比重は NV Rule とよく一致する。
- 4) 6 船級協会が要求する最小断面係数の平均値をもつ油槽船は応力集中のない ($\alpha = 1$) 場合で約 4 倍の疲労破壊に対する安全率を、応力集中がある ($\alpha = 4$) 場合は約 2.5～3 倍の安全率をもつ。

参考文献

- 1) 渡辺恵弘 "船の上下動および縦揺れの理論について" 九州大学工学集報、第31巻、第1号(1958)
- 2) 福田淳一 "規則波中の船の縦曲げモーメント" 造船協会論文集、第110号(1961)
"規則波中の船の縦曲げモーメント統" 造船協会論文集、第111号(1962)
"波浪曲げモーメント異常値の傾向について" 造船協会論文集、第123号(1968)
- 3) 田才福造 "船の上下動揺、縦動揺における減衰力および附加質量について" 造船協会論文集、第105号(1959)
- 4) M. St. Dennis, "On the Motions of Ships in Confused Seas" Trans. S.N.A.M.E., Vol. 61
W. J. Person (1953)
- 5) H. U. Roll "Height, Length and Steepness of sea waves in the North-Atlantic and Dimensions of Seawaves as Function of Wind Force" S.N.A.M.E. Technical and Research Bulletin, No. 1-19 (1958)
- 6) H. Walden "Die Eigenschaften der Meerswellen in Nordatlantischen Ozean" Deutscher Wetterdienst, Seewetteramt, Einzerveröffentlichungen Nr. 41 Hamburg (1964)
- 7) 山内保之 "北太平洋および日本近海の波浪統計調査" 造船研究第7巻2号(1965)
- 8) 田才福造 "An Approximate Calculation of Hydrodynamic Pressure on the Midship Section Contour of a Ship Heaving and Pitching in Regular Head Waves" 九大応力研英文報告、Vol. 14, No. 48 (1966)
- 10) 高木又男 "波浪中の船体運動の計算に用いられるストリップ法の精度について" 造船協会論文集、第121号(1967)
- 雁野昌明
- 11) 郷田国夫 "波浪中の船体に働く横荷重について" 造船協会論文集、第121号(1967)
- 12) R. Bennet "Wave Bending, Shear and Torsion - Full-Scale Statistical" Report of the Committee 26-II of the 2nd I.S.S.C. (July, 1964, Delft)
- 13) 森口恍次 "造船用板材の疲労強度に関する研究" 日本機械学会論文集、20 (1954), 142
- 14) 西原利夫