



Title	船舶の波浪中推進性能に関する研究
Author(s)	内藤, 林
Citation	大阪大学, 1980, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/150
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

The University of Osaka

船舶の波浪中推進性能
に関する研究

昭和54年12月

内藤 林

船舶の波浪中推進性能 に関する研究

昭和54年12月

内 藤 林

船舶の波浪中推進性能に関する研究

目次	ページ
第1章 緒論	1
第2章 波浪中推進性能の総合的考察	4
2.1 船体ブロック	10
2.2 推進器ブロック	10
2.3 主機関ブロック	11
2.4 船長ブロック	12
第3章 波浪中における船体運動, 抵抗増加 及びプロペラ推力, トルク, 回転数増加	14
3.1 波浪中の船体運動	14
3.1.1 正面規則波中における船体運動	14
3.1.2 規則追波中における船体運動	16
3.1.3 正面不規則波中における船体運動	19
3.1.4 船体運動に及ぼす波高の影響	20
3.2 抵抗増加 及びプロペラ推力, トルク, 回転数増加	20
3.2.1 正面規則波中における抵抗増加	20
3.2.2 規則向波, 規則追波中における プロペラ推力, トルク, 回転数増加	21
3.2.3 正面不規則波中における抵抗増加, プロペラ推力, トルク, 回転数増加	22

3.2.4	各種増加量と波高の関係	23
3.3	第3章のまとめ	24
第4章	波浪中の自航要素	26
4.1	プロペラ単独特性	26
4.2	波浪中の自航要素の解析結果	27
4.3	波浪中船尾流場の計測	29
4.4	二次元翼素理論によるプロペラ特性 を用いた波浪中自航要素の検討	34
4.5	第4章のまとめ	39
第5章	波浪中における負荷変動	41
5.1	負荷変動の推定計算法	41
5.2	プロペラ面内流入速度変動	44
5.3	非定常二次元翼素理論による プロペラ負荷変動の計算	48
5.4	実験との比較	52
5.4.1	プロペラ単独状態での負荷変動	52
5.4.2	波浪中自航時の負荷変動	53
5.5	プロペラレーシング	55
5.5.1	レーシング時の負荷変動と プロペラ没水深度の相互関係	55
5.5.2	プロペラ単独状態でのレーシング	56
5.5.3	波浪中自航時のレーシング	57
5.5.4	主機-プロペラ系の回転慣性モーメントの レーシングに及ぼす影響	59

5.6	ノンメモリーの非線型変換された波形の スペクトル解析	64
5.6.1	$y(t)$ の自己相関関数 $R_y(\tau)$	68
5.6.2	$y(t)$ のスペクトラム $S_y(\omega)$	70
5.6.3	相当線型化法	70
5.6.4	平均値と分散値	71
5.6.5	実験との比較検討	72
5.7	第5章のまとめ	75
第6章	波浪中における船速低下及び変針	77
6.1	自然減速	77
6.1.1	自然減速に関する実験と計算の比較	80
6.2	意識的減速, 変針	83
6.2.1	意識的減速に関する実験と計算の比較	86
6.3	第6章のまとめ	88
第7章	実船に関する一つの試算例	89
7.1	自船要素の影響について	90
7.2	主機関からみた運航制限	91
7.3	運航の最適化	92
7.4	第7章のまとめ	94
第8章	結論	95
	謝辞	98
	参考文献	99
	図表一覧	104
	図表	110

第1章 緒論

波浪中における船舶の挙動では船体運動が基本的なものであるが、船体が運動することにより抵抗が増加し、船速が低下する。また、厳しい海象では海水打込み、スラミング、プロペラレーションなどが生じ、船あるいは貨物が危険であると船長が判断すると意識的に船速を落としたり変針したりして、乗組員の安全や船体損傷の危険を回避する。

耐航性分野の研究対象である¹⁾これらの問題は、Ordinary Strip Method (O.S.M.) の出現で、船体運動が比較的正しく推定できるようになって以来、格段の進歩を示している。これらの研究対象については、一定船速の条件下で理論と実験の比較検討がなされているものが多いが、基礎的研究にとっては、その条件は必要なものである。しかし、船舶の耐航性能を総合的に評価するには、与えられた海象中における船速低下量というものを正しく推定することが必要である。その上に立って、船体運動の程度、波浪荷重、負荷変動などの評価がなされるのが实际的であり妥当なものである。まして、減速、変針指令を出す船長というものを、船舶を構成する一つの機能として、耐航性分野の一つに組み込もうとするならば、このことは特に必要である。この船速低下量を正しく推定しようとするとき、耐航性分野以外の研究成果を的確に取り入れることが大切であるが、それらの中には、主機性能の影響についても含まれている必要がある。上記の問題は、広義な意味における波浪中推進性能の問

題と考えられる。

本論文は、このような意味における波浪中推進性能について総合的にとらえようとしたものである。

本論文の構成は8章から成っている。第1章は緒論、第2章で波浪中推進性能に関する総合的考察を述べ、本論文の骨格を示し、耐航性能分野の研究成果の位置づけを示すことを目的としている。第3章から第6章までは、第2章で述べた事に対する各論を展開するものである。

第3章では、船体運動、抵抗増加、プロペラ推力、トルク、回転数増加などの実験的研究成果を示している。現在、船体運動や抵抗増加の理論が実験と、一部特別な場合を除き良く合致すると言われているが、そのような結論が出るための一つの貢献をした章である。

第4章では、波浪中の自航要素を扱い、平水中と違うその振舞いについて調査、検討するため、波浪中の船尾流場の計測を行い、波浪中自航要素の動的な特徴点を明確にした。

第5章では、船が波浪中を自航している場合、プロペラまわりの流場が絶えず変動しているが、それによって生ずる負荷変動を扱っている。この負荷変動は、主機関、プロペラ軸系の強度や船体振動などに影響する。特に激しい負荷変動であるプロペラレーシングについては、浅い没水状態におけるプロペラ単独試験を実施し、レーシングの基本的な性質を把握し、その結果を利用して自航時のレーシングについて検討した。また、それらを主機特性平面上で論ずることによって実船と模型実験の対応

づけが可能になることも示している。

第6章では、波浪中における船速低下、変針の問題を扱っている。船速低下には、その性質から2種類あるといわれている²⁾。

一つは、船体の抵抗増加によって生ずる自然減速、あるいは、船速損失といわれるもの、他の一つは、危険回避のために船速を落とす指令を船長が出すことによる意識的減速である。この船速低下と変針の問題を解くことは、自動的に船舶の波浪中における総合的挙動を知ることになり、そのために第5章までの検討事項が必要になってくる。

第7章では、以上の成果の上に立って、1つの実船の試算例として175m級の高速コンテナ船を例にとり各種の計算を実施し、本論文の具体的な応用例とした。

第8章では、以上の研究で得られた結論とともに、将来への展望を示している。

本論文の進展過程は、第3章の研究を起点にし、各章の流れに沿って進展させてきたものであり、それを最終的に船速低下と変針の問題を軸に据えることによって総合化したものである。

耐航性分野の研究成果を船の基本設計に積極的に生かすためには、理論や実験の進捗状況に合わせて総合化される必要があるが、本論文は、そのための基本的視点を与えるものである。

第2章 波浪中推進性能の総合的考察

船舶が波浪中を航行している時、船体、プロペラ、主機、そして操船者などを含めたすべての諸機能がその海象に見合って作動し、ある平衡状態が保持されている。このような波浪中における船舶の各機能の相互関係をブロック図で示すと Fig. 2-1 のようになる。この図の上側のブロックは船体部分を、真中のブロックは推進器部分を、下側のブロックは主機部分を示し、この3つのブロックが相互に影響し合いながら船舶は波浪中を航行している。右側の部分は船長指令で、この部分も入れると4つのブロックということになる。船長指令は人間の判断が入るので、それを除いた形で議論し、後に船長指令の部分を論ずることにする。

この船の挙動をベクトル的に表現するために、 x_1 軸に船体抵抗(R)、 x_2 軸にプロペラ推力(T_p)、 x_3 軸にプロペラトルク(Q_p)、 x_4 軸に主機トルク(Q_e)をとり、それらの x_i 軸で作られる空間で船が作動している点を Fig. 2-2 のようにベクトルで表す。

船が平水中を航行している場合の釣り合い点 C (ベクトル \vec{E}_c) から、船が波浪中に入り $\delta\vec{E}_n$ だけそのベクトルが変化した点 A (ベクトル \vec{E}_n) で平均的には釣り合いながら点 A のまわりに変動する。(ベクトル $\vec{e}_n(t)$)。この $\delta\vec{E}_n$ を求めて新しい釣り合い点 A を求めるのが自然減速、あるいは船速損失の問題であるとする。この A 点の状態において船長は、船が安全であるか危険であるかを判断し、危険である場合、意識的に船速を落と

したり変針したりする。この操船によって変化したベクトルを $\delta \bar{E}_d$ とする。船長判断によって点 B (ベクトル \bar{E}) に新たな平衡点が移動し、その点まわりに変動する。(ベクトル $e(t)$)。この $\delta \bar{E}_d$ を求め、点 B を求めるのが意識的減速、変針の問題であるとする。

この2つの問題は、内容的には同じ性質のものであるが、その定義から別々に論ずることにする。

さて、ある与えられた海象中で作動している船舶の R, T_p, Q_p, Q_e を定常部分と変動部分に分け、かつ変数を明示して次のように表す。

$$\left. \begin{aligned} R(V, \chi) &= \bar{R}(\bar{V}, \bar{\chi}) + r_s(u_s, \chi) = R_0 + \delta \bar{R} + r_s \\ T_p(U, N_p) &= \bar{T}_p(\bar{U}, \bar{N}_p) + t_p(u, n_p) = T_{p0} + \delta \bar{T}_p + t_p \\ Q_p(U, N_p) &= \bar{Q}_p(\bar{U}, \bar{N}_p) + q_p(u, n_p) = Q_{p0} + \delta \bar{Q}_p + q_p \\ Q_e(r, N_p, \Lambda) &= \bar{Q}_e(r, \bar{N}_p, \bar{\Lambda}) + q_e(r, n_p, \chi) = Q_{e0} + \delta \bar{Q}_e + q_e \end{aligned} \right\} \quad (2.1)$$

ここで V は船速、 U はプロペラへの流入速度、 χ は船と波の出会い角、 Λ は1回転当りの燃料投入量、 N_p はプロペラ回転数を表し、変数も同様に次のように表す。

$$\left. \begin{aligned} V &= V_0 + \delta V = V_0 + \delta \bar{V} + u_s(t) \\ U &= U_0 + \delta U = U_0 + \delta \bar{U} + u(t) \\ N_p &= N_{p0} + \delta N_p = N_{p0} + \delta \bar{N}_p + n_p(t) \\ \Lambda &= \Lambda_0 + \delta \Lambda = \Lambda_0 + \delta \bar{\Lambda} + \lambda(t) \\ \chi &= \chi_0 + \delta \chi = \chi_0 + \delta \bar{\chi} + \chi(t) \end{aligned} \right\} \quad (2.2)$$

なお、海象も変数として考慮するのが正しいが海象が急激に変化しない短期的な運航を考え、以下海象は一定と考える。

サフィクス0は、変化前の値を意味し、記号の上的バーは時間的平均値を示す。また、 n は主機軸からプロペラ軸への減速比を示している。(主機が n 回転した時、プロペラが1回転する。) これらを用いると、船の挙動を表すベクトル \mathbf{E} は一般的に次のように表現されることになる。

$$\mathbf{E} = R(V, \chi) \mathbf{x}_1 + T_p(U, N_p) \mathbf{x}_2 + Q_p(U, N_p) \mathbf{x}_3 + Q_e(n N_p, \lambda) \mathbf{x}_4 \\ = \bar{\mathbf{E}} + \mathbf{e}(t) \quad (2.3)$$

右辺の2式の第1項が時間的定常量であり第2項が変動項である。このベクトルを変化前のベクトル \mathbf{E}_0 を使って

$$\mathbf{E} = \mathbf{E}_0 + \delta \bar{\mathbf{E}} + \mathbf{e}(t) \quad (2.4)$$

と表す。

この $\delta \bar{\mathbf{E}}$ や $\mathbf{e}(t)$ を求めるために、ある時間平均的な作動点のまわりの微小変化を考えることによって式を線型化し、わかり易いように表現してみる。ここで、 $\delta \bar{\mathbf{E}}$ は変化前の釣り合い点まわりの微小変化とし、 $\mathbf{e}(t)$ は変化後の釣り合い点まわりの微小変動とする。各変数に対する微係数を求めると次のようになる。

$$\begin{bmatrix} y_N \\ y_V \\ y_U \\ y_\lambda \\ y_\chi \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \begin{array}{c|c|c|c} 0 & \partial T_p / \partial N_p & \partial Q_p / \partial N_p & \partial Q_e / \partial n \\ \hline \partial R / \partial V & 0 & 0 & 0 \\ \hline 0 & \partial T_p / \partial U & \partial Q_p / \partial U & 0 \\ \hline 0 & 0 & 0 & \partial Q_e / \partial \lambda \\ \hline \partial R / \partial \chi & 0 & 0 & 0 \end{array} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \\ x_4 \end{bmatrix} \quad (2.5)$$

<I>
<II>
<III>

<I>が船体部分、<II>が推進器部分、<III>が主機部分を表し、前述した船の3つのブロックが1つのマトリックスに表現され

たことになる。ただし、 N_e は主機関の回転数を示す。

初期の釣り合い点より $\delta V, \delta U, \delta N_p, \delta \chi, \delta \Lambda$ だけ変数が微小変化した時のベクトルの変化分 $\delta \mathbf{E}$ は、(2.5)式を使うと

$$\begin{aligned}\delta \mathbf{E} &= y_N \cdot \delta N_p + y_V \cdot \delta V + y_U \cdot \delta U + y_\chi \cdot \delta \chi + y_\Lambda \cdot \delta \Lambda \\ &= \delta \bar{\mathbf{E}} + \mathbf{e}(t)\end{aligned}\quad (2.6)$$

となる。以上の結果よりベクトル \mathbf{E} を具体的に書くと次のようになる。

$$\begin{aligned}\mathbf{E} &= \left(R_0 + \frac{\partial R}{\partial V} \delta V + \frac{\partial R}{\partial \chi} \delta \chi \right) \mathbf{x}_1 + \left(T_{p0} + \frac{\partial T_p}{\partial N_p} \delta N_p + \frac{\partial T_p}{\partial U} \delta U \right) \mathbf{x}_2 \\ &\quad + \left(Q_{p0} + \frac{\partial Q_p}{\partial N_p} \delta N_p + \frac{\partial Q_p}{\partial U} \delta U \right) \mathbf{x}_3 + \left(Q_{e0} + \frac{\partial Q_e}{\partial N_e} r_a \delta N_p + \frac{\partial Q_e}{\partial \Lambda} \delta \Lambda \right) \mathbf{x}_4\end{aligned}\quad (2.7)$$

ここで

$$\begin{aligned}\partial R / \partial V &= R_V, \quad \partial R / \partial \chi = R_\chi, \quad \partial T_p / \partial N_p = P_{TN}, \quad \partial T_p / \partial U = P_{TU}, \\ \partial Q_p / \partial N_p &= P_{QN}, \quad \partial Q_p / \partial U = P_{QU}, \quad \partial Q_e / \partial N_e = E_{QN}, \quad \partial Q_e / \partial \Lambda = E_{Q\Lambda}\end{aligned}$$

なる略記号を用いると (2.7) 式は (2.8)

$$\begin{aligned}\mathbf{E} &= (R_0 + R_V \delta V + R_\chi \delta \chi) \mathbf{x}_1 + (T_{p0} + P_{TN} \delta N_p + P_{TU} \delta U) \mathbf{x}_2 \\ &\quad + (Q_{p0} + P_{QN} \delta N_p + P_{QU} \delta U) \mathbf{x}_3 + (Q_{e0} + E_{QN} r_a \delta N_p + E_{Q\Lambda} \delta \Lambda) \mathbf{x}_4\end{aligned}\quad (2.9)$$

以上によって、初期状態と、(2.5)式で与えられる $[\mathbf{S}_{kj}]$ の各要素の値を知ることによって微小変化後の状態を推定することができる。これを時間平均的定常部分と、変動部分に分ける。この場合、各微係数は定常部分については大文字で、変動成分については小文字で示すことにすると

$$\begin{aligned}\bar{\mathbf{E}} = \mathbf{E}_0 + \delta \bar{\mathbf{E}} &= (R_0 + R_V \delta \bar{V} + R_\chi \delta \bar{\chi}) \mathbf{x}_1 + (T_{p0} + P_{TN} \delta \bar{N}_p + P_{TU} \delta \bar{U}) \mathbf{x}_2 \\ &\quad + (Q_{p0} + P_{QN} \delta \bar{N}_p + P_{QU} \delta \bar{U}) \mathbf{x}_3 + (Q_{e0} + r_a E_{QN} \delta \bar{N}_p + E_{Q\Lambda} \delta \bar{\Lambda}) \mathbf{x}_4\end{aligned}\quad (2.10)$$

$$Q(t) = \{r_u u_s(t) + r_\lambda \lambda(t)\} x_1 + \{p_{tn} n_p(t) + p_{tu} u(t)\} x_2 \\ + \{p_{qn} n_p(t) + p_{qu} u(t)\} x_3 + \{r_a e_{qn} n_p(t) + e_{q\lambda} \lambda(t)\} x_4$$

となる。 (2.11)

さて，波浪中を航行する船舶の時間平均的な定常状態を決定するためには，船体抵抗（ x_1 軸）とプロペラ推力（ x_2 軸）の釣り合いと，プロペラトルク（ x_3 軸）と主機トルク（ x_4 軸）の釣り合いが同時に満たされる必要がある。

プロペラ推力と抵抗の間には，推力減少係数を ϵ とし，
 $(1-\epsilon) = \tilde{\epsilon}$ とおくと

$$\bar{R} = \tilde{\epsilon} \cdot \bar{T}_p \quad (2.12)$$

の関係がある。船速変化前の推力減少係数を ϵ_0 とし，
 $(1-\epsilon_0) = \tilde{\epsilon}_0$ とおく。新たな釣り合い状態になり $\tilde{\epsilon}_0$ が $\delta\epsilon$ だけ変化したとし， $\tilde{\epsilon} = \tilde{\epsilon}_0 + \delta\epsilon$ と $R_0 = \tilde{\epsilon}_0 T_{p0}$ の関係を使うと

$$\delta\bar{R} = \tilde{\epsilon} \cdot \delta\bar{T}_p + \delta\epsilon \cdot T_{p0} \quad (2.13)$$

となる。プロペラトルクと主機トルクの間には伝達効率を η_t ，
 プロペラ効率比を η_R とし， $Q_{p0}/\eta_R = r_a \cdot \eta_t \cdot Q_{e0}$ の関係を使うと

$$\delta\bar{Q}_p = r_a \cdot \eta_t \cdot \eta_R \cdot \delta\bar{Q}_e \quad (2.14)$$

となる。

更に，船速 \bar{V} とプロペラ面での流速 \bar{U} の間には，伴流係数を w とし
 $(1-w) = \tilde{w}$ とおくと

$$\tilde{w} \cdot \bar{V} = \bar{U} \quad (2.15)$$

の関係がある。船速変化前の伴流係数を w_0 とし， $(1-w_0) = \tilde{w}_0$ とおく。新たな釣り合い状態になり \tilde{w}_0 が δw だけ変化したとし， $\tilde{w} = \tilde{w}_0 + \delta w$ と， $\tilde{w}_0 V_0 = U_0$ の関係を使うと

$$\delta \bar{U} = \tilde{\omega} \cdot \delta \bar{V} + \delta \omega \cdot V_0 \quad (2.16)$$

となる。

波浪中の自航要素は難しい問題が多いが，差はどうかあれ平水中の値と波浪中の値と違うのは事実であるので一般的にはこのように表現し，計算に当っては，自航要素の変化による影響を論ずることにする。なお，波浪中の自航要素については第4章において詳述される。

以上を考慮して $x_{1,2}$ 軸の釣り合いと， $x_{3,4}$ 軸の釣り合いを表すと，

$$R_Y \cdot \delta \bar{V} + R_X \cdot \delta \bar{x} = \tilde{x} \cdot \left\{ P_{TN} \cdot \delta \bar{N}_p + P_{TU} (\tilde{\omega} \cdot \delta \bar{V} + \delta \omega \cdot V_0) \right\} + \delta t \cdot T_{p0} \quad (2.17)$$

$$P_{\Omega N} \cdot \delta \bar{N}_p + P_{\Omega U} (\tilde{\omega} \cdot \delta \bar{V} + \delta \omega \cdot V_0) = \alpha \cdot \eta_R \cdot \eta_t (\alpha E_{\Omega N} \delta \bar{N}_p + E_{\Omega U} \delta \bar{\lambda}) \quad (2.18)$$

となる。(2.17), (2.18)式は船舶が波浪中を航行する場合，ある平衡状態からの変化の時に満たしていなければならない条件式であるが，4つの未知数 ($\delta \bar{V}$, $\delta \bar{N}_p$, $\delta \bar{x}$, $\delta \bar{\lambda}$) に対して2つの方程式だから，このままでは4つの未知数を決定することができない。

しかるに自然減速，意識的減速変針の場合，あのおのの定義によって新たな条件式が加えられ両者を分けて論ずることが出来る。これらの船速低下，変針時の時間平均的な増減量については，第6章において詳述される。更に (2.11)式で与えられる変動ベクトル $e(t)$ から，回転数変動，推力変動などの負荷変動を論ずることができ，それらは第5章において詳述される。さて，(2-5)式で与えられるマトリックス $[S_{kj}]$ 中の諸係数は，船体，

推進器、主機の性能の重要な1つの側面を抽象化して表現しているものであるが、それらについて以下説明する。

2.1 船体ブロック

船体ブロックの R_V, R_X は平水中の抵抗、及び風や波による抵抗増加量を知ることによって得られる。平水中の抵抗は、水槽試験の結果又は、推定図表を使い、波による抵抗増加は、丸尾の方法³⁾、丸尾の方法を斜波中の場合に拡張した細田の方法⁴⁾、あるいは簡便な Gerritsma の方法⁵⁾などを用いて規則波中の応答関数を求め、不規則波のスペクトラムとの重ね合わせで求められる。

なお、波浪中の抵抗増加については第3章において詳述される。

2.2 推進器ブロック

プロペラの単独性能曲線は、プロペラ単独試験の結果より

$$\begin{pmatrix} K_T \\ K_Q \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} a + bJ + cJ^2 \\ d + eJ + fJ^2 \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} a & b & c \\ d & e & f \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 \\ J \\ J^2 \end{bmatrix}$$

$$\equiv [\mathbf{P}] \begin{bmatrix} 1 \\ J \\ J^2 \end{bmatrix} \quad (2.19)$$

のように K_T, K_Q は、前進常数 J の二次式で極めて良く近似することができる。 P_{TU}, P_{QU} はプロペラへの流入速度に対する微係数、 P_{TN}, P_{QN} は回転数に対する微係数として (2.19) 式を使うと次のように与えられる。

$$\begin{pmatrix} P_{TU} \\ P_{TN} \\ P_{QU} \\ P_{QN} \end{pmatrix} = \rho D^2 \begin{bmatrix} bD & 2c \\ 2aD^2 & bD \\ eD^2 & 2fD \\ 2dD^3 & eD^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} N_p \\ U \end{bmatrix} = [\mathbf{PC}] \begin{bmatrix} N_p \\ U \end{bmatrix} \quad (2.20)$$

ここで、 D はプロペラ直径、 ρ は流体密度を表す。

Fig. 2-3 に本研究に主に使用したプロペラ A (Table 2-1 に主要目を示す。) の単独試験結果とともに係数行列 $[\mathbf{P}], [\mathbf{PC}]$ を示す。

なお、波浪中におけるプロペラ単独特性については、第 4 章と第 5 章において詳述される。

2.3 主機関ブロック

主機性能を示す E_{QN} は、主機回転数に対する、 E_{QN} は燃料投入量に対する主機出力の微係数で与えられ、 $E_{QN} = -0$ の時は主機出力一定の、 $E_{QN} = -\infty$ の時は主機回転数一定の、 $E_{QN} = -Q_{p0}/n_a^2 N_{p0}$ の時は主機馬力一定の機関性能を表現する。このように E_{QN} 値を変化させることによって主機関の性能を表すことができる。⁶⁾ これらの値は、主機の単独特性試験や、実船の海上公試の結果などを使って求められる。海上公試の結果より一般には、回転数に対する馬力、あるいは単位時間当り

の燃料消費量などが得られるから、その結果より燃料投入量に対する主機トルクの関係を知らることができる。主機トルクの微小変化量は x_4 軸の変化分であり $\delta \bar{Q}_e = E_{QN} \cdot \delta \bar{N}_e + E_{QA} \cdot \delta \bar{A}$ で与えられる。しかるに主機トルク一定 ($E_{QN} = 0$) の性能をもった機関の場合、 $\delta \bar{Q}_e = E_{QA} \cdot \delta \bar{A}$ となり、 $E_{QA} = \delta \bar{Q}_e / \delta \bar{A}$ より、 E_{QA} の値を知ることができる。主機関の性能に応じて E_{QN} の値を与えてやれば、同様に E_{QN} をその機関性能に対して知ることができる。Fig. 2-4 に一例として長さ 175 m 級の高速コンテナ船の公試運転結果を示し、Fig. 2-5 にそれを使って求めた燃料投入量 - 主機トルク曲線 ($\Lambda - Q_e$ 曲線) を示す。

なお、主機出力トルク一定性能はディーゼル機関に、主機馬力一定性能はタービン機関に近いと言われている。

以下の各章で実施された模型実験においては、上記の事などを考慮し回転数一定性能とともに、駆動モーター出力トルク一定性能を模擬することが可能である制御システムを用いた。通常、波浪中の自航試験は、回転数一定の制御を施して実施されるが、以下、断りのない限り、回転数一定制御を施した実験である。

2.4 船長ブロック

荒れた海象に船舶が遭遇した場合、船長は船、貨物、乗組員の安全のために操船する。その船長判断は普通、甲板への海水打込みなどの諸現象に対する限界値と、それを越す確率（限界確

率)を与えることによって代表される。それゆえに、船長判断の数量化のためには諸現象に対する確率統計的な取り扱いが必要になる。その取り扱いにあたっての大きな仮定は、諸現象に線型重ね合わせの方法が有効であるということと共に、その現象のスペクトラムが狭帯域のもので極値分布が Rayleigh 分布に従うことである。この点については、諸現象の計算の基になる船体運動についてオ6章において詳述される。以上のような仮定が成立すると、ストリップ法で計算される船体運動を基礎にして、海洋波のスペクトラムとから容易に計算できる諸現象の分散値の²を求めることにより、船長判断に必要な諸量を知ることができる。これらの点についてはオ6章において詳述される。

以上に述べた個々の内容について以下の各章において詳述されるが、研究対象として用いた船型は高速1軸コンテナ船である。その模型船の主要目を常用状態、軽荷状態について Table 2-1 に示す。試験状態は常用状態を主にし、以下の各章で特に軽荷状態と記した場合以外は常用状態を示すものとする。使用プロペラは2種類あるが、その主要目も同じ Table 中に示す。なお、主に使用したプロペラはプロペラ A であり、断りのない限りプロペラ A を使用している。また、Fig. 2-5 に body plan と bow and stern profile を示す。研究内容によって適宜他の船型を利用したが、それらはその都度示すことにする。

第3章 波浪中における船体運動，抵抗増加，

及びプロペラ推力，トルク，回転数増加

規則波，あるいは不規則波中における抵抗，自航試験を実施し，船体運動，抵抗増加，自航要素，負荷変動などを検討するために各種の実験を実施した。使用した模型は，Table 2-1 に示すコンテナ模型船で，Table 3-1，Table 3-2 に示すような試験状態で，実験を実施した。以下，項目別に分けて述べる。

3.1 波浪中の船体運動

3.1.1 正面規則波中における船体運動

正面規則波中における抵抗試験，自航試験で得られた上下揺，縦揺振幅の無次元値を Fig. 3-1 に示す。図中に O.S.M. による計算結果も示してある。上下揺，縦揺とも抵抗試験時と自航試験時とで，ほとんど差が認められない。また，計算値と理論値を比較すると，縦揺に関してはかなりよい一致を示すが，上下揺に関しては， $\lambda/L > 1.0$ の範囲で計算値が実験値より高く， Fn 数が高い程その差が大きいことがわかる。抵抗試験時に計測された前後揺振幅の無次元値を Fig. 3-1 の中に示し，前後揺に関する波浪強制力として Froude-Kriloff force のみを考え求めた計算値と比較した。波長による変化の様子は両者よく一致している。なお，自航試験時における前後揺は， $Fn = 0.15, 0.20$ の場合しか計測されなかったが，図中に黒丸印で記入してあるように抵抗試験時の結果と若干異なる。

更に、プロペラ真横位置に取付けた水位計により計測した、波面に対する相対運動振幅 z_{ra} の無次元値と O.S.M. による計算値との比較を Fig. 3-2 に示す。実験値は抵抗試験時と自航試験時とであまり差がないが、計算値と比較すると波長の長い場合には全般に高く、一方波長の短い $\lambda/L < 0.7$ の場合には、逆に計算値より低く、しかもその差がかなり大きい。波面に対する相対運動は上下揺と縦揺との位相差 $\varepsilon_{z\theta}$ に関係するが、Fig. 3-3 に示すように波長の短い場合に位相差の実験値と計算値の差が大きいこと、船尾で入射波の波高が減少するが、その程度が波長の短い場合の方が著しいなどの理由によるものと考えられる。

船体運動と波との位相差は、実験が前後揺を自由にして行われているため、記録からの読み取り精度が落ちる。そのため計算値に最もよく一致すると考えられる縦揺を基準にとり、縦揺に対する上下揺の位相差 $\varepsilon_{z\theta}$ 、及び前後揺の位相差 $\varepsilon_{x\theta}$ を記録から読み取り、一方波に対する縦揺の位相差 $\varepsilon_{\theta\zeta}$ は、O.S.M. による計算値を用い、この両者から上下揺と波との位相差 $\varepsilon_{z\zeta}$ 及び前後揺と波との位相差 $\varepsilon_{x\zeta}$ を求め、Fig. 3-3 に実験点として示した。位相差は、いずれも波頂が船体中央にある時を基準にとり、位相遅れを正にとっている。 $\varepsilon_{z\zeta}$ は波長の長い場合には計算値と実験値とがかなりよく合っているが、短波長の場合の一致度はあまりよくない。一方 $\varepsilon_{x\zeta}$ の実験値は計算値とあまりよく一致していない。全般的に位相差は船速によってあまり変化しないことがわかる。

3.1.2 規則追波中における船体運動

規則追波中における自航試験で計測された上下揺，縦揺及び前後揺の無次元振幅値を λ/L に対して Fig. 3-4 に示す。図中横軸に矢印で示しているのは，波の位相速度と船速とが等しい場合の λ/L で， $F_n=0.20$ の時は $\lambda/L=0.251$ ， $F_n=0.25$ の時は $\lambda/L=0.393$ である。従つてほとんどの実験は波速が船速より速く，波が船を追い越す状態で行われていることになる。図中に O.S.M. による縦揺，上下揺の計算結果及び Froude-Kriloff force のみを考えて求めた前後揺の計算値を示す。縦揺，上下揺の計算値は実験値よりやや高目の値を与えているが，前後揺については計算値が実験値よりかなり大きく，その差が著しいことがわかる。向波中における前後揺は，同様な計算をした結果が実験値とかなりよく一致するが，この追波中における不一致については更に検討が必要である。

そこで，考えられる原因を検討するため水線面形状が次式で示される数学船型（放物線船型）を用いて，次の試算を行った。

$$y = \frac{B}{2} \left\{ 1 - \left(\frac{x}{L/2} \right)^2 \right\} \quad (3.1)$$

ただし， L は船長， B は船幅を示す。

この場合の Froude-Kriloff の仮定による surging force $F = F_a \sin \omega_e t$ は，波の進行方向を正にとると

$$F = - \frac{8 \rho g B S_a}{k^3 L^2} (1 - e^{-kd}) \left(2 \sin \frac{kL}{2} - kL \cos \frac{kL}{2} \right) \sin \omega_e t \quad (3.2)$$

で与えられる。ここで d は吃水， k は波数， S_a は波振幅を表す。

これから前後揺の振幅 x_a は, 船の質量を M として $F = M\ddot{x}$ の微分方程式を解くと

$$x_a = Fa / M\omega_e^2 \quad (3.3)$$

で与えられる。

次に波の粒子速度の水平成分 u_w と前後速度 \dot{x} ($=u_s$) との相対速度変動によって生ずる抵抗変動は, その船の定常速度付近における単位速度変化に対する抵抗変化を $\partial R_c / \partial V$ とし, 波の粒子速度を $d/2$ の所で代表させて考えると

$$\begin{aligned} \hat{R} &= \int_L \left(\frac{\partial R_c}{\partial V}, \frac{1}{L} \right) (\dot{x} - [u_w]_{x=-d/2}) dL \\ &= \frac{\partial R_c}{\partial V} \cdot \dot{x} + R_a \cos \omega_e t \end{aligned} \quad (3.4)$$

ここに, $R_a = -\frac{1}{L} \frac{\partial R_c}{\partial V} \int_a \omega_e^{-kd/2} \cdot \frac{2}{k} \sin \frac{kL}{2}$ である。

(3.4) 式第1項は前後揺速度変動によって生ずる抵抗変動を示し, 第2項は波の粒子速度の変動による抵抗変動を示す。更に自航している状態を考え, プロペラ推力変動についても考慮してみる。第5章に示すようにプロペラ面内への流入速度変動によって推力変動を生ずるから, プロペラ中心位置における前後方向流入速度変動を求めると次のようになる。

$$\dot{x} - [u_w]_{x=-l_p, z=-h}$$

ただし, l_p, h は, それぞれ船体重心からプロペラ中心までの水平距離及び垂直距離で, 船体重心は, 水線面と一致しているとする。プロペラの推力変動 x_p は, 波の進行方向を正にとると

$$x_p = p_{tu} \{ \dot{x} - [u_w]_{x=-l_p, z=-h} \} \quad (3.5)$$

で与えられる。ここで p_{tu} は (2.20) 式で与えられるプロペラの特性値である。以上を考えると、前後揺の運動方程式は、

$$M\ddot{x} = F - \hat{R} + t_p$$

となる。ここに

$$[u_w]_{x=-l_p, z=h} = s_a \omega e^{-kh} \cos(kl_p + \omega_e t)$$

であり、かつ

$$t_{pa} = p_{tu} \cdot s_a \omega e^{-kh}, \quad t_{pc} = t_{pa} \cos kl_p,$$

$$t_{ps} = t_{pa} \sin kl_p$$

とあくと、上記の方程式は

$$M\ddot{x} + \left(\frac{\partial R_c}{\partial V} - p_{tu} \right) \dot{x} = (F_a + t_{ps}) \sin \omega_e t - (R_a + t_{pc}) \cos \omega_e t \quad (3.6)$$

となる。この微分方程式を解くと

$$\begin{aligned} x &\equiv x_a \left\{ 1 + \frac{t_{ps}}{F_a} + \frac{1}{2} \left(\frac{t_{ps}}{F_a} \right)^2 - \frac{1}{2} \left(\frac{\frac{\partial R_c}{\partial V} - p_{tu}}{M \omega_e} \right)^2 + \frac{1}{2} \left(\frac{R_a + t_{pc}}{F_a} \right)^2 \right\} \\ &= x_a \left(1 + \sum_{j=1}^4 R_j \right) \end{aligned} \quad (3.7)$$

となる。すなわち、(3.3) 式の前後揺振幅に対して R_1, R_2, R_3, R_4 の項が加わることになる。これらの項の影響度を調べるため、放物線型について計算した結果を Fig. 3-5 に示す。この図の縦軸は各項の値の x_a に対する割合を % で示したものである。

なお計算は $L = 4m$, $B = 0.5874m$, $d = 0.2076m$, $F_n = 0.25$ として行い、プロペラ特性係数はプロペラ A の値を使用した。

この図をみると、推力変動による項 R_1 が最も大きい。この項を含めた全体の修正 R_T は $\sqrt{L} > 1$ の範囲で前後揺振幅を大きくする方向で、実験値は (3.3) 式による計算値よりもかなり

小さいため、このような修正によってもこの差を説明し得ないことがわかる。従って追波中における前後揺の実験値と計算値の不一致を説明するためには、根本的に surging force の計算法に対する検討が必要で、今後の課題と考えられる。

3.1.3 正面不規則波中における船体運動

不規則波中における抵抗試験及び自航試験で計測された上下揺、縦揺と抵抗試験で計測された前後揺の両振幅の有義値を、有義波高 $H_{1/3}$ で割った値を Fig. 3-6, Fig. 3-7 に示す。Fig. 3-6 は不規則波の平均波周期 \bar{T}_0 一定で有義波高を変えた場合、Fig. 3-7 は有義波高一定で平均波周期を変えた場合の結果である。図中実験値は動揺の記録をスペクトル解析して求めた値である。推定値は規則波中実験で得られた動揺の振幅応答関数と実験に使用した波スペクトラムとを用い、線型重ね合わせ法により求めた値で、実験値と非常に良く一致している。この場合、波スペクトラムは出会波のスペクトラムである。また、上下揺、縦揺については規則波中の実験結果と同様に、抵抗試験と自航試験の結果にはほとんど差がないことがわかる。横軸にとった不規則波の有義波高 $H_{1/3}$ に対しては、船の長さとの比 $L/H_{1/3}$ の目盛りを、また平均波周期 \bar{T}_0 に対しては、この \bar{T}_0 に相当した規則波の波長 λ_0 と船の長さとの比 λ_0/L の目盛りも併記してある。

3.1.4 船体運動に及ぼす波高の影響

波高を変化させた正面規則波中の抵抗，自航試験で計測された上下揺，縦揺，前後揺の両振幅を波高 S_w ベースにとり Fig. 3-8 に示す。この図より船体運動振幅の波振幅に対する線型性は，波高が極端に高い場合を除いて非常によいことがわかる。前後揺振幅は抵抗試験時と自航試験時とでは差が認められ，上下揺，縦揺の場合と相違する。

3.2 抵抗増加及びプロペラ推力，

トルク，回転数増加

3.2.1 正面規則波中における抵抗増加

正面規則波中における常用状態での抵抗試験より得られた抵抗増加の無次元係数を Fig. 3-9 に白丸印で示す。図中には抵抗増加の近似計算法としてよく用いられる Gerritsma の方法及び Boese の方法による計算結果を比較のため示してある。

Gerritsma の方法による計算値は実験値とかなりよく合っている。Gerritsma の方法による計算結果と実験結果の比較によると， L/B が大きな場合計算値は大きめの値を与え， L/B が小さい場合計算値は小さめの値を与える傾向にある。これに対し Boese の方法による計算値は全般的に短波長領域では実験値

より低く、また抵抗増加係数のピーク値が低速になるほど実験値より高い。なお上下揺及び縦揺を拘束した状態での正面規則波中における抵抗増加係数を Fig. 3-9 中に黒丸印で示し、Gerrijsma の方法で船体運動 0 の場合の計算値を実線で示してある。

図より船体運動を拘束した場合の抵抗増加係数は波長によってあまり変化せず、Gerrijsma の方法による計算値はこのような扁平した船型に対しては実験値と比較的よい一致を示すことがわかる。

軽荷状態における抵抗試験の結果得られた抵抗増加の実験値と Gerrijsma の方法による計算値を Fig. 3-10 に示す。軽荷状態では実験値の方が大きく計算値との一致はよくない。船体運動の実験値は、上下揺、縦揺、前後揺とも常用状態の場合と同じ程度に計算値と合っているが、抵抗増加は特にピーク値付近における相違が大きい。

3.2.2 規則向波，規則追波中における

プロペラ推力，トルク，回転数増加

規則向波中における自航試験で求められたプロペラ推力，トルク，回転数増加の無次元係数を Fig. 3-11 に示す。一方規則追波中の自航試験で得られたそれらを Fig. 3-12 に示す。追波中の値はいずれも向波中の場合と比べて非常に小さく、また波長による変化の程度も小さいことがわかる。van Sluijs が肥大船模型により追波中の自航試験を行っているが⁸⁾、全体の傾向は今回

の実験結果とよく似ている。

3.2.3 正面不規則波中における抵抗増加,

プロペラ推力, トルク, 回転数増加

不規則波中での抵抗, 自航試験時に計測された抵抗, 推力, トルク, 回転数増加量を有義波高の2乗で除した値を有義波高ベース, 及び平均波周期ベースで Fig. 3-13, Fig. 3-14 に示す。なお図中に規則波中実験によって得られた各増加量の応答関数と波スペクトラムとを用いて次式で求めた推定値も示されている。

$$\overline{H_{AW}} = 2 \int_0^{\infty} \frac{H_{AW}(\omega_e)}{\zeta_a^2} \cdot S_{\zeta}(\omega_e) d\omega_e \quad (3.8)$$

ただし, $\overline{H_{AW}}$ は各増加量の不規則波中における平均増加量, $H_{AW}(\omega_e)$ は規則波中の増加量, ζ_a は規則波の振幅, $S_{\zeta}(\omega_e)$ は合波のスペクトラムである。

これらの図より, それぞれの増加量はほぼ波高の2乗に比例していると言えるが, 推定値と実験値との一致に関しては船体運動ほどよくないことがわかる。ただし実用的な面からは上記の推定法が一応満足すべき結果が得られると考えてよい。

3.2.4 各種増加量と波高の関係

波高を変化させた正面規則波中の抵抗試験で得られた抵抗増加量の無次元係数 ($R_{AW}/\rho g S_W^2 (B^2/L)$) を波高ベースに示すと Fig. 3-15 の白丸印であり、上下揺、縦揺を拘束した状態でのそれは黒丸印で示してある。両状態とも抵抗増加係数は波高 8~16 cm ($L/50 \sim L/25$) の範囲ではほぼ一定値をとり波高の 2 乗に比例しているが、この範囲より低い波高では値が大きく、逆に大きい波高では値が小さくなる傾向であることがわかる。

また波高を変化させた正面規則波中の自航試験で計測されたプロペラの推力、トルク、回転数増加の無次元係数（それぞれ、 $T_{AW}/\rho g S_W^2 (B^2/L)$, $Q_{AW}/\rho g S_W^2 (B^2/L)$, $N_{AW} V D^3 / g S_W^2 (B^2/L)$ ）を波高ベースに示すと Fig. 3-16 である。推力、トルク増加の波高に対する変化の傾向は抵抗増加と同じであるが、回転数増加は若干異なっており、上記の波高範囲内で必ずしも波高の 2 乗に比例するとは言えないようである。

また、各種増加量が波高の 2 乗に比例する波高の範囲は、 λ/L によっても違い、運動が激しい $\lambda/L = 1.0$ 付近ではその範囲は狭く、逆に運動がゆるやかな波長域ではその範囲は広い。

3.3 第3章のまとめ

1. 正面規則波中における上下揺、縦揺の実験値を O.S.M. による理論値と比較すると、縦揺に関しては両者かなりよく合っているが、上下揺は $\gamma_L = 1.0 \sim 1.5$ の範囲で計算値は実験値より高く、しかもその差は高速になる程大きい。
2. 正面規則波中における前後揺は、Froude-Kriloff 力のみを考えて計算した結果と実験値はよく合う。しかし抵抗試験と自航試験の結果には差がある。
3. 規則追波中における上下揺、縦揺の実験値は O.S.M. による理論値に比較的よく合うが、前後揺については Froude-Kriloff 力のみを考えて計算した結果は、実験値よりも波長の長い領域でかなり大きな値を与える。前後揺の計算に流速変動による抵抗変動やプロウの推力変動を考慮してもこの差は説明できない。
4. 正面不規則波中における船体運動は、規則波中における振幅応関数の実験結果と波スペクトラムとを用い、線型重ね合わせ理論により、よい精度で推定することができる。
5. 上下揺、縦揺、前後揺の振幅はかなり大きな波高の範囲 ($L/20$ 程度) まで波高に比例する。
6. 正面規則波中における抵抗増加の実験値は、常用状態の場合縦運動自由の状態、拘束の状態とも Gerritsma の方法による計算値とよく一致する。しかし、軽荷状態での抵抗増加は実験値の方が Gerritsma の方法による計算値よりもピーク付近で大きな値を与える。

7. 規則追波中におけるプロペラの推力, トルク, 回転数増加は向波中の場合に比べて非常に小さい。
8. 正面不規則波中における抵抗増加及びプロペラ推力, トルク, 回転数増加の推定は, 線型重ね合わせの手法により, 船体運動の推定ほど精度はよくないが, 大略推定が可能である。
9. 抵抗増加, 推力増加, トルク増加は, $L/50 \sim L/20$ の波高の範囲ではほぼ波高の 2 乗に比例するが, それより低い波高の範囲では波高の 2 乗に比例する関係より大きくなり, 高い波高の範囲では小さくなる傾向になる。

第4章 波浪中の自航要素

4.1 プロペラ単独特性

波浪中における船舶の推進性能を明らかにするためには、波浪中におけるプロペラの特性についての研究が必要であるが、このプロペラ特性を、時間的平均値と平均値まわりの周期的な変動値との2つに分けて考えると、前者は波浪中における自航要素などの推進効率に関係するし、後者はプロペラの負荷変動などに影響する。波浪中におけるプロペラの時間平均的な特性については、⁹⁾ 岩口や¹⁰⁾ McCarthyらの実験結果による「波浪中のプロペラ単独特性は、時間平均をとれば平水中のそれと変わらない」という立場が一貫して取られてきた。しかしながら彼らの実験は、規則波中でプロペラを固定して航行させた場合の単独特性に関するものであり、船体運動によりプロペラが上下あるいは前後等に動揺する場合の影響については確かめられていない。

この点に関して、¹¹⁾ Ilyinらが平水中を強制縦揺させたプロペラ単独試験を実施して、推力、トルクの時間的平均値が平水中固定の場合の値とほとんど変わらないことを調べている。ただこの実験では動揺のモードが縦揺の場合だけであり、特にプロペラ単独特性に影響の大きいと考えられる前後揺の場合については調べられていない。以上のような観点から Table 4-1 に示すようにプロペラボートをいろいろなモードで強制動揺させたプロペラ単独試験、及び規則波中、不規則波中のプロペラ単独試験を実施し、プロペラ単独特性について調査、検討を行った。

この実験結果のうち時間平均値についてはこの章で扱い、周期的変動値については、第5章の負荷変動の項で取り扱う。

平水中でプロペラボートを強制上下揺、縦揺、前後揺させた場合、及び規則波中でプロペラボートを固定して直進させた場合の推力、トルクの平均値より推力常数 K_T 、トルク常数 K_Q 、

及びプロペラ単独効率 η_0 を求め、前進常数 J に対して図示すると Fig. 4-1 ~ Fig. 4-4 のとおりである。それぞれの図中に平水中でプロペラボートを固定した状態でのプロペラ単独特性曲線が示されている。これらの結果より、波浪中のプロペラ単独特性は、プロペラの没水深度が十分深ければ、時間的平均値が平水中のプロペラ単独特性とほとんど変わらないことがわかる。

これらのことは、波浪中の自航要素の解析に平水中で求められたプロペラ単独特性を使用しても良いということを示すものである。

4.2 波浪中の自航要素の解析結果

正面規則波中の抵抗試験及び自航試験の結果より、平水中のプロペラ単独特性を用いて解析し得られた自航要素の波長による変化の様子を Fig. 4-5 に示す。図中に比較のため平水中における自航要素の値を水平な破線で示してある。各自航要素とも波長の長い場合に平水中の値に近づくが、 $\lambda/L < 1.5$ では波長により変化し、その程度は低速ほど著しい。特に抵抗増加量の大きい $\lambda/L = 0.9 \sim 1.3$ の範囲では平水中の値からの変化が

大きい。波高を変化させた正面規則波中での抵抗試験及び自航試験結果を解析して得られた自航要素を Fig. 4-6 に示す。

η_R は波高が増加してもあまり変化しないが、 η_0 は波高の増加によるプロペラ荷重の増加によって低下し、 $1 - w_e$ は波高の増加とともに増加する傾向にあることがわかる。全体としての推進効率 η もこれらの原因で波高の増加とともにかなり減少する。不規則波中の抵抗、自航試験の結果より得られた自航要素を有義波高ベース及び平均波周期ベースで Fig. 4-7,

Fig. 4-8 に示す。規則波中の場合では、船体運動が激しく、抵抗増加の大きい $\lambda/L = 1.0$ 付近で $(1 - w_e)$ が増加し、プロペラ単独効率が減少する傾向を示し、特にこのような波長では、波高が大きい場合にその傾向が顕著になっているが、不規則波中の結果でも有義波高が大きくなると同じような傾向を示すことがわかる。ただし、その程度は規則波中の場合ほど顕著ではない。平均波周期を変化させた場合の自航要素は平水中の値とほとんど変わらず、有義波高を変えた場合も有義波高の低いときには平水中の値と一致している。

プロペラ B を用いた場合の自航要素の波長による変化の様子を Fig. 4-9 に、波高による変化の様子を Fig. 4-10 にそれぞれ示す。プロペラ A の結果と同様な傾向を示している。これらの解析結果よりコンテナ船のような潰れた船型については定性的な傾向として次のような結論が得られる。

1. 規則波中で船体運動が激しいような波長では、 η_0 が低下し、それが支配的な影響を及ぼして全体の η が低下する。

2. η_r は波浪中でも平水中の値と大きな差がない。

3. $(1-w_e)$ は船体運動が激しい場合には増加する傾向となる。

一方、新谷は Series 60, $C_B=0.8$ の肥えた模型船による規則波中自航試験結果を解析し、ある状態では η_0 が平水中の値より大きくなり得ることを示した。これらの矛盾する結果を統一的に説明するためには波浪中における伴流計測を行って検討を加える必要がある。そのために円環式伴流計測装置による模型船の船尾プロペラ面内の流場測定を実施し、その結果と二次元翼素理論を用いて自航要素に考察を加える。

4.3 波浪中船尾流場の計測

船尾流場計測の実験状態を Table 4-2 に、実験に使用した円環式伴流計測装置の概略図及び船尾における模型船への取付状況を Fig. 4-11 に示す。これは円環に働く力を図に示す片持梁の変位としてストレインゲージにより計測して円環面内の平均流速を求める装置で、半径の異なる円環を用いることによりプロペラ面内の半径方向の伴流分布が求められる。なお機構的には円環の径が変わったときに全体の重心の調整が可能であり、また流速分布が一様でないために生ずるモーメントの影響を逃がすことができるようになっている。この伴流計測装置の均一流中における静的な検定は、各円環について試験水槽で速度を変えて行い、円環に働く力が速度の2乗に比例することを確かめ

た。また動的な検定として、装置を平水中で強制動揺させながら曳航させた場合及び規則波中を曳航させた場合について計測を行った。いずれも速度一定で周波数を変えた場合と周波数一定で速度を変えた場合について実験したが、平均値及び変動値とも均一流中における静的検定結果からの推定値と良く一致し、波浪中の伴流計測の目的に合致していることを確認した。

模型船の上下揺、縦揺、前後揺を自由にし、 $F_n=0.20$ で正面規則波中を曳航したときの各円環面内での $(1-w_n)_w$ の平均値 (w_n : 公称伴流係数) と、平水中における同じ円環面内での $(1-w_n)_s$ との比を規則波の λ/L をパラメータにとり r/R_p (r : 各円環面の中心までの半径, R_p : プロペラ半径) を横軸にとり図示すると Fig.4-12のとおりである。全体に $(1-w_n)_w/(1-w_n)_s$ の値が1より大きく、したがって波浪中でプロペラ面内の流入速度の時間的平均値は平水中の流入速度より大きい点、特にプロペラ中心ほど、また船体運動の激しい $\lambda/L=1.1$ の場合に大きな値になっている点が注目される。これをプロペラ面内における実際の流入速度係数 $(1-w_n)$ の分布として示したのが Fig.4-13で、波浪中におけるプロペラ半径方向の流速分布は平水中のそれに比べて均一流に近くなっていることがわかる。

以上のような現象の現れる原因を解明するために、次のような状態での船尾伴流計測を行った。

1. 模型船を完全に拘束して正面規則波中を航走させた場合
(Fig.4-14)

2. 平水中で模型船を強制縦揺させながら航走させた場合

(Fig. 4-15)

3. 平水中強制縦揺試験で縦揺の振幅を変化させた場合

(Fig. 4-16)

4. 船体運動を自由にし、規則波の波高を変化させて曳航した場合 (Fig. 4-17)

Fig. 4-14 の模型船を拘束して規則波中を航行させた場合には、平水中に比べてあまり大きな $(1-w_n)$ の増加は見られない。しかしながら平水中を強制縦揺させながら航行させた場合には、Fig. 4-15 に示すように流入速度係数の平均値が平水中の値に比べて、プロペラ中心に近いほど、また動揺周波数が大きいほど大きくなることがわかる。また強制縦揺の振幅を大きくした場合には Fig. 4-16 のように r/R_p の大きいところでは変化ないが、 r/R_p の小さいプロペラボス付近ではかなり大きな増加となる。

更に規則波中における船体運動自由の状態で、波高を高くした場合にも $(1-w_n)$ が平水中より相当大きくなることが Fig. 4-17 に示されている。

これらのことから波浪中における $(1-w_n)$ の増加は、主に船体運動によって生じていることがわかる。

以上はコンテナ船型についての実験結果であるが、肥えた船型の例として Table 4-3 に主要目を示す小型タンカーの長さ 3.439 m 模型船について同様な規則波中におけるプロペラ面内の伴流計測を行った。船速はこの船の航海速力に相当する $F_n = 0.224$ とし、波高 5 cm 一定の規則波でコンテナ船の場合と同じように λ/L を変化させ、船体運動自由の状態での円環面内の流入速

度を計測した。その結果が Fig. 4-18 で、コンテナ船型と同様な傾向を示すが、プロペラ中心付近で $(1-w_n)w/(1-w_n)s$ の値が急激に増加している点が目立っている。もともとタンカー船型では平水中で $(1-w_n)$ の値がコンテナ船型より全体的に小さく、更にその半径方向分布がプロペラ中心付近で急激に小さくなる形であるため、波浪中で $(1-w_n)$ の比がプロペラ中心に近づくにつれて急激に大きな値をとるということは、タンカー船型の場合もプロペラ面内の流速分布が波浪中では均一流に近くなっていることを意味する。

以上のようなことから、波浪中では船体運動によって船体近傍の粘性伴流が減少し、プロペラ面内での伴流分布が均一流に近くなっており、伴流の平均値も平水中より小さくなっているものと考えられる。

上記の実験結果から波浪中の自航要素について 4.2 で述べた定性的な傾向を説明してみる。

Fig. 4-19 は縦軸にプロペラ推力 T 、横軸に $(1-w_e)$ をとった図で、図中の二次曲線は平水中で作動している場合のプロペラ荷重と同じ荷重の値となる曲線である。 T と $(1-w_e)$ の関係がこの曲線上にあるならば η_0 は同じ値をとるから、この曲線は η_0 一定の曲線と考えるよい。したがってこの曲線より上の領域に T と $(1-w_e)$ の関係があればプロペラ荷重は増加し、 η_0 は平水中より低下し、下の領域にあれば逆にプロペラ荷重が減少し η_0 は増大する。すなわち波浪中での推力の増加量と、 $(1-w_e)$ の増加量の割合によつては η_0 が平水中の値より大き

くなる可能性も、また小さくなる可能性もあることになる。図中の点は、船尾プロペラ面の伴流計測結果を用い、次節で述べる二次元翼素理論により求めた T と $(1-w_e)$ の関係を、コンテナ船型と小型タンカー船型について各 λ/L ごとに示したものである。この図からコンテナ船型では $\lambda/L = 1.1$ の場合 η_0 が平水中よりかなり低下するが、タンカー船型では平水中とほとんど変わらないことがわかる。新谷による解析結果も波浪中における $(1-w_n)$ の時間的平均値が平水中の $(1-w_n)$ より大きくなるという事実から以上のように考えることによって、コンテナ船の傾向と矛盾なく説明できることになる。次に、波浪中における $(1-w_n)$ のプロペラ半径方向分布は、平水中に比べて均一流に近くなっていることから、 η_R は平水中に比べて1に近づく傾向にあるものと考えられる。ただし、プロペラ翼素の揚力に主に効くのはプロペラの回転速度であるためFig.4-13に示す程度の流速の違いでは平水中と大きな揚力分布の違いはないと考えられるので、 η_R は平水中とあまり変わらないと考えてもよいと思われる。ただし、 η_R の内容には、流れの均一性だけでは規定できない種々の要素を含んでいるため、上記の説明だけでは不十分と思われる。

波浪中における自航要素を平水中の過負荷自航試験を行うこと⁽¹³⁾によって検討しようという考え方もあるが、このような方法では、前述してきたような船体運動による伴流分布の変化など動的な特性が考慮されず正確な検討はできない。中村らは⁽¹⁴⁾ Series 60, $C_B = 0.7$ 船型について平水中過負荷自航試験結果

を解析して求めた自航要素と、規則波中自航試験結果による自航要素とを比較し、両者が必ずしも一致しないことを報告している。

4.4 二次元翼素理論によるプロペラ特性

を用いた波浪中自航要素の検討

前述のプロペラ面内伴流計測結果を利用し、二次元翼素理論で求めたプロペラ単独特性を用い、推力一致法に基づき自航要素の計算を試みた。

半径 r のプロペラ翼素に流入する速度のベクトル図を Fig. 4-20 に示す。波浪中の船尾流場では流速がかなり変動しているが、以下時間的平均値のみについて考える。

二次元翼の単位幅当りの揚力は、翼弦に平行な速度成分 \bar{V}_s と、これに垂直な速度成分 \bar{V}_n との積で決まるので

$$dL = \pi \rho l \bar{V}_s \cdot \bar{V}_n \cdot dr \quad (4.1)$$

で表される。

ただし

$$\left. \begin{aligned} \bar{V}_s &= \bar{V}_\theta \cos \beta_0 + \bar{V}_x \sin \beta_0 \\ \bar{V}_n &= \bar{V}_\theta \sin \beta_0 - \bar{V}_x \cos \beta_0 \\ \tan \beta_0 &= pD/2\pi r : (p : \text{ピッチ比}) \\ \bar{V}_\theta &= 2\pi N_p r, \quad \bar{V}_x = \bar{V} (1-w) \end{aligned} \right\} (4.2)$$

である。(4.1)式の揚力による推力、トルクは

$$\left. \begin{aligned} dT &= dL \cdot \cos \beta_0 \\ dQ &= dL \cdot \sin \beta_0 \cdot r \end{aligned} \right\} (4.3)$$

で与えられる。これをプロペラの半径方向に積分し、翼数 Z をかけるとプロペラ全体の推力、トルクが求められる。一方、プロペラ単独特性の K_T, K_Q が (2.19) 式のように J の多項式で表されるとすると、 a, b, c の係数は次のように表現される。

$$\left. \begin{aligned} a &= \frac{\pi^3 Z}{4} \int \left(\frac{l}{R_p} \right) \cos^2 \beta_0 \cdot \sin \beta_0 \cdot \left(\frac{r}{R_p} \right)^2 \cdot \left(\frac{dr}{R_p} \right) \\ b &= -\frac{\pi^2 Z}{4} \int \left(\frac{l}{R_p} \right) (\cos^2 \beta_0 - \sin^2 \beta_0) \cdot \cos \beta_0 \cdot \left(\frac{r}{R_p} \right) \cdot \left(\frac{dr}{R_p} \right) \\ c &= -\frac{\pi Z}{4} \int \left(\frac{l}{R_p} \right) \sin \beta_0 \cdot \cos^2 \beta_0 \cdot \left(\frac{dr}{R_p} \right) \end{aligned} \right\} (4.4)$$

ただし、積分はプロペラのボスからチップまでとする。

プロペラが一定ピッチの場合には、次のような関係が成り立つ。

$$d = \frac{p}{2\pi} a, \quad e = \frac{p}{2\pi} b, \quad f = \frac{p}{2\pi} c \quad (4.5)$$

実験に使用したコンテナ艀のプロペラ A について係数を求めると

$$\left. \begin{aligned} a &= 2.166, & d &= 0.345 \\ b &= -1.567, & e &= -0.250 \\ c &= -0.580, & f &= -0.092 \end{aligned} \right\} (4.6)$$

となる。またプロペラ単独効率 η_0 は、

$$\eta_0 = J \cdot K_T / 2\pi \cdot K_Q = J/p \quad (4.7)$$

で与えられ、ピッチ比 $p=1$ の場合は、 $\eta_0 = J$ となる。

この方法で計算すると

$$K_Q / K_T = p / 2\pi \quad (= \text{Constant}) \quad (4.8)$$

となるため推力一致法で η_R を求めると常に 1 となり、 η_R については平水中と波浪中との相違が現れない。

このため池畑¹⁵⁾が行ったように抗揚比 ε_i を導入し、

$$\left. \begin{aligned} dL &= \pi \rho l (\bar{V}_\theta^2 + \bar{V}_x^2) \sin(\beta_0 - \beta_i) \cdot dr \\ dD &= \varepsilon_i \cdot dL, \quad \beta_i = \tan^{-1}(\bar{V}_x / \bar{V}_\theta) \end{aligned} \right\} \quad (4.9)$$

として抗力 dD を考えると

$$\left. \begin{aligned} dT &= dL \cdot (\cos \beta_i - \varepsilon_i \cdot \sin \beta_i) \\ dQ &= dL \cdot (\sin \beta_i + \varepsilon_i \cdot \cos \beta_i) \cdot r \end{aligned} \right\} \quad (4.10)$$

となる。以下、最初の方法と同様にして K_T, K_Q を求め、(4.4)式に相当する係数を a', b', c', d', e', f' とおくと

$$\left. \begin{aligned} a' &= \frac{\pi^3 Z}{4} \int \left(\frac{l}{R_p} \right) \sin \beta_0 \cdot \left(\frac{r}{R_p} \right)^2 \cdot \left(\frac{dr}{R_p} \right) \\ b' &= -\frac{\pi^2 Z}{4} \int \left(\frac{l}{R_p} \right) \cdot (\varepsilon_i \sin \beta_0 + \cos \beta_0) \cdot \left(\frac{r}{R_p} \right) \cdot \left(\frac{dr}{R_p} \right) \\ c' &= \frac{\pi Z}{4} \int \left(\frac{l}{R_p} \right) \cdot \varepsilon_i \cdot \cos \beta_0 \cdot \left(\frac{dr}{R_p} \right) \\ d' &= \frac{\pi^3 Z}{8} \int \left(\frac{l}{R_p} \right) \cdot \varepsilon_i \cdot \sin \beta_0 \cdot \left(\frac{r}{R_p} \right)^3 \cdot \left(\frac{dr}{R_p} \right) \\ e' &= \frac{\pi^2 Z}{8} \int \left(\frac{l}{R_p} \right) \cdot (\sin \beta_0 - \varepsilon_i \cdot \cos \beta_0) \cdot \left(\frac{r}{R_p} \right)^2 \cdot \left(\frac{dr}{R_p} \right) \\ f' &= -\frac{\pi Z}{8} \int \left(\frac{l}{R_p} \right) \cdot \cos \beta_0 \cdot \left(\frac{r}{R_p} \right) \cdot \left(\frac{dr}{R_p} \right) \end{aligned} \right\} \quad (4.11)$$

となる。コンテナ船のプロペラの場合、これらの係数は

$$\left. \begin{aligned} a' &= 2.753, & d' &= 0.188 \\ b' &= -3.021, & e' &= 0.252 \\ c' &= 0.285, & f' &= -0.435 \end{aligned} \right\} \quad (4.12)$$

となる。

最初の単純翼素理論による方法をA法、抗揚比も考えた方法を

B法とし、それぞれの方法によるプロペラ単独特性をFig.4-21に示す。ただし、抗揚比 ϵ_i は0.2一定とした。 K_T, K_Q の計算値そのものはプロペラ単独試験結果に比べ過大な値を与え実用にはならないが、 K_T, K_Q の比としての η_0 は図に示すようにプロペラ単独試験結果とかなり良く合っている。自航要素はプロペラ単独特性に対する比として求められるので、このような簡単な計算でもかなりの結果が期待できる。

波浪中における自航要素中 $(1-w_e), \eta_R, \eta_0$ は、円環式伴流計測装置で得られた各半径ごとの平均流速と、波浪中の自航試験で計測されたプロペラの平均回転数とを用いて \bar{V}_x, \bar{V}_0 を計算し、これから船後におけるプロペラ特性を翼素理論により求め、これとFig.4-21に示す平水中プロペラ単独特性とから推力一致法で解析すれば求められる。

このようにして得られたコンテナ船型の波浪中における自航要素の計算値と、自航試験結果の解析値との比較をFig.4-22に示す。図中 w_e はプロペラ単独特性より推力一致法で求めた有効伴流係数で、 w_R は円環式伴流計測装置により計測した各半径ごとの円環面内の平均伴流を容積積分法によって求めたプロペラ面内における公称伴流係数である。 $(1-w_e)$ の波長による変化の傾向は、計算値に関してはA法、B法とも $(1-w_R)$ の傾向と同じである。 η_R の計算値は、A法では上述のように波長に無関係に1となるが、B法では波長による変化が求められる。

計算値を実験解析値と比較した場合、定量的には若干の差があるが、定性的には実験解析値の波長による変化の傾向をよく

説明していると言える。

参考のため伴流計測を行った小型タンカー船型について、B法による自航要素の計算値を Fig. 4-23 に示す。この模型のプロペラ要目は Table 4-3 に示してある。この模型船で、自航試験は完全には実施していないので自航要素の実験解析値は示していない。

定性的な傾向としてタンカー船型の場合、 η_0 が波長によってあまり変化せず平水中の値とほとんど同じであること、 $(1-w_e)$ 、

$(1-w_n)$ の平水中の値よりの増加の程度がコンテナ船型の場合より顕著であることなどが特徴づけられており、前述したコンテナ船型とタンカー船型との波浪中自航要素の特性の相違を説明している。なお、前に示した Fig. 4-19 の T と $(1-w_e)$ との関係は、ここで述べた方法で計算した結果を用いたものである。

4.5 第4章のまとめ

1. 正面規則波における自航要素は、船体運動が激しい $\lambda/L = 1.0 \sim 1.5$ のあたりで波長によりかなり変化する。特にプロペラ単独効率は平水中の値より低下し、その影響で推進効率は低下する。
2. 正面不規則波中での自航要素は、有義波高が大きくなると $(1-w_e)$ は増加し、 η_0 が減少し、 η_R はあまり変化しないという傾向を示すが、平均化されて規則波中ほどその傾向が顕著ではない。
3. 波浪中で船体が運動することにより船尾のプロペラ面内における $(1-w_n)$ の時間的平均値は、平水中の値より大きくなる。また、 $(1-w_n)$ のプロペラ半径方向の分布は平水中の場合より一様分布に近くなる。そのため η_R は1に近づく傾向になると考えられる。
4. $(1-w_n)$ の増加が著しい場合は、 η_0 は平水中の値より大きくなる可能性もある。
5. 船尾プロペラ面内の流速分布から簡単な二次元翼素理論による計算で推定した波浪中自航要素のうち、 $(1-w_e)$ 、 η_R 、 η_0 は波浪中自航試験結果の解析値と同様な傾向を示し、船尾の流場を明らかにすることにより波浪中自航要素の諸特徴が、ある程度解明されることがわかった。
6. 平水中を各種のモードで強制動揺させたプロペラ単独試験結果の時間的平均値は、平水中で行う通常のプロペラ単独特

性と変わらない。ただし、プロペラが水面にあるような状態になるとその特性は変わる。

第5章 波浪中における負荷変動

5.1 負荷変動の推定計算法

プロペラ負荷変動は、主機の駆動トルクとプロペラ負荷トルクの不釣り合いから生じる。すなわち第2章で示した x_3 軸と x_4 軸の不平衡力から生じる。回転系の回転慣性モーメントを I_m とすると、回転運動の方程式は

$$2\pi \frac{I_m}{g} \dot{n}_e = q_e - [q_p]_e \quad (5.1)$$

と表すことができる。ただし $[q_p]_e$ はプロペラトルク変動の主機側への換算値を示し、 $[q_p]_e = q_p / r_a$ である。

(2.11)式より(5.1)式右边は

$$q_e - [q_p]_e = (e_{qn} \cdot \eta_t - \frac{p_{qn}}{r_a^2}) n_e - \frac{p_{qu}}{r_a} \cdot u + e_{q\lambda} \cdot \eta_t \cdot \lambda \quad (5.2)$$

となる。

λ は燃料変動を示し、ガバナーの働きを示すものであるが、ここではガバナーシステムの振幅部を $e_{q\lambda}$ で示している。更に、 λ は回転数変動を少なくするため働くから $\lambda = e_{\lambda n} \cdot n_e$ とおくと最終的に(5.1)式は

$$2\pi \frac{I_m}{g} \dot{n}_e + \left\{ \frac{p_{qn}}{r_a^2} - \eta_t (e_{qn} + e_{q\lambda} \cdot e_{\lambda n}) \right\} n_e = - \frac{p_{qu}}{r_a} \cdot u \quad (5.3)$$

なる回転運動を表す、一次系の微分方程式となる。ここで

$$\tau = \frac{2\pi I_m r_a^2}{g \{ p_{qn} - r_a^2 \eta_t (e_{qn} + e_{q\lambda} \cdot e_{\lambda n}) \}}, \quad K = \frac{p_{qu} \cdot r_a}{p_{qn} - r_a^2 \eta_t (e_{qn} + e_{q\lambda} \cdot e_{\lambda n})}$$

とおくと(5.3)式は

$$\hat{T} \dot{n}_e + n_e = -Ku \quad (5.4)$$

となる。ここで

$$n_e = \bar{n}_e e^{i\varepsilon_n} e^{i\omega t}, \quad u = \bar{u} e^{i\varepsilon_u} e^{i\omega t}$$

とおくと(5.4)式の解として

$$\left. \begin{aligned} \bar{n}_e &= \frac{-K\bar{u}}{\sqrt{1+(\omega\hat{T})^2}} \\ \varepsilon_n &= \varepsilon_u - \tan^{-1}(\omega\hat{T}) \end{aligned} \right\} \quad (5.5)$$

が得られる。

このように主機回転数変動が求まると次式によって負荷変動量が求められる。

$$\left. \begin{aligned} n_p &= \frac{n_e}{r_a} = \frac{-Ke^{-i\varphi} \cdot u}{r_a \sqrt{1+(\omega\hat{T})^2}} \\ t_p &= \left(p_{tu} - \frac{Kp_{tn}e^{-i\varphi}}{r_a \sqrt{1+(\omega\hat{T})^2}} \right) u \\ q_p &= \left(p_{qu} - \frac{Kp_{qn}e^{-i\varphi}}{r_a \sqrt{1+(\omega\hat{T})^2}} \right) u \\ q_e &= \frac{-Ke_{qn}e^{-i\varphi}}{\sqrt{1+(\omega\hat{T})^2}} \cdot u, \quad \varphi = \tan^{-1}(\omega\hat{T}) \end{aligned} \right\} \quad (5.6)$$

さて、 e_{qn}, e_{nn} は、ガバナー機構のようなものを表すが、まだ十分検討されていないので以下、考慮しないことにする。

次に、プロペラ面内流入速度変動 u のスペクトラム表現を $S_u(\omega)$ と表し、 $S_u(\omega)$ を使用して推力、トルク、回転数変動などのスペクトラム表示を求める。(5.6)式の右の振幅部は

$$\bar{T}_p = \sqrt{\left(\frac{-Kp_{tn}}{r_a \sqrt{1+(\omega\hat{T})^2}} \right)^2 + p_{tu}^2 - \frac{2Kp_{tn}p_{tu}\cos\varphi}{r_a \sqrt{1+(\omega\hat{T})^2}}} \cdot \bar{u}$$

で与えられる。ゆえにプロペラ推力変動のスペクトラム表現は、

$$\left. \begin{aligned} S_{tp}(\omega) &= H_{tp}^2(\omega) \cdot S_u(\omega) \\ H_{tp}^2(\omega) &= p_{tu}^2 + \left(\frac{-K p_{tn}}{r_a \sqrt{1+(\omega \hat{T})^2}} \right)^2 - \frac{2K p_{tn} p_{tu} \cos \varphi}{r_a \sqrt{1+(\omega \hat{T})^2}} \end{aligned} \right\} \quad (5.7)$$

となる。 $H_{tp}(\omega)$ は、プロペラ推力変動の流入速度変動に対する周波数応答振幅関数を示す。同様な方法でトルク、回転数変動スペクトル表示が得られる。

$$\left. \begin{aligned} S_{qp}(\omega) &= H_{qp}^2(\omega) \cdot S_u(\omega) \\ S_{np}(\omega) &= H_{np}^2(\omega) \cdot S_u(\omega) \\ H_{qp}^2(\omega) &= p_{qu}^2 + \left(\frac{-K p_{qn}}{r_a \sqrt{1+(\omega \hat{T})^2}} \right)^2 - \frac{2K p_{qn} p_{qu} \cos \varphi}{r_a \sqrt{1+(\omega \hat{T})^2}} \\ H_{np}^2(\omega) &= \left(\frac{-K}{r_a \sqrt{1+(\omega \hat{T})^2}} \right)^2 \end{aligned} \right\} \quad (5.8)$$

このようにして各負荷変動量が得られれば、そのスペクトラムの囲む面積を求め、分散値を知ることによって統計的諸量（有義振幅値など）を求めることができる。

5.2 プロペラ面内流入速度変動

前述した負荷変動の計算にはプロペラ面への流入速度変動を求める必要がある。ここでは、プロペラ面内の代表としてプロペラ中心をとり、その点における流入速度変動を求める。その結果は次式のようになる。

$$\begin{pmatrix} u \\ v \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} u_w + u_m \\ v_w + v_m \end{pmatrix} = \zeta_a \omega e^{-kh} \begin{pmatrix} \cos \\ \sin \end{pmatrix} (\omega_e t - k l_p) \\ + \omega_e \begin{pmatrix} \sqrt{E^2 + F^2} \\ \sqrt{G^2 + H^2} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \cos \\ \sin \end{pmatrix} \left(\omega_e t + \begin{pmatrix} \beta_1 \\ \beta_2 \end{pmatrix} \right) \quad (5.9)$$

ここに

u, v : プロペラ中心位置における前後方向及び上下方向の流入速度変動

u_w, v_w : u, v のうち、波の粒子運動による成分

u_m, v_m : u, v のうち、船体運動による成分

h : 船体重心からプロペラ中心までの垂直距離

l_p : 船体重心からプロペラ中心までの水平距離

$E = -x_a \sin \varepsilon_{x\zeta} - h \theta_a \sin \varepsilon_{\theta\zeta}$, $G = -z_a \sin \varepsilon_{z\zeta} + l_p \theta_a \sin \varepsilon_{\theta\zeta}$

$F = -x_a \cos \varepsilon_{x\zeta} - h \theta_a \cos \varepsilon_{\theta\zeta}$, $H = -z_a \cos \varepsilon_{z\zeta} + l_p \theta_a \cos \varepsilon_{\theta\zeta}$

$\beta_1 = -\tan^{-1}(F/E)$, $\beta_2 = \tan^{-1}(G/H)$

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

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

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

wave : $\zeta = \zeta_a \cos(\omega t + kx)$

(船首から船尾方向に進む波)

である。この結果を λ/L ベースに示すと Fig. 5-1, Fig. 5-2 で、図には波の粒子運動による成分と、船体運動による成分、及びそれらの合成された値が示されている。計算時の S_a は 4 cm である。また Fig. 5-3 に u , v の波に対する位相差 $\epsilon_{u\zeta}$, $\epsilon_{v\zeta}$ を示す。これらの位相差は、波頂が船体中心に来た時を基準にして、それからの位相遅れをとっている。

次に、この流入速度変動のスペクトラム表示を求める。不規則波の波入スペクトラムを $S_\zeta(\omega_e)$ 、前後揺、上下揺、縦揺の振幅応答関数をそれぞれ $H_x(\omega_e)$, $H_z(\omega_e)$, $H_\theta(\omega_e)$ とおき、 u , v のスペクトラムを $S_u(\omega_e)$, $S_v(\omega_e)$ と表すと、次式のようになる。

$$\begin{aligned} S_u(\omega_e) &= S_\zeta(\omega_e) \left[\left\{ \omega \cdot e^{-kh} \right\}^2 + \omega_e^2 \left\{ H_x^2(\omega_e) + h^2 H_\theta^2(\omega_e) \right. \right. \\ &\quad \left. \left. + 2h H_x(\omega_e) H_\theta(\omega_e) \cos(\epsilon_{x\zeta} - \epsilon_{\theta\zeta}) \right\} \right. \\ &\quad \left. + 2\omega\omega_e e^{-kh} \left\{ H_x^2(\omega_e) + h^2 H_\theta^2(\omega_e) \right. \right. \\ &\quad \left. \left. + 2h H_x(\omega_e) H_\theta(\omega_e) \cos(\epsilon_{x\zeta} - \epsilon_{\theta\zeta}) \right\}^{1/2} \cos(\beta_1 + k l_p) \right] \\ &\equiv H_{u\zeta}^2(\omega_e) \cdot S_\zeta(\omega_e) \quad (5.10) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} S_v(\omega_e) &= S_\zeta(\omega_e) \left[\left\{ \omega \cdot e^{-kh} \right\}^2 + \omega_e^2 \left\{ H_z^2(\omega_e) + l_p^2 H_\theta^2(\omega_e) \right. \right. \\ &\quad \left. \left. - 2l_p H_z(\omega_e) \cdot H_\theta(\omega_e) \cos(\epsilon_{z\zeta} - \epsilon_{\theta\zeta}) \right\} \right. \\ &\quad \left. + 2\omega\omega_e e^{-kh} \left\{ H_z^2(\omega_e) + l_p^2 H_\theta^2(\omega_e) \right. \right. \\ &\quad \left. \left. - 2l_p H_z(\omega_e) H_\theta(\omega_e) \cos(\epsilon_{z\zeta} - \epsilon_{\theta\zeta}) \right\}^{1/2} \cos(\beta_2 + k l_p) \right] \\ &\equiv H_{v\zeta}^2(\omega_e) \cdot S_\zeta(\omega_e) \quad (5.11) \end{aligned}$$

この式によって、与えられた不規則波中における 70° ロアラ中心

位置の流入速度変動スペクトラムを求めることができる。

$H_{u3}(\omega_e)$, $H_{v3}(\omega_e)$ は、波に対する流入速度変動の周波数応答振幅関数である。

さて、船体の存在によって入射波が攪乱を受け、船尾ではかなり波高が減少することが知られている。⁸⁾¹⁶⁾ フロペラの負荷変動に対して入射波の orbital velocity は大きな影響をもつものであるから、このことを負荷変動の計算に際してなんらかの形で考慮する必要がある。本論では、神中¹⁷⁾が船体を固定し、船速0の状態について三次元周期吹出しによる船体の特異点表示から船長方向の入射波の攪乱を計算した方法と同様な方法で、船尾フロペラ位置における波高減少を計算¹⁸⁾し、この波高減少をそのまま orbital velocity の減少と考え、負荷変動の計算に考慮した。

このような方法で計算された船尾での波高を、入射波高との比の形で λ/L に対して示すと Fig. 5-4 のとおりである。なお、図中に、実際にコンテナ船模型について、拘束状態で規則波中航走させ、船長方向に入射波の波高の変化を計測した結果より、

船尾フロペラ位置における波高減少を求めた値、及び神中の実験結果¹⁶⁾から近似的に求めた式も示されている。結果的には、この近似式は実験結果とかなりよく一致しており、三次元周期吹出しによる計算値は、 λ/L の小さい場合に波高減少の割合が実験値より大きい、長波長ではかなりよい一致を示している。

なお、三次元周期吹出しによる計算値を使用する場合に、船速がある場合に対しては、速度0の値を ω_e で変換して使用し

た。さて、規則域中における自航試験の結果得られたプロペラの推力及び回転数変動のタイムヒストリーとプロペラ単独特性を用いて有効伴流の変動振幅を求め、これを船速で割った形で計算による u/V の値と比較したのが Fig. 5-5 である。この図から船尾における入射波の波高減少を考慮した前後方向流入速度変動の計算値が実験結果より求めた伴流変動（流入速度変動）の値にかなり近いことがわかる。

更に位相差の観点から検討するため Fig. 5-3 に船体運動の位相差とともに推力変動の波に対する位相差 $\varepsilon_{\theta\delta}$ の実験値、及び u の波に対する位相差 $\varepsilon_{u\delta}$ の計算値が示されている。この図から推力変動は前後揺とほぼ 90° の位相差があり、したがって前後揺速度とは逆位相になっていることがわかる。また、 $\varepsilon_{\theta\delta}$ と $\varepsilon_{u\delta}$ より θ_p と u の位相関係をみると、プロペラ面内への前後方向流入速度の小さい時、推力、トルクが大きくなることを示している。更に Fig. 5-3 に示す有効伴流変動の波に対する位相差と u の波に対する位相差とを比較すると数値的には若干差があるが傾向的には良く一致していることがわかる。

これらの結果から、プロペラの推力、トルク変動などの計算には、プロペラ面内への流入速度変動 u を正しく推定することが必要であり、そのために船尾における入射波の波高減衰を考慮する必要があることがわかる。

5.3 非定常二次元翼素理論による

プロペラ負荷変動の計算

この方法は、直進二次元翼が正弦波状に変動する突風の中を進行する場合に、翼に働く揚力変動の応答関数を示す Sears 関数¹⁹⁾を用いて考える方法がある。Fig. 4-20に半径 r のプロペラ翼素に流入する速度ベクトルが示されているが、各速度成分の定常項に $-$ を、非定常項に $'$ をつけて表すことにする。

$$V_\theta = \overline{V}_\theta + V'_\theta, \quad V_x = \overline{V}_x + V'_x \quad (5.12)$$

とすると、これらは次のように表

$$\begin{cases} \overline{V}_\theta = 2\pi r N_p, & \overline{V}_x = \overline{U} \\ V'_\theta = 2\pi r n_p \cos(\omega_e t + \epsilon_1) + v \cos(\omega_e t + \epsilon_2) \cos 2\pi N_p t \\ V'_x = u \cos(\omega_e t + \epsilon_3) \end{cases}$$

半径 r の翼素に働く揚力は、

$$dL = \pi \rho l V_s \cdot V_n \cdot dr \quad (5.13)$$

で与えられる。ここで

$$\hat{R} = \begin{pmatrix} \cos \beta_0 & \sin \beta_0 \\ \sin \beta_0 & -\cos \beta_0 \end{pmatrix}$$

とあくと、 V_θ, V_x と V_s, V_n などの関係は

$$\begin{pmatrix} V_s \\ V_n \end{pmatrix} = \hat{R} \begin{pmatrix} V_\theta \\ V_x \end{pmatrix}, \quad \begin{pmatrix} \overline{V}_s \\ \overline{V}_n \end{pmatrix} = \hat{R} \begin{pmatrix} \overline{V}_\theta \\ \overline{V}_x \end{pmatrix}, \quad \begin{pmatrix} V'_s \\ V'_n \end{pmatrix} = \hat{R} \begin{pmatrix} V'_\theta \\ V'_x \end{pmatrix} \quad (5.14)$$

となる。さて

$$V_s \cdot V_n = \overline{V}_s \cdot \overline{V}_n + \overline{V}_s \cdot V'_n + V'_s \cdot \overline{V}_n + V'_s \cdot V'_n$$

であるが、 $\times 4$ 項は微少量として無視し、残り3項を、 $\times 1$ 項は定常項、 $\times 2$ 項は非定常項、 $\times 3$ 項は準定常項として扱う。

Sears 関数 $S(\hat{k})$ を振幅部, 位相部に分け

$$S(\hat{k}) = A(\hat{k})e^{i\varphi(\hat{k})} \quad (5.15)$$

とおく。 \hat{k} は reduced frequency z''

$$\hat{k} = \omega l / 2\bar{V}_s \quad (5.16)$$

で与えられる無次元周波数である。

規則波中の場合の計算は, (5.13) 式に従って湯浅²⁰⁾が示しているように行えばよい。ここでは不規則波中の場合の計算法を示す。

(1) 非定常項 ($\bar{V}_s \cdot V_n'$) の取扱ひ。

この項の非定常性は V_n' に現れるが, V_n' を書くと次のようになる。

$$\begin{aligned} V_n' &= V_0' \sin \beta_0 - V_x' \cos \beta_0 \\ &= (2\pi r \bar{n}_p \sin \beta_0 - \bar{u} \cos \beta_0) \cos(\omega_e t + \varepsilon_1) \\ &\quad + \frac{1}{2} \bar{U} \sin \beta_0 \left[\cos\{(2\pi \bar{N}_p - \omega_e)t - \varepsilon_2\} \right. \\ &\quad \left. + \cos\{(2\pi \bar{N}_p + \omega_e)t + \varepsilon_2\} \right] \quad (5.17) \end{aligned}$$

ただし, 近似的に回転数変動と流入速度変動は, 同相と考えている。

この V_n' のオ1項は, 波との出会周波数によって生ずる変動であり, オ2, オ3項は平均回転周波数と出会周波数とによって振幅変動された高周波変動成分で, この項がはてくる点がプロペラ単独特性を利用する方法との大きな相違である。プロペラ全体から見るとプロペラの翼が等間隔に配置されていることから,

オ2, オ3項は打ち消し合いオ1項だけが残る。従ってこのオ2, オ3項は1翼だけについて見た場合に出てくる変動項である。そこで V_n' を $V_{n1}', V_{n2}', V_{n3}'$ と分けて別々に考えることにする。

(1)-a V_{n_1}' 項

この項によって生ずる場力変動スペクトラムは, (5.10)式, (5.17)式などから

$$S_{L_1}^I(\omega_e) = \left\{ H_0 \overline{V}_s A(\hat{k}) \right\}^2 \left\{ (2\pi r \sin \beta_0)^2 S_{np}(\omega_e) + (\cos \beta_0)^2 S_u(\omega_e) - 2\pi r \sin 2\beta_0 \sqrt{S_{np}(\omega_e) \cdot S_u(\omega_e)} \right\} \quad (5.18)$$

で与えられる。ただし, $H_0 = \pi \rho l$ である。

(1)-b V_{n_2}' 項

この項によって生ずる場力変動スペクトラムは, (5.11)式, (5.13)式などから

$$S_{L_2}^I(\omega_e) = \left\{ H_0 \overline{V}_s A(\hat{k}) \sin \beta_0 \right\}^2 \frac{1}{4} S_v(\omega_e) \quad (5.19)$$

で与えられる。ただし, この場合の \hat{k} は,

$$\hat{k} = (2\pi N_p - \omega_e) l / 2 \overline{V}_s \quad (5.20)$$

で与えられるものである。

(1)-c V_{n_3}' 項

この項によって生ずる場力変動スペクトラムは V_{n_2}' 項の場合と同様にして

$$S_{L_3}^I(\omega_e) = \left\{ H_0 \overline{V}_s A(\hat{k}) \sin \beta_0 \right\}^2 \frac{1}{4} S_v(\omega_e) \quad (5.21)$$

で与えられ, この場合の \hat{k} は

$$\hat{k} = (2\pi N_p + \omega_e) / 2 \overline{V}_s \quad (5.22)$$

である。

(2) 準定常項 ($\overline{V}_n \cdot \overline{V}_s$) の取扱

この準定常項についても, 非定常項で扱ったように3つの部分に分けて扱う。それらは,

(2)-a ω_e 周波数成分

$$S_{L_1}^{\Pi}(\omega_e) = (H_0 \bar{V}_n)^2 \left\{ (2\pi r \cos \beta_0)^2 S_{n_p}(\omega_e) + (\sin \beta_0)^2 S_u(\omega_e) + 2\pi r \sin 2\beta_0 \sqrt{S_{n_p}(\omega_e) \cdot S_u(\omega_e)} \right\} \quad (5.23)$$

(2)-b $\widehat{\omega}_e$ 周波数成分

$$S_{L_2}^{\Pi}(\widehat{\omega}_e) = (H_0 \bar{V}_n \cos \beta_0)^2 \frac{1}{4} S_v(\omega_e) \quad (5.24)$$

(2)-c $\check{\omega}_e$ 周波数成分

$$S_{L_3}^{\Pi}(\check{\omega}_e) = (H_0 \bar{V}_n \cos \beta_0)^2 \frac{1}{4} S_v(\omega_e) \quad (5.25)$$

となる。

$$\text{ただし,} \quad \widehat{\omega}_e = 2\pi \bar{N}_p - \omega_e$$

$$\check{\omega}_e = 2\pi \bar{N}_p + \omega_e$$

である。

以上で求めた各周波数成分を加え合わせたものが変動スペクトラムになる。揚力変動スペクトラムとプロペラ推力、トルク変動スペクトラムとの間には、

$$S_{t_p}(\omega) = (\cos^2 \beta_0) S_L(\omega), \quad S_{q_p}(\omega) = (r \sin \beta_0)^2 S_L(\omega) \quad (5.26)$$

の関係があるから、これより推力、トルク変動スペクトラムが求められることになる。なお、この方法で計算した場合、一定ピッチのプロペラの時は、推力変動率、トルク変動率の形で表現すると両者は全く同じになる。ここで、回転数変動スペクトラム $S_{n_p}(\omega)$ は、(5.8) 式による理論値、あるいは計測された回転数変動スペクトルを用いる。Fig. 5-6 に 1 翼だけ考えた場合の推力変動スペクトルの計算例を示す。平均回転周波数 ($2\pi \bar{N}_p$)

まわりに振幅変調された高周波数成分があることがわかる。この成分は、入射波の船尾での波高減衰を考慮すると運動との位相関係により、 ω_e 成分とは逆に大きなパワーを持つようになる。

5.4 実験との比較

5.4.1 プロペラ単独状態での負荷変動

負荷変動の推定計算法の確認のために、Table 4-1 に示すような各種のモードでプロペラボートを強制動揺させたプロペラ単独試験、及び波浪中におけるプロペラ単独試験を実施した。

強制上下揺及び縦揺の場合には、推力、トルク変動は見られない。これは、プロペラ負荷変動が、プロペラ面への前後方向流入速度変動によって生ずると考えれば当然の結果である。

Fig. 5-7 は、強制前後揺の場合の変動量を定常量との比の形で表示し、5.3 で述べた Sears 関数を用いた計算結果、及び 5.1 に述べた方法による計算結果と比較したものである。後者の計算値は実験値と非常によい一致を示している。前者の計算値は変動率の形にすると推力変動とトルク変動は同じ値になるが、回転数変動を考慮しても実験値よりは高目である。

次に規則波中でプロペラボートを固定して直進させた場合の推力、トルク変動を、平均値に対する比の形で示したのが Fig. 5-8 である。強制前後揺の場合と同様な結果である。

Fig. 5-9 には、プロペラ回転数変動の実験値、及び駆動用モーターの特性値 e_{qn} を使った計算値の比較が示されている。実験値と計算値の一致はよい。なお、本実験時の e_{qn} の値は、

$e_{qn} = -0.0226 \text{ kg} \cdot \text{m} \cdot \text{s}$ であり、比較的回転数一定の性能に近いものである。プロペラの単独特性から求めた特性値を使い 5.1 で示した方法の計算値は、実験値とよく合うが、それはここで実施した動揺周波数位では、準定常的に扱っても良いことを示すものである。

不規則波中でプロペラボートを固定して行った単独試験における推力、トルク変動スペクトラムの実験値と計算値の比較を Fig. 5-10 に示す。この場合も、Sears 関数を使っただけの計算値は実験値よりもかなり大きく、準定常的に考えている 5.1 の方法での計算値の方が実験値と良く合っていることがわかる。

5.4.2 波浪中自航時の負荷変動

第 6 章で述べる波浪中における船速低下の実験時に、プロペラ推力、トルク、回転数変動を計測した²¹⁾。Fig. 5-11 に常用状態における回転数一定制御 ($e_{qn} = -\infty$)、主機トルク一定制御 ($e_{qn} = 0$) 時の正面規則波中における各変動値の実験値と計算値の比較を示す。回転数一定制御時には、短波長領域での実験値と計算値の一致はよくないが、それ以外ではよく合っていると言える。主機トルク一定制御時は、回転数一定制御時よりも実験と計算の一致はよい。また、主機トルク一定制御時であって

もプロペラトルク変動があるが、これは実験値がないので計算値だけを示している。馬力一定制御時の x_p, n_p, g_p, q_e についても計算値のみを示している。

一方、軽荷状態における船速低下の実験時に計測された x_p, g_p, n_p の変動両振幅を Fig. 5-12 に示す。図中に常用状態の実験結果の平均線を示すが、 $\lambda/L = 0.8 \sim 1.4$ の間で軽荷状態の実験値は非常に大きな値となるのが特徴的である。これは、プロペラが一部水面より露出することによる、いわゆるプロペラレーシングの影響である。図中に示す軽荷状態の計算値には、プロペラが露出することの影響が考慮されていないために実験値と合わないのであり、軽荷状態での負荷変動は、この点を考えに入れないと良い推定はできないことがわかる。

Fig. 5-13 に不規則波中における常用状態での船速低下の実験時に得られた各変動量の有義値を、有義波高に対して示す。変動の振幅応答関数と、波スペクトルの重ね合わせにより推定した値も示してある。この振幅応答関数は計算値を使用している。規則波中の実験結果と同様に、回転数一定制御時の方が計算値と実験値との差が大きい。各変動量の有義値は、有義波高とほぼ直線的比例関係にあることがわかる。しかし、有義波高が大きくなると、回転数一定制御方式の場合、 $x_{p1/3}, g_{p1/3}$ は有義波高に対する直線的比例関係より大きい方へずれ、主機トルク一定制御方式の場合、 $n_{p1/3}$ がずれてくることがわかる。

5.5 プロペラレーシング

プロペラ負荷変動の特別な場合として、プロペラが水面より露出し極めて激しい負荷変動を起す場合——いわゆるプロペラレーシング——には、前節で述べたような方法だけでは取り扱うことができなく、新たにプロペラの没水深度に対する考慮が必要となる。プロペラレーシングの例として、日本造船研究協会才125部会で実施された実船実験（氷川丸才2次航）²²⁾で計測されたレーシング時の波形を Fig. 5-14 に示す。プロペラトルク、回転数ともに非常に大きな変動をしていることがわかる。以下、このような現象について検討する。

5.5.1 レーシング時の負荷変動と

プロペラ没水深度の相互関係

プロペラ没水深度を変化させたプロペラ単独試験の結果より、Fig. 5-15 に没水深度の浅い場合と深い場合の推力比、及びトルク比を I_0/R_p (I_0 : 静止時のプロペラ中心までの静止水面からの距離) の変化に対して示す。図中にプロペラを回転円盤と考えた場合、その没水面積とプロペラ円盤面積との比の没水深度による変化を示してある。推力比、トルク比の減少具合は、プロペラ面積比と同様な傾向を示すことがわかる。²³⁾

不規則波中におけるプロペラ単独試験の結果、及び模型船を $F_n=0.20$ で静水中を航行させながら強制縦揺させた実験結果を Fig. 5-15 と同様な図に示したのが、Fig. 5-16, Fig. 5-17 である。

以上の結果は、プロペラレーシング時の波形は複雑なようで

あるが、プロペラ没水深度と強い関係があり瞬時瞬時のプロペラ没水深度を知ることができれば、レーシング時の平均的な推力、トルクの挙動を推定することが出来ることを示すものである。

5.5.2 プロペラ単独状態でのレーシング

規則域中におけるプロペラ単独試験時に得られたプロペラの推力、トルク、回転数変動のアナログ記録を Fig. 5-18 に示す。回転数変動は厳しい場合でも、レーシングをおこなっていない時の値に対して 4% 位しか増加してゐなく Fig. 5-14 の実船の結果と著しい相違をなしてゐる。このことは模型実験に使用する駆動モータと実船主機関の性能の違いによるものである。模型用駆動モータは、通常回転数一定制御がかけられており、かつ回転慣性モーメントが大きいことが主な相違点である。

以下、模型実験で使用した駆動モータの特性値 $e_{gn} = -0.00226 \text{ kg-m-s}$ のモータの場合、回転数変動は考慮しないで話を進める。さて、Fig. 5-18 に示したレーシング波形を求めるために、プロペラの没水深度の影響を Fig. 5-15, -16, -17 の結果より、Fig. 5-19 のようにモデル化し、それから求められた成分と、波粒子速度の水平成分から求められる成分を合成してみる。

Fig. 5-19 を簡単に次のように表す。

$$\frac{T}{T_{\infty}} = \begin{cases} \tilde{\alpha}(I/R_p) + \tilde{\alpha}' & (I/R_p \leq A) \\ 1 & (I/R_p > 1) \end{cases} \quad (5.27)$$

そして、座標系を Fig. 5-20 のように決め、波を $\zeta = \zeta_a \cos \omega_e t$ と表現すると推力変動波形は

$$\tau_p = \begin{cases} -p_{tu} \cdot u + \tilde{\alpha}(\dot{\zeta}_a/R_p) \cos \omega_e t \cdot T_{00} : (I/R_p \leq A) \\ -p_{tu} \cdot u : (I/R_p > A) \end{cases}$$

で与えられる。 (5.28)

この方法で推力変動のタイムヒストリーを計算し、実験時のそれとを比較した結果を Fig. 5-21 に示す。計算では $A=1.2$ とした。前進常数 J が 0.5, 0.6 などの場合、波形それ自体も対称であって計算によって良く推定できることがわかる。一方 J が小さい場合、計算値との相違が大きいというえに波形が非対称であるのが特徴的である。これは J が小さい場合、 A は 1.2 よりも大きな値となっていることと、プロペラが水面に入る場合と出る場合に空気吸い込みなどの影響で特性が違ってくることに原因していると考えられる。²⁴⁾

以上の事は、プロペラの没水深度の変化による影響を (5.27) 式のように表して計算すると、レーシング時の変動諸量の振幅は容易に推定できることを示すものである。

5.5.3 波浪中自航時のレーシング

平水中で模型を自航させると、トリム、シンケージ、あるいはプロペラ位置での水面の盛りとりなどのために静止時のプロペラ没水深度とは異なる。この点を調査するために軽荷状態においてプロペラ真横、船体中心線より 8cm と 24cm の位置に

設置された抵抗線型水位計により Table 5-1 に示されているような実験を行った。輕荷状態の場合、模型船が静止している場合のプロペラチップと静止水面の距離 h_0 は 0.013 m ($I_0/R_p = 1.17$) である。その実験結果を Fig. 5-22 に示す。内側 A と外側 B とでは相対水位に差がある。内側の場合、 $Fn = 0.30$ で航行した時 0.05 m も没水深度が増加することになりプロペラ没水深度の推定にはこれを無視することはできない。図中に文献(22)に示されている 静的水位上昇量の推定式 $\delta h/L = 20 \times Fn^2/175$ による結果を示すが、実験値と比較的良好一致を与えている。

次に、波の中を航行した場合プロペラ没水深度がどのように変動しているかを調べるために Table 5-1 に示すような実験を行い、その結果を Fig. 5-23 に示す。図中に O.S.M. による計算結果も示す。一点鎖線は、平均深度であり静的水位上昇量が含まれている。 I/R_p が 1.0 より小さくなる $\lambda/L = 0.8 \sim 1.4$ の範囲ではプロペラの一部が水面より露出しており、Fig. 5-12 に示したプロペラ負荷変動が非常に大きいという結果は、このプロペラ露出によるものであることが納得できる。

以上の事から、静的水位上昇量の推定式と O.S.M. による相対水位変動を使えば、波浪中における自航状態でのプロペラ没水深度及びその変動は、ほぼ推定できると考えてよい。

これらの事実を使用して、 $Fn = 0.20$ の速度で正面規則波中を航行した時のプロペラ推力、トルクの変動量と推定量を比較した結果が Fig. 5-24 である。模型の状態は輕荷状態である。没水深度の変化による成分だけを考えても実験値の傾向をよく説

明するものになっている。この量がいわゆるレーシングによる成分であるが、軽荷状態では卓越した成分になっていることがわかる。

次に不規則波中における各種変動量は、レーシング現象そのものが非線型であるが、ある時間的平均値は存在するからその変動の分散値と、プロペラと水面との相對運動の分散値との関係を考えみることにする。

外側水位計Bで計測された相對運動の分散値と、計測された推力、回転数変動の分散値の関係をFig. 5-25に示す。この図からレーシングしている場合でも負荷変動の分散値は、相對運動の分散値に対してほぼ直線的比例関係にあることがわかる。

このことから不規則波中における場合でも相對水位変動の分散値を知ることができれば、比較的容易にどれ位の負荷の変動があるかを推定することが可能である。なお、ここで有義振幅などではなく分散値の形で表示したのは、レーシングを起こしている場合の負荷変動は非線型な現象であり、線型な現象の分散値と有義振幅の間のよく知られた関係が成立しているとは言いがたいからである。

5.5.4 主機-プロペラ系の回転慣性モーメントのレーシングに及ぼす影響

模型実験結果について回転慣性モーメントの影響については無視してきた。模型実験では比較的良く推定値と実験値は対応

していたが、実船の場合についてはそれでは正しくない。

長さ175 m級の高速コンテナ船に装備されているプロペラの回転慣性モーメントは文献(25)によると平均して $4.96 \times 10^5 \text{ Kg} \cdot \text{cm} \cdot \text{s}^2$ 位である。これはプロペラだけの回転慣性モーメントであり25%位の付加水,あるいは中間軸,主機などの回転慣性モーメントも考えて2倍位にとり考えてみると $9.92 \times 10^5 \text{ Kg} \cdot \text{cm} \cdot \text{s}^2$ となる。175 mの実船に対して4 mの模型を考えると,縮率 $\varepsilon = 1/43.75$ であり,回転慣性モーメントを ε^5 で縮小すると模型では $I_{me} = 0.00619 \text{ Kg} \cdot \text{cm} \cdot \text{s}^2$ 位になると対応がつかうものと考えられる。

本研究で用いた駆動モーターでは,カタログ数値で $0.0255 \text{ Kg} \cdot \text{cm} \cdot \text{s}^2$ であるが,20%位の増加を見込めると $I_m = 0.0306 \text{ Kg} \cdot \text{cm} \cdot \text{s}^2$ となる。ゆえに $I_m/I_{me} = 0.0306/0.00619 \approx 5$ となり,模型駆動モーターの回転慣性モーメントは実船に比べて大きく,この計算によるとほぼ5倍位の“腰の重さ”になっている²¹⁾。この5倍位の差については,更に検討されねばならない点があるにしても,模型駆動モーターの回転慣性モーメントの方がかなり大きな値を持つことがわかる。以下,計算にあたってはこのことを考えて,回転慣性モーメントを模型の値の $1/2, 1/5$ にした計算も実施し,回転慣性モーメントの影響を調べてみた。

回転運動の微分方程式は(5.1)式で与えられているが,回転数一定制御をかけた場合は $\dot{n}_e = 0$ となり I_m の影響は一切なくなり現実的でない。そこで,主機トルク一定の性能の場合について論ずる。このとき $q_e = 0$ となり(5.1)式右辺のプロペラトル

ク変動 g_p を与えることが必要である。 g_p は、レーシング状態においてはプロペラが露出することによる変動成分が支配的であり、この量を推定することが重要である。Fig. 5-17 に水中強制縦揺の実験時に計測された推力と没水深度の位相面が示されているが、プロペラトルクも同様な変動をしていると考えられ、このような位相面ができる時にプロペラトルクは時間的にどのように変動しているかを試算してみた結果が Fig. 5-26 である。この場合とそのまま同じではないにしても、プロペラが露出する時のプロペラトルク変動の没水深度の変化による成分を大略、次のように与え、その時の回転数変動を計算すれば良いと考えられる。そうすれば、変動の振幅値の推定は可能であろう。

$$g_{p2} = \begin{cases} \tilde{b} \cos \omega t & : F/R_p \leq A \\ 0 & \end{cases} \quad (5.29)$$

ただし、 g_{p2} は、没水深度の変化によって生ずるトルク変動成分を意味する。更に、レーシング状態では回転数が変動し、プロペラトルクもそれに対応して変化するから、その成分を

$$g_{p3} = p_{gn} \cdot n_e \quad (5.30)$$

とあき、 $(g_{p2} + g_{p3})$ を g_p とし (5.1) 式に代入して、それを数値的にルンゲ・クッタ法で解く。(ただし $n_a = 1$ としている。)

このように計算した結果を Fig. 5-27 に示す。この左側の図は、プロペラが水面から露出するような状態になっても p_{gn} の値は変化しない——すなわちプロペラ特性が変わらないとして計算した場合の結果であるが、この場合、回転慣性モーメントの

回転数変動に及ぼす影響は大きくない。右側の図は、 p_{gn} の値が変わり、その影響を有効プロペラ直径の変化という形で考慮して計算した結果である。この時の有効直径 D_e の変化、 p_{gn} の変化及び回転数変動を示してあるが、 p_{gn} を変化させない左側の場合に比べて大きな変動を示し、回転慣性モーメントの影響が強くでてくることがわかる。 I_m が大きい時は、回転数変動に及ぼす p_{gn} の変化の影響は小さいが、 I_m が小さくなればなるほど p_{gn} の変化の影響を回転数変動は強く受けることになる。

これらの事は、 I_m が比較的大きい模型実験時のレーシングについて、 I_m や p_{gn} の変化の事を考慮しないでレーシング変動振幅を推定しても良い推定値を与えていたことの理由である。

しかるに実船の場合は、 I_m が小さいからプロペラ露出による p_{gn} の変化の影響を強く受けるために模型実験のように推定すると良い推定値を与えない。それを避けるためには、 p_{gn} のことを上記のように推定計算に組み込む必要がある。

さる、このように計算した結果を主機関の立場から検討するためには主機の特性平面とで議論することが必要である。²⁶⁾
²⁵⁾

Fig. 5-28 は、175 m 級高速コンテナ船の公試運転結果を用いて主機の作動点を示したものである。模型実験時の同様な図を Fig. 5-29 に示す。これは過負荷、軽負荷の平水中自航試験結果であるが、過不足のない負荷とは摩擦修正をした状態である。両図を比べみると平水中自航点は模型の場合と、実船の場合で同じような作動状況にあると考えられる。Fig. 5-27 に示した結果を特性平面に重ねて示した図が Fig. 5-30 である。

図中には強制縦揺の実験で 60% 直径が露出した場合の計測結果と、氷川丸オマ次航で計測された波形を読みとった結果も示してある。図は矢印の間を動くということであり、その途中どのように動くかは不明である。 $I_M \times 1/5$ の結果は、実船結果のそれなりの説明になつてゐることがわかる。このように、レーシングの問題は主機の特性平面上で議論してゆくことが必要と思われ²⁷⁾る。プロペラレーシングを考えるのに、プロペラ直径の露出量から、あるいは回転数変動量から、あるいはトルク変動量から、などいろいろの立場、見解があるがそれらの相互の関係は主機特性平面上で論じられて明確になるものであらう。

なお、ディーゼル機関には調速機がついてゐることが多いが、最終的には調速機を含めて各種の量の相互関係を論ずることが必要である。

5.6 ノンメモリーの非線型変換された波形

のスペクトル解析

レーシングのような非線型現象に対する確率統計的な取り扱いには、線型現象のような一般性をもった取り扱いをするには難点がある。しかし、その非線型変換される条件に一定の制約を与えるならばある程度一般性をもった扱いができる。前述したようにレーシングのようなフロウ没水深度と負荷変動量が近似的に1:1の対応がつくと考えられるノンメモリーの非線型変換などはその例である。Fig. 5-31のような変換を入力 x に対して行うような現象は造船学分野でも少なくない。非線型現象に対してスペクトル解析を行う例として、非線型ダンピングを含む横揺²⁸⁾²⁹⁾などがある。ここでは、正規過程に従う不規則変動入力に対して、Fig. 5-31に示すようなノンメモリーの非線型変換を受けた出力 y のスペクトラムを、入力 x のスペクトラムから求める方法を以下に述べる。

入力 $x(t)$ から出力 $y(t)$ への変換を次のように表す。

$$y = m(x) = \begin{cases} 0 & : x \geq \alpha \\ k(x - \alpha) & : x < \alpha \end{cases} \quad (5.31)$$

これは次のように絶対値記号をつけた表現にもなる。

$$y = \frac{k}{2} \{ (x - \alpha) - |x - \alpha| \} \quad (5.32)$$

ここで x の自己相関関数を $R_x(\tau)$ 、スペクトラムを $S_x(\omega)$ とするとそれぞれ次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} R_x(\tau) &= E[x(t) \cdot x(t+\tau)] \\ S_x(\omega) &= \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} R_x(\tau) \bar{e}^{i\omega\tau} d\tau \end{aligned} \right\} \quad (5.33)$$

ここで, $x(t) = x_1$, $x(t+\tau) = x_2$ とおくことにし, おカ $y(t)$ の自己相関関数を $R_y(\tau)$ とおくと

$$\begin{aligned} R_y(\tau) &= E[y(t) \cdot y(t+\tau)] \\ &= \left(\frac{\kappa}{2}\right)^2 (E_1 + E_2 + E_3 + E_4) \end{aligned} \quad (5.34)$$

で与えられる。ただし

$$\left. \begin{aligned} E_1 &= E[(x_1 - \alpha)(x_2 - \alpha)] \\ E_2 &= E[|x_1 - \alpha| |x_2 - \alpha|] \\ E_3 &= E[(x_1 - \alpha) |x_2 - \alpha|] \\ E_4 &= E[|x_1 - \alpha| (x_2 - \alpha)] \end{aligned} \right\} \quad (5.35)$$

である。この E_i ($i=1 \sim 4$) が計算できれば $R_y(\tau)$ を求めることができる。以下この E_i を求める。

a) E_1 項

この項は, 平均値 α のずれとして現れるだけであるから

$$E_1 = R_x(\tau) + \alpha^2 \quad (5.36)$$

で与えられる。

b) E_2 項

この項は, 絶対値がついている場合の計算に利用されるフリスの定理を用いると

$$\frac{\partial E_2[|x_1 - \alpha| |x_2 - \alpha|]}{\partial \mu} = E_2 \left[\frac{d|x_1 - \alpha|}{dx_1} \cdot \frac{d|x_2 - \alpha|}{dx_2} \right] \quad (5.37)$$

なる関係式が成立する。

右辺については

$$\left. \begin{aligned} \frac{d|x_1-\alpha|}{dx_1} &= \begin{cases} 1 & : (x_1 \geq \alpha) \\ -1 & : (x_1 < \alpha) \end{cases} \\ \frac{d|x_2-\alpha|}{dx_2} &= \begin{cases} 1 & : (x_2 \geq \alpha) \\ -1 & : (x_2 < \alpha) \end{cases} \end{aligned} \right\} \quad (5.38)$$

であるから

$$\begin{aligned} E_2 \left[\frac{d|x_1-\alpha|}{dx_1} \cdot \frac{d|x_2-\alpha|}{dx_2} \right] &= P[(x_1-\alpha)(x_2-\alpha) > 0] \\ &\quad - P[(x_1-\alpha)(x_2-\alpha) < 0] \\ &= 1 - 2P[(x_1-\alpha)(x_2-\alpha) < 0] \quad (5.39) \end{aligned}$$

と表現される。

x_1, x_2 が平均値 0 で、等しい分散 σ_x^2 を持つ 2 つの正規ランダム変数で、かつその相関係数が 1 に近い場合

$$P[(x_1-\alpha)(x_2-\alpha) < 0] \simeq P[x_1 \cdot x_2 < 0] \exp[-\alpha^2/2\sigma_x^2] \quad (5.40)$$

が成立することが知られている。³⁰⁾

x_1, x_2 の結合密度関数 $f(x_1, x_2)$ は、

$$f(x_1, x_2) = \frac{1}{2\pi\sigma_x^2\sqrt{1-\bar{r}^2}} \exp\left[-\frac{x_1^2 - 2\bar{r}x_1x_2 + x_2^2}{2\sigma_x^2(1-\bar{r}^2)}\right] \quad (5.41)$$

で与えられるが、 x_1, x_2 を標準偏差 σ_x で割ったものを

$$\eta_1 = (x_1/\sigma_x), \quad \eta_2 = (x_2/\sigma_x)$$

とすると、その分布関数は、

$$F(\eta_1, \eta_2) = \int_{-\infty}^{\eta_1} \int_{-\infty}^{\eta_2} \frac{1}{2\pi\sqrt{1-\bar{r}^2}} \exp\left[-\frac{\eta_1^2 - 2\bar{r}\eta_1\eta_2 + \eta_2^2}{2(1-\bar{r}^2)}\right] d\eta_1 d\eta_2 \quad (5.42)$$

となる。被積分関数を $f_0(\eta_1, \eta_2, \bar{r})$ とおき

$$L(-\eta_1, -\eta_2, \bar{r}) = F(\eta_1, \eta_2) = \int_{-\eta_1}^{\infty} \int_{-\eta_2}^{\infty} f_0(\eta_1, \eta_2, \bar{r}) d\eta_1 d\eta_2 \quad (5.43)$$

とすると

$$L(0,0,\pm\bar{r}) = \frac{1}{4} \pm \frac{1}{2\pi} \sin^{-1} \bar{r} \quad (5.44)$$

となることは知られている。³¹⁾

この $L(-\eta_1, -\eta_2, \bar{r})$ を使うと

$$\begin{aligned} P[x_1 x_2 < 0] &= P[x_1 > 0, x_2 < 0] + P[x_1 < 0, x_2 > 0] \\ &= 2L(0,0,-\bar{r}) = \frac{1}{2} - \frac{1}{\pi} \sin^{-1} \bar{r} \end{aligned} \quad (5.45)$$

となる。これを (5.40) 式に代入し (5.37) 式, (5.39) 式を使うと

$$\frac{\partial E_2[|x_1 - \alpha| | x_2 - \alpha|]}{\partial \mu} = 1 - \exp\left(-\frac{\alpha^2}{2\sigma_x^2}\right) + \frac{2}{\pi} \exp\left(-\frac{\alpha^2}{2\sigma_x^2}\right) \sin^{-1} \bar{r} \quad (5.46)$$

が得られる。ただし

$$\mu = R_x(\tau), \quad \bar{r} = R_x(\tau)/\sigma_x^2 = \mu/\sigma_x^2$$

である。(5.46) 式を積分した結果は、次のようになる。

$$\begin{aligned} E_2[|x_1 - \alpha| | x_2 - \alpha|] &= R_x(\tau) \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{\alpha^2}{2\sigma_x^2}\right) \right\} \\ &\quad + \frac{2\sigma_x^2}{\pi} \exp\left(-\frac{\alpha^2}{2\sigma_x^2}\right) \cdot (\theta \sin \theta + \cos \theta - 1) + W^2 \end{aligned} \quad (5.47)$$

ただし

$$\sin \theta = \bar{r} = \mu/\sigma_x^2$$

$$W = \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{\pi}\sigma_x^2} \left\{ \sqrt{2\pi} \cdot \alpha \cdot \operatorname{erf}(\alpha) + \sigma_x^2 \exp\left(-\frac{\alpha^2}{2\sigma_x^2}\right) \right\} \quad (5.48)$$

$$\operatorname{erf}(\alpha) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_0^\alpha \exp\left(-\frac{\xi^2}{2\sigma_x^2}\right) d\xi \quad (\text{誤差関数})$$

である。ここで、 $\alpha=0$ 、すなわち半波整流波形の場合を求めると

$$E_2[|x_1| | x_2|] = \frac{2\sigma_x^2}{\pi} (\theta \sin \theta + \cos \theta) \quad (5.49)$$

となり、既に求められている結果と一致する。³⁰⁾

C) E_3, E_4 項

E_3, E_4 項は確率統計的には同じものである。 E_2 項と同様な方法で求めると

$$E_3 = \gamma_0 \cdot R_x(\tau) - \alpha W \quad (5.50)$$

ただし,

$$\left. \begin{aligned} \gamma_0 &= Q\left(\frac{\alpha}{\sigma_x}\right) - Q\left(\frac{-\alpha}{\sigma_x}\right) \\ Q(\xi) &= \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{\xi}^{\infty} \exp\left(-\frac{\eta^2}{2}\right) d\eta \end{aligned} \right\} \quad (5.51)$$

となる。

5.6.1 $y(t)$ の自己相関関数 $R_y(\tau)$

以上で求められた $E_1 \sim E_4$ によって出力 $y(t)$ の自己相関関数は次のように求められる。

$$\begin{aligned} R_y(\tau) &= \left(\frac{k}{2}\right)^2 \left[\left\{ 2 - \exp\left(-\frac{\alpha^2}{2\sigma_x^2}\right) - 2\gamma_0 \right\} R_x(\tau) \right. \\ &\quad + \frac{2\sigma_x^2}{\pi} \exp\left(-\frac{\alpha^2}{2\sigma_x^2}\right) \cdot (\theta \sin \theta + \cos \theta) \\ &\quad \left. - \frac{2\sigma_x^2}{\pi} \exp\left(-\frac{\alpha^2}{2\sigma_x^2}\right) + W(W+2\alpha) \right] \quad (5.52) \end{aligned}$$

前と同様に $\alpha=0$ とおくと

$$\left[R_y(\tau) \right]_{\alpha=0} = \left(\frac{k}{2}\right)^2 \left\{ R_x(\tau) + \frac{2\sigma_x^2}{\pi} (\theta \sin \theta + \cos \theta) \right\} \quad (5.53)$$

となり既出の結果と一致する。(5.52) 式をフーリエ変換すれば出力 $y(t)$ のスペクトル表示が得られることになる。しかし、その場合 (5.52) 式が 2 項 $(\theta \sin \theta + \cos \theta)$ のフーリエ変換は簡単ではない。そこで次のように取り扱うことにする。

$\sin \theta = \bar{r}$ であるから

$$f(\bar{r}) = \theta \sin \theta + \cos \theta = \bar{r} \sin \bar{r} + \sqrt{1 - \bar{r}^2} \quad (5.54)$$

と書ける。これを級数展開して第2項までとると

$$f(\bar{r}) \doteq 1 + \frac{3}{2} \bar{r}^2 \quad (\equiv g(\bar{r})) \quad (5.55)$$

となる。

ここで関数 $f(\bar{r})$ の性質を調査してみると次のような性質がある。

1. $f(\bar{r}) \geq 1$

2. $f(\bar{r})$ は $R_x(\tau)$ の倍周期で変動する。

3. $f(\bar{r})$ は $R_x(\tau)$ がゼロクロスする時極小値を持ち、 $R_x(\tau)$ が極大値あるいは極小値を持つ時に極大値を持つ。

一方、 $g(\bar{r}) = 1 + 3\bar{r}^2/2$ なる (5.54) 式の関数も同様な性質を持つが、重要な $\tau = 0$ 近傍での $g(\bar{r})$ の近似度がよくないの

$$\begin{aligned} f(\bar{r}) \div g(\bar{r}) &= 1 + \frac{f(1) - 1}{g(1) - 1} (g(\bar{r}) - 1) \\ &= 1 + \frac{\pi - 2}{2} \bar{r}^2 = 1 + \frac{\pi - 2}{2} \left(\frac{R_x(\tau)}{\sigma_x^2} \right)^2 \end{aligned} \quad (5.56)$$

とする。Fig. 5-32 にこの近似の度合を示すが $g(\bar{r})$ は $f(\bar{r})$ を極めてよく近似していることがわかる。以下 $f(\bar{r})$ のかわりに $g(\bar{r})$ を用いることにする。この結果を使うと (5.52) 式の $R_y(\tau)$ は、次のようになる。

$$\begin{aligned} R_y(\tau) &= \left(\frac{\kappa}{2} \right)^2 \left[\left\{ 2 - \exp\left(-\frac{\alpha^2}{2\sigma_x^2}\right) - 2\gamma_0 \right\} R_x(\tau) \right. \\ &\quad \left. + \frac{\pi - 2}{\pi \sigma_x^2} \exp\left(-\frac{\alpha^2}{2\sigma_x^2}\right) R_x^2(\tau) + W(W + 2\alpha) \right] \end{aligned} \quad (5.57)$$

5.6.2 $y(t)$ のスペクトラム $S_y(\omega)$

$y(t)$ のスペクトラムは (5.57) 式の $R_y(\tau)$ をフーリエ変換すれば求められる。その結果は次のようになる。

$$S_y(\omega) = \left(\frac{\kappa}{2}\right)^2 \left[\left\{ 2 - \exp\left(-\frac{\alpha^2}{2\sigma_x^2}\right) - 2\gamma_0 \right\} S_x(\omega) + \frac{\pi-2}{\pi\sigma_x^2} \exp\left(-\frac{\alpha^2}{2\sigma_x^2}\right) \cdot S_x(\omega) * S_x(\omega) + W(W+2\alpha) \cdot \delta(\omega) \right] \quad (5.58)$$

ここに $S_x(\omega) * S_x(\omega)$ は入力スペクトラムのたたみ込み積分を意味し、 $\delta(\omega)$ はディラックのデルタ関数で、次のように定義されているものである。

$$\delta(\omega) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} e^{-i\omega\tau} d\tau \quad (5.59)$$

(5.58) 式のオ2, オ3項が非線型の影響項である。

5.6.3 相当線型化法

非線型の度合が小さい場合、相当線型化法が用いられる。この方法は (5.3/) 式で示されている非線型変換の相当線型化係数を K_{eq} とし、次式

$$\frac{\kappa}{2} \{ x - \alpha - |x - \alpha| \} = K_{eq} \cdot x + \Delta \quad (5.60)$$

の Δ^2 が統計的な意味において最少になるように K_{eq} を決める方法である。 Δ^2 が最少になる K_{eq} は、 $\langle \partial \Delta^2 / \partial K_{eq} \rangle = 0$ を解いて求められるが、その結果は

$$K_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_x^2} \int_{-\infty}^{\infty} m(x) x \exp\left(-\frac{x^2}{2\sigma_x^2}\right) dx \quad (5.61)$$

となる。この $m(x)$ に (5.3/) 式を代入して演算すると

$$K_{eq} = KQ\left(-\frac{\alpha}{\sigma_x}\right) = K\left\{1 - Q\left(\frac{\alpha}{\sigma_x}\right)\right\} \quad (5.62)$$

となる。 $Q(\xi)$ は (5.51) 式で与えられるものである。この係数を使うと相当線型化スペクトラム $\tilde{S}_y(\omega)$ は、

$$\tilde{S}_y(\omega) = K_{eq}^2 \cdot S_x(\omega) = K^2 \left\{1 - Q\left(\frac{\alpha}{\sigma_x}\right)\right\}^2 S_x(\omega) \quad (5.63)$$

となる。

この $\tilde{S}_y(\omega)$ は、(5.58) 式 $S_y(\omega)$ の第 1 項に対応するものであり、 $\alpha=0$ とおいた場合に $\tilde{S}_y(\omega)$ と $S_y(\omega)$ の第 1 項は一致する。

5.6.4 平均値と分散値

非線型現象の平均値や分散値は線型現象のそれの持つ意義と比べると小さいものであろう。後者の場合、平均値と分散値によってその現象の持っている重要な統計的諸量は決まってしまうのに反して、前者の場合どれほどの意義があるかまだ不明確と思えるが、その値は出しておく必要はあろう。平均値を m_e とおくと

$$m_e = E[y] = \frac{K}{2} (-\alpha - W) \quad (5.64)$$

で与えられる。ただし、 W は (5.48) 式で与えられている。

分散値 σ_y^2 は、
$$\sigma_y^2 = R_y(0) - m_e^2 \quad (5.65)$$

で与えられ、 $R_y(0)$ は (5.57) 式を使ってみると

$$R_y(0) = \left(\frac{K}{2}\right)^2 \left[\left\{ 2 - \exp\left(-\frac{\alpha^2}{2\sigma_x^2}\right) - 2\gamma_0 \right\} \sigma_x^2 + \frac{\pi-2}{\pi} \sigma_x^2 \exp\left(-\frac{\alpha^2}{2\sigma_x^2}\right) + W(W+2\alpha) \right] \quad (5.66)$$

となる。これを使うと σ_y^2 は次のようになる。

$$\sigma_y^2 = \left(\frac{K}{2}\right)^2 \left[-\alpha^2 + 2\sigma_x^2 \left\{ 1 - \gamma_0 - \frac{1}{\pi} \exp\left(-\frac{\alpha^2}{2\sigma_x^2}\right) \right\} \right] \quad (5.67)$$

となる。 $\alpha = 0$ とすると

$$[\sigma_y^2]_{\alpha=0} = \left(\frac{K}{2}\right)^2 \left(1 - \frac{1}{\pi}\right) \sigma_x^2 \quad (5.68)$$

となり既出の結果と一致する。³⁰⁾

5.6.5 実験との比較検討

1) デジタルシミュレーションによる比較

ISSC型の波スペクトラム（有義振幅＝12cm，平均波周期＝1.35秒）を持つようなランダムタイムヒストリーを発生させ，それを任意の α レベルでカットしたタイムヒストリーを作り，そのスペクトラム解析の結果と(5.58)式，(5.63)式で求められた理論値とを比較する。ただし計算では $K=1$ として行った。その結果をFig. 5-33に示す。図中に平均値，分散値についても実験値と理論値を示す。

α が小さくなるほど非線型性が強くなるが，高低周波数成分については，その特徴をよく表現し得ているものと思われる。相当線型化法は，線型項の成分についてはかなり良く合っていることがわかるが，高低周波数成分についてはなんら表現できていないことがわかる。平均値の実験と理論の一致はよいが，分散値は波形が大幅にカットされるようになると，両者の一致はよくない。

2) 水線面付近における変動圧力による比較

水線面付近で計測された波浪変動圧力などは前述のような波形が計測される例が報告されている。³²⁾このような波形のスペクトラムは、理論的に(5.58)式を使って求めることができる。

ある計測点における圧力変動の理論的に求められた振幅応答関数を $H(\omega)$ とし、波のスペクトラムを $S_{\xi}(\omega)$ とすると、その点での整流されていない圧力変動のスペクトラム $S_p(\omega)$ は、線形理論により

$$S_p(\omega) = H^2(\omega) \cdot S_{\xi}(\omega) \quad (5.69)$$

で与えられる。

この $S_p(\omega)$ を(5.58)式の $S_x(\omega)$ に代入すれば整流された圧力変動のスペクトラムが求まる。

実験では $L_{pp}=3m$ の数学船型(円弧型)の船体中央部静止時水面位置の、船速0における波浪変動圧力を計測した。圧力の応答関数は丸尾の³³⁾三次元的な方法で求められた結果³⁴⁾を使用した。その計測結果と理論計算結果の比較をFig.5-34に示す。計測されたスペクトラムと計算されたスペクトラムは、非常に良く合っていると言えよう。

このような波形は、浮遊海洋構造物の係留索などの張力にも見られ³⁵⁾、その方面でも今後応用が可能ではないかと思われる。

以上の方法をそのままレーシング波形の理論計算に使うのには、まだいくつか解決されなければならない問題点がある。

レーシング波形をスペクトラム解析した例によると、Fig.5-33のように卓越した高低周波数成分が出ており、本理論の示すところになっているが、レーシングは他の原因も察知しているか

ら、それらが合成されたものに対する確率統計的な検討が最終的には必要となる。

5.7 5章のまとめ

1. プロペラ負荷変動はプロペラ面内への前後方向流入速度変動を知ることによって求められる。この流入速度変動に対しては入射波の波高減衰を考慮すること、更に駆動モーターの特性を考えることにより、プロペラ単独特性から容易に負荷変動量を推定することができる。その結果は実験結果と良い一致を示す。
2. プロペラ負荷変動を Sears の非定常直進二次元翼理論を使って求めることができるが、変動値そのものは過大な値を与える。
3. 不規則波中の負荷変動は船体運動の応答関数を知ることにより、与えられた波スペクトラムからプロペラ中心における前後方向流入速度変動スペクトラムを求めて、プロペラ単独特性を使っても、Sears 関数を使っても求めることができる。ただし、前者の方が実験結果とよく一致する。
4. Sears の理論を用いた場合、平均回転周波数の両側にはほぼ対称に、プロペラへの上下方向流入速度変動によって生ずる負荷変動のパワーが出てくる。これは1翼だけについて出てくる量であり、翼全体としては打ち消し合って出ない。
5. プロペラ負荷変動は波高のほぼ1乗に比例するが、波高が高くなるとずれが生じてくる。そのずれかたは駆動モーターの特性によって変わることから一概には言えない。従って、不規則波中での変動有義値などは、規則波中で求められた変動振幅応答関数を使った場合、上記のずれの範囲内でおおむね

推定できる。

6. 軽荷状態での推力，トルク，回転数変動の振幅は，プロペラが露出する影響で $\lambda/L=1.0$ 付近において極めて大きな値となる。
7. プロペラレーシング時の各変動量は，プロペラの没水深度の変動を正確に知ることができれば予測することが可能である。
8. 主機－プロペラ系の回転慣性モーメントは，模型実験時と実船を比べてみると，模型の方が大きい。その影響については数値計算で推測することはできる。回転慣性モーメントの小さい実船の場合の方が，各変動量は大きくなる。
このことは，模型実験結果から実船のレーシング量を推定しようとする場合に注意を要することを意味する。
9. プロペラレーシングを主機の特性平面上で論ずることが必要である。そのことによりレーシング時の各変動諸量の相互関係を明確にすることが出来る。
10. 平水中航行時の船尾プロペラ位置での静的水位上昇量はかなり大きく，この量はプロペラ没水深度を正しく推定するためには無視することは出来ない。
11. レーシングのようなノンメモリーの非線型変換を受ける現象のスペクトラムを試算する方法を示し，実験結果と比較したが良い一致を示した。

第6章 波浪中における船速低下及び変針

前章までにおいて，波浪中における船舶の推進性能に関する種々の問題について論じてきた。

波浪中における船速低下，変針の問題を解くことは，これら波浪中推進性能の諸内容を総合的に扱うことを必然的に要求するものとなる。

以下，この船速低下，変針の問題を，前章までの成果の上に，自然減速と意識的減速変針の問題に分けて論ずることにする。

6.1 自然減速

船が平水中を航行している状態から波浪中に入ると船速が低下するが，この量を自然減速あるいは船速損失と言い，Fig. 2-2によると C 点から A 点への変化を言う。この場合は，変針せずに ($\delta\bar{x}=0$)，かつ燃料ハンドル一定 ($\delta\bar{\lambda}=0$) の条件より，(2.17)，(2.18)式は

$$R_V \cdot \delta\bar{V} = \tilde{x} \cdot \{ P_{TN} \cdot \delta\bar{N}_p + \tilde{w} \cdot P_{TU} \cdot \delta\bar{V} \} + \tilde{x} \cdot P_{TU} \cdot V_0 \cdot \delta\omega + \delta t \cdot T_{p0} \quad (6.1)$$

$$P_{QN} \cdot \delta\bar{N}_p + P_{QU} (\tilde{w} \cdot \delta\bar{V} + \delta\omega \cdot V_0) = \eta_a^2 \cdot \eta_R \cdot \eta_t \cdot E_{QN} \cdot \delta\bar{N}_p \quad (6.2)$$

となる。

(6.1)式右辺第3項，第4項，(6.2)式左辺第3項が自航要素の変化による影響項である。

さて，(6.1)式左辺 $R_V \cdot \delta\bar{V}$ の項であるが，C 点は平水中における釣り合い点で波による抵抗増加の成分が入っておらず，A

点ではその成分が含まれているから次のように取り扱う。

船体抵抗 $R(\bar{V}, \bar{x})$ は、平水中抵抗 $R_c(\bar{V})$ と、波、風による抵抗増加 $R_{AW}(\bar{V}, \bar{x})$ 、(ある1つの海象状態について) の和として

$$R(\bar{V}, \bar{x}) = R_c(\bar{V}) + R_{AW}(\bar{V}, \bar{x}) \quad (6.3)$$

と表すことができる。

平水中釣り合い点 C の船速を \bar{V}_c で表し、(6.3) より $R_V \cdot \delta \bar{V}$ は

$$\begin{aligned} R_V \cdot \delta \bar{V} &= R(\bar{V}, \bar{x}) - R_c(\bar{V}_c) \\ &= R_c(\bar{V}) + R_{AW}(\bar{V}, \bar{x}) - R_c(\bar{V}_c) \\ &\simeq \left[\partial R_c / \partial V \right]_c \cdot \delta \bar{V} + R_{AW}(\bar{V}, \bar{x}) \end{aligned} \quad (6.4)$$

となる。

この(6.4)式のままだと、 R_{AW} を知るために \bar{V} 、すなわち $\delta \bar{V}$ が必要であり、 $\delta \bar{V}$ を知るためには R_{AW} が必要となり、そのために繰り返し計算が必要である。そこで $R_{AW}(\bar{V}, \bar{x})$ を次のように表す。

$$R_{AW}(\bar{V}, \bar{x}) \simeq \left[\partial R_{AW} / \partial V \right]_c \cdot \delta \bar{V} + R_{AW}(\bar{V}_c, \bar{x}) \quad (6.5)$$

ここで

$$\partial R_c / \partial V = R_{cV}, \quad \partial R_{AW} / \partial V = R_{AWV} \quad \text{と表し (6.4), (6.5) 式}$$

より

$$R_V \cdot \delta \bar{V} = (R_{cV} + R_{AWV}) \delta \bar{V} + R_{AW}(\bar{V}_c, \bar{x}) \quad (6.6)$$

となる。 $R_{AW}(\bar{V}_c, \bar{x})$ は、今問題にしている海象中において平水中の速度を維持した時の抵抗増加量である。(6.1), (6.2), (6.6) 式より、 $\delta \bar{V}$, $\delta \bar{N}_p$ を求めると次のようになる。

$$\delta \bar{V} = \frac{R_{AW}(\bar{V}_c, \bar{x}) - \delta t \cdot T_{p0} - \left(\frac{\delta \omega}{\bar{\omega}} \right) V_0 (R_{cV} + R_{AWV})}{\bar{\omega} \left\{ P_{Tu} + \frac{P_{Qu} \cdot P_{TN}}{r_a^2 n_R n_t E_{QN} - P_{QN}} \right\} - (R_{cV} + R_{AWV})} - V_0 \left(\frac{\delta \omega}{\bar{\omega}} \right) \quad (6.7)$$

$$\delta \bar{N}_p = \frac{\tilde{\omega} P_{QU} \left\{ R_{AW}(\bar{V}_c, \bar{\chi}) - \delta t \cdot T_{p0} - V_0 \left(\frac{\delta \omega}{\tilde{\omega}} \right) (R_{cV} + R_{AWV}) \right\}}{\tilde{\omega} \tilde{\chi} \left\{ P_{TU} + \frac{P_{TN} \cdot P_{QU}}{r_a^2 \eta_R \eta_t E_{QN} - P_{QN}} \right\} - (R_{cV} + R_{AWV})} \quad (6.8)$$

自航要素が、船速低下する前後で変わりないとする ($\delta \omega = \delta t = 0$) (6.7), (6.8) 式のオ2項以下は全部 0 になる。この両式により $\delta \bar{V}$, $\delta \bar{N}_p$ が求められれば $\delta \bar{E}_n$ ベクトルが求められる。そのことにより自然減速した場合の各種の時間平均的諸量を知ることができる。

さて、ディーゼル機関に all speed governor が装備されることが多くなっているが、この場合は次のように扱う。

All speed governor は主機に対し回転数を一定にする制御を施すものであるが、ディーゼル主機の性能として主機トルク一定と考えると、 $E_{QN} = 0$, かつ回転数一定に保つよう制御あることから $\delta \bar{N}_p = 0$ とすると、 $\delta \bar{\chi} = 0$ の条件を考えて (6.1), (6.2) 式は次のようになる。

$$\begin{aligned} (R_{cV} + R_{AWV}) \cdot \delta \bar{V} + R_{AW}(\bar{V}_c, \bar{\chi}) &= \tilde{\omega} \tilde{\chi} P_{TU} \cdot \delta \bar{V} + \delta t \cdot T_{p0} + \delta \omega \cdot \tilde{\chi} \cdot P_{TU} \cdot V_0 \\ \delta \omega \cdot P_{QU} \cdot V_0 + \tilde{\omega} \cdot P_{QU} \cdot \delta \bar{V} &= r_a \eta_R \eta_t E_{QN} \cdot \delta \Lambda \end{aligned}$$

これより

$$\left. \begin{aligned} \delta \bar{V} &= \frac{R_{AW}(\bar{V}_c, \bar{\chi}) - \tilde{\chi} \cdot \delta \omega \cdot V_0 \cdot P_{TU} - \delta t \cdot T_{p0}}{\tilde{\omega} \tilde{\chi} P_{TU} - (R_{cV} + R_{AWV})} \\ \delta \bar{\Lambda} &= \frac{\tilde{\omega} P_{QU}}{r_a \eta_R \eta_t E_{QN}} \left[\frac{R_{AW}(\bar{V}_c, \bar{\chi}) - \tilde{\chi} \cdot \delta \omega \cdot V_0 \cdot P_{TU} - \delta t \cdot T_{p0}}{\tilde{\omega} \tilde{\chi} P_{TU} - (R_{cV} + R_{AWV})} + V_0 \left(\frac{\delta \omega}{\tilde{\omega}} \right) \right] \end{aligned} \right\} (6.9)$$

として、船速低下量と、その時に governor が必要とする燃料投入量がわかる。(6.9) 式の船速低下量は、(6.7) 式において、 $E_{QN} = -\infty$ 、すなわち回転数一定性能の主機として計算された場合の結果と一致する。

6.1.1 自然減速に関する実験と計算の比較

自然減速に関する推定計算法の確認するために、平水中を、 $F_n = 0.25$ の速度で航行している状態を基準にして波浪中の船速低下を計測した。その実験状態を Table 6-1 に示す。

Fig. 6-1 に常用状態における回転数一定制御及び主機トルク一定制御の場合の、正面規則波中における船速低下量と各種増減量の実験値と計算値の比較を示す。回転数一定制御の場合、トルク増加、馬力増加は実験値の方が若干大きい、船速低下及び推力増加は両者の一致がよい。トルク一定制御の場合も実験値と計算値はよく合っており、船速低下は回転数一定制御の場合より大きいことがわかる。なお、図中横軸の右端に書いてある数値は、それぞれ平水中を $F_n = 0.25$ の速度で自航している時の値であり、平水中の場合に比較してどれ位増減しているかわかる。また、馬力一定制御の場合は実験を行っていないので計算値のみを示してある。

Fig. 6-2 には、主機性能を表すパラメータ $\tilde{\beta} (= \alpha^2 E_{QN})$ を種々変化させた場合の正面規則波中における計算結果が示されている。図中 $\delta V]_{\alpha}$ などのサックス α は、任意の主機性能である

ことを意味している。ただし、この場合の計算では $\gamma_a = 1$ とした。回転数一定制御 ($\tilde{\beta} = E_{QN} = -\infty$) の場合に、船速低下、推力増加、馬力増加の上限を与え、トルク一定制御 ($\tilde{\beta} = E_{QN} = -0$) の場合には下限を与えることがわかる。 $\tilde{\beta}$ が馬力一定制御を表す条件式 ($-Q_{po}/N_{po} = \tilde{\beta}$) より求められる -0.00354 に近い $\tilde{\beta} = -0.004$ の場合、計算結果は馬力一定制御の場合とほとんど違いがない。これらのことは、機関の性能曲線における変化前の作動点において、回転数に対するトルクの微係数がわかれば、任意の機関性能に応じた計算を簡単にできることを示している。³⁶⁾ Fig. 6-3 に不規則波中における実験結果及び計算結果を、有義波高を横軸にとり図示してある。両者の一致は、満足ゆくものである。規則波中の結果と同様に、トルク一定制御の場合の方が大きな船速低下をきたすことがわかる。

Fig. 6-4 に軽荷状態における船速低下の、Fig. 6-5 に各種自航量の増減量の実験値と計算値の比較を示す。回転数一定制御の場合と、トルク一定制御の場合を比較すると計算値ではかなりの差があるが、実験値では差がないこと、常用状態の場合と比較すると、計算結果と実験値との一致が良くないことがわかる。船速低下の推定計算には抵抗増加の計算値が必要であるが、Fig. 3-10 に示すように軽荷状態での抵抗増加の計算値が実験値と合わないのど、抵抗増加の値として実験値を使い船速低下の推定計算をした結果も図中に示してある。実験値との一致の程度は若干改善されているが、完全に実験値を説明し得るに至っていない。また、プロパラの推力、トルク、回転数の平水中の

値よりの増減量も、船速低下の結果と同様に計算値と実験値との一致は、常用状態の場合ほどよくない。

有義波高を変えた正面不規則波中における船速低下の実験結果と計算結果を Fig. 6-6 に示すが、規則波中の場合と同様に、回転数一定制御の場合とトルク一定制御の場合とで、実験値には差がないことがわかる。

さて、軽荷状態の場合、プロペラは比較的容易に水面から露出するが、これは推進性能を劣化させる。船速低下の推定計算に必要な自航要素やプロペラ特性係数は、水面からプロペラが露出することによりかなりの影響を受けているはずであるが、この点は計算に考慮されていない。

船速低下の計算では、プロペラ特性は

$$P_{QN} / (P_{TV} \cdot P_{QN} - P_{TN} \cdot P_{QU}) \quad (6.10)$$

の形で含まれているが、この値がプロペラ没水深度の変化によってどのように劣化するかを推定した結果が Fig. 6-7 である。この図は没水深度を変化させたプロペラ単独試験結果を参考にして求めたものである。図より船速低下に寄与するプロペラ性能がかなり劣化することがわかる。このプロペラ特性の劣化とともに自航要素が軽荷状態では大きく変化することから、これらの推進性能の劣化を合理的に推定計算に組み込むことが必要である。

6.2 意識的減速, 変針

自然減速した後の平衡点 (Fig. 2-2 の A 点) にあって航行している時, 船長は船が安全か, あるいは危険かの判断を下し, 危険な場合に操船し安全な平衡点に移るようにする。この船長判断を数量化する場合, 船首加速度, プロペラレーシングなどいくつかの現象が考慮されるわけであるが, それらを以下のよう扱うことにする。

し個の考慮すべき現象のうちしなる現象の分散値 σ_i^2 は, その現象の振幅応答関数を使い, 与えられた波スペクトラムとの線型重ね合わせの方法によって求められるが, ある海象 \bar{S} , 船速 \bar{V} , 艀会い角 $\bar{\chi}$ の関数として次のように表現される。

$$\sigma_i^2 = F_i(\bar{S}, \bar{V}, \bar{\chi}) \quad (6.11)$$

ある平衡状態から微小変化 $\delta\bar{S}, \delta\bar{V}, \delta\bar{\chi}$ が生じた場合の分散値 σ_i^2 の増分 $\delta\sigma_i^2$ は, 高次の項を無視すると次のように表すことができる。

$$\delta\sigma_i^2 = \frac{\partial F_i}{\partial S} \delta\bar{S} + \frac{\partial F_i}{\partial V} \delta\bar{V} + \frac{\partial F_i}{\partial \chi} \delta\bar{\chi}$$

ここでは, 一定海象 ($\delta\bar{S}=0$) のもとでの議論をしているから

$$\delta\sigma_i^2 = \frac{\partial F_i}{\partial V} \delta\bar{V} + \frac{\partial F_i}{\partial \chi} \delta\bar{\chi} \quad (6.12)$$

となる。しなる現象については限界値 C_{i0} と, それを超す確率 (限界確率) A_{i0} が与えられ, これらの量がこの現象に対する船の安全性の評価基準になっている。限界確率が A_{i0} になるような値 C_i は, 現象の極値分布が Rayleigh 分布に従うとすると

$$A_{i0} = \exp\left(-\frac{C_i^2}{2\sigma_i^2}\right) \quad (6.13)$$

となり、この式より

$$C_i = \left(-2\sigma_i^2 \log A_{i0}\right)^{1/2}, \quad i=1, 2, \dots, l \quad (6.14)$$

となる。

この C_i と限界値 C_{i0} を比較することにより

$$C_{i0} - C_i < 0 \quad (6.15)$$

ならその現象について船は危険であり

$$C_{i0} - C_i \geq 0 \quad (6.16)$$

の時、その現象について船は安全であると考えられる。ゆえに船が危険な場合 (6.15) 式を満たしている m 個の現象について

$$(m \leq l) \quad \delta C_i = C_{i0} - C_i \quad (i=1, 2, \dots, m)$$

とあくと、この δC_i 分だけ補正するように船速を落とししたり、変針したりすれば船は安全域に入ることになる。(6.14) 式を分散 σ_i^2 で微分すると

$$dC_i/d\sigma_i^2 = \left(-\log A_{i0}/2\sigma_i^2\right)^{1/2}$$

となる。ゆえに

$$\delta C_i = \delta \sigma_i^2 \left(-\log A_{i0}/2\sigma_i^2\right)^{1/2}$$

となり、(6.12) 式を代入すると

$$\delta C_i = \left(\frac{\partial F_i}{\partial V} \delta \bar{V} + \frac{\partial F_i}{\partial \chi} \delta \bar{\chi}\right) \sqrt{\frac{-\log A_{i0}}{2\sigma_i^2}} \quad (6.17)$$

となる。すなわち、これは i なる現象について危険を回避するために必要な船速低下量と変針角の関係を与えるものである。

これを表現し直すと

$$\delta \bar{V}_i = \frac{\delta C_i}{\left[\frac{\partial F_i}{\partial V} \right]_A \sqrt{\frac{-\log A_{i0}}{2 \sigma_i^2}}} - \frac{\left[\frac{\partial F_i}{\partial x} \right]_A}{\left[\frac{\partial F_i}{\partial V} \right]_A} \cdot \delta \bar{x}_i \quad (6.18)$$

となる。サフックス A は、Fig. 2-2 の A 点における微係数をとることを意味する。右辺第 1 項は変針しない場合に必要な意識的船速低下量であり、第 2 項は変針の影響項である。危険になっている現象 m 個について (6.18) 式の関係式があるが、 $\delta \bar{x}_i$ を与えて $\delta \bar{V}_i$ を計算し、最も大きな船速低下量を必要とする現象に対して危険回避の操舵を行うと考える。(6.18) 式は (2.17) 式、(2.18) 式に加えられた新たな条件式である。しかし、(6.18) 式で示されたように $\delta \bar{V}_i$ と $\delta \bar{x}_i$ に任意性が残る。それを一意的に決めるためには、更に別の条件が必要である。

その条件としては、例えば「ある X 点から Y 点まで航行するのに最少時間で到達せよ。」あるいは「X 点から Y 点まで最も経済的に到達せよ。」などの条件が考えられる。これは最適航法の問題ということになる。この最適航法の定義はまだ定まったものはないと言われているが、ここでは文献(37)によるところの局所的最適航法(主に大洋航海中の荒天避航に代表される。)といわれるものを考えることにする。すなわち、最適航法の問題を議論して始めて、意識的減速、変針の問題が (2.17) 式、(2.18) 式、(6.18) 式の条件式を考えて一意的に解けることになる。

こうして求められた 4 つの条件式から波浪中の平均的釣り合い時の各諸量が求められ、最終的に船舶の挙動を知ることができるようになる。

6.2.1 意識的減速に関する実験と計算の比較

意識的減速についての推定計算法の検証のために、長水槽における模型実験を実施し、計算と比較した。長水槽における実験であるために波との出会い角は 180° であり、変針はしないものとする。 $(\delta\bar{x}=0)$ 。また1つの波長 $(\lambda/L=1.2, \lambda=4.8\text{m})$ における規則波中の実験とする。船の安全、危険の目安として船首加速度を選び、この船首加速度にある限界値 α_c を与えて、この限界値に対して船長判断が下されると考えることにする。

本実験の場合、波周期一定、波との出会い角は 180° と決まっているので、単位波振幅に対する船首加速度は速度のみの関数となり、それを

$$\tilde{\alpha} = \zeta_a \cdot g(V) \quad (6.19)$$

とおく。前述した方法と同様にして、船首加速度 α_F が限界値 α_c を超えている場合、

$$\delta\bar{V} = \frac{\alpha_c - \alpha_F}{\zeta_a \cdot \frac{dg(V)}{dV}} \quad (6.20)$$

だけ船速を落とせば限界加速度 α_c 以下の加速度で航行できることになる。

実験は燃料投入量として駆動モーターの制御ポテンシヨメーターのダイヤルを考え、それを $\delta\bar{\lambda} = -1, -2, -3, -4$ と減少させて波高変化に対応して船首加速度、船速、プロペラ推力、回転数などを計測した。駆動モーターは主機トルク一定を模擬した。 $(E_{ON} = -0)$ 。Fig. 6-8 に波高に対する船首加速度、船速低下、

ダイヤル(燃料投入量)を示し、Fig. 6-10にその時のプロペラ推力、回転数の増減量を示す。(6.19)式に対応するものとして O.S.M.から求められる船首加速度の結果から燃料投入量(本実験の場合は、ポテンシオメータのダイヤル変化量)などを求めた場合と、実験で得られた船首加速度の結果を使って計算した結果の両者を示してあるが、船首加速度として実験結果を使って求めた各種の推定結果は実験結果とよく合っており、船首加速度の計算が、実験結果と合致するならば、計算によって危険回避に必要な燃料投入量減少の推定計算は、良い推定値を与えるであろうと期待される。なお、 $F_n=0.25$ で平水中を航行している状態を最初の基準状態に選んである。

6.3 第6章のまとめ

1. 波浪中における自然減速量は、搭載主機（模型船の場合は駆動モータ）の性能によって違いがある。回転数一定制御とトルク一定制御の場合を比較すると、後者の方が大きな船速低下をきたす。
2. 回転数一定制御の場合、平水中の値に比べ推力、トルク、馬力ともに増加し、その増加量は各制御方式による値の上限を与える。
3. トルク一定制御の場合、平水中の値に比べ回転数、馬力は減少し、推力はわずかに増加する。その減少量、増加量は各制御方式による値の下限を与える。
4. 主機関の性能を表す E_{ON} 値を種々変化させることで、任意の主機関に対応する船速低下等を容易に計算することができる。実際には、主機のトルク-回転数曲線（性能曲線）の定常運転附近での微分係数がわかれば、その主機特性に見合った船速低下を計算することができる。
5. 回転数一定制御とトルク一定制御の場合とで、常用状態の場合、両者の差は明らかにでたが、軽荷状態の場合には明確な差がない。軽荷状態の場合、船速低下量、推力、トルク、回転数の増減量の計算値と実験値の一致は、常用状態の場合ほどよくない。その理由として、抵抗増加量の計算と実験の不一致と、プロペラが一部露出状態になることによるプロペラ性能の劣化が考えられる。

第7章 実船に関する一つの試算例

波浪中における船速低下、変針の問題に関して実船を例にとり一つの試算を行った。計算は日本造船研究協会オ108, 125 部会の研究で使用されてきた高速コンテナ船 ($L_{PP}=175m$) を対象にして行った。各現象の限界値や限界確率は文献(38)と同じにとり、分散値は「SR125高速コンテナ船の耐航性諸要素計算とりまとめ、担当 日立技研, 大阪府大, 昭和50年3月」の結果を利用した。計算に使用した限界値や限界確率を Table 7-1 に示す。

計算では、 $\eta_t = \eta_R = 1$, 減速比 $\eta_a = 1$, ディーゼル船を考え $E_{QN} = -0$ とし, $(1-u)$, $(1-w)$ はまづ平水中の値を使用した。

Fig. 7-1 に不規則波の平均波周期 5 種類, ISSC 型のスペクトラムで有義波高を変化させた場合の船速低下の計算値を示す。

計算は $\alpha = 180^\circ$ (向波), 150° , 120° に対して行った。図中, 破線は自然減速を示す。船が危険になり針路を保持したまま危険回避に必要な減速をした結果が実線であり, この速度まで落とせば安全ということである。この場合の船長判断では海水打込みが最も苛酷であった。

次にある X 点と Y 点を考えて Y 点の方から X 点の方に波が来る状況を考えて「X から Y まで, 最短時間で行くようにせよ」という条件で解いた結果の一例が Fig. 7-2 である。図中太い実線で示したのが最少時間で航行することができ航法である。すなわち $H_{1/3} \approx 7m$, $T_0 = 10.3$ 秒位の荒れた不規則海面では, 波に対して 60° 変針して進行し, XY の中間点で反対側に 60° 変

針して進むのが一番早く、かつ安全に目的地に到着できるということである。

次に Fig. 2-5 から求めた E_{QA} を使用し Fig. 7-2 に対応して船が安全に航行できる変針角と燃料投入量の限界線を求めたのが Fig. 7-3 である。Fig. 7-2 と対比してみると、この海象では、 60° 変針し燃料を約 $2 \text{ kg/hour} \cdot \text{rpm}$ 減少させて走ると安全であり、かつ一番早く目的地に到着するがその時の船速はほぼ 21 結位 ということになる。この時の初期状態は $F_n = 0.30$, $V = 24.16 \text{ 結}$ である。

Fig. 7-4 は自然減速の場合、主機トルク一定の場合と回転数一定の場合ではどの位の燃料投入量に差があるかを試算したものである。回転数一定は結果として all speed governor を取り付けたことになるから、両者の差分を governor が補充すると平水中と同じ回転数で航行できるということである。

7.1 自航要素の影響について。

前述の計算では、自航要素は平水中の値を用いたが波浪中ではその値が変化するため、その影響について考える必要がある。

波浪中の自航要素は波の周波数や振幅に依存し簡単な問題ではないが、現在までの研究結果では伴流係数 w と推力減少係数 ϵ は平水中の値に比べて減少し、 η_R は 1 に近づく傾向にある。そこで $(1-w)$, $(1-\epsilon)$ 共に平水中の値に比べて 1 割ずつ大きくした場合の計算の一例を Fig. 7-5 に示す。この結果は自然減速

の結果であるが、平水中の自航要素の値より変化させた方が回転数減少が小さく、船速低下量も小さくなっている。このように波浪中における船速低下の推定精度向上のためには、波浪中の自航要素の正確な推定法について更に研究が深められる必要がある。

7.2 主機関からみた運航制限

主機関の立場から波浪中における船舶に対し運航制限が課せられることがある。波浪中では抵抗が増加し、一般的にはプロペラ荷重が増加し長時間の運転は避けるように言われている主機²⁶⁾の作動領域に作動点が入る傾向になる。175m級高速コンテナ船の公試運転結果より主機特性平面上(主機トルク-回転数平面)の作動点を調査した結果と、平水中の作動点の推定値はFig. 5-30, Fig. 5-31に示すようにほぼ同様な状況であるが、前出の波浪中における計算結果をこの平面上に示したのがFig. 7-6である。

さて、文献(39)、(40)には、見掛けスリップを意識的減速、変針をあるための船長判断の包括的指標と考えている場合の問題を述べているが、仮にそれが可能であれば極めて簡便な判断指標である。そこで等見掛けスリップ線を求めて他の現象(この場合、危険回避のための操船の原因となった海水打込み)の安全性基準との兼ね合いを示したのがFig. 7-7である。これによ⁴¹⁾ると見掛けスリップの安全性基準を一応25%と考えるみると

それは安全であっても海水打込みは危険状態になっている領域もあるし、その逆もある。また、波に対する出会い角一定のままでは船速を落としても見掛けスリップは小さくならず、かえって増加する。見掛けスリップを下げようとするならば変針することが必要なことがわかる。これらのことから $\pm 5\%$ 見掛けスリップだけでは船長判断の包括的指標とするには若干無理があることがわかる。さて、ここで計算された見掛けスリップ線を Fig. 7-6 の主機特性平面上に示してみた。図中の領域①は、主機関の短時間運転可能領域であるが、この見掛けスリップ線はこの主機の作動制限をも代表していると考えられて、船長判断というものはそれなりの合理性をもったものと言えよう。

なお実船の公試結果の解析によると計算対象の高速コンテナ船の見掛けスリップはほとんど0であり、本計算による平水中の見掛けスリップも0である。すなわち、見掛けスリップ $\pm 5\%$ 増加ということは平水中に比べて正味のスリップ増加量である。

7.3 運航の最適化

波浪中における船舶性能の総合評価というものは当然簡単にはできるものではない。しかし、安全でかつできるだけ早く、低燃費で船が運航されるのが良いということは一致する内容であろう。本試算例で、XY両地点間を50海里(約92.6 km)、その区間内で海象の変化はないとし、X点からY点まで航行す

るのに要する時間 T (hour) と単位時間当りの燃料消費量 Λ_h (kg/hour) を求めてみたのが Fig. 7-8 である。この図から一つの評価として時間を考えてみると、 120° に変針し中間点折り返して走るのが早い、燃料の問題からみると船速が遅くとも向波状態で航走するのが低燃費でよい。ただし、向波状態の場合、海水打込みなどの現象に対しては安全であるが見掛けスリップは 25% を優に超えている。 120° に変針した場合は、25% スリップ内にあさまっている。

ここで、一つの評価係数として

$$\begin{aligned} J &= \alpha_1 T \cdot \alpha_2 \Lambda_h T \\ &= \alpha_1 \alpha_2 T \cdot F \text{ (hour} \cdot \text{kg)} \end{aligned} \quad (7.1)$$

のようなものを考えてみる。ただし、 F は燃料消費量 (kg) である。これは、短時間がかつ低燃費であればあるほど良しとする、すなわち J は小さい方がよいと評価すると考えたものであるが、その結果も図示されている。 α_1, α_2 は時間と燃料消費量に対する重み係数である。計算では、 $\alpha_1 = \alpha_2 = 1$ としている。

さて、これに見掛けスリップ、あるいは海水打込みのことを考えてみると (Fig. 7-7) 140° 前後に変針して進むのが、ここに出された条件をそれなりに満たして最も良さそうということになる。

7.4 第7章のまとめ

1. 本試算例では、海水打込みが一番厳しい条件であった。
2. 主機性能を E_{QN} , E_{QA} の二つの係数で代表させることにより主機特性の問題を耐航性分野の研究の中に位置づけることができる。
3. 見掛けスリップだけでもって船長判断の包括的表現とすることには難点があるが、見掛けスリップとともに船体運動による諸現象を考慮に入れて船長判断を表すことは合理性のある考え方である。その場合、見掛けスリップは主機関の運航制限を代表するものとも考えられる。
4. 荒れた大洋航行中の船舶の最適な操船というものをどのような評価でもって決めるか（評価関数をなににするか）ということは、今後更に、検討が必要である。
5. 危険回避のために必要な減速、変針量は、前記の最適な操船という条件を付加することにより、一意的に決められる。

第8章 結 論

本論文で波浪中を航行する船舶の挙動を比較的容易に表現する方法を示し、その妥当性について各章において論じ、各章ごとの結論を示してきた。

船舶の機能、挙動を総合化して表現しようとするならば、船舶を船体、推進器、主機、操船者（船長）と4つの大きな機能別ブロックに分類して考えるのが有効であり、プロペラ特性係数や自航要素を始めとする諸係数は、それらの機能を集中的に表現するものであるとともに、それらの相互関係を規定するものであることを示した。

その相互関係は、船体抵抗とプロペラ推力の釣り合い、プロペラトルクと主機トルクの釣り合い、船長判断を示す安全性基準と船速低下量、変針量の関係、そしてある意味に定義された最適なる操船を実現するための船速、燃料消費量、針路などの関係、という4つの大枠の関係を決めることで求められ、それによって波浪中における船舶の挙動は一意的に決められることを示した。このうち前二者の関係は、基本設計段階で、船型、プロペラ、主機が決定されればその船固有のものとなるが、後二者の関係は、その船舶に要請される諸事情によって変わり得るものである。

上記の事は、波浪中における船舶の挙動を精度よく知るためには、各機能を抽象化して表現している諸係数とともに、相互の関係を規定する各係数を精度よく求める必要があることを教えるもので、そのことがおのおの研究テーマとして深められて

ゆくべき課題でもある。オ2章においてこれらの事が論じられた。

オ3章において、船体運動や抵抗増加が高速コンテナ船のような比較的滑せた船型の場合、計算値と実験値がよく合うこと、及び船体運動の波振幅に対する線型性は極めて良いこと、抵抗増加の波高の2乗に対する線型性は船体運動ほどではないにしてもよい、という事を示した。

オ4章において、波浪中の自航要素の平水中のそれと違う動的な特徴点を明確にし、定性的な諸性質とともに船尾流場の資料をもとに定量的な議論も可能なことを示した。ただしこの自航要素というものは船体運動のように、重ね合わせの方法が論理的には不可能であるから（粘性の問題がからんでくるから）、不規則海面におけるその値の推定法に関して今後重要な課題となろう。

オ5章において、プロペラ負荷変動、そしてその散しい場合としてのプロペラレーシングについて論じ、その推定計算法を示した。そして実船のレーシングと模型実験によるレーシングの相違点を示すとともに、レーシングの問題を主機特性平面上で論ずる事の必要性を示した。

オ6章において、船速低下、変針の問題を扱い船速低下の推定計算と実験結果の良い一致をみることができた。意識的減速、変針を解く時に必要となる船長判断を数量化する場合、各現象に与えられた安全性基準の相互関係—どの基準が最も苛酷な条件か、あるいは安全性基準の苛酷度の順位—を明確にし、操

船者が考慮すべき判定現象及びその条件について今後整理が必要である。

オ7章において、175m級の高速コンテナ船について、船速低下などの一つの試算例を示した。船舶の最適な操船とは何か、操船に対してどのような評価基準を設けるか、などの点については更に検討が必要である。

船舶の就航航路が決まれば、気象衛星などによってもたらされる気象情報の豊富化と、制御工学の発展に応じて一隻の船の長期、短期の挙動を予測し、制御することが今後可能になってくるであろう。そのような事を可能にするためには、船舶の機能が総合的にまとめられる必要があるが、本論文はそのような要請に対する一つの方法を提起するものでもある。

謝 辞

本研究に関する事とともに、著者の研究生活全般にわたり一貫して指導、激励を賜りました大阪大学教授、中村彰一先生に心から感謝の意を表し、お礼申し上げます。

研究途上における著者の疑問などについて、なにかと助言、討議を頂いた大阪大学助教授 鈴木敏夫先生、大阪府立大学講師 細田龍介先生に対し、お礼申し上げます。

著者と共に、当時大阪大学大学院工学研究科前期（修士）課程で、共同して研究生活を送られた者氏、根間 清氏、井上盛夫氏、井上隆一氏、井上 昭氏、木下興幸氏、原 正一氏、松本光一郎氏 に対して厚く敬意を表します。

最後に、物心両面にわたり著者を支えてくれた妻、弘子に感謝します。

参考文献

- 1) 中村彰一：耐航性の諸要素，日本造船学会，耐航性に関するシンポジウム，昭44.12，p.121.
- 2) 田中福造他：肥大船の耐航性能に関する研究，西部造船会会報，㊦37号，昭44.2，p.205.
- 3) 丸尾 孟：波浪中の船体抵抗増加に関する研究，造船協会論文集，㊦101号，昭32.8，p.33；㊦108号，昭35.12，p.5.
- 4) 細田龍介：斜波中における船体抵抗増加に関する研究，日本造船学会論文集，㊦133号，昭48.6，p.7.
- 5) J.Gerritsma & W.Beukelman: Analysis of the Resistance Increase in Waves of a Fast Cargo Ship, I.S.P., Vol.19, No.217, Sept.1972, p.285.
- 6) 高橋利衛：内燃機関の調速について（その1）（その2），日本機械学会誌，㊦62巻，㊦483号；昭34.4，㊦484号，昭34.5.
- 7) P.Boese: Eine einfache Methode zur Berechnung der Widerstandserhöhung eines Schiffes im Seegang, Schiffstechnik, Bd.17, Heft 86, Apr. 1970, p.29.
- 8) M.F.van Sluijs: Performance and Propeller Load Fluctuations of a Ship in Waves, Netherlands Ship Research Centre TNO Report No.163S, Feb.1972.
- 9) 谷口 中：波浪中の推進性能，造船協会誌，㊦383号，昭36.8，p.315.
- 10) J.H.McCarthy, W.H.Norley & G.L.Ober: The Performance of a Fully Submerged Propeller in Regular Waves, DTMB Report 1440, May 1961.

- 11) V.M.Ilyin, V.S.Shpakoff & A.I.Smorodin: The Estimation Methods for Ship Added Resistance and Propulsive Characteristics in Seaway, Symp.on the Dynamics of Marine Vehicles and Structures in Waves, Apr. 1974, p.413.
- 12) 新谷 厚: 規則波中推進効率に関する水槽試験例(報), 日本造船学会試験水槽委員会, 第2部会資料, SK-36-12, 昭48.8.
- 13) J.Gerritsma, J.J.Bosch & W.Beukelman: Propulsion in Regular and Irregular Waves, ISP, Vol.8, No.82, June 1962, p.235.
- 14) 中村彰一, 細田龍介, 新谷 厚: 波浪中の推進性能に関する研究, 関西造船協会誌, 第134号, 昭44.12, p.23.
- 15) 池畑光尚: 自航要素に及ぼす不均一流場の影響, 日本造船学会試験水槽委員会, 第1部会資料, 昭50.1.
- 16) 神中龍雄: 波の強制力について, 造船協会論文集, 第103号, 昭33.7, p.47.
- 17) 神中龍雄: Periodic Source の計算とその応用例(続), 造船協会論文集, 第108号, 昭35.12, p.1.
- 18) 井上盛夫: 波浪中の推進性能に関する研究, 大阪大学大学院工学研究科修士論文, 昭50.3.
- 19) W.R.Sears: Some Aspects of Non-stationary Airfoil Theory and Its Application, Jour. Aero. Sci., Vol.8, No.3, 1941, p.104.
- 20) 湯浅 肇: 斜波中の船体運動によるプロペラ負荷変動の算定(その1), 日本造船学会論文集, 第136号, 昭49.12, p.69.

- 21) 田崎 亮：波浪中の自航試験における駆動機特性，造船協会論文集，㊦101号，昭32.8，p.25.
- 22) 日本造船研究協会㊦125研究部会：超高速コンテナ船の耐航性に関する研究報告書，研究資料NO.211，昭50.3.
- 23) 小川原陽一，岩田省治，辻田 孝，佐々木弘蔵：コンテナ船のような高速船舶用ディーゼル主機の荒天時における調速，三菱重工技報，Vol. 8, No.1, 昭46.1, p.51.
- 24) 田崎 亮：浅没水深度の波浪中オープンテスト結果，日本造船研究協会㊦125研究部会資料，SR125-19-13, 昭49.9.
- 25) 関西造船協会編集委員会：コンテナ船特集，関西造船協会誌，㊦130号，昭43.12.
- 26) A.Schiff：船舶主機の開発動向，一出力率の増大一，日本船舶機関学会誌，㊦11巻，㊦6号，昭51.6，p.47.
- 27) 高橋 雄：プロペラレーシングに関する水槽試験例，日本造船学会試験水槽委員会㊦2部会資料，SK52-3, 昭52.11.
- 28) 山内保文：波浪中船の応答特性の統計的解析に関する二，三の考察—インパルス応答の推定と非線型要素のスペクトラム計算への影響，造船協会論文集，㊦117号，昭40.6, p.102.
- 29) L.A.Vassilopoulos: Ship Rolling at Zero Speed in Random Beam Seas with Nonlinear Damping and Restoration, J.S.R., Vol.15, No.4, Dec.1971, p.289.

- 30) アタナシアス・パポリス：工学のための応用確率論，東海大学出版会（平岡憲ニ他訳）
- 31) Leon.E.Borgman: Random Hydrodynamics Forces on Objects, Annals of Mathematical Statistics, Feb.1967.
- 32) 中村彰一，斎藤公男，磯崎芳男：船体に働く波浪変動圧に関する研究（第2報），関西造船協会誌，第156号，昭50.3，p.45.
- 33) 丸尾 孟，佐々木敬文：向い波の中の細長い物体に働く波圧について，日本造船学会論文集，第136号，昭49.12，p.107.
- 34) 木下典幸：規則波中の船体近傍の変動流場についての研究，大阪大学大学院工学研究科修士論文，昭52.3.
- 35) 庄司邦昭：係留索に生ずる張力について，日本造船学会，第2回海洋工学シンポジウム，昭51.6，p.94.
- 36) J.M.J.Journée: Prediction of Speed and Behaviour of a Ship in a Seaway, Delft University of Technology, Report No.427, March 1976 ; ISP, Vol.23, No.265, Sept. 1976, p.285.
- 37) 細田龍介，黒井昌明：最適航法，日本造船学会，第2回耐航性に関するシンポジウム，昭52.12，p.211.
- 38) 北沢孝宗，黒井昌明，高木又男：コンテナ船の波浪中での限界速度，日本造船学会論文集，第138号，昭50.12，p.269.

- 39) 日本海難防止協会：大型専用船の運航の安全対策に関する調査研究 完了報告書，昭46.
- 40) 宮本雅史：限界速力による主機およびプロペラの決定について，日本造船学会誌，㍻574号，昭52.4，p.1.
- 41) 日本航海学会：船舶の荒天運航に関するシンポジウム，昭48.2.

List of Tables

- Table 2- 1 Principal particulars of container ship model and propellers
- Table 3- 1 Test conditions of resistance and self-propulsion tests in regular waves
- Table 3- 2 Test conditions of resistance and self-propulsion tests in irregular waves
- Table 4- 1 Test conditions of propeller open-water tests
- Table 4- 2 Test conditions of wake measurements in propeller disc
- Table 4- 3 Principal particulars of tanker model and propeller
- Table 5- 1 Measuring conditions of static swell up in still water and relative motion in waves at propeller position
- Table 6- 1 Test conditions of speed drop tests in regular and irregular head waves
- Table 7- 1 Factors of Seaworthiness

List of Figures

- Fig. 2- 1 Block diagram of propulsive performance of ship in waves
- Fig. 2- 2 Vector representation of propulsive performance of ship in waves
- Fig. 2- 3 Propeller open-water characteristics (propeller A)
- Fig. 2- 4 Trial results of 175 m length container ship
- Fig. 2- 5 Relation between engine torque and fuel consumption
- Fig. 2- 6 Body plan and bow and stern profile of single screw container ship
- Fig. 3- 1 Comparison of ship motions in regular head waves between experiments and calculations
- Fig. 3- 2 Comparison of relative stern motions in regular head waves between experiments and calculations
- Fig. 3- 3 Phase lags of ship motions, propeller thrust fluctuation and axial inflow velocity into propeller disc
- Fig. 3- 4 Comparison of ship motions in regular following waves between experiments and calculations
- Fig. 3- 5 Effects of fluctuations of resistance and propeller thrust on surge amplitude in regular following waves
- Fig. 3- 6 Comparison of ship motions in irregular head waves between experiments and calculations (effect of significant wave height)
- Fig. 3- 7 Comparison of ship motions in irregular head waves between experiments and calculations (effect of mean wave period)
- Fig. 3- 8 Effect of wave height on ship motions in regular head waves
- Fig. 3- 9 Comparison of resistance increase in regular head waves between experiments and calculations (normal condition)
- Fig. 3-10 Comparison of resistance increase in regular head waves between experiments and calculations (light condition)
- Fig. 3-11 Mean increases of propeller thrust, torque and revolution in regular head waves
- Fig. 3-12 Mean increases of propeller thrust, torque and revolution in regular following waves
- Fig. 3-13 Comparison of mean increases of resistance, propeller thrust, torque and revolution in irregular head waves between experiments and predictions (effect of significant wave height)

- Fig. 3-14 Comparison of mean increases of resistance, propeller thrust, torque and revolution in irregular head waves between experiments and predictions (effect of mean wave period)
- Fig. 3-15 Effect of wave height on resistance increase in regular head waves
- Fig. 3-16 Effect of wave height on mean increases of propeller thrust, torque and revolution in regular head waves
- Fig. 4- 1 Propeller open-water characteristics at forced heave oscillation (mean values)
- Fig. 4- 2 Propeller open-water characteristics at forced pitch oscillation (mean values)
- Fig. 4- 3 Propeller open-water characteristics at forced surge oscillation (mean values)
- Fig. 4- 4 Propeller open-water characteristics in regular head waves (mean values)
- Fig. 4- 5 Self-propulsion factors in regular head waves
- Fig. 4- 6 Effect of wave height on self-propulsion factors in regular head waves
- Fig. 4- 7 Self-propulsion factors in irregular head waves (effect of significant wave height)
- Fig. 4- 8 Self-propulsion factors in irregular head waves (effect of mean wave period)
- Fig. 4- 9 Self-propulsion factors in regular head waves
- Fig. 4-10 Effect of wave height on self-propulsion factors in regular head waves
- Fig. 4-11 Circular ring type wake meter
- Fig. 4-12 Ratio of $(1-w_n)$ at propeller disc in regular head waves to that in still water with container ship model
- Fig. 4-13 Distribution of $(1-w_n)$ at propeller disc in regular head waves and in still water with container ship model
- Fig. 4-14 Ratio of $(1-w_n)$ at propeller disc in regular head waves to that in still water with restrained model of container ship model
- Fig. 4-15 Ratio of $(1-w_n)$ at propeller disc in forced pitch oscillation test to that in still water with container ship model
- Fig. 4-16 Ratio of $(1-w_n)$ at propeller disc in forced pitch oscillation test to that in still water with container ship model (effect of amplitude of pitch)

- Fig. 4-17 Ratio of $(1-w_n)$ at propeller disc in regular head waves to that in still water with container ship model (effect of wave height)
- Fig. 4-18 Ratio of $(1-w_n)$ at propeller disc in regular head waves to that in still water with tanker model
- Fig. 4-19 Relation between propeller thrust and $(1-w_e)$ in regular head waves with container ship and tanker models
- Fig. 4-20 Flows into blade element at radius of r
- Fig. 4-21 Propeller open-water characteristics calculated by blade element theory
- Fig. 4-22 Comparison of self-propulsion factors in regular head waves between experiments and calculations using propeller open-water characteristics by blade element theory with container ship model
- Fig. 4-23 Calculation of self-propulsion factors in regular head waves with tanker model
- Fig. 5- 1 Calculated axial component of fluctuation of inflow velocity into propeller disc
- Fig. 5- 2 Calculated vertical component of fluctuation of inflow velocity into propeller disc
- Fig. 5- 3 Phase lag between wave and inflow velocity into propeller disc
- Fig. 5- 4 Ratio of wave height at the stern to that of incident wave with restrained model of container ship model in regular head waves
- Fig. 5- 5 Comparison of fluctuation of inflow velocity into propeller disc between experiments and calculations
- Fig. 5- 6 Calculated spectra of thrust fluctuation of one blade in irregular waves
- Fig. 5- 7 Ratio of thrust and torque fluctuations to mean thrust and torque at propeller open-water test with forced surge oscillation
- Fig. 5- 8 Ratio of thrust and torque fluctuations to mean thrust and torque at propeller open-water test in regular head waves
- Fig. 5- 9 Revolution fluctuation at propeller open-water test in regular head waves
- Fig. 5-10 Spectra of waves, thrust and torque fluctuations at propeller open-water test in irregular head waves
- Fig. 5-11 Comparison of amplitudes of propeller load fluctuations in regular head waves between experiments and calculations

- Fig. 5-12 Fluctuations of propeller thrust, torque and revolutions in regular head waves (light condition)
- Fig. 5-13 Comparison of significant values of propeller load fluctuation in irregular head waves between experiments and calculations
- Fig. 5-14 Actual ship measurements at 2nd voyage of the HIKAWA MARU
- Fig. 5-15 Relation between propeller immersion and ratio of propeller load at shallow immersion to that at deep one
- Fig. 5-16 Relation between propeller thrust and immersion at open water tests in irregular waves
- Fig. 5-17 Time history of relation between propeller immersion and propeller thrust at behind tests in forced pitch oscillation
- Fig. 5-18 Propeller open water tests in regular waves
- Fig. 5-19 Relation between propeller immersion and ratio of propeller load at shallow immersion to that at deep one
- Fig. 5-20 Co-ordinate system and definition
- Fig. 5-21 Comparison of time histories of propeller thrust fluctuation at racing condition between experiments and calculations
- Fig. 5-22 Swell up of water level at propeller position
- Fig. 5-23 Variation of propeller immersion with wave length in regular head waves
- Fig. 5-24 Comparison of propeller load fluctuations in regular head waves between experiments and calculations (light condition)
- Fig. 5-25 Variance of fluctuations of propeller thrust and revolutions in irregular head waves
- Fig. 5-26 Estimated time history of propeller torque using Fig. 5-17
- Fig. 5-27 Effect of moment of inertia of prime mover on propeller revolutions
- Fig. 5-28 Characteristic curves of main engine for container ships of 175m length obtained by trial results
- Fig. 5-29 Characteristic curve of prime mover
- Fig. 5-30 Relations between propeller torque and revolutions at racing condition
- Fig. 5-31 Non-linear, non-memory transformed system
- Fig. 5-32 Auto-correlation function of the non-linear, non-memory system
- Fig. 5-33 Comparison of spectral analysis of digital simulation and calculation as to non-memory, non-linear transformed time histories

- Fig. 5-34 Comparison of spectra of hydrodynamic pressure near waterline in waves between experiment and calculation
- Fig. 6- 1 Comparison of speed drop and mean increases of propeller thrust, torque, revolutions and power in regular head waves between experiments and calculations (normal condition)
- Fig. 6- 2 Calculated speed drop and mean increases of propeller thrust, torque, revolutions in regular head waves for arbitrary characteristics of main engine (normal condition)
- Fig. 6- 3 Comparison of speed drop and mean increases of propeller thrust, torque and revolutions in irregular head waves between experiments and calculations (normal condition)
- Fig. 6- 4 Comparison of speed drop in regular head waves between experiments and calculations (light condition)
- Fig. 6- 5 Comparison of mean increases of propeller thrust, torque and revolutions between experiments and calculations (light condition)
- Fig. 6- 6 Comparison of speed drop in irregular head waves between experiments and calculations (light condition)
- Fig. 6- 7 Effect of propeller immersion on propeller performance
- Fig. 6- 8 Comparison of measured and computed deliberate speed loss in regular head waves
- Fig. 6- 9 Comparison of measured and computed mean increases of propeller thrust and revolutions
- Fig. 6-10 Comparison of measured and computed critical acceleration in regular head waves
- Fig. 7- 1 Calculation of speed drop in irregular oblique waves
- Fig. 7- 2 Calculation of optimum ship operation in waves
- Fig. 7- 3 Relation between heading angle and fuel consumption at critical speed
- Fig. 7- 4 Relation between ship speed and fuel consumption
- Fig. 7- 5 Effect of self-propulsion factors on ship speed, revolutions and apparent slip ratio in irregular head waves
- Fig. 7- 6 Operation point on engine characteristic plane concerning nominal speed loss
- Fig. 7- 7 Critical ship speed in irregular oblique waves
- Fig. 7- 8 Factors of evaluation for optimum ship route

Table

Table 2- 1 Principal particulars of container ship
model and propellers

Ship model		Load condition	
		Normal	Light
Length between perpendiculars	L_{pp} (m)	4.000	_____
Breadth	B (m)	0.5847	_____
Draft fore	d_f (m)	0.1952	0.1079
aft	d_a (m)	0.2199	0.1698
mean	d_m (m)	0.2076	0.1389
Trim	t (m)	0.0247	0.0519
Displacement volume	∇ (m ³)	0.2769	0.1709
Block coefficient	C_b	0.568	0.526
Longi.center of buoyancy from F.P.	\overline{FB}	0.520L	0.530L
Longi.radius of gyration	K_{yy}	0.240L	0.255L
Height of C.G. above base line	\overline{KG} (m)	0.1778	0.190
Length-breadth ratio	L/B	6.81	_____
Breadth-draft ratio	B/d	2.816	4.210
Propeller models		A	B
Diameter	D (m)	0.150	0.112
Pitch ratio	P/D	1.007	1.009
Expanded blade area ratio		0.6935	0.6700
Blade thickness ratio		0.0530	0.050
Boss ratio		0.1848	0.180
Number of blades		5	5
Direction of turning		Right	Right

Table 3- 1 Test conditions of resistance and self-propulsion tests
in regular waves

1) Effect of λ and V			F_n	ζ_w	λ/L	Measuring items	Condition
Head waves	Resistance tests	Motion free	0.15 0.20 0.25 0.30	L/50 (8 cm)	0.5,0.6,0.7,0.8, 0.9,1.0,1.1,1.2, 1.3,1.5,1.7,2.0, 2.5	Pitch,Heave,Surge, Relative stern motion, Resistance,Wave	Normal & Light
		Restrained model				Resistance,Wave	Normal
	Self-propulsion test Propeller A,B		0.15 0.20 0.25 0.30	L/50 (8 cm)	0.5,0.6,0.7,0.8, 0.9,1.0,1.1,1.2, 1.3,1.5,1.7,2.0, 2.5	Pitch,Heave,Surge, Relative stern motion, Thrust,Torque,Revolution,Wave	Normal
Following waves	Self-propulsion test Propeller A		0.20 0.25	L/50 (8 cm)	0.4,0.5,0.6,0.7, 0.8,0.9,1.1,1.3, 1.5,2.0,2.5	Pitch,Heave,Surge, Thrust,Torque,Revolution,Wave	Normal

2) Effect of ζ_w			F_n	ζ_w	λ/L	Measuring items	Condition
Head waves	Resistance tests	Motion free	0.20	4 cm ~ 20 cm	0.9	Pitch,Heave,Surge, Resistance,Wave	Normal
		Restrained model	0.25		1.5	Resistance,Wave	
	Self-propulsion test Propeller A		0.20 0.25	4 cm ~ 20 cm	0.9 1.5	Pitch,Heave,Surge, Thrust,Torque, Revolution,Wave	
	Self-propulsion test Propeller A,B		0.20	4 cm ~ 15 cm	1.0	Pitch,Heave,Surge, Thrust,Torque, Revolution,Wave	

Table 3- 2 Test conditions of resistance and self-propulsion tests in irregular waves

Irregular waves			F_n	Measuring items
	$H_{1/3}(\text{cm})$	$\tilde{T}_0(\text{sec})$		
Mean wave period series	10.78	1.159	0.15 0.20 0.25 0.30	Resistance test:
	9.99	1.413		
	10.56	1.562		Resistance, Pitch, Heave
	10.04	1.694		Surge, Wave, Speed
Significant wave height series	6.36	1.409	0.25 0.30	Self-propulsion test:
	9.99	1.413		
	11.54	1.390		Thrust, Torque, Revolution,
	13.40	1.395		Pitch, Heave, Surge, Wave,
	16.12	1.399		Speed

Table 4- 1 Test conditions of propeller open-water tests

Kind of test	Freq. (Hz)	J	V(m/s)	N(1/s)	Measuring items
Forced heave oscillation Double amp.; 8 cm	0.51 0.57 0.66 0.88	0.4 } 0.8	0.6 } 1.2	10.0 const.	Thrust, Torque, Revolution, Speed, Heave
Forced pitch oscillation Double amp.; 3 deg.	0.51 0.57 0.66 0.88	0.4 } 0.8	0.6 } 1.2	10.0 const.	Thrust, Torque, Revolution, Speed, Pitch
Forced surge oscillation Double amp.; 8 cm	0.51 0.57 0.66 0.88	0.4 } 0.8	1.55 1.40 1.20 0.90	7.5 } 20.0	Thrust Torque Revolution Speed Surge
	0.88	0.4 const.	0.60 } 1.08	10.0 } 18.0	
	0.88	0.6 const.	0.72 } 1.44	8.0 } 16.0	
	0.88	0.4 } 0.8	0.6 } 1.2	10.0 const.	
In regular head waves Wave height; 8 cm	0.51 0.57 0.66 0.88	0.4 } 0.8	0.6 } 1.2	10.0 const.	Thrust, Torque, Revolution, Speed, Wave
Forced heave oscillation in regular head waves: Double amp. of heave; 8 cm Wave height; 8 cm	0.88	0.4 } 0.8	0.9	15.0 } 7.5	Thrust, Torque, Revolution, Speed, Heave, Wave
In irregular head waves H _{1/3} ; 10.91 cm T ₀ ; 0.954 sec		0.7	0.525	5.0	Thrust, Torque, Revolution, Speed Wave

Table 4- 2 Test conditions of wake measurements in propeller disc

Kind of tests	Model	F_n	λ/L	$\zeta_w(\text{cm})$	Ring No.																								
Motion free	Container ship	0.20	0.5 0.8	8	4,5,6,7,8,9,10																								
	Tanker	0.224	1.1 1.5 2.0 2.5	5	5,6,7,8,9,10																								
	Container ship	0.20	0.9 1.5	4 20	7																								
Restrained model	Container ship	0.20	0.5,1.5 0.8,2.0 1.1 2.5	8	7																								
Forced pitch oscillation	Container ship	0.20	H_z	Doble amp	4,6,7,8,10																								
			0.52 0.60 0.72 0.88 1.09	3°																									
			0.52	1° 2° 3° 4°	6,10																								
<table><tr><td>Ring No.</td><td>4</td><td>5</td><td>6</td><td>7</td><td>8</td><td>9</td><td>10</td></tr><tr><td>Container ship r/R_p</td><td>0.897</td><td>0.789</td><td>0.681</td><td>0.576</td><td>0.467</td><td>0.362</td><td>0.254</td></tr><tr><td>Tanker r/R_p</td><td>----</td><td>0.978</td><td>0.844</td><td>0.714</td><td>0.579</td><td>0.449</td><td>0.315</td></tr></table>						Ring No.	4	5	6	7	8	9	10	Container ship r/R_p	0.897	0.789	0.681	0.576	0.467	0.362	0.254	Tanker r/R_p	----	0.978	0.844	0.714	0.579	0.449	0.315
Ring No.	4	5	6	7	8	9	10																						
Container ship r/R_p	0.897	0.789	0.681	0.576	0.467	0.362	0.254																						
Tanker r/R_p	----	0.978	0.844	0.714	0.579	0.449	0.315																						

Table 4- 3 Principal particulars of tanker
model and propeller

Ship	;Length between perpendiculars	L_{pp} (m)	3.439
	Breadth	B (m)	0.580
	Draft	d (m)	0.258
	Displacement volume	∇ (m^3)	0.388
	Block coefficient	C_b	0.755
	Length-breadth ratio		5.934
	Breadth-draft ratio		2.248
Propeller;	Diameter	D (m)	0.121
	Pitch ratio	P/D	0.8595
	Expanded blade area ratio		0.670
	Blade thickness ratio		0.050
	Boss ratio		0.180
	Number of blades		5

Table 5- 1 Measuring conditions of static swell up in still water and relative motion in waves at propeller position

	V (m/s)	λ/L	ζ_w	Measuring items	Condition	Note
In still water	0.6 } 1.9			Static swell up at propeller position	Light load	Without propeller
In regular head waves	1.253 ($F_n=0.20$)	0.5 } 2.5	8 cm	Relative motion at propeller position		

Table 6- 1 Test conditions of speed drop tests in regular and irregular head waves

	F_n	λ/L	ζ_w	Measuring items	Condition	Note
In regular head waves	0.25 ↓	0.5 } 2.5	8 cm	Thrust, Torque, Revolution, Pitch, Heave, Surge, Wave, Speed	Light load and	Revolution constant mode and
In irregular head waves	0.25 ↓	\tilde{T}_0 1.2 sec	$H_{1/3}$ 4 cm } 17 cm	Thrust, Torque, Revolution, Pitch, Heave, Surge, Wave, Speed	Normal load	Engine torque constant mode

Table 7- 1 Factors of Seaworthiness

Factor	Limit	Max.Probability
Vertical Acceleration at F.P.	0.8 g	0.001
Deck Wetness at F.P.	-----	0.02
Slamming	-----	0.01
Propeller Racing	propeller tip exposure	0.1

Fig.

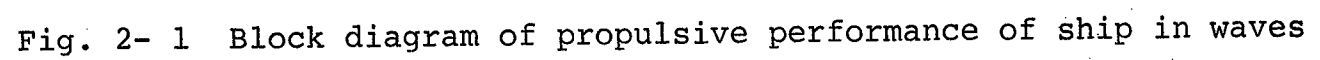


Fig. 2- 1 Block diagram of propulsive performance of ship in waves

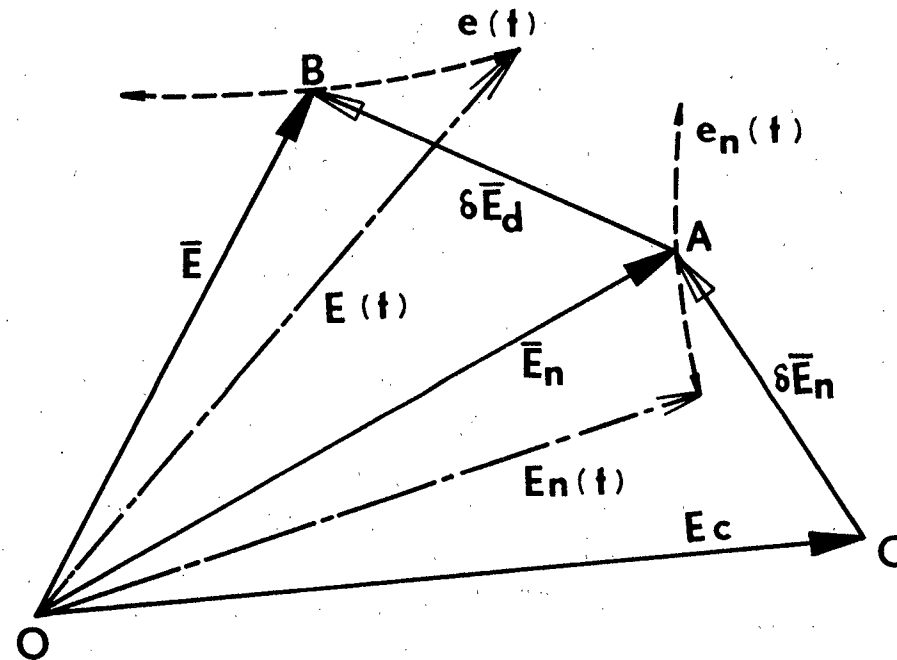


Fig. 2- 2 Vector representation of propulsive performance of ship in waves

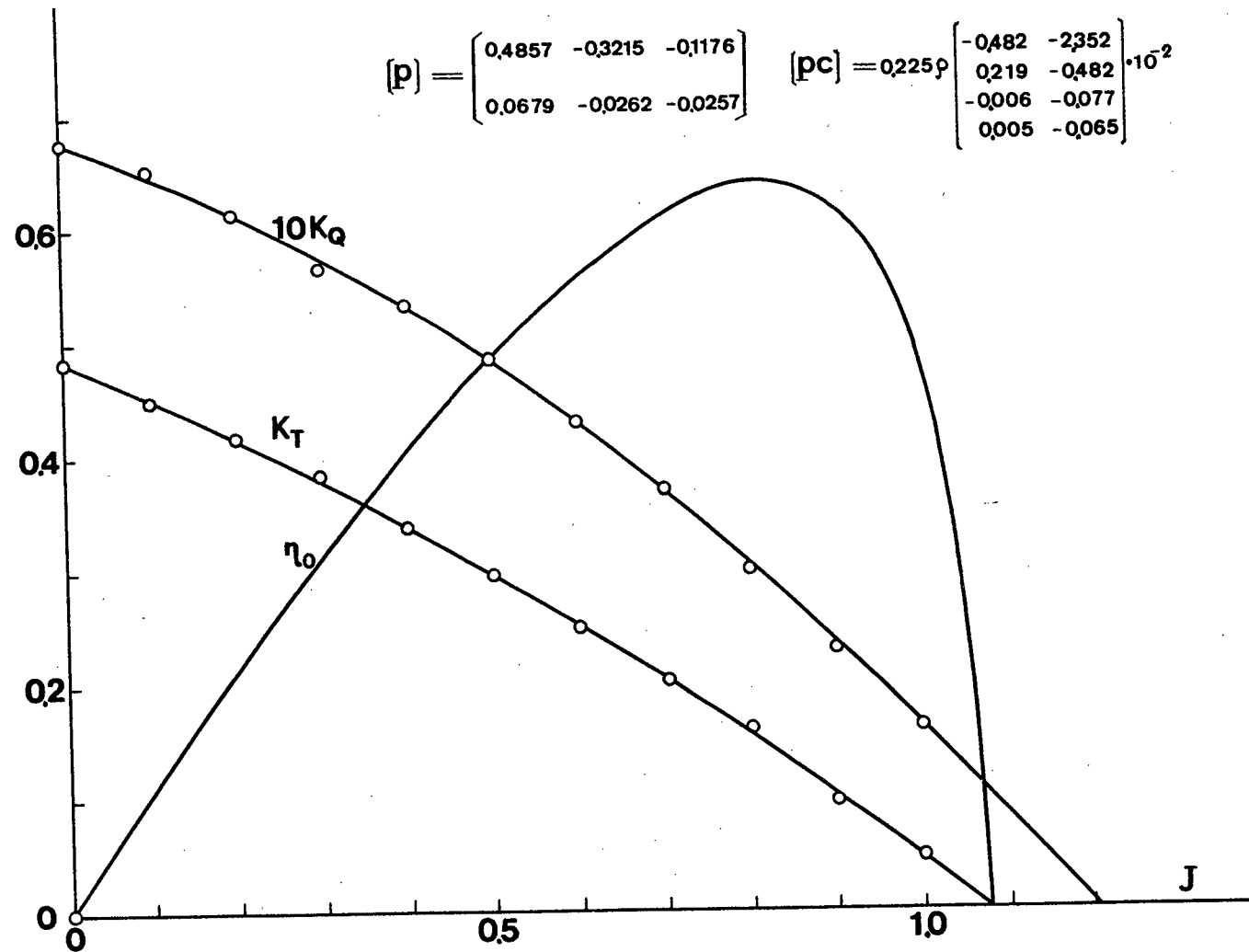


Fig. 2- 3 Propeller open-water characteristics (propeller A)

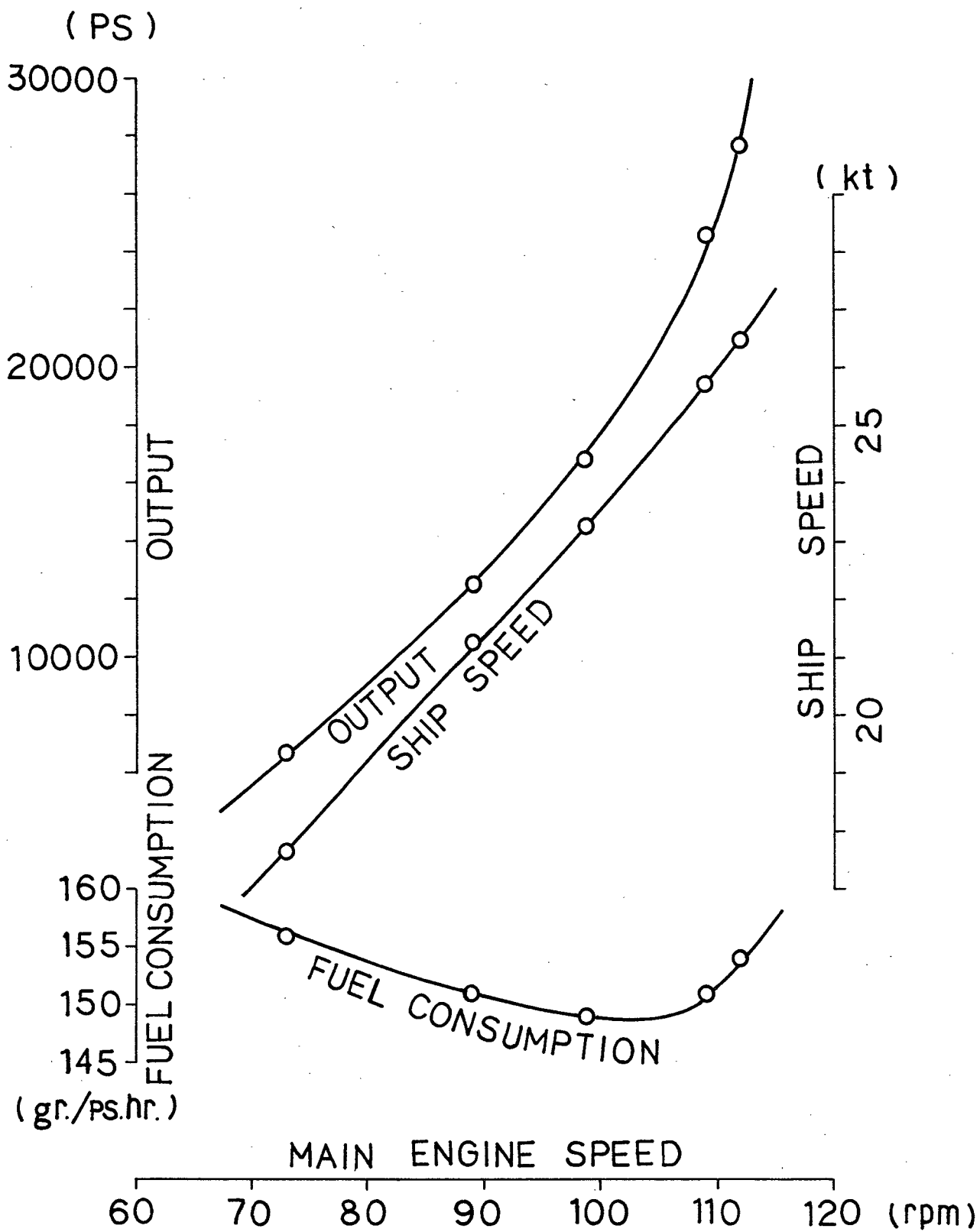


Fig. 2- 4 Trial results of 175 m length container ship

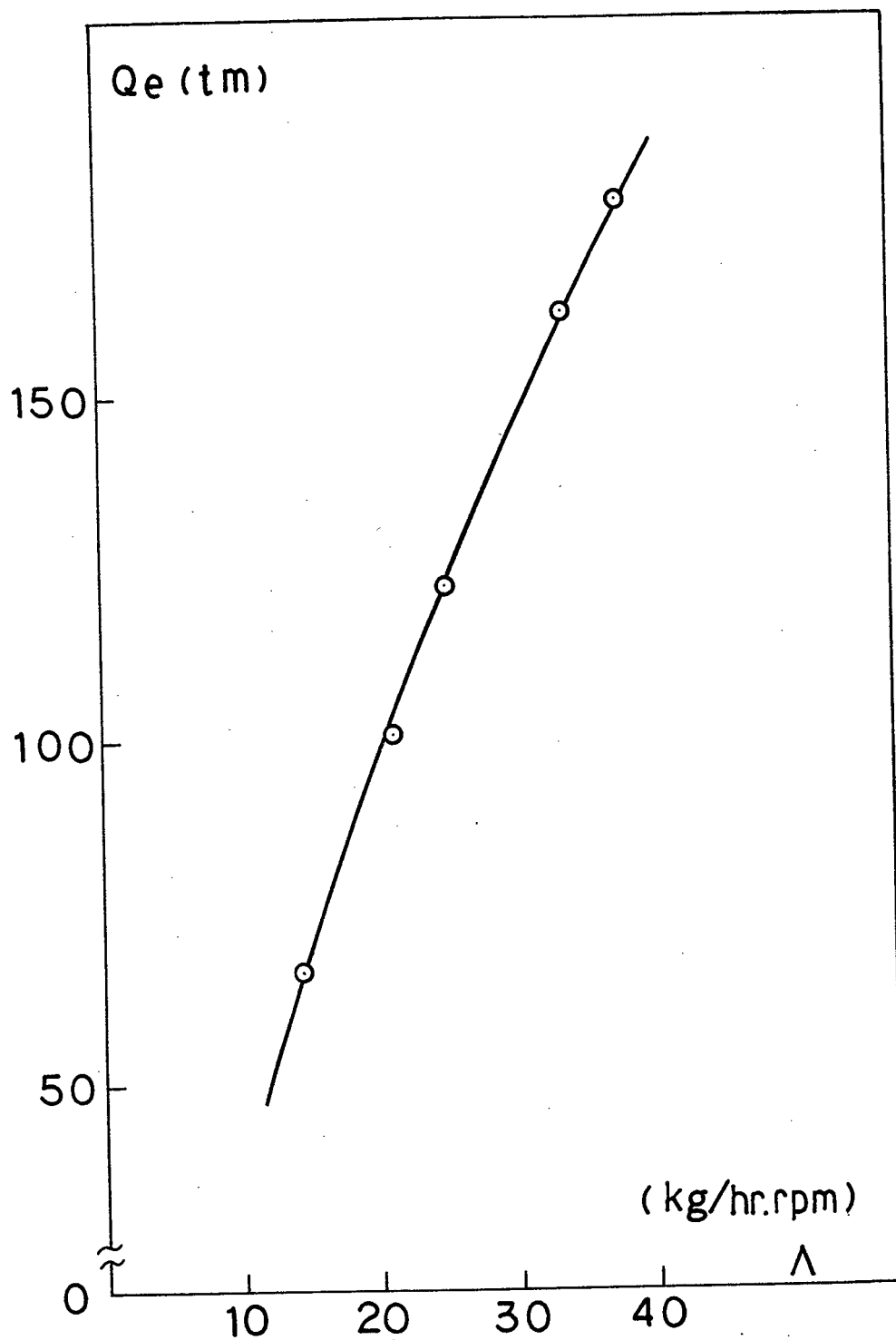


Fig. 2- 5 Relation between engine torque and fuel consumption

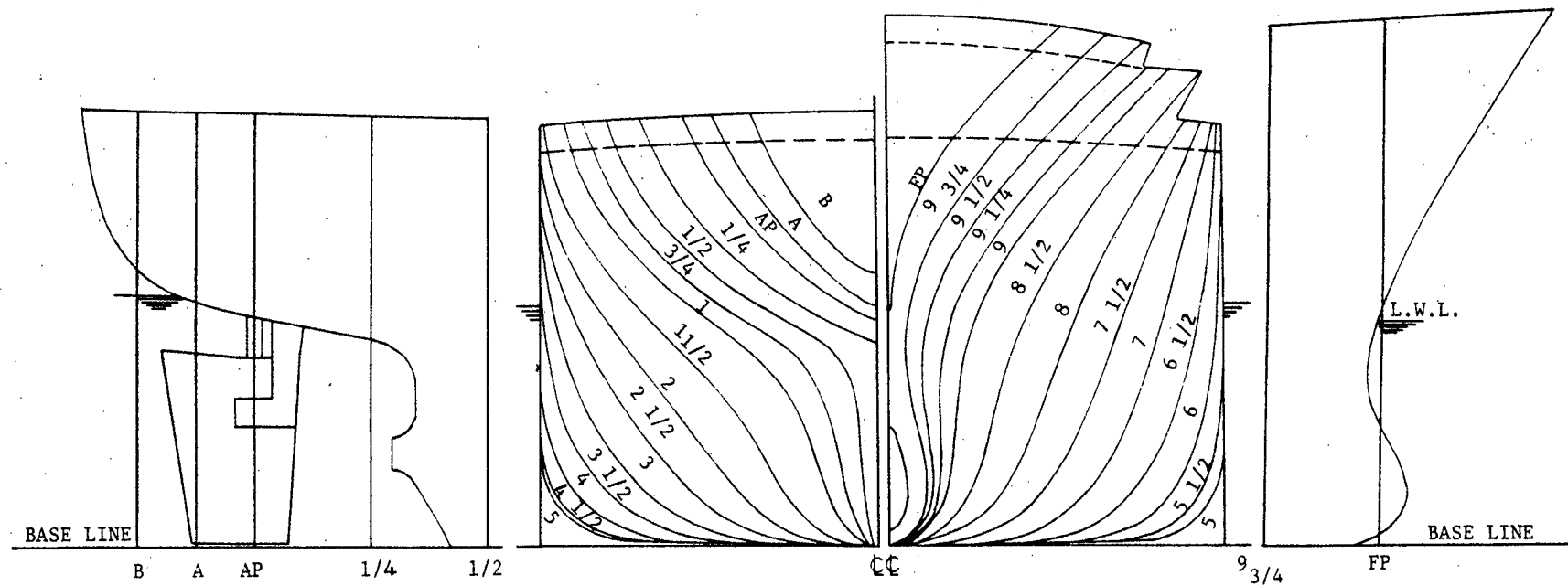


Fig. 2- 6 Body plan and bow and stern profile of single screw container ship

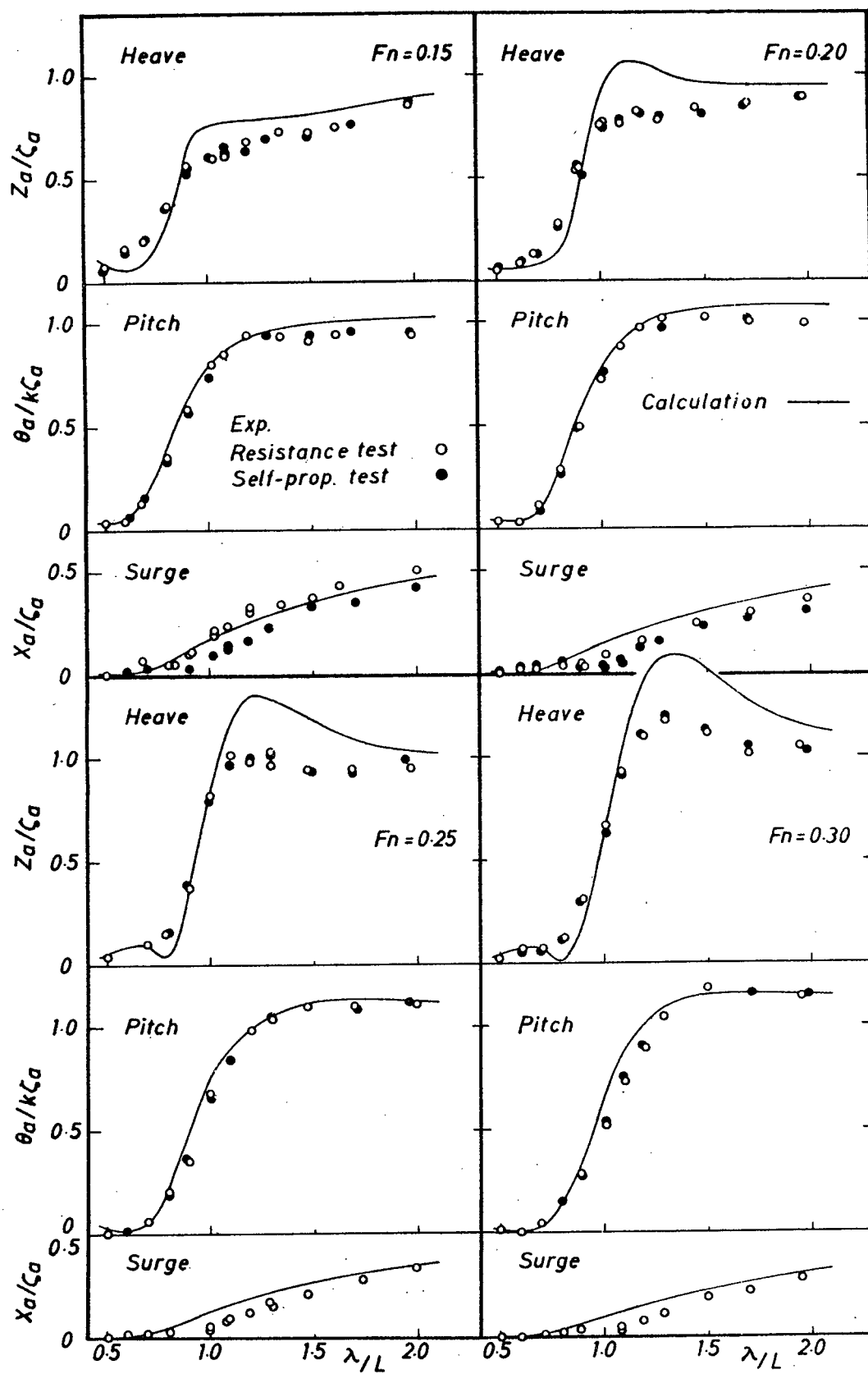


Fig. 3- 1 Comparison of ship motions in regular head waves between experiments and calculations.

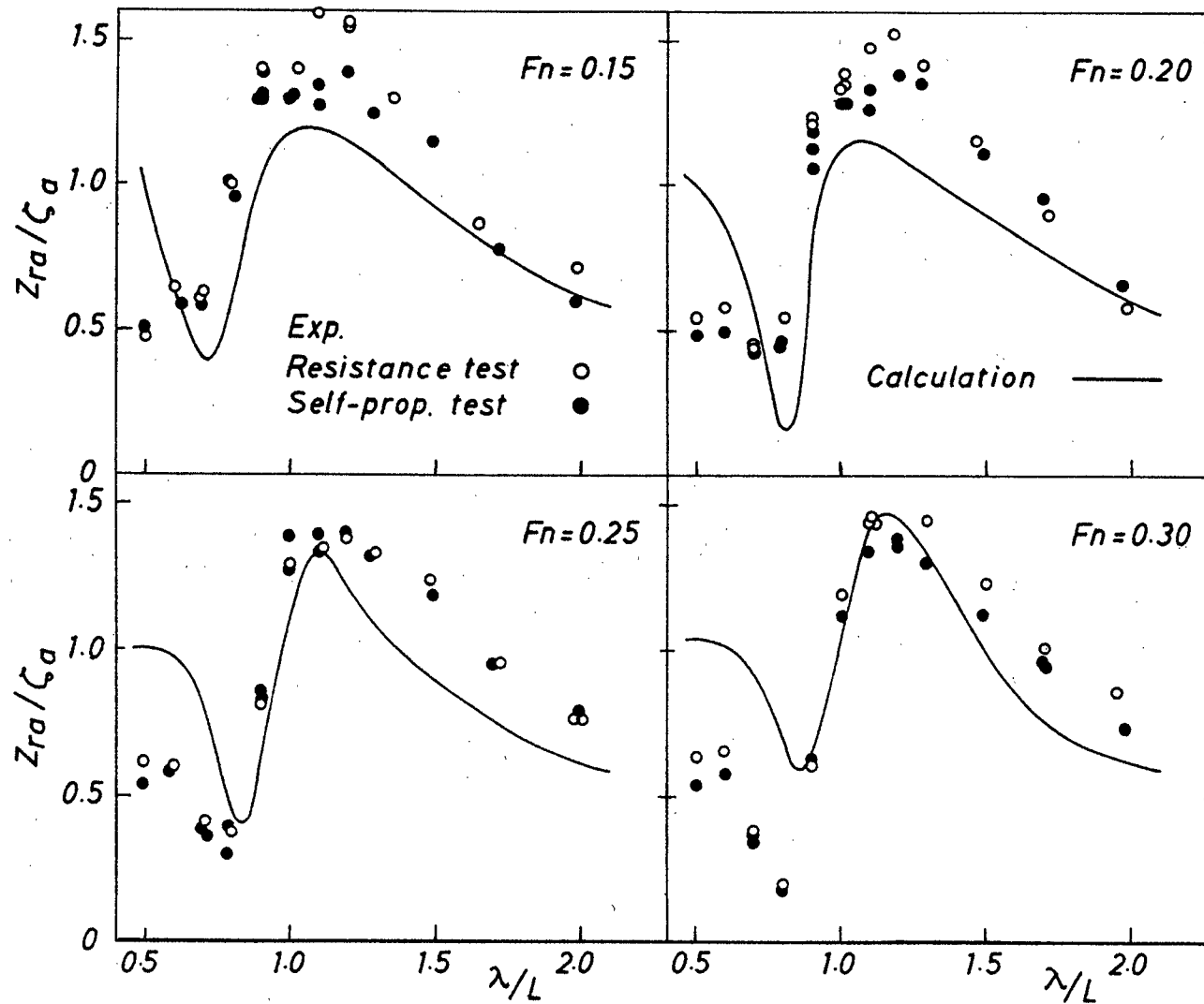


Fig. 3- 2 Comparison of relative stern motions in regular head waves between experiments and calculations

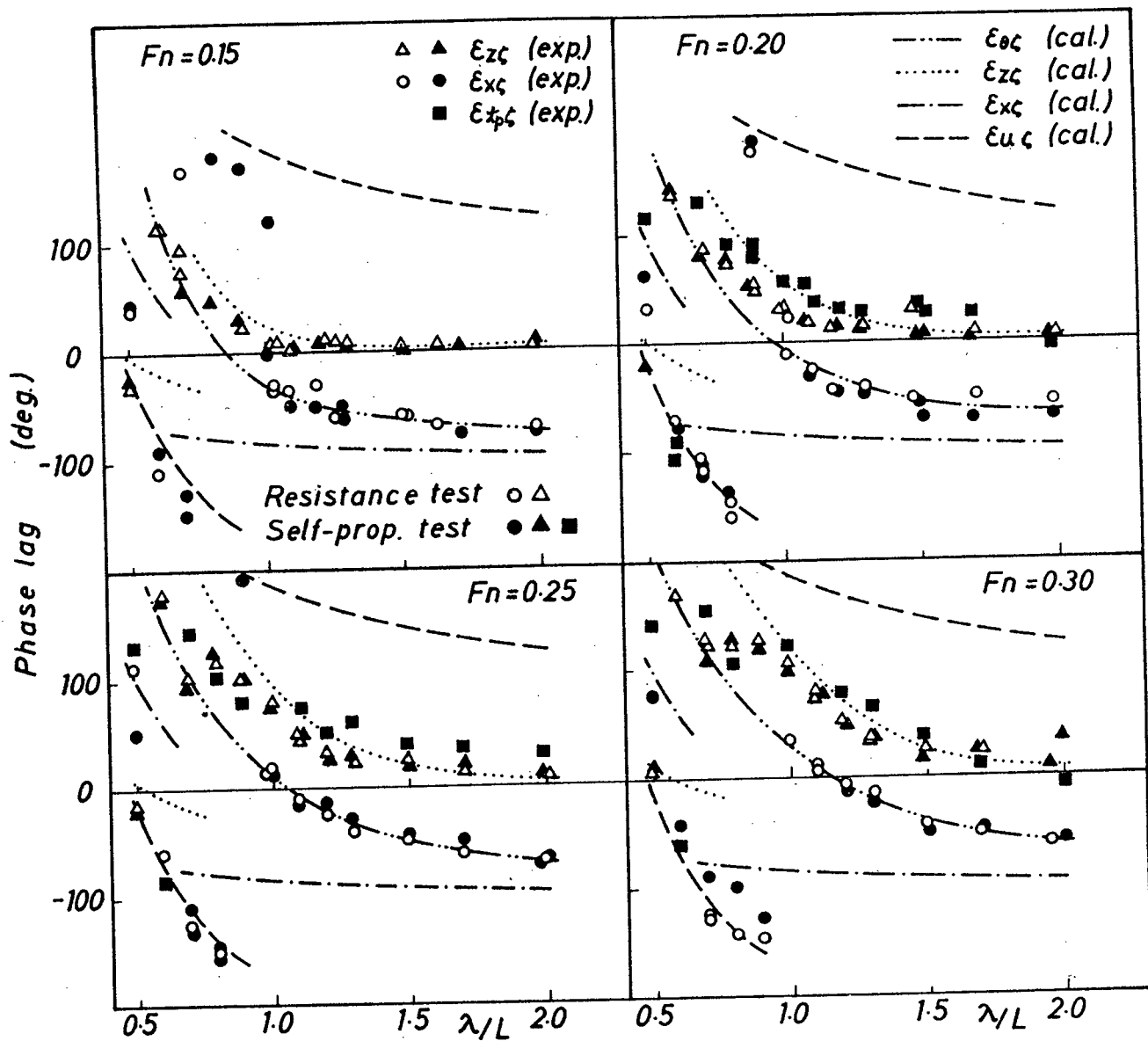


Fig. 3- 3 Phase lags of ship motions, propeller thrust fluctuation and axial inflow velocity into propeller disc

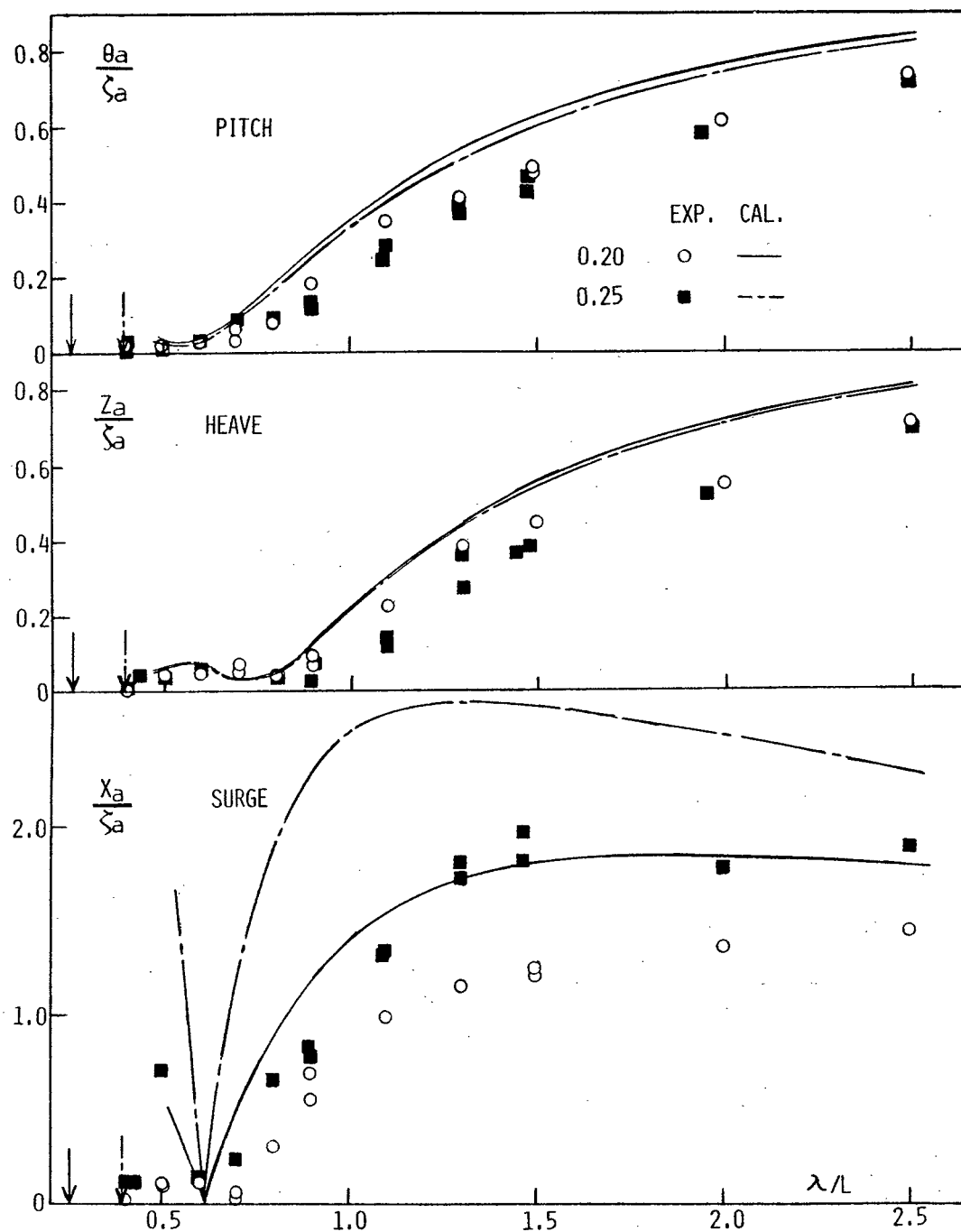


Fig. 3- 4 Comparison of ship motions in regular following waves between experiments and calculations

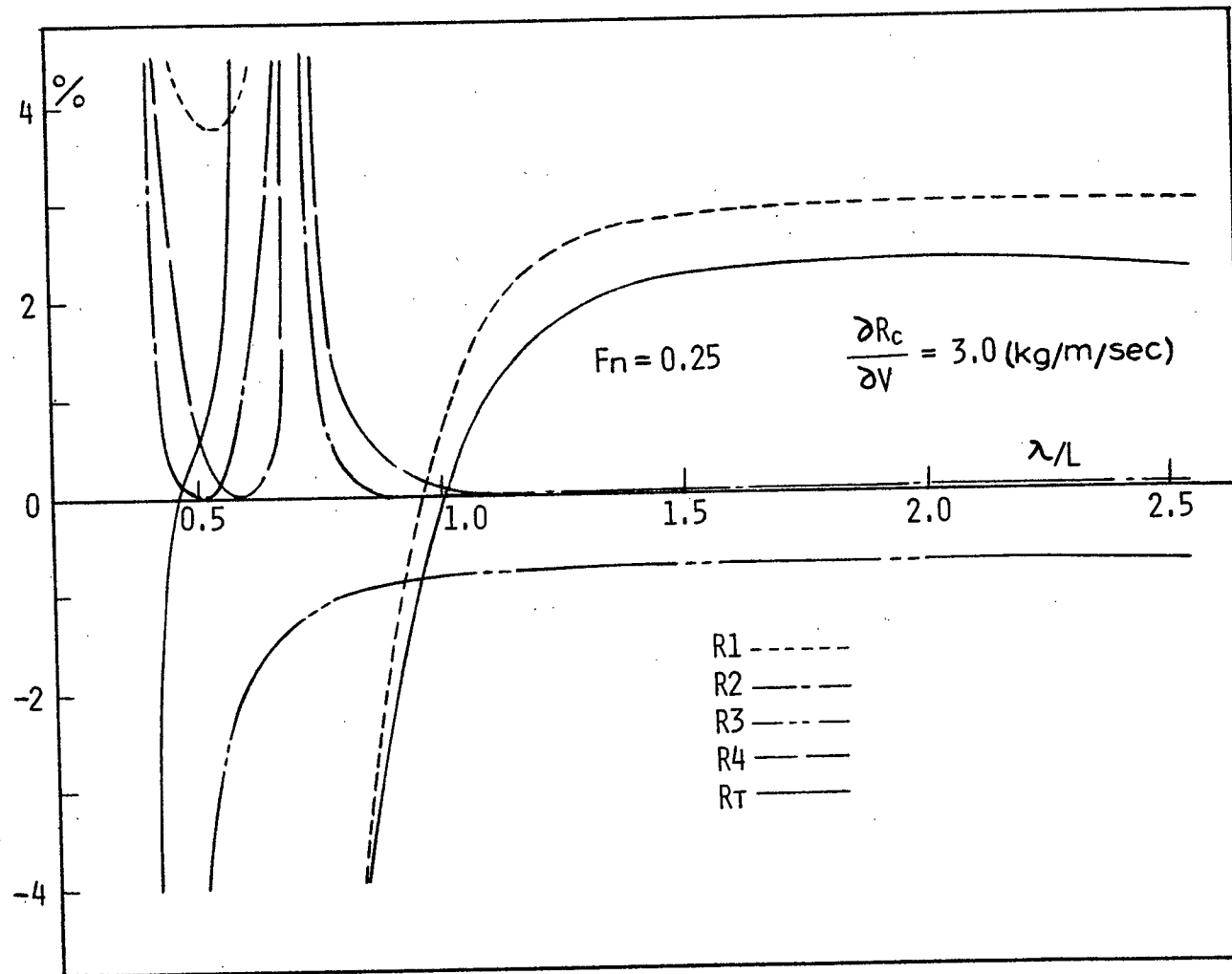


Fig. 3- 5 Effects of fluctuations of resistance and propeller thrust on surge amplitude in regular following waves

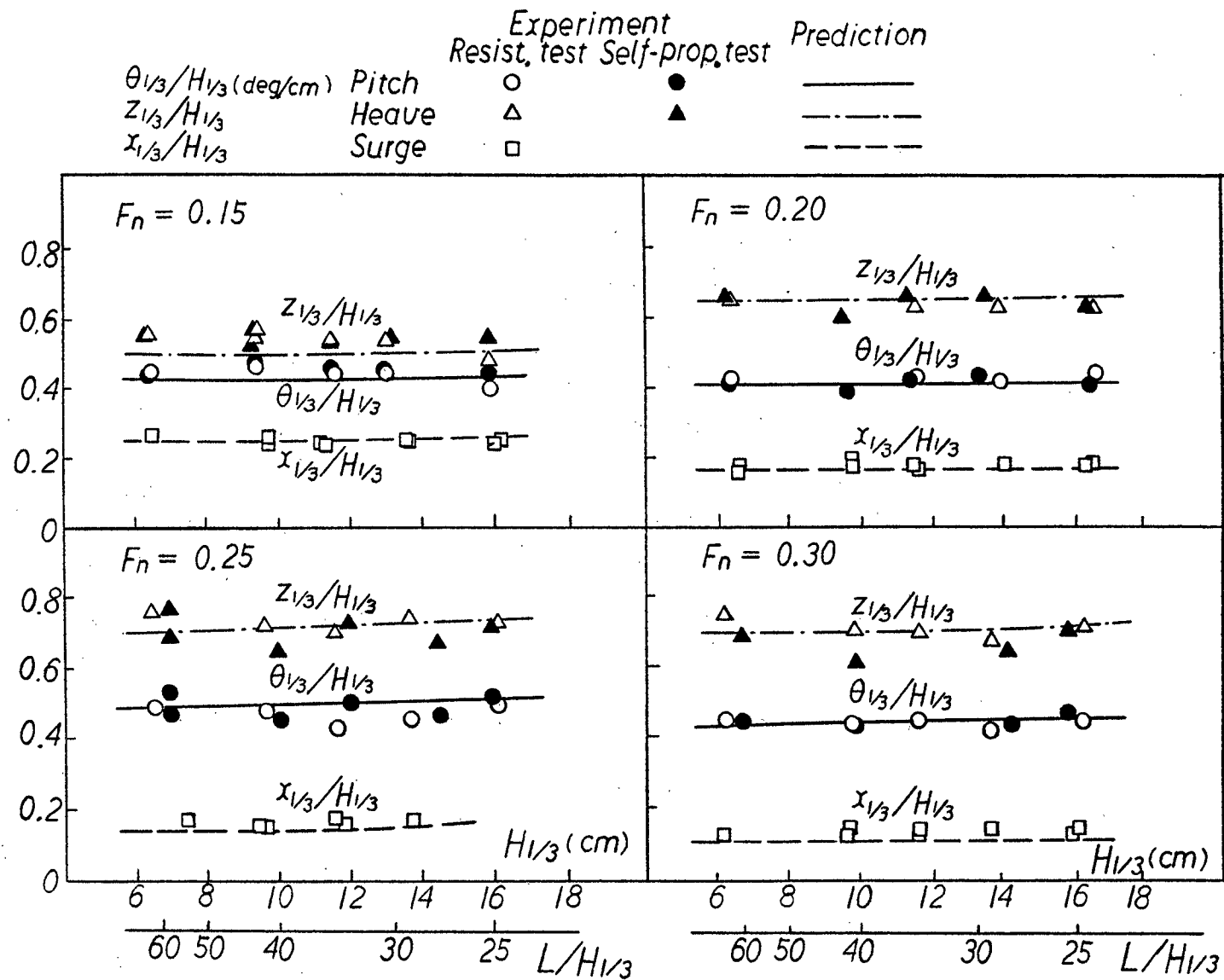


Fig. 3- 6 Comparison of ship motions in irregular head waves between experiments and calculations (effect of significant wave height)

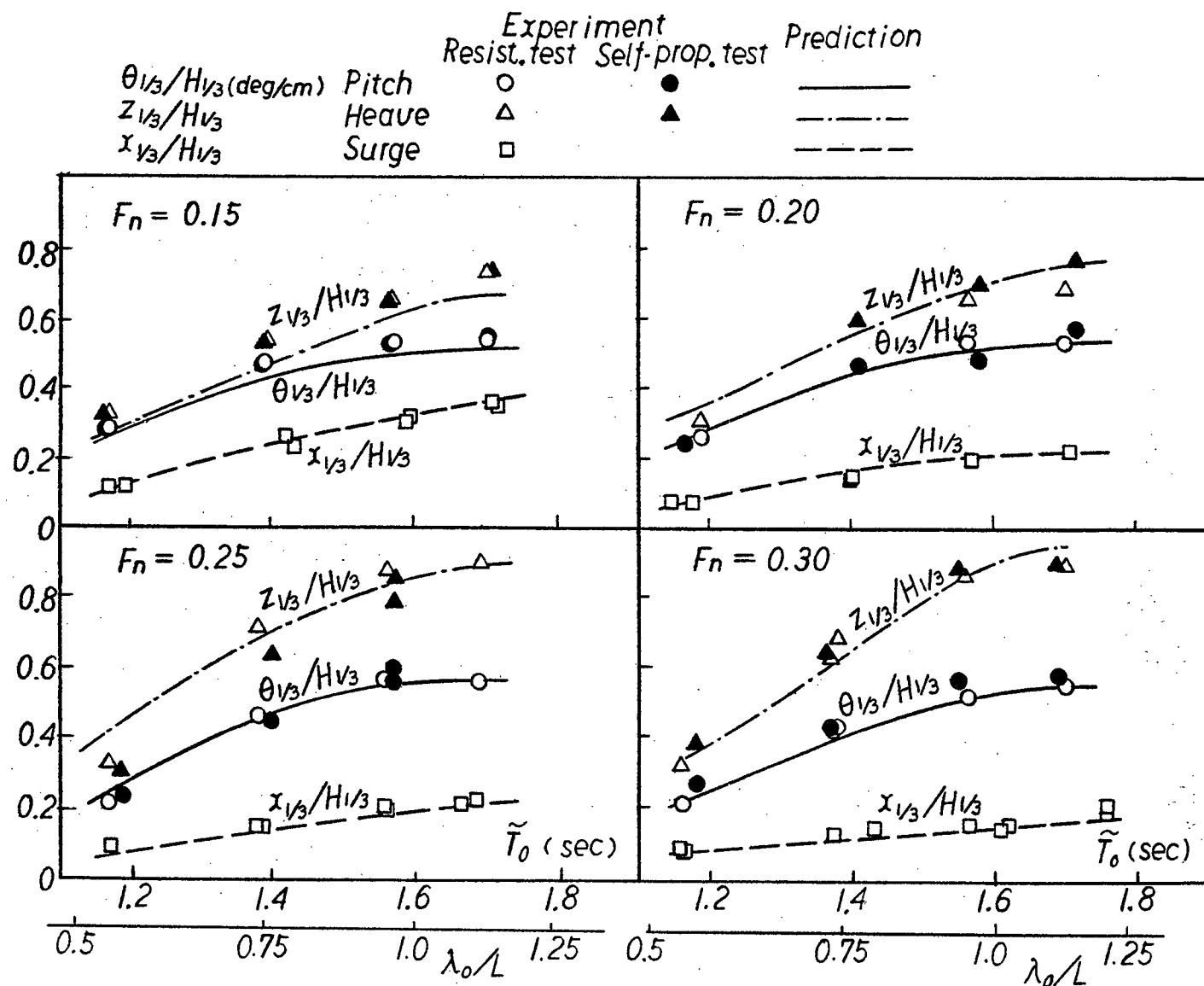


Fig. 3- 7 Comparison of ship motions in irregular head waves between experiments and calculations (effect of mean wave period)

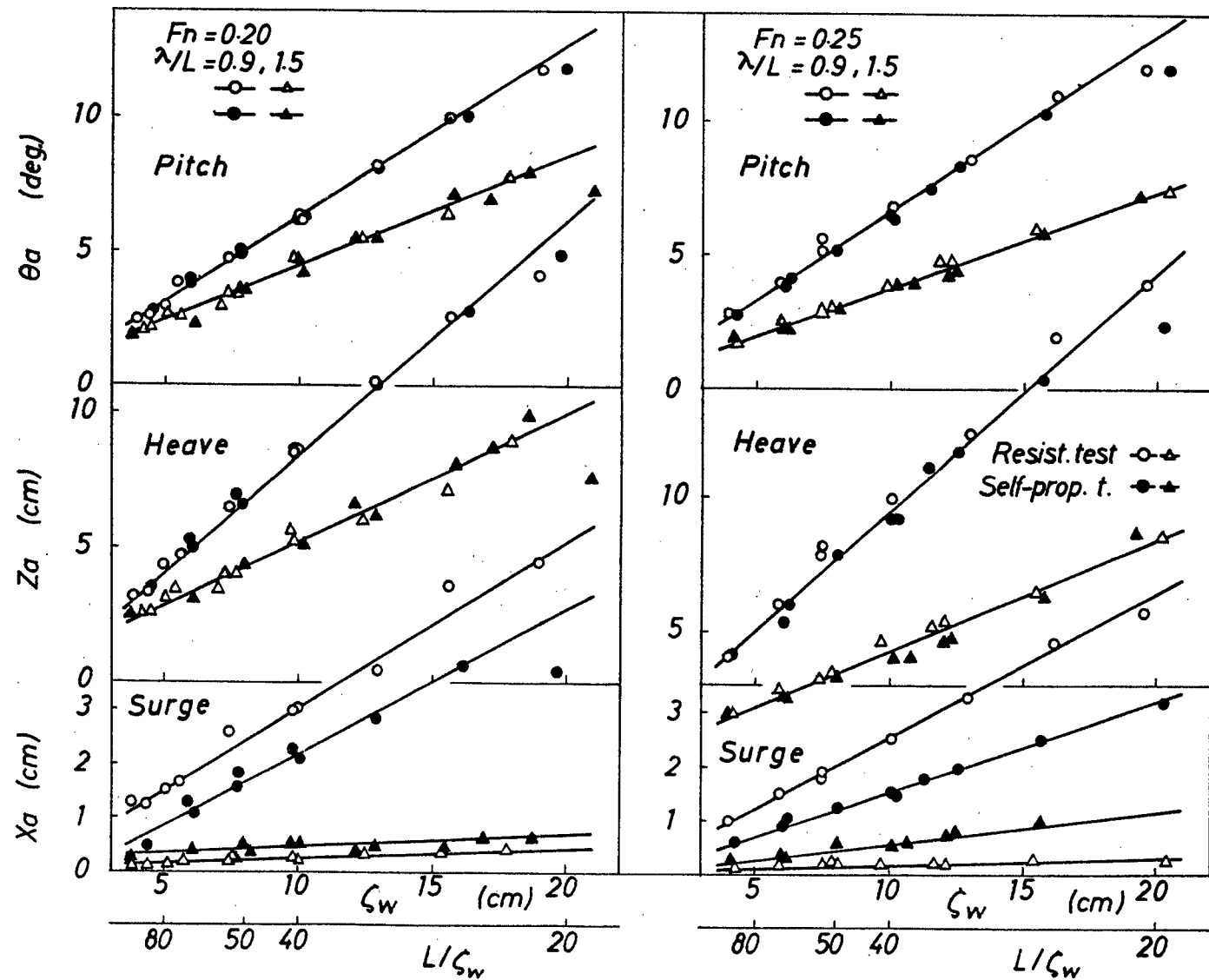


Fig. 3- 8 Effect of wave height on ship motions in regular head waves

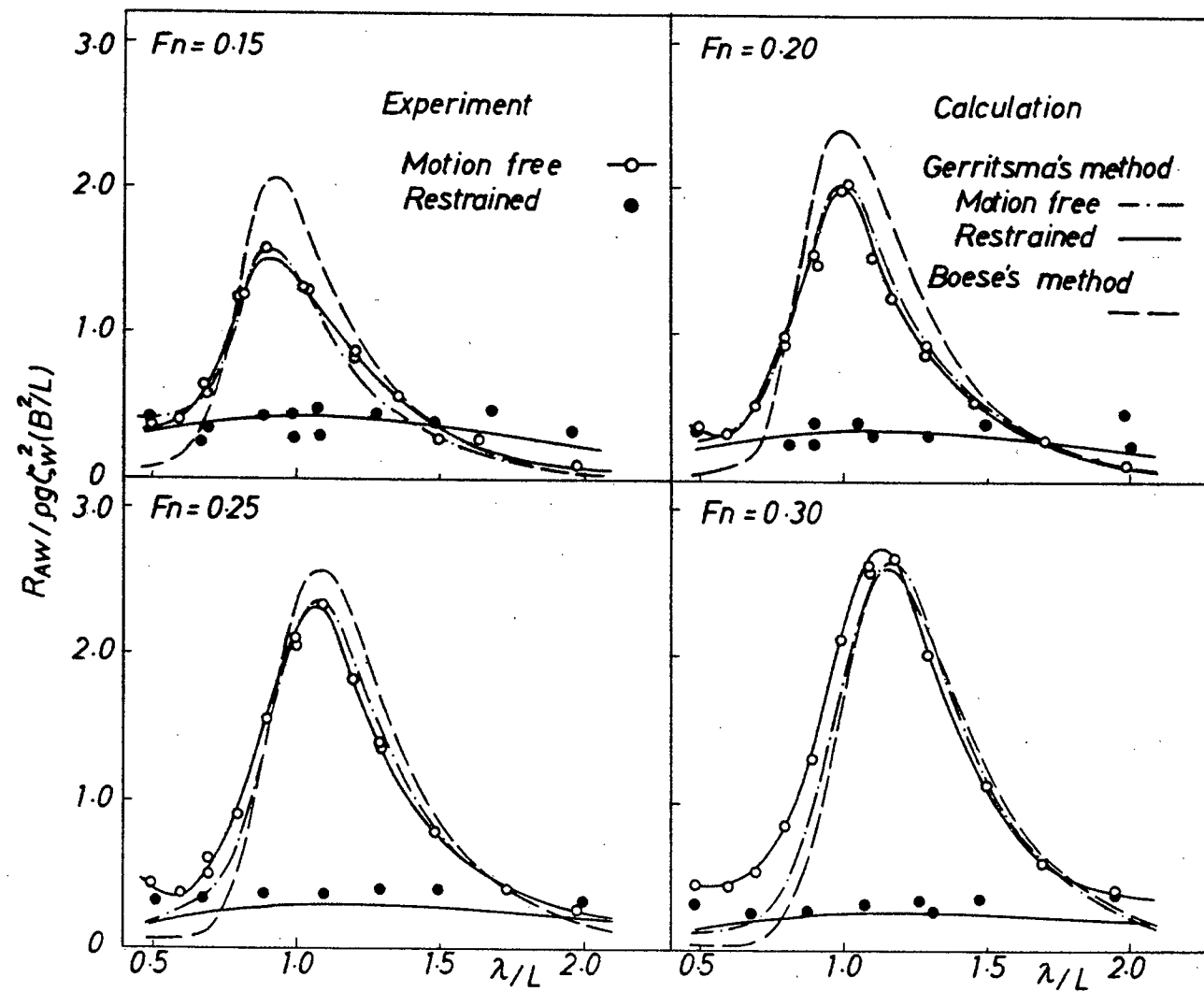


Fig. 3- 9 Comparison of resistance increases in regular head waves between experiments and calculations (normal condition)

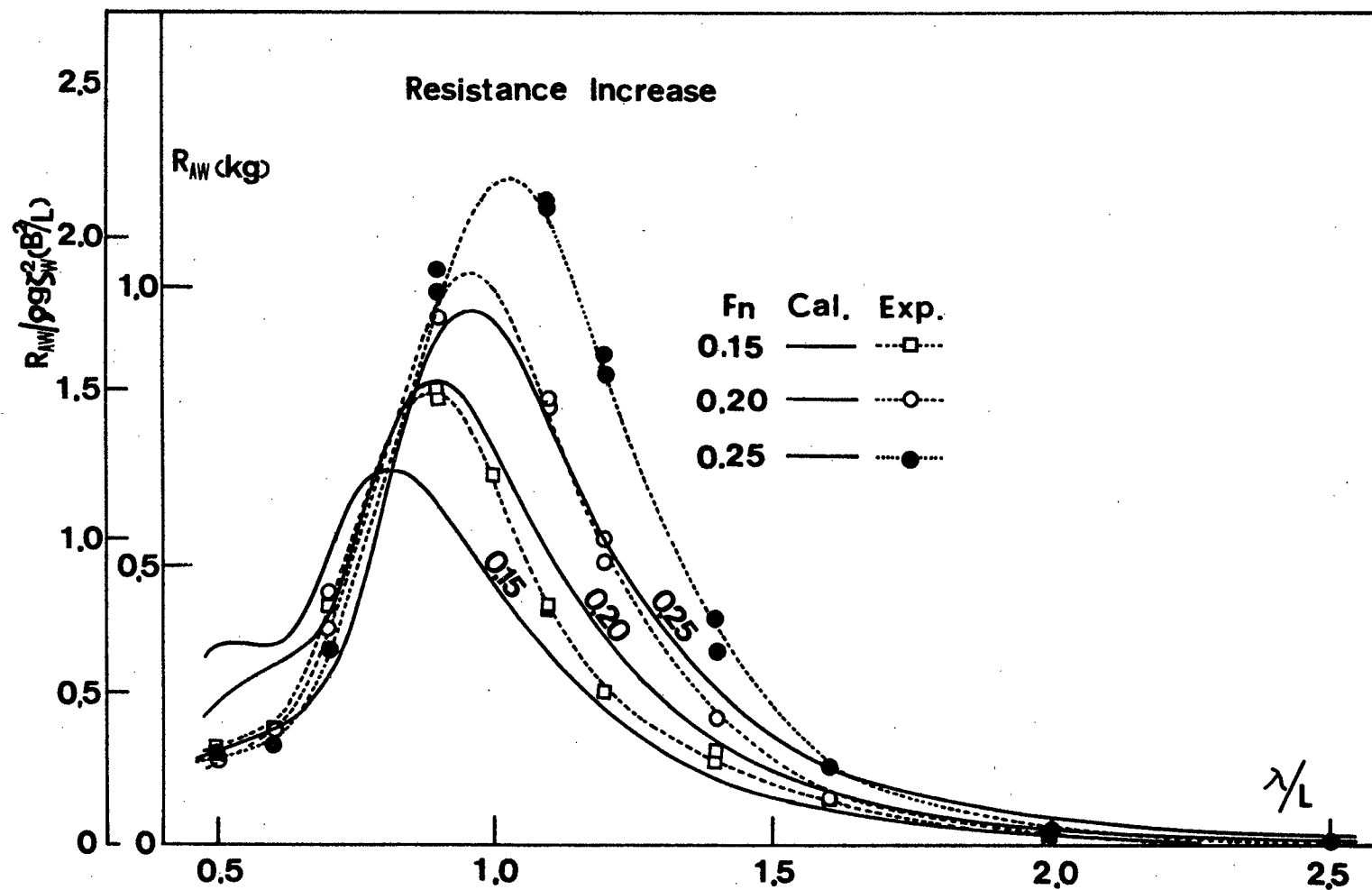


Fig. 3-10 Comparison of resistance increases in regular head waves between experiments and calculations (light condition)

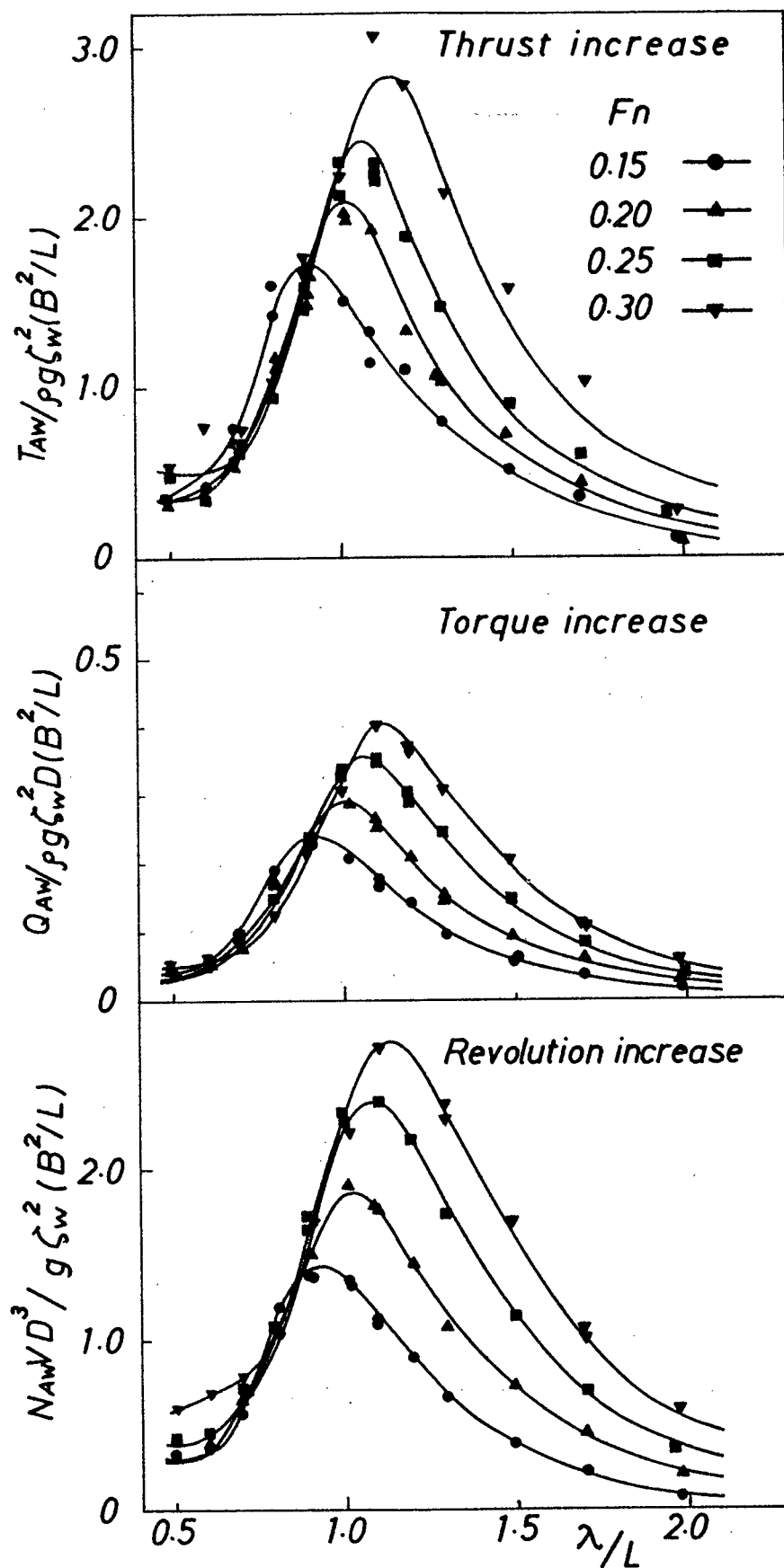


Fig. 3-11 Mean increases of propeller thrust, torque and revolution in regular head waves

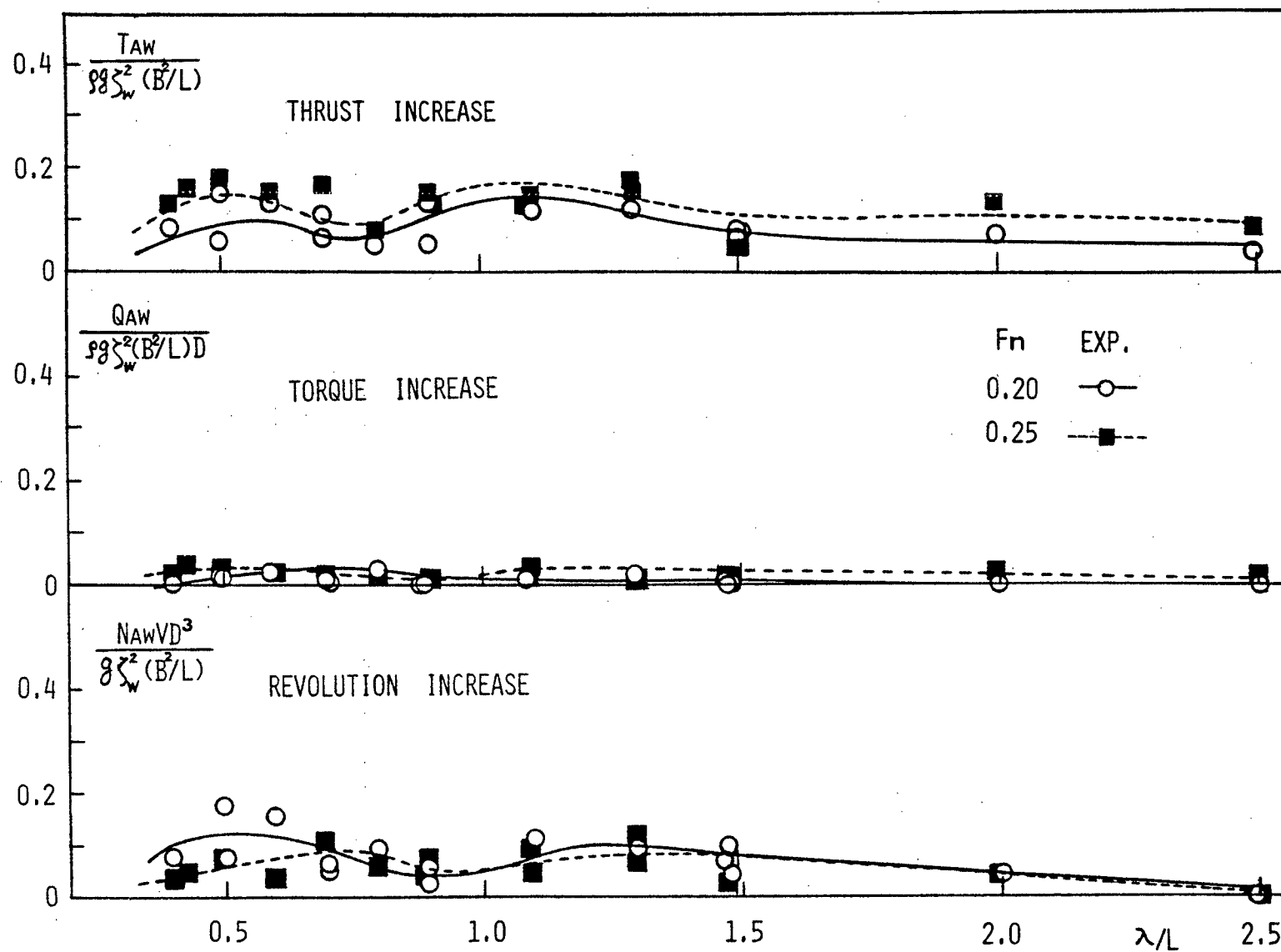


Fig. 3-12 Mean increases of propeller thrust, torque and revolution in regular following waves

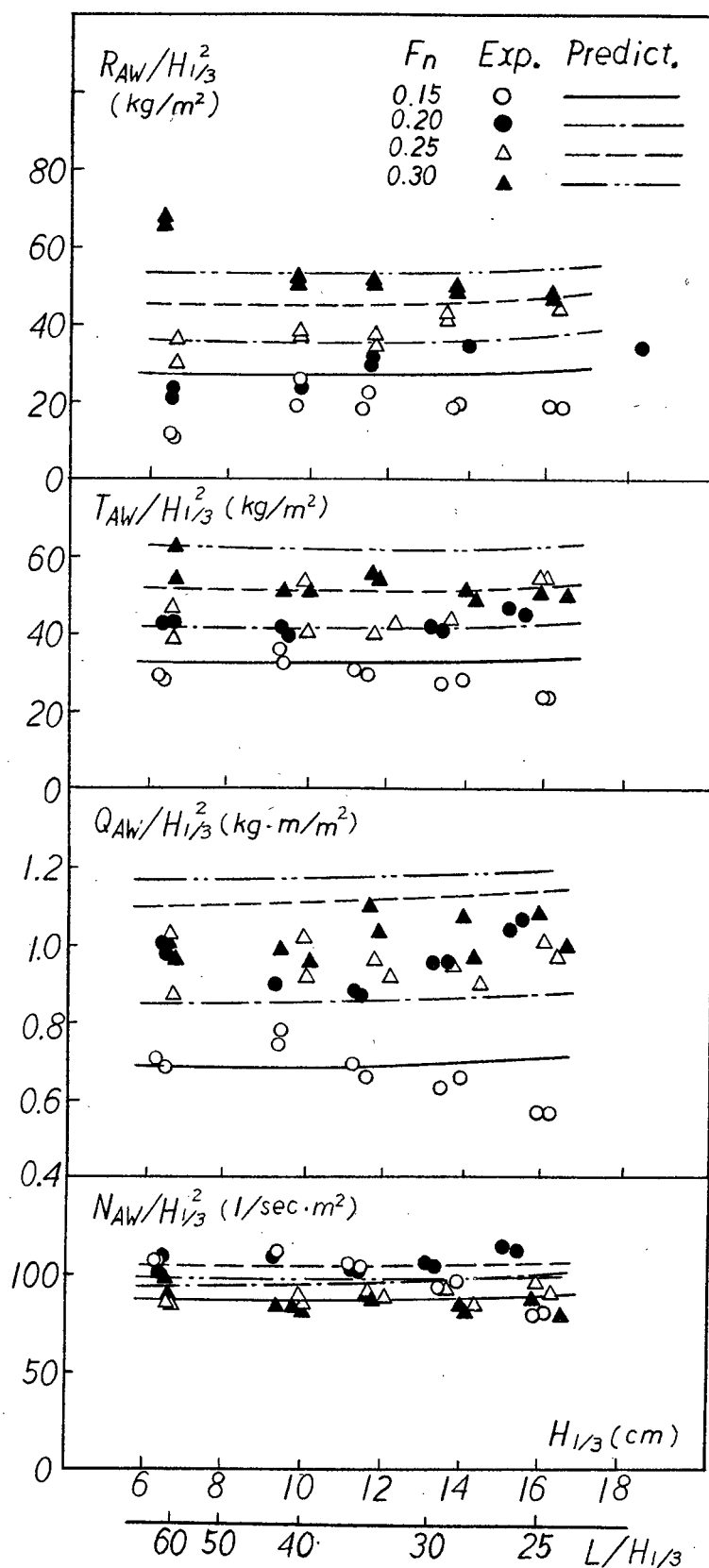


Fig. 3-13 Comparison of mean increases of resistance, propeller thrust, torque and revolution in irregular head waves between experiments and predictions (effect of significant wave height)

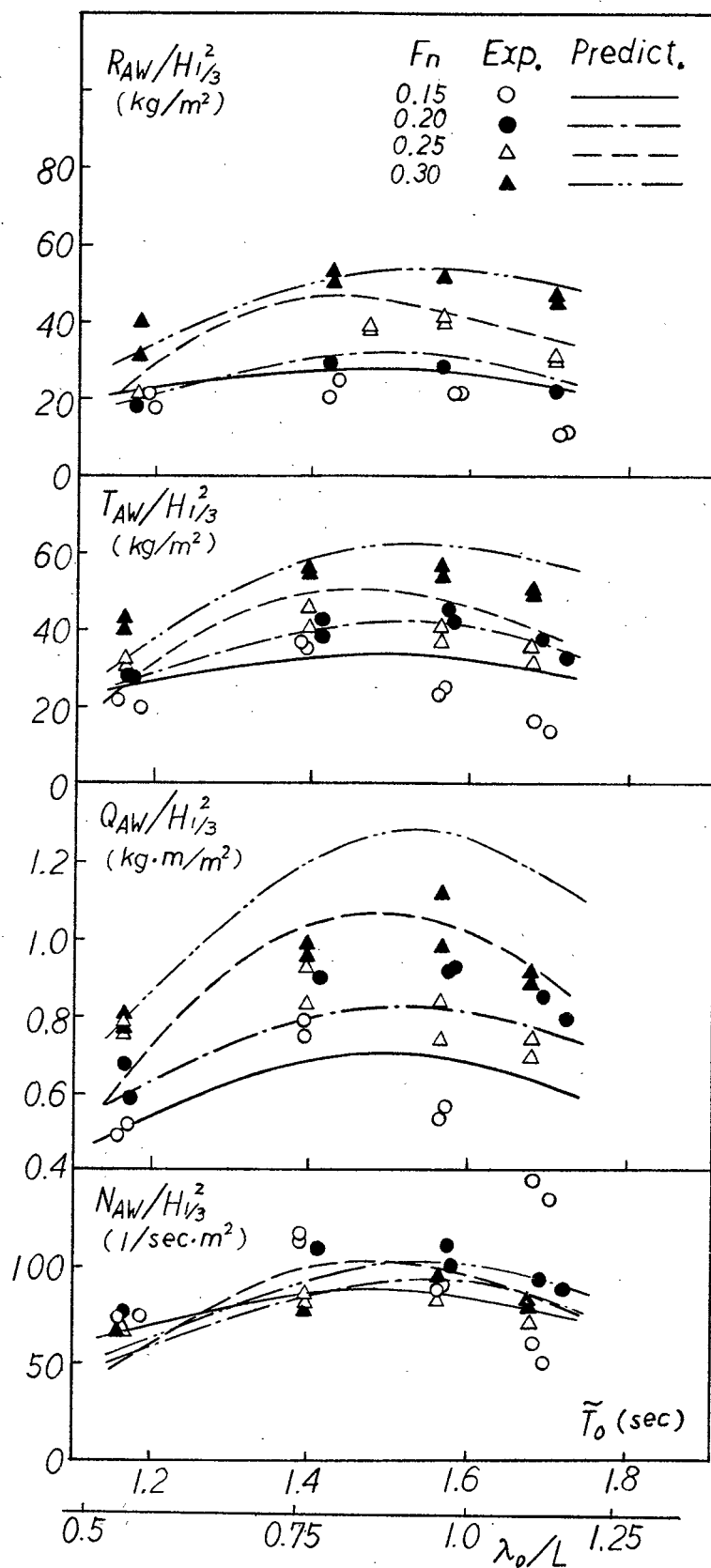


Fig. 3-14 Comparison of mean increases of resistance, propeller thrust, torque and revolution in irregular head waves between experiments and predictions (effect of mean wave period)

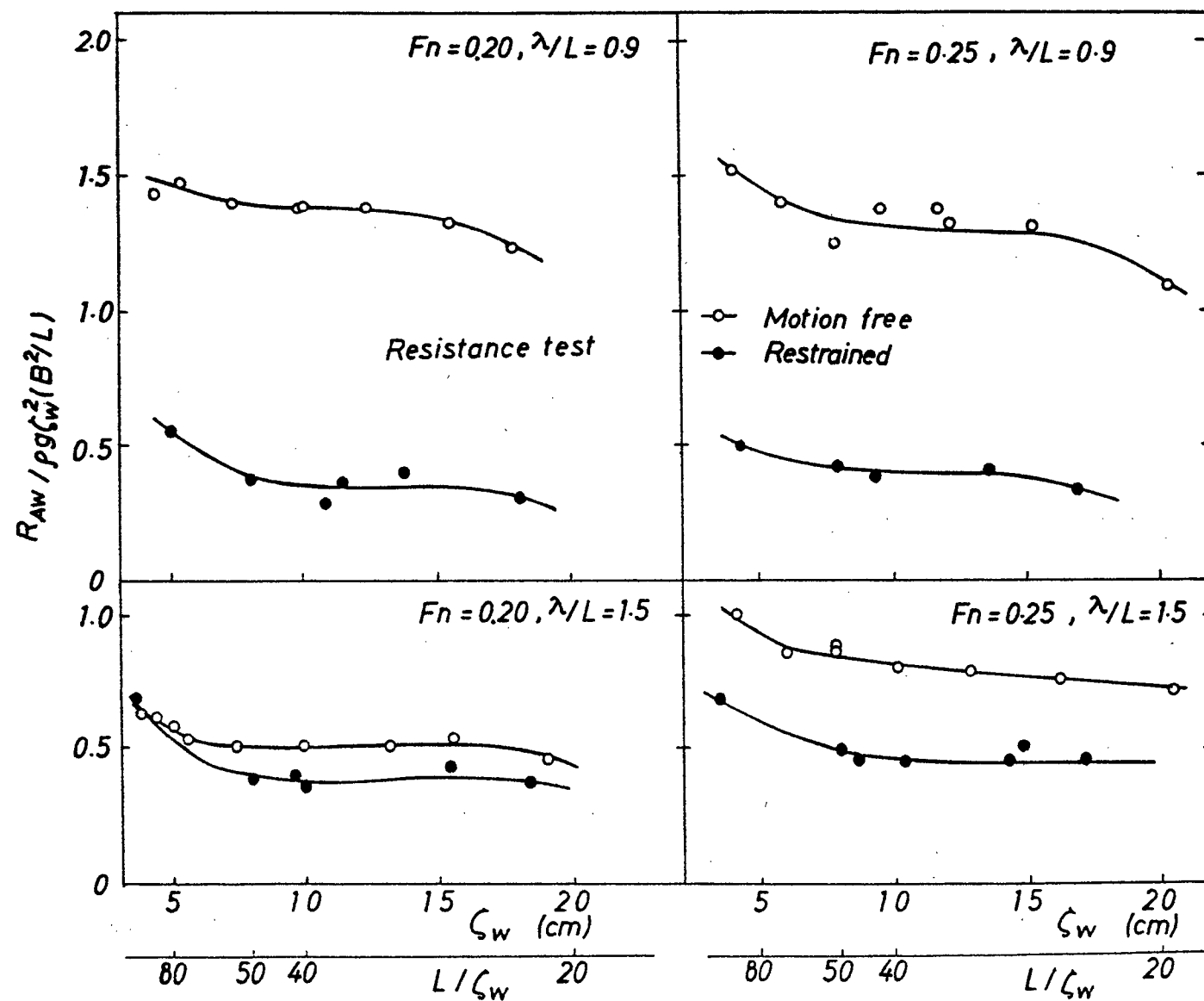


Fig. 3-15 Effect of wave height on resistance increase in regular head waves

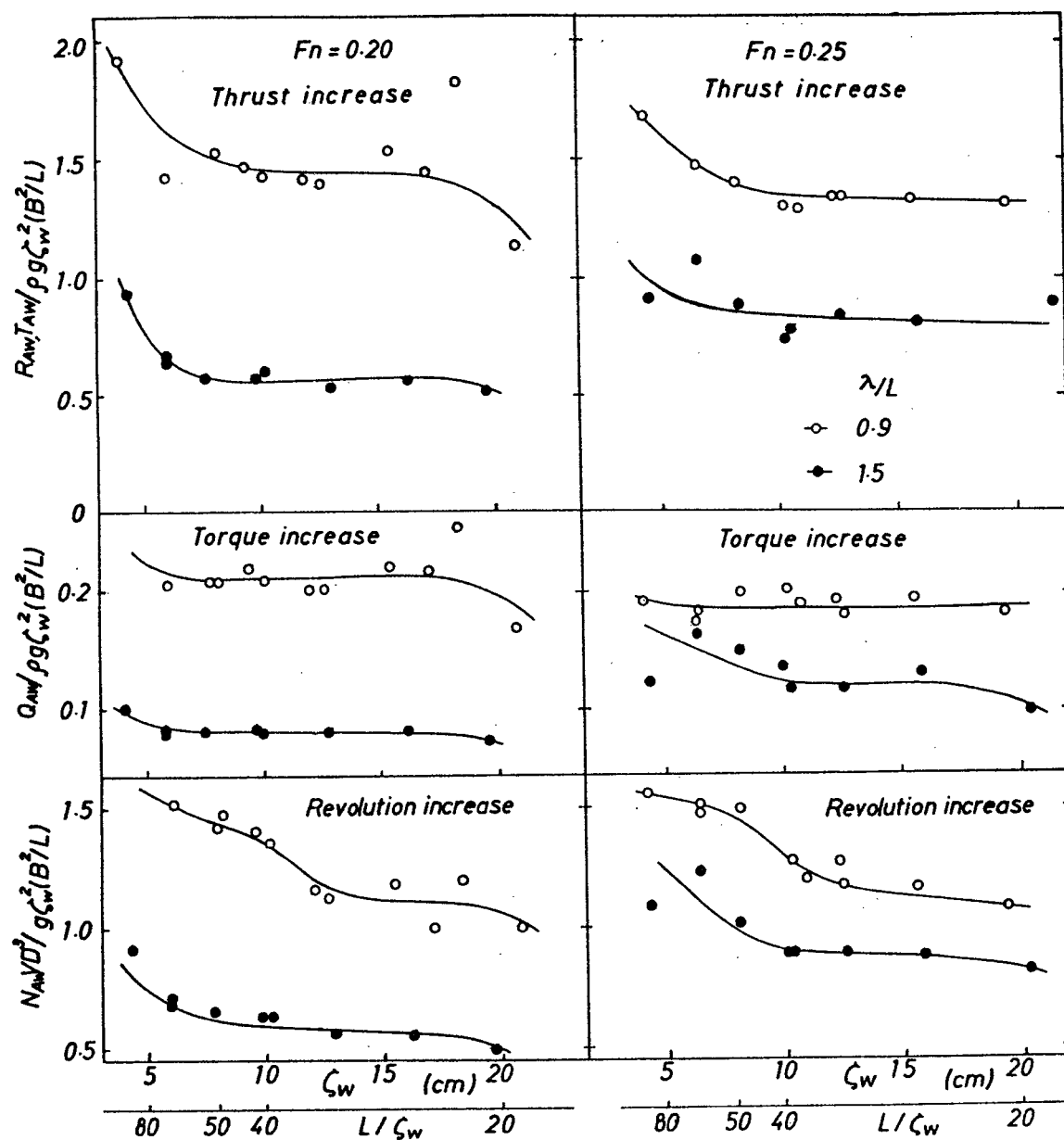


Fig. 3-16 Effect of wave height on mean increases of propeller thrust, torque and revolution in regular head waves

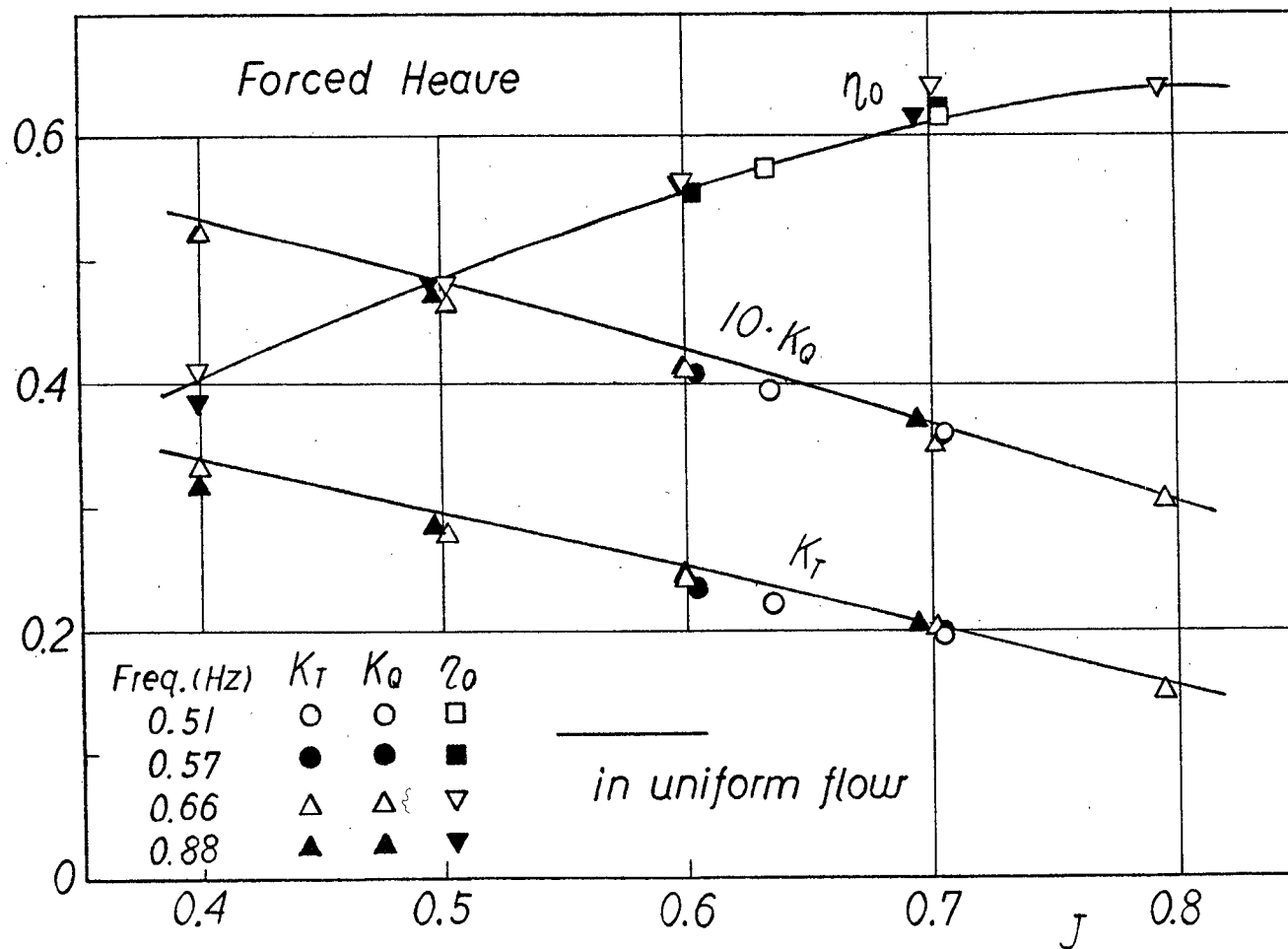


Fig. 4- 1 Propeller open-water characteristics at forced heave oscillation
(mean values)

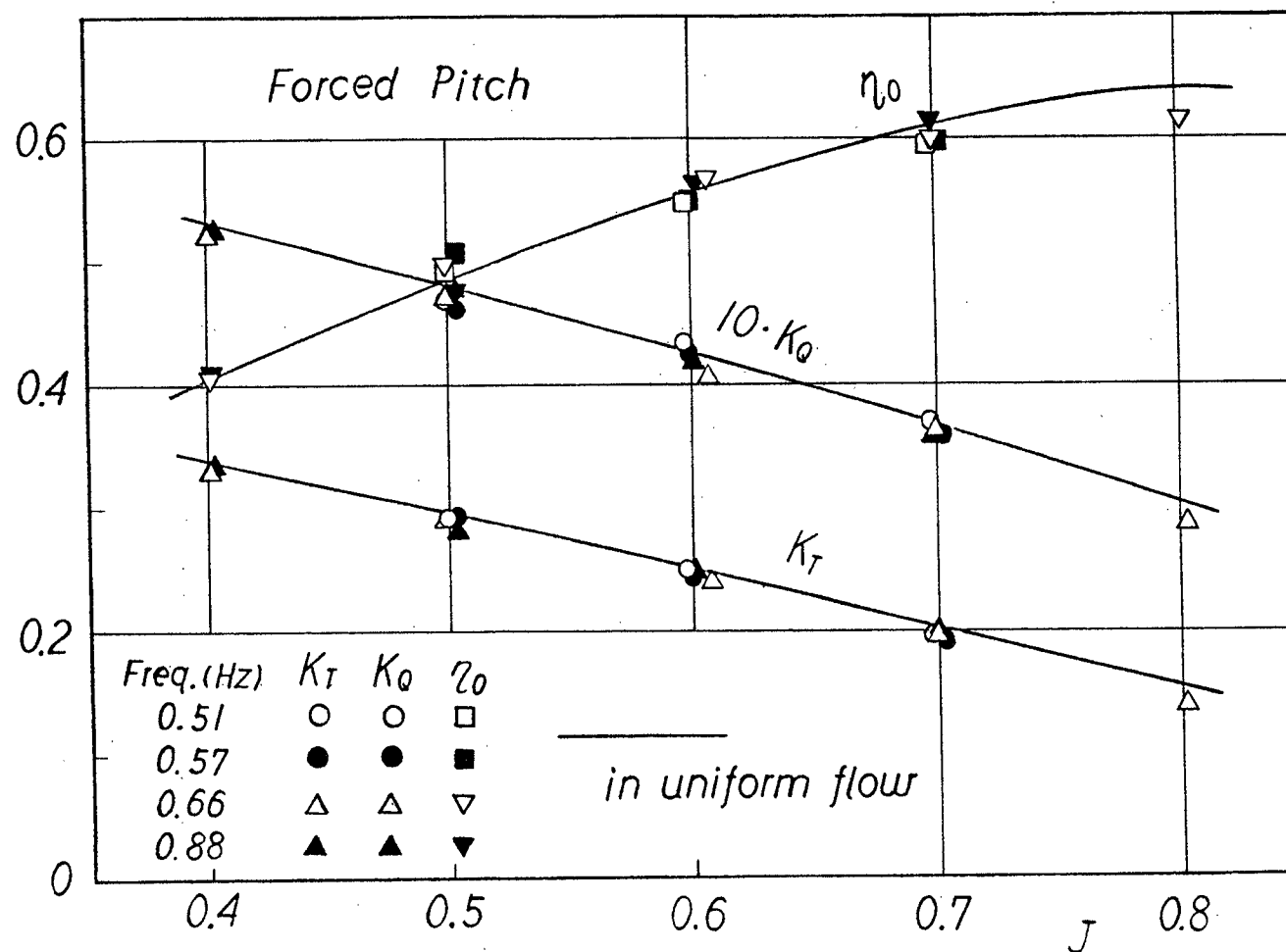


Fig. 4- 2 Propeller open-water characteristics at forced pitch oscillation
(mean values)

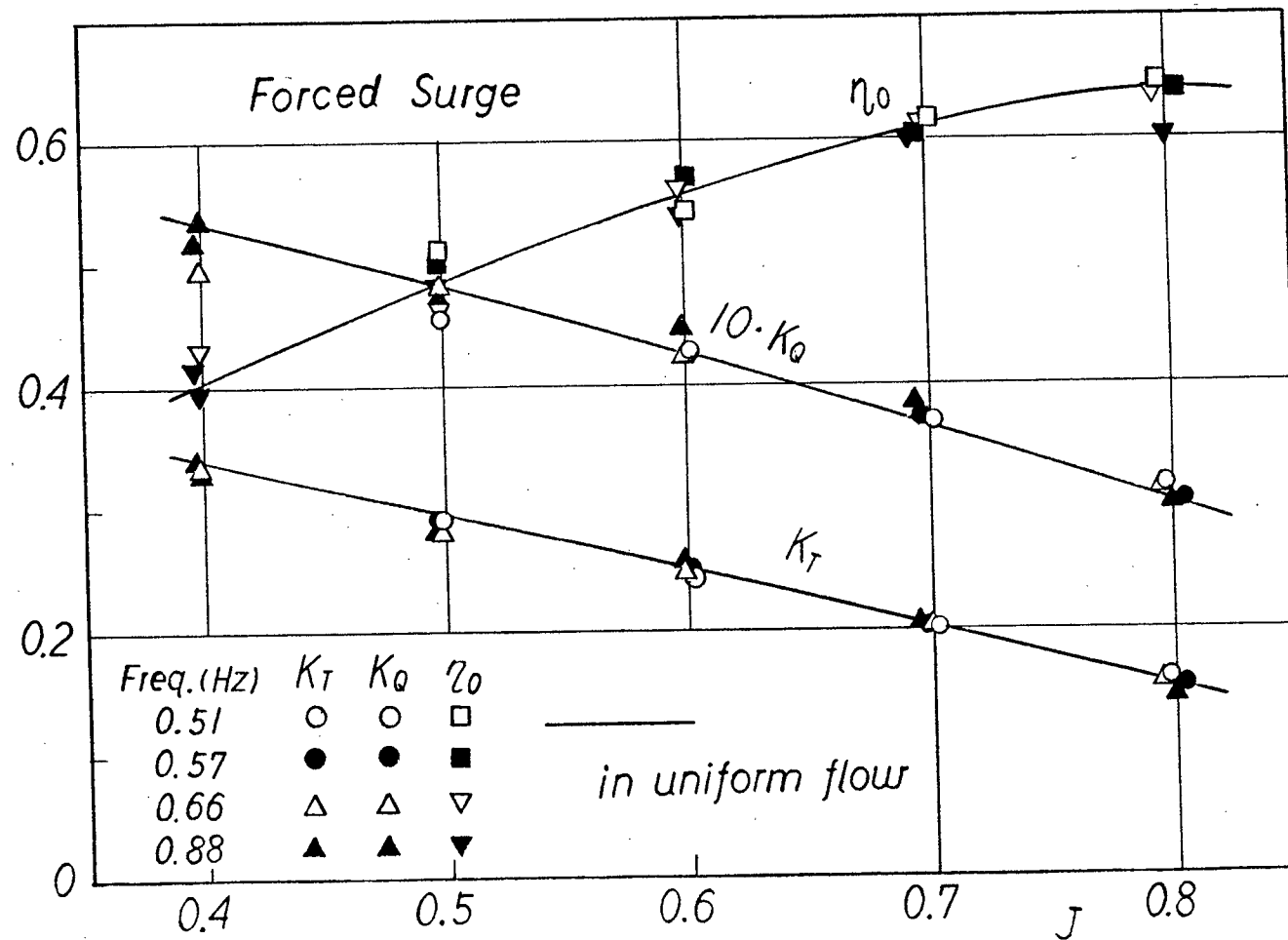


Fig. 4- 3 Propeller open-water characteristics at forced surge oscillation
(mean values)

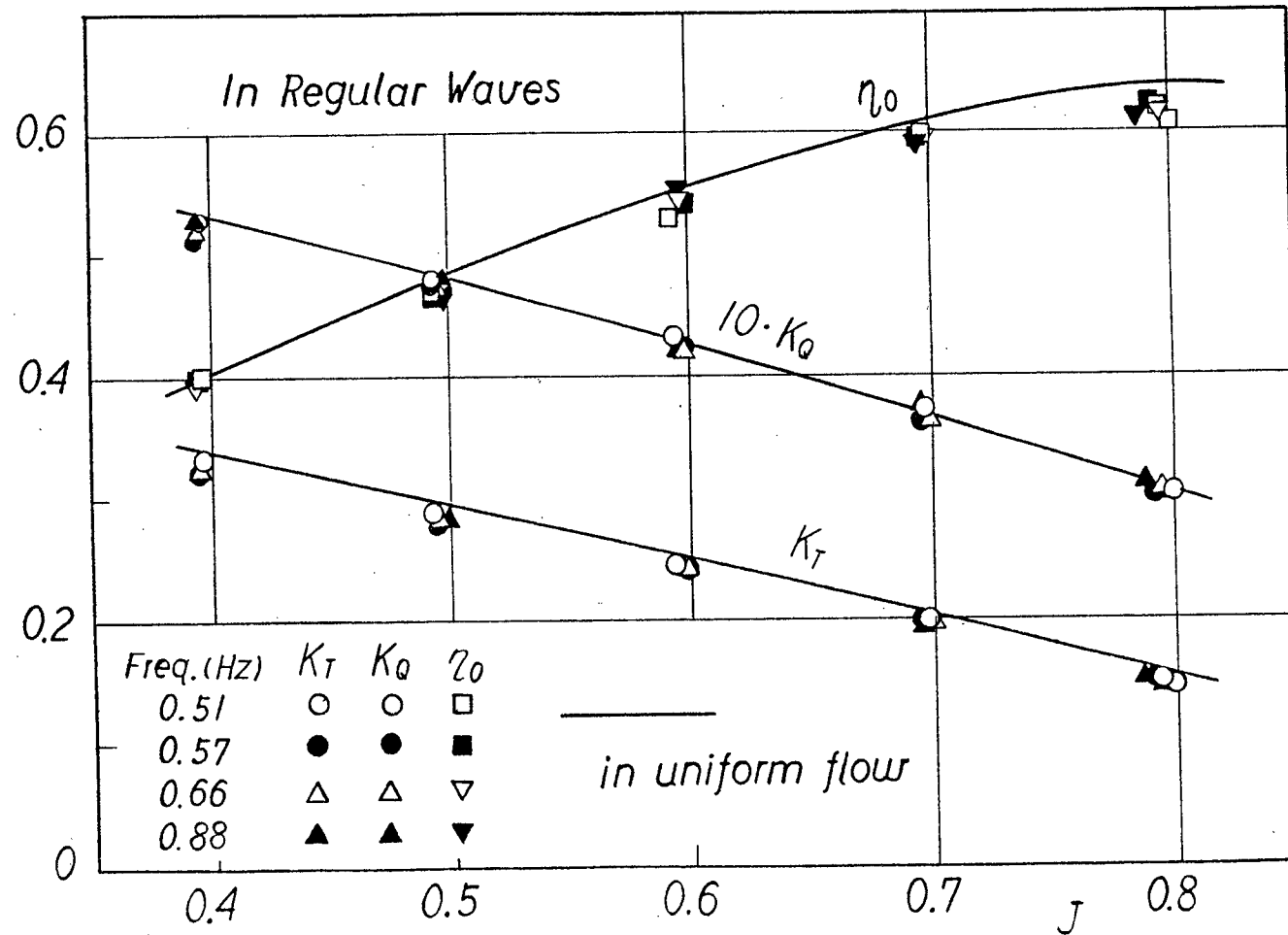


Fig. 4- 4 Propeller open-water characteristics in regular head waves
(mean values)

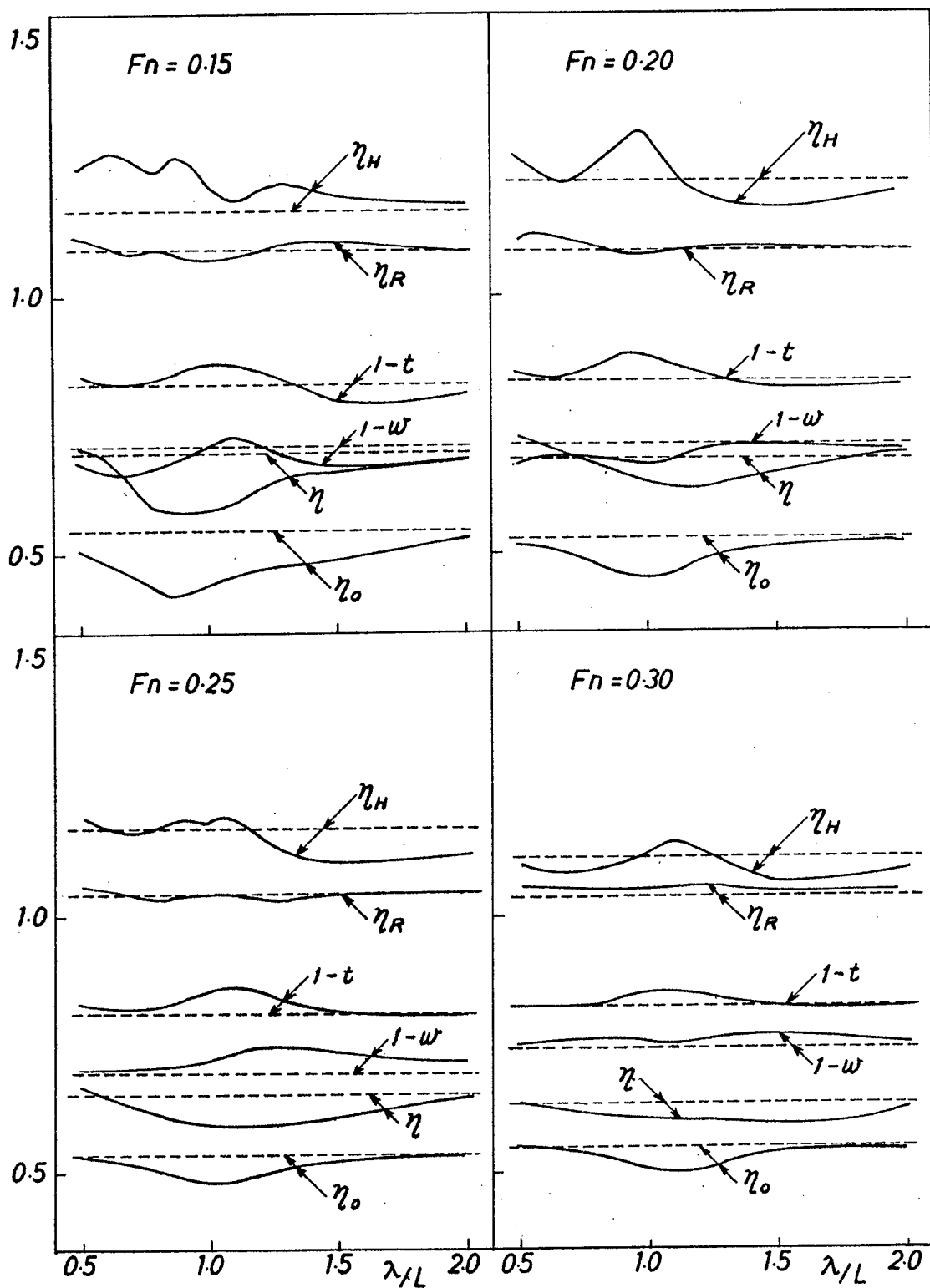


Fig. 4- 5 Self-propulsion factors in regular head waves

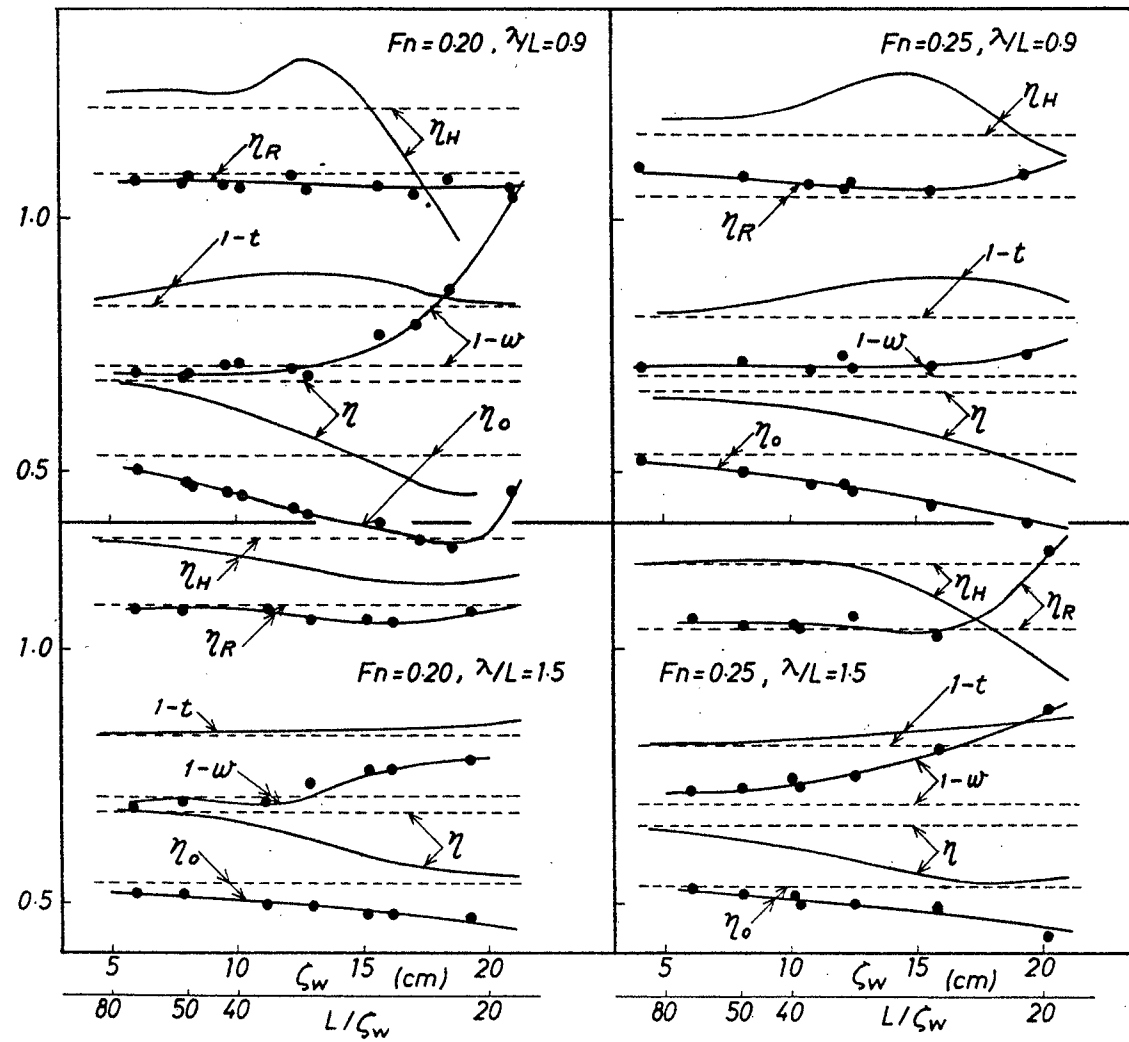


Fig. 4- 6 Effect of wave height on self-propulsion factors in regular head waves

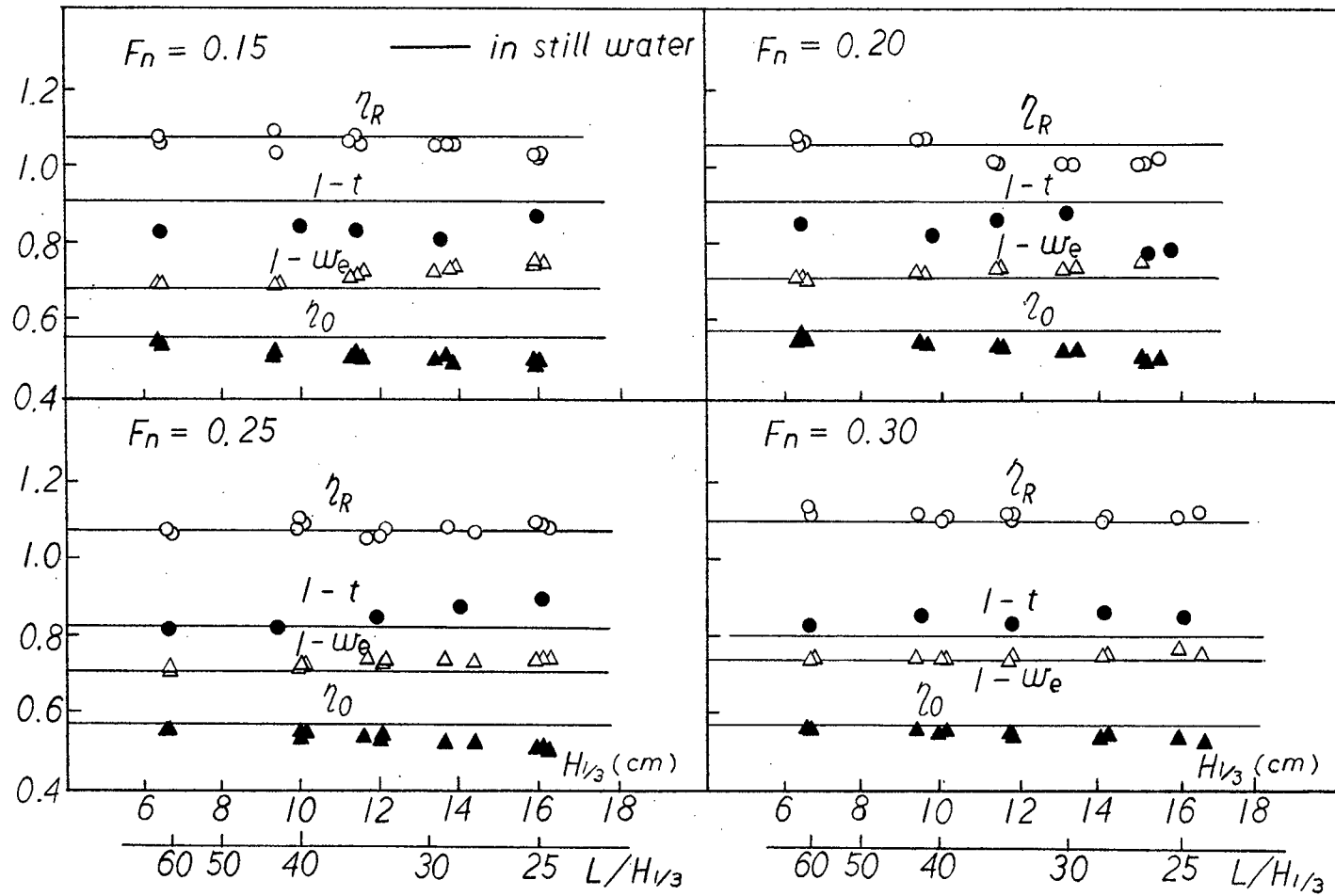


Fig. 4- 7 Self-propulsion factors in irregular head waves (effect of significant wave height)

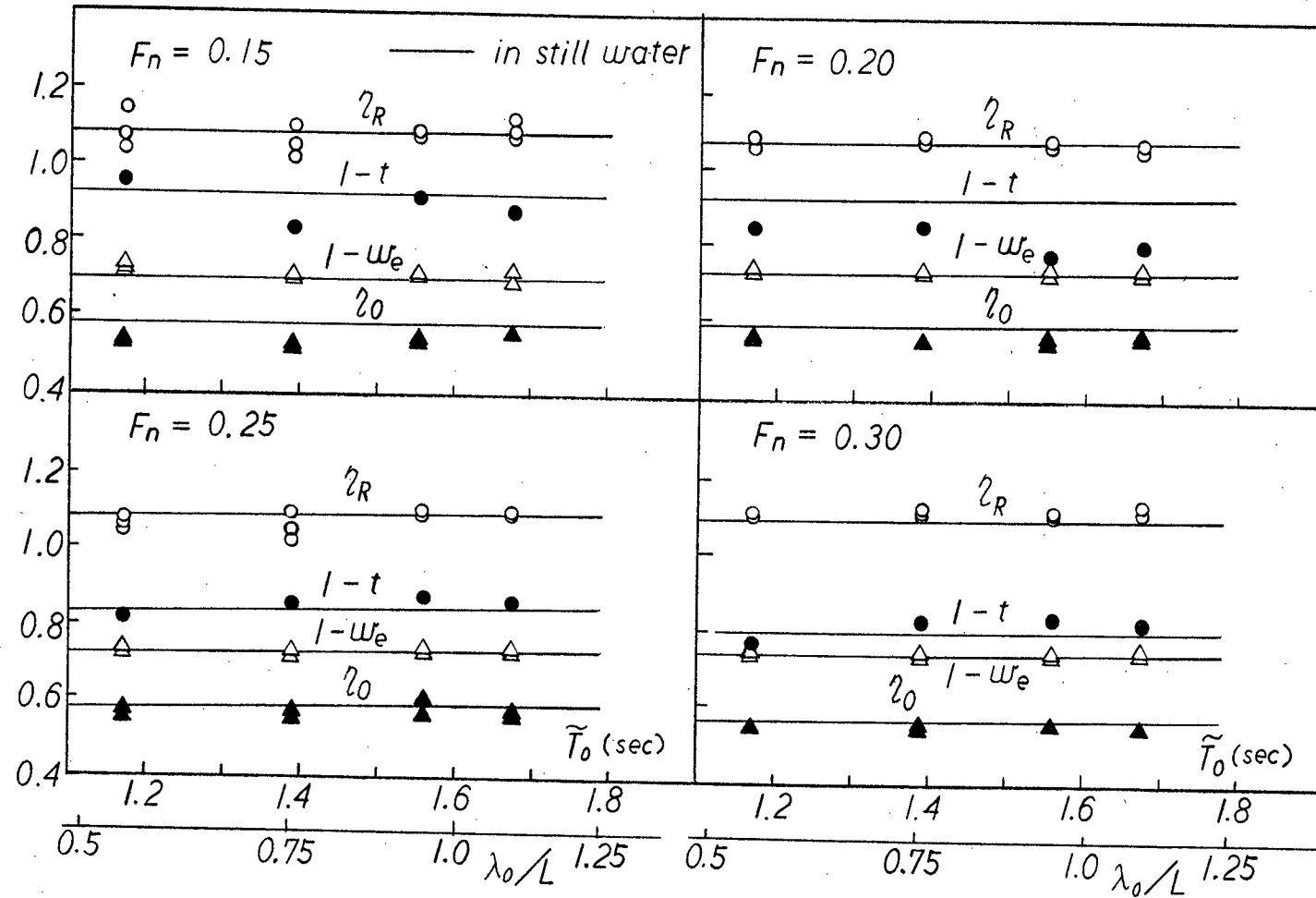


Fig. 4- 8 Self-propulsion factors in irregular head waves (effect of mean wave period)

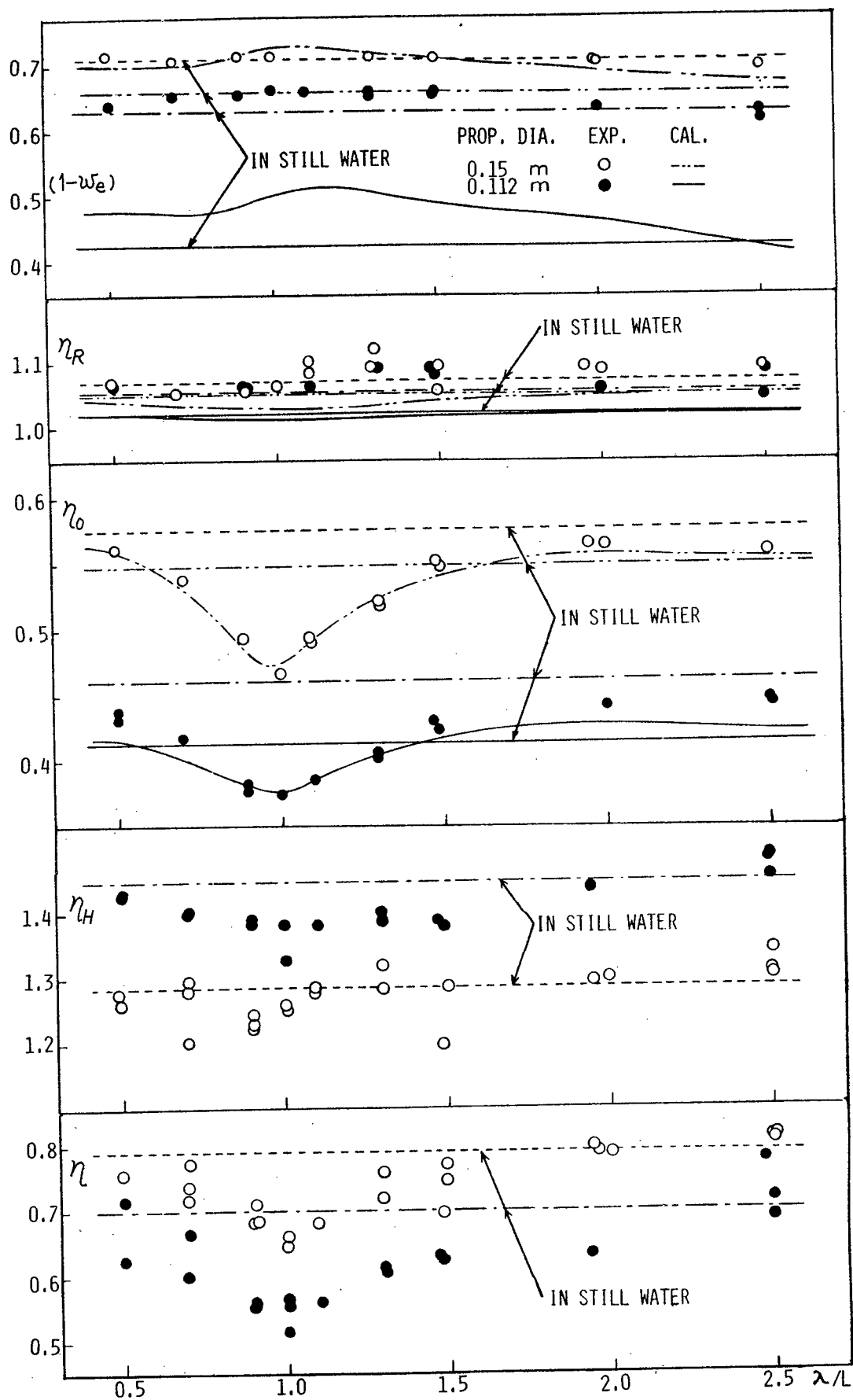


Fig. 4- 9 Self-propulsion factors in regular head waves

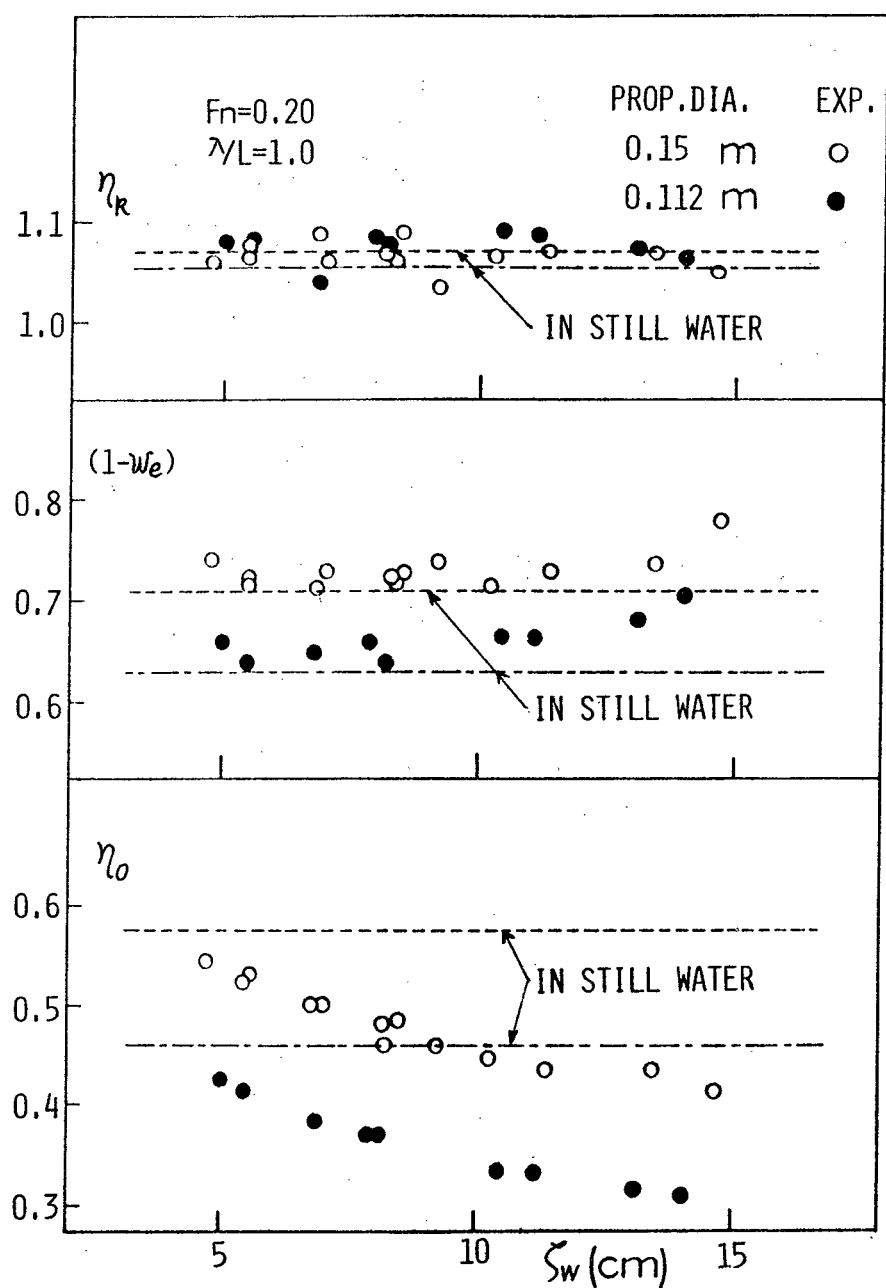


Fig. 4-10 Effect of wave height on self-propulsion factors in regular head waves

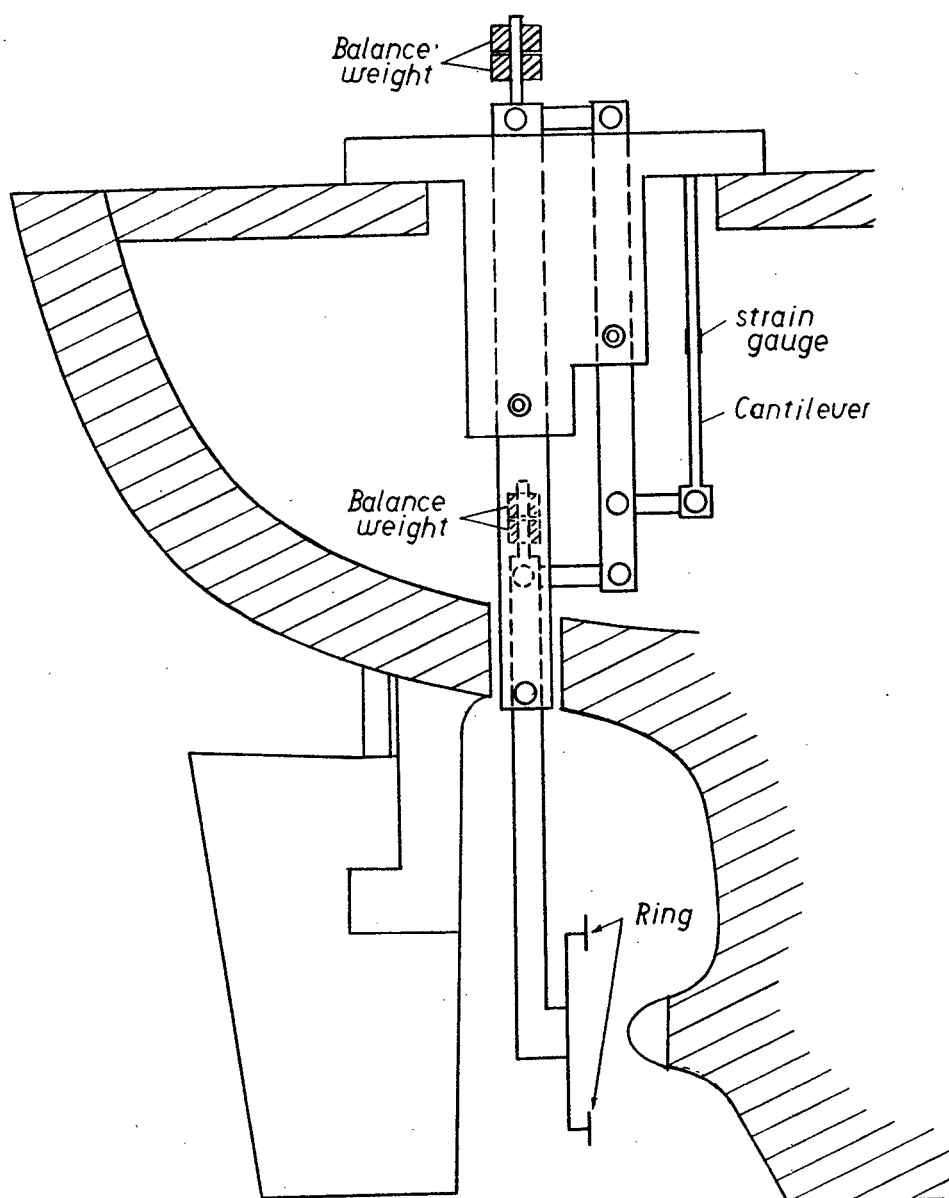


Fig. 4-11 Circular ring type wake meter

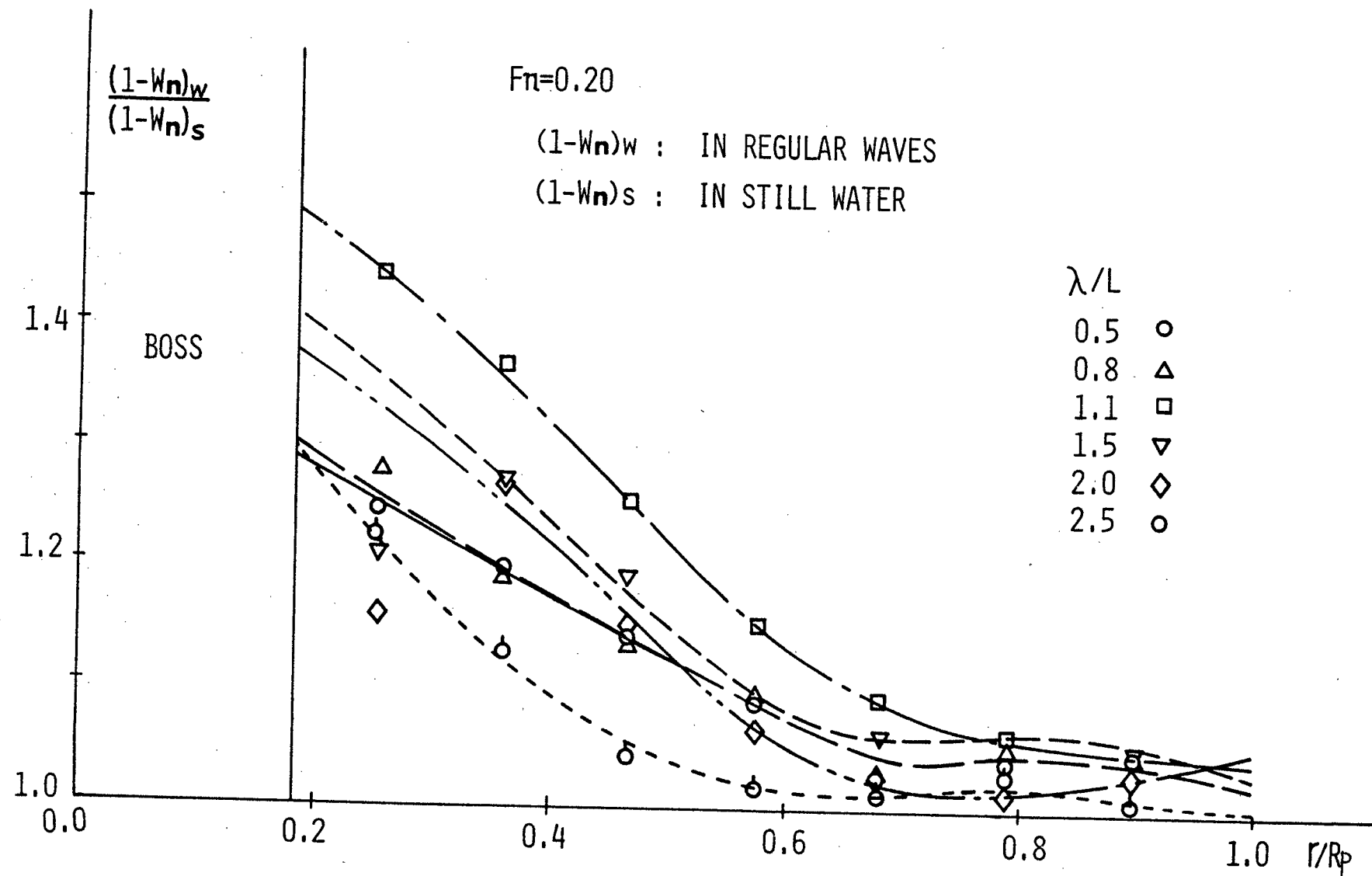


Fig. 4-12 Ratio of $(1-w_n)$ at propeller disc in regular head waves to that in still water with container ship model

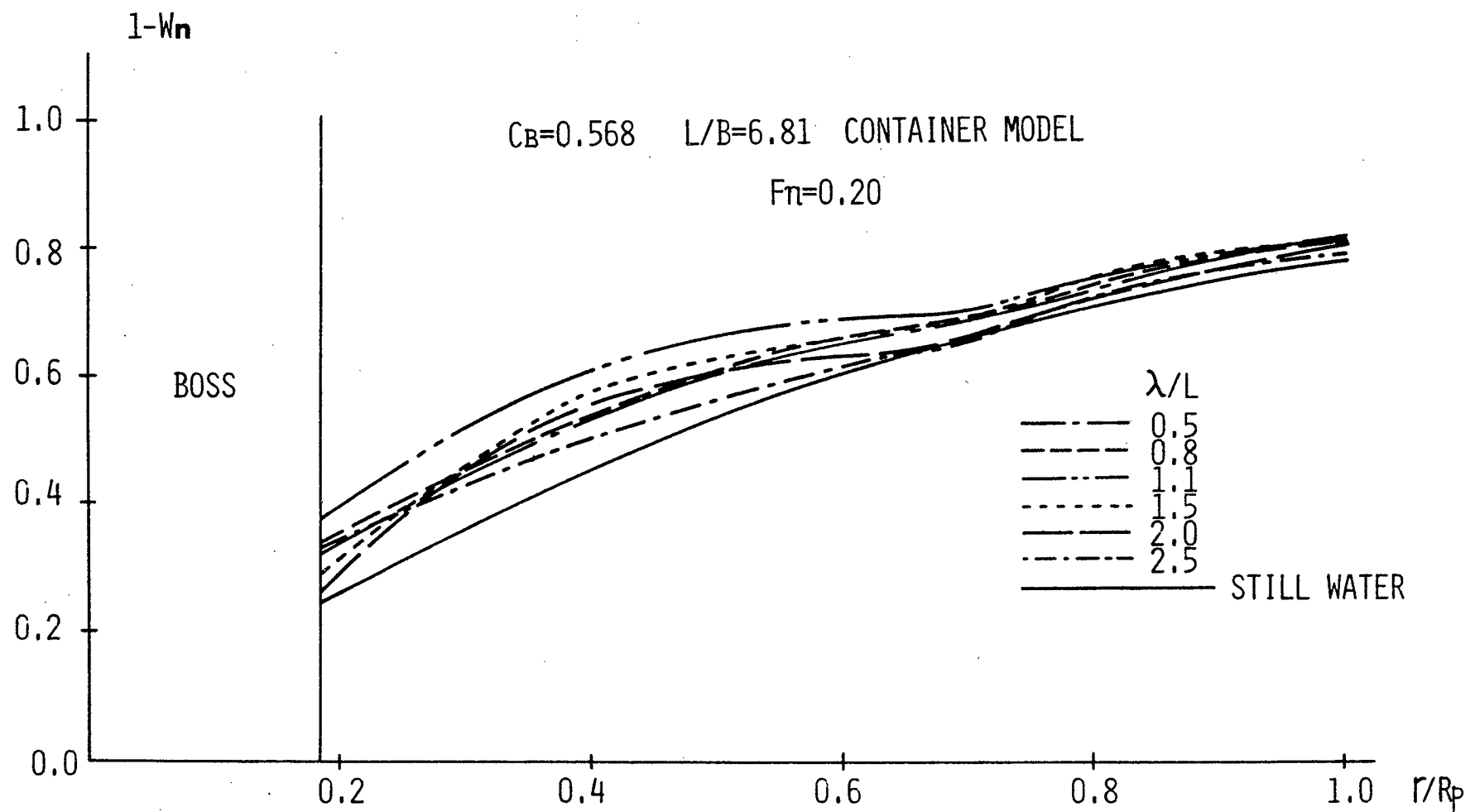


Fig. 4-13 Distribution of $(1-w_n)$ at propeller disc in regular head waves and in still water with container ship model

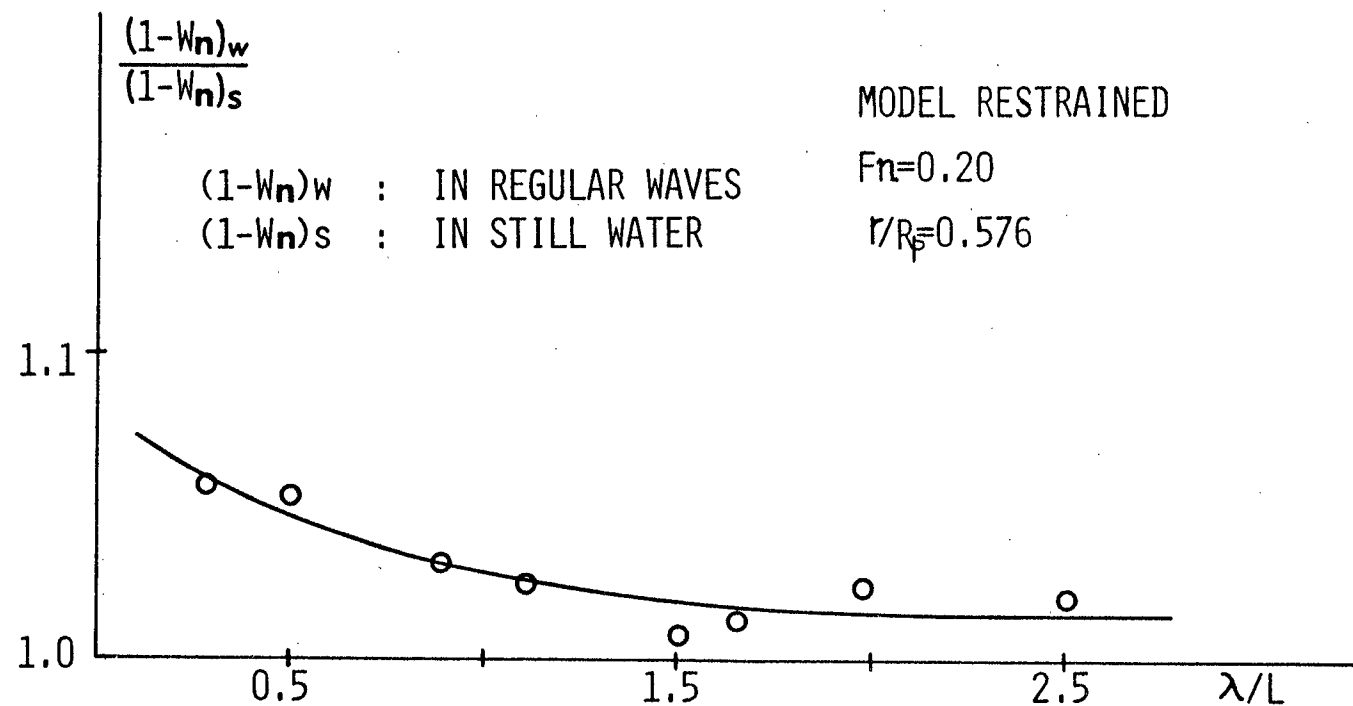


Fig. 4-14 Ratio of $(1-w_n)$ at propeller disc in regular head waves to that in still water with restrained model of container ship model

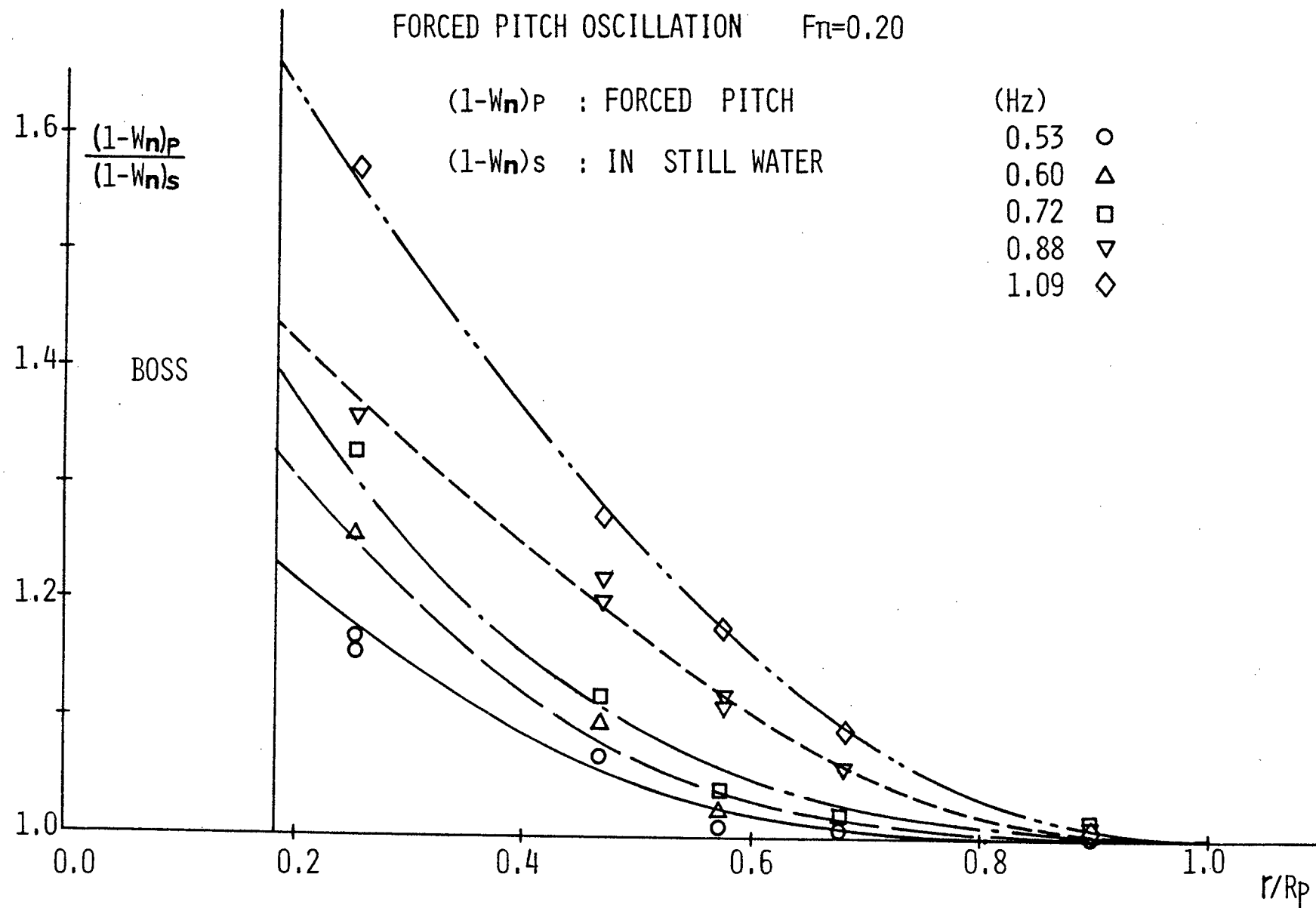


Fig. 4-15 Ratio of $(1-w_n)$ at propeller disc in forced pitch oscillation test to that in still water with container ship model

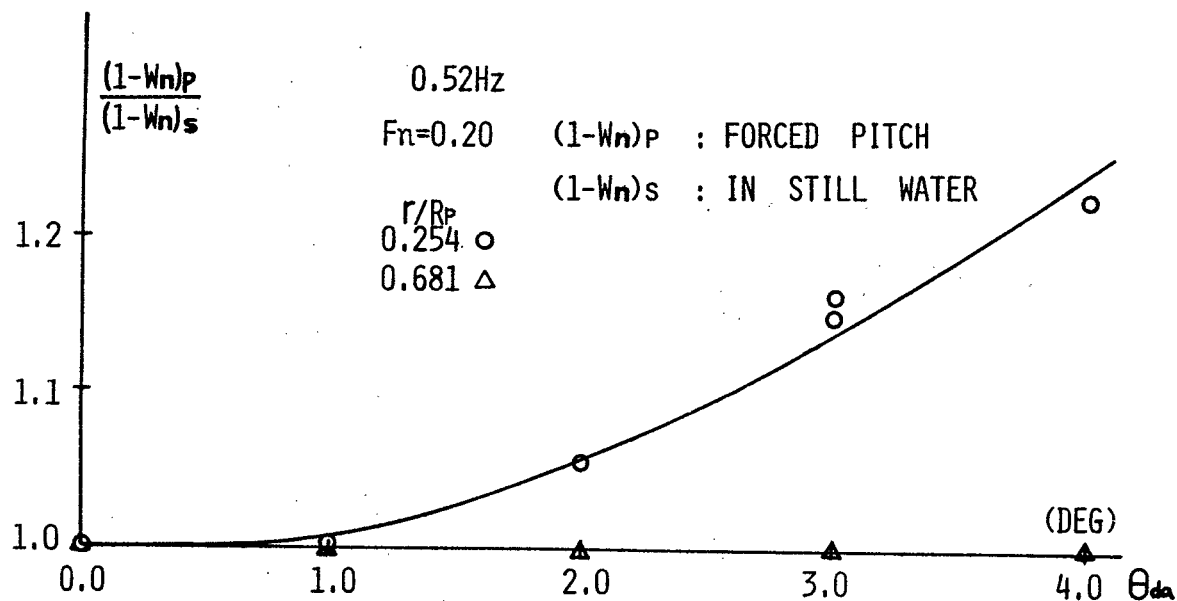


Fig. 4-16 Ratio of $(1-w_n)$ at propeller disc in forced pitch oscillation test to that in still water with container ship model (effect of amplitude of pitch)

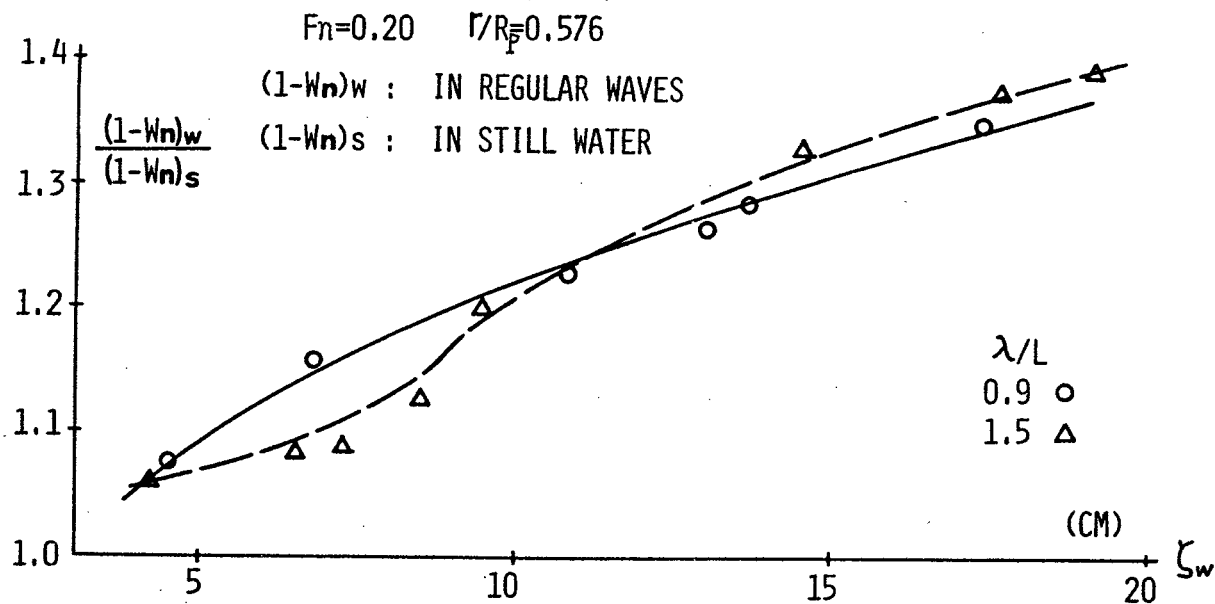


Fig. 4-17 Ratio of $(1-w_n)$ at propeller disc in regular head waves to that in still water with container ship model (effect of wave height)

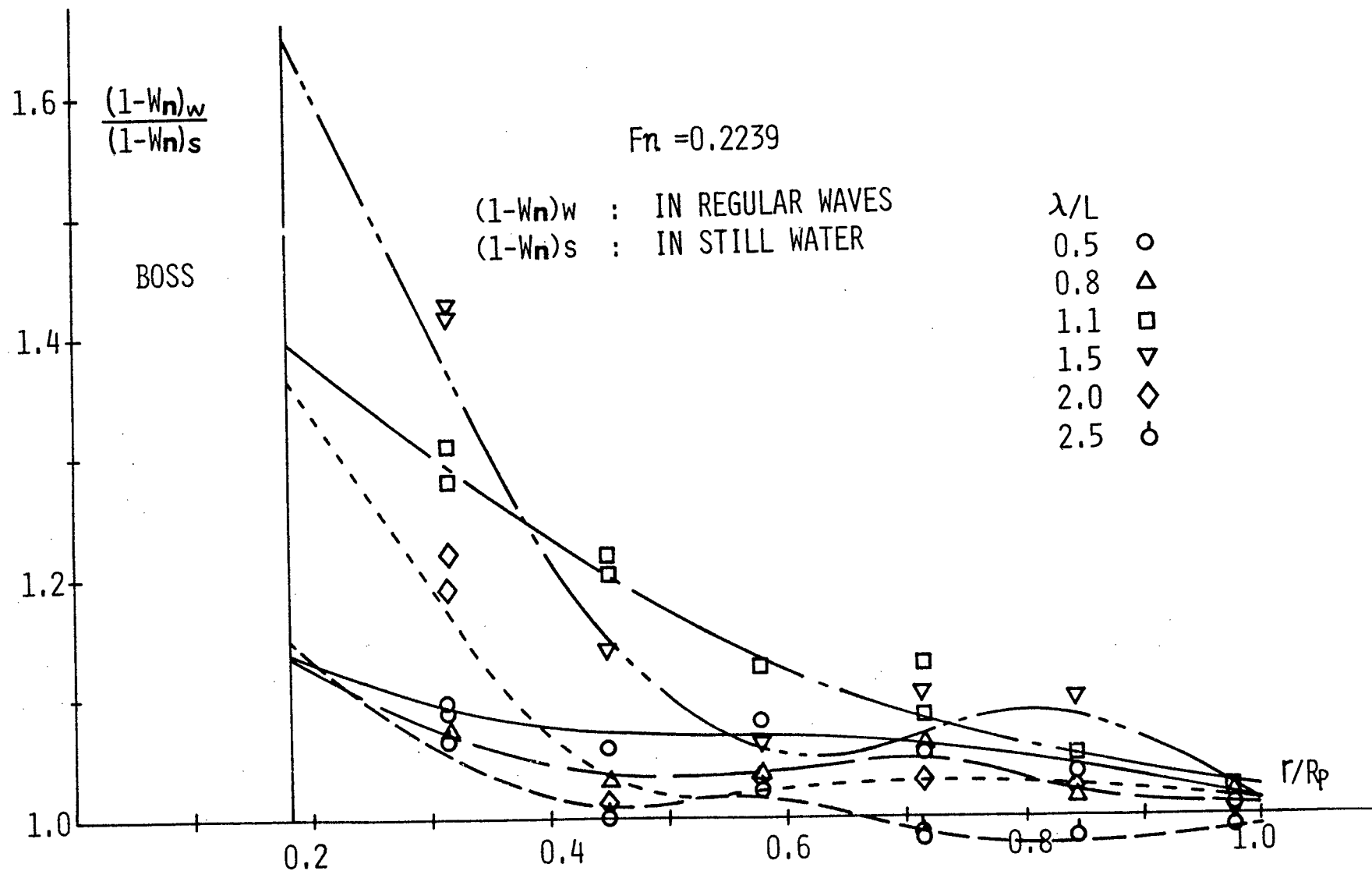


Fig. 4-18 Ratio of $(1-w_n)$ at propeller disc in regular head waves to that in still water with tanker model

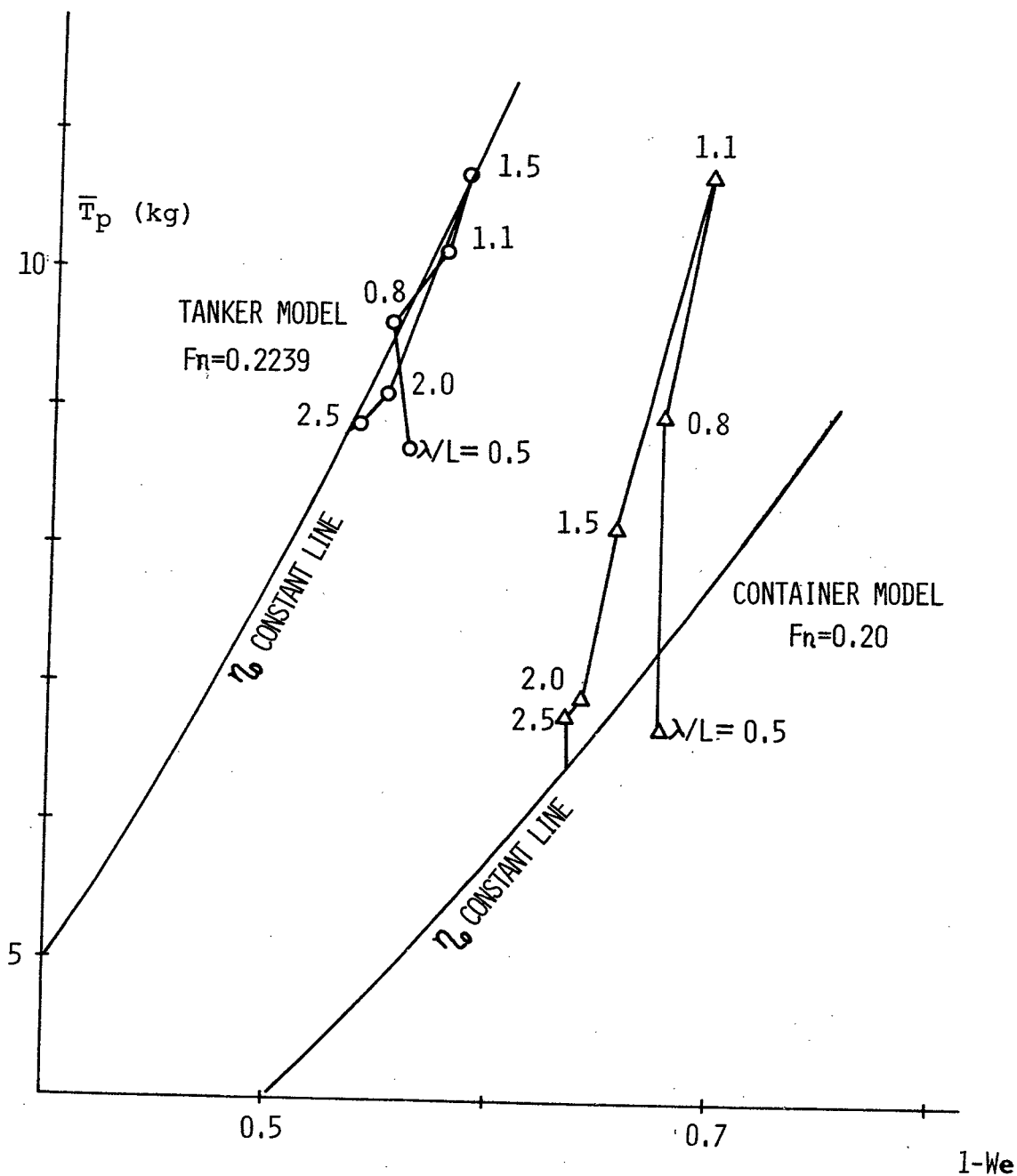


Fig. 4-19 Relation between propeller thrust and $(1-we)$ in regular head waves with container ship and tanker models

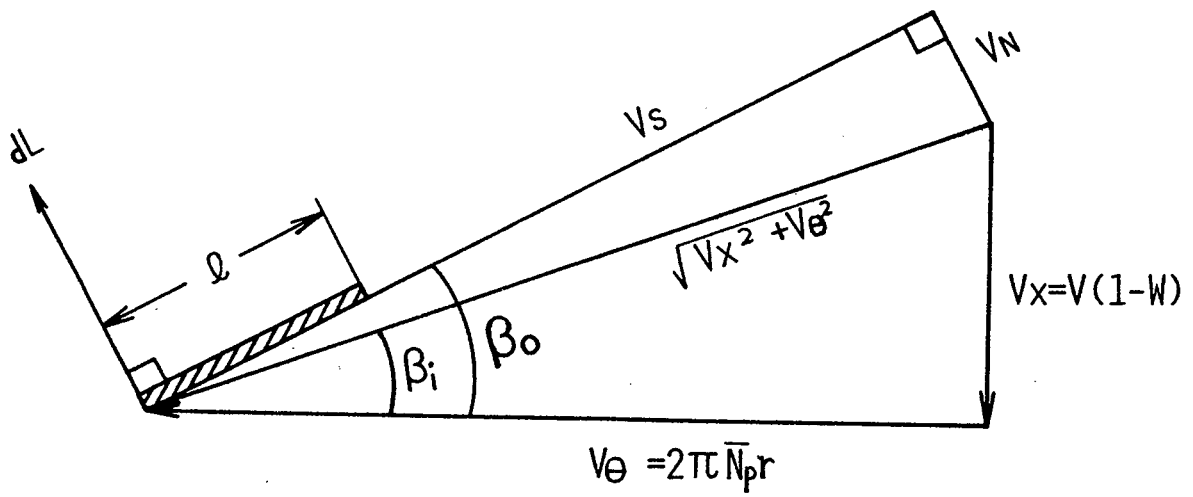


Fig. 4-20 Flows into blade element at radius of r

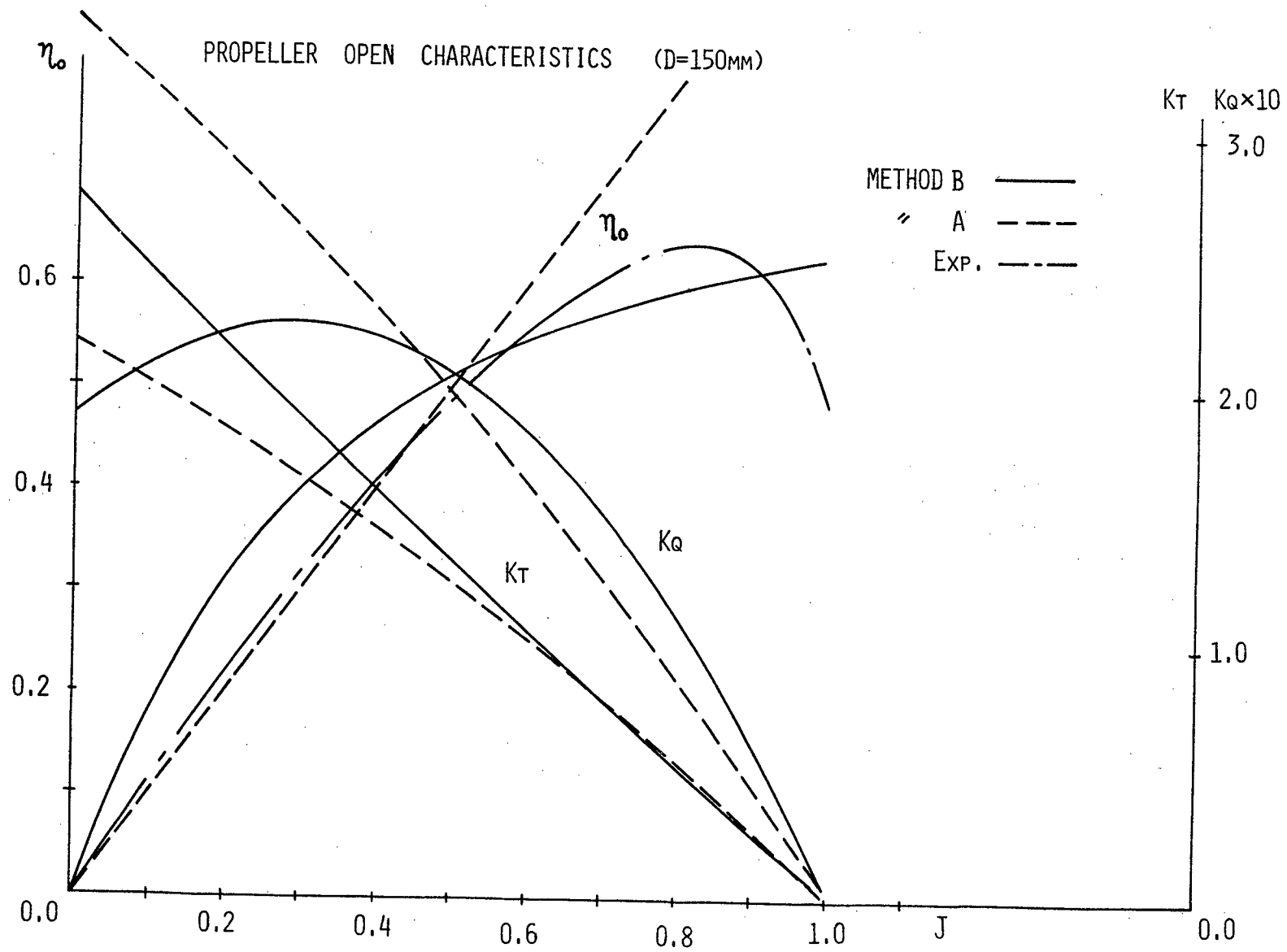


Fig. 4-21 Propeller open-water characteristics calculated by blade element theory

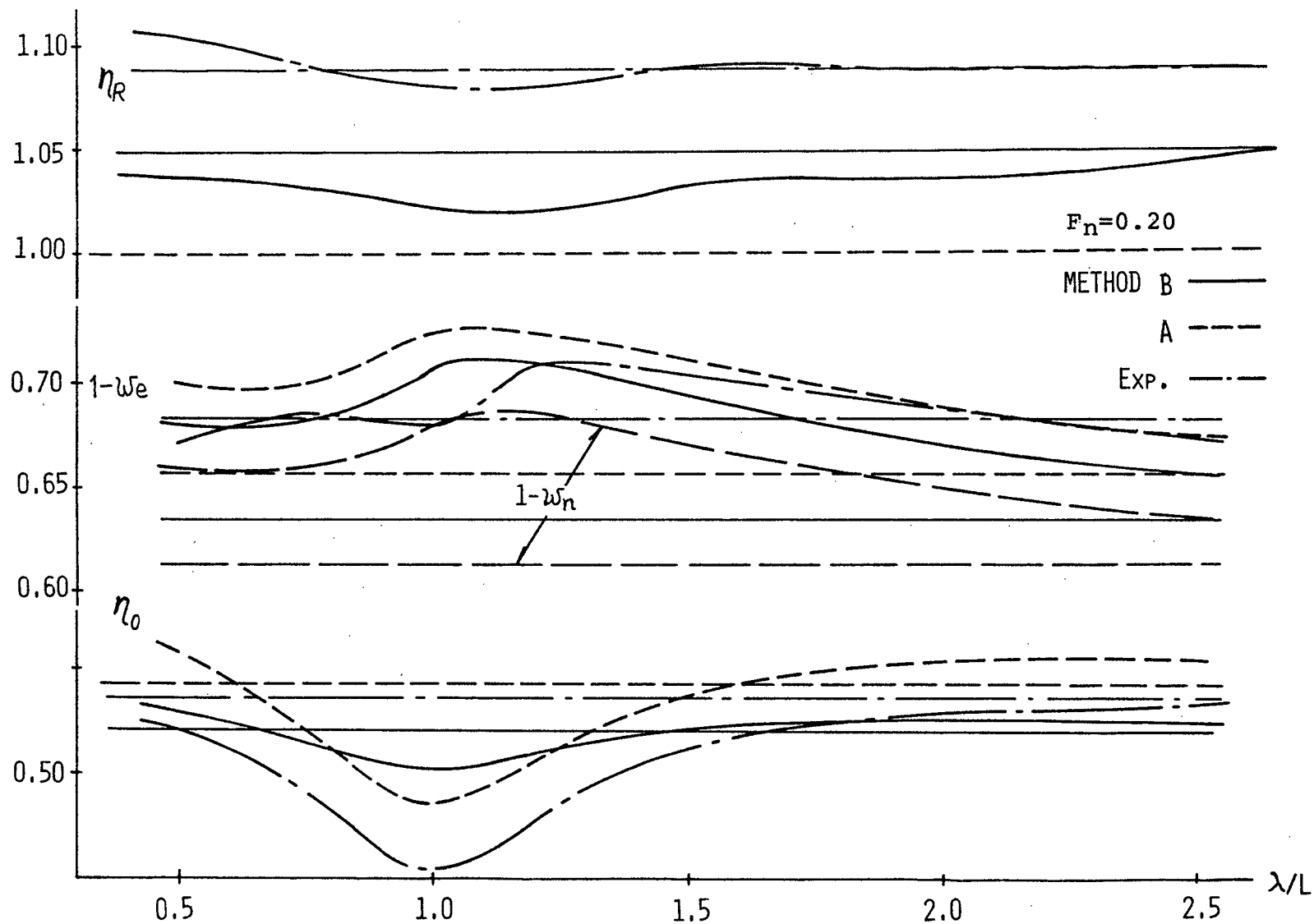


Fig. 4-22 Comparison of self-propulsion factors in regular head waves between experiments and calculations using propeller open-water characteristics by blade element theory with container ship model

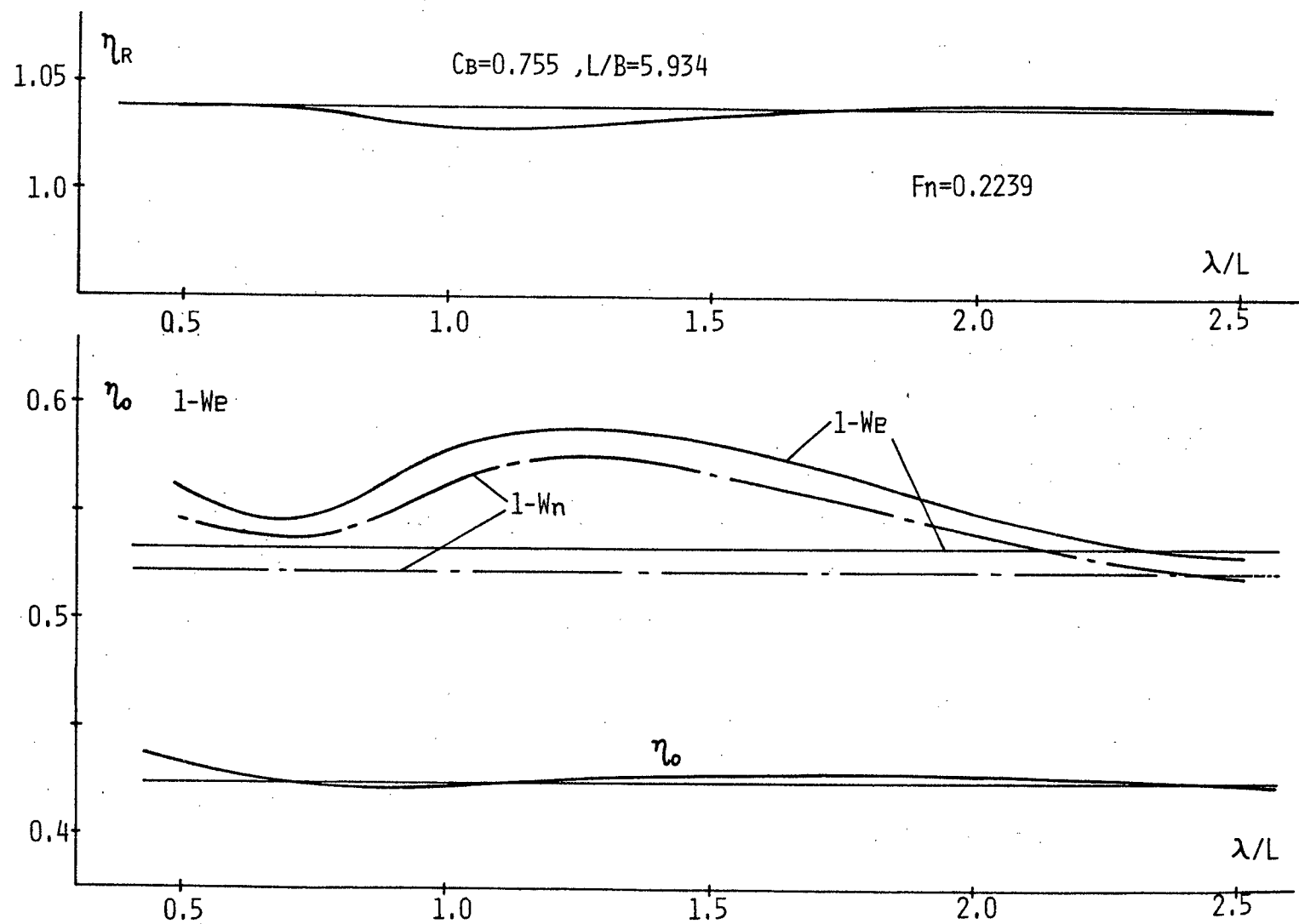


Fig. 4-23 Calculation of self-propulsion factors in regular head waves with tanker model

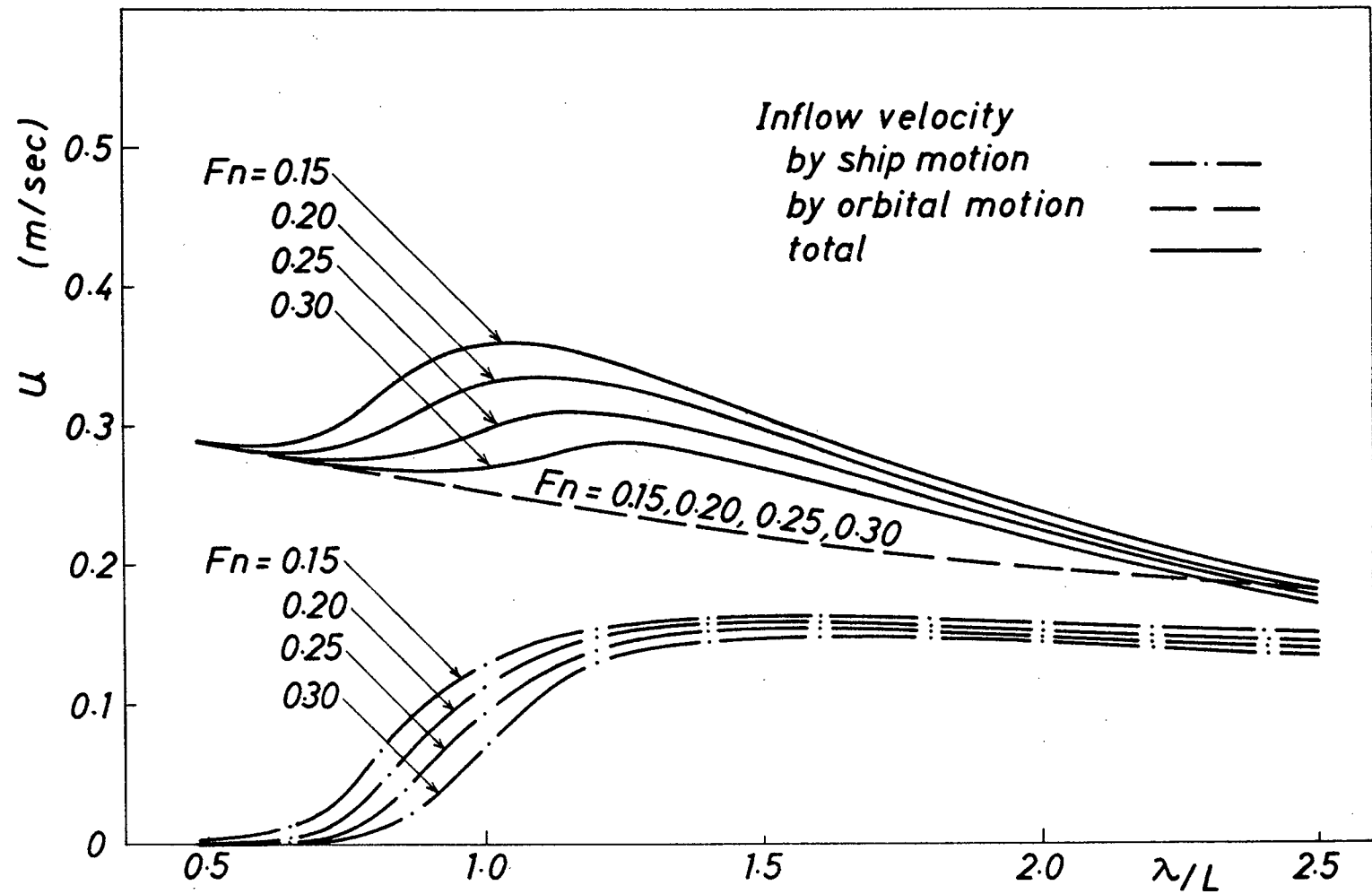


Fig. 5- 1 Calculated axial component of fluctuation of inflow velocity into propeller disc

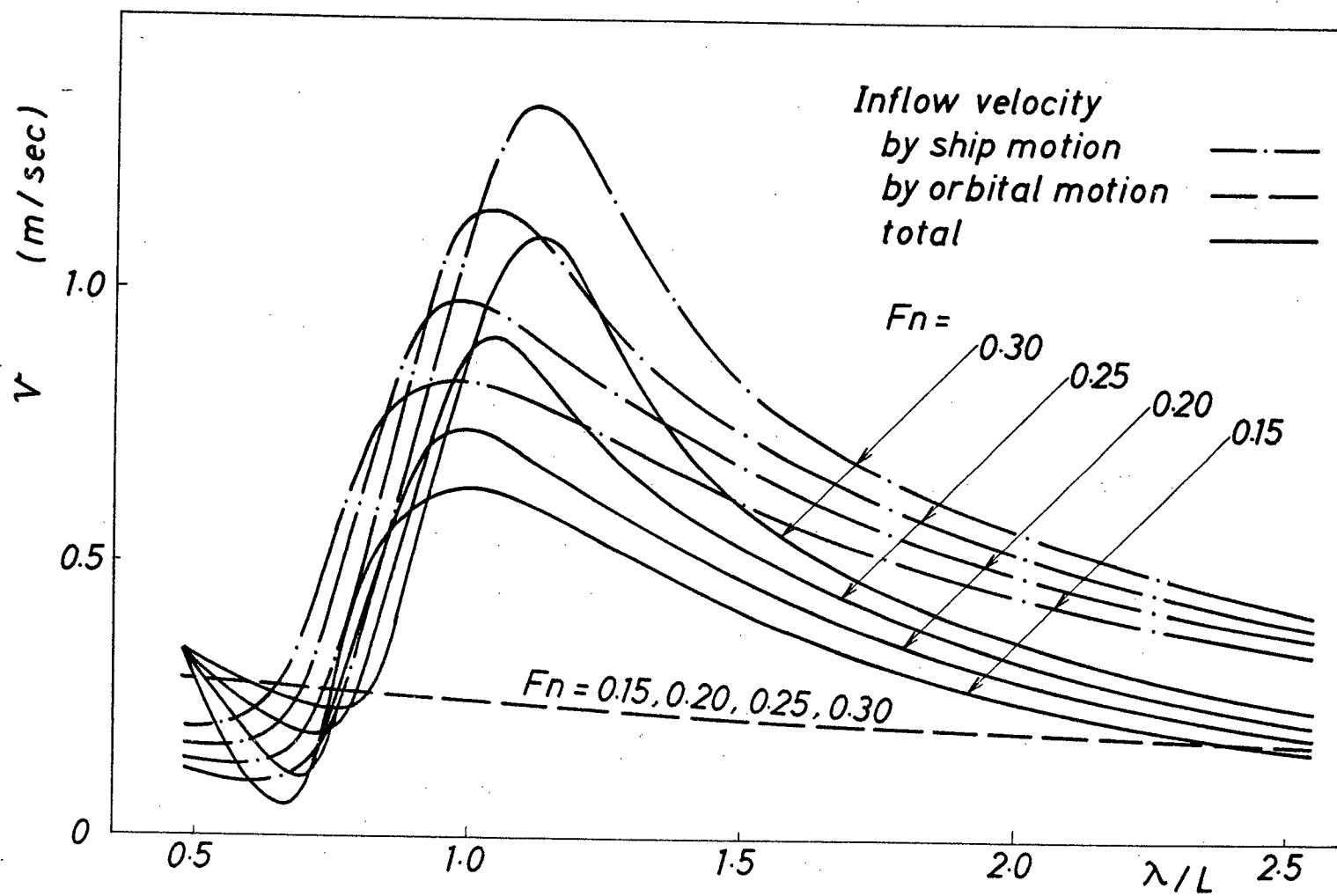


Fig. 5- 2 Calculated vertical component of fluctuation of inflow velocity into propeller disc

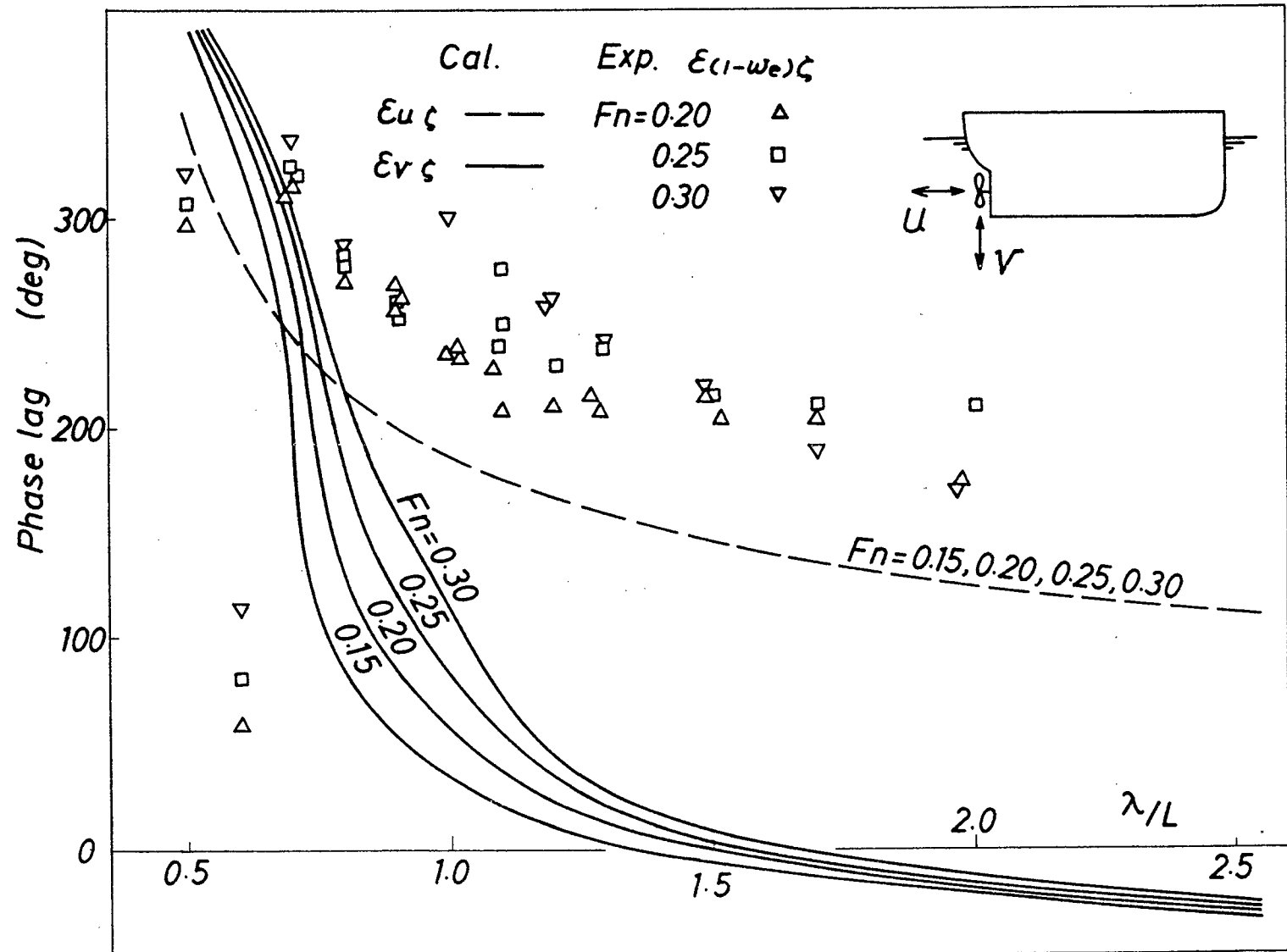


Fig. 5- 3 Phase lag between wave and inflow velocity into propeller disc

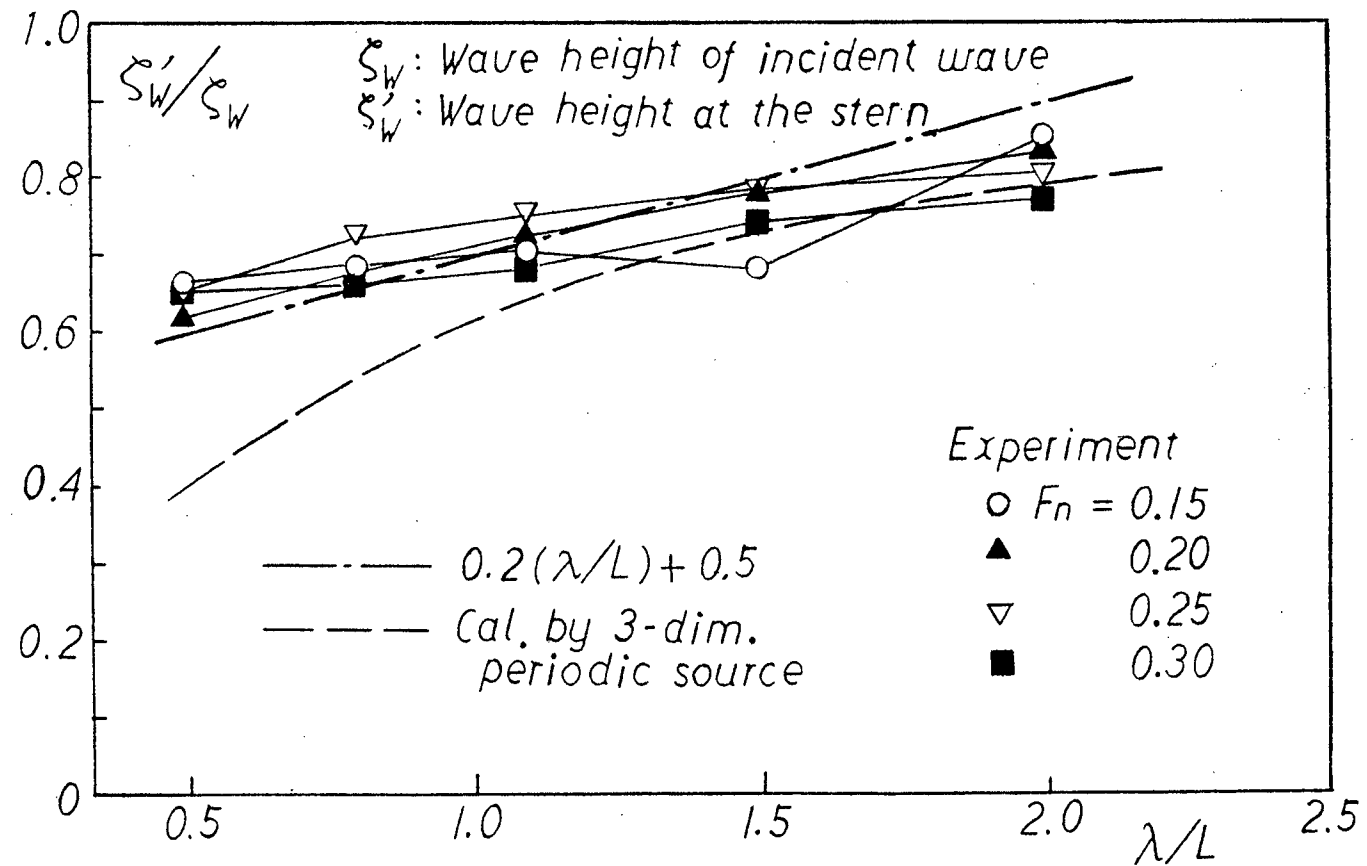


Fig. 5- 4 Ratio of wave height at the stern to that of incident wave with restrained model of container ship model in regular head waves

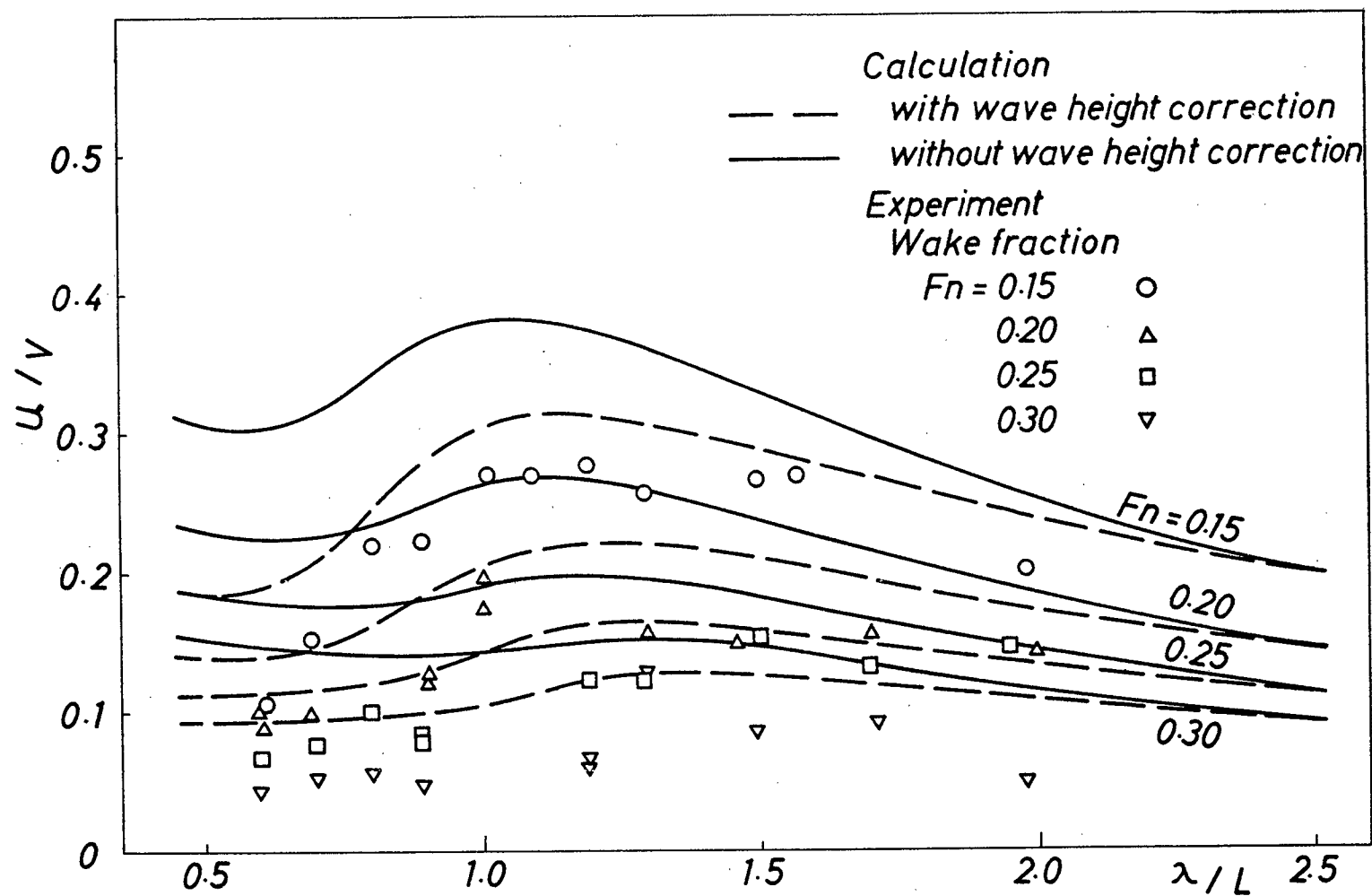


Fig. 5- 5 Comparison of fluctuation of inflow velocity into propeller disc between experiments and calculations

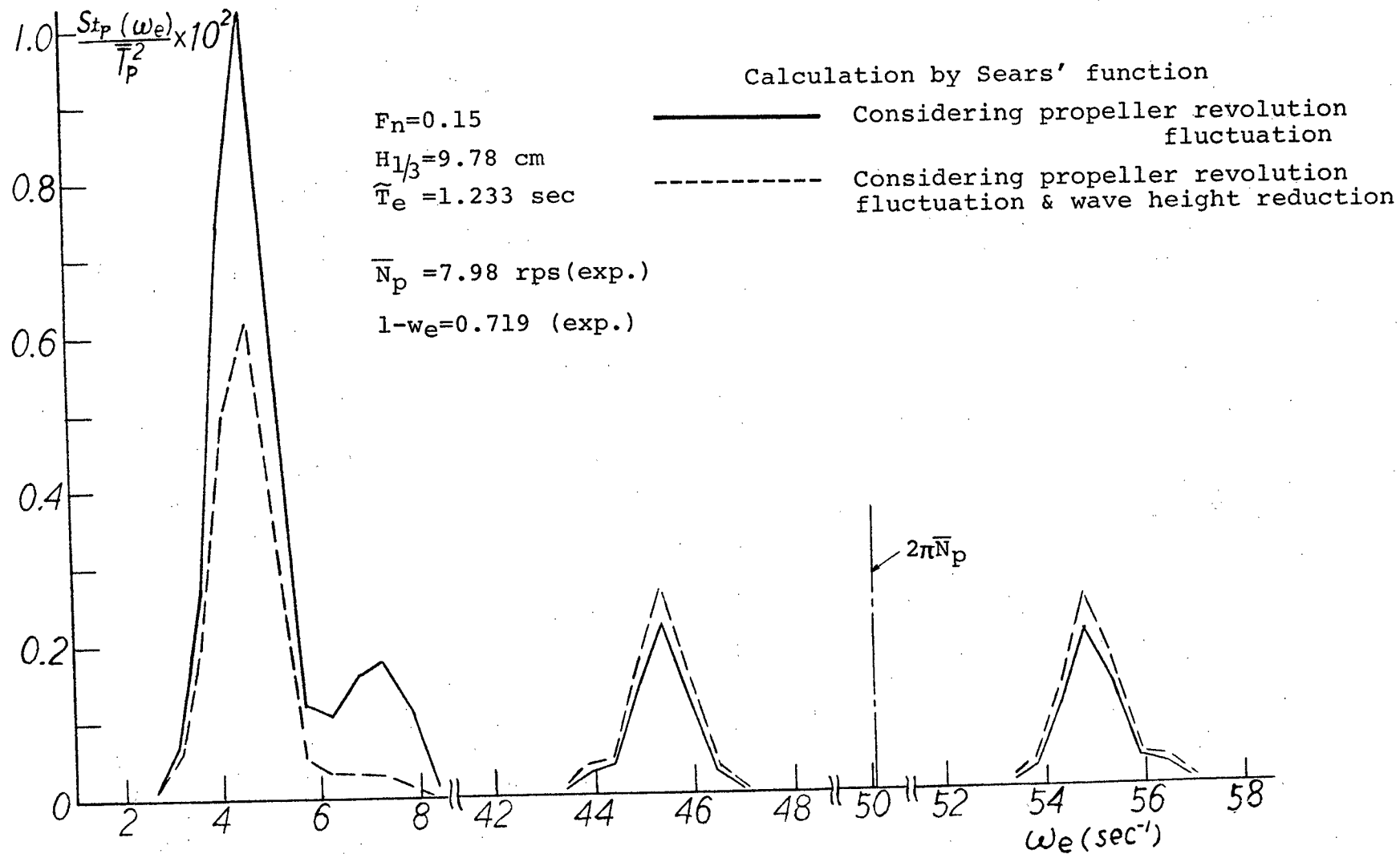


Fig. 5- 6 Calculated spectra of thrust fluctuation of one blade in irregular waves

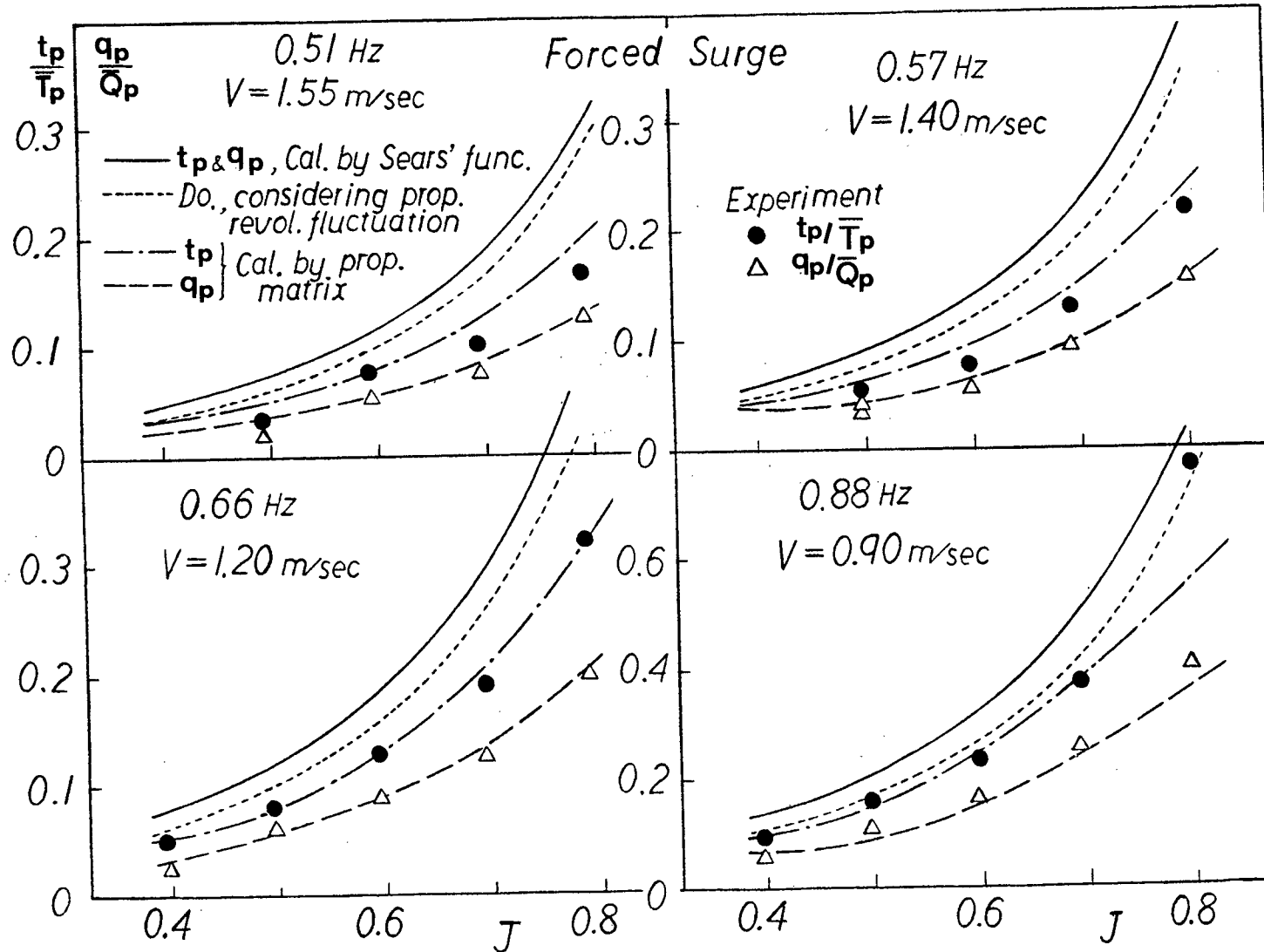


Fig. 5- 7 Ratio of thrust and torque fluctuations to mean thrust and torque at propeller open-water tests with forced surge oscillation

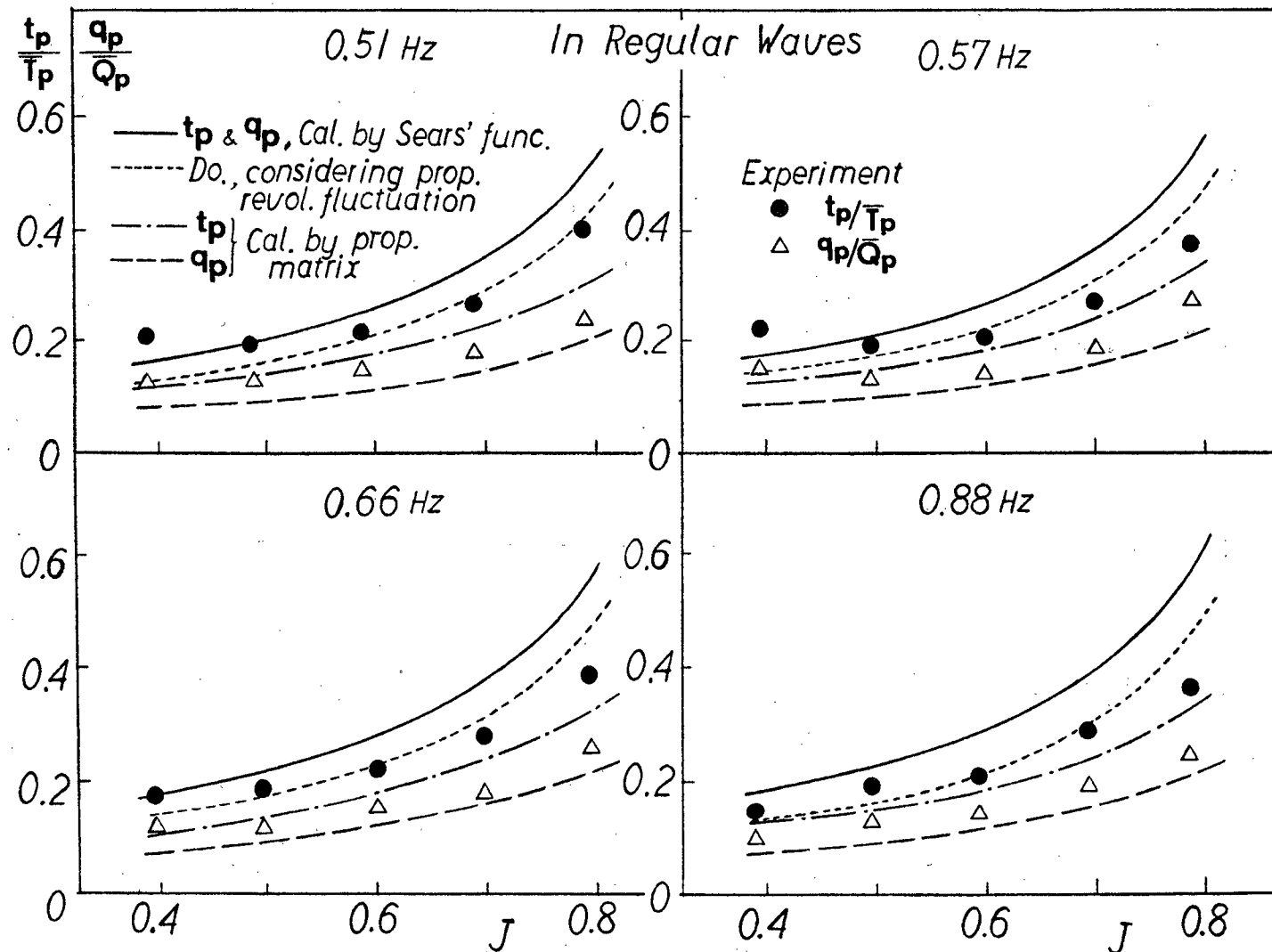


Fig. 5- 8 Ratio of thrust and torque fluctuations to mean thrust and torque at propeller open-water tests in regular head waves

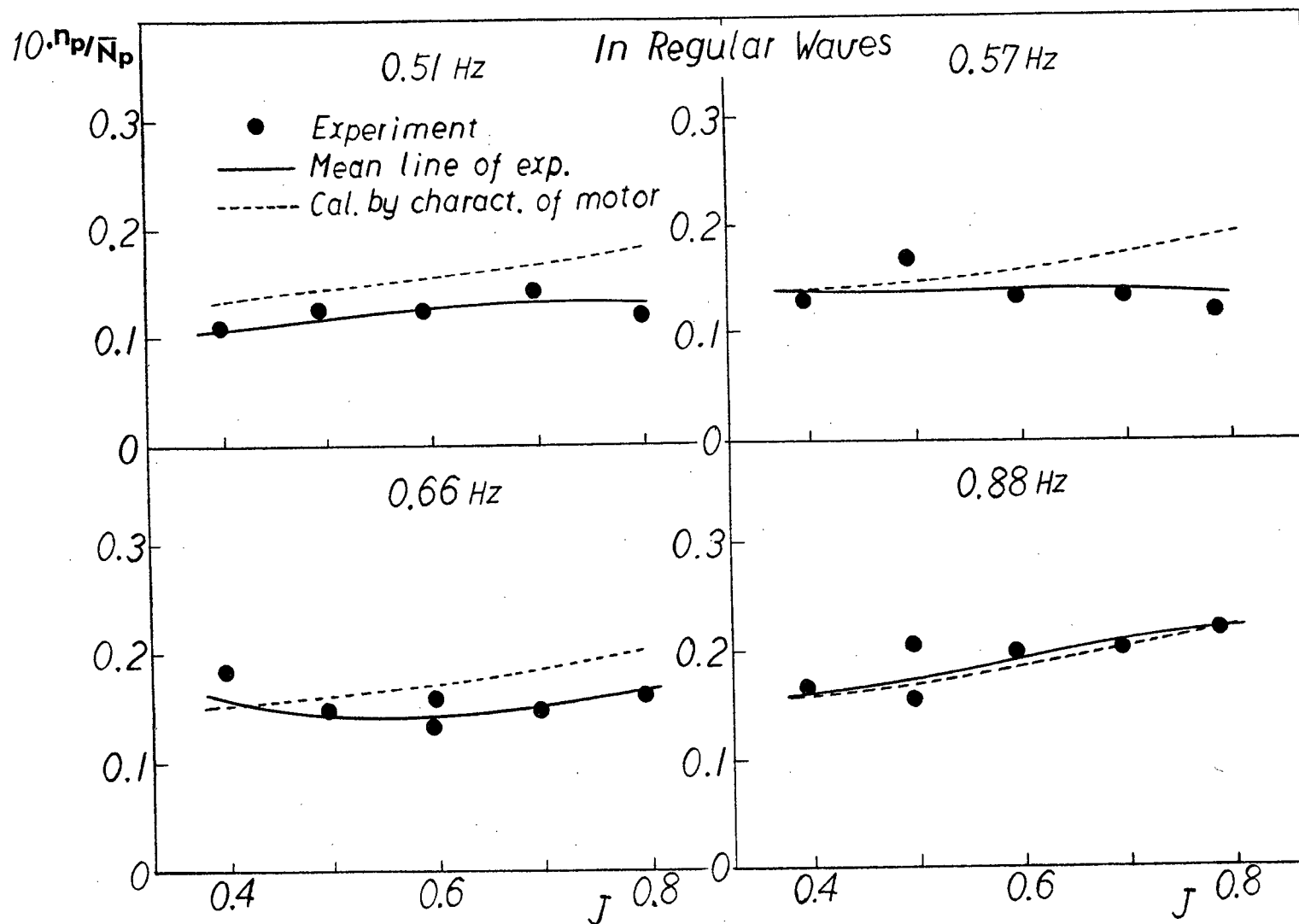


Fig. 5- 9 Revolution fluctuation at propeller open-water test in regular head waves

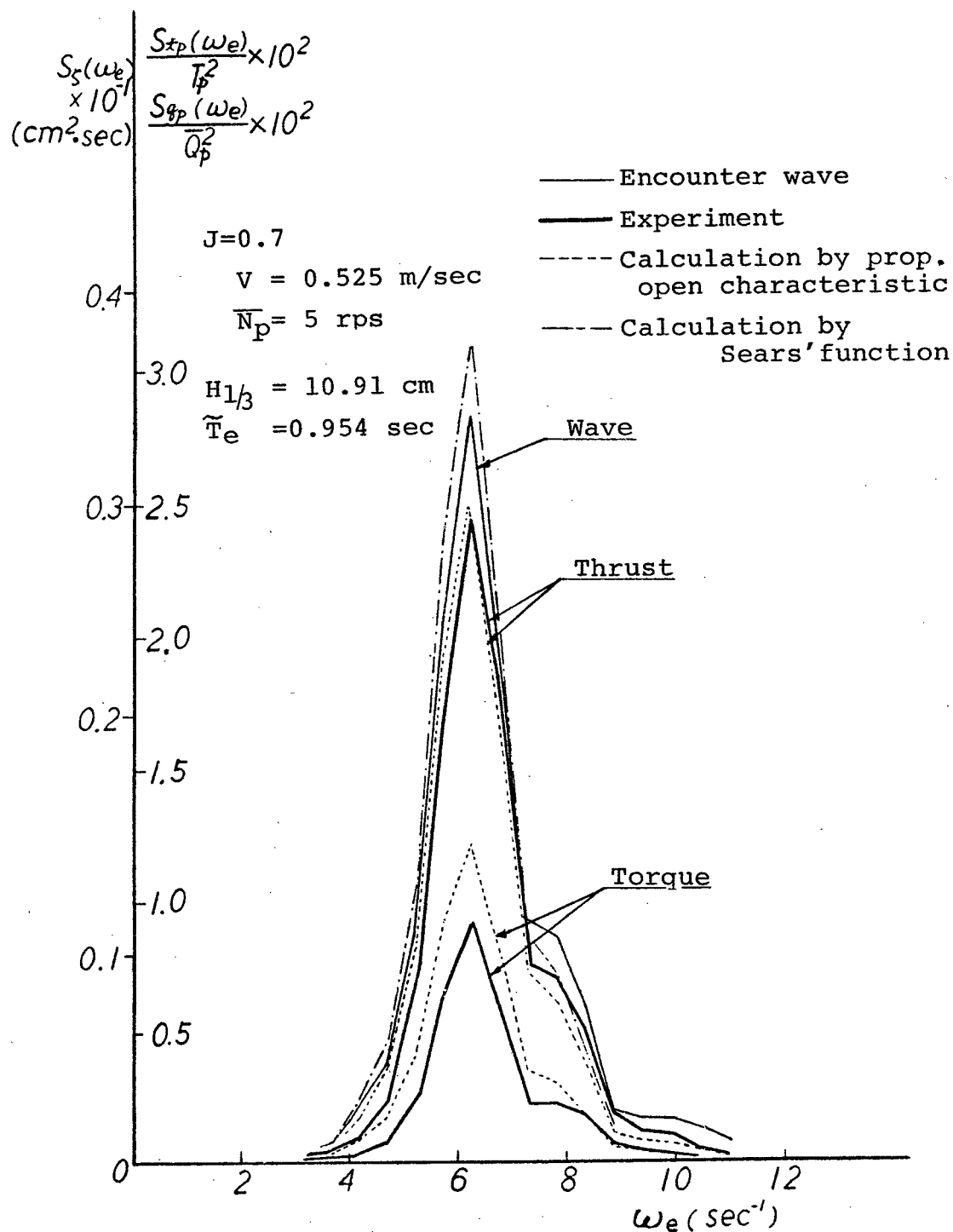


Fig. 5-10 Spectra of waves, thrust and torque fluctuations at propeller open-water test in irregular head waves

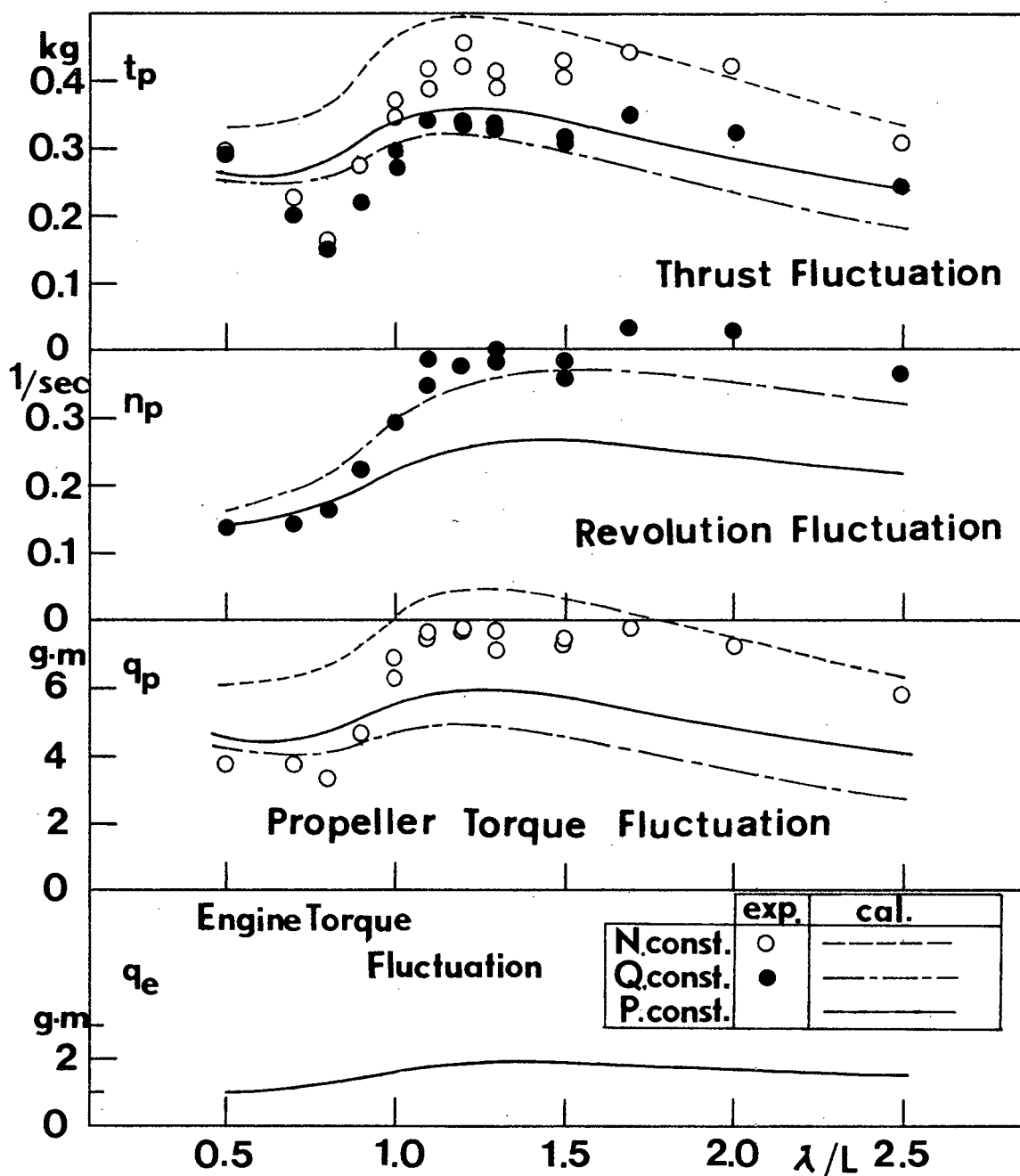


Fig. 5-11 Comparison of amplitudes of propeller load fluctuations in regular head waves between experiments and calculations

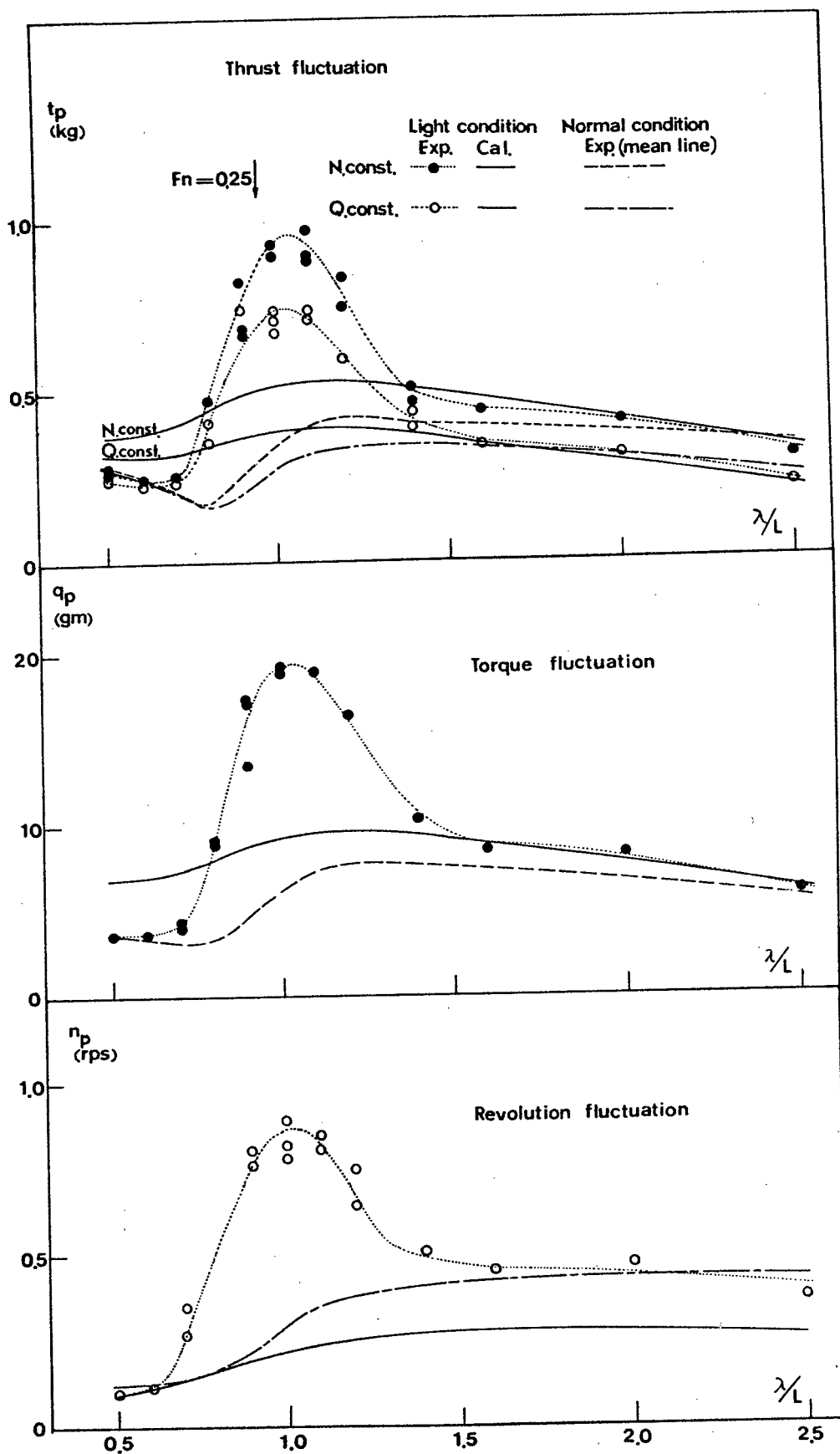


Fig. 5-12 Fluctuations of propeller thrust, torque and revolutions in regular head waves (light condition)

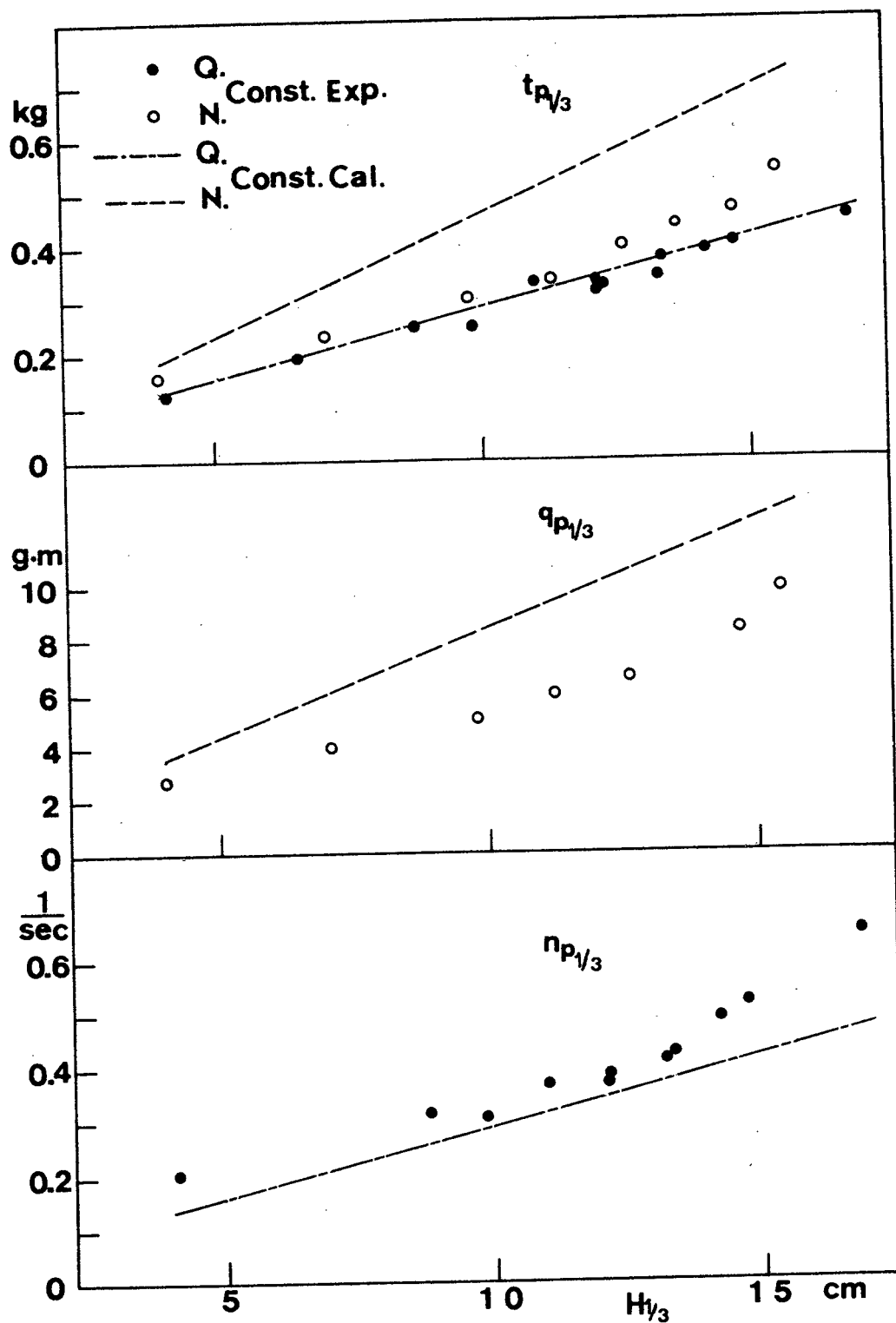


Fig. 5-13 Comparison of significant values of propeller load fluctuation in irregular head waves between experiments and calculations

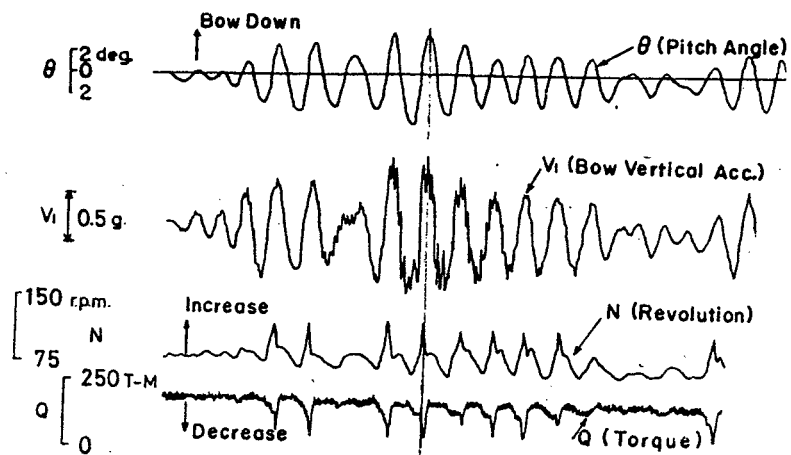


Fig. 5-14 Actual ship measurements at 2nd voyage of the HIKAWA MARU

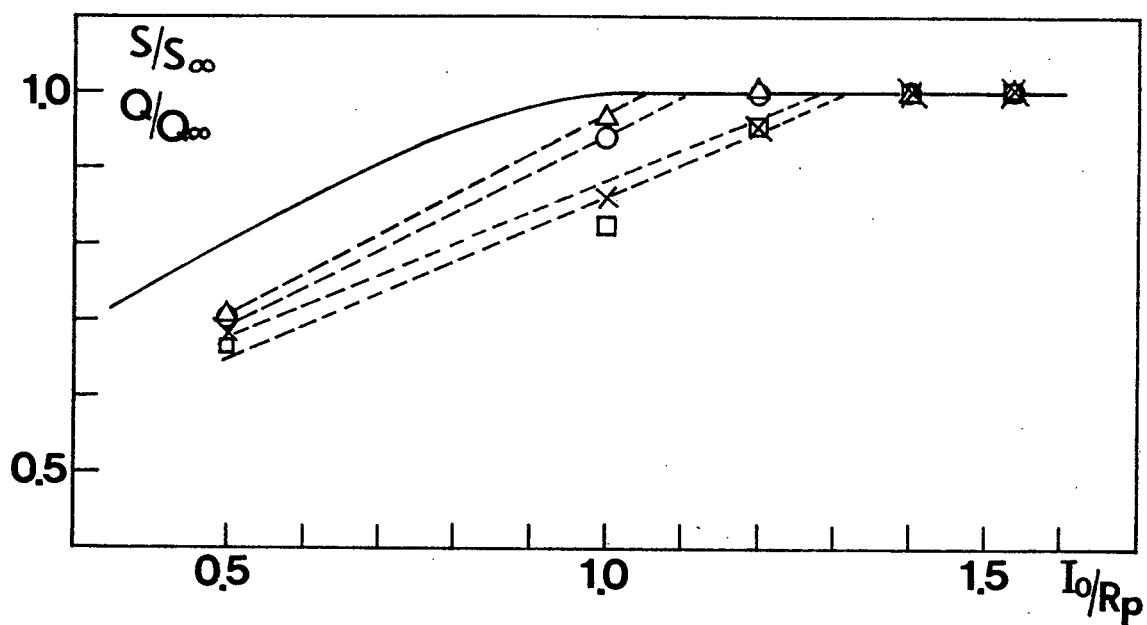
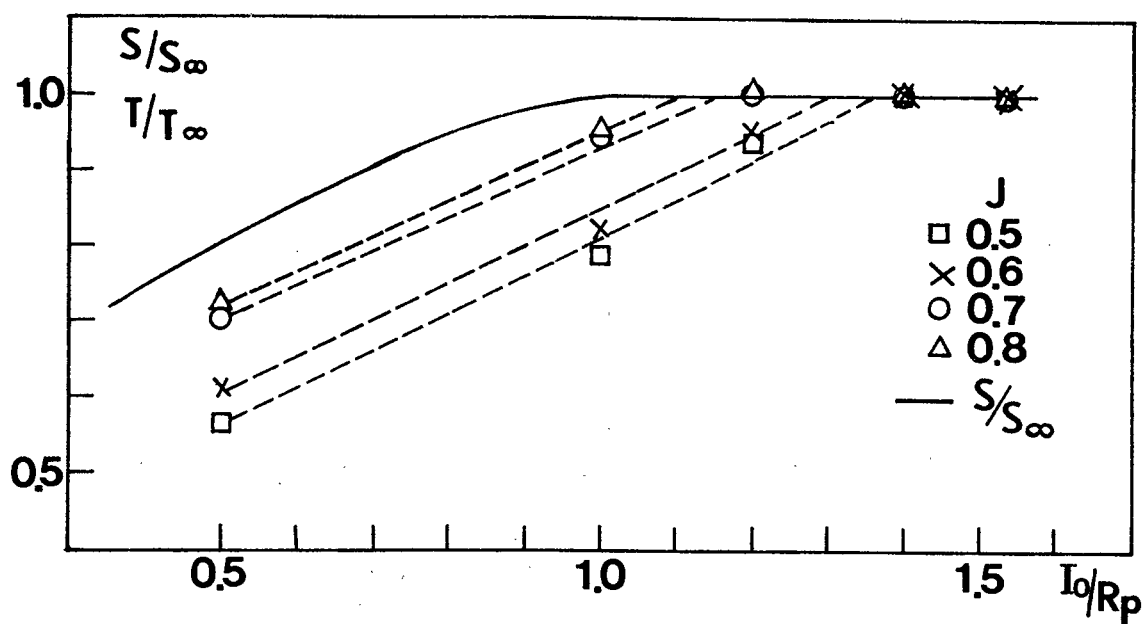


Fig. 5-15 Relation between propeller immersion and ratio of propeller load at shallow immersion to that at deep one

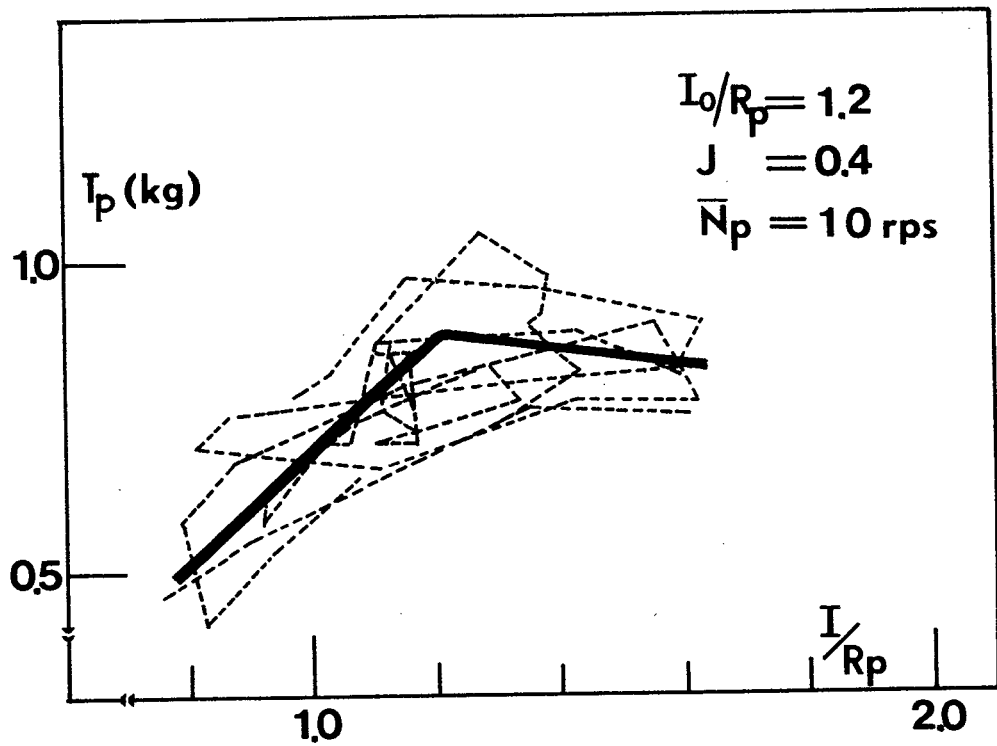


Fig. 5-16 Relation between propeller thrust and immersion at open-water tests in irregular waves

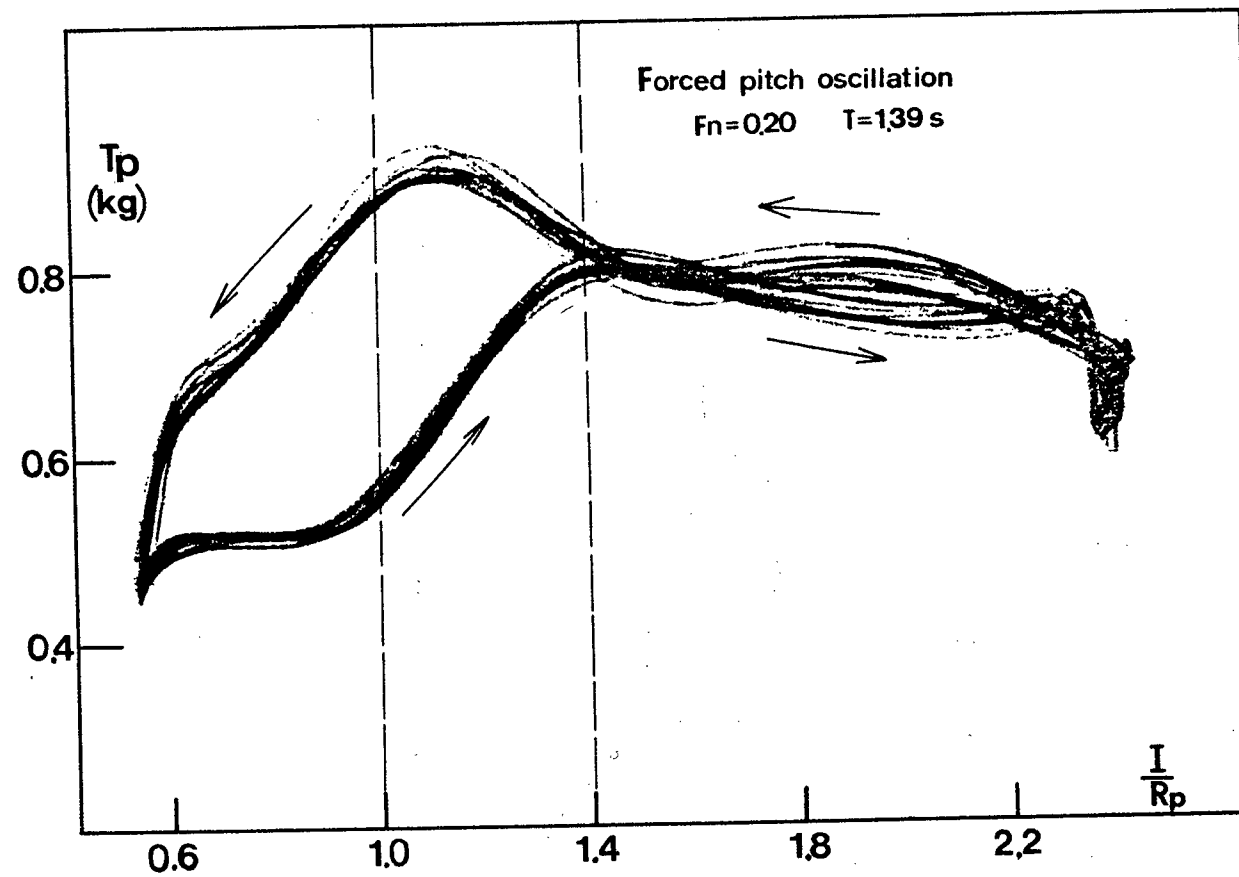


Fig. 5-17 Time history of relation between propeller immersion and propeller thrust at behind tests in forced pitch oscillation

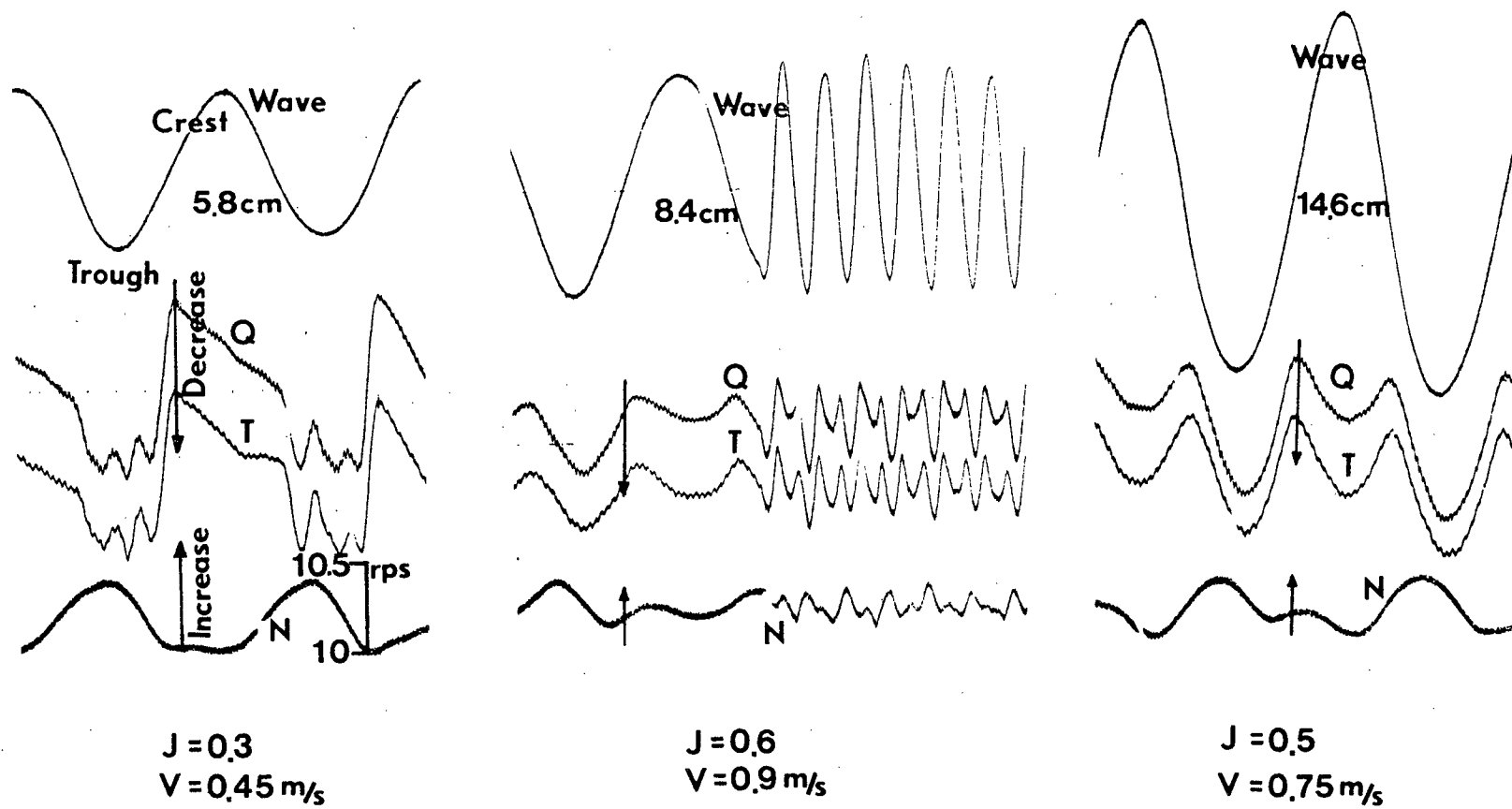


Fig. 5-18 Propeller open-water tests in regular waves

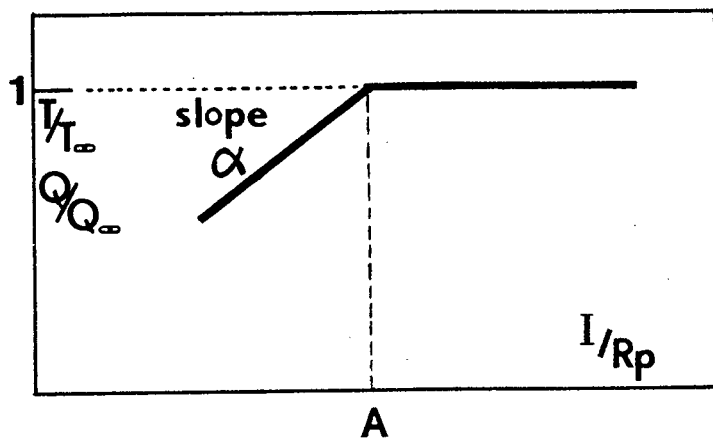


Fig. 5-19 Relation between propeller immersion and ratio of propeller load at shallow immersion to that at deep one

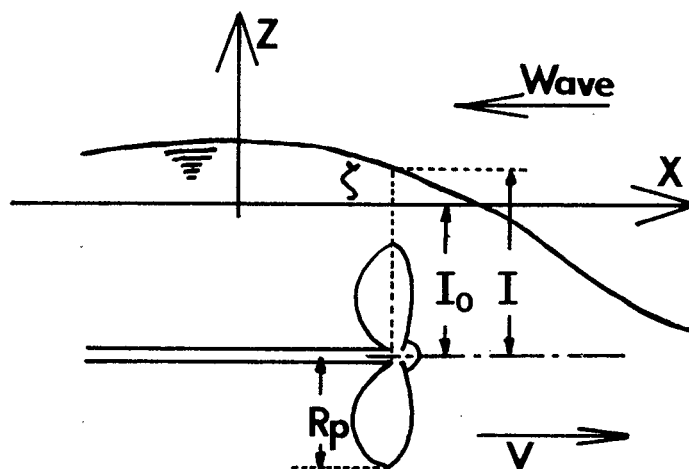


Fig. 5-20 Co-ordinate system and definition

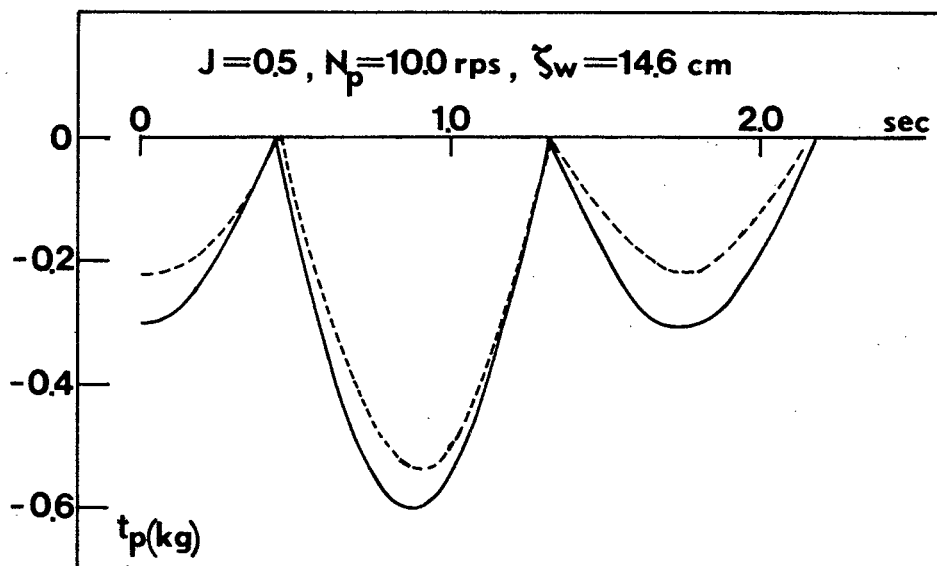
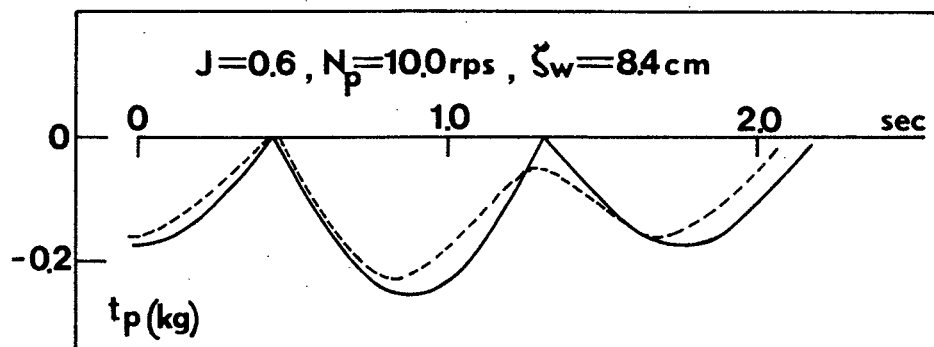
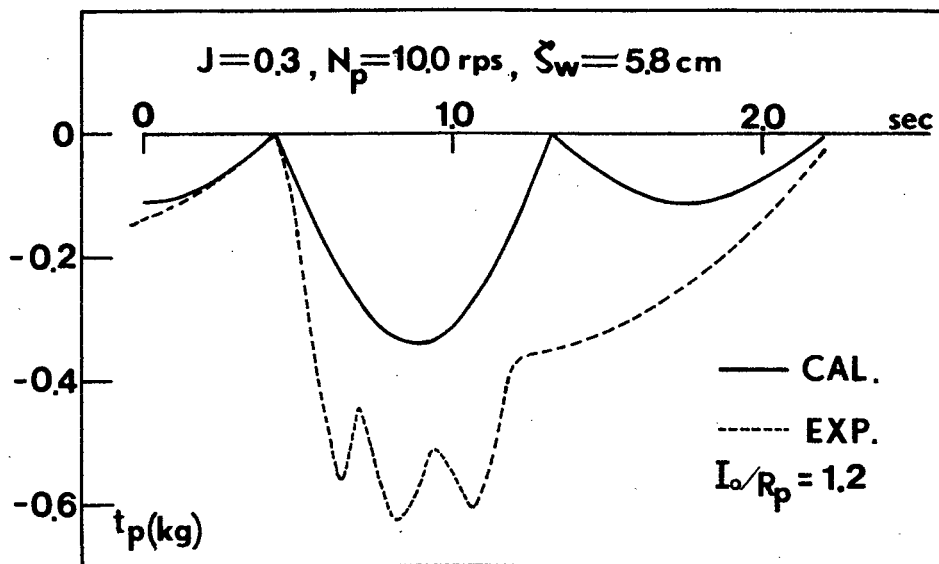


Fig. 5-21 Comparison of time histories of propeller thrust fluctuation at racing condition between experiments and calculations

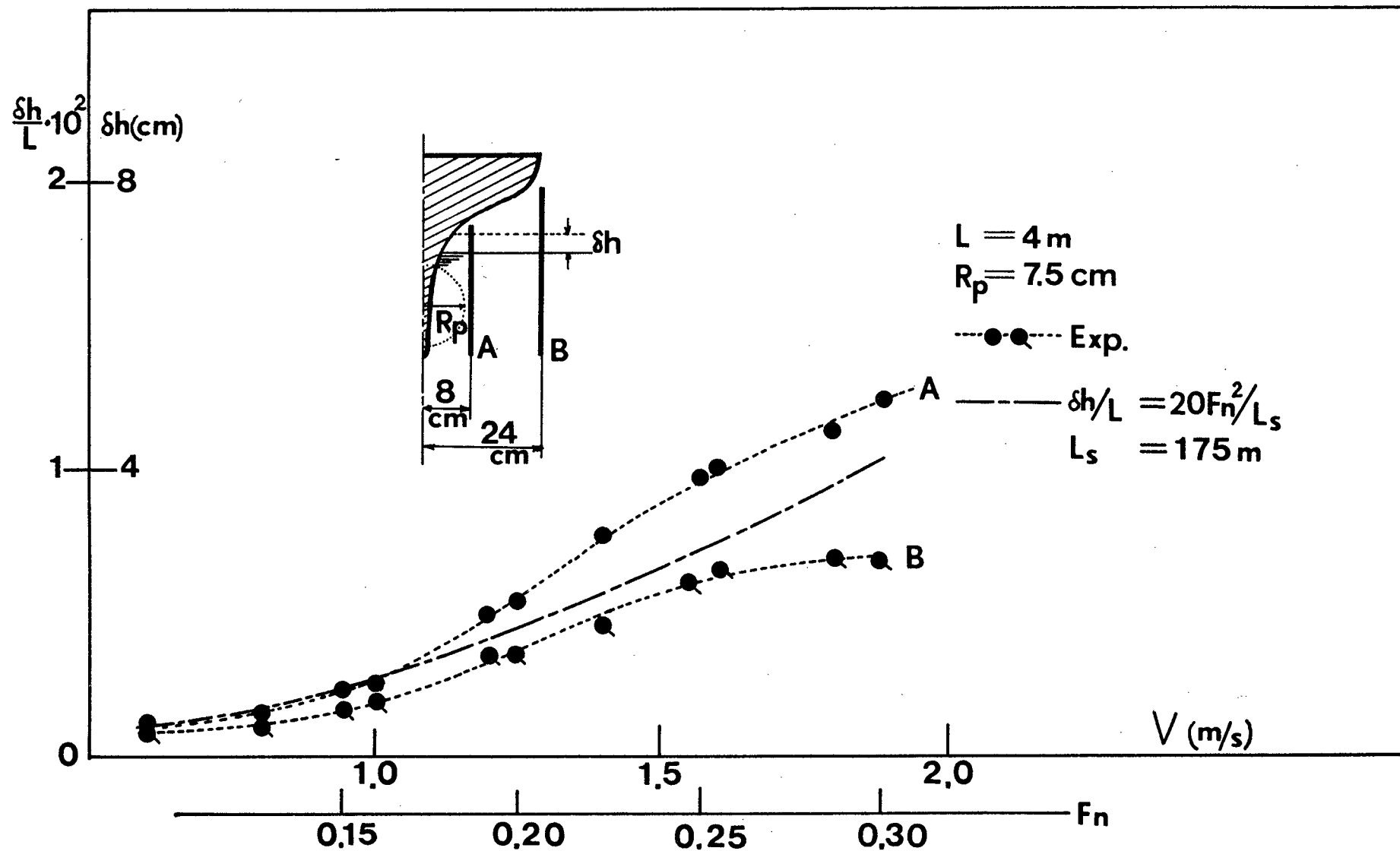


Fig. 5-22 Swell up of water level at propeller position (light condition)

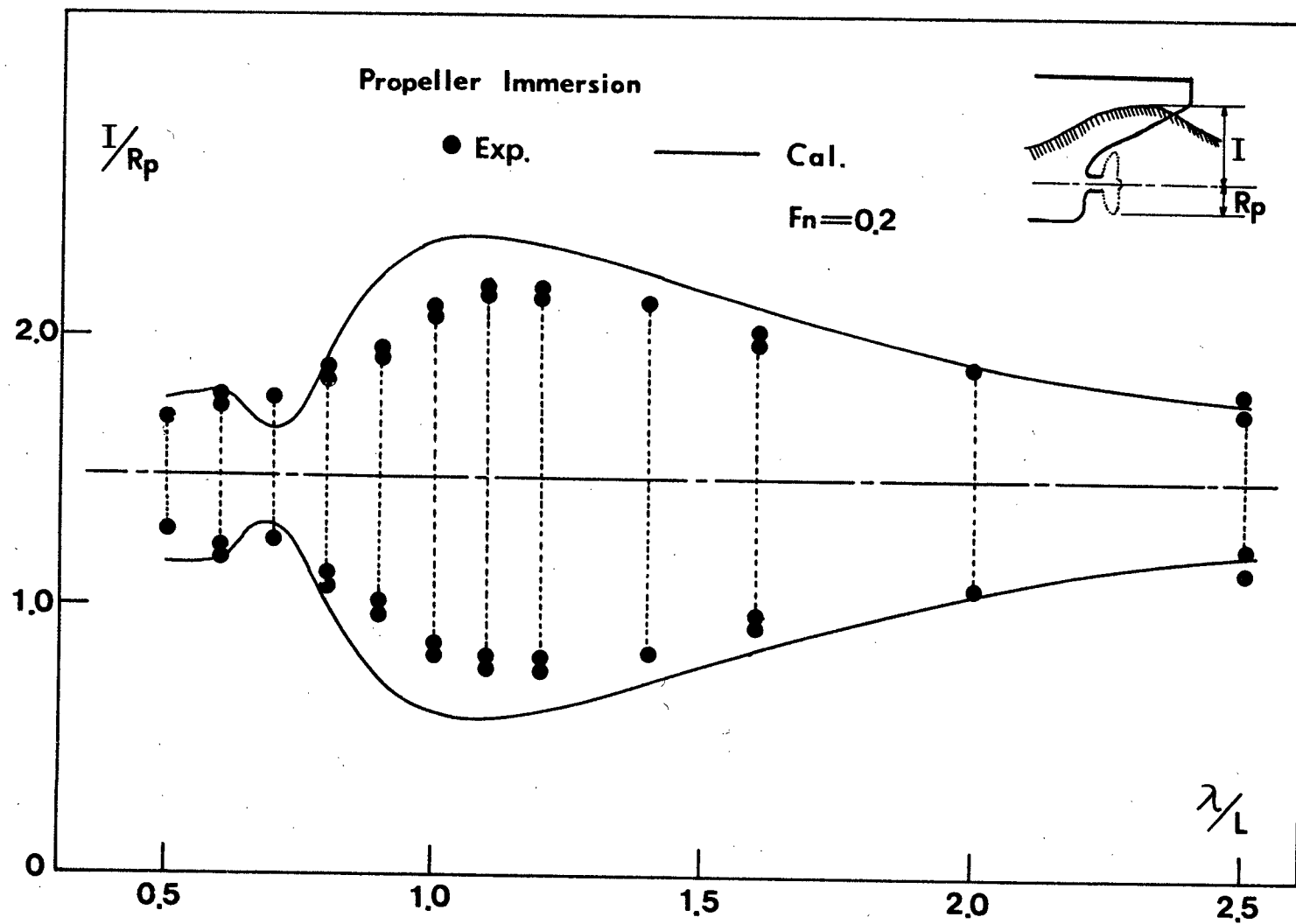


Fig. 5-23 Variation of propeller immersion with wave length in regular head waves (light condition)

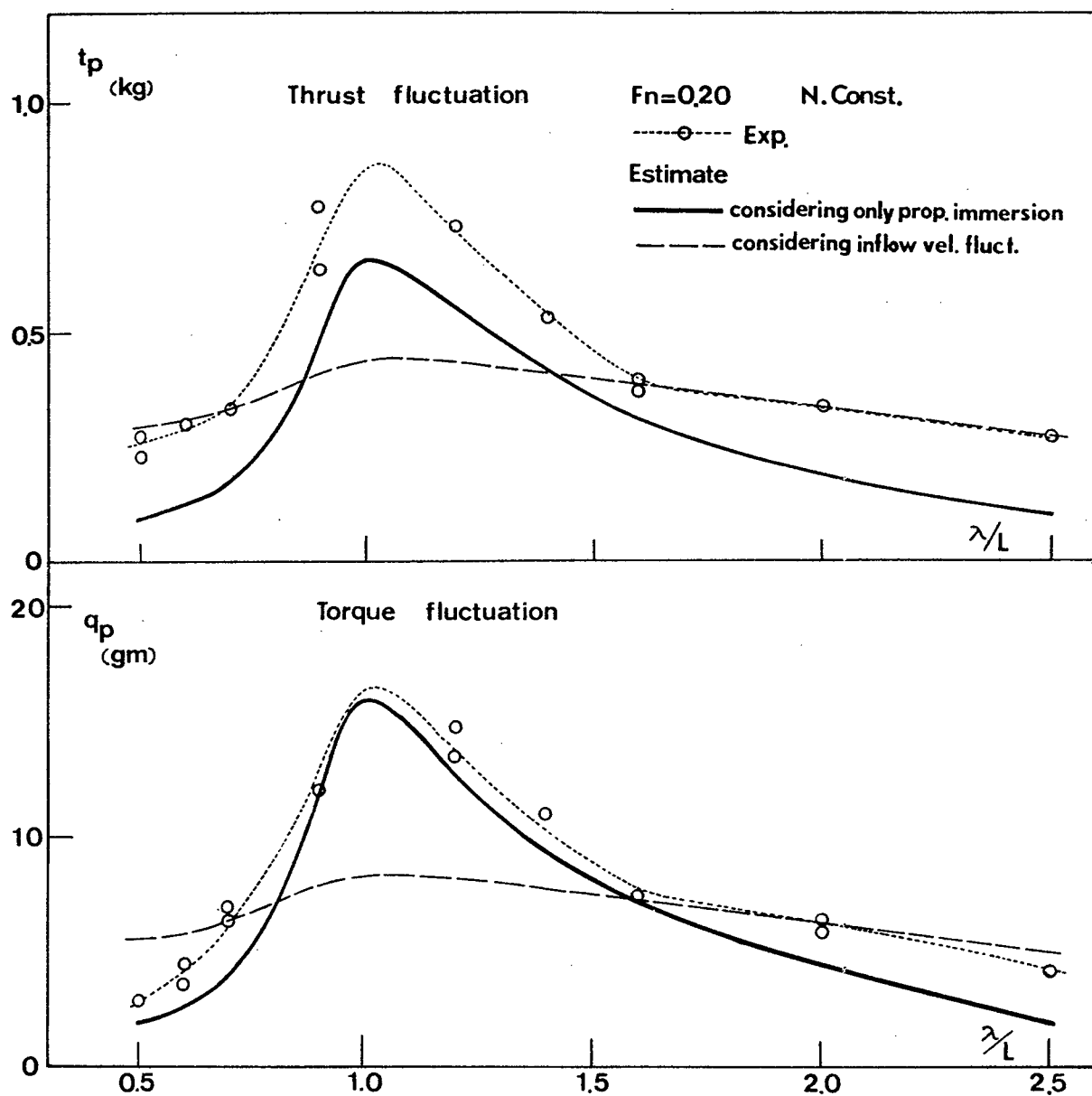


Fig. 5-24 Comparison of propeller load fluctuations in regular head waves between experiments and calculations (light condition)

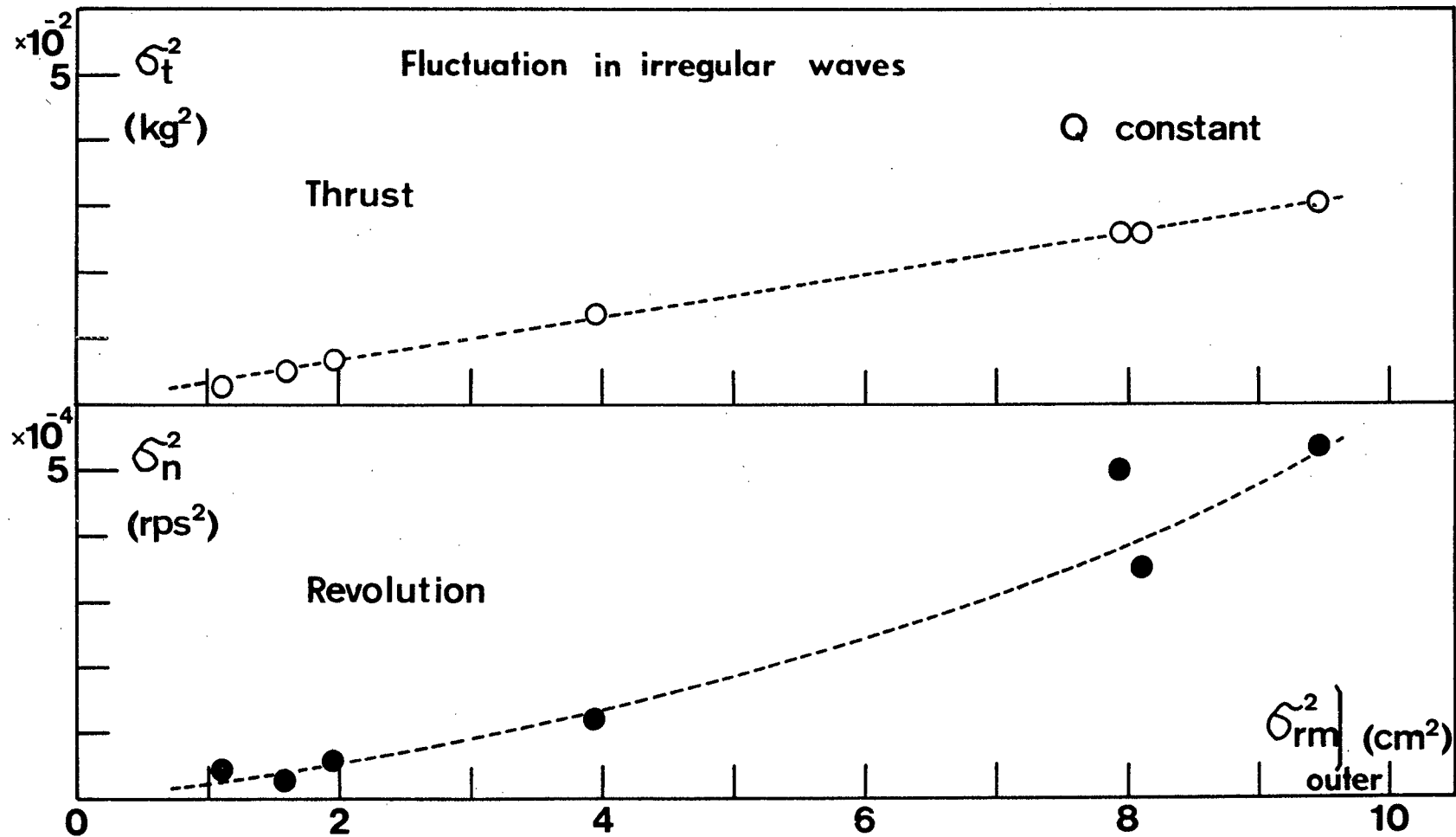


Fig. 5-25 Variance of fluctuations of propeller thrust and revolutions in irregular head waves

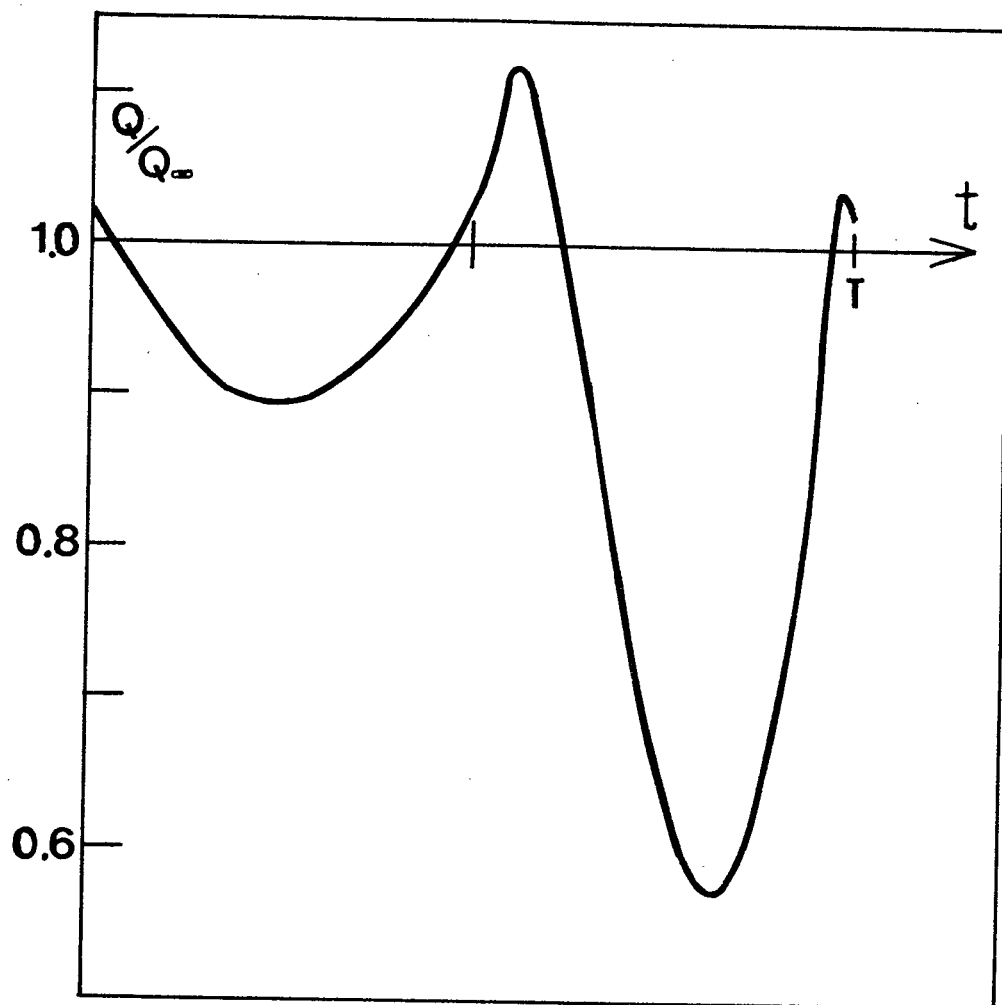


Fig. 5-26 Estimated time history of propeller torque using Fig. 5-17

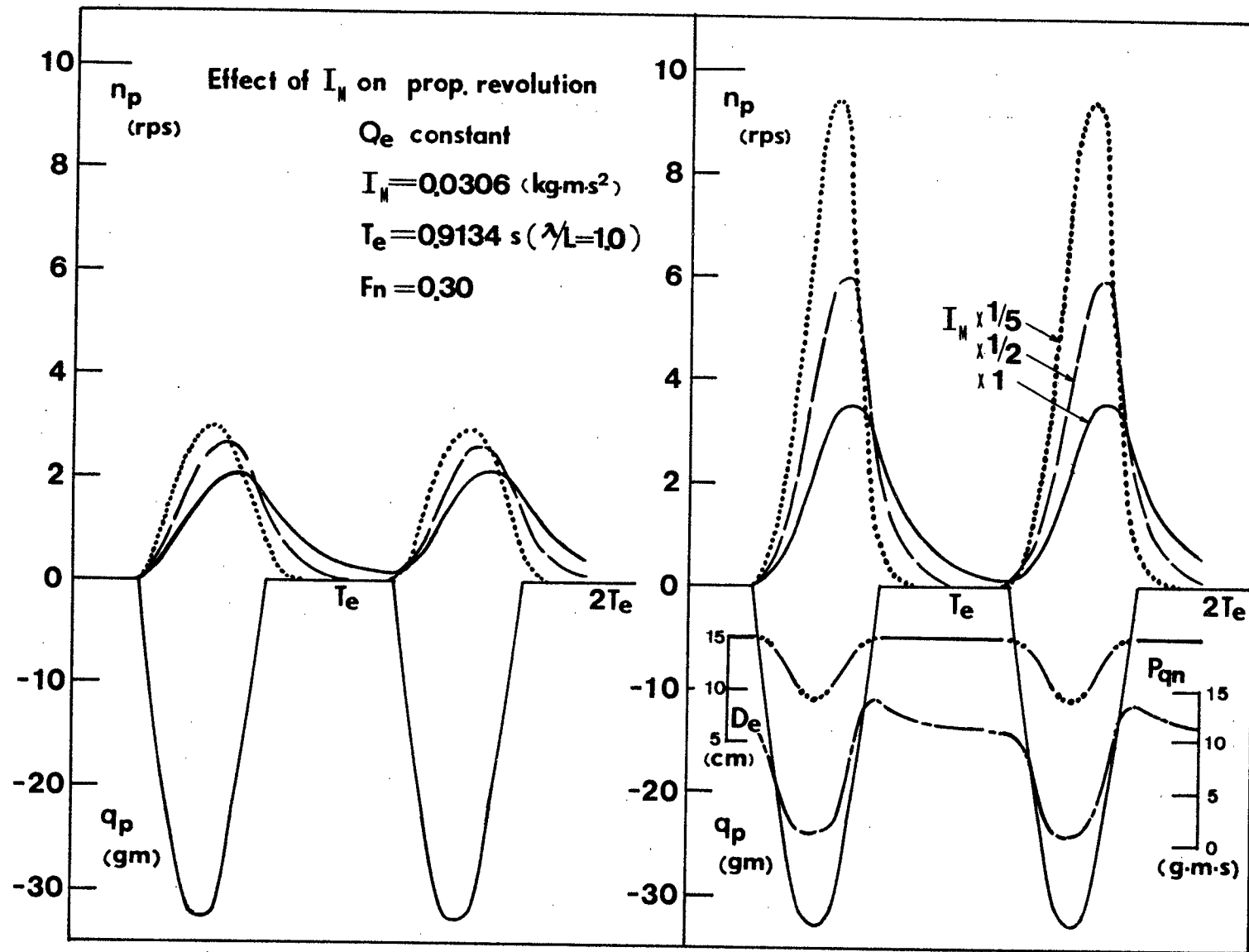


Fig. 5-27 Effect of moment of inertia of prime mover on propeller revolutions

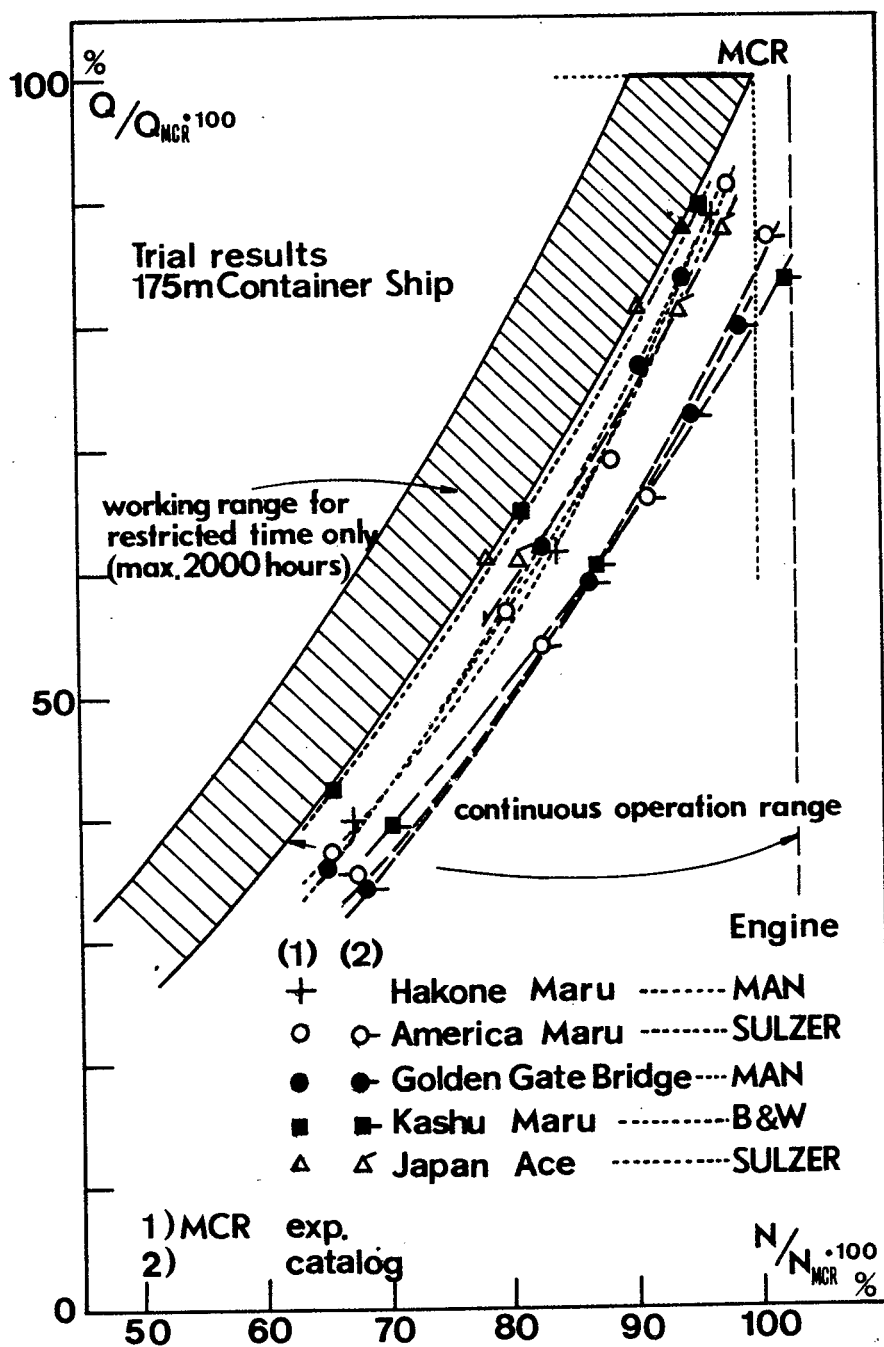


Fig. 5-28 Characteristic curves of main engine for container ships of 175m length obtained by trial results

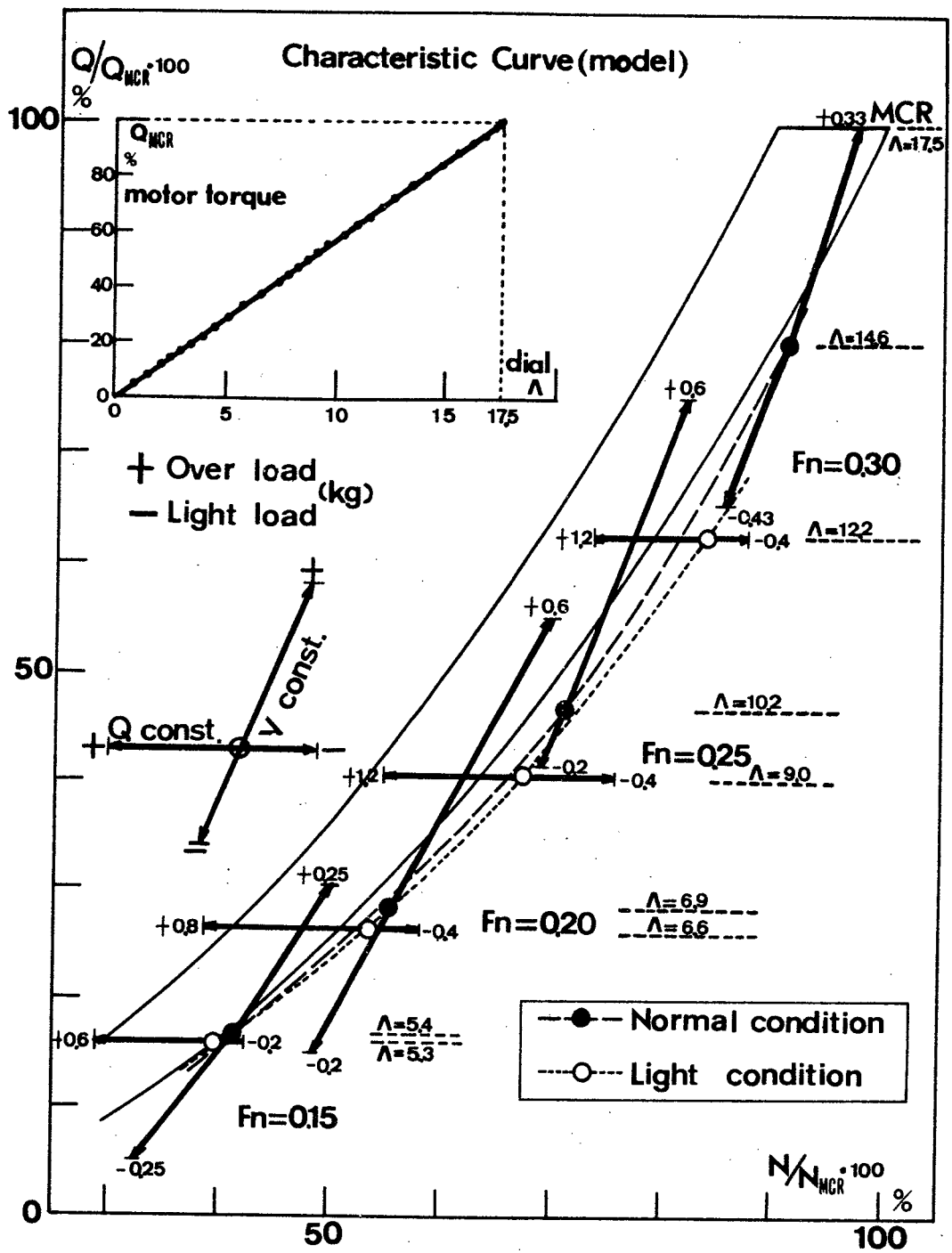


Fig. 5-29 Characteristic curve of prime mover

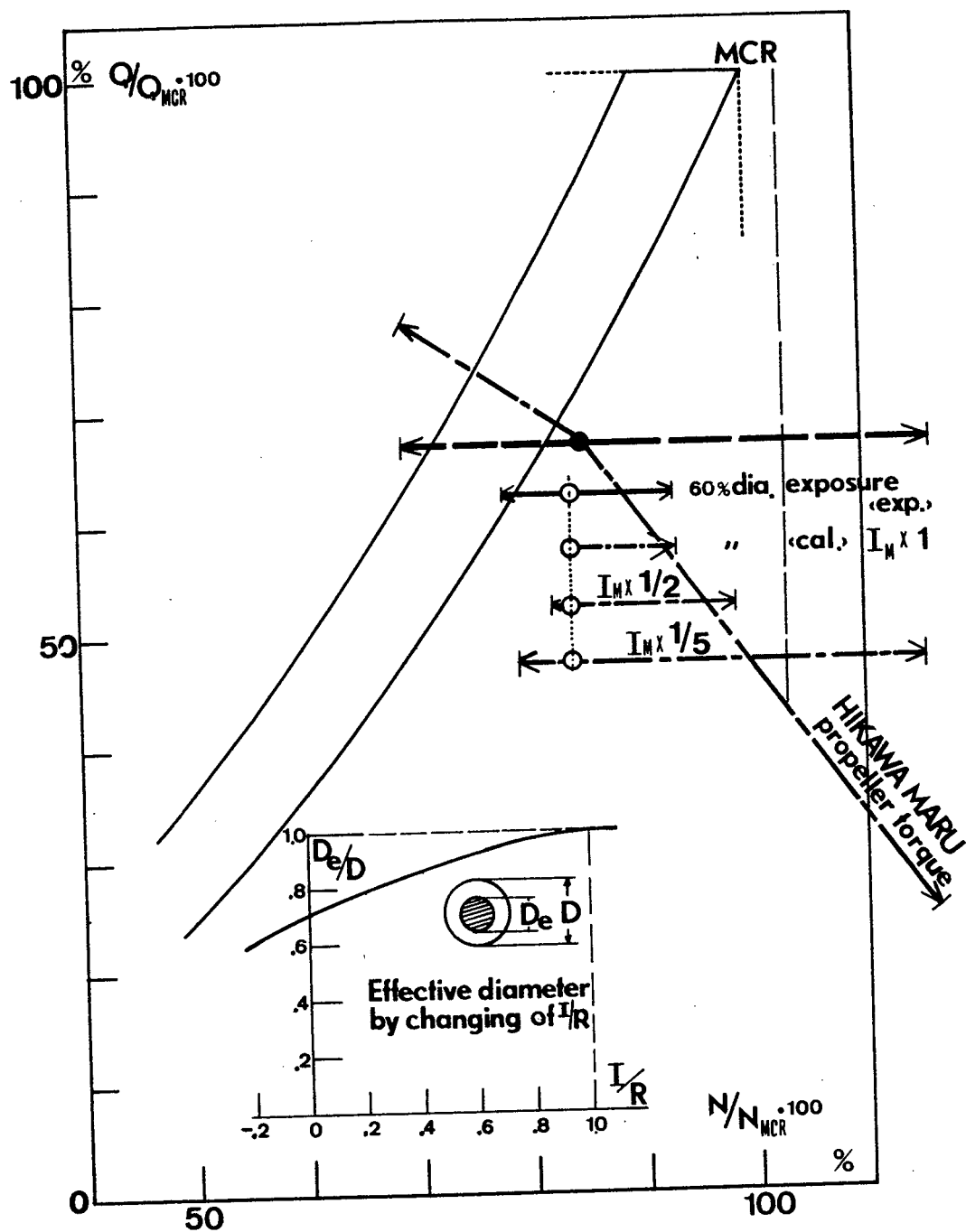


Fig. 5-30 Relation between propeller torque and revolutions at racing condition

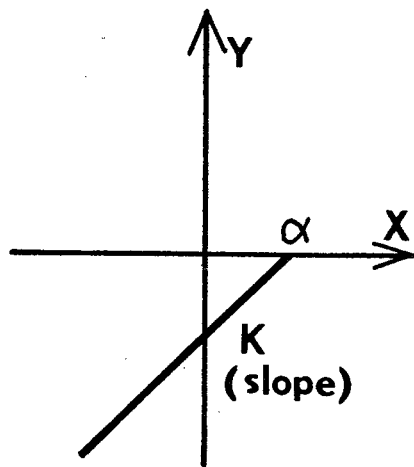


Fig. 5-31 Non-linear, non-memory transformed system

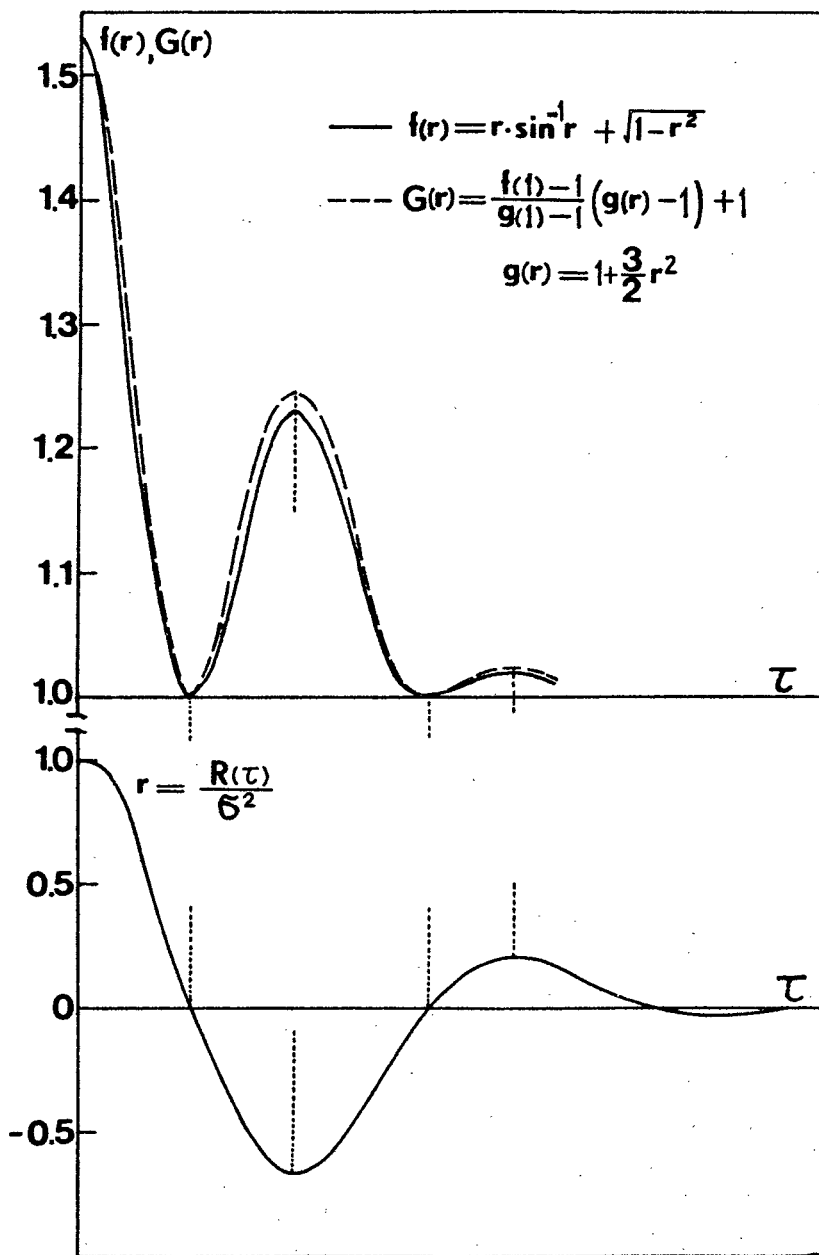


Fig. 5-32 Auto-correlation function of the non-linear, non-memory system

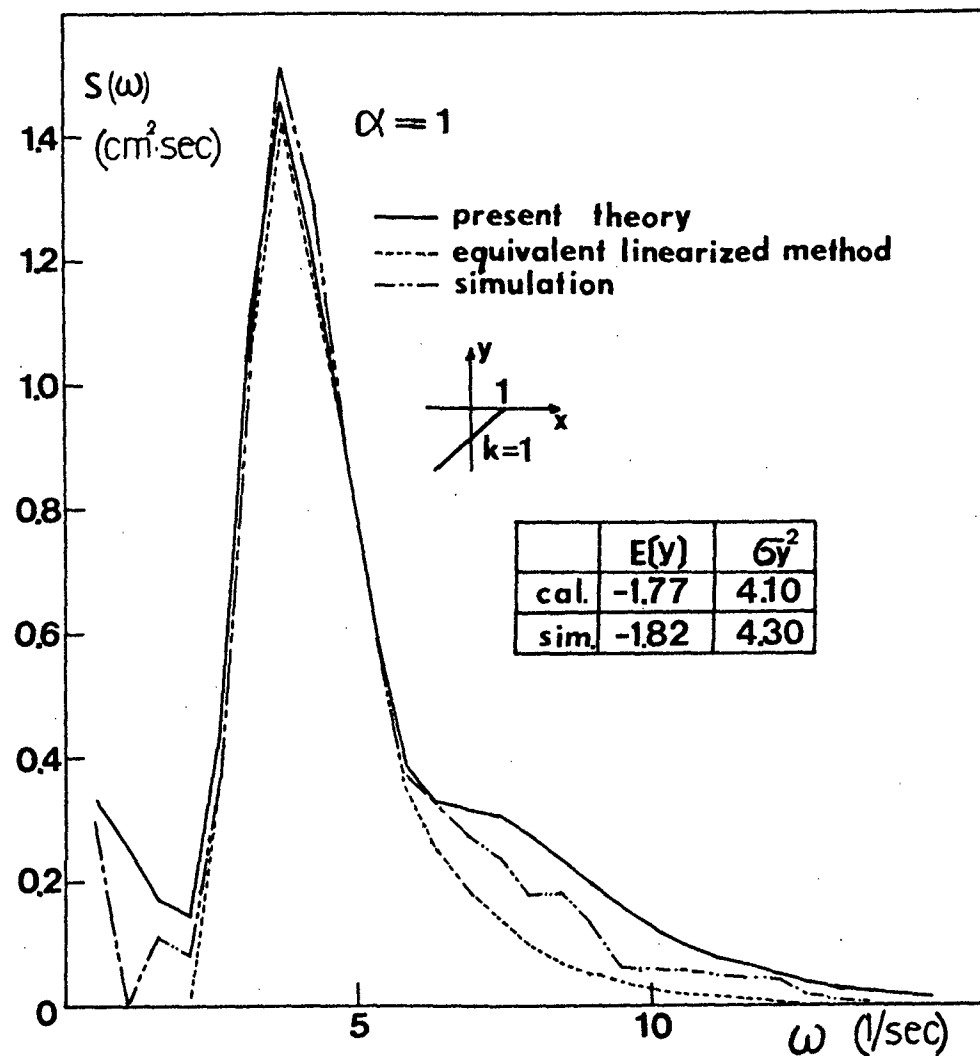
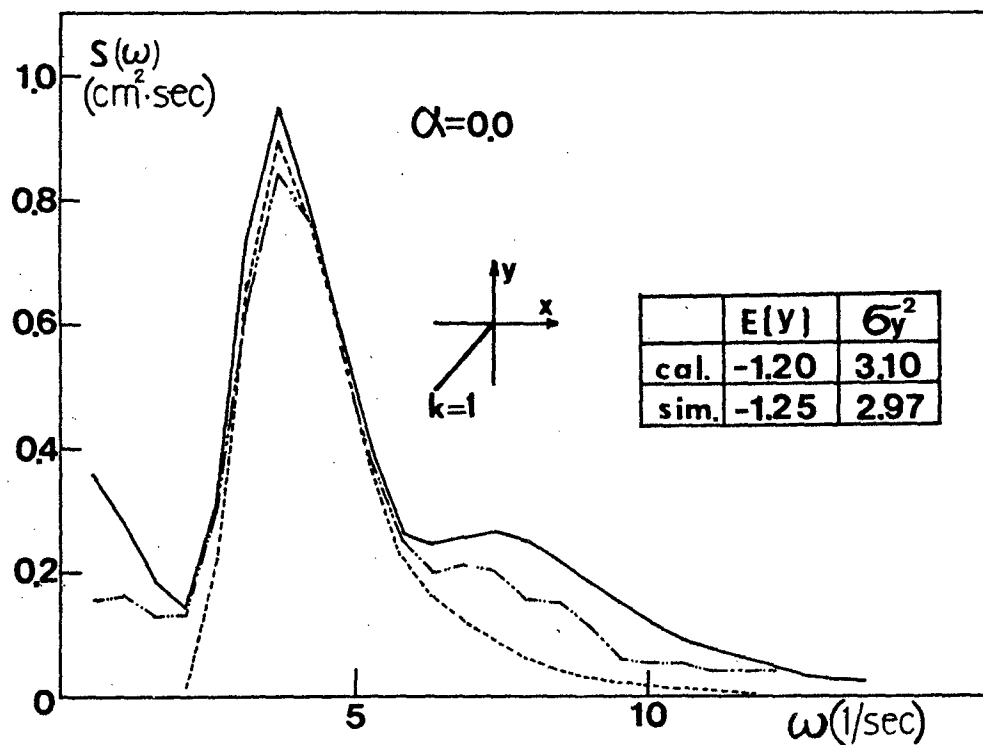


Fig.5-33(1) Comparison of spectral analysis of digital simulation and calculation as to non-linear, non-memory transformed time histories

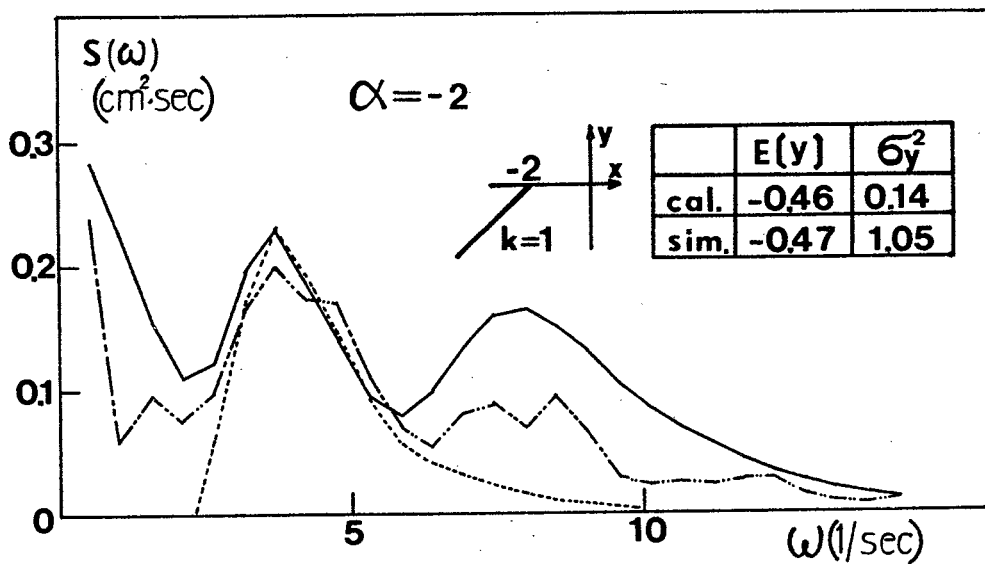
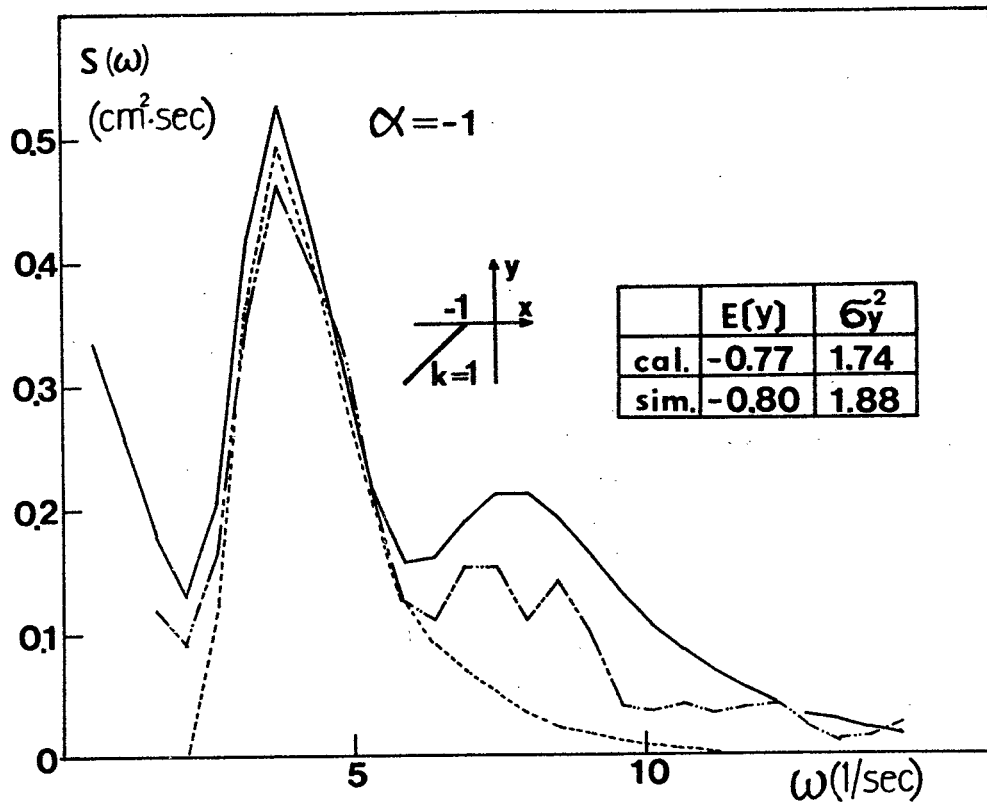


Fig.5-33(2) Comparison of spectral analysis of digital simulation and calculation as to non-memory, non-linear transformed time histories

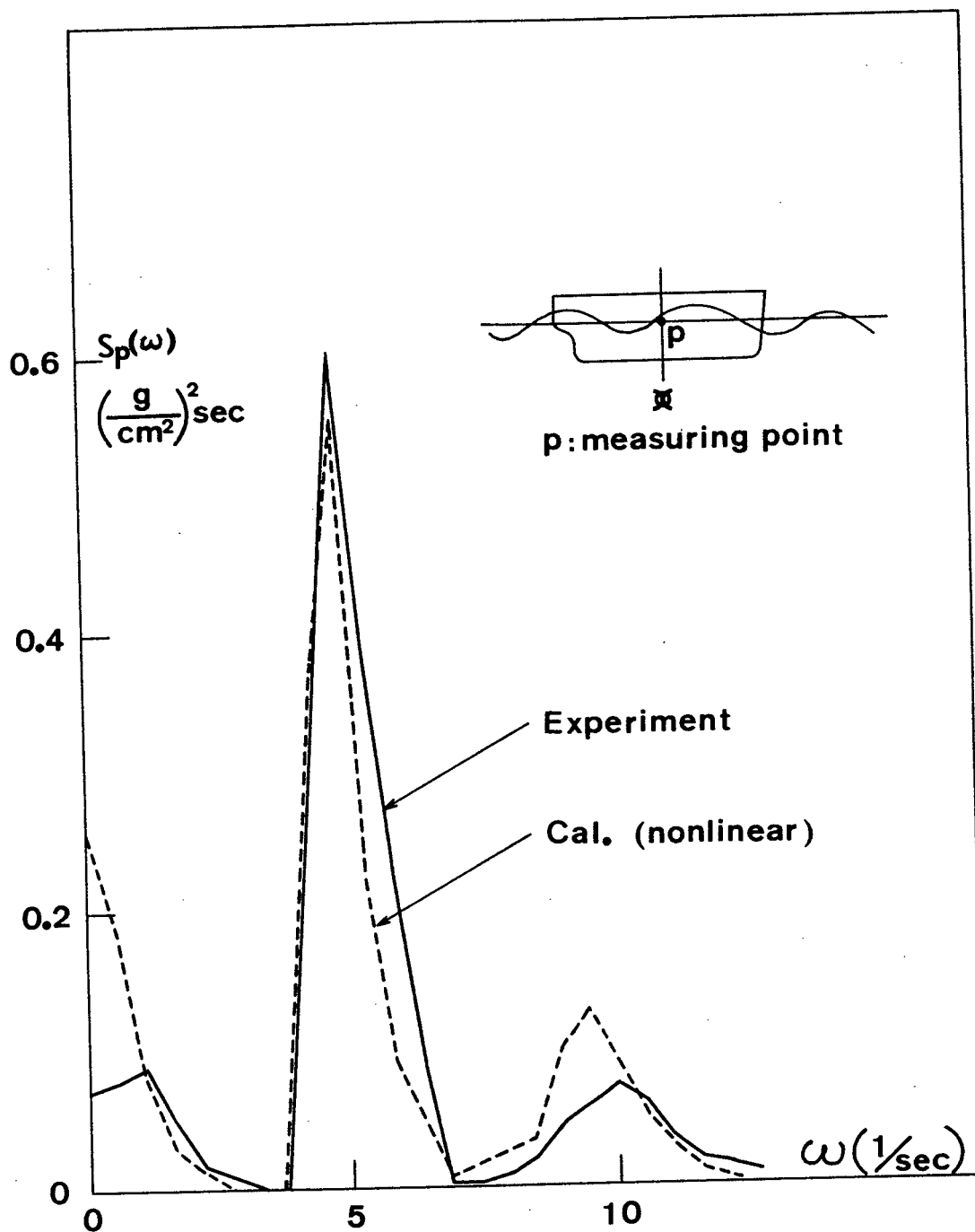


Fig. 5-34 Comparison of spectra of hydrodynamic pressure near waterline in waves between experiment and calculation

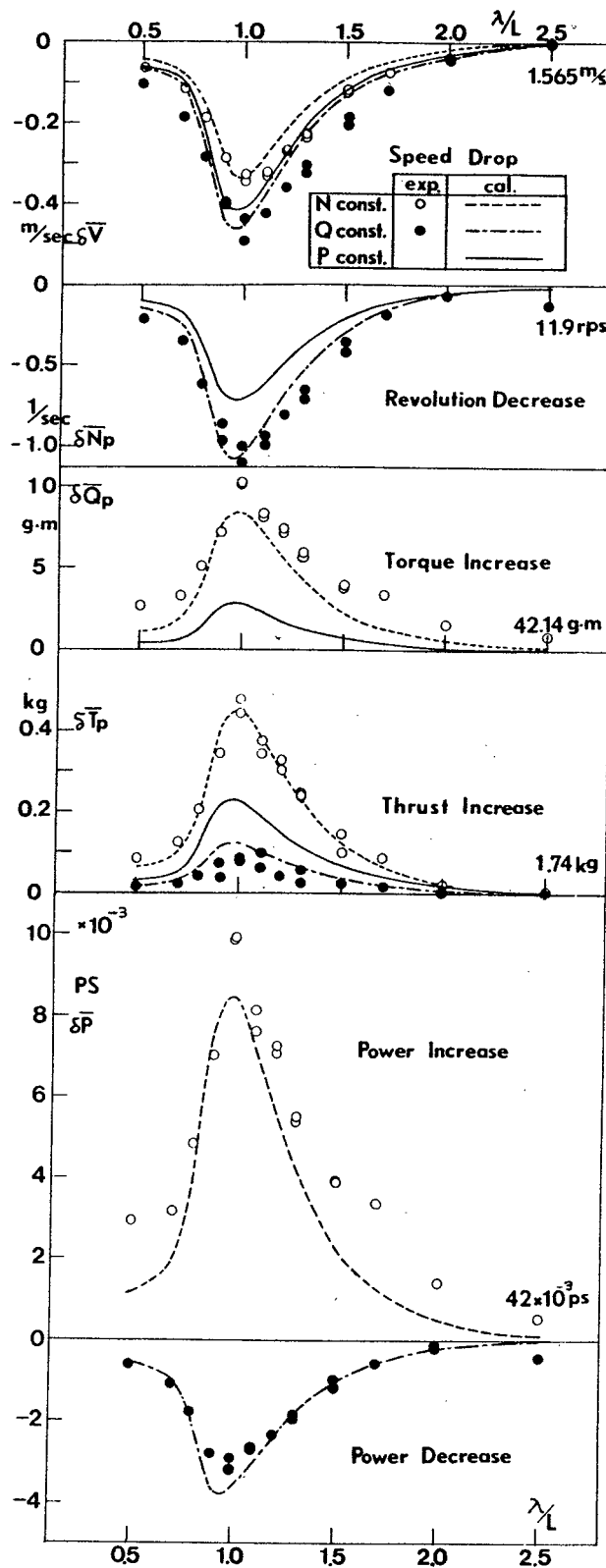


Fig. 6- 1 Comparison of speed drop and mean increases of propeller thrust, torque, revolutions and power in regular head waves between experiments and calculations (normal condition)

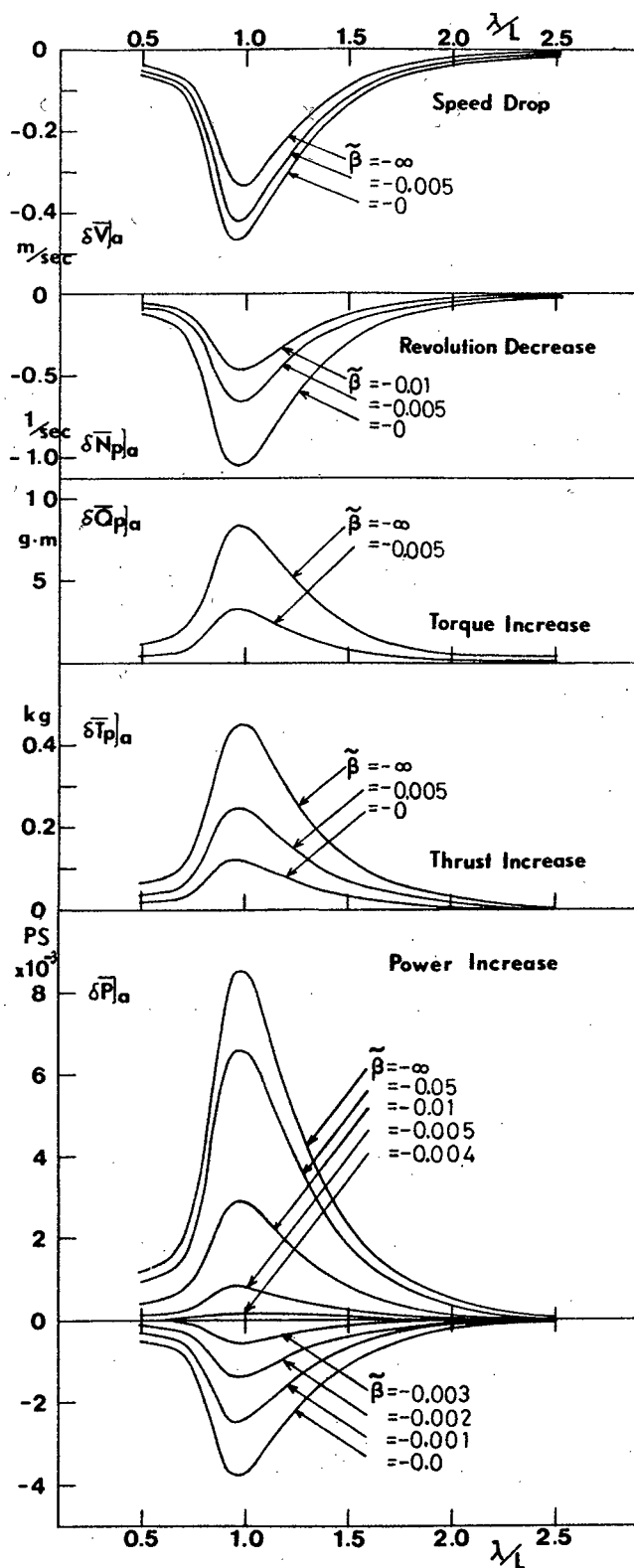


Fig. 6- 2 Calculated speed drop and mean increases of propeller thrust, torque, revolutions in regular head waves for arbitrary characteristic of main engine (normal condition)

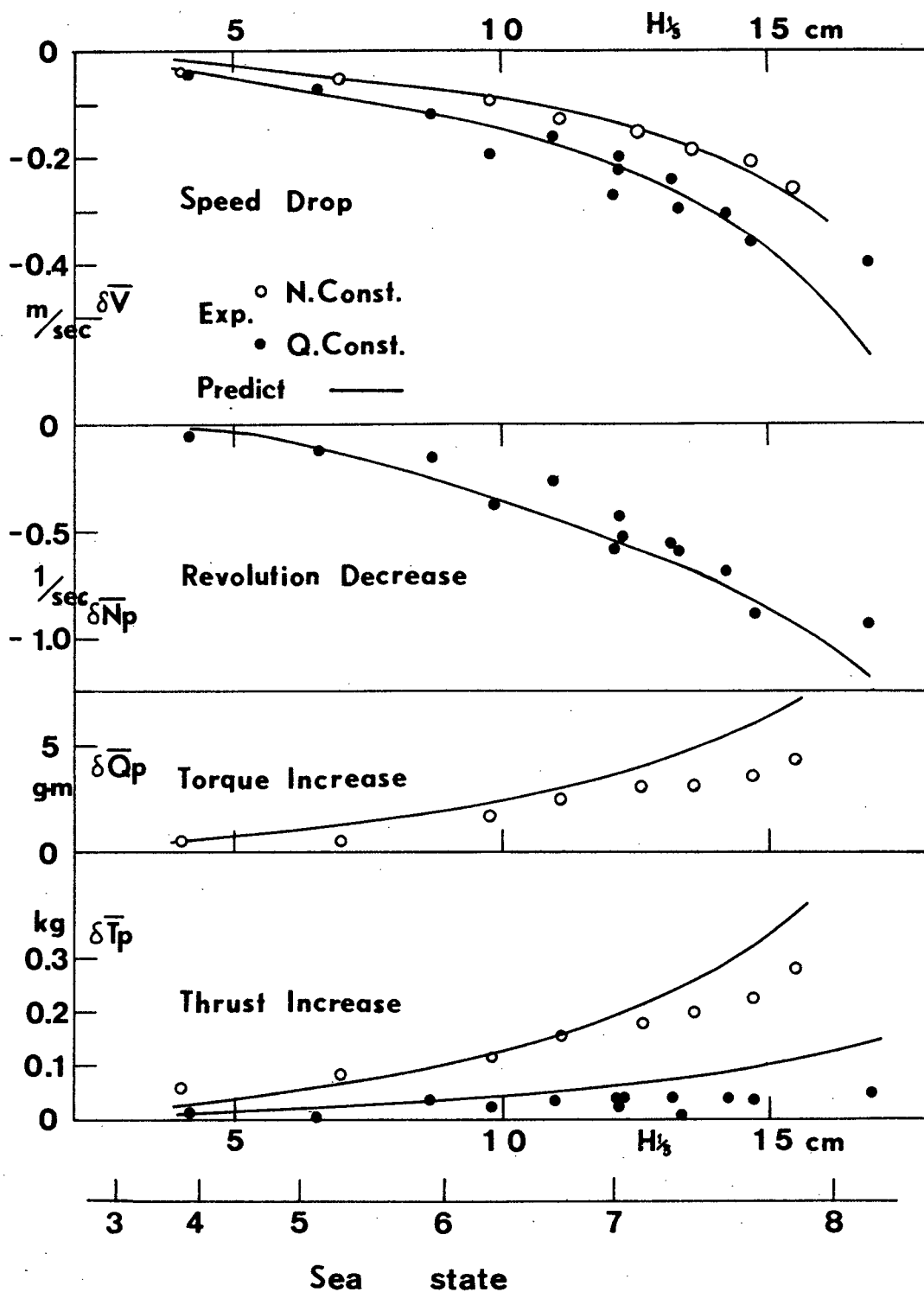


Fig. 6- 3 Comparison of speed drop and mean increases of propeller thrust, torque and revolutions in irregular head waves between experiments and calculations (normal condition)

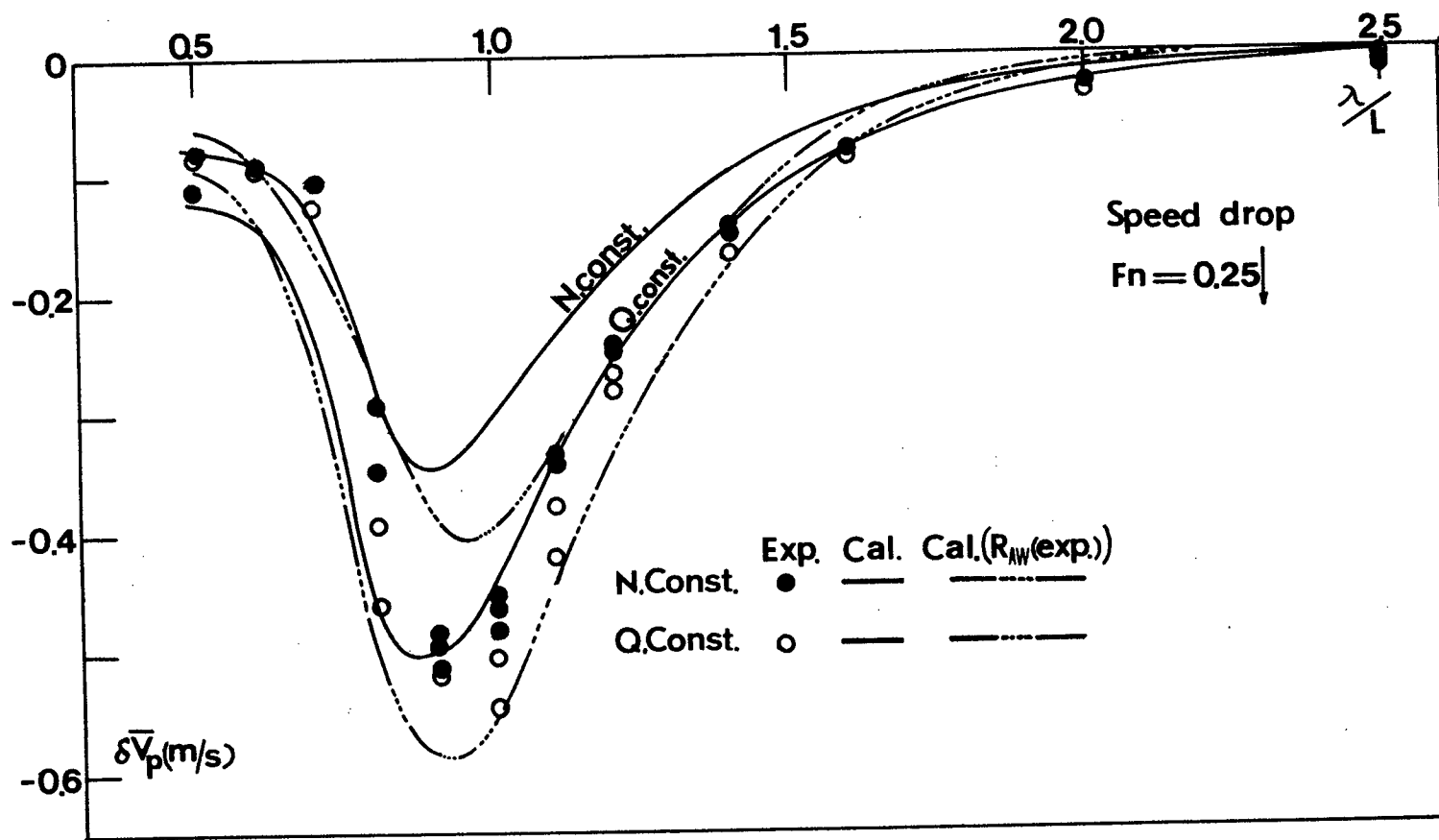


Fig. 6- 4 Comparison of speed drop in regular head waves between experiments and calculations (light condition)

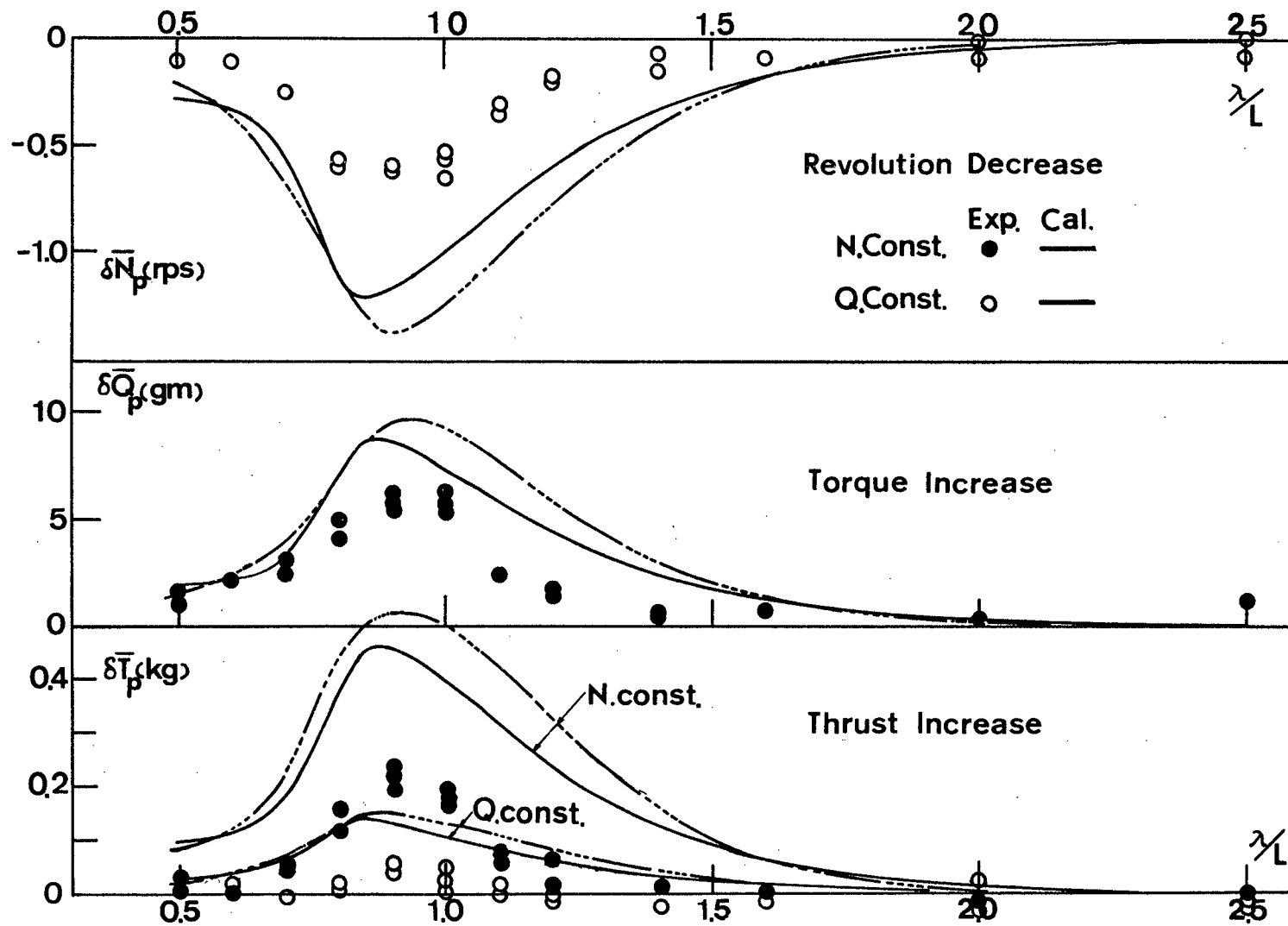


Fig. 6- 5 Comparison of mean increases of propeller thrust, torque and revolutions between experiments and calculations (light condition)

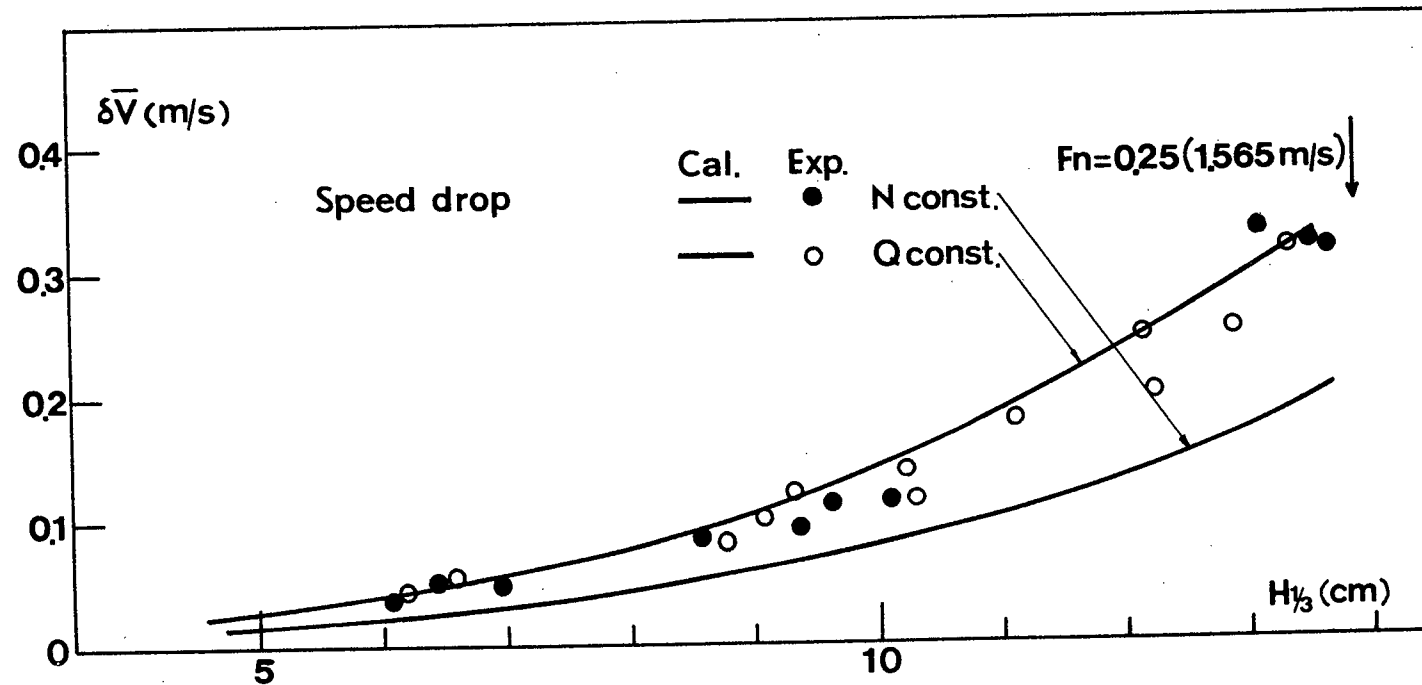


Fig. 6- 6 Comparison of speed drop in irregular head waves between experiments and calculations (light condition)

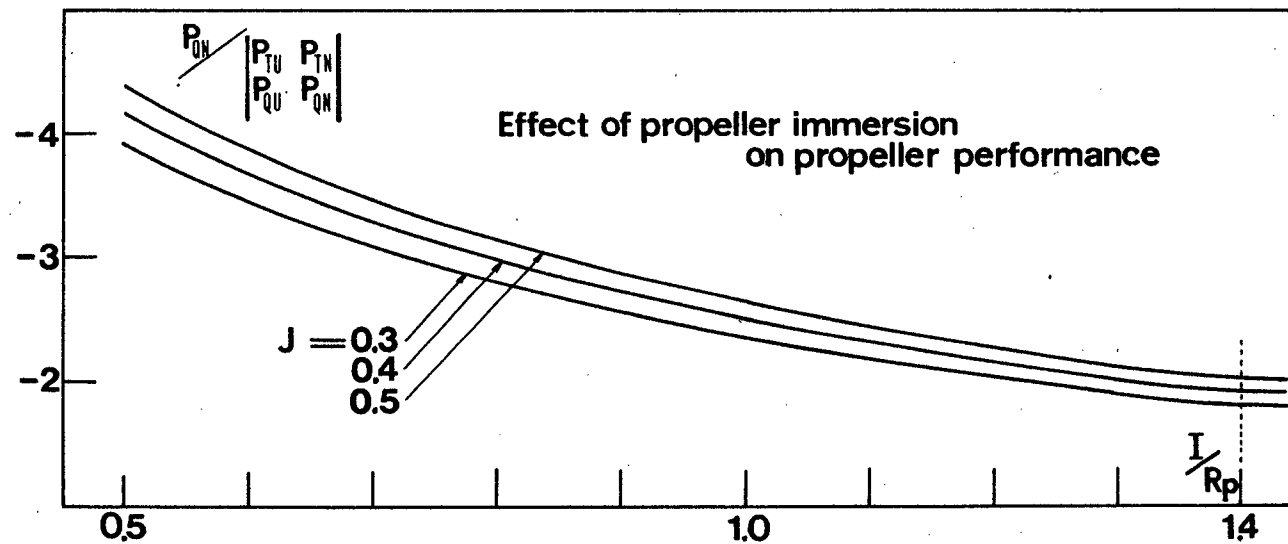


Fig. 6- 7 Effect of propeller immersion on propeller performance

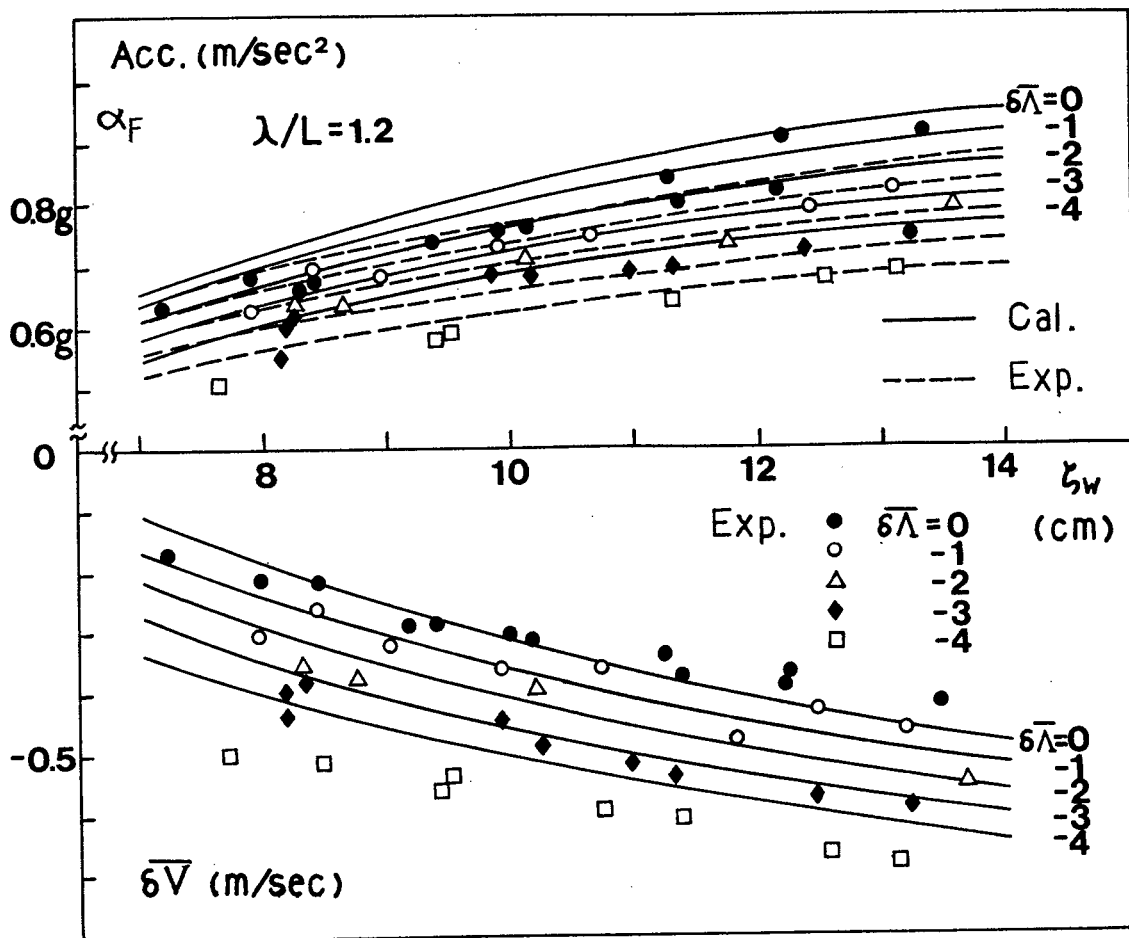


Fig. 6- 8 Comparison of measured and computed deliberate speed loss in regular head waves

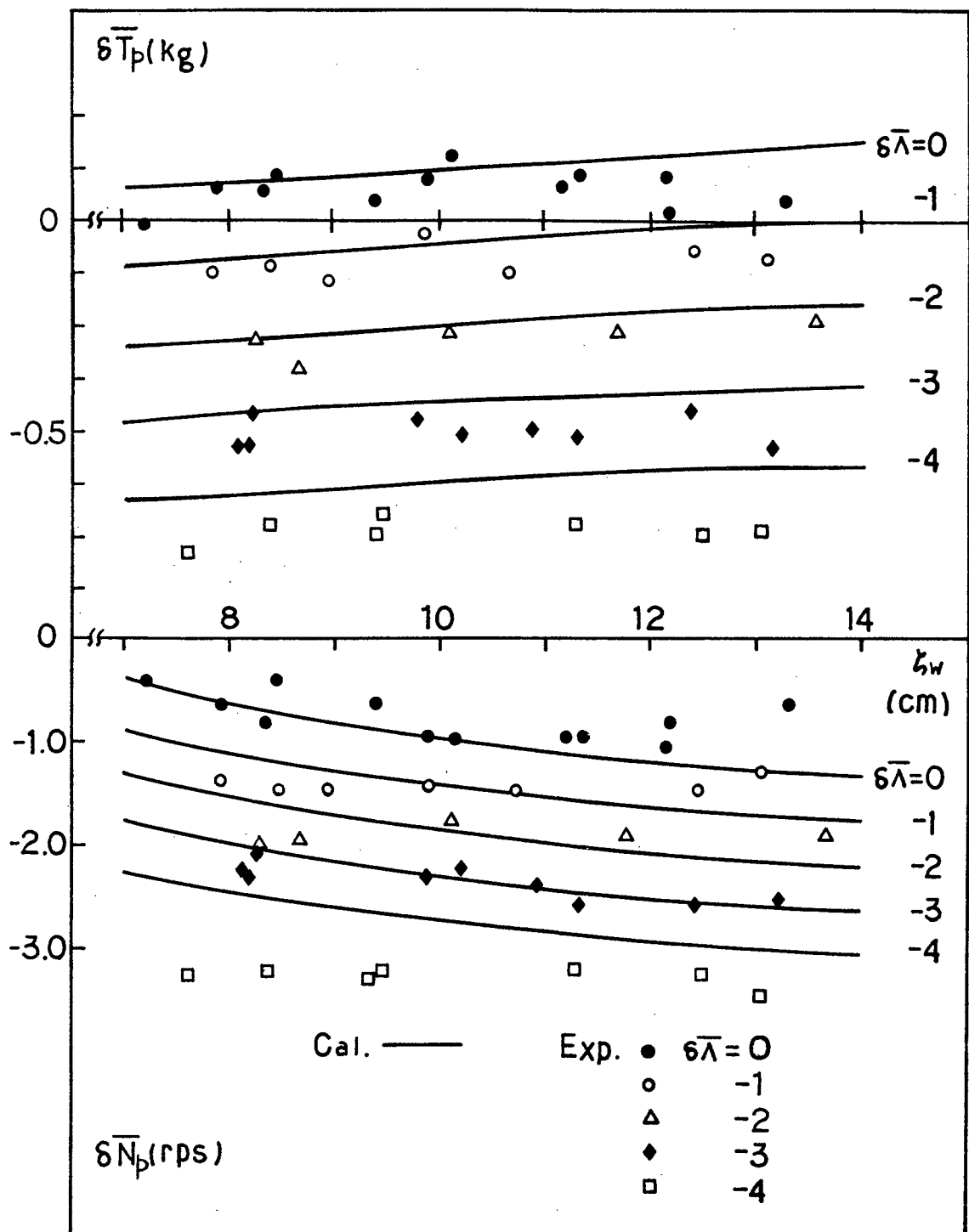


Fig. 6- 9 Comparison of measured and computed mean increases of propeller thrust and revolutions

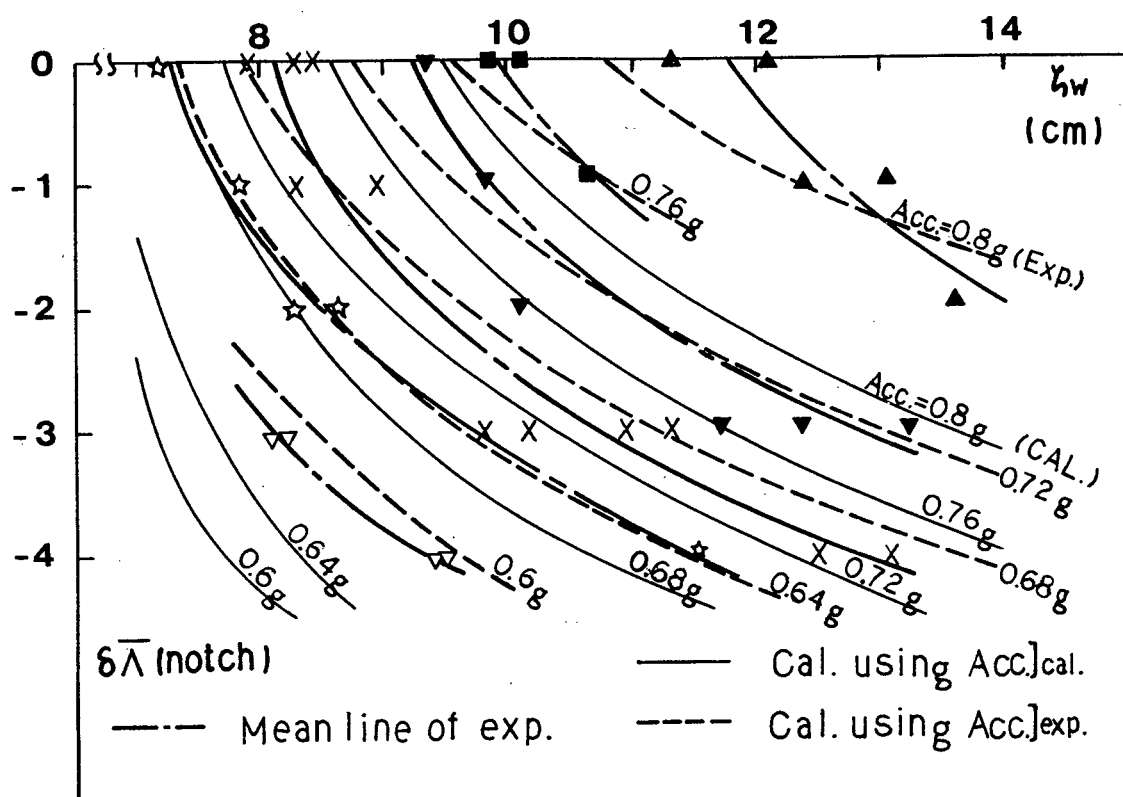


Fig. 6-10 Comparison of measured and computed critical acceleration in regular head waves

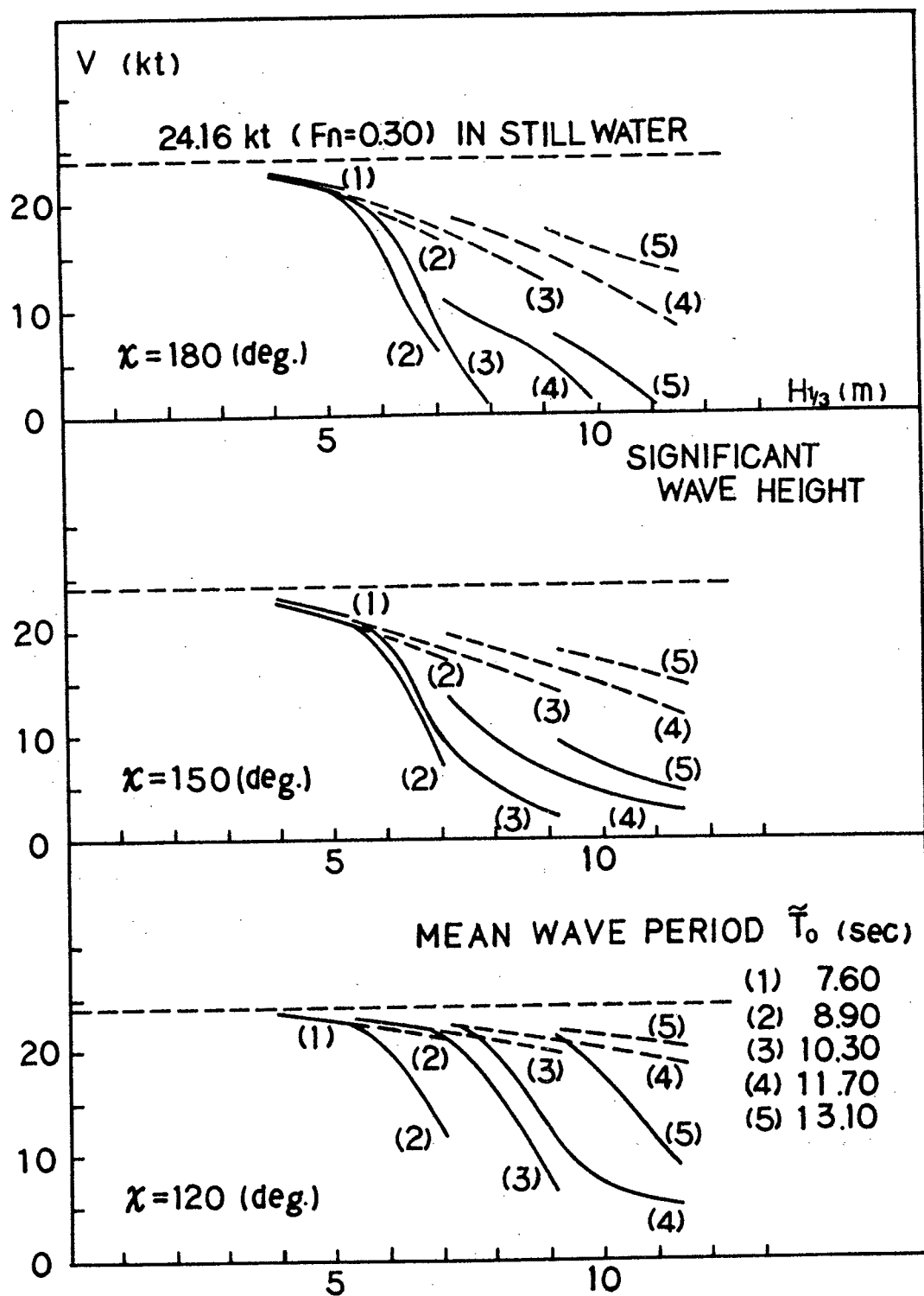


Fig. 7- 1 Calculation of speed drop in irregular oblique waves

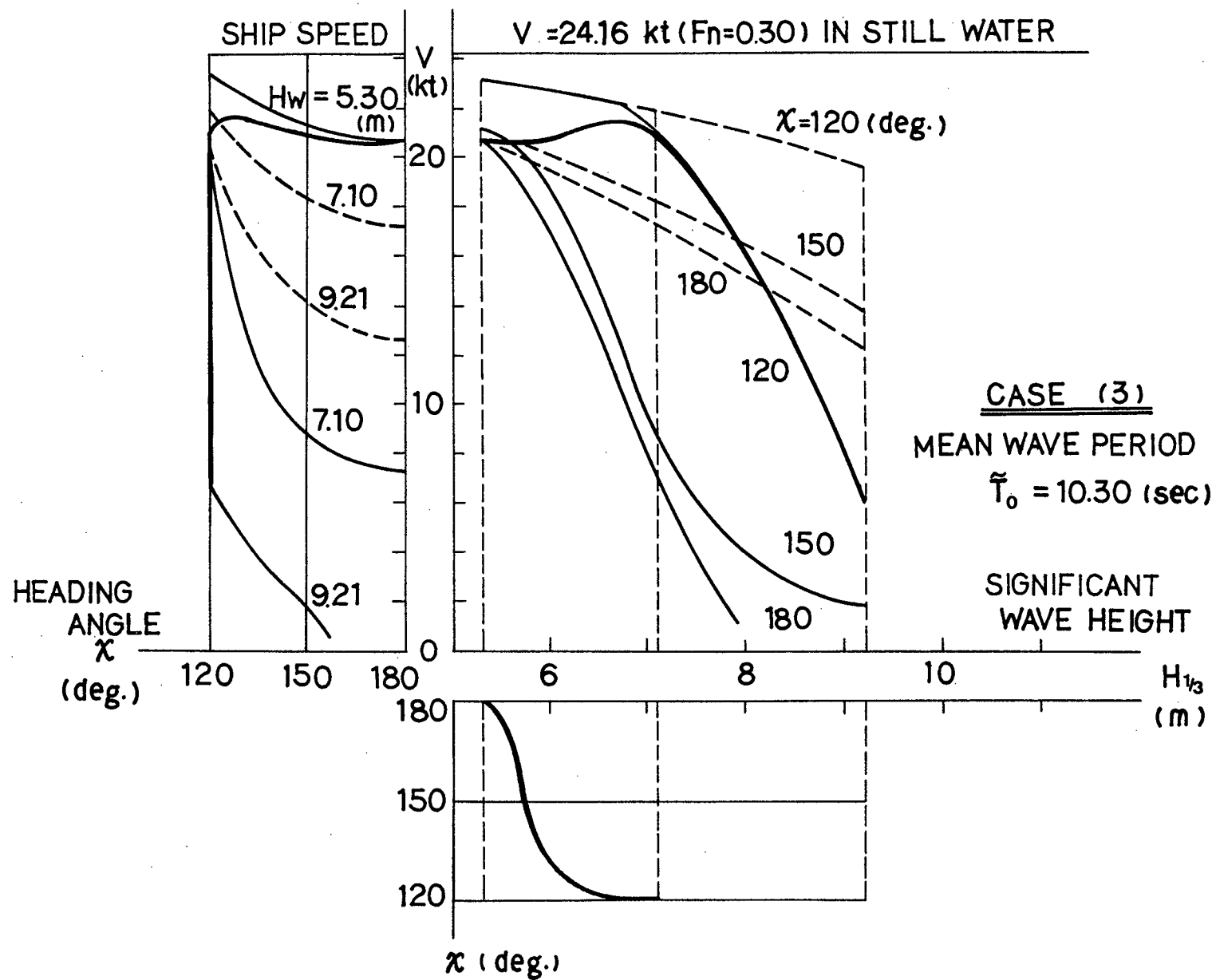


Fig. 7- 2 Calculation of optimum ship operation in waves

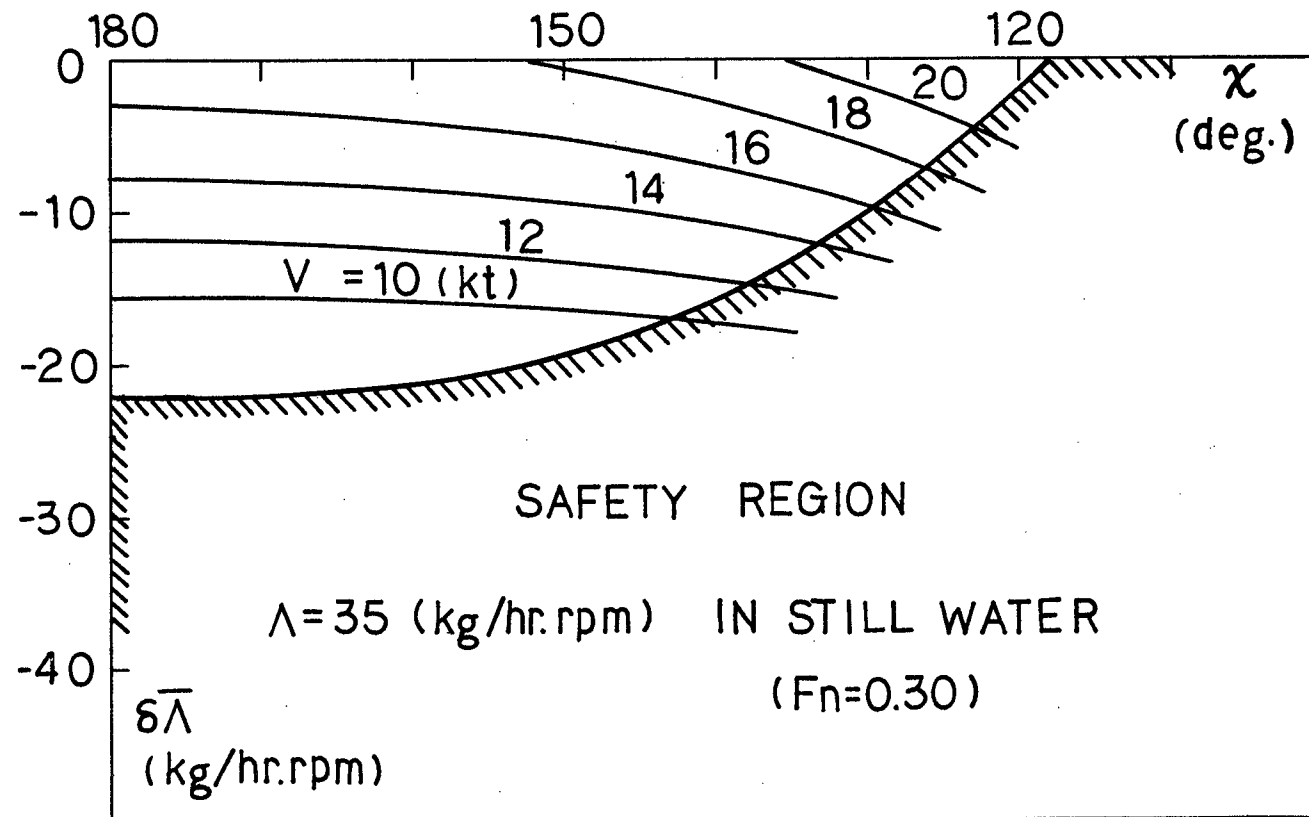


Fig. 7- 3 Relation between heading angle and fuel consumption at critical speed

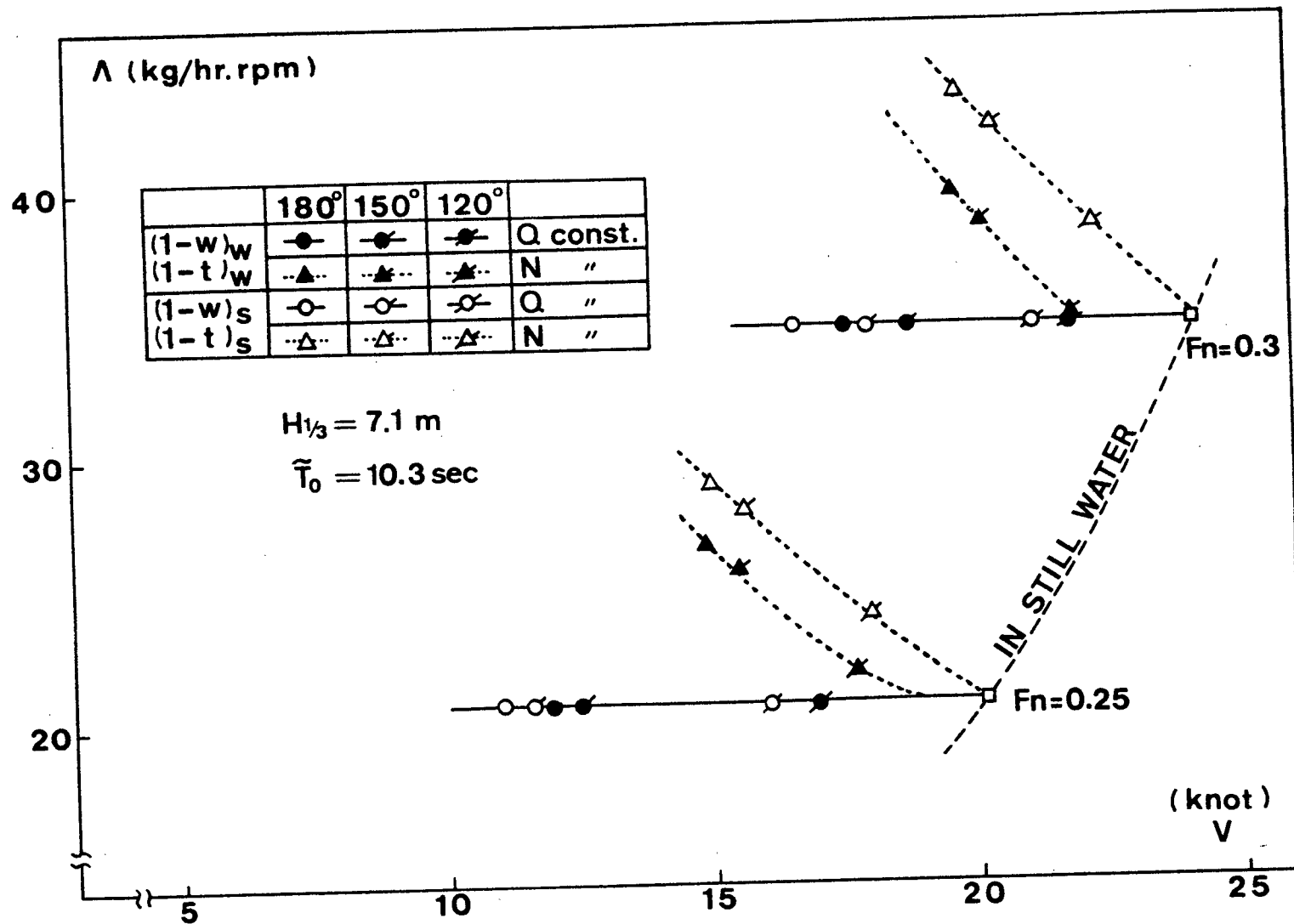


Fig. 7- 4 Relation between ship speed and fuel consumption

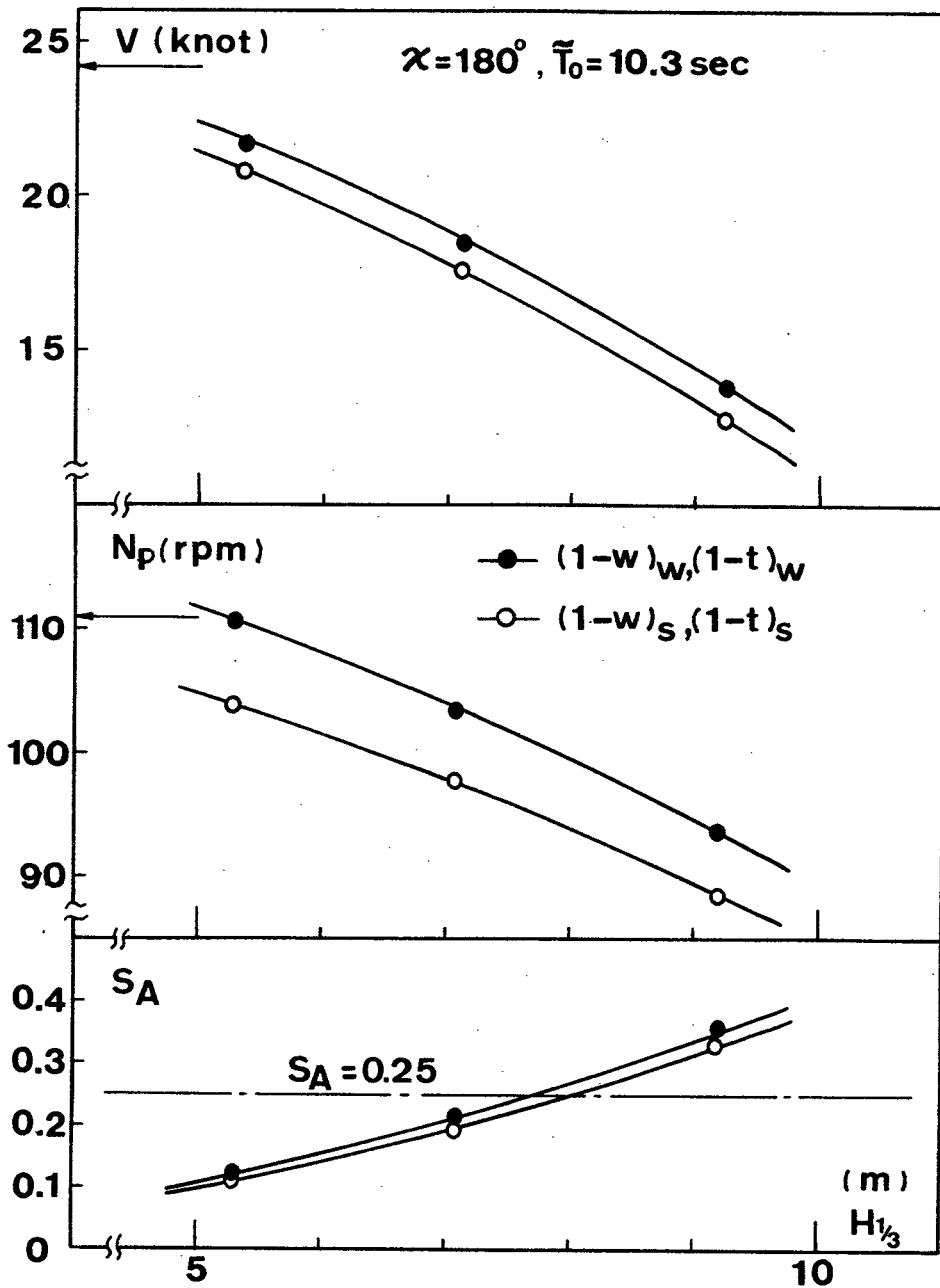


Fig. 7- 5 Effect of self-propulsion factors on ship speed, revolutions and apparent slip ratio in irregular head waves

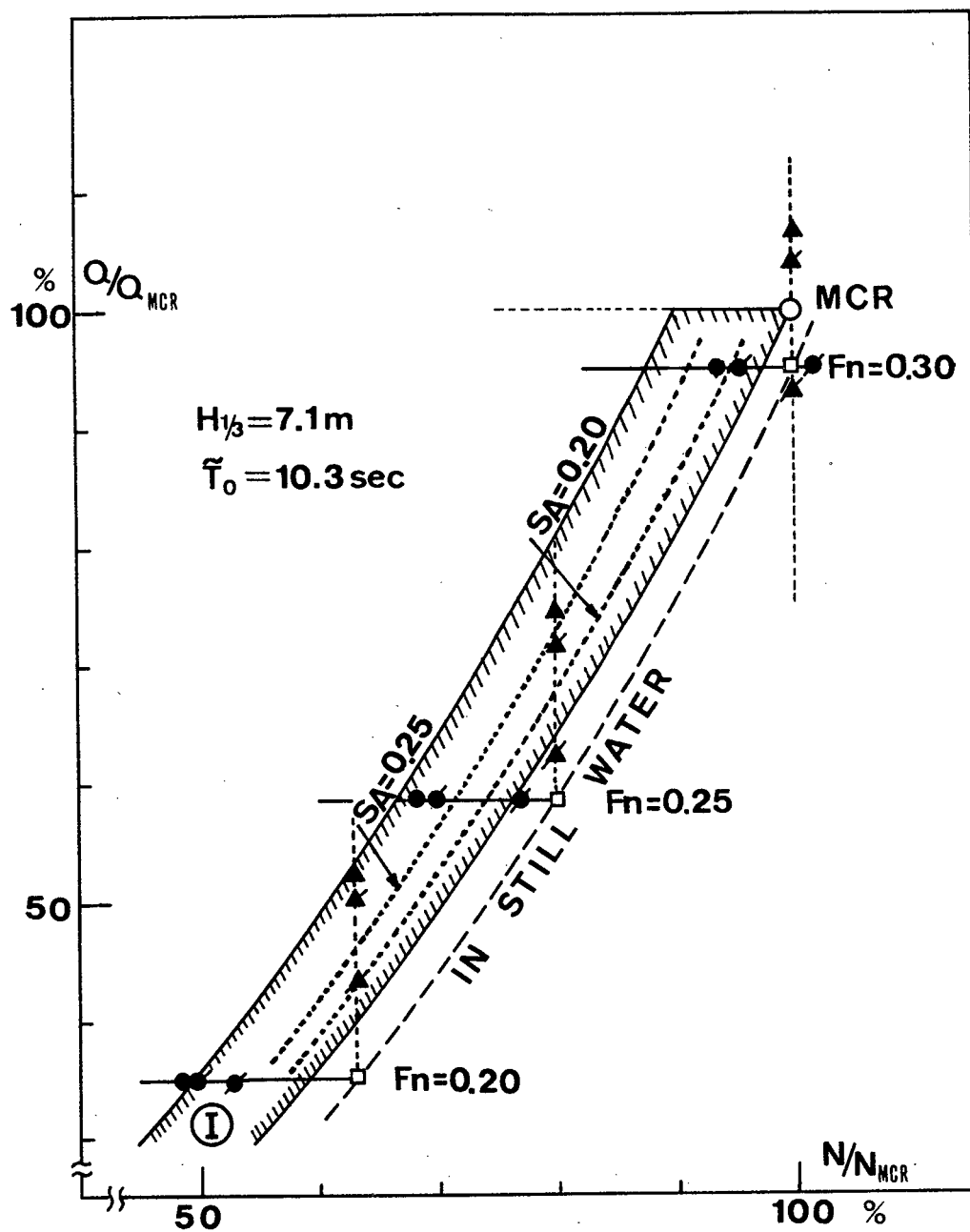


Fig. 7- 6 Operation point on engine characteristic plane concerning nominal speed loss

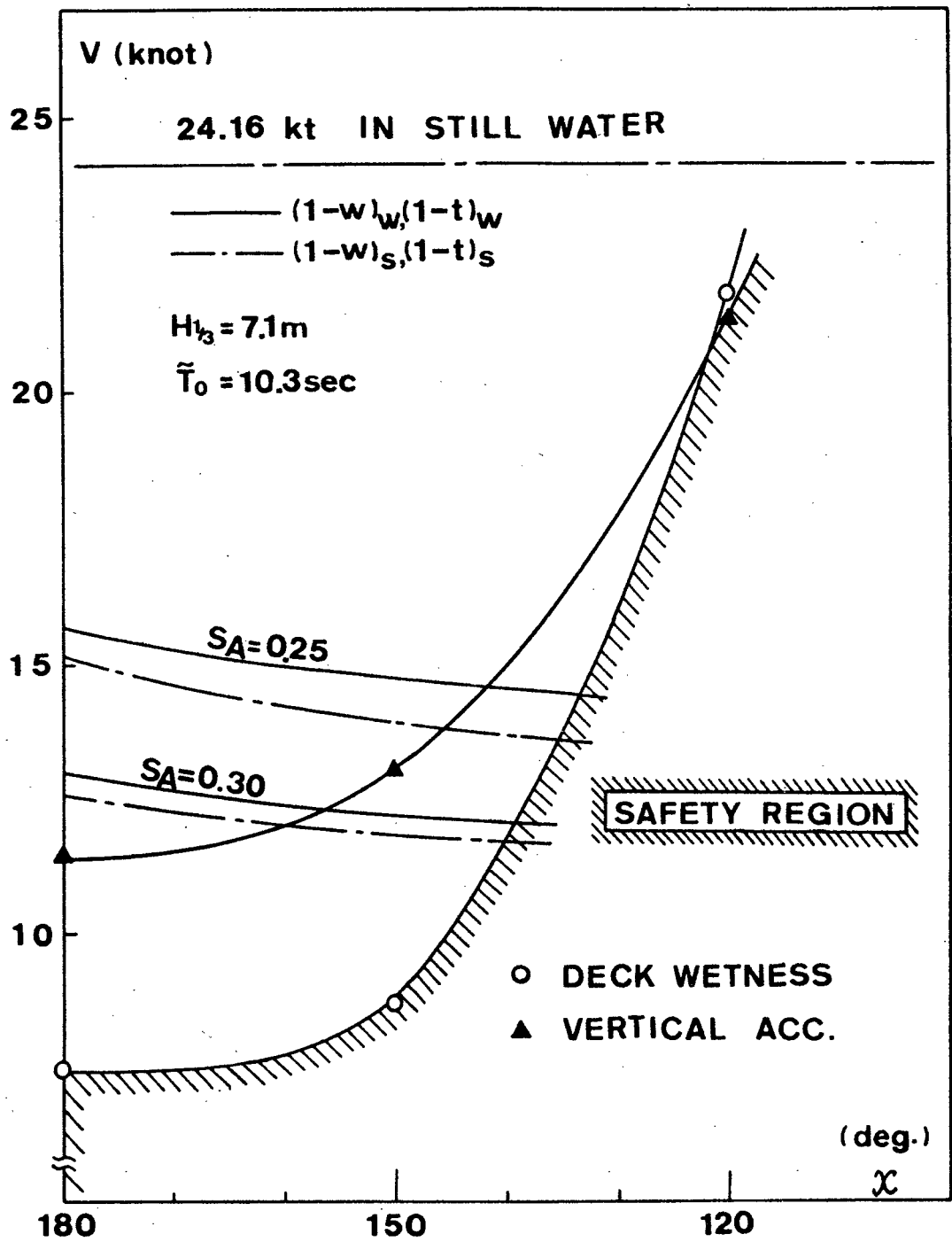


Fig. 7- 7 Critical ship speed in irregular oblique waves

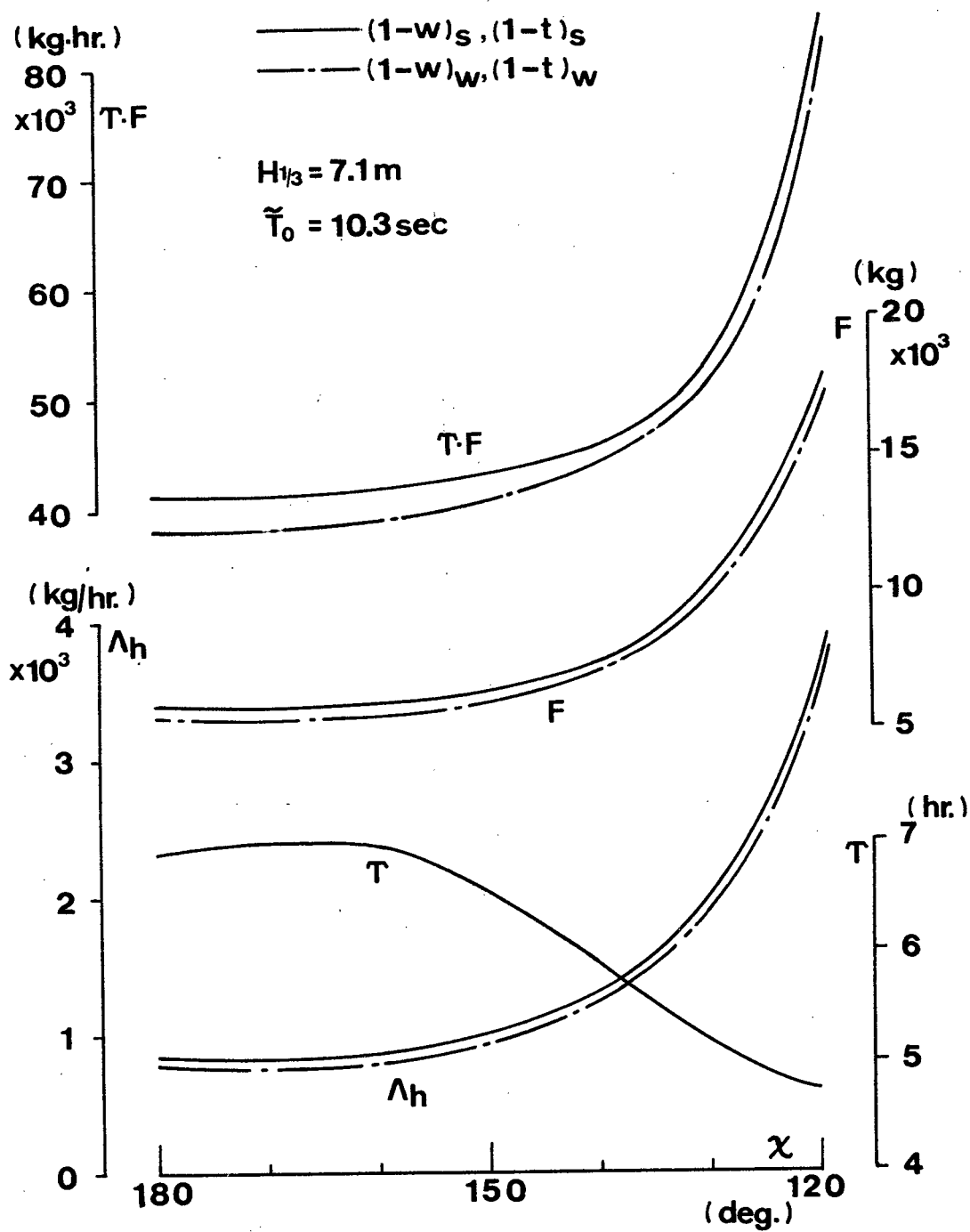


Fig. 7- 8 Factors of evaluation for optimum ship route

