

## 第161研究部会

### 船舶の波浪中性能推定の精度向上と

### その実証に関する研究

## 報 告 書

昭和54年3月

社 団 法 人

日 本 造 船 研 究 協 会

昨年度に引続き4カ年計画の最終年度として

- (1) 船体の横揺れ減衰力の推定精度向上に関する研究
  - (2) 波浪中における船速低下及び推進性能に関する研究
- の2テーマを柱に研究を行った。

本年度は、3年間実施してきた実験データの整理解析及び推定法の精度確認のための補足実験を行い、横揺れ減衰力の推定法のとりまとめ、並びに波浪中における抵抗増加、船速低下及び推進性能の推定法のとりまとめを行ったものである。

# は し が き

本報告書は日本船舶振興会の昭和53年度補助事業「造船技術開発に関する基礎的研究」の一部として日本造船研究協会第161研究部会においてとりまとめたものである。

## 第161研究部会委員名簿

(敬称略, 順不同)

部会長	中村彰一(大阪大学)		
委員	福田淳一(九州大学)	田才福造(九州大学)	
	高木幹雄(九州大学)	元良誠三(東京大学)	
	藤野正隆(東京大学)	竹沢誠二(横浜国立大学)	
	伊田力(東京大学)	田中紀男(大阪府立大学)	
	姫野洋司(大阪府立大学)	内藤林(大阪大学)	
	平山次清(横浜国立大学)	高石敬史(船舶技術研究所)	
	池田良穂(大阪府立大学)	相原和樹(三菱重工業)	
	渡辺巖(船舶技術研究所)	小林正典(三井造船)	
	藤井斉(三菱重工業)	岩井清(日立造船)	
	田崎亮(石川島播磨重工業)	山上順雄(川崎重工業)	
	高木又男(日立造船)	永松秀一(住友重機械工業)	
	富山毅(日本鋼管)	久田靖二(函館ドック)	
	山崎芳嗣(佐世保重工業)	池田洋(檜崎造船)	
	目下幹生(大阪造船所)	伊藤譲(日本造船技術センター)	
	松田耕(臼杵鉄工所)	松尾稔(大阪商船三井船舶)	
	目笠則明(日本海事協会)		

## 横揺減衰小委員会委員名簿

(敬称略, 順不同)

主査委員	中村彰一(大阪大学)		
	田才福造(九州大学)	高木幹雄(九州大学)	
	竹沢誠二(横浜国立大学)	池田良穂(大阪府立大学)	
	藤野正隆(東京大学)	高石敬史(船舶技術研究所)	
	高木又男(日立造船)	藤井斉(三菱重工業)	

# 目 次

1. 緒 言 .....	1
2. 船体の横揺れ減衰力の推定精度向上に関する研究 .....	3
2.1 ビルジキールの直圧力に関する検討 .....	3
2.1.1 供試船型 .....	3
2.1.2 計測方法と実験結果の解析 .....	3
2.1.3 船体に装着されたビルジキールに働く直圧力の推定 .....	4
2.1.4 ま と め .....	7
2.2 数式船型に働く横揺れ減衰力 .....	18
2.2.1 はし が き .....	18
2.2.2 模型船および実験方法 .....	18
2.2.3 実 験 結 果 .....	18
2.2.4 理論的考察 .....	19
2.2.5 実験と計算の比較 .....	21
2.2.6 ま と め .....	21
2.3 横揺れする平板の造波減衰力 .....	28
2.4 実用船型の横揺れ減衰力に関する模型実験 .....	30
2.4.1 実験の目的および対象船型 .....	30
2.4.2 実 験 範 囲 .....	30
2.4.3 実 験 結 果 .....	30
2.5 浅喫水船の横揺れ減衰力の計測 .....	33
2.5.1 強制動揺試験 .....	33
2.5.2 ま と め .....	33
2.6 大角度過渡強制及び不規則強制横揺れ実験 .....	43
2.6.1 シミュレーションによる検討 .....	43
2.6.2 実 験 結 果 .....	43
2.6.3 解 析 結 果 .....	44
2.7 非線形横揺れ減衰項を含む横揺れの統計的取扱い .....	63
2.7.1 非線形減衰項と最小偏差等価線形項による横揺れ運動の比較(一自由度方程式) .....	63
2.7.2 実験結果との比較 .....	64
2.7.3 長期予測の計算例 .....	64
2.7.4 考 察 .....	66
3. 波浪中における船速低下及び推進性能に関する研究 .....	77
3.1 波浪中における船舶の意識的減速, 変針について .....	77
3.1.1 意識的減速, 変針に関する推定計算法 .....	77
3.1.2 実船の計算結果について .....	78
3.1.3 模型実験による検討 .....	78
3.2 プロペラレーシングと主機特性について .....	79
3.2.1 模 型 実 験 .....	79
3.2.2 実験結果について .....	79
4. 結 言 .....	87

# 1. 緒 言

波浪中において船舶が受ける波浪圧力や波浪荷重を正確に推定し、これに耐える安全な船体を合理的に設計することや、荒れた海面において海水の打ち込み、プロペラレーシング、大きい動揺や加速度、波浪の衝撃など、船の運航にとって危険な状況避けながら最適の航法を行うなど、船舶の設計と運航の両面から船の安全と合理的な運航を図るため、波浪中における船体応答の諸性能を、船種、船型、運航状態、海象気象条件に対して精度よく推定する必要がある。

船体の動揺及び波浪中の抵抗増加や船速低下の推定は、各種の耐航性能の要素の決定に極めて重要な因子であり、また波浪外力の推定に対しても直接大きな影響を及ぼすが、船体動揺のうち横揺れ及び波浪中の抵抗増加や推進性能に関しては、粘性影響、三次元影響、非線形影響等が複雑であり、現在の段階では十分に解明されているとは言い難い。このためこれらの問題の究明は、船の抵抗推進、運動、構造強度、運航など各方面から強く要望されている。

従って、本研究では 1) 横揺れ減衰力の正確な推定法の確立及び非線形減衰力を考慮した横揺れ運動の統計的取扱いの検討、 2) 波浪中における抵抗増加及び船速低下の推定精度向上に関する研究を行うことを目的とした。

昭和53年度は、4カ年の本研究計画の最終年度として、過去3年間に実施してきた実験データの整理解析を行うと共に、研究成果の取りまとめ及び推定法の精度確認のために必要な補足実験等として、次のような研究を実施した。

## (1) 船体の横揺れ減衰力の推定精度向上に関する研究

東大では、ビルジキールの横揺れ減衰効果を検討するため、巡視船型及び肥大船型の2種の実用船型に装着された小アスペクト比平板に加わる流体力を計測し、ビルジキールに働く直圧力を、単独振動平板での直圧力計測結果から推定することを試みた。

船研では、裸殻船体の横揺れ減衰力に対する船型及び船速の影響を調べるため、昨年度までの実験に用いた数式船型のL/Bシリーズ模型3隻に、L/B=5の幅広船を加えた4隻の模型船について強制横揺れ実験を行い、実用船型の横揺れ減衰力の実験値と比較し、さらに横揺れに対する薄い船の理論に船幅の影響を加えた理論を考え、実験値の傾向を考察した。

三菱重工業長崎研究所では、実用船型に対する横揺れ減衰力の実験データを補完するため、コンテナ船及びタンカーの2船型の軽荷状態について強制横揺れ試験を実施した。

大阪府立大では、コンテナ船及びSeries 60,  $C_B = 0.80$  船型の軽荷状態について強制横揺れ試験を実施し、満載状態における横揺れ減衰力との相違を検討すると共に、成分組立て推定法による推定値との比較を行った。

横浜国立大では、昨年度に引き続き、コンテナ船型の満載状態について、大角度の過渡強制横揺れ試験並びに不規則強制横揺れ試験を実施し、得られた等価線形減衰係数を規則強制横揺れ試験による実験結果と比較検討した。また、この等価線形減衰係数を用いた不規則波中における横揺れ運動の予測法について検討を加え、水槽試験結果と比較した。

日立造船技術研究所では、非線形減衰項を用いた場合と、最小偏差法による等価線形減衰項を用いた場合との横揺れ運動の予測の比較を、単純化した1自由度の横揺れ運動方程式について時系列法で行うと共に、実験例について比較計算を行った。また厳しい海象条件の発現率とその海象条件下での短期予測との組み合わせから長期予測を行う方法を用いて、長期予測の計算を行い、非線形減衰項の取扱いについて検討を加えた。

## (2) 波浪中における船速低下及び推進性能に関する研究

阪大では、厳しい海象下での意識的減速及び変針に関する推定計算法について考察を加え、長さ175mの高速コンテナ船を対象に、危険回避のための種々の現象の限界値及び限界確率を仮定し、海象条件と減速、変針の関係を計算で求めた。またこの推定計算法の実用性を調べるため、コンテナ船模型を用い、長水槽で波高変化に対する船

速低下，船首加速度，プロペラ回転数などの関係を実験で求め，推定値との比較検討を行った。

また，静水中でコンテナ船模型を軽荷状態で強制縦揺させながら前進させ，プロペラレーシング状態の負荷変動とプロペラの没水深度との関係を調べると共に，プロペラレーシングと主機特性との関係を調査検討した。

## 2. 船体の横揺れ減衰力の推定精度向上に関する研究

### 2.1. ビルジキールの直圧力に関する検討

ビルジキールの横揺れ減衰効果を検討するため、昨年度までに小アスペクト比単独振動平板および紡錘体に取り付けられた同平板に加わる流体力を実験的に調べてきた。本年度はさらに、実用船型に装着された小アスペクト比平板に加わる流体力を調査し、ビルジキールに働く直圧力（ただし、横揺れを減衰させる成分のみを取扱う）を推定する方法を検討した。

#### 2.1.1 供試船型

実験に用いた船型は巡視船型、肥大船型の2隻で、それらの主要目をTable 2.1.1に、正面線図をFig 2.1.1, 2.1.2に示した。両船型のうち、巡視船型はやせていて、かつ大きなビルジサークルを有するのに対し、肥大船型では通常程度のビルジサークルをもつ点が両船型間の大きな相違点である。

ビルジキールに働く流体力を計測するための一体ビルジキールは両船型とも長さ1,000 mm, 幅20 mmとした。両船でのビルジキール取付け位置は次のとおりである。

巡視船型 : S.S.  $2\frac{1}{2} \sim 6\frac{1}{2}$

肥大船型 : S.S.  $3\frac{1}{3} \sim 6\frac{2}{3}$

この結果、ビルジキール平面形状は、肥大船型では後端でごくわずかに湾曲するがほとんど矩形であるのに対し、巡視船型ではビルジキール・スパン中心線は全長にわたって湾曲し、前後端でのスパン中心点を結ぶ直線から最大湾曲点のスパン中心までの距離は25 mmとなるものであった。

さらに、ビルジキールに働く直圧力のコード方向分布を調べるために全長1,000 mmのビルジキールを一端から、100, 200, 100, 200, 100, 200, 100 mmの7区画に分割し、長さ100 mmの4区画について直圧力を計測する実験を巡視船型のみについて行なった。

#### 2.1.2 計測方法と実験結果の解析

一体ビルジキール、分割ビルジキール（ただし計測区画についてのみ）とも、船体表面との隙間を極力小さくし、歪ゲージ使用の検力計を介して船体に取りつけられた。船体は前後2カ所で、横揺れのみを許すガイドにより曳航台車に取り付けられ、強制動揺装置にて横揺れせられた。横揺れ軸は船体中心線と水面の交じわる線（いわゆるO点）まわりである。

実験は、前進速度U, 横揺れ周期T, ビルジキール根元（すなわち船体表面上）での横揺れ振幅aをTable 2.1.2に示すごとくに変えて実施した。

ビルジキールに働く直圧力Fは昨年度までと同様、次のように表わせると仮定する。

$$F = C_m \rho \nabla \ddot{Z} + \frac{1}{2} \rho b \ell \left\{ C_1 U \dot{Z} + C_2 \dot{Z} | \dot{Z} | \right\} \quad (2.1.1)$$

ただし、 $C_1, C_2, C_m$  = 係数,  $\rho$  = 流体密度,  $b$  = ビルジキール幅,  $\ell$  = ビルジキール長さ,  $Z$  = ビルジキール横変位,  $\nabla = \pi b^2 \ell / 2$  でビルジキール横変位Zは船体表面における変位量で代表させる。

$$Z = a \sin \omega t, \quad \omega = 2\pi / T \quad (2.1.2)$$

(2.1.1)式に等価線形の近似を用いれば

$$F = -C_m \rho \nabla a \omega^2 \sin \omega t + \frac{4}{3\pi} C_{dt} \rho b \ell a^2 \omega^2 \cos \omega t \quad (2.1.3)$$

$$\text{ただし} \quad C_{dt} = \frac{3\pi}{8} C_1 \frac{U}{a\omega} + C_2$$

となる。未知係数  $C_m$ ,  $C_{dt}$  の決定には計測された流体力のフーリエ解析を利用すること、その結果得られた  $C_{dt}$  の値を Period Parameter に相当する  $a/b_1$  と前進速度の横揺れ速度に対する比  $1/K (=2U/\omega l)$  で整理することも昨年度までと同様である。

ただし、Period Parameter を  $a/b$  とせず、次式で定義した  $b_1$  を板の幅  $b$  の代りに用いている。

$$b_1 = b \left( 1 + \frac{r}{r+b} \right) \quad (4)$$

この  $b_1$  は、ビルジ部の曲率半径  $r$  を半径とする円に関するビルジキールの鏡像を含んだビルジキールに等価な単独平板の幅である。参考のため両船型につき、 $b_1$  を Table 2.1.3 に示した。ただし巡視船型では、ビルジキール装着個所でのビルジ半径は場所によって異なるので、平均値を示す。

#### (1) 一体ビルジキール直圧力

前進速度のない場合の  $C_{dt} \sim a/b_1$  の関係を Fig 2.1.3 ~ Fig 2.1.4 に示す。このうち Fig 2.1.3 は昨年度に実施された紡錘体の実験結果を整理しなおしたもので、Fig 2.1.4 が本年度実施した前述の2船型についての結果である。

Fig 2.1.3 に示した紡錘体の実験では、図中のアスペクト比  $A=0.02$ ,  $0.04$  のほかに、 $A=0.03$  の場合も実施されているが、 $A=0.02$ ,  $0.04$  とほとんど変わらない結果を与えているので、図には省略している。また両図中の実線は一昨年単独振動平板実験の結果の平均値を示したものである。勿論この場合の  $a/b_1$  の値は  $a/b$  そのものである。

両図によれば、いずれの船型においても、 $C_{dt}$  は単独振動平板の  $C_{dt}$  の値をうわまわり、かつ船型によってかなりの相違があることがわかる。これについては後に詳しく検討する。

前進速度を有する場合の  $C_{dt} \sim 1/K$  の関係を紡錘体での実験結果をも合せて、Fig 2.1.5 ~ 2.1.7 に示す。いずれの船型の場合も、今回の実験における振動周期の範囲では、周期による差異は明確でない。このことは一昨年度の単独平板での実験においても確認せられている。また  $C_{dt}$  の  $1/K$  に対する定性的傾向も単独平板の場合と同様の傾向を示し、 $1/K$  の増加とともに一旦は減少するが、さらに  $1/K$  が大きくなるとともに  $C_{dt}$  も増加する。実用的観点からみると、紡錘体のビルジキールに働く減衰力は  $1/K$  によらずほぼ一定といえるが、実用船型では  $1/K$  による相違は無視できない程度である。

#### (2) 分割ビルジキールによる直圧力分布の計測

前進速度を有する場合の直圧力コード方向分布を調べるために実施された分割ビルジキールによる計測結果のうち、減衰力のコード方向分布の計測例の一部を Fig 2.1.8, Fig 2.1.9 に示す(但し Fig 2.1.8 は昨年度実施分である)。Fig 2.1.8 に示された紡錘体の場合では前縁における減衰力が後縁に向って急速に減少したのち、ふたたび増加するのに対し、Fig 2.1.9 の巡視船型の場合には前縁から後縁に向ってゆるやかに減少する。上述の Fig 2.1.8 の傾向は一昨年度の単独振動平板における減衰力分布(参考のため Fig 2.1.10 として再録)での傾向とはほぼ同一である。このような減衰力分布型の相違は主としてビルジキール平面形状の差異によるものと推測される。紡錘体ビルジキールは単独振動平板の場合と同様、平面形状は完全な矩形であるのに対し、巡視船のビルジキールは弓形に湾曲した平面形状を有する。矩形翼では揚力が前縁附近に集中するのに対し、弓形状のビルジキールでは前半部の翼端が、いわゆる前縁としての効果をもつため揚力がコード方向に急速に減少しないことによると思われる。

### 2.1.3 船体に装着されたビルジキールに働く直圧力の推定

本節では本年度に終了した研究結果にもとづき、実用船型に装着されたビルジキールに働く直圧力を、単独振動平板での直圧力計測結果から推定することを試みる。

水中深く没水せられた振動平板と、実用船型に取付けられたビルジキールに働く直圧力の間には



- a) 船体表面によるビルジキールの鏡像効果
- b) ビルジ部をまわる流速増加の効果
- c) 自由表面の存在によるビルジキールの造波効果
- d) 船体表面上に形成される境界層の影響

等により、差異があると思われるので、これら a)～d) を適当に斟酌すれば、没水振動平板の結果からビルジキールに働く直圧力をうまく推定できるのではないかと期待される。a)～d) のうち、c) については、極端な大動揺でなければ動揺するビルジキールの起す波は小さい<sup>1)</sup>、d) についてもその影響はかなり小さいことがわかっている<sup>2)</sup>、c) と d) については一応、考慮から除外することができる。

a) については、ビルジキール装着個所でのビルジ半径を、半径とする円に関するビルジキールの鏡像をビルジキールに付加した平板が無限流体中にあると考えることによって、その効果を考慮することができると思われる。このような考え方にもとづいたのが、Period Parameter として、 $a/b_1$  を  $a/b$  に代えて用いるという先の方法である。

また b) については、横揺れ運動によるビルジキールに対する相対流速の増加のほかに、前進運動によるビルジキール装着個所での長手方向相対速度の増加も考えられるが、無限流体中を運動する、水線下形状の Double Body まわりの流速を Hess, Smith の方法で解析した結果では、後者の意味での流速増加は実用上無視できる程度であることがわかった。よって流速増加としては、もっぱら横揺れ運動のみによるビルジ部での相対流速の増加を考えればよいといえる。さて、ビルジキール装着個所は船体中央部であるので、横揺れによる流体運動は船体横断面内で起ると仮定しても大過ないと思われる。そこで、流速増加の解析は、横揺れ面内 2 次元流れ場解析によることとし、有限要素法を用いた。本方法による解析の妥当性を調べるため Series 60,  $C_b = 0.6$  船型の中央横断面の 2 次元柱体について、ビルジ部での相対流速を計算によって求めた結果を Fig 2.1.11 に示した。図中○印は、池田ら<sup>1)</sup>によって行なわれた空気中での計測結果で、×印の計算値は境界層内を除いて良い一致を示している。なお有限要素法による計算に際して用いた流体領域は、船体幅方向に船幅の約 10 倍、深さ方向には喫水の約 8 倍をとったものである。

このように有限要素法による計算の有効であることがわかったので、さらに巡視船型、肥大船型、SR108 コンテナ船型についてビルジ部での相対流速を計算し、結果を Fig 2.1.12～2.1.14 に示した。図の縦軸は、ビルジキール根元での横揺れによる模型船でのスケールの船体表面からの距離を表わしている。Fig 2.1.12 と Fig 2.1.13 とから明らかなように、ビルジサークルの大きさによって著しく相対流速に相違があることがわかる。また、増速率  $\mu$  は船体表面からの距離——すなわち、ビルジキールの幅方向——によってもかなり変化するとともに、巡視船の場合では、横断面形状の相違によっても増速率  $\mu$  は異なるので、ビルジキールの幅方向とともに必要ならばビルジキールの長さ方向とも平均値をとり、これを増速率の代表値とした。その結果、肥大船型では  $\mu = 1.83$ 、巡視船型では  $\mu = 1.13$  の値を得た。

#### (1) 前進速度のない場合

前進速度をもたない振動平板の直圧力は Keulgan, Carpenter らをはじめとする多数の研究者によって主として実験的に研究されており、本研究委員会でもそれらをもとに平板の減衰力の推定式が導かれている。ここでは、それらの単独振動平板の結果をもとに、実用船型に取付けられたビルジキールの等価減衰力係数  $C_{dt}$  の推定を行なう。

本来 Period Parameter は振動中の最大速度  $U_{max}$  を用いて  $U_{max} \cdot T/D$  ( $D$  は物体の大きさを表わす量) と定義されたもので、振動  $a$  角周波数  $\omega$  で振動する平板では  $U_{max} \cdot T/D = a \omega \cdot (2\pi/\omega)/b = 2\pi a/b$  となることから、Period Parameter に相当するものとして  $a/b$  を用いてきた。したがって、流速が  $\mu$  倍に増速された場合には運動振幅は  $a$  であっても、Period Parameter としては  $\mu a/b$  と考える必要

がある。したがって、船体の存在による増速流に置かれたビルジキールの Period Parameter は  $a/b_1$  ではなく  $\mu a/b_1$  と考える。ゆえに、ビルジキールに働く等価線形減衰力の振幅  $D$  は、 $C_{dt}(\mu a/b_1)$  を Period Parameter  $\mu a/b_1$  における単独振動平板の等価線形減衰力係数とすれば

$$D = \frac{4}{3\pi} \rho b \ell (\mu a \omega)^2 C_{dt} \left( \frac{\mu a}{b_1} \right) \quad (2.1.5)$$

と書ける。一方、Fig 2.1.3～Fig 2.1.4 に示した減衰力係数の実験値は、速度として  $a\omega$  を用いたものであるので、(2.1.5) 式の減衰力に対応する減衰力係数  $C_{dt}$  は

$$C_{dt} = \frac{3\pi D}{4\rho b \ell (a\omega)^2} = \mu^2 C_{dt} \left( \frac{\mu a}{b_1} \right) \quad (2.1.6)$$

となる。 $C_{dt}(\mu a/b_1)$  の実験公式として池田ら<sup>2)</sup> によって与えられたものを用いれば、(2.1.6) 式は

$$C_{dt} = \left( 3.58 \frac{b_1}{\mu a} + 2.4 \right) \mu^2 \quad ; \quad 0.6 < \frac{a}{b_1} < 3.18 \quad (2.1.7)$$

となる。以上の考え方により紡錘体、巡視船型、肥大船型に固着されたビルジキールの減衰力係数を推定した結果が Fig 2.1.3～2.1.4 に示された破線、一点鎖線で、これらを実験結果と比較すると本推定法がかなり良く実験結果を推定していることがわかる。

そこで、高木<sup>3)</sup> によって行なわれた実験結果についても本方法を適用した結果を、実験値とともに Fig 2.1.15 に示した。本方法によれば供試船型に対する増速率  $\mu$  は約 1.5 程度で、単独平板の減衰力係数よりもかなり大きい減衰力係数を与えることになるのに対し実験結果はほぼ単独振動平板の値と等しく、本方法による推定値は実験結果を説明することはできない。本方法での推定の妥当性については今後とも他の船型について調査する必要がある。

また、Fig 2.1.4 で推定値を示す一点鎖線および破線のすぐ下に点線で示したのは、前述の推定法では無視していた  $d$  の影響を、ストークスの近似によって考慮したもので、いずれの場合も推定値はやゝ下がるが、 $d$  の影響を無視しても実用的には差しつかえないほどであることがわかる。

## (2) 前進速度のある場合

前進速度がある場合の単独振動平板の全減衰力を、湯浅<sup>4)</sup> らは (2.1.1) 式中の  $C_1$ 、 $C_2$  がそれぞれ、揚力傾斜  $dC_L/d\alpha$  ( $C_L$  : 揚力係数、 $\alpha$  : 迎角) および  $U=0$  での抗力係数で置換えうると仮定して、(2.1.1) 式で計算した。この方法では、 $C_{dt}$  が  $1/K$  の増加につれて一旦減少するという傾向は説明できなかったが、流れのモデルに修正を加えることによって、実験結果をある程度説明できることを示した。

一方、Reissner, Stanton<sup>5)</sup> は非定常運動時の有限アスペクト比翼の揚力特性に及ぼす運動周波数の影響を、アスペクト比 1.5 から 6 までの楕円翼について調べた結果、アスペクト比が減少するにしたがい揚力特性に及ぼす運動周波数の影響は著しく小さくなることを示した。この Reissner らの結果が、本研究で対象としている極小アスペクト比平板にも成り立つと仮定して、ビルジキールをスパン  $b_1$ 、コード長  $\ell$  の矩形翼に置換えたとき、一定迎角の下での垂直力を計算してみた。揚力の解析には、翼端からの自由渦の流出角を考慮に入れた Bollay の非線形翼理論<sup>6)</sup> を用いた。すなわち、コード方向渦度分布  $\gamma(\xi)$  を決める積分方程式は、翼への流入速度を  $V$ 、迎角を  $\alpha$ 、自由渦の流出角を  $\theta$  とすれば次式となる。

$$V \sin \alpha = \frac{b_1}{4\pi} \int_0^\ell \frac{\gamma(\xi)}{x-\xi} K(x, \xi) d\xi \quad (2.1.8)$$

$$\text{ただし } K(x, \xi) = \frac{(x-\xi) \cos \theta + \sqrt{(x-\xi)^2 + (b_1/2)^2}}{(x-\xi)^2 \sin^2 \theta + (b_1/2)^2}$$

また、この積分方程式の解法は管井の方法<sup>7)</sup>にならった。さらに、自由渦の流出角 $\theta$ としてはBollayの第一次近似である。 $\theta = \alpha/2$ を用い、迎角 $\alpha$ および流入速度 $V$ は次式のように定めた。

$$\alpha = \tan^{-1} \left( \frac{\mu a \omega}{U} \right), \quad V = \sqrt{U^2 + (\mu a \omega)^2} \quad (2.1.9)$$

このようにして計算された垂直力 $N$ から

$$N = \frac{4}{3\pi} \rho b_1 l C_{dt} (a\omega)^2 \quad (2.1.10)$$

で $C_{dt}$ を求め図示したのがFig 2.1.5～2.1.7での右上りの実線である。紡錘体に装着されたビルジキールの $C_{dt}$ の推定値は、実験による $C_{dt}$ の値にくらべて一様に小さいが、巡視船型および肥大船型においては、 $1/K$ の大きいところで推定値は実験値とかなり良く一致する。したがって、 $1/K$ の大きいところでは、前述の定常翼理論でかなり良く減衰力を説明できることがわかる。

さらに定常揚力問題の解析で求められた揚力のコード方向分布をFig 2.1.8～2.1.10に示し、実験値と比較している。Fig 2.1.10は昨年度までに実施された単独振動平板の結果との比較であるが、コード中央より後端側の圧力については、その推定は十分とはいえないが、前縁から後縁にわたる圧力分布の定性的傾向は良く捉えられているといえる。このことは紡錘体についてもほぼ同様にあてはまるが、巡視船型では実測の揚力分布と計算によるものにはかなりの差異がある。この相違の原因の1つは、実際のビルジキールは湾曲した平面形状を有するのに反し、計算は矩形平板の仮定を用いていることによると思われる。

#### 2.1.4 ま と め

本年度実施された研究結果を、昨年度までの成果と比較検討したところ、ビルジキールに働く直圧力(とくに横揺減衰力成分)について次のような結論を得た。

- (1) ビルジキールに働く直圧力のうち減衰力成分は前進速度の有無にかかわらず、船型によってかなりの差異が現われる。この差異はビルジサークルの大小による鏡像効果とビルジ部をまわる流速増加の相違によるところが大きいと推測される。
- (2) ビルジ部をまわる流れの流速増加は横揺れのみによる増加を2次元的に計算することによって、良く評価できる。
- (3) 前進速度のない場合のビルジキール減衰力係数 $C_{dt}$ は、ビルジキールの鏡像効果をビルジキール位置でのビルジ半径を半径とする円に対する鏡像で評価し、さらに前述の流速増加を考慮すれば単独振動平板の $C_{dt}$ から、かなり良く推定できることがわかった。
- (4) 前進速度がある場合、減衰力係数 $C_{dt}$ には明らかな前進速度影響が現われる。減衰力およびその分布形状は、平面形状が矩形のものでは極小アスペクト比矩形平板翼の定常運動時の計算でかなりの程度説明できることがわかった。

しかし、(3)については、本節で述べた方法での推定値が過大な値を与える例もあることは、既述のとおりである。また(4)についても、本節で採用した定常運動時の翼理論では $1/K$ の増大とともに $C_{dt}$ が一旦減少する範囲において $C_{dt}$ を定性的にも定量的にも説明しえていない。これは、本来 $U=0$ での2次元剥離の状態から $U$ が比較的大きい場合の3次元剥離の中間状態の現象であり、この状態の流体現象をうまく説明するモデルを我々が未だ捉えていないことによるといえる。今後、この方面の研究が進められ、前述の問題点が順次解決せられていくことを期待する。

## 参 考 文 献

- 1) 日本造船研究協会；SR 161 研究部会報告書 No 291 1978
- 2) 池田良穂ほか：横揺れ減衰力について——摩擦成分とビルジキールの直圧力成分——関西造船協会誌，  
第161号，1976
- 3) 日本造船研究協会；SR 161 研究部会報告書，No 275，第2.1.4節，1977
- 4) 湯浅和昭ほか：前進速度を有する小アスペクト比振動平板翼に作用する流体力について，日本造船学会論文集，  
第142号，1977
- 5) Reissner, E. and Stanton, J.E. : Effect of Finite Span on the Airload Distributions  
for Oscillating Wings II—Methods of Calculation and Examples of Application,  
N.A.C.A.T.N. 1194, 1947
- 6) Bollay, W. : A Non-Linear Wing Theory and its Application to Rectangular Wings  
of Small Aspect Ratio, Z.A.M.M., 1939
- 7) 菅井和夫：小縦横比揚力面に対する新しい線形近似法，造船協会論文集，第117号，1965

Table 2.1.1 供試模型船主要目

	肥大船型	巡視船型
水線間長 (m)	3.000	2.500
幅 (m)	0.493	0.329
深さ (m)	0.279	0.182
喫水 (m)	0.194	0.109 (at $\otimes$ )
排水量 (Kg)	23760	4600
$C_b$	0.824	0.501
$C_{\otimes}$	0.998	0.848

Table 2.1.2 実験状態(肥大船型, 巡視船型に共通)

横揺れ振幅 $a$ (m)	0.02, 0.03, 0.04, 0.05
横揺れ周期 $T$ (sec)	2.5, 3.0
前進速度 $U$ (m/sec)	0.0, 0.2, 0.4, 0.6, 0.8, 1.0

Table 2.1.3 鏡像を考慮したビルジキール幅  $b_I$ 

	$b_I$ (m)
紡錘体	
アスペクト比 $A = 0.02$	0.0382
$A = 0.03$	0.0561
$A = 0.04$	0.0733
肥大船型	
$A = 0.02$	0.0291
巡視船型	
$A = 0.02$	0.0345

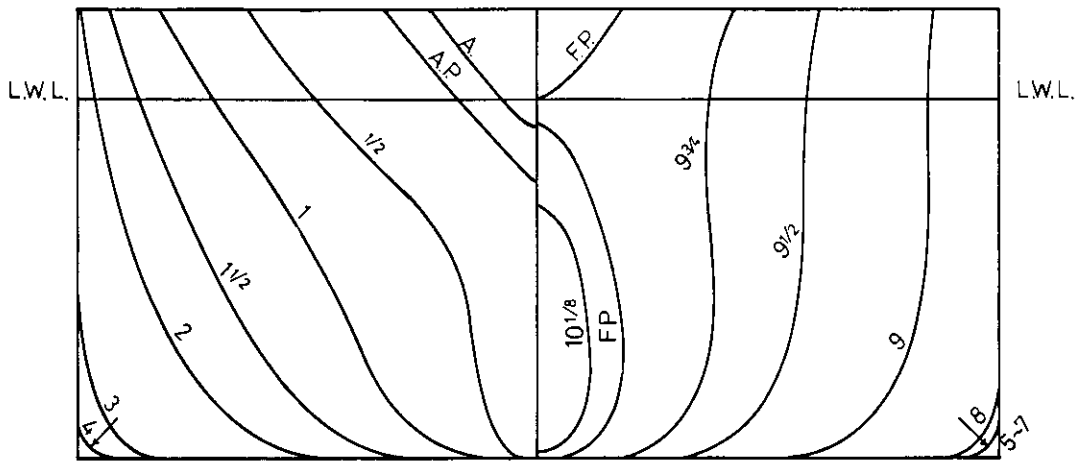


Fig 2.1.1 肥大船型 正面線図

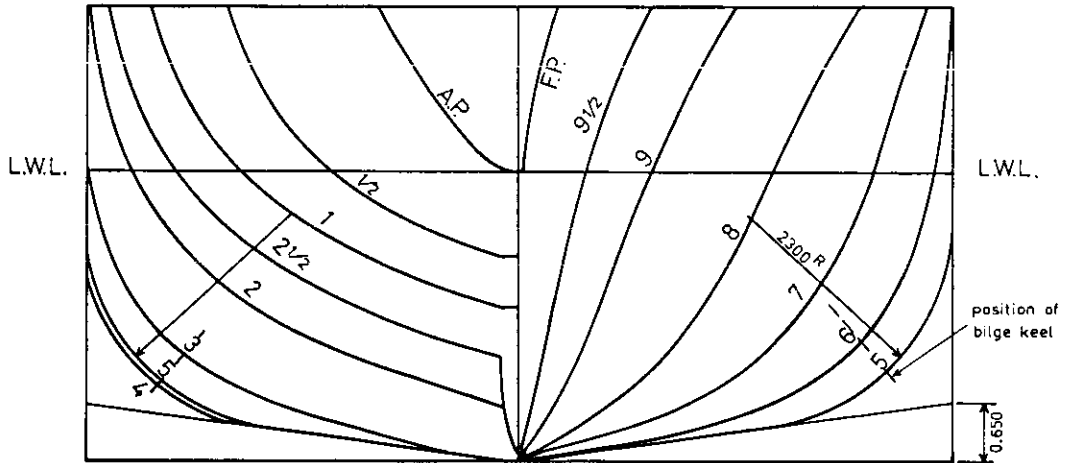


Fig 2.1.2 巡視船型 正面線図

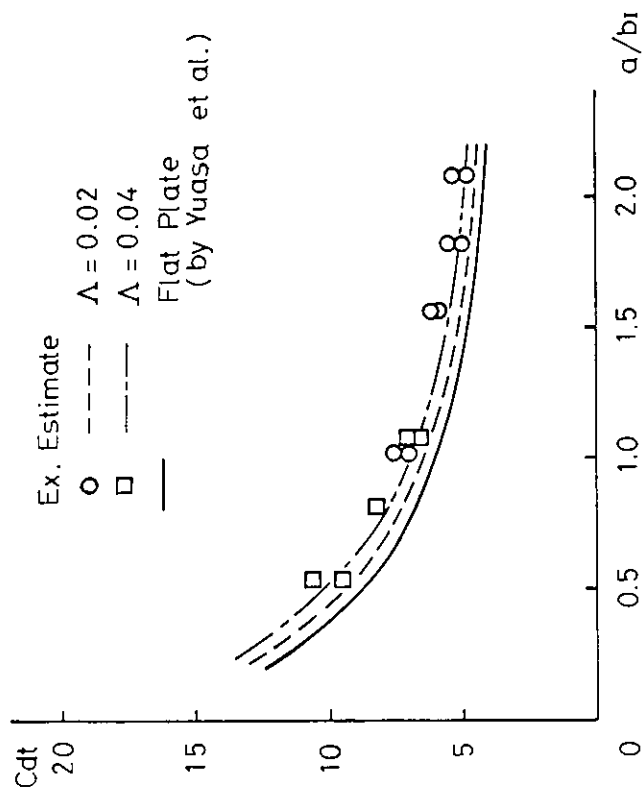


Fig 2.1.3 紡錘体に装着されたビルジキールの減衰力係数 ( $U=0$ )

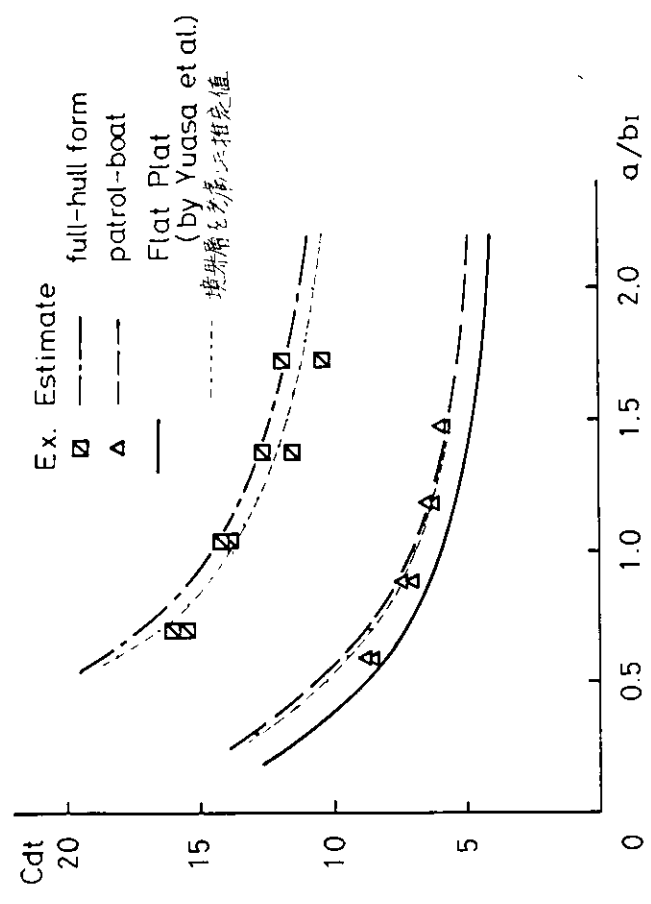


Fig 2.1.4 実用船型に装着されたビルジキールの減衰力係数 ( $U=0$ )

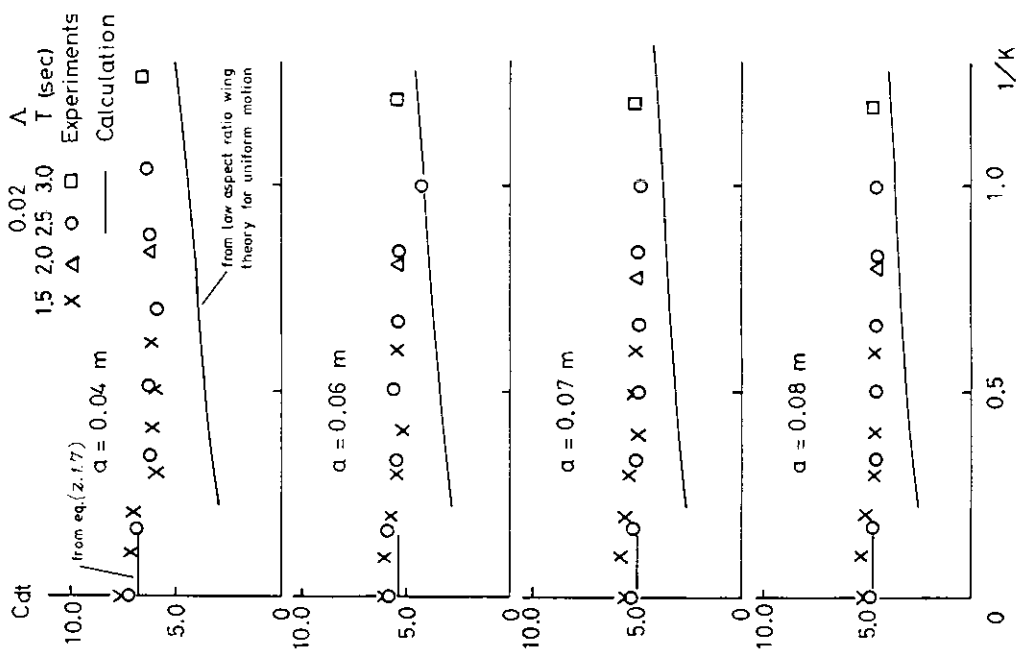


Fig. 2.1.5(a) 前進速度があるときの減衰力係数(紡錘体,  $A = 0.02$ )

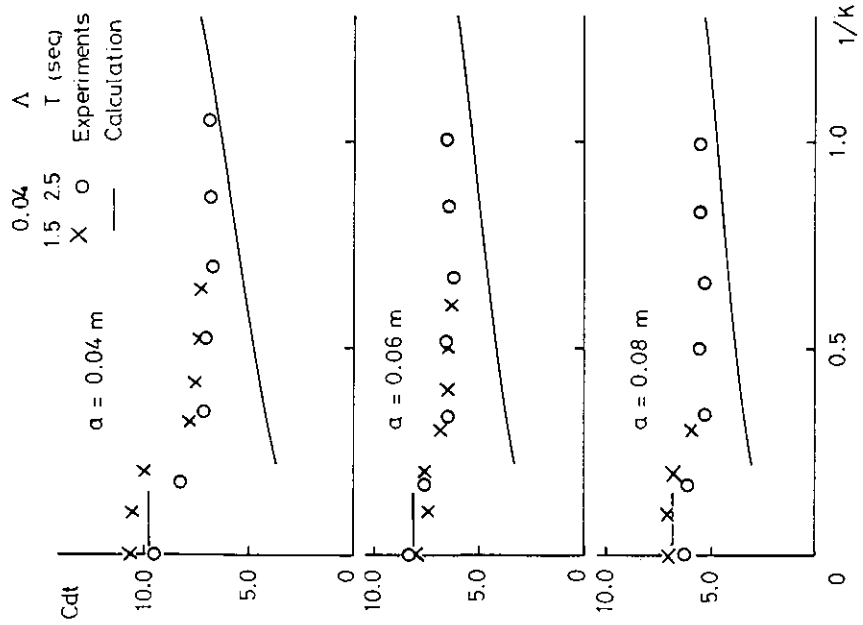


Fig. 2.1.5(b) 前進速度があるときの減衰力係数(紡錘体,  $A = 0.04$ )



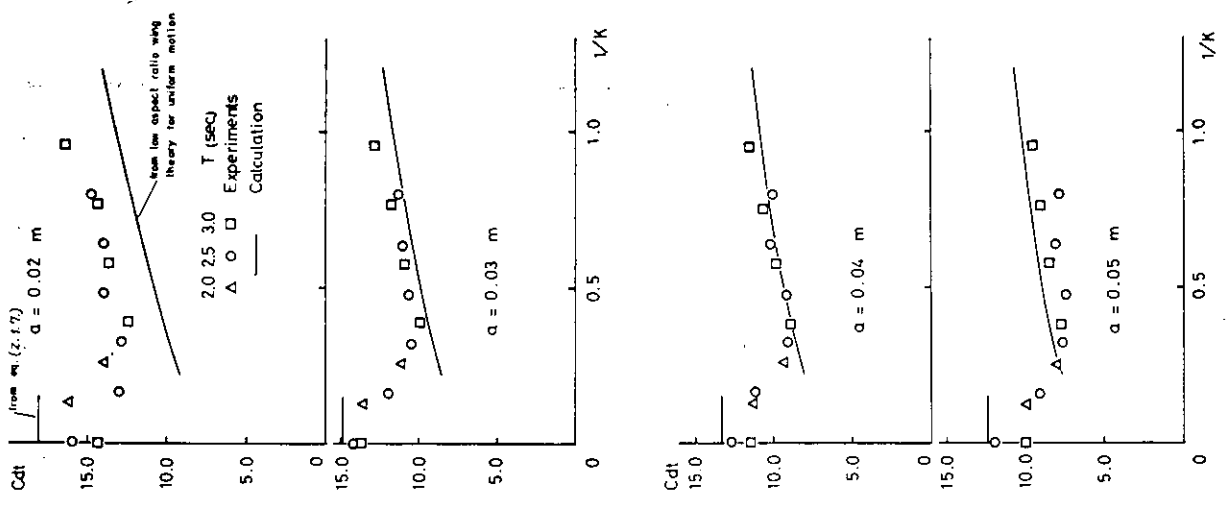


Fig 2.1.6 前進速度があるときの減衰力係数 (巡視船型)



Fig 2.1.7 前進速度があるときの減衰力係数 (肥大船型)

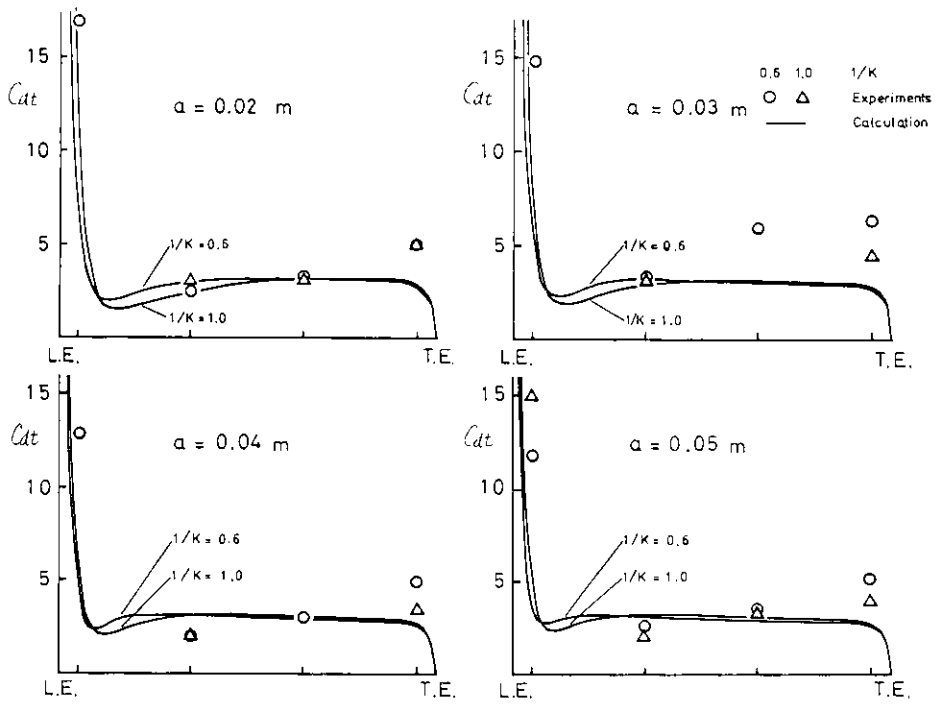


Fig 2.1.8 前進速度があるときのビルジキールの減衰力コード方向分布 (紡錘体,  $A = 0.02$ )

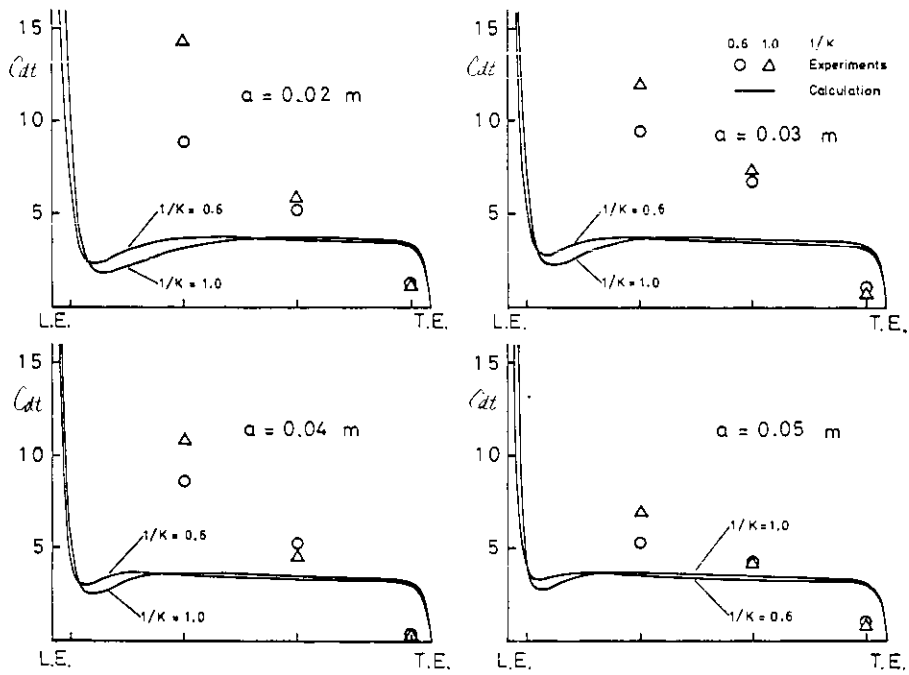


Fig 2.1.9 前進速度があるときのビルジキールの減衰力コード方向分布 (巡視船)

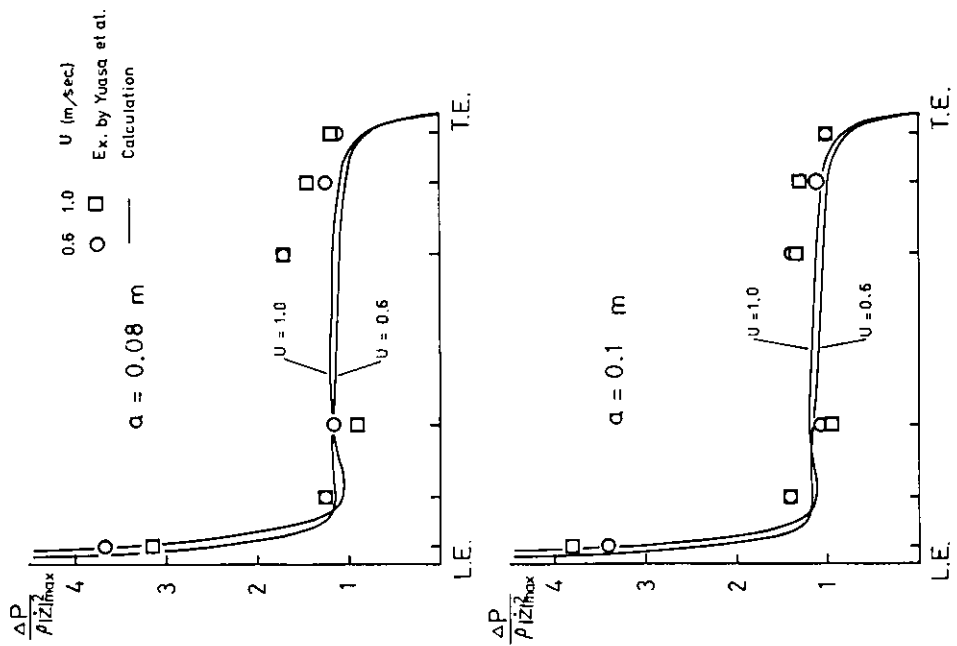


Fig 2.1.10 前進速度があるときの単独振動平板の減衰力コード方向分布 (A=0.08)

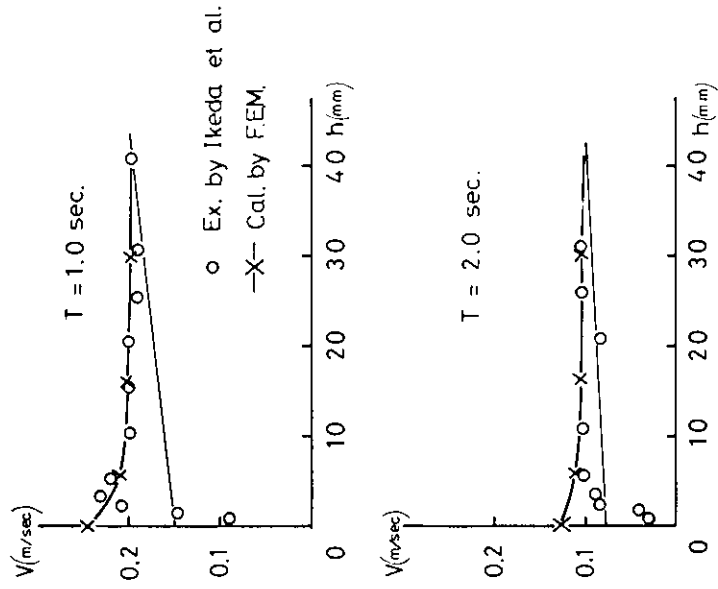


Fig 2.1.11 Series 60,  $C_b = 0.6$  船体中央横断面における横揺れ時の相対流速 (h = 船体表面からの垂直距離)

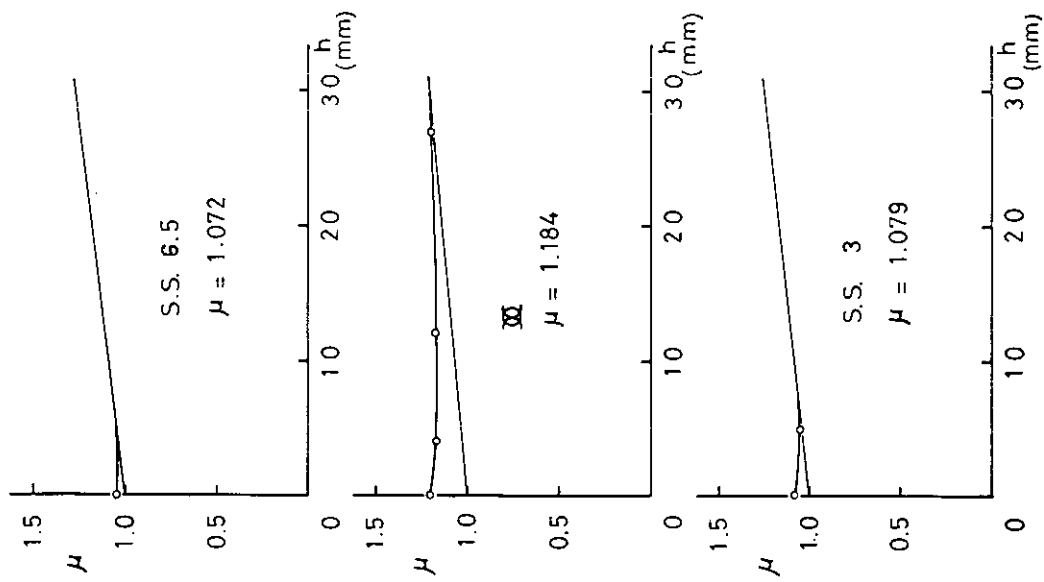


Fig 2.1.12 横揺れによるビルジ部での相対流速  
(巡視船型,  $h$  = 船体表面からの垂直距離)

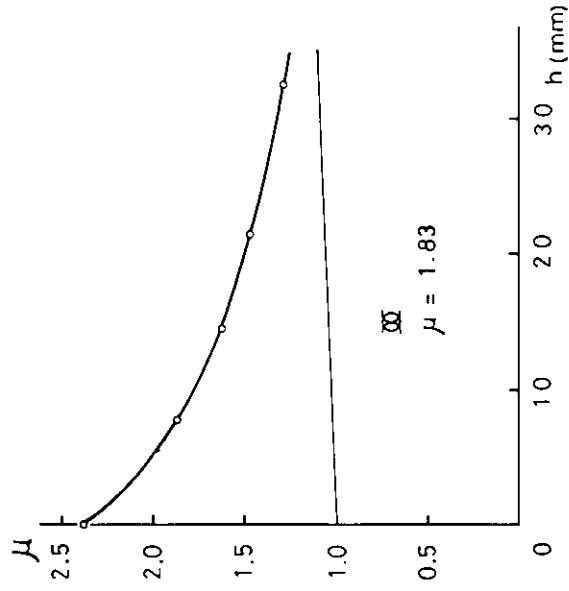


Fig 2.1.13 横揺れによるビルジ部での相対流速  
(肥大船型,  $h$  = 船体表面からの垂直距離)

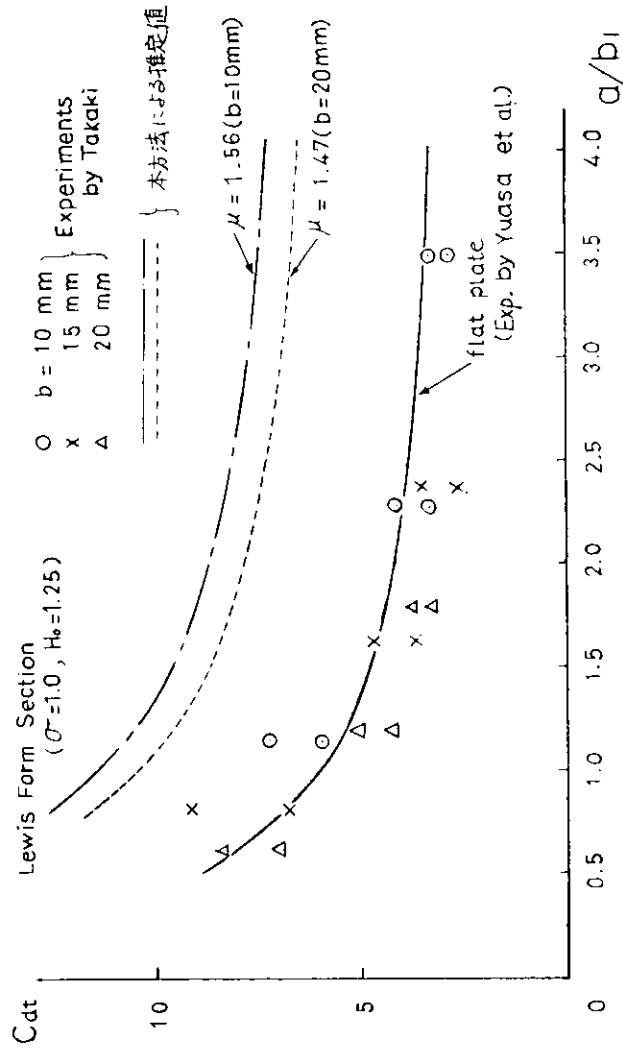
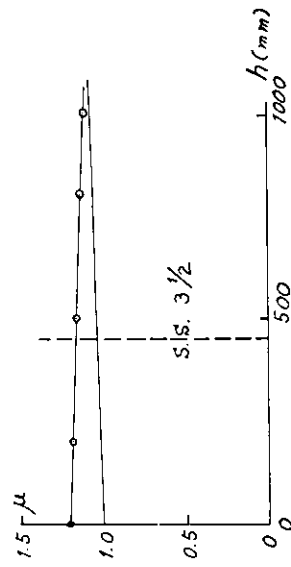
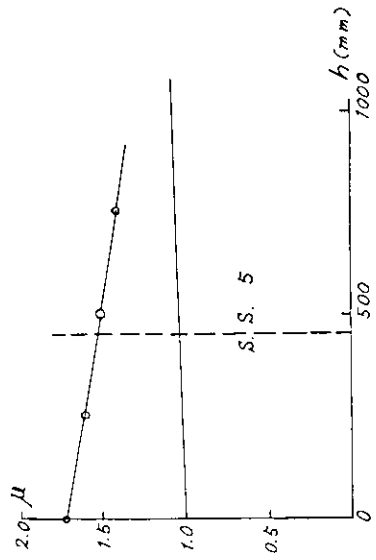
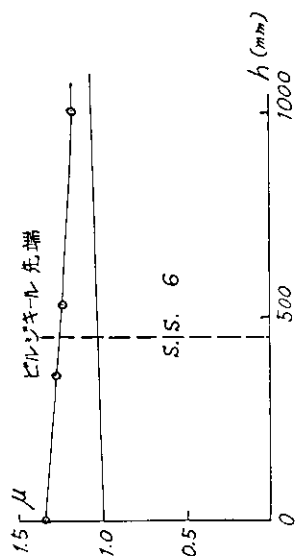


Fig 2.1.15

Fig 2.1.14 横揺れによるビルジ部での相対流速  
 (S.R.108 コンテナ船,  $L_{pp} = 175.0 \text{ m}$ ,  $h$  = 船体表面からの垂直距離)

## 2.2 数式船型に働く横揺れ減衰力

### 2.2.1 は し が き

横揺れ減衰力は、船の前進速度によって大幅に変化することは、模型実験によっても知ることができるが、この速度依存性には裸殻自体の横揺れ減衰力の性質が主な部分を占めている。この裸殻減衰力が、船型及び船速によってどのように変るかを明らかにすることは、実用船型の横揺れ減衰力の推定の点でも、また、横揺れ減衰力の理論計算のモデルを考えるうえに於いても役立つものと考えられる。特に船の幅と喫水の比が小さい場合、即ち薄い船のときと、船の幅が喫水に比べて大きい場合、即ち平たい船のときとでは、直観的にも横揺れ減衰力の成分が異ると推定され、船速依存性も大幅に変るのではないかと想定される。また横揺れ減衰力推定法の試みにおいても、幅広の浅喫水船、或は軽荷浅喫水状態では実験値と推定値の一致の具合があまり良くない事実も報告されているので、幅広船型を含む模型実験を行うこととした。模型実験では裸殻の横揺れ減衰力をなるべく単純な船型で比較検討するため数式船型の $L/B$ シリーズを用いた。この実験は、昭和52年度に行った $B/L = 0.10, 0.14$ 及び $0.18$ の3隻に、さらに $B/L = 0.20$ の幅広船を加え、改めて4隻について行ったものである。

得られた実験結果は、実用船型の横揺れ減衰力の実験値と比較されたほか、薄い船の横揺れに対して立てられた理論に、船幅の影響を加えた理論を考え、実験値の傾向を考察した。

### 2.2.2 模型船及び実験方法

実験に使用した船型はFig 2.2.1に示すような船体形状、主要寸法を持った4隻の数式船型(A, B, C, D)及び1隻のコンテナ船型(E)である。数式船型の船体形状は、水線面が2次式、横断面が8次式で表わされる。式で示すと次式のようになる。

$$y = \pm (B/2) \left\{ 1 - (x/L)^2 \right\} \left\{ 1 - (z/T)^8 \right\} \quad (2.2.1)$$

である。ここで、 $x$ は船の長手方向、 $y$ は横、 $z$ は上下方向の座標である。4隻の模型のうち、 $B/L = 0.1$ と $0.2$ のもの、即ちA及びDについては、喫水の影響を調べるため、深喫水の状態でも実験を行った。これはA及びDである。

模型船は喫水線面中心線を回転軸として強制横揺れされ、横揺れモーメントが磁歪式検力計(4.5m模型用)、或は抵抗線歪ゲージ検力計(3m模型用)で検出される。強制横揺れの指令信号、横揺れ角及び強制モーメントが記録され、これをフーリエ解析して、減衰力成分、即ち横揺れ角変動と $90^\circ$ 位相の異なるモーメントの基本波成分を取り出した。

横揺れ振幅は $10^\circ$ 一定とし、横揺れ周波数は $0.1 \text{ Hz} \sim 1.0 \text{ Hz}$ の間を細かくとった。模型の曳航速度はフルード数で $0 \sim 0.3$ の間である。実験は船研の400メートル水槽で行われた。

### 2.2.3 実験結果

実験の結果をFig 2.2.2～Fig 2.2.7に示す。 $C_{dt}$ は、横揺れ減衰モーメントを $\rho g L (B/2) T^2 \phi_A / 2$ で割って無次元化した値、 $\xi_L$ は $\nu \varphi^2 L / (2g)$ で定義される無次元周波数である。 $\nu \varphi$ は横揺れの円周波数(rad/sec)である。実験結果は $F_n$ をベースに、 $\xi_L$ をパラメータとして示しているが、これらの図より次のようなことが一般的傾向として見られる。

- (1) 横揺れ減衰力は $F_n = 0 \sim 0.1$ の範囲の低速域では、船速によってあまり変動せず、それより高速になるといずれの船型でも減衰力は急増する。さらに船速が大となると再び増加傾向は少くなる。これは従来の種々の船型に対する実験結果と同一の傾向である。
- (2)  $2T/L$ が同一のまま、 $B/L$ を大きくすると、横揺れ減衰力は一度小さくなり、そのあと再び増大する。また、幅が大きくなるにつれて、船速による変化が顕著になる。

- (3) 喫水を深くした場合の横揺れ減衰力を Fig 2.2.6 ~ 2.2.7 に示す。幅の狭い船型では喫水を深くすると減衰力は急激に増大する。 $2T/L$ が0.107から0.151になった結果、 $C_{dT}$ は3倍ほどにもなる。また速度依存の様子も若干趣を異にし、低速から船速と共に増大する傾向が現れる。一方、幅の広い船型の場合、喫水が深くなっても速度依存性の様子も他と同様な変化を示し、減衰力の大きさも、むしろ小さくなる。
- (4) 実用船型の例としてSR108コンテナ船に対する実験結果を Fig 2.2.3に黒マークで示したが、これによると、 $B/L$ 、 $2T/L$ がほとんど同じである数式船型Bの横揺れ減衰力と全くよく一致している。従って、系統模型船の結果は、実用船型の裸殻の横揺れ減衰力の推定に利用できると思われる。
- (5) 以上の考察、特に(3)で述べた所見をより詳しく見るため、実験結果を幅・喫水比 $2T/B$ に対してプロットした結果を Fig 2.2.8 ~ 2.2.10に示す。これによると、何れの場合も $B/(2T) = 1.4$ の付近で減衰力が最小となり、その前後で大きくなっている。

黒でぬりつぶしたマークは、喫水を深くした場合を示す。前進速度が大きいと、 $\varepsilon_L$ の大なるところで、白抜きのマークで示す原型の船型と異なるようになるが、低速域ではほぼ一致した傾向となっている。

## 2.2.4 理論的考察

速度Vで前進しながら、水線面中心を軸に横揺れする船を考え、座標系を Fig 2.2.11のように定める。船体は、長さL、幅B、喫水Tの矩形中心面を持つ船型とし、幅、喫水とも長さに比べて小さいものとする。また幅は喫水に比べても小さいものとする。このような薄い船が反対称運動を行う場合、流体力の成分には、造波成分の他に、渦流失に伴う、いわゆる揚力成分もあると考えることができる。ここでは、渦流出に関係してくるのは船側のみ起因すると考え、船底部は造波にのみ寄与すると考える。

流体運動の速度ポテンシャル $\phi(x, y, z)$ は、Fig 2.2.11に示す面に沿ってGreenの定理を適用することで求められる。

$$\phi(x, y, z) = \frac{1}{4\pi} \iint_S \left\{ \phi \frac{\partial G_0}{\partial n} - \frac{\partial \phi}{\partial n} G_0 \right\} ds, \quad (2.2.2)$$

$$\text{ここに、} \quad S = S_B + S_S + S_W$$

船側の攪乱によるポテンシャルと、船底の攪乱によるそれが独立で、相互に干渉しないと仮定すると、(2.2.2)式を次のように分解することができる。

$$\phi = \phi_S + \phi_B \quad (2.2.3)$$

$$\text{ここに、} \quad \phi_S = \frac{1}{4\pi} \iint_{S_S + S_W} \left\{ \phi \frac{\partial G_0}{\partial n} - \frac{\partial \phi}{\partial n} G_0 \right\} ds \quad (2.2.4)$$

$$\phi_B = \frac{1}{4\pi} \iint_{S_B} \left\{ \phi \frac{\partial G_0}{\partial n} - \frac{\partial \phi}{\partial n} G_0 \right\} ds \quad (2.2.5)$$

(2.2.5)式の $\phi_B$ は、 $B/L$ が小さいという仮定から、 $S_S$ 、 $S_W$ に関する積分は、 $S_S$ の代りに $O_{xz}$ 面上の射影面及び $S_W$ に関する積分に置きかえられるので、その結果、流場の反対称性から右辺第2項は消える形となる。このポテンシャルは、花岡が反対称流場の表示式として示したもの<sup>1)</sup>に一致し、渡辺により<sup>2)</sup>減衰力成分の数値計算が行われている。その1例は次節で述べられる。この減衰力を船側成分と名付けることにする。

文献2)から、船側成分の減衰力を、 $\rho g L T^3 / 2$ で無次元化した係数 $C_{ds}$ は次式のように表される。

$$C_{ds} = 2 \frac{\bar{\varphi} \Omega \lambda}{\pi^2} \left[ - \int_0^\infty dn \int_{-\infty}^\infty \frac{1}{\sqrt{(m\lambda)^2 + n^2}} \left( \frac{\sin 2m}{m} \right) \right. \\ \left. f_t(m, n) \left\{ F_j(n\lambda) \cos \varepsilon + F_y(n\lambda) \sin \varepsilon \right\} dm \right]$$

$$\begin{aligned}
& + \frac{2}{K} \left\{ \int_{m1}^{m2} + \int_{m3}^{m4} \right\} \frac{(m+\omega)^2}{K(m)} \left( \frac{\sin 2m}{m} \right) f_e(d\lambda) F_K(d\lambda) dm \\
& + \frac{4}{K} \left\{ \int_{-\infty}^{m1} + \int_{m2}^{m3} + \int_{m4}^{\infty} \right\} \varepsilon_p \frac{(m+\omega)^2}{K(m)} \left( \frac{\sin m}{m} \right)^2 (m+2\omega) \cdot \\
& \left. f_e(d\lambda) F_K(d\lambda) dm \right] \quad (2.2.6)
\end{aligned}$$

ここで

$$\lambda = 2T/L, \quad \Omega = \nu V/g, \quad \omega = \nu L/(2V), \quad K = gL/(2V^2),$$

$$d = (m+\omega)^2/K, \quad K(m) = \sqrt{|d^2 - m^2|}, \text{ 等である。}$$

(2.2.6)式の第3項が造波による成分を表し、減衰力の主要項である。第1項、第2項はそれぞれ、後流渦による減衰力即ち揚力成分及びそれへの自由表面影響を示している。

$\lambda = 2T/L = 0.1067$  及び  $0.14$  に対する数値計算の結果を Fig 2.2.12 ~ 2.2.13 に示す。この図より、 $2T/L$  が大きくなるにつれて  $C_{ds}$  が大きくなるのがわかる。また低周波数域では船速による変化が大きく、高周波数になると変化が少なくなる傾向を示す。とくに低周波数の  $\varepsilon_L = 0.5$  の場合は、実験値に非常に近い値である。しかし、計算の方が、低い周波数(例えば  $\varepsilon_L = 1.5$ )から、船速に対する変化が少くなる。

次に船底に関する積分(2.2.5)式において、 $\phi$  が  $\partial\phi/\partial n$  に比べて小さいと仮定し、第1項を省略すると、

$$\phi_B(x, y, z) = -\frac{1}{4\pi} \iint_{S_B} h^* G_1(x, y, z; x', y', z') ds, \quad (2.2.7)$$

$$\text{ここに, } G_1(x, y, z; x', y', z') = (i\nu + V \frac{\partial}{\partial x}) G_0(x, y, z; x', y', z'),$$

$S_B$  面上では、横揺れによる船体変位の法線方向成分  $h^*$  は、

$$h^* = \bar{\varphi} y'$$

であるから、

$$\phi_B = -\frac{\bar{\varphi}}{4\pi} \iint_{S_B} y' G_1(x, y, z; x', y', z') ds \quad (2.2.8)$$

である。(2.2.8)式は、船底の効果が第1近似的には Sourcesink 分布で置きかえられ、かつその強度が単位時間当りに船体で排除される流体量に等しいと置いて求めた結果になることを示す。

船底成分を計算するため、船底を適当な矩形平板で置きかえ計算を単純化する。ここでは、平板の幅  $\bar{B}$  を、水線係数  $C_W$  を用いて、 $\bar{B} = C_W B$  で定義する。文献2)に演算方法を示すが、横揺れ減衰モーメントを  $\rho g L (\frac{\bar{B}}{2})^3 / 2$  で無次元化した係数  $C_{dB}$  は、次式のようになる。

$$C_{dB} = \frac{8\bar{\varphi}\alpha^2}{\pi} \left\{ \int_{-\infty}^{m1} + \int_{m2}^{m3} + \int_{m4}^{\infty} \right\} \frac{d^2}{K(m)} \left( \frac{\sin m}{m} \right)^2 f_i(\alpha K) e^{-2\lambda d} dm \quad (2.2.9)$$

ここに、 $\alpha = \bar{B}/L$ ,  $\delta = \bar{B}/2T$  である。

計算結果を Fig 2.2.14 ~ 2.2.15 に示す。この計算方法による船底成分の大きさは船側成分に比べて小さいことがわかる。また、喫水が深くなれば攪乱源の没水深度が大きくなるため、造波減衰力は著しく減少する。Fig 2.2.14 と 2.2.17 の下段に  $2T/L = 0.14$  の場合を示したが、それぞれの上段に較べて非常に小さいことがわかる。また、船速依存性も顕著である。



### 2.2.5 実験と計算の比較

計算値を実験値と対応させるため、計算による $C_{dT}$ は、 $C_{dS}$ 及び $C_{dB}$ を次式によって変換し、それぞれを組合わせたものとする。

$$C_{dT} = (2T/B)C_{dS} + (B/2T)^2 C_{dB} \quad (2.2.10)$$

Fig 2.2.16～2.2.19にこの $C_{dT}$ を示す。計算例は供試船型A, B, C, Dに対応させてある。船底の効果を加えたことにより、船側成分のみの場合(Fig 2.2.12～2.2.13)よりも船速に対する変化がやや顕著に出てきている。とくに幅が広いときにこの傾向が著しい。これは実験結果の一般的傾向とも一致する。また $\xi_L = 0.5$ 近くの低周波数で実験とよく合っている。しかし、高周波数になるに従って、計算値が低速域で過大となる。

### 2.2.6 ま と め

以上の実験並びに理論計算の結果、船体に働く横揺れ減衰力の船型影響及び船速影響に関して得られた知見を要約すると次の通りである。

- (1) 数式船型のように単純化された船型であっても、同一の主要寸法の実用船型の裸殻の横揺れ減衰力をよく表している。
- (2) 横揺れ減衰力は、同一の船長・喫水比では、幅・喫水比によって大幅に変化する。幅が狭い場合も広い場合も減衰力は大きく、その中間で減衰力が最小となるところがある。それは、本実験の場合 $B/2T = 1.4$ 付近である。これは実用船型の $B/2T$ の値に近いところである。
- (3) 薄い船の理論に基づく横揺れ減衰力の計算値は、横揺れ周波数の低いところでは、実験値をよく説明している。高周波数域では横揺れ減衰力の船速依存性が小さくなるという計算結果も定性的には実験結果と対応するものであるが、計算値の方が小さい周波数からこの傾向が現れる。
- (4) 船底の造波効果を近似的に加えることにより、幅広船の横揺れ減衰力が船速により大幅に変化するという実験結果を或る程度は説明できる。しかし、薄い船としての減衰力と船底部分の減衰力を単純に加え合わせた点はさらに検討の余地がある。

### 参 考 文 献

- 1) 花岡達郎；小縦横比揚力面の非定常造波抵抗理論，第10回応用力学連合講演会（1960）
- 2) Watanabe, I. ; On the effect of the forward velocity on the roll damping moment, Papers of SRI, No 51（1977）
- 3) 渡辺 巖；数式船型に働く横揺れ減衰力の速度依存性について，日本造船学会論文集 第144号，（1978）

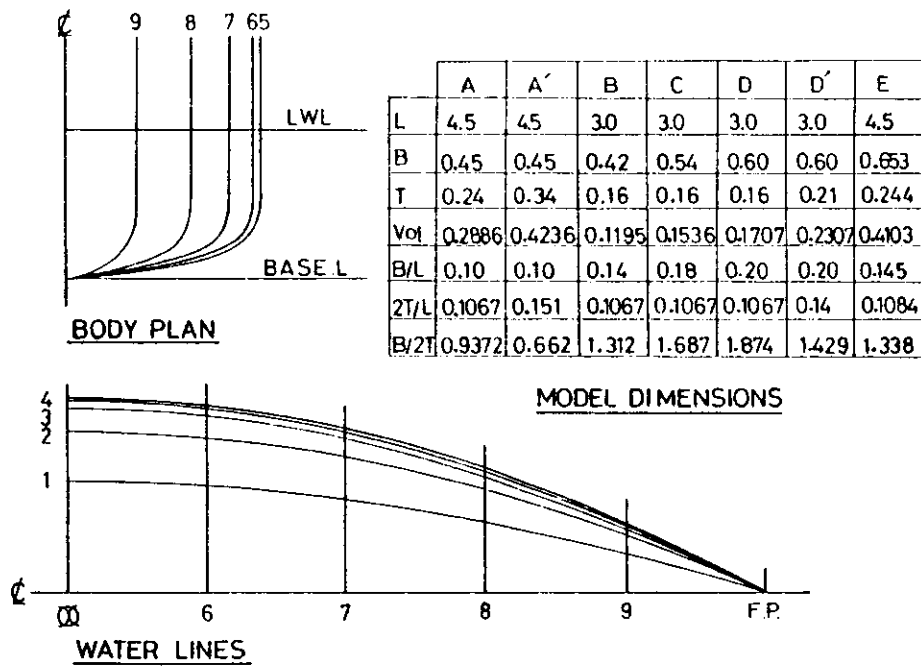


Fig.2.2.1 Model particulars

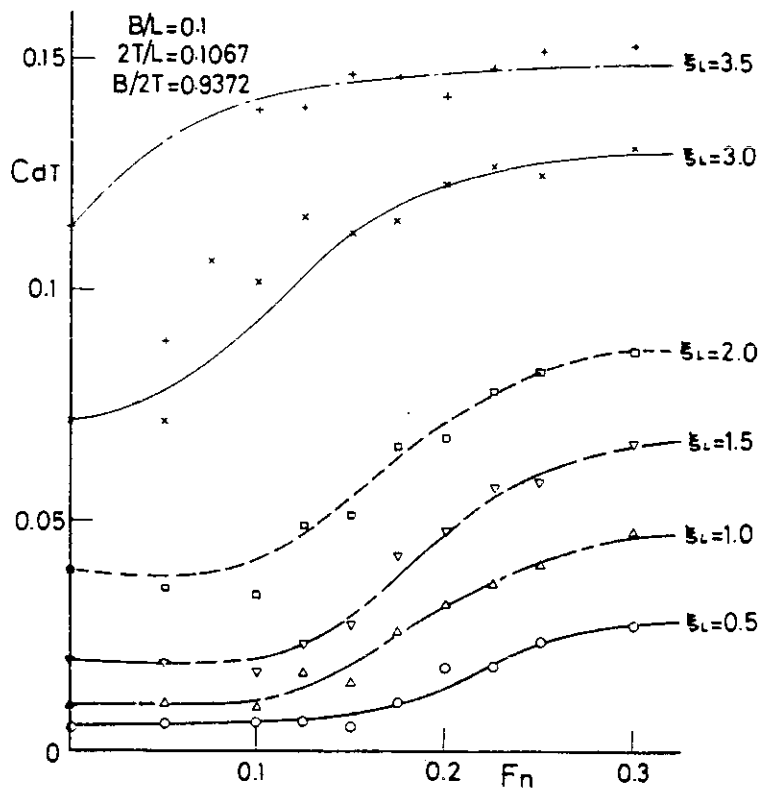


Fig.2.2.2. Experimental  $C_{dT}$  for model A

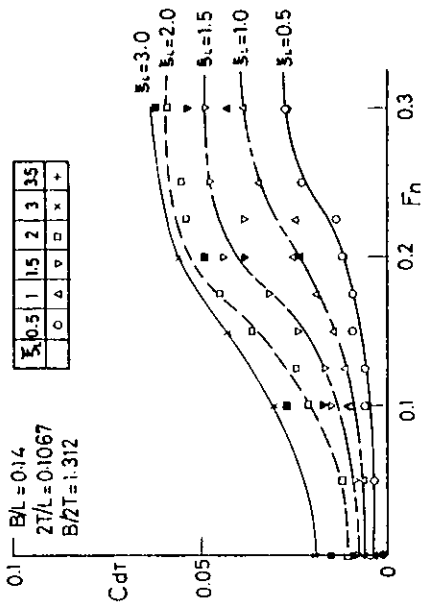


Fig.2.2.3 Experimental  $C_{dT}$  for model B

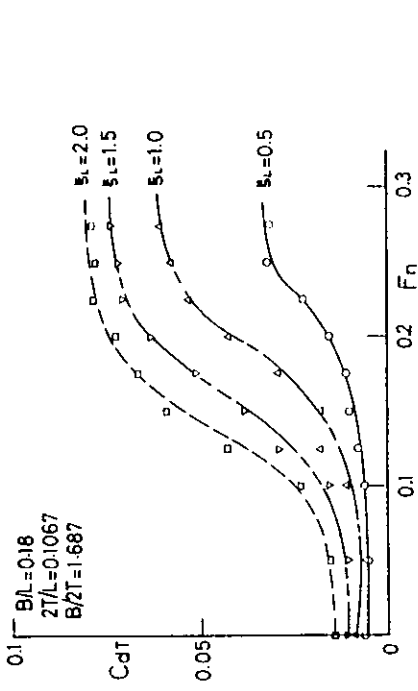


Fig.2.2.4 Experimental  $C_{dT}$  for model C

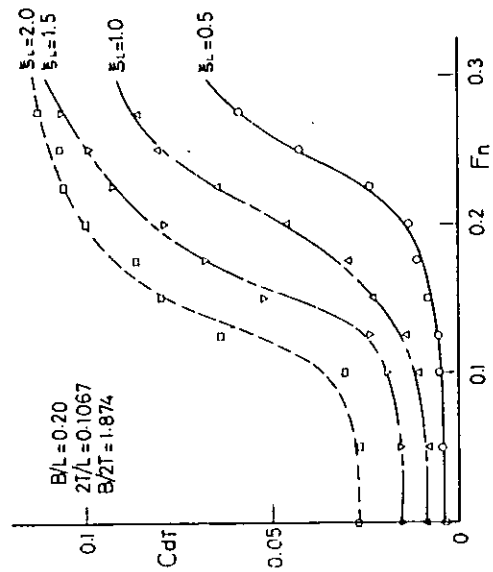


Fig.2.2.5 Experimental  $C_{dT}$  for model D

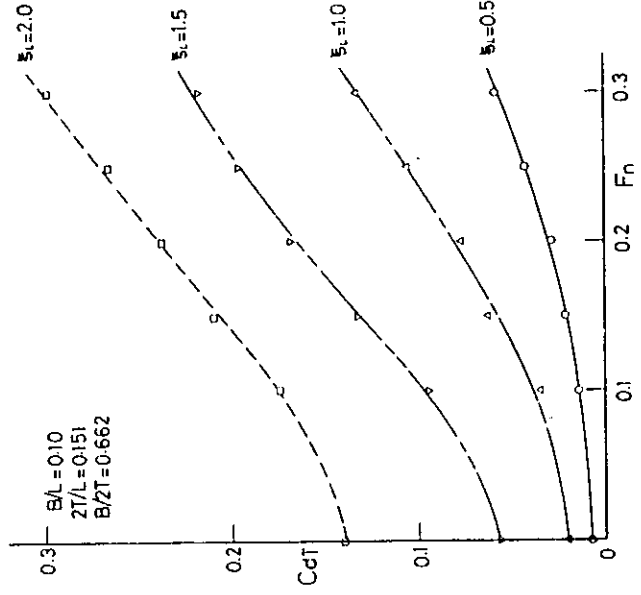


Fig.2.2.6 Experimental  $C_{dT}$  for model A

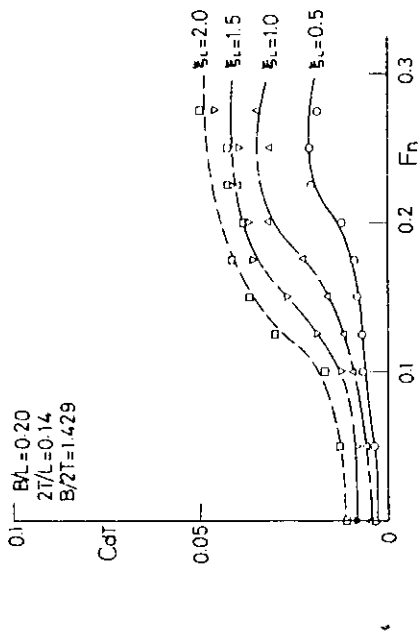


Fig.2.2.7 Experimental  $C_{dT}$  for model D'

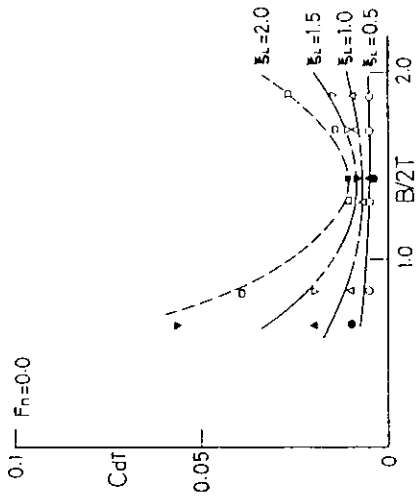


Fig.2.2.8  $C_{dT}$  against  $B/2T$  at  $F_n = 0$

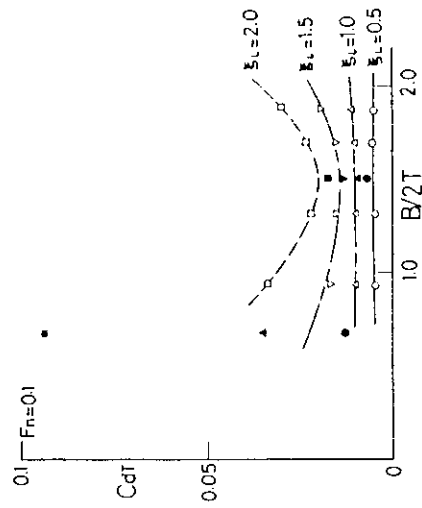


Fig.2.2.9  $C_{dT}$  against  $B/2T$  at  $F_n=0.1$

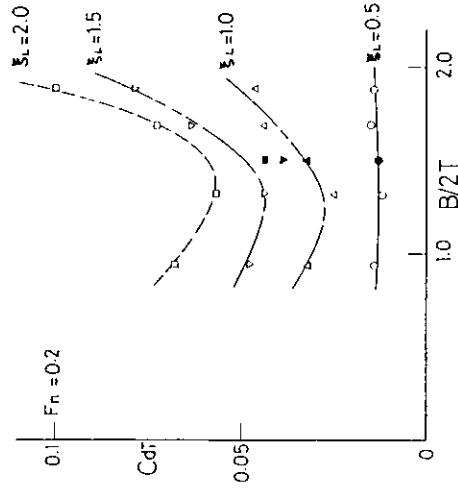


Fig.2.2.10  $C_{dT}$  against  $B/2T$  at  $F_n=0.2$

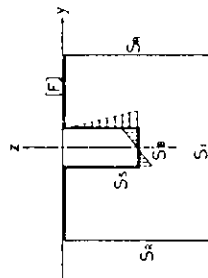
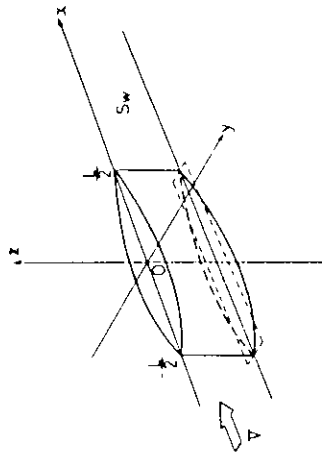


Fig.2.2.11 Co-ordinate system and Geometry of the problem

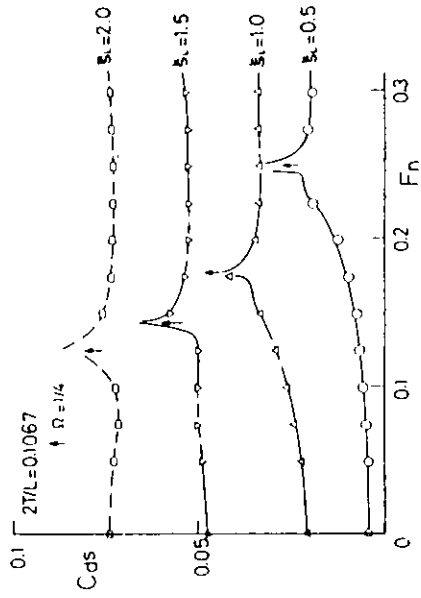


Fig.2.2.12 Roll damping component due to the side, for  $2T/L = 0.1067$

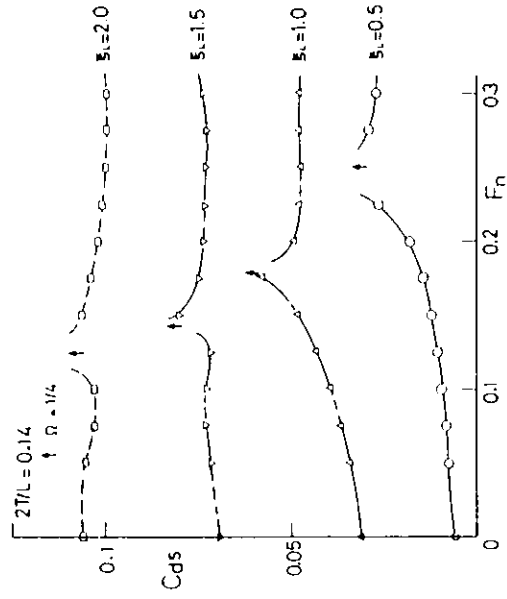


Fig.2.2.13 Roll damping component due to the side, for  $2T/L = 0.14$

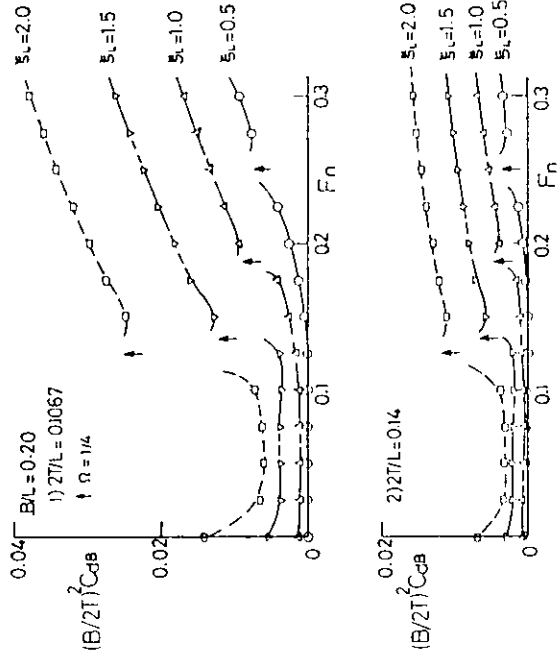


Fig.2.2.15 Roll damping component due to the bottom, for  $B/L = 0.20$

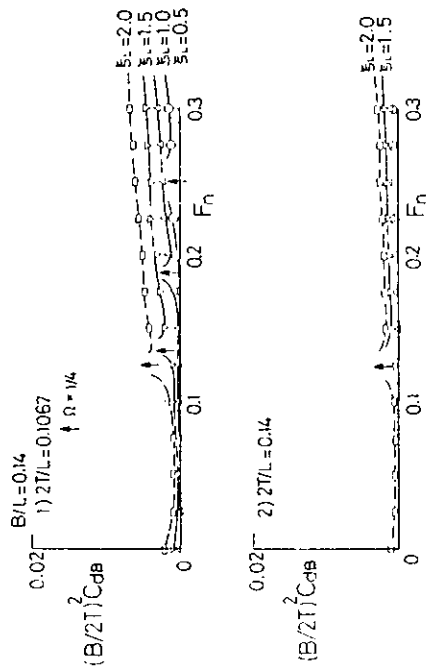


Fig.2.2.14 Roll damping component due to the bottom, for  $B/L = 0.14$

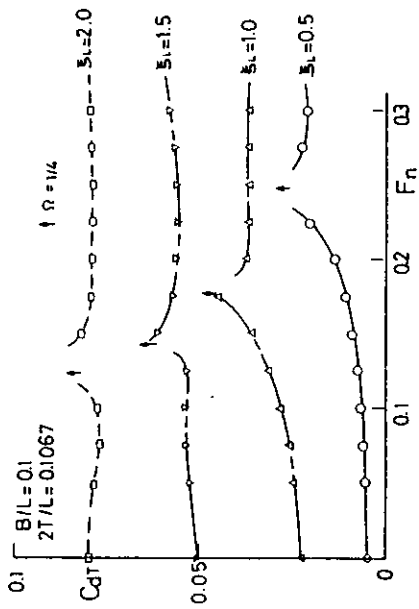


Fig.2.2.16 Calculated  $C_{dT}$  for model A

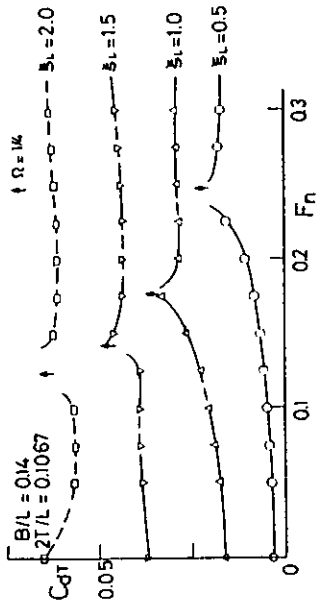


Fig.2.2.17 Calculated  $C_{dT}$  for model B

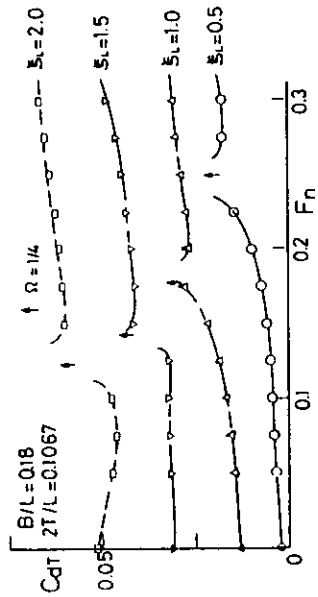


Fig.2.2.18 Calculated  $C_{dT}$  for model C

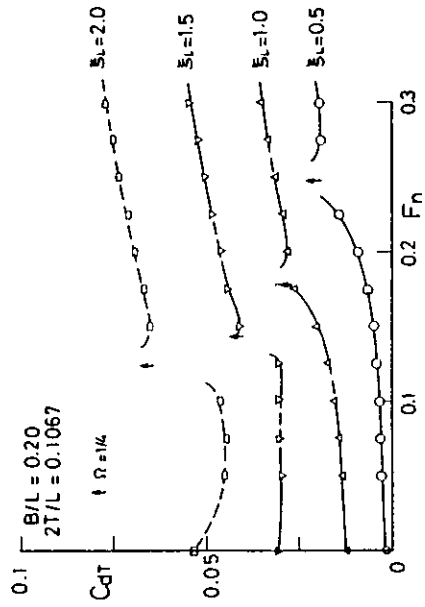


Fig.2.2.19 Calculated  $C_{dT}$  for model D

### 2.3 横揺れする平板の造波減衰力

前節で述べたように横揺れしながら前進する矩形平板に働く横揺れ減衰力は次式で表すことができる。<sup>1)2)</sup>

$$\begin{aligned}
 C_{ds} = & 2 \frac{\bar{\varphi} \Omega \lambda}{\pi^2} \left[ - \int_0^{\infty} dn \int_{-\infty}^{\infty} \frac{1}{\sqrt{(m \lambda)^2 + n^2}} \left( \frac{\sin 2m}{m} \right) f_t(m, n) \times \right. \\
 & \left. \left\{ F_y(n \lambda) \cos \varepsilon + F_y(n \lambda) \sin \varepsilon \right\} dm \right. \\
 & + \frac{2}{K} \left\{ \int_{m1}^{m2} + \int_{m3}^{m4} \right\} \frac{(m + \omega)^2}{K(m)} \left( \frac{\sin 2m}{m} \right) f_e(d \lambda) F_K(d \lambda) dm \\
 & + \frac{4}{K} \left\{ \int_{-\infty}^{m1} + \int_{m2}^{m3} + \int_{m4}^{\infty} \right\} \varepsilon p \frac{(m + \omega)^2}{K(m)} \left( \frac{\sin m}{m} \right)^2 (m + 2\omega) \times \\
 & \left. f_e(d \lambda) F_K(d \lambda) dm \right] \quad (1)
 \end{aligned}$$

ここで、 $C_{ds}$  は横揺れ減衰モーメントを  $\rho g L T^3 / 2$  で無次元化した値、 $\lambda = 2 T / L$ 、 $\Omega = \nu V / g$ 、 $\omega = \nu L / 2 V$ 、 $K = g L / 2 V^2$ 、 $d = (m + \omega)^2 / K$ 、 $K(m) = \sqrt{|d^2 - m^2|}$  等である。

(1)式の第3項が造波による成分を、第1項、第2項は、後流渦による減衰及びそれへの自由表面影響を示している。

平板の縦横比 $\lambda$ が、0.08、0.10、0.12、0.14の場合について、第1項及び第3項をそれぞれ計算した結果を、Fig 2.3.1 a), b) ~ Fig 2.3.4 a), b) に示す。図はフルード数をベースにして、 $\xi_L \equiv \frac{\nu^2 L}{2 g} =$

0.5 ~ 3.0 をパラメータとしてえがいてある。第2項はこれらに比べて非常に小さい値なので省略した。

### 参 考 文 献

- 1) Watanabe, I. ; On the Effect of the Forward Velocity on the Roll Damping Moment, Papers of S.R.I., No 51 (1977)
- 2) 渡辺巖 ; 数式船型に働く横揺れ減衰力の速度依存性について, 日本造船学会論文集, 第144号 (1978)



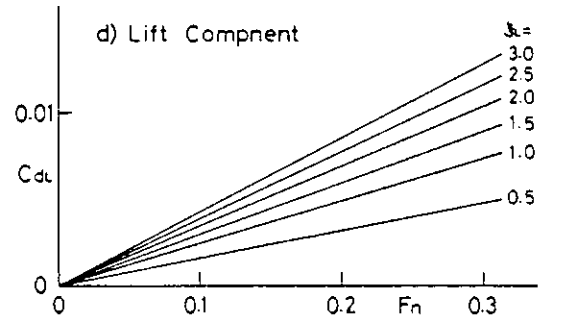
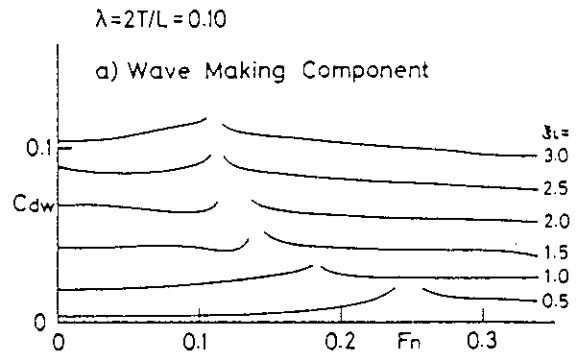
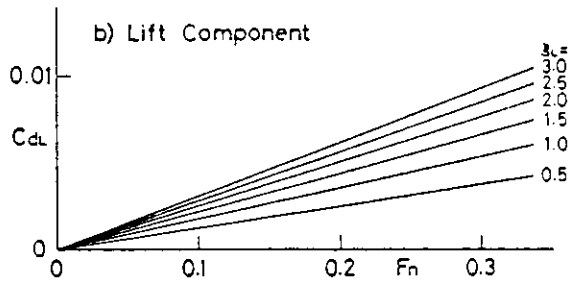
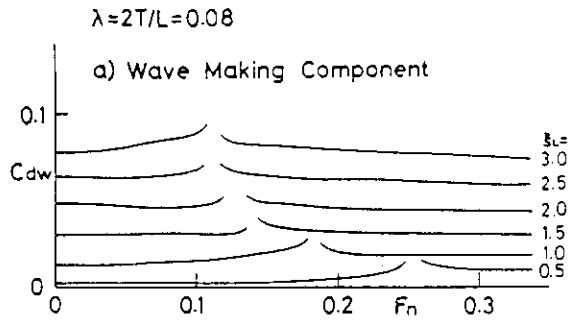


Fig. 2.3.1 Roll damping moment of vertical flat plate,  $\lambda=0.08$

Fig. 2.3.2 Roll damping moment of vertical flat plate,  $\lambda=0.10$

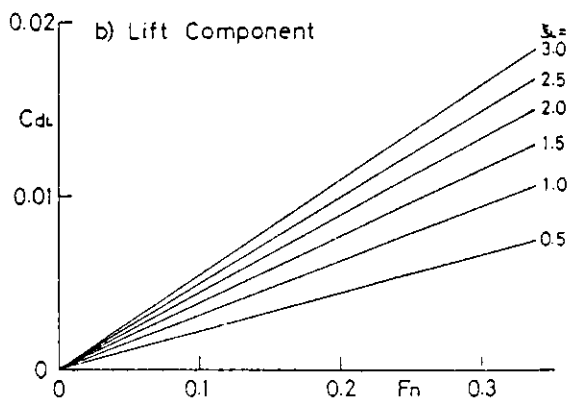
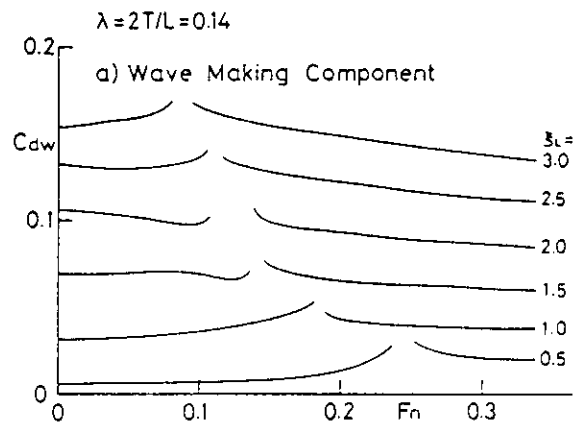
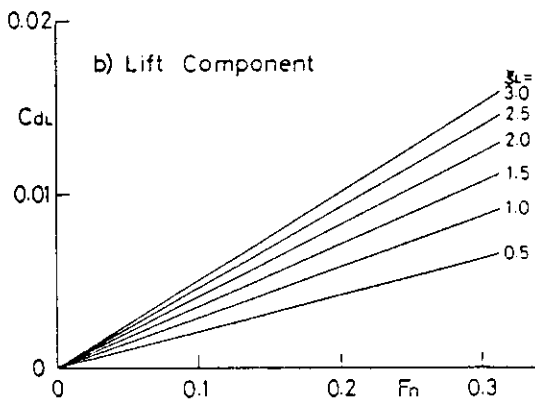
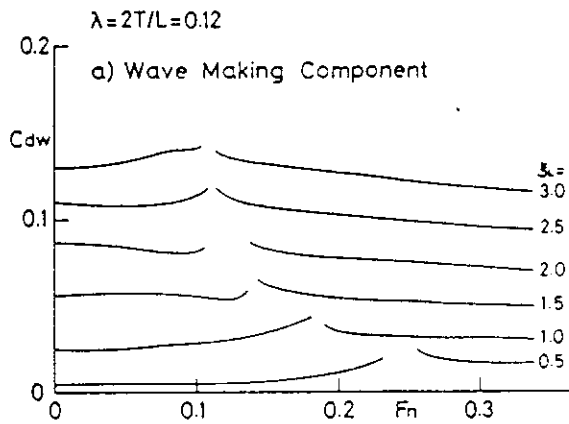


Fig. 2.3.3 Roll damping moment of vertical flat plate,  $\lambda=0.12$

Fig. 2.3.4 Roll damping moment of vertical flat plate,  $\lambda=0.14$

## 2.4 実用船型の横揺れ減衰力に関する模型実験

### 2.4.1 実験の目的および対象船型

強制動揺試験法による実用船型の横揺れ減衰力に関する調査は、これまでに九州大学応用力学研究所において実施され、コンテナ船、貨物船、鉱石運搬船およびタンカーの代表的4船型について実験データが得られている。それらは、いずれも満載状態を対象としており、 $B/d = 2.4 \sim 2.7$ の範囲にある。そこで、本年度はバラスト状態の横揺れ減衰力についても調査して、実用船型に対する実験データを補完することとし、上記のコンテナ船およびタンカーの軽荷状態( $B/d = 4.1 \sim 5.1$ )を対象に強制横揺れ試験を実施した。

なお、水槽試験は三菱重工業㈱長崎研究所の耐航性能水槽において実施した。

### 2.4.2 実験範囲

強制横揺れ試験は、横揺れ振幅 $\phi_A$ 、横揺れ周波数 $\omega$ 、および船速 $F_n$ を数種変更して実施した。なお、横揺れ軸は重心軸とした。供試模型船の主要目をTable 2.4.1に、また実験範囲をTable 2.4.2に示す。

### 2.4.3 実験結果

実験結果をFig 2.4.1～Fig 2.4.6に示す。無次元表示は次のように通例どおりである。

$$\text{横揺れ減衰モーメント係数} : \hat{B}_{44} = \frac{B_{44}}{\rho \nabla B^2} \sqrt{\frac{B}{2g}}$$

$$\text{周波数} : \hat{\omega} = \omega \sqrt{\frac{B}{2g}}$$

タンカーのバラスト状態の横揺れ減衰力は、満載状態の場合よりもいくらか大きい。周波数に対する傾向および前進速度影響は満載状態の場合と大差ない。

コンテナ船のバラスト状態の横揺れ減衰力は、前進速度零の場合は周波数が増加するに従って増加しているが、航走時には周波数による変化は少なく、満載状態の場合や肥大船の場合と傾向的に異なっている。また、比較的周波数の低い領域で、前進速度による横揺れ減衰力の増加が著しいが、これは喫水の浅いやせ型船型で共通にみられる傾向である。

Table 2.4.1 供試模型船主要目

供試模型船	タンカー船型	コンテナ船型
船長 $L_{pp}$ (m)	3.000	3.500
船幅 $B$ (m)	0.4719	0.5080
深さ $D$ (m)	0.2793	0.4000
喫水 $d$ (m)	0.0933	0.1254
排水量 $\Delta$ (kg)	108.9	116.8
$C_B$	0.8236	0.5275
$C_M$	0.9895	0.9546
メタセンター $GM$ (m)	0.0893	0.0555
$OG$ (m)	-0.0527	-0.0346
ヒルジキル $l_{B.K.}$ (m)	0.37 $L_{pp}$	0.25 $L_{pp}$
$b_{B.K.}$ (m)	0.0041	0.009
横揺れ固有角周期	1.30 sec	1.53 sec
回転軸	G	G
Appendage	Rudder	Rudder
トリム	2% A	0.985% A
	バラスト状態	SR108船型 バラスト状態

Table 2.4.2 試験範囲

船型	コンテナ船型	タンカー船型
船速	$Fn = 0, 0.25$	$Fn = 0, 0.15$
横揺れ振幅	$\phi_A = 10^\circ, (5^\circ, 15^\circ)$	$\phi_A = 10^\circ, (5^\circ, 15^\circ)$
横揺れ周波数	$\omega/\omega_0 = 0.2 \sim 1.0$	$\omega/\omega_0 = 0.2 \sim 1.0$
Appendage	ヒルジキル・舵	ヒルジキル・舵
横揺れ軸	重心軸	重心軸

( )内は特定の範囲でのみ実施

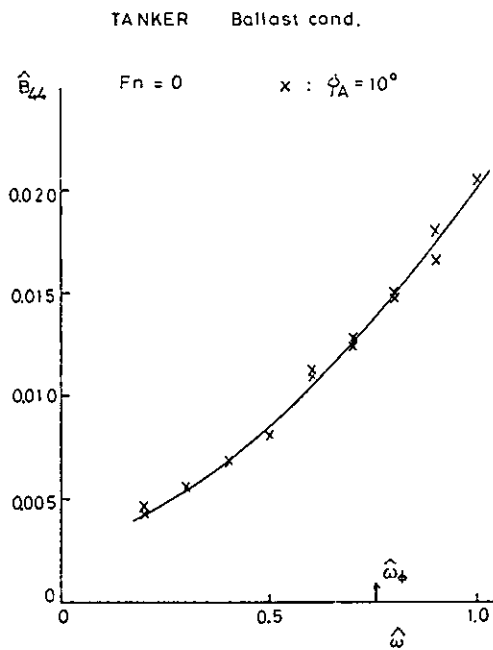


Fig 2.4.1 タンカー船型：バラスト状態

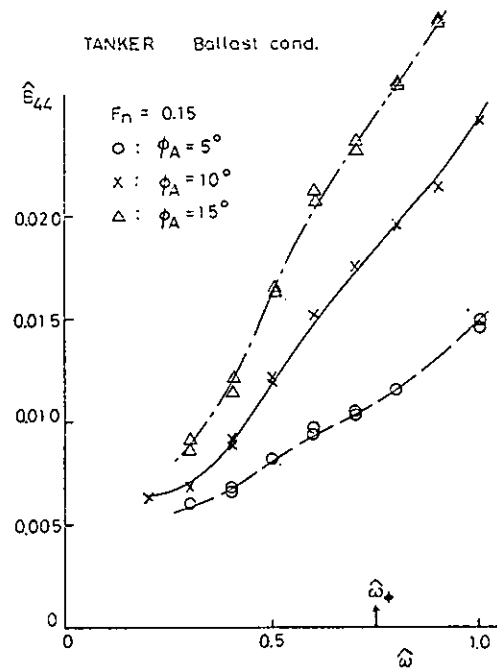


Fig 2.4.2 タンカー船型：バラスト状態

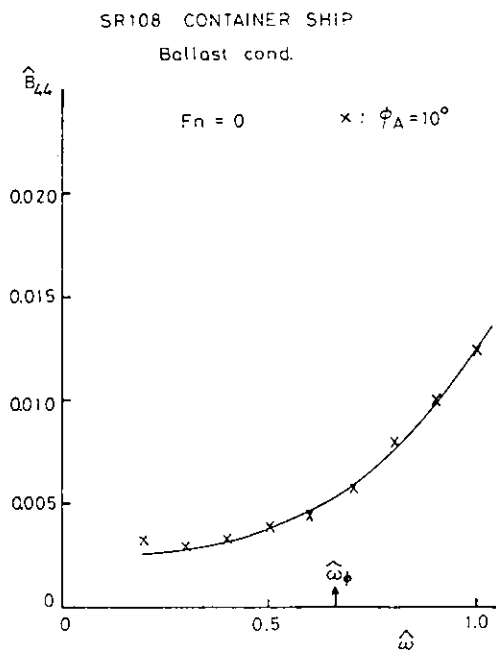


Fig 2.4.3 コンテナ船船型：バラスト状態

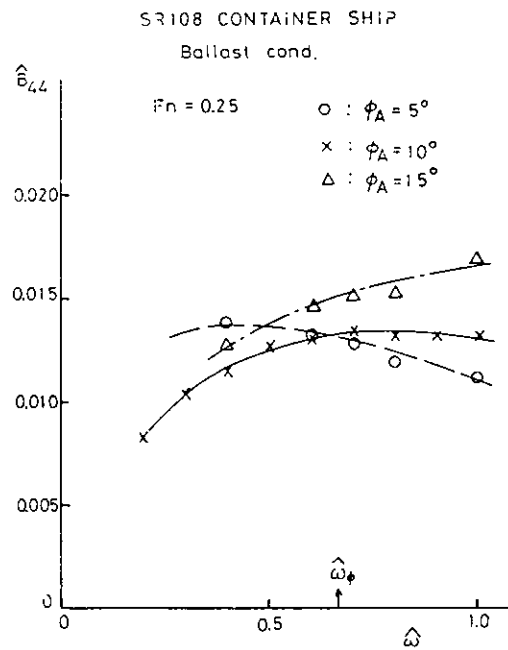


Fig 2.4.4 コンテナ船船型：バラスト状態

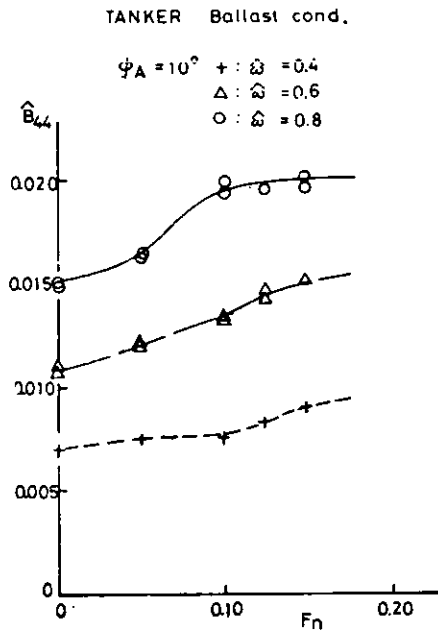


Fig 2.4.5 タンカー船型：バラスト状態

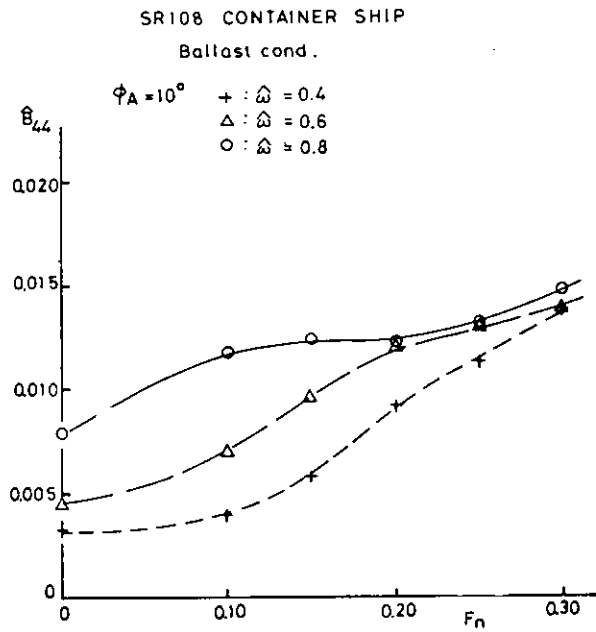


Fig 2.4.6 コンテナ船船型：バラスト状態

## 2.5 浅喫水船の横揺れ減衰力の計測

浅喫水船あるいは軽荷状態の船の横揺れ減衰力の計測例は少なく、その諸性質も明らかでない。また、先に提案された組立式推定法<sup>1)</sup>が、このような船型に対しても有効であるかどうか調べておく必要がある。今年度は、SR108 1軸コンテナ船およびSeries 60,  $C_B = 0.8$  船の軽荷状態における強制動揺試験を実施し、満載時の横揺れ減衰力との違い等について検討した。

### 2.5.1 強制動揺試験

供試模型はSR108 1軸コンテナ船およびSeries 60,  $C_B = 0.8$  船の2隻で主要目をTable 2.5.1に示す。横揺れ中心軸はG点 ( $OG/d = -0.276$ , ただしOGは静止水面より下方を正とする) およびO点(静止水面)の二種類とし、G点の場合には強制横揺れ試験、O点の場合には強制横揺れ試験および強制左右揺れ試験を行い運動方程式の諸係数を計測した。解析にあたっては、横揺れ角  $\theta = 0$  または左右揺れ変位  $y = 0$  の瞬間の記録から、モーメントおよび力を読みとり、各係数を求めた。

Fig 2.5.1 ~ Fig 2.5.6 にG点まわりの場合の横揺れ減衰力の計測値と組立式推定法による推定結果との比較を示す。 $F_n = 0$  の場合にはいずれの船型の場合にも推定値が過大評価となっており、特にやせた船の場合にそれが著しい。前進速度がある場合には、Fig 2.5.2 および Fig 2.5.4 からわかるように、周波数の増加と共に横揺れ減衰力の減少が見られ、満載時の実験結果とかなり傾向が異なる。

Fig 2.5.7 および Fig 2.5.8 には、ビルジキール成分の計測値(ビルジキール付の実験値から裸殻の実験値を差し引き、これをビルジキール成分とした)と推定値との比較を示す。推定値はいずれの場合も実験値と比べ大きく、軽荷時には満載時に比べビルジキールの効果が若干減少するようである。

以上の実験結果は、いずれも横揺れ回転軸がかなり高い位置にある場合で、満載時の横揺れ減衰力との差異が浅喫水船型自体によるものか、あるいは横揺れ軸の位置の影響によるものかは明らかでなかった。そこで、横揺れ軸がO点の場合についての実験を実施し、推定値との比較を行った。結果をFig 2.5.9 ~ Fig 2.5.16 に示す。計測された減衰係数は、横揺れの主要項  $\hat{B}_{44}^{**}$ , 横揺れから左右揺れへの連成項  $\hat{B}_{24}^{**}$ , 左右揺れの主要項  $\hat{B}_{22}^{**}$ , 左右揺れから横揺れへの連成項  $\hat{B}_{42}^{**}$  の4つである。Fig 2.5.9 および Fig 2.5.10 に示す  $\hat{B}_{44}^{**}$  の結果を見ると、裸殻の場合の推定値と実験値は若干差はあるものの傾向はよく合っている。一方ビルジキールの効果は推定値に比べてかなり小さい。横揺れから左右揺れへの連成項  $\hat{B}_{24}^{**}$  は Fig 2.5.11 および Fig 2.5.12 に示すように、裸殻の場合はOSMによるポテンシャル計算値とよく合うが、ビルジキールが付くと粘性の影響で減少し、その減少量は肥えた船の方が大きい。Fig 2.5.13 および Fig 2.5.14 に示す左右揺れの主要項  $\hat{B}_{22}^{**}$  は、やせた船の場合にはビルジキールの有無にかかわらずOSMの値とよく合っているが、肥えた船ではビルジキールが付いたことによる効果が表われており、これは満載時には見られなかった傾向である。左右揺れから横揺れへの連成項  $\hat{B}_{42}^{**}$  は、Fig 2.5.15 および Fig 2.5.16 に示すように、裸殻の場合がOSMの値より若干低く、ビルジキールが付くとさらに低くなる。

試みに、これらO点まわりの各係数の線型重ね合わせにより、G点まわりの場合の横揺れ減衰係数  $B_{44}^G$  を求めると次式となる。

$$B_{44}^G = B_{44} + OG ( B_{24} + B_{42} ) + ( OG )^2 B_{22} \quad ( 2.5.1 )$$

右辺の各係数に、Fig 2.5.9 ~ Fig 2.5.16 に示す裸殻の実験結果を代入すると、Fig 2.5.1 および Fig 2.5.2 中の一点鎖線のようになり、実験値とよく似た傾向を示す。このことから、浅喫水船の場合のように横揺れ軸が高い場合については、その横揺れ軸の位置が減衰力に及ぼす影響についても再検討する必要があると思われる。

### 2.5.2 まとめ

軽荷状態の船の横揺れ減衰力の計測を行い、推定値との比較を行った結果次の結論を得た。

- 1) 横揺れ軸がかなり高い場合の軽荷状態の横揺れ減衰力は、推定値よりもかなり小さく、前進時には満載状態のものと傾向も異なる。
- 2) 0点まわりの場合の諸係数実験値の線型重ね合せにより求めたG点まわりの横揺れ減衰力は実験値とよく似た傾向を示す。
- 3) 軽荷状態時のビルジキールの効果は推定値に比べてかなり小さい。

#### 参 考 文 献

- 1) 日本造船研究協会第161研究部会；船舶の波浪中性能推定の精度向上とその実証に関する研究報告書，研究資料 No.291（昭53.3），P.65～69

Table 2.5.1 Principal particulars of models

	SR-108 container (ballast cond.)	Series60, $C_B=0.8$ (ballast cond.)
Length	1.75 m	1.8 m
Breadth	0.254 m	0.2769 m
Draft	0.0627 m	0.0684 m
Displacement	0.01452 m <sup>3</sup>	0.02642 m <sup>3</sup>
Block coefficient	0.521	0.7748
Midship coefficient	0.9546	0.9902
B/d	4.05	4.05
OG/d	-0.2759	-0.2759
Trim	0.0	0.0

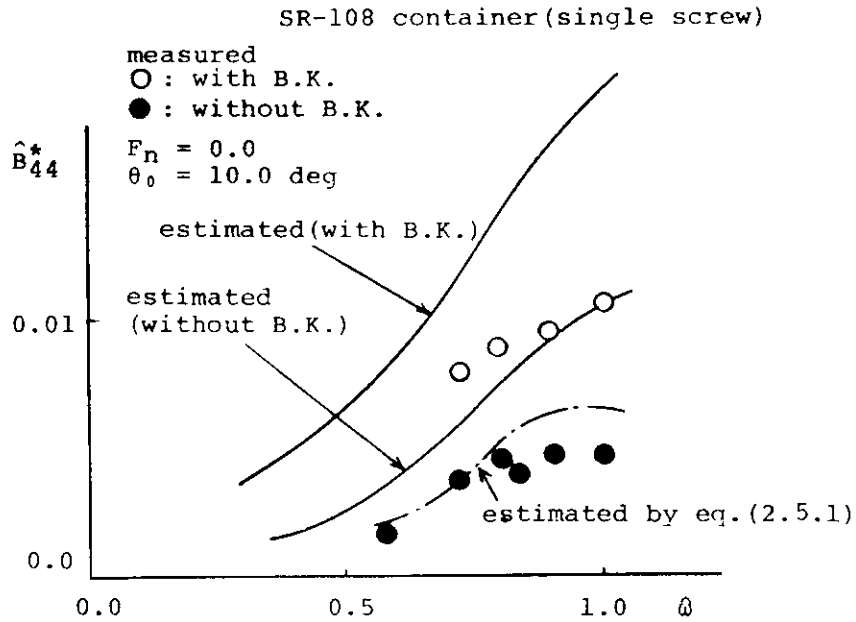


Fig.2.5.1. Roll damping coefficient  $\hat{B}_{44}^*$  for SR-108 container ship (ballast cond.) at zero forward speed.

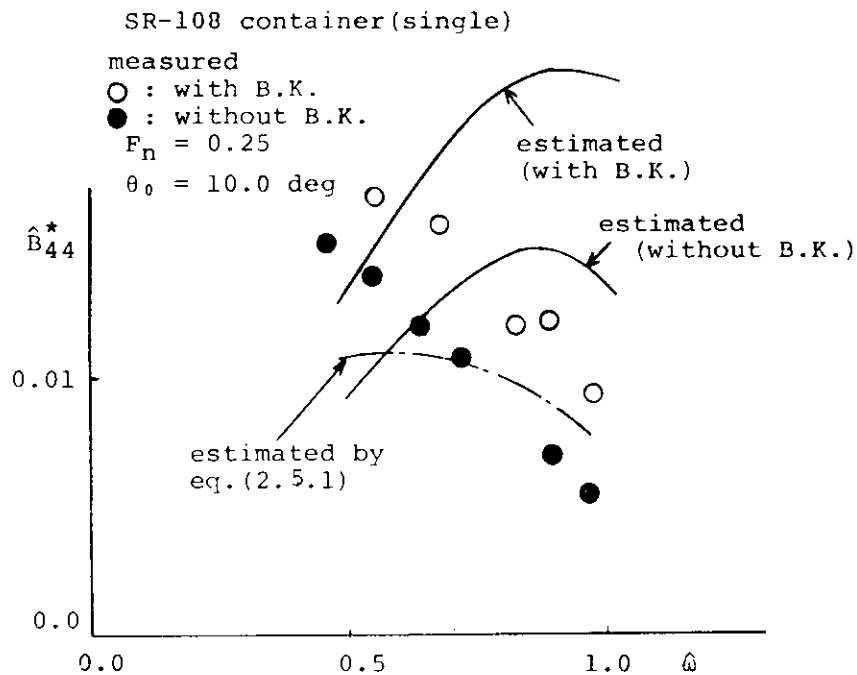


Fig.2.5.2. Roll damping coefficient  $\hat{B}_{44}^*$  for SR-108 container ship (ballast cond.) at forward speed.

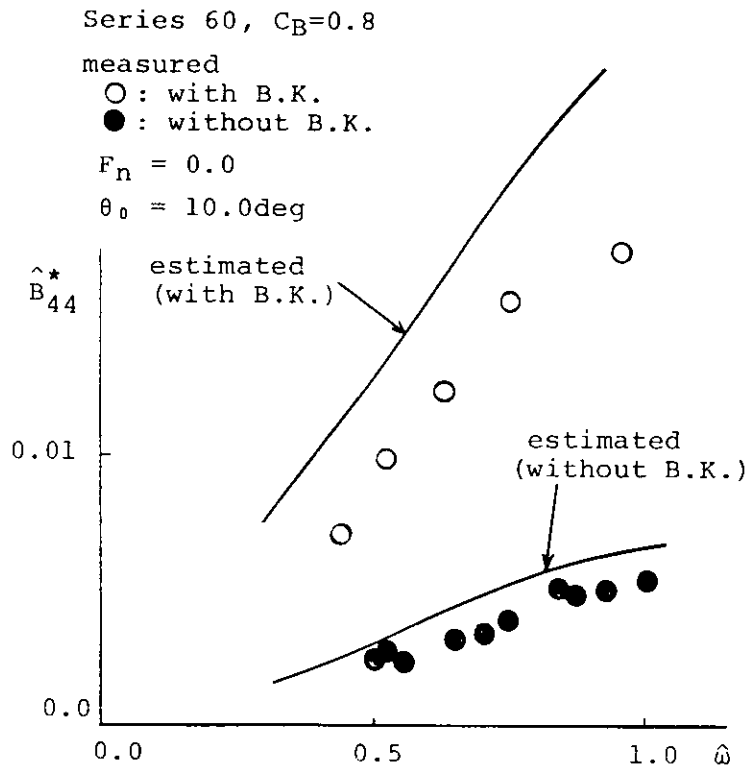


Fig.2.5.3. Roll damping coefficient  $B_{44}^*$  for Series 60,  $C_B=0.8$  (ballast cond.) at zero forward speed.

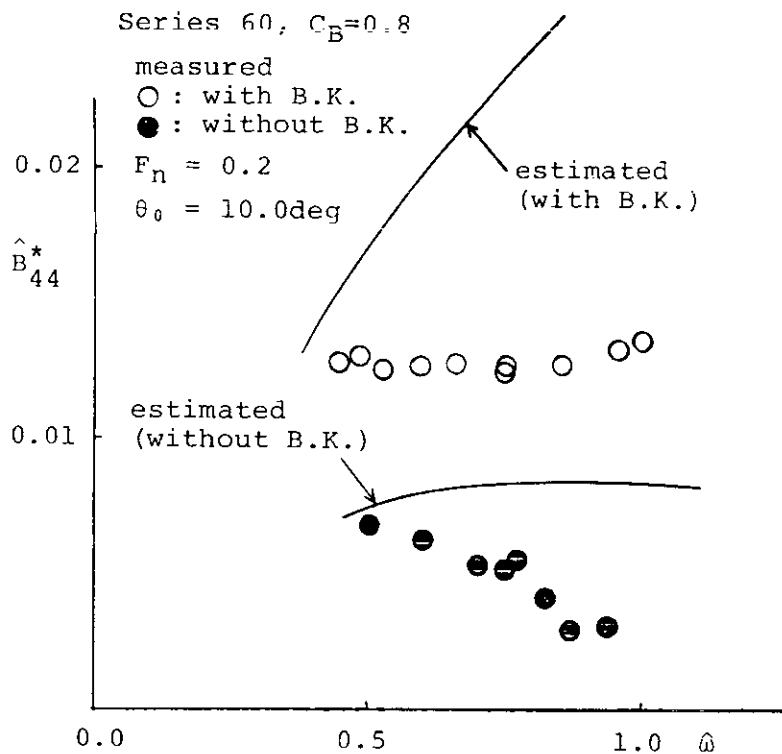


Fig.2.5.4. Roll damping coefficient  $B_{44}^*$  for Series 60,  $C_B=0.8$  (ballast cond.) at forward speed.



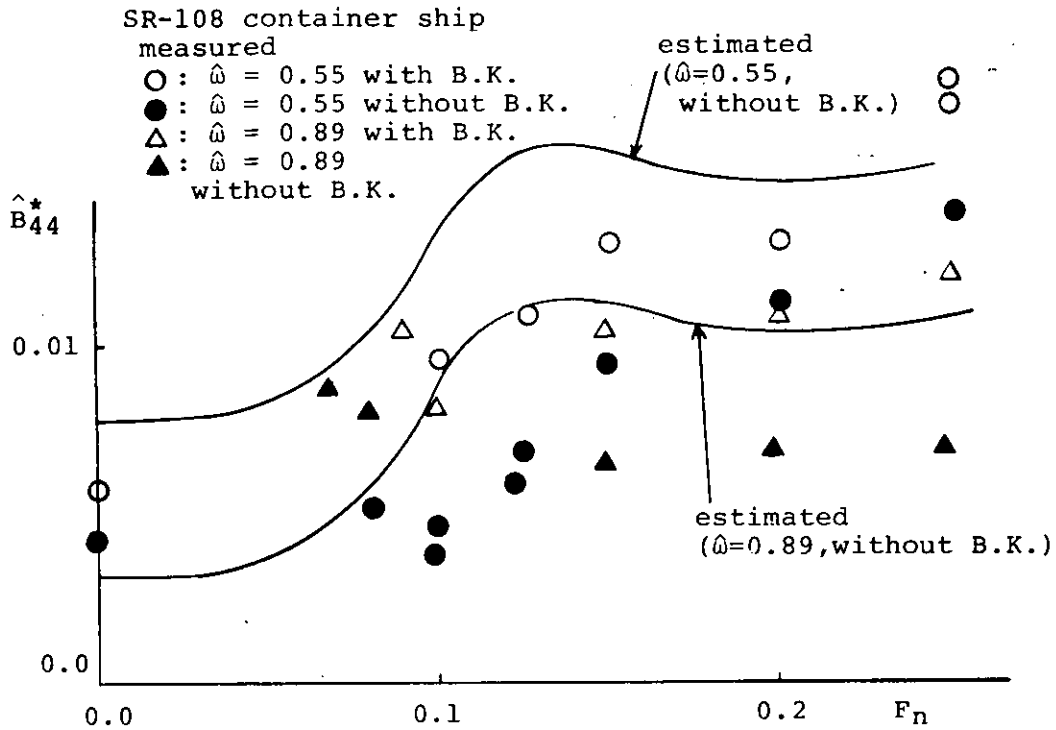


Fig.2.5.5. Roll damping coefficient  $\hat{B}_{44}^*$  for SR-108 container ship (ballast cond.).

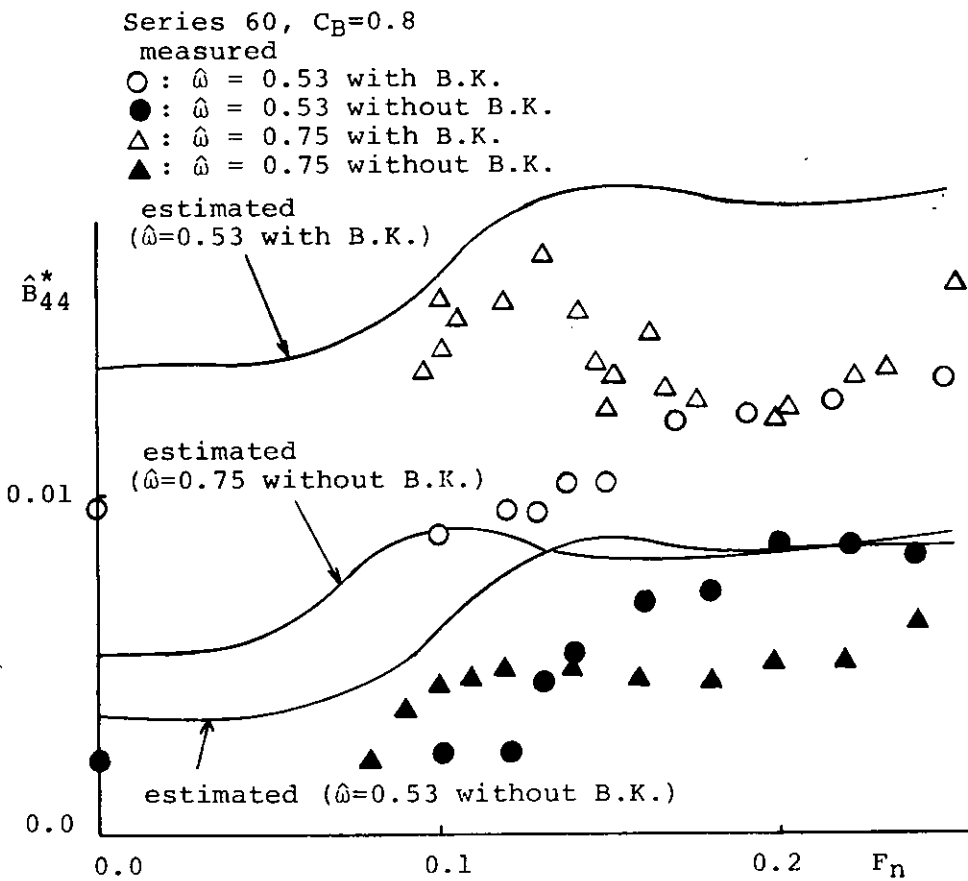


Fig.2.5.6. Roll damping coefficient  $\hat{B}_{44}^*$  for Series 60  $C_B=0.8$  (ballast cond.).

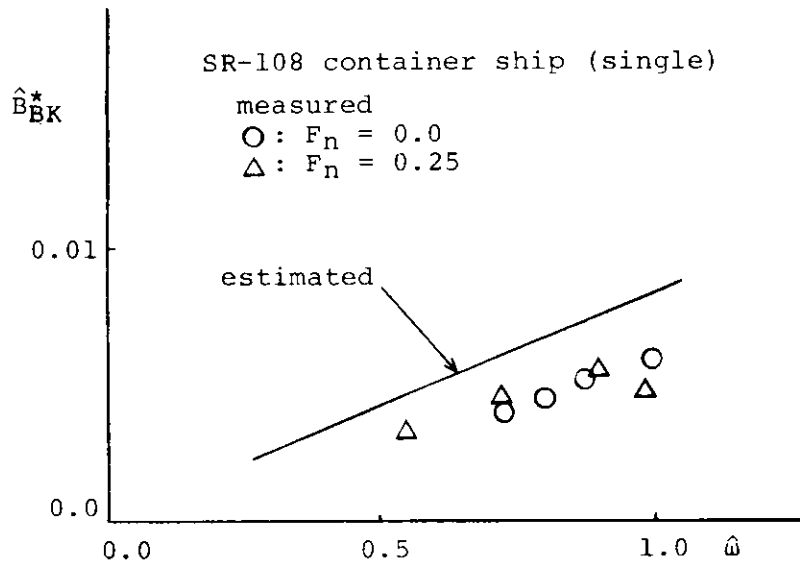


Fig.2.5.7. Effect of bilge keel attached to SR-108 container ship (ballast cond.).

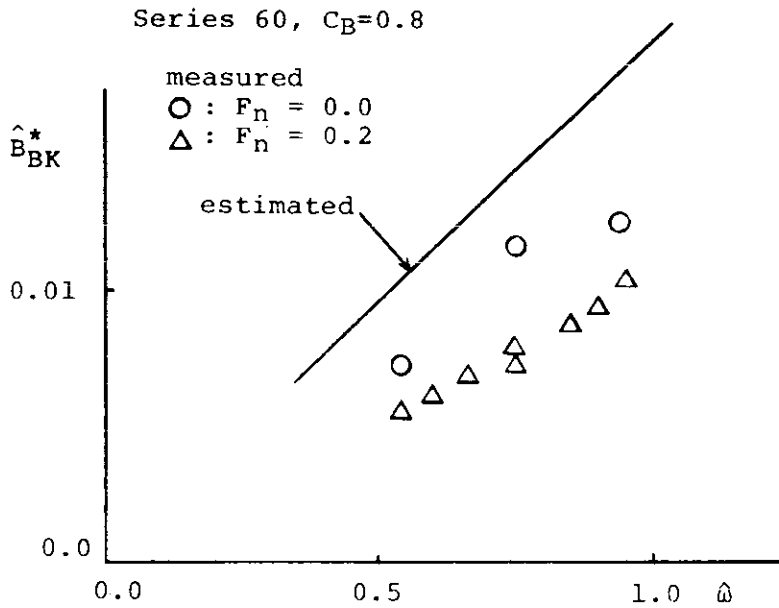


Fig.2.5.8. Effect of bilge keel attached to Series 60,  $C_B=0.8$  (ballast cond.).

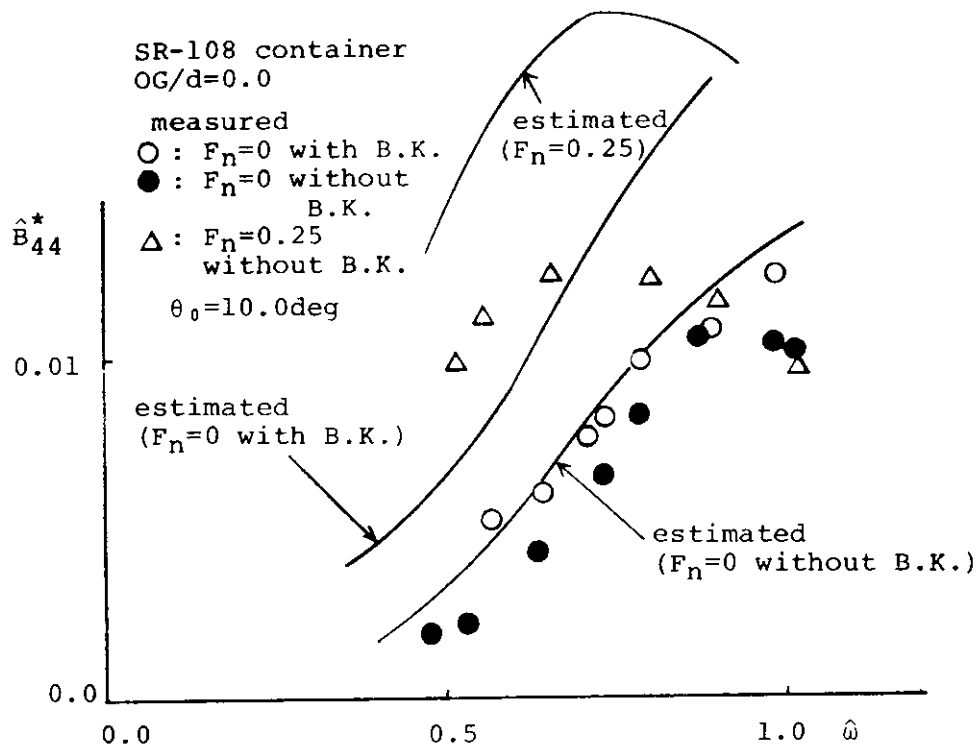


Fig.2.5.9. Roll damping coefficient  $\hat{B}_{44}^*$  for SR-108 container ship (ballast cond., OG/d=0).

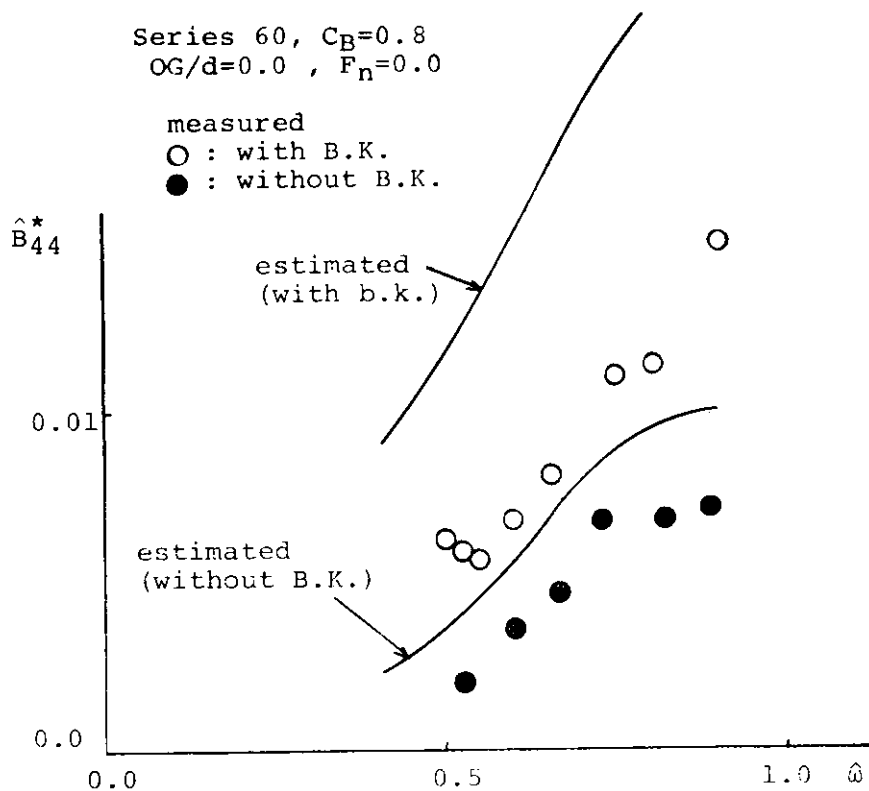


Fig.2.5.10. Roll damping coefficient  $\hat{B}_{44}^*$  for Series 60,  $C_B=0.8$  ship (ballast cond. OG/d=0.0).

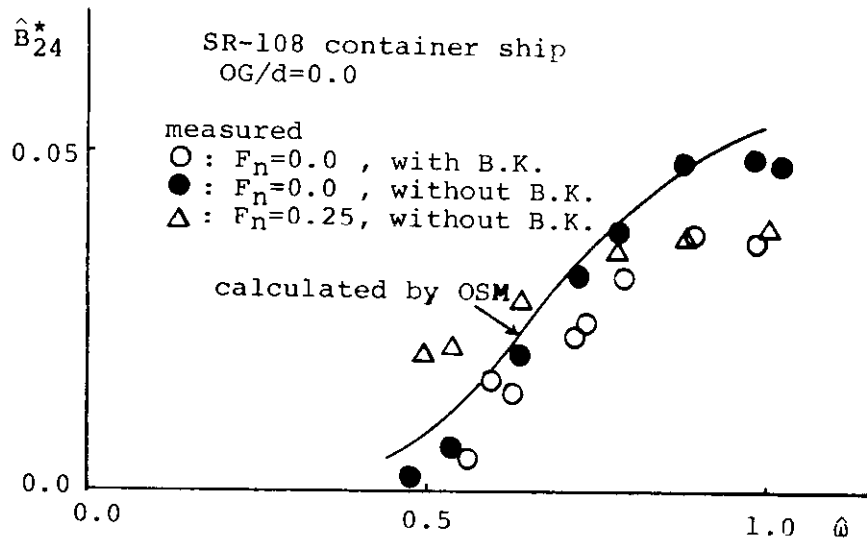


Fig.2.5.11. Roll into sway coefficient  $\hat{B}_{24}^*$  for SR-108 container ship (ballast cond.).

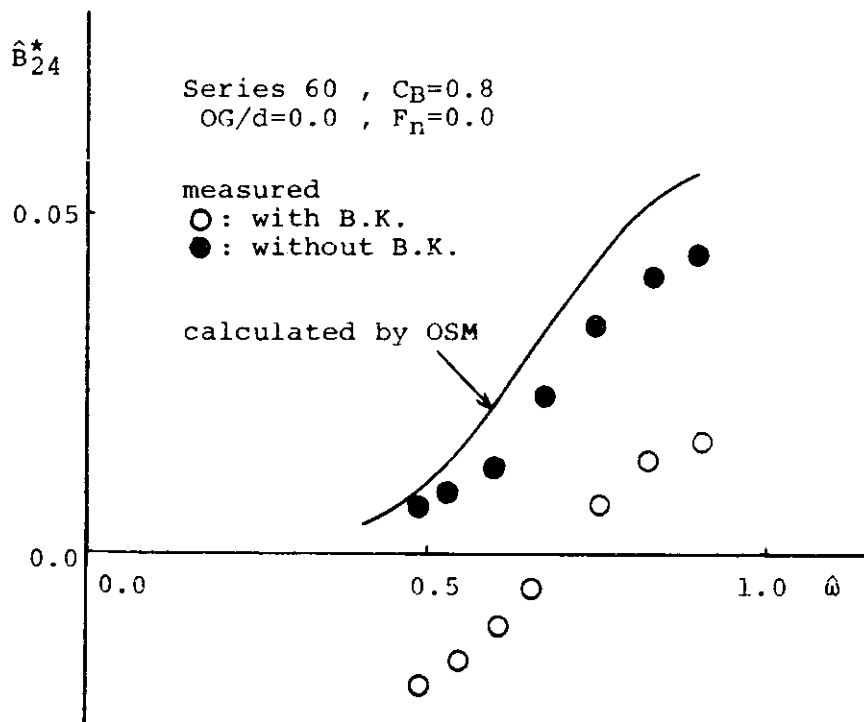


Fig.2.5.12. Roll into sway coefficient  $\hat{B}_{24}^*$  for Series 60,  $C_B=0.8$  ship (ballast cond.).

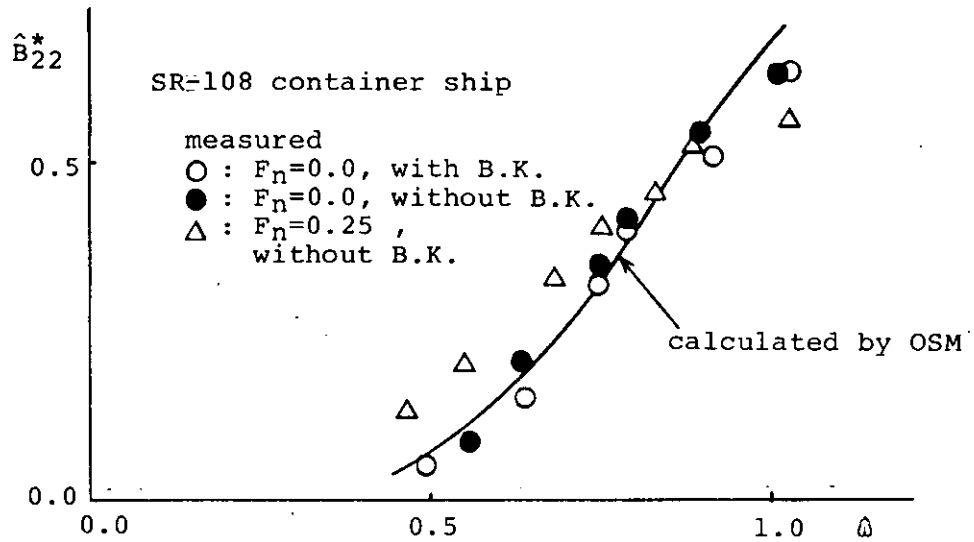


Fig.2.5.13. Sway damping coefficient  $\hat{B}_{22}^*$  for SR-108 container ship (ballast cond.).

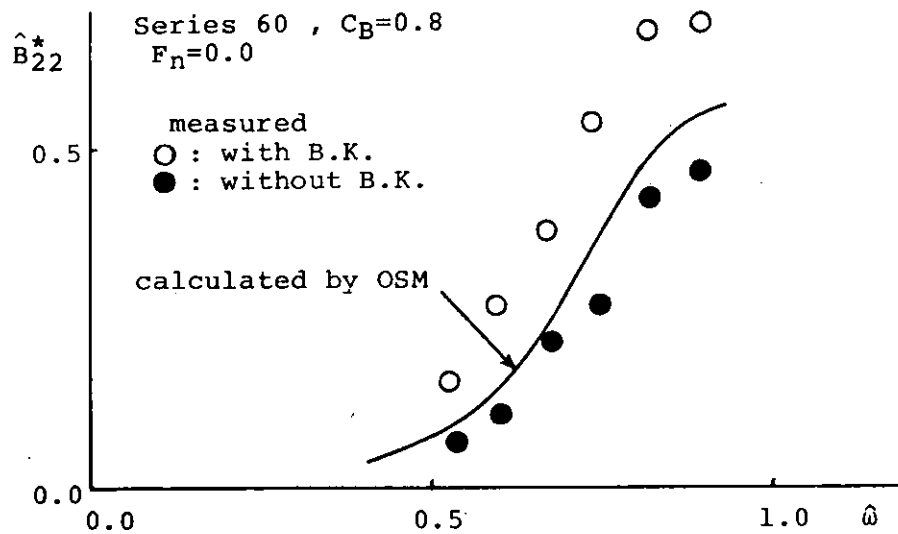


Fig.2.5.14. Sway damping coefficient  $\hat{B}_{22}^*$  for Series 60,  $C_B=0.8$  ship (ballast cond.).

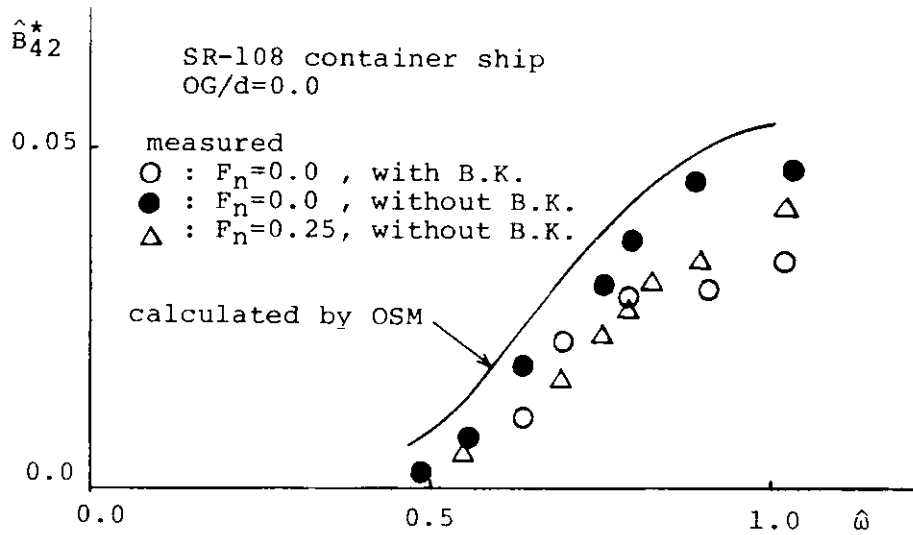


Fig.2.5.15. Sway into roll coefficient  $\hat{B}_{42}^*$  for SR-108 container ship (ballast cond., OG/d=0.0).

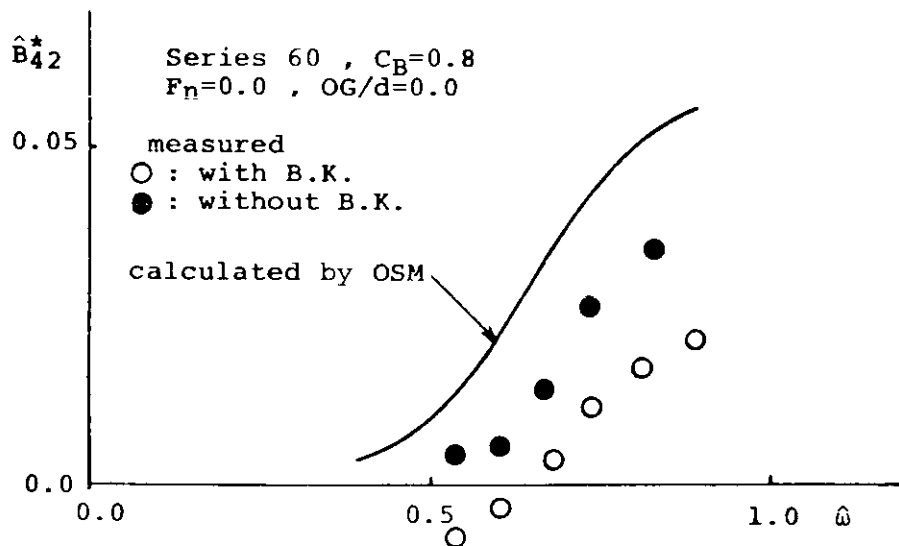


Fig.2.5.16. Sway into roll coefficient  $\hat{B}_{42}^*$  for Series 60,  $C_B=0.8$  ship (ballast cond. OG/d=0.0).

## 2.6 大角度過渡強制及び不規則強制横揺れ実験

昨年度に引き続き、SR108 船型 2m モデルの満載状態について大角度の過渡並びに不規則強制横揺れ実験を実施し、得られた等価線型減衰係数を規則強制ロールによる資料と比較した。また今回は解析法の妥当性をシミュレーションにより検討している。

解析方法は前年度の報告書による方法と同一であるので関係ある式のみ列挙する。無次元表示は Fig 2.6.1 中に示す。

運動方程式

$$A_{44} \ddot{\phi} + B_1 \dot{\phi} + B_2 \phi + C_1 \phi + C_3 \phi^3 = m(t) \quad (2.6.1)$$

$$\equiv A_{44E} \ddot{\phi} + B_{44E} \dot{\phi} + C_{44E} \phi \quad (2.6.2)$$

但し  $A_{44} = [C_{44} - (M_0 / \phi_0) \cos \alpha] / \omega^2 \quad (2.6.3)$

$$B_{44E} = [(M_0 / \phi_0) \sin \alpha] / \omega \quad (2.6.4)$$

また規則横揺及び過渡横揺の場合は、(文献2)

$$B_{44E} = B_1 + \frac{8}{3\pi} (\omega \phi_0) B_2 \quad (2.6.5)$$

$$C_{44E} = C_1 + \frac{1}{2} \phi_0^2 C_3 \quad (2.6.6)$$

不規則横揺の場合は最少偏差法により(文献3)

$$B_{44E} = B_1 + \sqrt{\frac{8}{\pi}} \sigma \dot{\phi} B_2 \quad (2.6.7)$$

$$C_{44E} = C_1 + 3 \sigma \phi^2 C_3 \quad (2.6.8)$$

### 2.6.1 シミュレーションによる検討

今回の実験に際し、考えている等価線型化減衰係数を実験より得る手法がどの程度妥当であるかを運動方程式上で数値実験によりチェックした。即ち、Fig 2.6.1に示すように(2.6.1)式の運動方程式上で  $A_{44}$ 、 $B_1$ 、 $B_2$ 、 $C_1$ 、 $C_3$  に実験状態に近い値を入れて、与えられた過渡横揺、不規則横揺角  $\phi(t)$  に対する反力  $M(t)$  を数値計算し  $B_1$ 、 $B_2$  を前年度の実験と同一の手法で(2.6.5)、(2.6.7)式に従って再解析して最初に与えた  $B_1$ 、 $B_2$  が得られるかを見ようと云うわけである。

与えた  $B_1$ 、 $B_2$  が得られなければここで考えている等価線型化減衰係数を得る手法は使えないと云う事になるわけであるが、結論から云うと大略再現出来るようである。Fig 2.6.2~4は過渡強制の例で、各々横揺れの振幅一定、振幅一定でタイムヒストリーを長くしたもの、角速度振幅一定の場合について、与えた減衰係数(直線)に対して再解析したもの(折線)である。

Fig 2.6.5は不規則強制横揺のシミュレーションにより得られた  $B_{44E}$  であるが、 $\omega$  ベースの係数の有効周波数範囲での平均値を角速度分散 ( $\sigma_{\dot{\phi}}$ ) ベースにプロットした、Fig 2.6.6は最初に与えた係数(直線)に一致しており、等価線型減衰係数を得るには周波数ベースでの平均化の手法が妥当であるといえよう。

なお、狭帯域であるロールの応答スペクトルに比べて実験では必要以上の広範囲の周波数についての強制横揺を行っているがこれは平均化の際の精度向上に役立つと考えられる。

### 2.6.2 実験結果

実験装置の概略を Fig 2.6.7に、また使用したモデルの主要目等を Table 2.6.1の満載状態の欄に示す。

前年度実施の常用状態に比べて排水量は12%増大している。回転軸はO点(水面)としている。

吃水が増大し、25度で甲板縁が没水する為Fig 2.6.8に示すアクリル板(高さ6cm,長さ60cm)を船体平行部に立て、最大片振幅40度まで可能とした。

### (i) 過渡強制横揺れ試験

#### (a) 振幅一定の場合

実験例をFig 2.6.9に示す。上から横揺れ角タイムヒストリー、横揺れ角フーリエスペクトル、横揺れ角に対する反力モーメントの振幅比、並びに位相差を示す。

図中の矢印は横揺れ固有周期 $f_0$ である。スペクトルの応答比から(2.6.4)式により得られた減衰係数 $B_{44E}$ をフルード数毎にFig 2.6.10~Fig 2.6.12に示す。

各々の図中の記号の違いは平均揺れ角の大小によるものであり、直線はそれらを縦軸の切片を同一にして最小2乗近似したものである。シミュレーションからも云えるようにこの切片と直線の傾きから(2.6.5)式により $B_1$ 、 $B_2$ が求まるわけである。結果はFig 2.6.29, 31にまとめて示す。各々の図の下部は(2.6.3)式によって求めた $A_{44}$ であるが、ストリップ法(点線)によるものと比較して、低周波で大なる負の付加慣性モーメントとなっている。これは先にのべたシミュレーション結果にも現われている。大角度横揺れである事を考慮して、(2.6.3)式中の $C_{44}$ の代わりに(2.6.6)式の $C_{44E}$ を使えばFig 2.6.13の如く修正され、ストリップ法による値に近づく故復原項の非線型性を考慮する必要がある事がわかる。

#### (b) 角速度振幅一定の場合

(2.6.5)式により、角速度振幅( $\omega \phi_0$ )一定の場合は、 $\omega$ ベースに平行な $B_{44E}$ のグラフが予想される。実験例をFig 2.6.14に示す。一番下の $\dot{\phi}(\omega)$ のグラフがほぼ一定であり大略 $\omega \phi_0 = \text{const} \cdot \omega$ の条件が満たされていると云える。 $B_{44E}$ の解析結果をフルード数別にFig 2.6.15~Fig 2.6.17に示す。変動はあるが $\omega$ ベースに平均値をとり $\omega \phi_0$ ベースに $\hat{B}_{44E}$ をプロットしたものがFig 2.6.18である。(2.6.5)式を使えば $B_{44E}$ 軸の切片及び傾きより $\hat{B}_1$ 、 $\hat{B}_2$ が求まるわけである。結果はFig 2.6.29, 31に示されている。

### (ii) 不規則強制横揺れ試験

不規則強制ロールの駆動信号は応答の揺れ角スペクトルがFig 2.6.19の中段に示すような三角形状となるように作成した。これは実船試験で得られるデータを参考にしたものである。同図で上段は揺れ角のヒストグラム、最下段は角速度のスペクトルであり、これは $\sigma \dot{\phi}$ を求める為に必要なものである。与えられた揺れ角に対応する反力の応答のクロススペクトルから等価線型化された意味での減衰係数が(2.6.4)式により求まる。

これを $F_n$ 別に示したのがFig 2.6.20~22である。各々の図の中の符号の違いは平均揺れ角の違いである。又各々の下図のグラフは(2.6.3)式による $A_{44}$ で、過渡強制と同様(2.6.8)式で示される等価線型化した $C_{44E}$ を用いればストリップ法の値に近づく事がFig 2.6.27, 28に示されている。不規則シミュレーションでものべたように各々のグラフで、スペクトルの有効周波数範囲を考慮して、平均化してやれば、平均揺れ角毎の、(あるいは横揺れ角の分散毎の、さらには角速度分散毎の) $B_{44E}$ が得られる。それらをFig 2.6.23~26に示すがこれらの図より(2.6.7)式を用いて $\hat{B}_1$ 、 $\hat{B}_2$ を最小2乗法により決定する事が出来るわけで、結果は各々の図の中に数値で示すと共にFig 2.6.29, 31にまとめて示してある。

## 2.6.3 解析結果

満載状態での最終結果はFig 2.6.29, 31に集約されているが、参考の為に前年度の常用状態の結果もFig 2.6.30, 32に示す。 $F_n$ ベースのFig 2.6.31に示すように、 $B_1$ の値は過渡強制、不規則強制とも大略同じであったため一本の直線にまとめ、まとめた $B_1$ に対応する $B_2$ を最小2乗法で求めたのがFig 2.6.31の上図となっている。 $B_2$ がフルード数 $F_n$ の増大と共に減少する傾向が示されている。揺れ角ベースのFig 2.6.29



で実際に揺れ角ベースの表示となっているのは、振幅一定の過渡強制の場合のみであるが、比較の為、不規則強制ロール結果等も水平線として示してある。線の範囲は実験における揺れ角の範囲を示しており、片振れで30度以上となっていることがわかる。満載状態に関しては田才(文献1)等の規則強制による結果( $F_n = 0.275$ , 片振幅 $5^\circ \sim 15^\circ$ )があるので比較の為図中に示した。 $B_1$ ,  $B_2$ , とも不規則強制による結果が高めとなっているが、平均揺れ角の大きさが違う事を考えれば、規則、過渡並びに不規則強制ロールによる減衰係数の等価線型評価が大略一致していると考えよう。

満載状態と常用状態を比較した場合、 $\hat{B}_1$ ,  $\hat{B}_2$ , とも常用状態の方が大き目に出ているが、排水量の違いを考慮して有次元化した場合、 $B_1$ ,  $B_2$ , はほぼ同程度の値となる。ただ、 $\hat{B}_1$ ,  $\hat{B}_2$ , とも角度ベースでの上下の変動幅の方が速度ベースの変動幅よりも小さく、細かく見ると角度ベースの $B_2$ の変化の傾向に満載状態と常用状態で若干違いがあるようであるが、 $F_n$ 数の増大と共に右下りの傾向が弱まり、ついには水平あるいは右上りとなるという傾向は同一と考えられる。

最後に、Fig 2.6.33に示したものは、不規則強制横揺れによって得られた $\hat{B}_{44E}$ を、最大横揺れ角 $\phi_{max}$ , 有義横揺れ角 $\phi_s$ , 平均横揺れ角 $\phi_{AV}$ をパラメータとして、規則又は過渡強制における横揺れ角 $\phi_0$ ベースに置点したものである。このような対応のさせ方は厳密には正しくないが、これで見ると今回の実験では、不規則横揺れを推定する際の減衰係数は、 $\phi_{max}$ を $\phi_0$ とみなし、規則強制横揺れによる結果を採用すればよいと云う事が推量される。

以上、横揺れは振幅ベース或は周波数ベースに大きく変動する横揺れ減衰係数をもつ現象であるために、規則横揺れ、過渡横揺れ、不規則横揺れ運動相互間では、縦運動におけるような対応を厳密には最早や持たないわけであるが、等価線型減衰係数で整理すると満載状態の場合も意外に対応が見つかる事が示されたと考えられる。

また、規則強制横揺れでなされていないような大角度での減衰係数も把握された。これらの事は同時に、線型現象で発揮された過渡強制試験の利点が非線型な横揺れ減衰係数を求める際にも発揮される事を意味する。

但し、軽荷状態あるいは他の船型については更に検証が必要であろう。

## 参 考 文 献

- 1) 造船研究協会 161 研究部会；船舶の波浪中性能推定の精度向上とその実証に関する研究報告書，  
造研研究資料 No 275, (昭和52年3月)
- 2) 高木幹雄，田才福造；横運動方程式の流体力について，西部造船会会報 第46号 (昭和48年8月)
- 3) Kaplan, R; Lecture Notes on Non-Linear Theory of Ship Hull Motion in a  
Random Seaway, 11 th I.T.T.C. Report (1966, Tokyo)

Table 2.6.1 横型船主要目並びに実験状態

SR-108-S7 ; Scale=2/175 Ship Form	Full Load Condition	Normal Condition
L	2.000 (m)	2.000 (m)
B	0.290 (m)	0.290 (m)
D	0.176 (m)	0.176 (m)
d	0.1086(m)	0.0971(m)
Trim	0.0 (m)	0.0 (m)
$C_b$	0.570	0.559
$\nabla$	0.0359(m <sup>3</sup> )	0.0315(m <sup>3</sup> )
Rolling Period T (in Water)	1.630(sec)	1.245(sec)
Rolling Frequency $\omega_\phi$	3.854(rad/s)	5.047(rad/s)
Nondimensional Roll.Freq. $\bar{\omega}_\phi$	0.4688	0.6139
KM	0.1202(m)	0.1187(m)
GM	0.0116(m)	0.0216(m)
KC=d	0.1086(m)	0.0971(m)
$K_{xx}/B$ in Water at $F_n=0$	0.302	0.315
$K_{xx}/B$ in Air	0.273	0.289
Bilge Keel : Length= $L_{pp}/4$ Breadth	0.5 (m) 0.0051(m)	0.5 (m) 0.0051(m)
Rudder	with	with

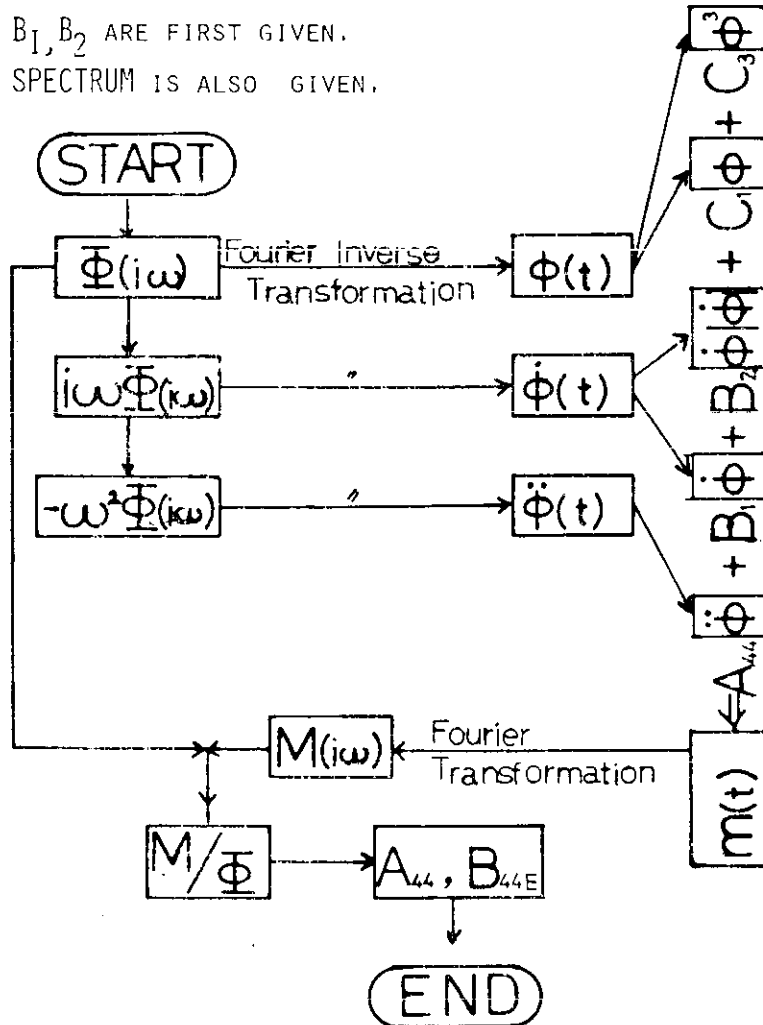


Fig 2.6.1 解析手法確認のためのシミュレーション・フローチャート

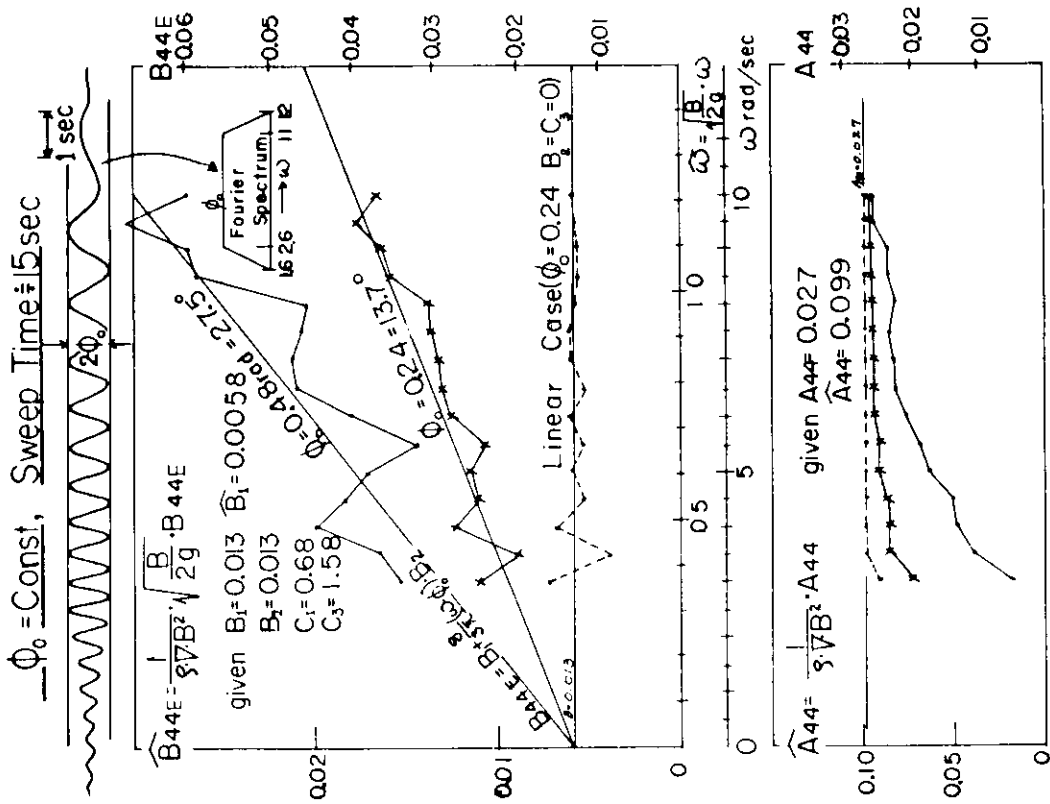


Fig 2.6.2 過渡強制ローレンシミュレーションによる  $B_{44E}$

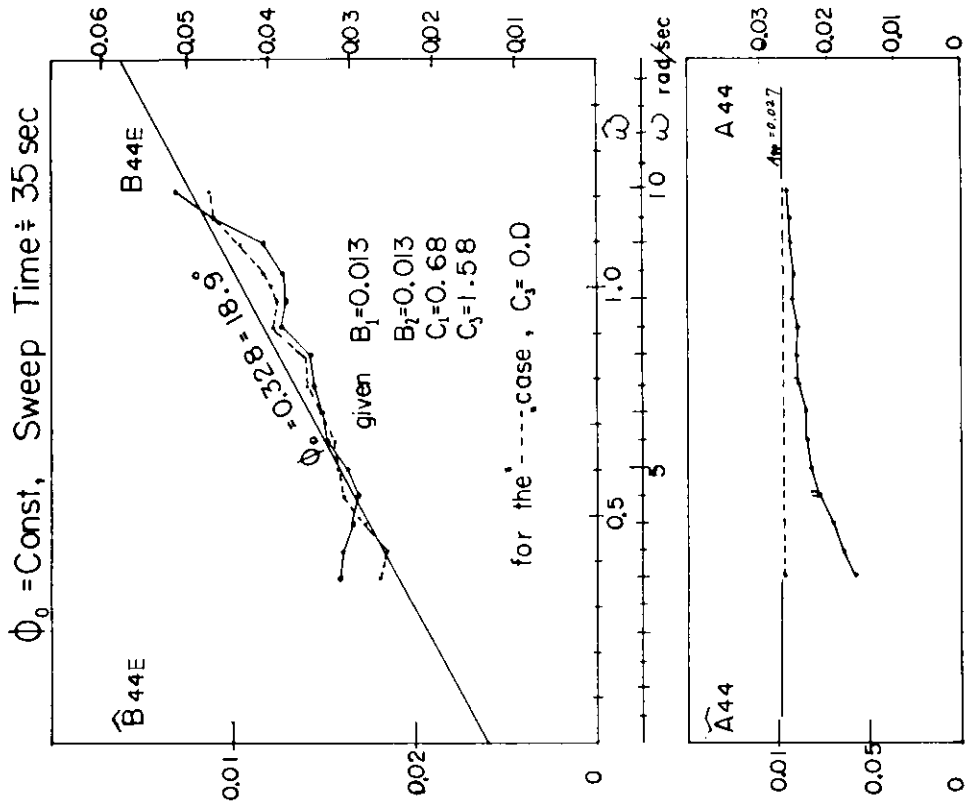


Fig 2.6.3 前図で Sweep Time を長くした時の  $B_{44E}$

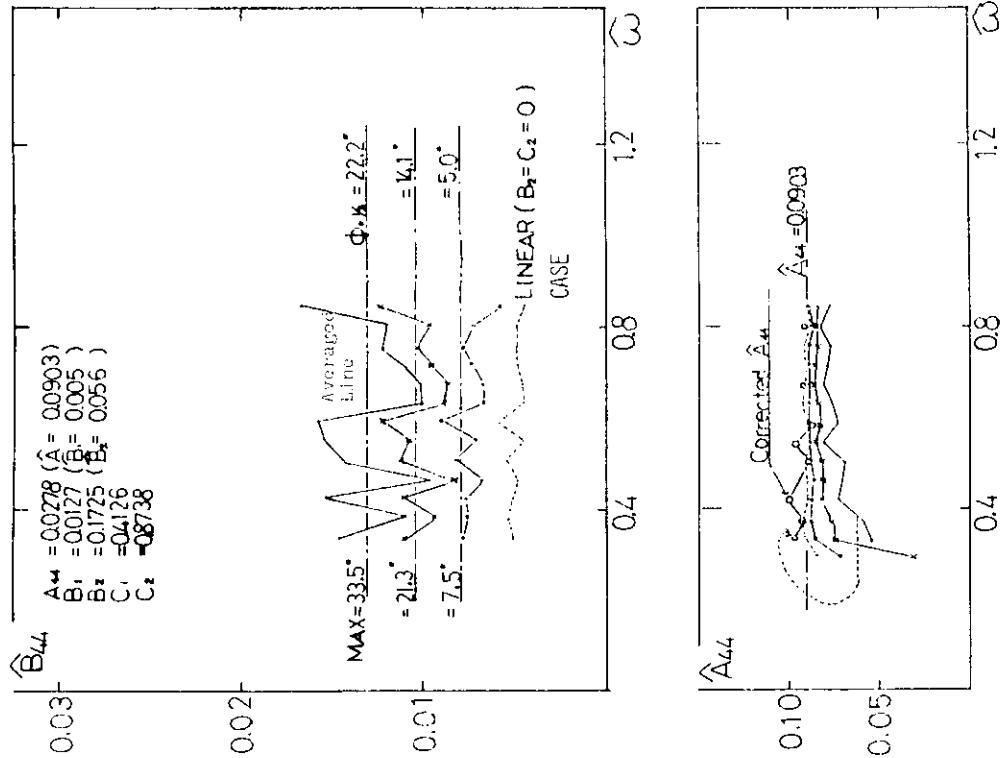


Fig 2.6.5 不規則強制ロールシミュレーションによる  $B_{44E}$ ,  $A_{44}$

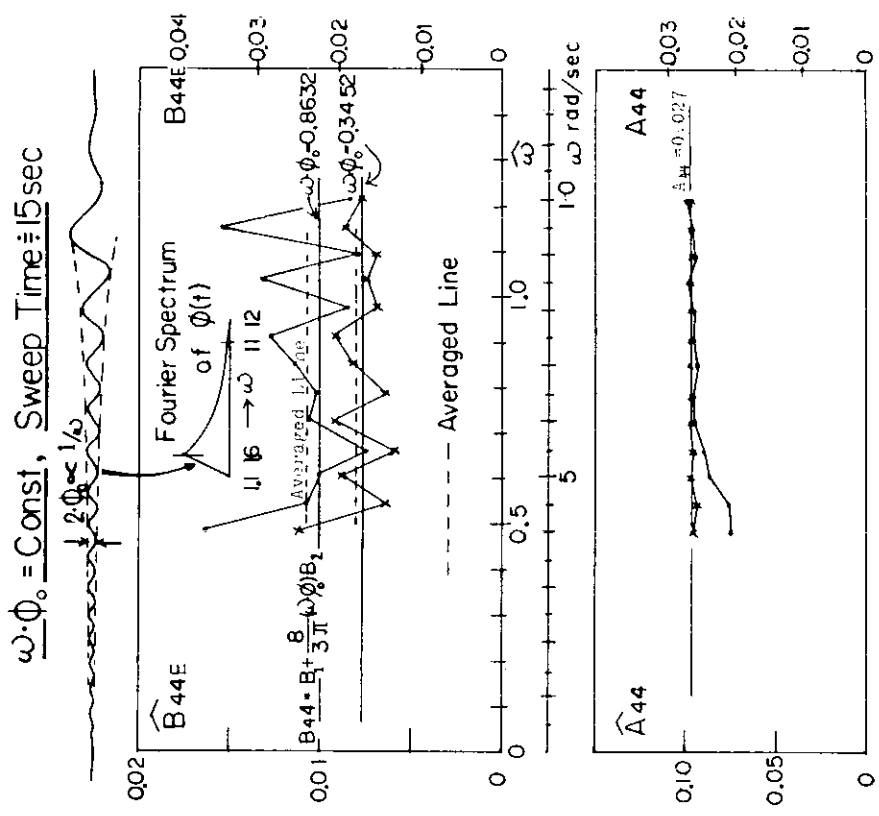


Fig 2.6.4 角速度振幅一定の過渡強制ロールシミュレーション

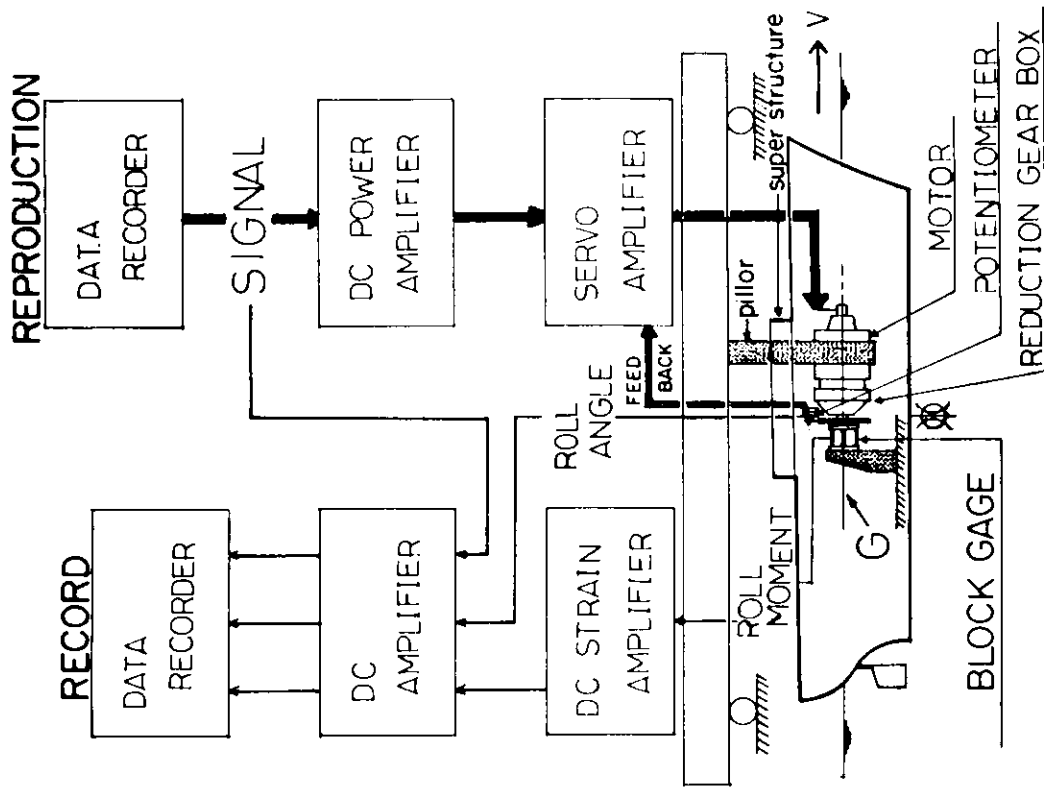


Fig 2.6.7 実験法概略

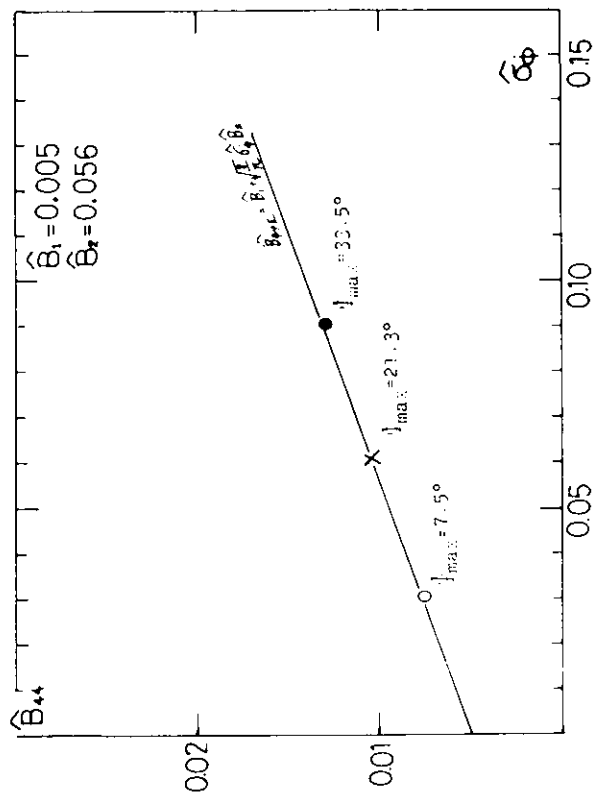


Fig 2.6.6 前図の  $B_{44}$  より  $B_1$ ,  $B_2$  を求める方法

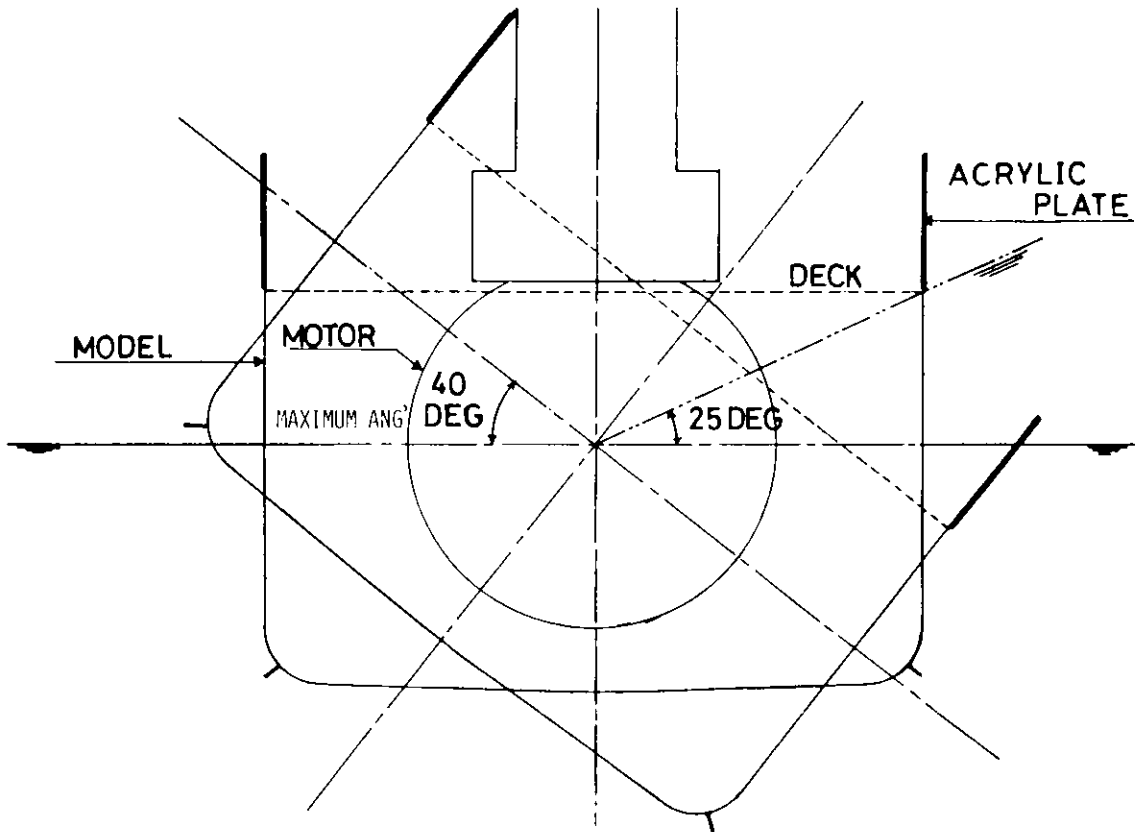


Fig 2.6.8 可能な最大ロール角(約40°)

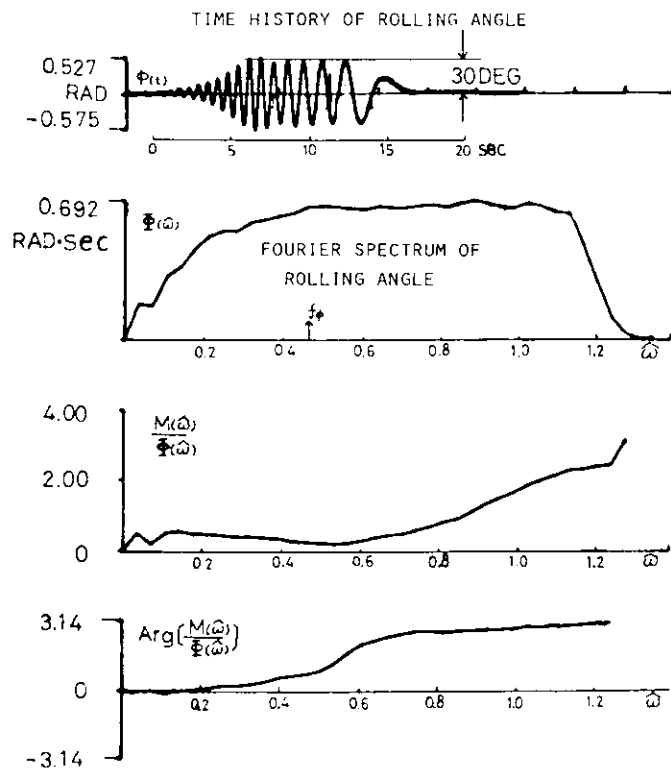


Fig 2.6.9 振幅一定の過渡強制ロールの例

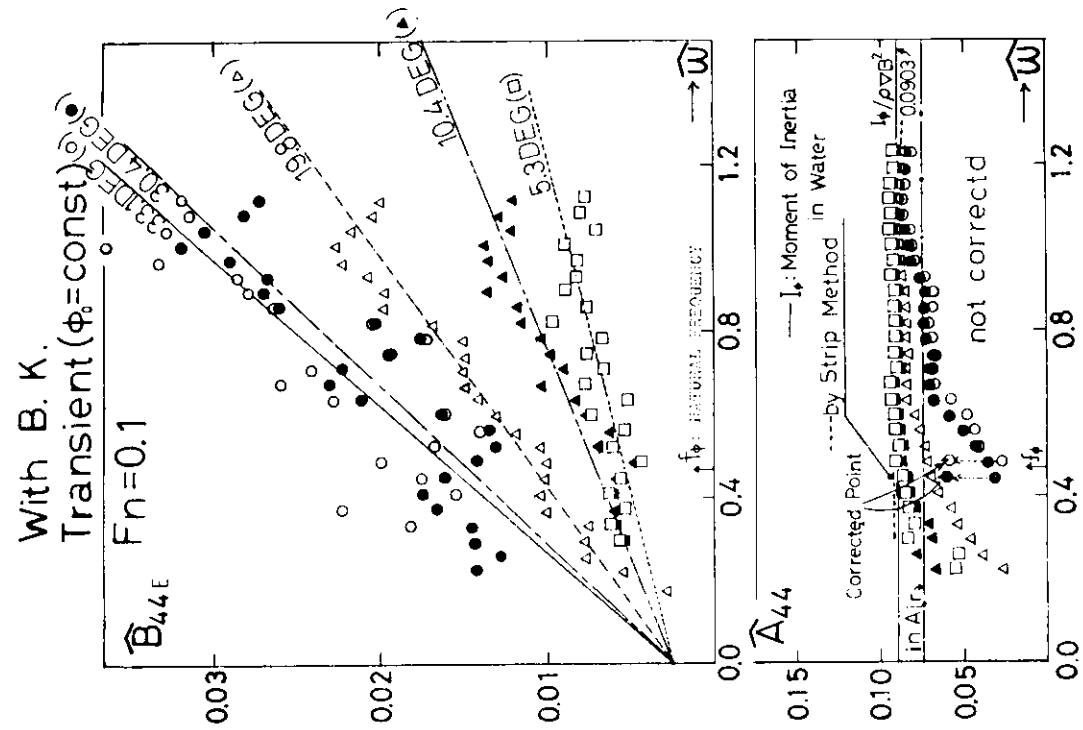


Fig 2.6.10 振幅一定の過渡強制ロール ( $F_n = 0.1$ ) による  $B_{44E}$

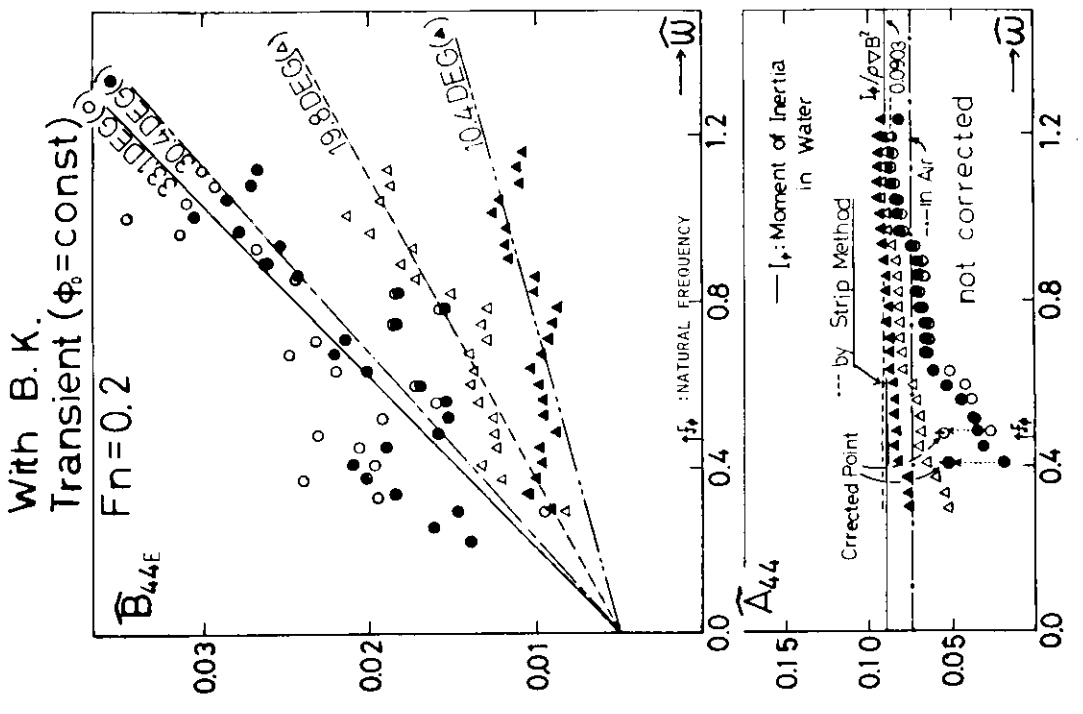


Fig 2.6.11 振幅一定の過渡強制ロール ( $F_n = 0.2$ ) による  $B_{44E}$

With B. K.  
Transient ( $\phi_0 = \text{const}$ )

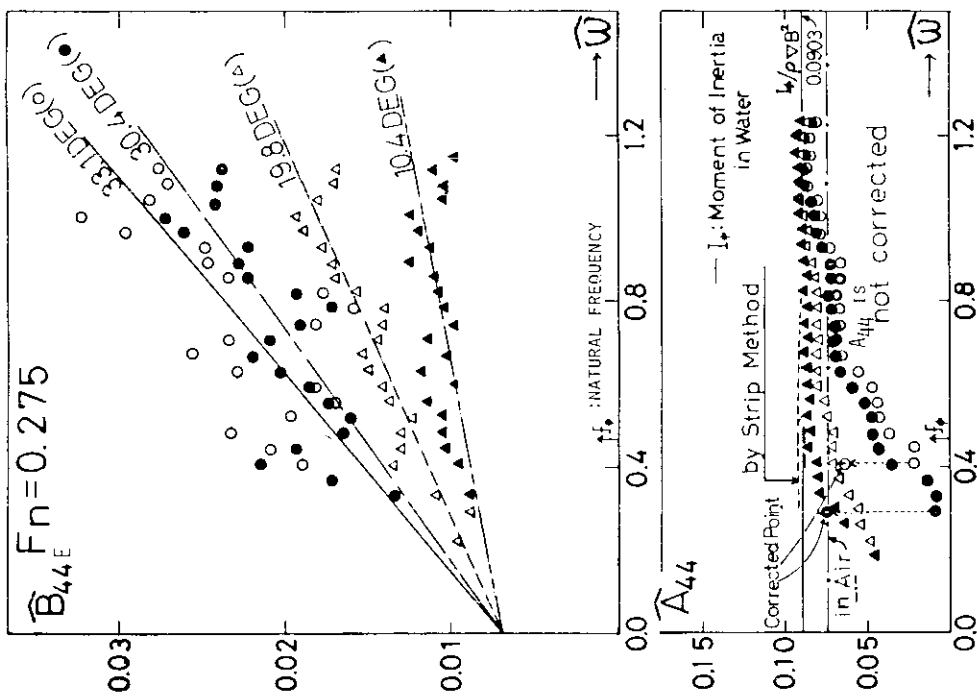


Fig. 2.6.12 振幅一定の過渡強制ロール ( $F_n = 0.275$ ) による  $B_{44E}$

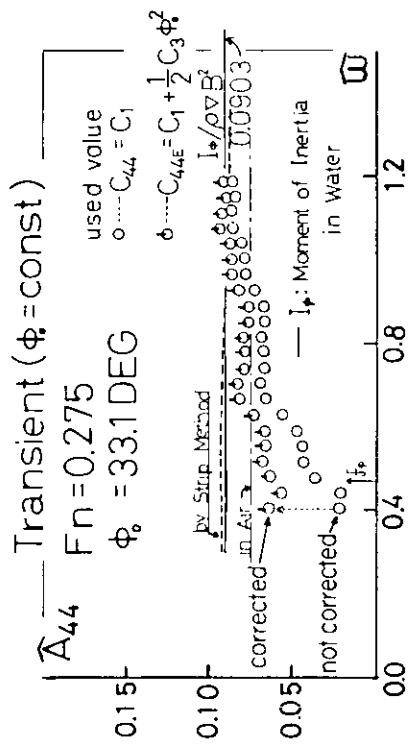


Fig. 2.6.13 非線型復原項を考えた場合の  $A_{44}$



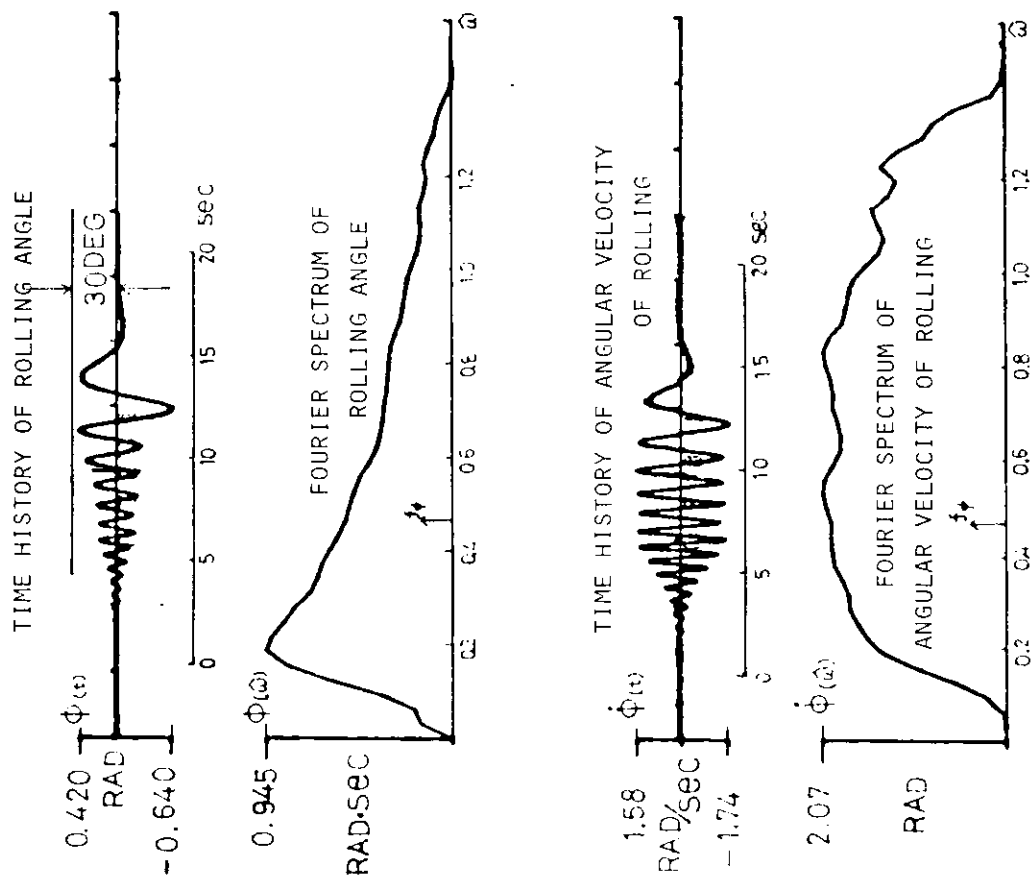


Fig 2.6.14 角速度振幅一定の過渡強制ロールの例

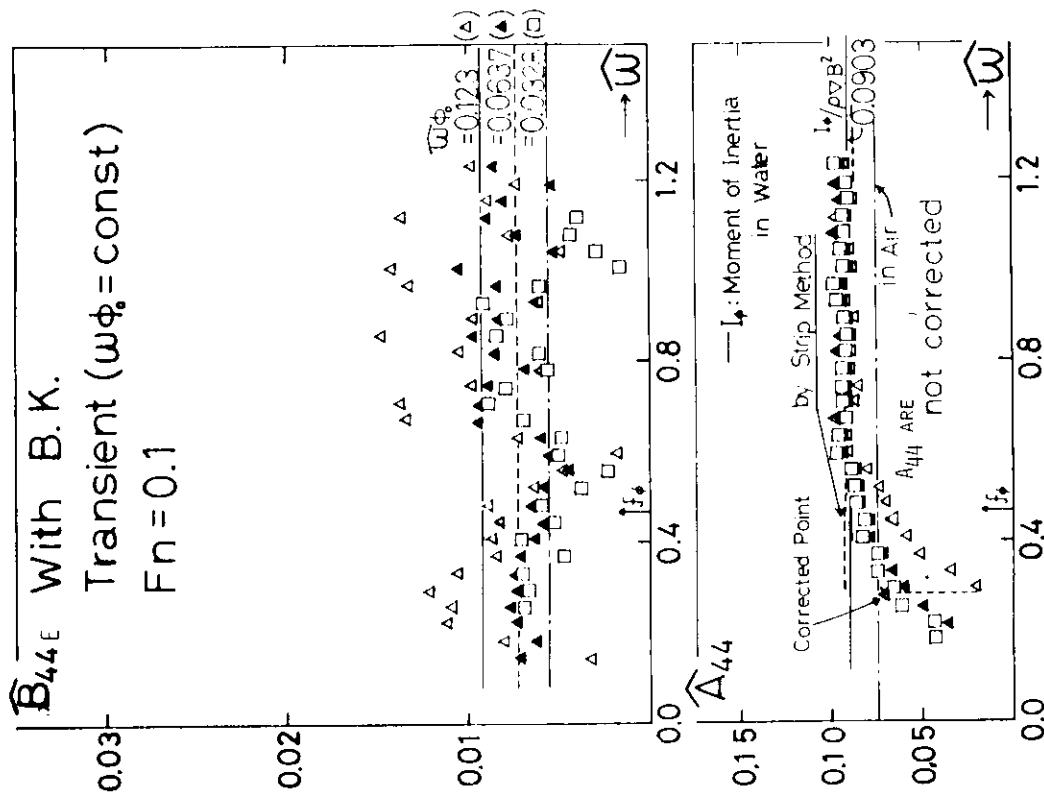


Fig 2.6.15 角速度振幅一定過渡強制ロール ( $F_n = 0.1$ ) による  $B_{44E}$

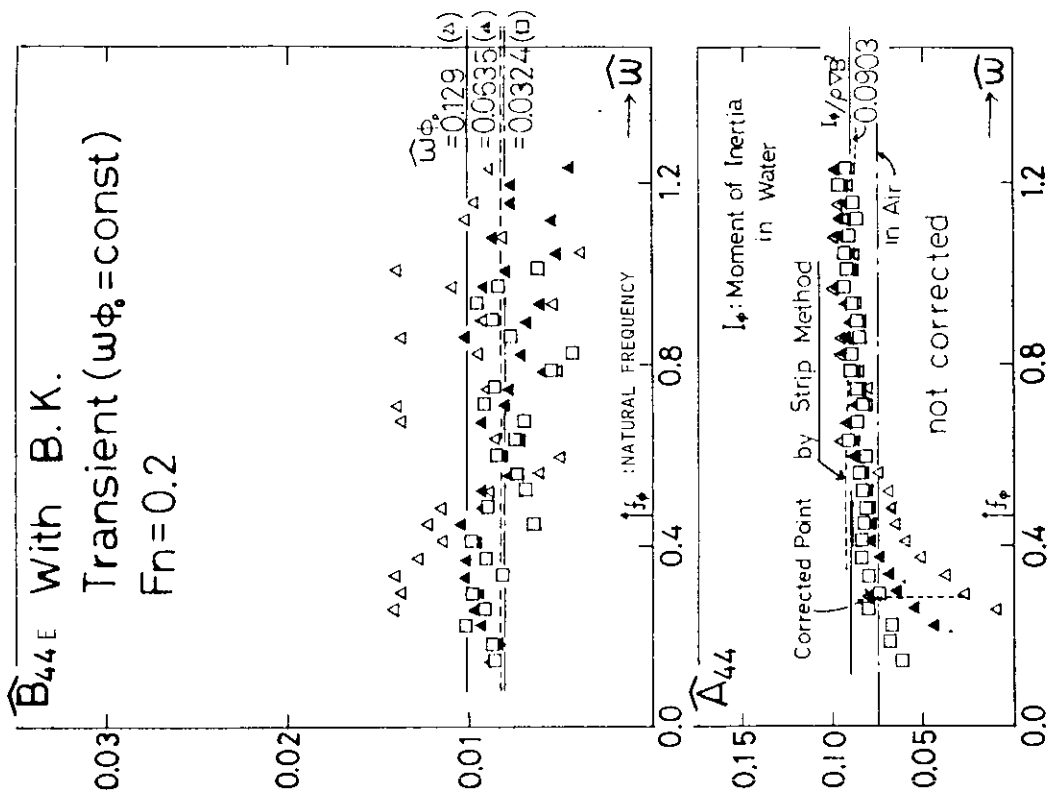


Fig 2.6.16 角速度振幅一定過渡強制御ロール ( $F_n = 0.2$ ) による  $B_{44E}$

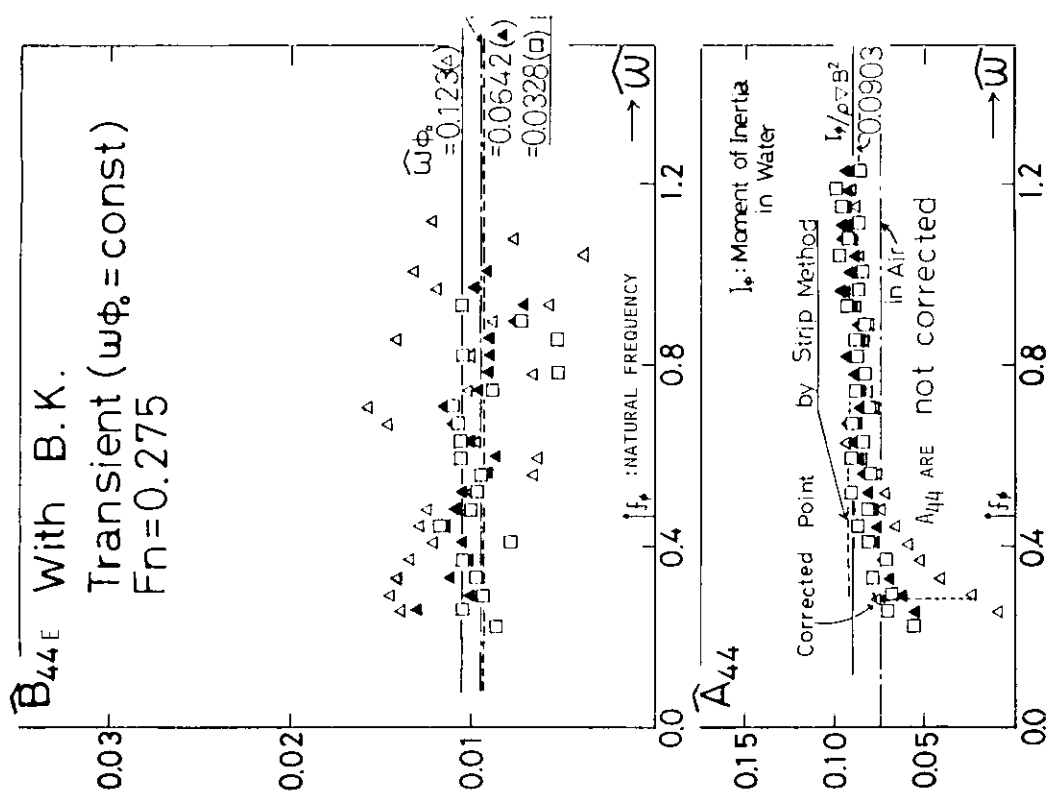


Fig 2.6.17 角速度振幅一定過渡強制御ロール ( $F_n = 0.275$ ) による  $B_{44E}$

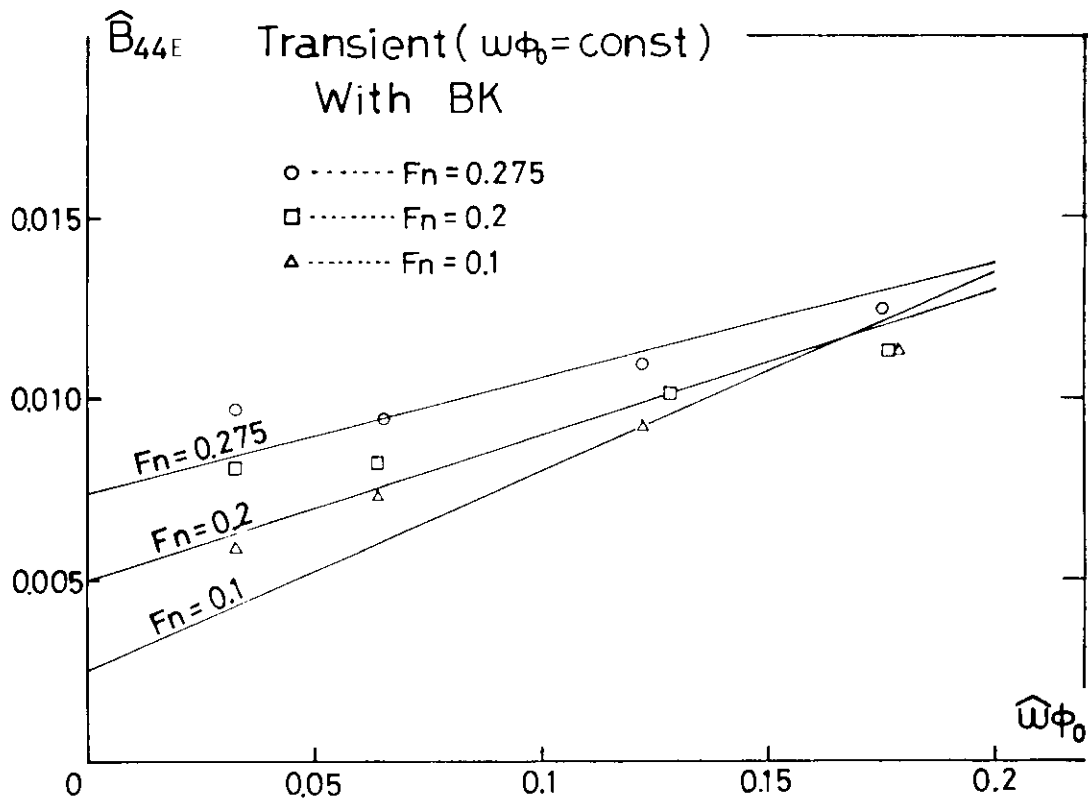


Fig 2.6.18 前図より  $B_1$ ,  $B_2$  を求める

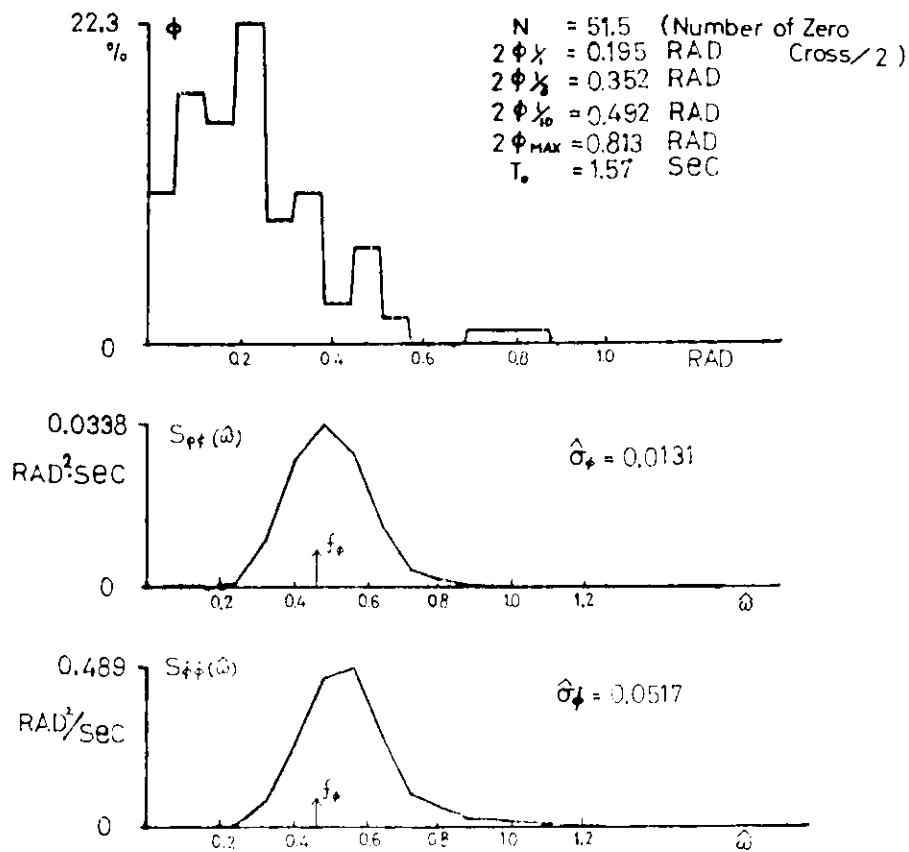


Fig 2.6.19 不規則強制ロールの例

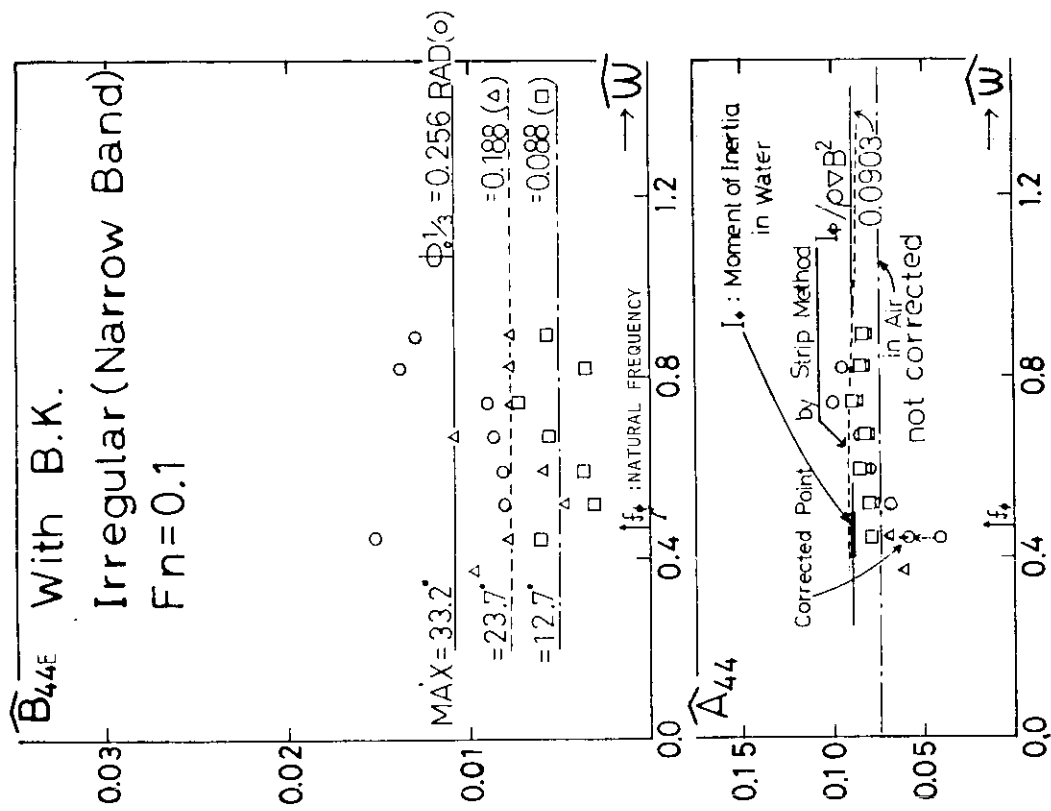


Fig 2.6.20 不規則強制御による  $B_{44E}$  ( $F_n = 0.1$ )

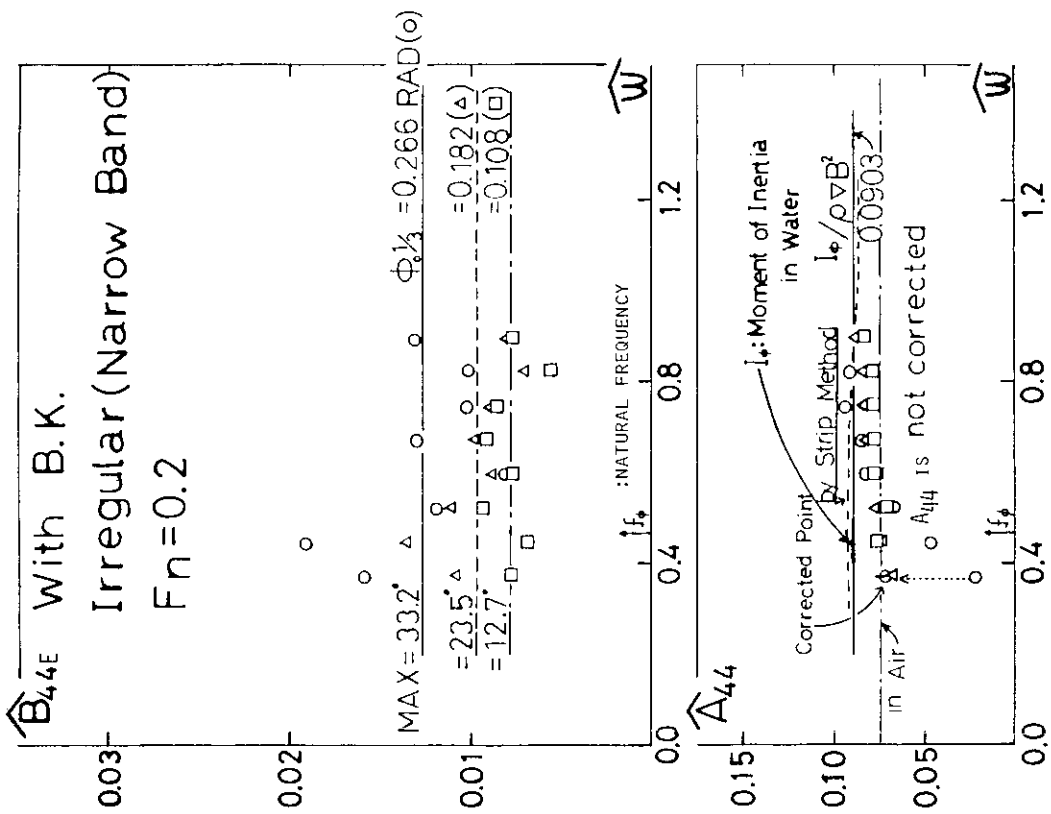


Fig 2.6.21 不規則強制御による  $B_{44E}$  ( $F_n = 0.2$ )

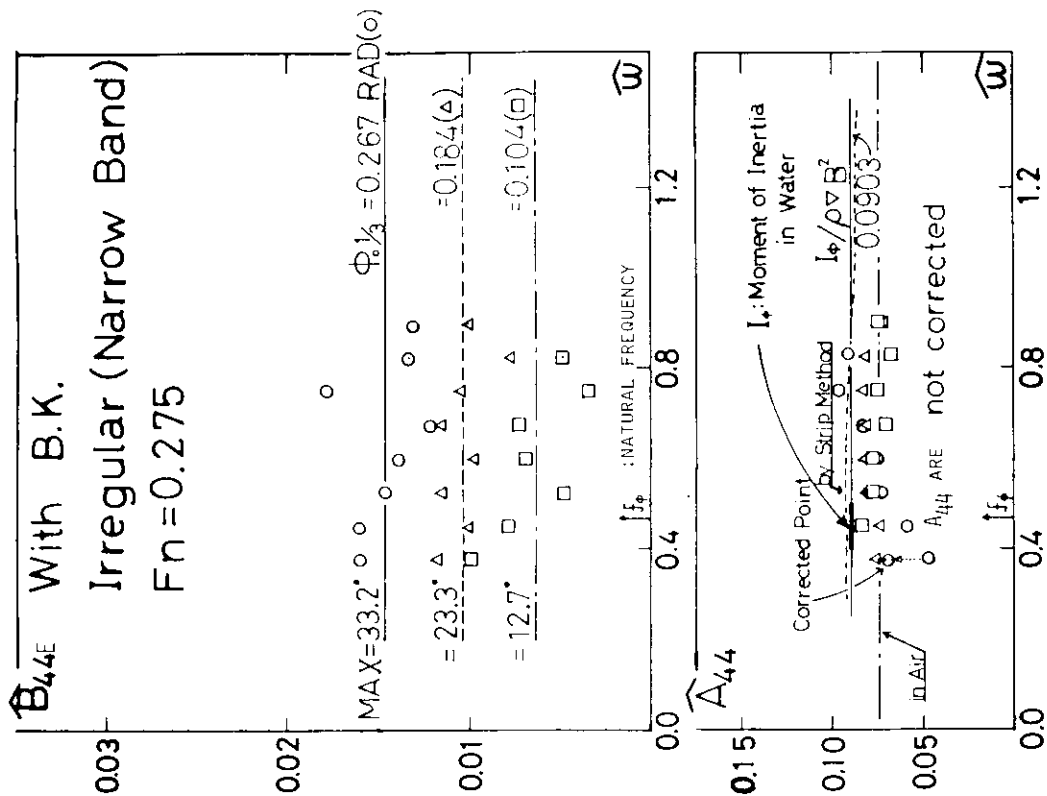


Fig. 2.6.22 不規則強制御ロールによる $B_{44E}$  ( $F_n = 0.275$ )

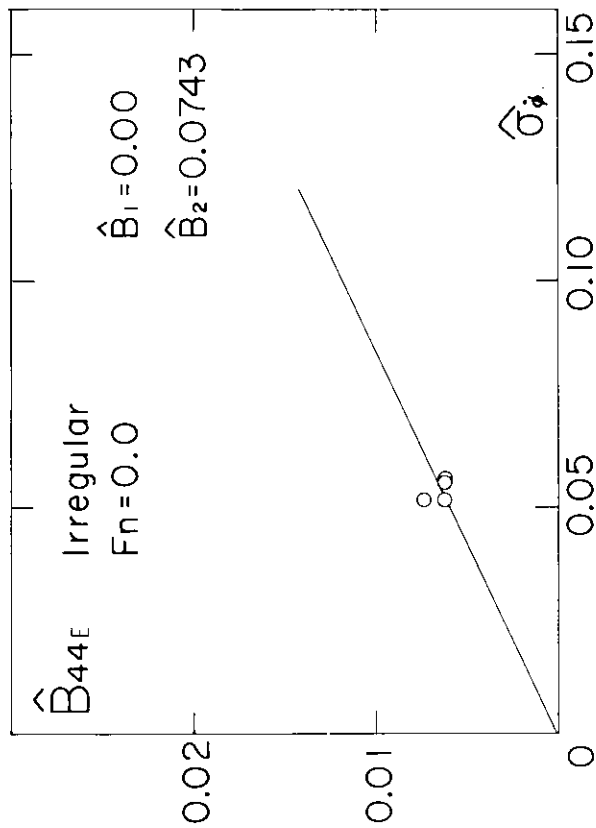


Fig. 2.6.23  $\sigma_\phi$ ベースの $B_{44E}$  ( $F_n = 0.0$ )

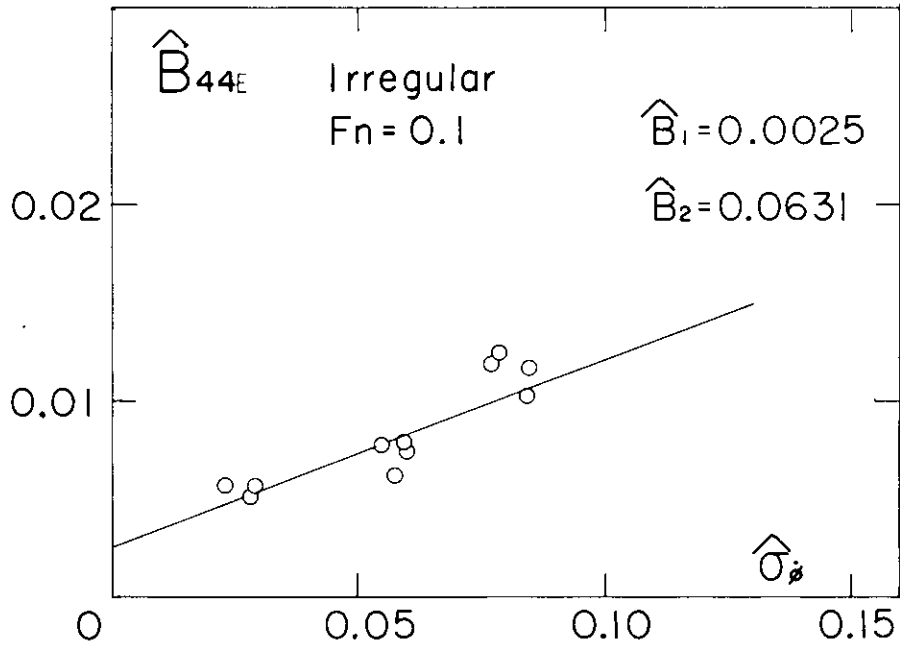


Fig 2.6.24  $\sigma \dot{\phi}$  ベースの  $B_{44E}$  ( $F_n = 0.1$ )

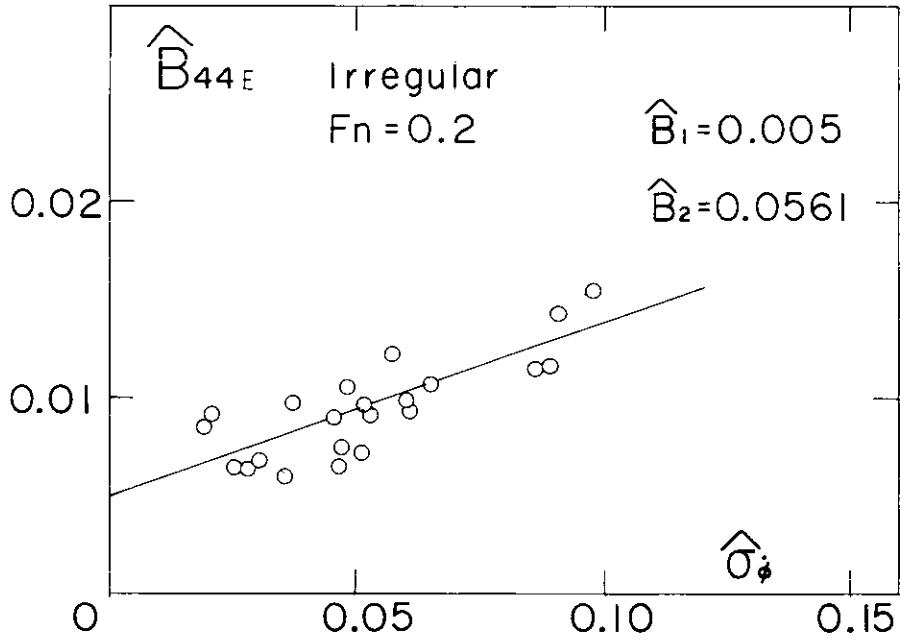


Fig 2.6.25  $\sigma \dot{\phi}$  ベースの  $B_{44E}$  ( $F_n = 0.2$ )

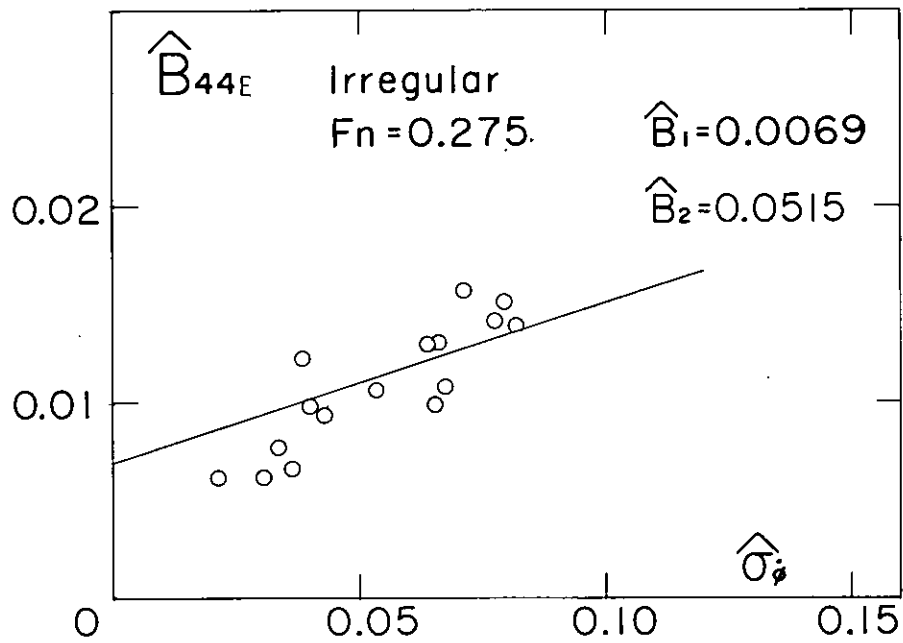


Fig 2.6.26  $\sigma_\phi$ ベースの $B_{44E}$  ( $F_n = 0.275$ )

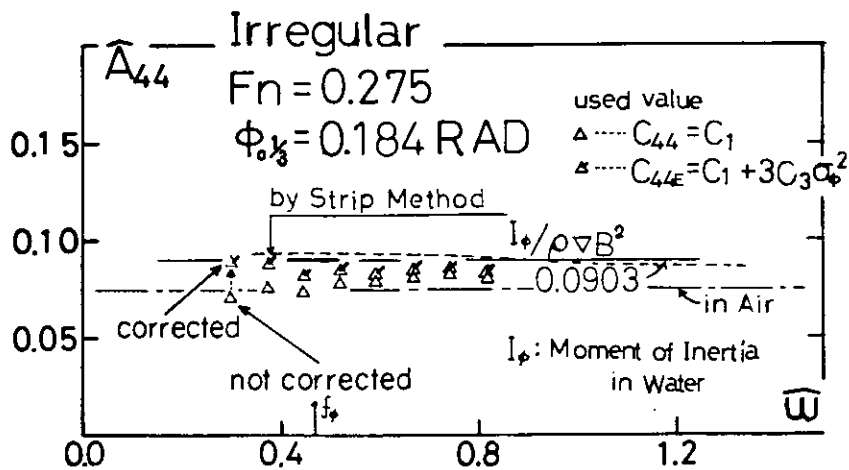


Fig 2.6.27 非線型復原項を考えた場合の $A_{44}$

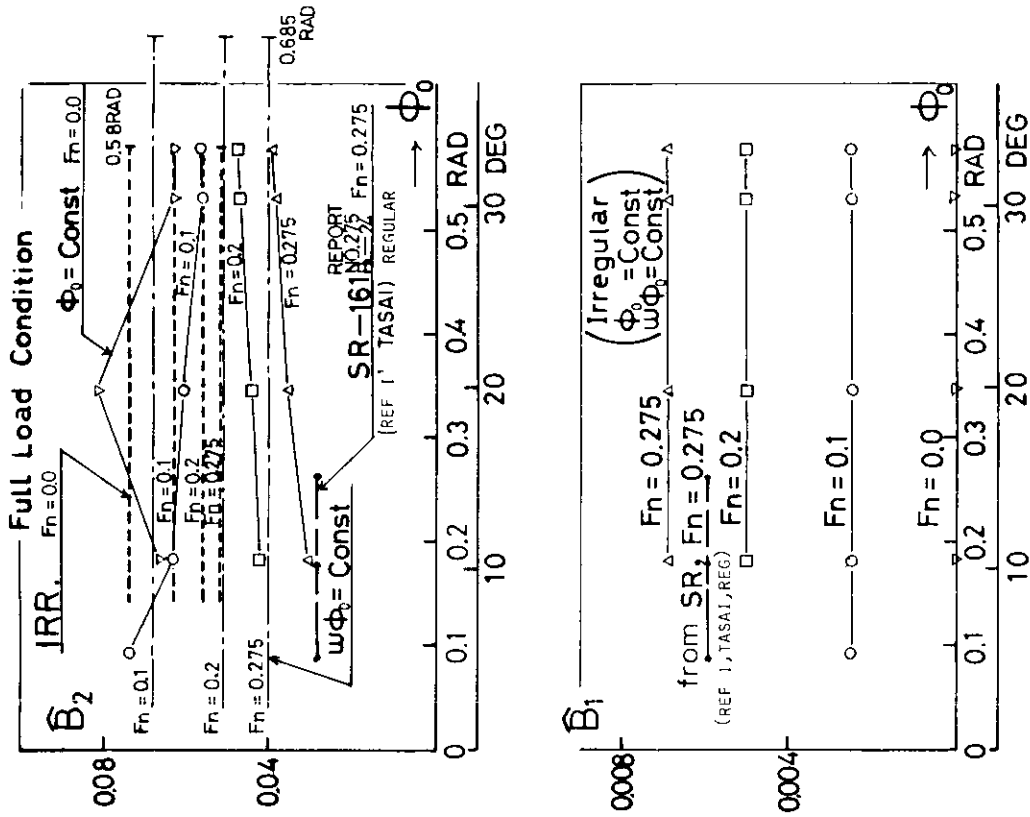


Fig 2.6.29 最終結果 (満載, 横揺角ベース) の  $B_1$ ,  $B_2$

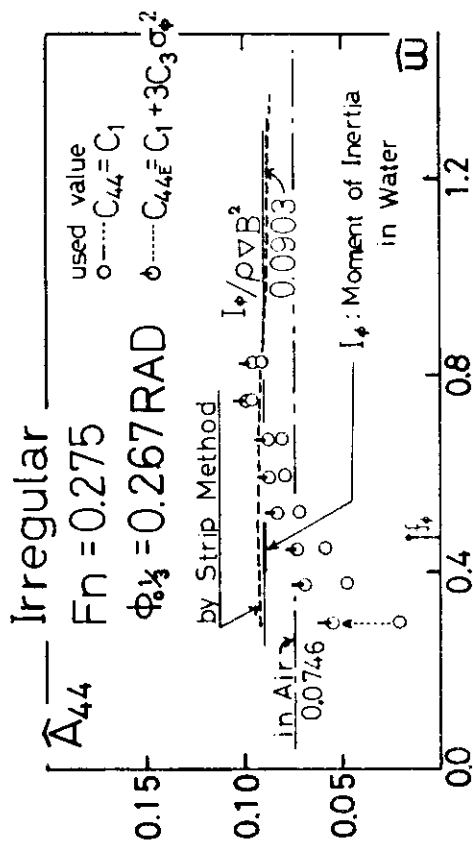


Fig 2.6.28 非線型復原項を考えた場合の  $A_{44}$



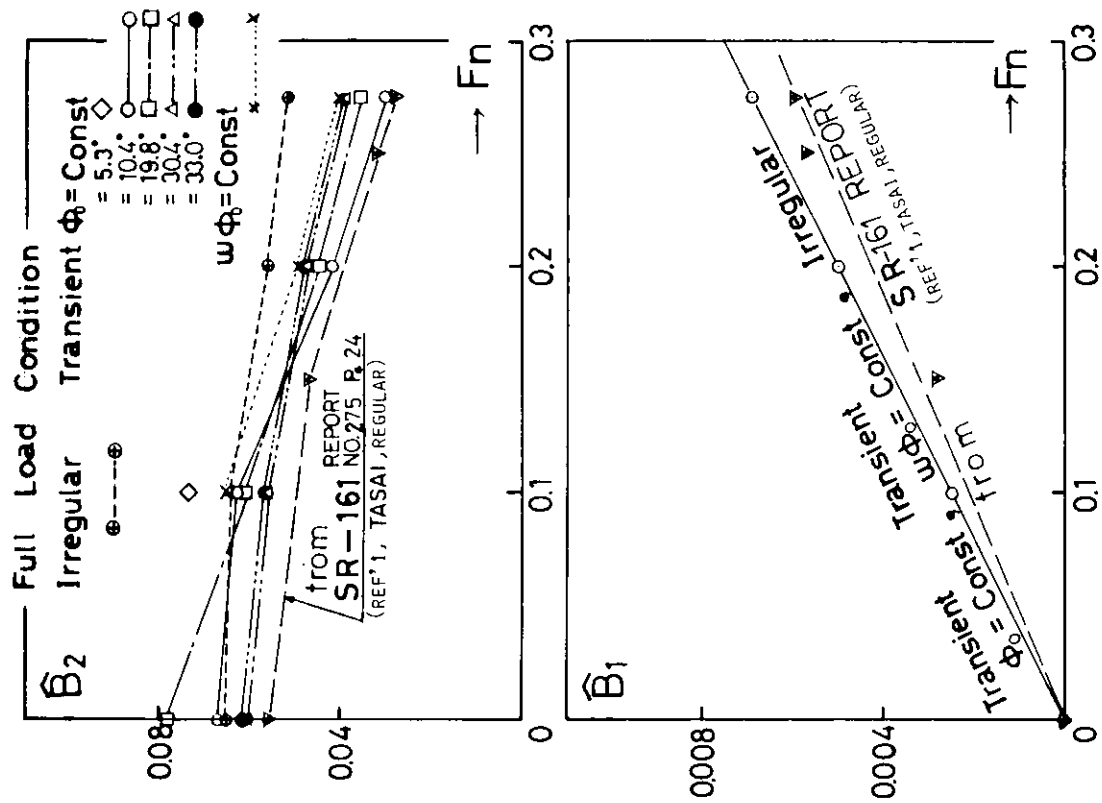


Fig. 2.6.31 最終結果 (満載, フルード数ベース) の  $B_1$ ,  $B_2$

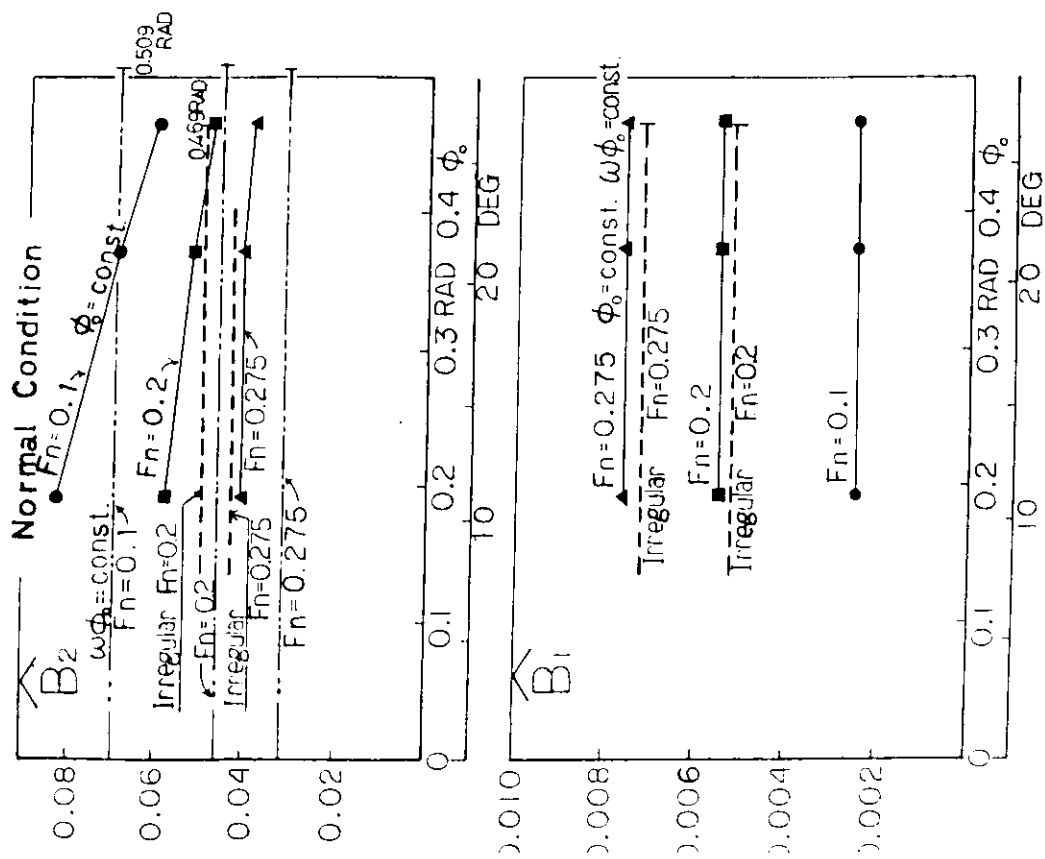


Fig. 2.6.30 最終結果 (前年度, 常用, 横揺角ベース) の  $B_1$ ,  $B_2$

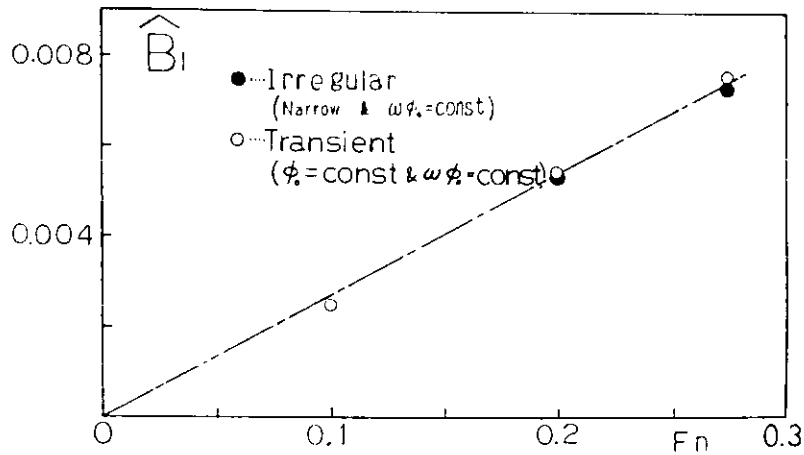
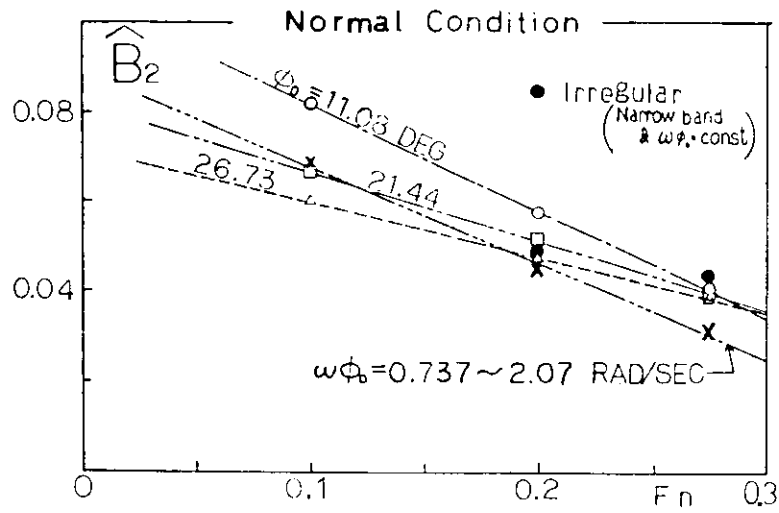


Fig 2.6.32 最終結果(前年度, 常用, 横揺角ベース)の $B_1$ ,  $B_2$

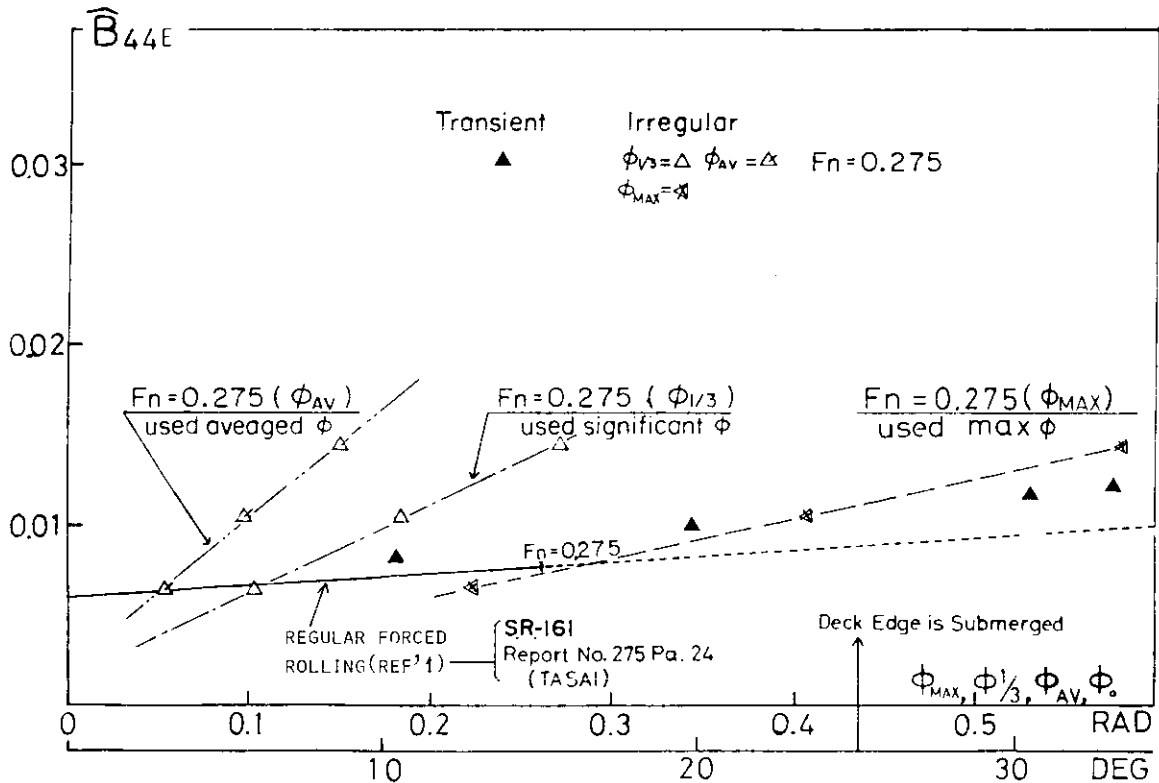


Fig 2.6.33 規則強制横揺の減衰係数に対応する不規則強制横揺の代表横揺れ角

## 2.7 非線形横揺れ減衰項を含む横揺れの統計的取扱い

昨年度までの研究で、横揺れ角速度の2乗に比例する非線形の横揺れ減衰項を含む横揺れについて、一定波高法と最小偏差法とによる横揺れの比較および非線形の運動方程式をルンゲ・クッタ・ギル法で解いた時系列解を統計解析する方法である非線形時系列法と最小偏差時系列法とによる横揺れの比較により、等価線形減衰項と非線形減衰項の横揺れ運動に及ぼす影響について検討した。

本年度は、非線形減衰項と最小偏差等価線形項による横揺れ運動の比較を、単純化した一自由度の横揺れ運動方程式について、時系列法で行なった。また、実際の現象との比較のために、一実験例について計算を行ない比較検討した。さらに、激しい海象条件の発現率とその激しい海象条件のもとでの短期予測との組み合わせから長期予測する方法を用いて、長期予測の計算を行ない検討してみた。

### 2.7.1 非線形減衰項と最小偏差等価線形項による横揺れ運動の比較（一自由度方程式）

昨年度までは、非線形減衰項と最小偏差等価線形項による横揺れ運動の比較を、左右揺れ—船首揺れ—横揺れの三連成の運動方程式における時系列法で行なった。これらの時系列法では運動方程式の係数の円周波数 $\omega$ 依存性に対して、ルンゲ・クッタ・ギル法の計算途中で、刻々と、係数を近似的に変化させているため、計算手法が複雑になり、計算時間が長くなったり、係数変化の近似が入っていたりするなどの問題がある。そこで、もっと単純化した一自由度の定係数の横揺れ運動方程式で、時系列計算を行ない、「(c')非線形減衰項による横揺れ」と「(d')最小偏差等価線形減衰項による横揺れ」との比(c')/(d')をとり、検討してみた。

運動方程式は、(2.7.1)式で係数( $A_{44}$ ,  $B_1$ ,  $B_2$ ,  $C_{44}$ )は $\omega$ によらず一定とし、横揺れ波浪モーメント $M_R(t)$ は、三連成のOrdinary Strip Methodによる波浪モーメントの応答関数と波のスペクトルから発生させた値を用いた。また、今回の最小偏差等価線形減衰係数 $B_{44E}$ は、一自由度の横揺れに対応する値でなく、三連成の横揺れに対する最小偏差法による値を用いた。

$$A_{44} \ddot{\phi} + B_1 \dot{\phi} + B_2 \phi + C_{44} \phi = M_R(t) \quad (2.7.1)$$

計算は、SR108船型(S7-175-1.0)の一軸高速コンテナ船の満載状態(主要目をTable 2.7.1に示す)を対象にし、フルード数( $F_n$ )が0.15、非線形度( $\alpha = B_2/B_1$ )18.6 s/rad ( $\hat{B}_1 = 0.00286$ ,  $\hat{B}_2 = 0.0470$ )の場合で、出発角( $\gamma$ )が60°の斜め追波について行なった。入射波には、3s, 8s, 12s, 16sの4種の波周期( $T_w$ )と、10m, 13m, 16mの3種の有義波高( $H_w$ )を持つ12種類の波と、昨年度の時系列計算(三連成で係数変化する)の結果<sup>1)</sup>と比較するために、( $T_w$ ,  $H_w$ )=(13.1s, 11.5m), (11.7s, 9.2m), (10.3s, 7.1m)の3種類の波を選んでみた。また、波スペクトルには、I. S. S. C. 波スペクトルを採用した。

一自由度の時系列法の計算も、昨年度までの三連成の時系列法とはほぼ同じで、ルンゲ・クッタ・ギル法のステップは0.1秒で、各時系列は1,800秒(30分)間とした。サンプリングタイム1秒、ラグ数126でQウィンドウを用いたスペクトル解析から標準偏差 $\sigma_R$ (片振幅)を求めた。また、 $H_R 1/3$ (1/3 Highest Mean)と $H_R 1/10$ (1/10 Highest Mean)の値は、極値の数列から直接求めている。この極値の数列は、Rayleigh分布と比較し易いように、各Zero Cross間における最大振幅だけを取って、負の極大値、正の極小値を無視し、また同じZero Cross間に2つ以上の極大値、極小値があるときは、振幅の最大のもの以外は無視してしまうという、時系列を狭帯域的に修正する方法から求めている。

計算結果をTable 2.7.2~Table 2.7.4と、((c')非線形時系列法の結果)/(d')最小偏時系列法の結果)の形(c')/(d')でFig 2.7.1~Fig 2.7.3に、それぞれ $\sigma_R$ ,  $H_R 1/3$ ,  $H_R 1/10$ について示す。表中の◎と図中の3-Rは昨年度の三連成の値であり、1-Rは一自由度の値である。尚、計算時間は三連成の場合の約10分の1であった。

計算結果によると、 $T_W$  による  $(c') / (d')$  の変化は、 $H_W$  にほとんどよらないことと、 $H_W$  による変化は、 $\sigma_R$  では、ほとんどなく、 $H_R 1/3$ 、 $H_R 1/10$  で差が表われてくる。また、 $H_R 1/10$  では、 $(c') / (d')$  の値は 1.0 より小さくなっており、非線形減衰項の方が、大きな横揺れが起りにくくなっていることがわかる。

また、三連成の結果と比べてみると、値も、傾向も異なっており、一自由度の計算による結果で、そのまま、三連成の計算の代わりとすることには、問題があることがわかった。

## 2.7.2 実験結果との比較

理論的な計算や時系列の近似計算結果による非線形の修正とが、どの程度、実際と対応しているかをみるために、SR108 船型 (S7-175-1.0) の一軸高速コンテナ船の満載状態で、フルード数 ( $F_n$ ) 0.0 で、横波状態の実験と同一の条件で、計算を行ない比較してみた。

計算は、(a)一定波高法 (一定波高として 10 m を採用。  $B_{44E}^{(1)} = B_1 + (8/3\pi) \omega \phi_A \cdot B_2$ ) と (b) 最小偏差法 ( $B_{44E}^{(2)} = B_1 + \sqrt{8/\pi} \sigma_\phi \cdot B_2$ ) とで行なった。また、(c)非線形時系列法 ( $B_1, B_2$ ) と (d) 最小偏差時系列法 ( $B_{44E}^{(2)}$ ) とで、実船換算で 20 分間の数値計算をして、これらの (c)、(d) の計算結果から、単純に (c) / (d) として求めた修正値を (b) 最小偏差法の計算結果の値に乗じて (e) 非線形修正の値とした。

Fig 2.7.4 に実験の波スペクトルと (c)、(d) の時系列計算に用いた波の時系列の波スペクトルと極値のヒストグラムを示す。

Fig 2.7.5 と Fig 2.7.6 に、それぞれ横揺れスペクトルと応答関数の振幅を無次元表示 ( $\phi / k \cdot hw$ ) で示す。ここで、 $\phi$ 、 $k$ 、 $hw$  は、それぞれ横揺れ振幅、波数、波振幅である。また、ここでの表示は  $L_{pp} = 175$  m の実船換算値を用いている。この実験結果は、日本造船研究協会報告第 90 号の 1-4 章の Heave Free, Sway Free の実験データであり、横揺れ減衰力は  $\hat{B}_1 = 0.00179$ 、 $\hat{B}_2 = 0.0743$  (非線形度  $\alpha = B_2/B_1 = 47.2$  (s/rad)) で、 $\hat{B}_{44E}^{(2)} = 0.01083$  となっている。

計算結果によると (a) 一定波高法、(b) 最小偏差法、(e) 非線形修正ともほぼ同じような値となっていて、計算方法による差は小さいことがわかる。しかし、実験結果と比較すると、スペクトル、応答関数の振幅、標準偏差  $\sigma_R$  とも、かなりの差が見られる。この計算と実験との差については、今回の計算では、O.S.M. 法によって計算した波浪強制モーメントを使用しており、1-4 章で検討しているような計測された波浪モーメントを用いていないことや、横揺れの回転軸の上下位置の微妙な違いの影響などが考えられ、今後さらに検討していく必要があると思われる。

## 2.7.3 長期予測の計算例

今までの短期分布の計算の拡張として、長期予測の計算を、真能氏他<sup>(2)</sup>の「超過確率が  $10^{-8}$ 、またはそれに近い最大値 (異常値) は、長期分布を構成する短期分布の内、その分数が最大のものの発現確率とその分散の値が与えられれば近似的に求められ、これから長期分布の全容を推定できる」という近似推定法に従って行なった。

長期分布における任意の応答値  $X$  の超過確率  $Q(X)$  は、任意の海面状態  $ij$  (波高  $H_j$ 、波周期  $T_j$ ) において、任意の航海条件  $k$  で航海しているときの短期分布における  $X$  の超過確率  $q_{ijk}(X)$  の和で与えられる。

$$Q(X) = \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n \sum_{k=1}^l p_{ij} p_0(ijk) q_{ijk}(X) \quad (2.7.2)$$

$p_{ij}$  : 海面状態  $ij$  の発現確率

$p_0(ijk)$  : 海面状態  $ij$  における航海条件  $k$  の発現確率

さらに、短期分布が Rayleigh 分布に従うとすると  $q_{ijk}(X)$  は、海面状態  $ij$ 、航海条件  $k$  のときの応答の標準偏差を  $R_{ijk}$  とすれば (2.7.3) 式で  $q_{ijk}(X)$  の値が与えられる。この場合に、 $X/R_{ijk}$  の値が大とな

ると  $q_{ijk}(X)$  は急速に小となるので、 $X$  がある値以上になると (2.7.2) 式の右辺の計算では、 $R_{ijk}$  が最大値である最悪短期分布における超過確率以外は無視できるようになる。船体応答の長期分布における最大値に対する  $Q(X)$  の値は  $10^{-8}$  程度であり、上述の取扱いが可能となるので、 $R_{ijk}$  の最大値を  $R_m$  とし、このときの  $p_{ij}$  を  $p_{mj}$ 、 $p_o(ijk)$  を  $p_{mo}$  とすると  $Q(X)$  が  $10^{-N}$  である最大値  $X_m$  は近似的に (2.7.5) 式の第1近似式で求められることになる。

$$q_{ijk}(X) = \exp \left[ - \frac{X^2}{2 (R_{ijk})^2} \right] \quad (2.7.3)$$

$$\log Q(X) = -N \approx \log (p_{mj} \times p_{mo}) - \frac{X_m^2}{2 R_m^2} \log e \quad (2.7.4)$$

$$X_m \approx 2.146 \{ N + \log (p_{mj} \times p_{mo}) \}^{1/2} R_m \quad (2.7.5)$$

また、 $p_m = p_{mj} \times p_{mo}$  が小さくなって近似値の精度が低下する場合にも適用できるような、第1近似式の  $X_m - Q$  曲線に接し原点を通る直線で近似する第2近似式 (2.7.6) も導いている。<sup>2)</sup>

$$X_m \approx 1.073 N \{ -\log (p_{mj} \times p_{mo}) \}^{-1/2} R_m \quad (2.7.6)$$

これらの第1近似式と第2近似式を用いて、計算を行なった。対象とする船はSR108船型 (S7-175-1.0) の一軸高速コンテナ船 (満載状態) とした。航海中に遭遇すると考えられる厳しい海面状態としては、真能氏が文献<sup>3)4)</sup> に示しているもののうち、文献<sup>3)</sup> の表2の北大西洋の標準等価最高波高 ( $H_{me}$ ) の想定遭遇海象を採用した。これは、各波周期別表示で、海面状態の発現確率  $p_{mjs}$  が  $10^{-5}$  (船令を20年として、航海を1年に200日とした場合に、船の生涯で遭遇する時間は約1時間となる) になるような等価最高波高曲線 ( $H_{me}$ ) を示しているもので、Table 2.7.5 に具体的な値を北太平洋の値とともに示す。また、想定遭遇海象の各海面状態に対する航海条件は、荒天時の避航や速力低下や操船の変化など<sup>2)</sup> を考えずに、今までの計算ケースに合わせて、フルード数 ( $F_n$ ) 0.150 ( $\hat{B}_1 = 0.00286$ ,  $\hat{B}_2 = 0.0470$ ) とし、相対針路 (出会角) は  $30^\circ$ ,  $60^\circ$ ,  $90^\circ$ ,  $120^\circ$ ,  $150^\circ$  として、長波頂不規則波中の運動について計算した。

Table 2.7.5 および Fig 2.7.7 に示すような想定遭遇海象の不規則波 (I.S.S.C. 波スペクトルを採用した) に対する (a) 一定波高法 (一定波高を一律に10mとした) と (b) 最小偏差法による計算結果を標準偏差  $\sigma_R$  (片振幅) の値で Table 2.7.6 と Fig 2.7.8 に示す。また第1近似式と第2近似式を用いて、 $p_{mo} = 1.0$  (一定針路) と、想定遭遇海象の発現率  $p_{mjs} = 10^{-5}$  とから、 $p_{mj} = p_{mjs}$  として、Table 2.7.6 の標準偏差 ( $\sigma_R$  (片振幅),  $R_m$  (両振幅) =  $2\sigma_R$ ) で、最大値  $X_m$  (両振幅) を計算した。ただし、 $\chi = 90^\circ$  以外は  $\sigma_R$  の最大値と次の値とが近い値だったので、2つの  $R_{m1}$  と  $R_{m2}$  についても計算し、 $Q(X)$  は  $Q_1(X_m) + Q_2(X_m)$  として求めている。この結果を Fig 2.7.9 と Fig 2.7.10 に示す。

(a) 一定波高法と (b) 最小偏差法との長期予測における比較は、 $X_m$  が、第1、第2近似式とも短期予測の  $R_m$  に比例するので、短期予測における  $\sigma_{R_{max}}$  の比較と同じと考えられる。今回の計算例では (a) / (b) の値は  $\chi = 30^\circ$  で 1.04,  $\chi = 90^\circ$  で 1.00,  $\chi = 120^\circ$  で 1.00,  $\chi = 150^\circ$  で 0.97 となっている。

さらに、非線形減衰項の影響についてもう少し検討するために出会角 ( $\chi$ ) が  $60^\circ$  の最悪海面 ( $(T_W, H_W) = (12s, 15.75m)$  と  $(14s, 16.25m)$ ) について、(c) 非線形時系列法と (d) 最小偏差時系列法とで (三連成の係数が変化するもので、約40分間の時系列)、計算した。そして、(c) 非線形時系列法と (d) 最小偏差時系列法との計算結果の  $\sigma_R$  の比の修正値  $C_{k3} = \sigma_R^{(c)} / \sigma_R^{(d)}$  の値 ( $(T_W, H_W) = (12s, 15.75m)$  で  $C_{k3} = 11.78^\circ / 11.45^\circ = 1.029$ ,  $(T_W, H_W) = (14s, 16.25m)$  で  $C_{k3} = 11.79^\circ / 11.44^\circ = 1.031$ ) を (b) 最小偏差法の  $\sigma_R^{(b)}$  に乗じて、(e) 非線形修正としての  $\sigma_R^{(e)}$  を求め、第1近似式、

第2近似式で長期予測した結果をFig 2.7.10に示す。これによると(a)一定波高法と(b)最小偏差法との間になり、(c)非線形修正も含めて、三者とも数%の差になっていることがわかった。

また、長期予測と関連して、短期分布における非線形減衰項の影響を調べるために、(c)非線形時系列法の時系列と(d)最小偏差時系列法の時系列から求めた、狭帯域に修正したZero Crossの値Xの短期分布をFig 2.7.11～Fig 2.7.14に示す。縦軸にX(両振幅/σ(片振幅))をとり、横軸に累積頻度p(X/σ)(%で表示)、または、q(X/σ)=1-p(X/σ)の値で、片対数グラフで示している。図中には、時系列法計算に用いた出会波の時系列から求めた出会波の短期分布と、(c)(d)の時系列法計算で係数を刻々と決めるために、応答関数と波の時系列発生成分とから(2.7.8)式で発生させる<sup>6)</sup>(係数のωによる変化が正しく入っている)横揺れの時系列の短期分布を(f)線形としてFig 2.7.11とFig 2.7.12に示した。

$$\text{出会波の時系列} \quad Y(t) = \sum_{n=1}^N \cos(\omega_n t + \delta_n) \sqrt{2S(\omega_n) d\omega} \quad (2.7.7)$$

$$\text{(f)横揺れ時系列} \quad \phi(t) = \sum_{n=1}^N A_R(\omega_n) \cos(\omega_n t + \epsilon_n + \delta_n) \sqrt{2S(\omega_n) d\omega} \quad (2.7.8)$$

$A_R(\omega_n), \epsilon_n$  ; 横揺れの応答関数の振幅と位相差

この(f)線形は、(d)最小偏差時系列法の近似計算(係数がωに依存するために生じる近似)の近似が良ければ、(f)線形と一致するので、時系列計算の近似をみる参考となる。Fig 2.7.11とFig 2.7.12では比較的良好合っているので、この計算においては係数に関する近似は比較的良好と考えられる。

Fig 2.7.11とFig 2.7.12は今回の想定遭遇海象の⑤、⑥に対応する短期分布であり、Fig 2.7.13、Fig 2.7.14は昨年度<sup>1)</sup>に計算した( $T_w, H_w$ )=(13.1s, 11.5m)の約80分間の時系列と( $T_w, H_w$ )=(11.7s, 9.2m)の約60分間の時系列の短期分布である。

Fig 2.7.11～Fig 2.7.14をみると(c)非線形時系列法の短期分布の曲線は、q(X/σ)の値が小さくなるにつれ、Rayleigh分布や、時系列計算の入力として用いた出会波の短期分布の曲線よりも、下方にはなれていく傾向を示し、出会波の短期分布のRayleigh分布からのずれの誤差を考慮しても、非線形減衰項の場合の短期予測の値はq(X)が小さくなるとRayleigh分布のXよりも小さくなることがわかる。このことを長期予測に関連させて考えてみると、想定遭遇海象の発想確率 $p_{mjs}$ は $10^{-5}$ なので、短期分布における $q_{ijk}(X) = 10^{-3}$ の値を考えれば、長期予測の $10^{-8}$ に対応することになる。Fig 2.7.11～Fig 2.7.14では、q(X/σ)=0.001のX/σの値を推定するのは困難であるが、q(X/σ)=0.007では、出会波のX/σより約1割ほど(c)非線形時系列法のX/σの値が小さくなっており、Rayleigh分布で近似した場合より約1割小さめとみてよいようであるので、log Qが-7位で(f)非線形修正よりも約1割位小さめの長期予測の値を考えてよいと思われる。

以上、長期予測の計算を行ってきたが、今回の計算では、短期分布をRayleigh分布と仮定した第1近似式と第2近似式の近似推定式で長期予測した場合は(a)一定波高法、(b)最小偏差法、(f)非線形修正の3つとも数%の差になっていることがわかった。また、(c)非線形時系列法などの時系列計算結果から、非線形減衰項の場合は、標準偏差 $\sigma_R$ よりも短期分布形状がRayleigh分布と異なってきて、短期予測や長期予測に大きく影響することがわかった。

よって、非線形減衰項を有する横揺れの短期予測、長期予測について、等価線形項の近似方法による運動の標準偏差とともに、短期分布の形状についての研究も重要と思われる。

#### 2.7.4 考 察

非線形減衰項と最小偏差等価線形項による横揺れ運動の比較を単純化した一自由度の横揺れ運動方程式の時系列法で行ったり、実験との比較計算を行ったり、長期予測の計算を行なって比較検討した結果次のようなこ

とがわかった。

- (i) 単純化した一自由度の時系列法間での非線形減衰項と最小偏差等価線形項(三連成で求めた $B_{44}E^{(2)}$ )による横揺れの比と三連成の時系列法の非線形減衰項と最小偏差等価線形項による横揺れの比とは、値も、傾向も異なっていて、一自由度の計算による結果をそのまま三連成の計算の代わりとすることには問題がある。
- (ii) 非線形性の強い船速ゼロの場合の実験結果と比較計算することにより、各計算方法の近似の度合に関するデータが得られた。
- (iii) 長期予測計算では、(a)一定波高法(一定波高は一律に10 m)、(b)最小偏差法、(c)非線形修正の計算の短期予測の標準偏差の値は3つとも近い値となっており、短期分布をRayleigh分布と仮定した場合は、長期予測においても標準偏差の比と同じで、今回の計算では数%の違いとなっている。
- (iv) 非線形減衰項の場合の短期分布の計算結果をみると、Rayleigh分布と異なって、短期予測のXの値はRayleigh分布の場合よりも小さい値となっており、短期予測をはじめ、長期予測の推定値はRayleigh分布の仮定の場合より小さくなる傾向がある。

### 参 考 文 献

- 1) 日本造船研究協会第161研究部会：「船舶の波浪中性能推定の精度向上とその実証に関する研究報告書」  
研究資料 No.291, (昭和53年3月) 2.1.7節
- 2) 真能創, 上野洋純：「波浪に対する各種船体応答の長期分布の近似推定法とその応用」 日本造船学会論文集  
第132号 (昭和47年)
- 3) 真能創：「海洋波に対する応答の長期分布の理論的推定における想定海象について」 日本造船学会論文集  
第135号 (昭和49年)
- 4) 真能創：「海洋波に対する応答の長期分布の理論的推定における想定海象について(続)」  
日本造船学会論文集 第139号 (昭和51年)
- 5) 真能創, 河辺寛：「海洋波に対する応答の長期分布の理論的推定における想定海象について(第3報)」  
日本造船学会論文集 第142号 (昭和52年)
- 6) 日本造船研究協会第161研究部会：「船舶の波浪中性能推定の精度向上とその実証に関する研究報告書」  
研究資料 No.275 (昭和52年3月) 4.1.3節

Table 2.7.1 S R 1 0 8 船の主要目

Lpp (m)	175.00	ℓCB (m)	1.417
B (m)	25.40	KG (m)	9.52
D (m)	15.40	GM (m)	1.00
d (m)	9.50	T <sub>φ</sub> (sec)	18.0
C <sub>b</sub>	0.5717	K <sub>ℓ</sub>	0.239 Lpp
Δ (t)	24742	K <sub>t</sub>	0.382B

Table 2.7.2 標準偏差 V<sub>R</sub> (片振幅)

波 (Tw(s), Hw(m))	(3, 10)	(8, 10)	(12, 10)	(16, 10)	(10.3, 7.1)	(10.3, 7.1)*
(c) 非線形時系列法	0.794	5.77	8.06	7.07	5.82	6.07
(d) 最小偏差時系列法	0.794	5.78	7.89	6.81	5.77	5.82
(c) / (d)	1.000	0.999	1.022	1.038	1.009	1.042
波 (Tw(s), Hw(m))	(3, 13)	(8, 13)	(12, 13)	(16, 13)	(11.7, 9.2)	(11.7, 9.2)*
(c) 非線形時系列法	1.032	7.09	9.82	8.60	7.65	8.02
(d) 最小偏差時系列法	1.032	7.11	9.61	8.28	7.46	7.69
(c) / (d)	1.000	0.998	1.021	1.038	1.025	1.043
波 (Tw(s), Hw(m))	(3, 16)	(8, 16)	(12, 16)	(16, 16)	(13.1, 11.5)	(13.1, 11.5)*
(c) 非線形時系列法	1.269	8.96	11.45	10.03	8.98	9.53
(d) 最小偏差時系列法	1.270	9.00	11.21	9.66	8.69	9.09
(c) / (d)	0.999	0.996	1.021	1.038	1.034	1.049

注) \*印は三連成の結果

Table 2.7.3 1/3 Highest Mean H<sub>R</sub> 1/3 (両振幅)

波 (Tw(s), Hw(m))	(3, 10)	(8, 10)	(12, 10)	(16, 10)	(10.3, 7.1)	(10.3, 7.1)*
(c) 非線形時系列法	3.098	22.86	31.86	27.27	22.51	23.10
(d) 最小偏差時系列法	3.090	23.01	31.66	26.69	22.51	22.44
(c) / (d)	1.003	0.993	1.006	1.022	1.000	1.030
波 (Tw(s), Hw(m))	(3, 13)	(8, 13)	(12, 13)	(16, 13)	(11.7, 9.2)	(11.7, 9.2)*
(c) 非線形時系列法	4.026	29.10	38.59	33.18	29.32	30.41
(d) 最小偏差時系列法	4.016	29.53	38.69	32.56	28.97	29.70
(c) / (d)	1.003	0.985	0.997	1.018	1.012	1.024
波 (Tw(s), Hw(m))	(3, 16)	(8, 16)	(12, 16)	(16, 16)	(13.1, 11.5)	(13.1, 11.5)*
(c) 非線形時系列法	4.941	35.26	44.73	38.60	34.50	35.66
(d) 最小偏差時系列法	4.955	35.92	44.69	37.99	33.69	34.78
(c) / (d)	0.997	0.982	1.001	1.016	1.024	1.026

注) \*印は三連成の結果



Table 2.7.4 1/10 Highest Mean  $H_R$  1/10 (両振幅)

波 (Tw(s), Hw(m))	(3, 10)	(8, 10)	(12, 10)	(16, 10)	(103, 7.1)	(103, 7.1)*
(c) 非線形時系列法	3.857	27.77	37.45	33.42	26.98	27.08
(d) 最小偏差時系列法	3.856	28.66	38.29	33.74	27.60	26.96
(c)/(d)	1.000	0.969	0.978	0.991	0.977	1.004
波 (Tw(s), Hw(m))	(3, 13)	(8, 13)	(12, 13)	(16, 13)	(117, 9.2)	(117, 9.2)*
(c) 非線形時系列法	5.011	35.37	45.39	40.44	34.71	35.05
(d) 最小偏差時系列法	5.012	36.86	46.56	40.94	35.67	35.55
(c)/(d)	1.000	0.960	0.975	0.988	0.973	0.986
波 (Tw(s), Hw(m))	(3, 16)	(8, 16)	(12, 16)	(16, 16)	(131, 11.5)	(131, 11.5)*
(c) 非線形時系列法	6.160	42.67	52.72	46.82	40.77	40.88
(d) 最小偏差時系列法	6.171	44.86	54.27	47.60	41.80	41.36
(c)/(d)	0.998	0.951	0.971	0.983	0.976	0.988

注) \*印は三連成の結果

Table 2.7.5 標準等価最高波高 ( $H_{me}$ )

		①	②	③	④	⑤	⑥	⑦	⑧
波周期 $T_j$ (sec)		0~5	5~7	7~9	9~11	11~13	13~15	15~17	17~
標準等価 最高波高 ( $H_{me}$ ) m	北大西洋	8.25	13.00	13.50	15.25	15.75	16.25	14.25	13.25
	北太平洋	10.25	14.00	14.25	16.25	15.25	14.00	14.00	

Table 2.7.6 横揺れの標準偏差  $\sigma_R$  (片振幅)

出 会 角		①	②	③	④	⑤	⑥	⑦	⑧
	波周期 Tw	4.0 <sup>s</sup>	6.0	8.0	10.0	12.0	14.0	16.0	18.0
	有義波高 Hw	8.25 <sup>m</sup>	13.00	13.50	15.25	15.75	16.25	14.25	13.25
30°	(a)-定波高法	1.32°	4.64	8.80	*12.24	*12.10	10.81	7.95	6.17
	(b)最小偏差法	1.35°	4.77	9.12	*11.75	*11.70	10.84	8.72	7.23
	(a)/(b)	0.98	0.973	0.965	*1.041	*1.034	0.997	0.912	0.853
60°	(a)-定波高法	1.15°	3.90	6.59	10.49	*12.21	*12.08	9.44	7.59
	(b)最小偏差法	1.15°	3.90	6.66	10.24	*11.59	*11.58	9.75	8.32
	(a)/(b)	0.999	0.998	0.989	1.024	*1.054	*1.044	0.968	0.912
90°	(a)-定波高法	0.29°	1.26	2.42	5.11	7.99	*9.39	8.07	6.87
	(b)最小偏差法	0.29°	1.26	2.43	5.48	8.23	*9.38	8.50	7.59
	(a)/(b)	1.000	1.000	0.993	0.933	0.970	*1.001	0.950	0.905
120°	(a)-定波高法	0.21°	1.29	2.12	3.40	5.43	*7.20	*6.72	5.99
	(b)最小偏差法	0.21°	1.29	2.12	3.43	5.55	*7.17	*6.92	6.40
	(a)/(b)	1.000	1.000	1.000	0.991	0.979	*1.004	*0.971	0.937
150°	(a)-定波高法	0.08°	0.47	1.08	1.82	3.04	*4.33	*4.22	3.85
	(b)最小偏差法	0.08°	0.47	1.08	1.85	3.22	*4.47	*4.43	4.14
	(a)/(b)	1.000	1.000	1.000	0.988	0.945	*0.968	*0.952	0.931

(注) \* 長期予測に使用した。

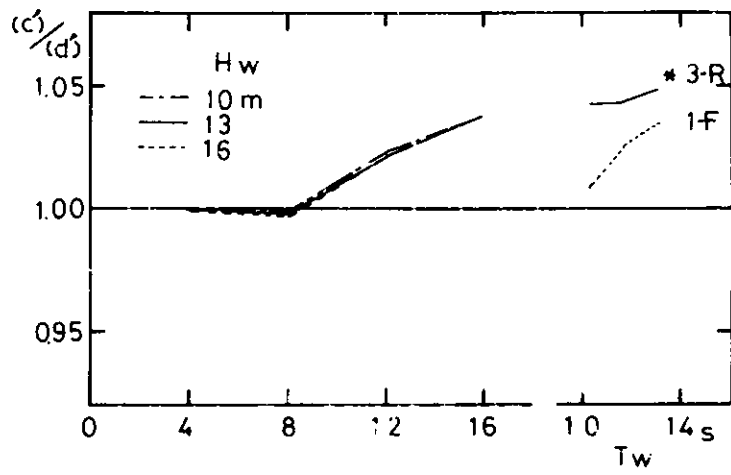


Fig 2.7.1 標準偏差  $\sigma_R$

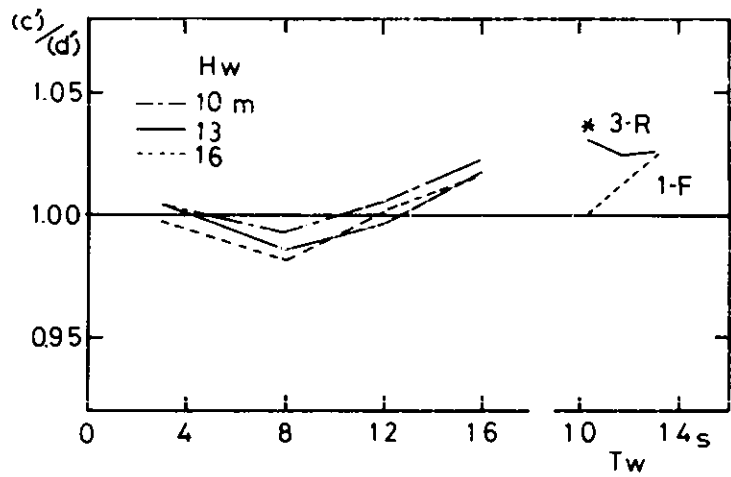


Fig 2.7.2  $1/3$  Highest Mean  $H_R$   $1/3$

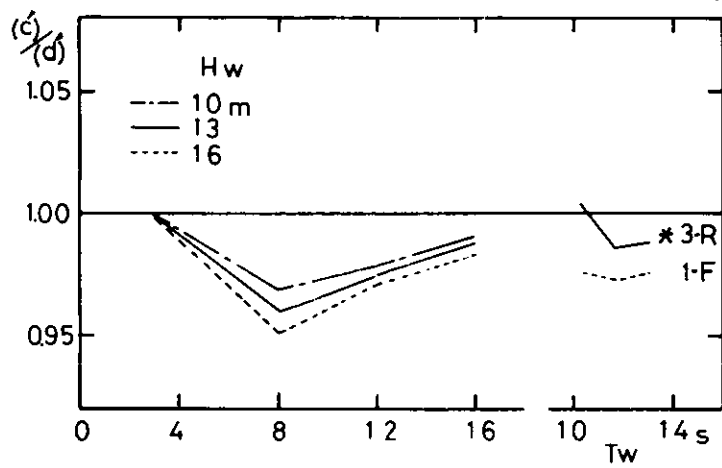


Fig 2.7.3  $1/10$  Highest Mean  $H_R$   $1/10$

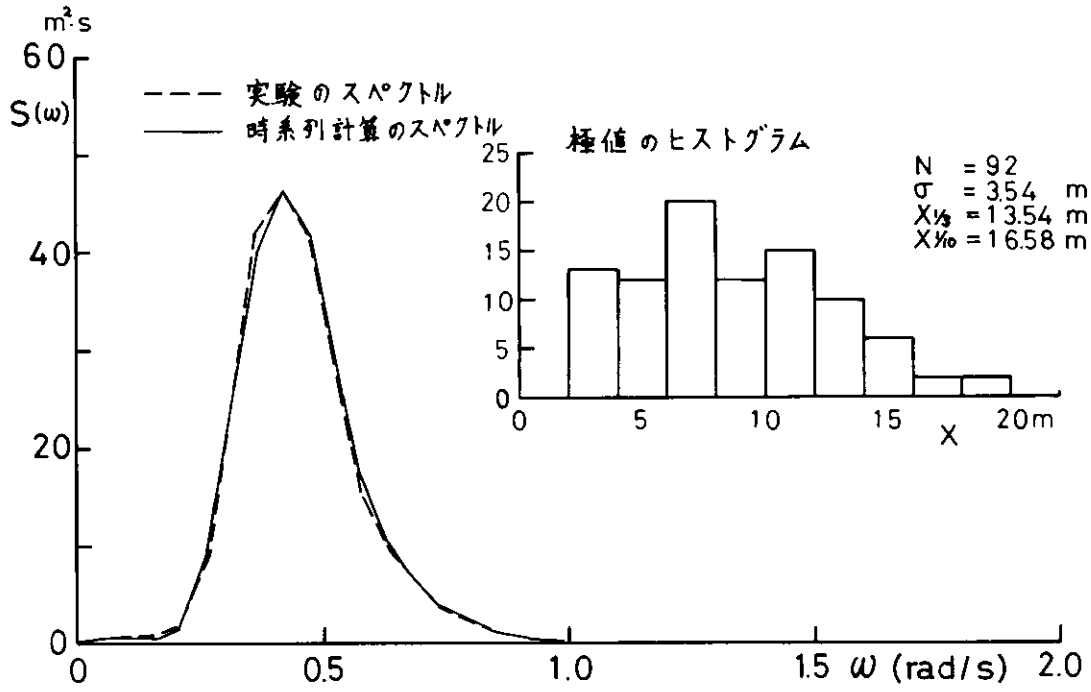


Fig 2.7.4 波のスペクトルとヒストグラム

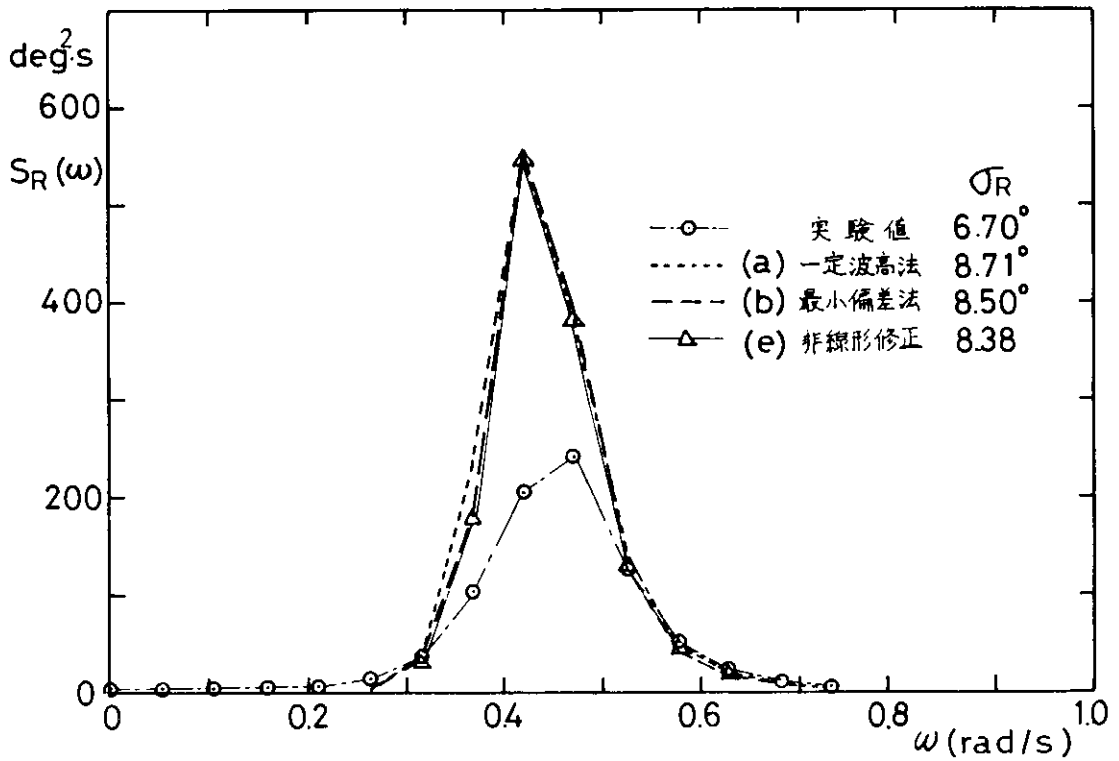


Fig 2.7.5 横揺れスペクトル

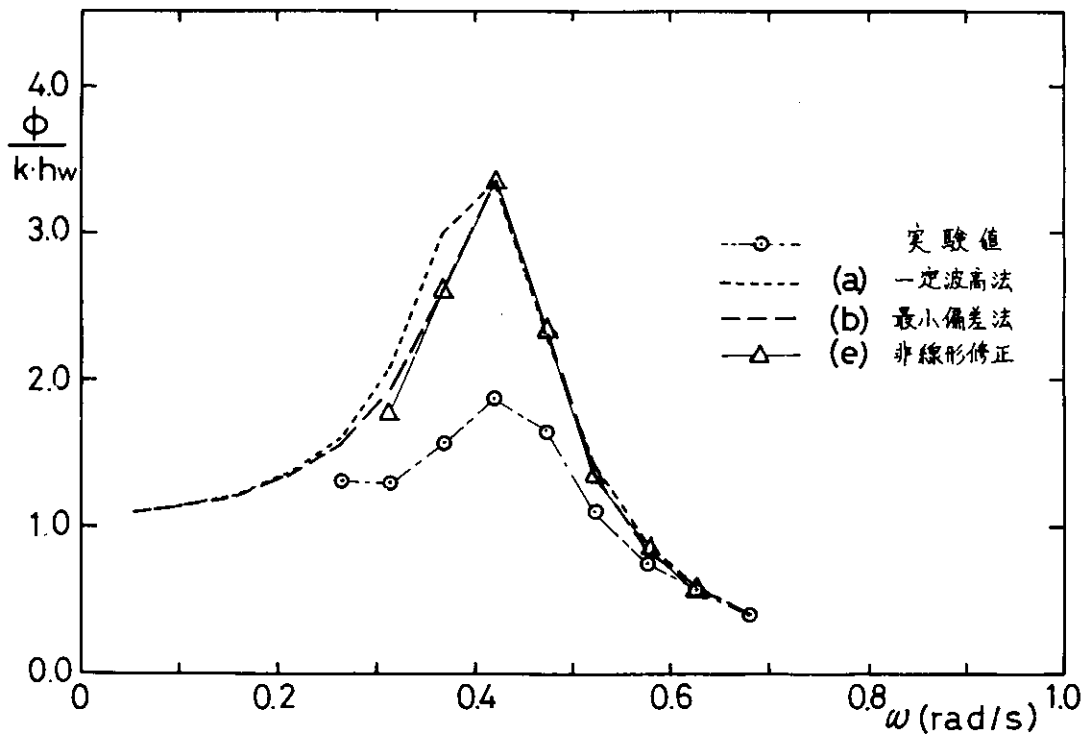


Fig 2.7.6 横揺れ応答関数

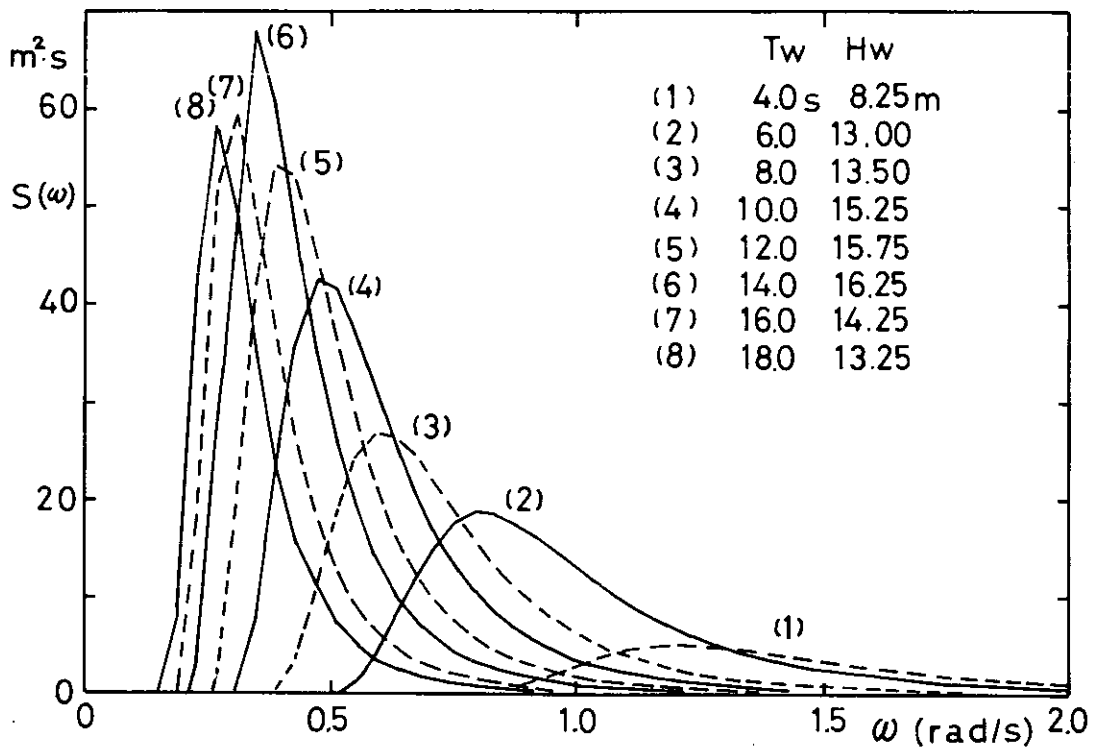


Fig 2.7.7 想定遭遇海象の不規則波のスペクトル

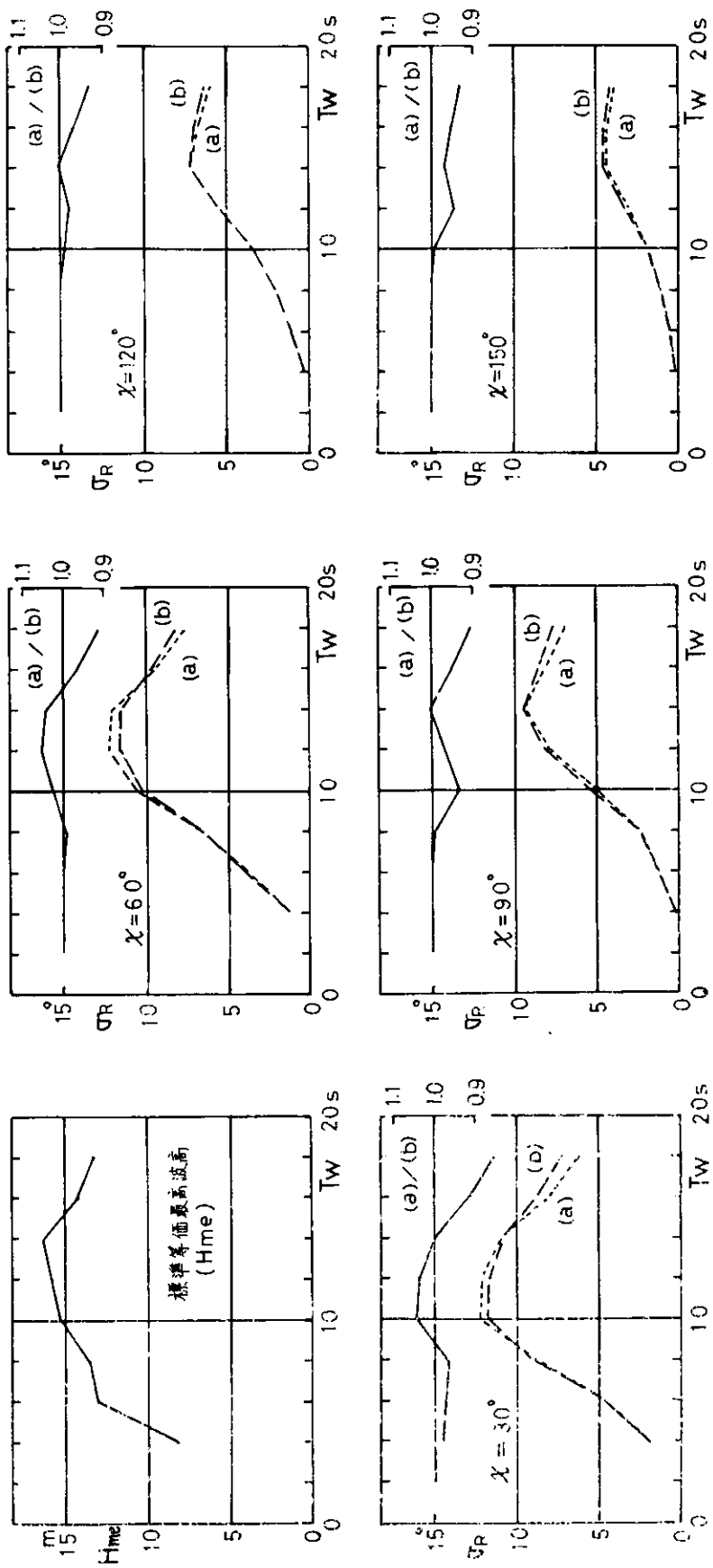


FIG. 2.7.8 標準等価最高波高 ( $H_{me}$ ) と横揺れの標準偏差  $\sigma_R$

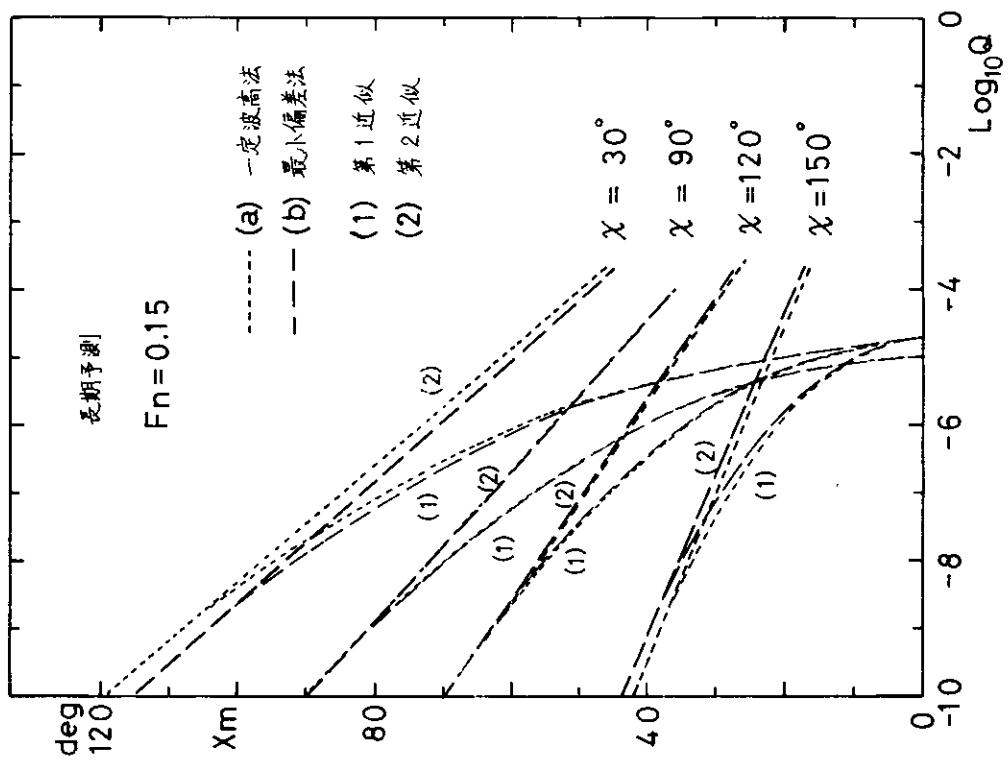


Fig 2.7.9 長期予測

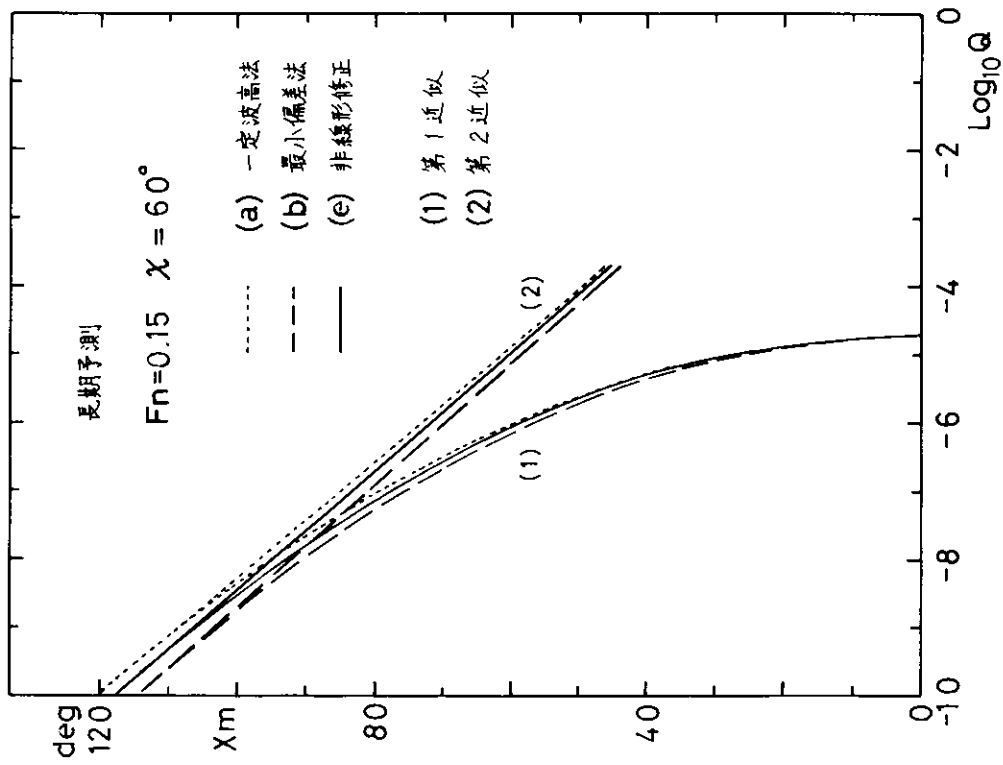


Fig 2.7.10 長期予測

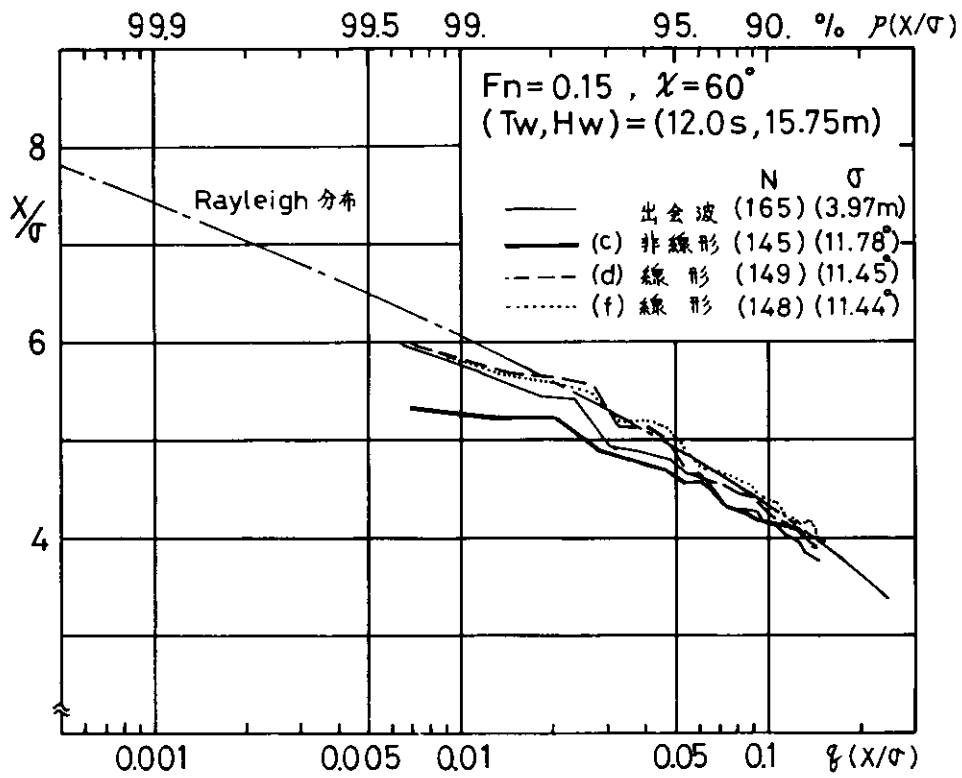


Fig 2.7.11 短期分布  $(T_w, H_w) = (12.0s, 15.75m)$

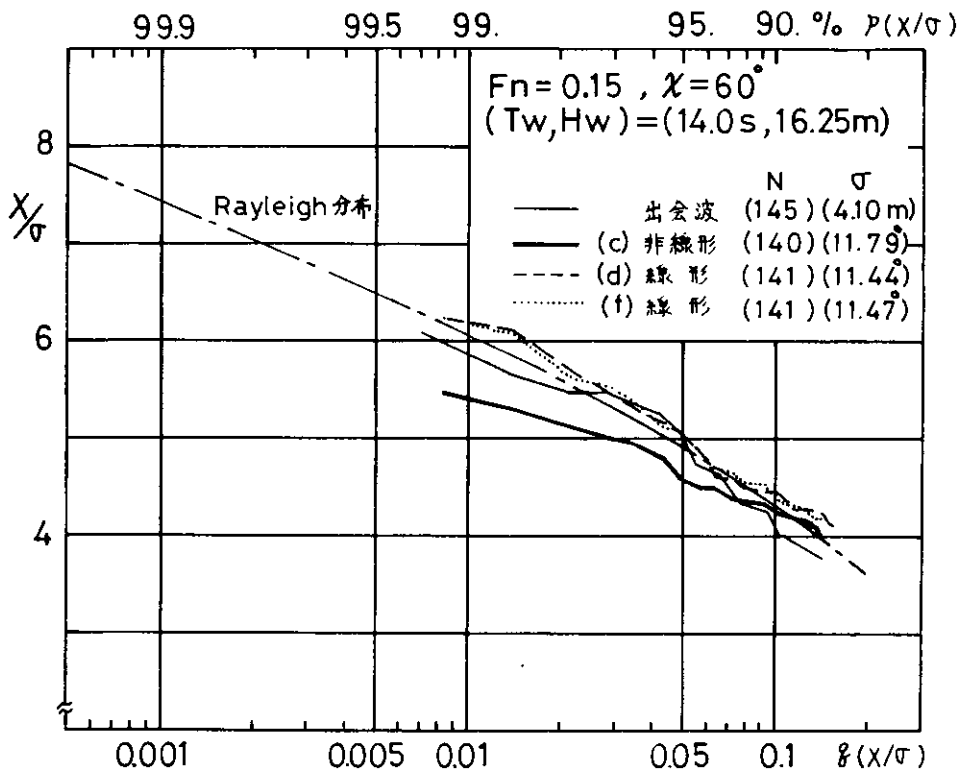


Fig 2.7.12 短期分布  $(T_w, H_w) = (14.0s, 16.25m)$

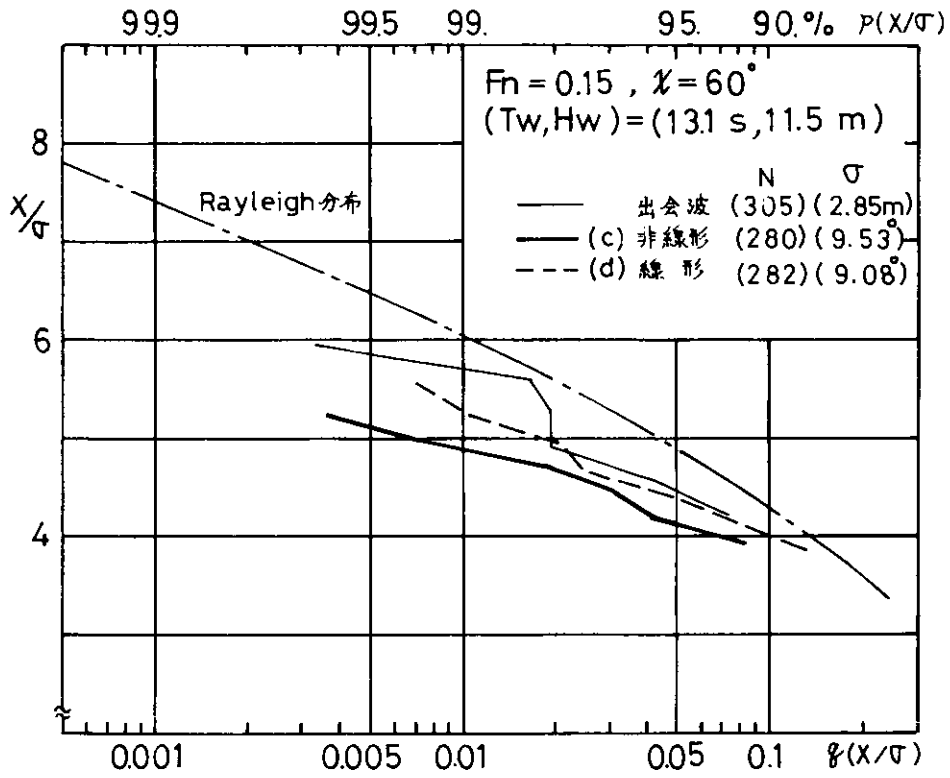


Fig 2.7.13 短期分布  $(T_w, H_w) = (13.1 \text{ s}, 11.5 \text{ m})$

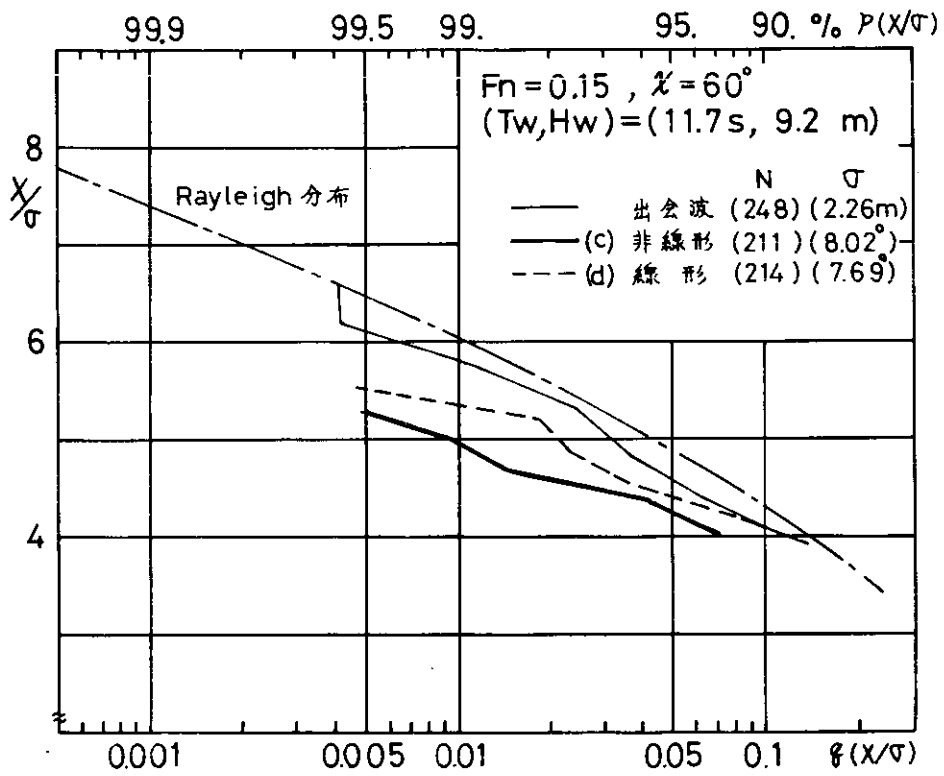


Fig 2.7.14 短期分布  $(T_w, H_w) = (11.7 \text{ s}, 9.2 \text{ m})$



### 3 波浪中における船速低下及び推進性能に関する研究

#### 3.1 波浪中における船舶の意識的減速, 変針について

波浪中を船舶が航行した場合に船速が低下するが, その船速低下は, その性質上, 波浪, 風によって生じる Nominal speed loss と, 船長の危険回避のために意識的に船速を落す, Deliberate speed loss の 2 つに分類されている。前者の Nominal speed loss については, 主機の特性も含めた上で種々議論され一定の結果も<sup>(1)</sup>出されているが, 後者の Deliberate speed loss については, 更に検討されるべき点が多々あると思われる。

##### 3.1.1 意識的減速, 変針に関する推定計算法

ある与えられた船が波浪中を航行した場合, ある現象の分散値  $\sigma^2$  は, 海象  $S$ , 船速  $V$ , 波との出会角  $\chi$  の関数として次のように表現されるとする。

$$\sigma^2 = f(S, V, \chi) \quad (3.1.1)$$

ある平衡状態から, 3 変数 ( $S, V, \chi$ ) の微小変化  $\Delta S, \Delta V, \Delta \chi$  が生じた時の分散値  $\sigma^2$  の増加分は, 高次の項を無視すると

$$\Delta \sigma^2 = \frac{\partial f}{\partial S} \Delta S + \frac{\partial f}{\partial V} \Delta V + \frac{\partial f}{\partial \chi} \Delta \chi \quad (3.1.2)$$

と表わすことができる。

さて, ある  $i$  なる現象については, 限界値  $C_{i0}$  を超す確率 (限界確率)  $A_{i0}$  が与えられ, こ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。

与えられた海象中において限界確率  $A_{i0}$  になるような値  $C_i$  は, 現象の極値分布が Rayleigh 分布であるとすると

$$A_{i0} = \exp\left(-\frac{C_i^2}{2\sigma_i^2}\right) \quad (3.1.3)$$

となり, この式より  $C_i$  を求めると

$$C_i = \sqrt{-2\sigma_i^2 \ln A_{i0}} \quad (3.1.4)$$

となる。

この  $C_i$  と限界値  $C_{i0}$  を比較することにより

$$C_{i0} - C_i < 0 \quad (3.1.5)$$

の時, その現象については, 船は危険であり

$$C_{i0} - C_i > 0 \quad (3.1.6)$$

の時, その現象については, 船は安全であると考えられる。

$$\text{故に, (3.1.5) 式より } \Delta C_i = C_{i0} - C_i \quad (3.1.7)$$

とおくと, この  $\Delta C_i$  分だけを補正するように船速を落したり, 変針したりすれば, 安全域に入ることになる。

(3.1.4) 式を分散  $\sigma_i^2$  で微分すると

$$\frac{d C_i}{d \sigma_i^2} = \sqrt{-\ln A_{i0} / 2 \sigma_i^2} \quad (3.1.8)$$

となる。故に

$$\Delta C_i = \Delta \sigma_i^2 \sqrt{-1_{og} A_{i0} / 2 \sigma_i^2} \quad (3.1.9)$$

となる。問題は、ある海象について論じられるから $\Delta S \equiv 0$ とおき、(3.1.9)に(3.1.2)を代入すると

$$\Delta C_i = \left( \frac{\partial f}{\partial V} \Delta V + \frac{\partial f}{\partial \chi} \Delta \chi \right) \sqrt{-1_{og} A_{i0} / 2 \sigma_i^2} \quad (3.1.10)$$

となる。

この式から必要な船速低下量を求めると

$$\Delta V = \frac{\Delta C_i}{\frac{\partial f}{\partial V} \sqrt{-1_{og} A_{i0} / 2 \sigma_i^2}} - \frac{\partial f / \partial \chi}{\partial f / \partial V} \cdot \Delta \chi = \Delta V_1 - \Delta V_2 \quad (3.1.11)$$

となる。

これは、 $\Delta \chi$ だけ変針した後に、危険回避のために必要な船速低下量である。右辺第1項は、変針しない場合に必要な船速低下量であり、第2項は、変針の影響項である。以上の方法によって(3.1.5)式を満たすような各現象について必要な船速低下量を求め、最も大きな船速低下量が、その時に必要な危険回避のための船速低下量ということになる。この方法の場合、(3.1.11)式によればあらかじめどの位の変針をするかを与えなければならない。逆に(3.1.12)式によれば、あらかじめどの位の船速低下させるかを与えなければならない。

$\Delta V$ と $\Delta \chi$ の(3.1.10)式を満たすような組み合わせは、いくつも考えられるからこの $\Delta V$ と $\Delta \chi$ を一義的に決定するには、「ある地点から、ある地点まで行くのに最少な時間で行けるようにせよ。」などの他の条件が必要となるだろう。

### 3.1.2 突船の計算結果について

計算は、日本造船研究協会第108、第125部会の研究で使用されてきた高速コンテナ船( $L_{pp} = 175 \text{ m}$ )を対象にして行った。

各現象の限界値や、限界確率は、文献(2)と同じであり、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、大阪府立大、昭和50年3月」の結果を使用した。Fig 3.1.1に $\chi = 180^\circ$  (向波)、 $150^\circ$ 、 $120^\circ$ に対する計算結果を示す。図中、破線は、Nominal speed loss<sup>(1)</sup>を示す。

船が危険になり、針路を保持したまま必要な減速をした結果が実線であり、この速度まで落せば安全ということである。横軸に有義波高をとり、平均波周期をパラメータとして示してある。

次に、あるA点とB点を考えて、B点の方からA点の方に波が来る状況を考えて、A点からB点まで最も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 3.1.2とFig 3.1.3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る航法である。計算は、 $30^\circ$ づつ離散的に行われているので、実際は、 $\chi = 150^\circ$ と $120^\circ$ の間にもっと最短時間でゆける角度があると思われる。

### 3.1.3 模型実験による検討

前述した考え方を更に簡単化して、長水槽における模型実験によって検討してみる。長水槽における実験であるために波との出会い角は $180^\circ$ であり、変針しないものとする。 $(\Delta \chi = 0)$  また、1つの波長( $\lambda/L = 1.2$ )の規則波中における実験とする。そこで船の安全、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 $\alpha_c$ を適当に与えて、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。

単位波振幅に対する船首加速度は、船速、海象、波との出会い角の関数と考えられるが、本実験の場合、海象のうちで波周期を一定とし、更に波との出会い角は $180^\circ$ と決まっているので速度のみの関数となり、それを

$$\alpha = \zeta_a \cdot G(V) \quad (3.1.12)$$

とおく。ここで $\zeta_a$ は、波振幅である。

前述した方法と同様にして

$$\Delta V = \frac{\alpha_c - \alpha}{\zeta_a \cdot \frac{dG(V)}{dV}} \quad (3.1.13)$$

だけ船速を落せば、限界値 $\alpha_c$ 以下の加速度で航行できることになる。

実験は、燃料投入量としてポテンシオメーターのダイヤルを考え、それを $\Delta A = 1, 2, 3$ と減少させて、波高変化に対応して船速、船首加速度、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。(すなわち $F_{\theta N} = -0$ ) Fig 3.1.4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 3.1.5にその時のプロペラ推力、回転数の増減量を示す。(3.1.13)式に対応するものとしてO.S.M.で求められる船首加速度の計算結果から燃料投入量(本実験の場合は、ポテンシオメーターの減少量)などを計算で求めた場合と、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船速低下量、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。

使用した模型は、 $L_{pp} = 4 \text{ m}$ のSR108船型と類似な高速コンテナ船型で、プロペラ直径 $D = 0.15 \text{ m}$ 、ピッチ比1.00の5翼プロペラである。そして $F_n = 0.25$ で平水中を航行するのを最初の基準になる状態に選んである。

## 参 考 文 献

- 1) 造研研究資料 No 275 (SR161), 昭和52年3月,
- 2) 北沢, 黒井, 高木; 「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 269頁  
昭和50年12月

### 3.2 プロペラレーシングと主機特性について

プロペラレーシングは主機に悪影響を及ぼすことが知られている。レーシングについて種々の判定基準が提案されているが、それらがどのような関係になっているか、また、模型実験と実船のレーシングの関係はどうか、などは主機の特性平面上で議論されることが必要である。そこで、プロペラレーシングと主機特性の関係を調査、検討した。

#### 3.2.1 模型実験

次の2種類の実験を実施した。

- (1) 静水中において長さ4mのコンテナ船模型を軽荷状態で強制縦揺させ、プロペラ推力、トルク、回転数及びプロペラ横の水面との相対水位を計測した。速度は、 $F_n = 0.20$ である。
- (2) 上記模型船で常用状態、軽荷状態の2つの状態につき過負荷、軽負荷の静水中における自航試験を実施した。この実験は、各負荷状態に対して船速を維持させる実験と、主機トルクを維持させる実験の両方を実施した。過不足ない負荷状態とは、摩擦修正を施した状態である。プロペラは、直径0.15m、ピッチ比1.00の5翼のプロペラである。

#### 3.2.2 実験結果について

Fig 3.2.1に強制縦揺時に計測された推力、トルク、回転数の変動両振幅を示す。横軸には、プロペラ横位置の相対水位とともに $I/R$ ( $I$ :プロペラ中心から水面までの距離、 $R$ :プロペラ半径)を示してある。

$I/R$ の目盛は、 $I/R$ が最も小さくなる時の状況を示してある。 $I/R = 1.0$ は、プロペラが水面に最も近づ

いた時、プロペラチップが丁度水面に一致する状態である。 $Z_r$  には、静水中を  $F_n = 0.20$  で航走している場合の水面の盛り上りを考慮してある。<sup>(1)</sup> 回転数以外は、 $I/R$  に対して直線的に変化しているのがわかる。なお、図中の推定値は、没水深度より推定する方法<sup>(2)</sup>  $\left[ \begin{matrix} T_f \\ Q_f \end{matrix} \right] = \left\{ a(I/R) + b \right\} \begin{matrix} T_\infty \\ Q_\infty \end{matrix}$  :  $T_\infty, Q_\infty$  は、没水深度が十分深い場合の推力、トルク値 ] で傾き  $a$  を 0.5 と 0.6 と仮定して推定した場合の値である。プロペラ単独状態の場合と同様に、船後状態においてもプロペラが露出するような場合のプロペラ負荷変動量を  $I/R$  の変化から推定できそうである。

Fig 3.2.2 に過、軽負荷自航試験の結果をトルク回転数平面(主機特性平面)上に示す。M.C.R. の値としては、常用状態、 $F_n = 0.32$  の時の値を用いた。

参考として Fig 3.2.3 に 175 m 級高速コンテナ船の試運転結果を同様な特性平面上に示す。<sup>(3)</sup> (載貨状態は、各船とも少しずつ違う。) なお、図中  $Q \propto N^2$  曲線より左側の領域 ① は、短時間運転可能な領域であり、この領域に作動点が入ることは、機関構成部品、特に排気弁の温度が上昇することから避けた方がよいとされている。<sup>(4)</sup> 各主機メーカーによって ① の領域などについて若干の違いはあるようだが、<sup>(4)</sup> これらを実機の運転状況をみる参考にするにはできよう。この場合の M.C.R. 点の値としては、試運転時 M.C.R. の値を用いている。M.C.R. の値として、定格馬力と回転数を用いた場合の結果は、図中ヒゲをつけた印で表示してある。箱根丸以外は、作動点が右側に移動する。

試運転時の M.C.R. の値で無次元化した結果が、模型実験の結果とよい対応を示している。

波浪中を航行する場合、平均的作動点は、平水中の場合の作動点より ① の領域に近い方に移り、そこで負荷が変動するわけで回転慣性モーメントとともにこのような特性平面の上からレーシングがどのように機関に悪影響を及ぼすか検討する必要がある。<sup>(5)</sup> そこで、プロペラ直径が 60% 露出した場合を想定してプロペラレーシングのシュミレーション計算を Runge-Kutta 法で行った。

その時回転慣性モーメントの影響をみるために、駆動モーターの  $I$  を実際の値の  $\frac{1}{2}$ ,  $\frac{1}{3}$  としても計算を行った。その結果が Fig 3.2.4 である。

左側の図は、プロペラが露出しても、プロペラ特性の係数を露出しない場合の値にしたまま計算した時の結果であり、右側の図は、プロペラ特性の係数が没水深度によって変化する、非線型影響を入れて計算した結果である。

非線型影響を入れた計算では、回転慣性モーメントの影響がかなり強く出てくることがわかる。図の下側に計算に使用した想定プロペラトルクが示してある。同じような計算を実施し、主機特性平面上に示したのが Fig 3.2.5 である。基準として選んだ作動点(○印, ●印)は、同じ点であるが、図中では重複するのをずらしてある。この図中に氷川丸(高速コンテナ船)の実船実験時に得られた計測データ<sup>(6)</sup> も示してある。氷川丸はプロペラトルクが計測されているので、仮に主機トルク一定と仮定した場合の主機トルクの変化とともに示してあり、計算結果と比較してある。

氷川丸のプロペラがどの位露出したかは不明であるが、駆動モーターの回転慣性モーメントを  $\frac{1}{2}$  位にし、60% 直径露出とすると、ほぼ氷川丸の結果と対応がつくようである。このように主機特性平面で、模型と実船のレーシングの比較をすることが良いであろう。

## 参 考 文 献

- 1) 造研資料 No.291 (SR161) 昭和53年3月
- 2) 造研資料 No.257 (SR161) 昭和51年3月
- 3) 関西造船協会誌130号 コンテナ船特集 昭和43年12月
- 4) A. Schiff ; 「船用主機の開発動向 — 出力率の増大 —」 日本船用機関学会誌第11巻第6号  
昭和51年6月
- 5) 造研資料 No.211 (SR125) 昭和50年3月
- 6) 高橋 雄 ; 「プロペラレーシングに関する水槽試験」 J T T C SK 52-3 昭和52年11月

NOMINAL SPEED LOSS AND DELIVERATE SPEED LOSS

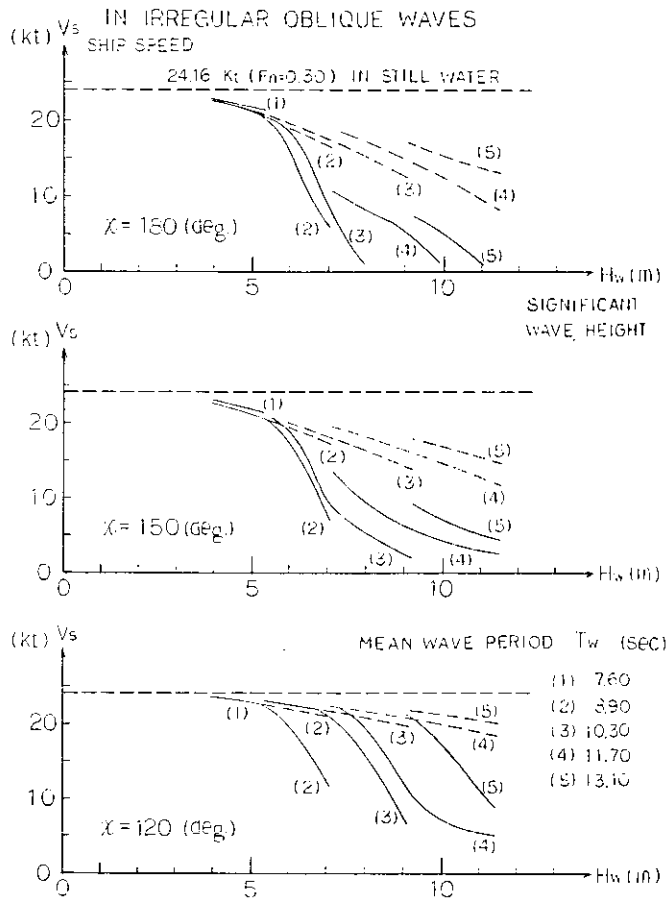


Fig 3.1.1

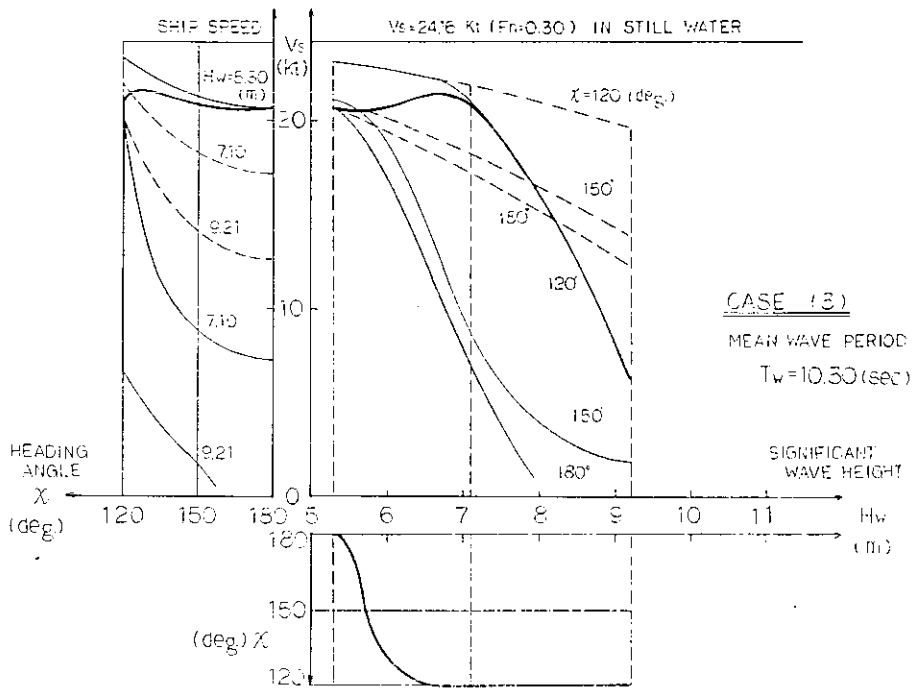


Fig 3.1.2

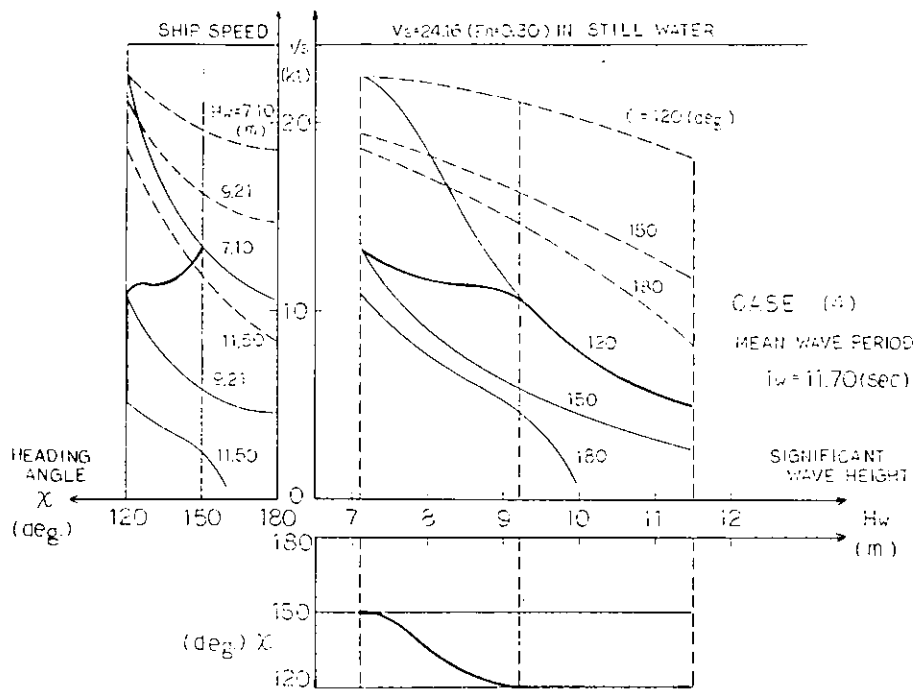


Fig 3.1.3

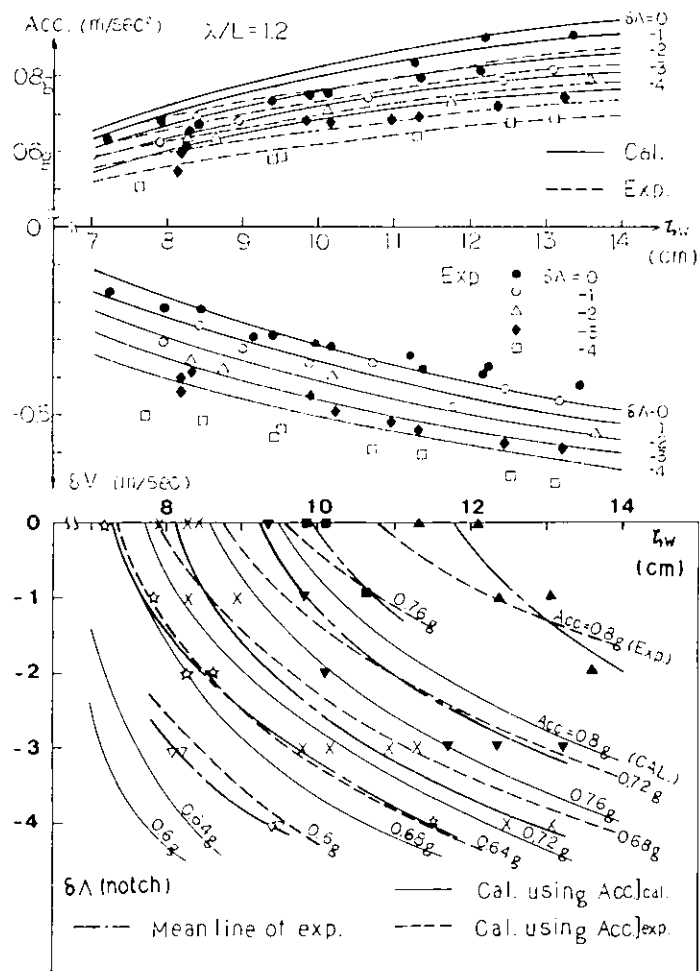


Fig 3.1.4

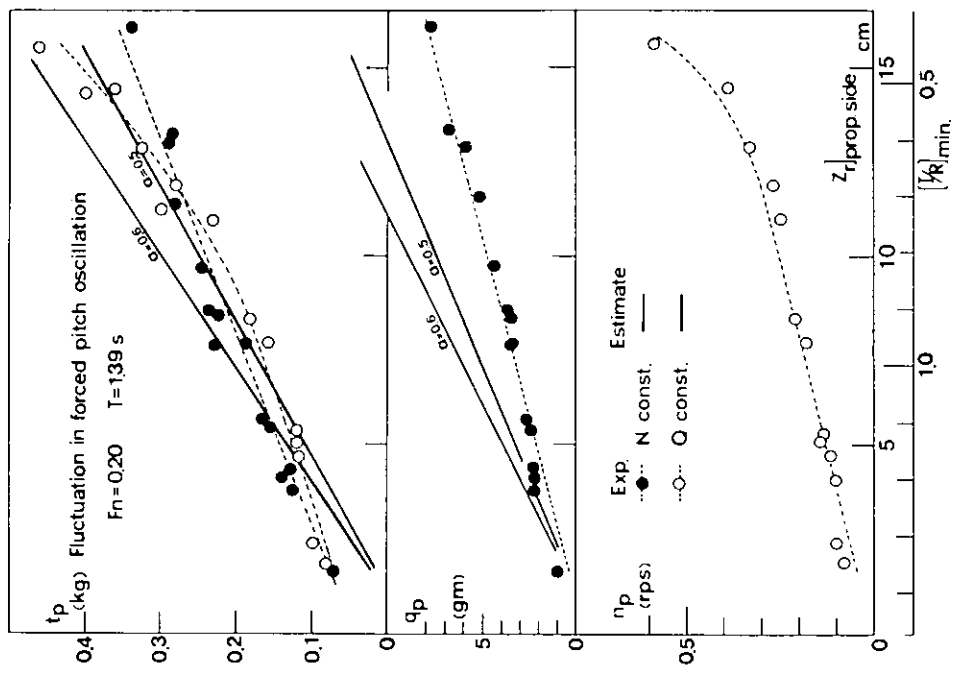


Fig 3.2.1

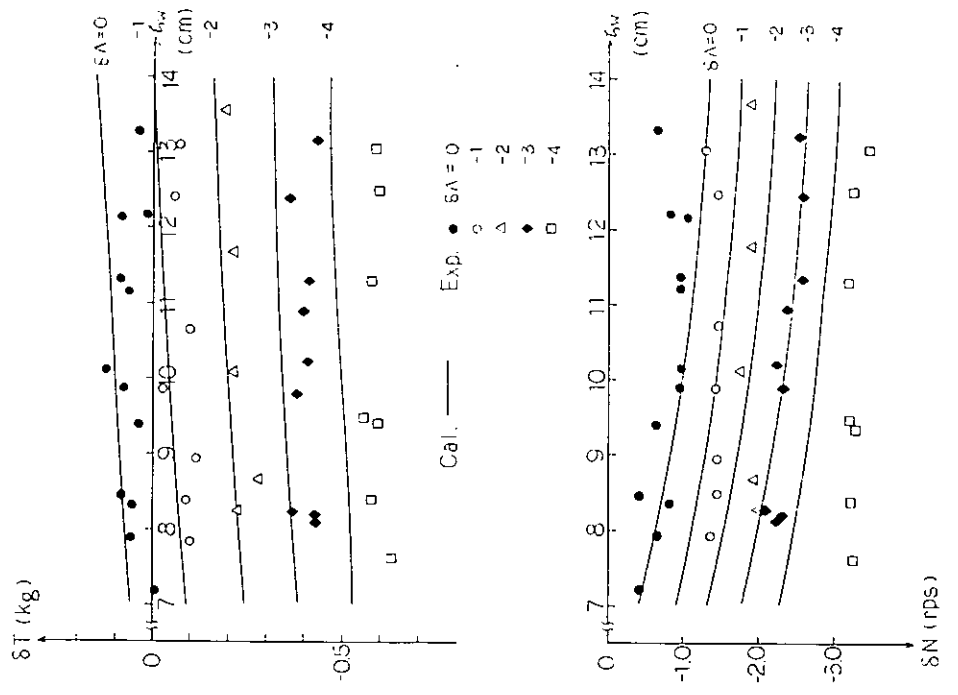


Fig 3.1.5



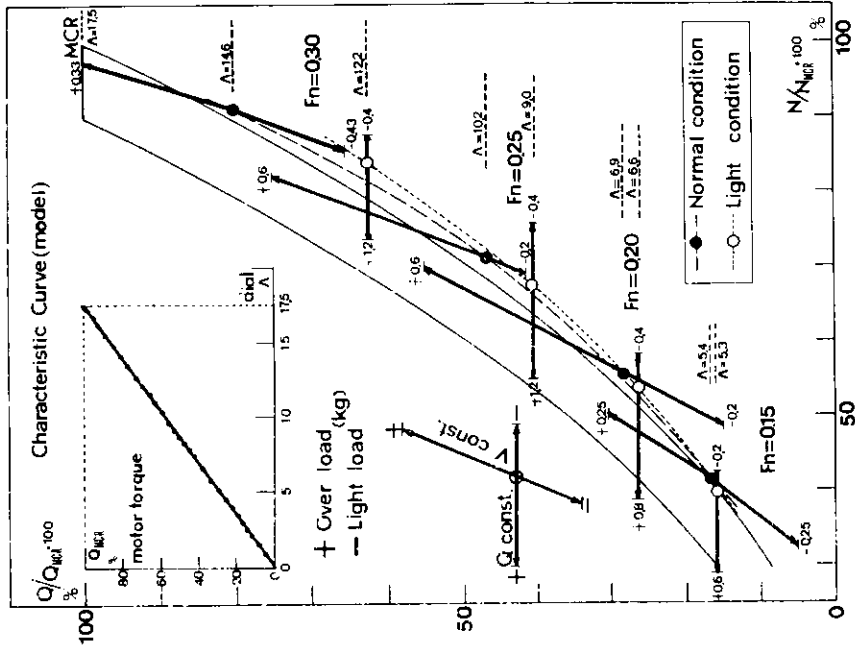


Fig 3.2.2

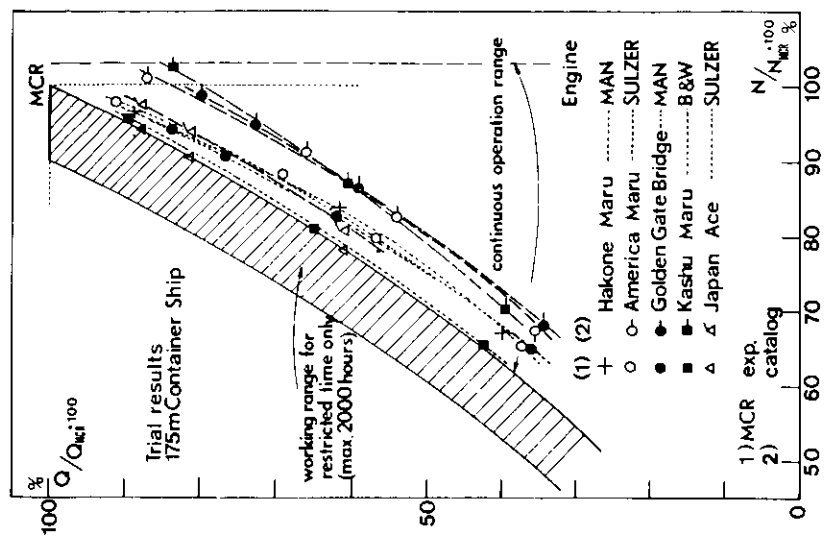


Fig 3.2.3

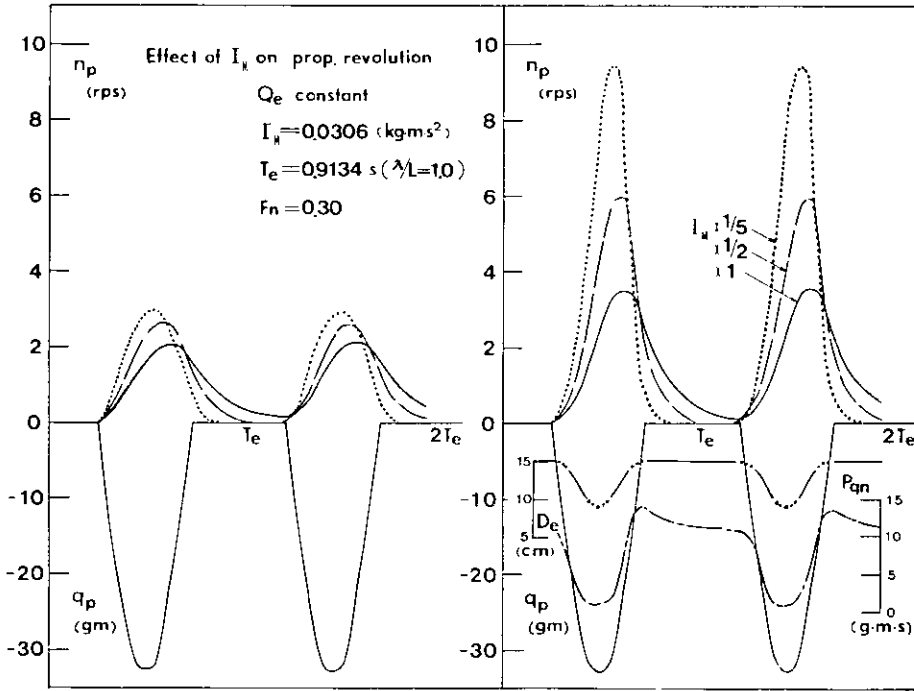


Fig 3.2.4

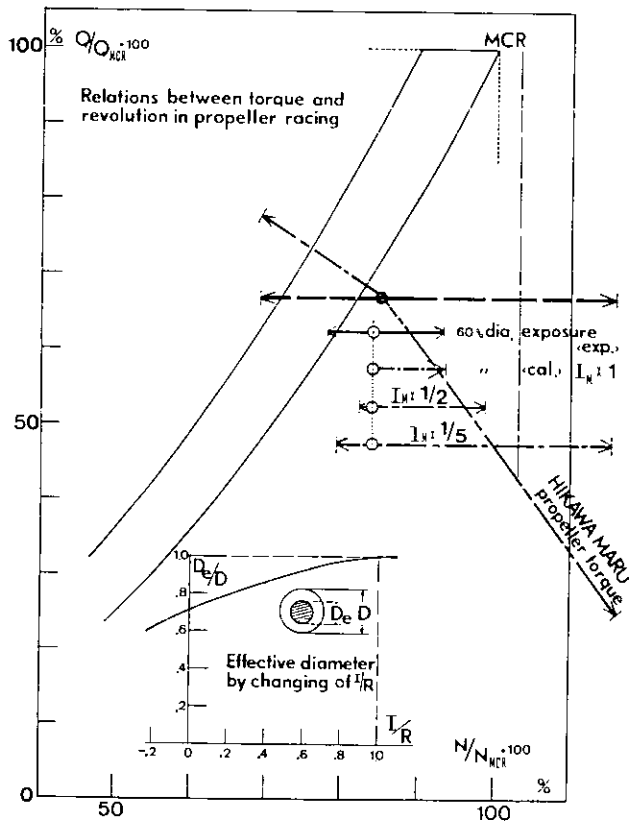


Fig 3.2.5

## 4. 結 言

本研究は、昭和50年度より4年計画で行われたもので、本年度はその最終年度にあたる。緒言に述べたように、本研究の目的は、船舶の波浪中性能の推定精度向上のため最も解明を要すべきテーマとして問題になっている、横揺れ減衰力の推定法及びその非線形性の横揺れ運動に対する影響の取扱いと、波浪中における船速低下及び推進性能の的確な推定法の確立に重点を置き、模型実験及び理論計算の両面から研究が進められてきた。

本年度は、4年間の研究成果の総合取りまとめを行うことを主眼としたが、これと並行して、取りまとめに必要な補足実験や追加の理論計算及び推定法の精度確認のための実験等を実施した。総合取りまとめに関しては、上記主要2テーマの推定法について、なお今後に検討を要すべき問題点が種々残されたが、一応現時点で最も精度の高い実用性のある成果が得られ、当初の目的はほぼ達成されたものとする。その報告は、別に日本造船研究協会報告、第90号として同時に発表することにした。従ってこの報告書は、本年度に実施した各研究項目ごとの報告にとどめてある。