

流場の表現に対する本研究の成果は、細長体理論において2nd orderまで理論的精度の保証された速度ポテンシャルの合成解を導き出した事であり、特にこれまで反対称流場成分の表現に対して不十分だった3次元補正項について、2nd orderまで考慮した外部解と内部解とのmatchingで合成解を構成する事により、物理的にも理解の容易な形で、理論的に明確な形で3次元補正項を導き出した点に集約される。

### 3.4 流れのモデルと計算方法

#### 3.4.1 まえがき

lifting potential flowとして流場を推定しようとする場合、剥離や剥離渦の特徴を適切に組み込んだ流れのモデルが必要になる。この流れのモデルを用いて、3.3節で示した細長体近似による速度ポテンシャルを求め、3.2節で示した細長体近似による流体力の式に代入し、操縦流体力を求めることになる。

本論文では、剥離渦層を自由に变形する多数の渦糸で近似した流れのモデルを用いるが、本章においては、まず2章の流場の観測結果をもとに仮定した、流れのモデルを組み立てるのに必要となる剥離および剥離渦層についての条件を示し、次いで、細長体近似のもとに流場を上流から下流に向かって求めて行き、最終的には全流体領域で2nd orderまで精度を保証された速度ポテンシャルを求める、その具体的計算方法を示す。

#### 3.4.2 流れのモデル

流れのモデルの構成においては、剥離および剥離渦のモデル化が重要なポイントとなる。

本論文では、剥離後の剥離渦領域は厚さのない自由渦層で近似し、自由渦層の満足すべき条件は  $[WK]$   $[WD]$  として与えられているが、完全流体としては存在しない船体表面からの境界層の剥離について、剥離がどの位置でどのような条件で発生するかという剥離発生モデル化が必要となる。

自由渦層はpotential flowの場で渦層を横切ってpotential gapを生じるdoublet層として表されるが、細長体近似による内部解の計算においては、各断面内での自由渦層を表すdoublet層を小さい要素に区切り、各要素上でdoubletの強さを一定とするモデルを用いる。これは2次的には離散渦モデルであり、3次的には渦糸モデルに相当する。剥離発生モデル化は、渦糸モデルにおいて各渦糸の出発点となる各断面での初生渦の強さと位置の決定条件を必要とする。

2章での流れの計測結果によると、船体表面での剥離の発生については、船体後方で明確に確認できる渦度分布を持つ自由渦に対応する剥離渦流の主成分は、船底から船側へまわる流れがビルジ部で剥離したものであり、一方、船

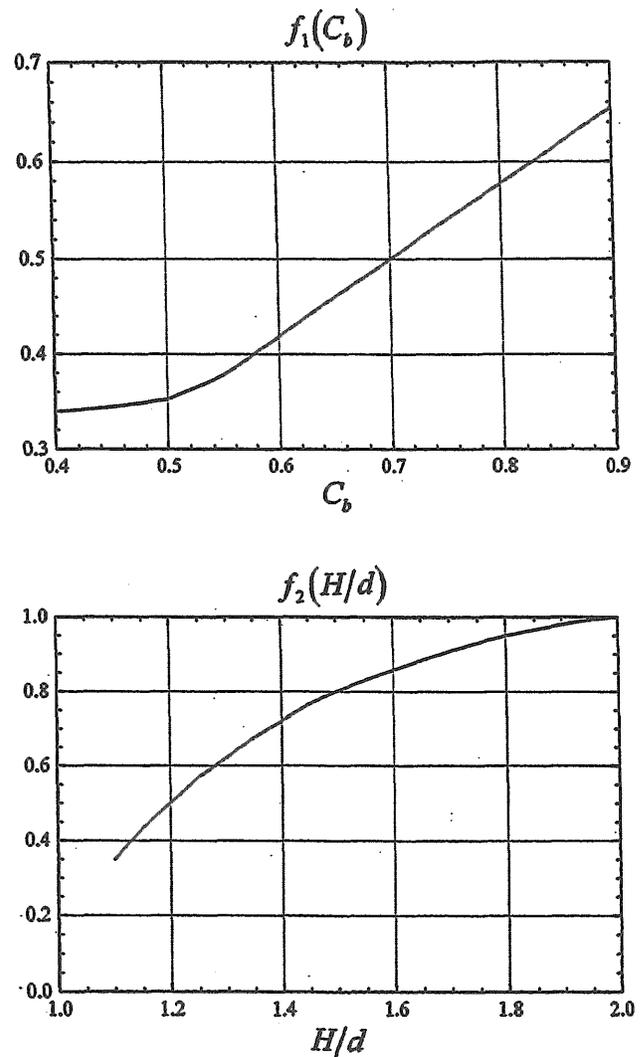


Fig.3.6  $C_r = f_1(C_b) \cdot f_2(H/d)$

側から船底へまわる流れもビルジ部で剥離を起こしている場合があるが、その場合は剥離渦は直ちに拡散し減衰している。

船首部付近の流れを見ると、肥えた船型の船底付近では船側から船底への流れとなり、剥離しても急速に拡散、減衰し自由渦に対応するような渦は生じていない。やせた船型では、船底から船側へまわる流れが剥離した場合、船首部では剥離渦は船体表面のごく近くを流れ、早くてもS.S.9を過ぎたあたりから徐々に船体から離れて行くのが観測された。この結果を参考に、剥離発生については、少し余裕をみて、S.S.91/2以降の船体において船底から船側へまわる流れが生じているビルジ部で剥離が発生するという流れのモデルを用いることにした。

船体近くの流場を内部解として、船首断面から船尾断面に向かって求めて行くが、各断面で剥離発生の有無を調べ、剥離発生の場合は発生する剥離渦（初生渦）の強さと位置

を決めることが必要になる。

2次元離散渦モデルにおいては、単位時間に剥離点から放出される循環  $d\Gamma/dt$  は剥離点での流速  $U_s$  をとすると、

$$\frac{d\Gamma}{dt} = \frac{1}{2} U_s^2 \quad (3.54)$$

で与えられる事が多いが[17]、本論文でもこの考え方を基本とする。

計算する断面間の距離を  $\Delta x (= \Delta t \cdot U \cos \beta \cdot (1 + O(\epsilon^2)))$  とすると、初生渦の強さ(循環)は、

$$\Delta\Gamma = \frac{1}{2} U_s^2 \cdot \Delta t = \frac{1}{2} U_s^2 \cdot \frac{\Delta x}{U \cos \beta} \quad (3.55)$$

となるが、この値をそのまま使って計算すると渦が強すぎる結果になったので、本論文の渦モデルでは、初生渦の強さを次式の  $\gamma$  とし、

$$\gamma = \Delta\Gamma \cdot C_\gamma = \frac{1}{2} U_s^2 \cdot \frac{\Delta x}{U \cos \beta} \cdot C_\gamma \quad (3.56)$$

$C_\gamma$  を補正係数として加え、肥せき度  $C_b$  と水深喫水比  $H/d$  の関数として、

$$C_\gamma = f_1(C_b) \cdot f_2(H/d) \quad (3.57)$$

と表している。 $f_1$  と  $f_2$  の値を Fig.3.6 に示す。

$f_1$  については、3.5節に示す7隻の模型船の深水域における斜航実験結果と、 $f_1$  の値を変えた計算結果とを比較しながら、 $f_1$  が  $C_b$  の滑らかな関数となるよう試行錯誤的に  $f_1$  の値を決めた。

$f_2$  についても、3.5節に示す模型船のなかで浅水域での斜航実験結果のある4隻の模型船の実験値を用いて、 $f_1$  と同様に試行錯誤で、水深喫水比  $H/d$  の関数として  $f_2$  の値を決めた。

初生渦を置く位置については、初生渦導入により剥離点においてガス方向の船体との相対流速が0になること、および、初生渦導入により剥離点付近で逆流が発生しないことを条件とした。

逆流が発生しないという条件については、2次元流において Fig.3.7 に示すような平面上の一様流中に渦をおいたとき、S点に立てた法線より(図中破線)以上傾いた線上にS点で流速が0になる強さの渦をおいた場合、S点に立てた法線上では逆流は生じない。

船体表面は曲率をもつ有限領域であるが、簡単のため、剥離点に立てた法線より下流方向へ傾いた線上で、Fig.3.7 に示すように船体表面を無限平面として得られる剥離点で

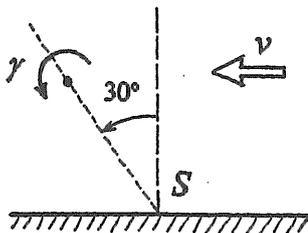


Fig.3.7 Initial Vortex

の流速を0にする位置を、初生渦の位置とした。

浅水域の場合も深水域の場合と全く同じに、初生渦の位置は無限水深において流速を0にする位置とした。

こうして発生させた剥離渦は流れにのって移動するが、渦同士が接近すると誘導速度が大きくなって不自然に大きな運動をすることがある。そこで、渦からある距離以内ではその渦による誘導速度は渦からの距離に比例するといういわゆる渦核を導入し、渦核内の平均誘導速度が剥離渦層を表す離散渦間の平均距離を  $l$  としたとき長さ  $l$  あたり強さ  $\gamma$  の循環密度を持つ2次元の滑らかな渦層に接近したときの最大誘導速度  $\gamma/2l$  となるよう、渦核半径を  $l/2\pi$  とした。

渦が船体表面に近づいたときも不自然な動きをする場合がある。そこで、渦と船体との間の最低接近距離を設け、計算による試行錯誤でこの距離を船幅の0.5%とし、これより近づいた時は船体表面から法線方向にこの距離の位置まで押し戻している。初生渦についても、この距離以内の時は船体表面からこの距離だけ離れた位置に、剥離点での法線から下流方向に傾いた線上においている。

以上の剥離および剥離渦についての仮定の下に、船体まわりの流場を求めることになる。

### 3.4.3 流場の計算方法

流場の計算は、細長体近似において上流から流れてくる剥離渦を取り込みながら各断面での内部解を求め、全断面の内部解より3次元補正項を求め、内部解の主要部と3次元補正項の足し合わせとして全流体領域で有効な速度ポテンシャルを求める。

始めに船体近傍で成り立つ内部解を求めるが、内部解を求めるための条件式(3.33)式において変数  $\xi$  の陽に出ている式  $[H] [WK] [WD]$  において、

$$\xi = t \cdot \cos \beta \quad (3.58)$$

とおくと、

$$d\xi = dt \cdot \cos \beta \cdot \{1 + O(\epsilon^2)\} \quad (3.59)$$

となり、(3.33)式と同じ2nd orderまで有効な式として次のように表せる。

$$[H] \quad \frac{\partial H}{\partial t} + (\phi_\eta - \sin \beta - \omega \xi) \frac{\partial H}{\partial \eta} + \phi_\zeta \frac{\partial H}{\partial \zeta} = 0 \quad \text{on } H=0$$

$$[WK] \quad \frac{\partial W}{\partial t} + (\phi_\eta - \sin \beta - \omega \xi) \frac{\partial W}{\partial \eta} + \phi_\zeta \frac{\partial W}{\partial \zeta} = 0 \quad \text{on } W=0 \quad (6.7)$$

$$[WD] \quad C_p = -2 \frac{\partial \phi}{\partial t} + 2(\sin \beta + \omega \xi) \phi_\eta - (\phi_\eta^2 + \phi_\zeta^2)$$

これは  $t$  を時間として  $(\eta, \zeta)$  平面において流速  $(\sin \beta + t \cdot \omega \cos \beta, 0)$  の流れの中に置かれた、変形する物体  $B(\eta, \zeta; t \cdot \cos \beta) = 0$  まわりの2次元非定常流の問題と見ることが出来る。

船首断面から始めて船尾断面に向かって各断面で内部解を求めて行くが、その際、条件  $[WK]$  は各離散渦を流れに沿って流すことにより満足させ、条件  $[WD]$  は流れて行く

各離散渦の強さを、時間（即ち船長方向の距離）によって変化させず一定とする事により満足させる。

連続渦層を離散渦モデルで近似する場合、近似誤差を少なくするには各離散渦間の距離を等間隔にした方が良くことが知られており[17][18]、本論文の計算においても渦間の距離が等しくなるよう渦の再配置を各断面ごとに行っているが、その際、近似する渦層上のpotential分布を変えないように離散渦の強さと位置の再配置を行い、実質的に各離散渦が強さを変えずに流れて行くようにしている。

船尾断面以降は流場は変化しないものと仮定するが、第4章で示したように細長体近似の範囲内においてはこの仮定を用いても、流場の推定精度は2nd orderまで保証されている。

全断面での内部解が求まったら、次は3次元補正項を求める。3次元補正項の船体表面および渦層上での値は、3次元補正項は2nd orderの値であり船体表面および渦層上での値と等価物体上での値との差は更にもう一次高次のオーダーとなるため、2nd orderまで有効な解として計算の簡単な等価物体上での値を用いることにする。

等価物体は、深水域では回転体となるが、浅水域においては断面積は与えられているが断面形状に関しては必ずしも明確でないので、2nd orderであるという点を考慮し、浅水域においては便宜上水深と同じ喫水の矩形断面上の値を用いる事にする。

3.4.4 流れのモデルと計算方法のまとめ

本節で述べた流れのモデルと計算方法の要点をまとめると次のようになる。

(1)剥離は、船底から船側方向への流れが存在するS.S.91/2以降のビルジ部で発生する。

(2)剥離による初生渦の強さ（循環）は、

$$\gamma = \frac{1}{2} U_s^2 \cdot \frac{\Delta x}{U \cos \beta} \cdot C_\gamma$$

とし、 $C_\gamma$  は肥せき度  $C_B$  と水深喫水比  $H/d$  の関数として与える。

(3)初生渦の位置は、剥離点での流速0および剥離点の法線上で逆流が発生しないという条件より求める。

(4)流出した剥離渦には渦核を考え、各離散渦間の平均距離を  $l$  とするとき渦核半径を  $l/2\pi$  とする。

(5)剥離渦の船体表面との最低接近距離を船幅の0.5%とし、この距離以内には船体に近づかせない。

(6)内部解は、船首断面から船尾断面に向かって2次元非定常問題として求めて行く。

(7)剥離渦層を近似する離散渦は、各断面毎に渦間の距離が等間隔になるよう再配置する。

(8)船尾以降で流場は変化しないとする。

(9)3次元補正項の船体表面および渦層上での値として、等価物体上での値を用いる。

(10)浅水域での等価物体の断面形状は矩形断面とする。

Table 3.1 Particulars of Model Ships

	Esso Osaka			5-27M	SR221-A
	0.829			0.820	0.8045
L(m)	6.000	3.536	2.500	2.000	3.500
B(m)	0.978	0.577	0.408	0.400	0.634
d(m)	0.401	0.236	0.167	0.148	0.211
Deep : Oblique Tow	[20]	[22]	[21]	[23]	[19][28]
Deep : CMT	[20]		[21]	[23]	[28]
Shallow : Oblique Tow		[22]		[23]	

	SR221-C	SR221-B	Series 60	Container Ship
	0.8033	0.8018	0.700	0.672
L(m)	3.500	3.500	4.500	4.000
B(m)	0.634	0.634	0.643	0.571
d(m)	0.211	0.211	0.257	0.229
Deep : Oblique Tow	[19][28]	[19][28]	[24]	[23]
Deep : CMT		[28]		[23]
Shallow : Oblique Tow			[24]	[27]

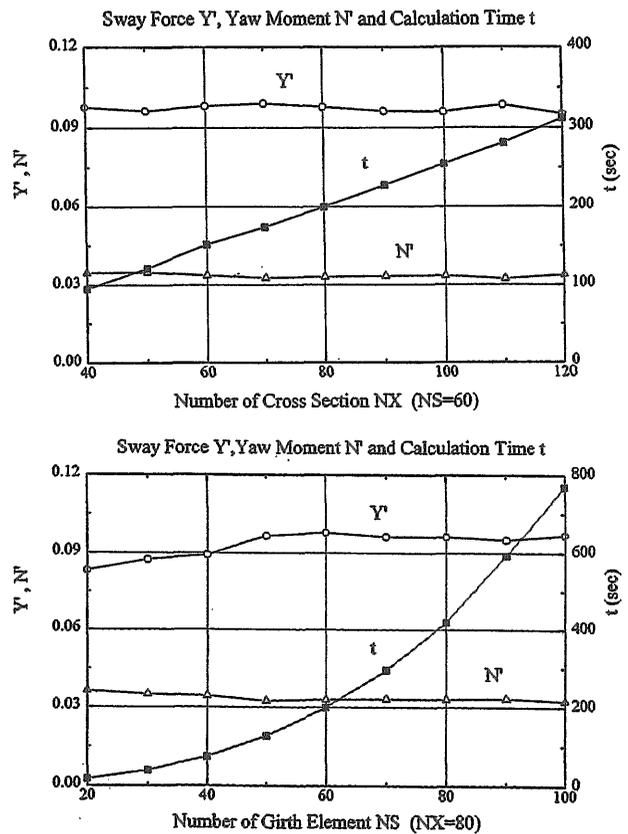


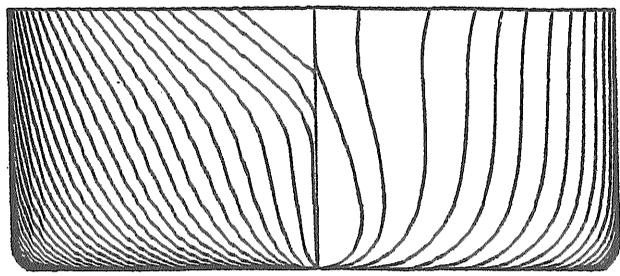
Fig.3.9 Effect of Element Number on Calculation

3.5 計算結果と実験結果の比較

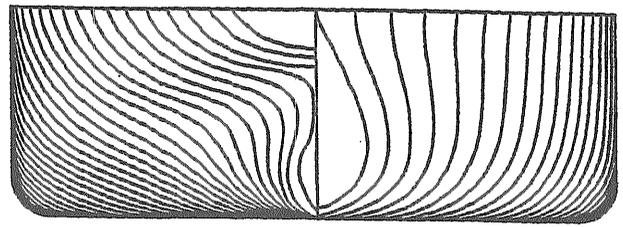
3.5.1 まえがき

本節では、これまで述べてきた推定法を用いて実用船型を対象に、斜航および旋回運動する主船体に働くsway forceとyaw momentを求め、模型実験結果と比較し本研究で示した推定法の有効性、実用性を示す。

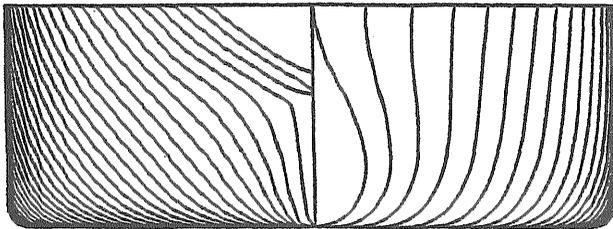
主船体に働く操縦流体力は慣性項と減衰項からなり、本



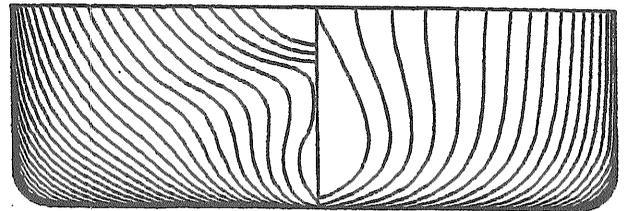
Esso Osaka



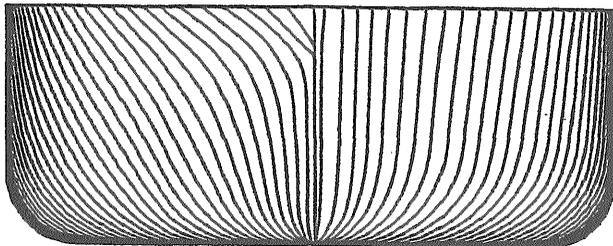
SR221-A



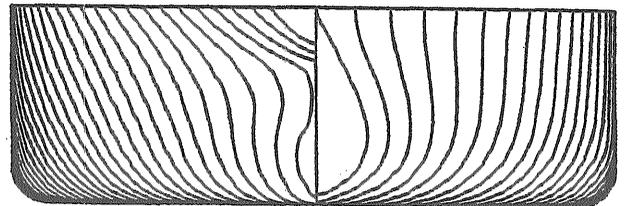
5-27M



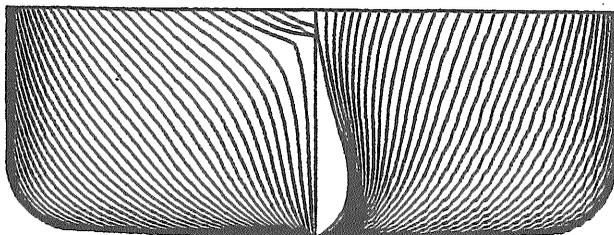
SR221-C



Series 60



SR221-B



SR108 Container Ship

Fig.3.8 Cross Sections of Model Ships

論文の目的は減衰項の *sway force* と *yaw moment* の実用的推定法を示すことにあるが、慣性項についても基本的に同じ手法で推定することが出来る。

流場の式と流体力の式の整合性に加えて、慣性項および減衰項がともに同じ理論的精度の保証された手法で推定できるという意味においても、本手法は主船体に働く操縦流体力の推定に対して整合性ある手法という事が出来る。

### 3.5.2 対象船型と要素分割

推定計算の対象とした船型には、計算と比較できる実験値が公表されており広い範囲の船型を含み、かつ、主要目だけでなくフレームライン等の船体形状の操縦流体力に与える影響も比較できるように、Table 3.1 に示す7隻の模型船を用いた。

Table 3.1 には対象模型船の船種、通称、主要目、実験の種類、実験データの出典を示す。SR221A、B、Cの3船型は、主要目が殆ど同じで船尾断面形状が異なっており、船尾形状変化の操縦流体力に与える影響を本手法でどの程度推定できるのかを示す例として選んだ。

計算に用いた各船型の断面形状を Fig. 3.8 に示す。これらの入力値としての船体形状は、オフセットの値より断面形状を3次スプラインによる内挿で求め、次いで船長方向にも3次スプラインで内挿して求めた。

流体力の推定計算値は、Fig. 3.9 に示すように船体の船長方向への分割数を変えることにより変化するが、分割数を多くしていても一定値に収束するのではなくある一定値まわりに上下に変動している。

船体形状の細かな変化の影響を見るには分割数は多い方が良いだろうが、分割数が多いほど計算時間は長くなる。本論文の計算では、平均的には収束していると考えられ、かつ、船体形状の影響を見るにも十分と推定される80分割を用いることにした。

各断面においてはガスを微小要素に等分割し、各要素上には *doublet* と *source* が一定値で分布するとしている。キールから喫水線までの片舷でのガス分割数は、Fig. 3.9 に示すように計算値が平均的に安定してきている60等分割を用いている。

計算機はHP9000 シリーズ715/33を用いており、一運動状態についての計算時間は深水域については4分弱、浅水域については約8分かかった。

### 3.5.3 計算と実験との比較

深水域で斜航運動する船体に働く *sway force* と *yaw moment* についての推定計算と実験との比較を Fig. 3.10 ~ 3.16 に示す。

Fig. 3.10 はタンカー船型「Esso Osaka」についての模型実験結果との比較である。

「Esso Osaka」については、浅水域も含めて広範囲な実船試験が行われ、その詳しい実験データが公表されたことから、同船型を用いた操縦性能に関する国際協力研究が

進められた。Fig. 3.10 は世界各国で行われた模型実験の中で、大きさの異なる模型船についての代表的な実験結果との比較である。

実験値は、異なる実施機関と異なる模型船の大きさを考慮すると良くまとまっているが、詳しく見ると上下に小さな幅をもって分布しており、小さな模型船ほど流体力は大きめの値となっているが、これが縮尺影響を表すのか実験方法による差を表しているのかの判断は困難である。平均値が必ずしも正しい値とは断定出来ないが、計算値は実験値と平均的に良い一致を示している。

Fig. 3.11 は、同じくタンカー船型「5-27M」について、2機関で行われた実験結果との比較である。両機関の実験値には差があるが、模型船の大きさによる実験値の差については、*yaw moment* は「Esso Osaka」の場合とは逆に小さな模型船の方が小さめに出ている。実験値の差の原因がはっきりしないため、両機関の実験値の中間の値を比較の対象とせざるを得ないが、計算値は両機関での実験値の中間の値を示しており妥当な推定と考えられる。

Fig. 3.12 から Fig. 3.14 にかけてが、第2章の流場観測で用いた主要目が同じで船尾形状の異なる、3隻のSR221型タンカー船型についての実験結果との比較である。

実験は2種類の船速、実船で8ktおよび15kt相当の船速で行っている。斜航角が20°もあるような状態で15ktもの高速で航走することは、実際にはありえないが、第2章の流場観測では5孔ピトー管による計測精度を上げるため15kt相当の船速で実験を行ったため、船速により流体力がどの程度変化するかを見るため15ktでも3分力測定を行った。

15ktもの船速になると、流体力には本推定法では考慮していない自由表面影響がかなり入ってくると考えられ、実験値における8ktと15ktとの差は大半が自由表面影響と推測されるが、3船型ともに大凡、15ktの方が8ktより *sway force* は僅かに小さく *yaw moment* は僅かに大きくなっており、計算値は自由表面影響の小さい8ktの実験結果の方と良い一致を示している。

フレームラインの違いによる3船型の流体力の差は、第2章の流場観測で述べたように *sway force* の中心位置に大きく現れてくる。*sway force* の中心位置は、斜航角の小さい所では小さい計測値による割り算のため誤差が大きくなり実験精度は低下するが、斜航角が小さくなるにつれて *sway force* の中心位置が前方へ移動するそのオーダーの3船型間の差は明確であり、計算値もこの差を定量的に良く説明している。この事は、フレームライン等の船体形状の変化が船体に働く操縦流体力に与える影響を評価するのに、本推定法は十分な実用的精度を有している事を示している。

Fig. 3.15 は、貨物船型「Series 60」についての3機関での実験結果との比較であり、実験値のまとまりは非常に良い。

*Sway force* については、計算値と実験値とは斜航角の全

範囲にわたって良い一致を示している。yaw momentについては、斜航角が $5^\circ$ から $10^\circ$ 付近にかけて計算値は僅かに実験値より小さくなっているが、実用上は問題ないであろう。

Fig.3.16は、本論文で実験と計算の比較に用いた船型の中では最も痩せて細長いコンテナ船型についての比較であり、「Series 60」と同様に2機関の実験値は良くまとまっている。実験結果と計算値も「Series 60」の場合と同様に良い一致を示している。

以上が斜航運動についての比較であるが、次に、旋回運動時の結果をFig.3.17に、旋回運動と斜航運動を組み合わせたCMT (CircularMotionTest) の結果とそれに対する計算結果をFig.3.18～3.25に示す。

Fig.3.17はタンカー船型「Esso Osaka」について、斜航試験のFig.3.10と同じ機関で行われた斜航角のついていない純旋回運動に対する実験結果との比較である。

旋回運動がはいると船体の質量による遠心力が計測系に働く。斜航角のない純旋回状態では、計測値から船体の質量による遠心力成分を差し引いた純流体力成分は遠心力成分に比べて小さく、相対的に計測誤差が大きくなる。この事も原因の一つと考えられるが、3機関の実験値は大きくばらついている。

Fig.3.10の斜航試験結果のような、模型船の大きさとの単純な関係は見あたらず、平均値的な値を比較の対象とせざるを得ない。計算値と実験値とは、yaw momentについては平均値的には良い一致を示しているが、sway forceについては、無次元旋回角速度 $r'$ が0.4を越えるあたりから平均値との一致度は低下し始めている。

Fig.3.18は、Fig.3.17と同じ「Esso Osaka」の模型によるCMT実験結果との比較で、実験値と計算値は全体的に良い一致を示しているが、無次元回頭角速度 $r'$ が0.8という強い旋回運動の場合は、斜航角が $\pm 6^\circ$ 程度以内の小斜航角域で一致度は低下し計算値は実験値より大きな値となっている。

Fig.3.19にタンカー船型「5-27M」に対するCMTの結果との比較を示す。なおFig.3.11中の黒丸印は、Fig.3.19の回頭角速度0での実験値をプロットしたものであるが、Fig.3.19において実験値のばらつきを考慮した平均曲線のようなものを考えれば、Fig.3.11において黒丸印はもっと計算値に近い値となる。

Fig.3.19においては、計算値は実験値に比べ、回頭角速度および斜航角が大きくなるとsway forceは僅かに小さめyaw momentは僅かに大きめとなるが、大きな斜航角 $30^\circ$ の場合を除き実験値と計算値は良い一致を示している。

Fig.3.20からFig.3.22にかけて、船体の主要目が同じで船尾形状の異なるSR221船型に対するCMTの結果との比較を示す。

sway forceに関しては、3隻ともに、無次元回頭角速度 $r'$ が0.4以上の旋回運動では計算値と実験値の一致度は低下し、計算値は実験値よりかなり大きめの値となっている。

SR221船型と他の船型との大きな差は、Fig.3.8の断面形状の図からわかるように、船体中心面から船側への距離が喫水線から船底に向かって単調に減少して行く他の船型の船尾形状に比べて、SR221船型は船尾バルブを持っている点である。この船尾バルブの存在が流れを複雑にし、旋回運動が強くなると本推定法で用いている簡単な流れのモデルでは精度良く対応出来なくなっている可能性も考えられる。

強い旋回運動におけるsway forceの実験値と計算値の一致度は、斜航角が大きくなるにつれて若干回復している。更に、計算値は実験値よりかなり大きめの値となっているとはいえ、船型がA→C→Bへと移るにつれてsway forceが大きくなって行く傾向は推定出来ている。

yaw momentについては、3隻ともに計算値が実験値より少し低めには出ているが、流体力の評価には実用上十分であろう。

Fig.3.23は、貨物船型「Series 60」に対するCMTの結果との比較である。

sway forceについては、斜航角 $0^\circ$ の純旋回運動では「Esso Osaka」やSR221船型と同じような傾向で計算値は実験値より幾分高めに出ているが、計算値と実験値は全体的に良い一致を示している。

yaw momentについては、斜航角が大きくなるにつれて計算値は実験値より少し低めに出てくるようになるものの、全体的に実験値と計算値との一致度は良い。

Fig.3.24とFig.3.25は、同じ大きさの同一船型のコンテナ船を用いて別々の機関で行われたCMTの結果との比較である。

Fig.3.24では、無次元横方向速度 $v'$ が0.1 (斜航角 $5.7^\circ$ )で回頭角速度が大きいところで、計算値は少し不自然な動きを示しており、流れをうまく近似出来ていないようであるが、この部分を除き、sway forceおよびyaw momentともに計算値は実験値と回頭角速度の大きいところまで良い一致を示している。

Fig.3.25では、Fig.3.24に比べ縦軸の表示範囲が異なるため差が少し大きく見えてくるが、回頭角速度が大きい場合に斜航角が小さいところでsway forceは計算値が実験値より高めの値を推定するようになるものの、全体的にはsway forceおよびyaw momentともに計算値と実験値の一致度は良い。

深水域においては、以上のように計算値と実験値は全体的に良い一致を示しているが、斜航運動のみの場合に比べて、旋回運動が入ってくると旋回運動が強い場合は特に小斜航角域で船型によっては推定精度が下がる場合がある。

旋回運動が強くなると推定精度が低下するということは、本推定法の基礎をなす細長体理論における横運動が小さいという仮定の範囲を越えているという事が原因の一つとして考えられるが、旋回運動が強い場合には、後述するように本推定法で用いている流れのモデルが実際の流れをうまく近似出来なくなっているということも可能性の一つ

として考えられる。

浅水域になると実験そのものが困難になるため、公表されている実験データは数少ない。

長さ3~4m程度の模型船を用いた浅水の水槽試験では、精度良く流体力測定を行うには水槽底の平面仕上げ精度が±1,2mm程度の厳しい精度が要求されるため、精度良く浅水実験が行える水槽そのものが少ないこと、及び、浅水実験では模型船の走行により生じる残流の減衰が遅く、1回走る毎に残流が減衰するまで長時間待たねばならず実験効率が非常に悪いこと等により、浅水実験が行われる機会は少ない。

Table3.1の船型の中では、浅水域での斜航試験のデータが公表されているEsso Osaka、5-27M、Series 60、SR108型コンテナ船について、推定計算値と実験値との比較を行った。

浅水域での斜航試験の実験値と推定計算結果との比較をFig.3.26~3.29に示す。

Fig.3.26はタンカー船型「Esso Osaka」についての比較である。

「Esso Osaka」については、国際的な協力研究ということで浅水域での実験も数多く行われたが、殆どが流体力そのものではなく線形微係数等の形で発表されており、これら微係数により実験値をどの程度説明出来ているのかはよく分からないため、本研究では流体力そのものが公表されている機関のデータを引用している。

実験値は水深がごく浅い水深喫水比 $H/d = 1.2$ においては若干のばらつきがみられるが、sway forceおよびyaw momentともに計算値と実験値は全体にわたって良く一致している。

Fig.6.21はタンカー船型「5-27M」についての比較である。

水深がごく浅い $H/d = 1.3$ において斜航角の大きいところで、計算値は実験値と比べて低めの値となっているが、全体的には良い一致を示している。

水深が浅くなるにつれて操縦流体力の斜航角に対する非線形性は変化し、浅くなるほど非線形性は一般に強くなる傾向にあるが、「5-27M」の場合、yaw momentは深水域では斜航角が大きくなるにつれて傾きは緩やかになっていくが、浅くなると逆に他の船型と同様に傾きは強くなっていく。計算値は、水深による流体力の非線形性の変化の傾向も良く表している。

Fig.3.28は貨物船型「Series 60」に関する比較で、sway forceは良く合っているが、yaw momentについては浅い $H/d = 1.3$ において斜航角の大きい範囲で一致度が低下している。

Fig.3.29はコンテナ船型に関する比較で、これもごく浅い $H/d = 1.2$ において推定精度は低下している。

深水域の場合に比べて浅くなるにつれて推定精度は低下しているが、実験結果との一致度が悪くなるのは水深喫水比が1.3および1.2というごく浅い場合の斜航角が約10度

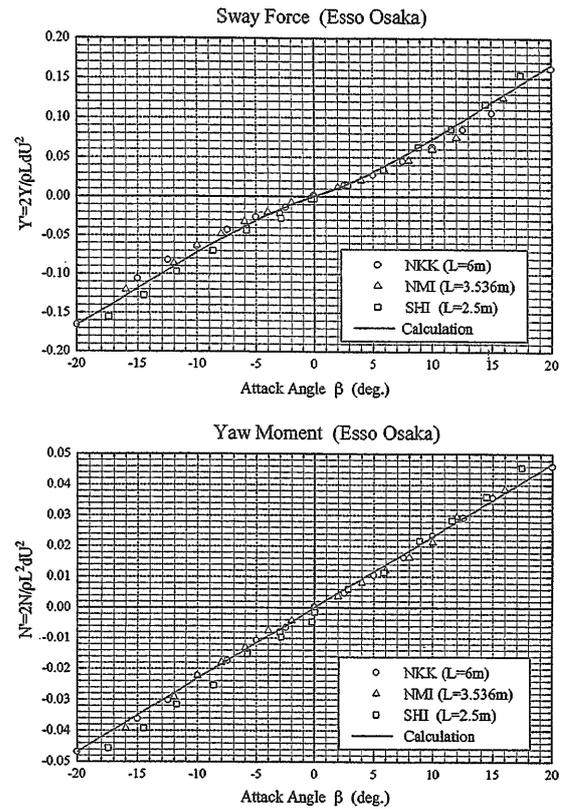


Fig.3.10 Oblique Towing Test (Deep), Esso Osaka

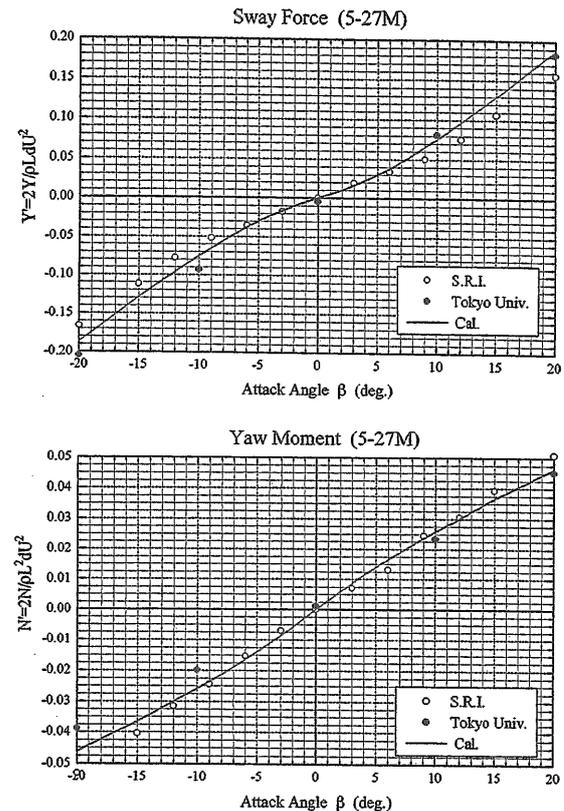


Fig.3.11 Oblique Towing Test (Deep), 5-27M

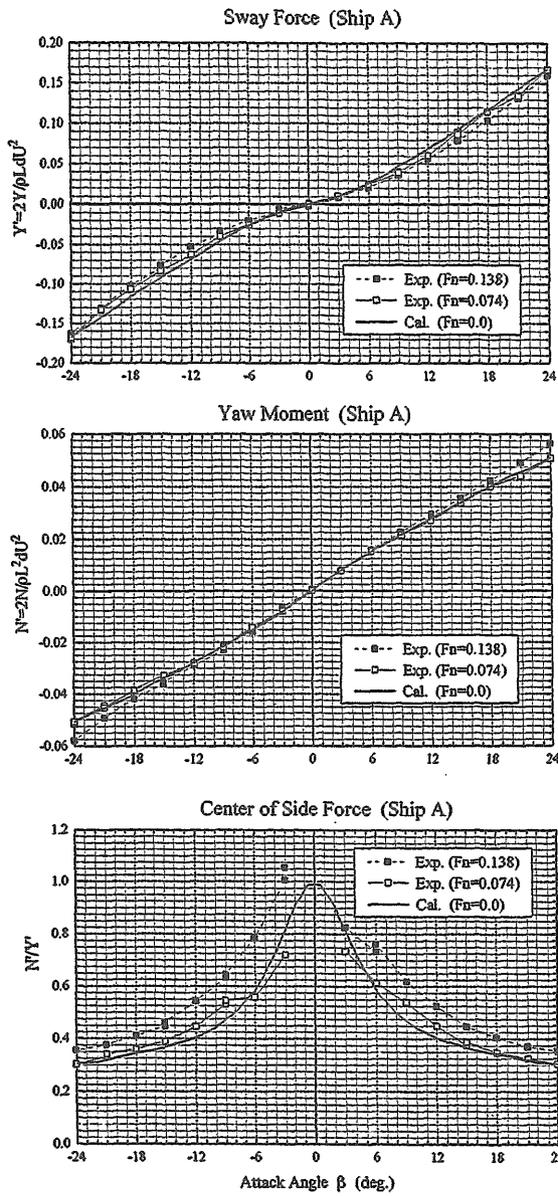


Fig.3.12 Oblique Towing Test (Deep), SR221-A

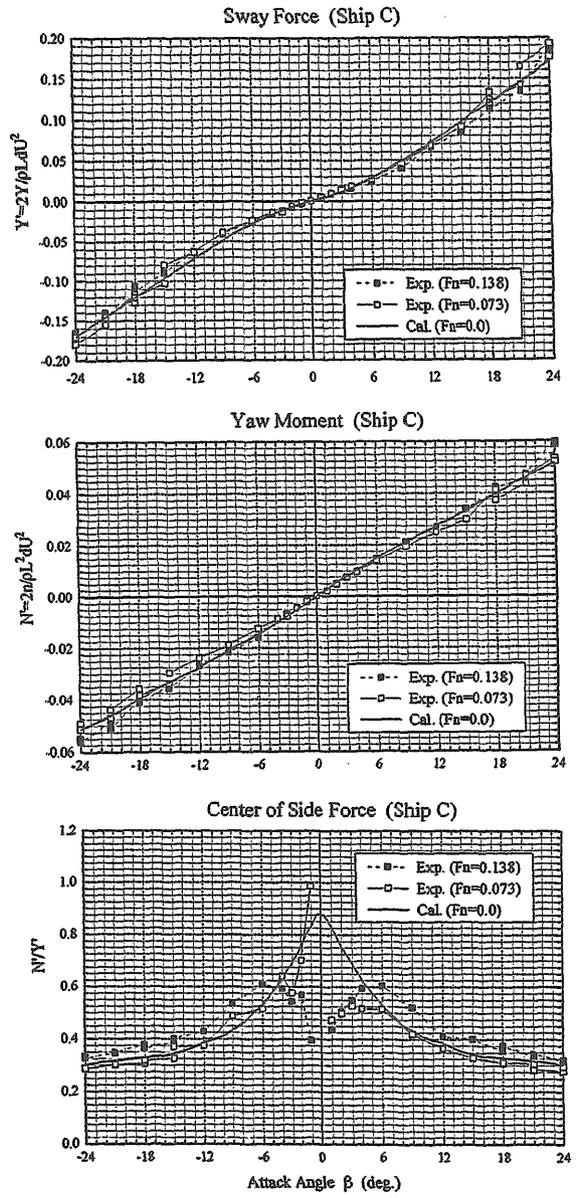


Fig.3.13 Oblique Towing Test (Deep), SR221-C

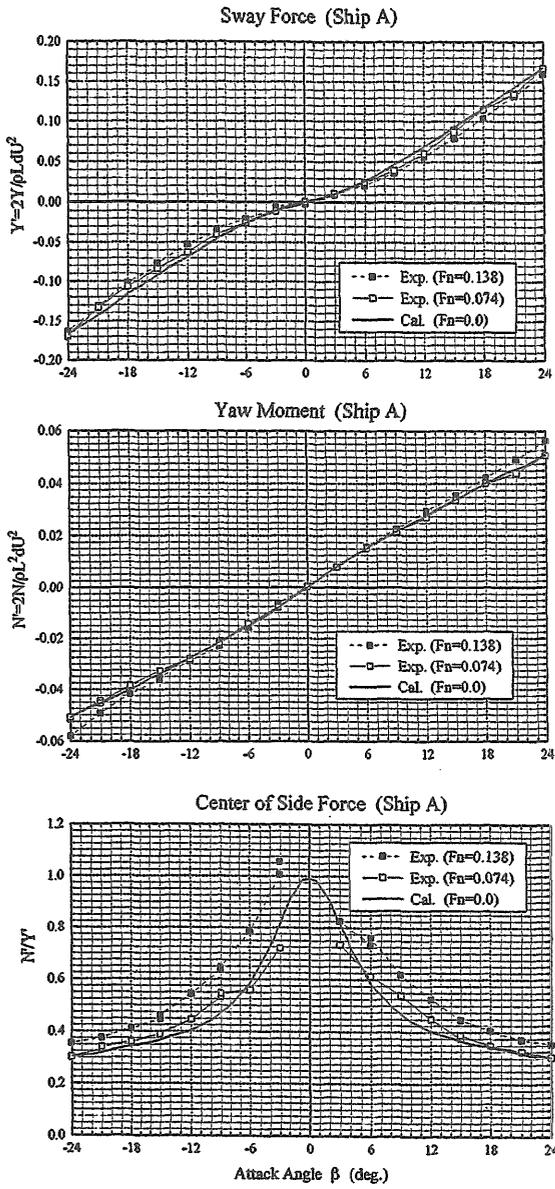


Fig.3.14 Oblique Towing Test (Deep), SR221-B

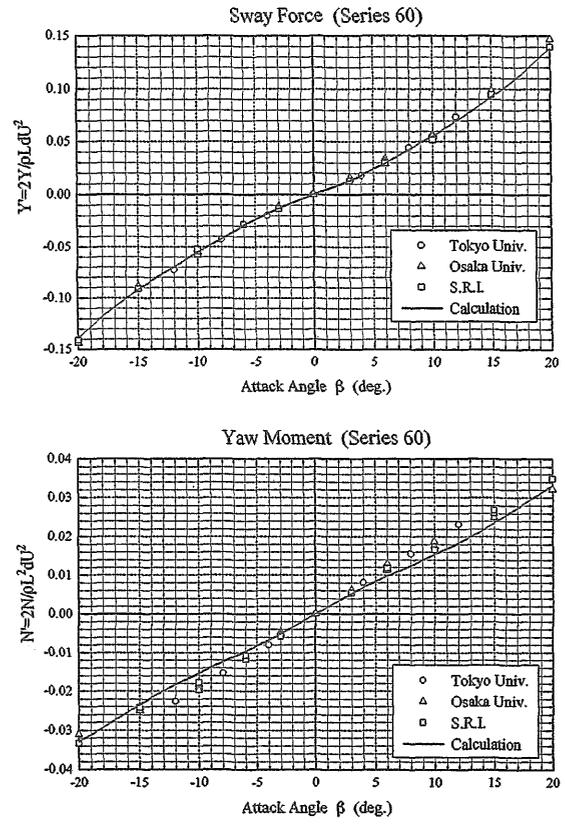


Fig.3.15 Oblique Towing Test (Deep), Series 60

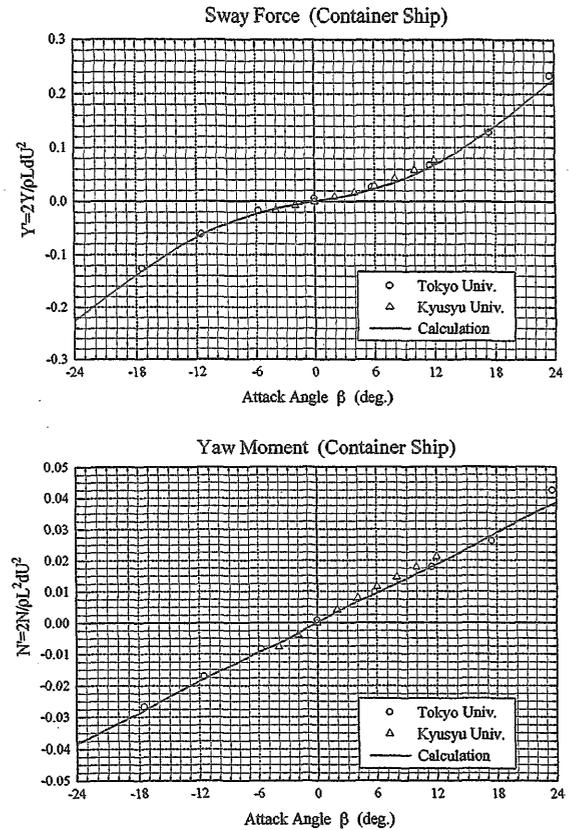


Fig.3.16 Oblique Towing Test (Deep), Container Ship

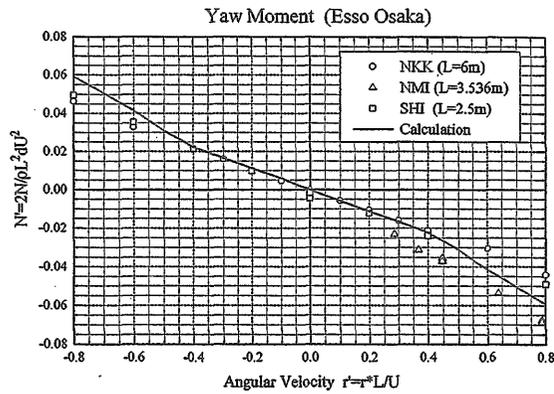
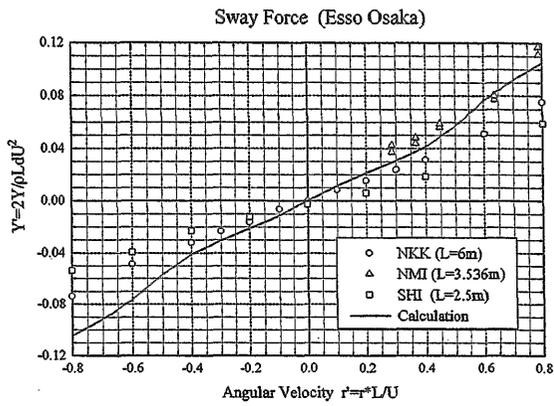


Fig.3.17 Turning Test (Deep,  $\beta = 0^\circ$ ), Esso Osaka

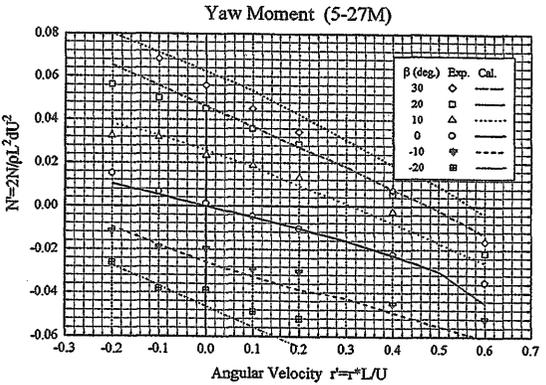
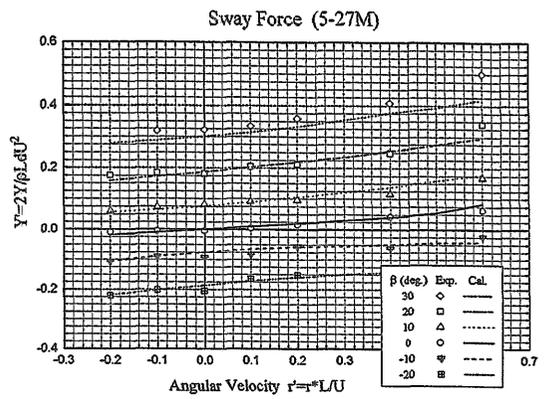


Fig.3.19 Circular Motion Test (Deep), 5-27M

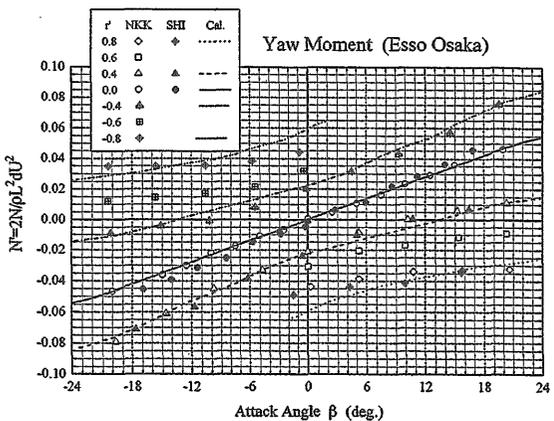
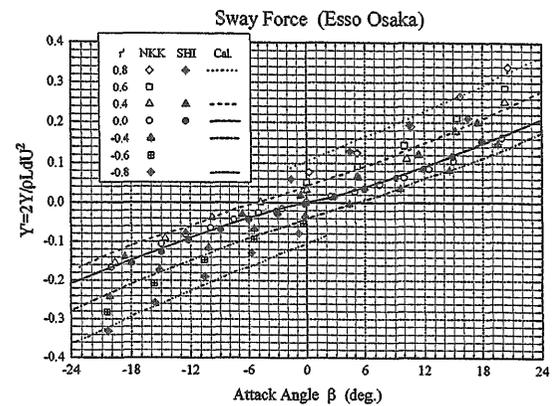


Fig.3.18 Circular Motion Test (Deep), Esso Osaka

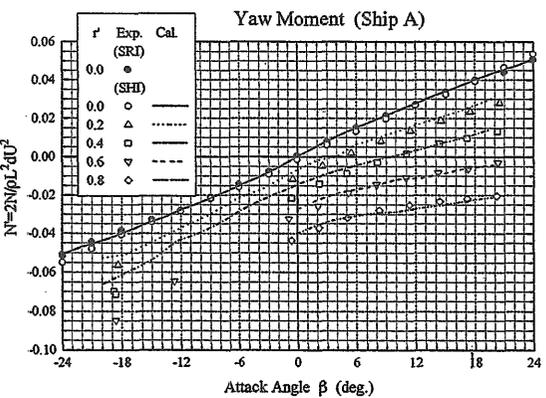
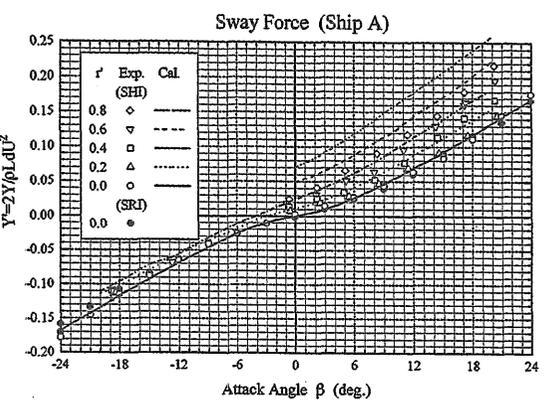


Fig.3.20 Circular Motion Test (Deep), SR221-A