

海洋産業科学演習Ⅰ（水産海洋工学領域）
船舶操縦性能テキスト（改訂版２）

2006/11/28
北海道大学水産科学研究所 教授
芳村 康男

目次

はじめに	1
1. 船の操縦運動力学の基礎	2
1. 1 操縦運動を表す方程式	2
1. 2 操縦運動中の船に働く流体力の概要	4
1) 舵の力	
2) 船体の力（速度抵抗，加速抵抗）	
1. 3 操縦運動の応答モデルと操縦性	11
1) 操縦運動の応答モデル	
2) 操縦性能	
3) 操縦運動の一次系近似と操縦性能	
【演習１】 Excel による操縦運動のシミュレーション	
2. 舵の設計	18
2. 1 舵の種類と配置	18
2. 2 舵面積の決定	19
1) データベースから見た舵面積の実績	
2) チャートによる舵面積比の決定	
3) 模型試験・シミュレーション計算による方法	
2. 3 舵トルクの推定	22
2. 4 高揚力舵	24
1) フラップ舵	
2) シリング舵	
【演習２】 Excel による舵直圧力と舵トルクの計算	
3. 船の操縦性基準と操縦性の推定および改善	29
3. 1 操縦性基準とその必要性	29
3. 2 操縦性能推定法	36
3. 3 操縦性の具体的改善方法	44
【演習３】 貴島モデルによる操縦性能の具体的計算	

※:このマークが付してある著作物は、第三者が有する著作物ですので、同著作物の再使用、同著作物の二次的著作物の創作等については、著作権者より直接使用許諾を得る必要があります。

はじめに

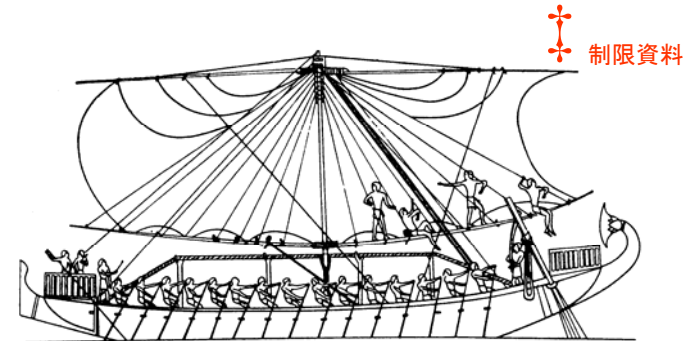
「船は交通・運搬の手段であるから、それは単に走ればよいのではなくて望む方向に走れなければならない。かくして操縦の問題は船の歴史と共に古い。(故 野本教授：大阪大学「船舶操縦性」テキストより) 船の進行方向を制御する装置は、歴史的また機能面から大きく分けて次の3つに大別できる。

- 1) 推進・操縦兼用(未分化)：櫂(paddle), 槳(oar), 櫓(sweep)
- 2) 操縦専用装置：
側舵(steering board, quarter rudder), 舵(rudder)
- 3) 推進・操縦両手段の再統合：Voith-Schneider, Z-drive, POD 型推進器

1)は古代の手漕ぎ船の多くはこの形態で、現在も小型の手漕ぎボート、カヌー、釣り舟等で数多く使用されている。しかし船がしだいに大型化するに従って、推進専用の櫂と操縦専用の櫂に分化し、操縦専用の櫂は次第に変形して新しい形式の制御装置に発展していった。右図に示す古代エジプトの船には既に操縦専用の櫂が装備されており、こうした steering board, quarter rudder(側舵)は西洋においては14世紀頃まで使用されてきた(図下)。因みにこの steering board はバイキングのように、北欧ではほとんど右舷船尾に装備され、このため港での接舷はこの板を保護するため専ら左舷側としたことから、船の右舷・左舷の呼称を starboard side, port side と呼ばれる。これは実にもっともらしい通説であるが、こうした側舵は図にも示すように、特に南欧・地中海では両舷の設置が多く、この説の真偽はさほど明快でない。舵が今日のように船尾中央に配置されるようになったのは東洋では10世紀、西洋では14世紀以降の比較的新しい時代になってからのことである。

さて、20世紀特に第二次世界大戦後は推進器や操縦装置が多様化し、船の推力の向きを自在に制御する各種の推進方式が開発された。こうした推進器と方向を制御する舵とが一体となった装置は、今日、高度な操縦性が要求されるタグボートやレジャー用小型艇の船外機に至るまで利用されている。ウォータージェット推進船でも、その噴出流の向きを制御することにより、船の方向制御ができるようになっており、今後もこの推進器と操縦装置が一体となった装置の発展が期待されている。

以上のように、船の方向を制御する装置は歴史的な変遷をたどってきたが、今日、船の方向を制御する手段として、船尾中央に配置された舵を依然広く使用されている。本テキストではこの舵の基本特性と船の操縦性能について述べる。



紀元前 1600 年頃のエジプトの帆船
杉浦昭典, 帆船—艦装と歴史編, 舵社海洋文庫⑱, p.196, (1985)より

著作権処理の都合で、
この場所に挿入されていた
図を省略させていただきます。

紀元 40 年頃のローマの商船
田中 航, 帆船時代, 毎日新聞社, p.24, (1976)より

著作権処理の都合で、
この場所に挿入されていた
図を省略させていただきます。

13 世紀のベネチア・コグ船
茂在寅男, 帆船, 小学館万有ガイドシリーズ 11, p.23, (1981)より

1. 船の操縦運動力学の基礎

1. 1 操縦運動を表す方程式

船の運動は6自由度で表現されることを示した。この内、上下揺(heave)、縦揺(pitch)、横揺(roll)は、浮力による復原力を受けるので、周期運動になる。しかし、前後方向(surge)、横方向(sway)、船首揺(yaw)は浮力の影響を受けないので、復原力が無い。これが基本的に異なる点である。

船の操縦運動は後者の前後方向(surge)、横方向(sway)、船首揺(yaw)の連成による運動である。この場合の運動方程式は下図のように x_0, y_0 の静止座標系をとり、船体重心に働く力を F_x, F_y , モーメントを M_z とすると次式で表される。

$$\left. \begin{aligned} m \left(\frac{d^2 x_0}{dt^2} \right) &= F_x \\ m \left(\frac{d^2 y_0}{dt^2} \right) &= F_y \\ I_{zz} \left(\frac{d^2 \psi}{dt^2} \right) &= M_z \end{aligned} \right\} \quad (1.1)$$

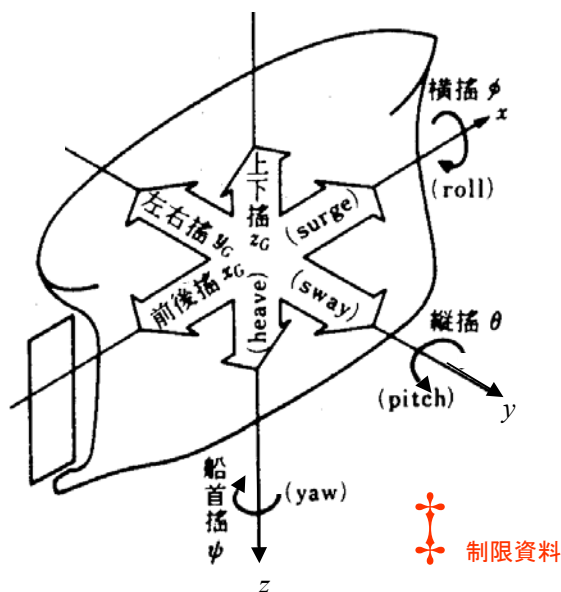
ところが、船に働く力は上記のような静止座標系を採ると、船体に働く抵抗・推力などが一定でも船の向き (ψ) によって F_x, F_y が変化し、運動を解くことが極めて困難になる。船体に働く力は、船体を中心に記述する方が便利である。

そこで、力を x_0, y_0 の静止座標系 (earth-fixed axes) ではなく、船体の重心に原点を置き、かつ船首方向を x 、船の横方向を y とする船に固定した座標系 (body axes) で運動を表現することを考える。ところが、この座標系を採ると今度は、加速度も船の前後方向と横方向に分けるこの座標系で表す必要がある。

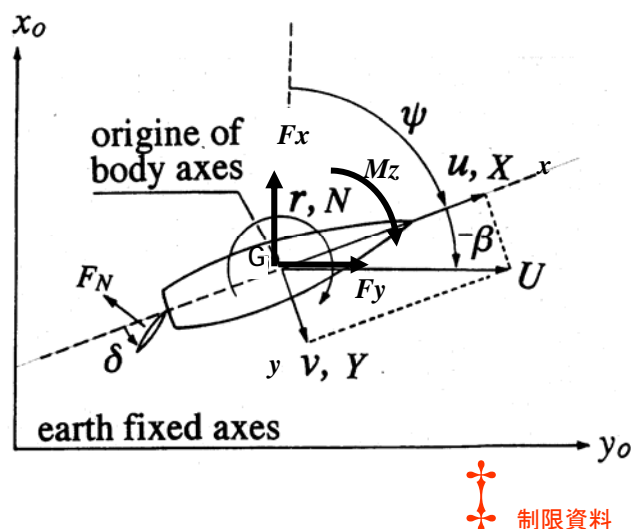
ここで、船の船首方向(x 軸方向)の速度を u 、横方向(y 軸方向)の速度を v とすると、 x_0, y_0 の静止座標から測った速度は次式となる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{dx_0}{dt} &= u \cos \psi - v \sin \psi \\ \frac{dy_0}{dt} &= u \sin \psi + v \cos \psi \end{aligned} \right\} \quad (1.2)$$

x_0, y_0 の静止座標から測った加速度は(1.2)式をそれぞれ時間 t で微分して、



関西操船協会「造船設計便覧」Ver.4 p.411 図 92 から修正



$$\left. \begin{aligned} \frac{d^2 x_0}{dt^2} &= \left(\frac{du}{dt} \right) \cos \psi - u \left(\frac{d\psi}{dt} \right) \sin \psi - \left(\frac{dv}{dt} \right) \sin \psi - v \left(\frac{d\psi}{dt} \right) \cos \psi \\ \frac{d^2 y_0}{dt^2} &= \left(\frac{du}{dt} \right) \sin \psi + u \left(\frac{d\psi}{dt} \right) \cos \psi + \left(\frac{dv}{dt} \right) \cos \psi - v \left(\frac{d\psi}{dt} \right) \sin \psi \end{aligned} \right\} \quad (1.3)$$

となる。船の船首方向(x 軸方向)の加速度と横方向(y 軸方向)の加速度の関係は(1.2)式と逆の関係になるので、

$$\left. \begin{aligned} \frac{d^2 x}{dt^2} &= \left(\frac{d^2 x_0}{dt^2} \right) \cos \psi + \left(\frac{d^2 y_0}{dt^2} \right) \sin \psi \\ \frac{d^2 y}{dt^2} &= - \left(\frac{d^2 x_0}{dt^2} \right) \sin \psi + \left(\frac{d^2 y_0}{dt^2} \right) \cos \psi \end{aligned} \right\}$$

これに、(1.3)式を代入すると、

$$\left. \begin{aligned} \frac{d^2 x}{dt^2} &= \left\{ \left(\frac{du}{dt} \right) \cos \psi - u \left(\frac{d\psi}{dt} \right) \sin \psi - \left(\frac{dv}{dt} \right) \sin \psi - v \left(\frac{d\psi}{dt} \right) \cos \psi \right\} \cos \psi \\ &\quad + \left\{ \left(\frac{du}{dt} \right) \sin \psi + u \left(\frac{d\psi}{dt} \right) \cos \psi + \left(\frac{dv}{dt} \right) \cos \psi - v \left(\frac{d\psi}{dt} \right) \sin \psi \right\} \sin \psi \\ &= \left(\frac{du}{dt} \right) (\sin^2 \psi + \cos^2 \psi) - v \left(\frac{d\psi}{dt} \right) (\cos^2 \psi + \sin^2 \psi) \\ &= \left(\frac{du}{dt} \right) - v \left(\frac{d\psi}{dt} \right) \\ \frac{d^2 y}{dt^2} &= - \left\{ \left(\frac{du}{dt} \right) \cos \psi - u \left(\frac{d\psi}{dt} \right) \sin \psi - \left(\frac{dv}{dt} \right) \sin \psi - v \left(\frac{d\psi}{dt} \right) \cos \psi \right\} \sin \psi \\ &\quad + \left\{ \left(\frac{du}{dt} \right) \sin \psi + u \left(\frac{d\psi}{dt} \right) \cos \psi + \left(\frac{dv}{dt} \right) \cos \psi - v \left(\frac{d\psi}{dt} \right) \sin \psi \right\} \cos \psi \\ &\quad + \left(\frac{dv}{dt} \right) (\sin^2 \psi + \cos^2 \psi) + u \left(\frac{d\psi}{dt} \right) (\cos^2 \psi + \sin^2 \psi) \\ &= \left(\frac{dv}{dt} \right) + u \left(\frac{d\psi}{dt} \right) \end{aligned} \right\} \quad (1.4)$$

したがって、船体前後方向の力を X 、横方向の力を Y 、 z 軸周りのモーメントを N とすると、(1.1) 式の運動方程式を船体固定座標系で表すと次式となる。

$$\left. \begin{aligned} m \left\{ \left(\frac{du}{dt} \right) - v \left(\frac{d\psi}{dt} \right) \right\} &= X \\ m \left\{ \left(\frac{dv}{dt} \right) + u \left(\frac{d\psi}{dt} \right) \right\} &= Y \\ I_{zz} \left(\frac{d^2 \psi}{dt^2} \right) &= N \end{aligned} \right\} \quad (1.5)$$

これが船の操縦運動を表現する運動方程式となる。

1. 2 操縦運動中の船に働く流体力

船体に働く力やモーメントは、船の方向を制御する駆動力と、運動を抑制する抵抗に大別することができる。前者が舵の力である。

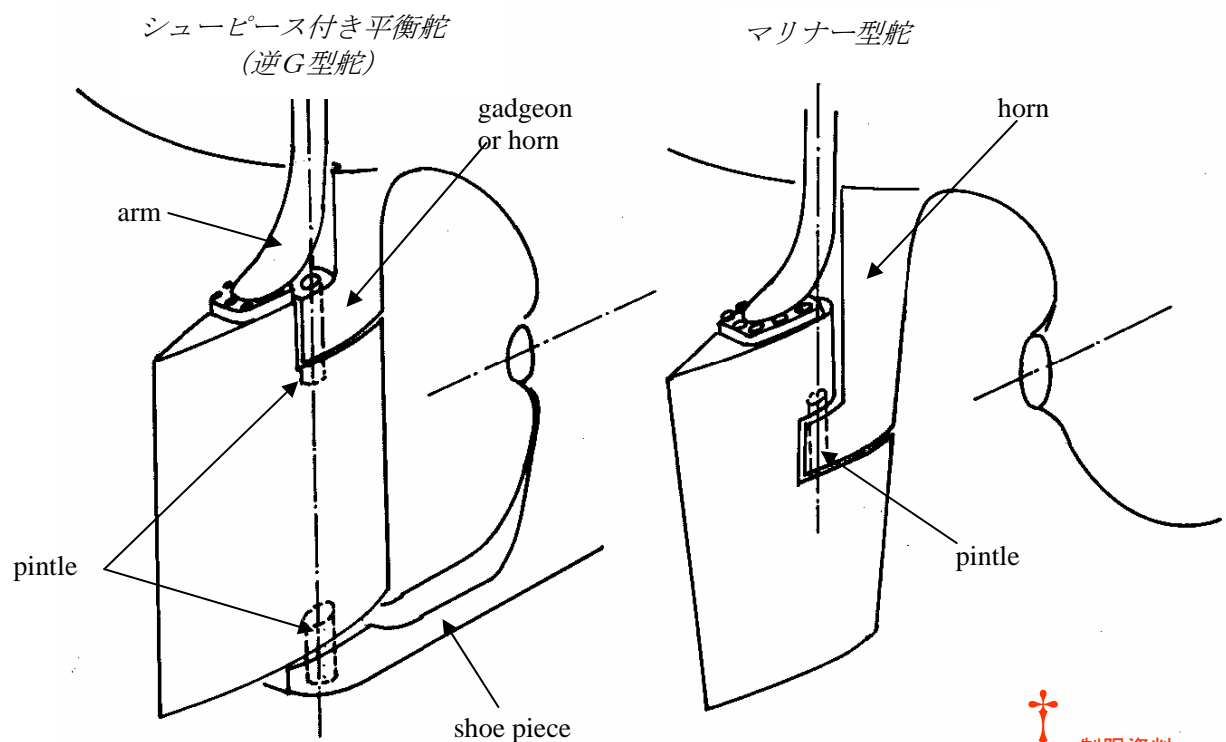
1) 舵の力

(1) 舵の構造と名称

舵の種類には次章(P.17)に示すような種類があり、船の目的に応じて採用される。しかし、今日建造される船舶の舵は、大きく分けてシューピース付きの逆G舵かシューピースのない吊舵のいずれかである。後者は舵の大きさによって、スぺード型、もしくは舵軸を支持するホーンの付いたマリナー舵となる。この選択は船の船尾形状によって決まる。

シューピース付きの舵は、舵軸の垂直方向の曲げモーメントを考慮する必要がないので、舵厚を薄くすることが可能である。また、漁船等では網や索をプロペラや舵に巻き込む恐れがあり、例外なくシューピース付きの舵が採用される。

吊舵は、推進性能の面からスターンバルブやカットアップした船尾形状となる船、大直径プロペラを採用してシューピースが装備できない船、あるいは複数舵を装備する場合に採用される。この場合は舵直圧力を片持梁で支持することになるので、舵軸や舵軸受が大きくなり、特にマリナー舵ではホーンや舵の厚さも大きくなることに注意を要する。



制限資料

(故 野本教授自筆の舵図：大阪・広島大学「船舶操縦性」テキストより)

(2) 舵の単独特性

一般に舵の力といった場合、舵直圧力を指す場合が多い。その主成分は舵に発生する揚力であり、舵への流入速度と流入角を U_R , α_R とすれば、舵直圧力は次式で表される。

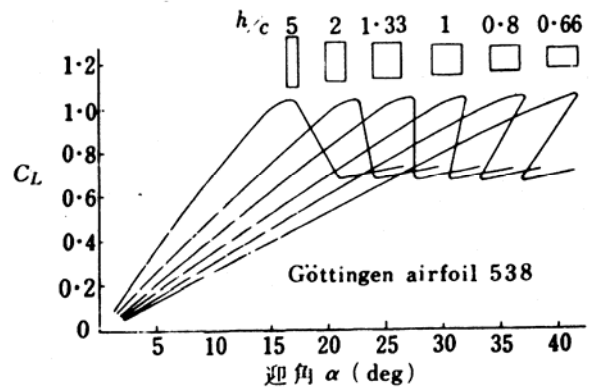
$$F_N = \left(\frac{\rho}{2} \right) f_\alpha \sin \alpha_R \cdot A_R U_E^2 \quad \text{----- (1.6)}$$

ただし、 ρ は水の密度、 A_R は舵面積、 f_α : 舵単独の直圧力係数の勾配である。一様流中の特性は、流入速度はその一様流の流速で、流向は舵角に等しく、失速しない範囲では極めて簡単に表わせる。(1.1)式における舵単独の直圧力係数の迎角に対する勾配 f_α は一般に次のような影響を受ける。

$f_\alpha = f(\text{舵のアスペクト比, 舵翼厚比, 舵輪郭形状, レイノルズ数})$

これらの諸因子の内、輪郭形状が舵直圧力に与える影響は少なく、一般に矩形の逆 G 型(シューピース付き)、吊舵形式のマリナーあるいはスペード型のいずれかに限定される。また翼厚比は流線型の標準的断面形状が広く使用され、およそ一定していると思われる。一方、レイノルズ数の揚力特性に与える影響は特に失速角に顕著である。一般にレイノルズ数の増加に従って失速角は大きくなり、最大揚力も増加することが知られている。しかし、プロペラ後流中では失速角がほとんど舵角の操作範囲外にあることを考慮すると、揚力傾斜に与えるレイノルズ数の影響もまた省略して差し支えない。

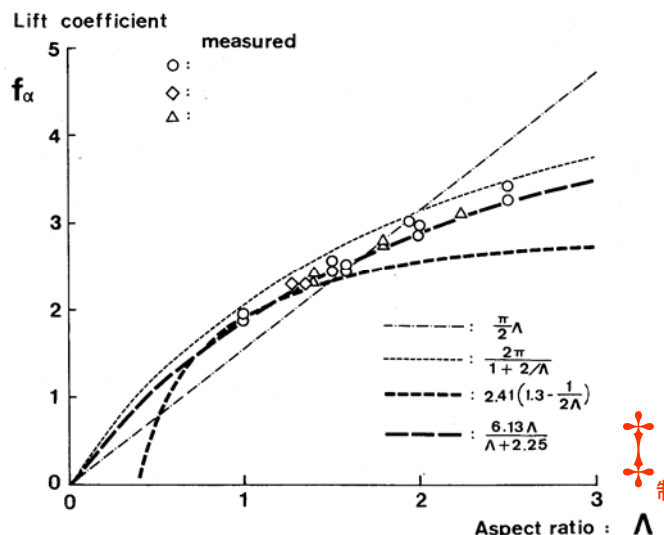
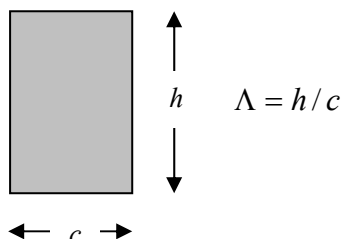
残る重要な因子は舵のアスペクト比である。アスペクト比が無限大の 2 次元翼理論では Kutta-Joukowski の定理によって $f_\alpha = 2\pi$ となるが、アスペクト比が有限で、この比が減少すると右図のように揚力傾斜も減少することは周知のとおりである。Prandtl の揚力線理論、低アスペクト比の Jones の細長体理論、また岡田、藤井らの実験式による揚力係数勾配を次表に要約する。また、これらを舵単独特性の実験結果と比較する。舵直圧力の推定式としては、藤井の式が最も広く使用され、実績も多い。



Fisher, H., Berechnung der Rudeskraft, W.R.H., 1938 より

代表的な舵直圧力係数勾配の式

	$f_\alpha = (dC_L/d\alpha)_{\alpha=0}$
Kutta-Joukowski	$2\pi (A=\infty)$
Prandtl 揚力線理論	$2\pi(1+2/A)$
岡田式*	$2.41 \{1.3 - 1/(2A)\}$
藤井式**	$6.13A/(2.25+A)$
Jones 細長体理論	$0.5\pi A$



揚力係数に及ぼすアスペクト比の影響

小瀬邦治, 湯室彰規, 芳村康男, 操縦運動の数学モデルの具体化, 日本造船学会第3回操縦性シンポジウム, p.27-80, (1981)より

* 岡田正次郎, 推進器後流中に置かれた舵の性能に関する実験結果について, 造船協会論文集第 104 号, p.39-51/105 号, p.57-70, (1958/1959)

** 藤井 斉, 津田達雄, 自航模型による舵特性の研究(2), 造船協会論文集 第 110 号, p.31-42, (1961)

(3) 船体・プロペラとの影響

多くの船では1軸1舵、2軸2舵が採用され、プロペラの背後に舵を置くことによって、その強い後流を受け、舵の効果を良好にしている。また、舵の力は基本的に流速の自乗に比例しているので、低速操船時は舵の力が小さくなって操船が困難になる。しかしこの場合も、プロペラ背後に置かれた舵では、一時的に主機出力を上げてプロペラ後流を強く(boosting)することによって舵の力を大きくし、低速時の操船を比較的容易にすることができる。これに対して1軸2舵あるいは2軸1舵の場合はこうしたプロペラ後流はほとんど期待できないので、その分舵面積を大きくしておく必要がある。

船尾のプロペラ背後に置かれた舵の力はやや複雑になる。船尾のプロペラ背後に置かれた舵では、船体・プロペラの影響によって相互に流体力が干渉する他、船の旋回・斜航による影響がある。航走時の船尾の流れは、船体の形状にしたがって伴流という形でまず変形・減速されて船尾に達し、その一部はプロペラの作動により更に変形・加速される。

単純運動量理論に従えば、プロペラ前方の流速を u_p 、無限後方の流速を u_∞ とすると、

$$T = \rho K_T D_p^4 n^2 = \frac{\rho}{2} (u_\infty^2 - u_p^2) \pi \left(\frac{D_p}{2} \right)^2$$

これより、

$$u_\infty = u_p \sqrt{1 + \frac{8K_T}{\pi J^2}} = (1-w)U \sqrt{1 + \frac{8K_T}{\pi J^2}} \quad (1.7)$$

ただし、 $J = u_p / n D_p$, (D_p :プロペラ直径, n :プロペラ回転数)

あるいはまた、プロペラを一様なピッチ P で表現すると、

$$u_\infty = nP = \frac{u_p}{1-s} = \frac{(1-w)U}{1-s}$$

ただし、 $s = 1 - u_p / nP$

と表すこともできる。ここで、プロペラによって増速される成分は $\Delta u = u_\infty - (1-w)U$ であり、単純運動量理論ではプロペラ面で既に $\Delta u/2$ 増速されていることはよく知られている。プロペラの背後に置かれた舵の流速は、したがって $\Delta u/2 \sim \Delta u$ の間にあると考えてよく、(1.7)式に修正係数 k を配置して次式のような形で近似することができる。

$$U_R = (1-w)U \sqrt{1 + k \frac{8K_T}{\pi J^2}} \quad (1.8)$$

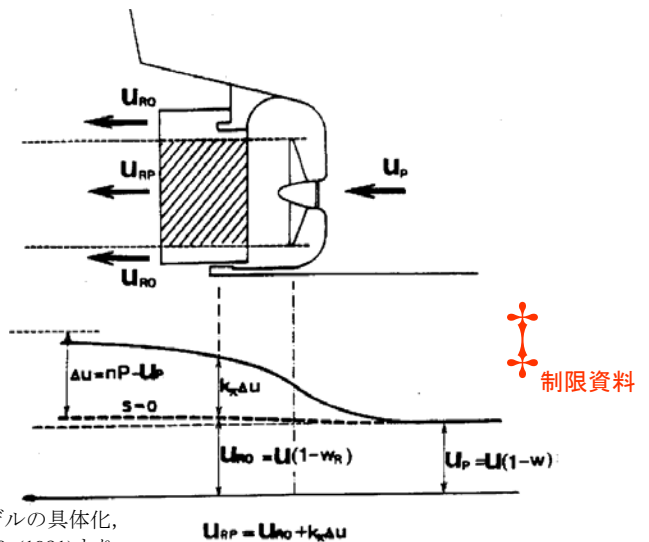
さらに、舵とプロペラにおける有効伴流の違いや、舵とプロペラの位置関係を取り入れ、次式のような表現方法がある。

$$U_R = \varepsilon(1-w)U \sqrt{\eta \left\{ 1 + \kappa \left(\sqrt{1 + 8K_T / \pi J^2} - 1 \right) \right\}^2} + (1-\eta) \quad (1.9)$$

ただし、 $\varepsilon = u_{R0} / u_p = (1-w_R) / (1-w)$

$\kappa = k_x / \varepsilon$

$\eta = D_p / H$



小瀬邦治, 湯室彰規, 芳村康男, 操縦運動の数学モデルの具体化,
日本造船学会第3回操縦性シンポジウム, p.27-80, (1981)より

(4) 舵の力

以上述べた舵直圧力 F_N を船体固定座標に直すと、舵の操縦流体力は、船首方向成分 X_R 、船の横方向成分 Y_R 、および回頭モーメント N_R として次式で表すことができる。

$$\left. \begin{aligned} X_R &= -F_N \sin \delta \\ Y_R &= -F_N \cos \delta \\ N_R &= -x_R F_N \cos \delta \end{aligned} \right\} \quad (1.10)$$

ただし、 δ は舵角、 x_R は舵の x 座標 ($=-0.5L_{pp}$) である。

舵角が小さい場合、 $\sin \delta \doteq \delta$ 、 $\cos \delta \doteq 1$ となり、また、(1.6) 式の F_N は、

$$F_N = \left(\frac{\rho}{2} \right) f_\alpha \sin \alpha_R \cdot A_R U_E^2 \doteq Y_\delta \cdot \delta \quad (1.11)$$

となるので、(1.11) 式は近似的に次式で表される。

$$\left. \begin{aligned} X_R &= -Y_\delta \delta^2 \\ Y_R &= -Y_\delta \delta \\ N_R &= -x_R Y_\delta \delta = N_\delta \delta \end{aligned} \right\} \quad (1.12)$$

ただし、 Y_δ は係数で、揚力の特性から $(\rho/2)A_R U_R^2$ に比例している。

2) 船体の力

操縦運動中、船は横方向に移動(sway)し、かつ旋回 (=回頭) するので、船体に作用する力はやや複雑になる。

(1) 斜航状態の流体力

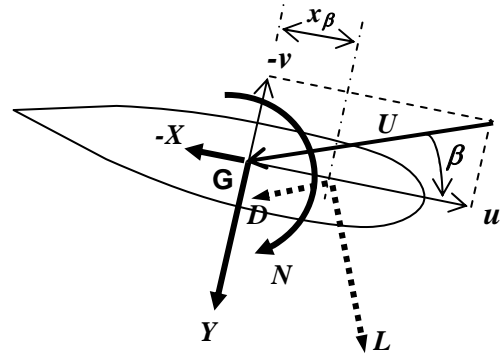
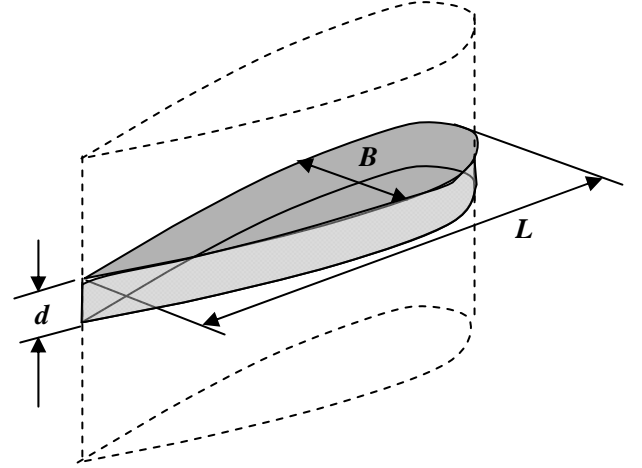
船が前進しながら横移動する場合、船の前進速度を u 、横移動速度を v とすると、船には斜め方向 $\tan^{-1}(-v/u)$ から水流が流れ込むことになる。この角度を右図のように斜航角(β)とすると、一種の翼となり、船体に揚力が働く。通常 of 翼との寸法の対応は下表のようになり、船体という「翼」の特徴は、

- i) 厚翼
- ii) スパンが極めて短い
(低アスペクト比 $= d/L_{pp}$)

	翼	船体
chord	c	L_{pp}
span	s	d
thickness	t	B

となる。この斜航状態の船体に働く流体力は船体固定座標系で考えると次式で表される。

$$\left. \begin{aligned} X_H &= L \sin \beta - D \cos \beta \\ Y_H &= L \cos \beta + D \sin \beta \\ N_H &= x_\beta (L \cos \beta + D \sin \beta) \end{aligned} \right\} \quad (1.13)$$



ここで、 β が小さいと考えると、揚力 L は斜航角に比例し、抗力 D も小さく無視すると、次式で近似できる。

$$\left. \begin{aligned} X_H &= X_{\beta\beta} \beta^2 \\ Y_H &= Y_{\beta} \beta \\ N_H &= x_{\beta} \cdot Y_{\beta} \beta = N_{\beta} \beta \end{aligned} \right\} \quad (1.14)$$

ただし、 $X_{\beta\beta}$, Y_{β} , N_{β} は微係数と呼ばれ、揚力・抗力の特性から、いずれも $(\rho/2)L_{pp}dU^2$ に比例している。

(2) 旋回状態の流体力

船が前進しながら旋回する場合、船の前進速度が u 、半径 R で旋回している状態を考える。この時、船体に流入する流れは一樣でなく、船から見ると流れが回転している。

この状態の流体力を理解するため、船体を旋回半径 R に応じて曲げた形状を考え、これに一樣流が流れ込む状態を考える。この場合、揚力が零となる中立軸が図のように β^* だけずれ、あたかも流入角が付いたようになって、揚力が発生する。

したがって、この場合の流体力は、前節の斜航中と同様な取り扱いができる。ただし、斜航角 β の代わりに上記 β^* に相当する L/R を採る事になる。この L/R は船の旋回角速度を $r (=d\psi/dt)$ とすると次の関係が成り立つ。

$$\begin{aligned} u &= Rr = R \left(\frac{d\psi}{dt} \right) \\ \text{すなわち、} r &= \left(\frac{d\psi}{dt} \right) = \frac{u}{R} \text{ であるから、} \\ \frac{L}{R} &= r \left(\frac{L}{u} \right) = r' \end{aligned} \quad (1.15)$$

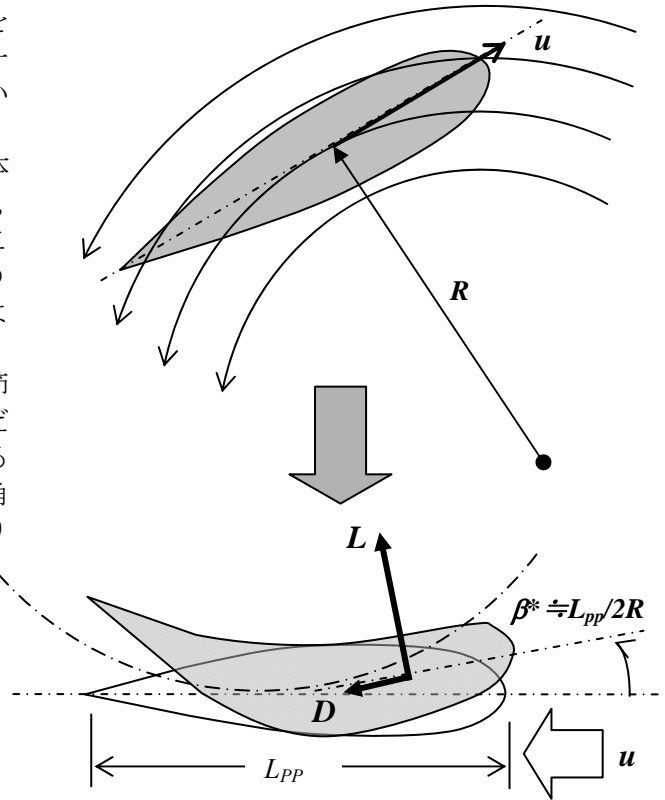
この r' は無次元旋回角速度と呼ばれる。

旋回状態の流体力はしたがって、次式で表されることになる。

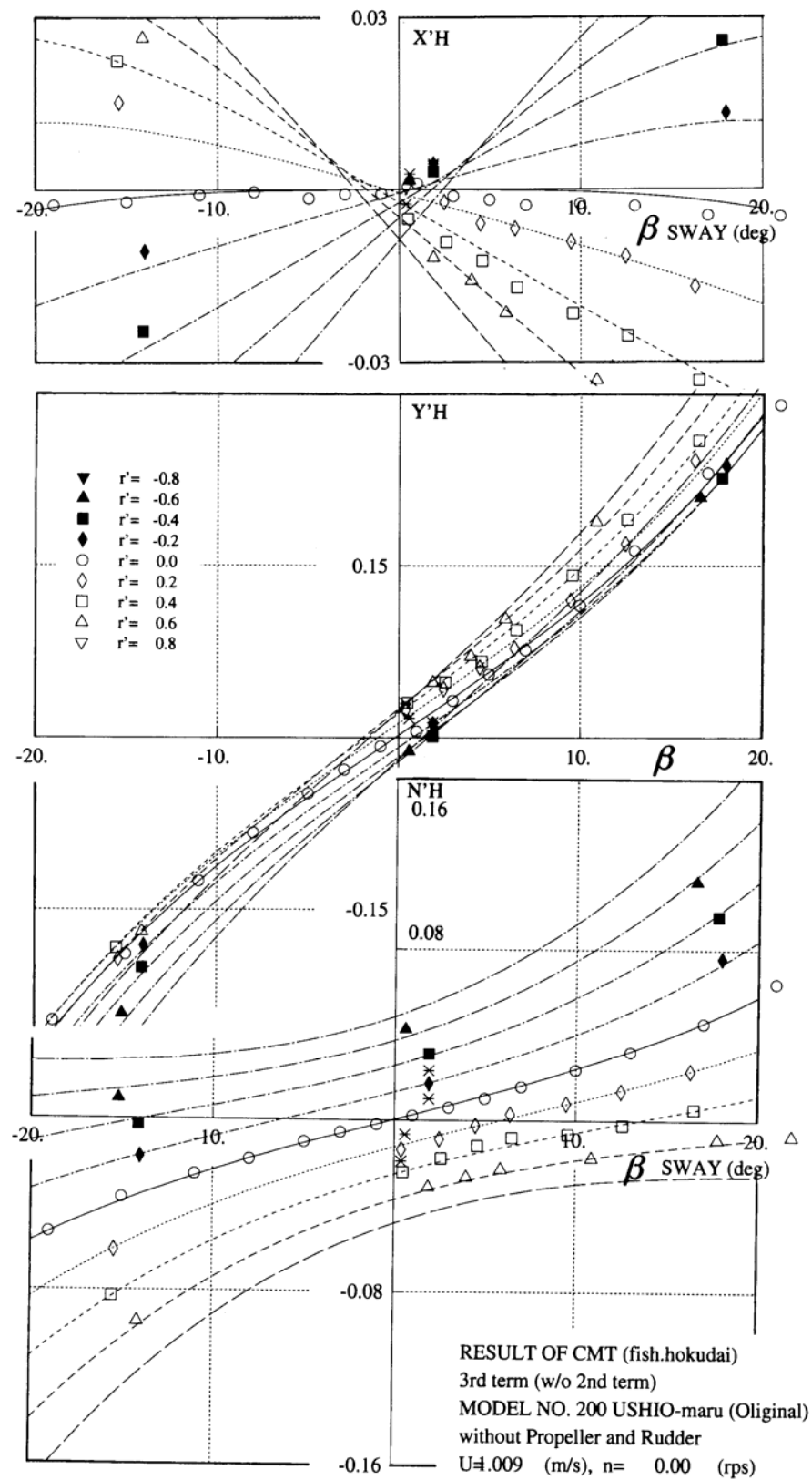
$$\left. \begin{aligned} X_H &= X_{rr} r'^2 \\ Y_H &= Y_r r' \\ N_H &= N_r r' \end{aligned} \right\} \quad (1.16)$$

以上から斜航・旋回をする操縦流体力は(1.12)式、(1.14)式、および(1.16)式から、次式のようにまとめられる。

$$\left. \begin{aligned} X_H &= X_{\beta\beta} \beta^2 + X_{rr} r'^2 \\ Y_H &= Y_{\beta} \beta + Y_r r' \\ N_H &= N_{\beta} \beta + N_r r' \end{aligned} \right\} \quad (1.17)$$



下図には、船体流体力の例（漁業調査船うしお丸）を示す。実際の流体力は斜航角 β や r' が大きくなると非線形影響があり、(1.17)のように β や r' に対し必ずしも直線的な変化とはならないが、運動の小さい範囲では概ね比例する傾向にある。



(3) 操縦運動における加速抵抗（付加質量）

浮体が運動すると加速抵抗の働くことを既に述べたが、操縦運動においても例外でない。詳細は割愛するが、Lamb の考え方に従うと、前後・左右対称な船体の加速抵抗は(1.5)式に示した船体の運動次式と類似の形となり、以下のように表される。

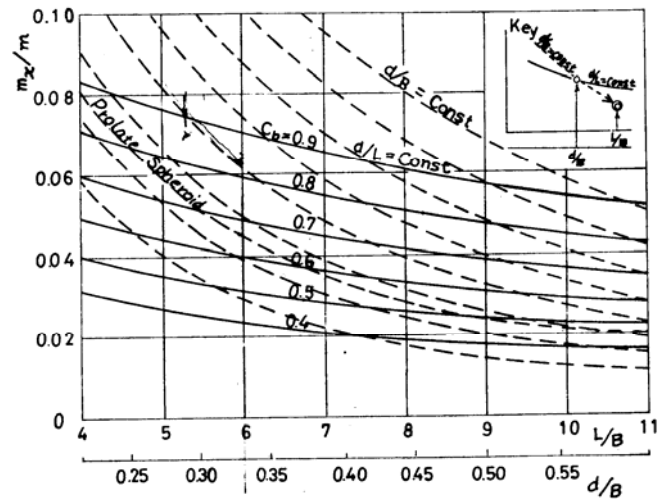
$$\left. \begin{aligned} X_{acc} &= -m_x \left(\frac{du}{dt} \right) + m_y v \left(\frac{d\psi}{dt} \right) \\ Y_{acc} &= -m_y \left(\frac{dv}{dt} \right) - m_x u \left(\frac{d\psi}{dt} \right) \\ N_{acc} &= -J_{zz} \left(\frac{d^2\psi}{dt^2} \right) \end{aligned} \right\}$$

ただし、 m_x ：船体前後方向の付加質量

m_y ：船体横方向の付加質量

J_{zz} ：船の旋回運動の付加慣性二次モーメント

付加質量の大きさは、浮体の形状や運動方向によって大幅に異なることが知られており、細長い船の横運動(sway)や上下運動(heave)では船の質量に匹敵するオーダーになる。この付加質量の大きさは船の要目によって異なり、 L_{pp}/B 、 C_b 、 B/d 等をパラメータにして表すことができ、一例として船の前後運動(surge)と横運動(sway)の付加質量の大きさを下図の元良チャートに示す。

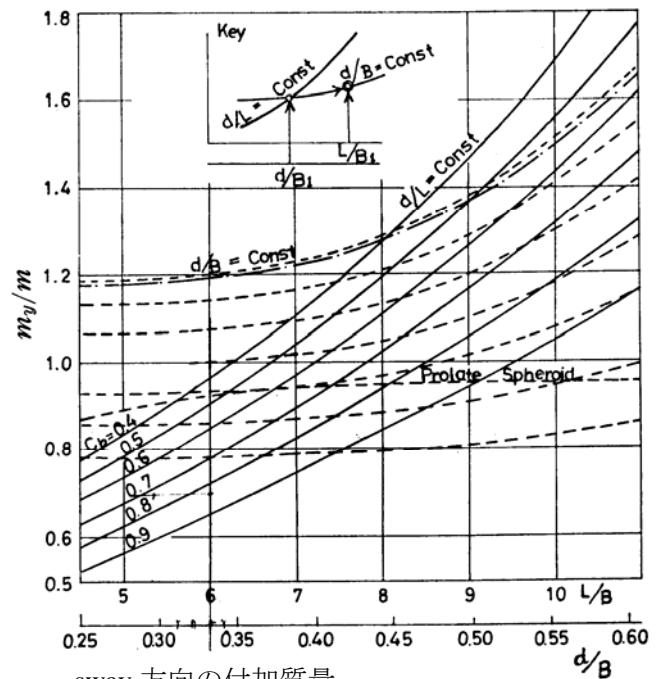


surge 方向の付加質量

元良誠三, 船体運動に対する附加質量および附加慣性モーメントについて, 造船協会論文集, 106, p59-62, 1959 より



制限資料



sway 方向の付加質量

元良誠三, 船体運動に対する附加質量および附加慣性モーメントについて, 造船協会論文集, 106, p63-68, 1959 より



制限資料

1. 3 操縦運動の応答モデルと操縦性

1) 操縦運動の応答モデル

前節までに示した船の操縦運動の方程式(1.5)式に、操舵による流体力(1.12)式、斜航・旋回による流体力(1.17)式、および加速抵抗(1.18)式を加えた形で表現される。すなわち、

$$\left. \begin{aligned} (m+m_x)\left(\frac{du}{dt}\right) - (m+m_y)v\left(\frac{d\psi}{dt}\right) &= -Y_\delta\delta^2 + X_{\beta\beta}\beta^2 + X_{rr}r'^2 \\ (m+m_y)\left(\frac{dv}{dt}\right) + (m+m_x)u\left(\frac{d\psi}{dt}\right) &= -Y_\delta\delta + Y_\beta\beta + Y_r r' \\ (I_{zz} + J_{zz})\left(\frac{d^2\psi}{dt^2}\right) &= N_\delta\delta + N_\beta\beta + N_r r' \end{aligned} \right\} \quad (1.19)$$

ここで、船が一定速度 U で航走する場合を考え、(1.19)式の第1式を割愛し、船の横方向の運動と旋回運動の連成を取り扱う。また、 $\beta = \sin^{-1}\left(-\frac{v}{U}\right) \doteq \left(-\frac{v}{U}\right)$ 、 $r' = \left(\frac{d\psi}{dt}\right)\left(\frac{L}{U}\right)$ であるから、(1.19)式は次式に書き直すことができる。

$$\left. \begin{aligned} (m+m_y)\left(\frac{dv}{dt}\right) + (m+m_x)u\left(\frac{d\psi}{dt}\right) &= -Y_\delta\delta - Y_v^*v + Y_r\left(\frac{d\psi}{dt}\right) \\ (I_{zz} + J_{zz})\left(\frac{d^2\psi}{dt^2}\right) &= N_\delta\delta - N_v^*v + N_r\left(\frac{d\psi}{dt}\right) \end{aligned} \right\} \quad (1.20)$$

上記の連立微分方程式を Laplace 変換して、 ψ に関する微分方程式に書き直すと次式が得られる。

$$\begin{aligned} (I_{zz} + J_{zz})(m+m_y)\left(\frac{d^3\psi}{dt^3}\right) + \{(I_{zz} + J_{zz})Y_v^* - (m+m_y)N_r^*\}\left(\frac{d^2\psi}{dt^2}\right) \\ + [-N_r^*Y_v^* - \{(m+m_x)U - Y_r^*\}N_v^*]\left(\frac{d\psi}{dt}\right) = N_\delta(m+m_y)\left(\frac{d\delta}{dt}\right) + (Y_\delta N_v^* + N_\delta Y_v^*)\delta \end{aligned} \quad (1.21)$$

すなわち、

$$T_1 T_2 \left(\frac{d^3\psi}{dt^3}\right) + (T_1 + T_2)\left(\frac{d^2\psi}{dt^2}\right) + \left(\frac{d\psi}{dt}\right) = K T_3 \left(\frac{d\delta}{dt}\right) + K \delta \quad (1.22)$$

ただし、

$$\begin{aligned} T_1 T_2 &= \frac{(I_{zz} + J_{zz})(m+m_y)}{D} \\ T_1 + T_2 &= \frac{(I_{zz} + J_{zz})Y_v^* - (m+m_y)N_r^*}{D} \\ K T_3 &= \frac{N_\delta(m+m_y)}{D} \\ K &= \frac{Y_\delta N_v^* + N_\delta Y_v^*}{D} \\ D &= -N_r^*Y_v^* - \{(m+m_x)U - Y_r^*\}N_v^* \end{aligned}$$

となり、操舵に対する船の旋回運動の線形方程式が導入される。これが野本の応答モデル^{*)}である。同様な方法で、 v に関する微分方程式に書き直すと、操舵に対する横流れ運動の応答モデルが得られる。

$$T_1 T_2 \left(\frac{d^2 v}{dt^2} \right) + (T_1 + T_2) \left(\frac{dv}{dt} \right) + v = K_v T_{3v} \left(\frac{d\delta}{dt} \right) + K\delta \quad (1.23)$$

ただし、

$$K_v T_{3v} = -\frac{Y_\delta (I_{zz} + J_{zz})}{D}$$

$$K_v = \frac{Y_\delta N_r^* - N_\delta \{ (m + m_x) U - Y_r^* \}}{D}$$

2) 操縦性能

前術の操舵に対する応答モデルにおいて、直進状態から舵角 δ をとって十分時間が経つと、 $(d^3 \psi / dt^3) = 0$, $(d^2 \psi / dt^2) = 0$, $(d^2 v / dt^2) = 0$, $(dv / dt) = 0$, $(d\delta / dt) = 0$ となるから、(1.22)式、(1.23)式はそれぞれ次式となる。

$$\left. \begin{aligned} \left(\frac{d\psi}{dt} \right) &= K\delta \\ v &= K_v \delta \end{aligned} \right\} \quad (1.24)$$

すなわち、 K , K_v は操舵した時、その舵角で最終的に発揮しうる旋回角速度と横流れ速度を決定する定数になる。したがって、 **K を旋回力の指数、 K_v を横流れ力の指数**と言う。(制御学的には static gain 係数と言う) この(1.24)式を(1.15)式を代入すると、

$$\frac{L}{R} = \left(\frac{d\psi}{dt} \right) \left(\frac{L}{u} \right) = \left(K \frac{L}{u} \right) \delta \quad (1.25)$$

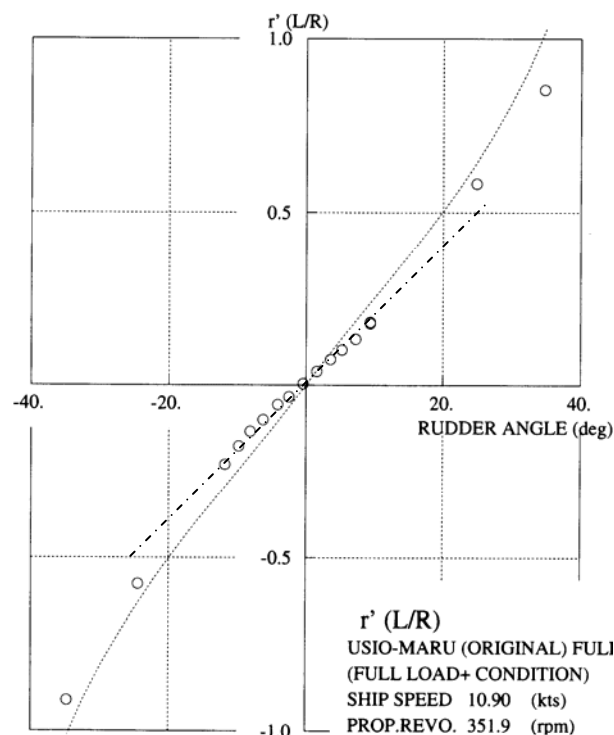
右図には、「うしお丸」(改造前 123GT 状態) の種々の舵角に対する無次元の定常旋回角速度(L/R)の例を示すが、これらの関係は(1.25)式のようにほぼ直線になる。また、 $K(L/u)$ を無次元化された旋回力指数と言いこれを K' で表記する。

一方、操舵直後の回頭運動と横流れ運動はそれぞれ、

$$\frac{d\psi}{dt} = K\delta \left\{ 1 + \frac{T_3 - T_1}{T_1 - T_2} e^{-t/T_1} + \frac{T_2 - T_3}{T_1 - T_2} e^{-t/T_2} \right\} \quad (1.26)$$

$$v = K_v \delta \left\{ 1 + \frac{T_{3v} - T_1}{T_1 - T_2} e^{-t/T_1} + \frac{T_2 - T_{3v}}{T_1 - T_2} e^{-t/T_2} \right\} \quad (1.27)$$

となり、 $t \rightarrow \infty$ では上式中の指数関数の項が全て 0 となり、(1.24)式に一致する。ここで、 T_1 , T_2 が大きい程、時間に対する指数関数の減少が遅くなり、旋回運動や横流れ運動の発達が遅くなる。このような船では操舵に対する追従が悪い。したがって、 T_1 , T_2 は操舵に対する追従性を表す指標になる。 **T_1 , T_2 は制御学的には時定数(time constant)**を表し、通常、絶対値の大きい方の時定数を T_l としている。



^{*)} Nomoto, K. "Analysis of Kempf's Standard Maneuver Test and Proposed Steering Quality Indices", *Proceedings of 1st Symposium on Ship Manoeuvrability*, (1960), pp.275- 304 より

3) 操縦運動の一次系近似と操縦性能

操舵に対する回頭角速度の応答(1.22)式を伝達関数表示すると次式で書き表される。

$$G = \frac{K(T_3s+1)}{(T_1s+1)(T_2s+1)} \quad (1.28)$$

通常の船の操縦運動では、 T_2 と T_3 はおよそよく似た値となるので、上記の伝達関数は次式のように、簡略化することができる。すなわち、 $T_1 \equiv T$ とおくと、

$$G = \frac{K}{(Ts+1)} \quad (1.29)$$

この伝達関数を微分方程式の形にすると、次式の簡略化された応答モデルが導入される。

$$T \left(\frac{d^2\psi}{dt^2} \right) + \left(\frac{d\psi}{dt} \right) = K\delta \quad (1.30)$$

これが、いわゆる野本の一次系応答モデル¹³⁾ (KT モデル) である。この応答モデルにおいて、直進状態 (初期値: $d\psi/dt=0$) から舵角 δ_0 を操舵した場合の船の旋回運動は上記の (1.20) 式を Laplace 変換すると、

$$Ts \cdot (d\psi/dt) + (d\psi/dt) = K \cdot \delta$$

すなわち、

$$(T+1) \cdot (d\psi/dt) = K \delta_0 / s \quad (1.31)$$

$$\cdot \left(\frac{d\psi}{dt} \right) = \frac{K\delta_0}{(Ts+1)s} = K\delta_0 \left\{ \frac{1}{s} - \frac{T}{(Ts+1)} \right\} = K\delta_0 \left\{ \frac{1}{s} - \frac{1}{(s+1/T)} \right\} \quad (1.32)$$

これを逆変換すると、

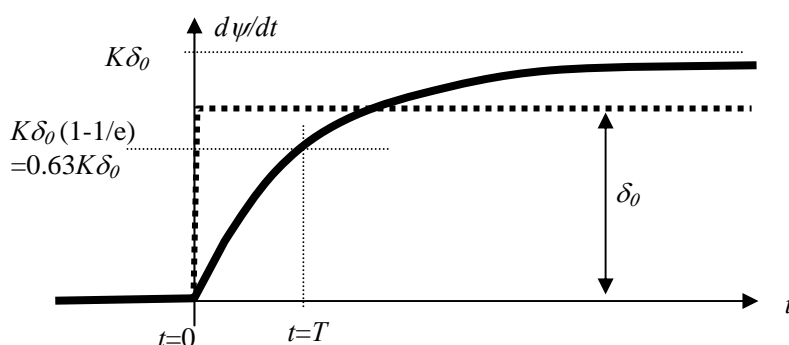
$$\frac{d\psi}{dt} = K\delta_0 \left\{ 1 - e^{-t/T} \right\} \quad (1.33)$$

となる。ここで $t \rightarrow \infty$ では指数関数の項が全て 0 となり、操舵後、十分時間が経つと、

$$\left(\frac{d\psi}{dt} \right) = K\delta_0 \quad (1.34)$$

となって、(1.24)式に一致する。

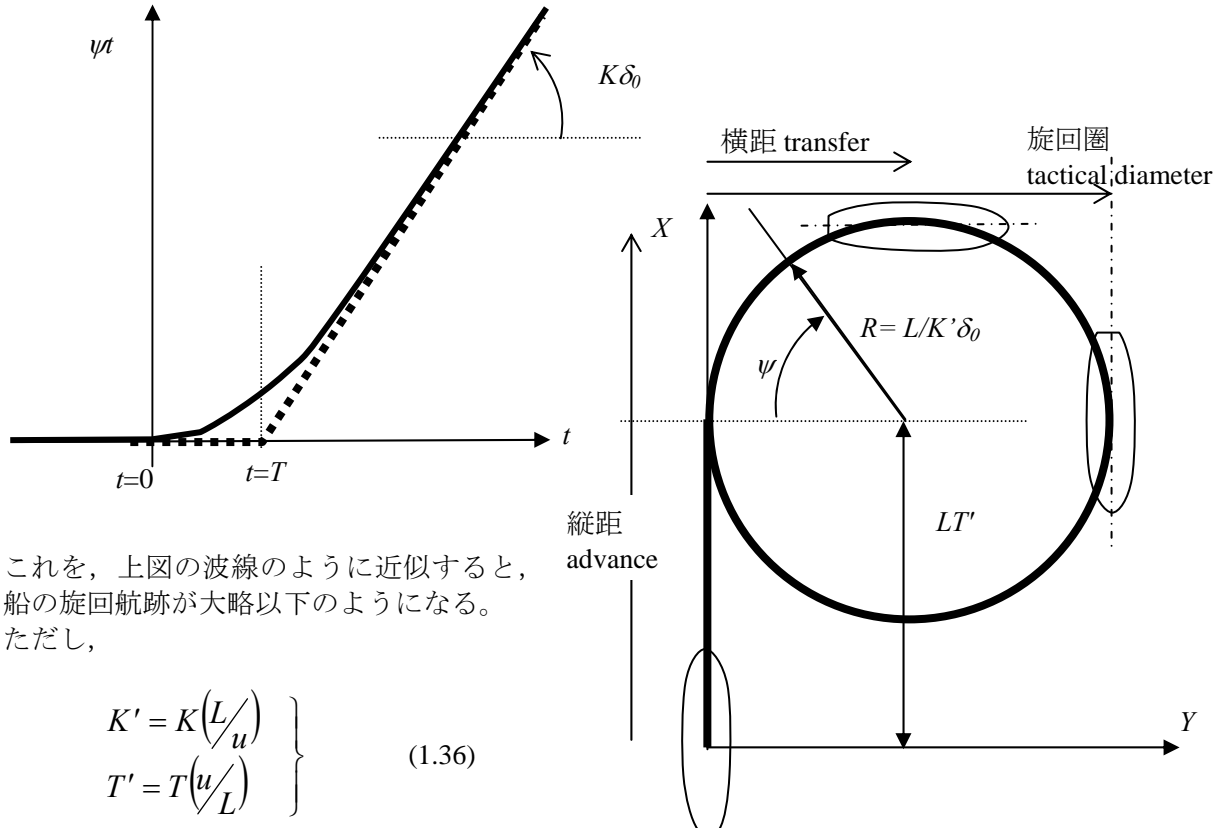
一方、操舵直後の旋回運動は下図のように、 T が大きい程、時間に対する指数関数の減少が遅くなり、旋回運動や横流れ運動の発達が遅くなる。このような船では操舵に対する追従が悪い。したがって、 **T は操舵に対する追従性を表す指標**になる。(制御学的には時定数 time constant)



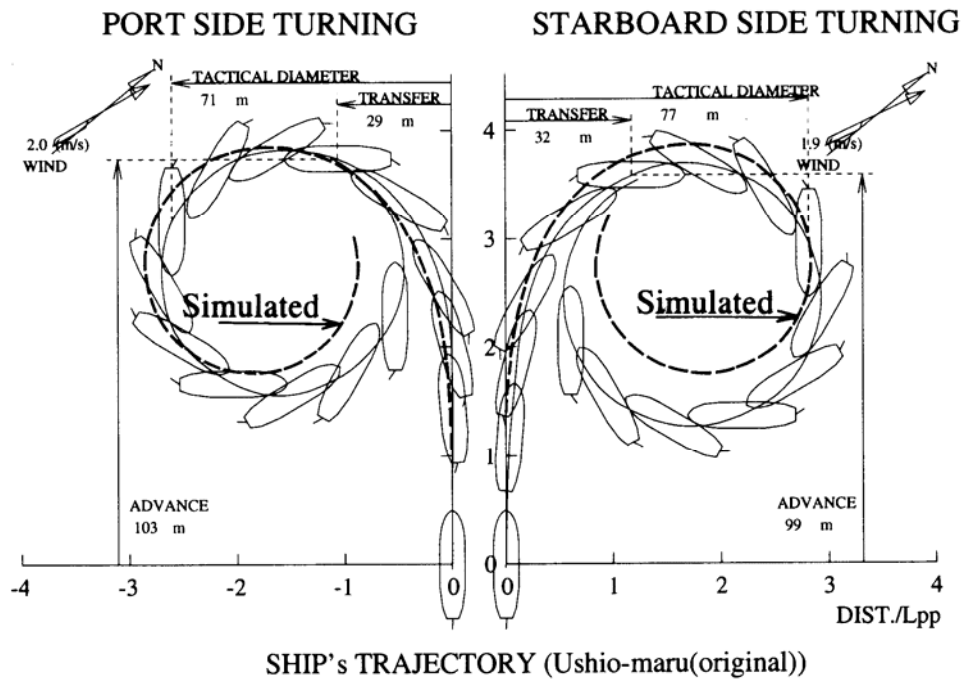
この応答モデルでは旋回角度 ψ は、(1.33) 式を時間積分すると、

$$\psi = K\delta_0 \left\{ t - T + Te^{-t/T} \right\} \quad (1.35)$$

となり，以下のような時間変化になる。



下図は「うしお丸」（改造前 123GT 状態）の旋回航跡の計測結果であるが，実際の船の航跡は，前述の推定とやや異なり，旋回運動だけでなく，横流れ運動との連成運動になっていることが理解できる。



1. 4 操縦運動の数値シミュレーション

船の操縦運動は、前述の簡略化された一次系の応答モデルで表すことができるが、針路不安定で定常旋回特性にループ幅を持つような船まで表すことができない。そこで、(1.30)式に非線形項を導入した以下の非線形モデルがよく使用される。この場合、船の運動は Laplace 変換等で解析的に解くことができないので、数値的に微分方程式を解く必要がある。

$$T \left(\frac{d^2 \psi}{dt^2} \right) + \left(\frac{d\psi}{dt} \right) + \alpha \left(\frac{d\psi}{dt} \right)^3 = K\delta \quad (1.37)$$

数値的に解法する方法には、Runge-Kutta 法, Euler 法, 予測子修正子法等, 多くの方法があるが, ここでは最も簡単な Euler 法について説明する。

まず(1.37)式を, $r = (d\psi/dt)$ と置くと, 以下の2つの微分運動方程式に分けることができる。すなわち,

$$\left. \begin{aligned} \frac{dr}{dt} &= \left(\frac{1}{T} \right) \{ K\delta - r - \alpha r^3 \} = f_1(r, \psi, \delta) \\ \frac{d\psi}{dt} &= r = f_2(r, \psi, \delta) \end{aligned} \right\} \quad (1.38)$$

$t=0$ における r, ψ の初期値をそれぞれ r_0, ψ_0 またこのときの舵角を δ とすると, (1.38)式からこの時刻の微分値が求まる。すなわち,

$$\left. \begin{aligned} (dr/dt)|_{t=0} &= f_1(r_{t=0}, \psi_{t=0}, \delta_{t=0}) = \left(\frac{1}{T} \right) (K\delta_{t=0} - r_{t=0} - r_{t=0}^3) / T \\ (d\psi/dt)|_{t=0} &= f_2(r_{t=0}, \psi_{t=0}, \delta_{t=0}) = r_{t=0} \end{aligned} \right\} \quad (1.39)$$

次に, Δt 時間後の $t=\Delta t$ 時間における r, ψ は $r|_{t=\Delta t} = \int_0^{\Delta t} (dr/dt) dt$, $\psi|_{t=\Delta t} = \int_0^{\Delta t} (d\psi/dt) dt$ であるから, これを近似的に次式で計算する。

$$\left. \begin{aligned} r_{t=\Delta t} &= r_{t=0} + \Delta t \cdot (dr/dt)|_{t=0} \\ \psi_{t=\Delta t} &= \psi_{t=0} + \Delta t \cdot (d\psi/dt)|_{t=0} \end{aligned} \right\} \quad (1.40)$$

(1.40)式により $t=\Delta t$ 時間における r, ψ が求められると, (1.39)式と同等にこの時刻における微分値が計算できる。

$$\left. \begin{aligned} (dr/dt)|_{t=\Delta t} &= f_1(r_{t=\Delta t}, \psi_{t=\Delta t}, \delta_{t=\Delta t}) = \left(\frac{1}{T} \right) (K\delta_{t=\Delta t} - r_{t=\Delta t} - r_{t=\Delta t}^3) / T \\ (d\psi/dt)|_{t=\Delta t} &= f_2(r_{t=\Delta t}, \psi_{t=\Delta t}, \delta_{t=\Delta t}) = r_{t=\Delta t} \end{aligned} \right\} \quad (1.41)$$

同様に, $t=2\Delta t$ 時間においては,

$$\left. \begin{aligned} r_{t=2\Delta t} &= r_{t=\Delta t} + \Delta t \cdot (dr/dt)|_{t=\Delta t} \\ \psi_{t=2\Delta t} &= \psi_{t=\Delta t} + \Delta t \cdot (d\psi/dt)|_{t=\Delta t} \end{aligned} \right\} \quad (1.42)$$

$$\left. \begin{aligned} (dr/dt)|_{t=2\Delta t} &= f_1(r_{t=2\Delta t}, \psi_{t=2\Delta t}, \delta_{t=2\Delta t}) = \left(\frac{1}{T} \right) (K\delta_{t=2\Delta t} - r_{t=2\Delta t} - r_{t=2\Delta t}^3) / T \\ (d\psi/dt)|_{t=2\Delta t} &= f_2(r_{t=2\Delta t}, \psi_{t=2\Delta t}, \delta_{t=2\Delta t}) = r_{t=2\Delta t} \end{aligned} \right\} \quad (1.43)$$

一般に、 $t=n\Delta t$ 時間においては、

$$\left. \begin{aligned} r_{t=n\Delta t} &= r_{t=(n-1)\Delta t} + \Delta t \cdot (dr/dt)_{t=(n-1)\Delta t} \\ \psi_{t=n\Delta t} &= \psi_{t=(n-1)\Delta t} + \Delta t \cdot (d\psi/dt)_{t=(n-1)\Delta t} \end{aligned} \right\} \quad (1.44)$$

$$\left. \begin{aligned} (dr/dt)_{t=n\Delta t} &= f_1(r_{t=n\Delta t}, \psi_{t=n\Delta t}, \delta_{t=n\Delta t}) = \left(\frac{1}{T} \right) (K\delta_{t=n\Delta t} - r_{t=n\Delta t} - r_{t=n\Delta t}^3) / T \\ (d\psi/dt)_{t=n\Delta t} &= f_2(r_{t=n\Delta t}, \psi_{t=n\Delta t}, \delta_{t=n\Delta t}) = r_{t=n\Delta t} \end{aligned} \right\} \quad (1.45)$$

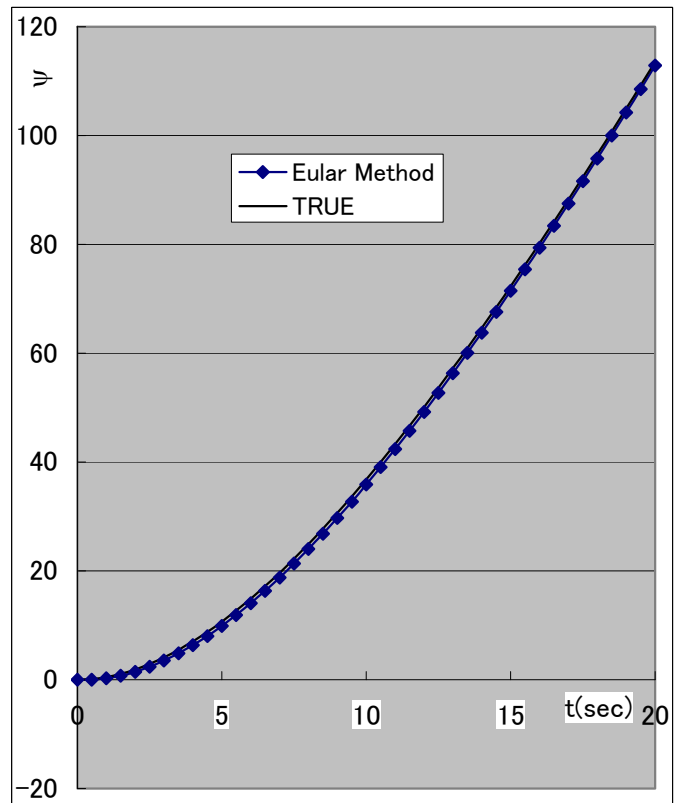
と近似的に順次計算していくことができる。計算はやや荒っぽいが Δt を小さくして、小刻みに計算回数を増やせば、原理的には計算精度を上げることができる。この方法は Euler 法 (Runge-Kutta 1 次法) とよばれ、最も簡単な方法である。(1.40)の近似計算をより高度にして更に精度を上げる方法があり、Runge-Kutta 2 次法、4 次法などがある。

以下には、(1.37)式で $T=10$, $K=1$, $\alpha=0$ で舵角 10° を操舵した場合のシミュレーションを Excel で計算した結果を示す。計算結果を真の解(1.35)式と比較するが、時間刻みを小さくすれば (この例では時定数の 1/20 となる $\Delta t=0.5$ 秒), このような簡単な計算でも、かなりの精度でよく合うことがわかる。

Numerical Simulation by Euler Method

Δt	0.5	10 (dr/dt)+ 1 r=				
t	r	ψ	dr/dt	d ψ /dt	True x	Error
0.0	0.000	0.00	1.000	0.000	0.00	0.00
0.5	0.500	0.00	0.950	0.500	0.12	0.12
1.0	0.975	0.25	0.903	0.975	0.48	0.23
1.5	1.426	0.74	0.857	1.426	1.07	0.33
2.0	1.855	1.45	0.815	1.855	1.87	0.42
2.5	2.262	2.38	0.774	2.262	2.88	0.50
3.0	2.649	3.51	0.735	2.649	4.08	0.57
3.5	3.017	4.83	0.698	3.017	5.47	0.64
4.0	3.366	6.34	0.663	3.366	7.03	0.69
4.5	3.698	8.02	0.630	3.698	8.76	0.74
5.0	4.013	9.87	0.599	4.013	10.65	0.78
5.5	4.312	11.88	0.569	4.312	12.69	0.81
6.0	4.596	14.04	0.540	4.596	14.88	0.85
6.5	4.867	16.33	0.513	4.867	17.20	0.87
7.0	5.123	18.77	0.488	5.123	19.66	0.89
7.5	5.367	21.33	0.463	5.367	22.24	0.91
8.0	5.599	24.01	0.440	5.599	24.93	0.92
8.5	5.819	26.81	0.418	5.819	27.74	0.93
9.0	6.028	29.72	0.397	6.028	30.66	0.94
9.5	6.226	32.74	0.377	6.226	33.67	0.94
10.0	6.415	35.85	0.358	6.415	36.79	0.94
10.5	6.594	39.06	0.341	6.594	39.99	0.94
11.0	6.765	42.35	0.324	6.765	43.29	0.93
11.5	6.926	45.74	0.307	6.926	46.66	0.93
12.0	7.080	49.20	0.292	7.080	50.12	0.92
12.5	7.226	52.74	0.277	7.226	53.65	0.91
13.0	7.365	56.35	0.264	7.365	57.25	0.90
13.5	7.497	60.03	0.250	7.497	60.92	0.89
14.0	7.622	63.78	0.238	7.622	64.66	0.88
14.5	7.741	67.59	0.226	7.741	68.46	0.86
15.0	7.854	71.46	0.215	7.854	72.31	0.85
15.5	7.961	75.39	0.204	7.961	76.22	0.83
16.0	8.063	79.37	0.194	8.063	80.19	0.82
16.5	8.160	83.40	0.184	8.160	84.20	0.80
17.0	8.252	87.48	0.175	8.252	88.27	0.79
17.5	8.339	91.61	0.166	8.339	92.38	0.77
18.0	8.422	95.78	0.158	8.422	96.53	0.75
18.5	8.501	99.99	0.150	8.501	100.72	0.73
19.0	8.576	104.24	0.142	8.576	104.96	0.72
19.5	8.647	108.53	0.135	8.647	109.23	0.70
20.0	8.715	112.85	0.129	8.715	113.53	0.68

10



【演習1】 Excel による操縦運動のシミュレーション

全頁のプログラムを参考に、一次非線形応答モデル(1.37)式で操縦運動を計算してみよう。

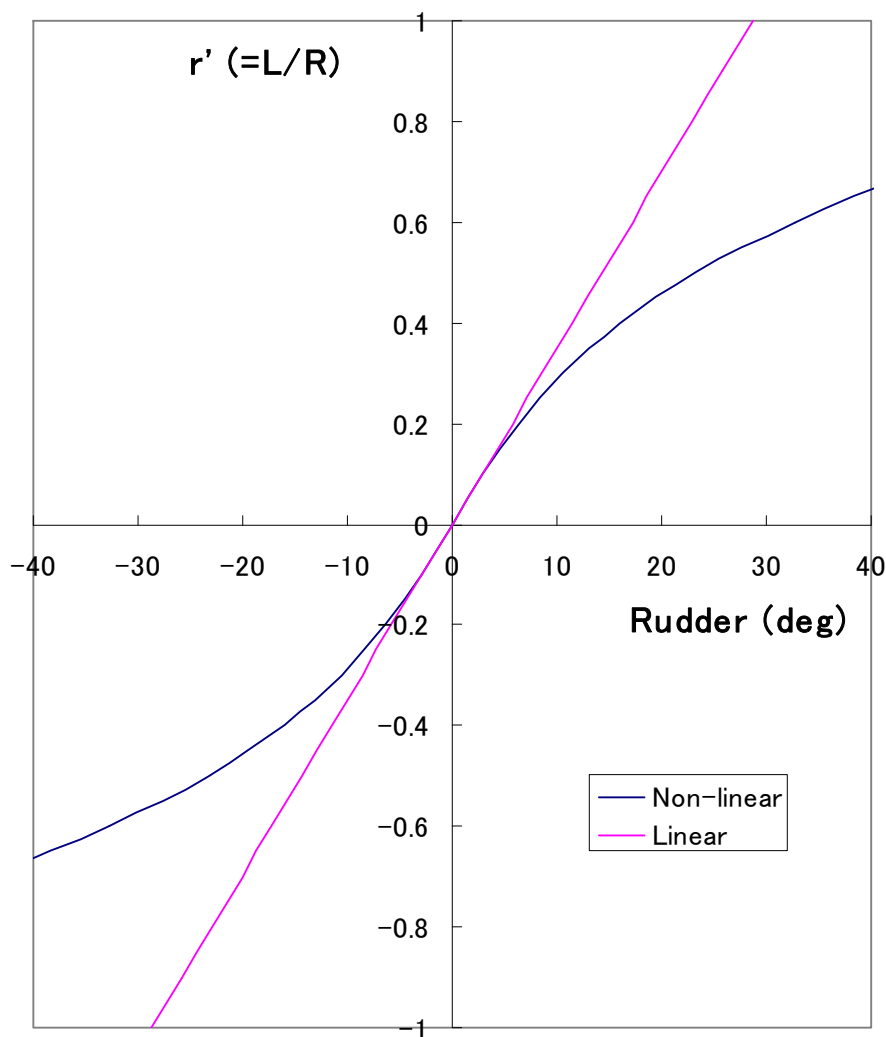
操舵に対する船の操縦運動方程式：

$$T\dot{r} + r + \alpha r^3 = K\delta$$

上式の操縦運動モデルで、右舵角 35° ステップ操舵に対する旋回運動のシミュレーションを Excel で実施し、その結果を提出する。ただし、 T, K, α の数値（操縦性指数）は下記とする。 $T=50.$, $K=0.1$, $\alpha=1000.(\text{rad}^2)$, $U=10\text{kt}$, また Δt を変えて適切な Δt を検討する。（ Δt を大きくすると計算精度が低下する。反面 Δt を小さくすると計算精度は上がるが XLS シートが膨大にふくれあがる。）

注：①微分方程式は次の4個になる。

- 1) $\dot{r} = -r - \alpha r^3 + K\delta(t)$
- 2) $\dot{\psi} = r$
- 3) $\dot{x}_0 = U \cos \psi$
- 4) $\dot{y}_0 = U \sin \psi$



2. 舵の設計

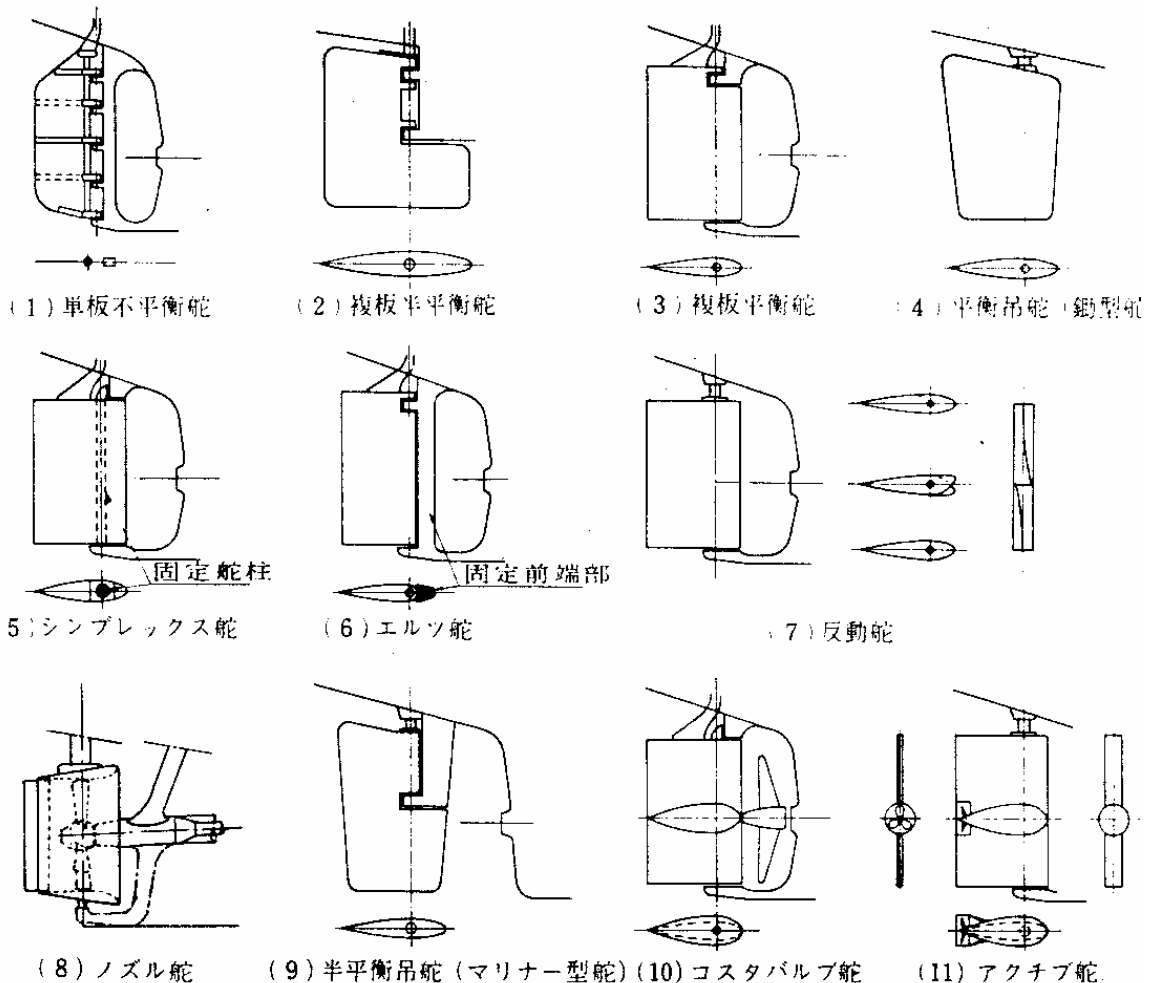
2. 1 舵の種類と配置

多くの船では1軸1舵, 2軸2舵が採用され, プロペラの背後に舵を置くことによって, その強い後流を受け, 舵の効果を良好にしている。また, 舵の力は基本的に流速の自乗に比例しているので, 低速操船時は舵の力が小さくなって操船が困難になる。しかしこの場合も, プロペラ背後に置かれた舵では, 一時的に主機出力を上げてプロペラ後流を強く(boosting)することによって舵の力を大きくし, 低速時の操船を比較的容易にすることができる。これに対して1軸2舵あるいは2軸1舵の場合はこうしたプロペラ後流はほとんど期待できないので, その分舵面積を大きくしておく必要がある。

舵の種類には, 関西造船協会の造船設計便覧⁸⁾ 第3編「基本計画」の「舵」の項でも紹介されているように数多くある。しかし, 今日建造される船舶の舵は, 大きく分けてシューピース付きの逆G舵かシューピースのない吊舵のいずれかである。後者は舵の大きさによって, スペード型, もしくは舵軸を支持するホーン付いたマリナー舵となる。この選択は船の船尾形状によって決まる。

シューピース付きの舵は, 舵軸の垂直方向の曲げモーメントを考慮する必要がないので, 舵厚を薄くすることが可能である。また, 漁船等では網や索をプロペラや舵に巻き込む恐れがあり, 例外なくシューピース付きの舵が採用される。

吊舵は, 推進性能の面からスターンバルブやカットアップした船尾形状となる船, 大直径プロペラを採用してシューピースが装備できない船, あるいは複数舵を装備する場合に採用される。この場合は舵直圧力を片持梁で支持することになるので, 舵軸や舵軸受が大きくなり, 特にマリナー舵ではホーンや舵の厚さも大きくなることに注意を要する。



制限資料

関西造船協会編, 造船設計便覧, 第4版, p.435-441,(1993)より

その他の舵として、通常の舵の上下端に水平板（エンドプレート）を取り付けた舵、また舵は多くの場合、プロペラ回転流を受けるので推進性能を向上させる目的で様々な工夫された装置が舵面に取り付けられる。プロペラ回転流の回収を狙って舵板を上下で捻ったリアクション舵、また通常舵面の中央に水平フィンやバルブ等の付加物を取り付けた舵が数多く提案されている。これらの詳細については特許や商品となっている場合がほとんどで、ここでは割愛する。

2. 2 舵面積の決定

舵を設計する場合、次に重要な項目は舵の寸法である。舵は通常、キール下面に突き出せず、上端も船尾オーバーハングでおさえられ、また前後もプロペラがあつて余裕がない。取り得る舵面積はおのずと限られている。基本的にはその船のミッションを満足するために必要な操縦性能という観点から舵面積が要求されるが、一方で推進性能からは、舵を大きくすると一般に(1-*t*)が減少して推進効率が低下し、舵面積をできる限り小さくしたいとの要請も強い。基本計画の段階でこの舵面積の決定に苦勞する。

1) データベースから見た舵面積の実績

図 2.1 には過去に建造された船舶の舵面積比の実績を示す。縦軸が可動部の舵面積比で、2 舵の場合は合計の面積を表している。横軸は船の肥大度を表すパラメタ $Cb/(L/B)$ を採っているが、このパラメタは操縦性能における船の無次元質量($m' = m/(\rho/2)L^2d$)の半分に等しく、肥大度というよりも操縦性における船の慣性力の大きさを示すと理解する方が正しい。この図から多くの船の舵面積比は、基本的に上記の操縦性における無次元慣性力の大きさに比例して設計されており、船の種類・ミッションによってこの比例定数が異なっていると理解できる。すなわち、

$$A_R/Ld = k Cb/(L/B) \quad \text{----- (2.1)}$$

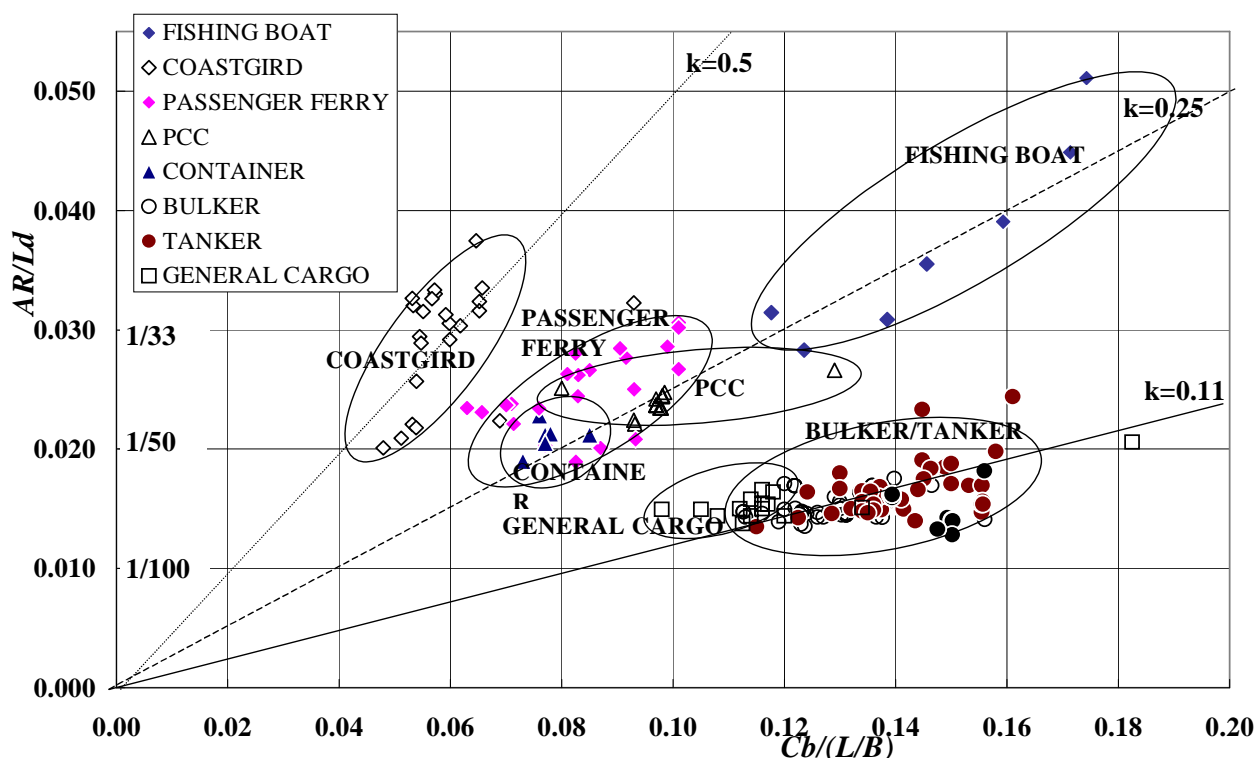


図 2.1 各種船舶における舵面積

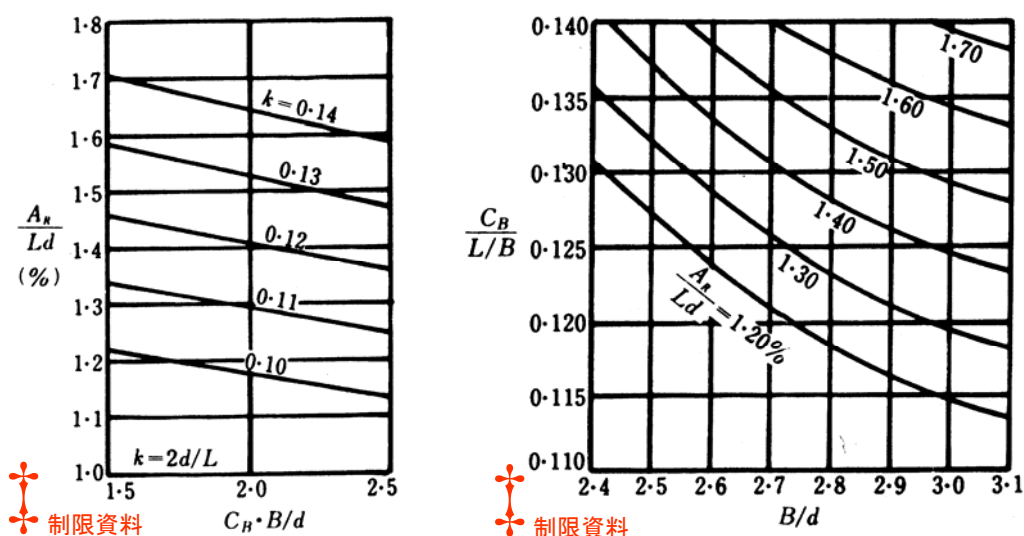
巡視船・艦船では海上行動における高度な機動性が要求されるので、この比例定数は 0.5 と極めて大きい。漁船、特に底曳トロール船の舵面積比は上記の巡視船より大きい、 L/B が小さいため無次元慣性力も大きいから、こうした舵面積が必要になる。漁船では漁労種別や船のサイズにより舵面積比がかなり異なっているものの、これらはほとんど $k=0.25$ の線上に位置するという実績になっている。これと同じ線上にあるのが自動車運搬船(PCC)、コンテナ船、カーフェリといった風圧側面積の比較的大きな船舶である。一般貨物船、バラ積船、タンカーの舵面積比は小さく、特にタンカーにおいては最も舵面積比が小さく $k=0.1$ 近辺に集中していることがわかる。

より詳細に見ると、例えば自動車運搬船のグループの中では $Cb/(L/B)$ にあまり依存せず、ほぼ似たような舵面積比になっている。これらは風の中の操縦性能を重視して、風圧側面積/ Ld に対して決められる要素の強いことを示している。

2) チャートによる舵面積比の決定

舵面積は前述の建造実績からも大略決定することができる。しかし、既に基本特性で示したように、船の旋回・斜航による舵の抵抗成分は、船尾に付けたスケグと同じ効果となって船の針路安定性を良くする他、操縦性能の難易は針路安定性と旋回性（駆動力）とのバランスでも決まる⁹⁾ので、タンカー船型等の肥大船では針路安定性を考慮した舵面積の決定が重要になる。こうした点を考慮した、図 2.2 に示す山田⁸⁾の舵面積決定チャートは肥大船の舵面積決定に大変役立つ。

なお、舵に関する強度設計、舵トルク、操舵速度等については SOLAS や各船級協会の詳細な規則があっても、舵面積比の採り方については特に規則はない。一部の船級協会ではガイダンスとして所定の舵面積比を推奨している例もあるが、基本的に施主や設計側に任されているのが現状である。



針路安定性から 旋回性能から

図 2.2 山田の標準舵面積比決定チャート

関西造船協会編，造船設計便覧，第 4 版，p.435-441,(1993)より

3) 模型試験・シミュレーション計算による方法

1993 年の IMO の暫定操縦性能基準 A.751(18)を契機に、この基準に基づいた船級協会の証書の認定¹⁰⁾や建造仕様書に要求操縦性能が記載されるケースが出てきた。こうした操縦性能の基準を満足する船体や舵の設計が今後益々重要になってくる。このためには、設計した船体形状と舵とで所定の操縦性能が得られるかを十分な精度で推定することが必要になる。この方法には以下の方法があり、その詳細は最近の操縦性能推定に関する参考文献¹¹⁾を参照頂くこととし、概略のみを記す。

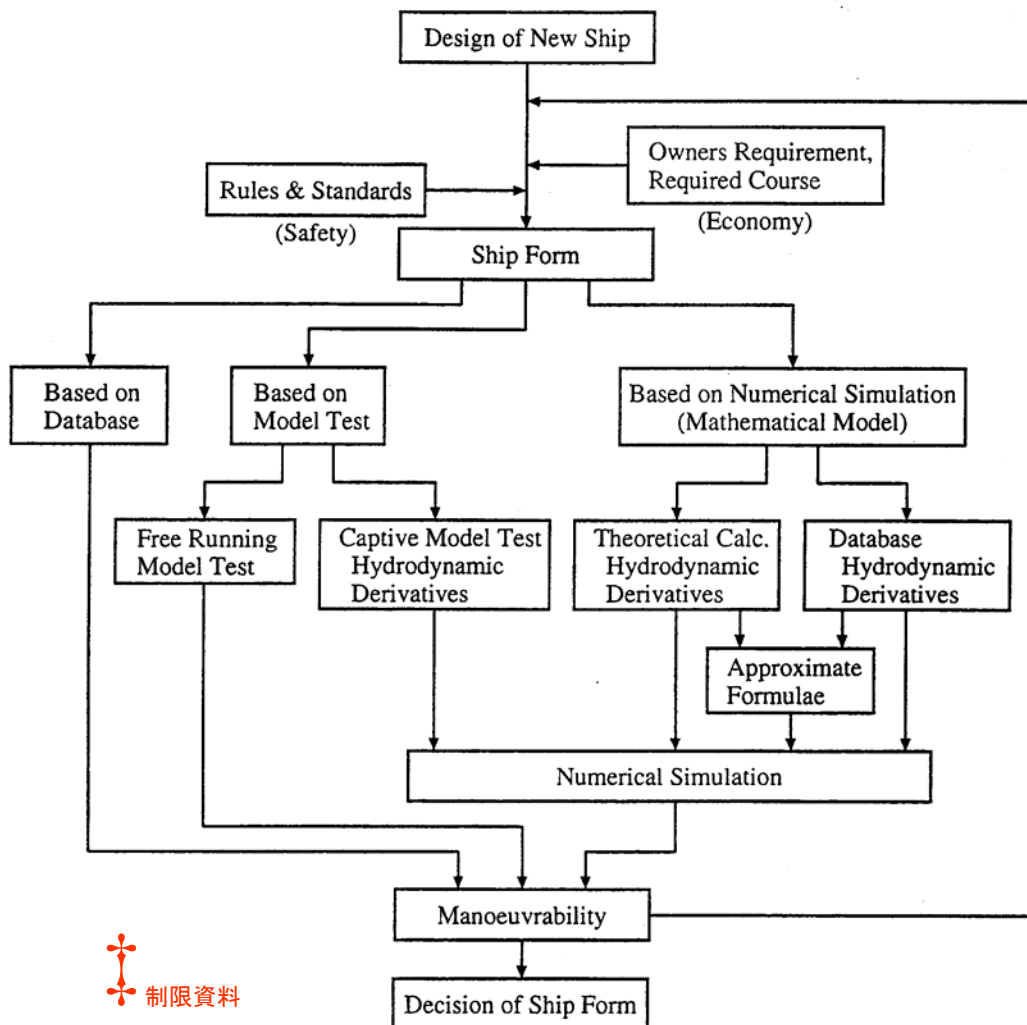
設計段階において操縦性能を評価する方法には図 2.3 に示すように大きく分けて 3 つの方法がある。

- 1) 従来の船舶の実績に基づいたデータベースを利用する方法
- 2) 模型試験による方法
- 3) 操縦運動数学モデルを用いたシミュレーションによる方法

1)のデータベースによる方法では、過去に建造された船舶の試運転の実績から推定し評価することになり、同型あるいは類似船の場合は問題ないが、全く新しい船舶や舵を設計する場合は適用が困難になる。

2)の模型試験(自由航走模型試験)は結果が一目瞭然で有効な方法といえる。しかし、これには高価な模型船を製作する必要があるし、模型船・実船間の縮率影響を考慮して修正する必要がある。

3)のシミュレーションによる方法は、コンピュータ上で任意の操舵に対する操縦運動を計算することが可能である。もちろん舵の力は(1.6)式～(1.9)式を適用することができる。数学モデルを用いてシミュレーションする場合の問題は、数学モデルを構成している多くの流体力係数をいかに精度よく推定できるかにある。この方法として、計算方法が明確に提示されている貴島モデルがあり、これを使用するのも一つの方法である。しかし、上記モデルの推定法も蓄積された流体力データベースの上に成り立っており、新しい船型や舵がこれらのデータベースの範囲内にあるかは十分検討しておく必要がある。船型がデータベースの範囲外になる場合は、模型試験により流体力係数を計測することが望ましい。



制限資料

図 2.3 操縦性能評価のフロー

貴島勝郎，船舶操縦性能推定法の精度向上，試験水槽委員会シンポジウム，p.2.1-2.22，(2000)より

2. 3 舵トルクの推定

舵の要目が決定されると、これを駆動する操舵機の容量や舵の強度計算を行うため、舵トルクの推定が必要になる。当然のことながら、操舵機は舵トルクが大きいと大型の操舵機が必要になり、重量やコストが増大するから、舵トルクはできる限り小さくなるような位置に舵軸を設けることになる。いわゆる舵のバランス比の設定である。このためには舵直圧力の推定精度のみならず、舵直圧力の中心が舵板のどこに来るかを正確に見積もっておくことが重要になる。

2次元翼理論では、揚力中心は翼の前縁から後方に弦長の1/4にあることはよく知られているが、アスペクト比が有限になると、この位置も迎角によって変化する。舵直圧力中心を推定する方法としては、従来から設計の現場でよく使用されている Jossel の式、

$$x/c = 0.195 + 0.305 \sin \delta \quad \text{----- (2.3)}$$

あるいは、図 2.4 に示す赤崎のチャート¹²⁾がよく知られている。これらの直圧力中心 x は図 2.5 に示すように舵前端からの距離を表しているので、前縁から a の位置に舵軸がある場合の舵トルクは、 $F_N (x-a)$ で計算できる。しかし実際の舵形状は、ホーン等で切欠きがあったり、舵の弦長がスパン方向にテーパしている場合があり、この時はスパン方向に直圧力中心の位置を計算し、面積に応じた加重平均で全体の直圧力中心を求めることになる。

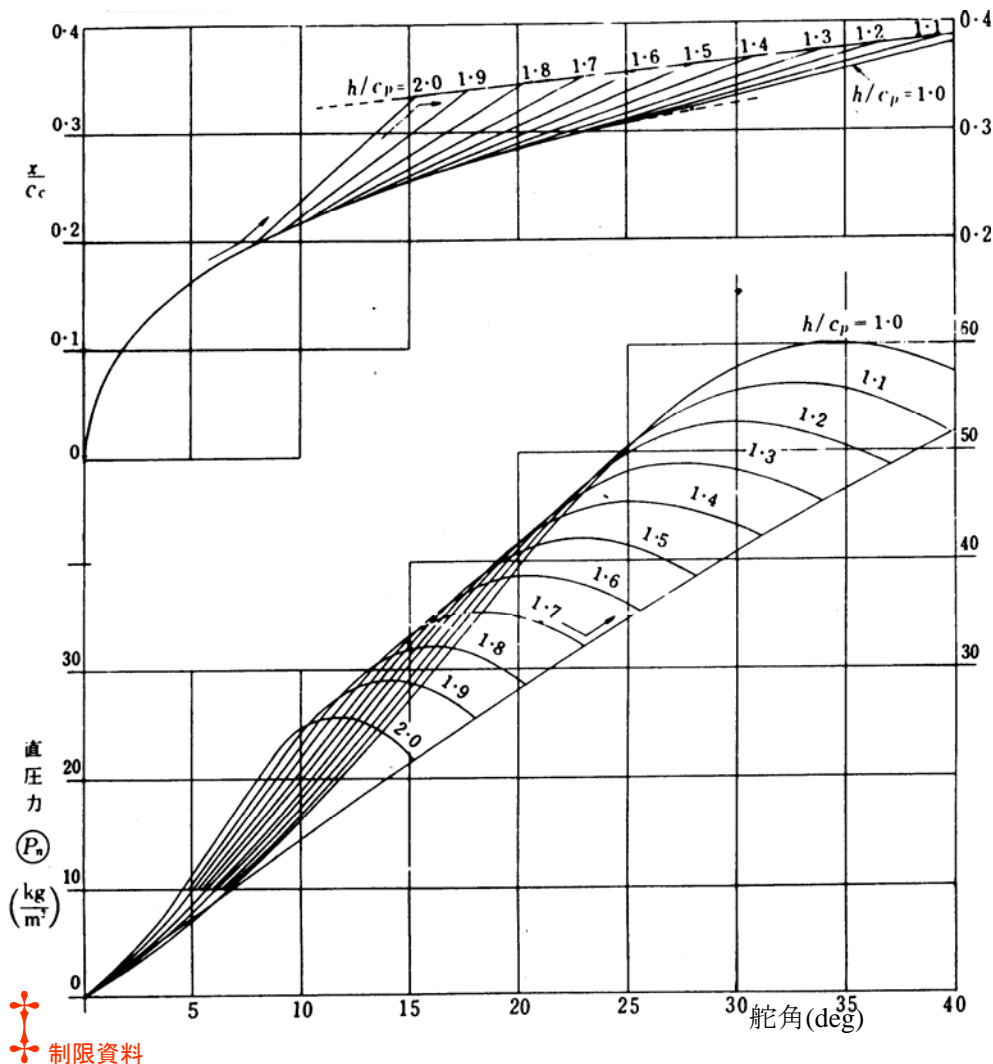


図 2.4 赤崎の舵直圧力および圧力中心チャート

赤崎 繁, 舵の直圧力とその中心について 第1報~第4報, 造船協会会報 第63, 67, 68, 69号(1938~1941)より

さて、設計現場で舵トルクを計算する場合、舵直圧力は次式の Beaufoy の式、

$$F_N = 58.8 A_R V_r^2 \sin \delta \quad \text{----- (2.4)}$$

ただし、 V_r は船速の 1.15 倍(1 軸 1 舵, 2 軸 2 舵)
1.10 倍(2 軸 1 舵)

あるいは、次の赤崎の式がよく使用される。

$$F_N = 1.025 A_R V_r^2 \{1 - 0.6(t/cp)\} \mathbf{Pn} \quad \text{----- (2.5)}$$

ただし、 t/cp は舵の厚幅比、 \mathbf{Pn} は単位面積と速度における直圧力係数で、図 2.4 の下図で与えられる。

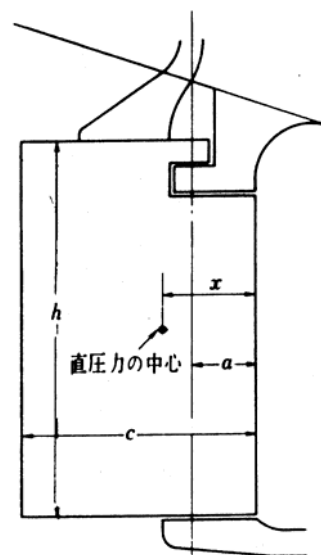


図 2.5 舵直圧力中心と舵軸の位置

舵直圧力特性の基本は既に第 1 章で詳細に示したとおり、船体の伴流やプロペラ後流の影響を受けるので、上記のような単純な式では表現できない。具体的に再度記載すると、

$$F_N = \left(\frac{\rho}{2} \right) f_\alpha \sin \alpha_R \cdot A_R U_E^2$$

$$f_\alpha = 6.13 \Lambda / (2.25 + \Lambda)$$

$$U_R = \varepsilon(1 - w)U \sqrt{\eta \left\{ 1 + \kappa \left(\sqrt{1 + 8K_T / \pi J^2} - 1 \right) \right\}^2 + (1 - \eta)}$$

$$\alpha_R = \delta$$

しかし、多くの造船所ではこれらの式は使用されず依然、Beaufoy-Jossel 式、赤崎の方法で舵直圧力やトルクの計算が行われている。これらの古典的な推定式が今も使われる背景は、これらが簡便で実用的なことに加え、これで設計した数多くの試運転結果をバックデータとして、必要に応じて修正係数を施すという形で長年使用してきたという実績にある。

すなわち、計算式の基本構造に大きな違いがなければ、これを実用的に使いこなすという方法である。設計現場においてはむしろ、こうした実績の積み重ねが重要な意味を持つ。

この修正量については例えば、図 2.6 に標準的な 1 軸 1 舵のタンカー船型の舵について舵直圧力係数 ($=F_N/(\rho/2) A_R u^2$) を(1.6)~(1.9)式と上記 Beaufoy の式とで比較しているが、Beaufoy の推定式による直圧力はかなり小さく、1.8 倍程度の修正が必要なることを示している。

なお、この修正は舵トルクだけでなく、舵の強度計算においても同様な修正が必要になる。また、強度計算における舵力と舵トルクの計算は別途、船級協会の鋼船規則にも詳細に規定されており、前述の計算の他、これらの規則を満足する必要があることは言うまでもない。

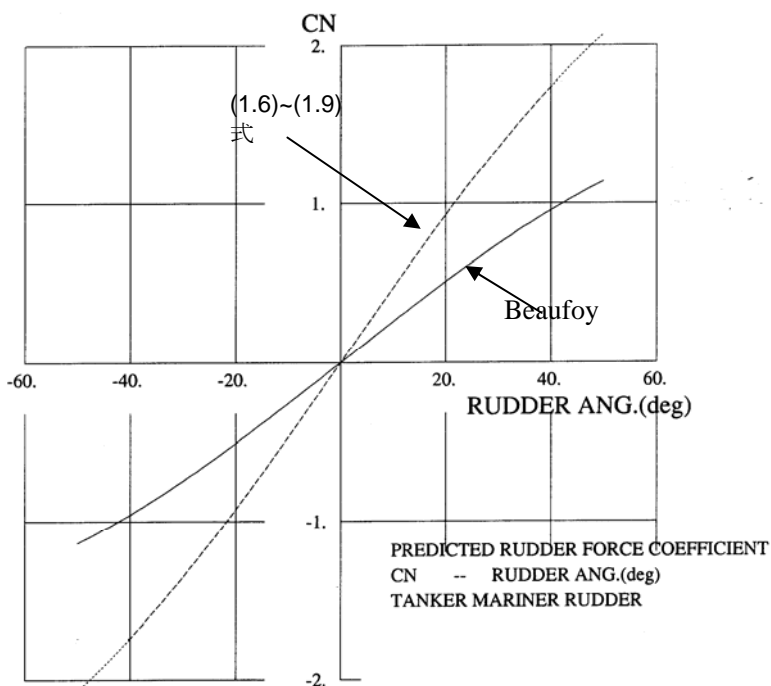


図 2.6 タンカーの舵直圧力の推定例

2. 4 高揚力舵

前述には通常の断面形状を持つ舵について、その設計法を述べたが、船の目的によってはより大きい舵の力が求められる場合がある。一般の商船でも特に内航船やフェリー等では離接岸時の省力化を目的に高揚力型の舵が装備される。

高揚力型の舵として代表的なものに、フラップ舵やフィッシュテール断面を持った舵(シリング舵)がある。フラップ舵は航空機の補助翼のように、舵の後端にフラップを取り付け、これが主舵に連動して角度が付くようになっている。舵角が大きくなると舵全体に大きなキャンバーができ、同一面積でも大きな舵直圧力を発揮できる。フラップを作動させるリンク機構やフラップ角度の特性がメーカー毎に異なり、またこれが特許にもなっている。他方、フィッシュテール舵は特に港内等の低速操船において、強いプロペラ後流を受けた時に大舵角でもほとんど失速することなく、大きい舵力を発揮することが特徴で、我が国の内航船で多くの実績がある。

1) フラップ舵

舵の性能を向上させる一方法として、舵の後部を可動にした、いわゆるフラップ付きの舵がある。飛行機の離着陸時に主翼の後端から鎧のような板が出て、低速にもかかわらず大きな揚力が得られるのも、このフラップの効果による。

右図にフラップ翼の揚力特性の一例^{*)}

(NACA-0012 でアスペクト比が 2, フラップ面積が 25%) を示す。迎角が比較的小さく、ストールの発生しない範囲では、フラップ舵全体の揚力係数 C_L は、迎角 α 依存するものと、フラップ角 δ_f に依存するものとに分離でき、ほぼ

$$C_L = a\alpha + b\delta_f \quad (2.6)$$

で表現できることを示している。図中の種々の細い線は(2.6)式による δ_f が 0° , 10° , 20° , 30° , 40° の近似特性である。フラップ舵は通常リンク機構によって、舵角に応じてフラップの角度が決まっているので、例えばフラップ角が舵角に比例する場合の単独特性は通常、迎角とフラップ角が等しくなる計測点を連ねた同図の太い実線のように表される。その結果、大きな揚力特性が得られることになる。

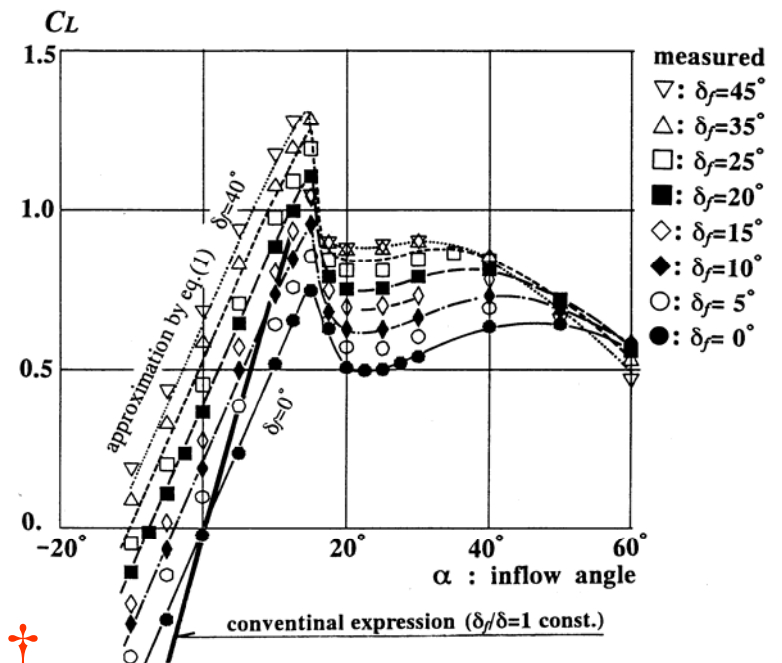
このような舵には、大きく分けてシングルロッド方式とダブルロッド方式、また歯車等による駆動する方式がある。

シングルロッド方式はリンク機構が比較的簡単で下図のような構造になっている。すなわち、舵板の後部にあるフラップ上部から舵軸に向けてフラップに固着されたロッド(一種のディラー)があり、このロッドが舵軸から後方 x_1 の船体中心線上で回転およびスライド可能な受けで固定される。あるいは逆に、スライド可能な受けをフラップ上部とする場合もある。これらの具体的機構は様々なアイデアがあり、これが特許にもなっている。

シングルロッド方式のフラップの角度は一般に次式で与えられる。

$$\delta_f = \tan^{-1} \left(\frac{x_1 \sin \delta}{x_2 - x_1 \cos \delta} \right) \quad (2.6)$$

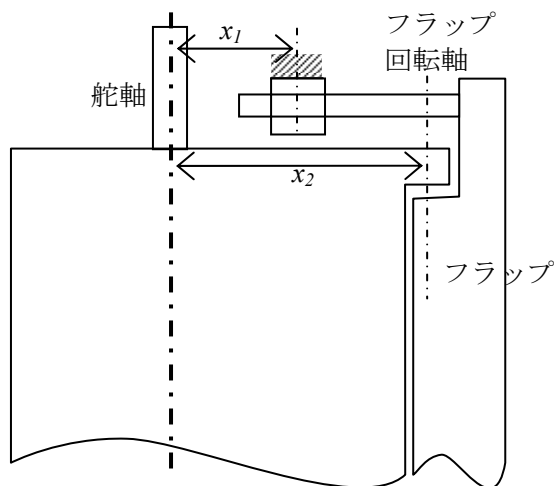
ただし、 δ_f : フラップの角度
 δ : 舵角



制限資料

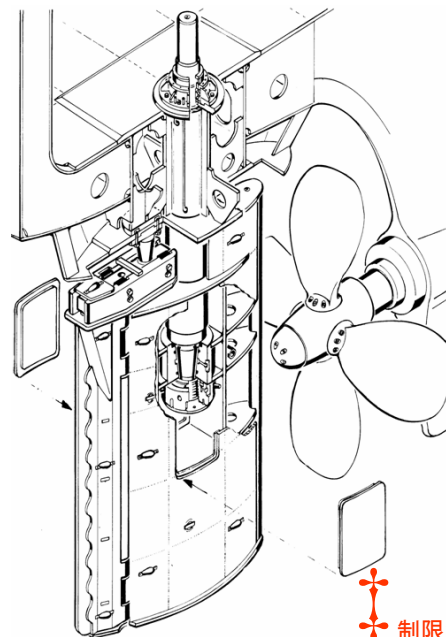
フラップ舵の揚力特性

^{*)} 芳村康男, 佐々木紀幸, 竹川正夫, フラップ舵を装備する船舶の操縦性能とその推定, 日本造船学会論文集, 181, p191-196, (1997).より



(1) ベッカー舵

このフラップ舵はシングルロッド方式の代表的な舵であり、 x_2/x_1 の比率を $\sqrt{2}$ とし、舵角 45° においてフラップ角が 45° となるように設定している。右の製品ではリンク機構がフェアリングカバーで囲われている。



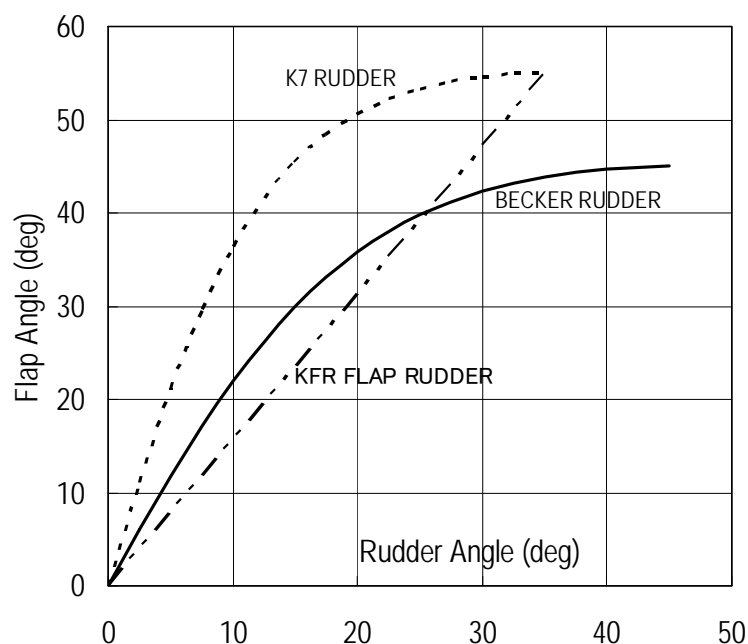
ナカシマプロペラ(株)より提供

制限資料



(2) K7 舵

ベッカー舵と同様、シングルロッド方式であるが、 x_2/x_1 の比率を1.22とし、舵角 35° においてフラップ角が 55° となるように設定している。この舵のメリットは、最大舵角が 35° であることから、通常の操舵機で使える所にある。舵角に対するフラップ角を下図に示すが、K7 舵においては、小舵角でフラップ角が大きく、小舵角の舵効きが強い。



かもめプロペラ(株)

<http://www.kamome-propeller.co.jp/products/k7.html> より

制限資料

(3) KFR 型フラップ舵

ダブルロッド方式により，フラップの角度がほぼ舵角に比例して大きくなる。小舵角での舵効きが過度に大きくなく，通常舵に近い。ただし，舵角に対するフラップ角が左右で多少違うので，プロペラ回転方向による舵効きの違いをキャンセルするようにフラップの駆動機構を設計する。



川崎重工業㈱より提供

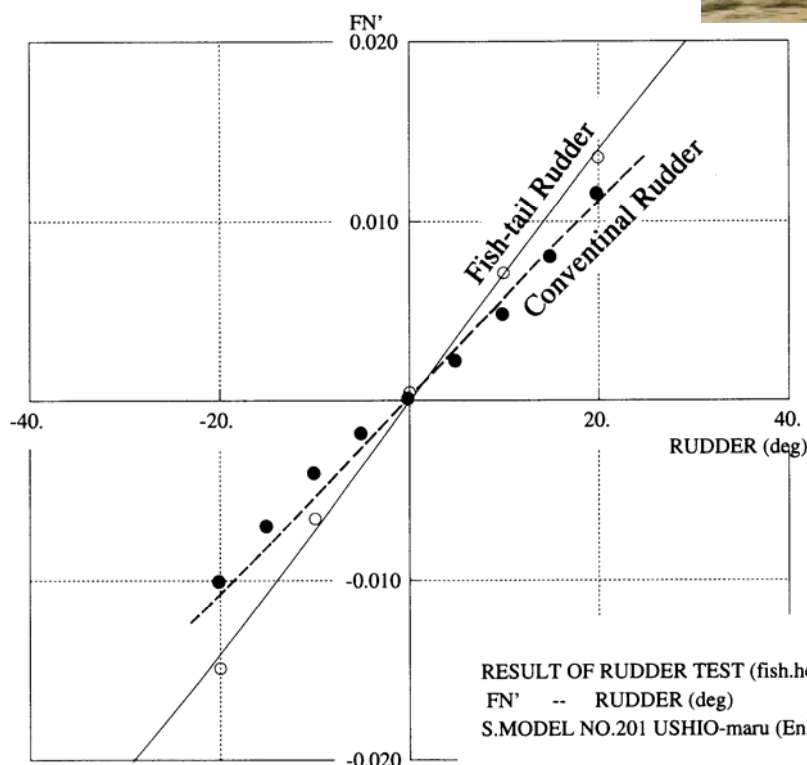


2) シリング舵

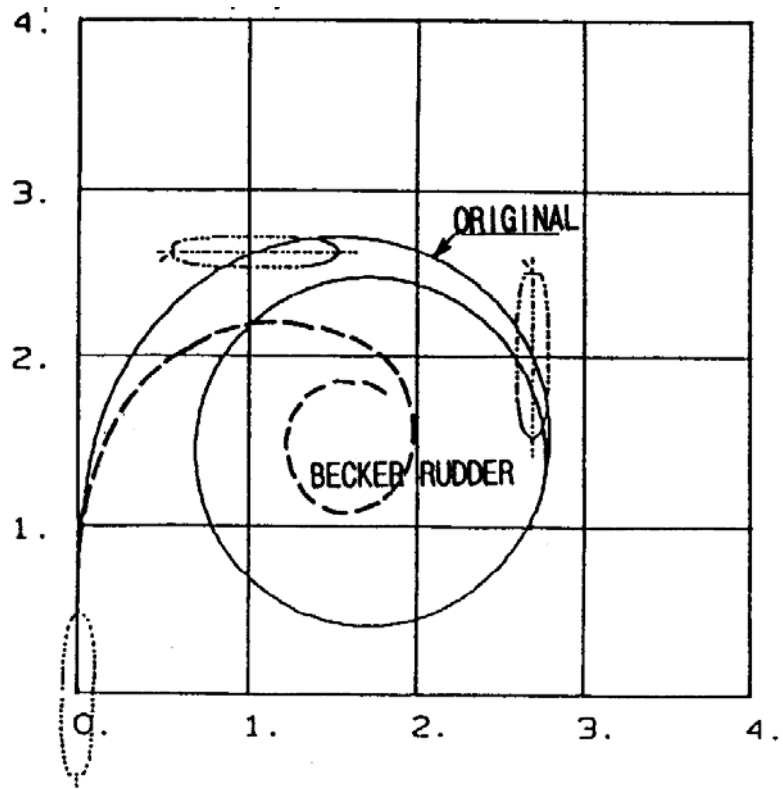
シリング舵の形状を右図に示すが，舵の性能を向上させるため，舵断面形状を特殊な形状 (fish tail 型) の舵である。この舵は前述のフラップ舵のような複雑な駆動機構はない。揚力係数を向上させるため，舵の上下端に端板が併用されている。この舵の直圧力係数勾配は下図に示すように約 1.2 ～1.4 倍程度となり¹⁵⁾，通常の舵角の範囲でも舵効きが良いのに加え，70° 近くまで舵角がとれ，大舵角では非常に強い旋回力が得られる。ただし，操舵機は大角度まで操舵可能なロータリーベーン型のものが必要になる。また，舵断面形状が通常の流線形の翼型とはかなり異なっており，船型によっては(1-t)を低下させる場合がある。



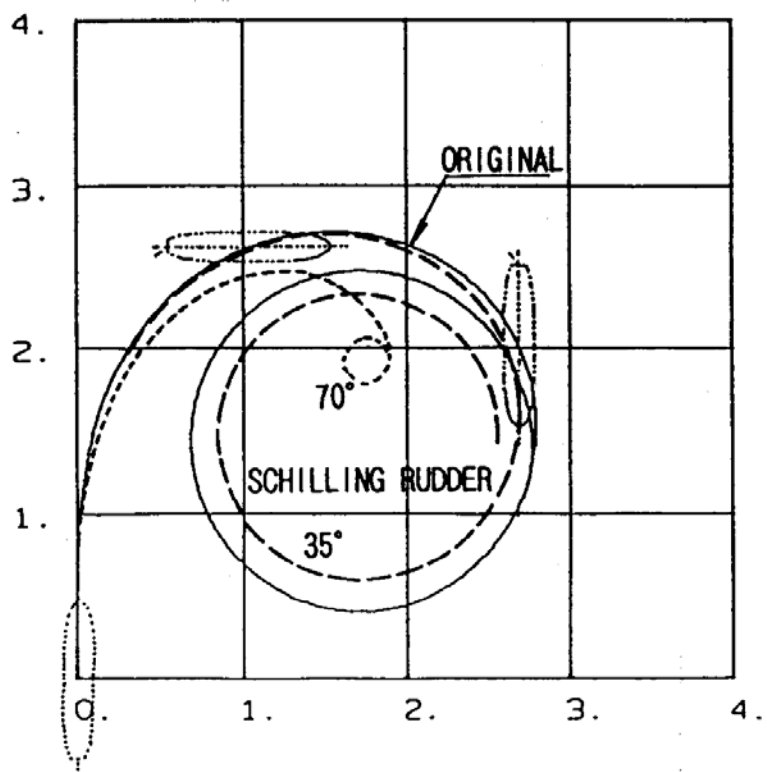
ジャパンハムワージ㈱
<http://japanham.co.jp/service/index.htm#>
より



シリング舵と通常舵の直圧力係数の比較¹⁵⁾



ベッカー舵(舵角 45°)と通常舵(舵角 35°)の旋回航跡の比較
(ハンディーバルカー, 同一舵面積)



シリング舵(舵角 35° および 70°)と通常舵(舵角 35°)の旋回航跡の比較
(ハンディーバルカー, 同一舵面積)

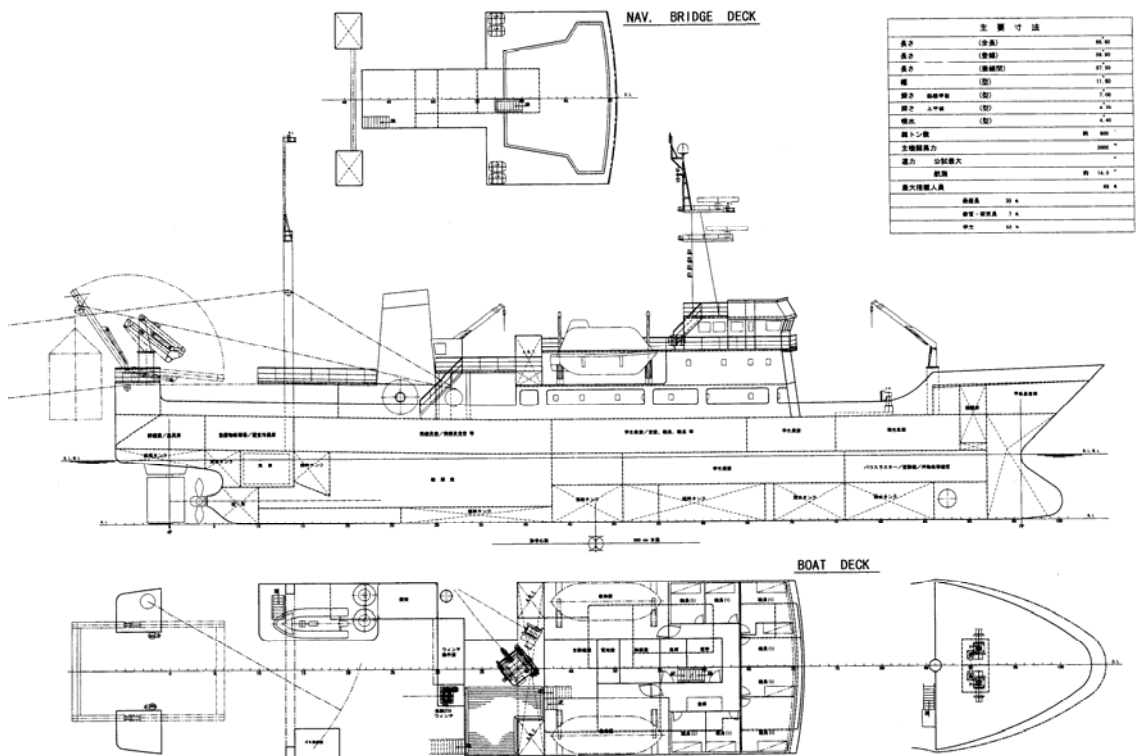
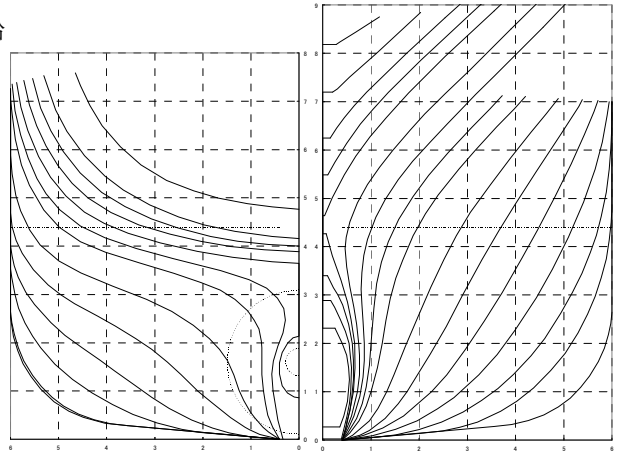
【演習2】 Excel による舵直圧力と舵トルクの計算

以下の計画船の舵要目と必要な舵トルクを計算する。

1) 対象船：850 トンクラスの漁業調査船

主要目

船型	船尾トロール型
船種	第三種漁船
排水量	1762 MT
全長	66.80 m
垂線間長	57.50 m
型幅	11.80 m
型深さ	4.70 m
機関馬力	3,000 ps
航海速力	14.0 ノット



「おしよろ丸」代船 一般配置図 (1/2) (SCALE = 1/200)

2) 舵面積と舵寸法の決定方法 (実績・チャートによる) 舵の最適なバランス比と形状を考える

3) 操舵機容量の決定(B-J 式による)

3. 船の操縦性基準と操縦性の推定および改善方法

船舶の構造強度や復原性は、直接乗組員の人命に係わる問題であることから、古くから基準が設けられ、船級協会や官庁の規則によって厳しく規定されてきた。また、載荷重量や船速・主機馬力・燃料消費に至っては、その船の経済性を決める重要な基本仕様であり、顧客と詳細な契約が結ばれる。これに対し、船の操縦性能に関しては、操縦系統・操舵装置に規則があるもの、操縦性能の基準や規則は特に設けられてこなかった。これは船舶が航空機と異なり、操縦系統が正常に作動しさえすれば、さほど危険な状況に陥らないという安心感や、過去の実難事故と操縦性能の因果関係が明確でなかったことによると思われる。

しかし、海難事故、特に大型タンカーやケミカルキャリアの事故は、船そのものの損傷は軽度であっても、海洋汚染といった、その事故が引き起こす莫大な二次災害駆が社会的な大問題へと発展するに至り、船舶の操縦性についても何らかの基準が必要との要請が国際的に高まった。IMO(国際海事機関)ではこうした要請に対して、1993年にIMO(国際海事機関)で暫定操縦性基準A.751(18)が総会決議され、その後これを改訂して、2002年に正式な操縦性基準MSC137(76)が勧告された²⁾。この基準は100m以上の船舶あるいはケミカル運搬船に適用され、その運用は各国の監督官庁に委ねられているが、強制している国はまだない。しかし、船級協会は notation という形で、この基準をクリアした船に発行しており、notation の取得は船の転売などに有利なことから、この基準をクリアすることを仕様書に記載する例が、最近、増えつつある。やっかいなのは、操縦性能の推定精度がまだ十分でなく、操縦性能を安全側に確保しようとする、舵などが大きくなって船の推進性能が低下することである。また、操縦性能がクリアできなかった場合の対策をどうするかといった点も大きな課題である。

ここでは、操縦性基準の導入経緯の概要について紹介し、この基準をクリアするために必要な操縦性能の推定方法、および、操縦性能がクリアできなかった場合の対策などについて紹介する。

3. 1 操縦性基準の背景と概要

瘦せた船は一般に直進性がよく針路安定性も良い。大きな舵を付けた船は旋回力も強く操縦が容易である。しかしタンカーやバルカーのように載荷を可能な限り大きくすることが経済的に求められる商船では、船型は極度に肥大化し、これらの操縦性能は針路不安定となる場合が多い。肥大船でなくとも、推進効率を重視して舵を小さくし、船尾を大きくカットアップすると、針路安定性が悪くなる場合が多い。しかし、こうした針路不安定な船の操縦は必ずしも操縦不可能という訳ではなく、多くの商船は造船所や船社の経験をもとに、操縦が困難とならない範囲で「ぎりぎり」の設計が行われて来たとも言える。船の停止性能についても、船体が大型化するほど船の排水量に対する主機馬力が相対的に小さくなることから、停止距離や時間が増大することが避けられない。衝突や座礁を回避するために必要な船の操縦性能とは何かについて客観的な尺度が求められるようになった。

IMO でも海難事故がある毎に、船の操縦性について何らかの基準が必要との立場から検討が進められてきた。操縦基準を設定するにおいて、上記の「ぎりぎり」の性能が何であるかを正確に把握することが重要になる。しかし、具体的に基準や設計のガイドラインを設定する段になると、何を尺度として、その値を設定するかであった。当時はこうした基準を決めるに十分なデータや理論的根拠に乏しく、まずは1968年のA.160 "Recommendation on data concerning capabilities and stopping distances of ships" で管理すべき操縦性能を位置づけ、続いて1971年にA.209 "Recommendation of information to be including in the manoeuvring booklets" で旋回性能・停止性能をブリッジに表示することを義務付けた。これは、その後1987年に、A.601 "Provision and display of manoeuvring information on board ships" として浅水域の操縦性能を含む詳細な操縦ブックレットとして発展することとなった。

一方、1980年の後半頃から、わが国に往来する船舶の中に、極めて操縦困難な船が数多く現れ始めた。日本パイロット協会は、これらの船舶に関する情報を収集し、海難事故を未然に防止する目的で、操縦不良船をリストアップする一方、これら船舶に対する対策を開始した¹⁾。この操縦不良船リストによれば、一部は浅水域で旋回性能が劣る船もあるが、その困難のほとんどは、(1)舵を取ってもなかなか回頭(旋回)しない、(2)しかし、一旦回頭し始めると回頭運動を止められない、定針させることが困難、といった船の針路不安定に起因する操縦困難な指摘が大半を占めていた。これらの指摘やデータが、上記の「ぎりぎり」の性能を解き明かすヒントになった。

1) "course keeping ability and yaw checking ability"

(1)定常旋回特性の不安定ループ幅

船の旋回性能は旋回圏や旋回直径といった目に見える量で表現できるが、針路安定性はこの定量化が困難である。力学的には、船の旋回・斜航によって生じる船体横抵抗と回頭モーメントの大きさによって、針路安定性の程度が表現される。操舵 δ に対する船の回頭運動 ψ は既に1章に示したように、次式の野本の応答モデルで表現することができた。

$$T_1 T_2 \left(\frac{d^3 \psi}{dt^3} \right) + (T_1 + T_2) \left(\frac{d^2 \psi}{dt^2} \right) + \left(\frac{d \psi}{dt} \right) = K T_3 \left(\frac{d \delta}{dt} \right) + K \delta \quad (3.1)$$

ただし、

$$T_1 T_2 = \frac{(I_{zz} + J_{zz})(m + m_y)}{D}$$

$$T_1 + T_2 = \frac{(I_{zz} + J_{zz})Y_\beta^* + (m + m_y)N_r^*}{D}$$

$$K T_3 = \frac{N_\delta(m + m_y)}{D}$$

$$K = \frac{Y_\delta N_\beta^* + N_\delta Y_\beta^*}{D}$$

$$D = |N_r^* Y_\beta^* - \{(m + m_x)U - Y_r^*\} N_\beta^*|$$

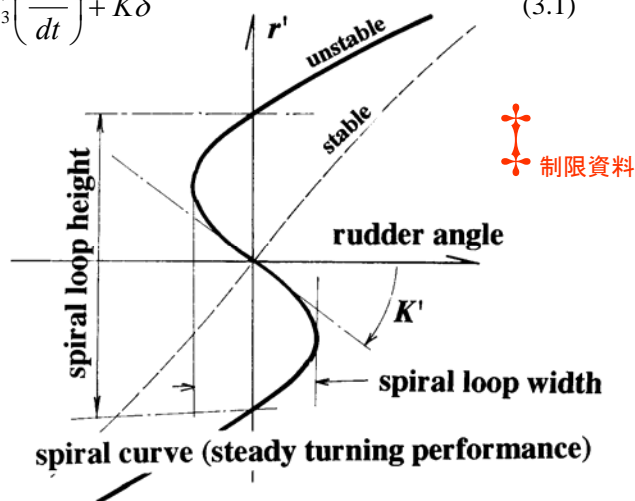


図 3.1 操縦性指数と定常旋回特性

Yoshimura, Y., Investigation into the Yaw-checking Ability in Ship Manoeuvrability Standard, proc. of Mini Symposium on Prediction of Ship Manoeuvring Performance, p.11-19, (2001) より

ここで、 D が正の場合は針路安定である。 D が負の場合不安定となり、その絶対値が大きいほど不安定度が高いので針路安定性指数と呼ばれている。しかし、現実の操船でこれらの値を直接求めることは不可能で、この値を基準値として判定することはできない。そのため、何らかの運動特性を抽出して、これと針路安定性とを結びつけることになる。この一つに、定常旋回特性(スパイラル特性)の原点付近に見られるループ幅で表す方法がある。このループ幅の大きさを求めるのにスパイラル、逆スパイラル試験がある。操縦性指数 K とスパイラル特性の関係は図 3.1 に示すとおり、針路安定船では K' が正で、無次元旋回角速度 r' は舵角に対して正の傾斜となるが、針路不安定な船では D が負になるため K も負となって上記の定常旋回特性の原点付近の傾斜が逆となる。しかし、大舵角の旋回特性まで逆転することはなく、針路安定船と同様、右舵角に対しては右方向に旋回するので、その結果、定常旋回特性はS字形となる。このS字の全幅を不安定ループ幅と呼んでいる。したがって、ループ幅の大きさは図 3.2 に示すように D の値に依存しており、これを針路安定性の標にすることができる。ただし、こ

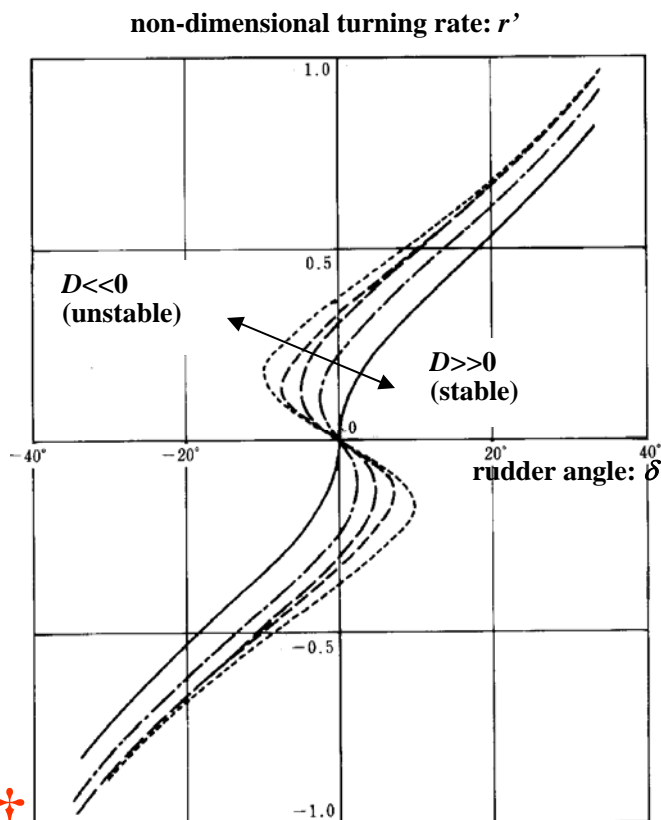


図 3.2 定常旋回特性のループ幅と D の関係

Yoshimura, Y., Investigation into the Yaw-checking Ability in Ship Manoeuvrability Standard, proc. of Mini Symposium on Prediction of Ship Manoeuvring Performance, p.11-19, (2001) より

傾斜を決める K は舵力と D の比でもある点が重要である。針路不安定が強く D の値がマイナス方向に大きな数値となっても、舵力が大きい場合はループ幅が大きくなり、操船はさほど困難でなくなる。したがって、ループ幅は単に針路安定性の程度を表すのではなく、舵の制御力を含めた総合的な操船の難易を表す指標であると言える。こうした観点から、この操縦性能を”course keeping ability and yaw checking ability”という概念で扱うのが妥当である。後述する IMO 操縦性基準ではこの性能を取り上げることとなった。

(2) Z 試験のオーバーシュート

不安定ループ幅を調べる試験法として、スパイラル、逆スパイラル試験があるが、これらの実施には広い海域を確保する必要がある他、回頭角速度を正確に検出するレートジャイロや舵角・回頭角といった船の運動を記録する計測装置が必要である。また試験時間も相当かかる。このため、これらの試験はわが国の造船所でも、新船型や特殊船を除いてあまり実施されない。そこで考えられたのが、Z 試験の第1オーバーシュートの計測である。

(3.1)式の操縦運動の応答モデルにおいて、 δ_0 操舵した時の船の回頭角速度は次式で表される。

$$\dot{\psi}(t) = K\delta_0 \left\{ 1 - \left(\frac{T_1 - T_3}{T_1 - T_2} \right) e^{-t/T_1} + \left(\frac{T_2 - T_3}{T_1 - T_2} \right) e^{-t/T_2} \right\} \quad (3.2)$$

これは近似的に次式で表現できる。

$$\dot{\psi}(t) = \begin{cases} K\delta_0 \left(\frac{T_3}{T_1 T_2} \right) t, & \left(t < \frac{T_1 T_2}{T_3} \right) \\ K\delta_0 & \left(t > \frac{T_1 T_2}{T_3} \right) \end{cases} \quad (3.3)$$

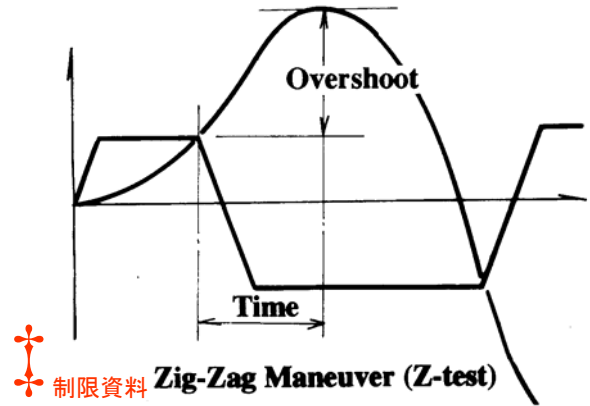


図 3.3 Z 試験の第1オーバーシュート

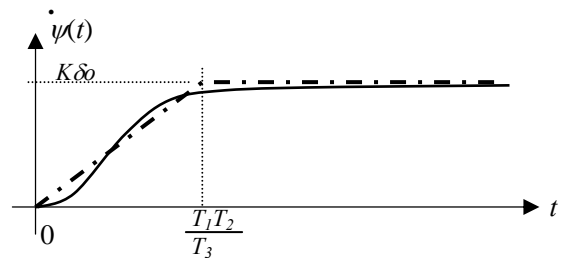


図 3.4 操舵直後の回頭角速度の近似

ここで回頭角速度が $K\delta_0$ に達して $-\delta_0$ に転舵したとすると、回頭角速度が零になるには転舵後 $(T_1 T_2 / T_3)$ の半分を要するから、オーバーシュートは近似的に次式で表現できる。

$$\begin{aligned} \text{オーバーシュート} &\cong \frac{1}{2} K\delta_0 \left(\frac{T_1 T_2}{2T_3} \right) \\ &= \frac{\delta_0}{4} \left(\frac{(N_\delta Y_\beta^* + |Y_\delta| N_\beta^*)^2}{D} \right) \frac{(I_{zz} + J_{zz})}{N_\delta} \end{aligned} \quad (3.3)$$

すなわち、Z 試験の第1オーバーシュートも針路安定性指数 D と操舵力の関数で構成される形になっていることがわかり、ループ幅と同様、”course keeping ability and yaw checking ability”の指標として用いることができる。

図 3.5 は 10 万トンクラスのタンカーを原型に針路安定性や舵力を変化させて、ループ幅が 0° , 3° , 6.5° , 10° となるよう設定した仮想の船の定常旋回特性と 10° Z 試験のシミュレーションの結果を示す。

表 3.1 シミュレーションモデル

(a) H シリーズモデル

($A_R/Ld=1/63.1$ で D を変化)

	H-00	H-03	H-06	H-10
loop w.	0°	3°	6.5°	10°
Y'_β	0.372	0.340	0.316	0.295
$Y'_r m_x$	0.029	0.029	0.029	0.029
N'_β	0.135	0.145	0.158	0.170
N'_r	-0.052	-0.046	-0.044	-0.043

(b) R シリーズモデル

(D を H-06 に固定し A_R/Ld を変化)

	R-00	R-03	R-06	R-10
loop	1°	3°	6.5°	10°
A_R/Ld	1/40.0	1/49.3	1/63.1	1/75.1

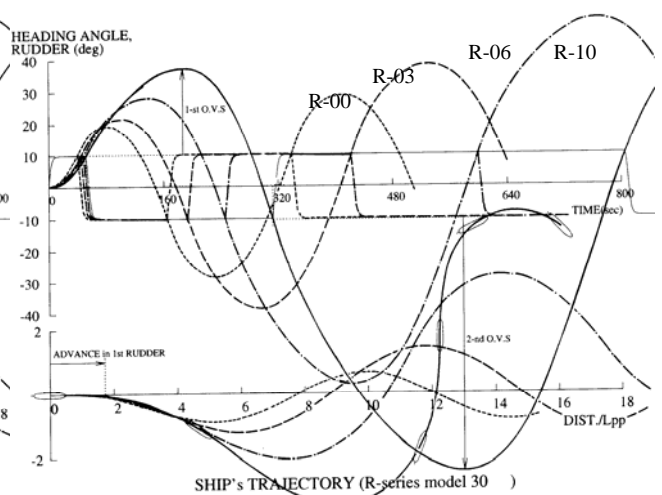
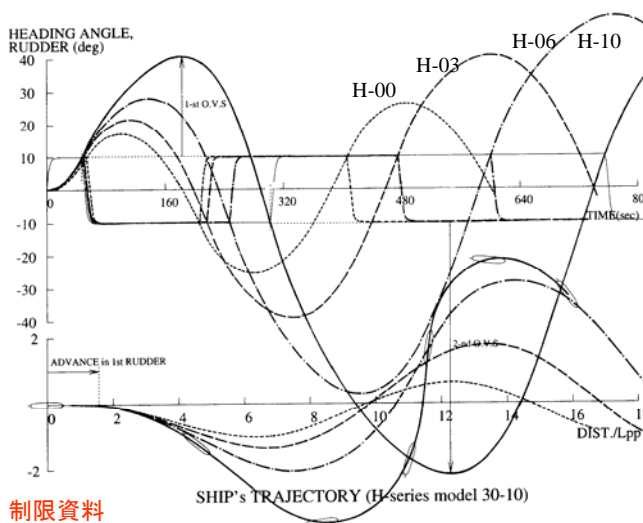
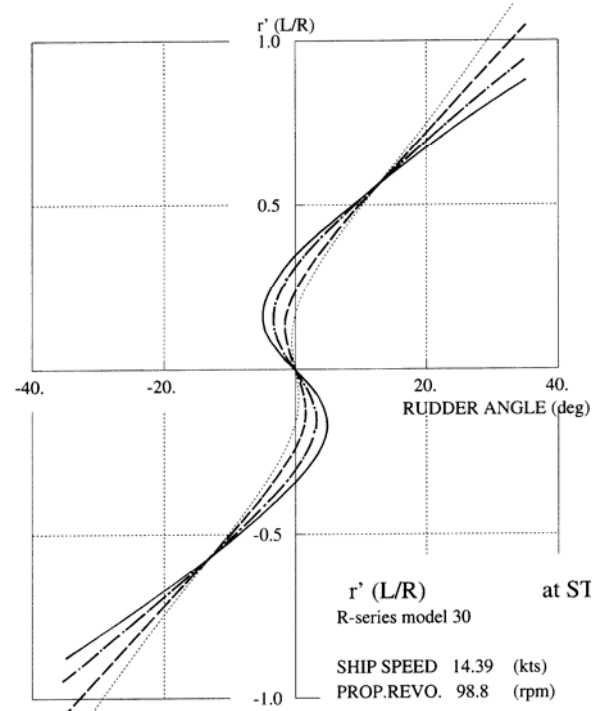
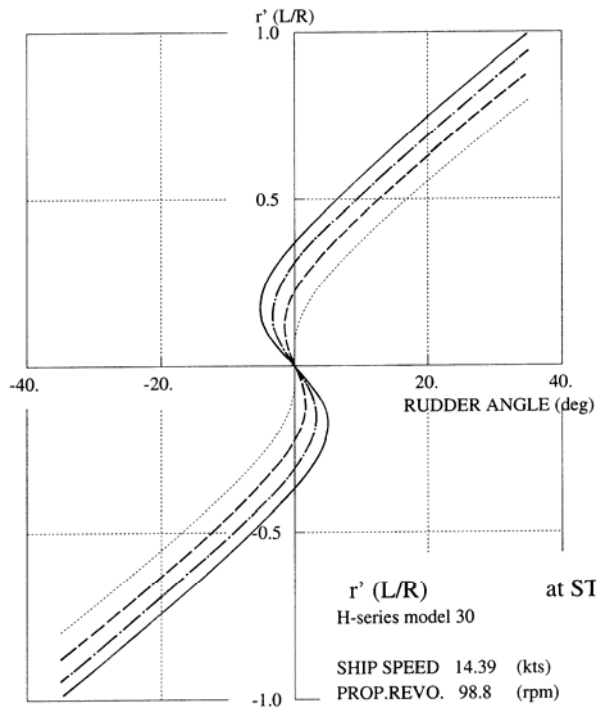


図 3.5 針路安定性指数 D , または舵面積で不安定ループ幅を変化させた仮想船の 10° Z 試験のシミュレーション結果

Yoshimura, Y., Investigation into the Yaw-checking Ability in Ship Manoeuvrability Standard, proc. of Mini Symposium on Prediction of Ship Manoeuvring Performance, p.11-19, (2001)より

シミュレーション計算の結果、ループ幅が大きくなるにしたがい回頭角が大きく発達して、反対方向に操舵をしてもこの回頭運動をなかなか止めることができず、回頭角のオーバーシュートが大きくなる様子がわかる。これらの計算結果から、次のことがわかる。

- (1) ループ幅は針路安定性指数 D 単独ではなく舵力とで決まる。
- (2) ループ幅が同じなら、 10° Z 試験のオーバーシュートもほぼ同じになる。

以上の結果から、ループ幅と 10° Z 試験の第1オーバーシュートの関係は図 3.6 のようになり、”course keeping ability and yaw checking ability”の指標は逆スパイラル試験を実施するまでもなく、 10° Z 試験の第1オーバーシュート、すなわち舵角 10° で変針する時のオーバーシュートを計測することによって、不安定ループ幅に対応する量を求めることができる。冒頭のパイロット協会の調査で ”course keeping ability and yaw checking ability” を定量的に把握する手法として、このオーバーシュートを用いた背景はこうした点にあった。

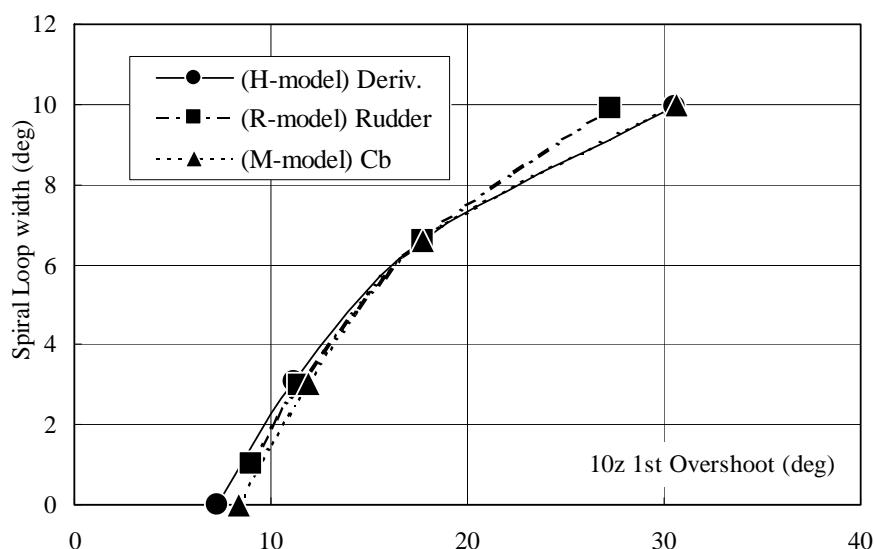


図 3.6 ループ幅と 10° Z 試験の第1オーバーシュートの関係(L/U=30)

(3) ”course keeping ability and yaw checking ability”の基準

日本パイロット協会が調査した各種船舶(操縦不良船を含む)のオーバーシュートと操船の難易度との関係が図 3.7 のように得られた。同様な調査は操船シミュレータでも実施され、これとほぼ類似の結果が得られた。

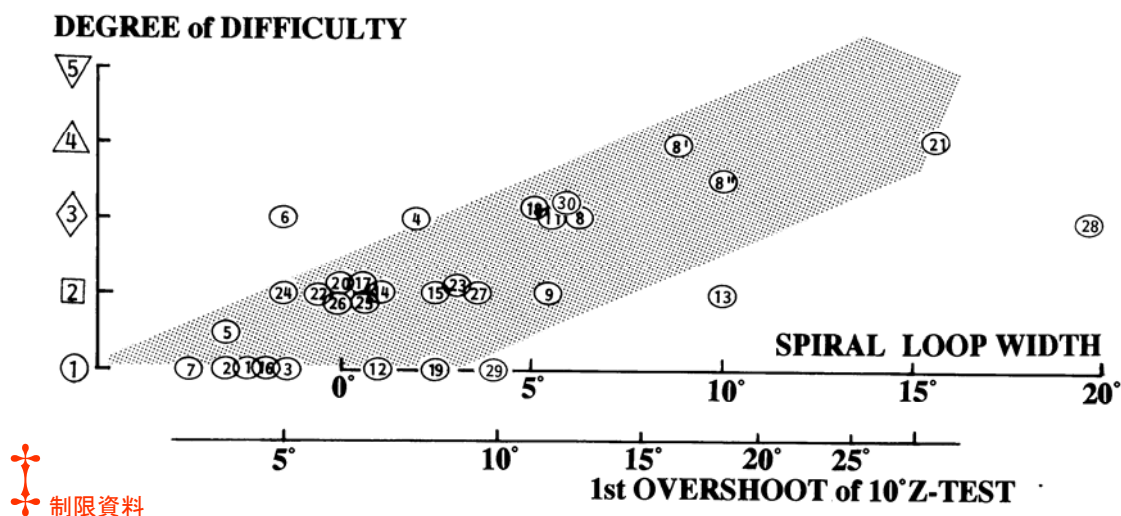


図 3.7 10° Z 試験の第1オーバーシュートと操船難易の相関

Nobukawa, T.・Kato, T.・Motoyama, K.・Yoshimura, Y., Studies on Manoeuvrability Standard from the view point of Marine Pilots. MARSIM & ICSM 90, p56-66, (1990). 日本造船学会主催

これを制御工学的に捉えると、システムを安定に作動させる条件からこの関係を導き出すことができる。すなわち、人間が操船する場合の制御システムは、操舵に対する船の応答を(3.1)式、操舵機の特性を一次遅れで近似し、操船者の特性を H とすると図 3.8 のように表される。ここで船は $D < 0$ で針路不安定操舵とすると、この操船システムの一巡伝達関数の特性は図 3.9 のようになり、システムが安定に作動するには、Nyquist の考え方によって、操船者 H は $(-1, 0j)$ を含まないよう位相を進める制御が必要になる。この進めるべき位相のことを制御工学では位相余裕と呼んでいる。

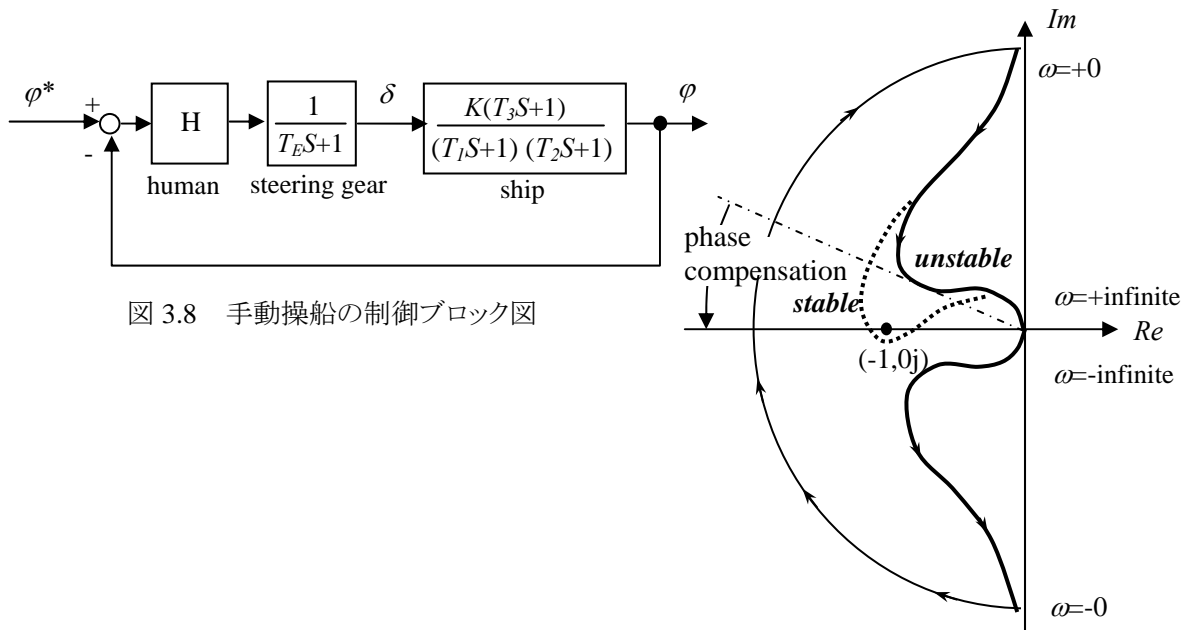


図 3.8 手動操船の制御ブロック図

図 3.9 手動操船における一巡伝達関数の軌跡

図 3.7 のパイロットの調査した操船難易の関係をこの位相余裕に対してプロットし直すと図 3.10 のようになり、この位相余裕が 5° を超えると操船の難易度が 4(極めて操船困難)となることを示しており、これが重要な一つの操縦性能の限界になる。

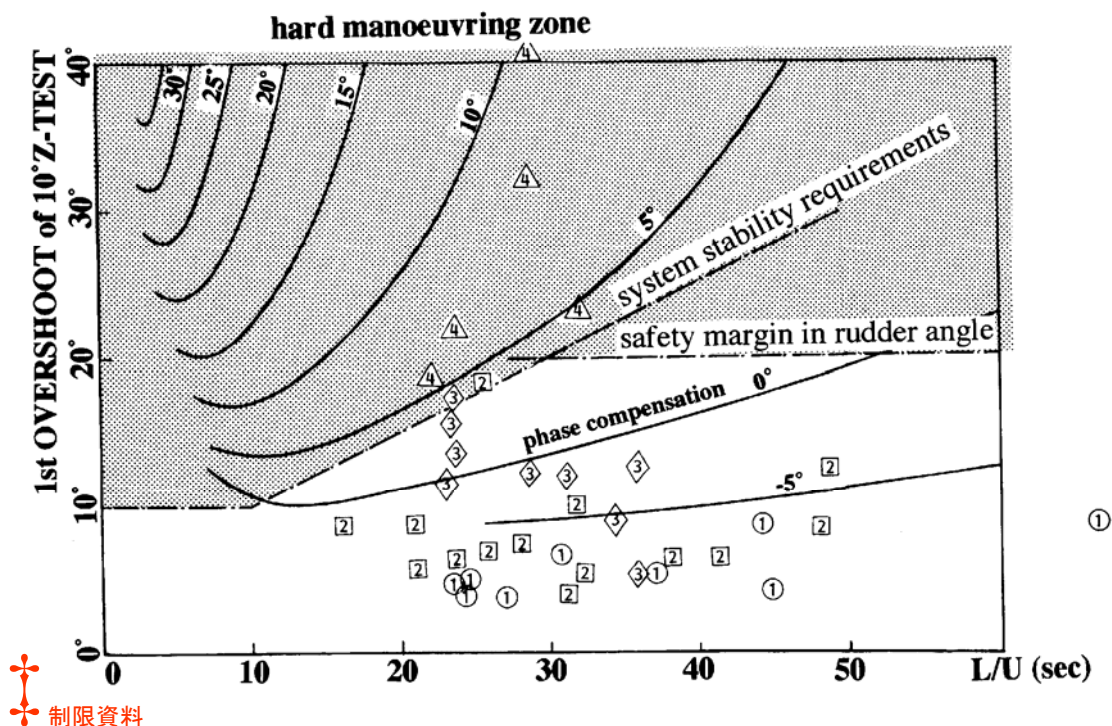


図 3.10 位相余裕と操船難易の相関

Nobukawa, T. • Kato, T. • Motoyama, K. • Yoshimura, Y., Studies on Manoeuvrability Standard from the view point of Marine Pilots. MARSIM & ICSM 90, p56-66, (1991). 日本造船学会主催

図 3.10 において、 L/U (船の長さ/船速の比)が位相補償量に関係する理由は、船の応答の時定数は全て L/U に比例して変化するのに対し、操舵機の時定数 T_E は SOLAS の規則により、船の大きさや船速に関係なく一定に規定されているため、 L/U が小さく操縦運動のテンポが速くなると、この操舵機の時定数が相対的に遅くなって、補償すべき位相量が増大することによる。

また、図 3.10 の位相余裕の特性は、大型船や速力を低下させて L/U (船の長さ/船速の比)が大きくなるほど、オーバーシュートの大きい船でも操船可能なことを示しているが、この場合の使用舵角がどんどん大きくなることから、安全操船の観点から一定の限界が必要である。これを 10° Z 試験の第1オーバーシュートでは 20° としている。

以上の検討から、"course keeping ability and yaw checking ability"の基準が次のように設定した。

$$\begin{array}{lll} L/U < 10 \text{ sec} & \text{----- } 1^{\text{st}} \text{ Ovs.} < 10^\circ \\ 10 \text{ sec} < L/U < 30 \text{ sec} & \text{---- } 1^{\text{st}} \text{ Ovs.} < 10^\circ + (L/U - 10)/2 & \text{----- (3.4)} \\ 30 \text{ sec} < L/U & \text{---- } 1^{\text{st}} \text{ Ovs.} < 20^\circ \end{array}$$

以上がわが国が IMO に提案した基準であったが、IMO では、 10° Z 試験の第2オーバーシュートや 20° Z 試験の第1オーバーシュートについても必要との欧米の強い要請によって、この基準が追加された。

2) 旋回性能, 初期旋回性能

旋回性能の基準は縦距、旋回圏といった従来から用いられてきた指標を採用することとし、その数値の過去の実績が基準値を決めるベースとなった。縦距は $4.5L$ 、旋回圏はパナマ通行規則と同じ $5L$ と設定された。初期旋回性能は 10° Z 試験の最初の 10° 回頭時点まで航走する距離を指標とし、過去の実績から $2.5L$ と定められた。

3) 停止性能

旋回性能の基準は停止距離を指標を採用することとし、上記の旋回性能と同様、その数値の過去の実績から基準値を $15L$ と決めた。しかし、大型船のプロペラの多くは固定ピッチプロペラでディーゼル主機に直結されているから、直ぐにはプロペラは停止できない。燃料を遮断してもプロペラ軸は図 3.11 のように遊転した状態が続く。この軸回転数は船速にほぼ比例しており、回転数もなかなか落ちない。その後、軸回転数が逆転可能な領域になって、主機にブレーキエアが投入されると、軸回転がようやく停止し、逆回転を始めることになる。遊転回転数が高い状態でブレーキエアを投入すると、プロペラが止まるまでにブレーキエアを消耗してしまい、後進回転させることが不可能になる。特に最近の大型貨物船は低回転大直径プロペラを採用しているから、プロペラ遊転トルクも大きく、VLCC などでは後進発令からプロペラが停止するまで数分かかる。この間に船が航走する距離は、 $5L$ を超える。そこで、IMO では監督官庁と協議の上、大型船に限って最大 $20L$ まで許容することとなった。

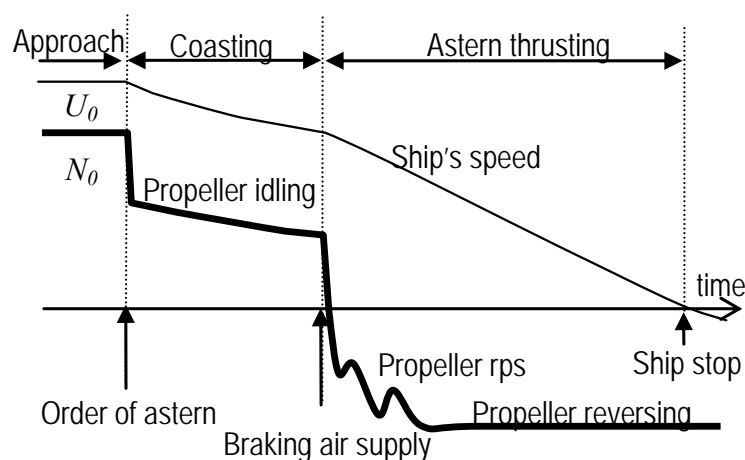


図 3.11 停止試験の主機回転数と船速

4) IMO 操縦性基準

2002 年に改訂された操縦性基準 MSC137 (76)をまとめると以下のとおりである。

表 3.2 IMO 操縦性基準²⁾

性能	試験	操縦性基準
旋回性能	最大舵角旋回試験	縦距 <4.5L, 旋回圏<5.0L
初期旋回性能	10°試験	第1転舵時の航走距離< 2.5L
停止性能	緊急停止試験	停止距離< 15L (特例<20L)
保針性能 および 回頭惰力抑制性能	10°試験	第1オーバーシュート <10° (L/U<10s) <5°+0.5L/U (10s<L/U<30s) <20° (30s<L/U)
		第2オーバーシュート <25° (L/U<10s) <17.5°+0.75L/U (10s< L/U<30s) <40° (30s<L/U)
	20°試験	第1オーバーシュート<25°

3. 2 操縦性能推定手法

前述のIMO 操縦性基準は100m以上の船舶あるいはケミカル運搬船に適用されとしているが、冒頭に述べたように、その運用は各国の監督官庁に委ねられているが、強制している国はまだない。しかし、船級協会は notation という形で、この基準をクリアした船に発行しており^{*)}、notation の取得は船の転売などに有利なことから、この基準をクリアすることを仕様書に記載する例が、最近、増えつつある。したがって、基本計画・設計段階で操縦性能基準に該当する性能を推定することが必要になる。この推定には幾つかの方法がある。

1) 操縦性能推定の最近の動向

操縦性能推定手法には様々な方法がある。その典型的な方法を要約したのが図 3.12 である。最も簡単な方法は、過去の試運転実績を船型要目などをパラメータとして系統的に整理し、これらをデータベースとして推定する方法である。こうしたデータベースがある場合は、そのデータベースを基にシミュレーションするまでもなく経験的に推定可能である(no-simulation)。しかし、推定すべき船型やフレームラインがデータベースと大きく異なる場合は、模型船を製作して自由航走模型試験を実施する必要がある。ただし、自由航走模型試験方法については縮率影響等の問題が多いことから、この試験の実施標準が必要である。特に自由航走模型試験では基本的にプロペラ加重度の違いによる舵力の差は避けられず、一部船級協会では操縦性能の評価に使用させないという動きも報告されている。

このため、次には、流体力データを取得して性能を推定するシミュレーション手法が必要になる。その際、流体力をどう与えるかが重要になる。運動方程式は、周知のとおり、通常以下の3自由度の船体固定座標による表現が使用される。

$$\left. \begin{aligned} m(\dot{u}_G - v_G r) &= X_G = X_{GA} + X_{GS} \\ m(\dot{v}_G + u_G r) &= Y_G = Y_{GA} + Y_{GS} \\ I_{zz} \dot{r} &= N_G = N_{GA} + N_{GS} \end{aligned} \right\} \quad (3.4)$$

あるいは、

$$\left. \begin{aligned} m(\dot{u} - vr - x_G r^2) &= X_M = X_A + X_S \\ m(\dot{v} + x_G \dot{r} + ur) &= Y_M = Y_A + Y_S \\ I_{zz} \dot{r} + mx_G (\dot{v} + ur) &= N_M = N_{GA} + N_{GS} \end{aligned} \right\} \quad (3.5)$$

^{*)} Lloyd's Register of Shipping, Classification of the Manoeuvring Capability of Ships, Provisional Rule of Lloyd's Register, (1999)

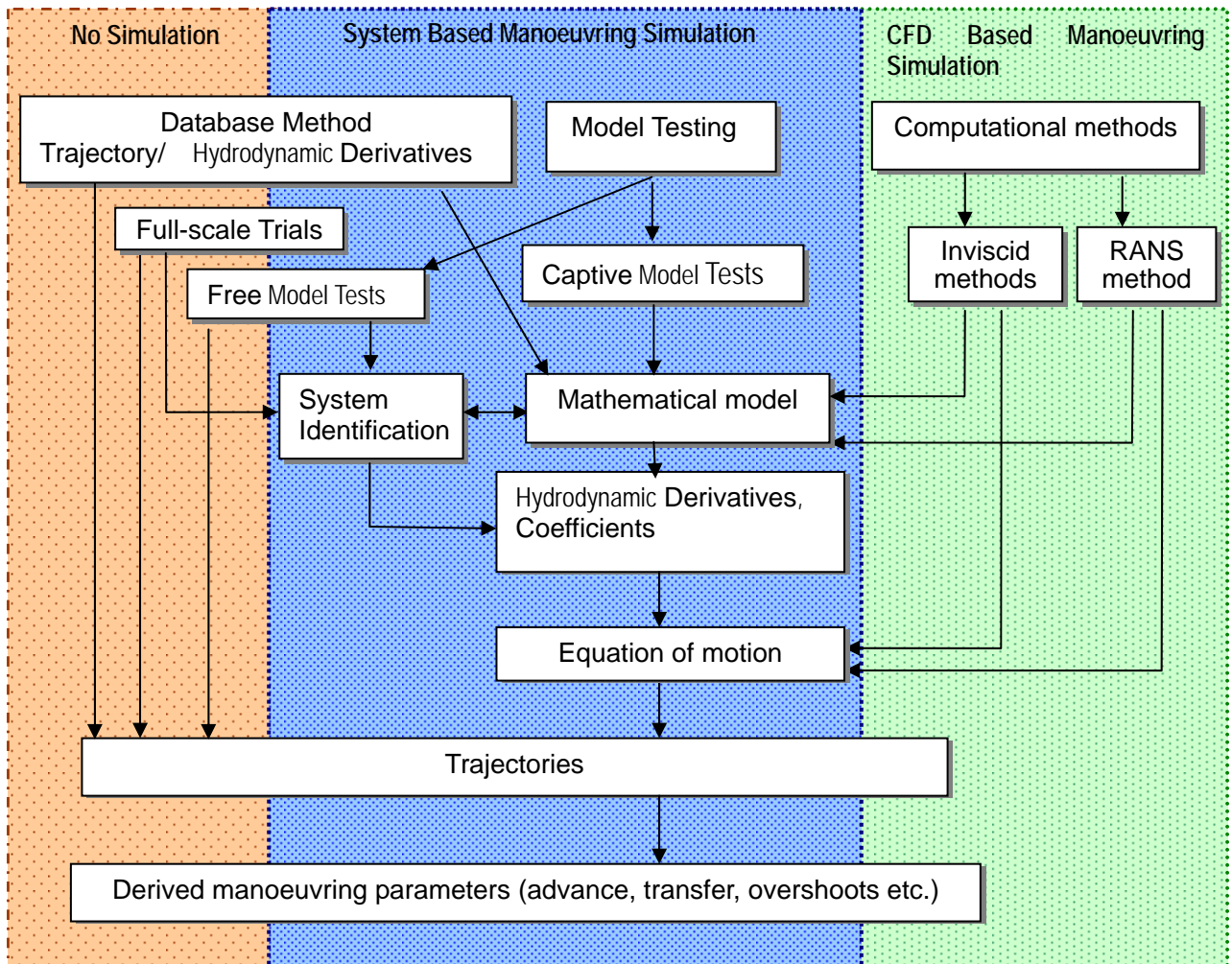


図 3.12 操縦性推定手法

(3.4)式は船体重心まわりについての運動方程式であり、 u_G, v_G, r は重心における速度成分と流体力成分 X_G, Y_G, N_G で表現される。他方、(3.5)式は船体中央における速度成分 u, v, r と流体力成分 X_M, Y_M, N_M で表現される。ここで、問題は流体力をどう表現するかにあり、従来は準定常の仮定の下に、加速度に依存するもの(添字A)と定常流体力(添字S) とに分けて表現できるとし、それぞれの流体力は時々刻々の加速度と速度で表現可能と取り扱ってきた。その具体的表現方法は多様であり、多くの場合は加速度成分と速度成分の多項式で表し、その係数を流体力微係数と称して取り扱っている。いわゆるこれが数学モデルであり、24期ITTCからこの従来型のシミュレーション手法を“**System Based Manoeuvring Simulation Method**”と定義することとした。

しかし、操縦流体力は非定常な成分が含まれ、これらの力が反映されていないこと、および従来この方法では数学モデルが多様かつ煩雑で、ひどい場合はその定義や物理的意味も明確でないといった場合もある。一方、昨今のCFDの進展にはめざましいものがあり、これを使用することによって、こうした数学モデルの問題を一挙に解決したいという動きが世界的に強まってきた。

CFDの操縦性への適用の現状はCFDワークショップ2005(東京)で、各機関の成果が報告されたが、ようやく定常の船体について

著作権処理の都合で、
この場所に挿入されていた
図を省略させていただきます。

図 3.13 斜航流体力の CFD 計算例
(Broglia et al. in Hino, 2005).

は、流体力を精度良く計算できるまでになってきた。その例を図3.13, 図3.14に示す。わが国では、こうした定常の流体力のCFDに関しては一早く研究され、海技研のNICEコード、東大ではWISDAMコード等が開発され、既に設計等に应用されている。図3.15, 図3.16はその一例であり、CFDにより、線形微係数を模型実験によらずCFDで計算し、船の計画の初期段階での操縦性検討に役立っている。

著作権処理の都合で、
この場所に挿入されていた
図を省略させていただきます。

図 3.14 斜航流場の CFD 計算例
(Kume et al. and Deng et al., in Hino, 2005).

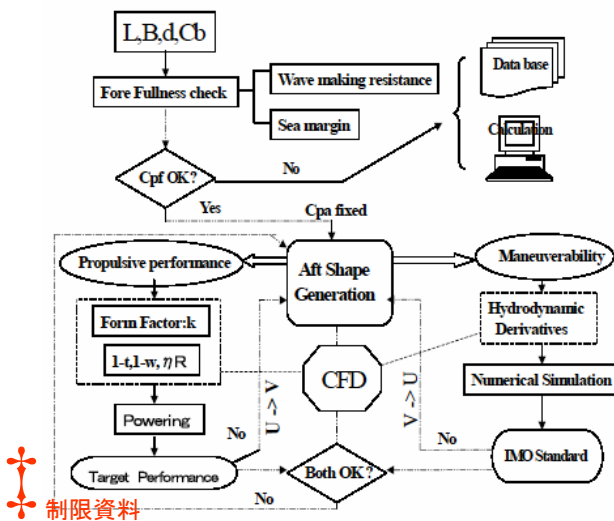


図3.15 CFD計算を用いた船型計画システム例

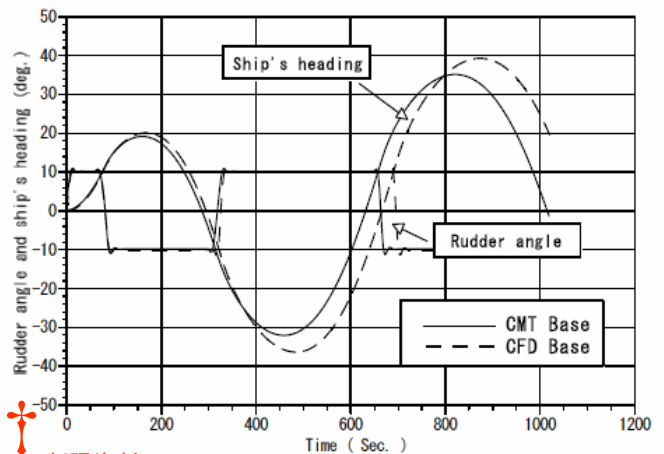


図3.16 CFDによるZ試験シミュレーション

Ishiguro, T. and Ohmori, T., 2003, "Optimized Hull Form design at Initial Design Stage considering Manoeuvrability, Propulsive performance and Sea-keeping performance", Proceedings of MARSIM'03, pp RC-22. 主催学会: 日本航海学会、日本造船学会

また、CFDで推定される線形微係数もFig.6 に示されるように、模型実験による計測結果と良く対応し、実用的に問題ない精度で計算できることを示しており、定常計算といえども今後益々CFDの活用が期待されている。

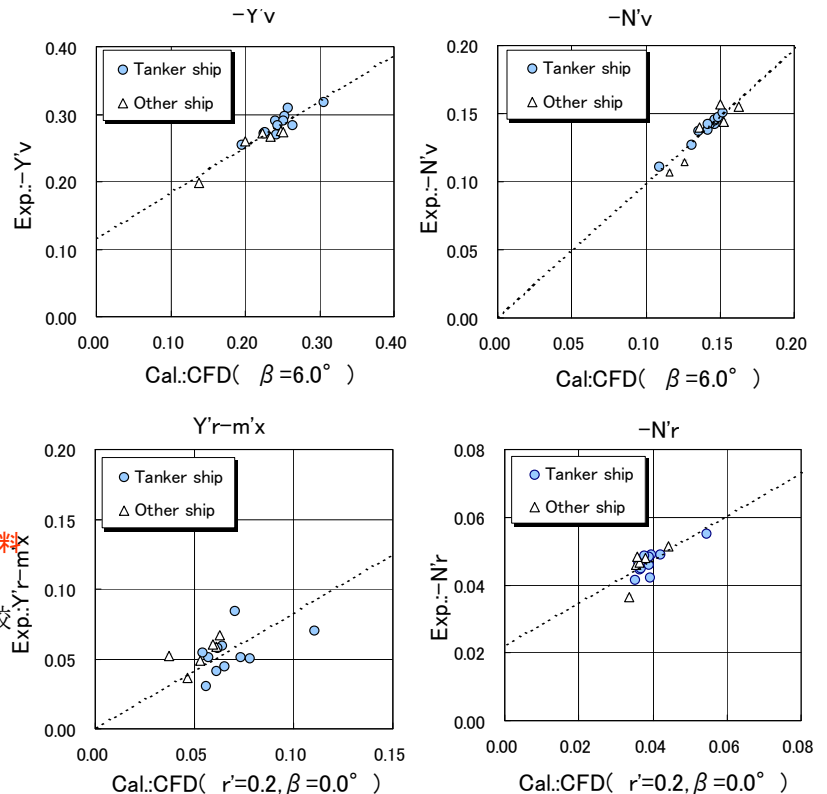


図3.17 CFDによる主船体線形流体力
微係数と模型試験結果との比較

Yamasaki et. al, 2001, "Application of CFD to the Study of Ship Manoeuvrability on Initial Stage of Hull Design", 日本造船学会論文集, 189, pp 55-62.

このように、現状のCFDは主船体の定常流体力推定には役だっているが、依然、数学モデルが必要になる。この意味から、24期MCでは、CFDによる定常流体力の計算、あるいは流力微係数を計算してシミュレーションを行う方法は従来手法の延長と位置付け、System based simulation の範疇であるとした。

今後、操縦性におけるCFDは益々発展していくと思われる。将来的にはCFDによって時々刻々の流体力が、定常・非定常にかかわらず算出され、船体の剛体運動もその中の一つとして組み込まれて、数学モデルを介さず操縦運動が計算できる時代が来るものと予想される。図3.18の計算結果はその先駆けとも思われるが、旋回運動とその運動による周囲流場や波形が時々刻々計算できている。この計算結果はバリデーションもなく不明であるが、操縦性におけるCFDは確実にこの方向に進むものと予想される。このようにCFDへの期待は非常に大きく、ITTC-MCではこれを今後の大きな柱にしたいとの意向が強い。24期ITTC-MCではこの手法を“**CFD Based Manoeuvring Simulation Method**”と位置付けた。ただし、このような計算を行っていくには、操縦流体力が揚力を中心としたものであるから、推進抵抗や波浪中の流体力とは異なり大きな剥離渦や乱流の取り扱いが鍵になる。我が国の操縦性研究において、今後こうした取り組みが重要になると思われる。

操縦運動中の流体力研究の関心はともすれば船体流体力に終始する場合が多い。しかし、実際の操縦運動は、舵・プロペラによる駆動力と先に述べた船体抵抗のバランスで運動が支配されるので、舵・プロペラに関する流体力の研究も大変重要である。一様流中の単独の舵力やプロペラの力は理論的にも明快であり、これらの力の推定は容易である。しかし、これらが船体に装備され、かつ船の運動と共に複雑に変化した流場の中で作動するので、その推定は極めて難しくなる。現状の操縦運動数学モデルにおいて苦しい表現を強いられているのが、実はこの部分である。

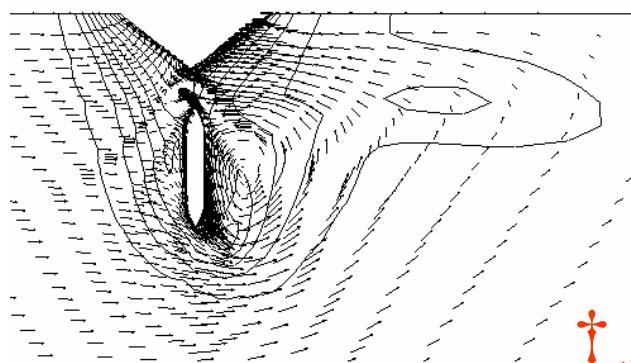
これらの力についてもCFDで精度良く計算できれば、操縦性能推定に貢献するところが大きい。図3.19、図3.20は定常斜航状態における舵付近の流れ場をCFDで計算し、MMGモデルにおける船体の整流係数を求めた例である。この計算結果によれば、舵角付き斜航試験結果とほぼ同じ結果がTable.1のように得られており、こうしたCFD計算手法の妥当性と同時に、従来やや曖昧だった数学モデルの検証にも使用できると期待される。今後更にこれにプ

著作権処理の都合で、
この場所に挿入されていた
図を省略させていただきます。

図 3.18 CFD による旋回運動の非定常計算例

(Jensen, G., Klemm, M. and Xing-Kaeding, Y., 2004, “On the way to the numerical basin for seakeeping and manoeuvring”, 9th Symposium on practical design of ship and other floating structures, Luebeck Travemuende, Germany.)

Flow straitening coefficient	γ_R
Calculated	0.393
Exp.(Hiroshima Univ.)	0.373



制限資料

図 3.19 AP における流場の CFD 計算例
($\beta=10^\circ$, $\delta=10^\circ$, without propeller)

Tanaka, S., and Kimura, K., 2003, “A Numerical Study on Hydrodynamic Interaction among Oblique Ship Hull, Propeller and Rudder”, International Conference on Marine Simulation and Ship Maneuverability (MARSIM 2003), Kanazawa, Japan, pp RC-21.

ロペラを加えた状態における流場や力の計算方法にも取り組む必要があると思われる。

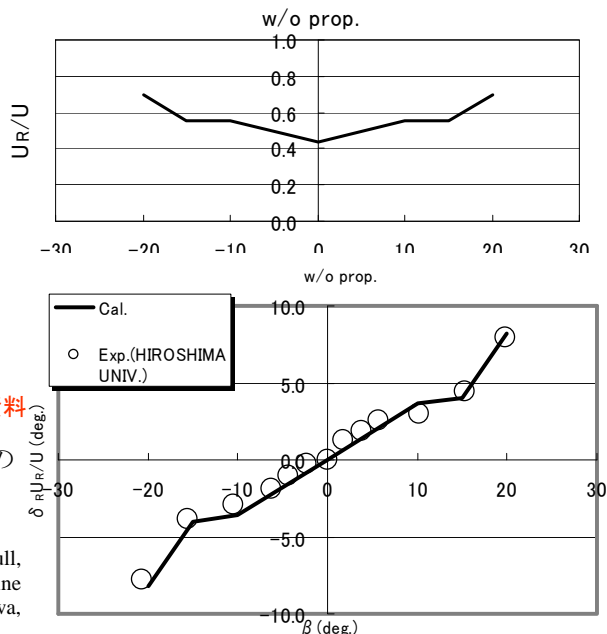


図 3.20 斜航状態における舵流入速度と流入角の CFD 計算例

Tanaka, S., and Kimura, K., 2003, "A Numerical Study on Hydrodynamic Interaction among Oblique Ship Hull, Propeller and Rudder", International Conference on Marine Simulation and Ship Maneuverability (MARSIM 2003), Kanazawa, Japan, pp RC-21.

2) 貴島モデルによる操縦性推定

操縦性能推定手法には様々な方法のあることを紹介したが、種々の船型や舵、プロペラ要目に対して的確に推定するには、操縦運動中の流体力データを用いてシミュレーションする方法が有力である。しかし、流体力を模型試験や CFD で計算するには大変なコストや手間が必要になる。そこで、流体力をデータベース、あるいはデータベースから得られる回帰式などによって特定する方法もある。このような方法では、操縦運動数学モデルの種々の係数が船型要目をパラメータとして与えられるので、基本計画段階で操縦運動を容易に計算することができる。ただし、この手法は、造船所や研究所を含む設計コンサルタントのノウハウと密接に関連しているので、流体力データベースの中身や係数推定方法の公開は極めて限られているのが現状である。

代表的な方法に貴島の推定モデルがある。貴島の推定モデルの原型は 1978 年の井上・貴島モデル(トリム時の船体操縦微係数の推定:西部造船会報 55,1977, 等吃水船体の操縦微係数:西部造船会報 57,1978, 操縦時船体に働く横力・モーメントの非線形項について:西部造船会報 58,1979, Hydrodynamic Derivatives on Ship Manoeuvring: ISP28-321,1981)にあり、これを改訂する形で 1990 年に公表された(On the Manoeuvring Performance of a Ship with the Parameter of Loading Condition:造学 168,1990, On a Prediction Method of Ship Manoeuvring Characteristics:Proc. of MARSIM-93-Vol.1, 1993)。その後、肥大船で船尾フレームライン形状の違いが流体力微係数に及ぼす影響が大きいことを考慮し、2003 年に新しいバージョンが公表された。(On the Practical Prediction Method for Ship Manoeuvring Characteristics: Proc. of MARSIM'03,2003, もしくは西部造船会報 105,2003)

ここでは、1990 年のモデルを例に、シミュレーションの方法を紹介する。

(1) 運動方程式と数学モデル

既に(3.4)式に示した船体重心周りの運動方程式を用い、加速度に依存する流体力を左辺に移項し、右辺は重心周りの定常流体力のみで表現する。すなわち、

$$\left. \begin{aligned} (m + m_x) \ddot{u}_G - m v_G r &= X_{GS} + m_y v_G r \\ (m + m_y) \ddot{v}_G + m u_G r &= Y_{GS} - m_x u_G r \\ (I_{zz} + J_{zz}) \dot{r} &= N_{GS} \end{aligned} \right\} \quad (3.6)$$

貴島モデルでは、(3.6)式を無次元化した重心における角速度 $r' (=r_G(L/U))$ 、斜航角 $\beta' (= \sin^{-1}(v_G/U))$ 、および合船速 $U (= \sqrt{u_G^2 + v_G^2})$ で運動方程式自体を書き直しているが、基本的には同じである。(3.6)式は右辺の定常流体力は、MMG の表記に準じて次式で表現する。

$$\left. \begin{aligned} X_{GS} + m_y v_G r &= X_H + X_R + X_P \\ Y_{GS} - m_x u_G r &= Y_H + Y_R \\ N_{GS} &= N_H + N_R - x_G (Y_H + Y_R) \end{aligned} \right\} \quad (3.7)$$

ここで、添え字 **H** は主船体に働く流体力、**R** は舵の力、**P** はプロペラの力を表す。ただし、多くの流体力データは船体中央で計測された結果を用いているので、(3.7)式の右辺の流体力成分は全て船体中央における値を意味する。(1990 貴島の論文ではこの点について明確に記載されていない。)

i) 主船体流体力

これらの流体力は船体中央における角速度 $r' (=r_G (L/U))$ 、斜航角 $\beta (= \sin^{-1}((v_G - x_G r_G)/U))$ の多項式で表現する。すなわち、

$$\left. \begin{aligned} X_H &= (\rho/2) L d U^2 \{X'_{uu} \cos^2 \beta + X'_{\beta r} (\sin \beta) r'\} \\ Y_H &= (\rho/2) L d U^2 \{Y'_\beta \beta + Y'_r r' + Y'_{\beta\beta} \beta |\beta| + Y'_{\beta\beta r} \beta^2 r' + Y'_{\beta r r} \beta r'^2 + Y'_{r r r} r' |r'|\} \\ N_H &= (\rho/2) L^2 d U^2 \{N'_\beta \beta + N'_r r' + N'_{\beta\beta} \beta |\beta| + N'_{\beta\beta r} \beta^2 r' + N'_{\beta r r} \beta r'^2 + N'_{r r r} r' |r'|\} \end{aligned} \right\} \quad (3.8)$$

ここに、

$$\begin{aligned} X'_{uu} &= -r_t (2 \nabla^{2/3} / L d), \quad r_t : \text{全抵抗係数} \\ X'_{\beta r} &= (-1.66 C_b + 1.5) m'_y \\ Y'_\beta &= 0.5 \pi k + 1.4 (C_b B / L) \\ Y'_r - m'_x &= 0.5 (C_b B / L) \\ Y'_{\beta\beta} &= 2.5 d (1 - C_b) / B + 0.5 \\ Y'_{\beta\beta r} &= 1.5 (C_b d / B) - 0.65 \\ Y'_{\beta r r} &= 5.95 d (1 - C_b) / B \\ Y'_{r r r} &= 0.343 (C_b d / B) - 0.07 \\ N'_\beta &= k \\ N'_r &= -0.54 k + k^2 \\ N'_{\beta\beta} &= -0.96 d (1 - C_b) / B + 0.066 \\ N'_{\beta\beta r} &= -\{57.5 (C_b B / L)^2 - 18.4 (C_b B / L) + 1.6\} \\ N'_{\beta r r} &= -\{0.5 (C_b d / B) - 0.05\} \\ N'_{r r r} &= 0.5 (C_b B / L) - 0.09 \end{aligned}$$

ただし、 $k = 2d / L$ 、 $U = \sqrt{u_G^2 + (v_G - x_G r_G)^2}$ 、 L : 垂線間長、 B : 型幅、 C_b : 船体の方形係数

ii) プロペラの流体力

プロペラ推力は通常の推進性能の表現にしたがって次式で表す。

$$X_P = (1 - t) \rho K_T D_P^4 n^2 = (\rho/2) L d U^2 \left\{ 2(1 - t) K_T \left(\frac{D_P^2}{L d} \right) \left(\frac{D_P n}{U} \right)^2 \right\} \quad (3.9)$$

ただし、 t : 推力減少係数、 D_P : プロペラ直径、 n : プロペラ回転数(rps)で推力係数 K_T を次式で表す。

$$K_T = a_0 + a_1 J + a_2 J^2 \quad (3.10)$$

ここに、 $J = (1 - w_p) U \cos \beta / (n D_P)$ 、 $a_0 \sim a_2$ はプロペラ単独特性を J の二次式で近似した定数。また、プロペラの有効伴流率を以下のように表現する。ただし、 w_{P0} は直進航走中の伴流係数を表す。

$$\begin{aligned} 1 - w_p &= 1 - w_{P0} \exp(-4 \beta_p^2) \\ \beta_p &= \beta + 0.5 r' \end{aligned} \quad (3.11)$$

iii) 舵の流体力

舵の力は船体との干渉力を含め、次式で表す。

$$\left. \begin{aligned} X_R &= -(1-t_R)F_N \sin \delta \\ Y_R &= -(1+a_H)F_N \cos \delta \\ N_R &= -(x_R + a_H x_H)F_N \cos \delta \end{aligned} \right\} \quad (3.12)$$

ここに, x_R : 舵の x 座標 ($=-0.5L_{PP}$)

$$\begin{aligned} F_N &= \frac{\rho}{2} A_R f_\alpha U_R^2 \sin \alpha_R \\ &= \frac{\rho}{2} L d U^2 \left\{ \left(\frac{A_R}{Ld} \right) f_\alpha \left(\frac{U_R}{U} \right)^2 \sin \alpha_R \right\} \end{aligned}$$

ただし, A_R : 舵面積

$$f_\alpha = 6.13\Lambda / (2.25 + \Lambda),$$

Λ : 舵のアスペクト比

$$1-t_R = 0.28C_b + 0.55$$

$$a_H = 2.32C_b^2 - 0.904C_b + 0.0276$$

$$x'_H = 9.64C_b^2 - 8.22C_b + 0.0077$$

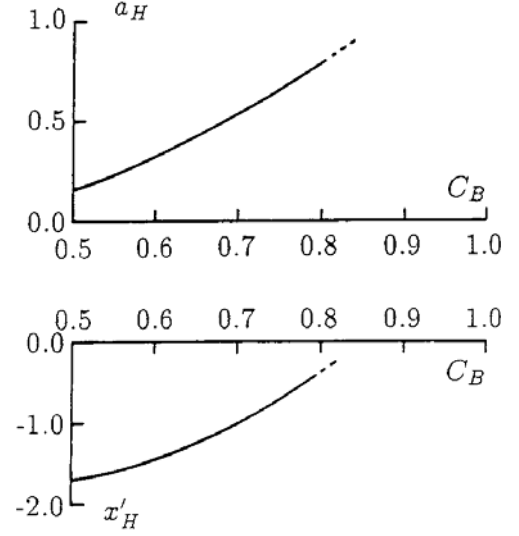


図 3.21 貴島モデルの a_H, x_H の特性

また, 舵直圧力の表現における有効流速 U_R と流向 α_R は次式で与える。

$$\frac{U_R}{U} = (1-w_R) \sqrt{1 + C \frac{\eta \kappa \{2 - (2 - \kappa)s\}}{(1-s)^2}} \quad (3.13)$$

$$C = \begin{cases} 1.065 & (\text{左旋回}) \\ 0.935 & (\text{右旋回}) \end{cases}$$

$\eta = D_P / h_R$, h_R : 舵高さ

$$\kappa = 0.6(1-w_P)/(1-w_R)$$

$$s = 1 - \frac{(1-w_P)U \cos \beta}{nP} = 1 - J \left(\frac{D_P}{P} \right)$$

$$w_R = \{1 - \varepsilon(1-w_{P0})\} \exp(-4\beta_P^2)$$

$$\varepsilon = -156.2(C_b B/L)^2 + 41.6(C_b B/L) - 1.76$$

$$\alpha_R = \delta - \gamma(\beta + r')$$

$$\gamma = -22.2(C_b B/L)^2 + 0.02(C_b B/L) + 0.68$$

(3.14)

(2) 操舵機の応答モデル

指令舵角 δ^* に対する実舵角 δ の応答は次式のような一次遅れの応答モデルで表現できる。

$$T_E \dot{\delta} + \delta = \delta^*$$

すなわち,

$$\dot{\delta} = (\delta^* - \delta) / T_E \quad (3.15)$$

ただし, 実船では操舵機の容量に応じて操舵速度に限界があるので, 以下のように表記することが望ましい。

$$\dot{\delta} = \begin{cases} (\delta^* - \delta) / T_E, & |(\delta^* - \delta) / T_E| < \dot{\delta}_{\max} \\ \text{sign}(\delta^* - \delta) \dot{\delta}_{\max}, & |(\delta^* - \delta) / T_E| > \dot{\delta}_{\max} \end{cases} \quad (3.16)$$

ここで, $\dot{\delta}_{\max}$ は SOLAS の規則により ($65^\circ / 28\text{sec}$) 以上が要求されているので, 多くの場合

$\dot{\delta}_{\max} \cong 2.5^\circ/\text{sec}$, $T_E \cong 2 \sim 3 \text{ sec}$ である。なお, $T_E \dot{\delta}_{\max}$ を操舵機の先進角と呼んでいる。

(3) 操縦運動のシミュレーション

船に作用する流体力とモーメント, また船の質量・慣性二次モーメントを次式で無次元化すると,

$$X', Y' = \frac{X, Y}{(\rho/2)LdU^2}, \quad N' = \frac{N}{(\rho/2)L^2dU^2}$$

$$m' = \frac{m}{(\rho/2)L^2d}, \quad I'_{zz} = \frac{I}{(\rho/2)L^4d}$$

また, 付加質量, 付加慣性モーメントは元良チャートなどから推定し, 上記と同様に無次元化する。

(3.6)式の運動方程式は最終的に次式となる。

$$\left. \begin{aligned} \dot{u}_G &= \frac{+m'v_G r + (X'_H + X'_R + X'_P)(U^2/L)}{(m' + m'_x)} \\ \dot{v}_G &= \frac{-m'u_G r + (Y'_H + Y'_R)(U^2/L)}{(m' + m'_y)} \\ \dot{r}_G &= \frac{(N'_H + N'_R)(U^2/L^2)}{(I'_{zz} + J'_{zz})} \end{aligned} \right\} \quad (3.17)$$

上式に操舵機の応答モデル, そして船の対地座標との関係式を加えて合計7個の微分方程式を既に述べた[1. 4]に示した方法で, シミュレーション計算をすることができる。この場合, 各微分方程式の変数は, $u_G, v_G, r_G, \psi, n, \delta, \delta^*$ の7個になり, 7個の微分方程式は $f_1 \sim f_7$ のように要約することができる。

シミュレーションに必要な微分方程式

①操舵機の応答(3.16)式より

$$\dot{\delta} = f_1(0, 0, 0, 0, 0, \delta, \delta^*)$$

②船体運動(3.17)式より

$$\dot{u}_G = f_2(u_G, v_G, r_G, 0, n, \delta, 0)$$

$$\dot{v}_G = f_3(u_G, v_G, r_G, 0, n, \delta, 0)$$

$$\dot{r}_G = f_4(u_G, v_G, r_G, 0, n, \delta, 0)$$

③静止座標系と船体重心固定座標系との関係(1.2)式より

$$\dot{x}_0 = u_G \cos \psi - v_G \sin \psi = f_5(u_G, v_G, \psi, 0, 0, 0)$$

$$\dot{y}_0 = u_G \sin \psi + v_G \cos \psi = f_6(u_G, v_G, \psi, 0, 0, 0)$$

$$\dot{\psi} = r_G = f_7(0, 0, r_G, 0, 0, 0, 0)$$

なお, 外力として風圧力などの ψ に関する流体力が船体に作用する場合も, ②の微分方程式の変数に ψ を組み込むだけでよく, 基本的にシミュレーションの方法は変わらない。なお, Z 試験では回頭角 ψ に対して指令舵角 δ^* を与えることになるが, これは簡単な計算ロジック(フリップフロップ)で可能になる。また, 自動操舵をする場合は

$$\delta^* = c_1(\psi_0 - \psi) - c_2\dot{\psi}$$

などと設定することによって保針操船のシミュレーションも可能になる。また, 逆スパイラル試験で定常旋回特性を求める場合は,

$$\delta^* = c_2(\dot{\psi}_0 - \dot{\psi})$$

として, 種々の $\dot{\psi}_0$ について定常の舵角を求めれば良いことになる。

3.3 操縦性の具体的改善方法

操縦性能が先の基準をクリアできなかった場合の対策をどうするかといった点は造船所にとって大きな問題になる。船が完成した状態で舵面積や操舵機を変更することは現実的に不可能である。ここでは、幾つかの改善例を紹介する。多くの場合問題になるのは Z 試験のオーバーシュートを指標とする”course-keeping and yaw-checking abilities”に関する性能である。既に述べたように、この性能は針路安定性と操舵能力に依存しているので、これらの双方から改善を行う必要がある。すなわち、次の2点に集約される。

(1) 針路安定性の改善: 針路安定性指数を構成する主要な流体力微係数 $|N_r^*|$ と Y_β^* を増加させ N_β^* を減少させる。

(2) 舵直圧力を増加させる方法

以下に具体的な方法を紹介する。

1) 船尾フィン、スケグの取り付け

この方法は前述の(1)の方法の典型例である。鉛直に張り出したフィンあるいはスケグを船尾に取り付けることにより、 $|N_r^*|$ と Y_β^* を増加することができる。通常、フィンはアスペクト比が 1.0 より大きく、スケグは 1.0 以下を指すことが多い。フィンあるいはスケグを図 3.22 のように船尾に取り付けた場合、船体の流体力微係数は次式のように増減する。

(3.17)式より、フィンあるいはスケグを船尾に取り付けることにより、 $|N_r^*|$ と Y_β^* を大きくし、かつ N_β^* を減少させることが可能になる。取り付け位置は、 γ_i や $(1-w_{fi})$ を大きくするために、船尾の下部が望ましい。肥大船では船尾オーバーハングの下は旋回・斜航によるリバースフローが存在する場合があります、返って針路安定性を低下させる場合のあることに注意を要する。

$$\left. \begin{aligned} \Delta Y_\beta^* &= + \left(\frac{\rho}{2} \right) L d U^2 \sum f_{ai} \gamma_i \left(\frac{A_{fi}}{Ld} \right) (1-w_{fi})^2 \\ \Delta Y_r^* &= + \left(\frac{\rho}{2} \right) L d U^2 \sum f_{ai} \gamma_i \left(\frac{A_{fi}}{Ld} \right) (1-w_{fi})^2 \left(\frac{x_{fi}}{L} \right) \\ \Delta N_\beta^* &= - \left(\frac{\rho}{2} \right) L^2 d U^2 \sum f_{ai} \gamma_i \left(\frac{A_{fi}}{Ld} \right) (1-w_{fi})^2 \left(\frac{x_{fi}}{L} \right) \\ \Delta |N_r^*| &= + \left(\frac{\rho}{2} \right) L^2 d U^2 \sum f_{ai} \gamma_i \left(\frac{A_{fi}}{Ld} \right) (1-w_{fi})^2 \left(\frac{x_{fi}}{L} \right)^2 \end{aligned} \right\} \quad (3.18)$$

ただし、 A_{fi} : フィンあるいはスケグの横投影面積

x_{fi} : フィンあるいはスケグの船体中央からの距離

f_α : フィンあるいはスケグの揚力係数勾配 ($=6.13A/(2.25+A)$)

A : アスペクト比 (船体の鏡像効果を考慮して2倍にする場合もある)

$(1-w_{fi})$: フィンあるいはスケグにおける伴流率

γ_i : 船体の整流係数

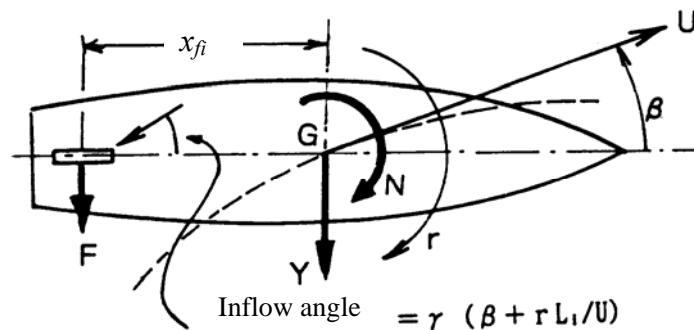


図 3.22 フィンあるいはスケグの座標系

図 3.23 にはスケグの設置例を示す。この船では、船尾のカットアップが大きく不安定ループ幅が 10° 程度あったが、このスケグによってループ幅が $1\sim 2^\circ$ 程度に改善できている。その他、両舷に設置したフィンの例を図 3.24 に示す。

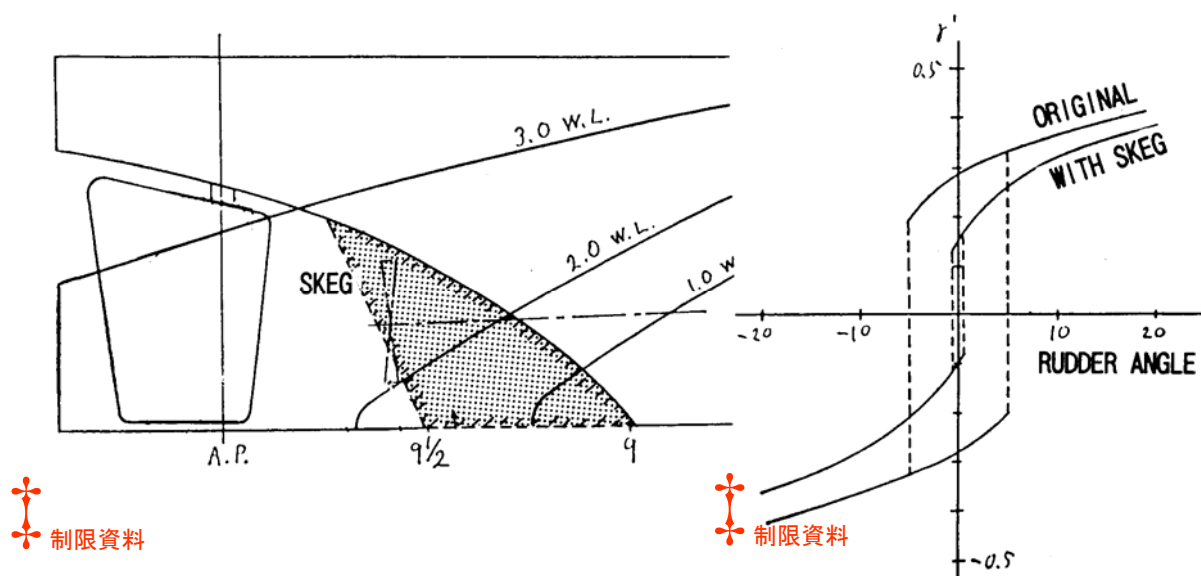


図 3.23 船尾スケグによる改善例 (Kawano, K. 1969 造船協会論文集(旧日本造船学会論文集) 125)

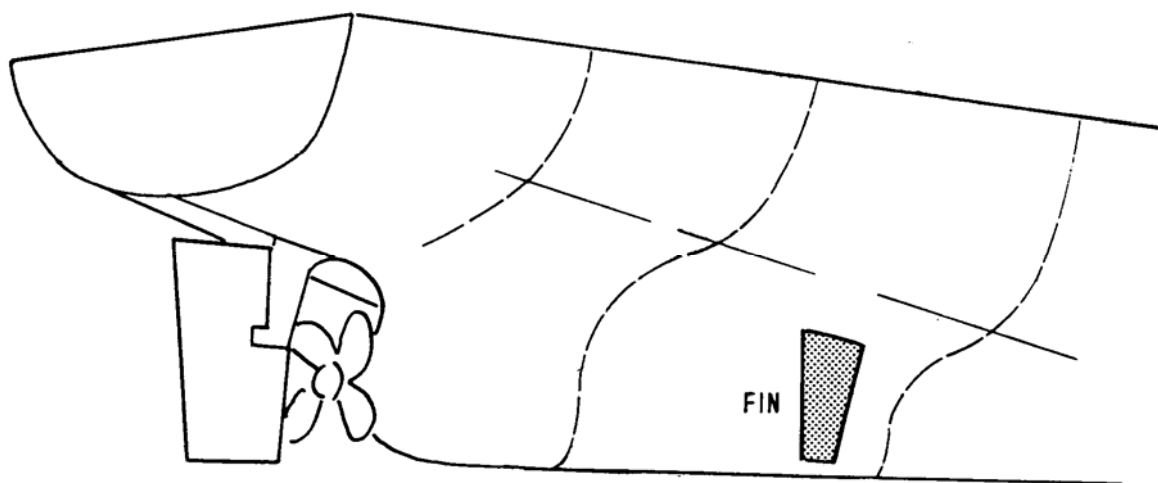


図 3.24 船尾両舷に設置したフィンの例

2) ビルジキール

前述の船尾フィンあるいはスケグは針路安定性を改善するが、 $|N_r^*|$ の増加は旋回性能を低下させる方向に働く。これに対してビルジキールは船体前後方向に長く取り付けられ、その前後中心は船体中央にあるので、主に Y_β^* だけを増加させることができ、その結果、旋回性能を低下させることなく針路安定性を改善することができる。

図 3.25 は超幅広浅喫水船にスケグ、あるいは大型のビルジキールを取り付けた場合の模型試験結果の例を示す。船尾スケグの場合は、不安定ループ幅を約 1/2 程度にできているが、同時に旋回性能も半分程度に低下している。これに対し、大型のビルジキールは旋回性能を低下させることなく、むしろ向上させ、同時にループ幅を大幅に減少させることができる場合がある。

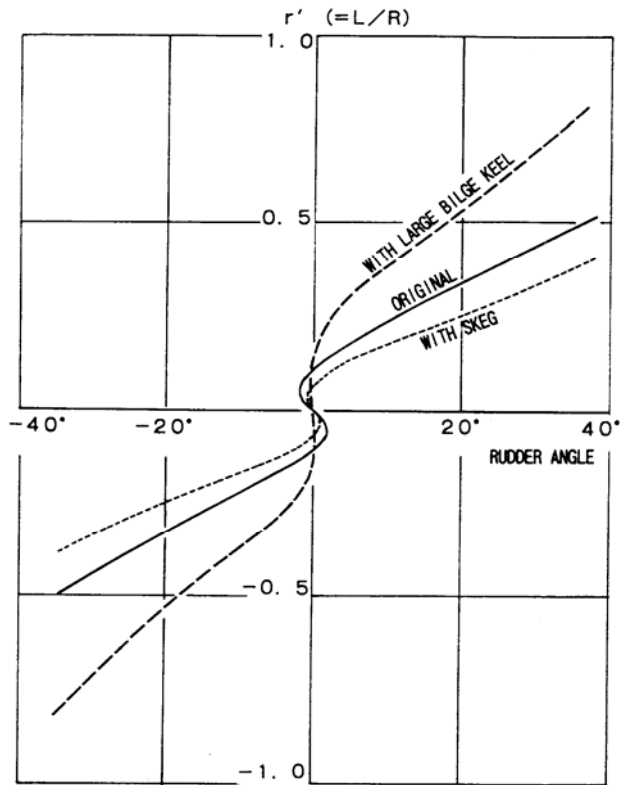


図 3.25 ビルジキールによる操縦性の改善例

3) 舵力の増加

完成した船の舵を改造することは通常容易ではない。プロペラとの間隔や操舵機の容量などの制限もあり、舵面積の増加はほぼ不可能に近い。既に[2. 4]で述べた高揚力舵への換装もこの時点では大幅なコストが発生する。一つ可能な方法として、現状の舵の上下に端板を取り付ける方法がある。舵直圧はこの端板を取り付けることにより、その鏡像効果によって、舵のアスペクト比を実質的に増加させることが可能になる。これは元の舵アスペクト比が小さい程、効果が大きい。

図 3.26 はバルクキャリアで端板を上下に取り付けた例であるが、これにより不安定ループ幅が減少し、最大舵角の旋回性能もやや向上する。また、 10° Z 試験の第1オーバーシュートも約 20% 低減することが模型試験で確認されている。なお、この端板取り付けによって舵直圧力が増加するが、アスペクト比の増加は舵力の作動位置を前縁側に近づける方向となり、操舵機容量がほとんど変化しないと言われている。

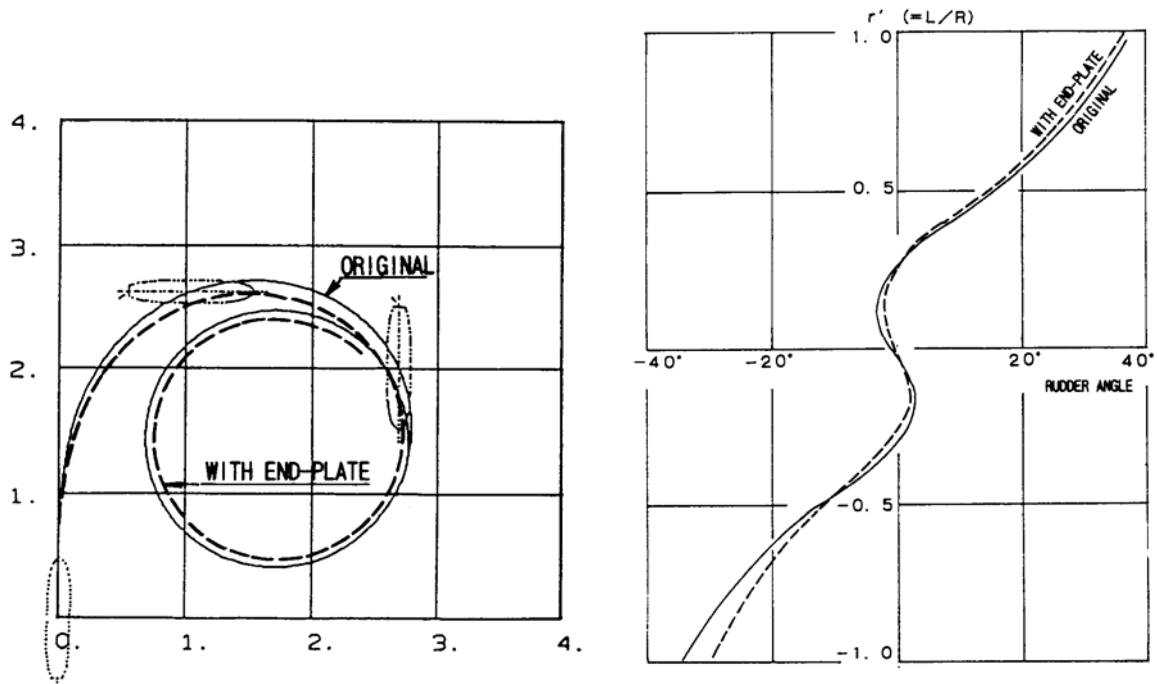


図 3.26 舵端板取り付けによる操縦性能の改善

【演習 3】 貴島モデルによる操縦運動のシミュレーション

【演習 1】で行った Excel のプログラムを拡張して、以下の供試船の速力 14.0kt, 舵角 35° 旋回試験の運動を計算する。出来れば、Z 試験のシミュレーションにも挑戦してみよう。

1) 計算モデル：貴島モデル（テキスト 3. 2 - 2, p.40～p.43）

（各式の流体力係数は船の主要目を入力すれば自動的に算出されるようにしておくと，基本計画に活用できて便利。）

2) 供試船の主要目

	おしよろ丸代船
$Lpp(=L)$ (m)	57.5
B (m)	12.0
dm ($=d$) (m)	4.4
∇ (m ³)	1720.1
L/B	4.792
B/dm	2.727
Cb	0.567
$Cb/(L/B)$	0.118
$m' = 2 Cb/(L/B)$	0.236
$I'_{zz} = m' \times (1/4)^2$	0.0148
x_G / Lpp	-0.0188
Dp (m)	3.05
P/Dp	0.804

なお，舵要目は【演習 2】で設計した各自の値を使用する。

3) 供試船の推進性能(@U=14.0 kt (=7.202m/s))

$r t$	16.882×10^{-3}
X'_{uu}	-0.0192
(EHP(ps))	1277.2)
$I-t$	0.800
$I-wpo$	0.708
(J)	0.5146)
N (rpm)	194
n (rps)	3.23
K_T の係数	
a_0	0.3777
a_1	-0.3486
a_2	-0.0925

4) 供試船の操舵機特性

T_E (sec)	2.0
$\dot{\delta}_{\max}$ (deg/sec)	3.0

5) 付加質量，付加慣性モーメント（元良チャート）

m_x/m	0.055
m_y/m	0.920
J_{zz}/m	0.205 Lpp