(昭和 43 年 11 月日本造船学会秋季講演会において講演)

制限水路における船の操縦性について

正員 藤 野 正 隆*

Studies on Manoeuvrability of Ships in Restricted Waters

by Masataka Fujino, Member

Summary

The main aim of this report is to make clear the effects of finite water depth and finite water channel width on ship manoeuvrability both qualitatively and quantitatively.

For this object, the forced yawing technique, by which the author has measured the coefficients of the equations of motion in last four years with enough accuracy, was used to measure the effects of the restricted waters on each coefficient, to say, acceleration, static and rotary derivatives. Besides these coefficients, the two more coefficients which are representative of the effectiveness of the presence of the channel walls, are measured by the straight tow test with variation of the position of the ship in the water channel. In the following, they will be called as the asymmetric hydrodynamic force coefficients.

From these results of experiments, the manoeuvrability of ships, specially the course keeping quality, are discussed in detail. According to them, it can be said that in certain circumstances even a ship which is stable in deep water, becomes unstable in a specific range of water depth, but in more shallow water, the ship returns to be more stable rather than in deep water.

The asymmetric hydrodynamic force coefficients play a significant role on determination of the course keeping quality in narrow water channels. In the most wide and deep channel that was examined in this investigation, that is $W/B=6$ and $H/d=1.9$, the ships are unstable in the course keeping quality. But it can be concluded that the unstable quality can be improved by simple automatic steering—by directional control system.

1 緒 言

最近の船舶の巨大化の傾向は著しいもので、操船者にとっては操船上非常に難しい問題をあらたに提起しつつある。とくに従来の船型ではそれほど問題とはならなかつた在来の湾内、港内等が相対的に手狭になり有限水深および有限水路幅の影響が大きく出はじめている。船の操縦性に関するこの方面の研究は今日迄も、しばしば行なわれてはきたが十分とはいえない。とくに操縦運動方程式中の諸係数が、どれほど有限水深、有限水路幅の影響を受けるか、したがって針路安定性等が深水時と、どの程度異なるかを知ることは、ひとり操船者のみならず船を造る立場にいる側にもぜひ必要な事柄であろう¹⁾²⁾。ところが従来の rotating arm による計測方法では運動方程式中の係数のうち、加速度に関連した係数 acceleration derivatives m_y, J_z, Y_r, N_β や狭水路中での rotary derivatives Y_r, N_r を求めることは非常に困難であつたが、ここ数年に開発された planar motion mechanism によれば上記の諸係数も計測でき、しかも実際の操船時に起こりうる周波数に対応する値を知ることができる。東京大学船舶工学科安定性能研究室でも昭和 39 年来独自の装置を製作、使用してきたが、その結果十分な精度で acceleration, static, rotary derivatives の三者が完全に計測できる確信が得られたので³⁾、本装置（以下強制ヨーイング装置と呼ぶ）を用いて制限水路での実験を行なつた結果を報告する。なお実験は大別して有限水深の影響を調べる浅水路実験と有限水路幅の影響を調べる狭水路実験に別けられる。

* 東京大学工学部 船舶工学科

2 制限水路での操縦運動方程式と係数の決定

浅水路および狭水路での操縦運動を論ずるために、より一般的な場合としての狭水路中での運動方程式を考える。Fig. 1 に示されるように座標系 $o\xi\eta$ は空間に固定された座標系であり、座標系 oxy は船の重心に原点を固定した座標系である。さて外力のうち壁の影響を表わす成分を考えねばならない。従来の研究により船が水路壁

Fig. 1 座 標 系

と平行に進み、迎角 β 、ヨーイング角速度 r がともに零の場合でも船の位置が流体力学的中心線上（水路断面が矩形または台形の場合には図形的な中心線がほぼこれに相当する）より、はずれた航路上を進むときは一般に最寄りの壁に吸引される力と船首は逆に反発されるモーメントを受けることが知られている⁴⁾。これは岸壁吸引力ともいわれているが本論文では、その由来が船の左右舷側での流れの場の非対称性

であることから非対称流体力と呼ぶことにする。 x 方向には、ほぼ一定の速度で運動すると仮定すれば、操縦運動は sway, yaw 運動のみを考えれば十分である。結局、線型化された運動方程式は次のごとくに書ける（記号については文末参照）。

$$\left. \begin{aligned} -(m+m_y)U\dot{\beta} &= Y_r r + Y_\beta \dot{r} + Y_\beta \beta + Y_\eta \eta + Y_\delta \dot{\delta} \\ (I_z + J_z)\dot{r} &= N_r r + N_\beta \dot{\beta} + N_\beta \beta + N_\eta \eta + N_\delta \dot{\delta} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

ここで右辺は流体力を変数 β, r, η, δ に関する 1 次の項で展開したもので、第 4 項 $Y_\eta \eta, N_\eta \eta$ が非対称流体力を考慮した成分である。なお第 1 式で $Y_\beta \dot{\beta}$ 、第 2 式で $N_\beta \dot{r}$ の項を省略したのは、それぞれ付加質量 $m_y U \dot{\beta}$ 、付加慣性モーメント $J_z \dot{r}$ として考慮済みであるからである。次に係数の決定について考える。

(1) **Pure Swaying Motion** : この運動は船の中心線を船の平均の進行方向と常に平行に保ちながら船の重心を正弦曲線状に運動させる方法⁵⁾で、このとき船のヨーイング角速度 r 、角加速度 $\dot{r}$ は零である。また舵角も中央で $\delta=0$ とする。このような運動は次のように表わせる。

$$\left. \begin{aligned} \eta &= \bar{\eta} \cos(\omega t + \pi/2) \\ \beta &= \bar{\beta} \cos \omega t \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

この運動を行なわしめるのに強制ヨーイング装置によつて模型船に加えるべき力およびモーメントは (2) 式を考慮すれば次式で表わされる。

$$\left. \begin{aligned} Y &= \{(m+m_y)U\bar{\beta}\omega + Y_\eta \bar{\eta}\} \sin \omega t - Y_\beta \bar{\beta} \cos \omega t \\ N &= (N_\beta \bar{\beta}\omega + N_\eta \bar{\eta}) \sin \omega t - N_\beta \bar{\beta} \cos \omega t \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

一方この Y および N が、それぞれ大きさ $\bar{Y}, \bar{N}$ をもち、かつ β に対して位相遅れ ϵ_1, ϵ_2 を持つていとすれば (3) 式の左辺は

$$Y = \bar{Y} \cos(\omega t - \epsilon_1), \quad N = \bar{N} \cos(\omega t - \epsilon_2) \quad (4)$$

とも書ける。この (3), (4) の右辺を等置すれば

$$\left. \begin{aligned} \bar{Y} \cos \epsilon_1 &= -Y_\beta \bar{\beta}, & \bar{Y} \sin \epsilon_1 &= (m+m_y)U\bar{\beta}\omega + Y_\eta \bar{\eta} \\ \bar{N} \cos \epsilon_2 &= -N_\beta \bar{\beta}, & \bar{N} \sin \epsilon_2 &= N_\beta \bar{\beta}\omega + N_\eta \bar{\eta} \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

となつて、 $\bar{Y}, \bar{N}, \epsilon_1, \epsilon_2$ を知れば所要の係数を決定できる。

(2) **Pure Yawing Motion** : 正弦曲線状に変化する船の重心の軌跡に船の中心線が常に接しているような運動⁶⁾で、この場合は $\beta = \dot{\beta} = 0$ である。なお $\delta=0$ で舵も中央とする。このときの運動は

$$\eta = \bar{\eta} \cos(\omega t + \pi), \quad r = \bar{r} \cos \omega t \quad (6)$$

と表わせ、強制ヨーイング装置による力およびモーメントは

$$\left. \begin{aligned} Y &= Y_r \bar{r} \omega \sin \omega t + (-Y_r \bar{r} + Y_\eta \bar{\eta}) \cos \omega t \\ N &= -(I_z + J_z)\bar{r} \omega \sin \omega t + (-N_r \bar{r} + N_\eta \bar{\eta}) \cos \omega t \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

となる。この Y と N を前と同様に(4)とすれば求める係数は、

$$\left. \begin{aligned} \bar{Y} \cos \varepsilon_1 &= -Y_r \bar{r} + Y_\eta \bar{\eta}, & \bar{Y} \sin \varepsilon_1 &= Y_r \bar{r} \omega \\ \bar{N} \cos \varepsilon_2 &= -N_r \bar{r} + N_\eta \bar{\eta}, & \bar{N} \sin \varepsilon_2 &= -(I_z + J_z) \bar{r} \omega \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

である。ところが(5), (8)式中には非対称流体力による成分 $Y_\eta \bar{\eta}, N_\eta \bar{\eta}$ の項が入っているため別途に計測した Y_η, N_η を用いてその分を差引き、純然たる $m+m_y, N_\beta, Y_r, N_r$ を求める。この Y_η, N_η および舵の発生する力およびモーメントの係数 Y_δ, N_δ を求めるのは、位置量 η および舵角量 δ を系統的に変えて、力およびモーメントを測り、 η または δ に対して Y および N を図示して、その原点付近の傾斜から $Y_\eta, N_\eta, Y_\delta, N_\delta$ を求める。針路安定性については、従来の深水の場合と安定判別の条件式が異なるであろうことは当然予想される。ところで(1)式の運動方程式中に従属変数は3個あるので、もう1つ別の関係式を導入する必要がある。このために船の重心の η 方向の速度 $\dot{\eta}$ を考えてみると、 θ が十分小さければ

$$\dot{\eta} = (\theta - \beta) U \quad (9)$$

となる(なお以下の取扱いを見やすくするために運動方程式等を無次元化して考える)。(9)の関係を(1)の運動方程式に代入して β' と r' ($'$ は無次元量を表わす)についての特性方程式を考えると

$$\left. \begin{aligned} as^4 + bs^3 + cs^2 + ds + e &= 0 \\ \text{ただし } a &= -(m' + m_y')(I_z' + J_z') - Y_r' N_\beta' \\ b &= (m' + m_y') N_r' - Y_\beta' (I_z' + J_z') - N_\beta' Y_r' - N_\beta' Y_r' \\ c &= Y_\beta' N_r' - N_\beta' Y_r' + Y_\eta' (I_z' + J_z') + N_\eta' Y_r' \\ d &= (m' + m_y') N_\eta' - N_\eta' N_r' - N_\beta' Y_\eta' + N_\eta' Y_r' \\ e &= Y_\beta' N_\eta' - N_\beta' Y_\eta' \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

のごとく4次方程式となる。安定条件は、この代数方程式が負の実数部を有する根のみを持つことであるが、このために満すべき条件は、Hurwitz または Routh によれば

$$\frac{b}{a} > 0, \frac{c}{a} > 0, \frac{d}{a} > 0, \frac{e}{a} > 0, -\frac{bcd - ad^2 - b^2e}{a^3} > 0 \quad (11)$$

である。(ただし $c/a > 0$ は他の条件に含まれる)ところで通常的水路壁等がない場合——深水、浅水のと——を考えると Y_η, N_η の項は考える必要がなくなり(10)式は2次方程式となり、したがって(11)の条件も $b/a > 0, c/a > 0$ に縮退するが、一般に $a < 0, b < 0$ であるので結局 $c < 0$ が主要な安定条件となる(なおこのときの c は $Y_\beta' N_r' - N_\beta' Y_r'$ である)。これに対し狭水路中においても a, b は例外なく負になるので(11)の第1条件は満される。また一般に $Y_\eta' > 0, N_\eta' < 0$ であるから $e < 0$ となり第4の条件も満されるので結局 $d < 0, bcd - ad^2 - b^2e < 0$ (以下左辺の値を G とする)が安定、不安定を支配する主要な条件となる。

3 実験要項

浅水路実験であれ、狭水路実験であれ水深 H はたかだか喫水の2.5倍程度としたので、平面度の高い水路底が必要であつたので本実験に際しては東京大学船舶工学科運動性能水槽の水槽底を改装した。この結果、有効測定部約33mにわたって幅5mのうち中央部2mは $\pm 2\text{mm}$ の精度で、その両脇1.5mの部分は中央部の約半分の精度で仕上げる事ができた。また狭水路実験を行なうには水路壁の模型が必要であるが、Fig.2に示すような長さ2.4m、高さ45cm、傾斜角 45° の鋼製水路壁模型を28組製作した。そのうち13組づつを一直線にならべ狭水路を作り、その両端部には消波板をおき

Fig.2 水路壁の模型

Fig.3 作業台と強制ヨーイング装置
(狭水路実験中)

ラバーを挿入して4本のボルト・ナットでしめて確保した。このように実験は水槽底で行なうことになったので直接曳航電車から模型を拘束するわけにはいかず、電車の下に作業台を取付けた。この作業台には強制ヨーイング装置、簡単な計器類をのせ、かつ人間一人が作業できるスペースをもたせた (Fig.3 参照)。

実験に使用する船型としては、まず瘦形な船の一例として現在までも多くの実験等に利用されてきたマリナー型船⁵⁾、肥った船型の一例として15万トンタンカー東京丸を選んだ。それぞれの模型の主要目を Table.1 に掲げる。

Table 1 Particular Dimensions of the Models used at the Experiments

	Mariner Type Ship	Tokyo Maru
Length between Perpendiculars, mm	2,500.0	2,000.0
Breadth, mm	359.8	327.6
Draft Fore, mm	106.5	
Aft, mm	125.5	
Mean, mm	116.0	110.3
Displacement, kg	61.44	58.44
Block Coefficient, C_b	0.5888	0.8054
Prismatic Coefficient, C_p		0.8102
Water Plane Area Coefficient, C_w		0.8653
Midship Section Coefficient C_m		0.9939
Radius of Gyration, kL	0.254	0.282
LCB from Midship	39.4 mm aft	50.8 mm fore
KG, mm	120.3 above base line	84.2
Rudder Area, mm ²		3390.9
Propeller Diameter, mm	104.2	53.8
Pitch, mm	108.1	39.8
Pitch Ratio	1.038	0.7397
Expanded Area Ratio	0.565	0.619
Projected Area Ratio		0.554
Boss Ratio	0.189	0.182
Rake Angle	7°46'	7°01'
Blade Thickness Ratio	0.0451	0.0572
Number of Blades	4	5
Direction of Rotation	Right	Right
Scale	1/64.37	1/145

二模型は両船いずれの場合も重心点とその前後 50cm の計3点で検力部を介して強制ヨーイング装置と結合されており、中央の検力部は x 方向の力を、前後の検力部は y 方向の力を検出する。このとき模型は sway, surge yaw 運動は拘束され、heave, pitch, roll 運動は拘束されない。とくに狭水路実験では船体沈下量が非常に大

さらに残った2組の水路壁ユニットを狭水路の外側と水槽壁との間において、水路中で模型を動かしたときに生ずる波および循環流を極力押えるように努めた。また水路壁が水槽底と接するところには厚さ 10mm, 幅 35mm のスポンジ・ラバーを挿入して水路壁自体の重量で押しつぶすようにして、その部分の水密を確保した。水は水路の内側にも外側にも同じ水位で入っているの、模型が水路中を航走して誘起する両側での水圧の差にも、この程度のシールの仕方で十分耐えた。水路壁ユニット間の水密も同様にスポンジ・

きくなることが予想されたので、あらかじめこのための逃げを大きくとつてある。前後2点での横力を加算すれば模型の受ける力 Y であり、その差をとつてモーメント・レバーを乗ずれば模型の受けるモーメント N となる。これらは(4)式に相当するわけであるが、 $\bar{Y} \cos \epsilon_1, \bar{Y} \sin \epsilon_1, \bar{N} \cos \epsilon_2, \bar{N} \sin \epsilon_2$ を知るには、上述の Y, N を船の運動と同期している正弦余弦ポテンシオメーターに乗じて $\bar{Y} \cos(\omega t - \epsilon_1) \cos \omega t$ 等を作り、これを積分した結果、一様に増加または減少していく比例係数として上記4個の量を求めることができる⁹⁾。

実施した実験の種類とそれによつて計測される係数を分類すると

- (i) 強制ヨーイング法—— $m + m_y, Y_\beta, N_\beta, N_\beta, Y_r, Y_r, I_x + J_z, N_r$
- (ii) 斜行試験—— Y_β, N_β
- (iii) 舵力計測試験—— Y_δ, N_δ
- (iv) 非対称流体力計測試験—— Y_η, N_η (狭水路実験のみ)

である。このうち、斜行試験の趣旨は強制ヨーイング法のそれと重複するわけであるが、迎角 β による力およびモーメントの非線型性を明らかにできるのと、強制ヨーイング法による Y_β, N_β の値との比較ができるので、あえて実施した。(ii)～(iv)はいわゆる静的試験であるので特別注意する点はないが(i)については二・三注意を要する。

(a) $\bar{\beta}', \bar{r}'$ の選定 線型運動方程式で議論を進める以上、その適用範囲から著しく逸脱するような $\bar{\beta}', \bar{r}'$ で実験してはならない。ところが水深と喫水の比、水路幅等の大小により非線型の程度が大きく異なるので、本来ならば実験状態に応じて $\bar{\beta}', \bar{r}'$ を変えて実験すべきであるが、比較の上からは $\bar{\beta}', \bar{r}'$ を一定にした方が良いので、 $\bar{\beta}'$ は常に5度、 $\bar{r}'$ はマリナー型船で $F_n=0.0905$ (実船7ノットに相当)のときは $\bar{r}'=0.334$ 、 $F_n=0.155$ (実船12ノットに相当)のとき $\bar{r}'=0.195$ 、東京丸で $F_n=0.0675$ (実船7ノットに相当)のとき $\bar{r}'=0.267$ 、 $F_n=0.103$ (実船12ノットに相当)のとき $\bar{r}'=0.156$ とした。

(b) 運動の角周波数の選定 実験精度上、計測周期数は最低2～3個必要であるが、一方水槽の有効長に限度があるので、 ω をある限度よりも小さくできない。一方上限も存在していて、これは強制ヨーイング装置の機構上の制約によるほかに、いわゆる水槽内の水の横方向の定常波の周期からも決められる⁶⁾(Tank resonance)。その周波数は水深を H 、水槽幅を b とすれば $\omega^2 = gk \tanh(kH)$ 、 $k = n\pi/b$ ($n=1, 2, 3, \dots$)で計算されるが、これによれば水槽幅が広く、水深が浅いほど周期は長くなる。たとえば本実験での最小の水深を $H=130\text{mm}$ とすると、 $b=5\text{m}$ であるから共振周期は約9秒となる。したがって計測はこれよりも周期の長いところで行なう必要がある。以上の実験状態をまとめると次のようになる。

(イ) 浅水路実験 すでに述べたように船速は実船に換算して、7, 12ノットとし、プロペラ回転数はいわゆる模型の自航回転数とした。水深はマリナー型船では $H/d=1.21, 1.50, 1.93, 2.50, \infty$ (水槽の常用水深約3.2mの意)、東京丸では $H/d=1.23, 1.50, 1.89, 2.50, \infty$ の5種とした。なおマリナー型船で $F_n=0.155$ のときには全体的な船体沈下もさることながら迎角 β による横傾斜量が大きく模型が水槽底に接触したために $H/d=1.21$ は取止めた。また東京丸で $F_n=0.103$ のときも同様の理由で $H/d=1.23$ を1.30に変更した。同船で $F_n=0.0675$ のときの舵力計測試験はその実験精度が思わしくなく同様に取止めた。

(ロ) 狭水路実験 両船とも船速は実船速7ノットに相当するもののみとした。実験は水路幅 W (45°傾斜した水路壁面が水槽底とまじわる稜線間の間隔で定義)および水深を変えて行なうこととし、マリナー型船では $W=2.0\text{m}, 1.5\text{m}, 1.0\text{m}$ と $H/d=1.30, 1.50, 1.90$ の組合せ9状態、東京丸では $W=2.0\text{m}, 1.5\text{m}, 1.0\text{m}$ と $H/d=1.20, 1.50, 1.90$ の組合せ9状態について実施した。

4 実験結果のまとめと検討

前節で述べたように実験周波数には上限と下限があるが、さらに各状態での実験結果を比較するには特定の ω' についての結果を用いることにした。そのためマリナー型船については $\omega'=0.22\sim 0.26$ 、東京丸については $\omega'=0.17\sim 0.20$ の結果を選んで以下の解析に使用した。

4.1. 浅水路実験

実験結果をまとめてTable 2, 3, 4, 5に示す。表中、斜行試験によるstatic derivatives Y'_β, N'_β は $Y' \sim \beta, N' \sim \beta$ 曲線上で $\beta=0^\circ$ と 5° 上の2点を直線で結んで、その傾斜より求めた。斜行試験の1例をFig. 4, 5に示す。このようにして求めた値を強制ヨーイング法による値と比較すると、次のようにいえる。

(イ) 斜行試験による $Y_{\beta'}$ は強制ヨーイング法より求めた $Y_{\beta'}$ よりも大きい。とくに H/d が小さくて非線型性が大きい場合は、その差が顕著である。

(ロ) 斜行試験による $N_{\beta'}$ は強制ヨーイング法による $N_{\beta'}$ よりも小さい。しかし H/d が小さい場合を除けば数値的にあまり差は大きくない。

この $Y_{\beta'}$ と $N_{\beta'}$ の相違は結局、非線型性の大小と傾向によるものと思え、非線型性の大きい Y' から求めた $Y_{\beta'}$ が強制ヨーイング法によるそれと大きく異なり、非線型性の小さい N' から求めた $N_{\beta'}$ の差は小さい。つぎに強制ヨーイング法による結果を用いて浅水影響を検討する。

(a) 付加質量および付加慣性モーメントに対する浅水影響 付加質量および付加慣性モーメントに対する浅水影響を明確に把握するために、有限水深時の値と無限水深時の値の比、 $m'_{yH}/m'_{y\infty}$, $J'_{zH}/J'_{z\infty}$ を H/d 比に対して Fig.6, 7, 8, 9 に示す。これによれば

Table 2 Mariner Type Ship : Test Results in Shallow Water
($F_n=0.0905$)

表中の値はすべて 10^{-3} 倍するものとする

	H/d	1.21	1.50	1.93	2.50	∞
Forced Yaw Test	$m'+m_{y'}$	32.4	23.5	19.7	18.2	15.6
	$Y_{\beta'}$	86.9	29.8	18.7	15.0	14.6
	N'_{β}	-0.791	-0.411	0.039	0.088	0.071
	$N_{\beta'}$	12.50	8.67	6.25	4.52	3.53
	$Y_{r'}$	3.55	-2.64	-4.20	-4.26	-4.92
	Y'_{τ}	-3.45	-0.87	-0.51	-0.44	-0.21
	$N_{r'}$	-6.32	-3.23	-2.62	-2.30	-2.28
	$I_z'+J_z'$	1.32	1.20	1.10	1.04	1.03
Oblique Tow Test	$Y_{\beta'}$	120.0	31.3	20.8	17.7	12.5
	$N_{\beta'}$	12.1	7.63	6.20	5.00	3.40
Rudder Force Measurement Test	$Y_{\delta'}$	5.21	3.43	3.85	3.12	2.94
	$N_{\delta'}$	-1.48	-1.68	-1.59	-1.64	-1.49

Table.3 Mariner Type Ship : Test Results in Shallow Water
($F_n=0.155$)

表中の値はすべて 10^{-3} 倍するものとする

	H/d	1.50	1.93	2.50	∞
Forced Yaw Test	$m'+m_{y'}$	30.9	20.9	19.1	16.1
	$Y_{\beta'}$	52.5	24.5	17.4	13.8
	N'_{β}	-1.389	0.241	0.147	0.061
	$N_{\beta'}$	11.97	7.14	5.21	3.57
	$Y_{r'}$	-5.47	-5.71	-4.43	-5.27
	Y'_{τ}	-2.10	-1.56	-0.56	-0.21
	$N_{r'}$	-3.17	-2.53	-2.22	-2.14
	$I_z'+J_z'$	1.09	1.01	0.964	0.894
Oblique Tow Test	$Y_{\beta'}$	43.4	23.2	14.9	13.1
	$N_{\beta'}$	8.88	7.40	5.22	3.53
Rudder Force Measurement Test	$Y_{\delta'}$	3.70	3.11	2.89	2.90
	$N_{\delta'}$	-1.48	-1.38	-1.35	-1.31

Table.4 Tokyo Maru : Test Results in Shallow Water
($F_n=0.0675$)

表中の値はすべて 10^{-3} 倍するものとする

	H/d	1.23	1.50	1.89	2.50	∞
Forced Yaw Test	$m'+m_{y'}$	55.7	40.9	34.2	30.3	26.2
	$Y_{\beta'}$	77.4	38.3	25.9	21.8	20.0
	N'_{β}	-0.591	-0.538	0.230	0.148	0.090
	$N_{\beta'}$	26.9	15.8	11.4	7.78	5.03
	$Y_{r'}$	-5.20	-9.30	-9.60	-10.38	-10.78
	Y'_{τ}	-1.181	-0.905	-0.618	-0.749	-0.437
	$N_{r'}$	-5.60	-4.25	-3.55	-3.36	-3.15
	$I_z'+J_z'$	2.68	2.23	2.03	1.91	1.79
Oblique Tow Test	$Y_{\beta'}$	127.2	48.3	33.7	26.2	22.5
	$N_{\beta'}$	23.9	13.2	10.7	7.76	5.27

Table 5 Tokyo Maru : Test Results in Shallow Water
($F_n=0.103$)

表中の値はすべて 10^{-3} 倍するものとする

	H/d	1.30	1.50	1.89	2.50	∞
Forced Yaw Test	$m' + m_{y'}$	51.6	43.4	35.7	32.0	26.7
	$Y_{\beta'}$	70.0	41.8	27.9	23.5	19.5
	N'_{β}	-0.715	0.249	0.374	0.350	-0.110
	$N_{\beta'}$	25.9	17.4	12.3	8.86	5.49
	$Y_{r'}$	-4.44	-8.77	-8.93	-9.94	-9.96
	Y'_r	-1.76	-1.60	-1.58	-1.31	-0.793
	$N_{r'}$	-4.70	-4.49	-3.79	-3.50	-3.40
	$I'_z + J'_z$	2.86	2.60	2.11	1.88	1.76
Oblique Tow Test	$Y_{\beta'}$	84.9	47.3	33.1	25.4	20.9
	$N_{\beta'}$	24.4	17.0	11.0	8.49	5.62
Rudder Force Measurement Test	$Y_{\delta'}$	4.18	3.98	4.18	3.96	3.49
	$N_{\delta'}$	-1.66	-2.03	-1.80	-1.90	-1.85

Fig.4 斜行試験の一例（東京丸， $F_n=0.103$ ）横力 Fig.5 斜行試験の一例（東京丸， $F_n=0.103$ ）モーメント

- (イ) 両船いずれの場合も付加質量および付加慣性モーメントに及ぼす浅水影響は船速が大なるほど大きい。
 (ロ) 付加質量と付加慣性モーメントに対する浅水影響の度合いをくらべると、付加質量に対する影響の方が大きく、とくに H/d が小さくなると急激に $m'_{yH}/m'_{y\infty}$ は大きくなる。

Fig.6, 8 には平板と円柱につき、菅、花岡両氏が計算した値をも示しているが²⁾、平板の計算値は著しく実験値と異なるが円柱の値は、かなり実験値と一致している。

(b) static derivatives Y'_{β}, N'_{β} に対する浅水影響 static derivatives Y'_{β}, N'_{β} の浅水影響も有限水深時の $Y'_{\beta H}, N'_{\beta H}$ と無限水深時の $Y'_{\beta \infty}, N'_{\beta \infty}$ の比を H/d に対して示す (Fig.10, 11, 12, 13) これによれば、

- (イ) 当然のことかもしれないが、船速が大きいほど浅水影響も大きい。またマリナー型船では船速の差による影響の差が大きいが東京丸では、それほど大きくない。
 (ロ) H/d が減少していくときの $Y'_{\beta H}/Y'_{\beta \infty}$ と $N'_{\beta H}/N'_{\beta \infty}$ の増加の割合を比較すると、前者は H/d が小さくなるにしたがい急速に増大するのに対し、後者の増加率はゆるい。

このことは、後の Fig.18, 19, 20, 21 に見るごとく sway damping force の着力点 N'_{β}/Y'_{β} の H/d に対する動きをみると明らかで、深水から浅水になるにしたがい一時、着力点は船首側に移動するが、ある程度浅

Fig. 6 付加質量に対する浅水影響(マリナー型船)

Fig. 7 付加慣性モーメントに対する浅水影響
(マリナー型船)

Fig. 8 付加質量に対する浅水影響(東京丸)

Fig. 9 付加慣性モーメントに対する浅水影響
(東京丸) Fig. 10 static derivative Y'_{β} に対する
浅水影響(マリナー型船) Fig. 11 static derivative N'_{β} に対する
浅水影響(マリナー型船) Fig. 12 static derivative Y'_{β} に対する
浅水影響(東京丸) Fig. 13 static derivative N'_{β} に対する
浅水影響(東京丸)

くなるとまた船尾側にもどってくる。また Fig. 10~13 には平板の計算値をプロットしているが、前掲の論文での仮定では、 $Y'_{\beta H}/Y'_{\beta \infty}$ 、 $N'_{\beta H}/N'_{\beta \infty}$ とも同一の値となり、その値は $m'_{yH}/m'_{y\infty}$ と同一である。

(c) rotary derivatives Y'_r, N'_r に対する浅水影響 yaw damping force Y'_r の中には剛体運動としての遠心力の項が入っているで、流体力の浅水影響を見るには遠心力の成分を差引き、真の流体力で検討する必要がある。いま真の yaw damping force を Y_r^* で表わすと、

$$Y'_r = -(m' + m_x') + Y_r^*$$

であつて厳密には、 m_x' すなわち船の長手方向の付加質量に対する浅水影響も知らねばならぬが、深水時の m_x' が m' の数パーセントであることを考慮すれば、深水時の m_x' で代用して Y_r^* を求めてもよからう。この深水時の m_x' を文献⁷⁾より求めると、

$$\text{マリナー型船 } m_x'/m' = 0.029, \quad \text{東京丸 } m_x'/m' = 0.059$$

である。このようにして $Y_{rH}^*/Y_{r\infty}^*$ 、 $N'_{rH}/N'_{r\infty}$ を求めて Fig. 14, 15, 16, 17 に示す。

- (イ) Y_r^* と N'_r に対する浅水影響を比較すると、 Y_r^* に対する影響の方が N'_r に対するそれより大きい。 N'_r に対する船速の差の影響は明確でないが、 Y_r^* では船速が低いほど $Y_{rH}^*/Y_{r\infty}^*$ は大きい。
- (ロ) N'_r に対する有限水深の効果は H/d が 2.5 位になると極くわずかで両船ともに $N'_{rH}/N'_{r\infty}$ は 1.05 より小さい。これに対し $N'_{\beta H}/N'_{\beta \infty}$ は $H/d=2.5$ でも大きく有限水深の影響が現われている。

Fig. 14 rotary derivative Y_r^* に対する浅水影響 (マリナー型船)

Fig. 15 rotary derivative N'_r に対する浅水影響 (マリナー型船)

Fig. 16 rotary derivative Y_r^* に対する浅水影響 (東京丸)

Fig. 17 rotary derivative N'_r に対する浅水影響 (東京丸)

つぎに yaw damping force の着力点 N'_r/Y'_r に対する水深の影響を考える。深水時には正の Y_r^* の絶対値より遠心力 $-(m' + m_x')$ の絶対値が大きいために、 Y'_r は負であるが、水深が浅くなるにしたがい Y_r^* の絶対値が大きくなって Y'_r は正となる。このため着力点 N'_r/Y'_r は深水より浅水になるにしたがい、しだいに船首前方無限遠に向つて移動し、ある H/d で Y'_r が 0 になると無限遠に遠ざかるが、さらに水深が浅くなると船尾無限遠に現われ、しだいに船に近づいてくる (Fig. 18 参照)。

(d) 針路安定性に及ぼす浅水影響 浅水時の針路安定・不安定は c の正負, すなわち sway damping force の着力点と yaw damping force の着力点の相互位置により判定できる。そこで Fig.18, 19, 20, 21 に $l'_\beta = N'_\beta/Y'_\beta$, $l'_r = N'_r/Y'_r$ を示す。 l'_β と l'_r の H/d に対する様子は, すでに (b), (c) でものべたように, l'_β はある水深で極大値をもち, そのときの H/d は大凡似かよった範囲である。それを図より求めてみると,

マリナー型船 $F_n=0.0905$ のとき $H/d \approx 1.9 \sim 2.0$, $F_n=0.155$ のとき $H/d \approx 2.2 \sim 2.4$

東京丸 $F_n=0.0675$ のとき $H/d \approx 1.7 \sim 1.9$, $F_n=0.103$ のとき $H/d \approx 1.8 \sim 2.0$

であり, またその変動範囲も狭い。これに対して l'_r に対する有限水深の影響は, 最初はわずかであるが, H/d が 1.5 より小さくなると急速に増大する。このため H/d が比較的大なるうちは l'_β が H/d の減少とともに大きくなり l'_r よりも大なる可能性がある。東京丸の場合がそれで, $H/d=\infty$ では $l'_r > l'_\beta$ で針路安定であつたものが, $F_n=0.0675$ では $H/d \approx 1.6 \sim 2.7$, $F_n=0.103$ では $H/d \approx 1.7 \sim 2.7$ の間で $l'_\beta > l'_r$ となり船は針路不安定となる。しかし, この場合でもさらに水深が浅くなれば再び針路安定となり, H/d が 1.5 よりも小さくなると, むしろ深水時よりも一層安定になる。なお

最近発表された自航模型の旋回性能試験結果⁹⁾ (Fig.24) によると, ある水深での turning rate が十分深いとき ($H/d=6$) よりも大きくなり, 本実験での結果と対比するとなかなか興味深い。マリナー型船で $F_n=0.0905$, $H/d=1.21$ のとき $l'_\beta > l'_r$ ではあるが, Y'_r の符号が変わつていたので, やはり $c < 0$ であり安定である。しかも, このときの操縦性指数 T'_1, T'_2 ⁹⁾ は虚数であり, 船は周期的安定の状態になつている。マリナー型船について操縦性指数を Fig.22, 23, Table.6, に示しているが, これによれば H/d が 2 あたりから急速に針路安定性が強まり, したがって旋回性が著しく悪くなることが明らかである。

4.2. 狭水路実験

実験結果をまとめて Table.8, 9 に示す。表中斜行試験による static derivatives Y'_β, N'_β は 4.1 のときと同様の手法により求めた。したがって強制ヨーイング法による Y'_β, N'_β と比較する

Fig.18 damping force の着力点に対する
浅水影響 (マリナー型船) $F_n=0.0905$

Fig.19 damping force の着力点に対する
浅水影響 (マリナー型船) $F_n=0.155$

Fig.20 damping force の着力点に対する
浅水影響 (東京丸) $F_n=0.0675$

Fig. 21 damping force の着点に対する浅水影響 (東京丸) $F_n=0.103$

Fig. 22 操縦性指数に対する浅水影響 (マリナー型船) $F_n=0.0905$

Fig. 23 操縦性指数に対する浅水影響 (マリナー型船) $F_n=0.155$

Fig. 24 旋回角速度に対する浅水影響

Table 6 Mariner Type Ship : Stability Discriminant and Stability Indices

		(i : 虚数記号)				
H/d		1.21	1.50	1.93	2.50	∞
C	$F_n=0.0905$	-593.6×10^{-3}	-73.4×10^{-3}	-22.6×10^{-3}	-15.2×10^{-3}	-15.8×10^{-3}
	0.155		-100.6×10^{-3}	-21.3×10^{-3}	-15.6×10^{-3}	-10.7×10^{-3}
T'_1	$F_n=0.0905$	$0.231 + 0.153 i$	1.072	2.678	3.244	2.749
	0.155		1.044	2.702	3.200	3.942
T'_2	$F_n=0.0905$	$0.231 - 0.153 i$	0.362	0.356	0.382	0.367
	0.155		0.362	0.360	0.367	0.342
T'_3	$F_n=0.0905$	0.227	0.477	0.585	0.778	0.729
	0.155		0.333	0.528	0.679	0.748
T'	$F_n=0.0905$	0.234	0.957	2.449	2.848	2.386
	0.155		1.033	2.534	2.888	3.536
K'	$F_n=0.0905$	-0.325	-1.086	-2.377	-2.549	-2.026
	0.155		-1.212	-2.635	-2.475	-2.667

Table 7 Tokyo Maru : Stability Discriminant and Stability Indices

(i : 虚数記号)

	H/d	$1.23(F_n=0.0675)$ $1.30(F_n=0.103)$	1.50	1.89	2.50	∞
C	$F_n=0.0675$ 0.103	-293.2×10^{-3} -212.1×10^{-3}	-15.6×10^{-3} -34.5×10^{-3}	17.2×10^{-3} 3.89×10^{-3}	7.36×10^{-3} 5.74×10^{-3}	-8.77×10^{-3} -11.6×10^{-3}
T_1'	$F_n=0.0675$ 0.103	1.270 1.371	15.630 7.480	0.405 0.431	0.415 0.416	12.680 10.107
T_2'	$F_n=0.0675$ 0.103	0.403 0.512	0.376 0.435	-9.986 -44.480	-18.880 -25.020	0.420 0.402
T_3'	$F_n=0.0675$ 0.103	0.373 0.370	0.576 0.578	0.664 0.649	0.804 0.779	0.893 0.888
T'	$F_n=0.0675$ 0.103	1.299 1.513	15.43 7.338	-10.25 -44.70	-19.23 -25.38	12.21 9.621
K'	$F_n=0.0675$ 0.103	-0.773 -1.055	-8.511 -4.468	5.141 26.08	9.140 13.89	-5.815 -4.758

と、そこで指摘したと同様の傾向があり、しかも狭水路中の方が一層、横力とモーメントの非線型性が強いので、その差はさらに大きい。また非対称流体力の係数は、 $Y' \sim \eta$, $N' \sim \eta$ 曲線上で $\eta = \pm 150 \text{ mm}$ の間を直線で近似して決定した。 $Y' \sim \eta$, $N' \sim \eta$ 曲線の一例を Fig. 25 に示す。以下前節と同様、主要な係数について有限水路幅の影響を略述する。

Table 8 Mariner Type : Test Results in Narrow Channel
($F_n=0.0905$)表中の値はすべて 10^{-3} 倍するものとする

		$H/d=1.3$			$H/d=1.5$			$H/d=1.9$		
		$W=2.0 \text{ m}$	$W=1.5 \text{ m}$	$W=1.0 \text{ m}$	$W=2.0 \text{ m}$	$W=1.5 \text{ m}$	$W=1.0 \text{ m}$	$W=2.0 \text{ m}$	$W=1.5 \text{ m}$	$W=1.0 \text{ m}$
Forced Yaw Test	$m' + m_y'$	26.3	30.9	35.7	23.8	25.0	25.8	19.8	20.2	21.2
	Y_{β}'	57.0	73.7	96.7	30.1	35.6	41.6	20.3	21.8	23.2
	N_{β}'	-0.469	-0.555	-0.699	0.134	-0.012	0.015	0.041	-0.023	0.124
	N_{β}'	12.5	14.2	18.4	8.50	9.86	12.08	5.88	6.67	7.23
	Y_{γ}'	2.17	4.37	7.78	-1.42	-0.362	2.21	-3.60	-3.54	-2.57
	Y_{γ}'	-2.17	-2.62	-3.41	-1.34	-1.17	-1.47	-0.676	-0.722	-0.826
	N_{γ}'	-4.93	-5.47	-7.27	-3.62	-3.75	-4.43	-2.74	-2.90	-3.07
Oblique Tow Test	$I_z' + J_z'$	1.25	1.41	1.82	1.24	1.28	1.42	1.11	1.16	1.21
	Y_{β}'	82.6	98.2	136.1	39.5	42.6	50.5	22.7	24.5	24.6
Rudder Force Measurement Test	N_{β}'	9.34	10.6	15.2	8.17	9.31	11.91	6.39	7.24	7.92
	Y_{δ}'	4.45	4.63	4.78	3.68	3.92	4.37	3.60	3.67	3.59
Asymmetric Hydrodynamic Force Measurement Test	N_{δ}'	-1.94	-1.93	-2.36	-1.78	-1.89	-2.06	-1.52	-1.66	-1.76
	Y_{η}'	6.99	13.4	33.5	4.23	9.20	27.4	2.35	5.35	13.31
Asymmetric Hydrodynamic Force Measurement Test	N_{η}'	-1.14	-3.24	-12.45	-0.689	-1.770	-5.012	-0.305	-0.846	-2.43

Table 9 Tokyo Maru : Test Results in Narrow Channel
($F_n=0.0675$)表中の値はすべて 10^{-3} 倍するものとする

		$H/d=1.2$			$H/d=1.5$			$H/d=1.9$		
		$W=2.0 \text{ m}$	$W=1.5 \text{ m}$	$W=1.0 \text{ m}$	$W=2.0 \text{ m}$	$W=1.5 \text{ m}$	$W=1.0 \text{ m}$	$W=2.0 \text{ m}$	$W=1.5 \text{ m}$	$W=1.0 \text{ m}$
Forced Yaw Test	$m' + m_y'$	61.1	61.9	69.3	41.0	41.6	42.6	34.1	35.5	35.7
	Y_{β}'	78.4	94.7	142.6	42.2	46.6	49.6	29.2	29.6	29.5
	N_{β}'	-1.240	-0.924	-2.074	0.435	0.059	0.571	0.172	0.061	0.123
	N_{β}'	29.8	33.8	48.4	17.3	18.7	20.4	11.8	12.6	12.9
	Y_{γ}'	1.94	7.66	17.83	-5.68	-4.63	1.08	-8.82	-7.48	-6.42
	Y_{γ}'	-2.69	-3.16	-5.84	-0.767	-0.948	-1.530	-1.084	-0.930	-1.072
	N_{γ}'	-6.93	-7.11	-10.12	-4.35	-4.65	-5.78	-4.04	-4.12	-4.71
Oblique Tow Test	$I_z' + J_z'$	3.16	3.43	4.93	2.32	2.35	2.92	2.10	2.16	2.33
	Y_{β}'	178.5	180.8	224.4	56.0	56.6	63.1	36.3	34.7	40.0
Asymmetric Hydrodynamic Force Measurement Test	N_{β}'	30.9	31.2	59.6	16.8	18.7	23.6	10.9	12.1	14.8
	Y_{η}'	7.58	16.6	52.6	2.97	9.78	38.6	2.42	6.14	16.0
Asymmetric Hydrodynamic Force Measurement Test	N_{η}'	-1.32	-2.83	-10.44	-0.467	-1.429	-4.121	-0.440	-1.016	-2.86

Fig. 25 非対称流体力計測の一例 (マリナー型船)
 $Fn=0.0905$, 水路幅 1.0 m

み(a) 付加質量および付加慣性モーメントに対する有限水路幅の影響 狭水路中の計測値には、有限水深と有限水路幅の影響が混入しているので、以下は同一の H/d に対する浅水路での付加質量および付加慣性モーメント $m'_{yH\infty}, J'_{zH\infty}$ を浅水路実験の結果から求めて、狭水路中での付加質量および付加慣性モーメント m'_{yHW}, J'_{zHW} のそれらに対する比 $m'_{yHW}/m'_{yH\infty}, J'_{zHW}/J'_{zH\infty}$ を用いて有限水路幅の影響を検討する (Fig. 26, 27, 28, 29)。ところが Fig. 26, 27 で $H/d=1.30$, $W=2.0$ m のときの $m'_{yHW}/m'_{yH\infty}, J'_{zHW}/J'_{zH\infty}$ がともに 1.0 以下になり、かつ Fig. 28 で $m'_{yHW}/m'_{yH\infty}$ が $H/d=1.50$ と 1.90 で逆になっているが、Table. 6, 7 にのごとく計測値 $m' + m_y', I_z' + J_z'$ そのものは水路幅が狭いほど、水深が浅いほど大きく、常識に一致するので、上の矛盾は主として個々の実験データに含まれる誤差と浅水路実験から $H/d=1.20, 1.30, 1.50, 1.90$ の値を推定するときの誤差が微妙にからみ合って生じたものと考えられる。

(イ) 付加質量に対する有限水路幅の影響と付加慣性モーメントに対するそれとを比較すると、後者の方がは

Fig. 26 付加質量に対する有限水路幅影響
 (マリナー型船)

Fig. 27 付加慣性モーメントに対する有限水路幅影響 (マリナー型船)

Fig. 28 付加質量に対する有限水路幅影響（東京丸）

Fig. 29 付加慣性モーメントに対する有限水路幅影響（東京丸）

るかに大きい。この傾向は瘦形なマリナー型船よりも肥った東京丸の場合の方が明らかである。 $m'_{yHW}/m'_{yH\infty}$ は両船のいずれの場合も W/B が 6 付近で 1.05 以下になり、これ以上広い水路のときには水路壁の存在による m'_y の増加分は考慮しなくともよいが、 $J'_{zHW}/J'_{zH\infty}$ は $H/d=1.30$ で約 1.2 で、その影響は考慮しなければならない。

(ロ) 付加質量に対する有限水路幅の効果は瘦形なマリナー型船の場合の方が、肥った東京丸の場合よりも顕著であるが、付加慣性モーメントに対する有限水路幅の影響は東京丸の方がマリナー型船よりも著しい。

(b) static derivatives Y'_β, N'_β に対する有限水路幅影響 比 $Y'_{\beta HW}/Y'_{\beta H\infty}, N'_{\beta HW}/N'_{\beta H\infty}$ を Fig. 30, 31, 32, 33 に示す。Fig. 32, 33 で $H/d=1.20$ の比の値が交錯しているのは前述の通り実験値の誤差等であろう。浅水路影響については Y'_β と N'_β に明らかな差異があつたが、有限水路幅影響の Y'_β, N'_β に対する度合は、ほぼ同程度で明確な差異はない。また有限水路幅の影響そのものはマリナー型船では W/B が 6 より大きくなると無視できる程度であるが、東京丸では異常値は別としても、その影響は無視できない。

Fig. 30 static derivative Y'_β に対する有限水路幅影響（マリナー型船）

Fig. 31 static derivative N'_β に対する有限水路幅影響（マリナー型船）

Fig. 32 static derivative Y'_{β} に対する有限水路幅影響 (東京丸) Fig. 33 static derivative N'_{β} に対する有限水路幅影響 (東京丸)

(c) rotary derivatives Y'_r, N'_r に対する有限水路幅影響 4.1 と同様、深水時の m_x' を用いて Y_r^* を求め、比 $Y_{rHW}^*/Y_{rH\infty}^*, N'_{rHW}/N'_{rH\infty}$ を Fig. 34, 35, 36, 37 に示す。これらを Fig. 30~33 と比較すると rotary derivatives Y_r^*, N'_r に対する有限水路幅の影響は static derivatives Y_{β}', N_{β}' のそれよりも大きい。したがってマリナー型船の場合といえども、 W/B が 6 程度でも、その影響は無視できない。すなわち付加慣性モーメントをも含めて rotary derivatives Y_r', N_r' に対する有限水路幅の影響の方が、付加質量および static derivatives Y_{β}', N_{β}' に対するそれよりも大きい。

なお、Fig. 38, 39, 40, 41 には非対称流対力の係数 Y_{η}', N_{η}' を H/d をパラメーターに W (または W/B) に対して示している。

(d) 狭水路中での針路安定性 針路安定性を調べるために (10) 式の係数 a, b, c, d, e と G 値を計算して Table 10, 11 に示す。これによれば d が正になるものもあるが、 G がいずれも正であるため結局すべての場合に針路不安定であることになる。しかし G 値に関する限り、水路幅が広いほど、かつ水深が深いほど、その正値は一樣に小さくなり安定化の傾向を示している。そこで非対称流体力の係数 Y_{η}', N_{η}' を除いた諸係数は狭水路中の値を用いて (すなわち狭水路中での acceleration, static rotary derivatives をもつ船が非対称流体力の影響を受けないとして) 操縦性指数, stability discriminant を求めて同じく Table 10, 11 に示しているが、これを Table 6, 7 と比較すると、むしろ浅水時よりも船は安定になつていくことがわかる。とくに東京丸の場合

Fig. 34 rotary derivative Y_r^* に対する有限水路幅影響 (マリナー型船) Fig. 35 rotary derivative N_r' に対する有限水路幅影響 (マリナー型船)

Fig. 36 rotary derivative Y_{rW}^* に対する有限水路幅影響 (東京丸)

Fig. 37 rotary derivative N_{rH00}' に対する有限水路幅影響 (東京丸)

Fig. 38 非対称流体力係数 Y_{η}' (マリナー型船)

Fig. 39 非対称流体力係数 N_{η}' (マリナー型船)

Fig. 40 非対称流体力係数 Y_{η}' (東京丸)

Fig. 41 非対称流体力係数 N_{η}' (東京丸)

Table.10 マリナー型船：特性方程式の係数 a, b, c, d, e
および G ，操縦性指数(i : 虚数記号)

	H/d	1.3	1.5	1.9
a	$W=1.0\text{ m}$	-67.4×10^{-6}	-36.5×10^{-6}	-25.5×10^{-6}
	1.5 m	-44.9 //	-32.0 //	-23.5 //
	2.0 m	-33.9 //	-29.4 //	-21.9 //
b	$W=1.0\text{ m}$	-367.4 //	-155.7 //	-86.8 //
	1.5 m	-232.9 //	-127.8 //	-79.2 //
	2.0 m	-172.7 //	-111.9 //	-72.6 //
c	$W=1.0\text{ m}$	-742.4 //	-165.1 //	-34.6 //
	1.5 m	-437.7 //	-116.1 //	-32.7 //
	2.0 m	-296.9 //	-90.8 //	-31.7 //
d	$W=1.0\text{ m}$	-275.0 //	-19.2 //	-5.94 //
	1.5 m	-33.5 //	-9.02 //	1.45 //
	2.0 m	5.12 //	-0.656 //	1.40 //
e	$W=1.0\text{ m}$	-1820.5 //	-534.0 //	-152.6 //
	1.5 m	-430.1 //	-153.7 //	-53.9 //
	2.0 m	-152.7 //	-56.7 //	-20.0 //
G	$W=1.0\text{ m}$	175.8×10^{-12}	12.61×10^{-12}	1.132×10^{-12}
	1.5 m	19.9 //	2.38 //	0.342 //
	2.0 m	4.82 //	0.703 //	0.109 //
stability discriminant c	$W=1.0\text{ m}$	-845.9×10^{-6}	-211.3×10^{-6}	-52.7×10^{-6}
	1.5 m	-465.1 //	-129.9 //	-39.5 //
	2.0 m	-308.1 //	-96.9 //	-34.5 //
T_1'	$W=1.0\text{ m}$	$0.217+0.181 i$	$0.368+0.193 i$	1.263
	1.5 m	$0.254+0.184 i$	$0.492+0.065 i$	1.644
	2.0 m	$0.280+0.177 i$	0.750	1.742
T_2'	$W=1.0\text{ m}$	$0.217-0.181 i$	$0.368-0.193 i$	0.384
	1.5 m	$0.254-0.184 i$	$0.492-0.065 i$	0.363
	2.0 m	$0.280-0.177 i$	0.404	0.366
T_3'	$W=1.0\text{ m}$	0.256	0.384	0.564
	1.5 m	0.274	0.446	0.553
	2.0 m	0.295	0.504	0.581
T'	$W=1.0\text{ m}$	0.178	0.353	1.083
	1.5 m	0.226	0.538	1.454
	2.0 m	0.266	0.650	1.526
K'	$W=1.0\text{ m}$	-0.374	-0.656	-1.268
	1.5 m	-0.448	-0.815	-1.536
	2.0 m	-0.540	-0.876	-1.510

には，浅水路では不安定になっていたものも，ここで考えている仮想的な場合には安定となり，狭水路中での針路不安定性が非対称流体力の存在に大きく左右されていることが如実に示されている。

5 狭水路中での自動操縦による針路安定化

前述したように，いずれの場合にも船は針路不安定であつたが，自動操縦を行なえば，不安定度もある程度改善できることが考えられるので¹⁰⁾，これについて考察する。なお東京丸については舵力係数 Y_δ', N_δ' の計測値がないので，以下の計算はすべてマリナー型船についてのみである。自動操縦方式としては比例制御方式のみとし，フィード・バック要素として方位角 θ' ，角速度 r' ，角加速度 $\dot{r}'$ ，オフ・セット位置量 η' ，オフ・セット速度 $\dot{\eta}'$ の5種を考え，それぞれの比例係数を k_1, k_2, k_3, k_4, k_5 とする。すなわち舵角量 δ' は

$$\delta' = k_1 \theta' + k_2 r' + k_3 \dot{r}' + k_4 \eta' + k_5 \dot{\eta}' \quad (12)$$

となる。これを(1)式に代入して(10)式の a, b, c, d, e に相当する係数を求めると，それぞれ a', b', c', d', e' に変わる。

$$\left. \begin{aligned} a' &= a + k_3 a_3 \\ b' &= b + k_2 b_2 + k_3 b_3 + k_5 b_5 \\ c' &= c + k_1 c_1 + k_2 c_2 + k_3 c_3 + k_4 c_4 + k_5 c_5 \\ d' &= d + k_1 d_1 + k_2 d_2 + k_4 d_4 + k_5 d_5 \\ e' &= e + k_1 e_1 + k_4 e_4 \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

Table 11 東京丸：特性方程式の係数 a, b, c, d, e および G , 操縦性指数

(i : 虚数記号)

	H/d	1.2	1.5	1.9
a	$W=1.0\text{ m}$	-353.8×10^{-6}	-123.4×10^{-6}	-82.9×10^{-6}
	1.5 m	-215.3 "	-97.6 "	-76.6 "
	2.0 m	-196.4 "	-94.6 "	-71.3 "
b	$W=1.0\text{ m}$	-1084.6 "	-359.1 "	-222.1 "
	1.5 m	-650.8 "	-284.8 "	-197.7 "
	2.0 m	-588.6 "	-260.2 "	-184.6 "
c	$W=1.0\text{ m}$	-1983.8 "	-189.5 "	-15.6 "
	1.5 m	-865.8 "	-105.1 "	-13.4 "
	2.0 m	-573.4 "	-77.9 "	-8.28 "
d	$W=1.0\text{ m}$	-267.7 "	21.2 "	-10.2 "
	1.5 m	-63.5 "	-6.68 "	-3.48 "
	2.0 m	-21.2 "	-4.87 "	-1.80 "
e	$W=1.0\text{ m}$	-4033.3 "	-989.4 "	-291.4 "
	1.5 m	-828.5 "	-249.3 "	-107.3 "
	2.0 m	-329.4 "	-71.1 "	-41.3 "
G	$W=1.0\text{ m}$	4194.0×10^{-12}	129.1×10^{-12}	14.3×10^{-12}
	1.5 m	316.0 "	20.0 "	4.19 "
	2.0 m	107.0 "	4.72 "	1.41 "
stability discriminant c	$W=1.0\text{ m}$	-2304.4×10^{-6}	-308.4×10^{-6}	-56.0×10^{-6}
	1.5 m	-931.7 "	-129.4 "	-27.7 "
	2.0 m	-600.9 "	-85.1 "	-13.8 "
T_1'	$W=1.0\text{ m}$	$0.235+0.313 i$	$0.582+0.248 i$	3.547
	1.5 m	$0.349+0.330 i$	1.777	6.728
	2.0 m	$0.490+0.295 i$	2.635	12.962
T_2'	$W=1.0\text{ m}$	$0.235-0.313 i$	$0.582-0.248 i$	0.418
	1.5 m	$0.349-0.330 i$	0.424	0.411
	2.0 m	$0.490-0.295 i$	0.422	0.398

$$\left. \begin{aligned} \text{ただし } a_3 &= b_2 = c_1 = N'_8(m' + m_y') - Y'_8 N'_\beta \\ b_5 &= c_4 = Y'_8(I_z' + J_z') + N'_8 Y'_r \\ b_3 &= c_2 = d_1 = d_5 = e_4 = Y'_\beta N'_8 - N'_\beta Y'_8 \\ c_5 &= d_4 = N'_8(m' + m_y') - N'_r Y'_8 - N'_\beta Y'_8 + N'_8 Y'_r \\ c_3 &= d_2 = e_1 = Y'_8 N'_\eta - N'_8 Y'_\eta \end{aligned} \right\}$$

したがって安定条件も (11) 式で a, b, c, d, e の代りに a', b', c', d', e' を代入したもので与えられる。以下 5 種のフィード・バック要素について個別に考える。

(a) 方位角制御 k_1 を除く他の係数はすべて零とする制御方式で, a', b', c', d', e' は

$$a' = a, \quad b' = b, \quad c' = c + k_1 c_1, \quad d' = d + k_1 d_1, \quad e' = e + k_1 e_1 \quad (14)$$

となる。すでに a, b の値は負であつたので結局満すべき条件は, 次のごとくになる。

$$\begin{aligned} d + k_1 d_1 &< 0, \quad e + k_1 e_1 < 0, \\ (bc_1 d_1 - ad_1^2) k_1^2 + \{b(cd_1 + c_1 d) - 2add_1 - b^2 e_1\} k_1 + bcd - ad^2 - b^2 e &< 0 \end{aligned} \quad (15)$$

これら 3 条件を同時に満すべき k_1 が求められれば針路安定化できることになる。これを Table. 12 に示す。表中の k_1 の値はいずれも過大な値を用いなくとも, 方位角制御するだけで十分針路安定にすることができることを示している。

(b) 角速度制御, 角加速度制御, オフ・セット位置制御 通常角速度制御または角加速度制御という場合は, それぞれ方位角制御または方位角制御, 角速度制御を併用する場合をいうが, ここでは単にそれのみを用いる場合をいう。前項と同様にそれぞれの場合につき a', b', c', d', e' を求めて安定条件にあてはめ, それを満たす k_2, k_3, k_4 の範囲を求めてみると, いずれも不可能で, 結局これらの方法では針路安定化はできない。

(c) オフ・セット速度制御 この制御方法で安定化が可能であろうことは, すでに方位角制御で安定化が可能であつたことと, (9) 式を考え合せれば大凡の予想がつこう。このときの安定条件は次のごとくになる。

$$\begin{aligned} b + k_5 b_5 &< 0, \quad d + k_5 d_5 < 0, \\ b_5 c_5 d_5 k_5^3 + (bc_5 d_5 + b_5 c_5 d + b_5 c_5 d - ad_5^2 - b_5^2 e) k_5^2 \end{aligned}$$

$$+(bcd_5+bc_5d+b_5cd-2add_5-2bb_5e)k_5+bcd-ad^2-b^2e<0$$

これら3条件を満たす k_5 の範囲を Table 13 に示す。この結果 $H/d=1.90$, $W=1.5\text{m}$, 1.0m の場合を除けば安定化可能で、この方位角制御との差は迎角 β もフィード・バック要素に入っているためである。

 Table 12 安定化可能なる k_1 の範囲

	$W=2.0\text{m}$	$W=1.5\text{m}$	$W=1.0\text{m}$
$H/d=1.3$	0.532~18.02	0.893~39.43	1.94~93.38
1.5	0.667~11.36	1.12~14.70	2.32~15.62
1.9	0.610~8.09	1.21~9.40	2.08~10.37

 Table 13 安定化可能なる k_5 の範囲

	$W=2.0\text{m}$	$W=1.5\text{m}$	$W=1.0\text{m}$
$H/d=1.3$	0.547~8.74	0.910~10.05	1.93~10.88
1.5	0.756~6.92	1.37~7.32	3.09~6.69
1.9	0.842~3.39	—	—

このように方位角制御によつて容易に安定化できることは非常に有利で、運河等の現実の狭水路中を安全に航行しているのは舵手がおのずと、これに近い操舵を行なっているからであろう。つぎに実際に初期に方位角量

 Fig. 42 初期方位角量 θ_0' があるときの運動 (マリナー型船)

 Fig. 43 初期オフセット位置量 η_0' があるときの運動 (マリナー型船)

Fig. 44 初期方位角量 θ_0' があるが方位角比例制御 $\delta' = 2\theta'$ を用いたときの運動(マリナー型船)

Fig. 45 初期オフセット位置量 η_0' があるが方位角比例制御 $\delta' = 2\theta'$ を用いたときの運動(マリナー型船)

θ_0' , またはオフ・セット位置量 η_0' の偏りがあるときの以後の船の運動を計算した例を示す。なおこのとき非対称流体力の項のみは(1)式の右辺に η に関する三次の項をも含めて計算した。Fig. 42, 43 は自動操縦を用いないときの運動であり, 初期変位量は次第に増大して遂には水路壁に衝突することになる。Fig. 44, 45 は方位角比例制御 $\delta' = 2\theta'$ を用いたときの運動であるが, これによれば急速に初期変位量が減衰することが明らかである。

6 結 言

- (1) 従来の rotating arm では非常に困難であつた制限水路での各係数の計測が, 強制ヨーイング法によればそれによつて制限水路での操縦性を議論するに足る十分な精度で実験を行なうことができることが明らかになった。

その結果を用いて浅水路での操縦性についてまとめると,

- (2) H/d が 2.5 よりも大きくなれば, 運動方程式中の各係数に及ぼす浅水影響はあまり大きくないが,

H/d が 2.0 よりも小さくなると、その影響は急速に大きくなる。本実験によれば H/d が 4~5 より大きければ一応深水とほとんど差異のない実験結果が得られそうである。

- (3) 深水から浅くなるにしたがい、針路不安定になる要因があり、船型によつては完全に針路不安定となるものがある。しかしこのような船でも、さらに水深が浅くなれば針路安定になり深水時よりも数段安定化され、その結果、周期的安定となる場合もある。しかし、このときは旋回性能は極端に悪くなり、実際の操船上はやはり危険この上ないのである。

現実の制限水路では純粋な浅水影響のみが問題となることは少なく、なんらかの意味で狭水路と考えた方が妥当な場合が多い。

- (4) 有限水路幅の影響は付加慣性モーメントを含めて rotary derivatives Y'_r, N'_r に対する方が、付加質量, static derivatives Y_{β}', N_{β}' に対するよりも大きい。
- (5) $W/B \approx 6.0$, $H/d \approx 1.90$ 程度の水路でも船は針路不安定である。しかし運動方程式中の各係数（非対称流体力の係数は除く）に与える有限水路幅の影響は極くわずかで、針路不安定になる原因は非対称流体力の存在が主であると考えられる。
- (6) しかし制御方式として最も簡単であると思われる方位角比例制御で容易に安定化できることが判明した。

最後に本論文にあたり終始ご指導いただき元良誠三教授、ならびに実験に際して多大のご助力いただいた東京大学安定性能研究室杉田松次助手他の方々から感謝の意を表します。なお本研究の一部は社団法人日本海難防止協会昭和 42 年度の研究計画の一部として行なわれたこと、また実験に使用した模型については石川島播磨重工業株式会社、東京タンカー株式会社にご協力いただいたことを付記する。

参 考 文 献

- 1) Motora, S. and Couch, R.B. : "Manoeuvrability of Full Bodied Ships in Restricted Waters", SNAME, Great Lakes and Great Rivers Section, Oct. 1961.
- 2) 菅 信, 花岡達郎 : 旋回性に及ぼす浅水影響の計算, 造船協会論文集, 第 115 号, 1964.
- 3) Motora, S. and Fujino, M. : "On the Measurement of the Stability Derivatives by means of Forced Yawing Technique", 造船協会論文集, 第 118 号, 1965
- 4) Garthune, R.S., Rosenberg, B., Cafiero, D. and Olson, C.R. : "The Performance of Model Ships in Restricted Channels in Relation to the Design of a Ship Canal", DTMB Report 601, Aug. 1948.
- 5) Morse, R.V. and Price, D. : "Maneuvering Characteristics of the Mariner Type Ship (USS Compass Island) in Calm Sea", 1961.
- 6) Strøm-Tejsen, J. and Chislett, M.S. : "A Model Testing Technique and Method of Analysis for the Prediction of Steering and Manoeuvring Qualities of Surface Ships", Hydro-and Aerodynamics Laboratory Report No. H_p-7 , 1966
- 7) 元良誠三 : 船体運動に対する見掛け質量効果の影響に関する研究, 学位論文 1959, 造船協会論文集第 105~107 号 (1959~1960) に分載
- 8) 野本謙作, 田口賢士, 本田啓之助, 平野 進 : 船の操縦性について, 造船協会論文集, 第 99, 101 号 1956, 1957.
- 9) 日本造船研究協会 : 「巨大船の運航性能に関する実験研究」報告書, 1968.
- 10) 元良誠三, 小山健夫 : 自動操縦による操縦性能の向上について, 造船協会論文集, 第 116 号, 1964.

記 号 表

記 号	無 次 元 表 示	定 義
L		船の長さ
B		船 の 幅
d		喫 水
W		水路の底の幅
H		水 深
η	$\eta' = \eta/L$	水路中心から船の重心までの距離
r	$r' = rL/U$	z 軸まわりの角速度
β	$\beta' = \beta$	迎 角

θ	$\theta' = \theta$	方位角
δ	$\delta' = \delta$	舵角
U		船速
ω	$\omega' = \omega \frac{L}{U}$	角周波数
Y, N	$Y' = \frac{Y}{\frac{1}{2} \rho L^2 U^2}, \quad N' = \frac{N}{\frac{1}{2} \rho L^3 U^2}$	y 軸方向の力と z 軸まわりのモーメント (ρ : 水の密度)
$\bar{\beta}, \bar{\eta}, \bar{r}, \bar{Y}, \bar{N}$		それぞれの量の大きさ
m	$m' = \frac{m}{\frac{1}{2} \rho L^3}$	船の質量
m_x, m_y	$m_{x,y}' = \frac{m_{x,y}}{\frac{1}{2} \rho L^3}$	x 方向または y 方向の付加質量 (acceleration derivative)
I_z	$I_z' = \frac{I_z}{\frac{1}{2} \rho L^5}$	z 軸まわりの船の慣性モーメント
J_z	$J_z' = \frac{J_z}{\frac{1}{2} \rho L^5}$	z 軸まわりの付加慣性モーメント (acceleration derivative)
Y_β, N_β	$Y_\beta' = \frac{Y_\beta}{\frac{1}{2} \rho L^2 U^2}, \quad N_\beta' = \frac{N_\beta}{\frac{1}{2} \rho L^3 U^2}$	static derivatives
Y_r, N_β	$Y_r' = \frac{Y_r}{\frac{1}{2} \rho L^4}, \quad N_\beta' = \frac{N_\beta}{\frac{1}{2} \rho L^3 U}$	acceleration derivatives
Y_r, N_r	$Y_r' = \frac{Y_r}{\frac{1}{2} \rho L^3 U}, \quad N_r' = \frac{N_r}{\frac{1}{2} \rho L^4 U}$	rotary derivatives
Y_η, N_η	$Y_\eta' = \frac{Y_\eta}{\frac{1}{2} \rho L U^2}, \quad N_\eta' = \frac{N_\eta}{\frac{1}{2} \rho L^2 U^2}$	非対称流体力の係数
Y_δ, N_δ	$Y_\delta' = \frac{Y_\delta}{\frac{1}{2} \rho L^2 U^2}, \quad N_\delta' = \frac{N_\delta}{\frac{1}{2} \rho L^3 U^2}$	舵力の係数
T_1, T_2, T_3, T, K	$T_i' = \frac{T_i U}{L}, \quad K' = \frac{KL}{U}$	操縦性指数