(昭和 44 年 11 月日本造船学会秋季講演会において講演)

新しい操縦性模型試験法

正員 野 本 謙 作* 正員 烏 野 慶 一**

A New Procedure of Manoeuvring Model Experiment

Kensaku Nomoto, *Member* Keiichi Karasuno, *Member*

Summary

A set of four characteristic figures— K , T_1 , T_2 and T_3 —provides a full description of the response behaviour of a ship to steering [ref.1]. Although a simplified analysis based upon this idea (so-called $K-T$ analysis) has a wide popularity to measure and to assess manoeuvrability of ships, the four constants above-mentioned should be called upon to describe the response perfectly in the analysis and synthesis of steering control of a ship, taking an automatic steering device and/or a human operator into account [2].

This paper relates to a new procedure of defining these four characteristic constants using a radio-controlled, free-sailing model. This is also adoptable to a full-size experiment in principle. The procedure employs two kinds of manoeuvres; a parallel shifting of ship's path and periodic steering with a fixed amplitude and a number of frequencies. Both manoeuvres can be performed in a conventional towing basin. The periodic steering results and harmonic analysis of the parallel shift manoeuvre give an enough information to assess the transfer function (frequency response function) of a ship, which, in turn, yields the characteristic constants K , T_1 , T_2 and T_3 .

These constants are composed of the eight stability derivatives (coefficients of the linear equation of motion), so that we can define these derivatives through the present procedure if four of these derivatives are given by any other sources, for example, oblique towing test.

The data involved were obtained at the Osaka University Experiment Tank (80m×7m×3.6m) employing two 4.5m models out of Todd's 60 series.

緒 論

操舵に対する船の応答の性質—操縦性—は四箇の特性常数 K , T_1 , T_2 , T_3 でよく表わすことができる¹⁾。これを簡略化した二つの特性指数 K と T —所謂操縦性指数—を使うことは広く行われており、旋回試験結果と併せて、ある船型の操縦性能の目安を与えるのに役立つ。しかしこの方法はオートパイロットや操舵員のような操舵管制機構と船を一体とする全操縦系の問題を制御工学的に捉えようとする場合には多くの不都合があり、ここでは再び上記四箇の特性値による船の応答特性の表現に立ちかえる必要がある²⁾。

これらの特性常数を決定する実験手段には二つの流れがある。一つは拘束模型の方法と呼ばれ、旋回水槽や強制ヨーイング実験によって船に働く力を計測し、その係数から K , T_1 , T_2 , T_3 を組立てる^{3,5)}。もう一つは自由航走模型や実船に適当な操舵を与えてその運動を観測し、その解析から K , T_1 , T_2 , T_3 を決定する⁴⁻⁽¹⁾⁾。

本論文は主として後者の立場に立つて、従来の手法を発展させたものであるが、一部、拘束模型の手法を取り入れている。そして本論文の主眼は普通の曳航水槽で実施でき、過大な時間を要することなく、十分な精度で上記四箇の特性常数を決定する実験手段とその解析法の確立である。なお、この方法は原理的には実船の操縦性試験にも応用できるものであり、そのような実験が行なわれれば有益な資料が得られるであろう。

* 大阪大学工学部

** 神戸商船大学航海科

1 平行移動操舵一過渡応答法の一形式

1.1 平行移動操舵法の理論

線型化された操縦運動方程式から横流れ角 β を消去すると

$$T_1 T_2 \frac{d^2 \dot{\psi}}{dt^2} + (T_1 + T_2) \frac{d\dot{\psi}}{dt} + \dot{\psi} = K\delta + K T_3 \frac{d\delta}{dt} \quad (1)$$

なる舵角 $\delta(t)$ 対回頭角速度 $\dot{\psi}(t)$ の応答の方程式を得る。 (1) 式をラプラス変換して伝達函数 $Y_s(p)$ で書き表わすと

$$Y_s(p) = \frac{K(1+pT_3)}{(1+pT_1)(1+pT_2)} = \frac{\dot{\psi}(p)}{\delta(p)} = \frac{L[\dot{\psi}(t)]}{L[\delta(t)]} = \frac{\int_0^\infty e^{-pt} \cdot \dot{\psi}(t) dt}{\int_0^\infty e^{-pt} \cdot \delta(t) dt} \quad (2)$$

ここに p は複素数で $p = \alpha + i\omega$ である。進路安定な船では $\alpha \rightarrow 0_+$ で分子、分母の積分は収束するから

$$Y_s(i\omega) = \frac{K(1+i\omega T_3)}{(1+i\omega T_1)(1+i\omega T_2)} = \lim_{\alpha \rightarrow 0} \frac{\int_0^\infty \dot{\psi}(t) e^{-\alpha t} \cdot e^{-i\omega t} dt}{\int_0^\infty \delta(t) e^{-\alpha t} \cdot e^{-i\omega t} dt} \quad (3)$$

となる。任意の操舵 $\delta(t)$ を与え、誘起された運動 $\dot{\psi}(t)$ を計測してそれぞれ (3) 式に代入、計算すれば伝達函数 Y_s が求められ、船の応答特性が決定できる。

ところで通常水槽でこの実験を行うためには操舵前後のコースが平行となることの、所謂平行移動操舵が望ましい。ところがそのような操舵では (3) 式に $\omega = 0$ を代入すると $Y_s(i \times 0) = 0/0$ の不定形となってしまうことから分るように、 ω の大変小さい範囲における伝達函数が精度よく求められない。

そこで (2) 式を変形して

$$Y_s(p) = \frac{\dot{\psi}(p)}{\delta(p)} = \frac{\dot{\psi}(p)}{\delta(p)/p}$$

の形にすると (3) 式に対応して

$$Y_s(i\omega) = \lim_{\alpha \rightarrow 0} \frac{\int_0^\infty \dot{\psi}(t) e^{-\alpha t} \cdot e^{-i\omega t} dt}{\int_0^\infty e^{-\alpha t} \cdot e^{-i\omega t} \int_0^t \delta(t) dt dt} \quad (4)$$

を得る。舵角 $\delta(t)$ と回頭角 $\dot{\psi}(t)$ を計測し (4) 式に代入すると、平行移動操舵に対しても伝達函数 Y_s が有限確定する。

この方法では操舵前後のコースが厳密に平行となることが望ましく、そのためには固定されたプログラムによる操舵では不十分であつて、自動操舵装置を使う必要がある。この方法の長所は外乱の少ない、設備のそろつた、実験能率のよい通常曳航水槽で実行できることである。

1.2 実験の手順と装置

平行移動操舵実験における機器配置を Fig. 1 に示す。曳引車に固定した電磁石式模型船保持装置を用い模型船を水槽中心線近くの位置で中心線に平行に曳引加速する。曳引車が船の自航速度に達したら、曳引車を一瞬減

1. Towing Guide 2. Steering Gear 3. Automatic Steering Device 4. Rate Gyro Amplifier 5. Rate Gyro 6. Recorder 7. Radio-control Receiver 8. Speed-measuring Counter 9. Timer 10. Directional Gyro 11. Speed Pick-Up 12. Towing Guide (fore) 13. Batteries

Fig. 1 Instrumentation for Frequency Response Steering Experiments

速し、同時に電磁石を切つて模型船を発進させる。それと同時に一定舵角を与える（通例 5° ）。船の回頭角が所定の角度（通例 3° ）に達すると、回頭角計測ジャイロに連動した光電リレーが働き自動操舵装置を発動する。自動操舵装置は比例操舵によつて船を原針路に戻す。自動操舵装置は少し under damping にしておいて減衰振動あるいは自励発振しながら原針路に復帰する位がよい。この模様を図解すれば Fig. 2 のようになる。なお、本研究の初期には比例操舵でなしに Bang-Bang 操舵を使つたが、これが意外に解析の精度を悪くすることが分り比例操舵に換えられた。現在、自動操舵の回頭角信号は角速度ジャイロ出力を積分したものを使っている。

実験上、注意を要することは模型船を正確に中心線方向に曳引加速し、又、発進時には曳引速度を模型船の自航速度に合せ、運動の初期条件をすべて零にして自航を開始させることである。計測器については自由ジャイロ、角速度ジャイロ双方ともドリフトを極小にする配慮が肝要である。

1.3 周波数応答解析の計算

平行移動操舵の周波数応答解析は(4)式に従つていく

つかの ω に対して $Y_s(i\omega)$ を計算することである。(4)式の分母、分子とも過渡状態から定常振動に入るまでの区間は数値積分、それ以降 $t=\infty$ までは定常自動振動または減衰振動とみなして数式積分を行う。ここで平行移動の運動が完全に行われ、また見掛けの舵角（計測された舵角）零に対して船が直進するならば計測された回頭角と舵角をそのまま(4)式に代入してよいが、現実の実験は僅かながらこのような理想状態から離れている。そのため以下に述べる補正を実験結果に加え理想状態に換算した上で(4)式の計算を行う必要がある。

この修正は理想的な平行移動運動と実測された運動の差を丁度打消すに足る簡単な操舵とそれに対応する運動を別に計算し、実測された舵角と運動にそれぞれ加えることで行われる。そのためには操舵に対するその船の応答特性をあらかじめ仮定しなければならない。そこで平行移動操舵の初期の部分に Z 試験解析に広く用いられている K-T 解析⁴⁻⁽²⁾を適用して一次系近似の操縦性指数 K と T を求め、 K_e , T_e と記す。上記修正量はいずれにせよ微小であるから、まず、この K_e , T_e を用いて上記の補正を行う。一連の解析が完了して K , T_1 , ……等が得られたのち、必要があればそれらの特性常数を使つて上記補正を繰返す逐次近似法が可能であるが普通その必要はないようである。

以下にこの考え方に立つて行われる 5 箇の補正を述べる。

第1補正—初期角速度 $\dot{\psi}_0$ の補正— $\dot{\psi}_0$ は実際にとられた操舵 ($t \geq 0$) によつて現われたのではなく、発進時の外乱によるものである。従つて

$$\psi = \dot{\psi}_0 \cdot T_e \cdot (1 - e^{-t/T_e})$$

を計測された回頭角 ψ から差引く。 $\dot{\psi}_0$ は操舵を始めた時船がもつている角速度である。

第2補正—直進舵角の補正—(4)式の δ は真の舵角（真の舵角零で船は直進する）を取るべきであるが一般に見掛けの舵角 δ_m は真の舵角とは少し異なる。その差は未知である。そこで補正舵角 δ_r を考へて $\delta = \delta_m + \delta_r$ と

Fig. 2 Illustration of a Parallel Shift Manoeuvre Test

Fig. 3 Notations used in Analysing the Parallel Shift Manoeuvre

書くと、 $D \equiv \int_0^t \delta dt = \int_0^t \delta_m dt + \delta_r \cdot t \equiv D_m(t) + \delta_r \cdot t$ 即ち、 $D_m = D - \delta_r \cdot t$ となる。定常ヨーイングに入つた状態では D は平均値零の周期函数になるから、その状態における D_m の平均勾配は $-\delta_r$ に等しい。従つてこの平均勾配から求めた δ_r をもつて直線 $-\delta_r \cdot t$ を引き、それを基線として D_m を測り直せば δ_r の補正のなされた舵角の積分 D を得る（なお、この第 2 補正は実際には次の第 3 補正と一緒に行われるので次項を参照）。

第 3 補正一定常平均旋回角速度 $\dot{\psi}_\infty$ の補正—自動保針装置が理想的に作動しているならば、いかに前記の δ_r があつても定常ヨーイングの平均角速度 $\dot{\psi}_\infty$ は零であるはずであるが、実際には自動操舵装置に入るコース角信号のドリフトによつてごくゆるやかな旋回運動がいつまでも残ることがある。この場合には定常状態の平均舵角は $\dot{\psi}_\infty$ に応ずる量 δ_s だけ真の舵角の零から外れる結果となる。 $\dot{\psi}_\infty$ の存在は (4) 式の計算上不便であるから、これを丁度打消すに足る旋回運動とそれを誘起するステップ操舵を観測された運動と舵角にそれぞれ加えて、 $\dot{\psi}_\infty = 0$ の理想的な平行移動に修正することができる。加えるべきステップ操舵は $-\delta_s \cdot 1(t)$ 、加えるべき旋回の定常角速度は $-\dot{\psi}_\infty$ である。ここに $1(t)$ は単位ステップ函数である。かくして加えるべき修正は

$$\begin{aligned}\psi &= -\dot{\psi}_\infty \cdot t + \dot{\psi}_\infty \cdot T_e \cdot (1 - e^{-t/T_e}) \\ D &= -\delta_s \cdot t \quad \text{となる。}\end{aligned}$$

ところで実際には真の舵角の零点が未知であるから、実測結果から δ_s と δ_r を区別する方法はない。しかし $-(\delta_s + \delta_r)$ は計測舵角の積分 D_m の平均勾配から読取ることが出来るから（第 2 補正参照）第 2、第 3 補正を一緒にした形で行えばよい（Fig. 3）。

D_m の平均勾配 $(-\delta_r - \delta_s)$ は解析結果に大きな影響をおよぼし、決定は正確を要する。それには定常ヨーイング部分において $\dot{\psi} = 0$ の数箇の点を利用して Z 試験解析の δ_r の決定と同じ手順⁴⁻⁽²⁾ で $-(\delta_r + \delta_s)$ を求め、その平均値を採用するのがよい。

第 4 補正—不完全平行移動の補正—平行移動前後のコースの平行は十分正確にしなければならないが、それでも 0.05° 程度の誤差はさけ難い。ジャイロの回頭角信号のドリフトが主因である。Fig. 3 において第 1、2、3 補正を加えた後の基線から測つたコース誤差を $\psi_{m\infty}$ と書く。 $\psi_{m\infty}$ の存在は (4) 式の計算に当つて不都合なので、之を丁度打消すに足るインパルス操舵とそれによつて誘起される運動を観測された舵角と運動にそれぞれ加えて $\psi_{m\infty} = 0$ の理想的平行移動に修正することができる。加えるべきインパルスの大きさは $-\psi_{m\infty}/K$ であり、舵角の積分 D は $t=0$ においてこれに等しい大きさのステップ状変化をすることになる ($D_{m\infty} = \psi_{m\infty}/K$)。このインパルスによつて誘起される運動は

$$\psi = -\psi_{m\infty} \cdot (1 - e^{-t/T_e})$$

でこれを観測された ψ （第 1、2、3 補正後）に加えればよい。この計算に使う K は第 0 近似として本節冒頭に述べた K_e を使い、次項の第 5 補正で逐次近似計算を行うことになる。

ここで第 1、2、3 補正後の D の基線—直線 $D = -(\delta_r + \delta_s) \cdot t$ —を $D_{m\infty} = \psi_{m\infty}/K$ だけ平行移動したものが定常ヨーイング状態における $D(t)$ 曲線の振幅の中央を通るならば理想的であるが、わずかながらずれることが多い。そこで $D(t)$ 振幅の中央の点（その時刻 t_c 、Fig. 3 参照）と D 軸上 $D = D_{m\infty}$ の点を結ぶ直線を以つて新しい基線とする。その勾配は第 2、3 補正で求めたところの $-(\delta_r$

Fig. 4 Steering Transfer Function of M. No. 152 as obtained by Frequency Response Experiment

$+\delta_s)$ から少しずれることになるが、 δ_r, δ_s の値も亦完全に正しいとは云えないから、ここで第 2, 3 補正と第 4 補正の妥協を行つたわけである。

この四つの補正をまとめると Fig. 3 のように

$$\left. \begin{aligned} \psi &= \psi_{\infty} \cdot (1 - e^{-t/T_e}) + \dot{\psi}_{\infty} \cdot t \\ D &= D_{m\infty} - (\delta_r + \delta_s) \cdot t \\ \text{ここに } \psi_{\infty} &\equiv \psi_{m\infty} + (\dot{\psi}_0 - \psi_{\infty}) \cdot T_e \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

を ψ および D の基線としてそれぞれの値を読取ることになる。これらの値を(4)式に代入して $Y_s(0)$ の計算を実行し、次の第 5 補正に入る。

第 5 補正— K_e と $Y_s(0)$ の違いによる補正— $\omega=0$ として計算した $Y_s(0)=K_1$ は第 0 近似の K_e と少し異なる。そこで K_1 を第 1 近似として $D_{m\infty}=\psi_{m\infty}/K_1$ を用いて $D(t)$ の基線を書きかえ $Y_s(0)$ の再計算を繰返し、一致するまで行う。実際は逐次近似計算を行うと等比数列の求和の計算となり、最終的な K を求めると K は

$$\left. \begin{aligned} 1/K &= (1/K_1 + c/K_e)/(1+c) \\ \text{但し, } |c| < 1, \quad c &\equiv \psi_{m\infty} \cdot t_c \left/ \left(2 \cdot \int_0^{\infty} \psi dt \right) \right. \\ \psi &: \text{第 1, 2, 3, 4 補正後の値} \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

で与えられる。ここに t_c は第 4 補正で述べたところの、定常ヨーイング状態の $D(t)$ 振幅の中央の点を決めた時刻である (Fig. 3)。

以上、第 1 から第 5 補正によつて最終的に決つた基線から $\psi(t)$ および $D(t)$ を測り、(4)式によつて所要の ω に対する $Y_s(i\omega)$ を計算すれば、平行移動操舵から操縦性伝達函数を決定する解析が完結する。

1.4 実 例

Todd 60 シリーズの商船船型二隻について行つた平行移動舵試験とその解析結果を以下に示す。模型船要目は Table 1 に記す。実験は大阪大学東野田船型試験水槽 80m×7m×3.6m において 4.5m 模型を使つて行われた。Fig. 4, Fig. 5 に周波数応答解析で得られた伝達函数 $Y_s(i\omega)$ を Bode 線図の形で示す。同じ条件の実験を 4 回繰返した結果 (M. No. 158 については約 2 週間後の再実験をも含む) が図中の大きい方の円で示されているが、再現性は相当よいと云える。この程度まで再現性を上げるには比例操舵の採用、ジャイロ装置のドリフトを小さくすること、模型船発達条件の改善、解析面における上述の補正が必要であつた。なお、Bode 線図は周波数に対する応答の模様を振幅比および位相遅れで表示するもので横軸に周波数 ω の無次元数の常用対数 $\log_{10} \omega'$ を、縦軸に振幅比の無次元数の常用対数 $\log_{10} |Y_s'(i\omega')|$ および位相遅れ $\phi_r (\equiv \text{Arg } Y_s'(i\omega'))$ を表わしたものである。ここに $\omega' \equiv \omega / (V/L)$, $Y_s'(i\omega') \equiv Y_s(i\omega) / (V/L)$, V は船速, L は船長である。

平行移動操舵試験結果は $\log_{10} \omega' \leq 0.2$ に相当する範囲にわたっているが、低周波域信頼性が高い。 $\log_{10} \omega' = 0.2$ あたりの中間周波数以上では運動に含まれるその周波数成分が少ないので、計算は可能であるが余り意味がない。

2 正 弦 操 舵

2.1 正弦操舵法の原理¹⁾

平行移動操舵から得られる伝達函数 $Y_s(i\omega)$ は上述したとおり高周波部分では信頼出来ない。高周波部分においてはその周波数で直接船を励振する正弦操舵が伝達函数を決定する最良の方法となる。

Fig. 5 Steering Transfer Function of M. No. 158 as obtained by Frequency Response Experiment

正弦操舵は一定の振幅，周期で舵を左右に正弦状に動かす操舵で，船の運動 $\dot{\psi}$ も一定の振幅，周期でもつて正弦状に変化する。周期 T_r の正弦操舵 $\delta = \delta_0 \cdot \sin \omega_r t$, $\omega_r = 2\pi/T_r$ を与えるとその定常運動は (2) 式から $\dot{\psi}(t) = |Y_s(i\omega_r)| \cdot \delta_0 \sin[\omega_r t + \text{Arg } Y_s(i\omega_r)]$ となる。定常状態におけるヨーイング角速度と舵角の比が $|Y_s(i\omega_r)|$ ，舵角から角速度への位相差が $\text{Arg } Y_s(i\omega_r)$ であることに注意すれば正弦操舵から直ちに $Y_s(i\omega_r)$ の Bode 線図が描ける。なお，通常水槽で正弦操舵を行うには平均コースが水槽中心線と平行になる必要があるが，これは発達と同時に cosine 位相の操舵を始めればよい。

2.2 実 例

さきに示した二隻について正弦操舵の結果を Fig. 4, Fig. 5 に併せて示す。水槽での正弦操舵試験結果は $0.0 \leq \log_{10} \omega' \leq 1.0$ の範囲にわたっている。この結果は低周波の $\log_{10} \omega' = 0.0$ 付近で実験方法の全く異なる平行移動操舵試験結果と滑らかにつながる。又，高い周波数領域では K, T_1, T_2, T_3 等の特性値が ω の函数となるところの，所謂 ω -dependence が自由航走模型船にも明瞭に現われ，拘束模型試験結果⁵⁾ から求めた $Y_s(i\omega)$ と同じような挙動を示している。

正弦操舵試験の舵角はできるだけ小さい運動をさせるため運動の強さに応じて全振幅 $4^\circ, 8^\circ, 16^\circ, 32^\circ$ に変えて行い，また水槽側壁影響の有無を調べるため，広い水面をもつ実験池で正弦操舵試験を行つた。その結果，水槽と実験池との差は認められなかつた。

3 操縦性指数 K', T_1', T_2', T_3' の決定

1, 2 に示した平行移動操舵と正弦操舵を組合せると ω の広い範囲にわたつて $Y_s(i\omega)$ を決定できる。高周波部分は ω -dependence が著しく現われ，これを記述する伝達函数は複雑なものになるが，そのような高周波部分は操縦運動においては重要でないことを考えると，むしろ ω -dependence を無視した (2) 式の伝達函数を使うことが合理的であろう。実際に問題となる周波数領域ではこれで十分である。

このように考えると上記実験で得られた低，中間周波数域の $Y_s(i\omega) - \omega$ 特性から (2) 式の特性常数 K, T_1, T_2, T_3 を求めることが出来る。即ち (2) 式より無次元表示を使つて

$$\left. \begin{aligned} \frac{T_1' + T_2'}{K'} &= \frac{1}{\omega' \cdot |Y_s'(i\omega')|} \cdot (\omega' T_3' \cos \phi_r - \sin \phi_r) \\ \frac{T_1' T_2'}{K'} &= \frac{1}{\omega'^2 K'} - \frac{1}{\omega'^2 |Y_s'(i\omega')|} (\omega' T_3' \sin \phi_r + \cos \phi_r) \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

Table 1 Particulars of the Models

	Present Data		Leeuwen equiv. to (152)	Eda		Matora & Fujino (158)
	M. No.152	M. No.158		70 (152)	60 B 2 (158)	
Length between Perpendiculars, L(m)	4.5	4.5	2.258	1.525	1.525	2.0
Length/Breadth, L/B	7.0	7.5	7.0	7.0	7.5	7.5
Breadth/Draft, B/d	2.5	2.5	2.5	2.68	2.5	2.5
Length/Draft, L/d	17.5	18.75	17.5	18.75	18.75	18.75
Block Coefficient, Cb	0.7	0.6	0.7	0.7	0.6	0.6
L. C. B. from Midship, l. c. b.	0.5% f.	1.5% a.	0.5% f.	0.5% f.	1.5% a.	1.5% a.
Radius of Gyration, k	0.25 L	0.25 L	0.25 L	0.25 L	0.25 L	0.20 L
Rudder Area Ratio, $A_R/L \cdot d$	1/66.7	1/66.6	1/67.8	1/62.5	1/62.5	1/62.5
Rudder Hight, h	0.755 d	0.755 d	0.750 d	0.750 d	0.750 d	0.750 d
Propeller Diameter	0.70 d	0.666 d	0.70 d	0.70 d	0.70 d	0.70 d
Propeller Pitch Ratio	1.10	1.075	1.10	0.945	0.945	1.073
Number of Blades	4	4	4	4	4	4
Direction of Rotation	Right	Right	Right	Right	Right	Right
Froude Number	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2
Number of P. Revolution	M. P.	M. P.	S. P.	M. P.	M. P.	S. P.

M. P.: Model Point, S. P.: Ship Point

Table 2 Comparison of the Steering Quality Indices and the Stability Derivatives

	Leeuwen (152)	Eda		Motora & Fujino (158)		Present Data		
		70 (152)	60 B2(158)			M. No.152	M. No.158	
derived from Captive Test	1.110	1.600	1.120	—	K'	1.256	1.413	Frequency Response Analysis (1)
	2.800	3.605	2.590	3.120	T_1'	3.120	3.414	
	0.307	0.295	0.285	0.090	T_2'	0.518	0.452	
	0.708	0.704	0.665	—	T_3'	1.333	1.014	
	2.399	3.200	2.210	—	$T' = T_1' + T_2' - T_3'$	2.305	2.852	
					K'	1.070	1.076	Zig-Zag Test
					T'	1.332	1.390	
					K'	1.136	1.151	Turning Test
Captive Test	0.388	0.324	0.270	0.330	Y_{β}'	0.339	0.318	Oblique Tow Test (2)
	0.100	0.104	0.108	0.115	N_{β}'	0.091	0.099	
	0.037	0.052	0.046	—	$-Y_{\delta}'$	0.052	0.042	
	0.019	0.025	0.022	—	N_{δ}'	0.024	0.021	
	—	—	—	—	$-Y_{R\delta}'$	0.0380	0.0357	
	—	—	—	—	$N_{R\delta}'$	0.0192	0.0173	
	0.401	0.380	0.330	0.335	$M' + M_y'$	0.718	0.523	derived from (1) _z and (2)
	0.0213	0.0237	0.0215	0.0104	$I_z' + J_z'$	0.023	0.023	
	0.133	0.125	0.078	0.107	$M' + M_x' - Y_r'$	0.040	0.061	
	0.060	0.066	0.067	0.060	$-N_r'$	0.041	0.043	
	0.200	0.200	0.160	0.160	M'	0.200	0.160	
	0.0125	0.0125	0.0100	0.0064	I_z'	0.0125	0.0100	

を得る。ここに $K' \equiv K / \left(\frac{V}{L} \right)$, $T'_{1,2,3} \equiv \left(\frac{V}{L} \right) T_{1,2,3}$ である。ここで異なる二つの ω' を選べば K' , T_1' , T_2' , T_3' なる四つの未知量に対して四つの方程式ができて、 K' , T_1' , …… が決定する理である。実際には最小自乗法を(7)式に適用してより確かな特性常数を得る。

本論文の実例において計算に用いた周波数範囲は $-1.0 \leq \log_{10} \omega' \leq 0.3$ で、そこから得た常数を Table 2 に示す。その特性常数の表わす応答を Bode 線図上に実線で描いておいたが $\log_{10} \omega' < 0.5$ の範囲で実験点をよく代表している。又、周波数範囲の選び方により算出された常数は変り、特に T_3' においてこの傾向が顕著である。従つて正しい T_3' を得るためには中間周波数域における Y_{δ} を正しく知る必要があり、この点から正弦操舵試験が重要である。

4 従来の結果との比較検討

4.1 旋回試験および Z 試験結果との比較検討

先に述べた二隻の自航模型船について定常旋回試験と Z 試験を操縦性実験池で行い、その結果をそれぞれ Figs. 6, 7 および Figs. 8, 9 に示す。

運動の強さに従つて K' および T' は変化するので本論文の方法で求めた K' , T' を旋回や Z 試験から求めたそれと比較するに当つては運動の平均強さを揃える必要がある。ここに挙げた実例では平行移動操舵の平均運動強さ(過渡部分に二回現われる角速度の極値の平均を $\sqrt{2}$ で除したもの)は $r'_m = 0.04$ 程度であるから、これに対応する強さの定常旋回試験および Z 試験の結果と比較した。つまり定常旋回試験では $r'_m = 0.04$ における $K'(r' - \delta)$ 曲線の平均勾配と、Z 試験では $1/K'$, $1/T' - r'_m$ 曲線 (Figs. 8, 9) の外挿により得た $r'_m = 0.04$ の K' および T' と比べた。それぞれの値を Table 2 に示す。この結果によると周波数応答法による K' , T'

Fig. 6 Turning Test Results of M. No. 152

Fig. 7 Turning Test Results of M. No. 158

Fig. 8 Z-Test Results of M. No. 152

Fig. 9 Z-Test Results of M. No. 158

は少し大きめである。平行移動操舵の運動強さの平均をとるのに末期の定常ヨーイング部分をも含めると r'_m は上の 0.04 より大分小さくなるから K', T' の一致は改善される傾向であるが、それでも T' の方は周波数応答法からのものがまだ、かなり大きい。この点については一次近似的前提をなす $T_1' + T_2' - T_3' \equiv T'$ の関係が十分厳密なものではないことも想起すべきであろう。

4.2 拘束模型試験結果との比較検討

最近、拘束模型による操縦性の研究が国の内外で進められており、得られた流力微係数の値が発表されている。それから組立てられる特性常数 K', T_1', T_2', T_3' を比較のため併せて Table 2 に記す。実験者および模型船の要目は Table 1 に示す。

本論文で得た特性常数 K', T_1', T_2', T_3' と比較してみると実験毎に相当の開きがあり、しかも推進器回転数が model point か ship point かの差、模型寸法の差があるので一概に云えないが、主要な常数 K' と T_1' については概略は合っているように見える。 T_2', T_3' については拘束模型からのものはかなり小さい。なかでも T_3' の差は注目すべき点と思われるが、これについては次節に触れるであろう。

5 自航模型試験と斜航試験を併用する操縦性研究の試み

上述したように操縦性の実験的研究には二つの流れがあり、拘束模型を使つて船に働く力を知ろうとする立場と自航模型の運動の計測から直接応答特性を得ようとする立場がある。そしてこの二つは互に相い補う立場にあると云つてよからう。自航模型の立場のみから流力微係数を求めることも可能ではあるが⁴⁻⁽²⁾、それはどちらかと云えば間接的であり、しかも二、三の係数は別に推定しなければならない。本論文では通常水槽で簡単に実施できる斜航試験を併用して自航模型実験から流力微係数を求めることを試み、又、その結果から上述の自航模型実験から得られた K', T_1', T_2', T_3' の値の妥当性を検討し、更に、自航、斜航両実験併用によつてこれらの特性常数を求めることも試みた。

Fig. 10 Flow Charts of the Calculation to obtain Steering Quality Indices and Stability Derivatives

5.1 流力微係数決定の一方法

線型操縦運動方程式の流力微係数は8箇あり、それらから操縦性特性常数 K', T_1', T_2', T_3' が組立てられる。今、拘束模型の斜航実験から横流れ角 β と舵角 δ に関する微係数 $Y_\beta', N_\beta', -Y_\delta', N_\delta'$ の4箇の値が決定すれば残り4箇の流力微係数は自航模型実験から得られた4つの特性常数から決定される。すなわち

$$M' + M_y' = T_3' \cdot \frac{(N_\beta')(-Y_\delta') + (Y_\beta')(N_\delta')}{(N_\delta')}$$

$$I_z' + J_z' = \frac{T_1' T_2'}{K' T_3'} \cdot (N_\delta')$$

$$-N_r' = \frac{1}{M' + M_y'} \left[\frac{T_1' + T_2'}{K'} \{ (N_\beta')(-Y_\delta') + (Y_\beta')(N_\delta') \} - (I_z' + J_z')(Y_\beta') \right]$$

$$M' + M_x' - Y_r' = \frac{1}{(N_\beta')} \left\{ (Y_\beta')(-N_r') - \frac{(N_\beta')(-Y_\delta') + (Y_\beta')(N_\delta')}{K'} \right\}$$

となり、加速度および回転に関する係数が求まる。この計算の流れをフローチャートで書くと Fig. 10 の Procedure 1 ようになる。この計算結果を Table 2 に記す。

5.2 自航、斜航両模型実験併用による K', T_1', T_2', T_3' の決定

こうして得られた横方向の見掛質量 $M' + M_y'$ は明らかに過大であり、一方、斜航で得られた微係数は妥当な値であることを考えると自航から求めた T_3' が過大であると見なさざるを得ない。そこで、斜航試験結果と見掛質量推定の元良チャートから求めた M_y' を使つて T_3' を決め、この T_3' を使つて自由模型の結果から K', T_1', T_2' を求める併用法が考えられる (Fig. 10—Procedure 2)。自由模型について $-1.0 \leq \log_{10} \omega' \leq 0.3$ の周波数範囲をとり、この方法で求めた結果を Fig. 4, Fig. 5 に破線で示す。この場合は T_3' の値は当然合理的な値に見えるが、一方、実測された伝達函数を正しく表わすという点では自由模型の結果だけから求めた K', T_1', T_2, T_3' の方がよい。

このあたりの矛盾は更に検討の要があるが、制御工学的立場からすれば低ならびに中間周波数範囲における伝達函数の正しい評価が大切であり、 K, T_1 等の常数の値は第二義的であると云えるであろう。端的に云えば Bode 線図があればそれでその船の操縦特性は十分に表現されている。しかし一方ではここで示したように単に応答特性に止まらず流力微係数にまで問題を分解して考えることは操縦運動の物理的機構を解明することに役立ち、ひいてはより正しい応答特性を知ることにもつながると考えてよからう。

5.3 斜航試験および舵力試験の方法

本研究で行った拘束試験はピッチングおよびヒーピングを自由にし、ローリングを拘束した。船体横方向の力

およびモーメントは板バネ 2 枚とストレインゲージを使つた検力計で測定される。

斜航試験においては舵中央のまま横流れ角 β を 0° から 1° 毎に $\pm 8^\circ$ 迄変え、原点近くの $Y'-\beta$ 曲線、 $N'-\beta$ 曲線の勾配より係数を求めた。舵力試験では横流れ角 $\beta=0$ にして舵角を 0° から 5° 毎に $\pm 30^\circ$ 迄変え、船体に働く力の計測から原点近くの $Y'-\delta$ 曲線および $N'-\delta$ 曲線の微係数を求めた。操舵によつて船に働く力は舵に働く力のみならず船体にも相当量の力が誘起される⁶⁾。第 2 表中 $Y_{R\delta}', N_{R\delta}'$ は Y_δ', N_δ' 中、舵に直接働く力の成分を示す。但し、プロペラ回転数は自由航走状態 (model point) に合せて実験した。

結 論

- 1) 平行移動操舵と正弦操舵の組合せは普通の曳航水槽を使つて操縦性の特性常数 K', T_1', T_2', T_3' を決定する手段として有望である。
- 2) この方法は実船にも適用し得るものであり、特に自動操舵、保針性の見地から有益な資料を与えるであろう。
- 3) 自航模型試験と拘束模型試験の併用は操縦運動の機構を解明し、正しい応答特性を知るために有益である。

終りに本研究の遂行にあたり実験らなびに解析に大きい貢献をされた 43 年度卒業生香島英彦、山本修両君に感謝の意を表したい。

参 考 文 献

- 1) 野本, 田口, 本田, 平野: 「船の操縦性について」 (1), (2) 造協論文集 99, 101 号 (昭 31, 32)
- 2) 野本: 「自動操舵の安定性について」 造協論文集 104 号 (昭 34)
- 3) S. Motora and Fujino: "On the Measurement of the Stability Derivatives by means of Forced Yawing Technique" 造協論文集 118 号 (昭 40)
- 4) 野本, 村瀬, 多田納: 「操縦性の研究における自航模型の適用について」 (1), (2) 造協論文集 109, 110 号 (昭 36)
- 5) G. Van Leeuwen: "The Lateral Damping and Added Mass of Horizontally Oscillating Shipmodel" Technological University-Delft Pub. No. 23, June 1964.
- 6) 烏野: 「操舵が船体に誘起する横方向の力について」 関西造船協会誌 132 号 (刊行予定)