

オートパイロットによる針路不安定船の 許容限界に関する考察 (第1報)

—周波数応答法による線形計算と基本的考察—

正員 長谷川和彦* 正員 石山忠治**
梅田宏規***

On the Instability Criterion of the Autopilot Steering of Ships (1st Report)

—Frequency Response Analysis and Basic Considerations—

by Kazuhiko Hasegawa, *Member* Tadaharu Ishiyama, *Member*
Hiroki Umeda

Summary

The recent trend in ship design brought out fuller and beamier ships with poorer course stability. Naval architects are anxious about a remarkable loss of propulsive power which will be caused by such poor stability.

On the instability criterion of manual steering, we already discussed from the view point of phase compensation ability of helmsman^{1),2)}. In the present study, the same problem will be discussed on autopilot steering in open sea, utilizing the performance criterion of autopilot navigation⁶⁾.

In this first report, we provide the method of calculation with some examples and discuss about the results.

The numerical calculations were carried out by the frequency response analysis. This method is useful if the system is linear and each component of the system is known. The disturbance consists of wave and wind. Each spectrum and response amplitude operator are reasonably evaluated.

By the calculations using E10 (E Series ship with $L/V=10$ sec), it is found the following facts. If the system stability becomes inferior by the ship herself or by autopilot coefficients, low-frequency yawing grows by wind. On the other hand, high-frequency disturbance of wave causes large amount of rudder movement according to the increase of rate control in autopilot. However, this steering only acts for resistance and scarcely reduces yawing.

Further investigation concerning to the effect of L/V , the relation between the phase margin of the system and the energy loss etc. will be dealt with in the second report.

1 緒 言

1950年頃まで実用船で針路不安定のもは比較的まれて、たまたまそのような船があっても不適当な設計の結果と見なされ、主として舵面積の増大で改善をはかり、針路安定の領域に引きもどすべきと考えられてい

た。ところがその後建造された巨大船で多くの針路安定の悪い、場合によって歴然と不安定領域に踏みこんでいる船が現われるようになった。このように現実に多数の針路不安定船が就航してくると、操縦の問題について今までよりかなり変わった認識が生まれてきた。すなわち、人間でも、オートパイロットでも相当の針路不安定な船まで保針できる。しかし、極端に不安定な船までも保針できるわけではなく、当然限度がある。そして、許容できる不安定限界はすべての船に共通のものでなく、少なくとも、 L と V に関する。

筆者らは以前、人間が操舵する場合についてこの問題

* 広島大学工学部

** 常石造(株) (研究当時 広島大学大学院工学研究科) 舵

*** 菱化工業(株) (研究当時 広島大学大学院工学研究科)

をとりあげ、その許容限界を示した^{1,2)}。要約すると、次のようなことがわかった。人間の位相補償能力は限られており、それ以上の位相進みを与えないと制御系が安定にならない船では極端に保針が困難になる。その船に必要な位相進みはほぼループ幅と L/V により決まるので、その結果、 L/V が小さいほど許容される不安定度(ループ幅)は小さくなる。

本報では、オートパイロットで保針される場合について同様の考察を加える。まず、オートパイロットで保針する場合と人間が操舵する場合の違いを明確にする必要がある。人間の場合、港湾域や狭水路を比較的短時間操舵するため、航行の安全上方位偏差をできるだけ少なくしたり、それ以前に、人間のもつ能力に着目する必要がある。一方、オートパイロットの場合、その機械的・電気的限界より、むしろ、多少蛇航してもエネルギーロスが小さくなるように調整すべきである。

そこで、第2章では大洋航行中、蛇航によって生じるエネルギーロスについて考察を加え、それを評価する評価関数を導入する。

第3章では、想定した海象下をオートパイロットで航行している船の応答を求める手法として、周波数応答法を紹介し、その定式化を行なう。その際、波と風の応答関数についての検討を行なう。

第4章では、その計算例を紹介し、主に、制御系固有の安定度(操縦性指数やオートパイロットの係数に依存する)や外乱の影響について述べる。船型や L/V の影響、さらに、系全体の位相余裕とエネルギーロスの関係などについては、第2報で触れる予定である。

2 オートパイロットの評価関数

大洋航行中の推進馬力の損失については、すでに、野本³⁾、小山⁴⁾、小瀬⁵⁾の研究がある。野本は、オートパイロットに含まれる天候調整機構によって起こる自動 yawing が避け得ないとして、解析を行なった。その結果、推進馬力損失は、操舵抵抗と yawing に伴う遠心力による抵抗によって起こるとした。

一方、小山は、オートパイロットはうまく調整されていて制御系は安定であり発振は起こらないと考え、遠心力による抵抗は無視した。しかし、波や風により航路は直線とならない。この航路延長を「広い意味での抵抗増加」として扱い、結局、航路延長と操舵抵抗により抵抗増加を評価した。

小瀬は、その両者を組合わせた形の評価関数を提案した。

筆者のうちの一入はこれらの研究をもとに、推進に必要なエネルギーの平水中直進時からの増加率(%)としてオートパイロットの評価関数を定義し、これを導い

た⁶⁾。そして、1隻の貨物船型、2隻のタンカー船型に対して模型実験により船体縦方向の流体力を計測し具体的にその係数を求めた。さらに、各係数の推定法や尺度影響についても若干の考察を加え極端に違った船型でなければ、評価関数が推定できるようにした。評価関数の最終的な形は小瀬の式と同じであり、次式で表現する。

$$J = \lambda_1 \bar{\psi}^2 + \lambda_2 \bar{\delta}^2 + \lambda_3 \bar{r}^2 \quad (\%) \quad (1)$$

ここで、 $\lambda_1 = \begin{cases} 50: \text{船速一定の時} \\ 150: \text{航海時間一定の時} \end{cases}$

$R'_{\delta\delta}$: 操舵抵抗係数

(無次元化は $\rho/2 \cdot L^2 V^2$)

$$\lambda_2 = 100 \frac{R'_{\delta\delta}}{R'_{rr}}$$

R'_{rr} : 慣性抵抗係数

(無次元化は $\rho/2 \cdot L^4$)

$$\lambda_3 = 100 \frac{R'_{rr}}{R'_{uu}}$$

R'_{uu} : 船体抵抗係数

(無次元化は $\rho/2 \cdot L^2 V^2$)

$\bar{\psi}^2$: 方位偏差の自乗平均値 (rad²)

$\bar{\delta}^2$: 舵角の自乗平均値 (rad²)

\bar{r}^2 : 無次元回頭角速度の自乗平均値 (rad²)

$$r' = \dot{\psi}(L/V)$$

L : 船長 (m), V : 船速 (m/sec)

なお、 $\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3$ 等の詳しい説明は前述の文献⁶⁾に譲る。

以後、特記がない限り、 ψ, δ 等の角度はラジアン表示とし、その他は SI 単位系に準拠する。また、 $\dot{\psi}(r')$ は単に(無次元)角速度と称す。

3 周波数応答解析

船の応答は運動が大きくなると非線形性が現われるが、保針運動時に限れば十分線形で近似できる。また、オートパイロットには天候調整機構、操舵機にはパワー・ユニットと呼ばれる非線形特性が存在し、これらによって制御系が自励発振することがある。しかし、この発振は起こらないように調整されるべきであり、ここでは、非線形要素の影響は除外して考える。また、オートパイロットの線形部は現在、ほとんど PID (比例・積分・微分) 制御にフィルター特性を加えたものとなっているが、ここでは簡単のため PD (比例・微分) 特性のみとして取扱う。

こうすると、船の保針制御系全体は、ラプラスの演算

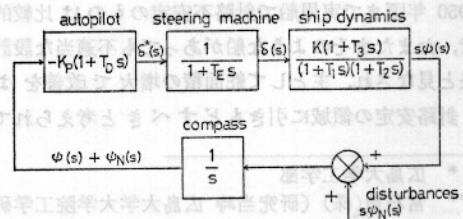


Fig.1 Block diagram of autopilot steering of ships

子 s を使って Fig. 1 のように表わすことができる。ここで系に加わる外乱 $s\psi_N$ のスペクトルが既知であるとき、系の各部における出力は、周波数応答法により求まる。次に、各出力スペクトルを積分することにより、各出力の自乗平均値が求まるので、方位偏差、舵角そして角速度の自乗平均値を求めておけば、(1)式の評価関数によりエネルギー増加率が計算できる。

3.1 周波数応答法

Fig. 1 において、 $\psi(s) + \psi_N(s)$ と $s\psi(s)$ の入出力関係は、

$$\frac{s\psi(s)}{\psi(s) + \psi_N(s)} = \frac{-K_P K(1 + T_D s)(1 + T_3 s)}{(1 + T_E s)(1 + T_1 s)(1 + T_2 s)} \tag{2}$$

となり、これを変形すると、

$$\frac{\psi(s)}{\psi_N(s)} = \frac{-K_P K(1 + T_D s)(1 + T_3 s)}{s(1 + T_E s)(1 + T_1 s)(1 + T_2 s) + K_P K(1 + T_D s)(1 + T_3 s)} \tag{3}$$

を得る。(2), (3) 式より、角速度に換算した外乱 $s\psi_N(s)$ に対する方位偏差 $\psi(s) + \psi_N(s)$ の入出力関係は (3)/(2) より次式で表わされる。

$$\frac{\psi(s) + \psi_N(s)}{s\psi_N(s)} = \frac{(1 + T_E s)(1 + T_1 s)(1 + T_2 s)}{s(1 + T_E s)(1 + T_1 s)(1 + T_2 s) + K_P K(1 + T_D s)(1 + T_3 s)} \tag{4}$$

ここで、方位偏差に、外乱によって直接誘起された yawing $\psi_N(s)$ も含めるのは、yawing そのものを小さくするのがオートパイロットの条件であるからである。

(4) 式より、外乱 $s\psi_N(s)$ に対する角速度 $s\psi(s) + s\psi_N(s)$ の入出力関係は次式となる。

$$\frac{s\psi(s) + s\psi_N(s)}{s\psi_N(s)} = \frac{s(1 + T_E s)(1 + T_1 s)(1 + T_2 s)}{s(1 + T_E s)(1 + T_1 s)(1 + T_2 s) + K_P K(1 + T_D s)(1 + T_3 s)} \tag{5}$$

ここで、(5) 式に含まれる外乱 $s\psi_N(s)$ のうち、波によって直接誘起される成分によってはほとんど抵抗増加が起こらない^{3), 8)} ので、数値計算にあたっては、 $\omega \geq 0.4$ の成分を波によるものとして除外した。

また、角速度と舵角の入出力関係は、

$$\frac{s\psi(s)}{\delta(s)} = \frac{K(1 + T_3 s)}{(1 + T_1 s)(1 + T_2 s)} \tag{6}$$

であることより、外乱 $s\psi_N(s)$ に対する舵角 $\delta(s)$ の入出力関係は (3)/(6) により求まる。

$$\frac{\delta(s)}{s\psi_N(s)} =$$

$$\frac{-K_P(1 + T_D s)(1 + T_1 s)(1 + T_2 s)}{s(1 + T_E s)(1 + T_1 s)(1 + T_2 s) + K_P K(1 + T_D s)(1 + T_3 s)} \tag{7}$$

(4), (5), (7) 式の応答関数をそれぞれ、 $G_{\psi + \psi_N}(s)$, $G_{\dot{\psi} + \dot{\psi}_N}(s)$, $G_{\delta}(s)$ とおき、方位偏差、角速度、舵角のスペクトルを $S_{\psi + \psi_N}(\omega)$, $S_{\dot{\psi} + \dot{\psi}_N}(\omega)$, $S_{\delta}(\omega)$ (ω : 円周波数)、同じく、角速度に換算した外乱のスペクトルを $S_{\dot{\psi}_N}(\omega)$ とすると方位偏差、角速度、舵角のスペクトルはそれぞれ次式で表現できる。

$$\left. \begin{aligned} S_{\psi + \psi_N}(\omega) &= |G_{\psi + \psi_N}(j\omega)|^2 \cdot S_{\dot{\psi}_N}(\omega) \\ S_{\dot{\psi} + \dot{\psi}_N}(\omega) &= |G_{\dot{\psi} + \dot{\psi}_N}(j\omega)|^2 \cdot S_{\dot{\psi}_N}(\omega) \\ S_{\delta}(\omega) &= |G_{\delta}(j\omega)|^2 \cdot S_{\dot{\psi}_N}(\omega) \end{aligned} \right\} \tag{8}$$

ただし、 $s = j\omega$ ($j = \sqrt{-1}$)。

したがって、 $S_{\dot{\psi}_N}(\omega)$ が求まれば、各スペクトルは系統的に計算できる。

3.2 外乱のスペクトル

外乱としては、今、波と変動風のみを扱い、潮流や定常風などの定常外乱は、評価関数に一定値が加わるにすぎないのでここでは扱わない。

波のスペクトルには ISSC (第2回) のスペクトルを、変動風のスペクトルには Davenport のスペクトルを用いた。詳しくは Appendix を参照のこと。

3.3 外乱の応答関数

3.2 で外乱のスペクトルがわかったから、次に外乱の応答関数がわかれば、(8)式中の角速度に換算した外乱のスペクトル $S_{\dot{\psi}_N}(\omega)$ が求まる。

3.3.1 波の応答関数

波の応答関数のうち、本研究ではその目的から sway, yaw の応答関数のみを扱う。一般に、sway, yaw, (roll) の応答関数は耐航性の分野でよく使われるストリップ法 (以下 O. S. M. と称す) により計算できる。

しかし、操縦運動を扱う場合 O. S. M. には問題点もある。藤野は座標系の違いについて指摘し、空間固定座標系によっては sway, yaw 運動を十分に表わしえない場合があると述べている⁷⁾。また、操縦運動では、 $\omega \rightarrow 0$ の波なし状態でも斜航、旋回により揚力が作用しており、特に低周波域での運動の応答計算において O. S. M. の計算結果と実際の運動に違いが出てくると予想される。さらに、座標系の違いから O. S. M. では遠心力がはいっていない。

一方、Eda⁸⁾ は波浪中の sway, yaw 運動を計算するのに、平水中の操縦微係数を用い、波浪強制力のみストリップ法で求めて両者を組み合わせる方法 (以下 Eda の方法と称す) を用いた。ただし、付加質量、付加モーメント項についてはその周波数依存性を考え、ストリップ法による計算値を用いている。この方法では、操縦微係数の計測あるいは推定の必要があり、すべての船には適

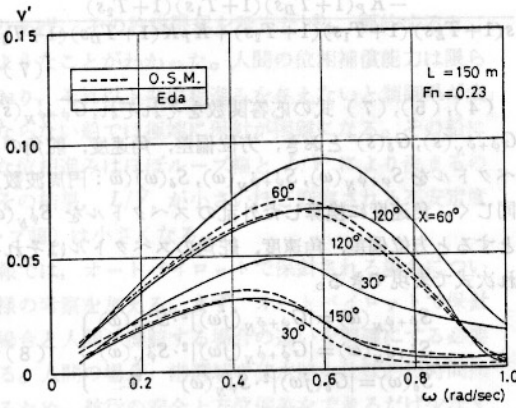


Fig. 2 Swaying amplitude in regular waves—comparison of calculations by O. S. M. and Eda's method (Series 60, $C_B=0.70$)

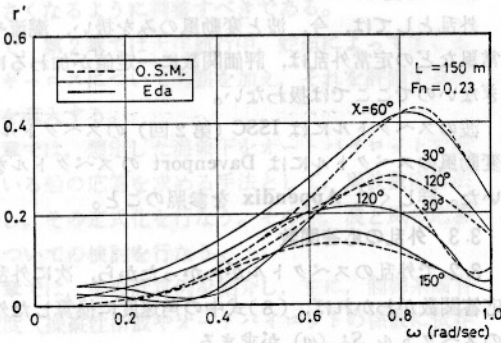


Fig. 3 Yawing amplitude in regular waves—comparison of calculations by O. S. M. and Eda's method (Series 60, $C_B=0.70$)

用できない。

Fig. 2, Fig. 3 は、O. S. M. と Eda の方法を比較したもので、Series 60 ($C_B=0.70$) の sway と yaw の振幅を比較のため無次元横流れ速度 v' と無次元角速度 r' の形で示す。なお、波高は 1.87 m であり、図中の α (波との出会い角) は Fig. 4 の座標系の定義にしたがう。

式の成り立ちから言って、今、問題となる周波数帯においては、後者を使うべきと考えるが、本研究では後述の供試船の応答関数を推定する必要から、ひとまずここでは、O. S. M. によるものを使用し、yaw を角速度に換算した。

3.3.2 風の応答関数

Fig. 4 に示す座標系、記号にしたがう。保針中なので $\beta=0$ とすると、船速 V で進む船に真風速 U_T 、真風向 τ_T の風が吹く時、その見かけ風速 U_A 、見かけ風向 τ_A は次式で与えられる (単位は速度が m/sec, 角度が rad)。

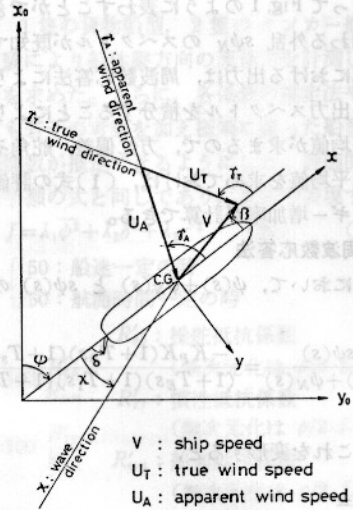


Fig. 4 Coordinate system and symbol definition

$$\left. \begin{aligned} U_A &= \sqrt{V^2 + U_T^2 + 2VU_T \cos \tau_T} \\ r_A &= \cos^{-1} \left(\frac{V^2 + U_A^2 - U_T^2}{2VU_A} \right) \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

その時、船体を受ける横方向の力 Y_W 、重心まわりのモーメント N_W は次のように書ける。

$$\left. \begin{aligned} Y_W &= \frac{\rho_a}{2} A_S C_Y U_A^2 \\ N_W &= \frac{\rho_a}{2} A_S L C_N U_A^2 \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

ただし、 ρ_a : 空気の密度 ($\text{kg} \cdot \text{sec}^2/\text{m}^4$)

A_S : 水線上の船体横投影面積 (m^2)

C_N : 風圧力係数

C_Y : 風圧モーメント係数

ここで、 C_Y, C_N は風洞実験の結果求まり、辻ら⁹⁾の研究が知られている。本研究では任意の船型の C_Y, C_N を推定する必要から Isherwood¹⁰⁾の実験式を用いた。後述の供試船 (E 10) に適用し、求めた C_Y, C_N をその想定 profile とともに Fig. 5 に示す。

求まった風圧力と風圧モーメントを操縦運動の基礎方程式に代入し、sway と yaw の両式を連立させラプラス変換を行なうことにより、風による操縦運動の応答方程式ができる。さらに、若干の近似を行なうと、風による外力を等価舵角 δ_w として扱うことができる。(通常、この値——したがって、 $f(r_A)$ も——のマイナスを等価舵角と呼ぶことが多い)

$$\delta_w = f(r_A) \cdot \left(\frac{U_A}{V} \right)^2 \quad (11)$$

ただし、 $f(r_A)$: 等価舵角係数

$$f(r_A) = \frac{N_W' Y_\beta' - Y_W' N_\beta'}{N_\delta' Y_\beta' - Y_\delta' N_\beta'} \quad (12)$$

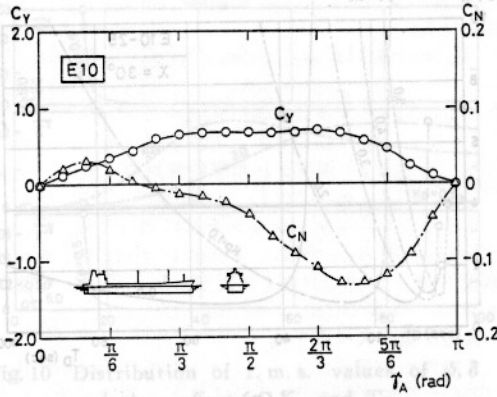


Fig. 5 Wind force and moment coefficient estimated by Isherwood's empirical equations (E 10)

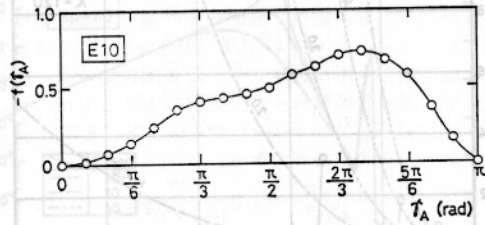


Fig. 6 Equivalent rudder coefficient by wind (E 10)

$$Y_{W'} = \frac{\rho_a}{\rho} \frac{A_S}{L^2} C_Y$$

$$N_{W'} = \frac{\rho_a}{\rho} \frac{A_S}{L^2} C_N$$

$Y_{\beta'}, Y_{\delta}'$: 操縦性微係数 (無次元化は $\rho/2 \cdot L^2 V^2$)

$N_{\beta'}, N_{\delta}'$: 操縦性微係数 (無次元化は $\rho/2 \cdot L^3 V^2$)

Fig. 6 は $f(r_A)$ の計算例で, Fig. 5 で求めた E 10 のものである。

本来, (11) 式は定常風に対して求まるものであるが, 風のように低周波域に変動成分をもつ場合には, 次のような取扱いができる。今, 風速の変動成分を次式で扱う。

$$U_A = \bar{U}_A + \tilde{U}_A \quad (12)$$

ただし, \bar{U}_A : 見かけの平均風速 (m/sec)

\tilde{U}_A : 見かけ風速の変動成分 (m/sec)

したがって, (11) 式は定常成分と変動成分に分けられる。前者は, 制御により軽減できないので, 保針の評価関数を計算する際には除外する。変動成分の2次の項を無視すると, 等価舵角の変動成分 $\tilde{\delta}_W$ は,

$$\tilde{\delta}_W = 2f(r_A) \frac{\bar{U}_A \tilde{U}_A}{V^2} \quad (13)$$

となる。一方, U_A と U_T の関係は (9) 式により与えられるから, \tilde{U}_A はおよそ次式で求められる。

$$\tilde{U}_A = \left(\frac{\bar{U}_T}{U_A} + \frac{V}{U_A} \cos r_T \right) \tilde{U}_T \quad (14)$$

したがって, 真風速の変動成分スペクトル $S_{\tilde{U}_T}(\omega)$ が (A-3) 式により得られれば, 舵角に換算された変動風による外乱スペクトル $S_{\tilde{\delta}_W}(\omega)$ は, (13), (14) 式より

$$S_{\tilde{\delta}_W}(\omega) = \{2f(r_A) (\bar{U}_T + V \cos r_T) / V^2\}^2 S_{\tilde{U}_T}(\omega) \quad (15)$$

となる。{ }内が風の応答関数であり, 周波数依存はない。

実際の計算においては, さらに船の応答関数 (6) 式を用いて角速度に換算し, 同じく角速度に換算された波のスペクトルと合わせ使用する。

4 数値計算

4.1 供試船と計算条件

供試船は, SR 151 部会や SR 175 部会にて使用された E シリーズ船を選んだ。供試船の操縦性指数を Table 1 に示す。モデルの名称は, 例えば E 10-10 とした。数字は前が L/V , 後がループ幅(全幅)を意味する。Table 1 で Sub Number とあるのはこのモデル名称の後を指す。これに L/V を組み合わせ, 特に本研究の目的から不安定側に重点を置いた。

海象は, 標準的海象として, 風速 10 m/sec, 波高 1.5 m とし, 波との出会い角は, yawing の応答関数にピークの出る $\chi=30^\circ$ と 120° の2状態とした。

オートパイロットの係数は, 実用される範囲内で, しかも制御系の安定が保たれる K_P と T_D の組み合わせ (求め方は文献 11) の Appendix 参照) を選び, 3. に示した周波数応答解析を行なった。

4.2 計算結果

ここでは, 計算例として, 前述の E シリーズ船に対して, $L/V=10 \text{ sec}$ ($L=50 \text{ m}$, $V=5.1 \text{ m/sec}$) とし, 外乱の影響やループ幅の影響について調べた結果の一部を示す。

Fig. 7 に角速度に換算した外乱のスペクトルの例を示す。ここで, 風は波と同一の方向から吹くとした。低周波域に広がっているのが風による外乱であり, 高周波域にピークをもつのが波による外乱である。この図では $\chi=30^\circ$ の方が風による外乱が大きくなっているが, 一般には (15) 式に示すように船型 (等価舵角係数) や船速

Table 1 Steering indices of ships (E Series)

Sub Number	5	10	15	20	25
Loop width (deg)					
K'	-2.24	-1.30	-0.93	-0.73	-0.60
T'	-4.48	-2.60	-1.86	-1.45	-1.20
T_2'	0.35	0.35	0.35	0.35	0.35
T_3'	0.60	0.60	0.60	0.60	0.60
α' (deg)	-0.00470	-0.00352	-0.00305	-0.00282	-0.00265
T_e (sec)	2.5	2.5	2.5	2.5	2.5
$ \delta _{\text{max}}$ (deg/sec)	3.0	3.0	3.0	3.0	3.0

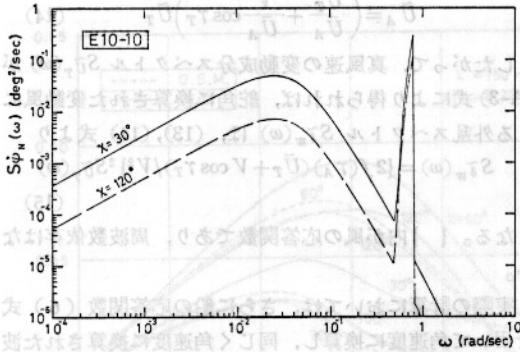
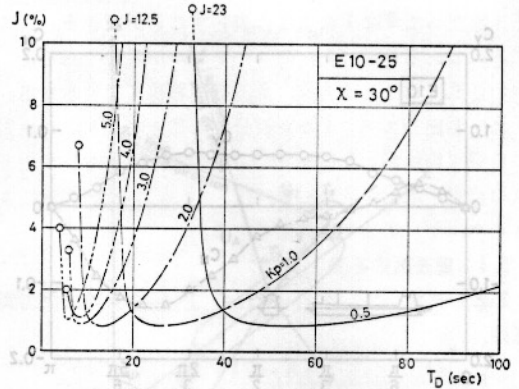
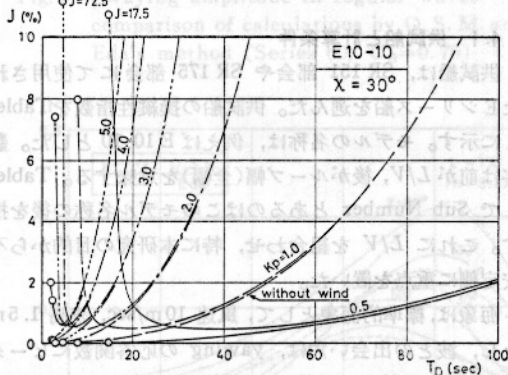


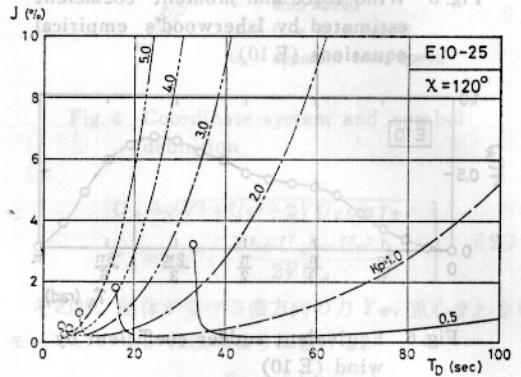
Fig. 7 Spectra of rate of turn induced by wave and wind (E 10-10)



(a)

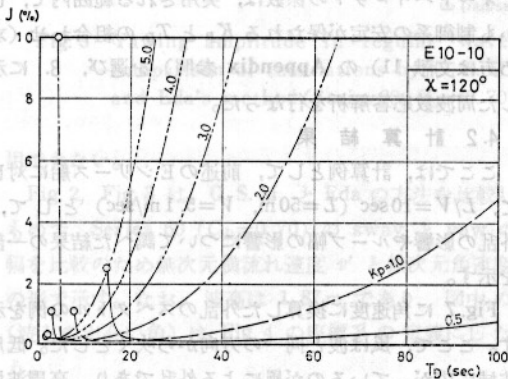


(a)



(b)

Fig. 9 Energy loss curves (E 10-25)



(b)

Fig. 8 Energy loss curves (E 10-10)

によって変わる。

これらの外乱を用いて計算したエネルギー増加率の一部を Fig. 8, Fig. 9 に示す。図中○印で曲線が終わっているのは、それより左側では系が不安定となり発散することを意味する。なお、用いた評価関数の係数は次のとおりで、前述の文献 6) で述べた方法を用い、貨物船型の係数より推定した。

$$\lambda_1 = 50, \lambda_2 = 326, \lambda_3 = 1,802 \quad (16)$$

ループ幅の影響は T_D の大きな範囲ではさほど顕著で

ないが、系が不安定となる T_D 付近で大きい。

一方、波との出会い角では、外乱のスペクトルに対して $\chi = 30^\circ$ の時の方が大きい。したがって以降、 $\chi = 30^\circ$ の時について調べる。

この図から、E 10-10では、エネルギー増加がどの K_P の場合も最低約 0.5% となり、E 10-25 では約 0.8% となるのがわかる。しかも、 K_P が小さいほど J の小さい T_D の範囲が広い。

Fig. 10 は、E 10-10 ($\chi = 30^\circ$) における自乗平均値の分布を見たものである。 K_P の小さいところで $\bar{\psi}^2$ や \bar{r}^2 が目立つものの、 K_P が大きくなると $\bar{\delta}^2$ が支配的となる様子がわかる。したがって、Fig. 8 や Fig. 9 に見られた T_D の小さい範囲での J の立上がりは主に \bar{r}^2 が、また、 T_D の大きな範囲での J のゆるやかな増加は主に $\bar{\delta}^2$ が影響していると言える。

このような自乗平均値の変化と外乱のスペクトルの関係を調べるために、同じく E 10-10 ($\chi = 30^\circ$) について各運動のスペクトルを Fig. 11~Fig. 13 に示す。これは Fig. 10 で $K_P = 0.5$ と $K_P = 3.0$ の中間的傾向をもつ $K_P = 1.0$ の時のもので、yawing による抵抗が支配的な $T_D = 10 \text{ sec}$ の時、操舵抵抗が支配的な $T_D = 50 \text{ sec}$ の時

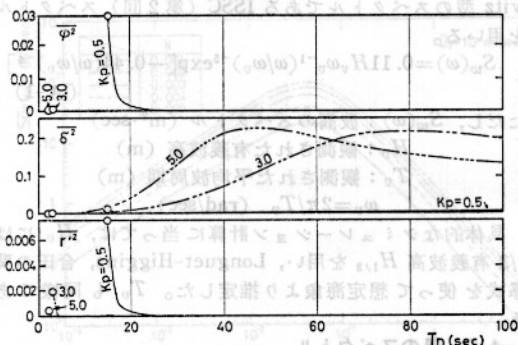


Fig. 10 Distribution of r. m. s. values of ϕ , δ and r' —effect of K_P and T_D

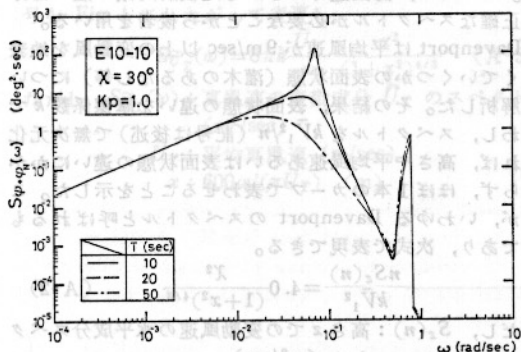


Fig. 11 Spectra of heading angle ($K_P=1.0$)

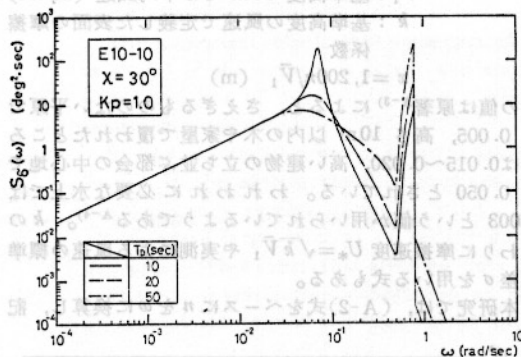


Fig. 12 Spectra of rudder angle ($K_P=1.0$)

と、中間的な $T_D=20$ sec の3ケースを示す。これを見ると、 T_D が小さい時の急激な抵抗増加は、ほとんど風による低周波外乱によって引き起こされる低周波 yawing であることがわかる。事実、風の外乱を除外して計算してみると、 T_D が小さい時の J の立上がりが見られなくなる (Fig. 8 (a) に併記)。この付近の J の立上がりは、エネルギー増加が最も少なくなる領域に近いことから、大洋航行中の保針を評価する際にこの風の影響を無視することはできない。このことは、人間が操舵する時に、風に相当する低周波の外乱が人間に錯乱を与える

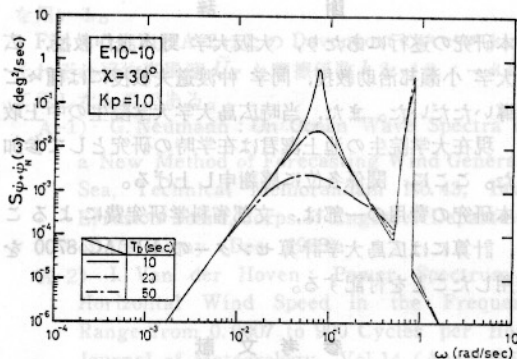


Fig. 13 Spectra of rate of turn ($K_P=1.0$)

言わば、background 的ノイズであったのと大きく違うところであり、船固有の安定性が、この周波数帯に関係していることを考えれば非常に重要なことである。

一方、波が誘起する高周波外乱による操舵量の増加は T_D の増加に伴って著しく、しかも、yawing はそれによってほとんど軽減されていない。したがって、このような操舵はむやみにエネルギーを招くだけで、オートパイロットの調整としては避けるべきである。

5 結 論

本研究は、大洋中をオートパイロットで保針中の船舶の抵抗増加を算定し、その結果、船舶に要求される針路不安定性の許容限界を明らかにしようとするものである。本稿では、まず、与えられた海象下での応答計算の手法について述べ、計算例を示して考察を加えた。得られた主な結論は次のとおりである。

(1) 本稿で示した周波数応答法により、大洋中をオートパイロットで保針中の船舶の応答計算が合理的かつ系統的にできる。

(2) その際、外乱のスペクトルやその応答関数はできるだけ忠実に推定する必要がある。特に風のスペクトルを無視できない。波の応答関数については引き続き、検討が必要である。

(3) 周波数応答法により求めた結果をオートパイロットの評価関数に適用することにより、舵航によるエネルギー増加率が計算できる。したがって、オートパイロットの最適調整が可能である。

また、計算の結果によると、
(4) 風による低周波外乱によって誘起される低周波 yawing が意外と大きい。この傾向は、船舶の針路不安定度やオートパイロットの係数の組み合わせにより、制御系全体の安定度が劣下するほど著しい。

(5) 波によって誘起される操舵は、抵抗を増加させるだけで、それに伴う yawing をほとんど軽減させることはできない。

謝 辞

本研究の遂行にあたり、大阪大学 野本謙作教授、広島大学 小瀬邦治助教授、同学 仲渡道夫教授には種々ご指導いただいた。また、当時広島大学大学院生の中上敢氏、現在大学院生の池上潔君は在学時の研究として参加した。ここに、関係各位に感謝申し上げる。

本研究の費用の一部は、文部省科学研究費によること、計算には広島大学計算センターの HITAC 8700 を使用したことを付記する。

参 考 文 献

- 1) 小山健夫, 小瀬邦治, 長谷川和彦: 保針操舵における針路不安定船の許容限界に関する考察, 日本造船学会論文集, 第 142 号 (1979 年 12 月), p. 119.
- 2) K. Nomoto: Some Aspects of Simulation Studies on Ship Handling, Proceedings of PRADS, International Symposium on Practical Design in Shipbuilding, Tokyo (Oct. 1977), p. 303.
- 3) 野本謙作, 元山登雄: 船首揺れにもとづく推進馬力の損失について, 造船協会論文集, 第 120 号 (1963年12月), p. 71.
- 4) 小山健夫: 外洋航行中の船の最適自動操舵系に関する研究, 造船協会論文集, 第 122 号 (1967 年 12 月), p. 18.
- 5) 小瀬邦治, 佐々木直人: 保針操舵の評価函数について, 西部造船会技術研究会性能部会 (第 68 回) 資料 (1976 年 4 月).
- 6) K. Hasegawa: On a Performance Criterion of Autopilot Navigation, Journal of the Kansai Society of Naval Architects, Japan, No. 178 (Sep. 1980).
- 7) 藤野正隆: Sway-yaw運動を記述するための座標系に関する一考察, 日本造船学会論文集, 第 141 号 (1977 年 6 月), p. 97.
- 8) H. Eda and C. L. Crane: Steering characteristics of Ships in Calm Water and Waves, T. of SNAME, Vol. 73 (1965), p. 135.
- 9) 辻 豊治, 高石敬史, 菅 信, 佐藤辰二: 船体に働く風圧力に関する模型実験, 船舶技術研究所報告, 第 7 巻, 第 5 号 (1970 年 9 月), p. 209.
- 10) R. M. Isherwood: Wind Resistance of Merchant Ships, T. of RINA, Vol. 115 (1973), p. 327.
- 11) 小瀬邦治, 長谷川和彦, 石山忠治: 肥大船の特異な操縦性能に関する研究, 第二報 実船の性能とその制御, 西部造船会々報, 第 57 号 (1979 年 3 月), p. 1.

Appendix 外乱のスペクトル

A. 1 波のスペクトル

完全発達波のスペクトルについては、Neumann(1953) A⁻¹⁾以来多くの研究がある。ここでは、Pierson-Mosko-

witz 型のスペクトルである ISSC (第 2 回) スペクトルを用いる。

$$S_w(\omega) = 0.11 H_v \omega_v^{-1} (\omega/\omega_v)^{-5} \exp[-0.44(\omega/\omega_v)^4] \quad (A-1)$$

ただし、 $S_w(\omega)$: 波高のスペクトル ($m^2 \cdot sec$)

H_v : 観測された有義波高 (m)

T_v : 観測された平均波周期 (m)

$$\omega_v = 2\pi/T_v \quad (\text{rad/sec})$$

具体的なシミュレーション計算に当っては、 H_v には 1/3 有義波高 $H_{1/3}$ を用い、Longuet-Higgins, 合田の關係式を使って想定海象より推定した。 T_v も同様である。

A. 2 風のスペクトル

変動風の水平成分スペクトルとしては Van der Hoven (1956)^{A-2)} や Davenport(1961)^{A-3)} の研究が知られている。ここでは、海面近くのしかも比較的周期の短い部分の正確なスペクトルが必要なことから後者を用いる。

Davenport は平均風速が 9 m/sec 以上の変動風を地表近くでいくつかの表面状態 (灌木のあるなし等) について解析した。その結果、表面状態の違いを摩擦係数 k で表わし、スペクトルを $k\bar{V}_1^2/n$ (記号は後述) で無次元化すれば、高さや平均風速あるいは表面状態の違いにかかわらず、ほぼ 1 本のカーブで表わせることを示した。これが、いわゆる Davenport のスペクトルと呼ばれるものであり、次式で表現できる。

$$\frac{n S_z(n)}{k\bar{V}_1^2} = 4.0 \frac{\chi^2}{(1+\chi^2)^{4/3}} \quad (A-2)$$

ただし、 $S_z(n)$: 高さ z での変動風速の水平成分スペクトル (m^2/sec)

n : 周波数 (cycles/sec)

\bar{V}_1 : 基準高度 10 m での平均風速 (m/sec)

k : 基準高度の風速で定義した表面の摩擦係数

$$\chi = 1,200n/\bar{V}_1 \quad (\text{m})$$

k の値は原著^{A-3)}によると、ささぎるもののない平原では 0.005、高さ 10 m 以内の木や家屋で覆われたところでは 0.015~0.020、高い建物の立ち並ぶ都会の中心地では 0.050 とされている。われわれに必要な水上では 0.003 という値が用いられているようである^{A-4)}。 k の代わりに摩擦速度 $U_* = \sqrt{k}\bar{V}_1$ や実測による風速の標準偏差 σ を用いる式もある。

本研究では、(A-2)式をベースに n を ω に換算し、記

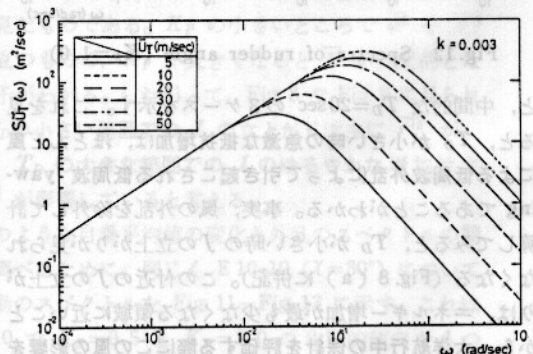


Fig. A-1 Davenport wind spectra—effect of average wind speed

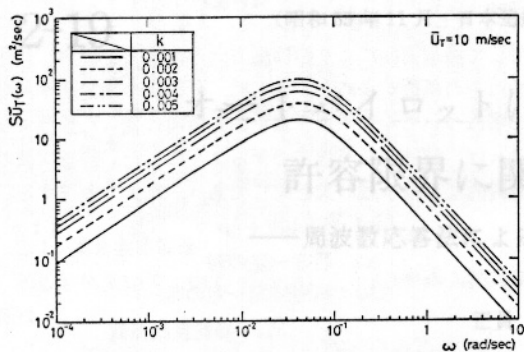


Fig. A-2 Davenport wind spectra—effect of drag coefficient

号を Fig. 4 にしたがって変更し,

$$S_{\tilde{U}_T}(\omega) = 8\pi k \frac{\bar{U}_T}{\omega} \frac{x^2}{(1+x^2)^{4/3}} \quad (A-3)$$

ただし, $S_{\tilde{U}_T}(\omega)$: 真風速の変動成分 \tilde{U}_T のスペクトル (m^2/sec)

\bar{U}_T : 平均真風速 (m/sec)

x : $600\omega/(\pi\bar{U}_T)$ (m)

を用いる。

Fig. A-1, Fig. A-2はこの Davenport のスペクトルをそれぞれ平均真風速 \bar{U}_T と摩擦係数 k をパラメータにして示したものである。

A-1) G. Neumann: On Ocean Wave Spectra and a New Method of Forecasting Wind Generated Sea, Technical Memorandum No.43, Beach Erosion Board, Corps of Engineer Department of the Army (Dec. 1953).

A-2) I. Van der Hoven: Power Spectrum of Horizontal Wind Speed in the Frequency Range from 0.0007 to 900 Cycles per Hour, Journal of Meteorology, Vol.14 (April, 1957), p.160.

A-3) A. G. Davenport: The Spectrum of Horizontal Gustiness near the Ground in High Winds, Quarterly Journal of Royal Meteorological Society, Vol.87 (1961), p.194.

A-4) 磯部孝編: 相関関数とスペクトル, (1968年), 東大出版会. p.135.