斜航するプロペラの整流効果に関する 実験結果について

正員 湯 室 彰 規*

Some Experiments on Flow-Straightening Effect of a Propeller in Oblique Flows

by Akinori Yumuro, Member

Summary

By utilizing propeller-rudder system with the absence of the ship body, the author conducted experiments concerning characteristics of a rudder behind the propeller in oblique flows in order to make clear flow-straightening effect of the propeller itself. The tests were performed by varying drift angle of the propeller axis, rudder angle and propeller loading systematically. Through these tests, propeller flow direction at the rudder position was obtained from the rudder direction in which normal force did not act on the rudder. The results were represented in the form of a coefficient of flow-straightening effect.

Principal conclusions obtained through the studies are as follows:

- 1) It was confirmed from experiments that the coefficient of flow-straightening effect is constant regardless of drift angle.
- 2) The coefficient estimated from direction of the resultant velocity from drifting velocity of a propeller and increased axial velocity of the slipstream agrees with the actually measured value fairly well.
- 3) Influence of propeller loading on the effect is remarkable. This fact is related with the problem of model-ship correlation for maneuverability.
- 4) This paper suggests an idea which may be called flow-straightening effect identity as a method to obtain the effect of a ship's hull using that of the propeller itself.

1 緒 言

船の操縦運動を計算によって予測しようとする場合に、舵への流入角は流入速さとともに舵の性能を推定する上で基本的に重要な要素となる。操縦運動する船の舵位置における流れの方向は、船体やプロペラによる整流効果が存在するために一般には船体に入るそれとは異なったものになる^{1),2)}。著者は、さきにいくつかの船型について整流効果の実験結果を報告したが^{3),4),5)}、その結果には船体とプロペラの両方の整流作用の影響が含まれているので、それぞれの影響を分析的に調べこの作用のメカニズムを明確にするためには、プロペラ自身による整流効果の性質を知ることが必要となる。船体部を切り離したプロペラ、舵系によるプロペラ後流中の舵特性の研究は、これまで岡田の研究^{6),7)}をはじめ数多くなされているが、その多くは直進状態を取り扱ったものであり、プロペラが斜航状態にある場合のそれは必ずしも多くはみられないようである。

本報告では、プロペラ、舵系を斜航させたときの舵特性およびこれから得られたプロペラの整流効果についての実験結果を示している。さらにこの結果に付随した問題として、プロペラの整流効果の実用的な推定法、この効果に及ぼすプロペラ荷重度の影響、プロペラ自体の整流特性を用いて整流効果を船体とプロペラのそれぞれによるものに分離する考え方などについて検討、考察を行っている。なお、ここには例として一つの船型についての結果を述べているが、船型が異なった場合の結果および船型間の比較については稿を改めて報告する予定である。

2 プロペラ背後の流向の定義と計測法

著者は、さきに舵性能を対象とした実用的な観点から、舵に直圧力が作用しない舵の向きを舵位置における一種の平均的な流向と見なし、これを拘束模型船を用いて求め、試験結果を整流係数の形で表わした³⁾。また方法が簡単でかつ直接的であることから、風向板式の vane による試験も併せて実施した³⁾。さきの試験は船体のある

* 石川島播磨重工業(株)技術研究所

場合のものであったが、ここで述べる船体のない場合の試験もこの二つの方法で行なった。

前者の方法については、プロペラと舵との干渉の影響が存在するためにこのように定められた流向は厳密には舵のない場合に相当するそれとは異なるであろうし、使用する舵（厚さあるいは大きさ）によっても異なる結果が得られる性質のものであるが、干渉の影響が含まれているという点ではより实际的である。後者の方法については、プロペラ後流のような回転を伴った流れに対してこのような方法を用いることの適否の問題があり、vane の示す方向の意味についても詳しい検討がなされなければならないが、方法が極めて簡単である上に舵の厚みによる干渉の影響が除外された結果が得られるという特徴がある。後者の方法では使用する vane の種類によって異なった結果が得られると考えられるので、vane の大きさ、配置場所を変えた場合の実験を行なっている。

3 供試模型および試験装置

3.1 供試模型と試験状態

この報告にはタンカー船型のプロペラ、舵についての試験結果を示した。尺度影響の観点からはできるだけ寸法の大きいものを使用することが望ましいが、さきに得られている船体のある場合の結果をさらに分析的に検討するのがこの実験の主要な目的であることもあり、便宜上その模型船に装備されているものをそのまま使用した。さらにプロペラと舵との相対位置、没水深度についても船体に取り付けられている状態に同じとした。プロペラ、舵およびこれらが装備されている船体の要目を Table 1 に示す。プロペラ軸の没水深度は $1.6D$ 、プロペラボス中心と舵前縁との間隔は $0.28D$ (D : プロペラ

Table 1 Particulars of model

Propeller Diameter (m)	0.112
Pitch ratio	0.72
Number of blade	5
Direction of turning	right
Rudder height (m)	0.149
Chord length (m)	0.111
Aspect ratio	1.35
Thickness ratio	0.169
Rudder area ratio	1/61.3
L_{pp} (m)	4.000
B (m)	0.667
d (m)	0.253
C_b	0.83

直径)である。前進常数については、Table 1 の模型船よりもさらに小さい長さ 2.25m の模型船および実船(長さ 300m)の自航状態⁹⁾に対応する値を含む領域内において幾種類かに変化させた。

3.2 プロペラ駆動装置

使用したプロペラ駆動装置は駆動用の排水体を前方にして走行させる形式のもので、その概略図を Fig. 1 に示している。図中、下段に正面図を、上段に平面図を示している。この形式を採用するとき問題となるのは、プロペラや舵の性能が排水体や支柱の後流の影響を受けて好ましくないことであるが、装置の製作に当っては没水体部の容積を極力小さくするとともに、プロペラ軸に斜航角をつけても支柱は常に流れと平行状態に保たれる機構を採っており、これらによるかく乱ができるだけ小

Fig. 1 Apparatus for propeller driving; ① Propeller shaft ② Thrust free coupling ③ Bevel gear ④ Sword ⑤ Thrust sensor ⑥ Fixed part in thrust sensor ⑦ Driving shaft ⑧ Strut ⑨ Fin equipped with strut

さくなるように十分な配慮がなされている。排水体の前端部にスラスト検出部が内蔵されており、極めて小型の駆動装置ではあるがスラストの計測が可能になっている。

4 プロペラ整流効果の実験結果と考察

4.1 プロペラ駆動装置の伴流計測

没水体部が後方の流場に及ぼす影響について確認しておくために、プロペラ駆動装置を斜航させた場合の伴流計測を行なった。その結果を Fig. 2 に示す。ここで x は一様流の方向のプロペラ軸端からの距離とし、 y はこれと直角方向で斜航状態の内側を正とする。縦断面における計測は、プロペラ軸端位置を中心として左右、上下に 25mm 間隔で ± 50 mm の範囲で実施したが、プロペラ軸以外の深さの位置における影響はほとんど無視できる程度に小さいので、図にはプロペラ軸の深さにおける計測結果のみを示している。プロペラ軸先端部の背後では、流速減少率、流れの偏向角は多少大きな値を示すがごく局所的であり、後述するように舵のような広い面にわたる平均値が対象となるような場合には、この影響は実用的には無視できる。

4.2 舵力特性から求めた整流係数

斜航角 β および舵角 δ を系統的に変化させたときのプロペラ後流中の舵直圧力の計測結果の例を Fig. 3 に示す。これらの符号は Fig. 4 のように定める。直圧力係数 C_N および前進常数 J の定義にはプロペラの前進方向の速度 V を用いている。図中 $J=0.380$ は実船状態に、 $J=0.253$ は模型船(長さ 4m) 状態に大略対応している。

C_N 曲線が横軸と交わる点、すなわち舵に直圧力が作用しない舵の向きを求め、この結果を Fig. 5 の定義による整流係数の形で示したのが Fig. 6(a) である。この結果をプロペラ整流係数と称することにし、 C_p の記号を用いることにする。この図より C_p の値は β に対して一定と見なすことができる。この性質は運動量理論からも簡

Fig. 2 Wake measurement of propeller driving apparatus (in depth of propeller shaft)

Fig. 3 Example of measured results of rudder normal force

単に導かれるものであるが、ここで実験的にも確かめられたことになる。

以上のような舵特性に関する実験において、プロペラ

Fig. 4 Sign definition

Fig. 5 Notation and definition of flow-straightening effect coefficient

Fig. 6(a) Example of measured results of flow-straightening effect coefficient obtained from rudder force

Fig. 6(b) Example of measured results of flow-straightening effect coefficient obtained using vanes

駆動装置の没水体部がどの程度の影響を与えるかを確認するために、プロペラを取りはずした状態で舵力の計測を行なった。直圧力の結果を Fig. 7(a) に示す。この結果から流向に対する影響は無視できること、流速に対する影響については単独舵の結果との比較から、 $\beta=0^\circ$ で 3% 程度、 10° 以上の状態では大体 1% 以下の減少となる。流入速度のこの程度の減少の影響は、プロペラ後流中の舵特性の問題を考える場合には実用的にはほとんど無視できる。

4.3 vane の方法³⁾より求めた整流係数

使用した羽根の種類を Table 2 に示す。羽根 No. 2 は高さ、幅がそれぞれプロペラ直径、舵弦長にほぼ等しいもので、羽根 No. 1 は No. 2 の幅の寸法を 1/2 にしたものである。

舵弦にわたる平均的な流向をみるために羽根 No. 2 を舵位置に置いた場合、およびこの範囲における変化のごく大まかな傾向をみるために羽根 No. 1 を舵面の前

Fig. 7(a) Disturbance given to uniform flow due to submerged body of propeller driving apparatus (detected by rudder)

Fig. 7(b) Disturbance given to uniform flow due to submerged body of propeller driving apparatus (detected by vane)

Table 2 Dimensions of vanes used in measuring flow direction

	span	chord	thickness
Vane no.1	1 0 0	6 0	2
Vane no.2	1 0 0	1 0 0	2

Unit: mm

半部あるいは後半部に置いた場合の計測を行なった。それらの結果の例を Fig. 6 (b) に示す。羽根 No. 1 を舵の後方に配置したときの C_p の値は前方部に配置したときのそれよりも大きくなっているが、これはプロペラ後流のよう流からの偏り角がプロペラから遠ざかるにつれて小さくなることを示しており、一応もっともらしい結果を与えている。羽根 No. 2 による C_p はさきの2者よりも大きい値を与えている。プロペラ後流を理想化された噴流管と見なせば羽根は一種の曲り流れの中に置かれていることになるが、この場合羽根の幅の大きさと C_p の値には関連があり幅の増大は C_p の値を大きくする性質がある (4.4 で後述)。一つの推論としてこのことも上述の結果に対する理由の一つと考えることができるが、なお検討が必要である。

羽根の方法による場合についても流向に及ぼすプロペラ駆動装置の没水体部の影響の確認を行なったので、その結果 (整流係数で表わして C_0 とする) を Fig. 7 (b) に示す。この場合も影響は微小であることが知られる。

4.4 両方法による結果の比較

それぞれの方法で得られた Fig. 6 (a), (b) の C_p の値を比較すると、舵特性の方法から得られた値は羽根 No. 1 を舵の後半部に置いたときの値に最も近く、両者はほぼ一致していることがわかる。前進常数のさらに広い範囲にわたって両結果を比較したのが Fig. 8 である。羽根 No. 1 をこの位置に置いたとき羽根の中心は舵の3/4 弦長点に対応しており、この羽根の向く方向に舵を置けば直圧力が作用しないという結果になっている。この事実は翼理論におけるいわゆる 3/4 弦長点の定理⁹⁾に相当していると考えることができる。舵特性に対しては

Fig. 8 Comparison of flow-straightening effect coefficients determined from rudder force and vane direction

その前半部よりも後半部における流向がより支配的であることがこのような簡単な実験によっても示されたことになる。

3/4 弦長点の定理はもともと 2 次元平面翼が一樣流中にある場合について導かれたものであるが、この結果は流れが一樣でなく曲り流れになっている場合にも成立することが次のように示される。翼弦長中点に原点を置き、弦方向に x 軸、これに垂直に y 軸をとる。いま翼の迎角を α とし、流れの y 方向の成分が $V \sin \alpha + v_1 x$ で与えられるような流場を考える¹⁰⁾。渦なし流れの場合はその条件からこれに応ずる x 方向の成分は $V \cos \alpha + v_1 y$ となるが、 v_1 が十分に小さいかあるいは y の小さい領域を考えることにして $v_1 y$ を無視する。ここで α が小さいとし、便宜上 V を x 軸方向にとり翼に迎角がとられている状態を考える。このように仮定すると流れとしては y 方向、 x 方向の流速がそれぞれ

$$\frac{dy}{dt} = v_1 x, \quad \frac{dx}{dt} = V$$

となるから、これより

$$y = \frac{v_1}{2V} x^2 \quad (1)$$

となる。このような流れの中に置かれた 2 次元平面翼の循環は

$$\Gamma = -\frac{\pi c V}{2} \left(2\alpha + \frac{v_1 c}{2V} \right)$$

となり、揚力係数は

$$C_l = \pi \left(2\alpha + \frac{v_1 c}{2V} \right) \quad (2)$$

で与えられる¹⁰⁾。ここに c は翼弦長とする。これより C_l が 0 となる迎角は

$$\alpha = -\frac{v_1 c}{4V} \quad (3)$$

となる。一方、流れの 3/4 弦長点の位置における勾配は

$$\left(\frac{dy}{dx} \right)_{x=c/4} = \frac{v_1 c}{4V} \quad (4)$$

となって揚力の作用しない迎角に一致する。なお、(3) 式は C_l が 0 となる迎角は弦長に比例して増加することを示しており、前節の幅の大きい羽根の C_p が他の場合のそれよりも大きい値を示すという結果とも関連していると推察される。

両方法には厳密には舵の厚さの影響、プロペラ直径と舵高さの差異の影響など条件に多少の違いはあるが、このように一応の関連づけはできる。このような簡単な方法によっても舵特性の方法による結果と大略同程度のものが得られるということは実用的な意味においては非常に便利である。

4.5 プロペラ整流効果に及ぼす荷重度の影響

プロペラ整流係数を前進常数を横軸にして表示した結

Fig. 9 Effect of propeller loading on flow-straightening effect

Table 3 Scale effect on coefficient of flow-straightening effect

Method of measurement	Coefficient C_p		
	(1) Model ($J=0.162$)	(2) Ship ($J=0.389$)	(1)/(2)
Rudder force	0.400	0.700	0.571
Vane No.1 (front)	0.375	0.620	0.605
No.1 (rear)	0.400	0.665	0.602
No.2	0.420	0.750	0.560

果が Fig. 9 である。図には前述の実船および模型船の状態に対する値も記入しているが、両者にはかなり大きい差が認められる。Table 3 に両者の比を示す。これによると整流係数の計測方法によって多少の差はみられるが、この比はおおよそ 0.6 前後の値となり、舵特性に及ぼすプロペラ整流効果の縮率影響は無視し得ないほど大きいことが知られる。

船の操縦運動によって舵に生ずる直圧力はここで定義した整流係数に比例するので、これの推定の誤差はそのまま舵直圧力の精度に関係する。この影響の仕方は操縦運動の状態によっても異なる。例えば旋回運動を考える場合、操舵終了直後では小さいが旋回が発達すると大きくなる。また舵中央で船が横すべり運動をしている状態を考えると、このとき発生する舵直圧力はこの運動に対する減衰力として作用するが、整流効果の縮率影響は模型船においてこの作用を減ずる方向に働く。

5 プロペラ整流係数の推定

ここではプロペラ整流係数をプロペラスラストの関数として取り扱う関係上、まずプロペラ、舵系における舵特性の計測時に得られたスラストの結果について述べ、次にこの実測値を用いて検討したプロペラ整流係数の推定法について述べる。

5.1 スラストの実験結果

プロペラ単独の状態では斜航角 β を変えたときのスラスト

Fig. 10 Result of propeller thrust measurement (without rudder)

トの計測結果を Fig. 10 に示す。文献 11) に倣って横軸にはプロペラ軸方向の速度成分を用いた前進常数 $J_\beta = V \cos \beta / nD$ をとっている。この図にはプロペラ駆動装置の没水体部を前方および後方にして走行させた場合の結果の比較を示しているが、没水体部のプロペラ性能に及ぼす影響は操縦性を対象とする限り無視しても差しつかえない程度と考えることができる。

Fig. 11 に舵がある状態で斜航角 β 、舵角 δ を変化したときのスラストの計測結果の例を示す。 β, δ のそれぞれの影響をみるために、まず $\beta=0^\circ$ として δ を変化した場合の結果が Fig. 12(a) である。ここで舵の存

Fig. 11 Result of propeller thrust measurement (with rudder)

在の影響も併せて表わすために舵のある場合とない場合との比で示している。次に $\delta=0^\circ$ として β を変化させたときの結果が Fig. 12(b) であり、純粋に β のみの影響をみるために舵のない場合の結果を示したのが Fig. 12(c) である。これらの結果から、既に理論的研究^{12), 13)}によっても明らかにされていることであるが、 β あるいは δ の影響よりも舵の存在による影響の方が大きいこと、Fig. 12(b) においてスラスト常数 K_T は β に対してほぼ一定値と見なすことができることがわかる。後者については本来舵のないときは K_T は β に対して増加するが、一方、舵を避けて通過する流れの割合が大きくなるの

Fig. 12(a) Effect of rudder angle on propeller thrust ($\beta=0^\circ$)

Fig. 12(b) Effect of drift angle on propeller thrust (with rudder, $\delta=0^\circ$)

Fig. 12(c) Effect of drift angle on propeller thrust (without rudder)

で舵による影響が小さくなり、これらの効果が相殺されるためであると考えられることができる。

以上の結果に見られるごとくスラストに与える舵の存在の影響が比較的大きいので、以後の整流係数の推定計算では干渉の影響を含んだ値として舵のある場合のスラストを用いる。また舵角が大きくないときは β や δ の影響は小さいとして $\beta=0^\circ$, $\delta=0^\circ$ の値で代表させることにする。

5.2 Horn の算式¹⁴⁾による方法

実用的な算定法の一つとして Horn の方法について検討してみる。この方法によるプロペラ横力の計算値は実験値よりも大きくなることが文献¹⁵⁾で示されているが、このことは整流係数でいえば計算値の方が小さくなることに対応している。事実ここで得られた整流係数の実測値と比較すると算定式によるものの方がかなり小さい値を与えるようである。ここでは Horn の算式に実験的な修正係数を与えることを考える。そこでまず、後の考察の便宜上あえてこの算式の誘導過程の概要を次に述べておくことにする。記号は本稿のものに合せて Fig. 5 のものを用いる。

単位時間当りにプロペラから出る流量を Q 、横方向に誘起される速度を C_q とすると、プロペラ横力は運動量の法則から

$$P_q = \rho Q C_q \beta \approx \rho Q V (\beta - \theta) \approx \rho Q u (\beta - \theta) \quad (5)$$

で与えられる。またプロペラを吸込点で置きかえ、その強さを E とすると、この特異点は横方向に

$$P_q = \rho E v \beta \approx \rho E V \beta \approx \rho E u \beta \quad (6)$$

の大きさの力を受ける。ここで $\beta - \theta$, β は小さいと仮定されている。(5), (6)式より

$$\theta = \left(1 - \frac{E}{Q}\right) \beta \quad (7)$$

が得られる。ここで

$$Q = \frac{F u}{2} (1 + \sqrt{1 + \zeta_s}) \quad (8)$$

および Dickmann の結果¹⁶⁾を多少修正した

$$E = \frac{F u}{2} \frac{\zeta_s}{\sqrt{1 + \zeta_s}} \quad (9)$$

の関係式を用いると

$$\theta = \left[1 - \frac{\zeta_s}{\sqrt{1 + \zeta_s} (1 + \sqrt{1 + \zeta_s})}\right] \beta \quad (10)$$

が得られる。ただし、 $\zeta_s = S / \frac{1}{2} \rho u^2 F$ (S : スラスト, F : プロペラ円盤面積) である。以上が (10) 式の誘導法の要旨である。

以上の方法では横方向の運動量の変化は (5) 式で与えられるとしているが、プロペラ後流の速さ V_r を用いて $\rho Q V_r (\beta - \theta)$ とする方がより実際に近いと考えられる¹⁷⁾。このような取扱いをする場合は (7) 式に対応す

るものとして

$$\Theta = \left(1 - \frac{V}{V_r} \frac{E}{Q}\right) \beta \quad (11)$$

が得られる。(6)式の P_q が実験値よりも大きい値を与えることは、 E の値が過大に見積られていることを意味する。そこでこれに対する補正と $V/V_r < 1$ の効果などを一つにまとめた修正係数 $k (< 1)$ を用い、(10)式を整流係数の形で表わすと、結局

$$C_p = 1 - k \frac{\zeta_s}{\sqrt{1 + \zeta_s}(1 + \sqrt{1 + \zeta_s})} \quad (12)$$

となる。

整流係数の実測結果から k の値を定めると 0.7 程度となる。いま $k=0.7$ としたときの計算値を Fig. 9 に記入して実測値と比較した。 k の値はプロペラ荷重度によって変化させるべきであるが、このように一定値として取り扱っても (12) 式による算定値は前進常数による変化の実測結果に略々追従している。Horn の算式はごく近似的な方法で得られた結果であるのである程度の修正は必要であるが、極めて実用的であり大略の値を知るのに便利に用いることができる。

5.3 速度の合成から求める方法^{18),19)}

プロペラ軸とある角度をなして入る一様流を軸方向とそれに直角方向の2つの成分に分け、前者のみがプロペラにより増速されるものとする。2方向の流れに分ける近似は、物体が十分薄い形状のような場合には成り立つと考えられる。このように仮定すると、Fig. 5 に示す関係から Θ は次のように表わすことができる。

$$\Theta = \tan^{-1} \frac{v}{V_{xr}} \quad (13)$$

ここに V_{xr} は舵への流入速度のプロペラ軸方向の成分とする。 $v = V \sin \beta$ と置き、近似的に V_{xr} の代りに舵への流入速度 V_r を用い、 β は小さいとすると、プロペラ整流係数は

$$C_p = \frac{\Theta}{\beta} \doteq \frac{V}{V_r} \quad (14)$$

と表わされる。

V_r の値として舵特性から定められた平均流入速度³⁾を用いる。従来多くのプロペラ後流速の算定式が示されているが、ここでは例として文献 20) の式

$$V_r' = V + k \cdot \frac{1}{2} \left[\sqrt{V^2 + 10 n^2 K_r \cdot R_p^2} - V \right] \quad (k=1.0) \quad (15)$$

を用い、平均流入速度は

$$V_r = \sqrt{\frac{A_1}{A} V_r'^2 + \frac{A_2}{A} V^2} \quad (16)$$

によるものとする。ここに、 R_p : プロペラ半径、 A : 舵面積、 A_1 、 A_2 はそれぞれプロペラ後流に入っている部分と入っていない部分の面積を示す。Fig. 13 に V_r の計算値と計測値との比較を示す。ただし (15) 式における

Fig. 13 Comparison between experimental and calculated inflow velocity to rudder

k の値は原論文では 1.2 としているが、ここでは 1.0 としている。

(14)~(16) 式による C_p の推定値と実測値との比較を Fig. 9 に示した。推定値は Horn の方法によるものよりも実測値に近い結果を与えており、実測値と極めてよい一致を示している。従って、プロペラ後流の速ささえ正確に推定することができれば、十分な精度で整流係数が得られることになる。また以上の結果より、文献 19) で示されている舵への流入角の算定方法の妥当性が、プロペラ単独の場合について検証されたことになる。

6 船体による整流効果

以上においてプロペラ自体による整流効果について述べたが、これと船体にプロペラが付いている場合の結果から船体自身による整流効果（流向変化）を求めることを考える。この考え方はいわゆる推力一致法に対応して、プロペラの整流作用を介してプロペラへの流入角を求めるもので整流効果一致法とも呼ぶことができる。

船体に入る流れが船体とプロペラによって順次整流される模様を Fig. 14 のように表わす。船体自身による整流効果の係数（船体整流係数）を C_s 、船体にプロペラが付いた場合のそれを C で表わすことにすると、整流係数の定義から

$$\left. \begin{aligned} C &= \frac{\Theta}{\beta} = \frac{\Theta_p}{\beta} \\ C_p &= \frac{\Theta_p}{\Theta_s}, \quad C_s = \frac{\Theta_s}{\beta} \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

となるので、これから

$$C = \frac{\Theta_p}{\Theta_s} \frac{\Theta_s}{\beta} = C_p \cdot C_s \quad (18)$$

の関係式が得られる。(18) 式の関係より C 、 C_p から C_s

Fig. 14 Notation

の値を求めた結果を Fig. 15 に示す。図にはプロペラ荷重度をいくつか変えた場合の C_s の結果を示しているが、それらは荷重度に関係にはほぼ同程度の値になっており、一応もっともらしい結果を与えている。ここで述べたタンカー船型の場合 C の値は β によって顕著に変化しているが、 C_p は β に対して一定であることから、この性質は C_s すなわち船体による整流効果の特性に起因していることになる。この結果は、平均的な流れとしてみた場合、船体の斜航角が小さいときはこれよりも相当大きい角度で流れがプロペラに入ることを示しており、斜航角が小さいほど針路安定性に対して相対的に舵効きがよくなることを意味している³⁾。

このような方法で得られた C_s と流れの直接計測の結果との関連をみるために、船体を斜航させたときの伴流

計測の結果との比較を行なった。Fig. 16 に横断面に現われる流れの模様を示す。ここに x 軸は船体縦中心線上にとる。 x 方向の計測位置は $c/2$ 間隔 (c : 舵弦長) で舵の $1/4$, $3/4$ 弦長点を間に含む 4 箇所、この最前方の位置を原点とし、これがほぼプロペラ位置に対応している。深さ方向 (z) は舵の上下端、中央の位置としている。いま $y=0$ の面における流向の平均値 (ただし流れの変動が大きいなどの理由で $x=0$, $z/d=0.360$ の計測点を除外している) を考えることにし、これとさきの C_s との比較を行なったのが Fig. 17 であるが、両者は略々同程度の値になっている。ここではプロペラ位置が対象となっているが局部的な変動の影響を緩和するためにこれより後方における値を含めたので、この流向はプロペラ位置よりも多少後方域における値になっている。な

Fig. 15 Value C_s determined from values C and C_p

Fig. 16 Wake measurement of yawed ship's hull

Fig. 17 Comparison of values C_s obtained from some procedures

Fig. 18 Variation of wake velocity with x direction

お、今後プロペラ面における流向に関する詳しい実験が望まれる。

伴流速さの x 方向の変化を示したのが Fig. 18 である。プロペラ面を対象としたいわゆる公称伴流係数そのものとは多少意味は異なるがさきとほぼ同じ範囲における平均値として伴流係数を定め、これの β に対する変化を示したのが Fig. 19 である。同図には有効伴流係数、舵特性から求めた値も記入している。

プロペラ整流係数を求めたときと同様に、2 方向の流

Fig. 19 Effect of drift angle on wake fraction

れに分ける方法により船体整流係数に相当する値

$$C_s = \frac{\Theta_s}{\beta}, \quad \Theta_s = \frac{v}{V_p} \quad (19)$$

を求めてみる。ここに V_p はプロペラ位置における伴流速であるいはこれの x 方向の成分とする。Fig. 17 に V_p として Fig. 19 の 3 種の伴流係数を用いて得られた C_s の値を示し、さきの C_s および流向の直接計測の結果と比較した。この C_s は後 2 者よりも概して幾分大きい値を示しているが、 β に対する変化の様子を比較的よく表わしている。この結果から、 C_s が β の増加とともに小さくなる特性を伴流係数 w の同様の結果と関連させて考えることができ、このことからある程度説明できるものと思われる。(19) 式の近似もあるので両方法による C_s の差を直ちに船体の down-wash に関連させて考えることはできないが、今後詳しい実験やさらに多くの例によってこのあたりの事情を明確にしたいと考えている。

7 結 言

実用的な観点からプロペラの整流効果およびこれに関連したいくつかの問題について考察を行ない、おおよそ次のような結果を得た。

(1) 斜航するプロペラ背後の流向を直圧力が作用しない舵の向きおよび vane を用いる方法より定め、この結果を整流係数の形で表わした。前者の方法による値は舵弦長の半分の幅をもつ羽根を舵の後半部に配置したときの値とほぼ一致し、いわゆる 3/4 弦長点の定理に相当する結果が得られた。後者のような簡単な方法によっても羽根の大きさや配置場所を適切に選ぶことにより前者とほとんど同程度の値が得られる。

(2) プロペラ整流係数は斜航角に無関係に一定となることがこのような実験からも確認された。

(3) プロペラ整流係数に対して Horn の算定式¹⁴⁾は実測値よりも小さい値を与える。この式に修正係数((12)式の k)を考えることにすると $k=0.7$ 程度の値を必要とする。また、プロペラ整流係数をプロペラの横流れおよび後流の合成速度の方向として算出した結果は実測値

と良好な一致を示す。

(4) プロペラ荷重度はプロペラの整流効果に大きい影響を及ぼす。ここに述べたタンカー船型では、模型船(2.25m)および実船(300m)の状態におけるプロペラ整流係数の比は約0.6となる。舵効果の縮率影響に対しては従来舵への流入速さのみに着目されることが多かったが、より合理的な取扱いをするためには流入角への影響も考慮する必要があると考えられる。

(5) 推力一致法に対応するものとして、プロペラの整流効果を介してこれへの流入角を求める考え方を示した。この方法によって求めた船体の整流効果が船体伴流の流向の実測結果と略々同程度となる例を示した。

(6) ここに述べたタンカー船型では船体整流係数は斜航角の増加とともに小さくなるが、この特性は伴流率 $1-w$ が斜航角の増加に伴って大きくなるということからある程度は説明できる。

本報告を終えるに当たり、ご指導を賜りました東京大学元良誠三教授に心より謝意を表します。

またご援助をいただいたIHI技術研究所の神中龍雄参与、田崎 亮部長、梶田悦司部長に感謝の意を表するとともに、実験にご協力いただいた運動性能水槽ならびに船型試験水槽の関係各位に厚くお礼申し上げます。

参 考 文 献

- 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(昭36.12).
- 藤井 斉, 津田達雄: 自航模型による舵特性の研究(3), 造船協会論文集, 第111号(昭37.6).
- 湯室彰規: 斜航する船体の舵位置における流向に関する実験的研究, 石川島播磨技報, 第14巻, 第4号(昭49.7).
- 湯室彰規: A Model Experiment on Incoming-Flow Direction to the Rudder of a Ship Sailing Obliquely, 14th I. T. T. C. (1975).
- 湯室彰規: An Experimental study on Inflow Direction and Inflow Velocity to the Rudder of a Ship in Manoeuvring Motion, Report for Conference on Ship Manoeuvrability and Handling, Bulgaria (1978).
- 岡田正次郎: 舵性能に及ぼす推進器後流の影響について, 造船協会論文集, 第104号(昭34.1).
- 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(昭34.1).
- 湯室彰規: 操縦性指数の縮率影響の一推定法, 日本造船学会論文集, 第137号(昭50.6).
- たとえば, 谷 一郎: 低速翼理論の二, 三の問題, 航空工学講座(第5回), 空気力学に関する講座, 日本航空学会(昭31.5).
- 藤本武助: 流体力学, 養賢堂(昭42), p.145~147.
- 小川陽弘, 辻 豊治, 森 政彦: 斜航するプロペラに働く横力に関する研究, 第16回船舶技術研究所研究発表会講演概要(昭45.10).
- 中西正治, 上田耕平, 山崎隆介: プロペラと舵との干渉について, 西部造船会々報, 第36号(昭43.7).
- 上田耕平, 山崎隆介: プロペラと舵との干渉について(続), 西部造船会々報, 第38号(昭44.7).
- F. Horn: Quarkkräfte am Propeller bei Schräganströmung, speziell bei Manöviervorgängen, Schiffstechnik Heft 20. Band 4 (1957).
- F. Gutsche: Untersuchung von Schiffsschrauben in schräger Anströmung, Schiffbauforschung 3 (1964).
- J. E. Dickmann: Schiffskörpersog, Wellenwiderstand eines Propellers und Wechselwirkung mit Schiffswellen, Ing. Arch. (1938).
- E. Langecker: Über den Einfluß des Propellers auf Querkraft und Giermoment von Schiffen, Schiffbauforschung 16 (1977).
- 高木又男, 田口賢士, 細田龍介, 萬野良次: 船後の舵特性の縮率影響について, 関西造船協会誌, 第155号(昭49.12).
- 小川陽弘, 小山健夫, 貴島勝郎: 操縦運動の数学モデルについて, 日本造船学会誌, 第575号(昭52.5).
- 神中龍雄, 深瀬 彊, 湯室彰規, 山崎禎昭: 高速船型の旋回に関する二, 三の問題, 造船協会論文集, 第111号(昭37.6).