

551.2
MA

船体とプロペラとの相互関係が推進性能に
及ぼす影響に関する研究

(446123)

昭和56年度科学研究費補助金(一般研究B)研究成果報告書

昭和57年3月

2181451

横浜国立大学

研究代表者 丸 尾 孟
(横浜国立大学工学部教授)

は し が き

本研究は、昭和54年度から3年間に亘って、横浜国立大学工学部船舶・海洋工学科において、以下の研究組織と研究経費で行なわれた。

研 究 組 織

研究代表者：丸尾 孟（横浜国立大学工学部・教授）

研究分担者：池畑光尚（同上・助教授）

研 究 経 費

昭和54年度 4,300千円

昭和55年度 1,600千円

昭和56年度 2,400千円

計 8,300千円

研 究 発 表

1) 池畑光尚, 丸尾 孟

単独・自航兼用細胴型プロペラ動力計について,

日本造船学会水槽委員会第一部会, 第52回公開資料番号

1980-I-04,

昭和55年6月

2) 池 畑 光 尚

摩擦修正に噴流の推力を用いた模型船自航試験

関西造船協会誌, 第182号

昭和56年9月

3) 池畑光尚, 丸尾 孟, 安藤正裕, 伊藤道夫

プロペラ特性に及ぼす流場不均一性と乱れの影響

日本造船学会論文集, 第150号

昭和56年12月

研 究 成 果

1. 推進性能試験装置

1.1 スラスト・トルク動力計

図 面

1.2 速応答性抵抗動力計

図 面

2. 摩擦修正に噴流の推力を用いた模型船自航試験

別 刷

3. プロペラ特性に及ぼす流場不均一性と乱れの影響

別 刷

研 究 成 果

1. 推進性能試験装置

1) スラスト・トルク動力計

自航試験，プロペラ単独試験のいずれにも使用できる新型の動力計である。

自航試験時：そのまま，本体を模型船に載せて，プロペラ軸とモーター軸を連結する。（図1・参照）

プロペラ単独試験時：プロペラ試験機のプロペラポート部に，本体を装着すれば，プロペラ試験機として一体化される。（図2・参照）

仕 様：

型 式	ストレインゲージ型
定格容量	スラスト 20 Kg ， トルク 1 Kg-m
精 度	読取值に対して ± 0.2 %
付属装置	スラスト・トルク用 DC 増幅器 2 台， 回転数検出用エンコーダー及電源エンコーダー 一連結ギャボックス 静較正台， 2 次較正器

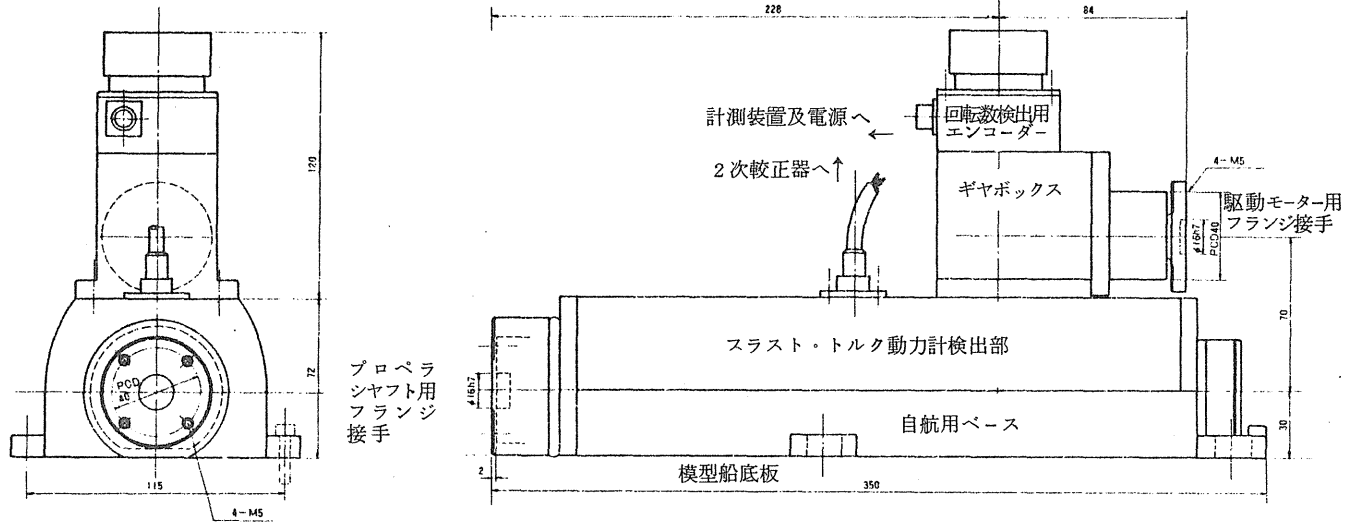


図 1 スラスト・トルク動力計（自航試験）

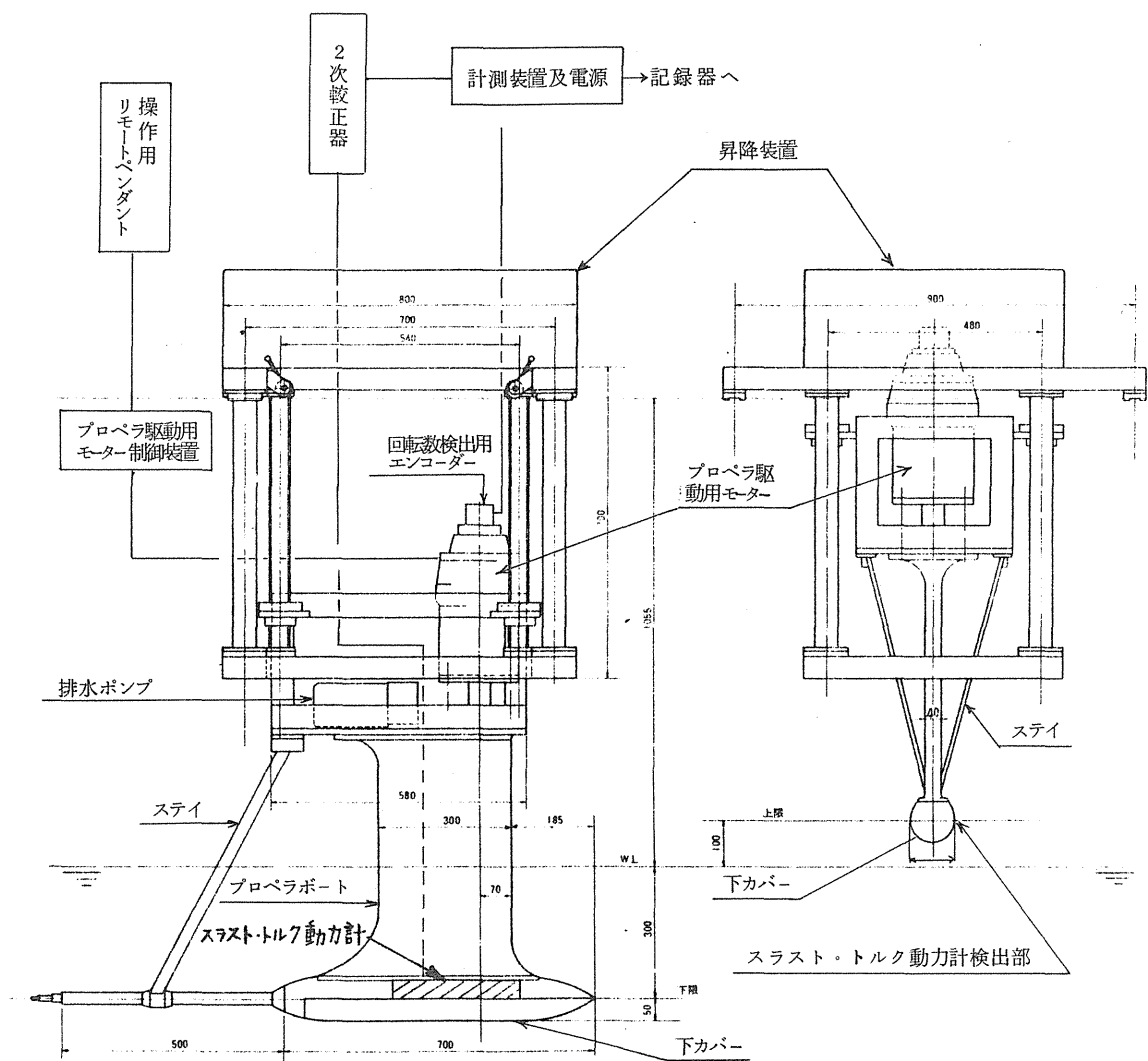


図 2 プロペラ単独試験機に組込まれた
スラスト・トルク動力計

2) 速応答性抵抗動力計

模型船に働く水の抵抗力を精確、迅速に計測するための装置である。静的な平均値のみならず、変動する抵抗力の計測も可能である点に速応答性の特色がある。

仕 様：

検力部定格容量 5 Kg

クランプ機構, 首折れ装置を有す。

昇降装置 ストローク 650 mm

曳航金具

実荷重較正装置

図3に全体図を示す。

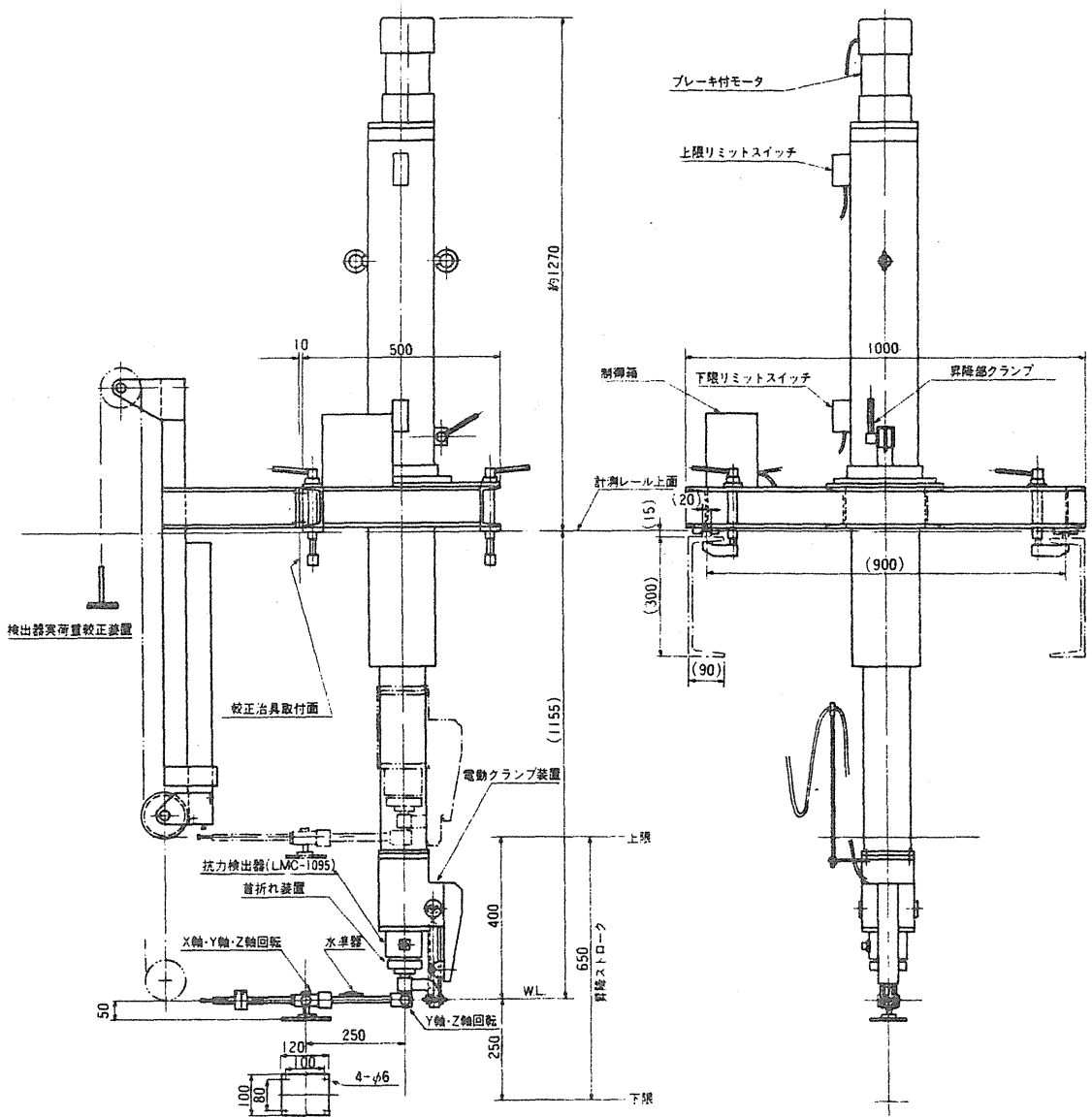


図 3 速応答性抵抗動力計

2. 摩擦修正に噴流の推力を用いた模型船自航試験

発表論文の別刷をもって代える。

[資 料 1]

3. プロペラ特性に及ぼす流場不均一性と乱れの影響

発表論文の別刷をもって代える。

[資 料 2]

4. 後方固定翼付プロペラの性能

プロペラ単独試験, 6 m 模型船自航試験により, その効果を認める結果を得て, 希望の見通しが立った段階である。

今後の研究如何により物になるかどうか決まるものと思われる。

摩擦修正に噴流の推力を用いた模型船自航試験*

正会員 池 畑 光 尚**

Some Results of Self-Propulsion Test of a Ship Model Supplied with Skin Friction Correction by Thrust of Water Jet

By Mitsuhsu IKEHATA (Member)

The author has intended to obtain the self-propulsive performances of a ship of full size directly from the data of the self-propulsion test of the ship model, in order to investigate the scale effects on self-propulsion factors. It is necessary to reduce the excess wake of the model down to that of the ship as well as to supply the model with skin friction correction. Then, the author has had the idea that the method similar to the water jet propulsion would be available to this purpose. The idea has been realized by the apparatus illustrated in Fig. 4. The water jet spouted from the nozzle located at S.S. $1\frac{3}{4}$ on the flat bottom flows into the propeller disk to accelerate the velocity of wake stream. Thus, the wake of the model in the propeller disk becomes narrow nearly close to the feature of the ship wake. Total flux of jet is then controlled by the valve to generate the thrust corresponding to skin friction correction. On the self-propulsion test the sum of two thrust forces generated by the propeller and by the water jet counterbalances the resistance of the hull of the model. This balancing condition is inspected by the zero towing force of the resistance dynamometer.

As shown in Fig. 10, the results of one example as for 4 meters long model of 240 meters long full bulk carrier, $C_B=0.8$, have given some interesting conclusions that, in the condition of with-jet, the effective wake factor $(1-w)$ has been raised 15~20% higher while the thrust deduction factor $(1-t)$ has got 3~6% up and the relative rotative efficiency (η_r) 2~3% up. Those gains of self-propulsion factors are thought corresponding to their scale effects.

The calculation by the author's method based on the modified blade elements theory has also given almost same results as those of with-jet. It proves the validity of this calculation method.

It has been shown in comparison with the results of the test with jet that the wake factor has been estimated to about 10% higher value by 1978 ITTC performance prediction method.

1. 緒 言

試験水槽で通常行なわれる模型船自航試験では、フルードの比較則に従って対応速度を決めるため、レイ

ノルズ数の違いによって、船体周囲の境界層や伴流それらの運動量損失としての粘性抵抗が、実船と相似にならない事はよく知られている。それを補正するために、模型船と実船との粘性抵抗係数の差に相当する力を、曳引力の形で抵抗動力計等を介して模型船に加えて力学的相似性を保持する。これを摩擦修正と云うのも衆知の事である。このようにして力に関する相似性

*昭和56年5月22日 関西造船協会春季講演会において講演

**横浜国立大学工学部

が確保できても、その源である境界層や伴流は非相似のまま何ら変りがない。従って、現行の自航試験では、その実船換算の解析において自航要素に対して尺度影響による修正を施す方法が採られている¹⁾。このやり方は、現段階では最も合理的で精度の高い方法であると認められ、ITTC Performance Committeeも推奨している²⁾。しかし、全ての疑問が解消したわけではない。まず第一に、推力減少係数と推進器効率比の尺度影響を微小として無視している事は、はたして妥当なのかという疑問は残る。次いで、伴流係数の尺度影響の修正法の妥当性がある。他にも問題はあるが、尺度影響の問題が最も基本的で重要と思われる。

この方面の研究は、最近かなり見られるようになって、その成果は文献1), 2)にも紹介されている。中武・山崎の無限翼数渦理論モデルによる計算³⁾や、著者の修正翼素理論モデルによる計算⁴⁾によると、推力減少係数の尺度影響は僅少で、実船と模型船の t の差は1~2%に過ぎないが、推進器効率比は実船で3~4%の上昇を示している。いずれも、実船流場として、笹島・田中法⁵⁾で推定換算した推定流場を使用しているとはいえ、自航要素の尺度影響に関する新しい知見を与えるものであって、ぜひ実験による検証が望ましい。数少ないとはいえ、実船の試運転時に、回転数、トルクに加えて、スラストを計測して解析する試みが行なわれ⁶⁾⁷⁾、実船の η が模型船よりも増加したという事も報告されている⁷⁾。この結果は、上記の理論計算結果の傾向と一致する。しかし、スラストの計測は技術的に問題が多く、一般化されるのは未だかなり先の事になると思われる。そこで、模型船の伴流を何らかの方法で実船に相似なものに近づける事ができれば、模型船の自航試験で実船相当の自航性能を知る事ができて大変便利である。実船にくらべて過大な模型船の伴流を、船尾境界層の吸込によって制御する試みが、ビルジ渦の研究で行なわれた事がある⁸⁾。この制御を逆に噴流で行えば、伴流の補償と同時に、噴流の推力によって摩擦修正が施せることになる。すでに実用にもなっている水噴流推進法は、加速した水を水中に噴出してその反作用で生じる推力を利用して船を推進させる方法であることは、よく知られた原理である。今回、このような考えの下に、模型船の船尾船底から後方に向かって噴流を噴出することによって、摩擦修正と伴流補償が同時に行える模型船自航試験の方法を試みたところ、所期の成果が得られたので報告する。

応用例として選んだ、 $C_B=0.8$ のSR159改型船型⁹⁾の4m模型による結果では、噴流付の自航試験から解

析した自航要素は、著者の方法¹⁾による実船推定計算値と良い一致を示し、僅か2~3%であるが、 $1-t$ と η の増加を明らかに示した。 $1-w$ については、ほぼ妥当と思われる実船相当値を示しているが、1978 ITTC Performance Prediction Method²⁾による実船換算値よりは若干低目である。

噴流を用いた本自航試験法でも、伴流の流量補償ができる範囲は、プロペラ円内を主とする伴流領域の内の限られた一部分である。本来、伴流全域を実船と相似にするよう補償するのが望ましいことであるが、噴流推力=摩擦修正、という条件下では、それは理論的に不可能なことがわかった。

噴流付の伴流分布を比較する対象としての実船伴流には、笹島・田中法による推定分布を用いているが、分布形状の細部が合っていないとしても、自航性能上は、プロペラ円内の平均的特性値が同等なら、等価な結果を与えることが明らかとなった。また、噴流の大部分がプロペラ円内にうまく流入していれば、ほぼ実船に近い結果が得られるであろうと、この結果から推測できる。

2. 噴流の推力と伴流補償の関係

模型船の船底から噴流を後方に向かって噴出したとする。その噴流の発生する推力が丁度所要の摩擦修正量に等しくなった時、模型船後方の伴流分布が実船のそれと相似にできれば理想的である。はたして可能なことなのかどうか理論的に考察しておくことが、実験計画を立てる上からも重要である。その為には、噴流の推力と噴出流量による伴流補償との間の理論的關係を知ることが先ず必要である。

模型船の遙か遠くの前方と後方に、調査面A, Bを考える。船は、前進速度と同じ V なる速度で反対方向に流れる一様流中に静止しているとする。前方の調査面Aにおける流速は当然 V であるが、後方の調査面Bにおける流速を、噴流無の時 u_n 、噴流付の時 u_j とする。調査面は一様流に垂直とし、その面内の流速成分は無視できるものとする。このようにすると、 u_j と

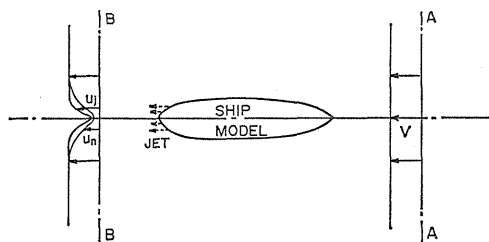


Fig. 1. Aspect of flows with and without jet.

u_n との差が噴流による伴流補償流速である。この様子を図示すると Fig. 1 のようになる。

造波の影響は無視して、水の密度を ρ 、模型船に作用する抵抗を R_v 、噴流の発生する推力を T_j 、として、運動量定理を適用すると、次式を得る。

噴流付の場合、

$$\rho \int_A V^2 dS - \rho \int_B u_j^2 dS = R_v - T_j \quad \dots\dots(1)$$

噴流付の場合、

$$\rho \int_A V^2 dS - \rho \int_B u_n^2 dS = R_v \quad \dots\dots(2)$$

但し、 dS は調査面上の面素を表わす。

一方、単位時間当の噴流の流出量を Q とすると、連続の条件から、

噴流無の場合、

$$\int_A V dS + Q = \int_B u_j dS \quad \dots\dots(3)$$

噴流無の場合、

$$\int_A V dS = \int_B u_n dS \quad \dots\dots(4)$$

が成立する。(3)、(4)式を用いると、(1)、(2)式の中の調査面Aに関する積分は、調査面Bに関する積分に置換できる。従って、

$$\rho \int_B u_j(V - u_j) dS - \rho QV = R_v - T_j \quad \dots\dots(5)$$

$$\rho \int_B u_n(V - u_n) dS = R_v \quad \dots\dots(6)$$

の二つの関係を得る。(5)式を T_j を求める形に書き換えると、

$$T_j = R_v - \rho \int_B u_j(V - u_j) dS + \rho QV \quad \dots\dots(7)$$

となる。(7)式は、噴流無の時の抵抗 R_v から噴流付の時の伴流の運動量損失を差し引いたものに、噴流が一樣流から受ける Lagally の力 ρQV を加えたものが、噴流の発生推力に等しいことを表わしている。(6)式を(7)式に代入すると、 R_v が消去された形の次式、

$$T_j = -\rho \int_B (u_j - u_n) \{V - (u_j + u_n)\} dS + \rho QV \quad \dots\dots(8)$$

を得るが、更に、噴出流量と伴流補償との関係式

$$Q = \int_B (u_j - u_n) dS \quad \dots\dots(9)$$

を考慮すると、結局、

$$T_j = \rho \int_B (u_j^2 - u_n^2) dS \quad \dots\dots(10)$$

のような関係式を得る。すなわち、噴流の推力は、調査面Bにおける運動量の噴流の有無による差に等しいという当然の結果を表わしている。(10)式は、wake

survey から噴流推力を求めるのに適した式である。さて、以上の関係式から噴流推力が摩擦修正 (SFC) に等しい場合の関係が導かれる。SFC の定義によると、模型船と実船との粘性抵抗係数を、おのおの C_{vm} 、 C_{vs} 、模型船の浸水面積を S とすると、

$$SFC = \frac{1}{2} \rho V^2 S (C_{vm} - C_{vs}) \quad \dots\dots(11)$$

で与えられる。一方、

$$R_v = \frac{1}{2} \rho V^2 S C_{vm}$$

であることを考慮すると

$$R_v - SFC = \frac{1}{2} \rho V^2 S C_{vs} \quad \dots\dots(12)$$

従って、 $T_j = SFC$ の場合、(5)式の右辺は(12)に等しくなるので、代入すると、

$$\rho \int_B u_j(V - u_j) dS - \rho QV = \frac{1}{2} \rho V^2 S C_{vs} \quad \dots\dots(13)$$

となる。実船と相似な伴流分布を u_s とすると、運動量定理から

$$\frac{1}{2} \rho V^2 S C_{vs} = \rho \int_B u_s(V - u_s) dS \quad \dots\dots(14)$$

と表わせるので、(13)式は次のように変形できる。

$$\rho \int_B u_j(V - u_j) dS - \rho QV = \rho \int_B u_s(V - u_s) dS \quad \dots\dots(15)$$

(15)式によると次のような結論が導かれる。

$T_j = SFC$ の場合、 $u_j = u_s$ は成立し得ない。すなわち、噴流付の伴流分布が実船と相似になることは実現不可能なことである。その原因は、Lagally 力 ρQV の存在である。

全域にわたって伴流を実船と相似にできなくても、プロペラ円内を通過する領域よりも広い範囲が相似化できれば、自航性能上は期待する結果が得られると考えてもよい。そこで、調査面B上で噴流によって加速された領域を B_j とすると、当然 B_j の外では $u_j = u_n$ であるから、(10)式から

$$T_j = \rho \int_{B_j} (u_j^2 - u_n^2) dS \quad \dots\dots(16)$$

一方、 $T_j = SFC$ の関係を満す条件から、(11)と(10)を等置して、 ρV^2 で除すと、

$$\int_{B_j} \left[\left(\frac{u_j}{V} \right)^2 - \left[\left(\frac{u_n}{V} \right)^2 + \frac{S}{2B_j} (C_{vm} - C_{vs}) \right] \right] dS = 0 \quad \dots\dots(17)$$

となる。 B_j での平均をとれば、

$$\overline{\left(\frac{u_j}{V} \right)^2} = \overline{\left(\frac{u_n}{V} \right)^2} + \frac{S}{2B_j} (C_{vm} - C_{vs}) \quad \dots\dots(18)$$

である。右辺第二項の分だけ噴流が増速すれば、推力が SFC と等しくなって、その時の平均自乗流速が、

48式で与えられることを示す。

SR 159船型を例にとりて、 B_j をプロペラ円に等しくとった時を仮定して、大体のオーダーを当ててみると、 $\frac{S}{2B_j} (C_{vm} - C_{vs}) \approx 0.3$

仮りに、 $\left(\frac{u_n}{V}\right)^2 \approx 0.5^2$ とすると、

$$\left(\frac{u_j}{V}\right)^2 \approx 0.55 \quad \therefore \sqrt{(u_j/V)^2} \approx 0.7$$

となる。従って、流速増加は $0.7 - 0.5 \sim 0.2$ 。これから噴流流量を当ててみると、前進速度 $V = 1 \text{ m/sec}$ 。で、 $Q \approx B_j \left(\sqrt{u_j^2} - \sqrt{u_n^2} \right) \approx 0.2V \frac{\pi D_p^2}{4} \approx 2.3 \text{ l/sec}$ 。

但し、プロペラ直径 $D_p = 0.12 \text{ m}$ とした。小型のポンプで十分供給できる流量であることが、この検討結果より分った。参考迄に、平均流速の比は $0.7/0.5 \sim 1.4$ で、 $1-w_s/1-w_m$ の通常値にほぼ近いと思われることを、付け加えておく。

以上の検討の結果によって、噴流の流量を、大体プロペラ円内におさまるように導けば、丁度、プロペラ円内の伴流を実船に相当する有効伴流係数を与える程度迄補償できることがわかった。

3. 試験方法

3.1 供試模型

日本造船研究協会 SR 159 部会の 53 年度改型船型 (M. No. 254)⁹⁾ の 4 m 模型を、供試模型とした。噴流を噴出しながら自航させるためには、装置の配備上、船内スペースの広い肥大幅広船が適している。更に、低速船の方が計測時間を長くにとって、平均値の精

Table 1. Principal particulars of model ship.

L_{pp}	4.000m	L/B	6.0
B	0.667m	B/d	2.76
d	0.2415m	C_B	0.800
∇	0.5283m ³	(including jet nozzle)	
S	3.9096m ²	(including jet nozzle)	

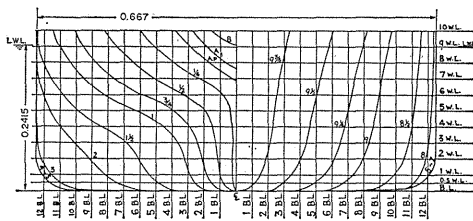


Fig. 2. Body plan of model ship.

Table 2. Principal Particulars of model propeller.

Diameter	0.1167 (M)
Pitch ratio (Const)	0.7143
Boss ratio	0.1800
Expanded area ratio	0.6649
Max. blade width ratio	0.3008
Blade thickness ratio	0.0500
Angle of rake	10.00 (DEG)
Number of blades	5
Blade section	MAU-Type
Direction of turning	Clockwise

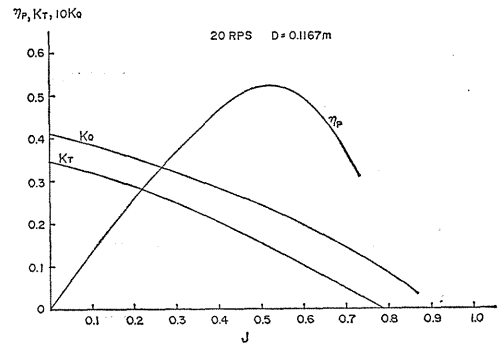


Fig. 3. Open test diagrams of model propeller.

度を上げることができる点でも有利である。このような観点から選んだ供試模型船の主要目を Table 1 に、その正面線図を Fig. 2 に示す。また、自航試験に用いた模型プロペラの要目は Table 2 に示すとおりで、SR 159 の 4 m 模型に使用したプロペラそのものである。自航試験結果の解析に当て使用するプロペラ単独性能は、予め単独試験を行って求めた。Fig. 3 にその結果を示す。

3.2 噴流装置

ポンプで曳引台車上の配管に供給した水を、模型船直上で二岐管によって左右舷に分流して、模型船の船底に開けた 30mmφ の穴の落とし込み口にしなやかなチューブで導き、そこから船底に設けた幅広スリットの噴流ノズルを通して、その先端にある噴流孔から後方に向けて噴出する。模型船と装置の概略配置を Fig. 4 に、船底に設けた噴流ノズルの詳細を Fig. 5 に示す。使用したポンプの最大流量は 8.3 l/sec、揚程は 8 m である。SFC を合わせるための流量調節は、配

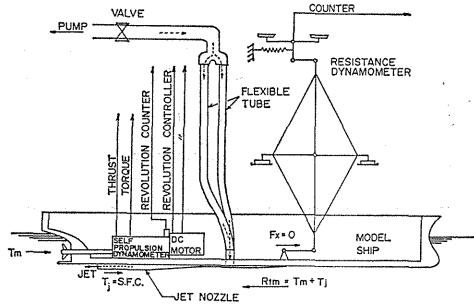


Fig. 4. Setup of instruments & model ship.

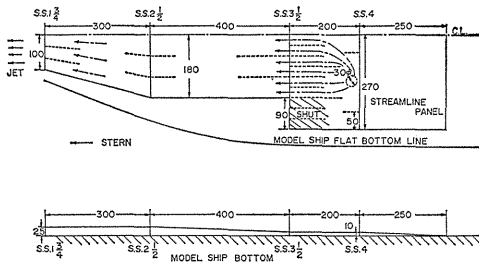


Fig. 5. Detail of jet nozzle.

管途中に介したバルブで行った。船底に開けた落とし込み口の位置は、自航動力計の配置の関係から S.S. 4 の直後とした。左右一対のこの口を通った水は、平底幅一杯に高さ 10mm の幅広スリット状にしつらえた噴流ノズルに流れ込んで流向を船底に平行に変え、整流板で様な流れに整えられて S.S. 3 1/2 の位置迄来る。この位置を噴出孔とする予備実験を実施した処、噴流はプロペラ位置に到達する迄に船側の方に拡散してしまつて、プロペラ円内の伴流補償が十分でないことが分つた。従つて、流線観測の結果なども参考にして、最終的に、噴出孔の位置は、S.S. 1 3/4 とした。そのため、S.S. 3 1/2 の側方 90mm 幅部分を塞いで 180mm × 2 (左右両舷) の幅とし、そのままの幅で高さを増しながら S.S. 2 1/2 迄延長してディフューザー効果をもたせ、その後、幅を絞つて S.S. 1 3/4 の噴出孔では 100mm × 2 とした。噴出孔の高さはできるだけ小さい方が船型の変化を少なくするには望ましいけれど、噴出流速が周囲の境界層流速の平均よりあまり大きいのも新たな渦の発生などの悪影響のおそれもあることから、前進速度の約半分程度の噴出流速になるように考慮して、噴出孔断面積を両舷合せて 50cm² にするよう高さを 25mm に決めた。噴流ノズルの側面と船体ビルジ部との間は、油粘土のフェアリングを施して滑らかに接いだ。また、噴流無の状態では、噴出孔の後方は、楔状断面の整流パネルで塞いで船底との段差を無くす

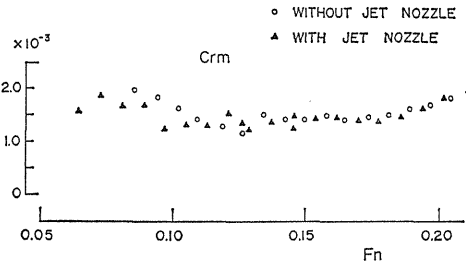


Fig. 6. Residual resistance coefficients.

ようにした。

以上のような付加物を船底に設けたので、その影響を抵抗試験によって調べたところ、Fig. 6 に示すように、噴流ノズル装着前の元の船型と大体一致する剰余抵抗係数曲線を得た。従つて、噴流ノズルによる浸水面積の変化はほとんど無いことも考慮すると、Fig. 6 の結果から、噴流ノズルの付加影響は、抵抗性能上は見られないと云える。摩擦抵抗公式には、ITTC 1957 Line を用いた。抵抗性能上のこの結果からみて、自航性能上も、噴流ノズルの付加影響は現われないと推測される。実際に自航試験を行った結果でも、自航要素に噴流ノズルの付加影響と見られるような差は現われなかったので、改めて図示はしない。

3.3 噴流付自航試験の実施法

噴流付自航試験でも、通常の場合と同様、抵抗動力計に模型船を接続して力平衡状態を確かめながら、プロペラ推力を調節するための回転数調整を行った。操作手順を追つて今少し詳しく説明しよう。先ず、プロペラ装着前に模型船を抵抗動力計で曳航して、噴流を噴出しながら、抵抗動力計の指示する曳引力の値が所定の摩擦修正量 (SFC) だけ模型抵抗より少ない値を示すように、流量調整用バルブを調節して、噴流の推力 (T_j) を SFC に合せておく。その時のバルブ開度をマークしておく、自航試験でも伴流計測でも、前進速度に対応する所定の SFC に合った噴流を、このマークを合わせるだけで得ることができる。このようにして噴流を合せた上で、自航状態で模型船を航走させるには、Fig. 4 に示すように、抵抗動力計の示す曳引力 (F_x) が丁度 0 になるまで、プロペラ回転数を調整すればよい。この時、プロペラ推力 (T_m) と噴流推力 (T_j) の和が、自航時の船体抵抗 (R_m) と釣り合うことになる。実際の計測では、 F_x を完全に 0 にすることは困難なので、その偏差分 (δ_0) は、推力減少係数の解析に當つて次式で補正する。

$$1 - t = \frac{R - (SFC + \delta_0)}{T_m} \quad \dots\dots(19)$$

但し、 R = 曳引抵抗、である。

なお、今回の実験は、抵抗、自航、伴流とも全て舵無の状態で行った。

噴流を船体に供給するチューブは、その張力や重量が推力に影響しないように鉛直状態を保持することが肝要であるし、また、噴流の脈動によって振動しないように気をつけることも、計測精度の確保のために重要である。これらの操作や注意を会得して、信頼できるデータが得られるようになる迄にはかなりの試行を要した。摩擦修正の算定は、ITTC 1957 Line をベースとする三次元外挿法で行い、 $\Delta C_F = 0$ とした。供試模型船は、対応実船の存在しない実験船であるが、想定の実船は $L_{pp} = 240\text{m}$ としている。

4. 伴流分布

自航試験に先だて、 $3\text{mm}\phi$ の小型プロペラ型流速計を用いて伴流計測を行った。推進器位置における伴流分布の一例を、伴流率 w の等伴流線図として Fig. 7 に示す。噴流無 (without jet) とは、噴流ノズルと後方の整流パネルを取付けた状態で噴流の噴出がない状態、一方、噴流付 (with jet) とは、後方整流パネルをはずして噴流を噴出させた状態を、それぞれ意味している。Fig. 7 で噴流付と噴流無の違いをみると、明らかに噴流付は伴流幅が狭くなって実船の伴流分布に近づいた感がある。しかし、噴流無の分布から笹島・田中法³⁾で推定した実船相当の伴流分布に比べると、伴流幅は近いが、分布の形状にかなりの違いが見られる。殊に、プロペラ円の上部和下部における違

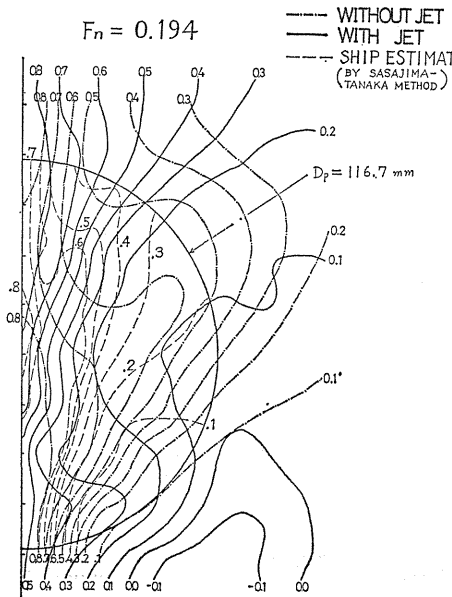


Fig. 7. Contour lines of wake fraction.

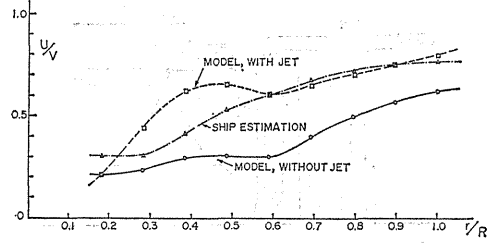


Fig. 8. Nondimensional circumferential mean value of axial velocity of wake flow.

いが顕著である。そこで、プロペラ円内伴流分布の中で、推進性能上の寄与が最も高い流場データである同心円周上の平均流速 (U) の各半径位置における値について、その分布を調べてみる。Fig. 8 がその分布を示す。噴流付と実船推定とは、主要な範囲でよく一致していて、噴流の効果が大体所期どおりに働いてくれたことを示している。但し、 r/R が 0.5 より低い範囲では、やや噴流付が高くなり、噴流が効き過ぎたことを表わしている。容積積分による公称伴流係数 ($1 - w_n$) の計算値は、噴流無 0.427、噴流付 0.667、実船推定 0.632 であって、若干過噴流であったことは明らかである。しかし、後で見るように、有効伴流係数ではこの差がほとんど見られなくなっていることからすると、過噴流の場所がプロペラ推力への寄与の比較的低い r/R の範囲であったためであろうと推定できる。従って、ボスに近い付近の過噴流はあまり気にしないでよいと云える。

推進器効率比 (η_r) に影響のある周方向流場不均一性は、噴流付が一番強い。Fig. 7 の伴流分布の 0.5 R における同心円上で、 $w_{max} - w_{min}$ を調べてみると、噴流無が 0.25、噴流付が 0.65、実船推定が 0.50 ぐらいである。もっと詳細に見るために、同心円上の流速の

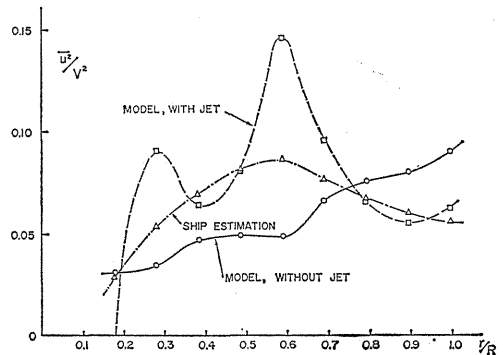


Fig. 9. Nondimensional circumferential mean square of undulation of axial velocity of wake flow.

変動成分を u とし、その自乗平均を前進速度の自乗で無次元化した形で表わすと、Fig. 9 のようになる。 $r/R=0.2\sim 0.7$ の範囲で、噴流付、実船推定、噴流無の順に高い。 r/R が 0.8 以上の翼端付近では、順序が逆になっているが、推進性能上は 0.5~0.7 の分布が支配的である。

5. 推進性能

5.1 自航要素

噴流無と噴流付の二状態で自航試験を行った。推力一致法による解析結果の自航要素を Fig. 10 に示す。まず、有効伴流係数 ($1-w$) をみよう。噴流無が 0.5~0.58 に対して、噴流付では 0.60~0.67 となつて、ほぼ一様に約 0.1 高くなっている。この比をとると、1.2~1.15 であり、 $e_t=1-w_s/1-w_m$ の値として妥当な実船模型伴流係数比を与える。笹島・田中法による推定実船伴流分布を用いて著者の修正翼素理論モデルの方法⁴⁾によって推定計算した実船推定の結果と比較すると、僅かに実船推定の方が高目だが、噴流付は大体この線に一致していると云つてもよい。この二者がよく合うということは、噴流付が予期どりの実船相当性能を与える方法として有望である証左とも解釈できる。1978 ITTC P. P. M. による実船推定は、この二者より 0.08~0.03 ぐらい高目の値を与えている (平均で約 0.05 すなわち約 10%)。

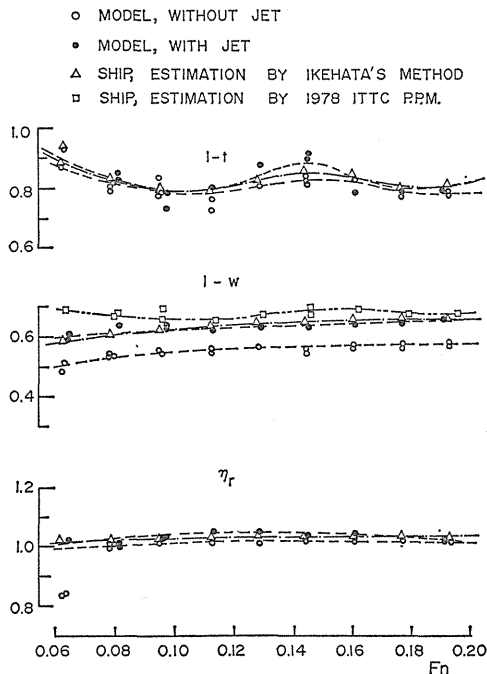


Fig. 10. Self-propulsion factors.

次に、推力減少係数 ($1-t$) をみると、噴流付は曲線変動が強められているようであるが、傾向的には噴流無と同じような変動を示している。両者は、 $F_n=0.1$ 程度の低速では差がないが、 F_n 数 0.12 以上の範囲で僅かだが 0.02~0.05 (約 3~6%) ぐらい噴流付の方が噴流無よりも高い。著者の方法による実船推定の計算値は 0.12~0.14 付近の僅かの差を除いて、ほぼ、噴流付と合っていると云える。小さい差であるが、これら両者と噴流無との間の 0.02~0.05 の差を有意とみれば、これが $1-t$ に対する尺度影響を示していることになるので、実船換算の精度向上という実用上の検討課題になるであろう。一方、噴流付と噴流無との差がこのように微小であることは、 $1-t$ の尺度影響は無視できるとしてきた従来の実船換算法の基礎仮定が正しかったことを、始めて実証したものであるという解釈も成り立つ。

同様の議論は、推進器効率比 (η_r) についても言えることである。噴流付は噴流無よりも 0.02~0.03 高目であつて、実船推定計算は噴流付にやや近目の中間値を示している。周上の流場不均一性を示す、Fig. 9 の \bar{u}^2/V^2 の順序と付合している。小さいとは云え、 η_r のこの差は、有意なものとなせば、尺度影響として今後考慮すべきものとなる。一方、尺度影響は無視できると仮定した従来の考え方も、2~3% は許容誤差とするなら、妥当であつたと云えることを実証したことになる。

プロペラの吸込効果と噴流との干渉によって、プロペラ推力が変わると、噴流推力も変化して自航要素が変わってくる、というような影響があるかどうかを見るために、SFC 相当の噴流付の状態プロペラ推力を変化させて、その過不足分に応じて抵抗動力計で与える曳引力を増減するやり方で、プロペラ荷重度変更試験

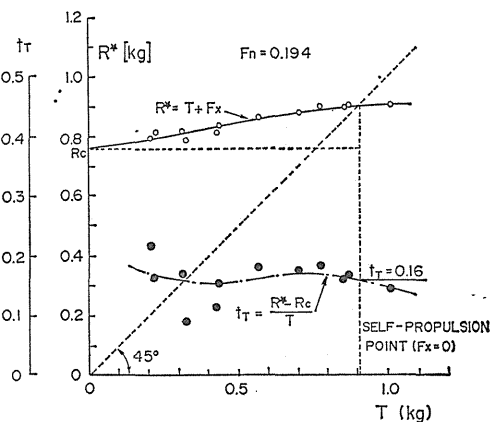


Fig. 11. Results of load change test.

を行った。Fig. 11 にその結果を示す。ここに用いた推力減少率 t_T は、足達等による定義である¹⁰⁾。プロペラ推力が零の時の曳引力 (R_0) と、プロペラ推力 (T) と曳引力 (F_x) との和で与えられる合推進力 (R^*) との差を、プロペラ推力で除した次式

$$t_T = \frac{R^* - R_0}{T} = \frac{T + F_x - R_0}{T} = 1 - \frac{R_0 - F_x}{T} \dots\dots(20)$$

で与えられる。この定義によると、純粋にプロペラ推力に依存する部分を取り出しているのだから、プロペラ荷重の影響を見るのに好都合である。Fig. 11 の t_T をみると、推力の小さいところでバラツキが多いが、推力が 0.7 kg 以上では、やや右下がりながらほぼ一定の傾向を示している。自航点付近ではプロペラ荷重による変化はほとんどないと見てよい。 $F_x = 0$ の自航点での値 $t_T = 0.16$ は、Fig. 10 の $F_n = 0.194$ における $t = 0.20$ より若干小さい。この違いは t_T の定義が推力零の時の曳引力 (R_0) を用いるのに対して通常定義では抵抗試験時の曳引抵抗 (R_0) を用いるために生じる。従って、通常定義によると、見掛上、 R_0 と R_0 の差に比例して推力 T に反比例する値だけ、プロペラ荷重によって変化するかのような結果を示すので、注意を要する。このことは、噴流の有無に関係なく生じる定義上の一般の問題である。というわけで、もし推力減少率として t_T を採用するならば、噴流付の $1-t$ は、Fig. 10 の値よりさらに 0.04 ぐらい高くなるが、一方の噴流無の方も同程度の上昇が当然考えられるので、両者の相対関係は大体 Fig. 10 と同じと考えてよいだろう。

5. 2 実船の伝達馬力と回転数

本実験の結果を用いて、実船プロペラの伝達馬力と回転数を次の三つの方法で算定して、比較してみる。

実船のプロペラは、自航試験に使用した模型プロペラと相似とする。

- 1) 分析的方法：1978 ITTC Performance Prediction Method²⁾。
- 2) 理論的方法：著者の修正翼素理論モデル法¹⁾。
- 3) 直接換算法：フルードの相似則により、自航試験のトルク、回転数の計測結果から直接実船にスケールアップする。

結果を Table 3 に示す。伝達馬力では、前二者はよく合っていてその差はたかだか 4% であるが、直接換算法はバラツキが若干多くて、分析的方法に比べて 1400 PS (約 10%) の差を示す所もある。しかしながら、精度は劣るが、何の修正もなしに生のままで出した直接換算法の値が、最新の方法である他二者と略々同等の値を示すことは注目される。

回転数については、やはり前二者はたかだか 2 R.P.M. の差で合っている。直接換算法でも、速度の高い方では同程度の一致を見せるが、低速で差が開いて低目になる。

伝達馬力、回転数とも、精度的には問題があるが、直接換算法で大体妥当な推定値が得られるとなると、この方法を常用している所にとっては興味深いことであろう。勿論何らかの修正は必要であろう。

分析的方法の結果は、理論的方法より若干 DHP が高く、回転数が低い。これは、ITTC P.P.M. では ΔC_F が考慮されているのに対して、理論的方法では考慮しなかったことが、DHP の差の主な原因であり、回転数の方は Fig. 10 に見るとおり $1-w$ の差が効いたためである。

Table 3. Estimations of delivered horse power and no. of revolution of ship propeller.

Vs (KT)	DHP (PS)			No. of Rev. (R. P. M.)		
	1) A. M.	2) T. M.	3) D. M.	1) A. M.	2) T. M.	3) D. M.
12. 16	7614	7464	7026	77. 5	78. 3	74. 7
13. 67	10850	10520	10720	87. 9	87. 9	85. 5
15. 19	15590	15000	14170	98. 5	98. 6	95. 0
16. 71	20990	21090	21030	107. 9	110. 0	107. 2
18. 21	30840	30400	31350	121. 9	123. 3	121. 4

- notes 1) A. M. : Analytical Method, 1978 ITTC P. P. M.
 2) T. M. : Theoretical Method, Author's modified blade elements method.
 3) D. M. : Direct Scale-Up Method.

6. 結 言

唯一隻の実験で決定的なことは言えないのだが、あえて結論を列記すると次のようになる。

1) 模型船の船底から噴流を噴出して、その推力によって摩擦修正を施す自航試験法を開発した。この試験法によって実船相当の自航性能を直接模型船の自航試験から得られる可能性を示した。

2) 噴流をプロペラ円内に導けば、推進性能上重要なプロペラ円内伴流分布を実船と相似に近づけられることを示した。

3) 噴流式自航試験の結果、実船相当の推力減少係数 $1-t$ は、模型船のそれより 0.02~0.05 (3~6%) 高く、尺度影響がこの程度であることを実証した。また、噴流を一定に保持すれば、プロペラ荷重の影響は少ないことが分った。

4) 噴流式自航試験の結果、実船相当の推進器効率比は模型船のそれより 0.02~0.03 (2~3%) 高く、尺度影響はこの程度であることを実証した。

5) 笹島・田中法による実船推定伴流分布を用いた著者の方法(修正翼素理論モデル法)による理論計算の結果は、噴流式自航試験の解析結果とよく一致した。

6) 噴流式自航試験の結果から直接換算法でスケールアップした実船のプロペラ伝達馬力と回転数は、精度的にバラツキがあるが、1978 ITTC P. P. M. や著者の理論と、略々同等の値を与えることが分った。

労多くして得る所少なき怖れを感じながら実施した研究であったが、丸尾教授と田草川助手の励ましと御協力を得て遂行できたことに深甚の謝意を表します。また、卒業研究として実験、解析の全般にわたって御奮闘下さった、当時学生の、栗屋博克君、CHONG HON KIAN 君、大久保斉君、鈴木一平君、にも心か

ら感謝いたします。尚、本研究には、文部省科学研究費(研究代表者丸尾孟)にて新設した単独自航兼用細胴型プロペラ動力計の高性能が大きく寄与したこと、計算には東大大型計算機センターの HITAC M-200H と横浜国大電子計算機センターの HITAC 8250 とを利用したことを付記して、関係各位に謝意を表す。

参 考 文 献

- 1) 池畑光尚：推進性能に影響を及ぼす諸因子，船型設計のための抵抗・推進理論シンポジウムテキスト(日本造船学会)，第4篇，昭54. 7
- 2) 15th ITTC : Report of Performance Committee, Proceedings of 15th ITTC, 1978
- 3) 中武一明，山崎隆介：肥大船推進性能の尺度影響，西部造船学会報，第54号，昭52. 8
- 4) 池畑光尚：流場データを用いた船の推進性能推定法，関西造船協会誌，第163号，昭51. 12，または International Shipbuilding Progress, Vol. 24, No. 273, 1977
- 5) H. Sasajima, and I. Tanaka : On the Estimation of Wake of Ships, Proceedings of 11th ITTC, 1966, または，造船協会論文集，第120号，昭41. 12
- 6) 笹島秀雄，田中一郎，仲渡道夫，鈴木敏夫：実船用推力計の試作ならびに計測例，関西造船協会誌，第158号，昭50. 9
- 7) N. J. Davison : Scale Effect on Propulsion Factors for Single-Screw Ships, NPL, November, 1977
- 8) 田古里哲夫，増永公明，岡本 恒，馬場信義：肥大船船尾ビルジ渦に関する実験的研究，日本造船学会論文集，第123号，昭43. 6
- 9) 第159研究部会：新経済船型開発のための船尾まわりの流場に関する研究，報告書，日本造船研究協会研究資料，第309号，昭54. 3
- 10) 足達宏之，菅井信夫：推力減少率について一荷重変更法による考察一，関西造船協会誌，第171号，昭53. 12

1-6

(昭和56年11月 日本造船学会秋季講演会において講演)

プロペラ特性に及ぼす流場不均一性と 乱れの影響

正員 池 畑 光 尚* 正員 丸 尾 孟*
正員 安 藤 正 裕** 正員 伊 藤 道 夫***

The Effects of Non-Uniformity and Turbulence of Flow on
Hydrodynamic Characteristics of Propeller

by Mitsuhsa Ikehata, Member Hajime Maruo, Member
Masahiro Ando, Member Michio Ito, Member

Summary

It is recently noticed that the non-uniformity of flow brings some deviation of the relative rotative efficiency from the unit and the difference of the effective wake factor from nominal one. The investigations are expected to enter in more details either experimentally or theoretically. The present paper is the report of the experiments and analysis works about the hydrodynamic characteristics of the model propeller acting in the wake flow of the alternate mesh screens of different patterns, such as some circumferential non-uniform wakes of the $\cos n\theta$ function mode, a radial non-uniform wake and homogeneous wakes.

The measurements of velocity fields of $\cos n\theta$ mode have shown the well correlation of the intensity of turbulence with the shear rate of the velocity profile along the circumference. From the results of the performance tests of the propeller behind the one or two uniform meshes screen, it has been found that the influence of turbulence of flow reduces the low Reynolds number effect of the model propeller. Accordingly, the characteristics of the model propeller in the wake of the two uniform meshes screen has been offered to apply to the analysis of the self-propulsion factor at any low Reynolds no.

It has been shown that the circumferential non-uniformity of the $\cos n\theta$ mode, where $n \leq 6$, raises the efficiency of the propeller higher than that of the open condition, that is the high relative rotative efficiency over the unit. The results of analysis of data based on some theoretical considerations have allowed us to conclude that the relative rotative efficiency responds to the circumferential non-uniformity of flow nonlinearly and quasi-stationarily.

1 緒 言

自航要素と総称される、有効伴流係数、推力減少係数、推進器効率比そして推進器効率比は、伴流中のプロペラ性能を解析するために、R. E. Froude が約1世紀も前に考え出した極めて巧妙な工学的概念である¹⁾²⁾。その中でも、単独と船後におけるプロペラトルクの相違のために導入された推進器効率比は、当初から、流場不均一性の影響を表わす指標であると考えられていた²⁾。しかし、近年の肥大船型が現われる以前は、ほとんど2~3%の偏差におさまって、まず問題になることはなかった。と

ころが、5%以上の偏差が現われるに及んで、その物理的意味の解釈問題とその実験精度的疑問との両面から、議論がされるようになった。推進器効率比が1.0以上ということは、船後伴流中の方が単独状態よりも、プロペラ効率が高いということの意味するわけで、理解しにくい現象であった。

筆者の1人の最近の研究³⁾によって、自航要素の振舞は、流場不均一性の影響であることが明らかになった。半径方向の不均一性が、主として、有効伴流と公称伴流の差を増す効果をもつものに対して、円周方向の不均一性は、推進器効率比の1.0からの偏差を生じる効果が大きいことが、理論づけられて、1例ながら計算結果も示された。そして、周方向不均一性の作用は、物理的には非線形効果であることが、初めて明らかにされた。しか

* 横浜国立大学工学部

** 横浜国立大学大学院

*** 東京大学大学院

し、この研究では、理論的にも実験的にも実証が不十分な感があった。そこで、今回、空洞水槽で伴流格子としてよく用いられる金網スクリーンを応用して、周方向に cosine 関数の変動モードをもつ4種 ($\cos\theta$, $\cos 2\theta$, $\cos 4\theta$, $\cos 6\theta$) の不均一流場と、半径方向に外に行くほど流速の高くなる軸対称流場とを作成して、その後流中でプロペラ特性を調べることによって、この流場不均一性の影響を実証することを試みた。この4種の伴流パターンを選んだ理由は、船尾伴流の調解析で主要な成分であるからである。また併せて、プロペラ渦理論的考察を行って文献3)で展開した修正翼素理論よりも簡明な説明が得られた〔付録〕。

流場不均一性の影響を論じるためには、その前に解決しておかななくてはならないレイノルズ数影響という実験上の問題がある。実船の大型化が急速に進んだ時、模型船の寸法を維持すれば、当然、縮尺は急激に小さくなって、模型プロペラの寸法と回転数の減少から、自航試験時のプロペラレイノルズ数の低下を招いて、プロペラ翼面上の層流影響や遷移に伴う不安定な現象が現われた。この傾向は、今日の大直径低回転プロペラ装備の省エネ船の水槽試験にも引継がれている。このような現象が、自航要素に従来見られなかった異常値をもたらす原因ではないか、という疑問が出てきた。かかる観点から、単独時および自航時のプロペラ特性に与える尺度影響の研究も行われて、確かに自航時のプロペラ翼面流にも層流域と層流剥離の存在することが実験で示されたり⁴⁾、約1mの大直径模型プロペラでさえ、安定した層流域を保っていることが実証されたりして⁵⁾、模型船と実船とのプロペラ特性の相違を生じる尺度影響の重要性が、改めてクローズアップされた。1978年 ITTC が出した実船性能推定法でも、この尺度影響によるプロペラ特性の修正を採り入れた解析を推奨しているゆえんである⁷⁾。しかし、自航要素の異常値、とくに1.05以上または0.95以下の推進器効率比が、はたしてこのレイノルズ数影響の意味の尺度影響に、その原因があるのか、明確な解答は得られていない。

自航状態では、プロペラは模型船あるいは実船の伴流中で作動する。その伴流は、かなり激しい乱流であることは、実験や観察で知られているとおりである。この伴流の乱れが、プロペラ特性に対してどのように効いているのかということは、今までの研究ではわかっていない。どんなに乱れた流の中でも、そこに置かれた物体の表面に形成される境界層では、その前端部に必ず層流が存在する。その層流の領域は、周囲流中の初期乱れが強いと、その効果で境界層の遷移が早まって、範囲を狭める。その効果がプロペラ特性の上にどんな形で現われるかが、今まで見落されていた重要な点である。今回、金

網スクリーンの方法によって種々の不均一流場を用意して、その後流中でプロペラ特性を調べるに当たって、まず、それらの金網スクリーンの起こす乱れの効果を調べることにした。そのために、均一な金網スクリーンの作る乱流場でのプロペラ特性から綿密に調査した。もし乱れの効果によって、プロペラ特性に及ぼすレイノルズ数影響が避けられるか、あるいは、弱められるかするならば、自航試験解析方法の上でも、現在標準的に行われている高レイノルズ数単独特性を用いる方法に保証が与えられることになって、意義あるものと思う。

2 プロペラ特性に及ぼす乱れの影響

2.1 プロペラ単独特性みるレイノルズ数影響

プロペラ単独特性には、レイノルズ数がある値以下になると大きく変化する臨界値が存在することが、古くからいわれている。その理由は、プロペラ翼面流の層流およびその剥離の影響であるとされる。Kempf の定義によるプロペラのレイノルズ数

$$R_n = nD^2/\nu, \text{ ただし, } n = \text{毎秒回転数 [r.p.s.],}$$

$$D = \text{直径 [m], } \nu = \text{動粘性係数 [m}^2/\text{s]}$$

Table 1 Principal particulars of model propeller

DIAMETER : D = 175mm	PITCH RATIO : P/D = 0.714
EXP. AREA RATIO : $Q_e = 0.665$	BOSS RATIO : $D_b/D = 0.18$
NO. OF BLADE : Z = 5	SECTION : MAU TYPE

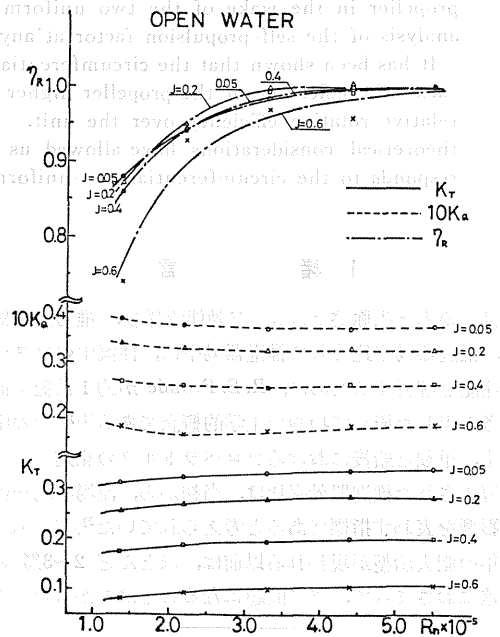


Fig.1 Reynolds no. effect on open characteristics of propeller

で、 3×10^5 とか、あるいは、もっと高い値が、通常その臨界値とされる。

今回の実験に使用した模型プロペラは、SR159で自航試験に使われたMAUプロペラの相似模型である。

主要目をTable 1に示す。単独試験は、新造の単独・自航兼用細胴型プロペラ動力計⁹⁾を用いて行った。単独特性のレイノルズ数による変化の様子をFig. 1に示す。 R_n 数が低くなるほど、 K_Q が増加して、 K_T が減少していることが、はっきり見られる。どちらかという、若干 K_T の低下がきつまいようである。 3×10^5 以上になると、両者ともほぼ一定になっているのは定説どおりのようだ。以上を総合してみるために、最高 R_n 数 5.5×10^5 の時の効率に対する各 R_n 数における効率の比をとって、推進器効率比 η_R として示した。 R_n 数が 3×10^5 未満の η_R の低下が著しいのは、 K_Q の増加と、 K_T の減少の重畳によるためである。 $J=0.6$ だけが、点もバラツいて、 $R_n=4 \times 10^5$ 辺で早くも不安定に下降傾向を示すのは、スラスト、トルクとも計測量が小さくなって、測定精度が影響したことも考えられる。このようにレイノルズ数影響が強張された η_R の形でみると、 3×10^5 という臨界値は、大体妥当なところである。

レイノルズ数影響を更に詳しく調べるために、Lockの方法⁹⁾による等価二次元翼型特性解析を行った。その結果をFig. 2に示す。明らかに 3×10^5 未満の R_n 数で抗力係数の急増がみられる。それだけでなく、揚力係数も著しく低下している。この結果から推定すると、臨界 R_n 数以下では、プロペラ翼の背面に層流剝離によるbubbleを生じたものと思われる。というのは、 C_L の急変は、境界層の層流影響の R_n 数変化だけでは説明でき

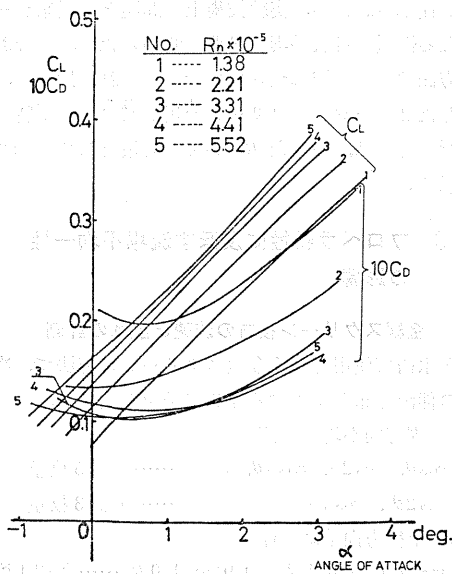


Fig. 2 Characteristics of equivalent profile

ない現象である。揚力傾斜はほぼ一定の様子をみると、迎角変化による bubble の成長はないように思われる。以上のような R_n 数影響の現われ方は、プロペラの寸法や要目の違いによって程度に差はあるものの、同傾向のものと思われるので、結論的には、少なくとも 3×10^5 以上の R_n 数を単独試験で確保する必要があるといえる。

2.2 初期乱れによるレイノルズ数影響緩和効果

流れに初期乱れがある場合、管内流、表面境界層流の如何を問わず、遷移が早まることはよく知られている。プロペラ翼面流についても同様の効果が期待できる。プロペラ前方に金網や棒格子のスクリーンを置いて、その後流中の乱れがプロペラ特性に与える影響については、木下らが最初に着目して研究したが、実験精度の点から十分な結果を得るに至らなかった¹⁰⁾。今回、実験に用いた金網スクリーンの base mesh である 2.5 番 (心線径 1.5 mm) メッシュを枠に固定して、プロペラ前方 190 mm の位置に配置した場合、金網の造る初期乱れによるプロペラ特性の相違について、詳細な実験を行った。金網 1 枚の場合と、心線の向きを 45 度交叉させ 2 枚重ねた場合の、2 種の均一スクリーンを用いた。無次元平均流速 \bar{u}/V (V は曳行速度) と、乱れの強さ $\sqrt{u'^2}/V$ ($\sqrt{u'^2}$ = 乱動成分の二乗平均平方根 [rms]) の結果は、次のとおりであった。

1 メッシュ : $\bar{u}/V=0.94, \sqrt{u'^2}/V=0.028$

2 メッシュ : $\bar{u}/V=0.75, \sqrt{u'^2}/V=0.029$

乱れの強さは、1 メッシュも 2 メッシュもほとんど変わり

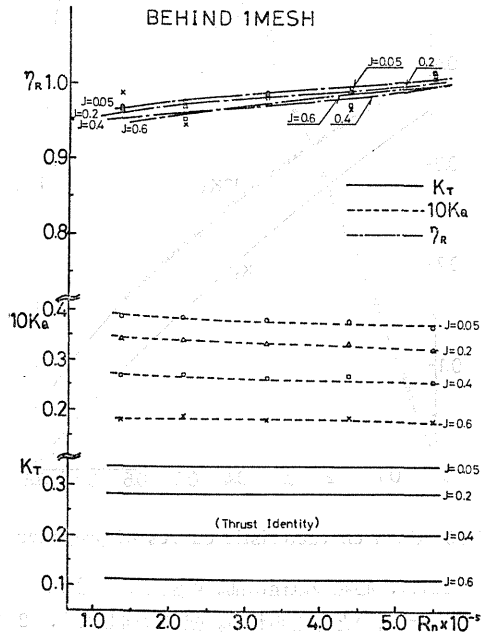


Fig. 3 Characteristics of propeller behind one mesh screen

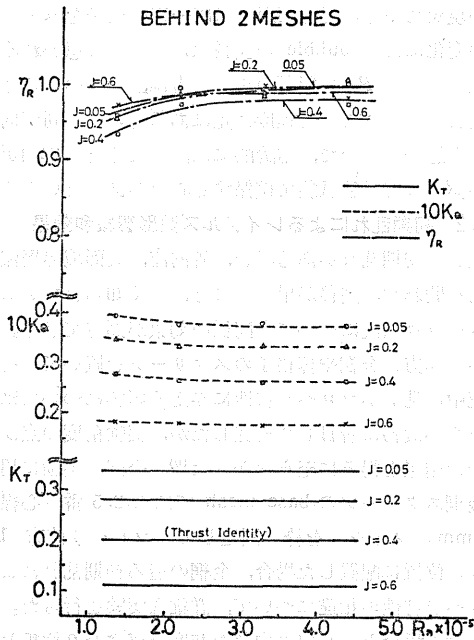


Fig. 4 Characteristics of propeller behind two meshes screen

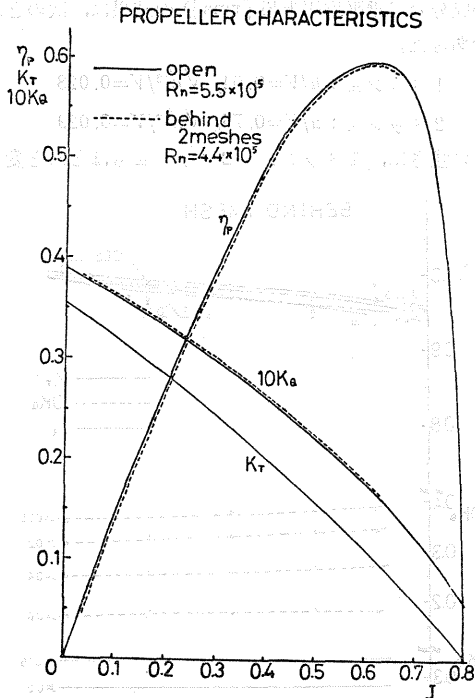


Fig. 5 Open characteristic curves of propeller

ない。これは、心線の直径に乱れの強さが支配されていることを示すものと考えられる。強さは同じでも、2メッシュの方が乱れの均質性に優れているものと推察される。平均流速の方は、1メッシュで微少の伴流だったも

のが、2メッシュで大幅な伴流増加を示した、ということは、伴流の強さがメッシュの間隔に左右されているものと思われる。この2種の均一スクリーン後流中のプロペラ特性を、やはり R_n 数ベースで Fig. 3, Fig. 4 に示す。均一スクリーンといえども、伴流のため、プロペラ前進率は曳引車前進速度では定まらない。そこで、臨界レイノルズ数以上の単独特性（最高 R_n 数 5.5×10^5 ）を用いて推力一致法で前進率 J の算定を行った。Fig. 5 に解析に用いた単独特性曲線を実線で示す。この特性に対する効率の比をとれば、推進器効率比 η_R も得られる。Fig. 3, 4 中の η_R はその意味である。

Fig. 3 の1メッシュ試験結果を Fig. 1 と比べてみると、低 R_n 数における K_Q の上昇と η_R の低下の傾向が減って、明らかに R_n 数影響が和らげられたことがわかる。Fig. 4 の2メッシュ試験結果では、さらにこの緩和効果は顕著であり、臨界 R_n 数も 2×10^5 くらいまで下がっている。また、データのバラツキも少なくなって実用上好ましい傾向である。自航時の模型船伴流中には、この均一スクリーンよりも強い乱れが存在すると考えられるので、自航試験解析に使うプロペラ特性としては、この2メッシュ程度の初期乱れの中の特性曲線を用いるのがよいとも考えられる。この意味で、後の不均一伴流中試験解析に用いる便宜のため、Fig. 5 に2メッシュ試験の $R_n=4.4 \times 10^5$ における特性曲線を、点線で記載した。 K_T 曲線は、推力一致法で J を決めているので、当然ながら一致している。

田村ら⁴⁾、津田ら⁵⁾、山崎⁶⁾の研究では、プロペラ表面の層流の安定性の強いことが報告されて、安定したプロペラ単独特性を得るには、Stud などの乱流促進法の有用性が提示されたが、実験技術上の問題と、従来データと異なる性質の自航要素の処理の問題のため、今なお、この方法は実用の域に至っていない。これに比べて、今回示した2メッシュスクリーンを用いてプロペラ特性試験を行う方法は、簡便な R_n 数影響対策として有効であると思う。

3 プロペラ特性に及ぼす流場不均一性の影響

3.1 金網スクリーン後方の流速と乱れの計測

空洞水槽で使用される金網スクリーンの方法で、次の7種の伴流分布を発生する伴流格子を準備した。

a) 周方向不均一伴流

$\cos \theta, \cos 2\theta, \cos 4\theta, \cos 6\theta \dots$ 金網5枚重
 $\cos 2\theta', \cos 4\theta'$ 金網3枚重

b) 半径方向不均一伴流

$1-w=0.1$ (at $0.1R$) ~ 0.9 (at $1.0R$) 金網4枚重
 周方向不均一伴流に選んだパターンは、船尾伴流の調和

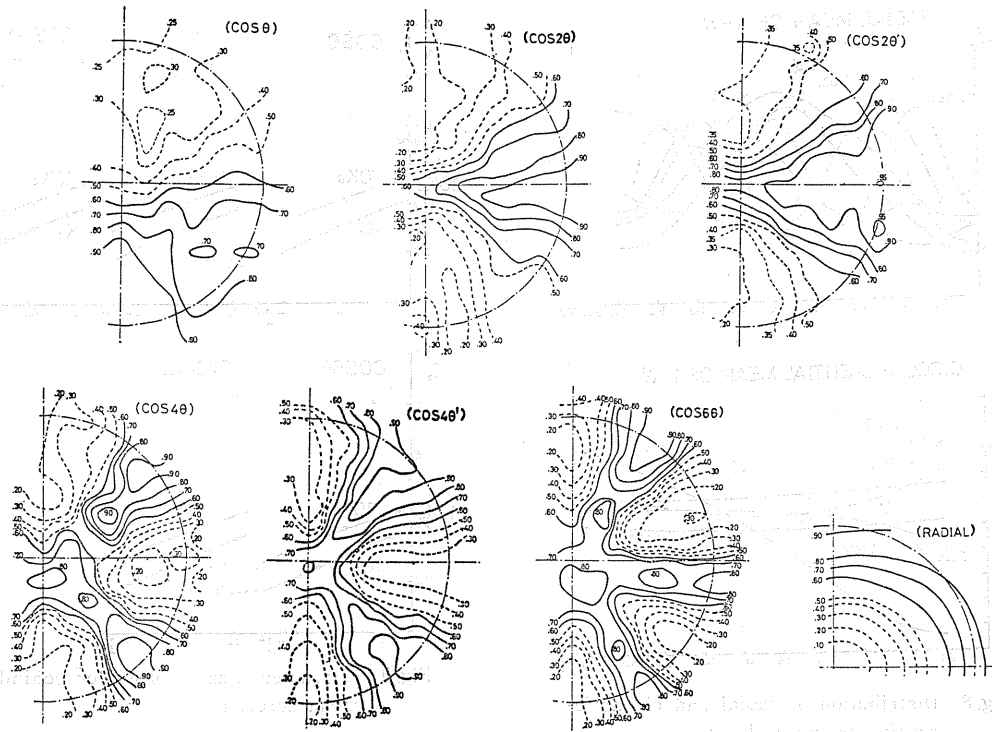


Fig. 6 Contours of nominal wake factor $1-w=\bar{u}/V$, at $V=0.8\text{m/s}$

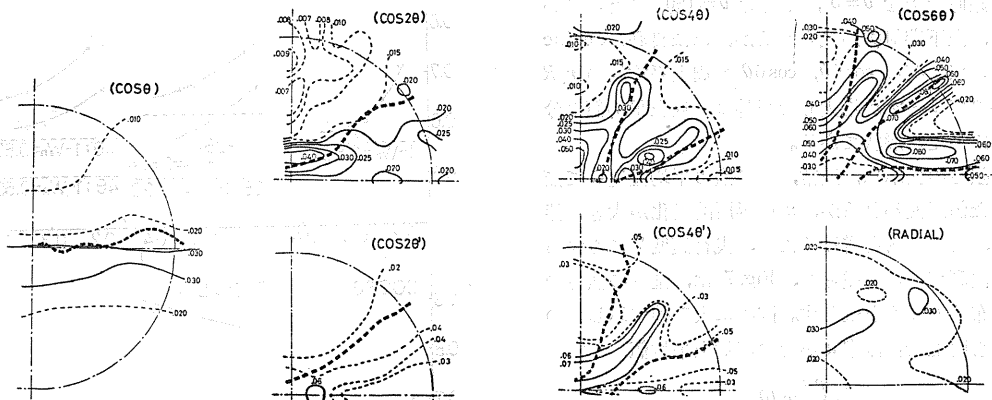


Fig. 7 Contours of intensity of turbulence $\sqrt{u'^2}/V$, at $V=0.8\text{m/s}$

成分として主要なものである。175φのプロペラ円内で上記パターンの実現を目指した。使用した金網は、ベースに、2.5番(心線、1.5φ)、その上に、5番(1.0φ)、8番(0.8φ)、15番(0.47φ)、18番(0.27φ)の順に、a)の場合は扇形(半径105~110mm)、b)の場合は円形(直径125~30mm)に切って重ねた。

流場計測は、金網スクリーン後方190mm(約1.1D)の位置で、曳行速度0.8m/secで行った。計測方法は、流速は3mmφ小型翼車流速計、乱れはI型熱膜プローブ流速計である。計測範囲は、対称性を期待して、右舷

のみ(乱れは、更に半分の上四分円)とした。結果をみると、枠や水面の影響で少し歪んでいるが、ほぼ、満足いく分布が得られたものと思う。Fig. 6に流速分布を $1-w=\bar{u}/V$ の無次元値で、Fig. 7に乱れの強さ $\sqrt{u'^2}/V$ (平均時間1秒間)を示す。Fig. 6に見る流速分布は、大体目標のcosine関数のモードになったようである。3枚重ねの $\cos 2\theta'$ 、 $\cos 4\theta'$ は、おのおののモードで弱い伴流を作る目的であったが、予想ほど弱まらなかった。以上の様子をさらにはっきり見るために、放射線上平均値、周上平均値を計算して図示したのが、Fig. 8であ

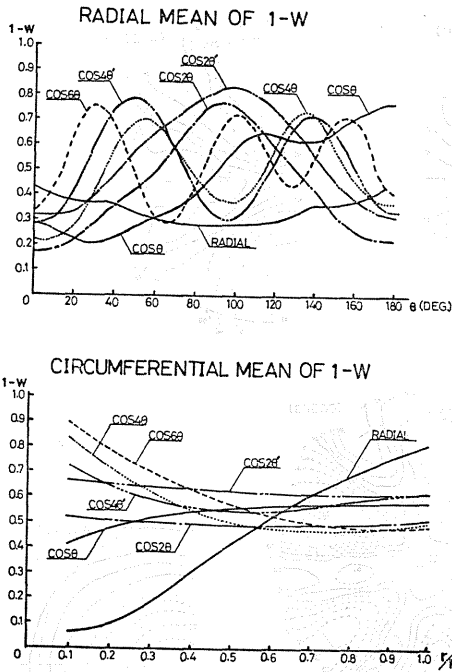


Fig. 8 Distribution of radial and circumferential means of 1-w

る。放射線上平均値の分布は、周方向不均一性を表わして、鉛直上方を $\theta=0^\circ$ 、下方を $\theta=180^\circ$ にとっている。若干、上下非対称が見られるが、ほぼ良好な cosine 関数になっている。 $\cos 4\theta$ 、 $\cos 6\theta$ の周上平均値の r/R の小さい処で $1-w$ が増大した以外は、周上平均値の分布も、ほぼ満足な形状である。

乱れの強さの表示は、通常、その点の平均流速 \bar{u} で無次元化した値が使われるが、 \bar{u} の場所的变化が大きい伴流中では、その影響を避けるため、曳行速度 V に対する比の方が便利である。従って、Fig. 7 は、乱れの強さの場所的分布そのままを表わす。図中に太破線で示したのは、各同心円上で伴流率 w がその円周上平均値

$$\frac{1}{\pi} \int_0^\pi w d\theta$$

に等しくなる処を連ねた線であって、これは、cosine 関数の流速分布における最急勾配位置に相当する。ちょうど、乱れの強さが最大になる位置とよく一致していることが示されていて、剪断流の強さと乱れの強さの相関の強いことを証明している。金網スクリーン伴流中の乱れについては、大略 Prandtl の仮説が成立していると解釈することもできる。乱れの強さは、総じて、rms 値で曳行速度の 1~8% の範囲にある。cosine の次数が高いほど、乱れが増加しているのも、やはり剪断流の強さとの関連を示すもので、興味深い。

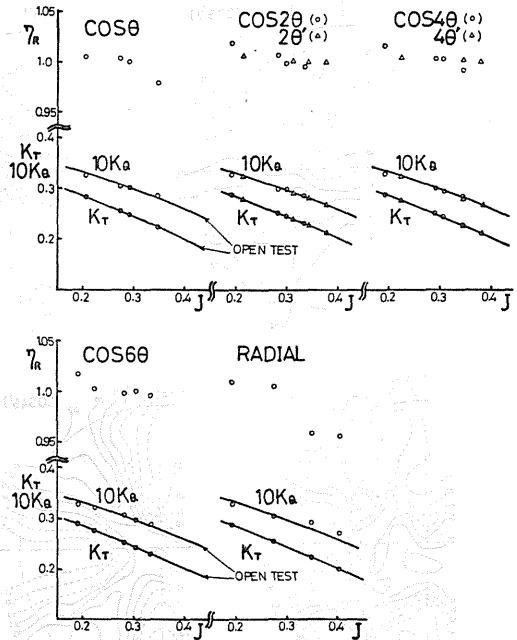


Fig. 9 Characteristics of propeller behind mesh screens

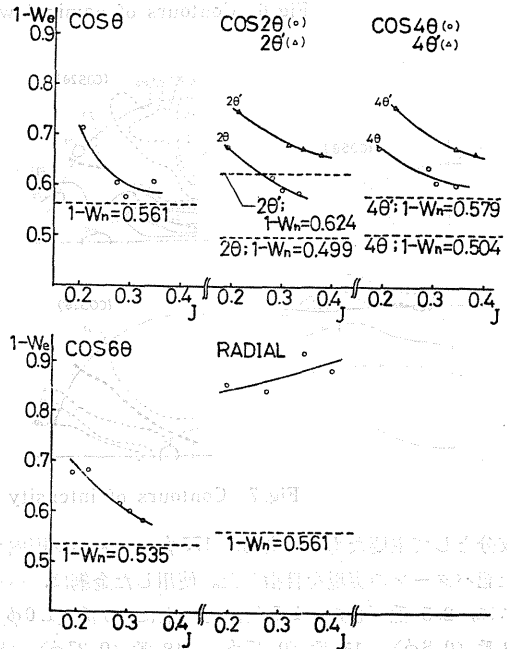


Fig. 10 Effective mean inflow velocity of propeller behind mesh screens

3.2 金網スクリーン後流中のプロペラ特性

7種の伴流分布を与える金網スクリーンから 190mm 後方で、前進速度 0.8 m/s、回転数 8, 9, 10, 16 r.p.s. (対応 R_n 数 2.2, 2.48, 2.75, 4.5×10^5) で、プロペラ特

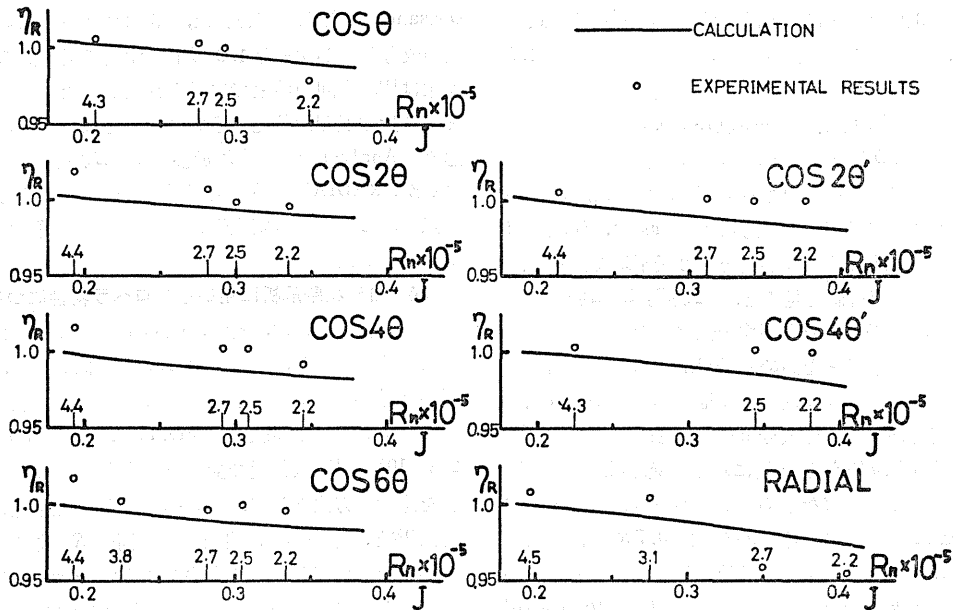


Fig. 11 Comparison of η_R between calculation & experiment in non-uniform flow

性試験を行った。前進率は、前進速度一定ではあるが、有効平均流速がおのおの異なるので、それぞれ相違する。Fig. 5 に示した高 R_n 数単独特性を用いて、推力一致法によって前進率 J を、そこでの効率の比から推進器効率比 η_R を算定した。Fig. 9 に結果を示す。図中には、比較のため単独特性も入れてある。推力一致法で J を決めているので、当然 K_T は単独特性と一致する。 J の小さい方で、単独より K_Q は少し低く、 η_R は高目安定、 J の高い方で、単独より K_Q は同等か高目、 η_R は低目と、いう関係である。回転数を変えているため、前進率の変化とともに、 R_n 数も変化していることの影響もある。Fig. 10 には、有効平均流入速度 $1-w_e = u_e/V$ を示す。半径方向不均一流場を除いて、 J の減少（荷重度の増加）による、 $1-w_e$ の上昇が見られる。これは、プロペラの吸込効果によって、スクリーンとプロペラとの間から、周囲の速い流れを引込んでいる結果である。そのため、公称伴流係数 $1-w_n$ との差が、 J の下がるほど開く傾向にある。伴流が軸付近に集中している半径方向不均一流場（RADIAL）だけ逆傾向で、差も大きい。これほど典型的ではないが、通常の自航試験でも有効伴流係数の方が公称伴流係数よりも高くなる傾向は、一般に見られることであり、荷重度が高いほどその差が開く傾向である。

3.3 流場不均一性に関する解析

前節に示したデータを基にして、流場不均一性の影響について解析してみよう。 η_R の J による変化の妥当性ならびに流速分布パターンの違いを調べるために、修正翼素理論モデルを用いた筆者の 1 人の方法³⁾によって、

試験と同一の回転数、前進速度の条件で、伴流分布を入力データとして、シミュレーション計算を行った。その結果得られた η_R と、Fig. 9 の試験結果とを比較して、Fig. 11 に示す。 J に対する傾向は、実験と計算とよく合っている。横軸に併記した R_n 数は実験値に対する値で、計算値に対しては若干異なるが差は少いで傾向を見るには支障ない。 R_n 数に対する変化は、抗力係数の Prandtl-Schlichting の式の計算で考慮されているのだが、Fig. 11 の結果からすると妥当なようである。

$\cos \theta$ と RADIAL の低 R_n 数の数点を除いて、全て、実験の方が計算より高い。その理由はよくわからないが、流場不均一性との関係をさらに詳しく調べるために、最高 R_n 数（約 4.4×10^5 ）のデータを採り上げて種々の解析を試みた。結果を Table 2 に示す。Analysis①は、最高 R_n 数単独特性（Fig. 5 の実線）使用の解析値、Analysis②は、最高 R_n 数 2 メッシュスクリーン後方特性（Fig. 5 の破線）使用の解析値、Calculation は Fig. 11

Table 2 Analysis of η_R

		COS θ	COS 2θ	COS 2θ'	COS 4θ	COS 4θ'	COS 6θ	RADIAL
ANALYSIS① BY OPEN CHAR.	η_R	1.005	1.018	1.006	1.016	1.003	1.017	1.009
	$(\Delta \eta_R)_c$	0.002	0.014	0.006	0.014	0.004	0.016	0.0027
ANALYSIS② BY 2MESHES CHAR.	η_R	1.013	1.026	1.014	1.024	1.011	1.025	1.017
	$(\Delta \eta_R)_c$	0.010	0.022	0.014	0.022	0.012	0.024	0.011
CALCULATION	η_R	1.006	1.007	1.003	1.004	1.002	1.004	1.0065
	$\eta_R(R-CO)$	1.003	1.004	1.000	1.002	0.999	1.001	1.0063
CIRCUMFER. NON- UNIFORMITY OF FLOW	$(\Delta \eta_R)_c$	0.003	0.003	0.003	0.002	0.003	0.003	0.00027
	$w^2 0.5R$	0.0530	0.0682	0.0527	0.0458	0.0543	0.0358	0.00527
	$w^2 0.7R$	0.0554	0.0662	0.0551	0.0588	0.0626	0.0556	0.0081
	$w^2 0.9R$	0.0554	0.0554	0.0505	0.0637	0.0586	0.0680	0.0076

と同じ文献3)の方法による計算値、 $[\Delta\eta_R]_c$ は次式で定義した、周方向不均一流場成分に依存する η_R の1.0からの偏差である。

$$[\Delta\eta_R]_c = \eta_R - \eta_R(R-CO.)$$

ただし、 $\eta_R(R-CO.)$ は計算値であって、半径方向不均一流場成分だけ存在する場合の η_R の計算値である。 $[\Delta\eta_R^*]_c$ は、 η_R を η_R^* とした場合を表わす。 w_h は、伴流分布の変動成分、 $\overline{w_h^2}$ はその同心円上の2乗平均を表わす。Table 2に示す解析値を見ると、 $[\Delta\eta_R]_c$ も $[\Delta\eta_R^*]_c$ も正值を示し、流場の周方向不均一性はその分布モードの次数にかかわらず効率を高める効果があると、結論してよさそうである。付録に示した理論によると、 $[\Delta\eta_R]_c$ は流場の周方向不均一性成分 $\overline{w_h^2}$ と単独トルク係数 K_{Q0} の比と定数 $(V/nD)^2$ との積に対して応答関係がある。Table 2からこの応答を求めて次数ベースにプロットすると、Fig. 12のようになる。 $\overline{w_h^2}$ には0.7Rの値を用いた。Fig. 12をみると、実験は計算に比べてかなり応答が高く、バラツキが大きい。しかし、 $\cos\theta, \cos 2\theta', \cos 4\theta'$ の組は、 $[\Delta\eta_R]_c$ で計算と同程度の応答を示している。 $\cos 2\theta, \cos 4\theta, \cos 6\theta$ は、その2倍以上高い応答である。理論どおりなら、両者は同レベルになるはずである。次数による明らかな違いは見られない。 $\cos 6\theta$ でも同等以上であることからすると、応答の非定常効果はほとんどなくて、大体準定常の応答とみてもよいだろう。

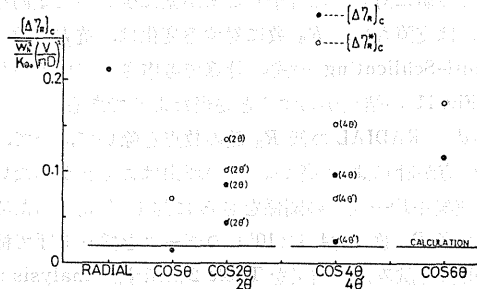


Fig. 12 Response of $[\Delta\eta_R]_c$ to non-uniformity of flow

Oossanenの計算に表われた、5翼プロペラに対して6次の成分だけが η_R を1.0以上にする効果があるという現象は¹¹⁾、今回の結果では見られなかった。あながち、ピッチ比や展開面積比の違いのためとはいえないように思う。Analysis②の $[\Delta\eta_R^*]_c$ は、 $[\Delta\eta_R]_c$ より応答も高いが、RADIAL以外の全部が同レベルに揃う方向にある点で、この解析は安定性に優れている。従って実用性が高いといえる。

3.4 自航試験解析に用いるプロペラ特性について

自航試験解析には、通常、臨界 R_n 数以上の単独特性を用いる。しかし、自航時の R_n 数が低い場合、 R_n 数影響と思われる低い η_R を得ることがある。今回の金網スクリーン後流中試験でもFig. 11にみるとおり、 $2.5 \sim 2.2 \times 10^5$ の R_n 数付近で少し下がるものがある。この影響を避ける方法として、プロペラ翼面に乱流促進を行う方法⁴⁾⁵⁾と、今一つは、自航試験と同一 R_n 数における単独特性を用いて解析する方法がある⁴⁾。 $\cos 4\theta$ のデータを例にとって、標準の高 R_n 数単独特性による解析値($\eta_R, 1-w_e$)と、各 R_n 数の単独特性による解析値($\eta_R', 1-w_e'$)と、各 R_n 数の2メッシュ均一スクリーン後方特性による解析値($\eta_R^*, 1-w_e^*$)との3者を比較して、Fig. 13に示す。 η_R' は、標準解析値 η_R の左下がり補正している。しかし、伴流係数の $1-w_e'$ は、 $1-w_e$ に比べて、かなり低いし、わずかだが R_n 数低下により差が開く。これは、プロペラの K_T 特性が、 R_n 数低下に伴って減少したためであって(Fig. 1参照)、明らかに見掛上の伴流増加にすぎない。この点は実用上問題である。自航試験解析には、船尾伴流中と同等の初期乱れの効果のある特性曲線を用いるのが適切と考えれば、 η_R^* と $1-w_e^*$ が有用になる。 K_T 曲線共通のため、 $1-w_e^*$ は $1-w_e$ に等しい。 η_R^* は、 η_R より若干高く、左下がり傾向が少なくなって、はなはだ好都合である。

実際の模型船伴流中の乱れを計測した。供試模型は、SR159の4m模型船($L_{pp}=4m, B=0.667m, d=0.242m, C_b=0.8$)を用い、計測位置はプロペラ位置とした。

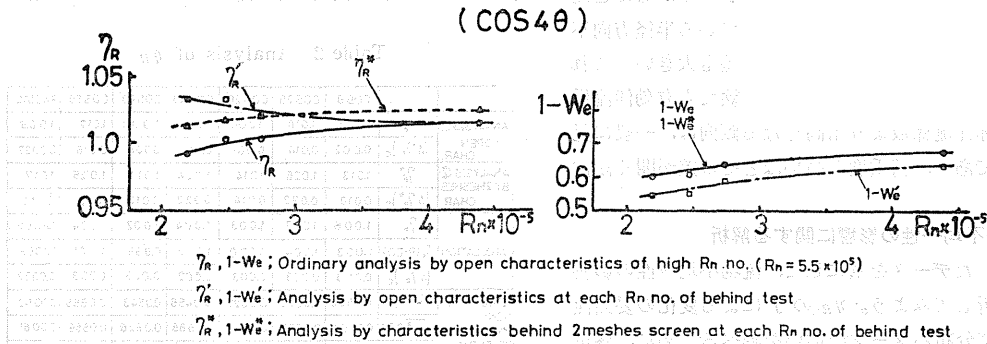


Fig. 13 Comparison of η_R & $1-w_e$ obtained by three different analysis methods

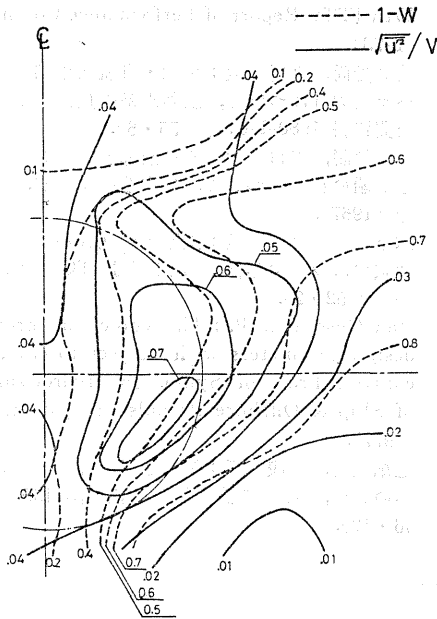


Fig. 14 Measured wake field of SR159 model

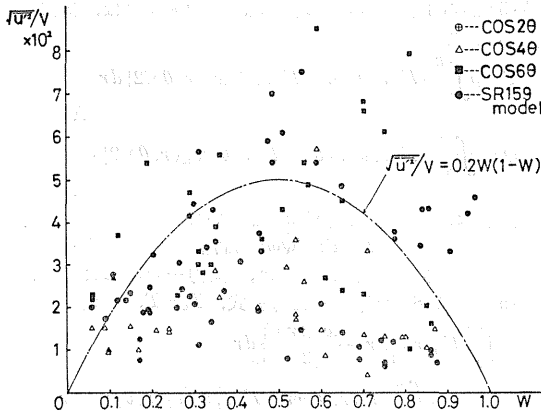


Fig. 15 Relation of intensity of turbulence to wake fraction

Fig. 14 にその結果を示す。乱れの強さは曳行速度 V の 4~7% で、Fig. 7 の $\cos 4\theta$ に比べて 2 倍くらいになっている。これだけあれば、自航状態で十分初期乱れの効果が期待できる。

模型船伴流中乱れと、スクリーン伴流中乱れの性質をみるため、各点流速の伴流率 w と乱れ強さの相関をとったのが Fig. 15 である。スクリーン伴流は前述のとおり $dw/d\theta$ に相関しているため、 $\cos 2\theta$ 、 $\cos 4\theta$ では w への相関は非常に弱い。 $\cos 6\theta$ は少し w との相関をみせる。これに対して、模型船はかなりはっきりした相関がみられる。しかし、以前、湯浅・池畑¹²⁾が示した関係： $\sqrt{u'^2}/V = w(1-w)$ には合わないけれど、右辺に 0.2 倍すると大体合うようである。

4 結 言

流場不均一性や乱れがプロペラ特性に及ぼす影響については、その効果が二次的の微量であるためもあって、詳しい研究はほとんどなかった。今回、伴流の解析の基本成分である cosine 関数のモードをもつ伴流分布を、金網スクリーンの手法によって作成して、その後でプロペラ特性を調べる実験的研究を行って幾つかの知見を得た。結論をまとめて列記すると次のようになる。

i. 流場不均一性の内、周方向に $\cos n\theta$ の分布をもつ伴流は、その次数 (n) にかかわらず、プロペラ効率を単独状態より高める効果、すなわち、1.0 以上の η_R を示すことが、実験的に検証され、理論的にも裏付けられた。また、 η_R の増分と流場不均一成成分との応答も、分布モードの次数によらず大体一定とみなせることが明らかになった。

ii. 前項の結果、周方向不均一性に対するプロペラ特性の応答は、非定常性が弱く、準定常現象とみなしてよい。

iii. プロペラの単独特性では、 $R_n = nD^2/\nu$ が 3×10^5 以下になると、レイノルズ数影響が顕著に現われる。

iv. プロペラ特性のレイノルズ数影響は、流場の初期乱れによってかなり緩和される。2メッシュスクリーン後流の 2.8% 乱れ強さで $R_n = 2.5 \times 10^5$ くらいまでプロペラ特性を安定化させる効果がある。

v. 自航試験時、 R_n 数が 3×10^5 以下で若干影響が懸念される場合には、乱れの効果のある 2メッシュスクリーン後方のプロペラ特性を用いた解析が有効である。これに対して、同一 R_n 数単独特性を用いて解析する方法は、有効伴流係数が見掛上低下するという問題がある。

vi. 金網スクリーンの作る乱れの強さは、平均流速分布の速度勾配と相関関係がある。

終りに当って、金網スクリーン作成に助言をいただいた船研の右近博士、実験に協力された横浜国大水槽の田草川助手、有益な討論をいただいた第 1 部会および STG メンバーの方々に心からお礼申し上げます。なお、本研究の実験に使用した動力計の製作には、文部省科学研究費の助成を得たこと (研究代表者 丸尾 孟)、ならびに、理論計算には東大大型計算機センターの HITAC M-200H と横浜国大電算機センターの HITAC 8250 を利用したことを記して、関係各位に謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) Froude, R. E. : A description of a method of investigation of screw-propeller efficiency, Transaction of the Institution of Naval

- Architects, Vol. 24 (1883).
- 2) Froude, R. E. : Experiments on the effect of direction of rotation in twin screw, Transaction of the Institution of Naval Architects, Vol. 39 (1893).
 - 3) 池畑光尚 : 流場データを用いた船の推進性能推定法, 関西造船協会誌, 第163号 (昭51・12).
 - 4) Tamura, K. & Sasajima, T. : Some investigation on propeller open-water characteristics for analysis of self-propulsion factors, Mitsubishi Technical Bulletin, No. 119 (March 1977).
 - 5) 津田達雄, 小西績男, 浅野誠一, 小川和彦, 早寄和幸 : 自航特性に対するプロペラ・レイノルズ数の影響, 関西造船協会誌, 第169号 (昭53・6).
 - 6) Yamasaki, T. : On some tank test results with a large model propeller—0.95 m in diameter, part 1—, 日本造船学会論文集, 第144号 (昭53・12).

- 7) 15th ITTC Report of Performance Committee (1978).
- 8) 池畑光尚, 丸尾 孟 : 単独・自航兼用細胴型プロペラ動力計について, 試験水槽委員会第1部会, 公開資料 1980-I-04 (昭55・6).
- 9) 邦文解説, 谷口 中 : 船舶推進性能における模型と実船の相関について, 日本造船学会誌, 第459号 (1967).
- 10) 木下 健, 丸尾 孟 : 主流中の乱れがプロペラ単独試験に及ぼす影響, 第42回 JTTC 第1部会資料 (昭52・2).
- 11) Van Oossanen, P. : The choice of propeller design parameters with respect to cavitation control, Proc. of Symp. on Hydrodynamics of Ship & Offshore Propulsion System, Oslo (1977).
- 12) 池畑光尚, 湯浅 肇 : 模型船後流乱れとプロペラへの影響, 日本造船学会論文集, 第130号 (昭46・12).

付 録

推進器効率比と周方向流場不均一性の関係に関する渦理論的考察

プロペラの翼素に流入する軸方向流速を u , 無限後方の誘導速度を w , その軸方向成分を w_a , 回転方向成分を w_t , プロペラ回転角速度を ω とすると, この翼素への流入速度 W^* と流力のピッチ角 β は,

$$W^* = \sqrt{\left(u + \frac{w_a}{2}\right)^2 + \left(\omega r - \frac{w_t}{2}\right)^2} \quad (\text{A} \cdot 1)$$

$$\beta = \tan^{-1} \left\{ \left(u + \frac{w_a}{2}\right) / \left(\omega r - \frac{w_t}{2}\right) \right\} \quad (\text{A} \cdot 2)$$

で与えられる。ただし, r は翼素の半径位置である。この翼素の循環強さを Γ , 流体密度を ρ とすると, 翼素に働く揚力 dL , 推力 dT , トルク dQ は, 簡単のため, 抗力を無視して考えれば, 次のように与えられる。

$$dL = \rho W^* \Gamma dr \quad (\text{A} \cdot 3)$$

$$dT = dL \cos \beta = \rho \Gamma \left(\omega r - \frac{w_t}{2}\right) dr \quad (\text{A} \cdot 4)$$

$$dQ = r dL \sin \beta = \rho \Gamma \left(u + \frac{w_a}{2}\right) r dr \quad (\text{A} \cdot 5)$$

a) 単独状態 :

$u = u_0 =$ 一定と置いて, (A・4), (A・5) を積分すると 1 翼当りの推力, トルクが得られる。 Γ, w_a, w_t は r の関数であることを付けて表わすと,

$$T_0 = \rho \int_b^R \Gamma_0(r) \left\{ \omega r - \frac{w_{t0}(r)}{2} \right\} dr \quad (\text{A} \cdot 6)$$

$$Q_0 = \rho \int_b^R \Gamma_0(r) \left\{ u_0 + \frac{w_{a0}(r)}{2} \right\} r dr \quad (\text{A} \cdot 7)$$

添字の 0 は単独の意である。 R, b はプロペラ半径, ホス半径である。効率 η_0 は $T_0 v_0 / Q_0 \omega$ から容易に求まる。

b) 周方向不均一流場内作動状態 :

半径方向には流場は一定とし, 流入速度 u は偏角 θ だけの関数と考える。 Γ, w_t, w_a は r, θ の関数である。偏

角について 1 周の平均値を上付バーで表わすと, (A・4), (A・5) から 1 翼当りの平均推力, 平均トルクは, 次式で与えられる。

$$\bar{T} = \rho \int_b^R \{ \overline{\Gamma(r, \theta) \omega r} - \overline{\Gamma(r, \theta) w_t(r, \theta) / 2} \} dr \quad (\text{A} \cdot 8)$$

$$\bar{Q} = \rho \int_b^R \{ \overline{\Gamma(r, \theta) u(\theta)} + \overline{\Gamma(r, \theta) w_a(r, \theta) / 2} \} r dr \quad (\text{A} \cdot 9)$$

効率 η は, 有効流入速度 u_e を用いて,

$$\eta = \bar{T} u_e / \bar{Q} \omega = \eta_0 \eta_R \quad (\text{A} \cdot 10)$$

で与えられる。ただし, u_e は, 推力一致法によると, (A・6) と (A・8) を等置した方程式, $T_0 = \bar{T}$, すなわち,

$$\rho \int_b^R \Gamma_0(r) \left\{ \omega r - \frac{w_{t0}(r)}{2} \right\} dr = \rho \int_b^R \{ \overline{\Gamma(r, \theta) \omega r} - \overline{\Gamma(r, \theta) w_t(r, \theta) / 2} \} dr \quad (\text{A} \cdot 11)$$

の u_0 に関する解である。 u_0 は (A・11) の中で陽に現われていないが, $\Gamma_0(r)$ および $w_{t0}(r)$ が u_0 の関数である。

推力一致法における推進器効率比 η_R は, 推力一致の条件 (A・11) のために, 伝達馬力の比で与えられる。

$$\eta_R = Q_0 \omega / \bar{Q} \omega \quad (\text{A} \cdot 12)$$

更に, (A・11) の条件と (A・7) を用いると, (A・9) から容易に次式を得る。

$$\bar{Q} \omega = Q_0 \omega \{ 1 - [\Delta \eta_R]_c \} \quad (\text{A} \cdot 13)$$

ここで, $[\Delta \eta_R]_c$ は次式で与えられる。

$$[\Delta \eta_R]_c = - \frac{\rho}{Q_0 \omega} \int_b^R \left[\overline{\Gamma(r, \theta) \{ u(\theta) - u_e \} \omega r} + \left\{ \overline{\Gamma(r, \theta) \frac{w_a(r, \theta)}{2}} - \Gamma_0(r) \frac{w_{a0}(r)}{2} \right\} \omega r \right] dr \quad (\text{A} \cdot 14)$$

(A・12), (A・13) より, $[\eta_R]_c$ が η_R の 1 からの偏差を与えることは明白である。

$$\left. \begin{aligned} \text{ここで} \quad u(\theta) &= u_e + \delta u(\theta) \\ \Gamma(r, \theta) &= \Gamma_0(r) + \delta \Gamma(r, \theta) \end{aligned} \right\} \quad (\text{A} \cdot 15)$$

とおくと、近似的に、 $\delta\Gamma$ と δu の間に次式が成立つ。

$$\delta\Gamma(r, \theta) = \frac{1}{2} c(r) W^*(r, \theta) \frac{dC_L}{d\alpha} \times \left\{ \frac{-\delta u(\theta) \cos \beta_0}{W^*(r, \theta)} \right\} \quad (\text{A} \cdot 16)$$

ただし、 $c(r)$ は翼弦長、 $dC_L/d\alpha$ は揚力係数傾斜を表わす。 δu の w_a, w_t への影響は高次の微小量と考えられるので、 w_{a0}, w_{t0} に等しいとして、(A・14) に (A・15)、(A・16) を代入して、 $\delta u=0$ の条件を用いると、結局、

$$\begin{aligned} [\Delta\eta_R]_c &= \frac{\rho}{Q_0} \int_b^R \left\{ \frac{1}{2} c(r) \frac{dC_L}{d\alpha} \right\} \overline{\{\delta u(\theta)\}^2} r \cos \beta_0 dr \\ &= \frac{(V/nD)^2}{K_{Q0}} \int_b^R \overline{\left\{ \frac{\delta u(\theta)}{V} \right\}^2} \left\{ \frac{1}{2} \frac{c(r)}{D} \frac{dC_L}{d\alpha} \right\} \frac{r}{D} \cos \beta_0 \frac{dr}{D} \end{aligned} \quad (\text{A} \cdot 17)$$

となる。ここに、 V は船またはプロペラの前進速度、 n はプロペラ回転数、 K_{Q0} は単独トルク係数を表わす。この式の右辺は常に正である。よって、 $[\Delta\eta_R]_c > 0$ 、すなわち周方向不均一性は η_R を常に 1 以上にすることが導かれた。(A・17) 式中、 $\overline{\{\delta u/V\}^2}$ は流場不均一性の 2 乗平均、 $\cos \beta_0$ は $w_e, w_{t0}, w_{a0}, \omega r$ で決まり、それ以外の被積分関数は翼特性値である。流場不均一性を表わすデータとしては $\overline{\{\delta u/V\}^2}$ だけを採ればよいが、プロペラ荷重度も含めて $(V/nD)^2/K_{Q0}$ をこれに乗じた形の方が、応答を調べるには適する。