

社 団 法 人

日 本 造 船 研 究 協 会 報 告

第 13 号

昭 和 32 年 1 月

推進器翼の空洞現象及び潰蝕防止に関する研究

.....第 7 研究部会

Researches on the Prevention of Cavitation and
Erosion of Ship Propellers

.....The 7th Research Committee

**The Report
of the
Shipbuilding Research Association
of Japan,
Tokyo, JAPAN
No. 13
January, 1957**

第7研究部会委員名簿

委員長 幹事 委員	鬼頭史城	
	大津義徳	
	伊藤達郎	宇野九十
	奥田克巳	太田文二
	蒲田利喜蔵	菅四郎
	木下昌雄	谷口中
	土田陽	山内俊平
	横山信立	(五十音順)

Membership of the 7th Research Committee

Chairman	Fumiki KITŌ	
Secretary	Yoshinori ŌTSU	
Members	Tatsuo ITŌ	Tsukumo UNO
	Katsumi OKUDA	Bunji ŌTA
	Rikizō KAMATA	Shirō KAN
	Masao KINOSHITA	Kaname TANIGUCHI
	Kiyoshi TSUCHIDA	Toshihira YAMANOUCI
	Nobutatsu YOKOYAMA	

推進器翼の空洞現象及び潰蝕防止に関する研究

目 次

第1章 緒 言	(1)
第2章 実船に於て生じた推進器損傷の実例及びその解析	(1)
第3章 推進器の空洞現象に関する研究	(16)
3・1. 基礎研究	(16)
3・2. 実船の試運転成績の解析結果	(18)
3・3. 模型推進器による実験	(21)
3・4. 実験艇による海上実験	(44)
第4章 推進器材質に関する研究	(52)
第5章 結 言	(73)

Researches on the Prevention of Cavitation and Erosion of Ship Propellers

Abstract

The field of research in the present report covers the study on the effect of cavitation upon performance and strength of ship propeller.

In the present research, cavitation test was carried out for both model-propeller and actual propeller of seagoing experiment boat. Also, researches for erosion-, corrosion-, and dezincification resistant material, and analysis of data on actual damage of propeller blades, etc., have been made.

Main results obtained may be summed up as follows:—

I. Analysis of cases of propeller blade break-down, which seem to have occurred during the past six months has been done. It is based upon examination sheets of N. K. K. (Nippon Kaiji Kyokai) extending over six hundred actual ships.

From the results of this analysis, some particularly important items about the propeller material and the effect of heat-treatment in the process of propeller blade manufacturing upon accidents of break-down, some factors to be considered for prevention of erosion or corrosion, etc., can be pointed out.

II. As to cavitation phenomenon:—

A) Relation between form of blade tip and appearance of cavitation has been studied.

B) By making analysis of data of actual ship-trials, the result was summed up in a chart. It may be possible to design an actual ship by using the chart conveniently, and by making a choice of type-ship from the stand point of cavitation prevention.

C) Using the cavitation tank of Ship Propulsion Division of Transportation Technical Research Institute, Ministry of Transportation, cavitation tests of propeller models have been carried out. (a) Using models of various blade sections their superiority from the view-point of beginning of cavitation has been compared; (b) effect of putting a sole-piece near the blade tip of propeller upon formation of cavitation, and also (c) effect of putting a thick plate radially in front of model propeller—thus creating a wake distribution of desired amount—upon formation of cavitation, have been studied.

D) Actual sea test was carried out with the 9-meter experiment boat of Fisheries Agency and the generation of cavity on the blade in working condition was investigated. Particularly through the observation and the analysis, interesting results were obtained about the appearance and disappearance of cavity when the propeller blades pass through

the zone of large wake.

III. As to the study of propeller material:—

The following items were investigated.

- A) Cooling temperature of propeller blade casting.
- B) Effect of components upon metalograph of high strength brass.
- C) Effect of each component upon mechanical property of high strength brass.
- D) Research on the corrosion of high strength brass.

Especially the study of dezincification was carried out with the specially made artificial sea-water tank of Technical Research Laboratory of Hitachi Shipbuilding Co. for the purpose of intentionally increasing the corrosion rate. It has been found by the results that the corrosion resistant property of high strength brass is considerably improved by adding 1.0%~3.0% of aluminium.

IV. The above investigations on cavitation and erosion of propeller blade were carried out by various kinds of studying method—with the cavitation tunnel, the sea-going experiment boat and the analysed chart of actual trial results. Besides, metallurgical research of propeller material was made. It is believed that, by applying those results to the design of actual ship, the promotion of efficiency can be expected, because the results may bring forth the prevention of cavitation and erosion.

推進器翼の空洞現象及び潰蝕防止に関する研究

第 1 章 緒 言

推進器翼に空洞現象が顕著に発生すると推進器の効率が低下する。また空洞現象に附随してエロージョンがおこれば推進器翼の強度が低下し、翼の折損を生ずるおそれがある。本研究は模型推進器および実験艇による実験を行つて、推進器翼における空洞現象発生の際の諸条件を調査し、併せて推進器材料に対し、エロージョン、コロージョン、脱亜鉛等に耐え得る良質の材料を探究せんとするものである。なお実船において生じた推進器翼損傷の実例を広く調査することとした。

本研究によつて得られた成果を、各研究項目に分けて、以下各章に報告してある。

第 2 章 実船に生じた推進器損傷の実例 及びその解析

I. 緒 言

船級船(NK)に装備された推進器の損傷事故は、その種類が極めて多岐に亘り、これらの事故は、材質、設計、工作条件及び外的条件に支配され、また或るものはこれ等の混合するものもあつて、損傷原因が複雑化して、損傷原因の推定を困難ならしめている。

本章の記述はNKの検査報告書及びこれらに附随してNKが蒐集した調査資料を基にして作成したもので、航洋船及び小形船に起つている推進器事故の現状を大体に於いて察知出来るものと思う。

II. 損傷の発生状況

推進器の損傷頻度を簡単に述べれば、1日1件位の割合で事故が報告されている。そのうちで最も多い事故は、羽根先端の接触事故で、亀裂発生、切損事故がこれに次ぐ。羽根の腐蝕殊に先端部の潰蝕事故も可なりある。最近の約半年間に於いて、検査を行つた約 600 隻の船で、事故を記録した件数は 153 件である。その内訳を説明すると、

海難(異物接触)により羽根に曲り、亀裂または欠損を生じたもの	91 件
腐蝕を記録したもの	36 件
亀裂発生(溶接補修に関連するもの)	14 件
Following edge の自然曲り	10 件
切損したもの	2 件

となつている。また新造船(戦後)について事故集計を行い、外的条件による損傷を除外した分についてこれを分類すると第 2・1 表のようになる。

第 2.1 表

羽根を切損したもの	9
羽根に亀裂を生じたもの（溶接施工の有無が判然としないもの）	17
“（溶接施工の影響で亀裂が発生したもの）	9
羽根の全面が腐蝕したもの	11
羽根の一部が腐蝕（潰蝕を含む）したもの	18
羽根の局部が自然曲りしたもの	31

備考：事故件数の算出法は、定期検査、中間検査及び臨時検査時に於て、損傷を発見したときはこれを一件とし、同一検査の折に、数種の事故があつたときは、その種類の数だけの事故件数を加える。又報告書中に水中障害物による事故と記録されていても、内容を検討した結果、該当しないと考えられるものは事故件数に算入してある。

上記の如く、推進器の損傷事故は極めて多く、殊に外傷の多いことは注目に値する。切損事故は、船の航行の安全に重大な影響があり、各方面からも多大の関心が持たれている。腐蝕（潰蝕を含む）の件数も相当多いが、実情は更に大きな数字に上るものと思われる。羽根の先端部 following edge の自然曲りは、最近目立つて多く、設計上の検討が必要であろう。

III. 事故の詳細及び考察

1. 羽根の切損

終戦後羽根の切損を記録した件数は 14 件で、主機別に分類すれば、タービン船 5、ディーゼル船 7、レシプロ船 2 となつている。即ち折損事故は殆んどが新造船に起つていることがわかり、戦後の技術混乱を物語つている。これらの推進器の主仕様は第 2.2 表のとおりである。以上の事故のうち、

第 2.2 表

番号	主機の種類	出力	推進器の主仕様	備考
1	R	2,400	4,800D × 4,150P × 7.02M ²	
2	R	1,100	3,500D × 3,550P × 3.834M ²	4枚とも切損
3	D	550	2,000D × 1,160P × 1.382M ²	2枚切損
4	T	1,600	4,100D × 3,223P × 5.281M ²	
5	T	2,400	4,400D × 4,120P × 6.12M ²	
6	T	3,600	5,000D × 3,650P × 7.85M ²	
7	D	430	1,900D × 1,180P × 1.219M ²	
8	T	2,400	4,700D × 3,540P × 7.027M ²	
9	T	2,600	4,600D × 3,400P × 6.8M ²	
10	D	8,000	5,800D × 4,670P × 12.206M ²	2枚切損
11	D	5,000	5,000D × 3,575P × 8.76M ²	
12	D	5,000 × 2	4,600D × 4,330P × 7.4M ²	2枚切損
13	D	7,200	5,400D × 3,850P × 10.19M ²	
14	D	“	5,400D × 3,850P × 10.19M ²	

切損部近くの機械的性質、化学成分及び顕微鏡組織等の資料の集つたものは6件で、調査結果は第2・3表及び第2・1~2・5図のとおりである。これらの結果から結論出来ることは、

- 1) 顕微鏡組織は例外なく β 組織である。(第2・1~2・5図)
- 2) 機械試験の結果では、伸が低く、規定値20%以下である。
- 3) 亜鉛当量が高く、Mn含有量が多い。

第2・3表

番号	化 学 成 分					Zn 当量	引張強さ (kg/mm ²)	伸 (%)	参照写真
	Cu	Zn	Fe	Al	Mn				
3	53.93	40.04	0.9	1.09	4.01	49.4	53.0/56.5	10/14	
7			?				56	15	第2・1図
4			?				62.67	19	第2・2図
5			?				50.24/57.53	14.4/15	第2・3図
6	54.78	39.80	0.5	1.4	3.57	50.04	53.53/48.27	11/6.8	第2・4図
10	54.95	39.70	0.44	0.95	3.89	48.48	55~58	13~8	第2・5図

また破面を調査すると、その破面様相は、全面的な瞬時破断とは認め難い。即ち報告書記載内容から判断して、破面の着色様相が異つてゐることは、海水に接触した時間に長短のあることを示し、而も長く海水に接触した部分は、腐蝕その他のため幾分平滑化し、最後に瞬時破断した部分は粒子突起が鋭い。(第2・7~2・10図)

即ち、進行性の亀裂がまず羽根の前進面側に発生し、この亀裂が漸次内部に進行して残留接続部の面積を減少せしめる。残存接続部の耐荷重能力が航海時の荷重より小さくなれば折損し、余裕がある場合でも、水中障害物に接触したときは、その衝撃荷重で折損することもあり得る。従つて、羽根の折損は、水中障害物に接触したことが主因ではなく、進行性の亀裂が存在することが主因である。この推論を裏付けるものとして、プロペラ軸の変形がある。健全な羽根が1回の衝撃で折損する場合には、軸に相当な荷重が働くことが予想され、軸の曲り量も大きな値となるべきである。然るに、折損事故を起した船の検査記録には、大きな軸変形を起した記録はない。プロペラが異物に接触して大きな曲変形を起した際のプロペラ軸の曲り量が21.5mmと云う記録がある。

2. 亀裂発生

羽根の前進面根元近くに発生する亀裂は、羽根折損事故の主要な原因をなすものと考えられるが、これらの亀裂の生成原因は、多分に材質及び製造工程中の諸作業に問題があると考えられる。また後述するように、設計時にその材質に不向きな過大応力を許容する場合にも起り得る。亀裂発生の原因には次のような場合が考えられる。

- 1) プロペラを鋳造した時、種々の表面欠陥を溶接または鋳掛で補修し、そのために熱応力を生じたり、材質上の変化を来し、単にこれ等の影響のみで亀裂が発生する場合、また上記の影響と使用応力の共同作用で亀裂が発生する場合、または純然たる使用応力が過大のために亀裂が発生する場合等。

- 2) 羽根の Following edge が潰蝕し、粒間腐蝕が進行して小亀裂が発生する場合。(第 2・12 図)
- 3) 曲り直しを冷間で行うと、加工程度が大きい場合には亀裂が発生する。また加工硬化の影響で亀裂生成となる場合がある。冷間に於ける曲り直しは応力除去焼鈍が必要である。
- 4) 亀裂の中には、吊孔を中心として、第 13 図のような様相を呈するものがある。斯様な亀裂は、通常の応力の観念では解決出来ないものである。

亀裂発生に関する材質的な資料を得ることは、補修後予備品として船に搭載されてしまうために極めて困難である。

3. 溶接または鋳掛補修の跡またはその近傍に亀裂が発生するもの

検査報告書から判断すると、MnBsC に関する限り溶接補修は極めて信頼性に乏しく、工事後再び境界近くに亀裂が発生するが多い。溶接補修を行う場合には、亜鉛当量の高いこと、Mn 含有量の多いことは禁物のようである。亀裂進行止めの孔明けを行う場合もあるが、亀裂進行、亀裂再発の危険が少いようである。溶接補修を行つたときは、応力除去焼鈍を行うことが推奨されているが、余り実行されていないのは遺憾である。第 2・14~2・17 図に見られる亀裂は、何れも溶接または鋳掛補修を行つた跡に発生したもので、斯様な羽根々元近くの横方向亀裂は、羽根折損事故の最も有力な原因をなすものと考えられる。第 2・6 図の組織は亀裂の発生した羽根から採つたもので、β 組織である。

溶接補修の成否は、母材、溶接棒及び溶接施工方法及びその後の熱処理の四条件がうまく組合されるか否かに依つて決る。溶接補修の作業標準の二、三を挙げて比較してみることにする。

- 1) 昭和 16 年 8 月、艦政本部で制定した修理標準（この標準は Zn = 39.78, Mn = 4.09, Al = 1.01, Cu = 54.4, その他 0.72 の組成のものに適用する。）

① 鋳掛補修

(イ) 鋳掛切取部の最大肉厚が推進器直径に応じ右表の範囲にある翼面に対し、鋳掛補修を行うことを得。但し半径方向翼高さの 1/4 以内なる翼面に対しては、鋳掛補修を行わざるを例とす。

(ロ) 鋳掛部切取形状は直線または切取部最大深さの 1.5 倍以上の曲率半径の曲線とす。

(ハ) 翼切取部深さ 100 mm 以上の場合は切取部に相応する共金片を準備し、これを翼本体に鋳掛溶着するを例とす。

(ニ) 省 略

(ホ) 鋳掛せる推進器は、鋳掛直後炉中にて 280~300°C にて鋳掛程度に応じ 2~3 時間焼鈍するものとする。なお焼鈍炉は己むを得ざる場合の外、電気炉を使用するものとする。

(ヘ)、(ト) 省 略

② ボス部付近の補修

半径方向翼高さの 1/4 以内なるボス付近に損傷ある場合、その程度の軽微なときは、応力

推進器直径 (米)	切取部最大肉厚 mm		
	円弧型	エーロフォイル型	
		中央より 後縁側	中央より 前縁側
3.5 以上	50	50	60
3.5 未満 3 以上	40	40	50
3.0 " 2.5 "	35	35	40
2.5 " 2.0 "	30	30	35
2.0 " 1.5 "	25	25	30
1.5 "	20	20	25

集中を招かざる如き形状に該部付近を適宜削り取り、平滑に仕上げるものとし、その程度著しきときは、艦政本部に協議の上処置するものとする。

③ 潰蝕の処置

潰蝕は一般に補修せざるを例とす。但し潰蝕の増進が特に顕著なもの及び潰蝕深さが下記範囲に及ぶものに対しては、艦政本部に協議の上処置するものとする。

翼根部付近の潰蝕： 該部肉厚の 20%

上記以外の潰蝕： 該部肉厚の 10%

④ 翼縁曲りの補修

(イ) 翼縁に生じた屈曲は、その高さが約 10mm 以内のものに対しては、損傷の程度により冷間修正を行うが、熱間修正を建前とする。

(ロ) 省略

(ハ) 熱間修正は、その部分を 650~700°C に加熱し、作業は素早く行い、特に 400°C 近くの脆性を注意する。

(ニ) 修正加工後、300°C に約 1~2 時間保持して、局部焼鈍を行う。

2) American Bureau of Shipping の Recommendation

推奨するプロペラ材の化学成分は

Cu	Pb	Al	Mn	Fe	Sn	Ni	Zn
55~60	0.40 max.	1.00 max.	1.5 max.	0.4~2.0	1.0 max.	0.5 max.	R

の範囲にあるもので、亜鉛当量は 45% 以下であることを要する。

Repair Recommendation

- (1) 小さい欠陥補修で外見上の見地からのみの目的で行うことは避けるべきで、欠陥の深さが 1/8" を超えない場合は round off するか、そのままとすべきである。肉厚の大きい部分の補修は電気溶接を用いるべきで、ガス溶接は推進器直径の 1/3 より外側の縁部に止めるべきである。溶接の第一層及び最終層は Peening を行つてはならない。
- (2) 適当と考えられる予熱、溶接線の両側 12" 巾を加熱し、最大温度勾配を 100°F/foot 以内にする。予熱温度は下記の値とすることが望ましい。

Process	Preheat temperature range
Inert gas shield metal arc	300°F min.
Conventional arc welding using Al-Bronze electrode	500~800°F
Conventional gas welding	600~800°F
Conventional arc welding using Mn-Bronze electrode	200~300°F (tentative)

(3) Stress relief

溶接補修したときは、必ず応力除去焼鈍を行わなければならない。補修後直に応力除去焼鈍を行うのが通例であるが、溶接後の冷却は、冷却速度が緩かで、かつ焼鈍作業が早期に引続い

て行われるのであれば無害である。

焼鈍温度は 600~800°F を適当とし、加熱保持時間は最短 6 時間とする。羽根を炉で焼鈍する場合には、補修位置の肉厚 1" につき少くとも 20 分は焼鈍温度に保持しなければならない。

局部応力除去焼鈍を行う場合には、少くとも、溶接線の両側各 12" の間を加熱し、温度勾配は 100°F/ft 以下に収める。加熱保持時間は 20 min/inch を最小とする。冷却は適当な方法で出来るだけ緩冷する。

(4) 技倆試験, 施行試験

推進器の欠陥を溶接補修するには、溶接工の技倆検定及び、溶接施工試験を行う。

(5) 鑄掛補修

鑄掛補修は大修理には適当な方法である。然しこの方法で補修する場合は、断面全厚に亘って行うことを要し、肉厚の一部分について行つてはならない。予熱温度は 500~600°F を適当とし、焼鈍温度は、溶接の場合と同様である。

(6) 曲り直し

400°F 以下での曲り直しは、縁部の薄肉部に限定すべきで、曲り直し後は 600~800°F で適当に焼鈍を行うべきである。

1,100~1,400°F で行う熱間曲り直しは、厚肉部に適用することが出来るが、作業中は上記の温度範囲に被加工物を保持し、作業終了後は出来る限り徐冷を行うとともに、出来るだけ早く 600~800°F の応力除去焼鈍を行うべきである。焼鈍温度及び保持時間については、溶接補修の場合と同じ。

American Bureau of Shipping の事故に対する結論は、推進器損傷の大部分は、溶接、曲り直し等の補修に基づく応力腐蝕亀裂が原因し、適正な補修技術と適正な応力除去が事故防止の最良法であるとしている。

3) Wilton Dock (オランダ) の施工法

まず溶接すべき部分の近くから試料を取り、化学分析と顕微鏡組織の調査を行う。Zn 当量は 46% 以下とする。切り継ぎを行う場合には母材と同一配合の Piece を鑄造し、適当な開先を作つて、下部から溶接部を約 200°C に加熱した状態で溶接作業を行う。溶接部は急冷を防止する意味でアスベストで蔽う。溶接後の応力除去焼鈍は行わない。筆者の経験する処では、使用溶接棒は Cu ≒ 92%, Sn ≒ 8%, Fe 微量の被覆棒であつた。この條件で日本船に溶接工事が行われたが間もなく亀裂が生じ、再度溶接を行つたようである。

以上の諸点を考えると、鑄掛、溶接補修は極めて慎重に行うことを必要としていることが判る。第 2・12~2・15 図に見られるような補修が如何なる方法で行われたか、非常に問題であると思う。

4. 羽根の全面腐蝕

羽根の全面腐蝕は、事故件数として報告されたものは 10 隻で、その内訳は第 2・4 表に示す。例については第 2・18~2・21 図に示す。

元来、MnBsC は約 40% の Zn を含み、脱亜鉛の傾向は不可避である。然し、添加元素を工夫して或る程度の抑制を行うことが可能ではないかと考えられるし、保護亜鉛、塗料または電気防蝕法

によつて、脱亜鉛防止をすることも可能である。また積極的に Zn を含まない合金 (Al-Bronze) をプロペラ材に使用する傾向が現れ始めている。

推進器の腐蝕で特異なことは、同一製造所で作った同じような配合の品物でありながら、或る船では腐蝕が甚しく、或る船ではそれ程腐蝕が目立たないことである。これは、鋳物を製造するときに僅かの添加元素の量の相違、鋳造条件の相違等が影響するのか、或いは船自体の条件に支配されるかの、何れかである筈である。

第 2・4 表

番 号	全面腐蝕を記録した時期	記 事 の 概 要
1	28-5	A-blade 表裏共全表面に亘つて腐蝕, Grinding を行う。
2	27-8	全面光沢なく, Corrosion を起している。
3	28-2	羽根全面にわたり, 局部的に進行する腐蝕現わる。
4	28-4	A-, D-blade の後進面の腐蝕甚し。
5	28-1	前進面 (?) 一面に引掻傷様の条痕あり, 保護亜鉛の衰耗甚し。
6	27-12	全面腐蝕とのみ記載。
7	29-4	先端から翼長の 1/3~0.6R の点まで全面腐蝕, 厚味は 1mm 位減る。
8	28-10	腐蝕甚しく, 全部新換。
9	29-4	先端は MnBs 色, 元部は銅色, 流水にならう線状痕を生ず。
10	28-9	羽根一面は脱亜鉛の銅色を呈し, 6ヶ月で1翼の重量減は 25 kg
11	29-4	全面脱亜鉛, なお表面には白色の析出物が点在する。

5. 羽根が局部的に腐蝕するもの

羽根の局部的な腐蝕(または潰蝕)は多分に翼形に関係があると思われる。羽根の先端に起る潰蝕は、非常に例が多く、殊に鋳鉄製のものでは、寿命が1年位のものがある。羽根の following edge の潰蝕も相当あり、侵蝕の進んだものは亀裂が生じる。この亀裂は粒間亀裂のようである。

羽根の leading edge の侵蝕も時々見られるが、縁部の成形が悪いためと思われる。

組立形の推進器では、吊孔の木栓が脱落して、背面に水が通じ、その付近が潰蝕することが屢々ある。また羽根の一部が選択的に潰蝕するものがあるが、これは明らかに翼形が崩れているためである。

第 2・22~2・24 図 局部腐蝕の例

第 2・25~2・26 図 鋳鉄プロペラの腐蝕の例

6. 羽根の局部曲り

羽根の following edge に於いて、先端近くの薄肉部が前進面に自然曲りする事故が相当ある。この損傷の特徴は、四枚とも大体同位置で、同じ形状に、ほぼ等量宛曲ることである。この現象は海軍の艦艇にも起り、その原因を次のように説明している。

屈曲発生位置は、前縁の場合は 0.8~0.9 R の最大膨み部より翼尖にかけて、また後縁の場合は

最大膨み部付近である。前者は**作り揚力**により後進面側に、後者は空洞現象による気泡の破壊が後縁端付近で行われる場合、該部を水撃することにより発生する（海事振興会、生産技術協会資料）。羽根に曲りを生ずる船は特定の造船所設計のものに限られ、明らかに設計に関係があることが解る。試みに曲りを生ずる0.9~0.95 R 付近の後縁近くの肉厚を比較すると、曲りを生ずるものは、曲りを生じないものに比べて、明らかに肉厚が非常にうすい。（第2・27 図）

この修理方法としては、曲り変形を起した薄肉部を削除している。また設計面では、肉厚増加を計っている造船所もある。肉厚増加を行つた羽根の使用実績は良好と報告されている。自然曲りの防止策としては、肉厚増加が最も近道のようなのである。

羽根縁の自然曲りの例 第2・28~2・29 図参照。

IV. 羽根の折損原因について

船級協会で規定している羽根根元に於ける許容応力（引張側）は約 450 kg/cm^2 で、使用すべき MnBsC 材の最小引張強さは 44 kg/mm^2 である。従つて切断荷重に対する余裕度は約 10 である。然し 450 kg/cm^2 の算定基準は、平水、推進器深度も十分で、且つ伴流の影響も考えない場合でのことであるから、通常の航海状態では、或る程度の応力増加を見込まねばならない。この応力増加は、理想状態の応力の 50% 位を見込む必要があると云われる。50% を考慮に入れば、発生応力は $670 \sim 680 \text{ kg/cm}^2$ となる。

推進器は海水中で使用されるから、材料の強度及び許容応力は腐蝕疲労限を基にして考えなければならぬ。MnBsC の海水中に於ける回転曲げ疲労限は $\pm 10 \text{ kg/mm}^2$ 程度と考えられ、配合成分の具合で、著しく低い値を持つこともあり得るようである。MnBsC の疲労限に関する資料で、手元にあるものを挙げると第2・5 表のとおりである。

第 2・5 表

記事の出所	引張強さ kg/mm^2	伸 %	硬 度 BHN	疲 勞 限
Lips	45~50	≥ 20	130	9 kg/mm^2 (海水中, 回転曲, cycle 不明)
?	?	≥ 20	—	10 kg/mm^2 (海水中, 回転曲, 2.5×10^7 cycle)
Stone	≈ 50	≥ 20		10.2 kg/mm^2 (海水中, 回転曲, cycle 不明)
日本(羽根々元) ⁽¹⁾	45.2	36	85.7	10 kg/mm^2 , (空气中, 回転曲, 6×10^7 cycle) 8.7 kg/mm^2 (海水中, " 4×10^7 ")
日本 ⁽²⁾	55~57	13~15	114~119	6.7 kg/mm^2 (空气中, 回転曲, 2×10^7 ")
日本 ⁽³⁾	56.9	38	132	14 kg/mm^2 (海水中, 回転曲, 2×10^7 ")
日本 ⁽⁴⁾	55.1	37	128	12 kg/mm^2 (" " " ")
日本 ⁽⁵⁾	51.1	39	107	9.5 kg/mm^2 (" " " ")

これ等のうちで化学成分の判つているものを挙げると第 2・6 表のとおりである。

第 2・6 表

資 料	Cu	Zn	Mn	Fe	Al	Ni	Sn	備 考
(1)	58.61	34.67	3.55	0.83	0.74	0.93	0.67	試料は羽根実体から
(2)	54.95	39.7	3.89	0.44	0.95	—	—	折損羽根のボスから
(3)	57.86	36.53	2.53	1.01	1.05	1.02		} 330×25×30 の大き に金型鑄造したもの
(4)	63.68	30.43	2.38	0.66	2.40	—	0.45	
(5)	51.78	40.88	1.32	0.42	0.32	5.28		

(1), (2) を比較して判ることは、疲労限は常温引張強さには無関係で、常温引張強さは設計時には余り重要視出来ないと云うことである。(2) を海水浸漬状態で疲労試験を行うと $\pm 5 \text{ kg/mm}^2$ 位の値が出るのではなからうか。

Mn Bs C は徐冷脆性のある材料であるから、金型鑄造片から取つた試料での試験結果と (1) 及び (2) を同一視することは危険である。従つて (3), (4), (5) の値は更に検討の要がある。

第 2・30 図は折損した羽根のボス側破面近くで破面に平行に発達した亀裂を拡大したものである。これは明らかに粒内亀裂で、疲労現象と見られる。亀裂の進行状況が疲労試験片に生じた亀裂の進行状況に類似していることも確められている。

Mn Bs C の疲労限に著しい影響を与える元素については、実験に俟つ外はないが、Mn は可なり大きな影響を与えるのではないかと思う。Lips Propeller Works の技術者は、Mn は腐蝕疲労強度を低下せしめるから、その含有量は 2.5% max. とすべきであると云つている。また学術振興会の推進器材料研究委員会の腐蝕試験の結果では、

- (1) 4.6 黄銅に Mn を添加すると、その量にかかわらず著しく電位が低下する。
- (2) 4.6 黄銅に Mn を 5% 添加する時には、 α - β の粒界腐蝕が目立つ。

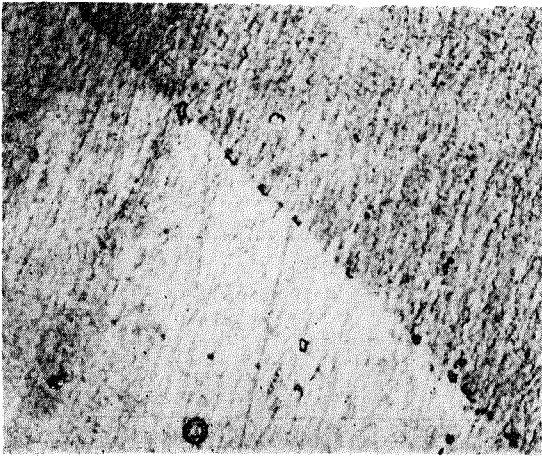
これらの事実は、疲労限の低下を説明するのに役立つように見えるが、結論は疲労試験に俟たなければならぬ。

V. Mn Bs C の腐蝕について

Mn Bs C の脱亜鉛現象は前にも述べた如く不可避的なものであり、添加元素の影響で多少抑制し得る程度のもと考えられる。学術振興会の研究委員会の研究（静食塩水中の脱亜鉛試験）によれば、1,400~1,600 時間の浸漬試験では

- (1) 脱亜鉛の抑制には Sn は極めて効果がある。この場合には Cu の溶出が増加し、溶出全量は殆んど変化しない。
- (2) Fe は脱亜鉛を促進し、更に局部的孔蝕を生じて有害である。
- (3) Fe の局部的孔蝕を防止するには Al, Sn が有効である。
- (4) Mn は脱亜鉛を多少抑制するが、表面腐蝕を助長するとともに、粒界腐蝕を促進する。

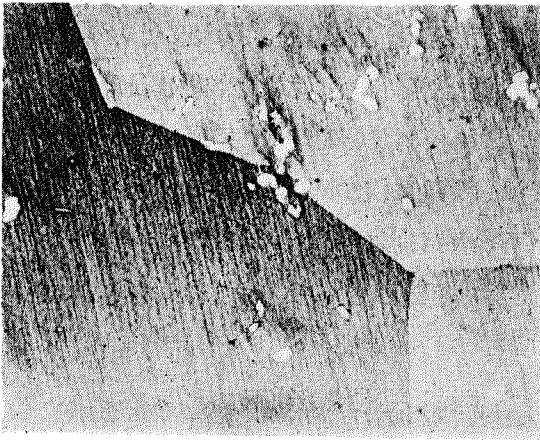
腐蝕が全面均一に起り、平滑な面を維持するときは、強度には左程影響がないが、局部的に腐蝕し、大規模な孔蝕を伴う場合には、深甚な注意が肝要である。



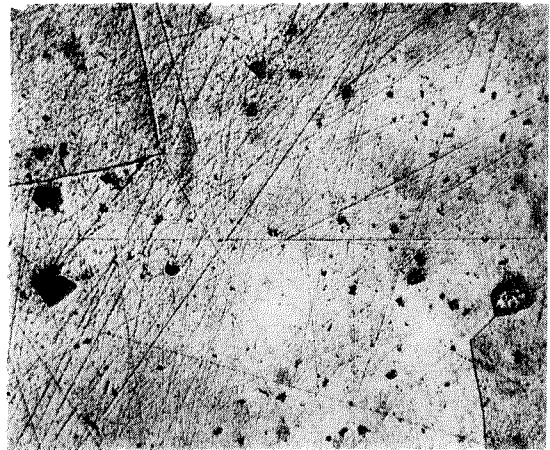
第 2.1 图



第 2.4 图



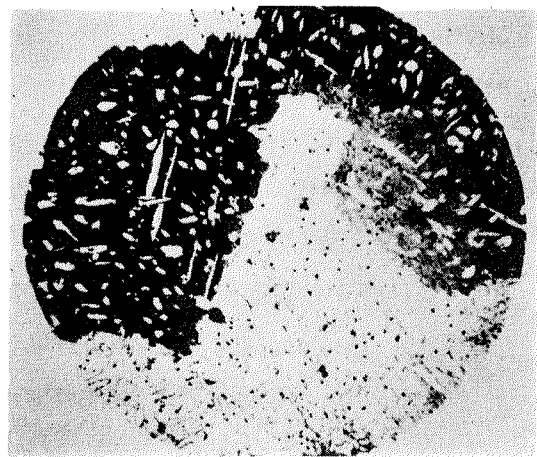
第 2.2 图



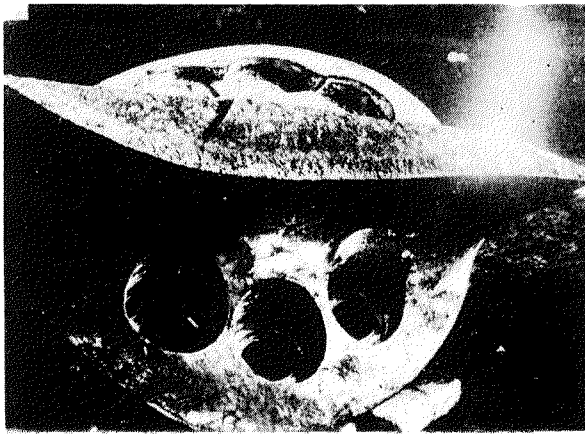
第 2.5 图



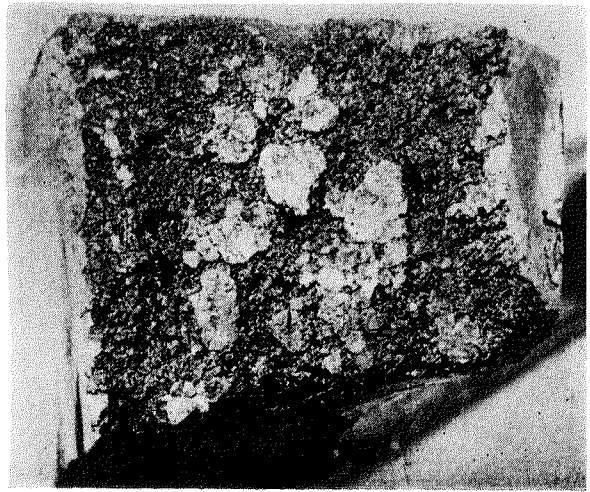
第 2.3 图



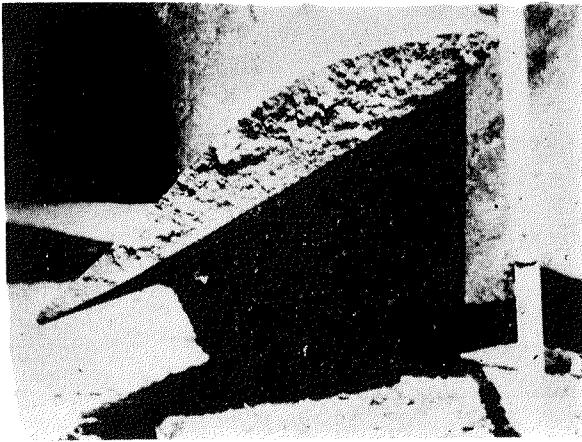
第 2.6 图



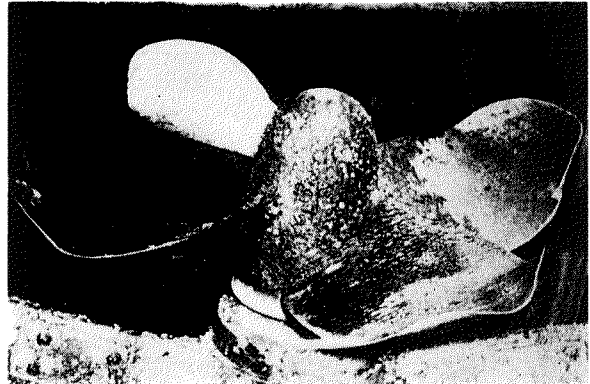
第 2・7 図



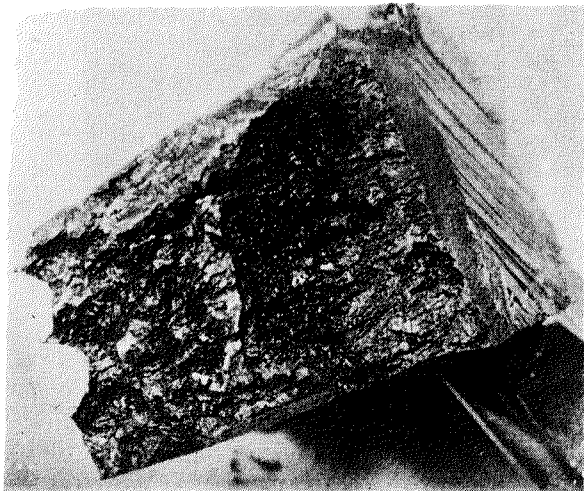
第 2・10 図 最後に破断した部分



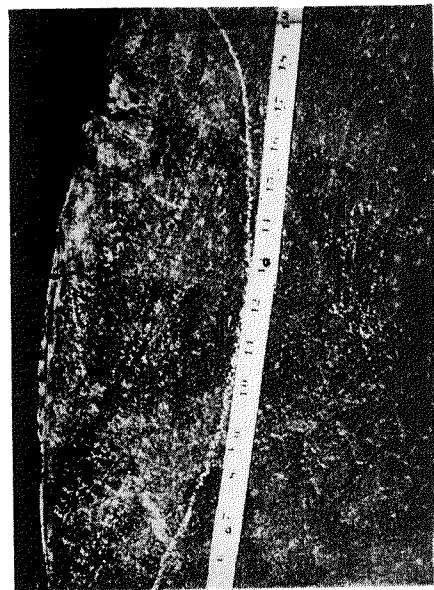
第 2・8 図



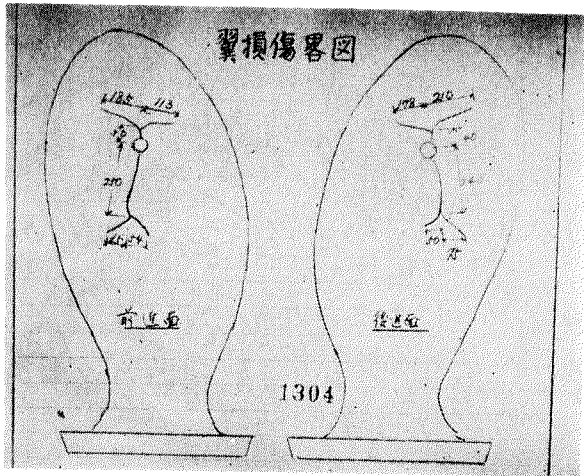
第 2・11 図 羽根が曲つても折損の起らない例



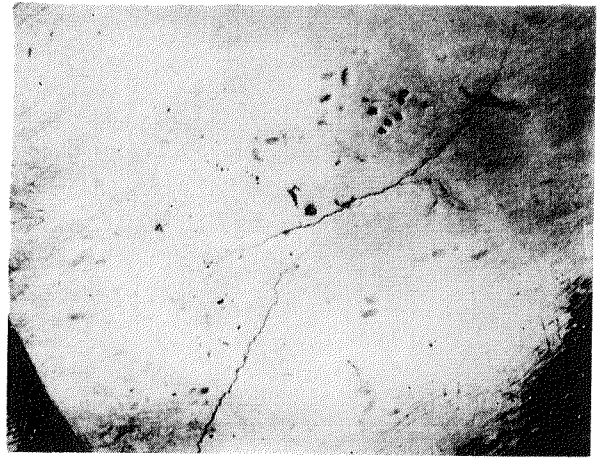
第 2・9 図 先に亀裂の生じた場合



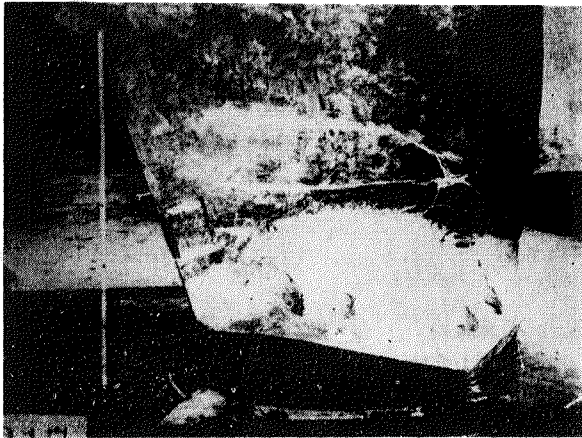
第 2・12 図



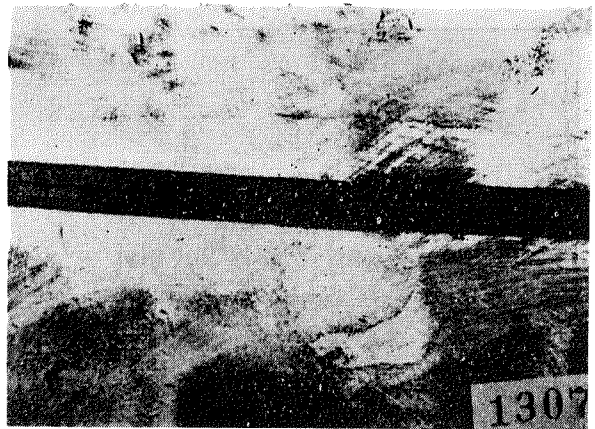
第 2・13 図



第 2・14 の 3 図



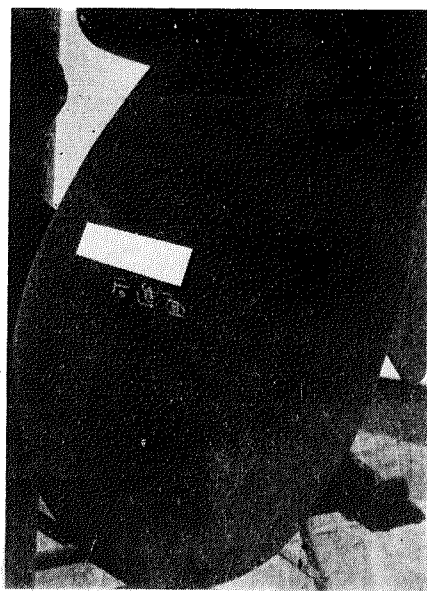
第 2・14 の 1 図



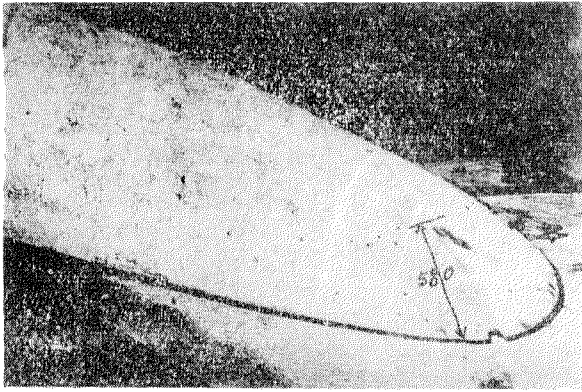
第 2・15 図



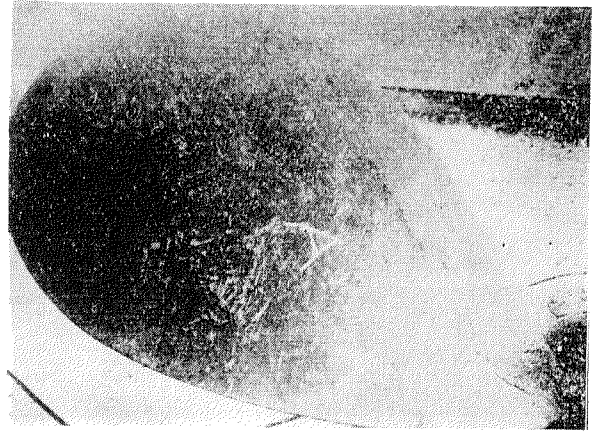
第 2・14 の 2 図



第 2・16 図



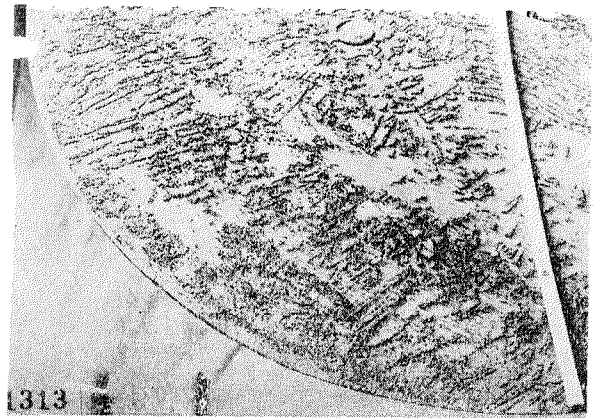
第 2・17 図



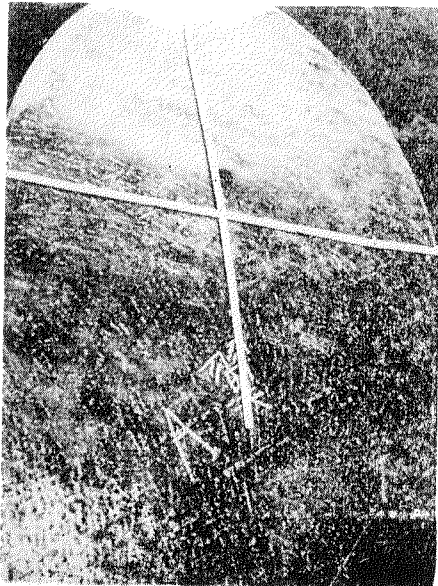
第 2・20 の 1 図



第 2・18 図



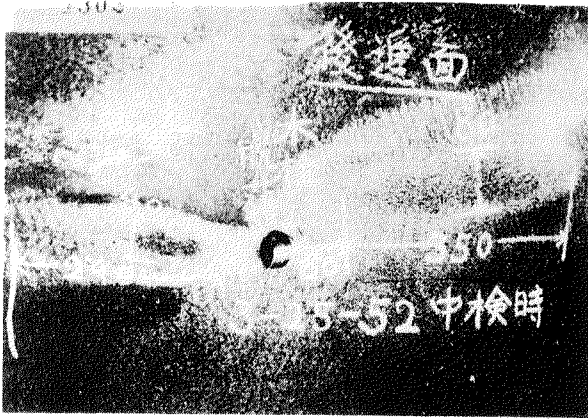
第 2・20 の 2 図



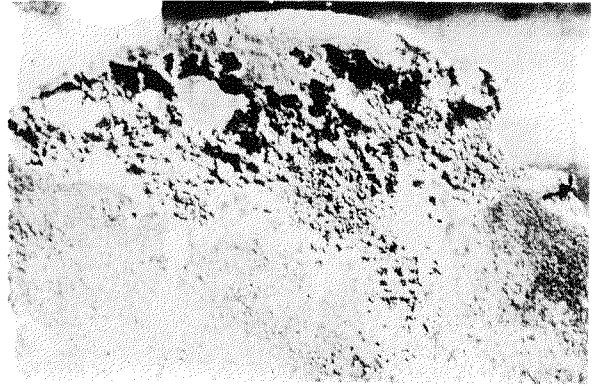
第 2・19 図



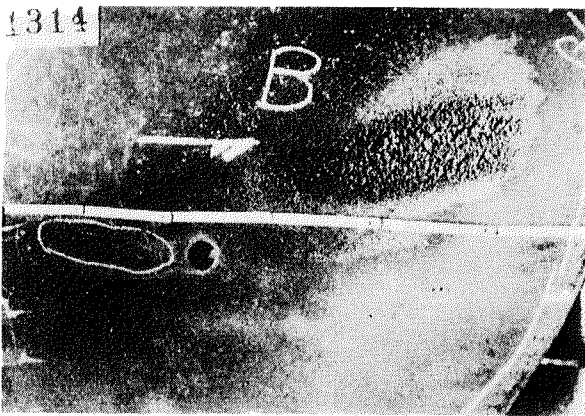
第 2・21 図



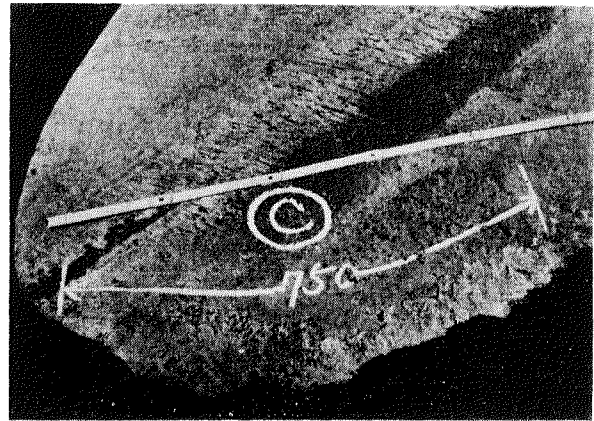
第 2.22 図



第 2.25 図

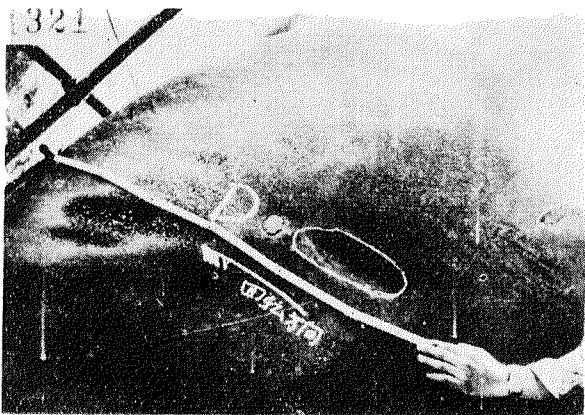


第 2.23 図

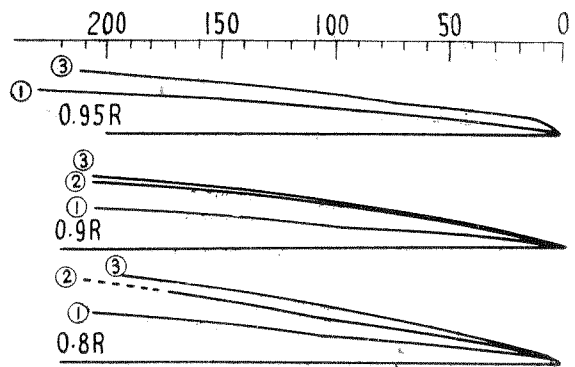


第 2.26 図

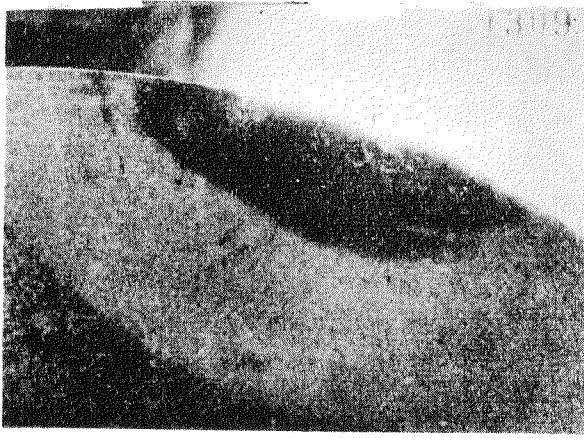
- | | | | |
|---|--|---|--------|
| ① | 6,000φ × 4,650P × 10.83 M ² | ① | 曲るもの |
| ② | 6,000φ × 4,800P × 13.5 M ² | ② | } 曲らない |
| ③ | 5,900φ × 4,460P × 12.23 M ² | ③ | |



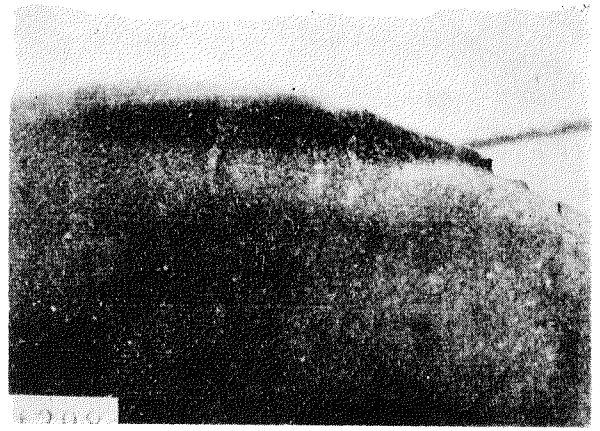
第 2.24 図



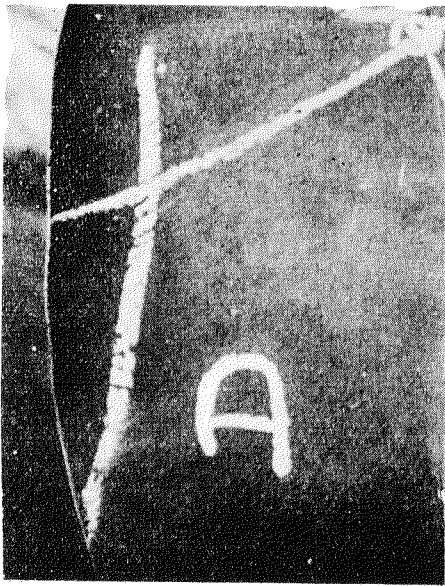
第 2.27 図



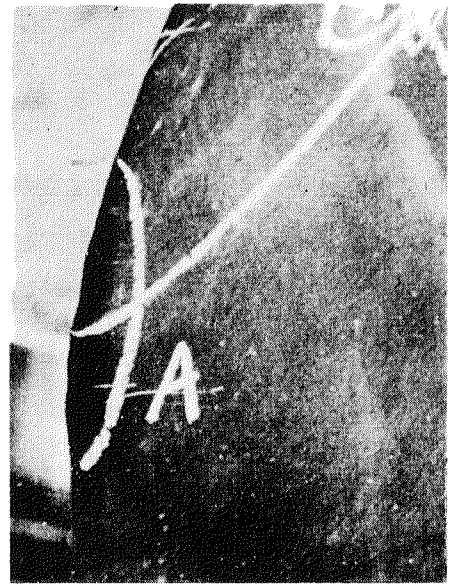
第 2・28の1 図



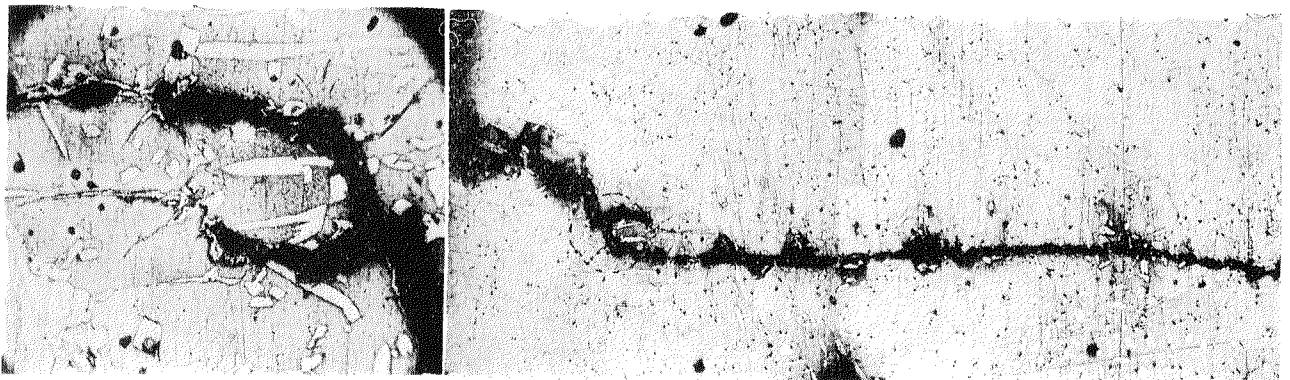
第 2・28の2 図



第 2・29の1 図



第 2・29の2 図



第 2・30 図

VI. 結論

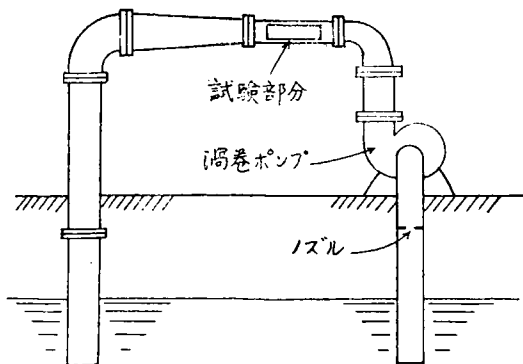
- (1) 折損事故は溶接、鑄掛、補修の欠陥に起因することが多いと考えられ、その防止には、亜鉛当量を44~45%以下に抑えて、配合すべきである。亜鉛当量の低いものには折損の実例がない。
- (2) 高マンガン合金は避けるべきである。このことは後の章でも述べられる筈である。
- (3) 溶接補修と折損事故は可なり密接な関連があるように見られる。従つて溶接補修に対する研究を進め、溶接棒、溶接法及び熱処理については材質との関連に於いて、推奨出来る方法を明らかにすることが必要である。これによつて、折損、亀裂発生事故は最小限度にとどめ得られることが推察される。
- (4) 局部曲りについては、先ず following edge の肉厚増加を計る必要がある。
- (5) 腐蝕、潰蝕の防止は、材質、翼形、防蝕手段の三方向からの総合調査を行う必要がある。同時に新合金の利用について早急な検討が望まれる。

第3章 推進器の空洞現象に関する研究

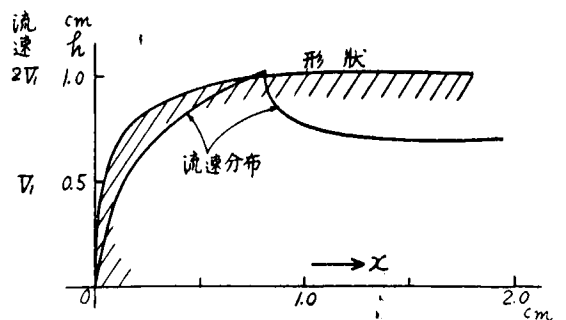
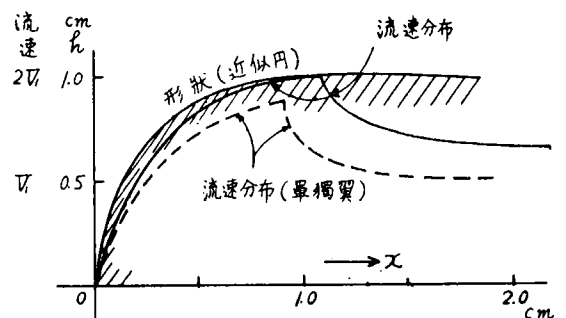
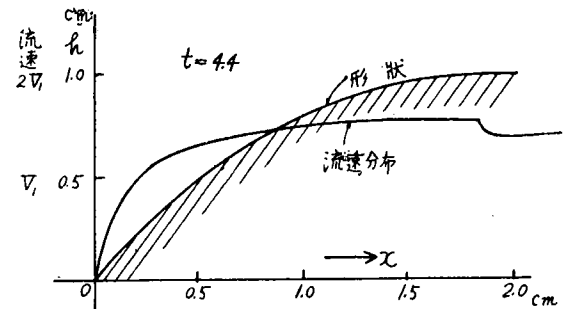
3.1 基礎研究

キャビテーションの発生限界に関する基礎研究として第3.1.1図に示す実験装置（慶応義塾大学工学部水力実験室）を用いて模型実験を行つた。

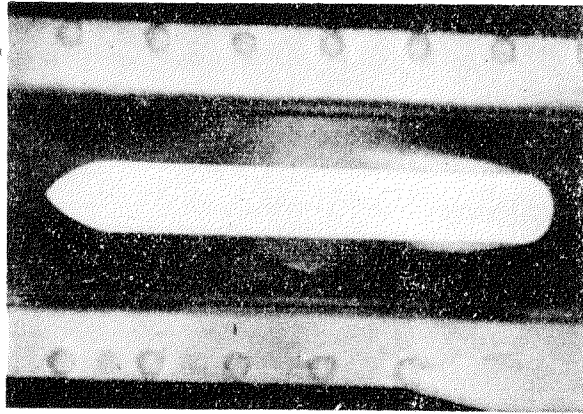
これに第3.1.2図に示すごとき各種の模型を取り付けキャビテーション発生状況を観測した。第3.1.3図（写真）にキャビテーション発生状況を示す2, 3の写真が掲げてある。第3.1.2図の模型の形状は、無限に長い弦長をもつた翼列とし、等角写像の方法によつてその翼面上の各点の流速を理論的計算によつて求めた。その結果（流速分布曲線）は第3.1.2図中に記入してある。最大流速の点とキャビテーション発生点とは可なりよく一致している。



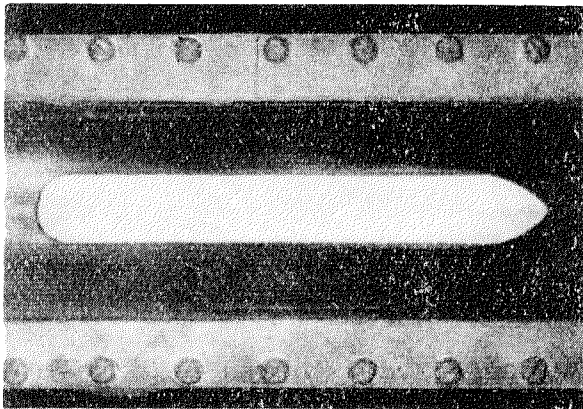
第3.1.1図 実験装置



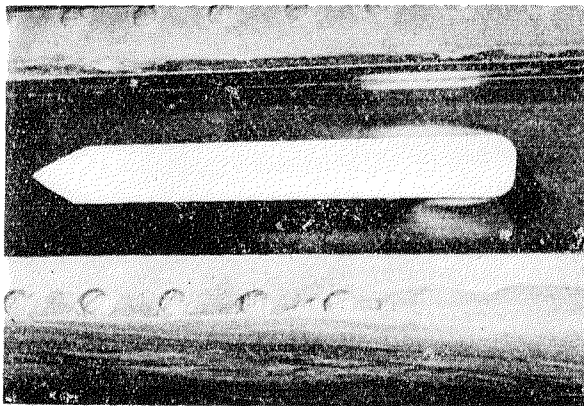
第3.1.2図 模型形状及び流速分布



無限遠流速
 $V_1 = 10.36 \text{ m/sec}$
 水温 11.8°C
 気圧 76.1 mmHg
 キャピテーション係数
 $\sigma = 0.60$



$V_1 = 11.53 \text{ m/sec}$
 水温 13.5°C
 気圧 76.0 mmHg
 $\sigma = 0.95$



$V_1 = 9.67 \text{ m/sec}$
 水温 12.8°C
 気圧 75.96 mmHg
 $\sigma = 1.37$

第 3・1・3 図

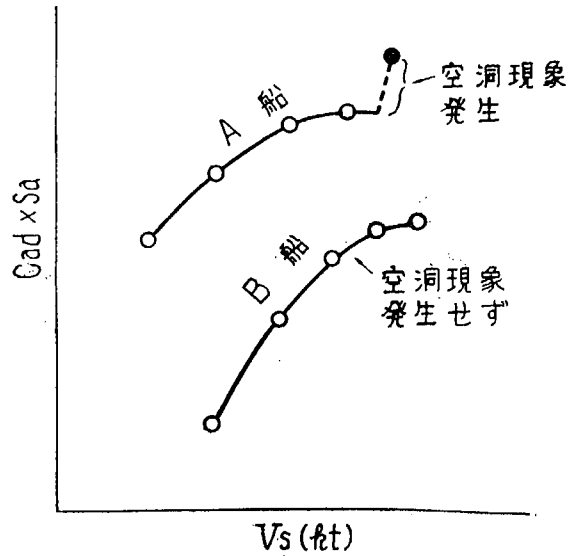
3・2 実船試運転成績の解析結果

3・2・1 空洞現象発生の判定

空洞現象が発生したかどうかの判定は空洞現象の内容によつて相違するわけであるが、ここでは実用の見地から次の二つの方法に着目する。

- (イ) 実船のプロペラを調査し、空洞現象に基づくと考えられる浸蝕発生の有無によつて判定する。
- (ロ) 試運転成績を解析し、空洞現象に基づくと考えられる推進性能低下の発生の有無によつて判定する。

勿論、これ等二つの現象は厳密には空洞現象の別の段階に於いて生ずるものであるが、簡便を第一とする実用上の見地からこれ等に関連させて取扱い、同一船について(ロ)の方法によつて行つた判定の適否を(イ)の方法によつてチェックして行くこととする。以下行つた調査について説明する。第3・2・1表に示す如き調査表を各船会社(海事協会を通じて)に送付し、所定の事項を記入してもらつた。調査した船は L_{pp} 85m~165m の 52 隻である。(ロ)の方法による判定のために、試運転成績以外の詳細な資料を必要としない最も簡便な方法として Schaffran の判定法*を選んだ。これは空洞現象発生に基づく



第 3・2・3 図

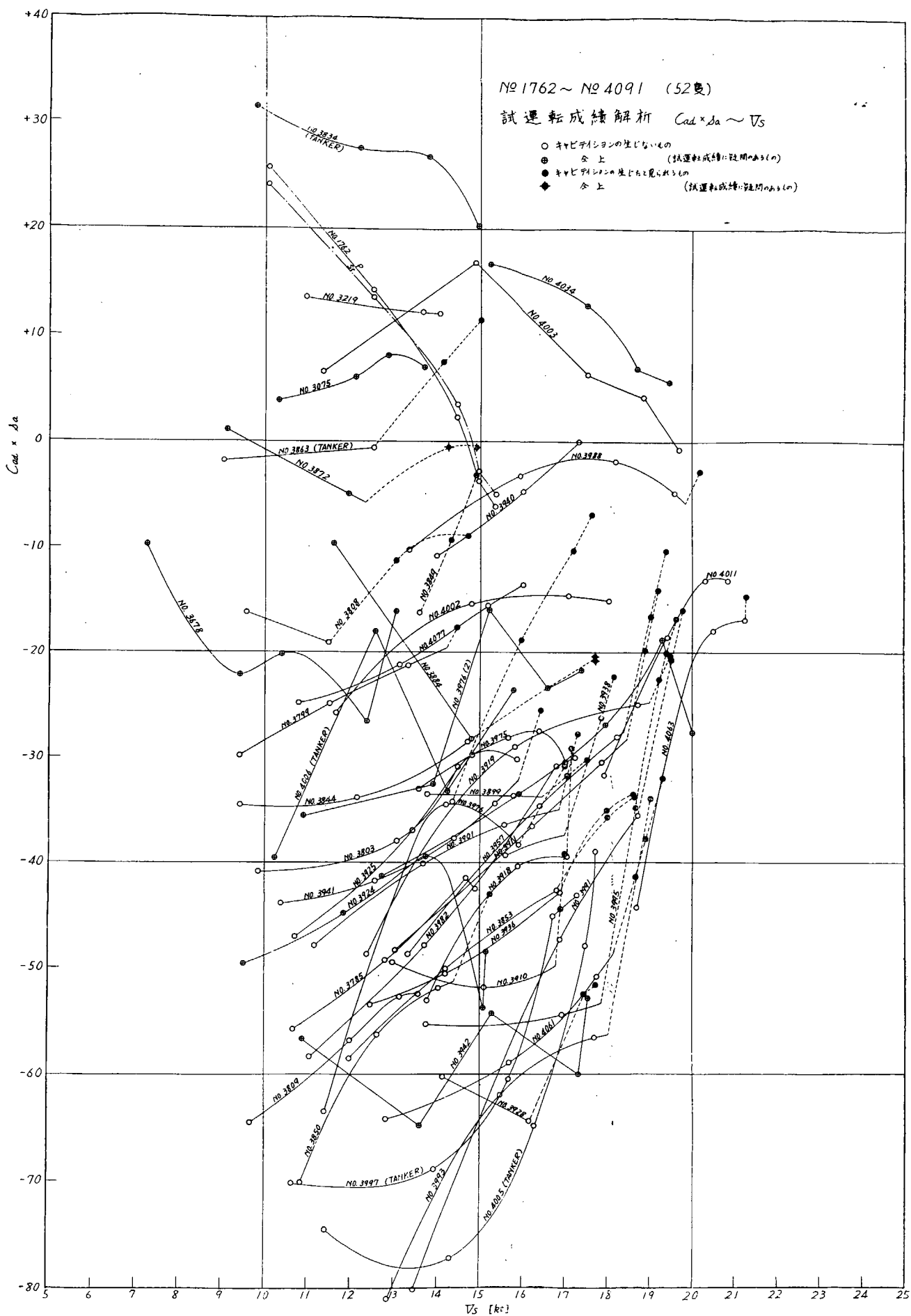
を必要としない最も簡便な方法として Schaffran の判定法*を選んだ。これは空洞現象発生に基づく推力並びに効率の低下の発生の注目する方法で、速度ベースに $C_{ad} \times S_a$ (C_{ad} = アドミラルティ係数 $\frac{\Delta^{2/3} \cdot V_s^3}{SHP}$; S_a = 見掛けのスリップ比) をプロットし、第 3・2・3 図に示すように異常な上反屈曲を生じた所より空洞現象が発生するものと判断するのである。

Schaffran の判定法は 2 軸船の場合は容易に判定出来るが、単螺旋船、特にタンカーの如くスリップ比の大きい場合は空洞現象発生の有無がまぎらはしくなる欠点がある。併しながら以下に示すとおり本方法によつてほぼ大過ない結果を得ることが出来る。

調査船 52 隻についてプロットしたものを第 3・2・1 図に示す。またこの図より判定し空洞現象発生船及び(イ)の使用実績から浸蝕の発生のために空洞現象発生と判定した船、並びにその他ついでに報告されたプロペラ事故等について比較表としたものを第 3・2・1 表に示す。

第 3・2・1 表によれば、調査船 52 隻中(ロ)の方法で空洞現象発生が判定されたもの 27 隻 (52%)、(イ)の方法で空洞現象発生が判定されるもの 15 隻 (29%) であり、(イ)と(ロ)と合致するもの 12 隻、(イ)で発生が確認されているにもかかわらず(ロ)の方法で発生が判定出来ぬもの 3 隻という結果を得る。この最後の 3 隻については試運転成績にやや不可解な点もあるので、これを除外すると(ロ)の方法で空洞現象の発生が予知出来ぬ場合は殆んどないと云つてよい。

* Karl Schaffran: Das Auftreten der Hohlraumbildung bei hochtarigen Schiffpropellern, Schiffbau 1916.



第 3.2.1 図

第 3.2.1 表

S. No.	試運転成績 キャビテーション が生じた もの 見られるもの	航 海 実 績				備 考
		腐 蝕	屈 曲	Crack	切 損	
1762						双螺旋船
3075		○		○	○	運転成績に疑問, プロペラ renew
3219						
3678			○	○		運転成績に疑問
3785			○	○	○	1 blade renew
3799	○	○	○			スポンジ状に腐蝕
3803			○	○	○	blades renew
3808	○	○				点蝕, 後全面にわたって腐蝕
3809				○		プロペラ renew
3834		○	○			運転成績に疑問, Tanker
3844						
3849	○	○		○		
3850	○	○		○		全面的に腐蝕していると見られる
3853	○	○				点 蝕
3863	○	○				腐蝕甚だし, Tanker
3872	○	○				運転成績に疑問
3884	○					運転成績に疑問
3899	○	○	○	○		blade renew
3901	○					
3910	○					
3911	○		○	○		
3918	○	○		○		腐蝕甚だし
3919	○		○		○	プロペラ renew
3924				○		運転成績に疑問
3925			○			
3928	○	○	○	○		後縁が knife edge 状に浸蝕
3936	○					
3938	○		○			
3940						
3941	○					
3942						運転成績に疑問
3957	○		○	○		
3959		○	○	○		運転成績に疑問
3975						
3976	○					
3976(2)						運転成績に疑問
3982						
3988	○				○	双螺旋船
3991	○	○	○	○		腐蝕甚だし
3993	○	○	○	○	○	
3995	○		○	○		
3997						Tanker
4002			○			
4003						双螺旋船
4005						Tanker
4006						運転成績に疑問, Tanker
4011			○			
4034						双螺旋船, 脱亜鉛を起す
4061	○					
4063	○		○			
4077						
4091	○					
試運転成績でキャビテーションの起つたと見られるもの		○		○		計 27
航海実績で腐蝕が生じたもの		○		○		計 15
隻 数		12		15	3	22 総計 52

以上の結果空洞現象発生の実用的な判定法として試運転成績を Schaffran の方法によつて解析する方法の価値を認めることが出来る。

3・2・2 空洞現象発生条件の調査

良好に設計されたプロペラに於いて、通常空洞現象発生に最も重要な変数は、翼面積当りの推力荷重である。然し試運転成績から推力を計算することは簡単でないので、一応推力密度に代るものとして $SHP/A_e \cdot V_s$ (SHP = 軸馬力, V_s = 速力 (kt), A_e = プロペラ展開面積 (m²)) を選び、深度の修正として、甘利氏の修正係数 λ を用いて $\frac{1}{\lambda} \times \frac{SHP}{A_e \cdot V_s}$ を計算し、これを tip speed, πnD (n = 毎秒回転数, D = プロペラ直径 (m)) 上にプロットしてみた。これを第 3・2・2 図に示す。但し前節 (甲) により空洞現象が発生していると判定されたものは黒丸、(イ) の航海実績より発生が判定されたものはその上更に丸を附して示した。また十字で示したのは試運転成績に多少疑問のあるものである。

この図には、参考として、三菱長崎水槽に於いて実際にプロペラを設計する場合に標準としている $T/A_p \sim \pi nD$ の関係 (T = 推力, A_p = プロペラ投影面積) を近似的な平均値を仮定して $\frac{1}{\lambda} \cdot \frac{SHP}{A_e \cdot V_s}$ の形に直したものを併せ記入してある。貨物船とタンカーは試運転時の載貨状態が異なるため別の曲線となる。

第 3・2・2 表 キャビテーション調査表

船名 _____ 造船所 _____ 船主 _____

1. 船の要目

船 体		主 機		プロペラ 翼 型		
L_{pp}	m	名 称		個数	翼数	材質
B_{mld}	m	定 格	HP	D	mm	
D_{mld}	m		r.p.m.	P (0.7R)	mm	Const. Dec. Inc.
G. T.	噸	経 済	HP	A_e	m ²	tip clearance
D. W.	t		r.p.m.	中心翼厚	mm	

2. 公試運転時の空洞現象

公試状態		公試排水量		トリム		プロペラ中心深度			
		t				m			
負 荷	V_s kt	N r.p.m.	HP	C_{ad}	S_a	$C_{ad} \times S_a$	πnD	$\frac{SHP}{A_e \cdot V_s}$	$\frac{1}{\lambda} \cdot \frac{SHP}{A_e \cdot V_s}$

3. 損傷経験について

* 甘利義之「推進器の Cavitation について」造船協会々報 49 号

$$\lambda = \frac{3.28I + 33}{43}, \quad I = \text{プロペラ中心没水深度 (m)}$$

長崎水槽の経験によれば、長崎水槽でこの標準値による A_e よりも大きい A_e を与えて設計したプロペラで、今までに前節(イ)または(ロ)の方法で空洞現象の発生を見た船は1隻もない。所が第3・2・2図ではこの標準値以下の $\frac{1}{\lambda} \cdot \frac{SHP}{A_e \cdot V_s}$ で相当の空洞現象をみている。然し $\frac{1}{\lambda} \cdot \frac{SHP}{A_e \cdot V_s}$ の高い値まで空洞現象の発生をみない船も相当にある。これ等の事実から判定して、この標準値以下で空洞現象を発生している船のプロペラは、船型を含めてその設計に何等かの欠陥があつたのではないかと思考される。而うして欠陥として先づ考えられるのは翼型（翼厚比を含む）と艫流れの状況であるが、これ等については3・2・1の調査資料では詳細が判明しないので第2段の調査としてこれ等成績不良船と優秀船（ $\frac{1}{\lambda} \cdot \frac{SHP}{A_e \cdot V_s}$ の高い値まで空洞現象の発生をみない船）の若干とについて更に詳細の調査を行うことにより、更に空洞現象防止に必要な詳細条件を見出し得るものと思ふ。

現状に於いては第3・2・2図に示す優秀船をタイプとし成績不良船をタイプとしないことによつて設計を改良することが実際的な方法と云えるであろう。

3・3 模型推進器による実験

本試験は運輸技術研究所船舶推進部所属の空洞試験水槽において実施された。先づ現用の大型単螺旋貨物船用推進器の代表的な一例につきその翼断面形状等の変化が空洞現象に及ぼす影響を調査し、ついで次節記載の水産庁漁船研究室に於いて実施された実験艇による海上実験に対応して、その使用推進器の1/2模型に関する試験を行つた。なお貨物船用推進器については、推進器翼端附近に船尾骨材のソールピースに対応する角材を置いた場合及び推進器の前方に厚板を置いて推進器への流れを不均一にした場合の空洞発生状況の調査を行うとともに、翼断面形状の相異による空洞発生状況の変化を更に厳密に比較する目的で、1箇のボスに異なる4枚の翼を植えつけた推進器についての観測を併せ実施した。

3・3・1 模型推進器

使用された模型推進器のうち6箇は大型貨物船用四翼推進器に対応するもの、3箇は前述の実船試験に使用された推進器の1/2模型である。模型推進器の要目は一括して第3・3・1及び3・3・2表に示す。

第3・3・1表 模型推進器主要目

M. P. No.	1101~1106	1108	1109	1110
直径(m)	0.250	0.240		
ボス比	0.240	0.146		
ピッチ比 (一定)	0.900	0.600		
展開面積比	0.442	0.420	0.360	0.300
最大翼幅比	0.262	0.332	0.278	0.222
翼厚比	0.050	0.042		
傾斜角	9°59'	10°		
翼数	4	3		
回転方向	右	右		

第3・3・2表 模型推進器翼断面形状

M. P. No.	翼断面形状
1101	運研型エーロフオイル
1102	改運研型エーロフオイル, 0.95Rより翼端まで円弧型
1103	トルースト型エーロフオイル, 0.90Rより翼端まで円弧型
1104	円弧型
1105	特殊型
1106	No. 1101~1104の翼を1枚づつ1箇のボスに取りつけたもの
1108~1110	円弧型

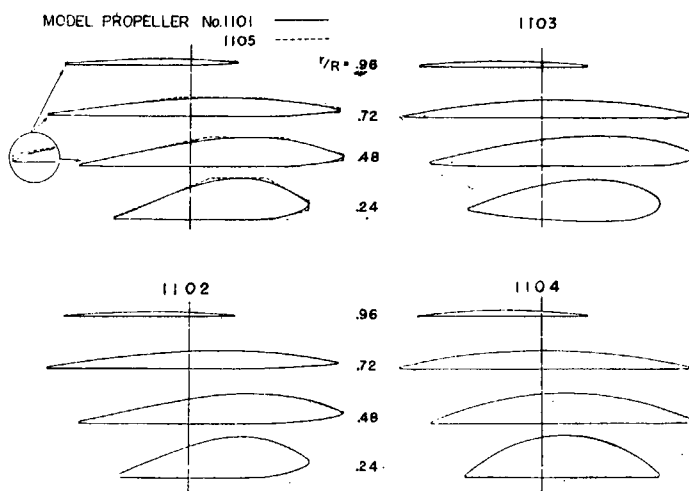
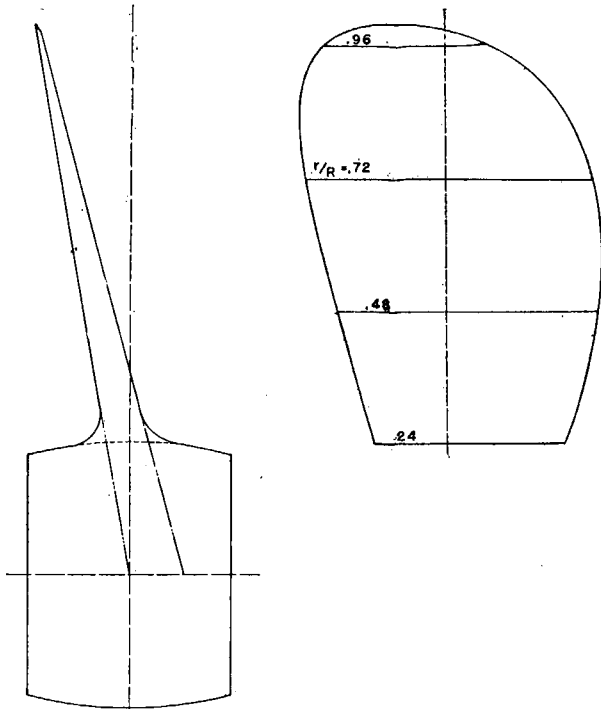
模型はいつでもマンガン青銅製で、ピッチ面は機械加工により、背面は手仕上げにより正確に仕上げられた。

各模型についてなお詳述すれば次のとおりである。

(a) M. P. No. 1101~1105

これらは前述の如く大型単螺旋貨物船用として常用されている推進器を対象としたもので、その形状は第3・3・1図に示す。図に見る如く

ボス比は組立型推進器の大体の平均値を取つたため、0.24で比較的大きく、かつ翼は若干の傾斜角とスキュー・バックを有している。ピッチ比は0.9の一定ピッチ比である。各模型は翼輪廓及び翼厚を一定として翼断面形状のみを変化した。即ち、



第3・3・1図 M. P. No. 1101~1105

(i) M. P. No. 1101 本邦商船に広く使用されている運研型翼断面⁽¹⁾を有するもので、最大厚さの位置は翼根部より0.5R (Rは推進器半径) までは前縁より翼巾の35% にあり、0.5Rより翼端に行くに従つてその位置を次第に巾の中央に移している。

(ii) M. P. No. 1102 翼根部より約0.5RまではNo. 1101と同じであるが、これより翼端に行くに従つて最大厚さの位置を更に後縁側に移し、0.95Rで翼巾の中央におき、且つこの位置から翼端までの断面を完全な円弧型としたもので、従つて0.5Rから0.95Rまでの間で断面はエーロフォルから円弧型に変化している。

(iii) M. P. No. 1103 二翼から五翼に亘る広範な系統的試験結果が発表されているトルースト型⁽²⁾断面としたもの

で、本邦でもこの型の推進器は最近かなり使用されている。最大厚さの位置は翼根より0.4R付近まで前縁より巾の35% にあり、それより翼端に行くに従つて後縁側に移り、0.9Rから翼端までは完全な円弧型となつている。また翼根部付近は後縁にウォッシュ・バックがあり、前縁の丸味は運研型より大きい。

(iv) M. P. No. 1104 翼根部より翼端まで完全な円弧型をしたものである。

(v) M. P. No. 1105 No. 1101 を原型として翼前後縁及び背面に角をつけ、実物推進器で仕上げが不良であつた場合生ずるであろう曲面の不連続性を極端に誇張したもので、かかる曲面の不連続が空洞発生を促進する状況を観察する目的で作成した。この角を順次削り落してゆけば、最後には No. 1101 と同一となる。

(b) M. P. No. 1106

No. 1101~1104 の翼を 1 枚づつ同一のボスに植えた特殊な模型推進器で、空洞発生状況撮影に際し瞬間撮影装置の位相を調節することにより連続的に各翼の撮影が可能であるから、完全に同一の空洞常数、前進常数の下における状態を記録することが出来る。

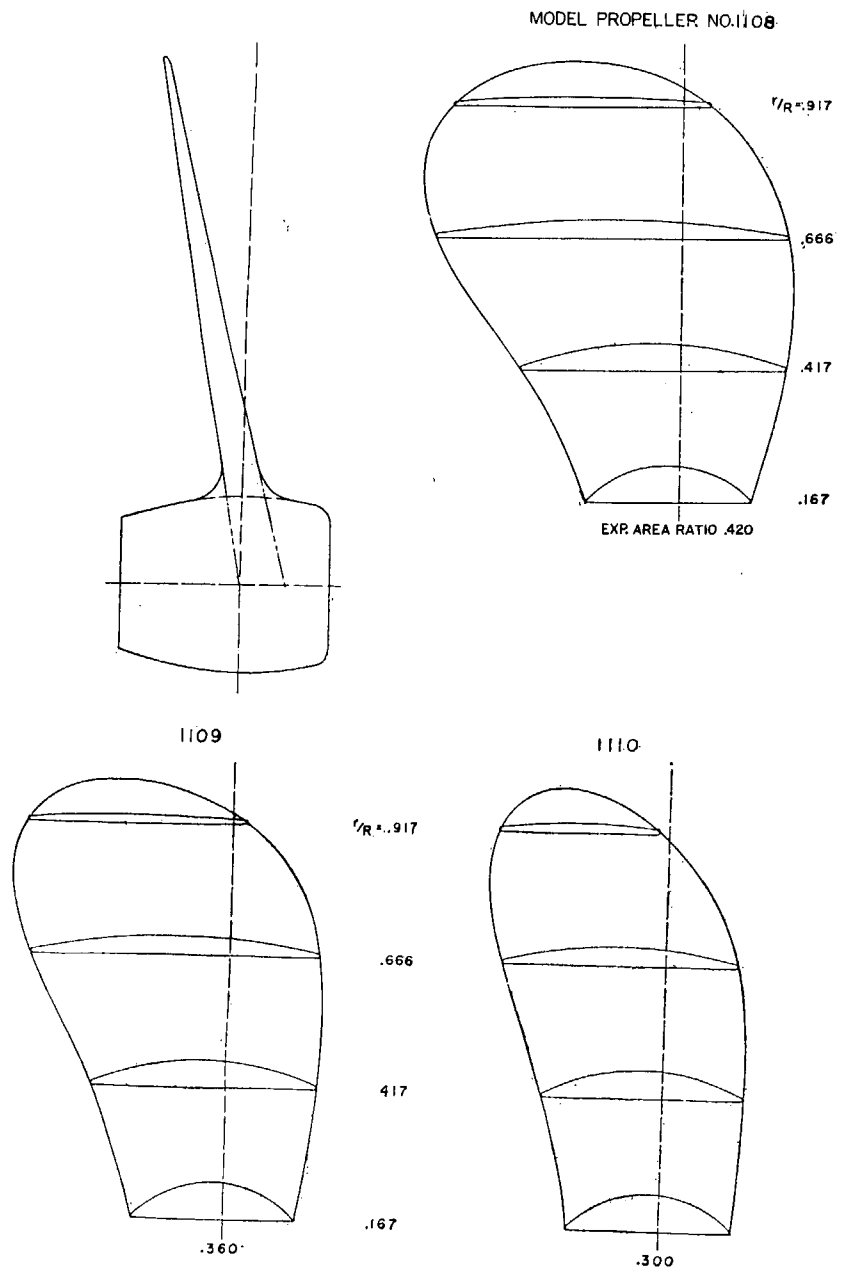
(c) M. P. No. 1108~1110

実験艇による海上実験の際の原型となつた展開面積比 0.42 の推進器はトルースト型に近い翼断面を有し、かつ直径も他の 2 箇のものに比し僅か大であるが、模型推進器の場合は比較的便宜上全部円弧型断面とし、直径も $480 \text{ 耗} \times 1/2 = 240 \text{ 耗}$ に統一した。形状は第 3・3・2 図に示す。No. 1108 が原型にほぼ対応するもの、No. 1109 及び No. 1110 は展開面積比をそれぞれ 0.36 及び 0.30 としたものである。

3・3・2 試験装置

運輸技術研究所空洞水槽は豎型回流式のもので、その主要寸法等は大體次のとおりである。

中心線間長さ	6.50m
" 高さ	5.00m
測定部断面積	0.226 m ²
送流用電動機出力	40 kw
最高流速	8.5 m/sec
常用模型推進器直径	250 mm
模型推進器駆動用電動機出力	12 kw

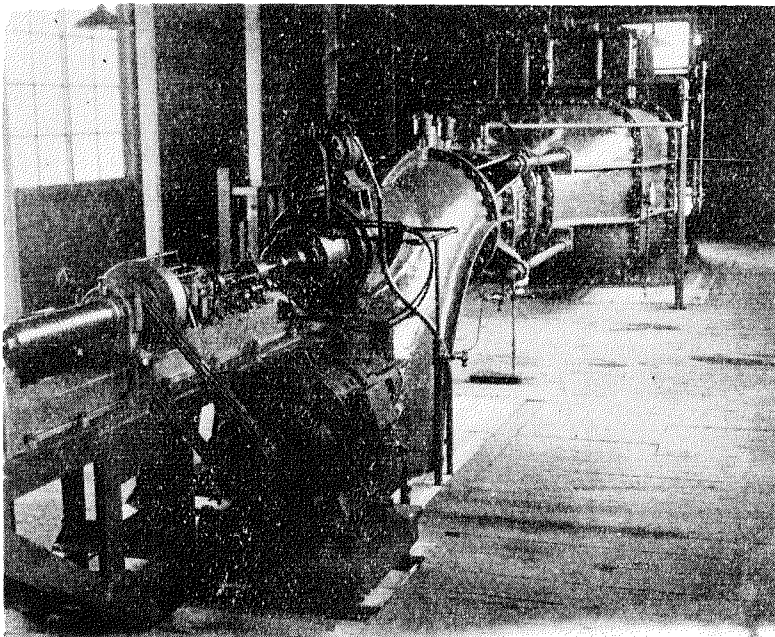


第 3・3・2 図 M. P. No. 1108~1110

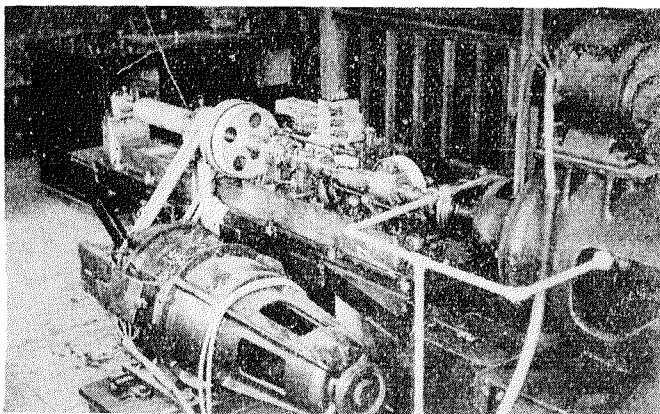
本水槽の詳細については船舶試験所報告第5号（昭和17年12月）所載の志波久光「船舶試験所空洞水槽について」を参照されたい。その概略を述べると、水槽下部に設けられた送流器により駆動された水は断面積を次第に増加しつつ水槽上部に至り、噴口部分を経て断面積を縮小して測定部分に達する。噴口部の入口及び出口の面積比は約6.6であり測定部分の形状は505mm×505mmの正方形の四隅を円弧としたものである。測定部分を通過した水は下方に向い、再び断面積を増大しつつ送流部へもどる。水槽の四隅には彎曲せるガイド・ペーンが、噴口前方には蜂の巣状の整流板が装備されている。水槽内の減圧は整流板の前方に設けられた空気室内の空気を、3馬力三相誘導電動機により駆動される真空ポンプで吸引することにより行われる。

測定部分の両側及び下方の水槽壁には観測窓が設けられ、ここを通して空洞発生状況がストロボ装置により観測され、また瞬間撮影装置により写真撮影される。

模型推進器動力計は発條式のもので、推力は推力軸受に加わる荷重とバランスする発條の伸縮量により、トルクは一端が動力計用電動機にVベルトで連結され他端が推進器軸に固着された円筒型発條の捩れにより計測される。動力計の最大容量は回転数毎秒40、推力120kg、トルク5kg-mで、実



第3・3・3図 空洞試験水槽上部



第3・3・4図 動力計

際計測値に応じて強弱3種の発條がそれぞれ用意されている。キャリブレーションの結果によれば、推力に対するアイドルの量は僅少（約0.1kg）であるが、トルクのアイドルの量がやや大きく（30r.p.s.で0.06kg-m）若干の変動がみられる。今回の実験に於いては試験の度にアイドル・テストを実施して結果の正確を期した。

水槽水の空気含有量の測定には沼知博士考案の空気含有量測定装置を使用した⁽³⁾。

第3・3・3図に水槽上部（手前が動力計、その前方が測定部分、更に前方の箱型部が空気室）の写真を、又第3・3・4図に動力計の写真を示す。

3・3・3 試験状態

模型推進器空洞試験に際しての必要条件は、臨界値以上のレイノルズ数に於いて空洞係数を実物と同一ならしめることで、この際推

進器の前進速度と回転数の関係を規定するフルード数の影響については特に考慮する必要のないことが従来の研究で示されている。空洞係数 σ は周知の如く次式で与えられる。

$$\sigma = (P - e) / \frac{1}{2} \rho V^2$$

但し P = 推進器軸中心線に於ける水の静圧 (kg/m²)

e = 水の蒸気圧 (kg/m²)

ρ = 水の密度 (kg-sec²/m⁴)

V = 推進器に対する水の流入速度 (m/sec)

例えば貨物船の満載状態で推進器の軸深度 5m, 前進速度 6.5 m/sec と仮定すれば, これに対する空洞係数は約 7.0 程度, 軽荷状態で軸深度 3m, 速度 7.5 m/sec とすれば約 4.6 となる。一方模型で 4 m/sec の流速で試験を行つたとして, 空洞係数は減圧せざる場合で約 13, 約 300 mmHg に減圧した場合で約 5 程度となる。

貨物船用推進器を対象とした M. P. No. 1101~1105 の試験に際しては以上を考慮して空洞常数を決定した。また M. P. No. 1108~1110 に対しては, これに対応する実験艇試験がスリップの著しく大なる範囲で行われているので模型実験に於いても出来るだけこれに近い状態を再現せしめた。各模型に対する空洞係数, 水の水速等は一括して第 3・3・3 表に示す。特に No. 1102 に対しては種々の状態を追加して, フルード数の影響その他を調査せんとした。

計測及び観測は, 空洞水槽の水流を一定速度に保ち, 真空ポンプにより所要の空洞係数が得られる

第 3・3・3 表 実験状態

M. P. No.	1101				1102				1103						
σ	13	5	3	2	13	5	3		13	3	2				
V (m/s)	4				4	3	5.5	5	4	4					
水温 (°C)	9.0	8.5	23.0	22.5	9.0	7.5	8.5	7.5	8.2	27.8	8.3	8.5	7.4	6.5	9.5
$\frac{nD^2}{\nu} \times 10^{-6}$	0.6~2.0				0.6~2.2				0.7~1.5						
備考*	S	P, U	S			P, U		S		S					

M. P. No.	1104				1105			1106	1108			1109			1110				
σ	13	5	3	2	13	5	3	5	3	300	13	3	300	13	3	300	13	3	
V (m/s)	4				4			4	0.8	4	0.8	4	0.8	4	0.8	4			
水温 (°C)	6.8	5.5	23.8	6.8	7.7	5.5	7.6	24.3	7.6	22.8	10.0	9.6	10.2						
$\frac{nD^2}{\nu} \times 10^{-6}$	0.6~2.1				0.6~2.1			1.5~2.0	0.4~1.7										
備考*		P, U				P, U		P											

* S は角材を置いた場合

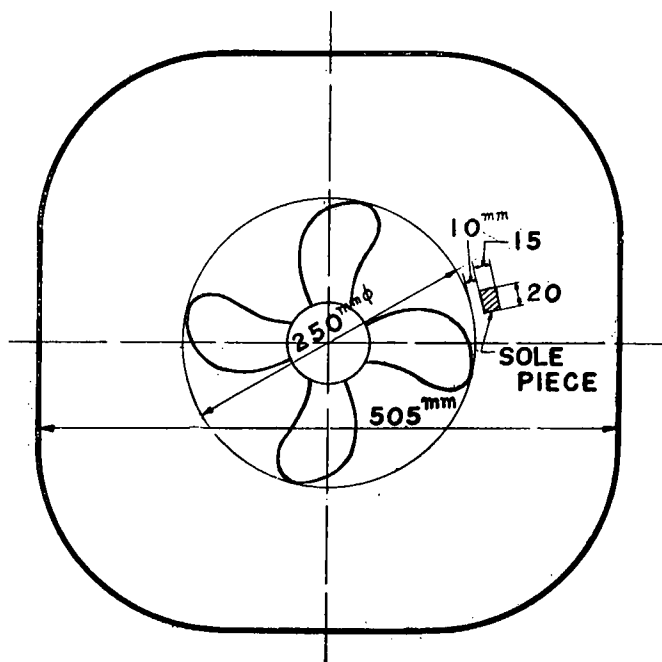
P は写真撮影による観測のみ

U は不均一流中に於ける実験

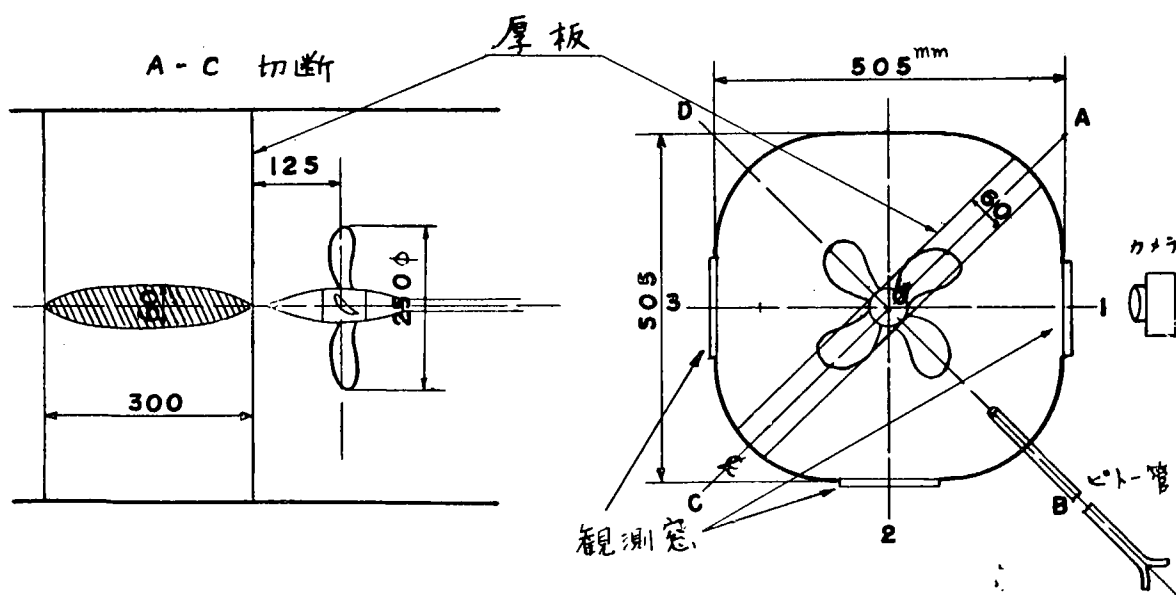
如く減圧した状態で模型推進器の回転数を変化して種々のスリップ状態に対して行つた。試験時の水温は大體 6.5~10.5°C, 平均約 7.5°C 及び 22.5~27.8°C, 平均約 25°C であつた。

なお M. P. No. 1101 及び 1102 については推進器翼端付近に第 3・3・5 図に示す如き角材（船尾骨材のソールピースに近似せしめた）を置きこれが空洞発生に及ぼす影響を、M. P. No. 1101, 1102, 1104 及び 1105 については、第 3・3・6 図に示す如き二次元形状の断面を有する厚板を推進器の前方に置いて流入速度を不均一ならしめ、不均一流中に於ける空洞発生状況を調査し、また M. P. No. 1106 については第 3・3・3 表に示す各状態で写真撮影を行い、翼断面形状の相異による影響を比較した。

水槽水の試験時に於ける空気含有量は大気圧に於ける飽和空気含有量の 50~55% であつた。



第 3・3・5 図 角材配置図



第 3・3・6 図 不均一流発生用厚板配置図

3.3.4 試験結果

(a) 推進器単独状態

試験結果の無次元表現図を第 3.3.7~3.3.14 図に示す。図中の記号は次のとおりである。

$$\begin{aligned} \text{前進常数} & v_1 = V/nD \\ \text{推力常数} & t = T/\rho n^2 D^4 \\ \text{トルク常数} & q = Q/\rho n^2 D^5 \\ \text{推進器効率} & \eta_p = TV/2\pi nQ = tv_1/2\pi q \end{aligned}$$

但し V = 水の流入速度 (m/sec)

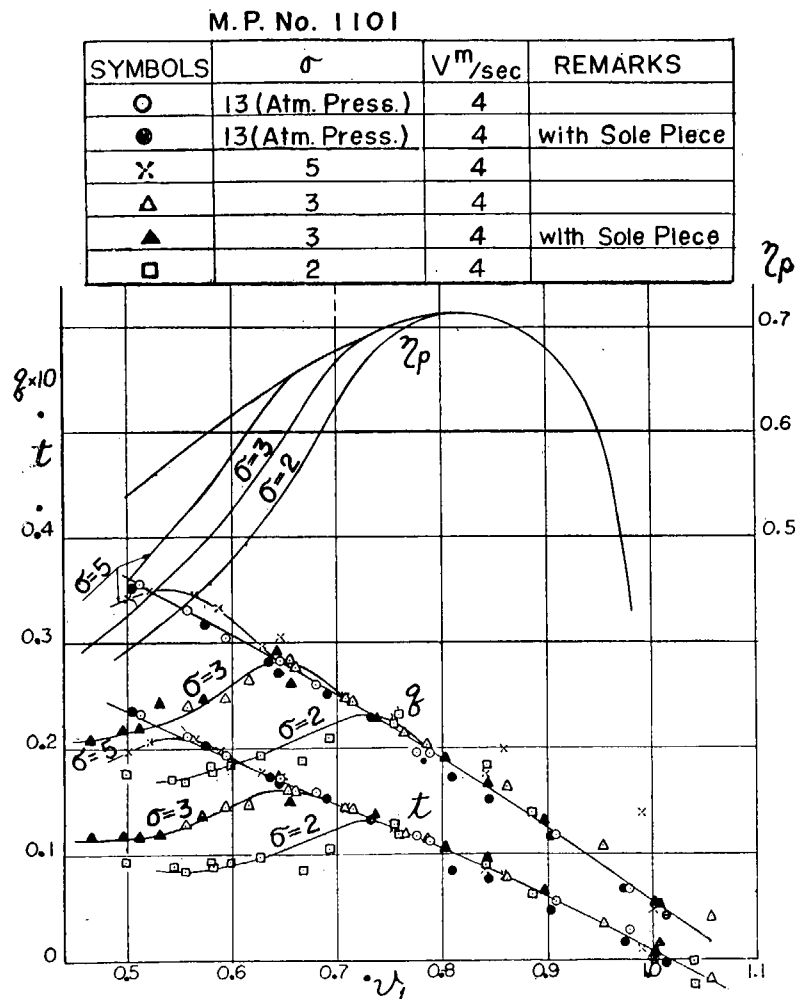
D = 推進器直径 (m)

T = 推 力 (kg)

Q = ト ル ク (kg-m)

ρ = 水の密度 (kg-sec²/m⁴)

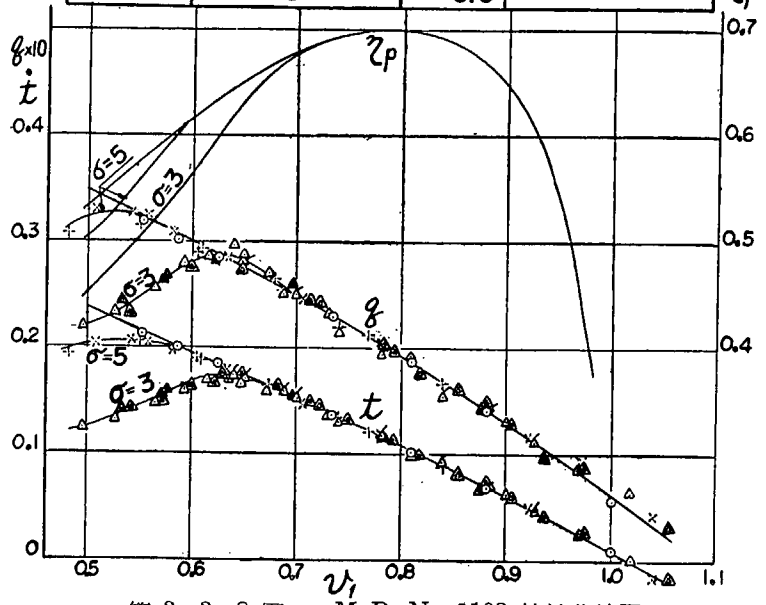
上記の T 及び Q の値は前述の如く試験の都度アイドル・テストを行い、即ち模型推進器の位置にそのボスと同一形状の回転体をおき推進器試験の場合と同一の流入速度に於いて回転せしめて、軸摩擦、回転体の抵抗によるアイドル推力及びトルクを計測し、水槽内外の圧力差を考慮して各計測値を修正した値である。



第 3.3.7 図 M. P. No. 1101 特性曲線図

M. P. No. 1102

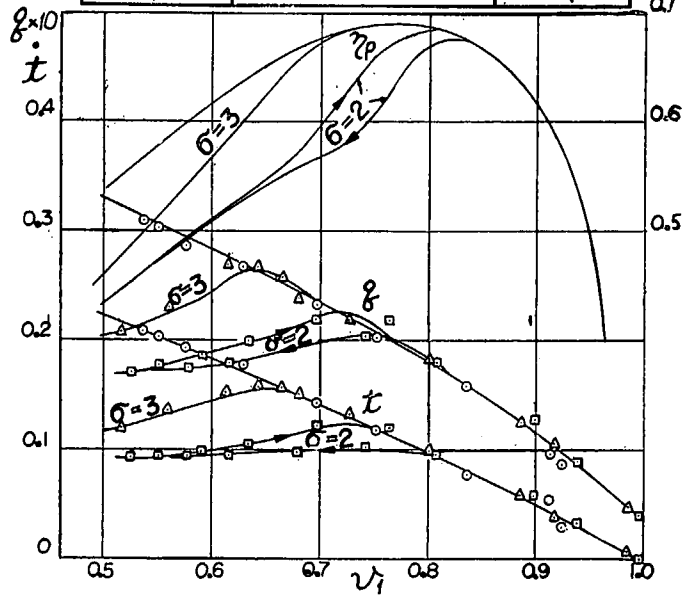
SYMBOLS	σ	V m/sec	REMARKS
○	13 (Atm. Press.)	4	
×	5	4	
+	5	3	
△	3	4	
▲	3	4	with Sole Piece
▴	3	5	
▾	3	5	with Sole Piece
♠	3	5.5	



第 3.3.8 图 M. P. No. 1102 特性曲线图

M. P. No. 1103

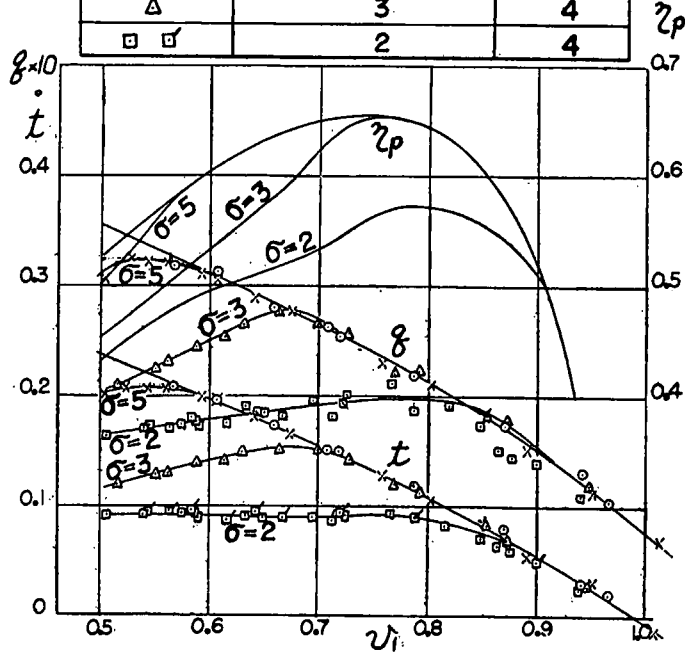
SYMBOLS	σ	V m/sec
○	13 (Atm. Press.)	4
△	3	4
□	2	4



第 3.3.9 图 M. P. No. 1103 特性曲线图

M. P. No. 1104

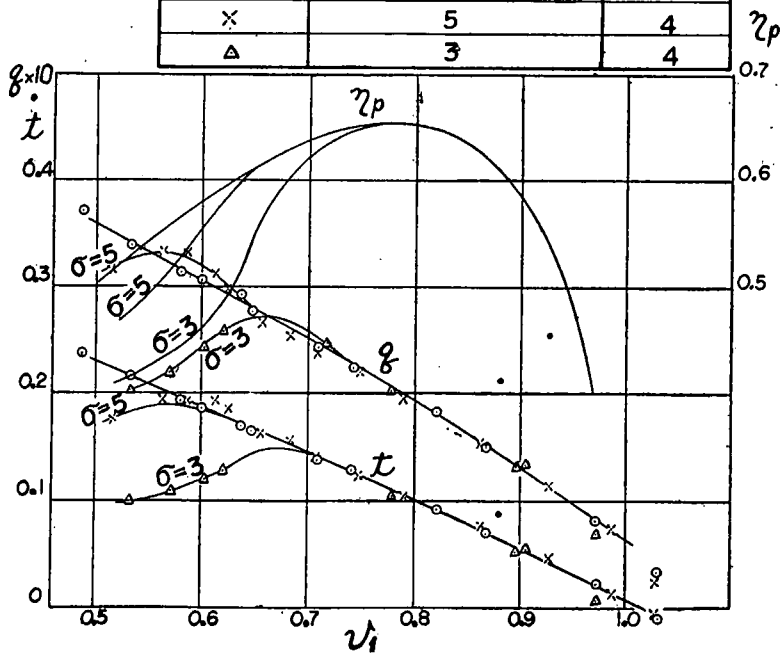
SYMBOLS	σ	V m/sec
○	1.3 (Atm. Press.)	4
×	5	4
△	3	4
□ □	2	4



第 3 · 3 · 10 图 M. P. No. 1104 特性曲线图

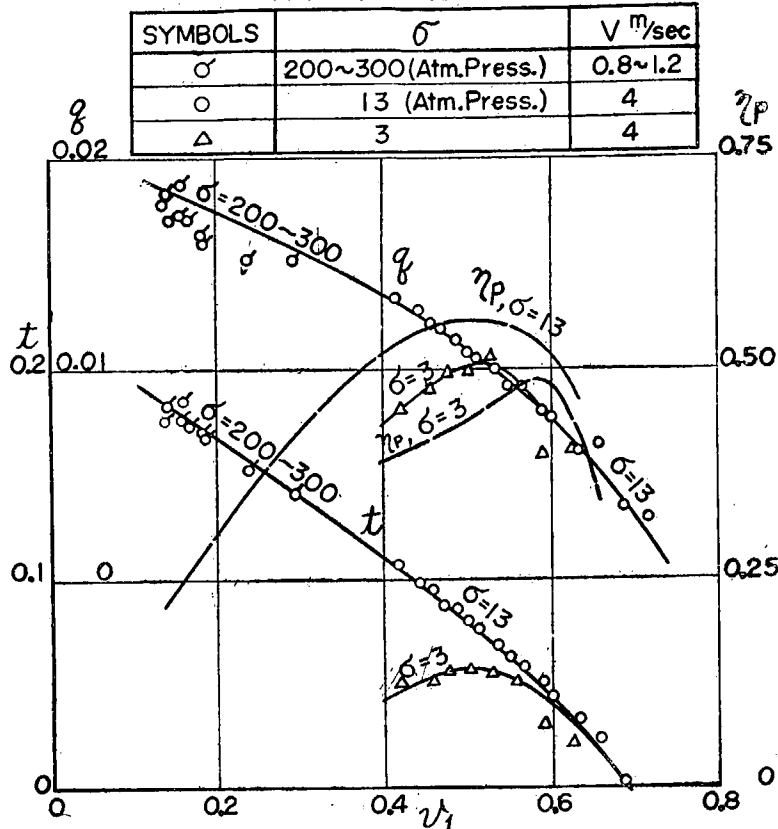
M. P. No. 1105

SYMBOLS	σ	V m/sec
○	1.3 (Atm. Press.)	4
×	5	4
△	3	4



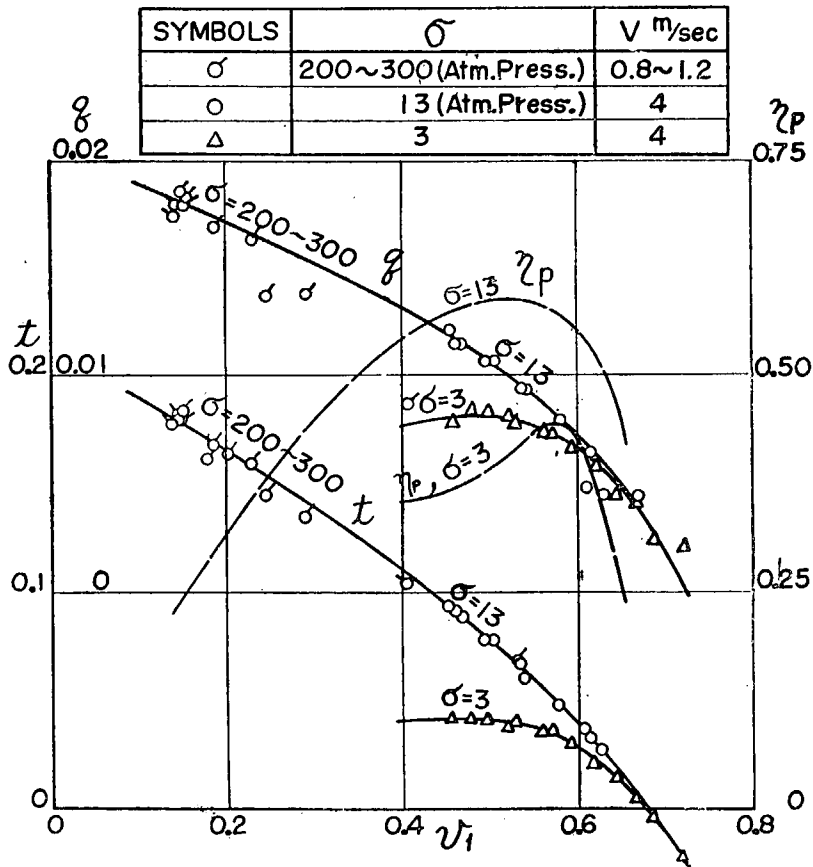
第 3 · 3 · 11 图 M. P. No. 1105 特性曲线图

M.P.No. 1108

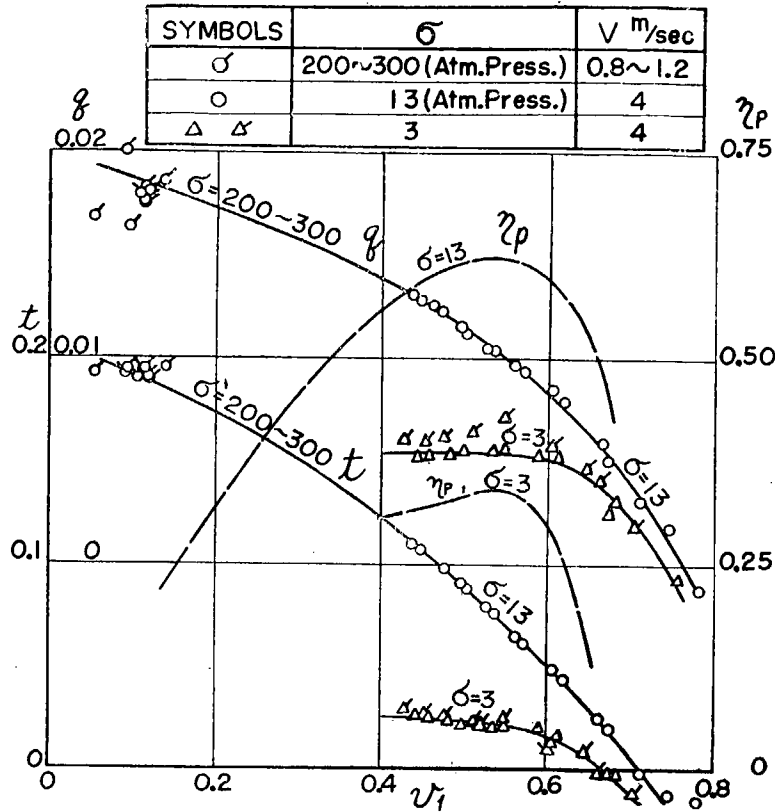


第 3.3.12 图 M.P. No. 1108 特性曲线图

M.P.No. 1109



第 3.3.13 图 M.P. No. 1109 特性曲线图



第 3・3・14 図 M. P. No. 1110 特性曲線図

また第 3・3・18 図に写真例を示す。

(b) M. P. No. 1106

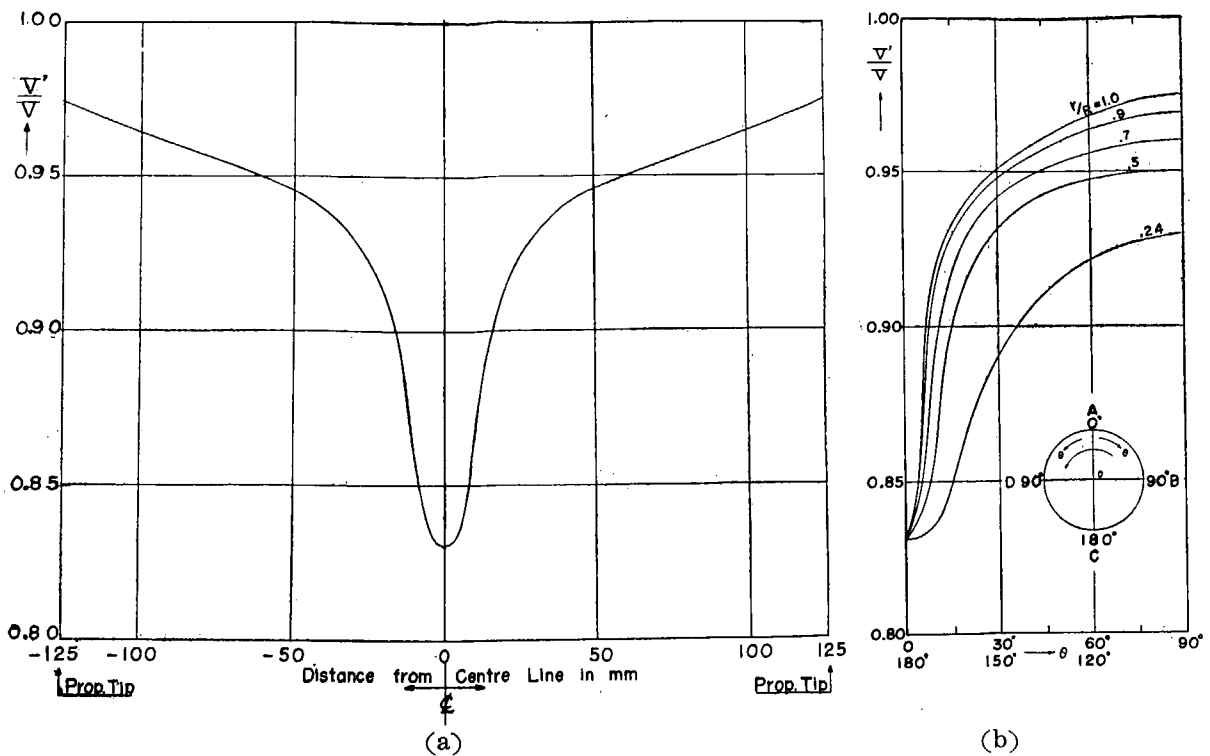
第 3・3・19 図に M. P. No. 1106 により撮影した写真を示した。これは瞬間撮影装置の外部同期接点を推進器軸にとりつけ、その位相を 90° づつ順次づらして短時間の間に各翼を撮影したもので、 σ 及び v_1 の値が正確に同じものである。従つて翼断面形状の影響が明確に示されている。

(c) 角材を置いた場合

船尾骨材のソールピースに近似せしめた角材を翼端より 10 mm の距離においた試験の結果を第 3・3・7 及び 3・3・8 図中に示した。

(d) 厚板による不均一流中の試験

不均一流に於ける空洞試験に先立つて、厚板による伴流の計測を行つた。即ち推進器の取付くべき位置に於いて、Pitot 管により厚板の中心線 AC (第 3・3・6 図参照) に垂直の方向 BD 線上の流速分布を計測した。この結果を第 3・3・15 図 (a) に示す。ここに V' は BD 上の各点での流速、 V は厚板のない時の平均流速である。前に置いた厚板が二次元形状を有するから、本図に示す流速分布が AC の方向にも変らないと仮定して、推進器の各半径毎の円周上の流速分布を求めれば、同図 (b) の如くとなる。 $\theta = 0^\circ$ は OA 方向に、 $\theta = 90^\circ$ は OB 及び OD 方向に、 $\theta = 180^\circ$ は OC 方向に相当する。但し R = 推進器半径、 r = 半径である。この図から推進器作動円板内の平均流速 (Volume mean) V_m に対応する $V_m'/V=0.921$ を得た。試験はこの平均流速 V_m' が 4.0 m/sec である状態



第 3.3.15 図 不均一流の流速分布図

で行い、瞬間撮影装置で OA 及び OB の位置に翼がある場合の写真を同一条件で撮影した。第 3.3.20 図にその例を示す。A, B 2 枚で 1 組であるが、それぞれ OA 及び OB の位置にある翼を主眼として照明し、撮つたものである。

3.3.5 試験結果に対する考察

(a) 大気圧状態における試験結果

減圧せざる状態における試験は流速の計測に誤りがなく且つ側壁の影響がないとすれば、通常の曳航試験水槽に於ける単独試験結果と一致すべきで、ここに示した各種推進器の成績は別途に行つた運研第二水槽に於ける単独試験の成績とほぼ一致した。このことは流速測定、側壁影響等にはほぼ問題のないことを示しているが、この点に関しては空洞水槽に於けると同等の容量の動力計で、更に単独試験を行う必要があり、また空洞発生後の側壁影響についての調査も行う必要がある。

空洞を起さない状態に於ける推進器単独性能についての調査は本研究の主目的ではないが、一応大気圧状態の試験結果を簡単に比較すれば次の如くである。

(i) M. P. No. 1101~1105 No. 1101~1103 の 3 種については常用されるスリップ範囲では推進器効率 η_p の差はほとんど見られず、No. 1104 の円弧型背面のものが若干低い η_p を示している。翼断面に角を持つ No. 1105 は当然 η_p が不良で、大体 6~7% 程度の低下である。

(ii) M. P. No. 1108~1110 この三者の性能の差は大体翼面積の相異による影響を示している。

(b) 流速の影響

M. P. No. 1102 について空洞係数 σ を一定に保ち、種々の流入速度に於いて行つた試験結果を第 3.3.8 図に置点した。これによると、流入速度即ちフルード数及びレイノルズ数の影響は空洞発生

後に於いても認められなかつた。従つて他の模型推進器については、特別の場合を除き流入速度を 4 m/sec について行つた。

(c) 空洞発生の一般的状況

空洞の発生は推進器スリップの増大とともに著しくなる。スリップの小なる範囲では先づ圧力面側にいわゆるフェース・キャビテーションが生じ、スリップの増大とともにこれが消失することはよく知られたことである。このフェース・キャビテーションによるとみられる如きエロージョンが実際の推進器の翼根部付近の圧力面側に現われることも時おり見かけるところであるが、空洞現象として特に問題とされるのはフェース・キャビテーション消滅後に現われる背面側の空洞についてであるから、今回の研究では主として背面の空洞の観察に重点をおいた。

空洞の発生状況は各模型について若干の相異はあるが大体の傾向は一致している。一例として、これを M. P. No. 1102 の $V = 5 \text{ m/sec}$, $\sigma = 3$ の場合について第 3・3・18 図の写真とともに説明すれば次のとおりである。

試験は前述の如く流速を一定として推進器回転数を順次増加し最高スリップにいたり、次に回転数を減少して、即ち往復して行つたが、スリップ 0 付近より始めて次第にスリップを増大してゆくと、先づ前進常数 $v_1 = 0.75$ (推進器回転数毎秒 26) 付近から細いいわゆるチップ・ボルテックスが翼端から発生する。スリップの増加即ち v_1 の減少につれてこのボルテックスは次第に太く明瞭となり、 $v_1 = 0.7$ 付近に至ると気泡発生に基く摩擦音に近い騒音が水槽外部の観測者の耳にも聞えるようになる。この頃から 0.7R 付近の背面にいわゆるバブル・キャビテーションがかすかに現われ始め、またチップ・ボルテックスの付根付近の翼端にもいわゆるシート・キャビテーションの徴候が見え始める。 v_1 が減少するにつれてバブルが大きくなり、 $v_1 = 0.65$ では大きなバブルと、発達しかけたシート・キャビテーションが観測され、この付近から推力及びトルクに対する影響が現われる。 $v_1 = 0.60$ ($n = 33.2 \text{ rev/sec}$) ではシートがかなり大きくなつていのが見られる。 v_1 を更に小にすれば背面全面がシート・キャビテーションで覆われるのを観測することが出来る。シート・キャビテーションが発達するとチップ・ボルテックスはだんだん太くなり、ついに輪廓が不明瞭な煙状のものとなる。

その他の推進器に関する状況は各写真を参照されたい。

(d) 翼断面の相異による空洞発生状況の差異

M. P. No. 1106 による 4 種の翼断面形状の空洞発生状況は第 3・3・19 図に示したが、これにより前述の如く各翼の状態を最も厳密に比較することが出来る。同図 (a) ($V = 4.0 \text{ m/sec}$, $\sigma = 5.0$) によればまづチップ・ボルテックスが細く現われる状況には殆んど差が認められない。これは各翼ともに先端部付近の形状が翼巾方向にも半径方向にも殆んど変らないこと (No. 1101 でも最大厚の位置は翼巾の中央に近いから、かなり円弧型に近い) からも当然である。然し、スリップが少し大きくなり、 $v_1 = 0.605$ 程度に達すると各翼の差がかなりはつきりしてくる。即ち運研型エーロ・フォイル断面 (M. P. No. 1101 に相当) の Blade No. 1 がシート・キャビテーションの範囲、チップ・ボルテックスの太さともに最も大きくなり、次に円弧型断面 (M. P. No. 1104 に相当) の Blade No. 4 にシートが前縁に沿つて現われてくるのがみられる。改運研型 (M. P. No. 1102 に相当) の Blade No. 2 及びトルースト型 (M. P. No. 1103 に相当) の Blade No. 3 は空洞発生が明かに遅れてお

り、この段階ではややシートらしき徴候がみられる状況で、かつその程度も両者ほぼ同一である。
 $v_1 = 0.576$ 及び $v_1 = 0.544$ の場合は四者の差が更に明瞭となり、この段階では改運研型がトルースト型より空洞範囲が若干狭いようである。

第 3・3・19 図 (b) についても (a) と同様の状況がみられる。

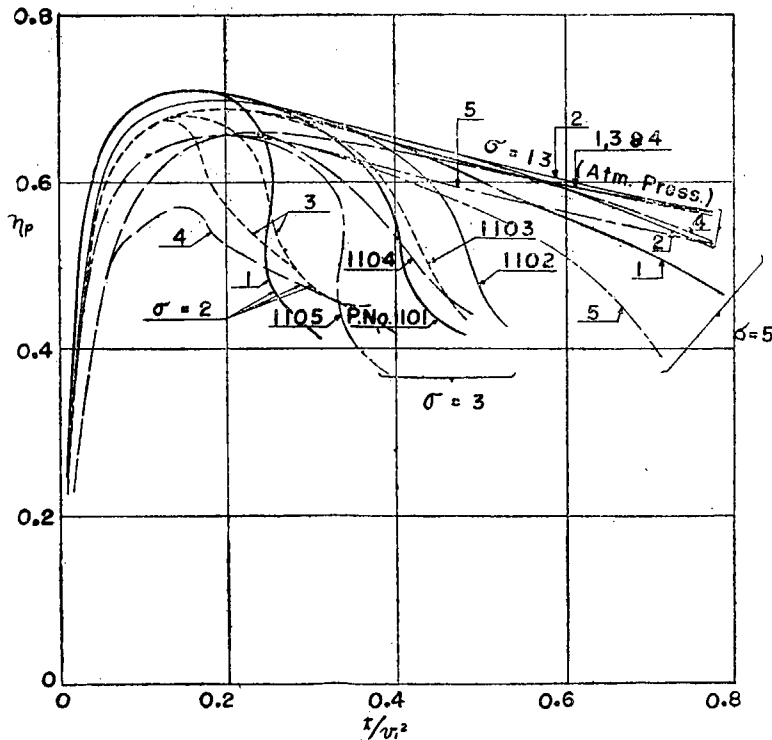
(e) 空洞発生後に於ける推進器性能

(i) M. P. No. 1101~1104 (第 3・3・7~10 図及び第 3・3・19 図参照)

前述の如く推力及びトルク係数が低下しはじめるのは背面空洞がある程度発達した後であつて、この低下が現われはじめる前進常数 v_1 の値は各模型毎に若干の差はあるが、この差は比較的僅少である。

推力常数 t の低下は常にトルク常数 q の低下に先き立つて現われる。かつ t が低下しはじめるところでは q は大気圧に於ける値より若干増大する傾向を示す。従つて推進器効率 η_p の低下はかなり急激に原曲線 (大気圧下の η_p 曲線) から離れる形ではじまる。低下した後の η_p の値には各模型について比較的明確な差が現われている。即ち M. P. No. 1102 と 1103 はほぼ大差ないが、No. 1101 はこれより低下が著しい。また円弧型断面の M. P. No. 1104 では空洞の発達にともなう η_p の低下の割合が小さいのがみられる。即ち $\sigma = 3$ の場合は η_p が低下しはじめた付近では他の三者より η_p の値が低いが、更に空洞が発達して行くにつれ、やがて最も良好な η_p を示すようになり、 $\sigma = 5$ の場合には η_p の低下しはじめから他より良好である。ここに円弧型背面の特徴が現われているものと考えられる。

以上の比較を更に適切なものとするために推進器の荷重が同一の場合、即ち同一速度で同一推力を発生している場合について比較する目的で第 3・3・16 図を作成した。これは t/v_1^2 を横軸として η_p



第 3・3・16 図 M. P. No. 1101~1105 推進器効率比較図

を比較したもので、これによれば M. P. No. 1102 の有利なことおよびエーロフォイルの M. P. No. 1101 の不利なことが更に明瞭で、また全面円弧型の M. P. No. 1104 は σ 及び t/v_1^2 の大なる程 η_p が良好となつている。

なお M. P. No. 1103 (トルースト断面) の $\sigma = 2$ の状態では第 3・3・9 図に見られる如く、推力及びトルク常数の低下しているところで曲線がループを画く現象が見られた。この実験は流速 4 m/sec で、推進器の回転数を次第に上げて (v_1 を順次小として) 計測を行い、最小 v_1 にいたり、次にその

回転数から引続いて回転数を下げながら計測したものであるが、このように σ が小さい場合には空洞発生状況の不安定となる或る範囲が存在するのではないかと推定される。他の模型についてはこのような明確なループは認められなかつたが、 t 及び q の低下しはじめる付近では実験点のばらつきがやはり大きいことは認められた。

(ii) M. P. No. 1108~1110 (第 3・3・12~14 図及び第 3・3・18 図参照)

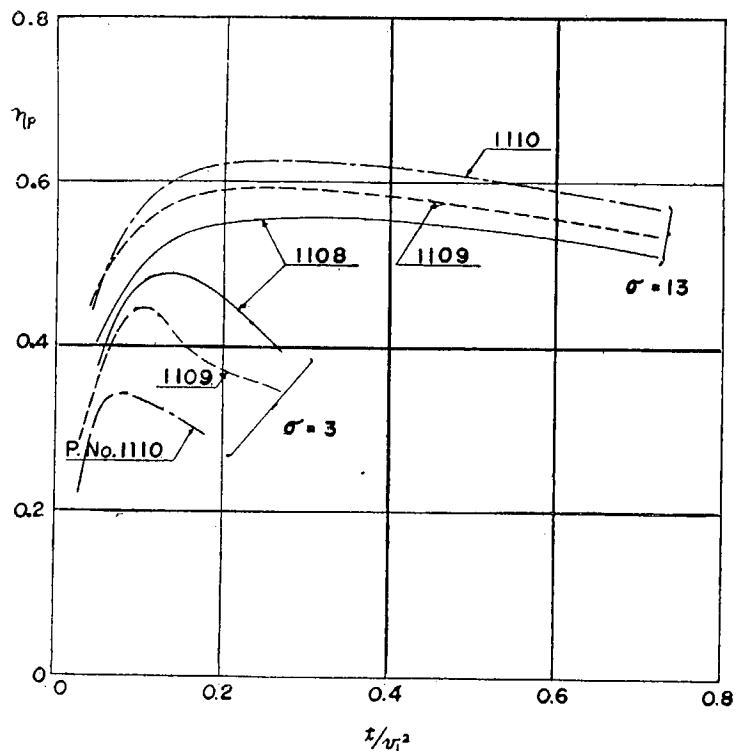
この3箇の模型は次節記載の実艇実験用推進器の1/2模型で、実艇実験では空洞を発生せしめるために非常に低速で回転数を上げて観測を行つているから、模型でもこの状態を再現するために水槽内の流速を可能な最低速度(約0.8 m/s)に保つて実験を行つた。しかしこの程度の低速では計測すべき模型推進器の回転で水の速度が変動することと、速度の計測も精度が低下する等の理由で、測定点にばらつきが多い。本試験に於いてはこの付近ではチップ・ボルテックスとかすかなシート・キャビテーションがみられる程度で、 t, q 等の低下は殆んど認められなかつた。その状況はそれぞれの写真を参照されたい。実艇実験の観測結果では空洞発生状態がこれより若干進んでいるようであるが、これは実物と模型の仕上程度の差等に基因するものであろう。

なおこの模型の空洞現象に関する一般的の傾向を見るために $\sigma=3$ の場合の実験を追加した。空洞発生時期は No. 1101~1105 に比し著しく早く、特に面積比の最も小なる No. 1110 ではスリップ0でも既に t, q の低下がみられる。

但し実際この種の推進器がかかる σ の値で作動することは殆んどない筈である。なお(i)の場合と同様に t/v_1^2 を横軸とした η_p の比較図を第3・3・17図に示す。この図から面積比の大きい方の推進器が空洞を起さないときには η_p が悪いが、空洞を起してからは逆に良好となることが明瞭である。

(f) M. P. No. 1105 (第 3・3・11 図及び第 3・3・18 図参照)

前後縁の角と背面の2本の角とをもつこの模型の空洞発生状況は前四者とかなり異つているからその状況を $\sigma=3, V=4\text{m/sec}$ の場合につき説明して見ると、 $v_1=0.75$ 付近で既に他の場



第 3・3・17 図 M. P. No. 1108~1110 推進器効率比較図

合よりやや太いチップ・ボルテックス及び翼端付近前縁の角から巾の狭いシート・キャビテーションを生じており、且つ背面後縁側のナックルに沿つて、小さいバブルを発生しているのがみられる。 $v_1=0.69$ 付近ではシートもボルテックスも漸次大となるとともに背面前縁側のナックルに沿つてもバブルが発生する。 $v_1=0.66$ 付近ではシート・キャビテーションが益々増大し翼端に近い方は2本のナックルを覆い、かつナックルに沿うバブルも二組が一緒にまとまる。 $v_1=0.58$ では更にシ

ートの範囲が増大し、チップ・ボルテックスも他の模型と同様に括つて輪廓の不明瞭な煙状のものとなる。

従つて t , q の低下も他の模型より早く始まり、 η_p の低下の程度も最も大きい。ここに示す結果からも曲面の不連続性が空洞発生を促進する状況をうかがい知ることができ、実物推進器の仕上程度如何が空洞発生に大いに影響することが示される。

(g) 角材を置いた場合

角材の寸法は推進器直径が 6m 前後の場合のソール・ピースにほぼ相似なもので、翼端との間隙は 240 mm 程度に相当する。第 3・3・7 及び 3・3・8 図に測定結果を図示したが、これによればこの角材の影響は殆んど認められない。実船の場合、ソール・ピースが翼の先端から上記の寸法程度離れていれば、ソール・ピースそのものの影響はないが、ソール・ピース前方の船体の中は比較的小でも後述の如く伴流の影響が考えられる。

(h) 不均一流に於ける空洞発生状況 (第 3・3・15 及び 3・3・20 図参照)

翼が流入速度の小さい OA 部にある場合と流入速度の大きい OB 部にある場合とでその流入速度の差は、この実験では高々十数%にすぎない。この程度の相異に対して空洞発生状況は写真に示すごとき差がみられる。例えば、M. P. No. 1101 について $\sigma = 5$, $v_1 = 0.605$ の写真では OB 部の翼では前縁に沿つて 0.8R 付近より先端に巾の狭いシート・キャビテーションがみられるにすぎないが、これに反し OA 部の翼では巾の広いシート・キャビテーションがみられる。同じく $v_1 = 0.539$ の写真では OA 部の翼では翼根部に近いところまでも空洞が発生しているのがみられる。この実験の場合、翼は B → A → D → C の順に回転して空洞が大きくなつたり、また順次つぶれて小さくなつたりして、短時間の間に繰返しているわけである。一方、実船殊に単螺旋船の場合に、推進器位置の流速分布は、この実験の場合よりはるかに大きい変動を示している。従つて種々の判別法による危険回転数以下で推進器が作動していても、翼端が水面に一番近づく位置でスリップが最も大きいから、この範囲では空洞の発生する恐れが多分にある。また前述の如く一度発生した空洞がスリップの小さい範囲でつぶれて小さくなるかまたは消滅するから、この際に潰蝕がはげしくなる。従つて不均一流中で作動する翼面の潰蝕を起す範囲も広いことが推論される。故に平均のスリップ等を用いて危険回転数を算定する場合には不均一流の影響を充分考慮する必要がある。

(i) 従来の資料との比較

空洞発生いわゆる危険回転数の判別についてはシャフラン、エガート及びレルブス等種々の方法が発表されている。これらの方法と今回の試験結果を比較するには、試験範囲が狭いうらみがあるが一例としてエガートの方法⁽⁴⁾で推定した危険回転数につき簡単な比較を行つてみた。

大型単螺旋貨物船で、直径 5.9m、ピッチ比 0.9 の推進器を装備したとする。満載状態で軸深度 5.0m、推進器の平均前進速度 15 節とすれば、この場合の空洞係数 σ は約 5.1 となる。一方、この条件に対しエガートの式で算定した危険回転数は毎分約 124 回転 (円弧型) となる。今若しこの推進器が同一速度 15 節で 124 回転したとすれば前進常数 v_1 は 0.63 となる。 $\sigma = 5.0$ に於けるこの v_1 に対する今回の実験結果からみるとチップ・ボルテックスが発達して 0.9R 近傍にもシート・ボルテックスの徴候のみえはじめる状態である。またこの v_1 の値は t 曲線の低下する値より少し高い。従

つてエガートの式の与える危険回転数以下であればほぼ安全とみることも出来るが、実船の場合は前述の不均一流の影響及び実物推進器にはある程度さげられない曲面の不整等のために局部的な空洞を発生することも考えられるから、これらに対する調査を更に続行する必要がある。

3・3・6 結論並びに今後に残された問題

以上で現在までに得られた結果の概要を報告したが、これにより得られた結論を摘記すれば次の通りである。

(a) 大型単螺旋貨物船用の推進器の代表的な形状についての空洞現象に関する有効な資料が得られた。

(b) 実物推進器の仕上げに際し生ずるであろう曲面の不整の空洞発生に及ぼす影響の一端を、特に誇張した形においてであるが明らかにし、実物推進器の仕上げに充分留意する要のあることを示した。

(c) 船後に於ける推進器の作動状況の研究の第一段として、船尾骨材のソール・ピースの影響を調査し、大型貨物船の場合、現在普通にみられる程度の翼端間隙があれば、ほぼ空洞発生に影響のないことを確めた。

第二段として、二次元形状を有する厚板による不均一流の影響を調査し、不均一流の空洞発生に対する影響の大きいことを明らかにした。従つて実船の場合不均一流の影響を十分に考慮する必要がある。

(d) 実艇実験に使用された推進器の1/2模型につき空洞実験を施行し模型と実物との関連を調査した。

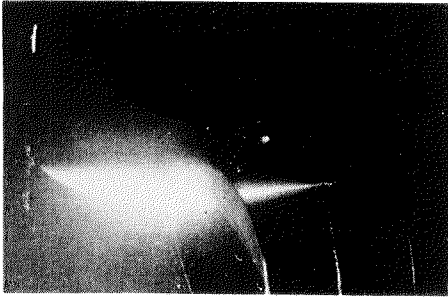
(e) エガートの判別式と今回の試験結果を比較して、単独推進器に対してはほぼ安全であることを見出した。

これを要するに、本実験は一般商船用推進器の空洞現象に関する流体力学的研究の第一段を完了したもので、なお今後の研究により究明すべき幾多の問題のあることは論をまたない。例えば推進器のピッチ比、面積比等を広範に変化した場合の系統的实验、これによる危険回転数の判別に対する有効適切な方法の樹立、船後に於ける推進器の作動状況に対応する実験的研究、曲面の不連続性の空洞発生促進状況の研究等があり、更に進んでは商船用推進器として最も問題とされている空洞現象によるエロージョンの機構の空洞試験水槽を利用しての研究も当然実施さるべきである。

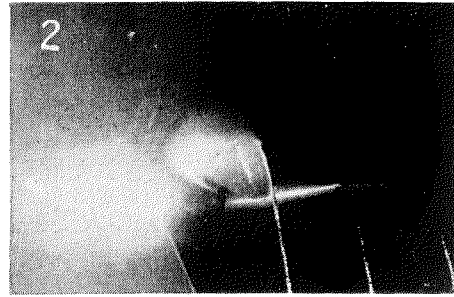
参 考 文 献

- (1) 菅 四郎・梅沢春雄、「四翼推進器の単独試験」, 造船協会々報第 67 号, 昭和 15 年 12 月.
菅 四郎・倉持英之助, 「使用簡易な新様式の推進器設計図表」, 運輸技術研究所報告第 5 巻第 1 号, 昭和 30 年 1 月.
- (2) L. Troost, "Open Water Test Series with Modern Propeller Forms" N. E. C. I. Vol. 67, 1950~51.
- (3) F. Numachi, "Über die Kavitationsentstehung mit besonderem Bezug auf den Luftgehalt des Wasser", The Technology Reports of the Tōhoku Imp. Univ., Vol. XII (1937), No. 3.
- (4) E. F. Eggert., "Propeller Cavitation", T. S. N. A. M. E. 1932.

M. P. No.
1102
 $\sigma = 3.0$

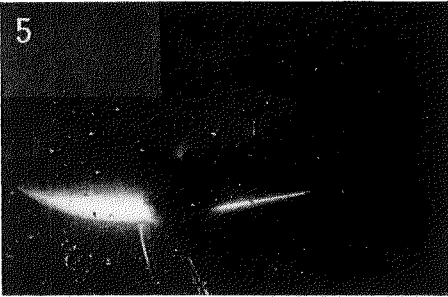


$v_1 = 0.722$

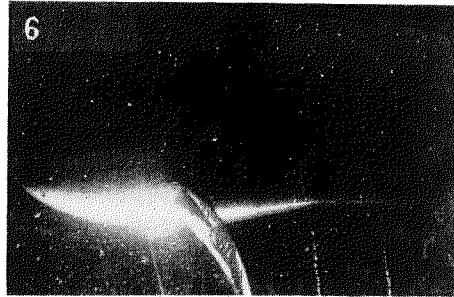


$v_1 = 0.698$

M. P. No.
1105
 $\sigma = 3.0$

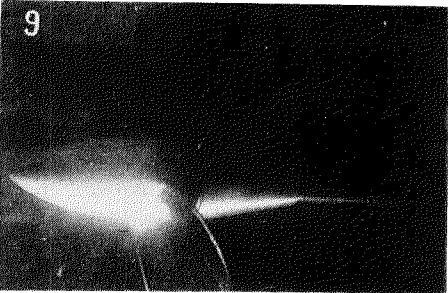


$v_1 = 0.750$



$v_1 = 0.687$

M. P. No.
1105
 $\sigma = 5.0$



$v_1 = 0.713$



$v_1 = 0.657$

M. P. No.
1108~10

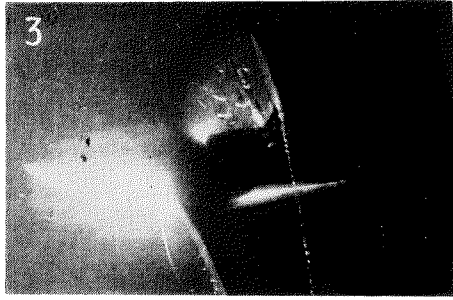


M. P. No. 1108
 $\sigma = 250 \quad v_1 = 0.146$



M. P. No. 1109
 $\sigma = 170 \quad v_1 = 0.155$

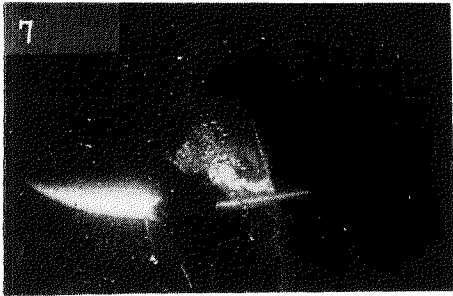
第3.3.18図 均一流に於ける空洞



$v_1 = 0.648$



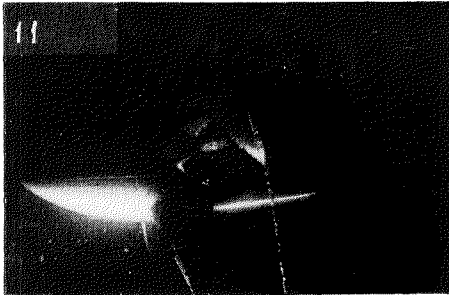
$v_1 = 0.629$



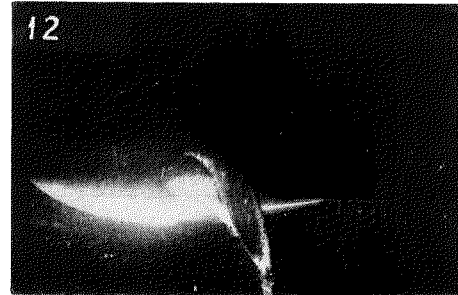
$v_1 = 0.633$



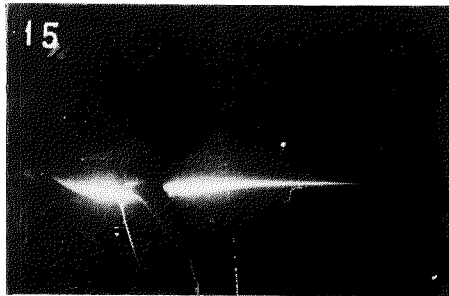
$v_1 = 0.581$



$v_1 = 0.600$

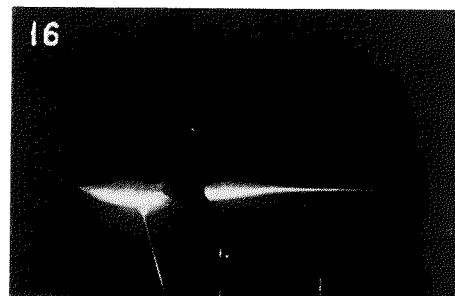


$v_1 = 0.557$



M.P. No. 1110

$\sigma = 150 \quad v_1 = 0.159$



M.P. No. 1110

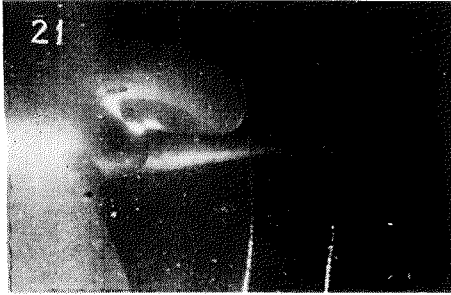
$\sigma = 150 \quad v_1 = 0.170$

発生状況 (M.P. No. 1102, 1105, 1108~10)

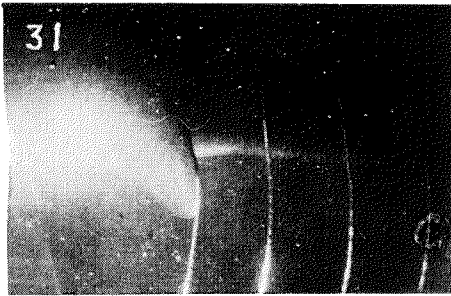
Blade No. 1

Blade No. 2

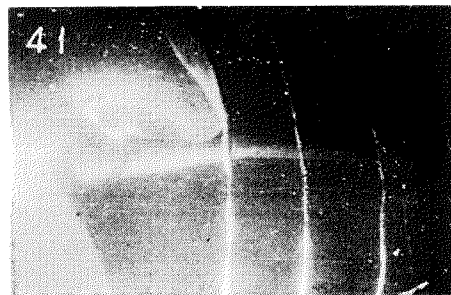
$\sigma = 5$
 $v_1 = 0.683$



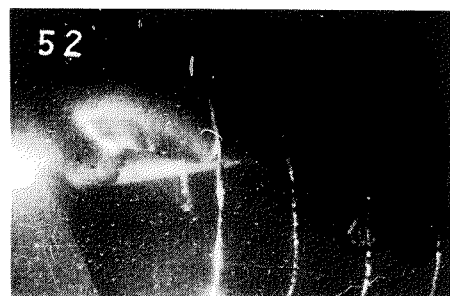
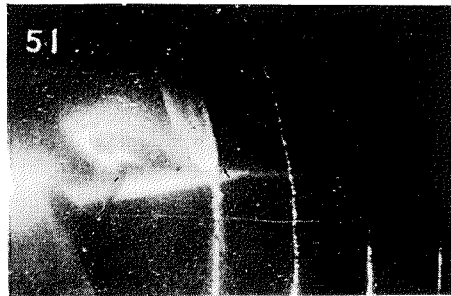
$v_1 = 0.649$



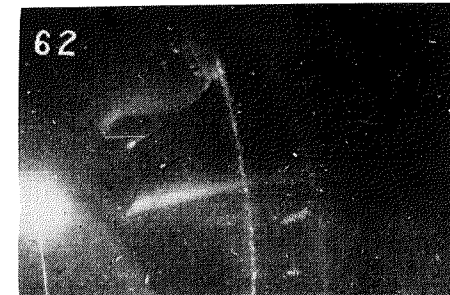
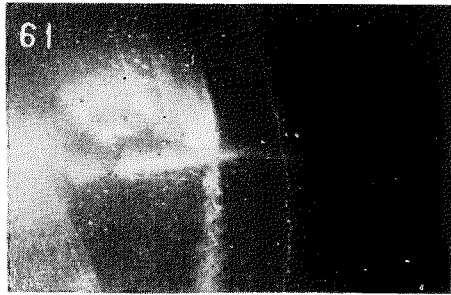
$v_1 = 0.605$



$v_1 = 0.576$



$v_1 = 0.544$

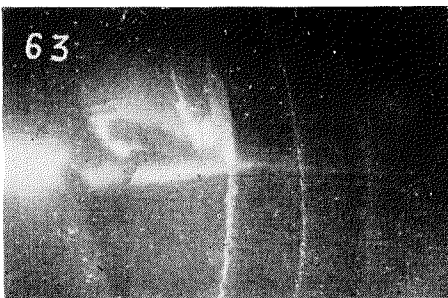
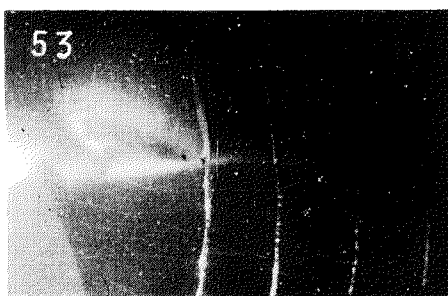
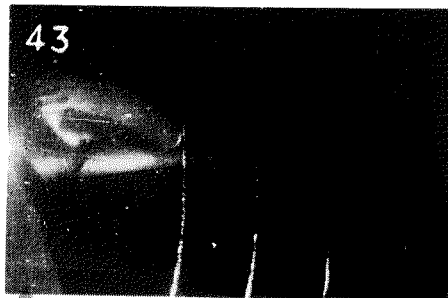


断面 運研型エーロフオイル

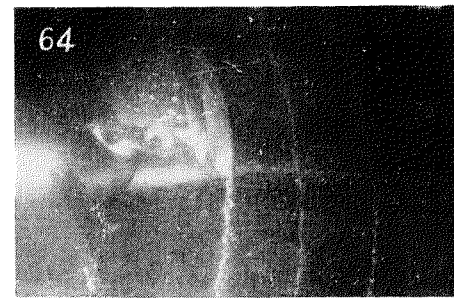
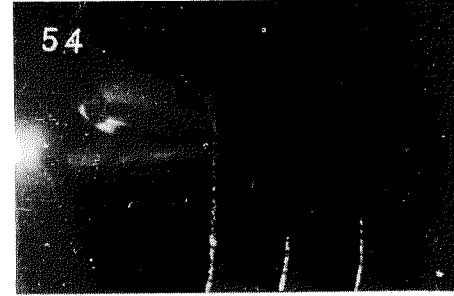
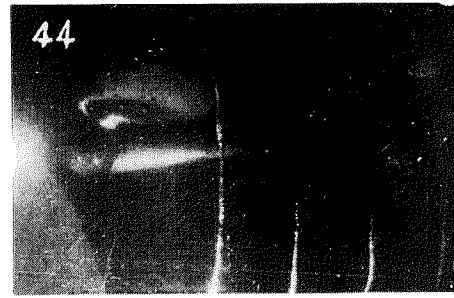
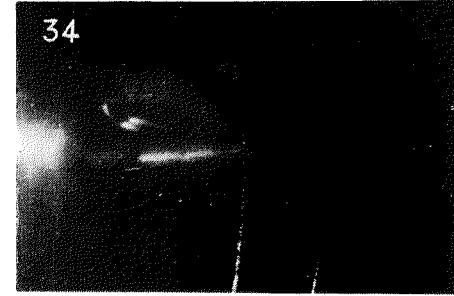
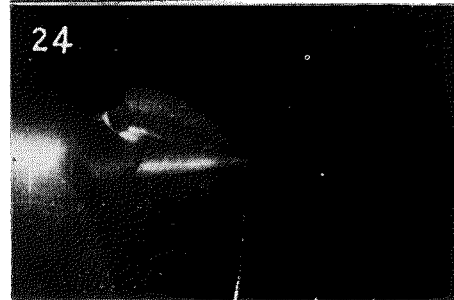
改運研型エーロフオイル

第3・3・19 図(a) 均一流に於ける空洞

Blade No. 3



Blade No. 4



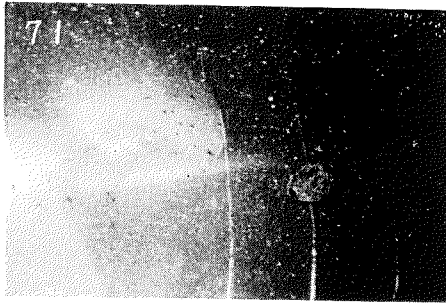
トルースト型エーロフオイル

円弧型

発生状況 (M.P. No. 1106, $\sigma = 5$)

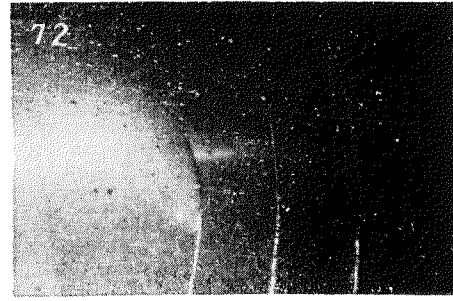
Blade No. 1

$\sigma = 3.0$
 $v_1 = 0.708$



断面 運研型エーロフオイル

Blade No. 2



改運研型エーロフオイル

Blade No. 3



トルースト型エーロフオイル

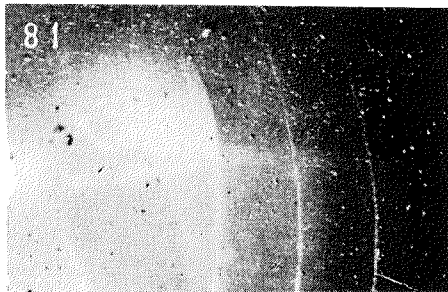
Blade No. 4



円弧型

Blade No. 1

$\sigma = 3.0$
 $v_1 = 0.628$



断面 運研型エーロフオイル

Blade No. 2



改運研型エーロフオイル

Blade No. 3



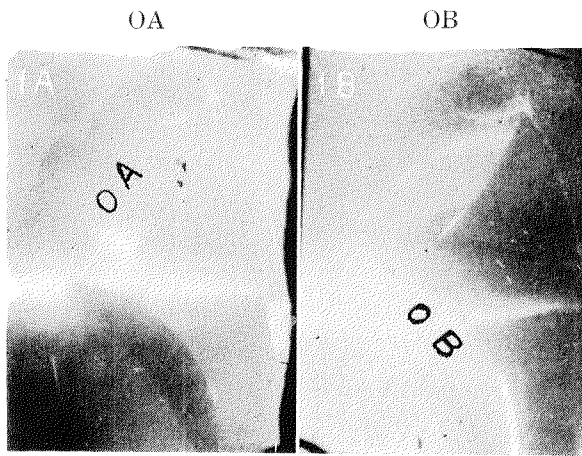
トルースト型エーロフオイル

Blade No. 4

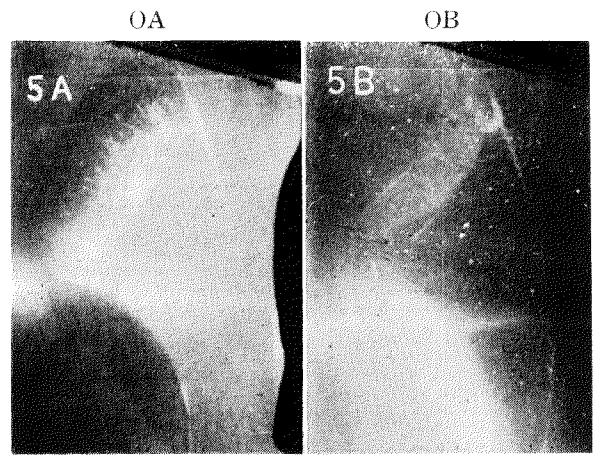


円弧型

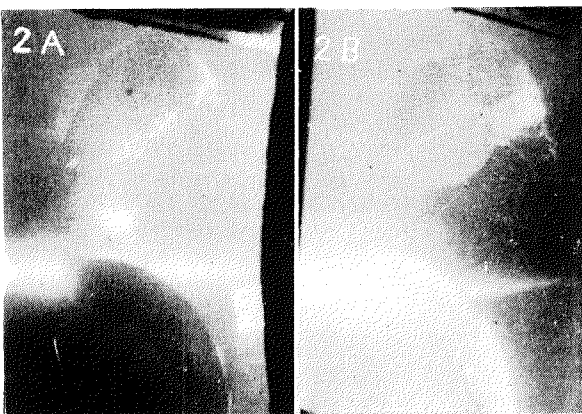
第 3・3・19 図 (b) 均一流に於ける空洞発生状況 (M.P. No.1106, $\sigma = 3.0$)



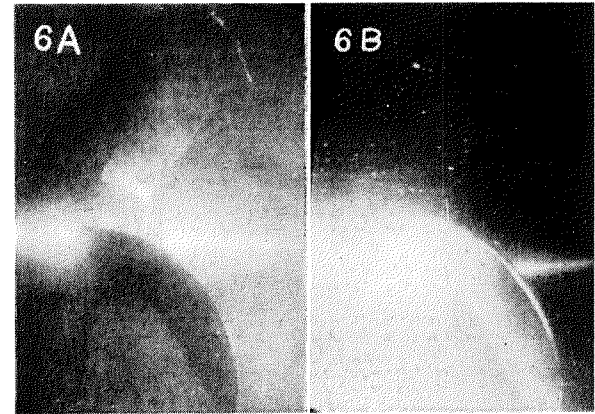
M.P. No. 1101 $\sigma = 5.0$ $v_1 = 0.605$



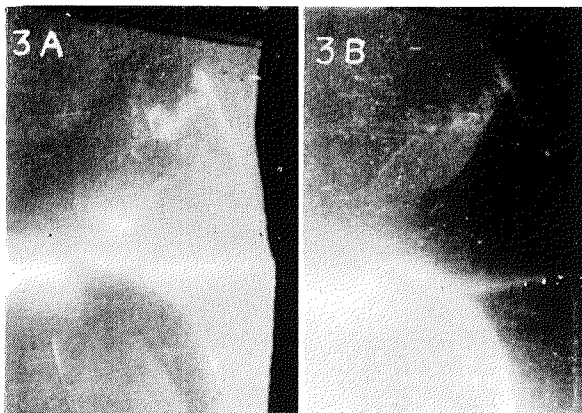
M.P. No. 1104 $\sigma = 5.0$ $v_1 = 0.517$



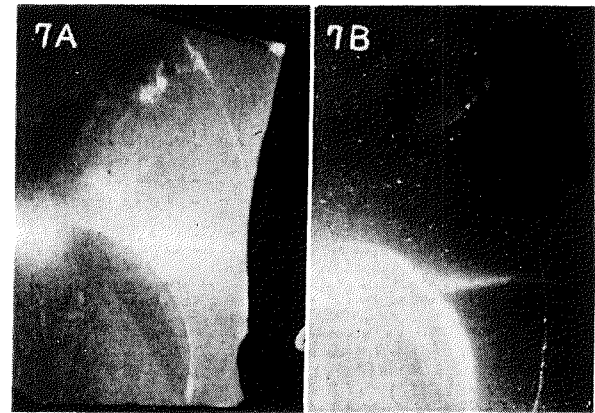
M.P. No. 1101 $\sigma = 5.0$ $v_1 = 0.539$



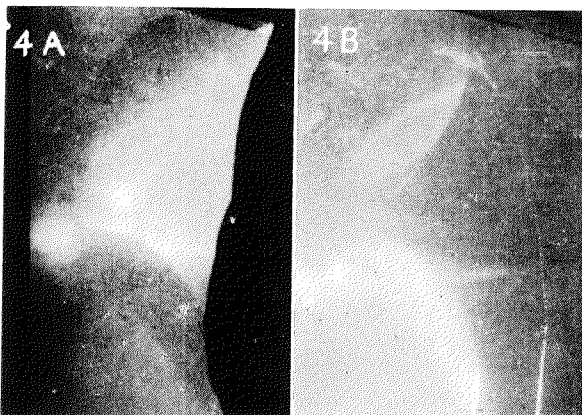
M.P. No. 1105 $\sigma = 5.0$ $v_1 = 0.684$



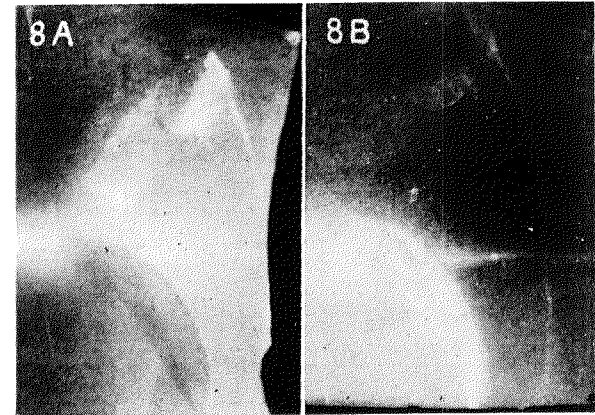
M.P. No. 1102 $\sigma = 5.0$ $v_1 = 0.533$



M.P. No. 1105 $\sigma = 5.0$ $v_1 = 0.597$



M.P. No. 1104 $\sigma = 5.0$ $v_1 = 0.581$



M.P. No. 1105 $\sigma = 5.0$ $v_1 = 0.569$

第 3・3・20 図 不均一流に於ける空洞発生状況

3・4 実験艇による海上実験

3・4・1 概要

実船に於ける推進器の空洞現象を調べるために、水産庁漁船研究室所属の実験艇を利用して海上実験を行った。本船は和洋折衷型船型の漁船の大型模型といった意味で計画されたもので、海上実験に備えてトルク及び推力を測るための専用動力計を装備してあるが、更に今回の実験のために、推進器付近の船底に観測用の覗き窓を設けた。当初の計画としては展開面積比の異なるもの4種、翼断面形状の異なるもの2種の推進器をそれぞれ装備した場合に就いて実験する予定であつたが、実際に試験を進めてみると、実験艇の馬力が小にすぎて速力も低いので、展開面積比を思い切つて小さくした場合でも、通常の航行状態ではほとんど空洞現象の発生を認め難い。やむを得ず大きな網を曳航して極端な高失脚状態の試験を行ったところ、展開面積の小さいもので漸く部分的な空洞現象の発生をみることが出来たが、これも推進性能曲線に影響を与えるとは認め難い程度のものであつた。結局、この種の海上実験で推進性能に明瞭な差異を認め得るほどの空洞現象を生ぜしめるには、もつと高速大馬力の船に就いて実験を行う必要があると考えられたので、当初に計画した翼断面形状の実験は中止し、とりあえずこれまでに得られた結果の概要を報告することにする。

3・4・2 実験方法

使用した実験艇「ちどり」の要目は下のとおりであつて、その線図及び一般配置図を第3・4・1図及び3・4・2図に示す。

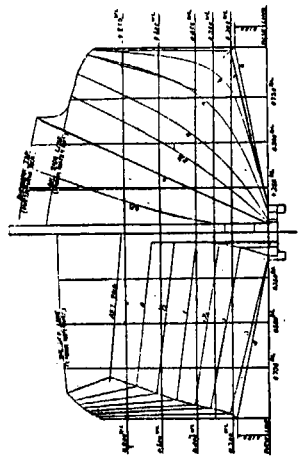
船体：長さ	9.00米	総 屯 数	3.67屯
巾	2.00米	排 水 量	4.73トン
深さ	0.90米	最高速力	8節
機関：ディーゼル	16馬力	900回転毎分	

本船の艙部図示の位置の船底艙材面側に各250mm×350mmの窓2個を設けて、海中に於ける推進器の状況を観測できるようにした。窓硝子は厚さ25mmのアクリル樹脂板である。最初は窓の面を船底と同じ高さに作つたが、実際に試験して見ると、艙から船底に沿つて流れる無数の気泡が窓面をかすめて、殆ど推進器の姿を見ることが出来ない。よつて窓の周辺に高さ約50mmの枠を作り、進行方向には水切りを付けて、気泡の流れが窓面を避けるように工夫した。回転中の推進器の状態を観測するには、手持ちの回転円盤式ストロボスコープを用いた。第3・4・4図に艙付近の写真を掲げる。推進器に塗料を塗つて置いて、その剥げ方から作動状態を判定できないかを試みたが、満足な結果を得なかつた。

第3・4・3図に示すのは試験推進器の原型で、現在一般の漁船に最も普通に使われている型のものである。当初の計画ではこれを原型として、展開面積比を0.42, 0.40, 0.38, 0.36の4段階に変化した比較試験を行い、更に翼断面に就いてはエーロフォイル型とオジバル型の比較を試みる予定であつたが、実際に先づ展開面積比0.36のものを作つて試験した結果、明瞭な空洞現象を得るためには展開面積比を更に大巾に減ずる必要があることが判り、展開面積比を一躍0.30にまで落すことにした。第3・4・3図中に鎖線でこれらの輪廓のみを示してあるが、これらの翼断面はオジバルになつて

PRINCIPAL DIMENSIONS.

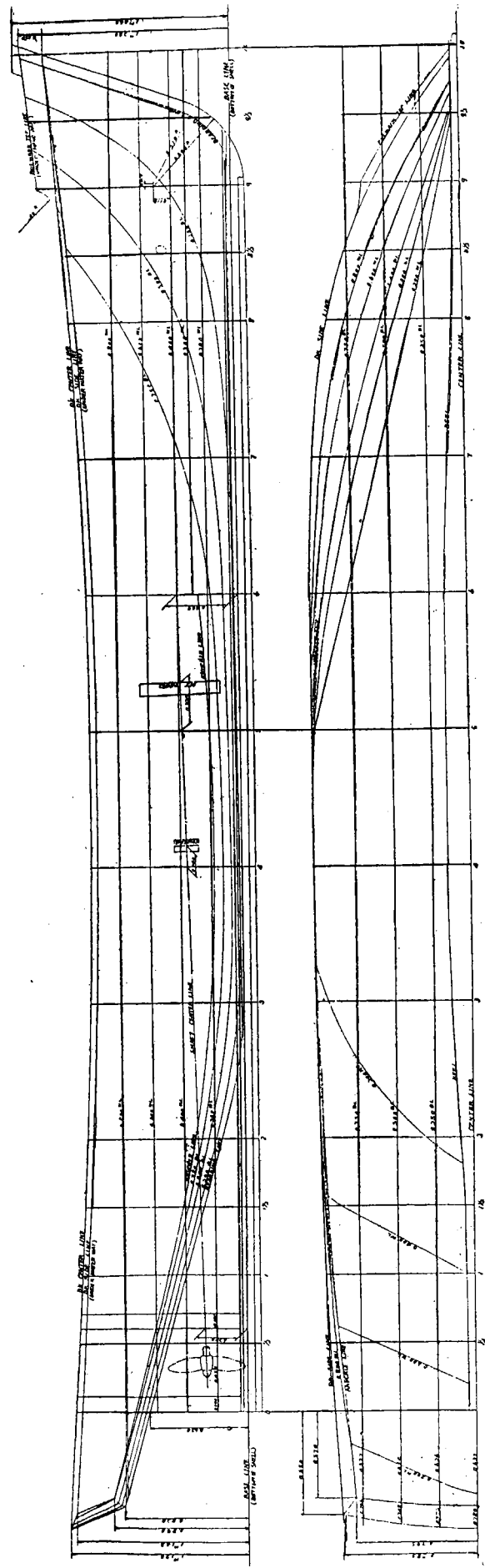
ITEM	DESCRIPTION	VALUE
1	LENGTH	100.00
2	BREADTH	10.00
3	HEIGHT	5.00
4	DEPTH	2.00
5
6
7
8
9
10
11
12
13
14
15
16
17
18
19
20
21
22
23
24
25
26
27
28
29
30
31
32
33
34
35
36
37
38
39
40
41
42
43
44
45
46
47
48
49
50



OFFSETS.

NO.	STATION	OFFSET	...
1	1	0.00	...
2	2	0.10	...
3	3	0.20	...
4	4	0.30	...
5	5	0.40	...
6	6	0.50	...
7	7	0.60	...
8	8	0.70	...
9	9	0.80	...
10	10	0.90	...
11	11	1.00	...
12	12	1.10	...
13	13	1.20	...
14	14	1.30	...
15	15	1.40	...
16	16	1.50	...
17	17	1.60	...
18	18	1.70	...
19	19	1.80	...
20	20	1.90	...
21	21	2.00	...
22	22	2.10	...
23	23	2.20	...
24	24	2.30	...
25	25	2.40	...
26	26	2.50	...
27	27	2.60	...
28	28	2.70	...
29	29	2.80	...
30	30	2.90	...
31	31	3.00	...
32	32	3.10	...
33	33	3.20	...
34	34	3.30	...
35	35	3.40	...
36	36	3.50	...
37	37	3.60	...
38	38	3.70	...
39	39	3.80	...
40	40	3.90	...
41	41	4.00	...
42	42	4.10	...
43	43	4.20	...
44	44	4.30	...
45	45	4.40	...
46	46	4.50	...
47	47	4.60	...
48	48	4.70	...
49	49	4.80	...
50	50	4.90	...
51	51	5.00	...

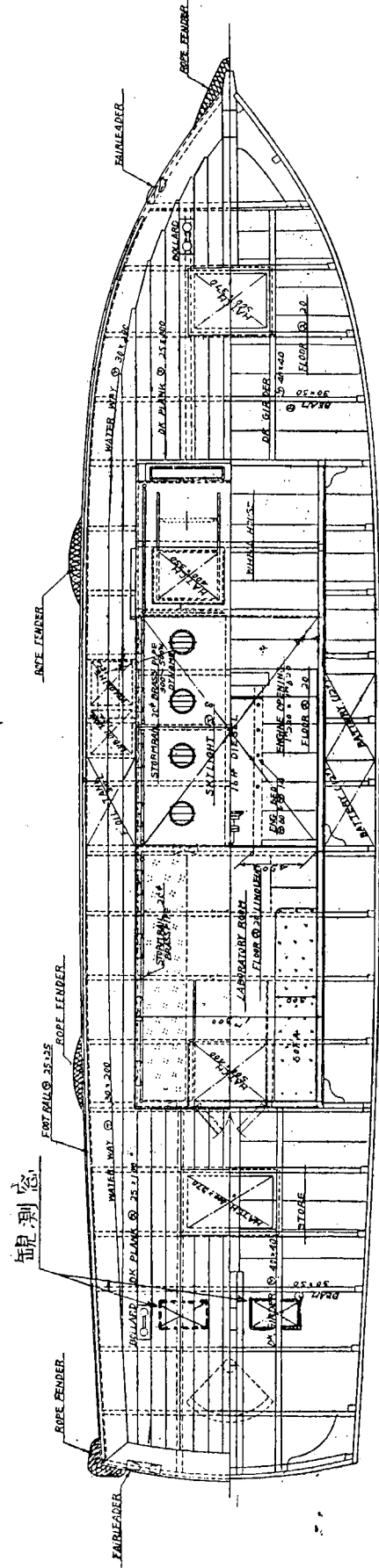
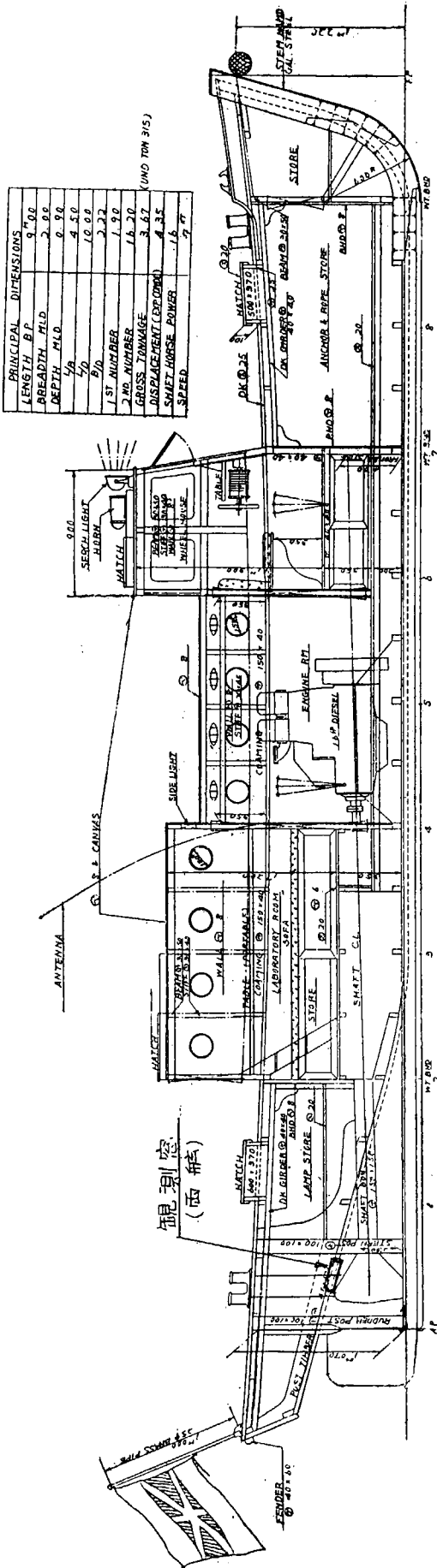
ALL DIMENSIONS IN METRE TO OUTSIDE OF PLANNING.



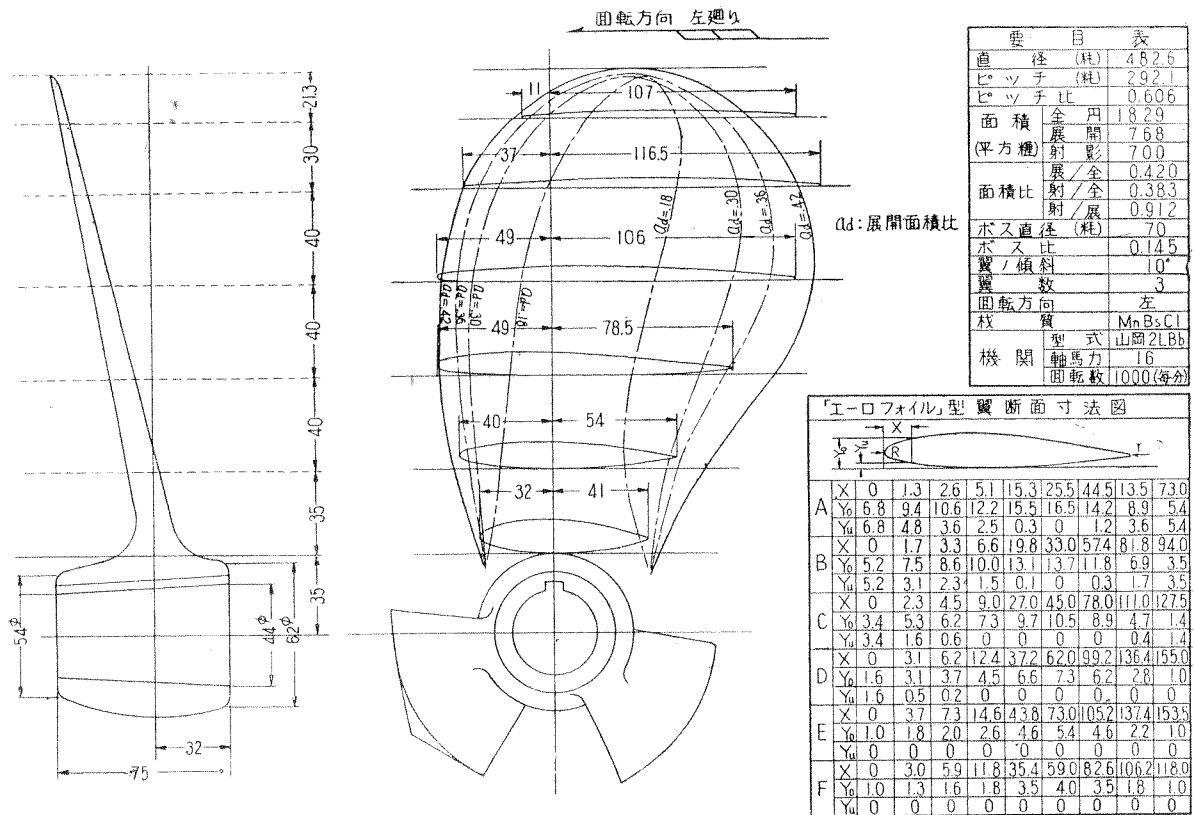
第 3.4.1 图

PRINCIPAL DIMENSIONS	
LENGTH B.P.	9.00
BREADTH MLD	2.00
DEPTH MLD	0.90
1/2	4.50
3/4	10.00
5/8	2.22
1 ST. NUMBER	1.90
2 NO. NUMBER	16.20
GROSS TONNAGE	3.67
DISPLACEMENT (GP. DRUM)	4.35
SAFET HORSE POWER	15.00
SPEED	7.00

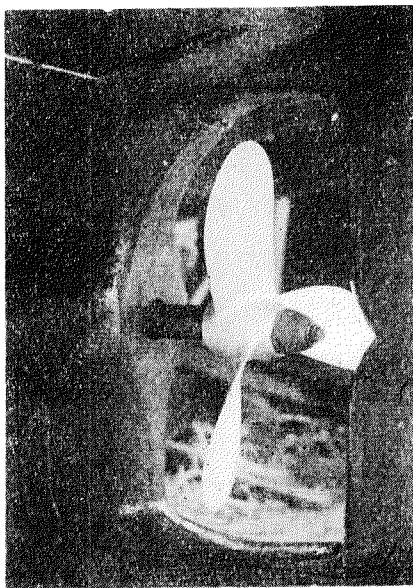
(UND. TON 315)



第 3.4.2 图



第3.4.3図 試験推進器

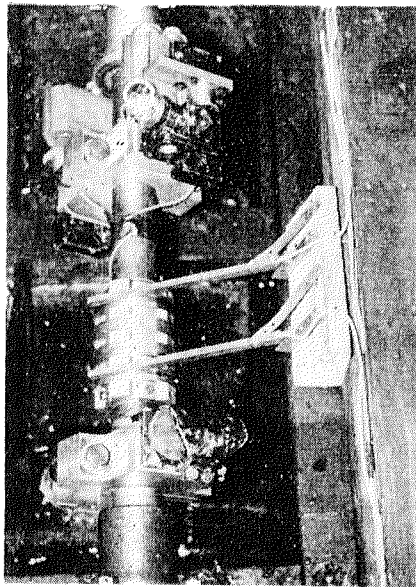


試験推進器及び観測窓

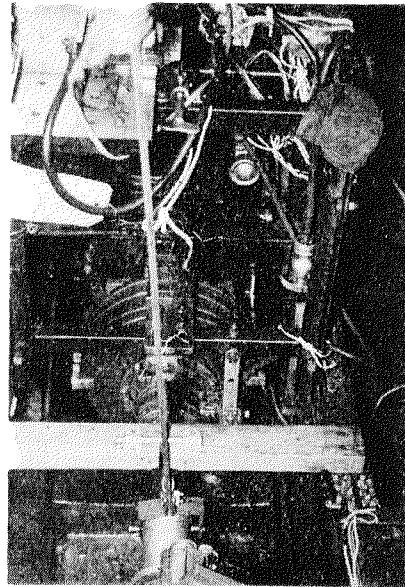


推進器塗料剥落状態

第3.4.4図



2型トーシヨンメーター



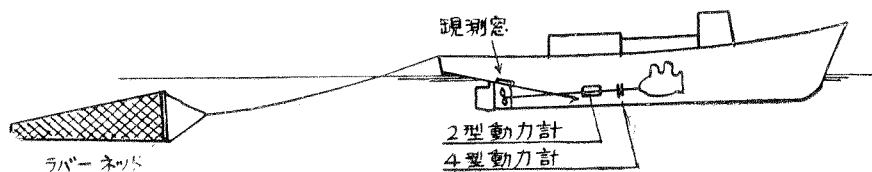
4型トーシヨンメーター

第 3・4・5 図

第3・4・5図に計測に使用した動力計の装備状況を示す。四型動力計と名付けたものはトルク及び推力を機械的に記録するものであり、二型と称するものはトルクのみを光学的に記録する方式である。両者を併用したのは、四型動力計の精度に若干信頼を置き難い点があるので二型によりこれを監視する意味もあつたが、またひとつには光学的記録によつて空洞現象の瞬間的な変動を捕捉したい期待もあつた。残念ながらこの点に関して期待した程のものは得られてない。

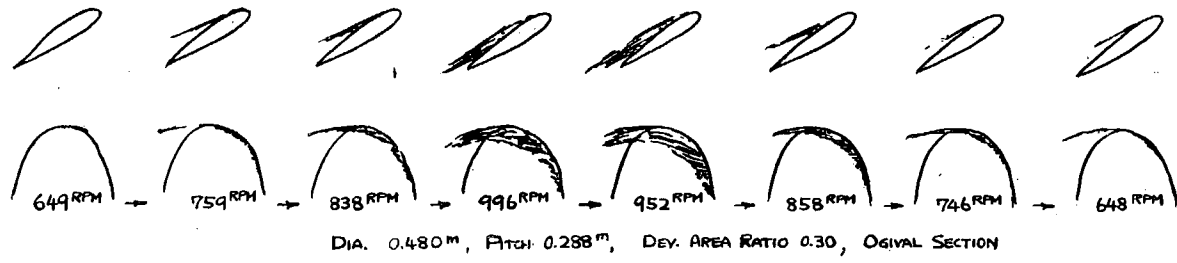
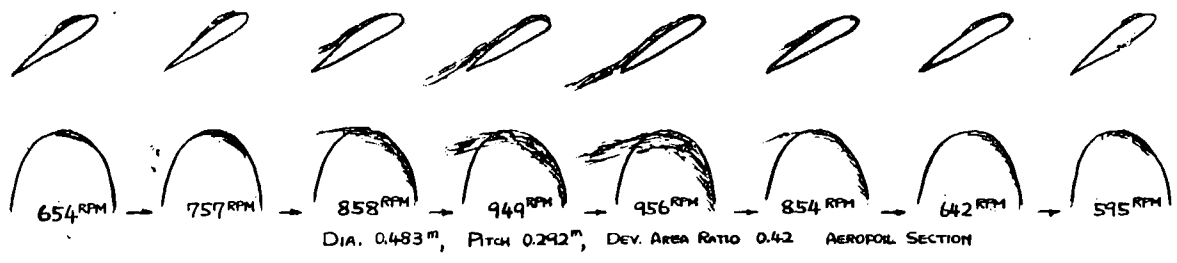
船速の測定には漁船研究室試作の曳航式速度計を使用して船体の対水速度を測つた。本速度計は飛行機様の形状を有し、翼の揚力によつて任意の深さまで潜没し得るので、伴流域外に置いて船体に影響されぬ対水速度を計測し得るものである。

以上により実際に海上実験を行つた結果、実験艇の単独航行状態では、展開面積比 0.30 の推進器の場合でも空洞現象の発生をほとんど認めることができなかつた。よつて小型のシー・アンカーを曳航してみたが、これでもまだ不充分である。そこで第3・4・6図のように更に大型のプランクトン・ネット（網口直径 1.30 米、長さ 4.2 米の漏斗型）を曳航して、推進器の失脚を極端に高めたところ漸くある程度までの空洞発生を確認することができた。結局、推進器の作動状態としては極めて異常な場合に就いての空洞実験となつた訳であるが、主機の馬力及び回転数が小さすぎたのでやむを得ない。



第 3・4・6 図 実験艇による実物推進器の空洞試験要領

空洞の発生状況を撮影するために種々試みたが、海水の濁りが甚しく、遂に成功しなかつたので、ここにはストロボスコープで覗いて写生した見取図を掲げることにする。(第3・4・7図)



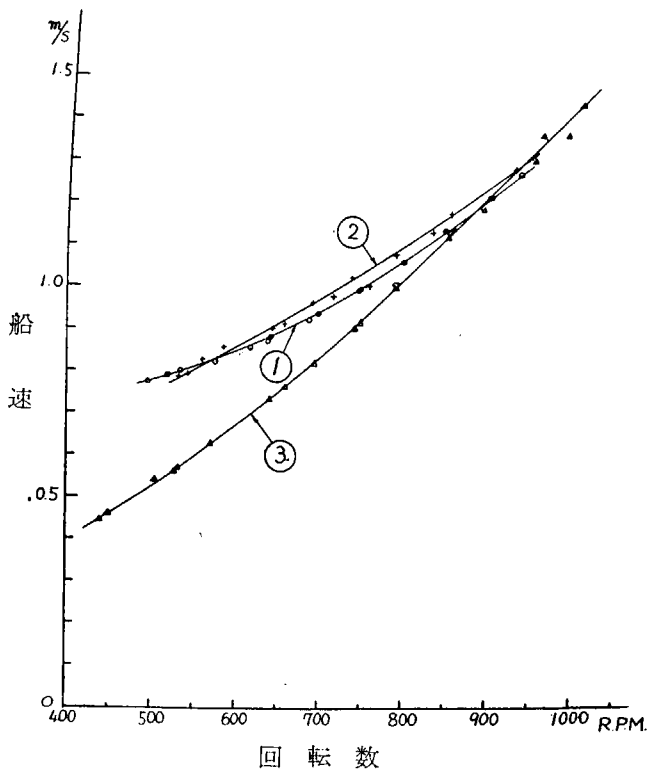
第 3・4・7 図 空洞の発生状況

3・4・3 実験結果

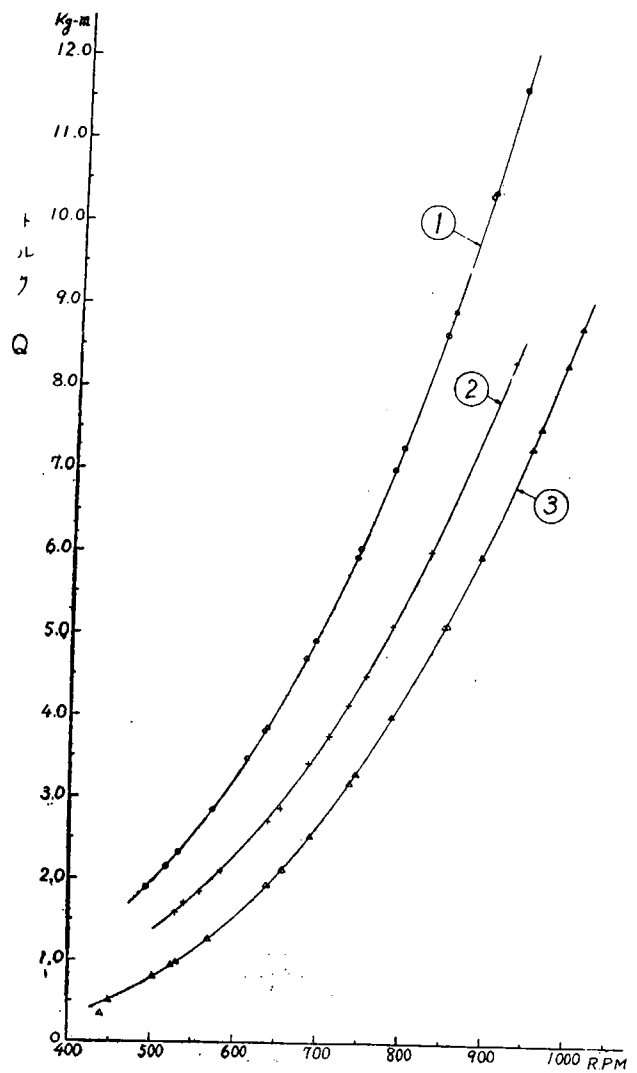
準備に手間どつたため、実験は折悪しく海上状態の余り良好でない時期に強行せざるを得なくなつて、計測結果の綺麗に揃つた好条件のものが少いが、ここには第3・4・1表の3例に就いて述べることにする。即ち①は展開面積比 0.42 の場合、②は 0.36、③は 0.30 の場合の実験である。本例とても海面条件は必ずしも満足なものでなく、ほぼ平水に近いのは①の場合のみで、②の場合の如きは予定の都合上、風速 8 米/秒にも達する悪条件の下で計測を強行している。当然の結果としてその測定値は相当なばらつきを示し、試運転成績の標準解析法による修正を行つても、なお風浪の影響

第 3・4・1 表

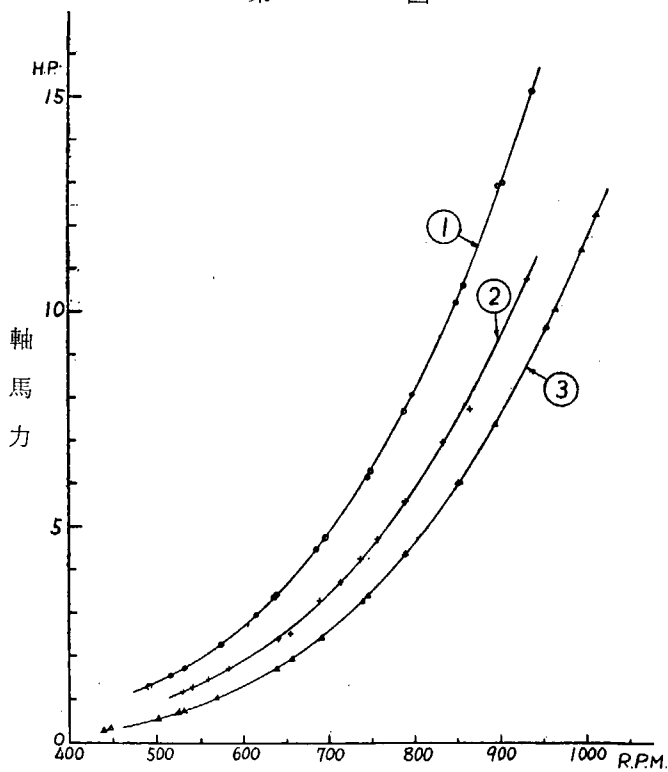
実 験 番 号		①	②	③
試 験 推 進 器	直 径 (m)	0.483	0.480	0.480
	ピ ッ チ (m)	0.292	0.288	0.288
	ピ ッ チ 比	0.606	0.60	0.60
	展 開 面 積 (cm ²)	768	651	543
	展 開 面 積 比	0.42	0.36	0.30
	ポ ス 比	0.166	0.146	0.167
	中 心 翼 厚 比	0.0394	0.042	0.042
	翼 型	aerofoil	ogival	ogival
	翼 傾 斜	10°	10°	10°
	翼 数	3	3	3
試 験 状 態	回 転 方 向	左	左	左
	材 質	Mn Bs C 1	Mn Bs C 1	Mn Bs C 1
	海 水 温 度 (°C)	7.0	6.5	6.0
	海 水 比 重	1.023	1.023	1.023
	気 圧 (mmHg)	767	766	767
	海 上 状 態	微風平穩	風波強し	風波稍々あり
推 進 器 軸 深 度 (m)	0.45	0.45	0.45	



回 転 数
第 3・4・8 図



回 転 数
第 3・4・9 図



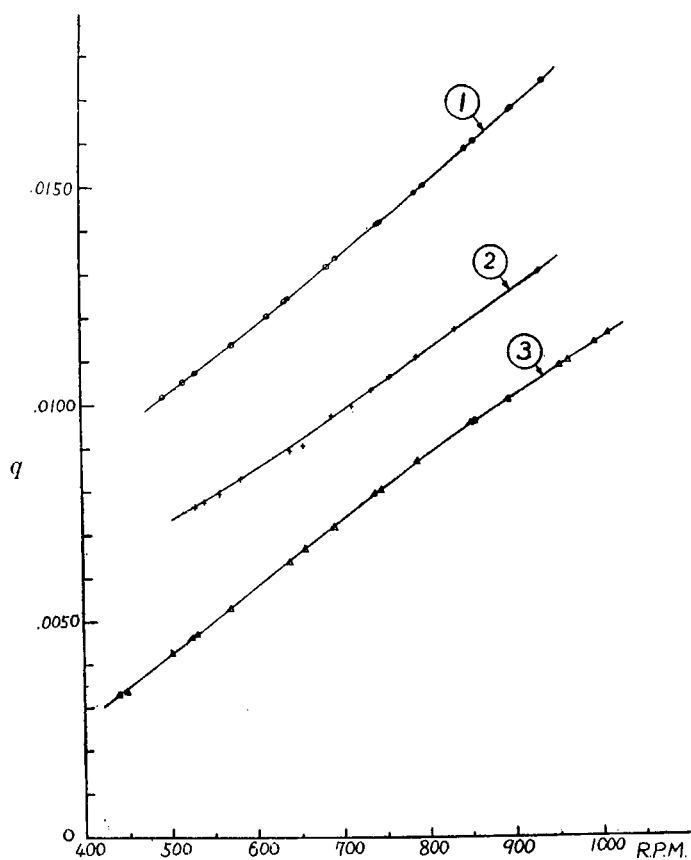
回 転 数
第 3・4・10 図

今回は一応この数値は採用しないことにした。第3・4・8図の回転数対船速の関係にみる如く、②の場合に就いては明らかに風浪の影響が修正され了せていないようであるが、トルクとの関係にはこの影響は余りはつきり現れていない。

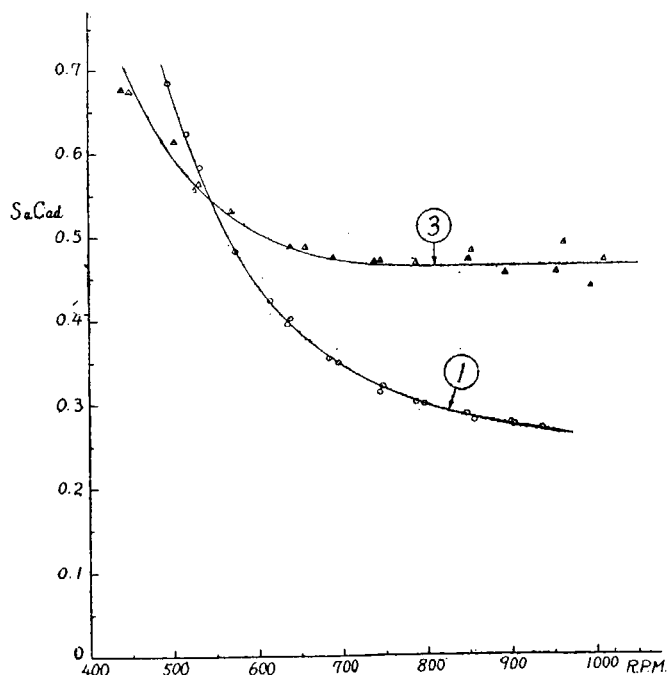
実験の際に観測された空洞現象の発生状況は第3・4・7図のスケッチにみるとおりであつて、展開

面積比 0.42 の場合は最高回転に於いても僅かに翼尖端付近のみに空洞の発生を認め得る程度にとどまっているが、展開面積比 0.30 の場合になると空洞発生領域がかなり拡つていくことが判る。しかしながら第 3・4・9~3・4・11 図にみる如く、この程度の空洞はトルクの測定値に殆ど影響を与えていないようである。直接の測定値をそのまま点置した曲線では、空洞現象の影響を若干示唆するが如き傾向もみえるように思えたが、風等の修正を施した結果は本図に現れたとおりであつて、この程度の空洞現象では推進性能に変化を与えるほどのものでなかつたと判断するのが妥当であろう。結局このような海上実験に於いて、空洞現象による推進性能の低下をもつと明瞭に認知し得るためには、もつと空洞現象が進行していなければ駄目なようであつて、それには今回の実験艇よりも更に大馬力高速の船に就いて実験する必要があると考える。

上述の如く本実験の範囲内では、推進器の性能に殆ど影響しない程度の軽微な空洞現象の発生を見るにとどまつたが、推進器の作動状態としてはむしろ変則的な高失脚の下で実験が行われているので、この結果を直ちに空洞係数に於いても著しい懸隔のある空洞水槽の模型試験結果と対比することには多くの難点があろう。よつてここには第 3・2 節に述べた Schaffran の判定法による検討を行うのみに止めたい。結果は第 3・4・12 図に示すとおりであつて、第 3・2 節に述べたような異常な上反屈曲は認められないが、第 3・4・7 図の空洞発生状況と対比すると上反へ移行する傾向が現れているようにもみえる。ただ何分にも回転数に対する速度の変化範囲が狭いので、これだけで判断するのは早計であろう。なお C_{ad} の船速は便宜上 米/秒



回転数
第 3・4・11 図



回転数
第 3・4・12 図

なお C_{ad} の船速は便宜上 米/秒

値を使用し、 $S_a C_{ad}$ を船速の代りに回転数に対し点置したが、上記の傾向は対船速の場合でも変わらない。

3・4・4 結 言

長さ 9.00 米の実験艇に直径 480 耗の推進器を装備して海上実験を行い、空洞現象を観測するとともにトルク等の変化を測定した。使用した実験艇が低馬力にすぎたために、単独航行の状態では空洞現象の発生を認め得なかつたので、網を曳航して極端な高失脚の状態を作り、漸く局部的な空洞の発生をみる事が出来たが、この程度の空洞ではトルクへの影響など殆ど認められない。推進性能に明瞭な影響を及ぼす程の空洞現象を得るためには、もつと大馬力高速力の実験艇による海上実験を行う必要がある。

第 4 章 推進器材質に関する研究

前章までに推進器損傷の実例、翼型による実験、解析、推進器に関する諸応力の問題などについて検討したが本章では推進器の材質について記述する。

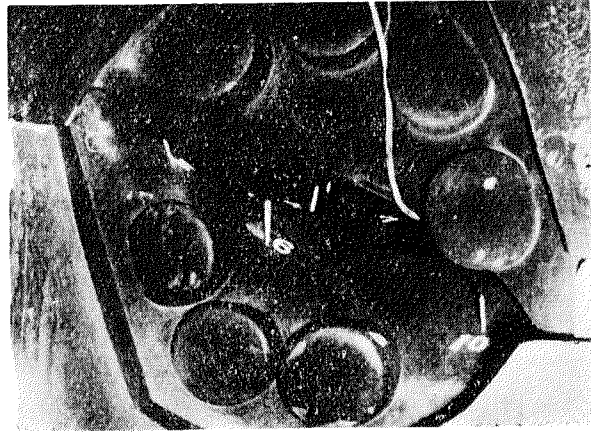
従来大型船用推進器として最も多く使用されてきた合金としては先ず高力黄銅合金が上げられる。この合金は Cu, Zn, Mn を始め Fe, Al, Sn, Ni など多くの元素から構成される多元系合金である。これらの添加元素の量は旧海軍規格（第 4・1 表）を始めとし、各造船所規定成分など、その目的により各々異なつた配合方法があり、最近定められた J. I. S. 規格でも第 4・1 表に示すように Cu 元素のみを提示し、他の添加元素についてはその総量を決定しているのみで個々の元素については定められていない状態である。

第 4・1 表 高力黄銅規格

種 類	記 号	化 学 成 分							引 張 試 験		用 途
		Cu	Zn	Mn	Al	Fe	Sn	Ni	引張強さ kg/mm ²	伸び %	
旧海軍規格		残 部	40 ± 2	5.0 ± 1.0	0.7 ± 0.3	<2.0	—	—	—	—	—
高力黄銅 鑄物第一種	HBsC 1	52.0~ 59.0	残 部	6.0 以下				44以上	20%	特に強度と耐 蝕性耐水圧性 を必要とする ものに適す。 推進器ならび に船舶用部品	
高力黄銅 鑄物第二種	HBsC 2	51.0~ 57.0	残 部	8.0 以下				52以上	15以上		

今大型船用推進器用合金として要求される要素について考えると次のようなものとなる。

- (1) 強度の高いもの、すなわち引張り強さ、伸び率が大きいのは勿論のこと、疲労限、衝撃値の高い合金。
- (2) 海水中において電気化学的、物理的腐蝕に対し、十分耐えるもの。すなわち脱亜鉛、応力腐蝕、潰蝕などの現象の起らない合金。
- (3) 永久変型の少い合金。
- (4) 鑄造性が良好な合金。
- (5) 製造コストが低廉な合金。



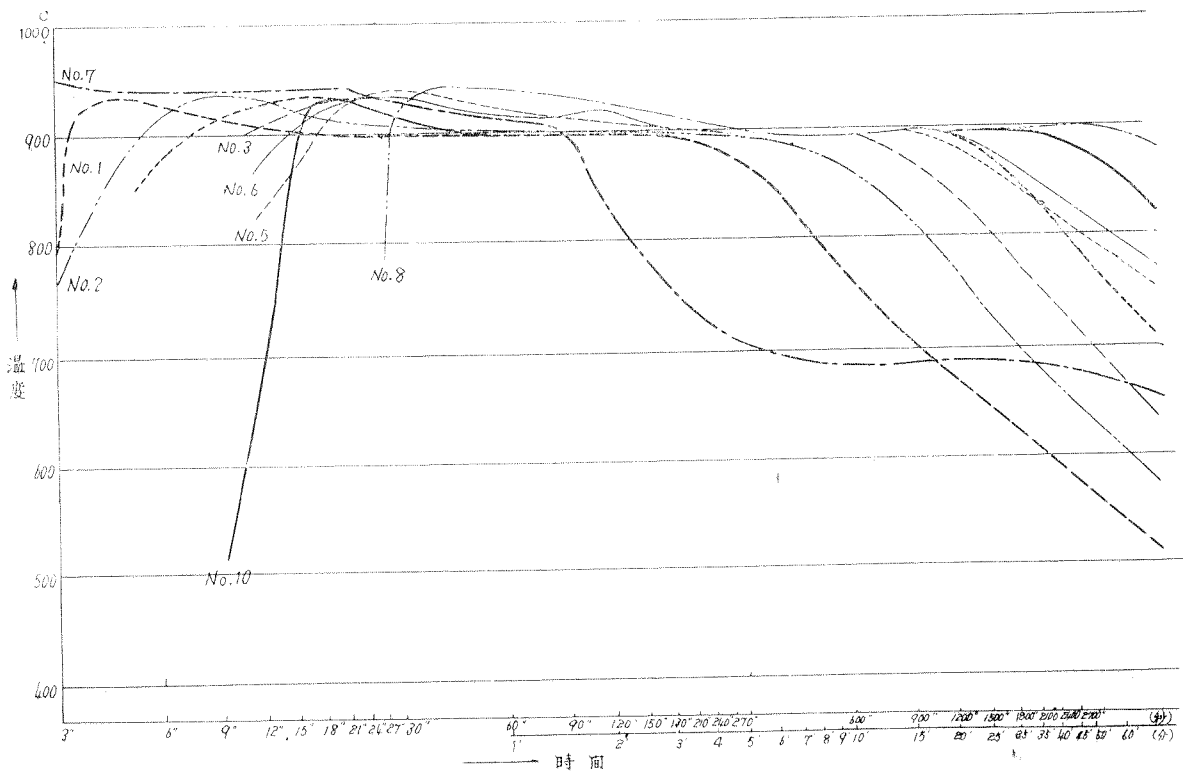
第 4・2 図 熱電対の設置状態

の鑄型空間部に露出する部分は第 4・2 図に示すように、外径 1.5 mm の石英細管で保護絶縁をした。

このように熱電対を設置し、熱電温度計と電磁オシログラフの 2 つの装置を併用して冷却速度の測定を行つている。

b) 冷却速度の測定結果

以上の実験方法に従い溶湯鑄込から 30 分間はオシログラフのロングレコーディングカメラで高温における急速な温度変化を撮影し、その後は熱電温度計により温度降下状態を測定している。



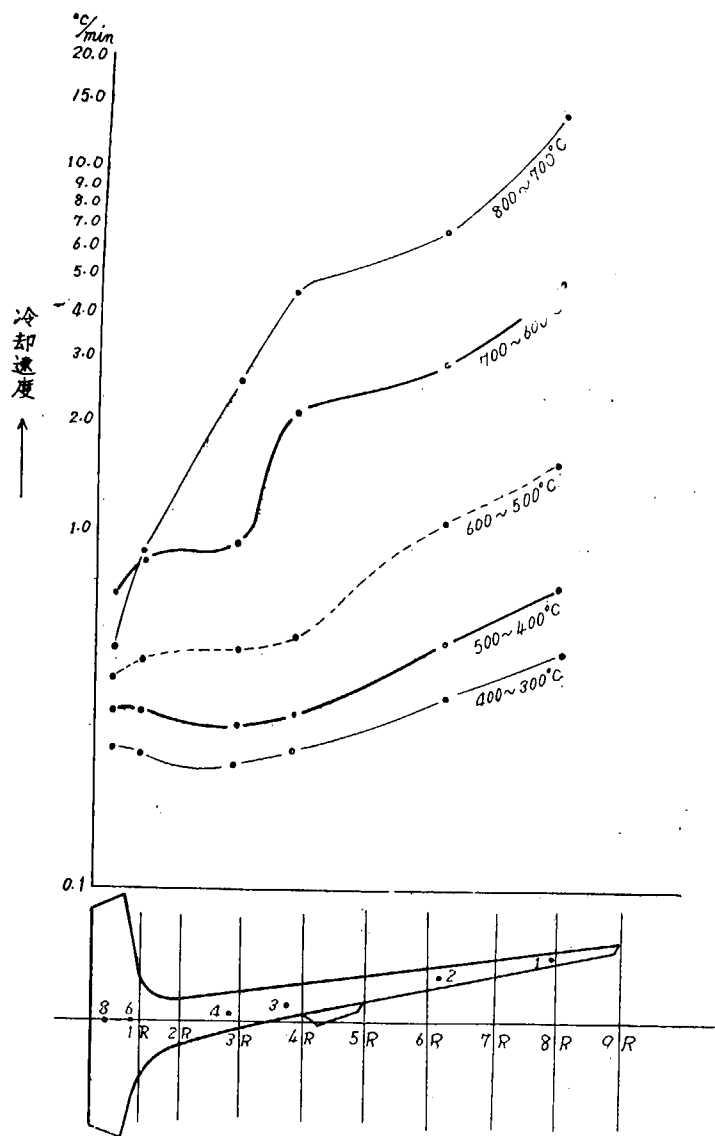
第 4・3 図

第 4・3 図は上述の温度冷却状態を測定した実験結果のうち高温における急速な冷却の範囲のみを示したものである。図中測定位置 No. 7 が他の曲線と異つた状態を示すのは翼本体に取り付けられた試験用金型内部のためである。

第 4・4 図は測定位置の主要部分の温度降下を 100°C ごとに冷却速度で表わしたものである。これで注目される点は 700°~600°C, 600°~500°C の各 100°C 間で測定点 No. 4, No. 3 が非常に大きな冷却速度曲線の変化を起し、400°~300°C の低温に至つては測定点 No. 4 と測定点 No. 6 中間付近が翼肉厚の大きい翼取り付け部分より却つて冷却速度が小さくなつてきていることである。

c) 翼内各部の金属組織と機械的性質について

本実験に用いた高力黄銅は第 4・3 表に示す組成成分の材質であり、溶解最高温度は 1100°C、鋳込温度は 970°C で行つている。



第 4・4 図 実用大型推進器翼鋳造時の翼内各部の温度冷却状態

第 4・3 表 実験用大型推進器の組成成分 (百分率)

Cu	Zn	Mn	Sn	Fe	Al	Ni
57.51	37.93	2.38	0.46	0.88	0.68	0.12

冷却速度を測定した後、この翼を寸断し、各部から試験片を採取して引張り試験および顕微鏡組織試験を行つた。その結果を第 4・4 表、第 4・5 図に示す。

第 4・4 表 翼内各部の機械的性質

測定位置	1	2	3	4	8
引張り強さ (kg/mm ²)	46.8	46.0	46.0	45.6	41.6
伸び (%)	26.0	24.3	23.2	22.4	19.4
かたさ (HB)	111	107	105	101	95



測定点 8 の部

同 4 の部

同 3 の部

同 2 の部

同 1 の部

第 4・5 図 翼内各部の金属組織

×100

第 4・4 表 第 4・5 図から明らかな如く、この高力黄銅は $\alpha+\beta$ 組織のため冷却速度が機械的性質および結晶粒に対し余り大きな影響を示していないが、相対的に冷却速度の遅い部分の結晶粒は粗大化し、機械的性質も劣化している。

2) 試験片の製作に対する注意事項

前述した如く、推進器鋳造の際の温度冷却速度は一般小型鋳物に比較して非常に遅いため実験室で鋳造する小型試験片をそのままの状態を実験に用い、その結果から大型推進器用材質の良否を推定することは洵に危険なことである。従つてその点も考慮して試験片の製作を行うことが肝要である。

II. 高力黄銅の金属組織に及ぼす各元素の影響

高力黄銅は Cu, Zn, Fe, Mn, Al など多くの元素から構成される合金で、普通黄銅の金属組織としてみられる α 相, β 相および $\alpha+\beta$ 相を始めとし、添加元素の種類とその量とにより、 γ , ζ , ε 相, その他単体金属相など所謂第 3 相の析出が金属組織中に現れる。高力黄銅の金属組織中にこのような第 3 相が析出すると機械的性質、耐蝕性などの諸性質に大きな影響を与える。特に冷却速度の遅い大型鋳物では結晶粒の生長が発達するのに加え、低温 ($300^{\circ}\sim 400^{\circ}\text{C}$) で特に多く結晶粒界に析出すると相が徐冷脆性の起因になり、かつこれが応力腐蝕を促進し推進器翼折損の原因になるものと認められている。

以上の如く高力黄銅は極めて複雑な合金であるが、この合金に添加される諸元素の影響を先づ金属組織的に検討してみる。この方面に関する研究は過去にも多く発表されているが、記述の便宜上日立造船技術研究所における研究結果を基とし、これに他の成果を織混ぜて述べることにする。

1) 試験片の製作

a) 目標成分

高力黄銅には Cu, Zn 元素の他に多くの元素が添加されているが、日立造船技術研究所における研究ではこれらの添加元素中最も重要なものと考えられる Cu, Zn, Mn, Al の 4 元素について各元素が高力黄銅に如何なる影響を及ぼすかを調査するため次に記すような目標成分の試験片を製作している。

(1) Zn 元素の特性調査用目標成分

母材 Cu: 残, Mn: 1.5%, Al: 1.5% のものに Zn を 25~51% 変化 符号 (Z-1)

(2) Mn 元素の特性調査用目標成分

母材 Cu: 残, Zn: 33%, Al: 0% のものに Mn を 1.5~4.0% 変化 符号 (M-1)

母材 Cu: 残, Zn: 39%, Al: 2.5% のものに Mn を 2.0~5.0% 変化 符号 (M-2)

(3) Al 元素の特性調査用目標成分

母材 Cu: 残, Zn: 38%, Mn: 1.0% のものに Al を 0~5.0% 変化 符号 (A-1)

母材 Cu: 残, Zn: 37%, Mn: 2.5% のものに Al を 2.0~5.0% 変化 符号 (A-2)

母材 Cu: 残, Zn: 28%, Mn: 1.5% のものに Al を 0~5.0% 変化 符号 (A-3)

b) 溶製方法

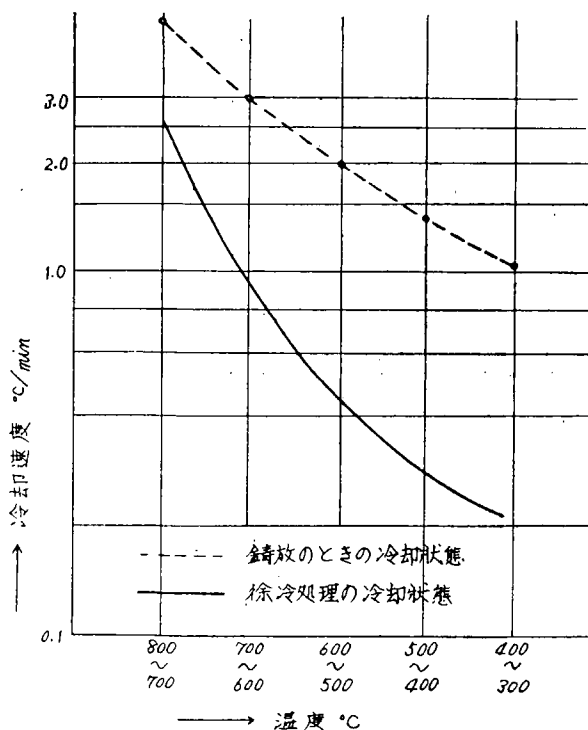
高力黄銅に添加される元素の中で特に Zn は溶融点、沸騰点が他の添加元素に比較して、非常に低く、一定成分の Zn 量を求めることが困難なため、あらかじめ Cu-Zn の 2 元素中間合金を #100 ルツボで溶製し、この中間合金に Cu-Mn 合金 (35% Mn), Al (99.996%) など必要な元素を実験室用溶解炉で添加して、1 溶解 3 kg で試験片を溶製した。なお溶解温度、鑄込温度は添加元素の調節上極力低くし、前者を 950°C (一時 1000°C に上昇)、後者を 900°C とした。

c) 鑄込方法および熱処理

鑄型は内径 33mmφ, 外径 55mmφ, 長さ 300mm の鑄鉄製金型を使用した。この金型をニクロム線管状炉の中に挿入し 700°C まで加熱した上溶湯を鑄込して、そのままの状態自然冷却せしめ急冷するのを防いだ。(第 4・6 図参照)

このようにして鑄造した試験片を 2 分して、一方を更に電気炉で I に前述した通り大型推進器を鑄造した場合の冷却条件に合すべく第 4・6 図に示した大型推進器翼鑄造の際最も徐冷される部分の冷却速度 (前記した実験結果により求む) に従つて徐冷処理を 800°C から施行した。

以上のようにして溶製した試験片の代表的なものを第 4・5 表に示す。



第 4・6 図 徐冷処理曲線

第4.5表 試験片の組成成分(代表的)

試験片 No.	Zn %	母材成分	試験片 No.	Al %	母材成分	
Z-1-1	26.77	Cu: 残 Mn: 1.5% Al: 1.5% Fe: 0.4%	A-1-1	0	Cu: 残 Zn: 38% Mn: 1.0% Fe: 0.2%	
Z-1-2	30.34		A-1-3	1.37		
Z-1-3	35.43		A-1-4	2.12		
Z-1-4	38.24		A-1-5	2.79		
Z-1-5	40.77		A-1-7	4.26		
Z-1-6	42.18		A-1-9	5.17		
Z-1-7	44.81		A-2-2	2.35		Cu: 残 Zn: 37% Mn: 2.5% Fe: 0.4%
Z-1-9	51.09		A-2-3	2.98		
			A-2-4	3.32		
試験片 No.	Mn %	母材成分	A-2-5	3.87	Cu: 残 Zn: 28% Mn: 1.5% Fe: 0.4%	
M-1-3	1.26	Cu: 残 Zn: 38% Al: 0% Fe: 0.4%	A-2-7	5.16		
M-1-4	1.92		A-3-1	0		
M-1-6	2.48		A-3-3	1.00		
M-1-7	3.02		A-3-6	1.86		
M-1-8	3.74		A-3-8	3.41		
M-1-9	4.07		A-3-10	4.53		
M-2-1	2.08		A-3-11	5.40		
M-2-3	3.08					
M-2-5	3.35					
M-2-7	4.12					
M-2-8	4.67					

2) Zn 元素と金属組織

Cu-Zn 2 元素からなる単純な黄銅の金属組織は 37.5% Zn 以下で α 単一相, 37.5~45.5% Zn で $\alpha+\beta$ 相組織, 45.5~50% Zn で β 組織, 50~58.7% Zn で $\beta+\gamma$ 組織を呈する。黄銅の金属組織は以上の如く Zn 元素の添加量によりその組織を変化して行く。高力黄銅 Z-1 試料について Zn 元素の金属組織に及ぼす実験を行つた結果も, 第3元素の添加量が Z-1 試料の程度 (Mn, Al: 各々 1.5%) では Guillet の亜鉛当量に従つて第4.7図に示す如く Cu-Zn 2 元素合金の場合と殆んど同一な組織変化を起している。

* Guillet の亜鉛当量: Cu-Zn 合金に第3元素を添加した場合, その合金の性能が改善されるのは勿論であるが, 同時に濃度変化に伴う α と β の量比が変る。すなわち顕微鏡組織から見る見掛の成分が変つてくる。このように添加元素が黄銅の組織に及ぼす効果を数量的に表したものを亜鉛当量といい, その値は下表の如くなる。

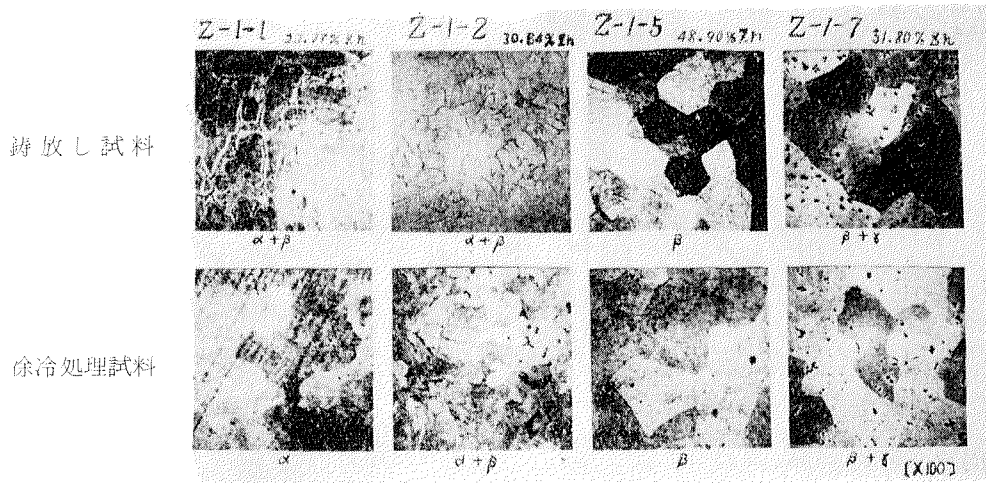
元素名	Si	Al	Sn	Mg	Pb	Cd	Fe	Mn	Ni
亜鉛当量	10.0	6.0	2.0	2.0	1.0	1.0	0.9	0.5	-1.3

この値を次式に代入して亜鉛当量%を求める。

$$\text{亜鉛当量 \%} = 100 - \frac{100 \times \text{Cu}}{100 + q_1(t_1 - 1) + q_2(t_2 - 1) + \dots + q_n(t_n - 1)}$$

ただし Cu: その合金に含有する Cu %, q : 添加元素量 (%), t : 添加元素の亜鉛当量

高力黄銅の組織は前述した如く Zn 量により α 組織から $\alpha+\beta$ 組織, β 組織, さらに $\beta+\gamma$ 組織と変化して行くので結晶粒の生長を簡単に論ずるのは困難であるが, 第 4・7 図からも判るように Zn 元素を添加するに従い結晶粒を大きく生長せしめる傾向がある。特に徐冷処理を施したものは生長度大きい。またその生長率は β 単一相において一層甚しい結果を示す。



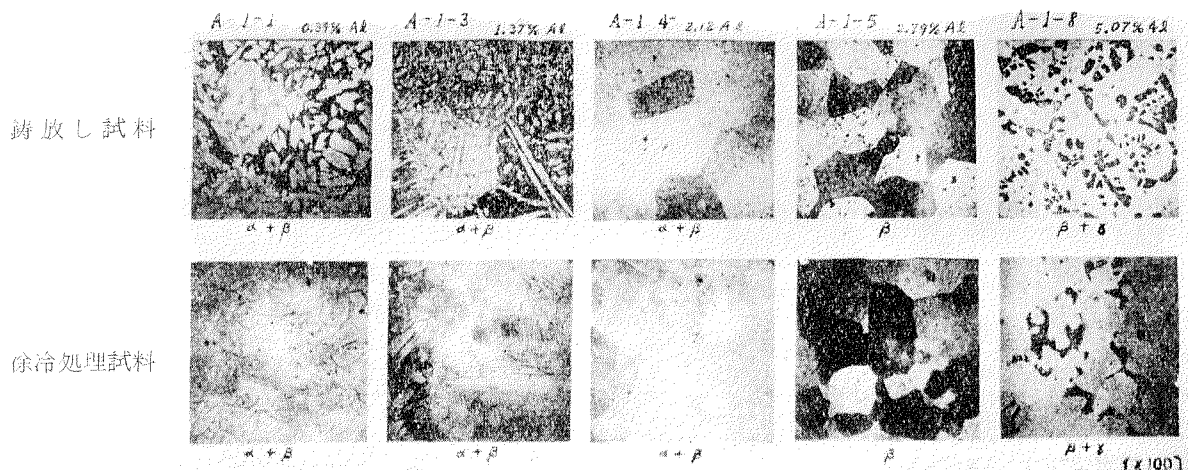
第 4・7 図 Zn 元素による金属組織の変化

2) Al 元素と金属組織

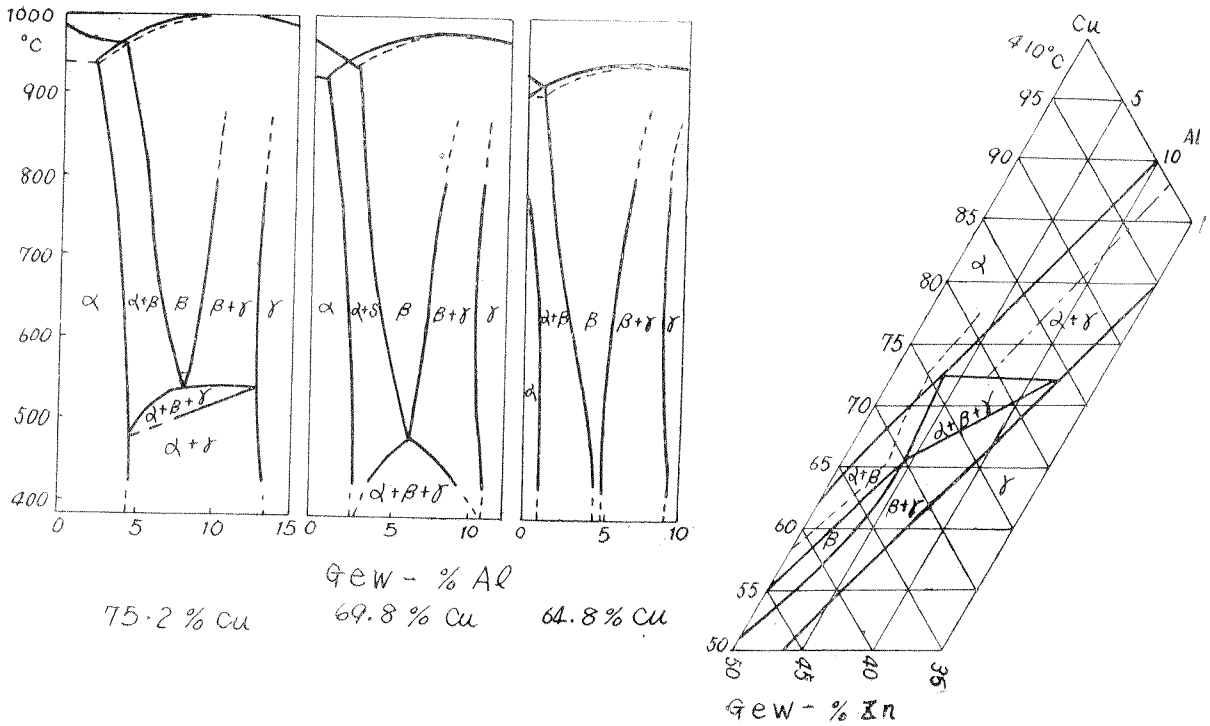
Al 元素が Cu-Zn 系合金に対して, 金属組織的には勿論, 機械的性質にも最も大きな影響を与えることは Al 元素の亜鉛当量が 6 ということからも充分判断できる。

この Al 元素の金属組織に対する特性を調査するため第 4・5 図に示すような A-1 (高亜鉛, 低マンガン), A-2 (高亜鉛, 高マンガン), A-3 (低亜鉛, 中マンガン) 試料を溶製した。次にこれらの試料を用いて行つた実験結果を述べる。

Zn 元素の比較的高い (35% Zn 以上) 試料すなわち A-1, A-2 試料は第 4・8 図に示す如く, 鑄放状態, 徐冷処理状態においても大体亜鉛当量に従つて金属組織を $\alpha \rightarrow \alpha+\beta \rightarrow \beta \rightarrow \beta+\gamma$ と変化してゆき, その結果は機械的性質の上にも明確に表われてくる。しかし Zn 元素量の低い A-3 試料に Al 元素を添加してゆくと, M. Hansen の研究²⁾による第 4・9 図の如く Zn 元素と Al 元素量により金属組織は $\alpha \rightarrow \alpha+\gamma \rightarrow \gamma$ あるいは $\alpha \rightarrow \alpha+\beta \rightarrow \alpha+\beta+\gamma \rightarrow \beta+\gamma \rightarrow \gamma$ と非常に複雑な組



第 4・8 図 Al 元素による金属組織の変化



第 4.9 図 低亜鉛黄銅の金属組織に対する Al の影響

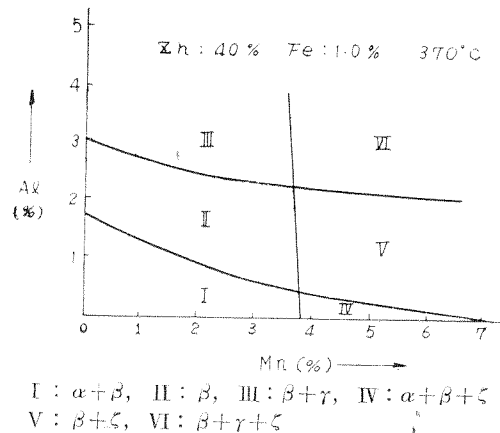
組織変化を示す。これを A-3 試料について検討すると 3.0% Al で、すでに第 4.10 図に見られるように $\alpha+\beta$ 組織の β 相中に多くの γ 相が析出してくる。以上の如く Al 元素による α, β, γ の三相共存領域が非常に広く、かつ温度による変化も大きい。現在一般に使用されている高力黄銅は大体 5% Al 以下、75% Cu 以下のものであり、直接このような領域が問題にはならないが、余り亜鉛元素量を低く保つことは極めて危険であるから注意を要する。

また高マンガンの高力黄銅によく析出を見るに相に Al が如何に影響するかを調査したが、殆んど相の析出に関係のないことが判明した。この点は金田博士も第 4.11 図の如き実験結果をもつて立証している³⁾。

Al 元素は Zn 元素と同様に金属組織を変化することは前にも述べたが、結晶粒の生長に対しては第 4.8 図に示す如く Zn 元素の場合とは全く逆の現象を起し、却つて母材の金属組織を改善してい



第 4.10 図 Al による γ 相の析出



I : $\alpha+\beta$, II : β , III : $\beta+\gamma$, IV : $\alpha+\beta+\zeta$
 V : $\beta+\zeta$, VI : $\beta+\gamma+\zeta$

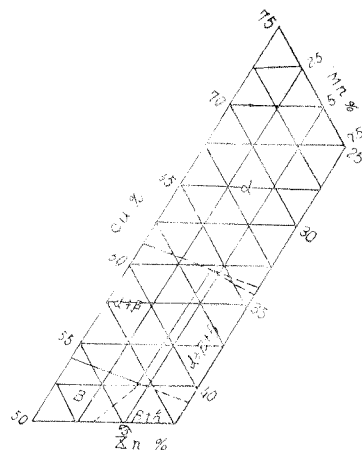
第 4.11 図 Al 元素が γ 相の析出におよぼす影響

る。第 4・8 図の上段は鑄放しの試料、下段は徐冷処理を行つた A-1 試料の金属組織を示したものであるが、同図から明らかな如く徐冷処理による結晶粒の生長も 1.5% Al からはほとんど阻止されている。このような Al 元素の特性は A-2, A-3 試料についても同様に認められる。Al 元素は亜鉛当量が高く、結晶粒の改善に対して逆効果的に考えられるが事實は全く逆であり、結晶粒の生長を大きく阻止する元素の一つであることが判る。

3) Mn 元素と金属組織

Mn 元素は一般に結晶粒の生長および材質の改善に有効な元素といわれ、高力黄銅のことを別名マンガング銅と呼ばれるのもこのためだと思われる。しかも Mn 元素も Al 元素同様に金属組織に対し、複雑な影響を与える元素である。

Cu-Zn-Mn 3 元系の合金においては第 4・12 図に示す状態図から明らかなように約 3.8% Mn まではその金属組織中に第 3 組織 (γ , ζ 相など) の析出を認めず、機械的性質、金属組織の改善に効果があると云われているが、大型船用推進器材として用いられる高力黄銅では Cu-Zn-Mn-Al-Fe などの多元系合金となり、かつ冷却速度も極度に遅くなるため、おのづから第 3 組織の析出も複雑になってくる。このような多元系合金の金属組織に Mn 元素が如何に作用するかを調査した結果を次に述べる。



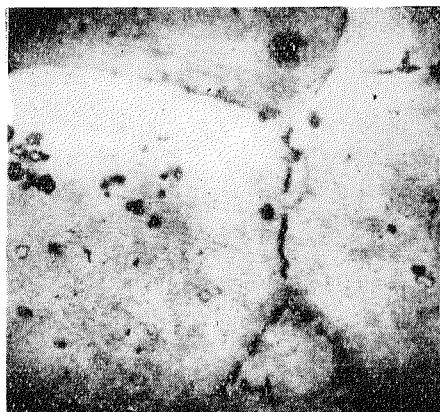
第 4・12 図 Cu-Zn-Mn 状態図

Mn 元素は Al 添加量の少い M-1 試料に対して Mn の少い範囲ではほとんどその特性を示さないが、3.0% Mn 以上添加されると鑄放しのままの状態でも金属組織を非常に良く改善している。(第 4・14 図参照) しかし徐冷処理を行つた試料ではこのような傾向がないばかりでなく、3.5% Mn 以上になると第 4・13 図に示す如く鑄放し試料には見られなかつた ζ 相が $\alpha + \beta$ 組織の β 組織中に微細ではあるが数多く析出してくる。次に 39% Zn, 2.5% Al を含有する M-2 試料 (徐冷処理) に対する Mn 元素の影響は 3.0% Mn を越すと ζ 相が結晶粒内に析出し始め、4.0% に至ると第 4・13 図の如く結晶粒界にも連続的に析出してくる。

また結晶粒の生長に対する Mn 元素の特性は本実験結果からも判るように割合冷却速度の早い中

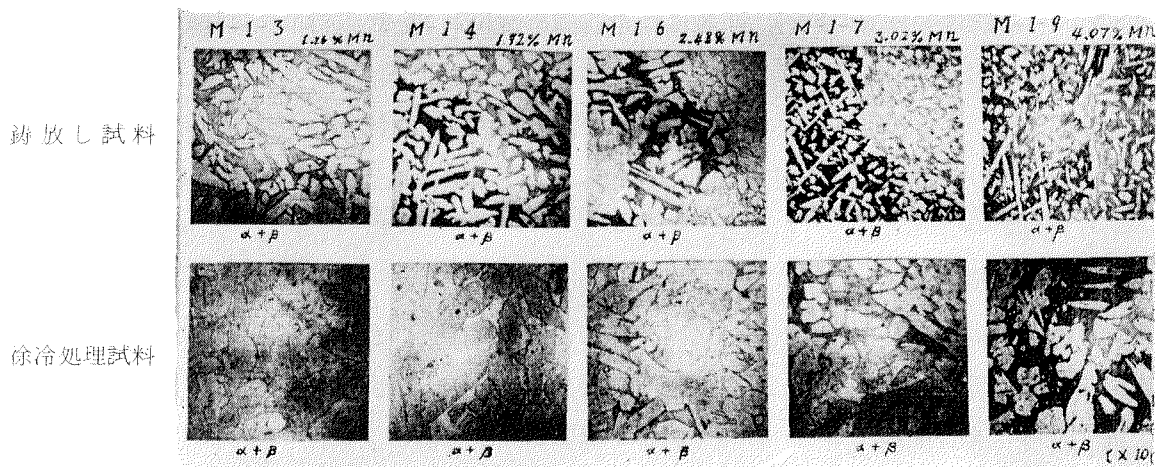


M-1-8 ($\alpha + \beta + \zeta$) ×500



M-3-7 ($\beta + \zeta$) ×500

第 4・13 図 ζ 相の析出状態



第4・14図 Mn元素による金属組織の変化

型以下の高力黄銅鑄物の場合は結晶粒の生長に極めて有効に働くが大型推進器翼の如き大型鑄物においてはほとんどその特性が認められない。第4・14図はAl元素の添加量が少ないM-1試料についてMn元素の影響を調査した実験結果であるが、この顕微鏡写真に示したごとく鑄放しのままのものは(上段)2.5%Mn位から結晶粒は非常に微細になり、金属組織的にも理想に近いものになる。しかし同一試料について徐冷処理を施すと(第4・14図下段)4.0%Mnのものも1.26%Mnしか添加しない低Mnのものも結晶粒の調質に対しては殆ど変化がない。この実験結果からMn元素は冷却速度の遅い大型鑄物に対しては金属組織的にも余り大きな期待を持つことはできない。

4) その他の元素と金属組織

Zn, Al, Mnの諸元素が高力黄銅の金属組織に及ぼす影響については上述したが、これらの諸元素の他に高力黄銅に添加される元素としてFe, Sn, Ni元素などがある。

Fe元素: Fe元素は高力黄銅に対して非常に固溶度が小さく500°C以下では0.1%Feですら鉄の単体結晶が析出し、添加量が多きに過ぎると諸性質を悪化するが結晶粒の調質には極めて有効な元素であり、またMn元素の高い高力黄銅における相の析出を阻止する元素だともいわれている⁴⁾。

Sn元素: Cu-Sn 2元系状態図に関する浜住博士の論文⁵⁾によると常温では殆んど α 組織の領域が認められない。これは長時間焼鈍した場合の平衡状態図であり、一般の鑄物においては約10%Snまでは α 組織を呈する。しかしZnが40%添加された合金に対しては、この領域は非常に狭められHansenは1%Snで第3相が析出すると述べている⁶⁾。高力黄銅合金にはZn元素の他にAl元素の添加もあり、Cu-Zn-Sn系の場合より、 α 組織領域は更に小さくなり、また結晶粒の生長もSn元素により却つて大きくなる傾向を示し、金属組織の上からは高力黄銅に添加する意味は余り認められない。

Ni元素: Ni元素はNM黄銅を始めとし高力黄銅には良く添加される元素であり、金属組織に対してはFe元素のごとく第3相を析出することなく、結晶粒をFe元素と同様に非常に微細化する。Ni元素は0.3%位からその特性を發揮し、0.5%Ni以上を加えてもその改善度は余り大きく期待できない。この特性が表れる原因はNi元素を添加することにより、母材の β 相中に α 相を生じ結晶粒を微細化するものと考えられる。

高力黄銅の組織に対する諸元素の影響は以上の通りであり、結晶粒の微細化論には朝戸博士の包晶

説⁷⁾を始め多くの理論があるが、これらの理論はここでは省略する。また現在小西博士のもとで Ti 元素による結晶粒の微細化の研究が行われているが⁸⁾、これなども新しい傾向を示すものであろう。

III. 高力黄銅の機械的性質に及ぼす各元素の影響

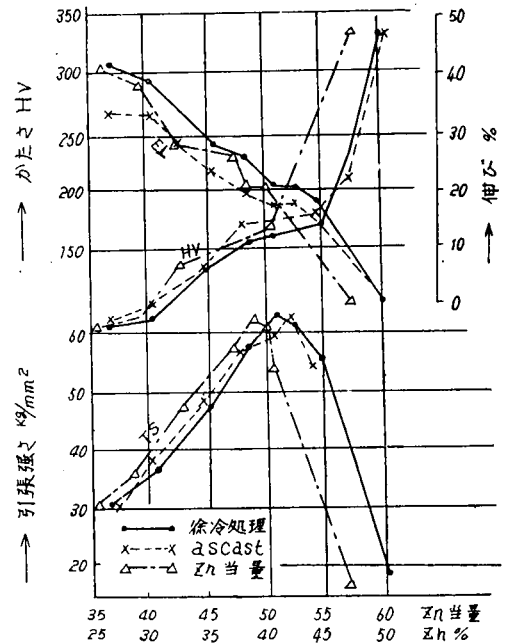
高力黄銅の金属組織と各元素の関係は一応求めることができたが、この金属組織の変化が機械的性質に如何に影響するかを明かにするため、ここでは前章で引用した日立造船技術研究所に於ける研究結果を基としてこれに他の同様の研究成果を参照して述べることにする。

1) Zn 元素と機械的性質

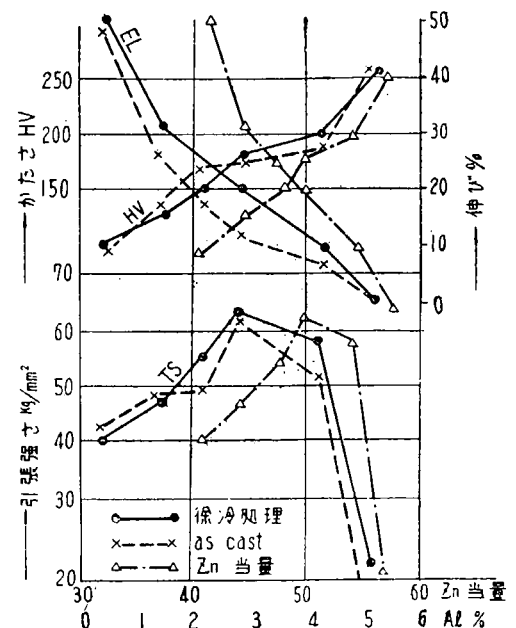
1.5% Mn, 1.5% Al, 0.4% Fe を含有する高力黄銅に Zn 元素を 25~50% まで添加したとき (Z-1 試料) の機械的性質との関係を試験した結果は第 4・15 図の通りであり、この程度の高力黄銅では鑄放し試料、徐冷処理試料および徐冷処理試料の実験結果を亜鉛当量%で表わした結果もその機械的性質にほとんど差異がなく同一傾向を示している。すなわち引張り強さについては Zn 元素を増加すると共に高くなり 40.77% Zn (亜鉛当量% 48.9) で最高点に達し、これを過ぎると急激に低下する。かたさは引張り強さの場合と同様に Zn 元素添加ともにかたさを高め、40% Zn を越すとさらに急激に増加して行く。これは β 相に γ が析出するためである。これら両者とは逆に Zn 元素を添加するに従い低下するのは伸び率で、かたさと全く反対の傾向を示す。なお低亜鉛試料において鑄放し材と徐冷処理材の伸び率の差が非常に大きいのは鑄放し試料の金属組織は $\alpha + \beta$ 組織であり、これを徐冷処理したため平衡状態組織になり α 単一組織になったために起つた現象と思われる。

2) Al 元素と機械的性質

A-1 試料 (38% Zn, 1.0% Mn, 0.2% Fe) の母材に Al 元素を 0~5% 添加した場合の実験結果について述べると第 4・16 図から明らかなように先に記した Z-1 試料と全く同様に变化し、2.8% Al (49.5 亜鉛当量%) で最高の 62.5 kg/mm^2 の値を示し、更に Al 元素を添加すると急に強度を低下し、かたさ試験、伸び率試験結果もほとんど Zn 元素の場合と同一である。ただ低 Al 元素添加の部分において A-1 試料は Mn 元素含有量が



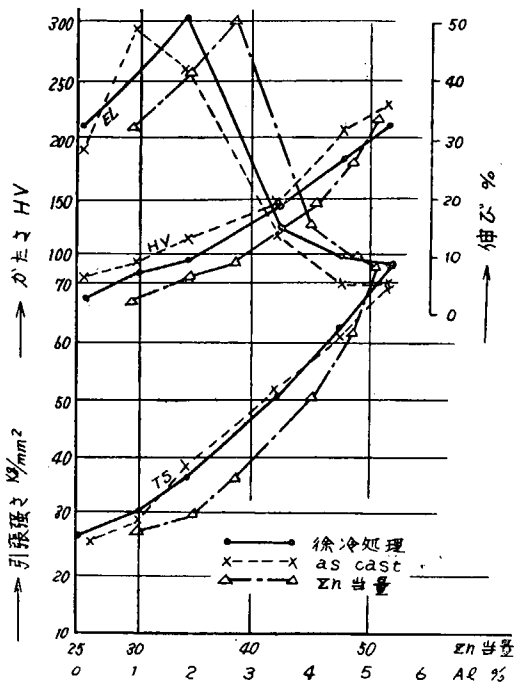
第 4・15 図 Zn 元素の機械的性質に及ぼす影響 (Z-1 試料)



第 4・16 図 Al 元素の機械的性質に及ぼす影響 (A-1 試料)

低い伸び率が Z-1 試料に比して大きくなり、高 Al 元素の部で A-1 試料は Z-1 試料よりかたさの上昇率が低くなっている。またいづれの試験結果を見ても徐冷処理を施したものが鑄放し状態のものより良い結果を示しており、A-1 試料については Al 元素の添加による徐冷脆性の欠陥は認められない。

次に 37% Zn, 2.5% Mn, 0.4% Fe の母材に Al 元素を 2.5~5.0% 添加した A-2 試料について実験した結果は A-1 試料の実験結果とほとんど同一な傾向を示し、ただ A-1 試料では引張り強さの最高値が 50% 亜鉛当量 % 附近にあるが A-2 試料では 54% 亜鉛当量 % にづれる点のみが異なる。これは A-1 試料に比較して A-2 試料は Mn 元素を多く含有しているためだと思われる。



第 4・17 図 Al 元素が機械的性質に及ぼす影響 (A-3 試料)

以上 A-1, A-2 試料について Al 元素が多元素高力黄銅の機械的性質に及ぼす影響について述べた。この 2 つの試料はともに Zn 元素を 37% 前後含有する母材に対して Al 元素がいかに影響するかの実験であつたが A-3 試料は低 Zn (28% Zn) に 1.2% Mn を含む母材に対する Al 元素の影響を調査したものである。この実験結果は第 4・17 図に示すが、Al 元素添加量の低い A-3-1, A-3-3 試験片は両者とも Zn 当量 35% 以下を保ち金属組織は α 単一相の高力黄銅であるため伸び率、引張り強さ、かたさとも割合低い値を示している。しかしさらに Al 元素の添加量を増加して、亜鉛当量 % を高くすると機械的性質は次第に改善せられ 1.8% Al では伸び率 50.4%、引張り強さ 36.9 kg/mm² となる。これ以上 Al 元素量を増加すると A-1, A-2 の実験結果に表われた傾向と同様に伸び率は逐次低下し、かたさ、引張り強さは上昇してゆく。特にこの実験結果で目立つの

は、Al 元素を 2% (Zn 当量 % 39) 以上を添加した場合、伸び率の低減度が前記 2 試料 (A-1, A-2 試料) に比較して非常に急激なことである。これは金属組織の項で述べたように低 Zn 系高力黄銅に Al 元素を添加すると大変複雑な組織変化を起した。その組織変化の影響が機械的性質の上に表われてきたものである。

以上 3 種類 (A-1, A-2, A-3 試料) の異つた高力黄銅母材について、その機械的性質に Al 元素がおよぼす影響についての実験結果を述べたが、いづれの場合も鑄放し試験片、徐冷処理試験片、亜鉛当量 % において、その実験値はほとんど同様な傾向を示し、かつ徐冷処理による機械的性質の悪化も全く認められず Al 元素添加による徐冷脆性のないことは金属組織の項にも述べたが、本実験結果からも再確認し得る。

3) Mn 元素と機械的性質

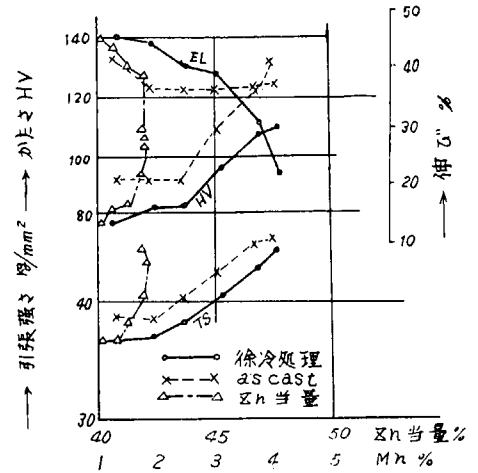
Mn 元素は Cu-Zn 系合金に添加される Al, Si 元素など第 3 元素の固溶度を高めると一般にいわれている元素である。これは前記実験結果にも述べた通りであるが、Mn 元素がいかに高力黄銅の機

機械的性質を改善するかを調査するために高 Zn, 低 Al (M-1 試料), 高 Zn, 高 Al (M-2 試料) の 2 種類の母材に Mn 元素を約 5% まで添加して実験を行っている。

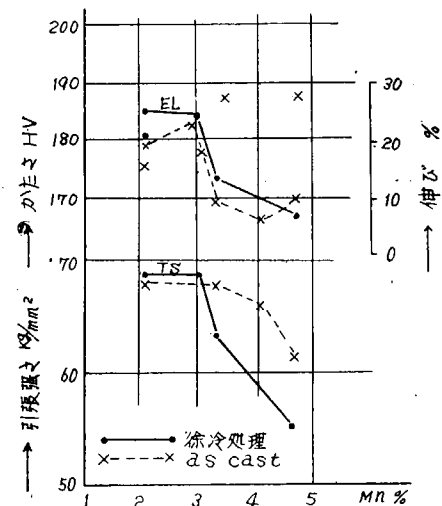
M-1 母材 (38% Zn, 0.1% Al) に Mn 元素を 1.2~4.0% まで添加して行くと, 引張り強さおよびかたさは約 2.0% Mn から急速にその性質が改善せられ, 第 4・18 図の如く 4.0% Mn で引張り強さは 50 kg/mm^2 , かたさは鑄放し材で 110 HV (ビッカース硬度計), 徐冷処理したものは 130 HV 近くの値を示す。次に伸び率について検討すると, 鑄放し材においては最初の 2% Mn 位までは低減するが, その後はほとんど変化を示していないばかりか 4.0% Mn 附近ではかえって改善されている。一方徐冷処理を施したものは Mn 元素の添加量の少ない間は徐々に低下し, 3% Mn を超えると前記鑄放し材と異り全く逆に急に伸び率を失つてゆく。このように鑄放し材と徐冷処理材が異つた傾向を示すのは Al, Zn 元素の実験結果では見られなかつた現象であり, これは Mn 元素添加により析出した γ 相による徐冷脆性の結果だと考えられる。なお前記 (註) したように Mn 元素は Zn 当量の絶対値が非常に小さいため亜鉛当量%でまとめると第 4・18 図のように Mn 元素以外に添加されている第 3 元素 (主として Al 元素) の小さい変動の方が, かえって亜鉛当量%に大きく働き, 不規則な配列になつてしまう。

M-2 試料は M-1 試料より Zn 元素添加量, Al 元素添加量が高く, 亜鉛当量%も大体 50% 以上になるため引張り試験, 伸び率試験結果はともに第 4・19 図のごとく 3% Mn を越すと徐冷処理したものははなはだしく悪化している。これに比較して鑄放し材は 4% Mn までほとんど強度を低下せず 4% Mn を越すと M-1 試料と同様な傾向を示す。なお伸び率試験の実験結果も徐冷処理材の実験結果と大差ないが, ただ M-1 試料 (鑄放材) のときにも現われた高 Mn % (4.5% 以上) で伸び率が大きくなる特殊現象が M-2 試料 (鑄放材) にも認められる。次にかたさ試験結果であるが, 前にも述べたように本試料は亜鉛当量%が高いので Mn 元素以外の第 3 添加元素の微量変化により γ 相など他相の析出が起り, 非常に実験値の変動が大きく実験結果を纏めるのが困難になつている。

以上 Mn 元素が高力黄銅の機械的性質におよぼす影響を総括すると, 冷却速度の割合遅い大型鑄物に対しては Mn 元素添加量を多くすると徐冷脆性を伴う危険性が多分に存在するので大型推進器など大型鑄造製品に高力黄銅を使用するときは 3% Mn 以下に止める方が安全だと思われる。また γ 相析出が伸び率低減に極めて大きく作用することを金田博士³⁾ が第 4・20 図の如く示している。この

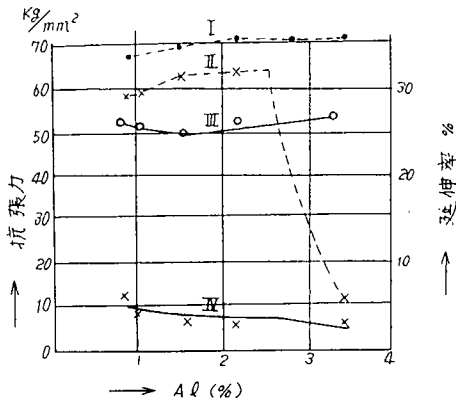


第 4・18 図 Mn 元素が機械的性質に及ぼす影響 (M-1 試料)



第 4・19 図 Mn 元素が機械的性質に及ぼす影響 (M-2 試料)

Zn=39.5% I 鑄放し抗張力
 II 鑄放し延伸率
 Mn=5% III 370°C 焼鈍抗張力
 IV " 延伸率



第4・20図 γ相析出による
伸び率の劣化

実験結果から見ると Al 元素添加により晶出する γ 相のため鑄放し状態の伸び率は 2.7% Al 位から急激に低下している。しかしこの試料を 370°C で焼鈍すると γ 相が析出し図中 IV 曲線の如く鑄放し状態の場合とは全く比較にならない程伸び率は低下し γ 相晶出の影響は同曲線では小さくなっている。この実験結果からも γ 相の析出による機械的性質の劣化の様相は充分認識し得る。

上述したように Mn 元素は大型鑄物に対して軽卒には取り扱えない元素であるが、急冷される小型鑄物に対しては金属組織試験結果からも、また本実験からも判断できるように一般に使用されている高力黄銅の組成成分においては、Mn 元素の添加量を増加しても伸び率は低減せず引張り強さを増

大する特性があり、多く Mn 元素を添加する程 (5.0% Mn 以上は不明) 機械的性質は改善されることになる。

4) その他の添加元素と機械的性質

上記した以外の高力黄銅に添加される Fe, Sn, Ni 元素などについて機械的性質におよぼす影響を簡単に記述する。

Fe 元素: Fe 元素は金属組織の項でも述べたように結晶粒を微細化する元素であるが、諸学者の研究結果⁹⁾によれば 1.0% Fe までは第 2 次晶を析出し極く僅かに機械的性質を改善するのみでほとんど変化なく、1.0% Fe 以上になると第 1 次晶が析出し、結晶粒は急激に微細になり、鑄放し材 (急冷鑄物) では抗張力、伸び率とも 10~30% 上昇する。しかし徐冷材では高力黄銅中の Fe 元素が凝集し、かつ結晶粒界に 1 次晶が多くなり機械的性質を悪化する傾向があり、大型船用推進器材としては余り多く添加すると悪影響をおよぼすものと考えられる。

Sn 元素: Sn 元素も Fe 元素と同様に Cu-Zn-Al 系合金で第 3 相を析出し易い元素であることは金属組織の項でも述べたが、機械的性質においても Al, Zn 元素の少い合金ですら 0.5% Sn 以上になると急激に伸び率を低減する。また鑄放し材と徐冷処理材では、その機械的性質の差が大きく徐冷脆性の傾向があり注意を要する元素である。

Ni 元素: 結晶粒を微細化するとともに推進器のごとき肉厚不同の鑄造製品に対しては、各部における金属組織の均一化の点において非常に有効な元素である。機械的性質も Ni 元素を添加すると向上するとともに均一化した材質を得ることができる。しかし金属組織試験の項でも述べた如く、0.5% Ni 以上添加してもその効果は余り明らかに表われない。

IV. 高力黄銅の腐蝕について

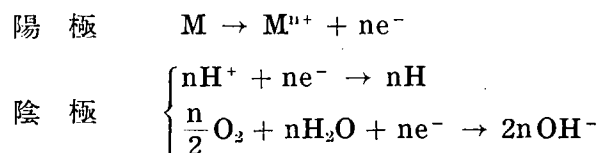
前章まで推進器用高力黄銅の金属組織、機械的性質などの諸実験結果について述べたが、本章では推進器の腐蝕について記述する。

船用推進器は常時海水中で運動しているものであり、かつ最近では主機馬力が次第に大きくなり、

推進器の運動組織もそれに比例して増加し、腐蝕の問題も軽視できない状態になつてきた。この推進器の腐蝕には大別して電気化学的腐蝕と、物理的腐蝕の2つが考えられる。

1) 電気化学的腐蝕

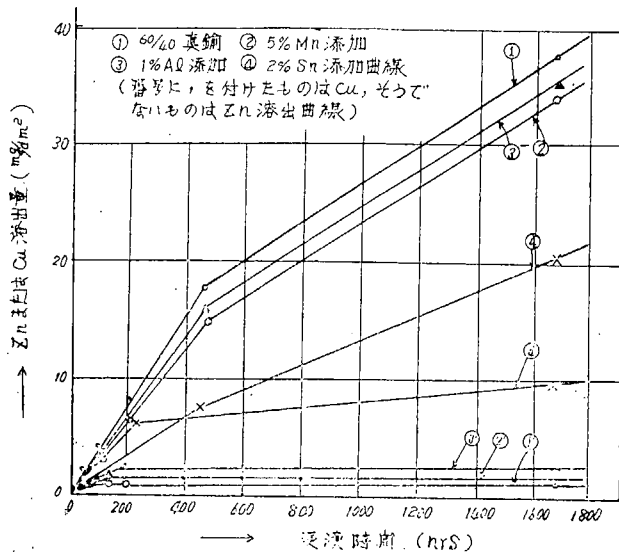
海水中におかれた金属が腐蝕を受けるのは金属とその周囲物（海水）との境界相における化学反応によつて、その金属が一つあるいはそれ以上の化合物に転換することであり、この根本は金属の化学的親和力によつて起るもので、その変化は自由エネルギーの減少する方向に向つて進行する。すなわち金属表面の特殊部分（酸化膜の特に薄い所、格子欠陥の個所、あるいは金属組織的に他の部分より活性な部分）において金属は陽イオンとなつて海水中に溶け込み、溶け込んだ金属は酸化されて水酸化物となる。このようにしてイオンが溶出するために低くなつた金属のエネルギー準位は特殊部分以外の個所において電子の放電が行なわれることによつて恢復され、常に新しい金属イオンが海水中へ溶け出すことになる。その恢復作用は水素あるいは酸素イオンが受持つ。このような現象を局部電池作用といい、その各々の極（陽極：特殊部分；陰極：それ以外の部分）において行われる主反応は次のイオン式に従う。



このようにして陰極に水素が発生し、pH が上り、生じた水素は膜となつて金属面を覆う。ここで一応化学反応は止まるが、さらに進行するためには $(2H \rightarrow H_2)$ 水素がガスとなつて除かれるか、あるいは海水中の溶解酸素によつて $(2H + \frac{1}{2} O_2 \rightarrow H_2O)$ 水になつて除かれるかの何れかであることが必要になる。

以上のごとき陽極、陰極反応において電子の授受が行われ電流が流れるのであるから Faraday の法則によつてその電流に当量だけの金属がイオンとなつて海水中に溶け込み腐蝕という現象が起るものと考えられる。推進器の電気化学的腐蝕もこの原理によつて進行するのであるが、現実には高力黄銅製推進器で問題化される電気化学的腐蝕状態は脱亜鉛腐蝕と応力腐蝕である。この両者についてその原因および対策を記述する。

A) 脱亜鉛現象： 高力黄銅製推進器に発生する脱亜鉛現象も前述した電気化学的な原理によることは勿論であるが、その発生機構、実験方法、添加元素の影響などについてすでに発表された研究もあるが、これらの研究結果は必ずしも一致した結論に達していない。今一般に認められている海水中の黄銅に発生する脱亜鉛機構は次のようなものである。Zn 元素は Cu 元素に比して遙かに電気化学的に卑な金属であるため、海水中に酸素が溶解する限り先づ Zn 元素が溶解し、Cu 元素は金属のまま残留する筈である。こうして一たん残留銅が形成されると液中に銅と亜鉛の化合物が溶存することになる。かくして（黄銅 | 銅化合物を含む海水 | 銅）の電池が形成され、黄銅が陽極となり Cu 元素と Zn 元素が溶解し、その溶解した量に相当する銅が銅陰極の上に析出する。陽極における亜鉛の溶解は陰極での酸素の還元により電氣的にバランスされるので Zn 元素は析出しない。こうした結果として Zn 元素のみが浸されて脱亜鉛現象が起るといわれている。静的海水中における脱亜鉛機構は以上



第 4・21 図 60/40 真鍮系合金の 3% 食塩水中における Cu および Zn の溶出量

述べ、また梶山博士は第 4・21 図の如く Sn, Al 元素なども良い結果をもたらすと述べている。

しかし第 4・21 図からも判断できごとく、これら各添加元素により海水中に溶出する Zn 元素は抑制し得るが Zn 元素の溶出量が低くなれば必ず Cu 元素の溶出量が増加する結果となり高力黄銅全体としての腐蝕量、すなわち Cu 元素と Zn 元素の溶出量を合計した場合にはほとんど腐蝕量に差がなく、これらの添加元素により高力黄銅の耐蝕性を大きく向上したとは考えられない。

日立造船技術研究所に於て行われた実験では腐蝕速度を大きくするため特殊人工海水槽中に第 4・5 表に示した A-1, A-2, A-3, M-1, M-2, 試料を挿入した上試料を陽極、鉄片を陰極としこの面極間(電極間隔 100 mm)に 1.5 mA/cm² の電流を 24 時間通じその腐蝕状況を観測している。実験後試料表面を観察すると何れも表面は銅色を呈し完全に脱亜鉛を起していることが確認できた。なお重量法により腐蝕量を秤量した結果は第 4・22, 4・23 図の通りであり、本実験結果と表面観察の結果から Al 元素は 1.0~3.0% 添加すると高力黄銅の耐腐蝕性を大きく改善し、それ以上では余り効果がなく、Mn 元素はほとんどその影響を認められない。

前述したごとく脱亜鉛におよぼす各元素の影響はまだ結論付けられる段階に至っていないが、現在まで発表されている諸研究結果を総括すると高力黄銅に発生する脱亜鉛に有効な元素は As, Sn, Al などであると考えられる。一方 Fe 元素は逆に脱亜鉛を促進する元素といわれている。しかし前にも述べたように、これら有効元素を添加した場合といえども高力黄銅としての耐腐蝕性を考えれば余り大きく期待することはできない。

B) 応力腐蝕: 船用推進器用高力黄銅に対して電気化学的腐蝕と考えられる今一つの問題は応力腐蝕である。先に述べた脱亜鉛腐蝕は黄銅合金の表面において平面的に起る現象に対し、応力腐蝕は内部に向い立体的に進行する(割れ)点で腐蝕傾向が大きく異つている。

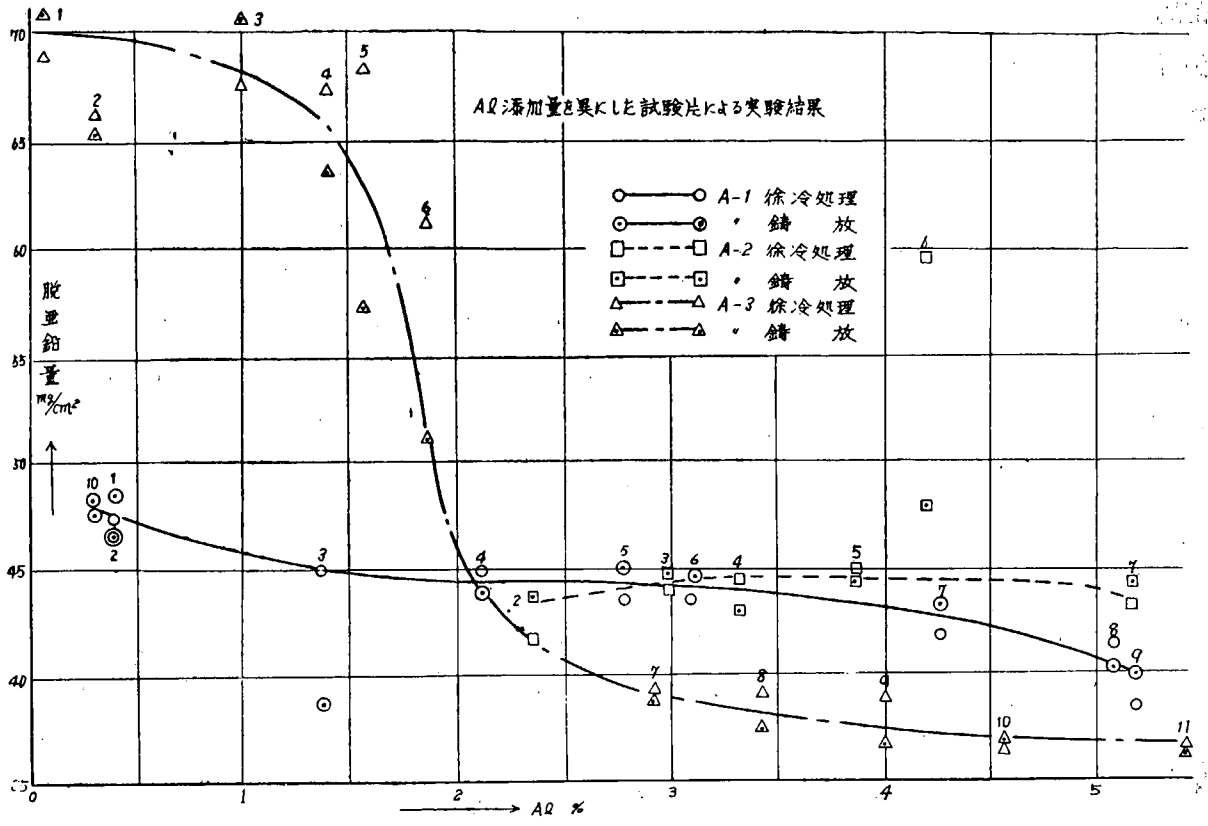
応力腐蝕理論については未だあらゆる場合に適合されるものは発見されておらず、基本的理論は Harwood¹⁰⁾, Dix¹¹⁾, Waber¹²⁾などの電気化学的理論によるもので、金属内に存在する陽極性物質に起因すると主張している。

すなわち金属表面に何等かの原因により腐蝕を生じた場合、その部分に陽極性物質が存在すると局

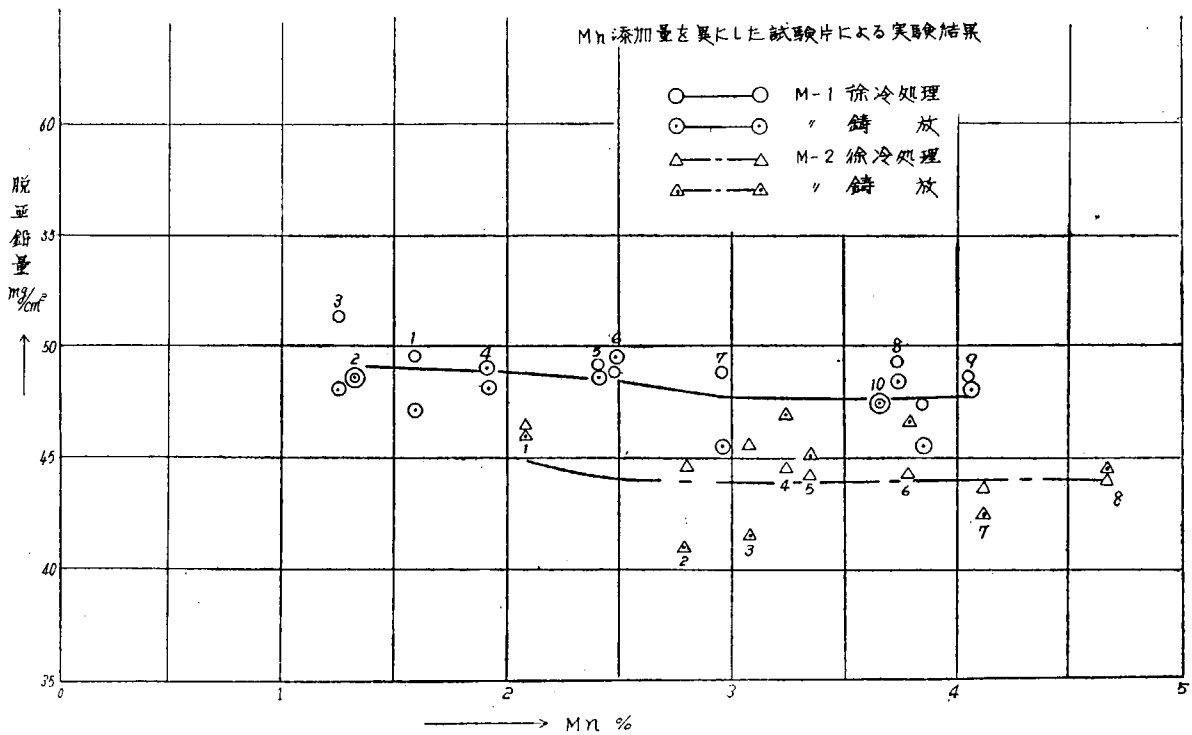
のような過程のもとに進行すると考えられるが、船用推進器は海水中で常に相当早い速度で連続運動を起しているものであり、その腐蝕状態も前述した機構よりさらに複雑なものと思われる。

このような機構により進行する高力黄銅の脱亜鉛現象におよぼす添加元素の影響に至つては各研究者の実験方法により実に多様な実験結果が発表されている状態で未だその防止法に対しては結論を見出されていない現状である。

Bengough 氏は As 元素が有効であると



第4.22図 Al元素の脱亜鉛におよぼす影響



第4.23図 Mn元素の脱亜鉛におよぼす影響

部分的に腐蝕は進行する。このように局部腐蝕が発生すると、その部分に応力を集中せしめ、腐蝕部の個所を離すべく作用し、また新しい陽極性物質を露出することになる。このような作用を繰り返えし遂には亀裂にまで進展させると考えられる。

この理論からも判るように金属中に陽極性物質の存在する場合には金属は静的な引張り、圧縮応力のもとで大きく腐蝕を進行するものである。船用推進器翼は常に海水中に浸され、かつ静止中といえども鑄造時の残留応力など幾程かの応力を内部に包含し、運航中においては常時推力およびトルクの変動による繰り返し応力を受けている。それに加え推進器表面は相当大きな流速を持った海水に接するため、腐蝕の進行を遅らせ、または完全に防止することすらあるといわれている腐蝕生成物、膜などを流失せしめ常に腐蝕され易い状態にさらされる。このように腐蝕現象に対して極めて不利な条件に置かれている推進器材の腐蝕実験を研究室で再現することは極めて困難である。

銅合金の応力腐蝕で最も良く知られているのはアンモニア性雰囲気中に曝された黄銅の時期割れであり、僅か 2.3 kg/mm^2 の残留応力によつて容易に割れを生ずるといわれている。しかし Bailey¹³⁾ は 1% 硝酸溶液に浸すと 10 分以内で割れを生じる程度の内部応力を持つた黄銅を 3% 塩化ナトリウム



第 4・24 図 実用推進器の
亀裂面¹⁾

溶液、および海水中に 4 ヶ月間浸漬したが割れは全々生じなかつたと述べている。このように黄銅は静的応力のみでは海水中で応力腐蝕に対する抵抗が非常に大きいため高力黄銅の応力腐蝕実験にも往々にしてアンモニア蒸気、塩化アンモニア水溶液が使用されることがある。特に Voce¹⁴⁾ は港湾の海水は植物性物質の腐敗あるいは工業廃水のために応力腐蝕割れに影響する程度のアンモニアを含んでいるのではないかという考えから 1% NH_4OH 海水を使用した実験を行つている程である。しかしアンモニア水溶液を使用して実験した結果の金属組織を検討するとほとんどの割れが結晶粒内を貫通している。しかるに実際推進器に発生する亀裂は大部分のものが第 4・24 図に示すように結晶粒界割れを呈し、アンモニアによる応力腐蝕実験の場合と著しく腐蝕割れの様相を異にしている。

応力腐蝕割れの進行状態が異なるが故にアンモニア雰囲気中と海水中で推進器が起す応力腐蝕の原理が全く別なものであるとはい得ないが、海水中の応力腐蝕実験の代用として、アンモニア雰囲気中のそれを採用することは結論を誤る危険が感じられる。

金田博士³⁾ は高力黄銅製推進器が海水中で起す亀裂と同一傾向を実験室で再現出来る液としてクローム酸腐蝕液の発見に成功している。この液を使用して応力腐蝕を実験した結果³⁾ は第 4・6 表の通りであり、金属組織と応力腐蝕の関係が良くその結果に表われている。また本実験の結果生じた亀裂は実用推進器の場合と同じく結晶粒界に沿つて発生している。

第 4・6 表 クローム酸溶液による応力腐蝕実験結果³⁾

試料番号	組成成分 (%)				鑄放材			焼鈍材 (370°C 15hr)		
	Zn	Mn	Al	Fe	耐久時間	荷重	組織	耐久時間	荷重	組織
K 11	34.84	2.91	1.93	2.24	325° 15'	35 kg/mm ²	β + α 相	321° 52'	35 kg/mm ²	β + α 相
K 12	38.44	5.12	1.15	0.28	112° 37'	"	β "	11° 50'	"	β + ζ "
K 13	38.83	5.01	1.11	1.12	200° 24'	"	"	75° 0'	"	"
K 14	39.11	4.00	1.30	0.70	198° 23'	"	"	131° 44'	"	β "

同様な実験をアンモニヤ水中で行った結果を第 4・7 表に示すが、組成成分および金属組織の差異による耐久時間の変化はほとんど認められない。

第 4・7 表 アンモニヤ水による応力腐蝕実験結果³⁾

試料番号	組成成分 (%)				鑄放材			焼鈍材		
	Zn	Fe	Mn	Al	耐久時間	荷重	組織	耐久時間	荷重	組織
K 1	35.65	1.60	3.61	2.04	70° 50'	25 kg/mm ²	β 相	127° 0'	25 kg/mm ²	β + α 相
K 2	40.28	1.35	5.28	1.04	76° 55'	"	"	160° 53'	"	β + ζ 相
K 3	39.18	1.38	5.22	0.54	92° 45'	"	"	163° 32'	"	"
K 4	39.35	1.20	5.29	0.54	77° 10'	"	"	162° 30'	"	"

高力黄銅に対する応力腐蝕の実験は前述したごとく甚だ困難なものであり、その研究結果も実験方法、特に腐蝕環境により大きく差異を生じ時には全く逆の結果すら生じているものがある。このような現状において高力黄銅の応力腐蝕におよぼす添加元素の影響を結論付けることは洵に危険なことであるが、先に記した応力腐蝕理論から判断すると金属組織内に陽極性物質を生ぜしめないことが耐応力腐蝕性に最も大きな問題になると考えられる。このような見方から応力腐蝕と添加元素の関係を検討すると金属組織の章で述べた γ, ζ, Fe 単体相など第 3 相を析出せしめる各添加元素 (例えば Mn, Sn 元素) に注意し、これらの第 3 相を析出せしめないように添加量の調節を計ることが最も重要なことである。

V. 高力黄銅に添加される諸元素の影響に対する綜括的考察

船舶推進器に用いられる高力黄銅は Cu, Zn 元素を始め Mn, Al, Fe あるいは Sn, Ni など多くの元素から構成された多元系合金であり、個々の添加元素のみを取り上げて材質との関係を論ずることはもとより不合理で、各添加元素の相対的な関係を考慮した上で材質におよぼす影響を考えなくてはならない。また一方、大型船用推進器は大きな鑄造品に属するもので鑄造時の冷却速度が極めて遅く、そのために起る材質の変化も組成成分の添加量によつては大きく変る合金である。本報告にはこの高力黄銅の材質に対し日立造船技術研究所で行われた研究を中心にして各研究機関で種々な面から研究された実験結果を記述したが、これらの研究結果を総括すると次のようになる。

① Mn 元素: 急冷される小型高力黄銅鑄物では約 2% Mn から結晶粒が甚しく微細化し、材質

を大いに改善するが、冷却速度の遅い大型鋳物においては Mn 元素の添加量を増加してもほとんど素材を調質しないばかりか、高亜鉛当量 % の母材に対して 3% Mn 位から β 組織中および結晶粒界に ζ 相を析出し、低亜鉛当量 % のときは約 3.5% Mn から $\alpha + \beta$ 相の β 相中に微細な ζ 相を析出する。この ζ 相が析出すれば機械的性質は勿論耐腐蝕性も悪くし、時に応力腐蝕による推進器折損の原因にもなる危険性がある。さらに Mn 元素は徐冷脆性が大きい元素であり、特に注意を要する。

② Al 元素: 33% Zn 以上含有された高力黄銅に対し Al 元素は亜鉛当量 % に比例して金属組織、機械的性質を変化してゆくが、33% Zn 以下のときは 3% Al 以上添加するとその金属組織中に γ 相を析出して材質を悪化する。また Al 元素は結晶粒を微細化し、徐冷脆性の傾向も少なく、かつ耐腐蝕性に対しても有効な元素であるが亜鉛当量が高いため Si, Sn 元素などが添加される場合は十分亜鉛当量 % を考慮して添加量の調節を行うべきである。

③ Fe 元素: Fe 元素は結晶粒を微細化する元素として認められているが、黄銅合金には固溶度が極めて少なく、1.0% Fe 以上になると結晶粒界にも 1 次晶の単体結晶を晶出せしめ機械的性質および耐蝕性を悪化する傾向があるから 0.5% Fe 位に止める方が良い。

④ Sn 元素: 高力黄銅の金属組織、機械的性質には余り有効な元素ではなく、Fe 元素と同様に固溶度が少いため第 3 相の析出を起し、諸性質を悪化するのみならず、徐冷脆性の傾向も大きく材質を悪化する危険がある。しかし脱亜鉛腐蝕に対しては非常に良い結果を示す元素であるから約 0.5% までは添加しても良いと考えられる。

⑤ Ni 元素: Ni 元素は諸性質に全く悪影響を与えることなく、最も広い範囲で高力黄銅の材質を改善する元素であるが、その改善率は 0.3~0.5% Ni の範囲で最も大きく、それ以上添加しても添加量に比例した効果は期待できない。また Ni 元素は相当高価な元素であり、その点から考えても 0.3~0.5% の添加量が適量と思われる。

⑥ Zn 元素: 22~33% Zn の場合 Al 元素を 3% 以上添加すると亜鉛当量 % は低いにもかかわらず第 3 相 (γ) の析出を来し、諸性質を悪化するが、33% 以上では 30~50 亜鉛当量 % の範囲でその諸性質は亜鉛当量 % に完全に比例する元素であり、Zn 元素の添加量は亜鉛当量 % を考慮して添加すればほとんど諸欠陥は生じない。

各元素の高力黄銅に対する影響は以上の通りであるが、高力黄銅の諸性質を推定するには前述した Guillet の亜鉛当量法を利用するのが最も便利である。すなわち日立造船技術研究所で実験された範囲内では 33~40% Zn, 0~5.0% Al, 0~2.6% Mn の高力黄銅に対し金属組織は勿論機械的性質も全く亜鉛当量に比例して変化することが認められる。

VI. 結 言

近時推進器用材質に種々な要望が高まり、それに答えて高力黄銅の材質も次第に改良されてきたが、しかし未だ要求される諸性質を完全に具備する決定的な材質は求められておらず、最近決定された J. I. S. 規格でも第 4・1 表に示した如く Cu 元素の決定を見たに過ぎない。このような現状において当委員会に於て研究された実験結果および諸文献の結果を考察して前述した結論を得たのである。この組成成分範囲内で特に要求される諸性質を考慮して高力黄銅製推進器の製作に当れば、その目的

を達成した推進器が得られると考える。

船用推進器用高力黄銅の材質的研究は、なお今後とも遂行されるであろうが、鑄鉄製推進器翼が Mn 系高力黄銅製推進器翼に転換したのと同じように Mn 系高力黄銅からさらに新しい合金へと飛躍しなくてはならない時期に迫りつつある感が深い。Mn 系高力黄銅に次ぐ推進器材として現在 Al 青銅の進出が最も重要視され、各研究機関とも、その基礎的実験に着手している現状である。

本報告書を完結するに当り直接御指導賜つた小西、相山両博士に深く感謝の意を呈すると共に、資料提供など側面の御支援を賜つた学振 24 小委員会に対し厚く謝意を表する。

参 考 文 献

- 1) 山内俊平・渡辺精三：日立造船研究報告，技研-328 (1954).
- 2) M. Hansen: Z. Metallkunde, 24, 73 (1932).
- 3) 金田 義夫：推進器用マンガン黄銅の研究.
- 4) M. Hansen: Z. Metallkunde, 26, 121 (1934).
- 5) 浜住松二郎：日本金属学会誌，2, 147 (1938).
- 6) M. Hansen: Z. Metallkunde, 22, 405 (1930).
- 7) 岩瀬慶三・朝戸 順：金属の研究，9, 10, 13.
- 8) 小西 芳吉：学振 24 小委資料，No. 80 (1954).
- 9) 手塚 春雄：三井造船技報，No. 7 (1954).
L. Northcott: Jour. Ins. Met. L. 11 (1938).
- 10) Harwood, J. T.: Corrosion, 6, 249, 290 (1950).
- 11) Dix, E. H.: Trans. Am. Inst. Min. Met. Eng. 137, 11 (1940).
- 12) Waber, J. T.: Trans. Electrochem. Soc., 87, 209 (1945).
- 13) A.R. Bailey: Met. Ind., 80, 519 (1952).
- 14) E. Voce: Metallurgia, 39, 21, 66 (1948).

第 5 章 結 言

本研究は、緒言にのべたごとき研究目的をもつて、遂行せられたもので、実験研究の遂行に当つては、それぞれの研究場所で、研究に従事せられる方々を始め、多数の方々の熱心な協力を得ることができた。ここに記して感謝の意を表する。各項目についての研究成果は、本報告各項に記載の通りであるが、これを要約すれば下記のごとくである。

(I) 最近の半年間に海事協会で検査を行つた約 600 隻の船につき、推進器損傷事故の実例を調査した。その結果により、折損事故を防止するために推進器材料に対して特に注意すべき点、溶接補修と折損事故との関係、腐蝕、潰蝕（エロージョン）の防止上、材質的に考究すべき点等がわかつた。

(II) 推進器の空洞現象としては、

(イ) 基礎研究として翼尖端の形状と空洞発生との関係を示した。

(ロ) 実船の試運転成績の解析を多数行つて、その結果を整理検討し、結果を 1 つの図表にまとめた。この図表を有効に利用することにより、空洞発生防止に対する優良船をタイプ・シップとして設計を行うことが提案された。

(ハ) 運輸技術研究所船舶推進部における空洞水槽により模型推進器空洞試験を行つた。即ち (a) 各種の形状をもつた模型推進器に対しキャビテーション発生の見地からそれらの優劣比較を行つた。更に (b) 推進器翼端附近に船尾骨材のソール・ピースを代表するところの角材を置いた場合のキャビテーション発生状況, (c) 伴流をおこさせるために推進器の前方に厚板をおいた場合のキャビテーション発生状況を調査した。

(ニ) 水産庁漁船研究室の9米実験艇による海上実験を行い、推進器が実際に作動している状態でどんな空洞の発生をするかを調査した。またその試験結果の解析を行つた。特に翼が伴流の大きな部分を通過する際の空洞部の消長に関し、興味ある結果が得られた。

(Ⅲ) 推進器材質に対する研究としては、

(イ) 推進器鑄造時の冷却温度

(ロ) 高力黄銅の金属組織に及ぼす各元素の影響

(ハ) 高力黄銅の機械的性質に及ぼす各元素の影響

(ニ) 高力黄銅の腐蝕に関する研究

等を行つた。ことに脱亜鉛現象については、日立造船技術研究所に設けた特殊人工海水水槽を用いて、腐蝕速度を大きくして実験を行つた。その結果により Al 元素を 1.0~3.0% 添加すると高力黄銅の耐腐蝕性を顕著に改善することが認められた。

(Ⅳ) 各研究項目に対する成果は上記のごとくであるが、これを要するに、本研究により推進器翼の空洞現象、潰蝕 (エロージョン) に対し、実験成績解析、実験艇、空洞水槽による諸研究方法を動員して調査研究を行い、併せて推進器材質の面からも実験研究を行つたものであつて、その成果を実船の計画の際に応用することにより、空洞現象および潰蝕防止による効力増進を期することができると思ふものである。

昭和31年12月25日 印刷
昭和32年1月10日 発行

日本造船研究協会報告 第13号

発行人 出 淵 巽

発行所 社団法人日本造船研究協会

東京都中央区京橋1ノ2
セントラルビル5階
電話 (28) 1409

印刷人 笠 井 朝 義

印刷所 笠井出版印刷社

東京都港区芝南佐久間町1~53
電話 (50) 3640, 3641, 9212