

# 船舶 8

VOL. 27

昭和五年三月二十日 第三種郵便物認可 昭和二十九年八月七日  
每頁二角五分 每月七角 每季二元二角 每半年四元五角 每年八元五角  
昭和二十四年三月二十八日 運輸省特別承認 第四〇六号 發行  
● 發行所



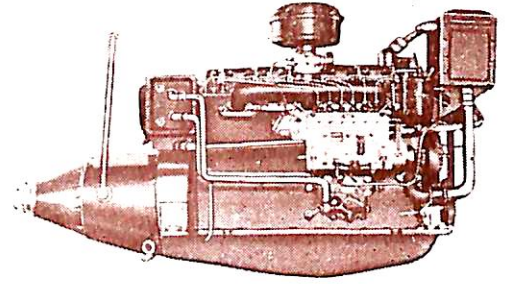
三菱 新三菱重工業株式會社

天 然 社

世界的技術水準に於る  
最優秀純国産小型高速

## いすゞ船用ディーゼル機関

いすゞディーゼルは自動車用、工業用、発電用、鉄道用、船用等万般の用途に己に1万数千台 100数万馬力を供給され、その実用的で経済的なことは本邦内は勿論、亜細亞諸地域、遠く南米諸国にまで知悉されています。船用もまたいすゞのマークを附していすゞクォーテリイを保持し、国内外に多数供給されております。



(5対1減速式)  
漁船用 420回転

40馬力 60馬力 80馬力

(2対1減速式)  
監視艇用 1,150回転

50馬力 75馬力 100馬力

(直結式)  
遊覧艇用 2,400回転

55馬力 83馬力 110馬力

減速比率1.26, 1.58, 2.00, 2.53, 3.15, 4.00, 5.00 対1の7種があります。

原機製造 いすゞ自動車株式会社

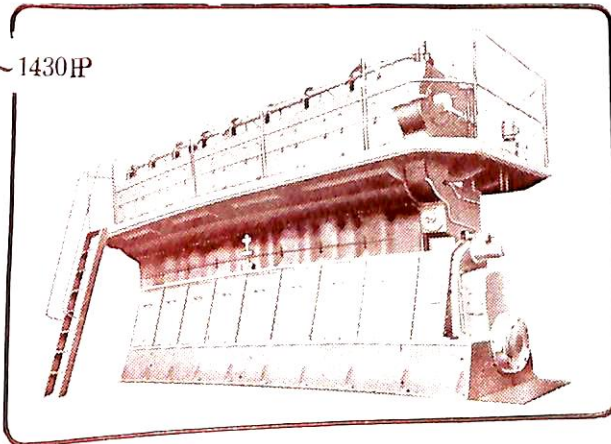
船用改装 東京ボート株式会社

東京・銀座・3の2 電話京橋(56)5400番

# 川崎MAN型ディーゼル機関

Four—Stroke

GV型 500HP~1430HP



用途

船用 主機 補機

発電機

一般動力用



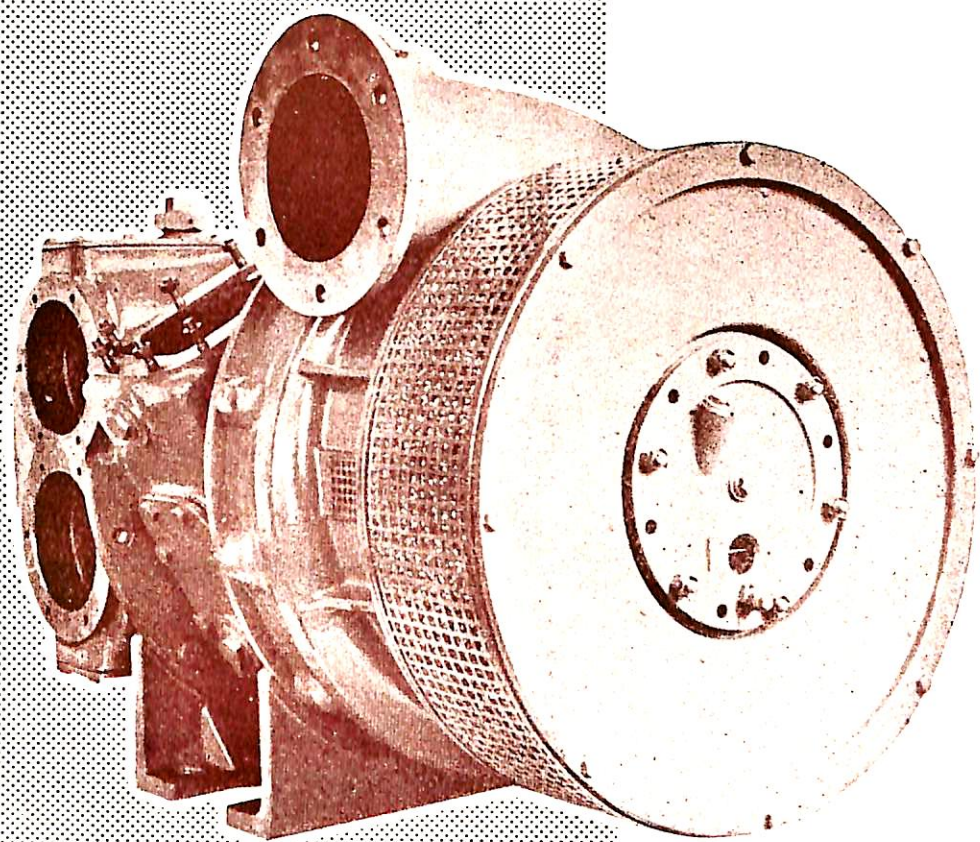
## 川崎重工業株式会社

本社 神戸市生田区東川崎町2丁目14番地

支店 東京都港区芝田村町1丁目1の1(日比谷ビル7階)

**BROWN  
BOVERI**

**TURBO-CHARGERS**



69913-VI

- Power increases of 50 - 120 % with Brown Boveri low- and high-pressure exhaust-gas turbo-chargers.
- Eight standard low- and high-pressure models for Diesel engines of 150 15000 B. H. P.
- Our new factory, with its modern manufacturing facilities, permits rapid delivery at competitive prices.
- Turbo-compressors constructed for over 40 years, turbo-chargers for more than 25 years. Take advantage of our long experience in these fields.

GET INTO TOUCH WITH US NOW

**BROWN, BOVERI & CO., LTD., BADEN**

**UHAG**

日本総代理店 **SWITZERLAND**  
**海外通商株式會社**

(旧ユーバーゼーハンデル株式会社)

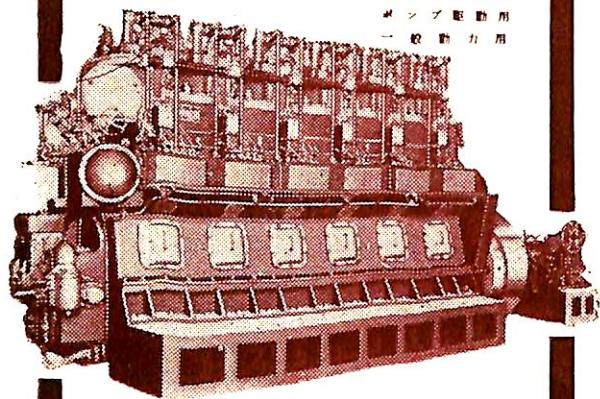
東京都千代田区紀尾井町3番地 電話 九段(33)代表9911~3

大阪市北区梅田町27産業會館ビル内 電話 福島(45)3021-5, 4101-5

# AKASAKA DIESEL

創設 50年  
50B.H.P.—3000B.H.P

船舶主機用  
船舶輔機用  
発電機用  
ポンプ駆動用  
一般動力用



株式 赤阪鉄工所

本社 東京都中央区銀座6の3 TEL銀座(57)1414, 6489  
工場 静岡県焼津市中392の1 TEL焼津1010~1014

カタログご請求下さい



VS-1型距離歪測定  
PS型歪測定器(静的用)  
DS型歪測定器(動的用)  
ゲージ…単軸・多軸  
(ロゼット) 其の他



新興通信工業株式会社

本社 工場 神奈川県逗子市逗子1103 TEL 逗子 545  
東京事務所 東京都台東区御徒町1の9中央勤業ビル TEL 下谷(83)9304  
神戸事務所 神戸市灘区篠原本町1の66の2 TEL 御影 8,6694  
名古屋連絡所 名古屋市中区上岡町3の4 TEL 本局(23) 498

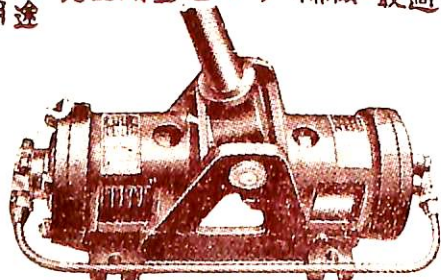
## 陸船用手動空気圧縮機

圧力・30kg/cm<sup>2</sup> 専売特許366723  
容量・464cm<sup>3</sup>行程 出願番号 393049  
用途・予-セル機開始動用其の他 7633

## 焼玉機関始動用補機

圧力・10kg/cm<sup>2</sup>  
容量・930cm<sup>3</sup>行程

其他用途 食堂用重油バーナー補機=最適



壽産業機械株式会社

本社・工場 埼玉縣川口市本町2-57  
第二工場 埼玉縣川口市並木町1-2611  
電話 川口 3400番

能美式(船舶安全法規定)

# SMOKE DETECTOR

CO<sub>2</sub>瓦斯消火装置

空気管式自動火災警報装置

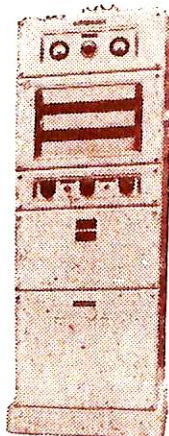
其他警報 消火機器一般  
言及言上。

製作、  
工事、  
保全。



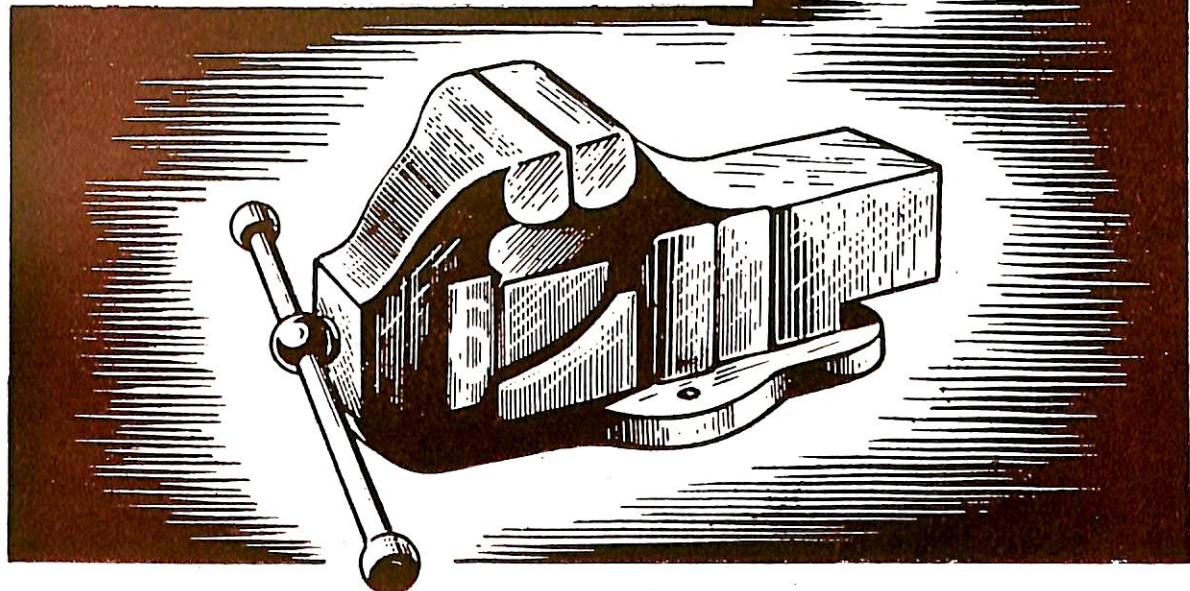
能美防災工業株式会社

営業所 東京都千代田区九段四ノ一  
電話九段(33) 8307, 5181  
大阪市西区土佐堀一ノ一 同ビル609号  
電話土佐堀(44) 2764



代理店 浅野物産株式会社

## 特殊の仕事に特殊の工具



**GARGOYLE** オイルも特殊の仕事のために特別に精製されています



船主各位最も経済的に船を運航するには是非必要な GARGOYLE DTE マリン油を!

ガーゴイル高級潤滑油は四つの点で  
経費を節減します。

- ・油量の減少
- ・修理の減少
- ・損耗の減少
- ・機械寿命の延長

全世界の主要港にはガーゴイルのマリン技術サービスがあり常に船主の利益を計つて居ります。

文献・案内書御希望の方は各支社営業部宛御申込下さい。

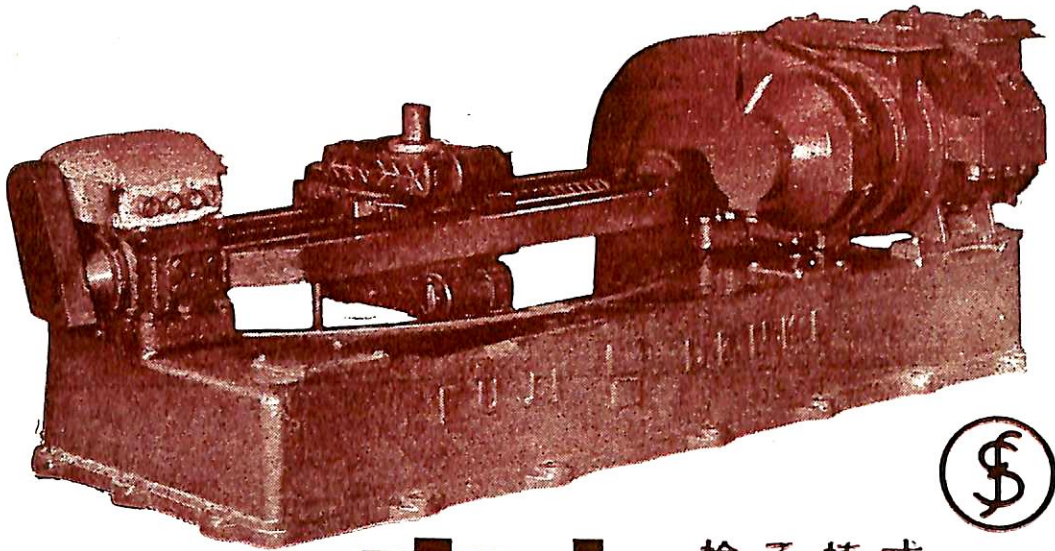
87年に亘り研究と製油並に潤滑技術に於て世界の首位を確保して居ります。

**GARGOYLE** *Lubrication*

スタンダード・ヴァキューム・オイル・カンパニー

東京・横浜・大阪・名古屋・仙台・小樽・福岡





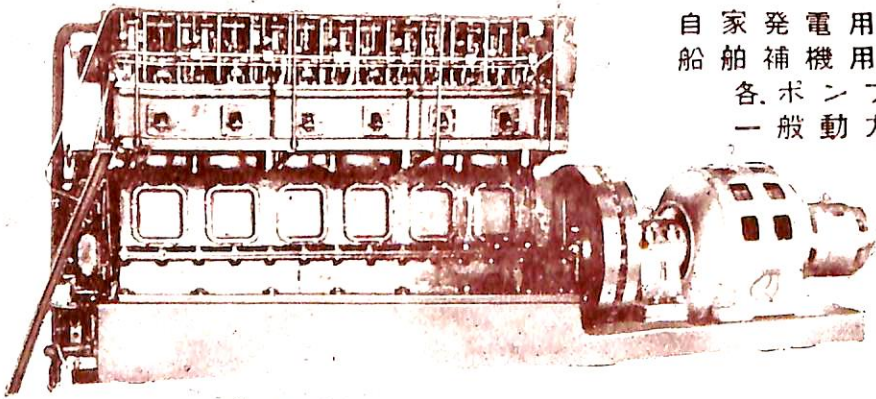
効率のよい  
 軽量小型なので  
 振付面積も少く  
 振付が容易です

# 富士 捻子棒式 舵取機

富士電機製造株式会社

東洋1を誇る… 設備・生産・性能

# クボタ ディーゼル



自家発電用  
 船舶補機用  
 各ポンプ用  
 一般動力用



# 久保田鉄工株式会社

営業所 大阪・東京・福岡・札幌・室蘭

# 船舶

第 27 卷 第 8 号

昭和 29 年 8 月 12 日発行

天 然 社

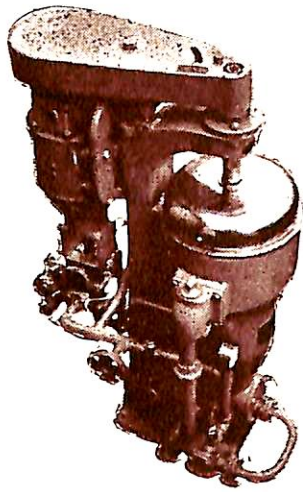
## ◇ 目 次 ◇

### 〔溶接特集〕

- 超高張力鋼とは……………木原 博…(713)
- C-4 貨物船改造工事 (主として溶接について)……………福田 英夫…(720)
- 15米軽合金巡視艇の溶接について……………岩井 次郎…(727)
- 鋼材の切欠脆性について……………大谷 碧…(732)
- 鋼材の溶接性と切欠脆性……………鈴木 春義…(740)
- 溶接による収縮変形について……………吉田菟四郎…(753)
- 低温応力緩和法について……………山内 俊平…(759)
- 其の後のユニオンメルトについて……………高木乙磨・麻生文太郎…(765)
- 第7回国際船舶流体力学会議の議題について (2)……………(768)
- 水槽試験資料43. — 中型貨物船の模型試験 —……………船舶編集室…(776)
- 鋼船建造状況月報 (6 月)……………運輸省船舶局・造船課…(782)
- 特許解説……………大谷幸太郎…(782)

- 〔写真〕 ☆才十一東西丸 ☆才二十一黒潮丸 ☆伊勢丸 ☆ぶらじる丸 ☆山国丸  
☆那覇丸 ☆まにら丸 ☆るそん丸 ☆ワールド・ジャスティス号 ☆才十興南丸  
☆才十一興南丸 ☆明倫山丸 ☆軽合金艇 “あらかぜ”

バンカーオイルを常用するディーゼル船に.....



# 新型 シャープス油清浄機

処理能力 (L/H)

機械型式 油種	タービン及 ディーゼル 潤滑油	ディーゼル 油	バンカー "C" 重油	
			Light Fuel oil	Heavy Fuel oil
No. 16-V	2000~2500	2500~3000	2000~2500	1500~2000

米國シャーププレス・コーポレーション日本総代理店

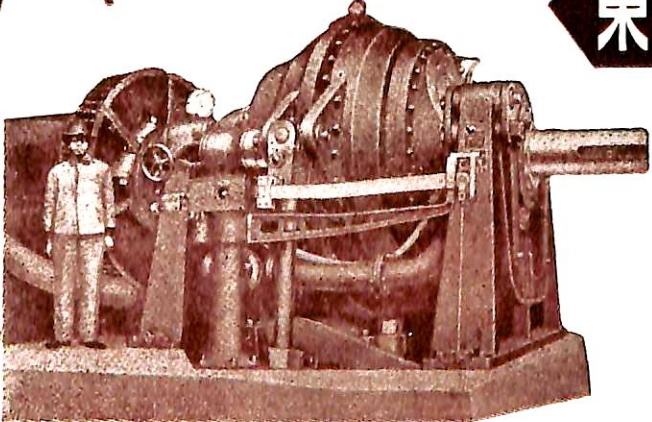
セントリフューガス・リミテッド日本総代理店

## 巴工業株式会社

本社 東京都中央区銀座1の6(皆川ビル内) 電話京橋(56)8631(代表), 8632~5  
 神戸出張所 神戸市生田区京町79(日本ビル内) 電話舞合(2)0233  
 工場 東京都品川区北品川4の535 電話大崎(49)4679・1372

時代に先駆する

### 東京衡機の試験機



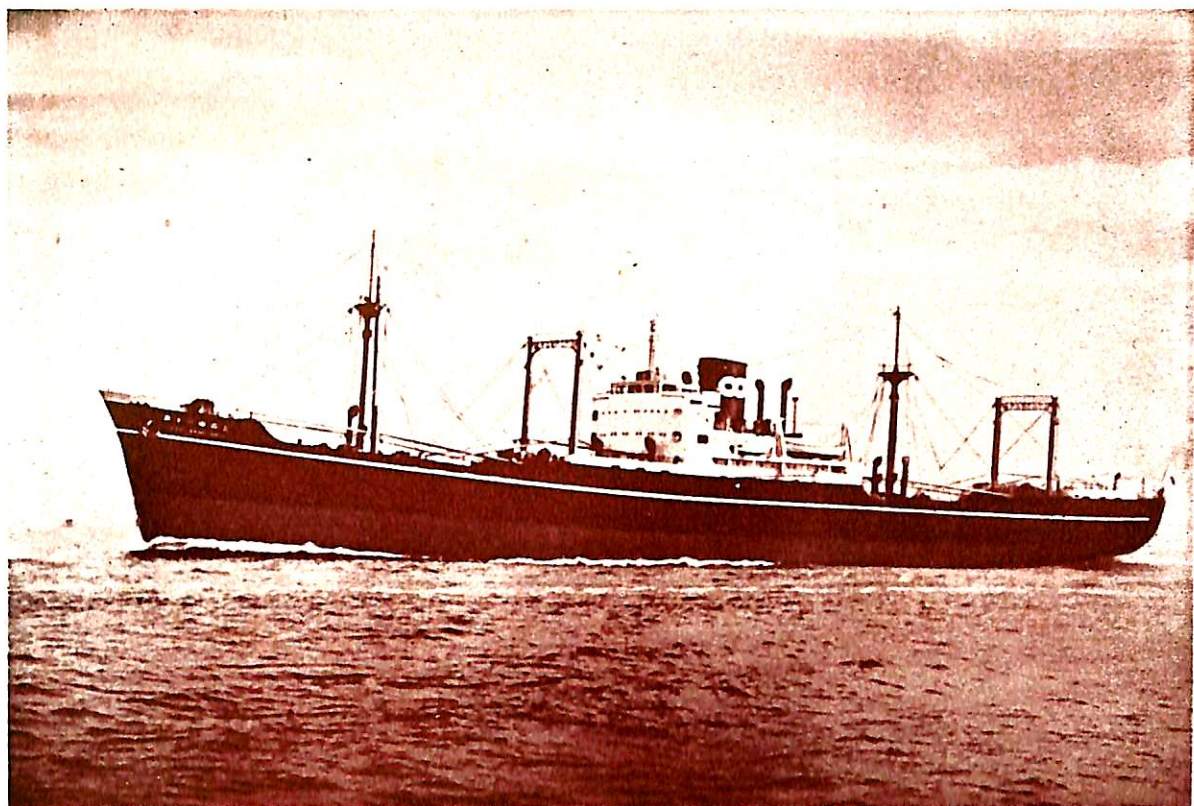
1. 試験機一般
  - A 金属材料試験機
  - B フルード式馬力測定機
2. 衡器一般
3. 電機一般
4. 電気式歪計



## 株式会社 東京衡機製造所

営業所所在地 東京都品川区北品川4 516 電話大崎(49)1883~5  
 出張所 大阪市南区八幡町6 電話南(75)6140  
 福岡市雁林町10 電話西(2)0418  
 本社 東京都中央区日本橋江戸橋1-13 電話(27)2178~9

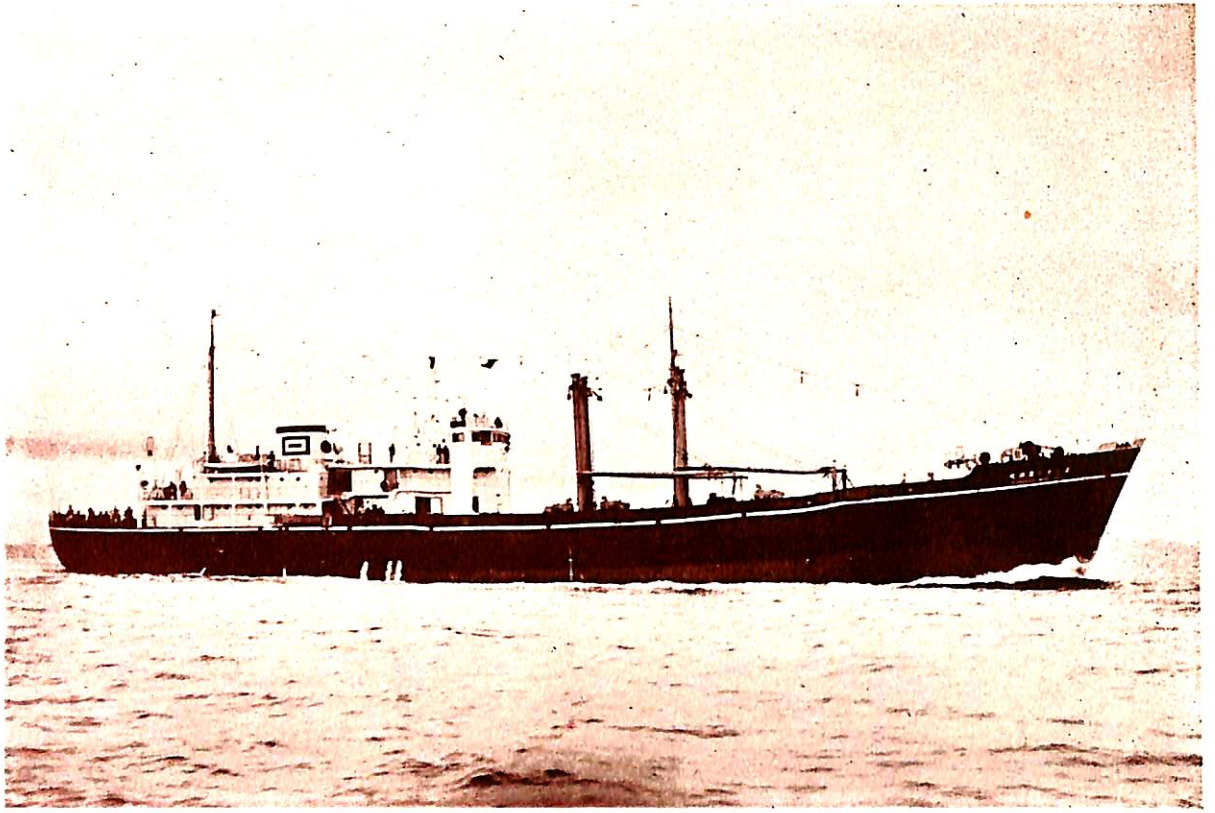




第十一東西丸

船主 東西汽船株式会社  
 造船所 株式会社・名村造船所

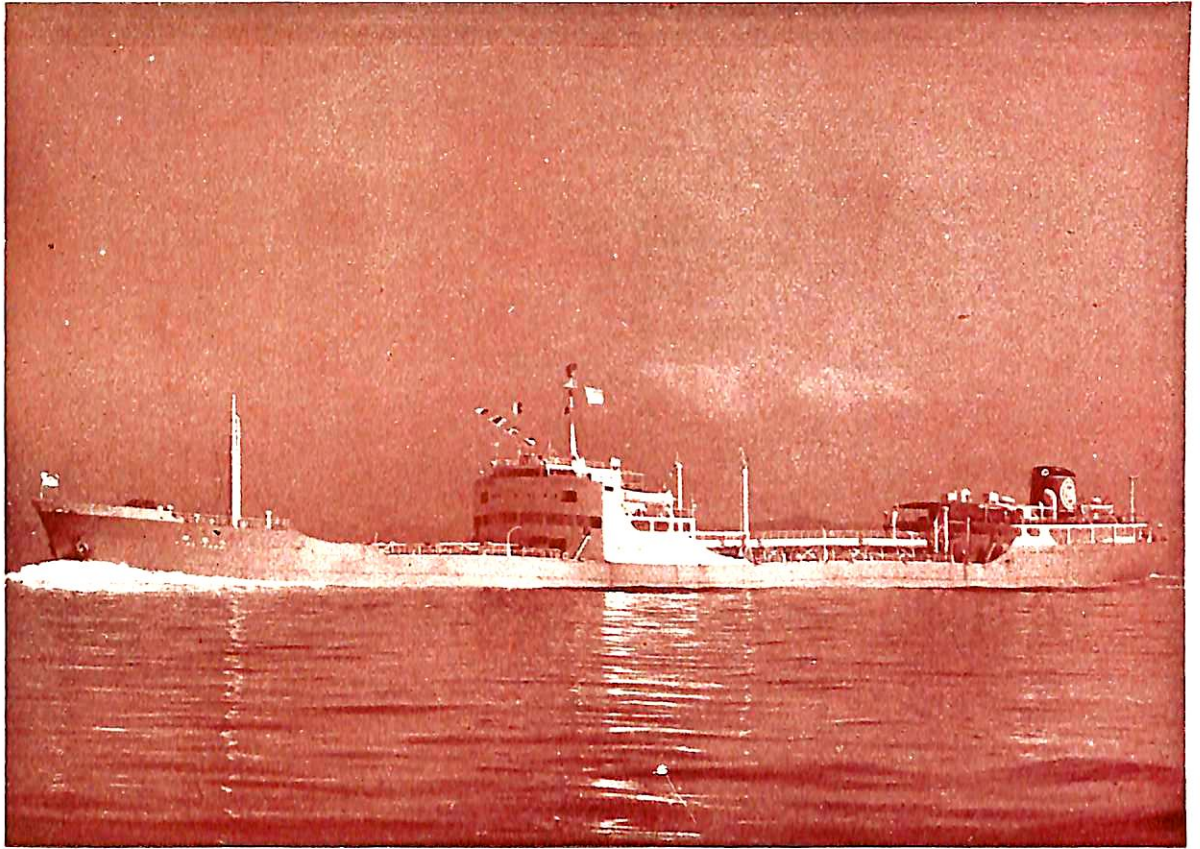
全長	長	137.53m
長	(垂)	128.00m
幅	(型)	17.60m
深	(型)	10.20m
総噸数		6,843噸
載貨重量		9,935噸
速力	(最大)	17.92節
主機		ブルツァー船用ディーゼル 機関7SD72×1
出力		5,250 B.H.P
船級		NK. AB
起工		28-10-28
進水		29-3-20
竣工		29-6-15



第二十一黒潮丸（冷凍母船）

船主 日魯漁業株式会社  
 造船所 三菱造船・下関造船所

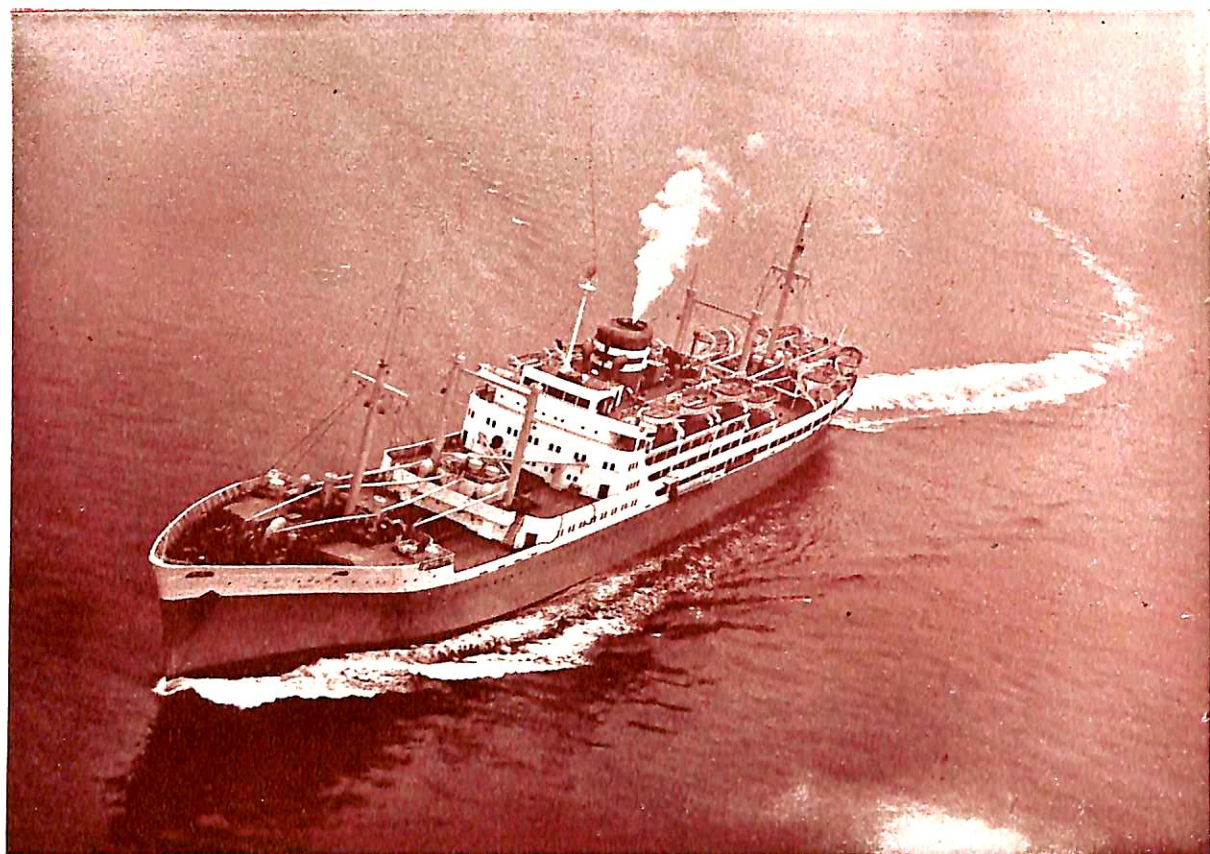
長	(垂)	74m
幅	(型)	12.5m
深	(型)	7.5m
総噸	噸 数	1,857噸
速	力	15節
主出	機 力	ディーゼル機関 2,100 B.H.P
船	級	N K
起	工	29- 1-16
進	水	29- 4-23
竣	工	29- 6-19



伊 勢 丸 (油槽船)

船 主 照国海運株式会社  
 造船所 播磨造船所

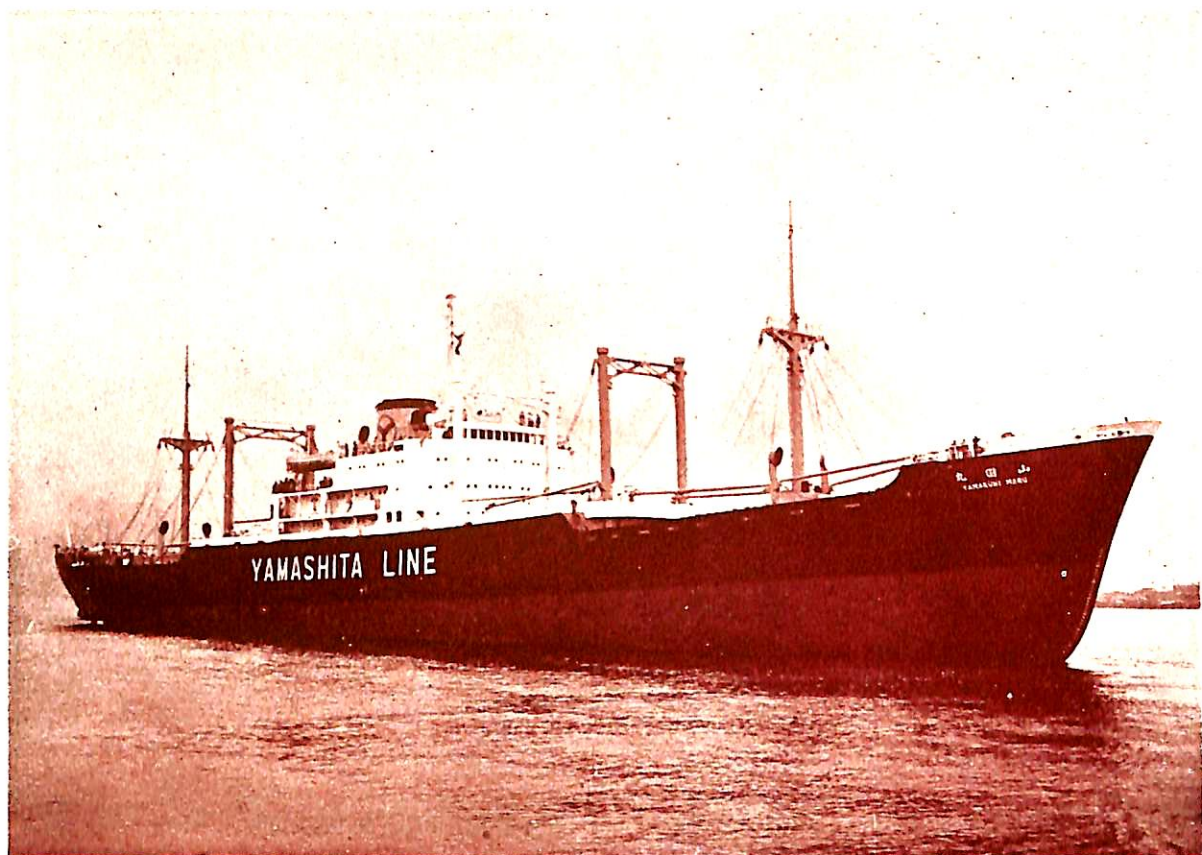
全 長		176.23m
長 (垂)		167.00m
幅 (型)		22.30m
深 (型)		12.20m
吃 水 (満載)		9.50m
総 噸 数		13,220.70噸
載 貨 重 量		20,713 通
速 力 (満載試運転)		16.503 節
主 機	播磨スルサーター	ス 機関 × 1
出 力		9,300 B.H.P
船 級		NK, LR
起 工		28 - 10 - 12
進 水		29 - 3 - 29
竣 工		29 - 7 - 1



ぶらじる丸（貨客船）

船主 大阪商船株式会社  
 造船所 新三菱重工・神戸造船所

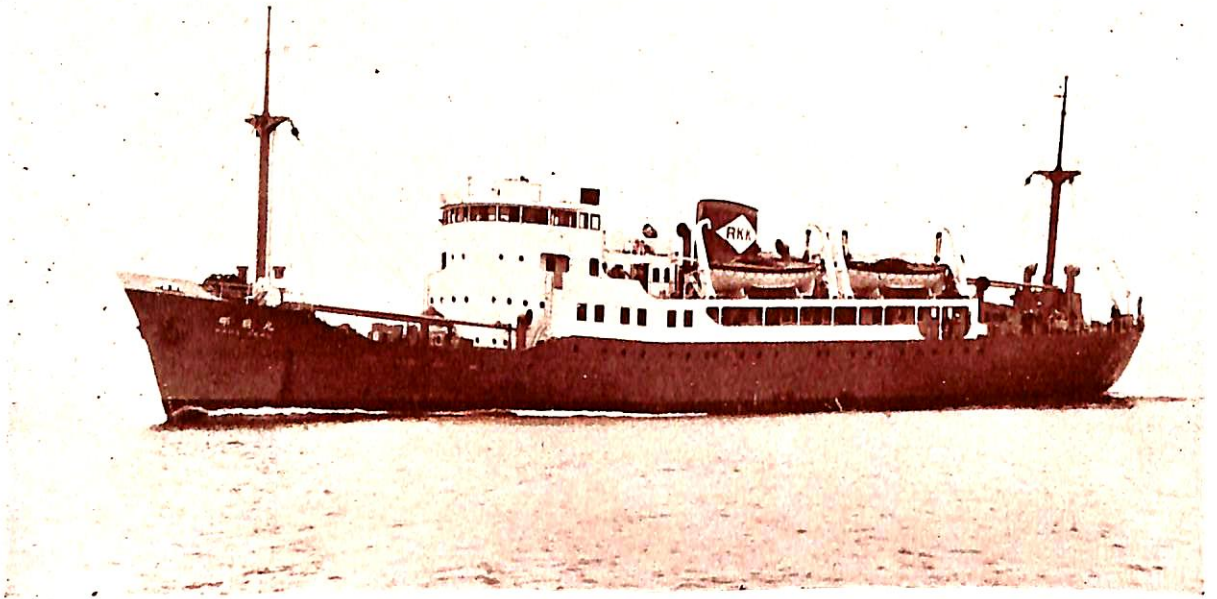
長	(垂)	145.00m
幅	(型)	19.6m
深	(型)	11.9m
吃	水	8.7m
総噸	數	10,100.670噸
載貨	重量	9,882噸
速	力	19.65節
主	機	三菱神戸ズルサーヂーゼル×1
出	力	9,000 B.H.P
船	級	AB, NK
起	工	28-10-27
進	水	29-4-6
竣	工	29-7-10



山 国 丸

船 主 山下汽船株式会社  
 造 船 所 日立造船・桜島工場

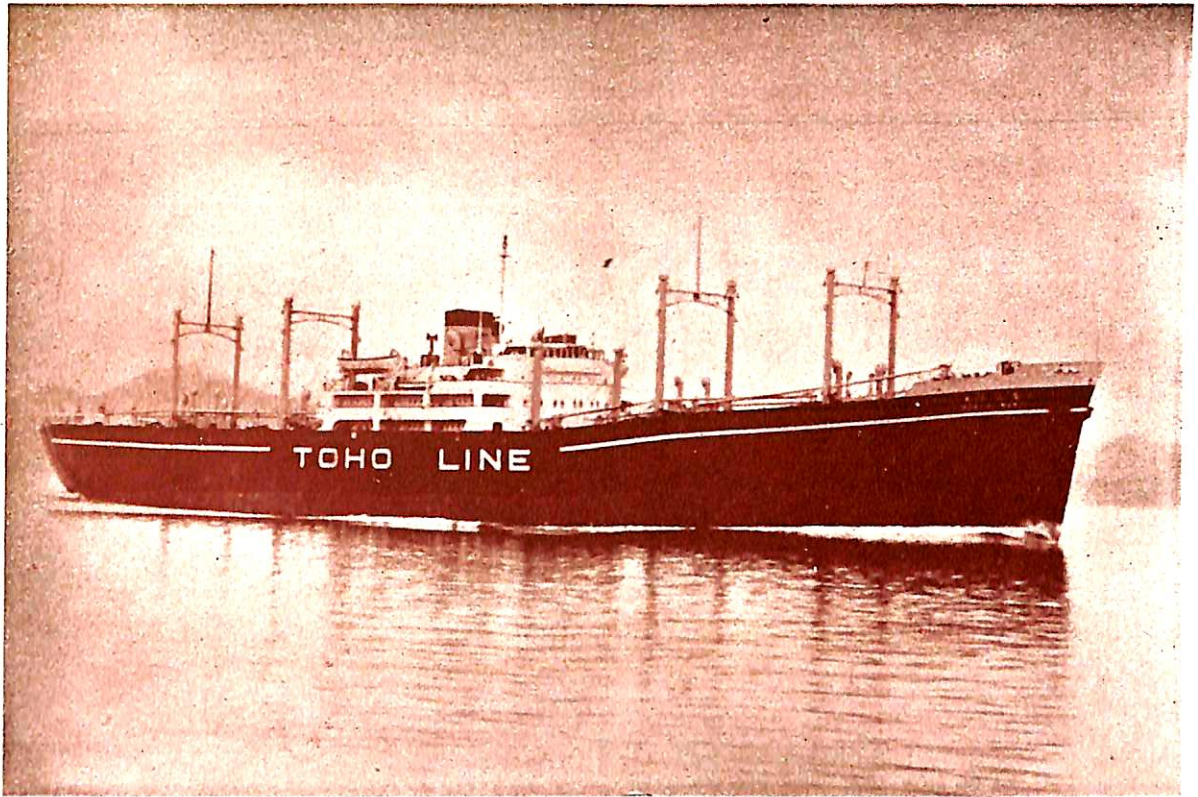
長	(垂)	140m
幅	(型)	19m
深	(型)	10.5m
總噸数		7,625噸
載貨重量		11,000噸
速力		18.75節
主 機		日立B&W排気ターボ給気式 ディーゼル機関(塔接構造)×1
出力		7,500 B.H.P
船 級		NK, AB
起 工		28 - 9 - 30
進 水		29 - 5 - 28
竣 工		29 - 7 - 14



那 覇 丸 (貨客船)

船 主 琉球海運株式会社  
 造 船 所 尾道造船株式会社

長	(垂)	62.20m
幅	(型)	10.80m
深	(型)	4.90m
吃	水	4.51m
總	噸 數	1,069.63噸
速	力 (公式最大)	16.519節
主	機 浦賀玉島ズルザーディーゼル機関×1	
出	力 (定格)	1,800B.H.P
船	級	NK,
起	工	28-12-15
進	水	29-4-17
竣	工	29-6-30



まにら丸

船主 東邦海運株式会社  
造船所 三菱造船・広島造船所

長 (垂)	145.00m	主 機	三菱エツキウイス式蒸気タービン
幅 (型)	19.2m	出 力	8,500S.H.P
深 (型)	12.5m	船 級	AB, NK,
総 噸 数	6,900噸	起 工	28-12-22
載 貨 重 量	10,500噸	進 水	29- 4-17
速 力 (最大)	19.5節	竣 工	29- 7-11

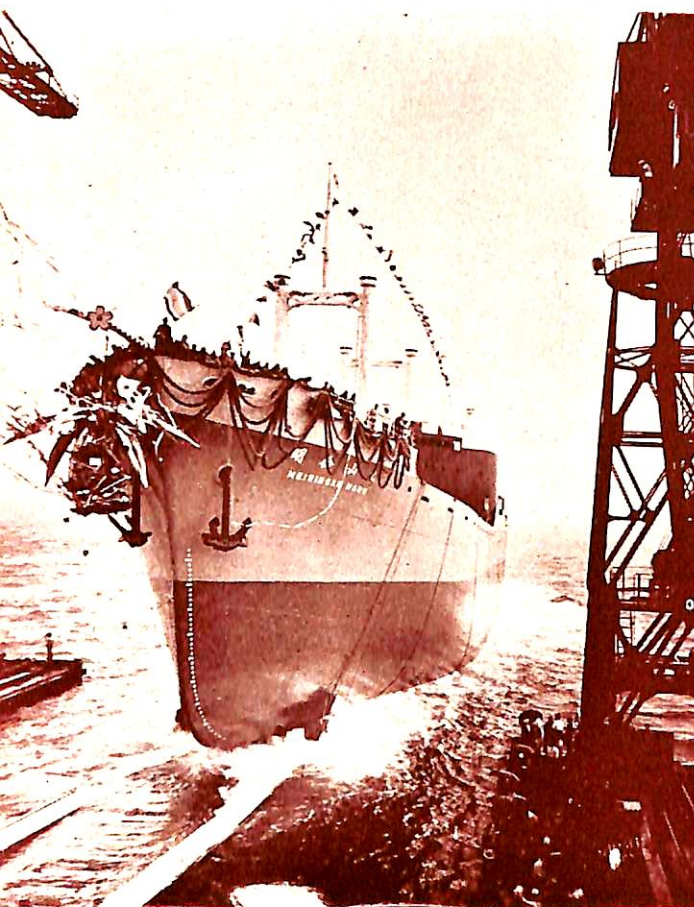
5

つの  
船舶塗料

- ・ピニレックス (塩化ビニール 艦船塗料)
- ・C-Rマリーンペイント (ノン・チョーキンゲ型 合成樹脂塗料)
- ・槌印船舶用調合ペイント (船舶用特殊塗料)
- ・槌印無水銀鉄船々底塗料 (鉄船々底塗料)
- ・ノン・スリップ (滑止塗料)

カタログの御申込みは 大阪市大淀区浦江北 4  
東京都品川区南品川 4

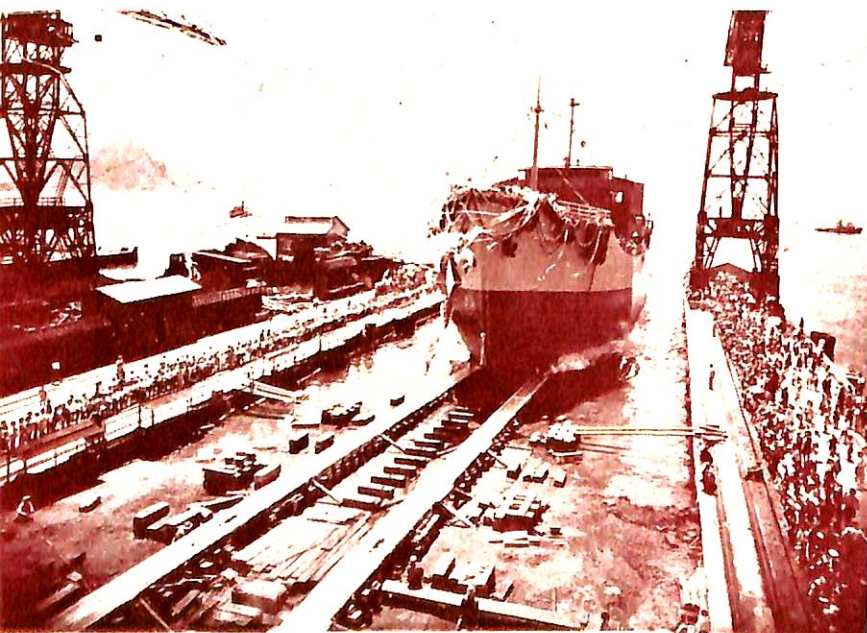
◎ 日本ペイント



明倫山丸



ワールド・ジャスティス号 (リベリヤ国向)

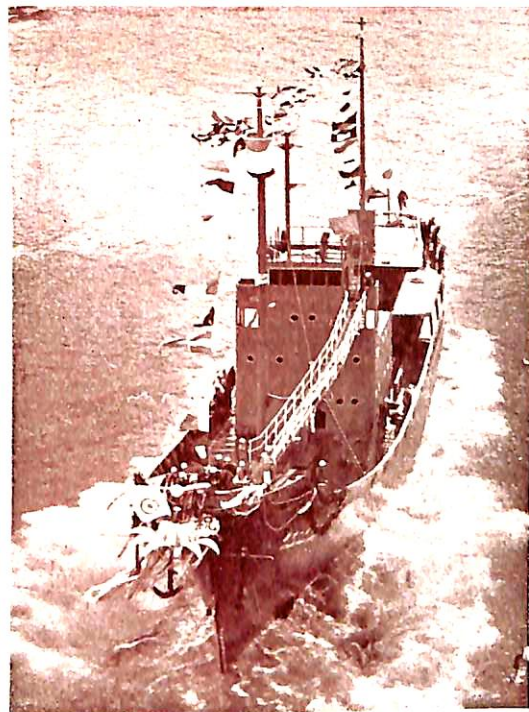


るんそ丸 (精密運搬船)

要目	船名	明倫山丸
長	(垂)	133.00m
幅	(型)	18.60m
深	(型)	10.40m
吃水		8.08m
總噸數		7,550噸
載貨重量		10,700噸
速力	(滿載)	16節
主機		三井B&Wターボ チャージ付 ディーゼル
出船力		7,500B.H.P.
起工		NK, LR,
進水		28-11-28
竣工		29- 6 -19
竣船		29- 8 -未予定
造船所		明治海運
造船所		三井・玉野



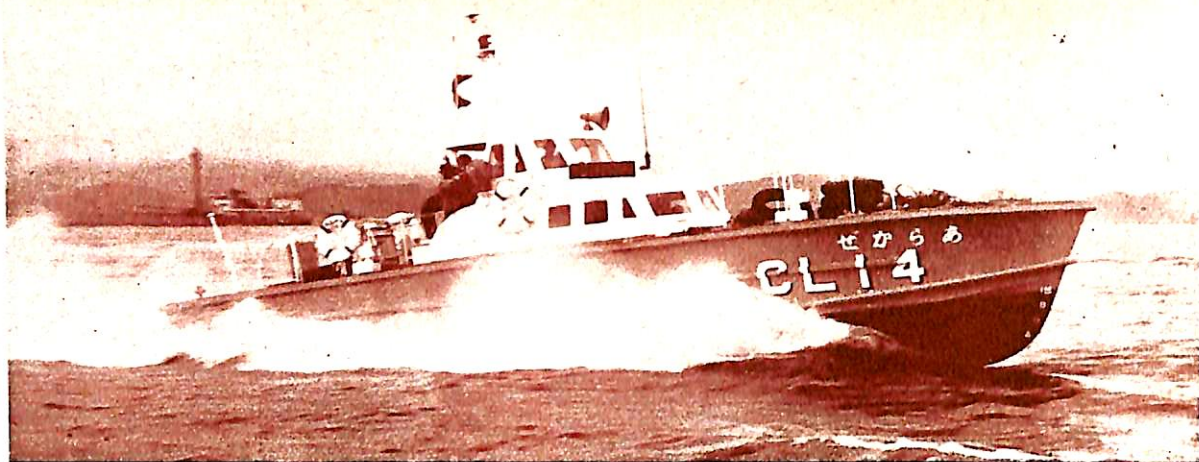
第十興南丸  
(捕鯨船)



第十一興南丸 (捕鯨船)

るそん丸	ワールド・ジャスティス号	第十興南丸
106.00m	659'-11"	57m
16.00m	83'-0"	9.70m
8.00m	45'-0"	5.10m
	34'-0" (計画満載)	4.25m
約4,250噸	約21,000噸	700噸
約6,200瓩	32,000瓩	
12.5節	約17節 (最高)	17.25節
蒸気タービン×1	蒸気タービン×1	日立B&Wディーゼル機関
2,600S.H.P.	15,000S.H.P.	3,280B.P.H.
	LR,	
	28-10-20	28-12-15
29-6-21	29-7-17	29-5-4
29-8-未予定	29-11-15予定	29-8-未予定
日東商船	インターマリン ナビゲーション社	日本水産
三菱造船・下関	三菱造船・長崎	日立・向島

南丸は第十一興南丸の姉妹船、去る7月9日日立・向島工務  
した。



—— オール軽合金艇 “あらかぜ” ——



本年3月末三菱造船・下関造船所で建造されたわが国初のオール軽合金艇“あらかぜ”(海上保安庁所属)は、目下海上の交通、救難、哨戒などに活躍中である。本号では特にこの軽合金艇の溶接についての詳細を発表した。(本文 727頁)

← 船底の溶接状況

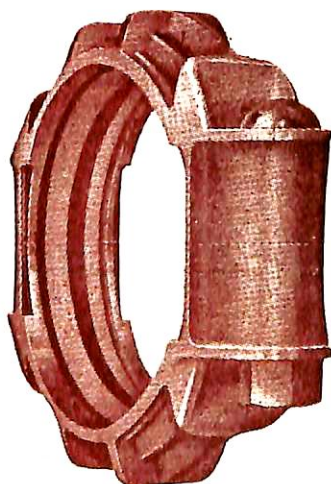


日本ヴィクトリック株式会社

VICTAULIC

LEAKTIGHT  
PIPE

FLEXIBLE  
JOINTS



販賣總代理

淺野物産株式会社  
東京都中央区日本橋小舟町  
二丁目 (小倉ビル)

電話茅場町(66)代表0181~10  
代表7531~5

大阪支店 大阪市東区瓦町二丁目瓦町三和ビル  
門司支店 門司市棧橋通一 郵船ビル  
札幌支店 札幌市南一條西二丁目一八番地  
出張所 横濱・名古屋・神戸  
広島・高松・福岡・八幡  
長崎・熊本・仙台・釧路

ABC

世界の海運界に先駆!!

# 新鋭機 七洋へ

清浄と燃焼性状改善

10~15時間連続浄油  
自動乾清掃装置附

## 特許 毛細管式

ノーカーボン運航

バンカー-重油潤滑油用



# コロイダル浄油機

清浄度三クロン→ミリクロン

colloidal

## 日之出コロイダル機器株式会社

大阪市福島区上福島南三丁目一四二(堂島大橋北詰莫大小会館)  
電話 福島 (45) 直通 7504・730~732・3341・3512 番

### DE LAVAL

Aktiebolaget Separator  
Stockholm, Sweden

燃料油清浄機

ディーゼル油用

バンカー油用

潤滑油清浄機

ディーゼル

タービン油用

其他 各種遠心分離機

瑞典セパレーター会社日本總代理店  
**長瀬産業株式会社機械部**

大阪市西區立賣堀南通1丁目1番地

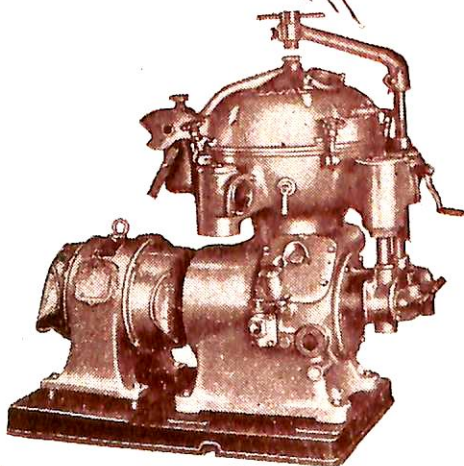
電話 新町 (53) 40-41・950・956

東京支店 東京都中央区日本橋小舟町2の3の12

電話 茅場町 970

整備工場 京都機械株式会社分機工場

京都市下京区吉祥院船戸50





株式会社

荏原製作所

東京 丸ビル  
大阪 朝日ビル



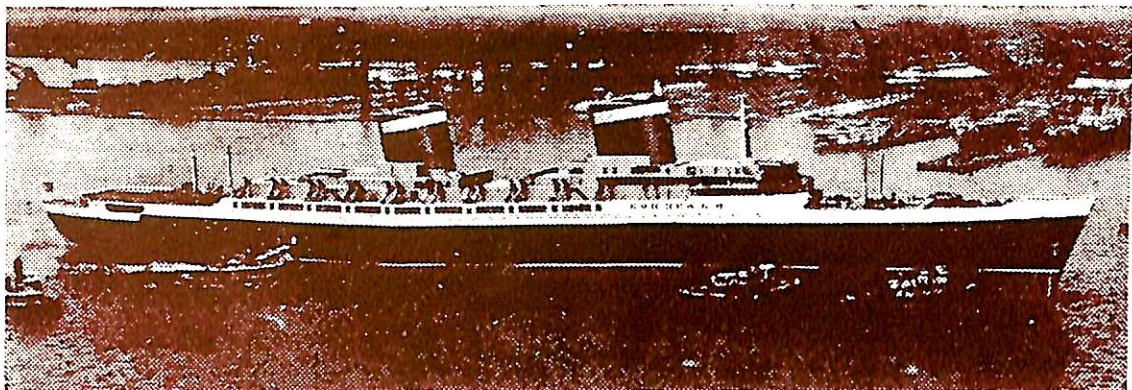
高田船底塗料

高田“VS” (超高性能  
ビニール系船底塗料)

船舶用各種塗料

タセト電弧熔接棒

大阪 日本油脂 札幌  
福岡 名古屋  
本社・東京丸の内(東京ビル)



有名な豪華客船 S.S. United States にはウオシントンの給水ポンプ・ヒーター-其の他の機械を施設してあります

## 機関室には是非ウオシントン社の製品を...

ウオシントン社には機関室の補助機械として世界的に有名なあらゆる種類の製品があります  
即ち各種のスチーム・タービン、コンプレッサー、チイゼル・エンジン、冷凍機、換気装置機  
スチーム・コンデンサー、スチーム放射器、其の他ポンプ及び、動力装置等多数の製品を製作しています

船の設計から航海に至るまでの凡ゆる面で、85年の長い歴史を持つウオシントンの技術的な智識経験を御利用下さい。

Worthington Corporation, Export Department, Harrison, New Jersey, U. S. A.

**WORTHINGTON**



世界に誇る有名品の商標

### 三機の船舶用機材

#### 厨房設備

(ギョレ・グリル・ペーカー・バー)  
(喫茶・食品加工設備一式)

#### 冷蔵設備

客船・貨物船・捕鯨船等何れにも適する様

設計製作施工いたします

#### 洗濯設備

伝統を誇る!

#### 電縫鋼管



瓦 斯 管  
空 氣 予 熱 管  
ボ イ ラ ー チ ュ ー ブ  
ラ ヂ エ ー タ ー チ ュ ー ブ  
其 他 艦 船 用 鋼 管

# 三機工業

社長 山田熊男

支店 大阪・名古屋・福岡・札幌・広島  
工場 川崎・鶴見・中津

本社 東京都千代田区有楽町(三信ビル)

電話 東京59局 (59) 代表5251~(10) 代表5261~(10) 代表5351~(10)

造船に、特殊建造物に

# 日鋼の広中鋼板と！

★ 戦後、大型造船技術の急激な発達と共に鋼板の需要は増大すると同時に更に広中を要求されています ……………

多年注目を浴びて来た当社の**30,000馬力四段式圧延機**は、今こそ独特の製品を以て各界の御要望にお応えする時であると信じます。

★ 既に当社は、大型**キルド鋼板**を製造致しまして、御好評を戴いて参りましたが、更に**セミキルド、リムド鋼板**の製造が自由に出来るようになりましたので、需要家各位の御活用を願います。

★ 尚**30,000馬力四段式圧延機**によるこれ等鋼板の圧延寸法は次の通りです。

巾 7 呎 ~ 15 呎 (2.5メートル~4.5メートル)

厚さ 14 耗 ~ 200 耗 (1/2 吋 ~ 8 吋)

長さ 30 呎 ~ 60 呎 (9メートル ~ 18メートル)



## 日本製鋼所

東京都中央区京橋1の5  
支社 大阪市北区堂島中1の18  
営業所 福岡市天神町・札幌市南一条

## ま え お き

溶接構造物に高張力鋼 (High Tensile Steel) を使用する傾向が最近とくに盛んになり世は正に高張力鋼時代に突入せんとしている。高張力鋼はいうまでもなく一般構造用軟鋼 (Mild Steel) の抗張力あるいは降伏点を高めるため炭素、マンガン、シリコン、クロム、ニッケル、モリブデンなどの合金元素を適量に加えた低合金鋼 (Low Alloy Steel) あるいは合金鋼 (Alloy Steel) で、船舶、車輛その他主として輸送あるいは構築物の重量を軽減するために用いられるもので歐米をはじめ古くから広く普及されている。

高張力鋼の中でもいわゆる 50~60kg/mm<sup>2</sup> 程度の低合金鋼は比較的溶接性良好であつて有名なドイツの St 52 を中心とした廣泛な研究結果もあり大體従来の Mn-Si 系の炭素鋼で比較的容易に實用の域に達しており、わが國でも最近船舶、車輛、または橋梁などに屢延のままで使用されて來ている。

所が實際に高張力鋼によつて構造物の重量軽減を計るにこの程度の強度では未だ不充分であつて、例えば保安應用の高性能船舶またはとくに一般の大型船舶では更に 60kg/mm<sup>2</sup> 以上の抗張力を有する鋼の必要が生じている。ここで採り上げた超高張力鋼とはすなわちこのような強力な高張力鋼を対象にしているのであるが、この場合唯單に従来の 52kg/mm<sup>2</sup> 級のものの中の C、Mn などを増加させて強度を高めれば溶接による硬化性が増して、溶接が困難になる。従つて強度を高めかつ溶接性の満足なものを得るため各國でも例えばクロム、ニッケルなどの合金元素を入れるとか、ヴァナヂウム、チタニウムなどの高級な合金元素を添加するとか更には熱處理によつて鋼質の改善を行うとかいろいろ工夫を凝らしている。わが國においてはこの種の溶接性を加味した鋼の研究には未着手であつて、すべてが今後の問題であるので、今回は超高張力鋼とは如何なるものかを溶接性を中心に述べて見たい。

## 超高張力鋼の問題點

衆知の如く溶接構造用高張力鋼の具備すべき條件は一般構造用軟鋼より數割大きな抗張力を有し、しかも缺陷なく溶接が可能な點にある。單に鋼材の強度を高めることは製鋼上きわめて容易なことであるが、

1) 強度 (引張強さおよび降伏點)

2) 切欠靱性を含めた溶接性

3) 耐 蝕 性

4) 加 工 性

5) 價格の低廉

といういろいろの事柄を同時に満足することが必要なため製鋼上の困難を伴う譯である。

ここでいう超高張力鋼 (Super High Tensile Steel) とは抗張力 60kg/mm<sup>2</sup> 以上 70kg/mm<sup>2</sup> 程度のものを對象としたもので、従つて問題は溶接性を損わずに如何にして強度を高めるかにある。

鋼材の強度を高める最も普通な方法は合金元素の量を増すことであるが、多くの場合溶接性は低下する。この中最も可能性の大きな溶接性上の缺陷は切欠脆性と熱影響部の硬化である。そこで次に合金元素とこれらの關係について少し詳しく述べて見よう。

## 超高張力鋼と切欠靱性

戦後軟鋼、高張力鋼の如何を問わず溶接構造用鋼としては脆性破壊に對する感受性の少いことが不可欠の條件となつておりすでに欧米各國では従来の研究成果に基いて溶接構造用鋼材規格を改訂し脆性破壊の危険の少い鋼を採用している。

一般に各種合金元素が添加されると鋼の切欠靱性はそれぞれ合金元素特有の變化をし、ある元素は脆性破壊に移行するいわゆる遷移温度を低温に下げる役目をし (例えば Mn, Ni, Al 等)、あるものは逆に遷移温度を上昇させ (例えば C, P, Mo, N<sub>2</sub> 等) またあるものはその添加量によつてその舉動を異にするもの (例えば Si, V, Ti 等) または傾向が未だ判然としない一部の元素 (例えば Cu, B, Cr 等) の大體四種類に分けて考えることが出来る。強度を増すため加えた合金元素の量とともに脆性感受性はこのように變化するから切欠靱性を増すような添加元素の選擇が必要である。

また一般に鋼材中に切欠が存在するとその先端に應力集中と多軸應力が起り、脆性破壊の危険が増す。最近米國で行われた溶接船の構造破壊の調査報告にも破壊の大多數は溶接上の缺陷などの當初からあつた切欠によつて起つた事實が指摘されておりその原因に不溶着部、卷込み、アンダーカットの他、微小龜裂が擧げられているが、超高張力鋼は一般に溶接部附近の母材の硬化が大であるから、自然に切欠が潜在している結果になる。

従つてこの種の鋼では特に溶接施工上注意を拂いこの

ような缺陷を残さぬことが肝要である。但し超高張力鋼を使用した場合は一面には板厚の減少が期待出来るから、切欠感度が板厚の減少とともに減る點ではやや有利と考えられる。

### 超高張力鋼と硬化性

抗張力が少くも  $60\text{kg/mm}^2$  以上を要求されると従来より炭素、マンガン、シリコン量も増したこの他にニッケル、クロム、モリブデン等の諸元素が加えられる機会が多くなるが、一般にこれらの合金元素が増すと鋼の焼入性 (Hardenability) が大になる。焼入性とは鋼の變態を遲滞さす傾向をいう。一般にこの程度の高張力鋼はパーライト鋼であるから高温のオーステナイト状態から徐冷すると變態によつて比較的軟いフェライトとパーライトに分れるが冷却速度が増してある臨界冷却速度以上になると最早上記の變態が起らず非常に硬いマルテンサイトを生成する。一般に合金元素は程度の差はあるが、この臨界冷却速度を小にする。すなわち冷却速度が餘り大でなくとも充分マルテンサイトを生成し得るようになる。普通超高張力鋼に添加される合金元素中特に焼入硬化能を増すものは C, Mn, Cr, Mo 等である。一般に焼入性はこれらの元素の量とともに増すからこのような低合金鋼あるいは合金鋼では普通の溶接によつて得られる程度の冷却速度でも容易に硬いマルテンサイトを生ずる。このように生じたマルテンサイトが實は超高張力鋼のような材料に出易い溶接部のビード下割れ (Underbead crack) の主因になるのである。

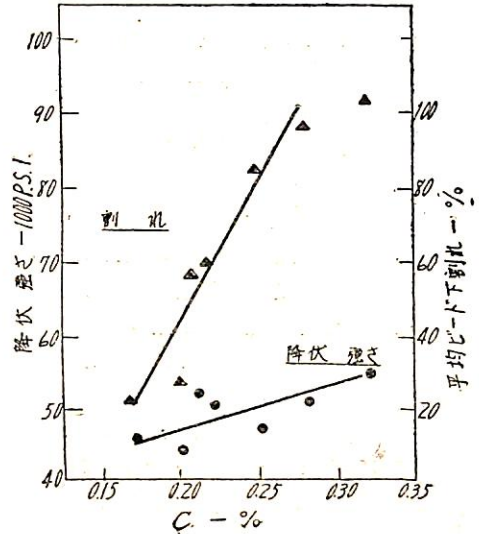
ビード下割れとは焼入性の大きい鋼を溶接する際にあられる熱影響部の低温割れ ( $200\sim 300^\circ\text{C}$  程度で發生) でその生因には 1) 溶接に伴う溶着鋼および熱影響部の收縮, 2) マルテンサイト變態, 3) 溶接中の水素の三つの因子が挙げられる。すなわち鋼の變態に伴う動的な應力と過飽和水素による脆化並びに分子狀水素の持つ静力學的な壓力が重つた時起り、マルテンサイト變態および遊離水素の二つの中のいづれの一つでも缺けた場合には決してビード下割れが起らない點を Mallett および Rieppel は實證している。

以上の理論からこのようなビード下割れを除去する手段として考えられることは第一には使用鋼材の焼入性を減ずること第二には溶接の際に豫熱を行つて冷却速度をマルテンサイト生成速度 (臨界冷却速度と呼ぶ) 以下にするかまたは溶接の際に溶接部に入る水素を完全に遮断することこれには低水素系の溶接棒を使用するかか濕氣を除けば良い。

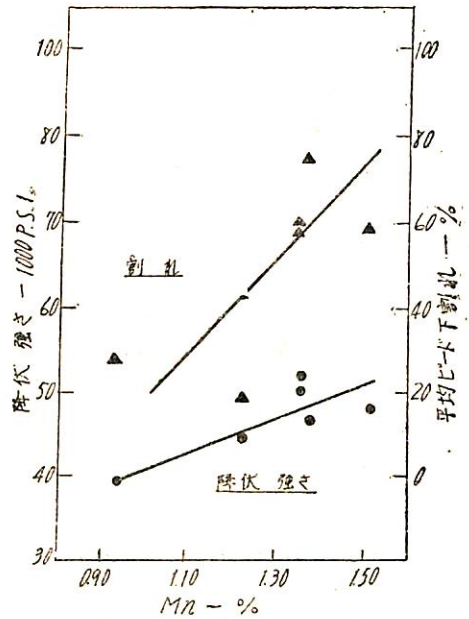
ここで採り上げた超高張力鋼の如き低合金あるいは中

合金鋼では硬化性が特に大であるから溶接性といへばビード下割れを起すかどうかということであると考えてもよい程である。勿論溶接構造物の應用範圍の廣い點から考えて使用性能上このような定義では不十分ではあるが、その重要度においてはビード下割れを除いて他に存在しないことには異論はあるまいと思う。

次に超高張力鋼の添加元素として使用される各合金元素と硬化性およびビード下割れについて簡単に述べる。第1~8圖は Battelle で行つた各合金元素と、降伏點



第1圖 炭素の影響 (Sims, Banta)



第2圖 マンガンの影響 (Sims, Banta)



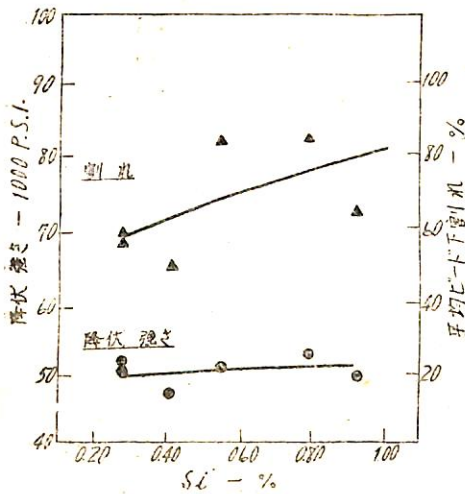
およびビード下割れの関係を図示したもので、その基本成分は 0.21% C, 1.35% Mn, 0.28% Si, 0.015% Ti の高張力鋼である。

炭素 C、マンガン Mn とともに各合金元素中最も焼入硬化性に影響を及ぼす元素で C は共析鋼（約 0.85% 炭素鋼）の範囲までは炭素量の増加とともにパーライト變態を遅延する傾向が大になる。Mn も 1% を超えると著しく變態を遅らせ、ビード下割れに著しく影響するから（第 1, 2 圖）その成分量をどの程度にするかが非常に溶接性に影響する。

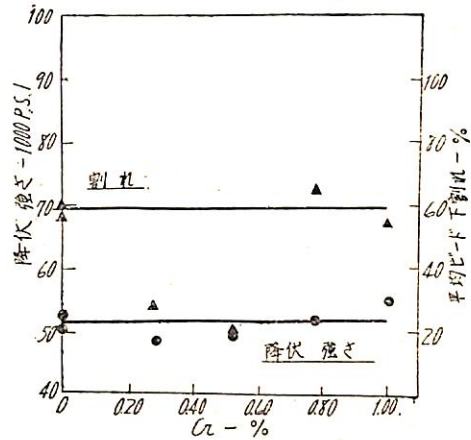
シリコン Si は Mn とともに低合金鋼では主要成分の一つで一般に抗張力を高めるが焼入性およびビード下割れにはそれほど影響がない（第 3 圖）、従来米國の一部の研究者の間に Si の硬化能を過大視する傾向があるが、わが國の最近の研究ではそれがきわめて小さいことが明らかになりいわゆるドイツの St 52 など Si-Mn 系の有利なことが實證された。ただ餘り多いと切欠靱性および高温割れには悪影響を持つものと思われる。

ニッケル Ni、およびクロム Cr も抗張力、焼入性をともに高めるがその程度は Mn より大きくない。Cr の効果は炭素含有量によつても異なるが 1% 以下でもパーライト變態を遅滞させる傾向を有する。第 4 圖はクロムのビード下割れに及ぼす影響であるが、この結果では餘り影響が見られない。

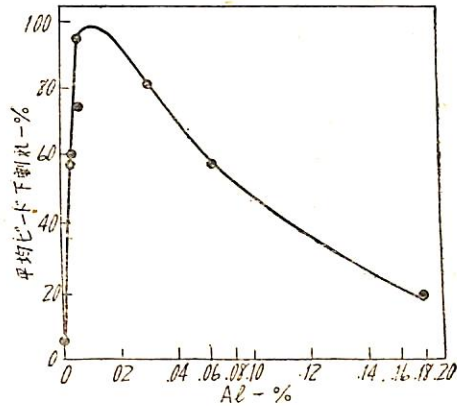
アルミニウム Al は細粒鋼を作ることで知られているが、最近ドイツでは特に Al で處理した高い降伏點を持つ高張力鋼が作られ注目を帯びている。ビード下割れへの影響は 0.01% 程度までは悪いがそれ以上入るとかえつて減少するようである（第 5 圖）、但しボイラー用



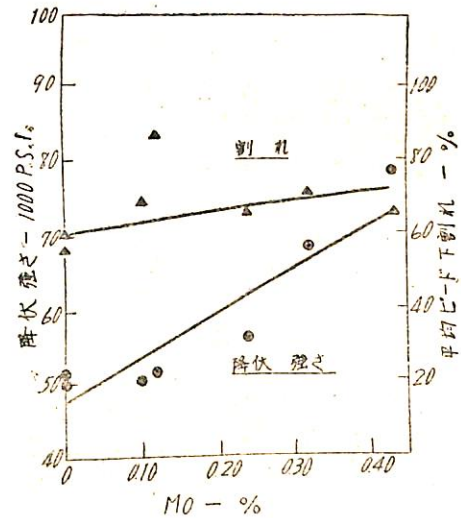
第 3 圖 シリコンの影響 (Sims, Banta)



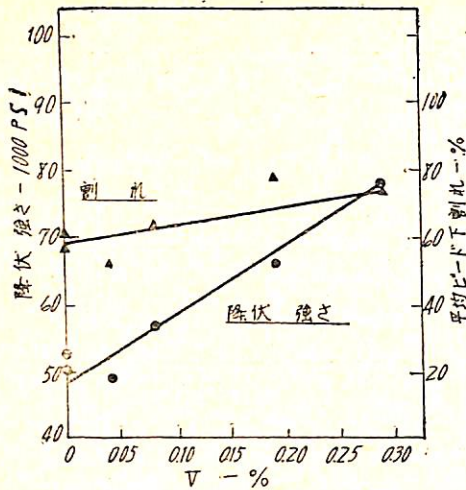
第 4 圖 クロムの影響 (Sims, Banta)



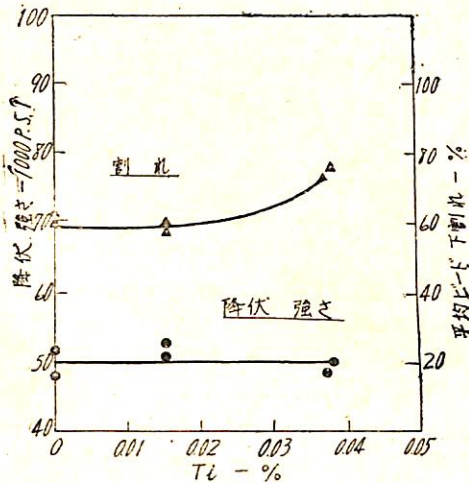
第 5 圖 アルミニウムの影響 (Sims, Banta)



第 6 圖 モリブデンの影響 (Sims, Banta)



第7圖 ヴァナヂウムの影響 (Sims, Banta)



第8圖 チタニウムの影響 (Sims, Banta)

鋼の如く高温で使用する鋼の場合は Al を過度に入ると黒鉛化を助長するから注意すべきである。

その他モリブデン Mo (第6圖), ヴァナヂウム V (第7圖), チタニウム Ti (第8圖), ボロン B 等も一定程度までは熔接性を損わずに抗張力を高め得るのでこの種の鋼には多く使用されているが, V, Ti あるいはジルコニウム Zr, コロンビウム Nb 等の元素を微量加えた場合の機能は更に複雑である。すなわちこれらの元素の炭化物は Fe, Mo, Mn などのそれとは異りオーステナイト中に溶解する速度が遅く, 熔接の場合の急熱現象では十分オーステナイト中に溶解し切れずに不溶解介在物として残るためかえつて硬化性を減ずる効果を示す。米國海軍で實用されている V-Ti 系のいわゆる Vanity 型高張力鋼はこの理由から發達したものである。

以上は主として合金元素の影響であるが, ビード下龜裂はこれらの他に合金の偏析状態によつてもその發生の頻度を異にする。均質化處理によつてマンガン鋼中にあるマンガンの層狀偏析を消失させ均一な組織にした場合ビード下龜裂が著しく減少した例がある。またオーステナイト結晶粒度との關係についても理論上は細粒鋼の方が焼きが入りにくいが熔接熱影響部の最も硬化する部分は少くも 1000°C 以上の高温になるのでかかる高温では細粒鋼も粗粒鋼同様粒が粗くなつて仕うから餘り影響は明らかでない。

またビード下割れの外に一般に熔接部の延伸性を良好にするにも熱影響部の最高硬度を出来るだけ少くするのが望ましい。熔接部の最高硬度は上述した合金元素によつて左右されるが, 簡單には等價炭素量によつて定まる。

Tremlett は等價炭素量の式として次のようにならわしている。

$$C_{eq} = C + Mn/6 + Ni/15 + Cr/5 + Mo/4 + Cu/3$$

最近諸外國における熔接性の研究の結果, 熔接ビードを置いた場合の熱影響部の最高硬度がピッカースの 350°以下であることが高張力鋼として望ましいことがいわれている。結局熱影響部の最高硬度をこの程度に止めしかも充分な強度と靱性を持つような高張力鋼を得るための合金元素の選擇および製鋼法の改善が今後の課題となる譯である。なお, 超高張力鋼の熔接性因子には, 熔接部を後熱する際の焼戻脆性の問題もあるが, ここでは詳しくは述べない。

#### 歐米で使用されている超高張力鋼

抗張力 50~60kg/mm<sup>2</sup> 程度の高張力鋼は比較的熔接も容易で従來マンガン鋼またはシリコンマンガン鋼として完成したものが各國で使用されており, ドイツの新 ST 52, 米國の海軍の Vanity 型などはその代表的なものである。

實際は更に抗張力の高いいわゆるここで超高張力鋼と稱しているものの露が多く, 第2次大戦中など相當量のもので船舶, 兵器などに使用されていた。

前述した如くこのような強度の大きい鋼になると従來 C, Mn, Si の他にいろいろの合金元素の機會が多くなるので切欠脆性あるいは熔接性の點もいろいろと困難な問題が生じて来るので, その解決策として多くは焼準 焼入, 焼戻あるいは析出處理などのいろいろの熱處理を行つてゐることは注目し得る。すなわち焼準あるいは焼入焼戻によつて切欠脆性および熔接性を改善し, また焼入焼戻あるいは析出處理によつて著しく強度を高め

ている例がきわめて多い。また特に溶接後の残留応力除去焼鈍は残留応力を除くことの他に強度や衝撃値を増すことが多いので合金量の多い強度の高い鋼では特に重要である。以下各國の 状態を述べるがこの中には抗張力 70kg/mm<sup>2</sup> を遙かに超えるものもかなり含まれていることを豫めお断りして置く。

米 國

米國では單に C-Mn-Si 系の Mn 量を更に多くしたものから Ni, Cr, Mo, V, Ti などを適宜入れた非常に多岐に互る低合金鋼が使用されている。

まず V, または Ti を入れたものでは海軍規格にあげてある Mn-V または Mn-V-Ti 鋼などのいわゆる Vanity 型のものがある。この場合 V の添加により特に高い降伏點と熱影響部硬度の減少が期待出來溶接性が改善される。しかし V, Ti ともに餘り入ると切欠靱性が減少するようでこの點 Mn-V 系および Mn-Ti 系とも C ≤ 0.15% に對してそれぞれ V ≤ 0.10%, Ti ≤ 0.025% 程度が好ましい。これらは造船用鋼板に主として使用されるが、Mn-V-Ti 系は橋梁などにも利用は多い。

Cr, Cu あるいは Ni 系としては、Mn-Cu-Ni, Cu-

Ni, Cu-Ni-Cr 系のものが同じく橋梁用に使用されている。

Mo を含むものはかなり種類が多く、まず Ni-Cu-Mo 系のものが遅延のままで主として炭坑用の石炭運搬車などに、また 1/4Cr, 1/2Mo 系程度のものでボイラーチューブなど使用されるがこれらは大體溶接の際に 300°C 程度の豫想を行うのが常識である。

一寸合金量も多く従つて強度も 70kg を超えるものとして艦船用の装甲板 (Armor Plate) があるが、これには種類も多く Mn-Mo, Ni-Cr-Mo-V, Mn-Si-Cr-Zr-B, Mn-Cr-Ni-Mo あるいは Mn-Ni-Cr-Mo-V-B 系など個々に挙げると際限のないほどである。

また Mn-Mo-Ni-Cr-V-B あるいは Mn-Si-Ni-Mo-V-Ti などの複雑成分のもので土木および機械方面に使用されているがこれらの多くは焼入焼戻によつて靱性の頗る大きい焼戻マルテンサイト組織にしてあり強度も頗る高いが溶接の際の豫熱は不要で、船舶などの主要部分にも使用されている。また燒準して使用しているものの例としては炭坑用器具としての Mn-Mo, Mn-Ni-Cr-Mo 系のものである。

第1表 各國で使用されている主要な超高張力鋼 (Welding Journal, May, 1954) " " April, 1954)

國名	鋼 種	化 學 成 分 %														降伏點 kg/mm <sup>2</sup>	引張強さ kg/mm <sup>2</sup>	熱 處 現	
		C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu	Mo	V	Zr	Al	Ti	B				
米	Mn-V	<.18	<1.45	.15 ~.30			.80 ~1.1									.08 ~.14	45	63	遅延のまま
	Mn-V-Ti (Navy Spec. 3855)	<.18	<1.30	.15 ~.35			.15	<.25	<.35	<.06	>.02				>.005		>35	<65	同 上
	U.S.S. Carilloy T-1	<.18	.70 ~1.0	.15 ~.25			.70 ~1.0	.20 ~.40	.35 ~.50	.03 ~.08							>63	>74	920°C水焼入 650°C焼戻
	Mn-Mo (ASTM A-302)	<.25	1.1 ~1.5	.15 ~.30	<.04				.40 ~.60								>35	56~70	熱間遅延
	Mayari R.	.18	.75	.015	.025	1.75	1.20	.25									52	69	遅延のまま
英	Ducol W30	<.18	<1.40				.80	.50	.50	.25	.10						>42	>56	燒準, 燒戻
	British Steel	.16	1.09				.07	.45	.26								45	62	—
	B S. 548	.25	1.48	.05													39	65	遅延のまま
獨	S T 52	<.18	<1.50	<.50					.50								39	63	
	H S B 55	<.20	.83	.40	<.05			.90	.90	.15							36	58~63	
佛	A C 54	.20	.60	.30			.45	.45									36	54~64	
伊	104	.14 ~.17	.80 ~1.0	.50 ~.80			.80 ~1.0	.80 ~1.0	.40 ~.70									60~80	燒 準
澳	Aldur 58	.20	1.40	.45	<.04				.35								40	58~68	

以上の中での代表的なものを化学成分および機械的性質を第1表に示す。

溶接棒としては低水素系が常識であつて、29-9あるいは25-20 オーステナイト型の溶接棒場合によりフェライト型の溶接棒がとくに合金元素の高いものに有効である。

### 英 國

英國ではいわゆる Ducol 鋼として Mn 単一系の高張力鋼が古くから造船用鋼板として使用されている。一般に Ducol 鋼は Mn 量がかかり多いため溶接には不適當であつたが、最近では大分改良されて來ている(第1表)。

戦時中は米國同様艦船も含む多數の兵器に低合金鋼あるいは合金鋼に近い高張力鋼が使用されこの種の研究も相當廣範圍に行われて來た。

戦後は米國同様、戦時中と比較するとかなり小規模ではあるが、使用範圍はかえつて廣くなつて來たようで、合金の種類も多様である。英國における目醒しい研究としては1951年以來英國溶接研究協會(British Welding Research Association)が中心となつて行つた高張力鋼の試作研究が擧げられる。これは主として Mn-Ni-Cr-Mo 系の高張力鋼 35 種を試作して割れ試験などによつて溶接性をしらべている。この鋼の應用面は高壓ボイラー、パイプ等いろいろのものがあつる。更にこれらの鋼の中の Mo の一部または全部を V で置換えた Mn-Ni-Cr-V または Mn-Ni-Cr-Mo-V 系のもの溶接性がしらべられた結果燒準後焼戻状態で抗張力も高く、溶接性も大なることが知られている。その結果として B.W.R.A. ではこの種の鋼の推奨出来る化学成分として 0.17% C, 0.7% Mn, 0.7% Ni, 0.9% Cr, 0.22% V を擧げているが大體降伏應力 55kg/mm<sup>2</sup> 程度である。また Mo を Ti で置換えたことによる焼戻脆性の危険は全くない。

### ド イ ツ

ドイツの高張力鋼は St 52 によつて代表される。St 52 は抗張力 52~70kg/mm<sup>2</sup> 程度のもので C-Si-Mn 系の典型でその歴史はきわめて古い。はじめは主として橋梁、車輛、建築などに使用されたが1937年頃からは船舶にも相當用いられるようになった。初期の規格では C-Si-Mn 系その他 Cr-Cu あるいは Mo 鋼など多數の

種類のもが見られるが、その後の合金成分は前者が主要のものになり溶解法、脱酸法などが改善されいわゆる細粒鋼による改良型 St 52 として完成した(第1表)。

また高壓ボイラー用として Cu-Ni-Mo 系の鋼が採用されているが、これは燒準後、變態點直下に再加熱することにより炭化物を析出せしめ特に降伏點を高めている。溶接性も良好でまた高温における高い降伏應力を維持出来る。なおドイツの壓力容器の製造規定には各成分範圍に應じて溶接前後の熱處理の有無を明白に規定している。一例として熱處理の不要な化学成分範圍は次の通り定めている。C ≤ 0.25%, Mn ≤ 1.2%, Si ≤ 0.40, Ni ≤ 0.30, Cr ≤ 0.30, Ni + Cr ≤ 0.30, Cu ≤ 0.30, Mo ≤ 0.50, V ≤ 0.20。

最近ドイツでは微量の Al で處理した鋼を従来よりやや低温で壓延することによつて窒化物 AlN を微細な形で析出させて高い降伏點を得るような高張力鋼が發表されている。これは HSB と呼ばれるものでその化学成分は C < 0.20, Mn = 0.95, Si = 0.45, P < 0.05 である。以上の操作によつて Mn 量を 1% 以下にすることが可能で従つて溶接性も良いようである。超高張力鋼に相當する HSB 55 はとくに Ni, Cu および Mo が添加されている(第1表)。

高張力鋼用の溶接棒では最近第2表のような低水素系の溶接棒が見られる。A は引張強さ 0kg/mm<sup>2</sup> 以上のいわゆる超高張力鋼用、B は 52kg/mm<sup>2</sup> 級のものに對象にしたものである。

### 超高張力鋼の溶接性試験

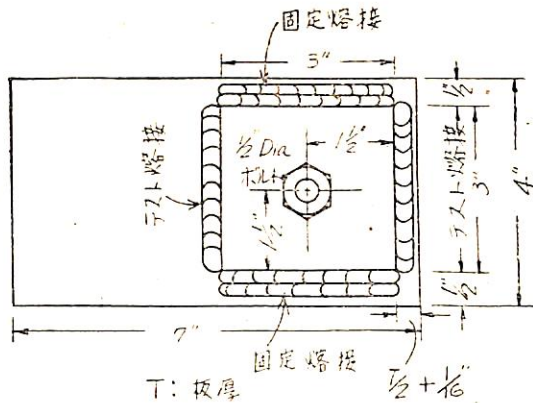
次に各國で採用されている超高張力鋼の溶接性試験について概観して見よう。

超高張力鋼は既に度々述べて來たように合金元素量も相當多くなつて來るので溶接上最も問題になるのが硬化割れである。従つて各國でもこの種の高張力鋼の試験としてはビード下割れに對する試験を最も重視していることは當然である。

米國ではビード下割れ試験にはバトル記念研究所で行つたビード置き試験が標準試験になつている。これは 2×3吋の形狀の試験片にビードを置いて斷面を鏡し

第2表 ドイツの新しい低水素系溶接棒 (Welding Journal, Jan. 1954)

溶接棒	溶 着 鋼 の 化 学 成 分 %								引張強さ kg/mm <sup>2</sup>	伸 %
	C	Si	Mn	P	S	H <sub>2</sub>	N <sub>2</sub>	O <sub>2</sub>		
A	0.097	0.96	0.98	0.038	0.020	0.00030	0.0024	0.027	56	30.7
B	0.13	0.67	0.70	0.039	0.024	0.00034	0.0058	0.033	50	31.4



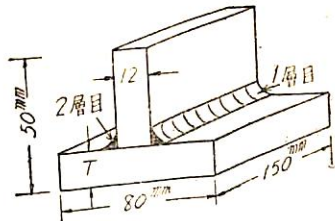
第9圖 C. T. S. 試験片

て割れをしらべる方法である。

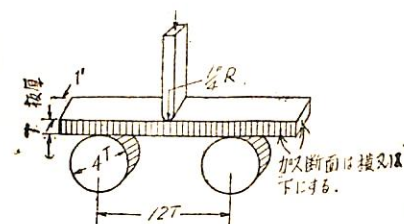
この試験法と對稱的な割れ試験が英國の C. T. S. 試験 (Controlled Thermal Severity Test) でこれは Reeve 試験を更に標準化したもので第9圖の如く、とくに隅肉におけるビード下割れを検出する方法として英國その他で盛んに用いられている。

ドイツで行われている割れ試験としては T 型隅肉割れ試験 (第10圖) があるが、これは主に高張力鋼に適する熔接棒の使用性能をしらべる方法として優れている。

また熔接部の延性および遷移温度を試験する方法としては、ビードを置いて曲げ試験を行う Kinzel 試験が米國は勿論、歐州とくにフランスで盛んに使用されている。Kommerell 試験 (別名オーストリア試験) はとくに熔接部附近の延性を試験する方法として優れており、この種の高張力鋼の試験法に都合よいが、切欠がないため薄板の場合は不適當であつて専ら 20mm 以上の厚板に多く用いられる。その他には Tee Bend Test, Nick



第10圖 ドイツ式割れ試験片



第11圖 ガス切断面曲げ試験

Bend Test等も比較的多く使用されている方法である。

またこの程度の高張力鋼になるとガス切断時の硬化性もかなり重要故、米國では第11圖のようなガス切断面の延性をしらべる試験法を用いている。

また基礎的な研究としては英國の Cottrell 等

による超高張力鋼のビード割れと水素の關係についての系統的な研究が、1946年以來米國で続けられている。C-Mn 鋼の熔接性の一連の研究とともに興味深い。

なお熔接の際の预热、後熱をも含めた各種熱処理試験が多く見られることもこの種の鋼の研究の特徴である。

## む す び

以上超高張力鋼についても主として材料學的に述べたが、かかる強力な鋼材を船舶、車輛、橋梁、土木、機械、鑛山あるいは兵器とあらゆる方面への應用は既にわが國でも戦前から行われていたが熔接技術が全面的に採り入れられてなかつたため熔接性については殆んど考慮されていながつた。熔接性とくに熱影響部の硬化は合金元素の増加とともに増すからいわば抗張力の増加とは相反する結果になる。従つて抗張力の高い鋼程熔接性は一般に低下するから今までの強靱鋼はそのままで殆んど熔接構造用には使用出来ない。

昨年度保安廳を中心に行われた高性能船舶用高張力鋼の熔接性の研究と時を同じくして材料試験協會が中心で主として橋梁用高張力鋼の研究が行われているが、これらはいずれも抗張力 52~60kg/mm<sup>2</sup> 程度のものを對象としている。いわゆる 52kg 級の高張力鋼の熔接性の研究は終戦前海軍を中心に行われておりまた米國の研究結果も廣く参照出来るため割合容易に所期の目的に近いものが得られることと思うが、超高張力鋼の熔接性については諸外國でも目下研究中で、比較的困難な問題である。高張力鋼を實際に船、橋梁その他に使用して重量の大幅な軽減をはかるためにはどうしても超高張力鋼程度の強度のものが必要で、これらによつて初めて高張力鋼の威力を發揮出来るのであるから、昨年度盛り上げた高張力鋼に對する努力と成果の上に更に一貫した研究を進めて行く必要がある。

わが國で今後超高張力鋼の研究を行う場合、米國のいわゆる Ti, V, Cb 等によつて熔接性を損わずに抗張力を高める方法と、ドイツで行つている微細な Al の窒化物を析出せしめて主として降伏点を高める方法があり、必ずしもこれら既成の方法を採るべきであるとは限らないが、とも角、いずれも優れた方法であることに異論はない。従つて是非ともこれらの方法の長所を把握して今後の研究の發展を期することが必要である。最近超高張力鋼を對象にしてとくに Ni および Cr の添加と熔接性の關係についての基礎的な試作研究が、運輸技術研究所と日本製鋼所の間で着手されたが、製鋼法と熔接性の基礎的な研究がとくに米國に立ち遅れているわが國の現状に非常に明るい見通しを興えるものとして注目されよう。

(昭和29年6月25日脱稿)

# C-4 貨物船改造工事

## (主として熔接工事について)

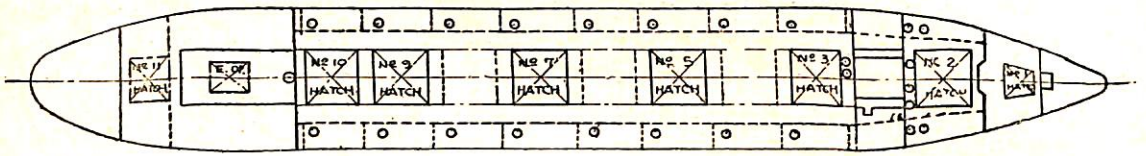
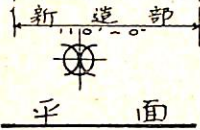
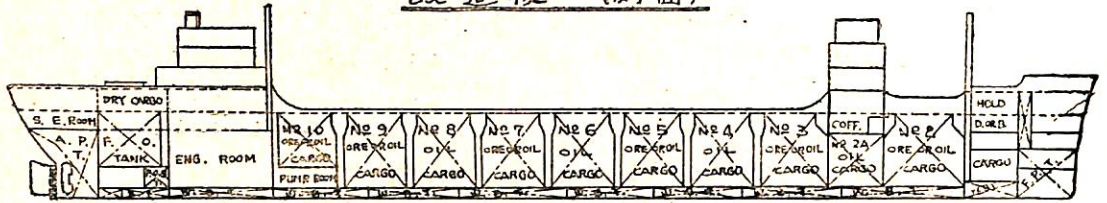
福田 英夫  
日立造船株式会社因島工場  
造船部長

### I. 緒 言

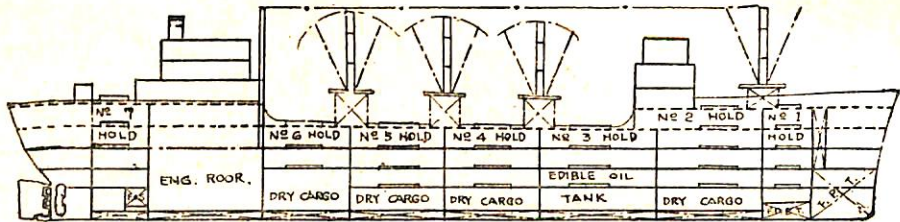
今回の工事は「ニューヨーク」に本社を有する「アメリカン・ハワイアン・スチームシップカンパニー」所有の C-4 型貨物船の改造工事で近年様々な船體引伸し工事が行われている中で外航船として世界最大の引伸し工事であり、同型船 3 隻について行つたものである。

この C-4 貨物船(正確には C4-S-A4 型)とは 1946 年に建造された米國の標準船で本工事は元來が貨物船である。この船を中央部で切断し、110 呎の繼足し部を新造して船體を長くし、更に内部構造を大改造し、春から秋にかけて 8 ヶ月間をカナダの鑛山用港「ラブラトル」から米國へ鑛石運搬船として就航し、残りの 4 ヶ月を油運送

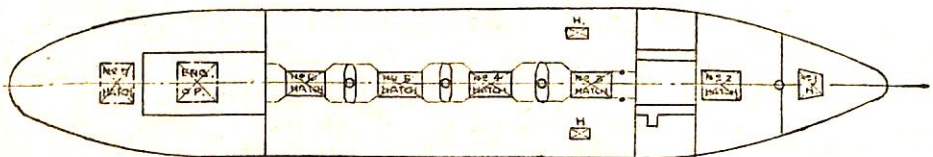
改造後 (側面)



改造前 (側面)



平面



第1圖 改造前後の一般配置圖

船として運航するものである。そのために船艙の一部は油艙兼鑽石艙となつている。改造前後の本船の概略は1圖の通りである。

## II. 本船の要目

本船の改造前後の諸要目は次の通りである。

項目	改造前	改造後
全長	523'-10½"	633'-10½"
垂線間長	496'-0"	606'-0"
幅(型)	71'-6"	71'-6"
深(型)	43'-6"	43'-6"
満載吃水	32'-10"	32'-10½"
満載排水量	22,062L.T.	29,300L.T.
載荷重量トン	14,896L.T.	20,200L.T.
総トン數	10,654T.	13,008T.

## III. 工事の内容

### 1) 計畫

工程の面から考えられる設備の強化と引伸工事に重點を置いて、しばしば討議が行われた結果、この二點について次のように結論が下された。すなわち引伸工事は第1案として船臺上で中央新造部を造り、同時に水上で現存部の改造を行つて入渠・切斷・浮上・船首部出渠・中央新造部進水入渠・船首部入渠・三部結合という方法と第2案として、入渠・切斷・引伸・現存部改造および新造部建造の二方法が考えられ、これらの利害・得失を種々検討の結果第2案を採用することに方針が決つた。

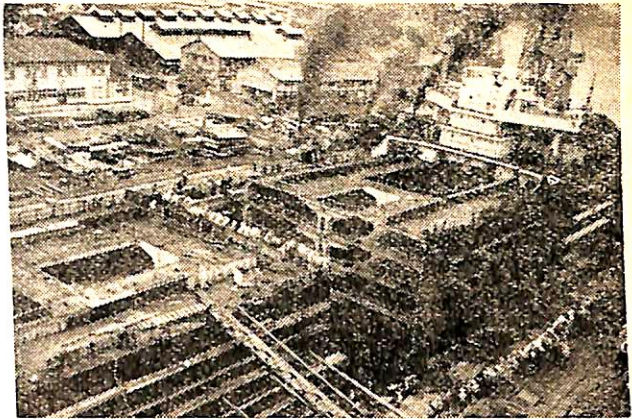
### 2) 切斷工事

改装前の船體は殆んど全溶接に近いために溶接による残留應力もある程度大きいものと考えられるのでこれの切斷作業には細心の注意を拂ひ計畫通りに施工した。すなわち切斷による歪と應力集中により生ずる龜裂を防止するために切斷順序は次の通りとした。

- Ⓐ 上甲板    ⓑ 船底外板    ⓒ 内底板
- Ⓓ 第2甲板    Ⓔ 第4甲板    ⓓ 第3甲板
- Ⓖ 船側外板

船體構造の中性軸に遠い所から切斷して順次内部に切り進め、最後に船側外板を切斷した。

なお各部の切斷には10呎置きに4吋の間隔を持つ4吋径の孔をあけておき、まず10呎の間を切斷して船體全部を終了してから4吋の部分の前と同じ順序で切斷して行つた。また各甲板と外板取合部が切斷線と交叉する所はあらかじめ、その取合隅肉溶接を600m/m ずつ線を切つておき龜裂の發生を防止するように努めた。この方法によつてなんら事故なく切斷工事を終了した。



第2圖 船體引伸の狀況

### 3) 引伸工事

引伸工事の方法としては渠中で船體を切斷して後これを浮上せしめて移動する方法と、滑臺を利用して船體を引張る方法とあるが、前者は切斷後の兩部分の吃水および「トリム」に問題があると思つたので後者の方法を採用することにした。すなわち船が入渠する前にあらかじめ3條の固定臺を設置しておき、船體は船尾から入渠せしめて船首部を「ドックケイト」の方向に引張るようにした。

引伸には特殊な工具はなんら用いることなく5臺の「ロコモティブクレン」により4車滑車を用いて十分な牽引力を得ることが出来た。

参考までに引伸工事の諸數値は次の通りである。

- 船首部重量……………3200T
- 滑臺寸法……………幅 1.380m×延長132m
- 滑臺加重……………17.5T/m<sup>2</sup>
- 滑臺傾斜……………1/360
- 要牽引力……………98.8T

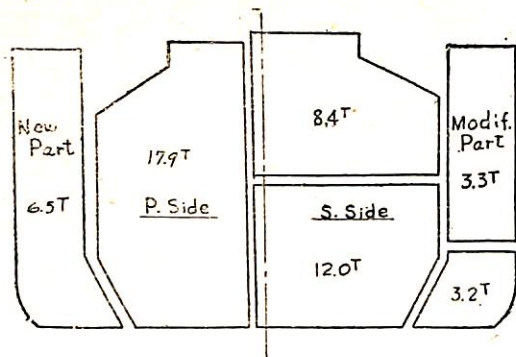
2圖は船體引伸工事の實況を示す。

### 4) 船殼工事

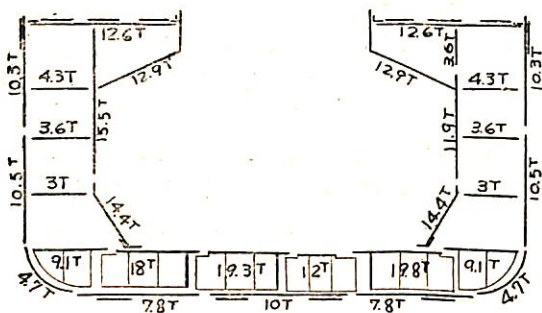
#### Ⓐ 工事順序

「ブロック」の位置における「クレン」の能力を考慮して建造方式を決定したため、兩舷「ブロック」で「ブロック」重量を異にしたものもあり、理想的な建造方式を採用することが出来ないうらみがあつた。まず新造部は新造船の「ブロック」建造の考え方となんら異なる所はないが、改造部においては舊構造物に正確に合わせかつ短期間に工事をするために「ブロック」の搭載順序は次の通りである。(3圖参照)

- イ) 船底外板    ロ) 二重底    ハ) 「ウイング」横隔壁
- ニ) 縦隔壁下部    ホ) 4甲板    ヘ) 3甲板    ト) 船側外板下部
- チ) 縦隔壁上部    リ) 2甲板    ヌ) 船側外



Trans. Bhd. フロック配置図



Long. Member のフロック配置図

第 3 圖

板上部 ル)「センター」横隔壁 オ)「パイプバセイ  
チ」縦隔壁 ワ)上甲板

以上の搭載順序でわかるようにまず縦隔壁をたてて内  
外同時に搭載が可能であるようにした。

次に改造部は内底板上「センタータンク」部に1/2吋の  
二重板を張り、これより上部は中央新造部とほぼ同様な  
構造である。

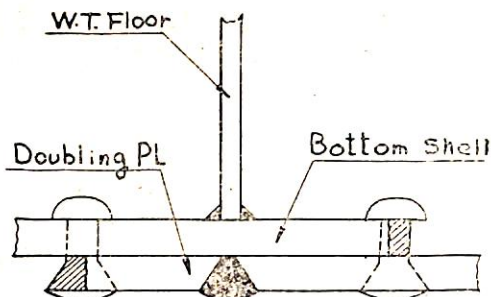
⑧ 各部構造

i) 二重板

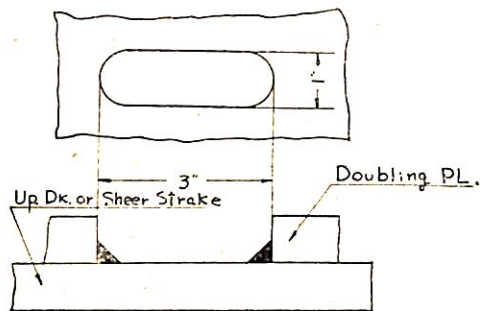
船體を110 呎引伸すために生じる縦強度の不足を補う  
ために船底外板、船側外板、二重底および上甲板に二重  
板を施工した。

片舷2 條の船底外板付二重板は水密肋板の線で銼合溶  
接を行った外は銼取付であり、この二重板の取付は「ト  
ロコ」を船底に引込んで行った。(4 圖参照)

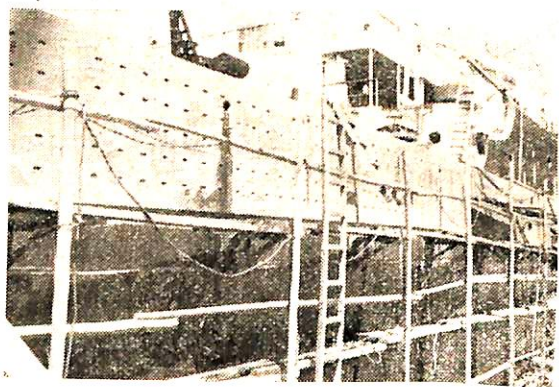
上甲板付は片舷3 條あり「ハッチサイド」および「ス  
トリンガープレート」上の二重板は銼取付、中間の二重  
板は溶接取付でそれぞれ上甲板と固着している。「ハチ  
サイド」と中間のものは丁度「パイプバセイチ」の上に



第4圖 二重板の縁切り要領  
水密肋板の位置に二重板の接手を設けこの溶接  
を船底外板に十分に熔け込ませて二重板の間の  
傳い止めとする。



第5圖 上甲板あるいは外板二重板の栓溶接  
栓溶接の脚長は12m/m、ピッチは14" 溶接  
完了後は Dex-0-Tex を充填した。



第6圖 船側外板の二重板栓溶接

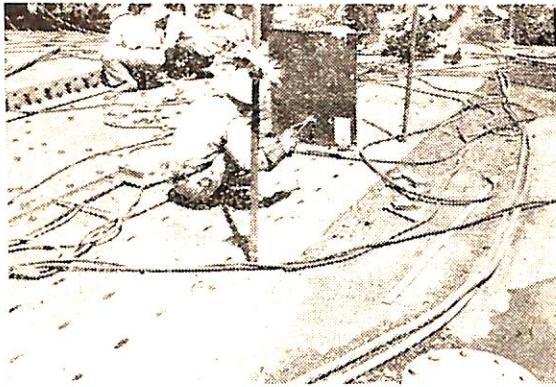
来るので水切りの問題はないが、「ストリンガープレ  
ート」上のは丁度船底外板付の二重板と同様に「ウイ  
ング」横隔壁の位置で銼合溶接をして水切りを行った。

片舷1 條の船側外板上の二重板は丁度「シャースト  
レーキ」上に取付け溶接で固着した。

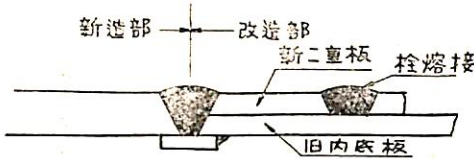
溶接取付の二重板は周辺縁溶接および5, 6, 7 圖に示す  
如き方法で栓溶接を行った。

ii) 外板および内底板





第7圖 上甲板二重板栓熔接



第8圖 内底板の新舊接手部の熔接要領

中央の新造部と在來部の接手を除いては、すべて地上で「ブロック」を仕上げて現場切合せを最小限度にした。この現場切合部は二重底の「フロア」「ガーダー」の溶接および内底板上二重板の溶接取付の大部分が完成するまで開先仕上げを行わず、溶接時に極力正規の開先が得られるように心掛けた。(現場切合部の 接手要領を8圖に示す)

なお新造部と在來部の接手にある「ビルヂ」外板のみは現場型取りとし「パット」の位置もこの外板のみ「シフト」したが他の外板、内底板はすべて一線上にある。

### iii) 「ウイング」横隔壁

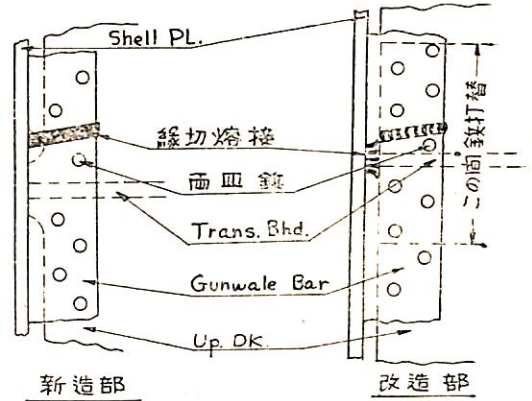
新造部は1「ブロック」とし、改造部は搭載および工地上の都合で2「ブロック」として二重底の二重板の工事前に上部を、工事が終つてから下部を、また中央部から船首船尾に向つて順次取付けた。

### iv) 縦 隔 壁

タンク構成部分を継通しており新造部は重量の関係で左舷側上下2「ブロック」、右舷側上下3「ブロック」とした。改造部は上甲板取合を在來の状態に合わせるため「ブロック」のこの部分の地上仕上げを見合せた。

### v) 「センター」横隔壁

二重隔壁を形成し堅防塵材、水平防塵材はすべてこの二重隔壁内に取付けられているため、内部の狭隘と通風の不完全と更に「パイプ」類のためにこの内部の作業は非常に困難なものがあつた。また「ブロック」重量の関係で二重隔壁を地上で立體的に組むことが出来ないため



第9圖 舷線平鋼の縁切要領圖

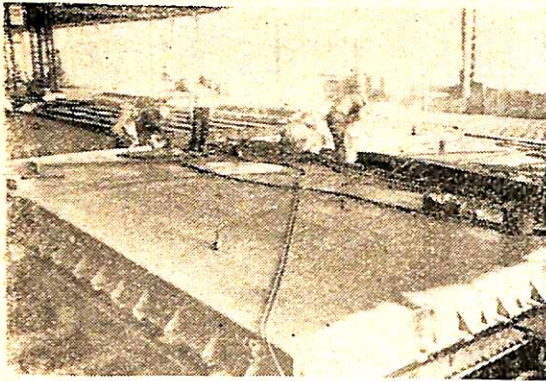
に現場溶接の部分が増し、工程がおくれる原因となつたので第3船ではこれを立體的に組むように変更して工事を行つた。

### vi) 上 甲 板

新造部と在來部の衝合に切合代を残した以外はすべて地上「ブロック」で仕上げた。また「ガネルバー」は上甲板取付後に現場溶接として搭載を容易にした。「ガネルバー」の縁切りについては9圖の如く、新造部は「ガネルバー」を切り改造部は「ストリンガープレート」を切斷して縁切溶接とした。「ハッチサイドアングル」には「センター」横隔壁との交叉箇所油密「パッキング」を使用した。その他材料の関係で二重板の接手を縁切りに使用出来ない箇所は數箇所油密「パッキング」を使用した。

### 5) 艙 裝 工 事

艙装工事として特に溶接と関係のあるものでは鋼製艙口蓋がある。この艙口蓋は2, 3, 5, 7, 9, 10番艙に裝備され、各々多少寸法の差はあるが大體 32' - 10" × 29' - 8" で自重は約 20T (10T × 2枚 1組) である。本艙口蓋は「マックグレゴリー」や「メーヂ」式と同様に全溶接構造で、本船が油運送船として運航する場合は完全油密、銹石運搬船として運航する場合は水密になるようそれぞれ「ネオプレンプッキング」の挿入方法を換え、また艙口蓋の締付方法も換えるようになっており、寸法の誤差、變形、撓みを極力おさえねばならず、地上組立は定盤を特に丈夫に組んで完全に拘束溶接を行い、隅肉の脚長も許される範圍で小さくするように努めたがやはり出来上つた寸法は第1船のものは最大一邊 18m/m の收縮、14m/m の撓みを生じていた。しかし第3船では更に定盤を強くし、諸金物の取付を全部定盤上で行うように心掛けたので寸法誤差も撓みも 2~3m/m の範圍でおさまつた。(10, 11圖に鋼製艙口蓋組立の狀況を示す)。



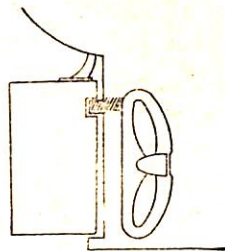
第10圖 鋼製艙口蓋地上組立の状況



第11圖 鋼製艙口蓋内面溶接の状況

6) 船尾骨材補修工事

改造の第1船は「ラダーポスト」上部「ピントル」のあたり丁度「プロペラ」の先端の位置にあたる所の右舷側に軽石状の腐蝕があり(12圖参照), AB 協会より要求されてこれをハツリ取り「グラインダー」をかけて表面を滑かにして

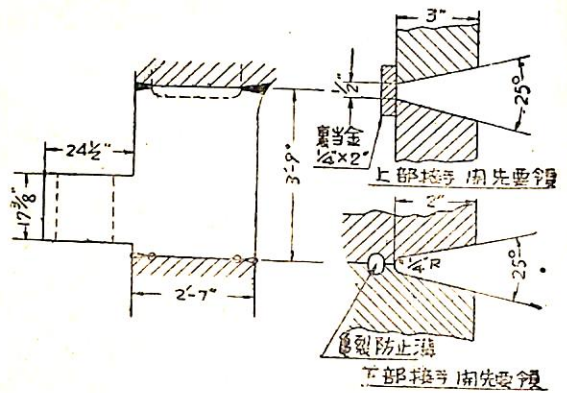


第12圖 舵柱材の腐蝕部(斜線で示す)

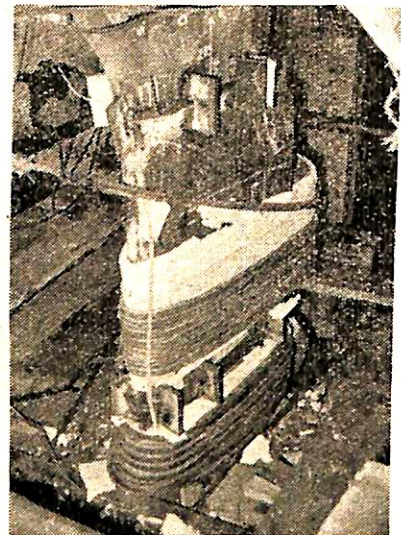
「マグナフラックス」をかけて調査したところ各所に「ヘアークラック」が発見され, 到底このままで内盛補修は困難であるという結論に達したので種々討議の結果, この部分を切除して同形の鑄鋼材を新造して, この部分にはめ込み, 溶接補修をすることになった。

13圖は「ラダーポスト」切除ならびに溶接開先の詳細を示す。この工事に關し AB 協会より指示された事項は

- ① 溶接部は 400°F に豫熱し, 溶接作業中も同温度を保つこと。
- ② 2層目以上は各層ピーニングを行うこと。



第13圖 嵌込鑄鋼材詳細圖



第14圖 舵柱材溶接の豫熱の要領

◎溶接作業終了後は徐冷して完全に冷却後, 表面を「グラインダー」により平滑にして再び「マグナフラックス」により缺陷の有無を検査すること。

この工事を行つたのは28年12月初旬で気温も大分低下しており, 風も強い時季であつたため, 豫熱に大分頭を悩ませたが結論として溶接機を用いて「インダクションヒーティング」を行うことにして種々豫備実験を行い, 一應確信を得たので下記の通り準備をして実施することに決定した。(14圖は本工事に使用した豫熱の要領である)

- ④ 下部接手を先に溶接し, 上部接手を後で溶接する。
- ⑤ 溶接部を中心に上下對稱に「コイル」を9巻ずつ巻きこれを「シリーズ」に接續する。「コイル」は 60 m/m<sup>2</sup>の「キャブタイヤケーブル」を2本併列にして用いる。

- ③電源は 500A の溶接機を 5 臺併列に接続する。
- ④溶接部の周囲には風防のために帆布を張る。
- ⑤温度計測には水銀寒暖計を用いる（「サーモカップル」は低温測定では精度が悪い）。

さて予熱を實施して 100°C まででは約 2 時間で上昇せしめることが出来たが、それから要求された 400°F (205°C) まで上昇せしめるのに實に 14 時間を要した この時の「キャブタイヤーケーブル」の温度上昇は 145°C でありこの方法による予熱としては 400°F という温度は殆んど最高ではないかと考えられる。これ以上温度上昇を早くするためには「キャブタイヤー」の斷面積を増して電流を多くするか巻数を多くするかして「アンペア・ターン」を大にするか、あるいは「ガスバーナー」を併用して熱の散逸を極力防止するかより他に方法はないと考えられる。

下部溶接に上記のような経験をしたので上部接手の予熱には「ガスバーナー」を 4 本併用したので比較的簡単に 400°F まで温度を上昇せしめることが出来た。なお上部接手は内部が「ホロー」になっているので斷面積が下部接手に比して小さく磁束密度が逆に大きくなるのでこれも有利になっていたことも附記されるべきであろう。

14 圖は下部接手の「インダクションヒーティング」の要領を示している。

母材の分析結果は次表の通りで C の含有量がこの程度であれば無理して 400°F にも予熱する必要はないだろうと考えたがそれを裏づけるに十分な資料もないので要求されるままに予熱を行つたわけである。

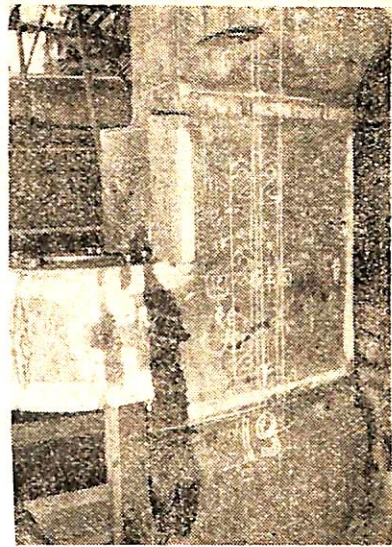
C	Si	Mn	P	S
0.17	0.53	0.67	0.023	0.015

切接工事で最も問題になるのは溶接の應力による變形であり今回の工事で變形が生ずれば舵芯が狂つて「ボーリング」のやり直し、その他の附帯工事が大きくなるので極力これを防止するために「ラダーポスト」の兩側に大きな支注をたてて、これと「ラダーポスト」の間に楔を打込んで變形を防止した。また切除部は約 5m/m 残して「ガス」切断し、その後開先の型板に合わせて正確にハッキリ取つた。

切斷時予測されたように「ラダーポスト」は約 5m/m 降下したが下端を 20T のジャッキで押上げて正規の位置にもどして爾後の工事を行つた。

溶接は船尾側から船首に向け左右對稱に「ストリンガービード」で行つた。

取替部は始めに述べたように「マグナフラックス」による缺陷調査が行われたので溶接部に残留磁氣が強くと



第 15 圖 純柱材溶接完了の状態

部溶接の際はこの部分が「ソリッド」であるために磁束密度が比較的少ないのであまり問題にはならなかつたが上部接手溶接の際はこの部分が「ホロー」になっているのと溶接部が兩極を形成するので磁束密度が大になり溶接部が母材に吸引されて全然「アーク」が出ず止むを得ず一時溶接を中止して別に「コイル」を巻いて「マグナフラックス」の時に作つたのと逆の磁場を作るように電流を通じ磁力を調べながら電流を強くして行つて殆んど磁力がなくなつた所で電流を切つて溶接を再開した。

さらに予測しなかつた出来事としては予熱による「ラダーポスト」の膨張で下部溶接を終了した後上部を予熱している間に開先の「ギャップ」が次第に小さくなり終に 2m/m 位にまでなつたため止むを得ず「ラダーポスト」下端の「ジャッキ」をゆるめて 10~12mm の許容通りの「ギャップ」を取らせた。

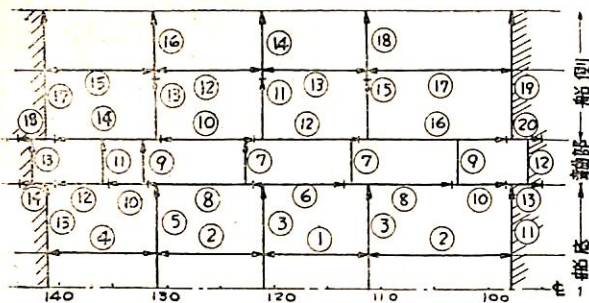
全溶接終了後の「マグナフラックス」検査は全然缺陷を發見されず満足な結果を得た。

また工事完了後の舵芯の狂いも 1m/m 以下におさまり實用上全く差支えなかつた

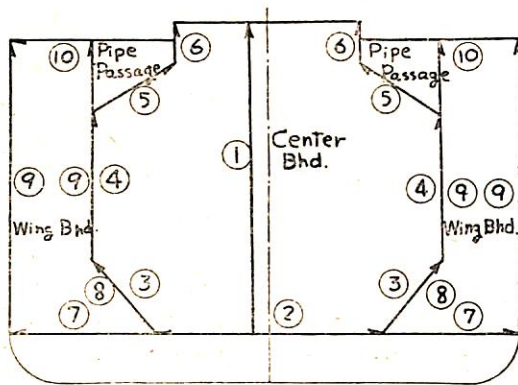
#### IV 溶接の諸記録

##### 1) 溶接棒使用量 (1 船分)

型	寸法	地上組立	船渠内工事	艀装工事
E 6020	6 m/m	23.260 T	7.910 T	3.230 T
E 6011	5	1.090	9.690	1.330
〃	4	8.860	54.580	7.460
〃	2.6 or 3.2	.070	.290	.480
計		33.280	72.470	12.500



新造部外板現場熔接順序



横隔壁と縦通部材の熔接順序

第16圖 熔接順序圖の例

「ユニオンメルト」熔接棒 3.725

(2) 所要工数 (1船分) その他

	地上工事	船渠内および艀装工事
熔接工	3115工	9747工
ブロック重量	2836 T	—
搭載重量	—	3125 T

### V 熔接検査

熔接使用率が本船程多くなれば熔接工事にはその準備を含めて細心の注意を拂わねばならず熔接検査工には「ブロック」圖および16圖に示すような熔接順序圖を配布して正規の熔接工事を行わしめるよう努力した。それにもかかわらず上甲板船側外板の二重板栓熔接、縦壁横壁取合の隅肉熔接に數箇所「クラック」發生をみた。原因は栓熔接の場合は熔接順序不良、縦壁横壁取合の場合は隅肉兩母材の付不良に基因していた。

新造部と改造部の外板および上甲板の現場面合接手はX線撮影検査を要求された。その結果は當工場における熔接部は全然問題になるような缺陷は發見出来なかつたけれども在來の「ユニオンメルト」縦接手には數箇所約3m/m 徑の「ブローホール」が發見された。この資料はA.B.協會の検査員や船主に提出したが、この程度の

缺陷はかれらには全く問題にはならないようて手直しを要求されることもなかつた。

### VI 結 言

本船はしばしば述べたように熔接使用率が在來の國內船に比して相當大であるため、すべての面で慎重に工事を進めたので殆んど事故らしいものもなく無事に完了することが出来た。しかし不用意に施工要領から外れた熔接順序を行つた所には小さいながら事故がおこつてゐることは今後類似の工事を施工する際に、よほど眞剣に考えねばならぬと同時に今回の工事おつれわれにとつて如何に貴重な體驗であつたかということを実に物語つてゐる。

また「インダクションヒーティング」による豫熱は當工場では本船の工事が始めてであつたが將來この方法は大いに有効に利用され從來一部にだけかかれてゐる熔接構造に對する不安を除く大きな素因となることを確信してゐる。

## BOILER COMPOUND



三ツ目印

清 罐 劑  
罐 水 試 驗 器

燃料節約・汽罐保護  
汽罐全能力發揮

森内外化學製品株式會社

東京都品川區大井寺下町一四二一番  
電話 大森 (06) 2464・2465・2466 番

# 15米輕合金巡視艇の熔接 について

岩井次郎  
三菱造船・下關造船所 監理長

## 1 緒 言

長期間の研究の後、またある程度研究と併行しながら下關造船所において建造され、去る3月29日竣工。海上保安廳に引渡された全輕合金巡視艇“あらかぜ”は設計、工作の細部にはいろいろの批判はあると思うが、兎も角もわが國造船界に、また世界の造船界においても特筆すべき船であると思う。全輕合金製の船舶といえは既に歴史はかなり古く、フランスにおいては1891年全輕合金製のヨット、水雷艇（長さ60呎、6% Cu のアルミ壓延材使用、輕荷状態 11 t で速力 18 1/2 ノット）を少造した。しかし海水に對する耐蝕性に富む高抗張力の船用輕合金材を用いた本格的な全輕合金艇というものは比較的近年建造され始めたといえるであろう。例えばカナダ警察の高速巡視艇“Interceptor,” 魚雷艇 PT-3, 高速交通艇“Dauntless”（60呎、速力 43 ノット、61S-T 6 使用、スウェーデンの 100 呎巡視艇、28 ノット以上）、スループ“Duchess”級等その他数え上げると先例は少くはない。しかしこれらは主として 61S-T 6 を用いた鋸造造船であるが、鋼船の場合と同様に輕合金艇においても船體の建造は信頼性ある熔接の活用によつて始めて合理化され、またかくして建造せられた船體は鋸造のものに比して遙に優れた性能を有するに至ることは勿論である。特に魚雷艇の如き極めて severe な條件で使用せられる輕合金艇等においては水密性の確保という點から鋸接手は使用出来ない部分も出て來るのである。幸いにして 1931 年アメリカの Alcoa 社のペンシルベニア州 New Kensington の Aluminum Research Laboratories で發明せられた耐蝕性大にして機械的性質および熔接性もかなり良好な非熱處理型の Al-Mg 合金 52S の出現および今次大戦中航空機工業方面より發達した Inert Gas Welding の出現によつて始めて輕合金船の本格的熔接應用の軌道が敷かれたと見てよいだろう。わが國造船界においても近年上部構造物、救命艇、魚艇等に輕合金が用いられた例はかなり多いが、本艇の如く船體の主要縱強度材にも熔接を用いた使用法に比べると問題の意義は大分異なつて來る。

輕合金艇の建造という事柄には極めて多くの問題が包含されている。それは人類が航洋船“Great Eastern”號を 1855 年始めて鐵で建造してから建造せられた船は大部分は鐵船（軟鋼を包めた常識的言葉としての鐵船）

であつて、その工作、建造法は幾多の研究と經驗からして軌道に乗ること既に早く、いわば今日では放つておいても鐵船は出来るという状況であるともいえるが、既述のように輕合金艇の建造の年代は Great Eastern の建造年代と著るしく懸け離れてはいないが、何といつても軟鋼のように輕合金は船舶建造用の主要資材ではなかつたから、船舶建造の主要資材としての輕合金材の冶金學的の研究も既述のようにやつと近年になつてぼつぼつ曙光を見せ始めた程度であり、従つてこれを用いて船を建造した經驗は少いのでいわば輕合金製の“Great Eastern”は今日始まつたと考えられる。鋼船建造の經驗、知識は勿論役には立つが、大なる改善を行つてからでないとい用られないことが多い。また輕合金の使用という點では先輩である航空機方面の技術も勿論充分參考にはなるが、厚い所で 0.8 ミリないし 1 ミリ程度の板を用いる航空機の場合の技術は勿論そのままは用いられない。また絶えず海水あるいは清水中に一部を没して耐用年數の永い船舶と空氣中のみかあるいは時々海水上を滑走し、壽命が極めて短い航空機とでは考え方からして根本的に異なつて來る。かくの如く問題はいろいろ多いということを示す程度に止め、本誌より要請せられたのはこの多くの問題の中の一項目である熔接についてであるので本論に入りたいと思う。

## 2 輕合金艇の熔接

15 米艇においては熔接をほぼ 60% 近く用いたのであつて熔接方法としては Manual tungsten arc 熔接（Argon arc 熔接という語も用いるがいわゆる Heliarc 熔接法のことである）を専ら用いた。用いた Argon 瓦斯、熔接機ともに國産品であつた。昭和 25 年筆者渡米の際各地の工場でわが國には未だ實物はなく、文献のみで知つていた Argon arc 熔接機とその應用状況を見學して感歎し、ついでリンデの Newark の研究所がその方面の専門家の Coopman 氏について Sigma 熔接の勉強をした際これまた進歩した装置と驚歎して後約 3 年後に全部國産の資材で全輕合金艇を作ることになつたわが國の現状に對して一種の感歎なきを得ない。それは他國に實力を誇る氣持よりもむしろ Harnischfeger 社の Argon arc 熔接機の輸入機等を早速忠實に copy して一應物にして賣り出し、また Alcoa ないしは British Standard で A 54S あるいは NP 5/6 が出現すれば

殆んどそれと變らぬものを製品として賣り出すのがメーカーの模倣動作の敏捷性に驚くのであり、一面短期間で模倣とはいへ一應物にし得るのはそれなりの實力が高いのだと思う自慰の見解も心の隅にあるのは拒めないが、全面的にはいつまでも英國あるいは米國先進國から a nation of copyists といわれることからいつ脱却出来るのかと思う愛國的感慨も烈しく湧き上つて来る。本論に先き立ち本艇の要目を示すと次の通りである。

船型	ハードチーン式波型
全長	15.000 m
最大幅	4.200 m
深さ	2.000 m
常備排水量	15.88 t
主機關	三菱日本重工、川製 DH 2 M 220 HP 高速 Diesel 2基
試運轉最高速度	20.62 ノット
使用輕合金材	NP 5/6 O 材 ネット 4.97 t 神鋼金製

既述のように建造の合理化と合理的構造を得るために本艇の使用状態が最良のものとは思わない。経験がなく始めてのこととして使用のアイデアとしては適切であつても施工上の不手際のために誤れる批判を受けた部分も出て来たが、全體的の溶接使用率を rough に考えると概ね良い所にあると感じている。

“あらかぜ” 溶接使用構造部分

- 1) 船底、船側外板並びに上甲板の板継ぎ全部
- 2) center girder と keel の取合
- 3) chine 部
- 4) floor と船底外板 frame および s, stringer と船側外板 beam と上甲板
- 5) boundary angle を除く隔壁構造
- 6) 機械臺、補機臺等 s at 類
- 7) 清水および燃油タンク
- 8) 諸機裝品

本艇の構造はいわゆる combined system であつて船底および上甲板には深い girder およびその間にあるいは ungle の long. が縦に通つており、船側外板の所は web frame と intermediate frame および s, stringer を配した横肋骨式構造となつている。故に上記の溶接部分を除いた部分が鉚接となつており、重要な部分の鉚接といへば縦通材と船底外板あるいは上外板との取合、gunwale angle の所、B<sup>III</sup> boundary 等となる。全溶接長は 1,875 米でこの内 15% が機裝關係は船殼關係であり、77% が地上溶接、81% が隅肉であつた。建造のアイデアは大型鋼船の場合となら異なる所な

く、適當の大きさのブロックに分割し、これらと sub-assembly した後、盤木上で總組立して行くのである。鋼船の場合のように自由に假付を用いることは出来ないのて總組立の際は特に苦心が存する。しかも飛行機の機體にも似た華奢で小型輕量の構造であるため船體のある部分を強く引つ張つたり押ししたりすると船全體が容易に前後上下左右に動き、最初の base line は暫く經つと一向に信用出来なくなるという困つたことも起る。このことは反面建造の段取り、裝置が適切でなかつたともいえるであろう。如何にすれば最上の方法かということは辛い経験からしてあれこれと検討し、今年始め新設された新工場の設備にはこれを織込んだものを作つて貰つた。

次に使用せる輕合金材 NP 5/6 の成分および機械的性質は周知の通りであるが以下に示す。(この材料は J I S 船用 Al 合金板第 3 種として近々正式に規格化される由)

		化學成分 (%)							
		Al	Cr	Cu	Fe	Mg	Mn	Si	Ti
殘部		0.5	0.10	0.4	3.0	1.0	0.4	0.2	
		以下	以下	以下	~3.5	以下	以下	以下	

機械的性質

質別	機械的性質			曲げ試験		
	耐力 0.2kg/kg/ /mm <sup>2</sup>	抗張力 mm <sup>2</sup>	伸び%	曲げ角 度	内側半徑 0.43~ 3mm	3~10mm
軟質	13以上	27以上	15以上	180°	2 T	3 T

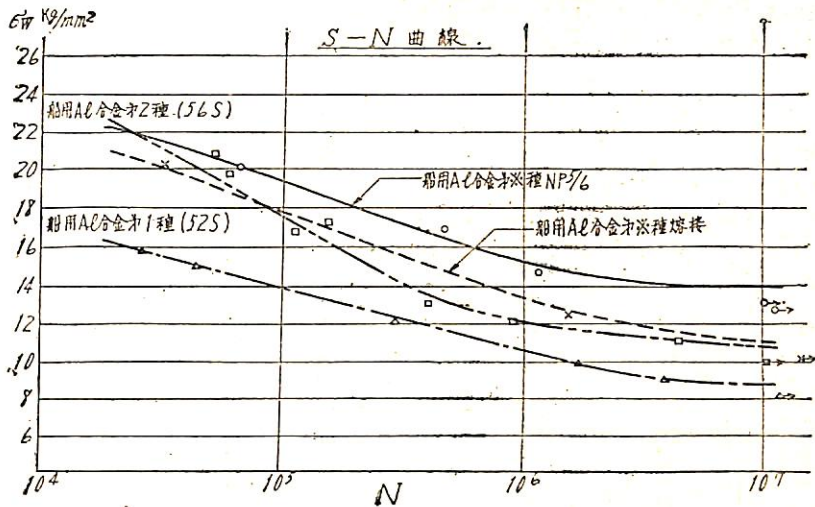
實際入荷せる板について機械的性質を見ると次の如くである。(O 材の外に H/4, H/2 も参考までに附記す)

質別	耐力 0.2% kg/mm <sup>2</sup>	抗張力 kg/mm <sup>2</sup>	伸び%	曲げ試験
O	16.0	30.8	26.0	1.5T
H/4	24.1	34.1	16.0	3T
H/2	27.4	36.7	14.7	4T

註: T は板厚を示す。0.2% における耐力とは降伏點のことなり。

規格に比して實際の製品は抗張力、伸び共にかなり良好である(但し神鋼金製品の場合なり)。規格が低すぎるか、同社の製品が良過ぎるかのいずれかである。設計上は規格値を基礎にしてやるから無駄な設計をやることになる。これは關係者において早急に検討の上善處すべき問題と思ふ。

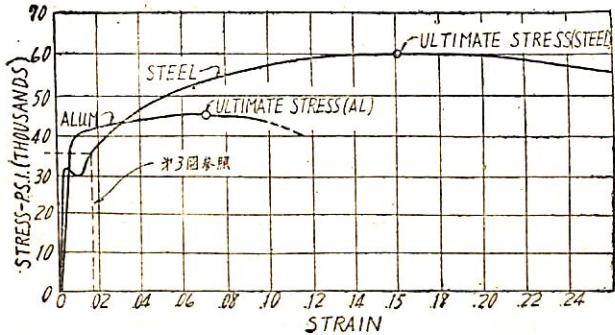
この材料は従來船用輕合金材として特に溶接性および耐腐性良好なりとしてかなり廣く用いられている 52 S



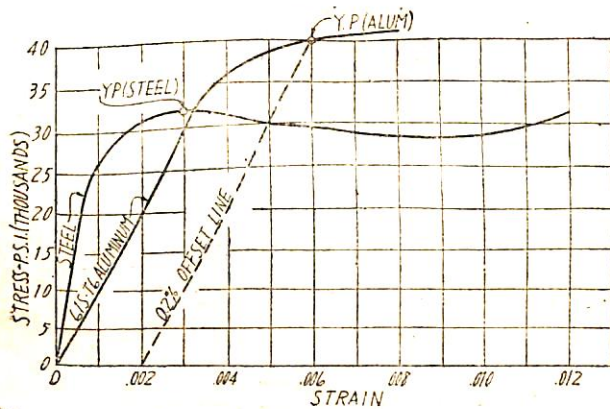
第 1 圖

に比して一段と進歩した材料であつて、特に軽合金の溶接の際問題となる crack tendency は少ない。しかも軟質において実際に軟鋼抗張力の70% 餘りを出し、しかも加工性は良好である。静的のみならず動的性質もま

た良好であつてシエック疲労試験による結果は第1圖の如くである。



第 2 圖



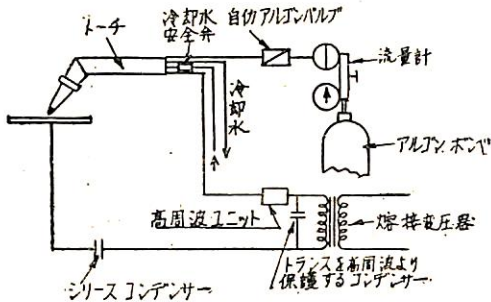
第 3 圖

軽合金材は軟鋼に比べていろいろな點が異なつてゐるが、機械的性質を表わす stress-strain curve を見るといろいろのことが比較的是つきりと判るので 61T-T6 のこのカーブを steel と對照して示す。NP 5/6 O 材の場合は ultimate Stress および Y. P. が若干下るだけで全體の傾向としては大差ない。また直線部分の傾斜はすなわちヤング弾性係数で凡ての軽合金材については殆んど變らぬからこの傾斜角度は變らぬことになる。これは steel の場合の如である。(第2圖, 第3圖)

これらのカーブより明なように steel と軽合金とは大分様子が變つており、(1) 軽合金では steel のように降伏點 (Y.P.) がはつきりしない。それで便宜上 0.2% の permanent set を起す點を降伏點とし、これを耐力という言葉で表現している。(2) 軽合金の硬質 (H/4 or H/2) ではこの Y.P. が抗張力 (U. S.) に著しく接近している。IS-T6 の場合 85%, NP 5/6H/4 材で約 70% であるが、steel では約 1/2 の所である。すなわち steel の場合材料が降伏して plastic flow が起ると荷重は上らない。これで構造物として第一段階の settle が起るが、軽合金では材料の flow で荷重が緩和されたかと思うと直ちに荷重が一寸上ると破壊が始まるということになる。軽合金材の加工の際には充分このことを理解してかかる必要がある。特に廣い板の真中邊りに型出しをやる場合には H/4 材等でも龜

裂を生じ易いということである。しかし、軟鋼に比して硬質軽合金材の Y. P. が高いことは、魚雷艇の如き苛酷に使用される船にとつては極めて優秀な材料と見られ、軟鋼が使用出来ない場合に軽合金材ならば立派に目的を達することが出来る。

次に使用した Argon arc 溶接については既に周知のことであるから、詳しく述べる必要はないと思う。順序として簡単に申し述べるに止めたい。軽合金材の Argon arc 溶接には高周波を重畳した交流を用いる。回路のダイヤグラムを示すと第 4 圖の如くである。タングステン電



第 4 圖

極間を 0.4 耗位に離すと適當なる高周波が発生する。要はトーチのタングステン電極を母材に 6 耗位近づけただけで放電が始まる程度の高周波が発生するようにギャップを調整しておくことが望ましい。操作は瓦斯溶接の場合とよく似ている。溶融池、タングステン電極および溶融している桿着棒の先端が Argon 瓦斯によつてよく包まれ、空氣の悪影響から護らねばならぬ。勿論空氣の悪影響を防護する役目の Argon 瓦斯が不良では話しにならぬ。その純度が充分に高いことが必要であり、個々にいけば水分、酸素、水素等の含有%の上限を押える必要がある。幸い昨年邊りからわが國でもアメリカ製品に負けぬ良質の Argon 瓦斯が生産され始め、値段も次第に廉價となりつつあることは誠に喜ばしい次第である。しからばどの程度の品質をもつて良しとするかにはいろいろの見方もあるだろうが、極東米空軍の規格を満足するものならばアメリカ製品と同じであり、信頼して使用出来る。15米艇に一部使用し恐らくわが國第一の品質であると思われる T. R. 社の製品実績を上表に示す。上段は極東米空軍の規格である。新しい減壓弁のブルドン管中に水分、油がある場合に折角の良質の Argon の強度を害することがあるから注意を要する。

因に筆者が在長崎造船所時代昨年使用した Airco の製品は 99.92% 以上を保證してあつた。52 S あるいは NP 5/6 のような Al-Mg 合金の溶接で常に問題とな

規 格	H <sub>2</sub> O, mg/l 0.02max.	O <sub>2</sub> % 0.005max.	H <sub>2</sub> % 0.01max.	Ar% 99.8min
汎番號				
1	0.020	0.0030	0.0012	99.95
2	0.020	0.0042	0.0000	99.94
3	0.020	0.0005	0.0000	99.96
4	0.020	0.0050	0.0007	99.95
5	0.010	0.0024	0.0005	99.96
6	0.008	0.0005	0.0005	99.96
7	0.016	0.0049	0.0000	99.95
8	0.014	0.0028	0.0012	99.95
9	0.014	0.0018	0.0005	99.86
10	0.017	0.0016	0.0005	99.96
11	0.014	0.0019	0.0005	99.96
12	0.010	0.0023	0.0005	99.96

るのは Mg の問題であつて、溶接によつて熔着金中の Mg が減少すると機械的性質を低下することになる。しかし Argon arc 溶接では適正な施工では Mg は變化しないが、過剰な熱を加え Argon の shield が悪かつたりするとこの問題を起す危険がある。また假りに熔着金の成分が母材と同様に出来ても、組織が cast structure であることは強度および伸びを著しく低下し、接手の機械的性質は結局これによつて支配されることになる。この cast structure を避けるには Sigma の如き大電流密度で溶融並びに運轉速度ともに普通の Argon 溶接に比して著しく大なる溶接法を適切に應用することによつてのみ達成される。當所に 2 臺所有する Sigma 溶接機によつて諸種の試験を行いつつあるが、Argon arc に比して格段の面白い結果が得られつつあり、なんらの機會を得て發表したいものと思つている。Argon arc 溶接は從來の被覆電極機による電弧溶接、瓦斯溶接等に比して軽合金の溶接に新紀元を開く進歩した溶接法には違いないが、施工の適切を誤ると結果は甚だしく悪くなることも銘記すべきであろう。問題の焦點はやはり Argon 瓦斯の shield の問題に歸着するのであるが、表側は充分 Argon によつて保護されているが裏側には表側より吹き付けられる Argon の保護作用は殆んど及ばぬから溶接速度が遅い場合には裏側の溶融部に空氣が直接作用して酸化皮膜を作ることになり(寫眞参照)この皮膜の両側は完全に離れているから強度は著しく低下する。強度の低下率は酸化皮膜の全斷面積中にためる割合に比例する。

もし溶接作業場に風があると Argon 瓦斯は吹き流されて適正な防護作用を行わぬことになる。従つて作業場の遮風装置および海邊における艦裝工事中の Argon





Argon Arc 溶接によって生ずる酸化皮膜（黒い所が酸化皮膜）

arc 溶接では風に対する対策が肝要である。風があればその風速に応じて Argon の流量を増加せぬと適正の防護作用を行わぬことは明であつて、風のある所で溶接を行うとそれだけ Argon を餘計に消費することになる。次に溶接歪の問題であるが軽合金は軟鋼に比して熱膨脹係数は約 2 倍であることは溶接歪を餘計に出す条件が具わっていることになる。理窟から判る通り熱膨脹の全然ない金属があるとすればこれにおける溶接歪は起らないのである。この係数の大なる材料は歪の control が六つかしく歪を出し易い。軽合金の熱膨脹係数は 18-8 不銹鋼と大體似た値である。熱傳導が良いということは歪の control には好条件であらう。E が小なることは歪に対しては悪条件である。槌打で歪を取ることに對しては好条件であらう。歪そのものではないが軽合金溶接の場合誰でも氣付くことであるが表側に少し餘計に熱を加え過ぎるとその直下の裏側に丁度やけどのような火ぶくれが生じ外観を害することがある。これを blistering と英米人は呼び、わが國では通稱がま肌とかケロイドとか勝手な名稱で呼んでいる。これは外観を害するとともにここを切斷して顯微鏡で調べるとクラックあるいは氣泡が深く連続しており、水壓試験ではここに水がにじみ出ることもある。

#### 溶接部の検査

15米艇における溶接部の検査は外観検査および X 線検査を併用し、缺陷ある所は徹底的に補修し如何なる航海状態においても大丈夫という自信のある船體を建造することを方針とした。X 線は seam および butt の主要な所並びに兩者の交叉部は全部透過撮影した。全撮影箇所は 74ヶ所であつて、缺陷は縦横線の交叉部に多く、また案外に外観が見事なる地上溶接ブロックの箇合溶接にも重大なる缺陷を見出した。これらは丁寧に reweld した。

### 3 結 言

かくの如くにして建造せられた本艇は 3 月 11 日 吊揚

によつて進水し、諸備装を進めつつ耐波運轉に適する荒天を待望していたが 3 月の春の海は皮肉にも久しく穏かであつたが偶々 19 日の夜より強風特報が發令され風速 20 米位の強風が玄海灘と、彦島を吹き捲つて來たので、その夜は嬉しさのため關係者は寝つかれぬ程であつた。翌朝荒天運轉中の萬一の災害を考えて安全帽に救命胴衣を装着した乗組員を乗せて勇躍風速 10 米、波高 2 米程度の荒天の玄海灘に出動した。この海面を縦横に各速力をもつて航走し加速度、衝擊水壓 stress 等を計測した。また別の巡視艇より活動寫眞、普通寫眞、ステレオ寫眞等各種の撮影を行つた。計器の記録によれば衝擊水壓 18 米程度の大なる水壓を繰返し受けたのであるが、數時間に互る耐波試験を無事に終了した。入渠の上船底その他各部を慎重に點檢したが溶接、銑に異状はなくまた船底の凹損も見受けられなかつた。この耐波運轉時の映畫は遠からず編輯終了後は公開せられると思うので是非高覧ありたい。また耐波試験については詳細技術的にしかるべき學會等に當局より發表せられるのでないかと思う。

本艇の實績は全部は決して満足すべきものとは思われないが、わが國において始めて製品化された新輕合金材を用い廣範圍の溶接を採用して建造せられた第一艇としては概ね上々の成績であると思ふべきと考へる。第二艇においては勿論このあらかせが笑い話となるような實績を示し得るといふ確信を抱いており、早くその第二艇建造の運びになることを待望し準備の萬全を計りつつ待機しているのである。

(775 頁よりつづく)

示している。なんら一定の傾向を認めることができず、試験結果の差はむしろ大きい。これは、非常に不安定の現象で、速度、壓力および空氣含有量のごくわずかの變化が空洞現象の模様を著しく變える泡狀空洞現象を伴つてゐる推進器を試験することが困難であるためと説明することができよう。

推力が発生しない場合の觀測は非常に安定な結果を示しており、これは推力が発生しないときには層狀空洞現象だけしか存在しないためである。

0.30 以外の空氣含有量比における比較はなんらこれ以上の資料を提供しない。

結論とし 空洞水槽壁影響が第 1 系 12 吋推進器では明かに認められ、また閉鎖噴射型の空洞水槽にあつては (推進器圓の面積) / (作動截面積の面積) の比が約 0.14 を越えないことが望ましいといえる。

もし NPL の試験が  $J=0.95\sim 1.00$  まで擴張され得るならば、さらに澤山の資料を求めることができるであらう。

# 鋼材の切欠脆性について

大谷 碧  
鐵道技術研究所 熔接研究室

## は し が き

本誌の第26巻第9號では鋼材の切欠脆性に関する特集が行われ、溶接構造物の脆性破壊原因が種々検討された。その後約1年を経るうちに、海外および国内で種々新しい成果が報告され、研究は一段と進歩をとげた。これら成果の一端をもとり入れて鋼材切欠脆性研究の現状を觀察し、また更に今後の研究を要する未解決の諸點を指摘して見たいと思う。

### 1 各種の切欠脆性試験の関連性

鋼材の切欠脆性を測定すべき標準的試験法として、如何なる方法を採用すべきかを定めることは、鋼材の使用者側からすれば最も急を要する問題であろう。もちろん完璧な試験法は切欠脆性の理論的説明が明確にされて始めて決定可能なものではあるが、差當つて現状におきほぼ妥當と考えられる工業的試験法を提案することも研究者の責務であろう。

従來各國で採用されてきた最も代表的な切欠脆性試験法としては、主なもののみ挙げて、

- (a) 衝撃試験……シ、ルビ試験, Schnadt 試験
- (b) 曲げ試験……Lehi h 試験, Kinzel 試験  
Kommerell 試験 (オーストリア試験)
- (c) 引張り試験……Tipper 試験
- (d) 引裂き試験……Kahn 試験, Bagsar 試験

等の多きを数える。

しかもこれらの試験において、温度を種々變え實驗を行いその結果から遷移温度を定めるのに用いる基準量 (criterion) に、

- (a) 吸収エネルギー 全吸収エネルギー, 最大荷重までの吸収エネルギー, 最大荷重後の吸収エネルギー
- (b) 延伸性……最大荷重時の曲げ角度, 破斷時の曲げ角度, 斷面縮少率, 伸び率, 切欠き底部での横收縮率
- (c) 強 さ……引張強さと降伏點の比, 破斷應力
- (d) 破面状態……剪斷破面率

等がある。従つてどの試験法を用いどの基準量によつたかの組合せ如何で多くの遷移温度値が得られることとなる。

しかるに鋼材の遷移温度の順序を調べてみると、試験法が異なるごとに、また基準値が異なるごとに 遷移温度の順序も異なることが多く、時には全く反對の結果すら生じ

て判斷に苦しむことがしばしばある。この困難は、各試験法と基準量の特性を明らかにし、試験成績を再整理することにより克服されよう。最近では基準量の選定が特に重要視されるに至り、試験結果を左右する第一の因子であると信ぜられつつある。

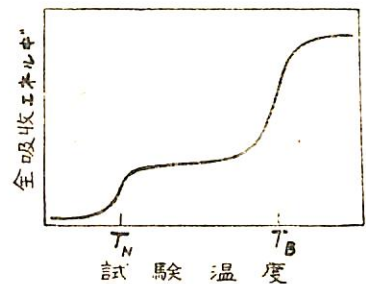
### 1) Ductility 遷移温度と Fracture 遷移温度

既に約6年前 R. Stout および L. Mcgeady 兩氏は、基準量を切欠き先端部に割れが発生するまでの現象に主として關係するものと、割れが傳播して試験片が破斷する現象に主として關係するものの二つに分けて考える必要のあることを説いたり、どの基準量がいずれの群に屬するか、または2群の中間的なものかの詳細については議論の餘地が大に残されているが、脆性破壊現象を割れの発生と傳播に分けて考慮を進めることに關してはこれを否定すべき根據が今のところなく、まず妥當な方法であろうとされている。

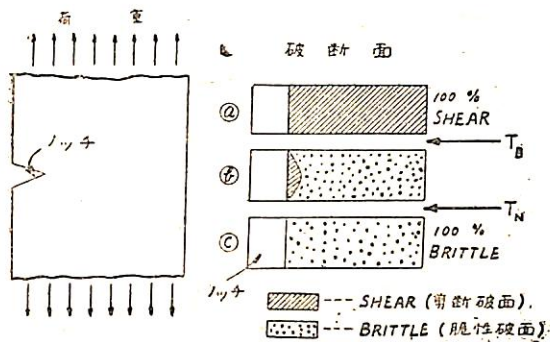
次いで C. Osborn 氏等は2チャージの鋼材について、板厚を2種類に變えかつ3種の處理 (壓延のまま、冷間加工、冷間加工後時効) を施し、これらを Lehigh 曲げ試験、Penn State 曲げ試験、Kahn 引裂き試験で試験して遷移温度間の関連性を調べ、各遷移温度群の中では試験法の如何にかかわらず鋼材優劣の順序がかなりよく一致するらしい傾向を認めた<sup>2)</sup>。

これら兩群の遷移温度のうち、R. Stout 氏等は割れの發生に關係するものを Ductility 遷移温度、その傳播に關連するものを Fracture 遷移温度と名付けた<sup>3)</sup>。以上簡單のため、C. Osborn 氏にならつて、前者を記號  $T_N$  後者を  $T_B$  であらわすこととする。

第1圖は  $T_N$  と  $T_B$  を概念的に示すもので、高温側における吸収エネルギーの急激な減少温度が  $T_B$ 、低温側のそれが  $T_N$  である。試験片の破面状態を觀察すると、高温部では全破斷面は完全に剪斷型であるが(第2圖a)。



第1圖 エネルギー温度曲線



第2圖 破断面状態と  $T_B$ ,  $T_N$  の関係

温度  $T_B$  を境として破面は急激に剪断型から脆性型に移行し、ノッチ先端部に隣接した爪型の小面積部を除き大部分は脆性破面となる(第2圖 b)。試験温度が更に降下すると爪型の剪断破面も減小し、遂に全破面は完全な脆性型となる(第2圖 c) すなわち、第2圖 b の状態から c の状態に移行する温度が  $T_N$  に相当するものである。

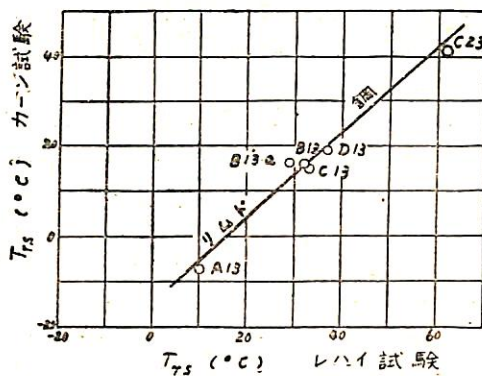
試験片の形状ないしは試験法の如何によつて、 $T_B$  と  $T_N$  の絶対値は變化し、また兩遷移温度が明瞭にあらわれる場合と不明瞭な場合とがある。しかし第2圖に示したような破面状態の二段の變化はすべての切欠脆性試験片にその存在が指摘されるもので、脆性破壊における本質的な現象の一つと考えられる。

$T_N$  および  $T_B$  に関する理論的考察は後に譲るとして、第2圖を参照するならば、 $T_N$  はノッチ先端部に割れが発生するに要する仕事エネルギーが減少する温度であり、 $T_B$  はこの割れが試験片中を傳播して試験片が破断するのに費やされる仕事エネルギーが急激に減少する温度であることが分る。何となれば、剪断型破壊は脆性型破壊より非常に多くの仕事エネルギーを吸収するからである。

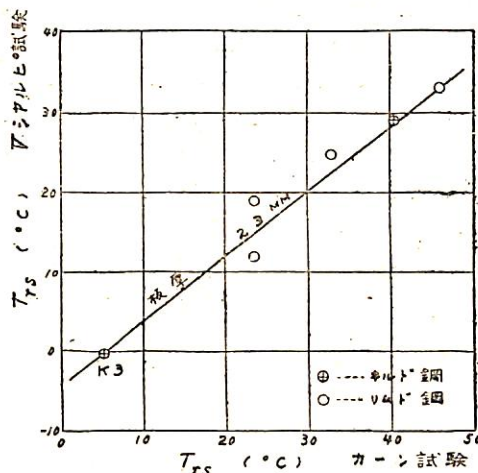
### 2) 遷移温度の比較

もし試験法を異にしても、 $T_N$  または  $T_B$  同志の間では各鋼材の示す遷移温度の順序が一定であるとする、當面の方法として  $T_N$  と  $T_B$  の低い鋼材を使用することが推奨されるべきであろう。従來は各研究者の好みによつて選定された基準量による鋼材の遷移温度値が報告されて來た傾向があり、従つて  $T_N$  ないし  $T_B$  を比較して詳細を検討するには資料が不十分であるが、二、三の試験結果を利用してこの點を調べることにする。

第3圖はカーン試験とレハイ試験の剪断破面率遷移温度  $T_{rs}$  (破断面中の剪断型破面が全面積の50%となる温度)を比較したものである。 $T_{rs}$  はその定義から知

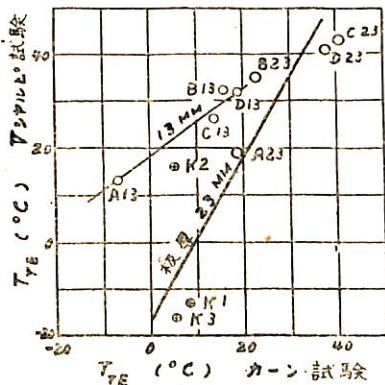


第3圖 遷移温度の比較 (1)



第4圖 遷移温度の比較 (2)

(K3を除き、運輸技研秋田好雄氏の實驗値による)



第5圖 遷移温度の比較 (3)

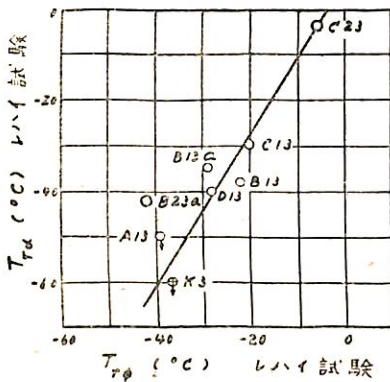
られるように  $T_B$  の一種である。圖はリムド鋼についての實驗結果<sup>5)</sup>で、A13~D13は板厚13mm、C23は板厚23mmである。

第4圖はカーン試験とVノッチ・シャルビ試験より

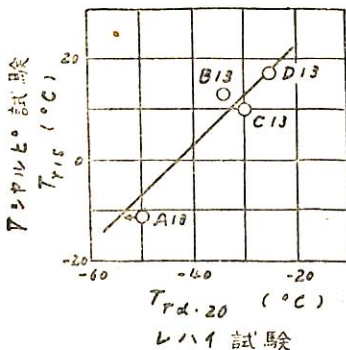
得られた  $T_{rs}$  の比較である。両圖は、試験片形状と試験法が非常に異つていても各種鋼材の  $T_B$  の順序が一致し得る可能性を強調している。

第5圖では、カーン試験で最大荷重後の吸収エネルギー、V ノッチ・シャルビ試験で全吸収エネルギーが高温側における最大値の $\frac{1}{2}$ となる温度を遷移温度  $T_{RE}$  として、板厚 13 mm のリムド鋼 (A 13~D 13) および板厚 23 mm のリムド鋼 (A 23~D 23) とキルド鋼 (K 1~K 3) につき両者を比較してある。シャルビ試験片は 10mm 角に機械削りし、カーン試験片は板厚のままのものであるため試験成績は 2 群に分れているが、各群ごとに遷移温度の高低の順序はよく一致していることが示されている。この場合カーン試験の  $T_{RE}$  は明らかに  $T_B$  に属するが、V ノッチ・シャルビ試験の  $T_{RE}$  は  $T_B$  そのものではなく、 $T_B$  よりやや  $T_N$  側の温度であると考えられるが (後述する二重面撃試験の項参照)、特別な場合を除き両  $T_{RE}$  は関連性を持つのが一般である。

次に第6圖はレハイ試験において異つた基準値より得られた  $T_N$  を比較したものである。  $T_{ra}$  は最大荷重時の曲げ角度が、  $T_{r\phi}$  はノッチ底部での横収縮率が、それぞれ高温側での最大値の 50% になる温度で、いずれも



第6圖 遷移温度の比較 (4)



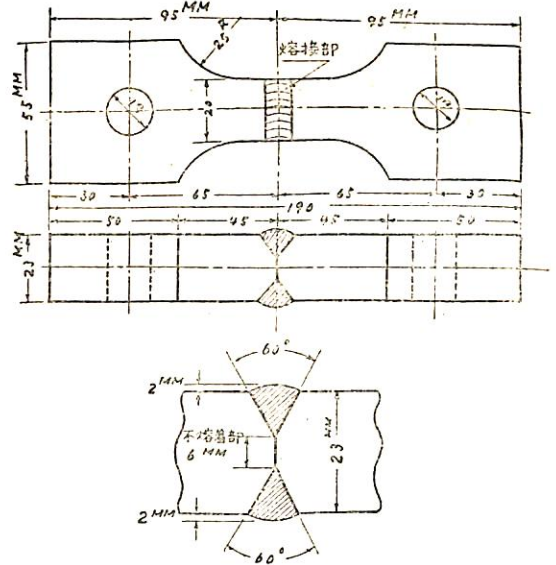
第7圖 遷移温度の比較 (5)

$T_N$  に属するものである。また第7圖は V ノッチ・シャルビ試験の 15 ft-lbs 遷移温度  $T_{r15}$  と、レハイ試験で最大荷重時の曲げ角度が  $20^\circ$  に减小したときの温度  $T_{ra \cdot 20}$  を較べたものである。これらも  $T_N$  に属する遷移温度である。元來  $T_N$  附近においては  $T_B$  におけるよりも變化が急激でなく、従つて  $T_N$  の實驗値もややばらつくのではあるが、第6・7圖の結果は各試験法の間で、 $T_N$  の順序が相當よく一致することを示している。

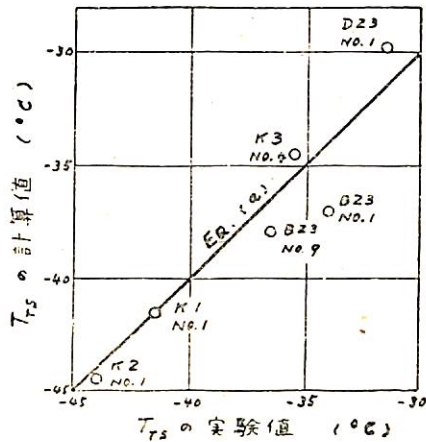
以上はレハイ試験、カーン試験、V ノッチ・シャルビ試験の 3 者間で、 $T_N$  と  $T_B$  の関連性を検討したものであるが、第8圖のごときやや複雑な形の試験片についても、遷移温度を  $T_N$  と  $T_B$  の 2 群に分けて考察を進める方針が現象をよく説明するようである。第8圖の試験片を用いた筆者の實驗によれば、X 型突合せ溶接々手の板厚中央に残した不溶着部 (大き 6 mm) の切欠効果のため、試験片は明瞭な遷移現象を示すが、ドライアイスとアルコールで得られる範囲の低温 (約  $-70^\circ\text{C}$ ) では  $T_B$  があらわれるのみで、 $T_N$  は求めることができなかった。しかしこの接手試験片の示す  $T_B$  は、母材および溶着鋼の  $T_B$  の影響を強く受けるものであることが判明した。すなわち接手の剪斷破面率遷移温度 ( $T_{rs}$ ) は、V ノッチ・シャルビ試験より求めた母材と溶着鋼の剪斷破面率遷移温度 ( $T_{rs(B)}$  と  $T_{rs(B)}$ ) を用いて次式によりあらわされる。

$$T_{rs} = 0.6T_{rs(B)} + 0.45T_{rs(1)} - 34 \text{ (}^\circ\text{C)} \dots\dots(a)$$

接手の遷移温度が溶着鋼よりも母材の影響を強く受けるのは一見奇異の感を与えるものであるが、これは筆



第8圖 缺陷のある溶接々手試験片



第9圖 熔接接手の  $T_{rs}$  第8圖の試験片による)

一層目の熔着鋼内に多量の母材が溶け込んでいるためと説明されよう。(a)式と実験値の比較は第9圖の通りである。3種の熔接棒 (No. 1, 4 および 9) と5種類の鋼材 (キルド鋼 K1, K2, K3 およびリムド鋼 B23, D23) を組合せて実験が行われている。このように (a) 式は実験結果をよくあらわすものであることが分る。V ノッチ・シャルピ試験における母材と熔着鋼の  $T_N$  をもつては接手の  $T_B$  を推測することはできないのに對し,  $T_B$  同志の関連性は極めて密接であり, 遷移温度を  $T_N$  と  $T_B$  の2群に大別して考察を進めて行くことの妥當性が示されていると考えられよう。

これらのデータはいずれも断片的なもので,  $T_N$  と  $T_B$  の特性を理解するためには更に研究を進めなければならないことはいうまでもない。既にわが國においてもかかる研究の必要性が認められ, 現在日本造船研究協會 (第12 研究部會) において系統的な実験が大規模に計畫・實施されつつある。その成果によつて切欠脆性の研究が一段と進歩することを期待しよう。

## 2 二重衝撃試験

従来提案された數多くの切欠脆性試験片のうち, 現在のところでは V ノッチ・シャルピ衝撃試験がもつとも標準的なものと考えられているようである。すなわち各國の船級協會においてはこの試験を参考試験として採用するのが普通であり, また國際溶接學會の脆性破壊委員會でもこれを標準試験法として推賞している。しかるに衝撃試験では瞬間的に試験片が破斷し全吸収エネルギーが記録されるので  $T_N$  と  $T_B$  の區別を他の静的試験の場合のごとく判然とせしめ難い。従つて衝撃試験における  $T_N$ ,  $T_B$  と各基準量の關係を明らかにすることは意義あ

ることといえる。この點に關し二重衝撃試験法と呼ばれる特殊の方法を用いて最近検討が進められたので, その結果を少しく詳細に説明しよう。

衝撃試験における全吸収エネルギーを, ノッチの先端に割れが発生するまでに費やされる部分と, この割れの傳播に費やされる部分とに近似的に分離するのが, 二重衝撃試験の目的である。それには次の要領で実験を行う。

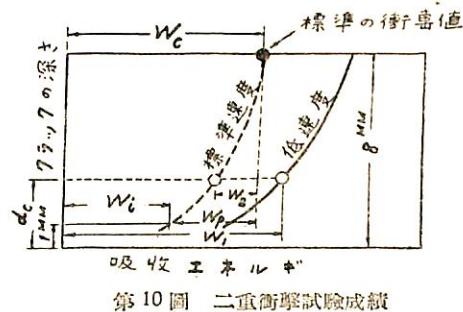
まず標準の衝撃試験を各温度で實施して, 全吸収エネルギー~温度曲線を求めておく。次にある一定の温度 (T) ごとに數本の試験片を用いて, 二重衝撃試験を行う。第1回の打撃では試験片はまだ破斷しないが, ノッチの先端には割れが発生するような小エネルギー ( $W_1$ ) を與えるよう, 試験機のハンマの位置を低くして試験片を軽く打つ。従つてこの場合は, 打撃速度が正規の場合にくらべて小さくなる。

第2回目の衝撃試験では正規の位置までハンマをあげて, 所定の試験温度 (T) で標準の打撃を與え, そのときの吸収エネルギー ( $W_2$ ) を計測する。

第1回の打撃で生じた割れの深さは, 試験片のノッチ底部に腐蝕液 (10 硝酸アルコール溶液) をたらし約 0 分間放置した後, 腐蝕液をよく洗い落とし第2回の打撃でこれを破斷すれば, 破面を觀察して容易に測定できる。割れの最大深さを  $d_c$  とする。

第10圖において縦軸に  $d_c$  を, 横軸に吸収エネルギーをとる。各  $W_1$  に對する  $d_c$  値を結ぶと, 第1回の打撃について圖中の實線が得られる。この曲線は低速度の衝撃によつて割れが発生傳播し試験片が破斷するまでに, エネルギーが吸収されてゆく經過をあらわしている。

所定の温度 (T) での標準試験による吸収エネルギーは, 正規の衝撃値 ( $W_c$ ) を  $d_c = 8 \text{ mm}$  の高さの位置で横軸にとり, 圖中の黒丸で示されることになる。第2回の衝撃試験における衝撃値 ( $W_2$ ) を  $W_c$  から引いた値を横軸に, 第1回の打撃により生じたその試験片の  $d_c$  を縦軸にとつて圖上の位置を定めた點を結ぶと, 第10圖の



第10圖 二重衝撃試験成績

破線が得られる。この曲線は正規速度の衝撃によつて割れが発生・伝播し試験片が破断するまでに、エネルギーが吸収される経過を示すことになる。また実線と破線の差が衝撃速度の影響を示すものであることはいうまでもない。

このような試験を各種温度で行えば、割れの発生に要するエネルギーと、その伝播に要するエネルギーと温度の関係を知り、衝撃値～温度曲線の特性を明らかにすることができる。

試験片の破断面を観察すると、ノッチ先端の数ヶ所から発生した微小な割れが生長し勢揃いして、内部に伝播する體勢となるのが約  $d_c = 1\text{mm}$  のときと判定される。この意味で  $d_c = 1\text{mm}$  の割れが進展して試験片が破断するまでに吸収される仕事エネルギーをもつて“割れ伝播のエネルギー ( $W_p$ )”とする。また  $W_c - W_p$  をもつて“割れ発生のエネルギー ( $W_i$ )”とする。 $W_p$  と  $W_i$  の値は第10圖上において、 $d_c = 1\text{mm}$  となる破線上の點の横座標から求められる。

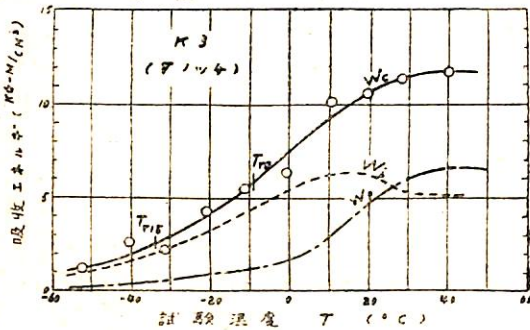
キルド鋼 (K3) について、 $W_c$ 、 $W_i$ 、 $W_p$  曲線と温度の関係を示したものが第11圖 (V ノッチ)、第12圖 (U ノッチ) である。兩曲線を比較すると U ノッチ試

験片の  $W_i$  は V ノッチ試験片のそれに比し最大値が高くかつ低温側に移動していることが分る。これは切欠の鋭さが異なるため起る現象であつて、各種の切欠脆性試験片において認められてきたものであるが、シャルビ衝撃試験に対しても直接證明されたことになる。これに對し  $W_p$  曲線は切欠形状の影響を受けず、實驗誤差の範囲内で U、V 兩ノッチの場合が一致することを第11、12圖は示している。もとの切欠の鋭さがどのようなものであつても、一旦割れが生ずるとその形は非常に鋭い類似した形をとるから、割れの伝播に要するエネルギー  $W_i$  はほぼ等しくなるものと説明される。

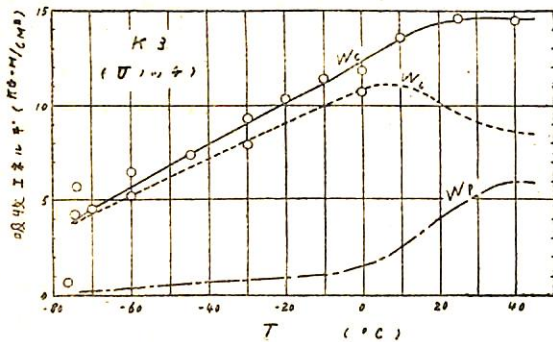
第11圖の例から分るように、V ノッチ・シャルビ衝撃試験における 15 ft-lbs ( $2.6\text{kg m/cm}^2$ ) 遷移温度 ( $T_{15}$ ) 附近では  $W_p$  は極めて小さく、 $W_i$  の減少のみが目立つているから、 $T_{15}$  は明らかに  $T_N$  の一種である。これに對し  $1/2$  エネルギー遷移温度 ( $T_{1/2}$ ) は  $T_B$  そのものではなく、これよりやや低温側に來るものである。従つて筆者が経験したように、 $W_i$  が  $W_c$  のほとんど大部分を占めるような異常な鋼、例えば低水素系溶接棒による熔着鋼では、V ノッチ・シャルビ試験の  $T_{1/2}$  は  $T_N$  の性質の色彩が強い。従つて  $T_{1/2}$  は本質的には  $T_N$  と  $T_B$  の中間的なものではあるが、壓延鋼材では一般に第11圖の例のように  $T_B$  と相當密接な關係をもつものと考えてよい。

第13、14圖は2種類のリム鋼 (A13 と C13) に対する二重衝撃試験 (V ノッチ) の成績である。

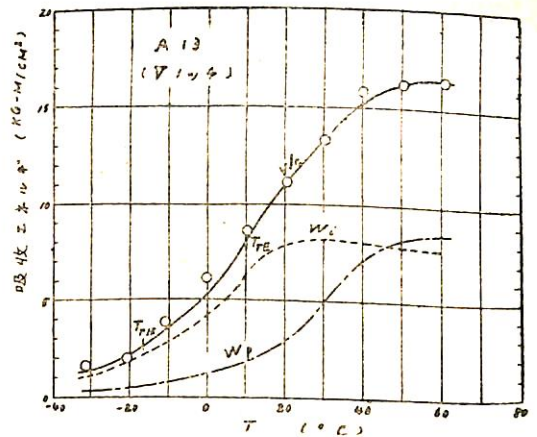
第15圖はこれら3種の鋼材の標準衝撃試験による剪断破面率 (S) 曲線である。これを先の  $W_p$  曲線と比較すると、兩者には非常に密接な關連性のあることが分る。すなわち  $W_p$  曲線と S 曲線が並ぶ温度の順序は全



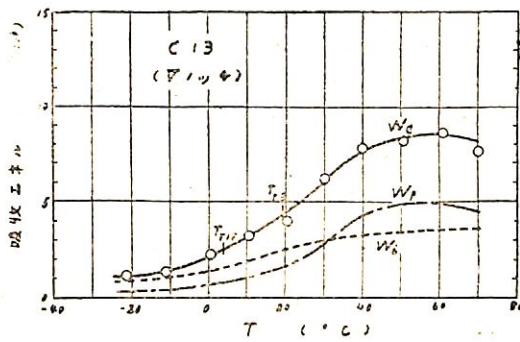
第11圖 二重衝撃試験成績 (1)  
(K3 鋼, V ノッチ)



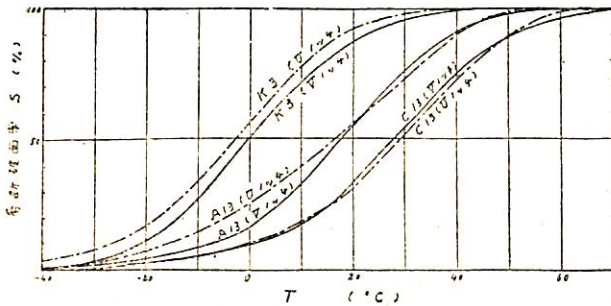
第12圖 二重衝撃試験成績 (2)  
(K3 鋼, U ノッチ)



第13圖 二重衝撃試験成績 (3)  
(A13 鋼, V ノッチ)



第14圖 二重衝撃試験成績(4)  
(C13 鋼, V ノッチ)



第15圖 剪断破面率曲線(標準シャルビ試験)

く同じであり、かつ試験温度が上昇して S が 50% に達したとき  $W_p$  値の増加は著しくなり、S が 100% となると  $W_p$  曲線もその極大値に達するものである。二重衝撃試験で  $W_p$  曲線を決定するためには通常約 60 本の試験片を必要とし手数が掛るが、 $W_p$  曲線の様子は標準衝撃試験における S 曲線から簡単に推定することが可能であることが分る。従つて実用的には 50% 剪断破面率遷移温度 ( $T_{50}$ ) をもつて鋼材の  $T_B$  をあらわすのが便利であろう。

このように V ノッチ・シャルビ衝撃試験における  $T_{10}$  は  $T_N$  を、 $T_{50}$  は  $T_B$  を代表するものであることが明らかとなつた。また  $T_{10}$  は特殊な場合を除き、圧延鋼材では  $T_B$  に近い性質のものである。かかる二重衝撃試験の成果を勘案して、衝撃試験と他の試験法の関連性が検討されつつある。

### 3. Fracture Dynamics

切欠脆性の理論的説明に関しては吉識教授、金澤助教教授による輝かしい業績がある<sup>10)</sup>、兩氏はいわゆる Flow Stress Surface と Fracture Stress Surface の交線が材料の破壊をあらわすとの想定のもとに、近年著しく發達した塑性論の成果を巧みにとり入れて理論を展開し、切欠き形状の變化にもとづく應力集中度および多軸

應力度の變化が、鋼材の遷移温度に及ぼす影響を定量的に説明することに成功した。

兩氏の理論はいわば正攻法的なものであるが、これとは見方を變えて構造物の脆性破壊を一種の不安定現象と考え、脆性破壊が進展し得るための條件を検討せんとする G. Irwin 氏流の Fracture Dynamics<sup>11)</sup> も注目に値しよう。この理論は破壊の傳播現象を解くことを目的としたもので、破壊の發生機構を説明することはできない。

Fracture Dynamics はガラスのごとき脆性材料の彈性破断強度に関する有名な Griffith 氏の理論<sup>12)</sup> に源を發している。Griffith 氏の古典理論によれば、材料中に荷重と直角方向に存在する龜裂の長さを  $l$ 、材料の表面張力を  $T$ 、ヤング係数を  $E$  とすると、脆性破壊の速度は極めて速く外部荷重が仕事をする暇がないので、結局龜裂が更に擴大する際に表面張力  $T$  の行う仕事量が、龜裂形状の擴大による應力分布の變化にもとづく材料中の歪エネルギーの減少量の絶對値より小さい場合に破壊が進展し得ることとなる。

$T$  の値は温度が變化しても餘り變らないことが理論的に豫測されているので、氏は熔融状態での測定値を適用して考察を進めた。實際には表面張力の仕事量と歪エネルギーの減少量が等しいときの荷重が材料の破断強度 ( $\sigma$ ) を定めるものであるから、この條件を計算で求めると、

$$\sigma = \sqrt{\frac{4ET}{\pi l}} \dots\dots\dots b)$$

が得られる。Griffith 氏は (b) 式を用いてガラス線の破断強度を明快に説明している。

鋼材の切欠脆性に對しても (b) 式を適用してその脆性破断強度を略算して見ると、從來測定されている鋼の表面張力の 10,000 倍見當の値を用いないと現象が説明されない。Irwin 氏はこの矛盾を説明するため、鋼材の脆性破壊面は完全に脆性破壊したものではなく、表面に沿つて薄い塑性變形層を生じ、ここで大きなエネルギーが吸收されるため表面張力が見掛け上非常に大きくなるとしている。一般に液体に對する表面張力の概念を固体の場合にも擴大し、これに相當するものとして表面エネルギーなる量を考え、破壊の進展に要するエネルギーを (擴大した破断面の面積) × (單位面積當りの表面エネルギー) をもつてあらわすことが多い。

A. Wells 氏は脆性破壊の進行した面に近接する箇所を微小な温度變化を熱電對で計測して、室温で脆性破壊したスプリング材の表面エネルギー ( $S$ ) を實測した<sup>13)</sup>、 $S$  の値は切欠形状によつても相當變化するが、その最

小値は  $16 \text{ ft}\cdot\text{lb}/\text{in}^2$  であつた。氏の研究はまだ断片的なものでありこれが有力なものとなるためには今後の努力にまつ所が多いのであるが、Fracture Dynamics を発展させるための実験的手段として高く評價されるべきであらう。

なお Irwin 氏等は脆性破壊の傳播に伴う材料各部の運動 エネルギーをも考慮して破壊開始の條件を論じたが<sup>14)</sup>、まだ定性的な議論に止まつているようである。

#### 4. Size Effect

小型試験より求めた遷移温度と大型試験片ないし貨船の脆性破壊との関連性を論ずるのが Size Effect 研究の目的であるが、この方面の研究は実験に莫大な経費を要するためまだ断片的に行われているにすぎず、最も進歩の遅れた分野であるとされている。

前述の如く小型試験片の遷移温度は、これを Ductility ( $T_N$ ) および Fracture ( $T_B$ ) 遷移温度の2群に分けて検討が進められているが、かかる方針のもとに各種試験法間の遷移温度の関連性が明らかにされ得たと假定すると、次には  $T_N$  と  $T_B$  の高低が大型構造物の脆性破壊に際してどのような役割を演ずるものかが明らかにされなければならない。小型試験片と貨船の破壊を関連づける資料は現在のところ M. Williams 氏の報告<sup>15)</sup> だけであり、同氏の見出した V ノッチ・シャルピ試験の  $T_{15}$  の重要性のみをもつて問題を解決し得たと断ずるのは早計にすぎると思われる。更に詳細な検討を要する点である。

大型模型による Size Effect の研究としては W. Wilson 氏等および A. Boodberg 氏等による廣幅試験<sup>16) 17)</sup> が著名である。また De Garmo 氏等は大型船孔模型についてその脆性破壊現象を研究した<sup>1)</sup>。更に秋田氏<sup>18)</sup>、P. Shearin 氏<sup>2)</sup> 等は切欠き曲げ試験について Size Effect の問題を研究した。

##### 廣幅試験等の結果

- 1) 板幅がませば遷移温度は上昇する
- 2) 板厚がましても遷移温度は上昇する
- 3) 板幅がますます平均破断應力は低下する。その低下は剪断破壊のときにも認められるが、脆性破壊のときは一層著しい

等の事實が明らかにされている。

これらのうち板厚の影響に関しては吉識・金澤兩氏の理論によりこれを明らかに説明することができるのであるが、現在の知識ではその他の點を明確に説明できない。特に破断應力の低下する現象は大いに検討を要する點とされる。小型試験片ではもちろんのこと、Boodberg

氏等の用いた廣幅試験片においても、破断應力がもつとも低下した場合ですらその値は材料の降伏點應力以上である。しかし貨船において破壊部の平均應力が降伏點以上に達することは常識では考えられない。破壊時の状況より推察して貨船での破断部平均應力は降伏點より遙かに低いと考えるのがむしろ妥當であらう。大型模型と貨船の脆性破壊の間には、この點で大きなギャップが存在する。脆性破壊した輪孔模型の平均破断應力は  $17 \sim 20 \text{ kg}/\text{mm}^2$  の範圍で降伏點應力よりやや低いと考えられるので、この問題を解く有力な鍵を提供するものではないかと思われる。

先に述べた Fracture Dynamics は、Size Effect を取扱うのに最も適した手段かも知れない、いずれにせよ近い將來において、この方面に研究の主力が向けられるに至るであらう。

#### 5. 冶金學的研究

冶金學において明らかにされているように、面心立方格子型金屬材料は低温脆性を示さず、體心立方格子型または六方晶系金屬材料のみが低温脆性を示すのであつて、鋼材の切欠脆性現象を支配する根本的なものが、かかる冶金學上の基礎原理であることはいうまでもない。従つて金屬の完全脆性破壊を説明する轉位論が研究者の注目を引くのは當然である。しかしわれわれの遭遇する鋼材の脆性破壊は、塑性變形を全く伴わない完全脆性破壊ではなく数%の塑性變形を伴うものである<sup>21)</sup> と考えられている。またわれわれが経験しているように、試験片の形状を工夫すれば室温以上の温度においてすら脆性破壊を再現せしめ得るのであつて、現状の轉位論をもつてしては説明が困難であらう。これらの諸點を明確に説明し得るよう理論の發展することが切望されるものである。

脆性破壊部を顯微鏡的に觀察し、塑性變形や双晶變形の程度をもつて破断時の吸収エネルギーを推定せんとする方法が近時盛んとなり、注目すべき成果<sup>22) 23)</sup> を擧げている。

かかる顯微鏡的な觀察を脆性破壊部ないしは割れの先端部について單に漠然と行うのみでなく、切欠き部よりの距離をも考慮して結果を整理するときには、一段と効果的な手段として威力を發揮するものと豫想される。すなわち第2圖に示したように、破断面の様式は遷移温度  $T_B$  および  $T_N$  を境として2段に變化するものであるから、これを顯微鏡的に觀察するにも切欠き先端部附近と切欠きから離れた部分を區別して調査するのが妥當であらう。また破面における結晶の變形状態を觀察するだけで



なく、變形層の厚さをも検討すれば吸収エネルギーと破面状態の關係は一層密接に結ばれるであろう。遷移現象が  $T_N$  と  $T_B$  で2段にあらわれる理由を説明するのは力學的な分野に屬する問題であろうが、 $T_N$  あるいは  $T_B$  における吸収エネルギーの變化量を推論するのは冶金學の分野である。兩分野における研究はこのような條件で接觸し連絡を保つべきであろう。

最近イタリヤ船級協會が鋼材規格に歪時効試験を採用し、また國際熔接學會の熔接性委員會が、脆性破壊の危険性を第一に考慮すべき箇所に使用する最高級鋼に歪時効試験を課すことを提案して以來、鋼材の時効性と切欠脆性の關係が注目を集め始めた。國際熔接學會の方法によれば、鋼材にあらかじめ10%の引張り塑性歪を與え、これを250°Cで30分間人工時効したものについて、0°CにおけるVノッチ・シャルピ衝撃値3.5kg-m/cm<sup>2</sup>を要求するのである。熔接變質部においては加熱と熱塑性歪が重疊して作用するから、急激な一種の人工時効が加えられたと考えることもでき、また冷間加工を受けた場所を熔接すればその効果は一層著しい譯である。リムド鋼はキルド鋼より時効試験の悪影響が大きい例からも明らかのように、一般に十分脱酸された良質鋼の方が時効試験時の遷移温度の上昇が輕微であるから、熔接構造用としては安全側にある。しかし一方構造用鋼程度の低合金鋼では、その溶接變質部をも含めて室温ではほとんど時効現象を示さないことも事實であり、熔接部の切欠脆性試験以外に特に時効試験を行う必要があるか否かはやや疑問であり、また時効試験後保持すべき衝撃値の量についても、検討の餘地が残されているようである。

なお熔接の影響に關して最近多くの成果が報告され、我が國では木原博士、安藤田村兩氏等の研究<sup>24)</sup><sup>25)</sup>が注目されているが、本稿は範圍を鋼材(母材)の切欠脆性のみに限ることとし、それらの詳細は省略する。

### む す び

熔接構造の脆性破壊は戦後はじめて採り上げられた問題であつて、各國の研究者の熱心な努力により著しい成果が擧げられているにもかかわらず、まだ未解決の分野を多く残している。その學問體系を形造るために、研究が一層強力に推進されなければならぬことを痛感するものである。

最後に、貴重なデータを引用させて戴いた各位に深く感謝の意を表する次第である。

### 参 考 文 献

1) R. Stout and L. Mc Geady; Weld. JI., June

1948. p. 299-s.

- 2) C. Ostorn et al.; Weld. JI.; Jan. 1949, p. 24-s.
- 3) R. Stout and L. Mc Geady; Weld. JI., Jan. 1949, p. 1-s.
- 4) これらの各種の試験法については、本誌第26巻9號を参照されたい。
- 5) 造船協會電氣熔接研究委員會稿; Brittle Fracture in Mild Steels and their Welded Joints, p. 126.
- 6) 文献5; p. 1.
- 7) 日本造船研究協會研究季報; 第2號. p. 44.
- 8) 文献5; p. 50.
- 9) 大谷; 熔着鋼の二重衝撃試験(未發表)
- 10) 例えば文献5; p. 62.
- 11) G. Irwin and J. Kies; Weld. JI., Feb. 1952 p. 95-s.
- 12) A. Griffith; Phil. Trans. Roy. Soc., A 221, 1921.
- 13) A. Wells; Welding Research, April 1953, p. 34 r.
- 14) Fracturing of Metals, A. S. M., 1948, p. 147.
- 15) M. Williams and G. Ellinger; Weld. JI., Oct. 1953, p. 498-s.
- 16) W. Wilson et al.; Weld. JI., Apr. 1948, p. 200-s.
- 17) A. Boodberg et al.; Weld. JI., Apr. 1948, p. 186-s.
- 18) E. DeGarmo et al.; Final Report, S. S. C., No. SSC-5.
- 19) 秋田; Weld. JI., Sept. 1953, p. 475-s.
- 20) 文献14, p. 167.
- 21) D. Rosenthal; Weld. JI., Oct. 1950, p. 409-s.
- 22) W. Bruckner; Weld. JI., Oct. 1950, p. 467-s; Sept. 1951, p. 459-s.
- 23) 小林; 熔接學會誌, March 1954, p. 9.
- 24) 木原, 田村; キルド鋼の熔接性について, 造船協會1954春期講演會報告.
- 25) 木原, 安藤; 鋼材におよぼす熔接と冷間加工の重疊効果, 造船協會1954春期講演會報告.

# 鋼材の熔接性と切欠脆性

鈴木 春 義  
 運輸技術研究所溶接部 現博

## まえがき

戦時中アメリカは約5000隻の熔接商船を多量生産したが、そのうち2割に當る約1000隻が外因によらないで自ら脆性破壊を生じ、約190隻が重大な損傷をうけた。これは1943年～45年に頻發したが、その全損害は5000萬ドル、多數の人命も失つた。近くは1948年冬キャピタン號が2分した事故があり、熔接船の脆性破壊損傷の頻發以來、熔接用鋼材の材質がにわかに関心されるようになり、切欠脆性 Notch Sensitivity とか切欠靱性 Notch Toughness という言葉が目下大流行である。今日熔接に従事し船の設計に關與する技術者で、切欠脆性という言葉を受けない人はあるまいと思われるほど、切欠脆性は熔接構造物に重視されるようになり、鋼材の熔接性判定の最も大事な要素となつた。

造船用鋼材の熔接性は切欠脆性を中心に説明するのが最も解りよい。以下、特に造船に關聯した切欠脆性を簡単に述べてみよう。

## 構造物に重要な性質

熔接構造物が満足な使用性能を示すためには、鋼がある種の機械的性質を具備することが必要である。すなわち、強さと伸びと切欠靱性 (Notch Toughness) がそれである。

鋼の強さ特にその降伏點は荷重負擔力を決める要素で、他の因子を度外視すれば強さは強いほど望ましい。

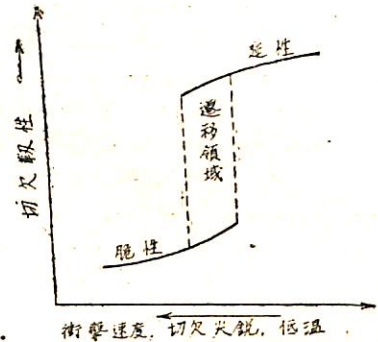
鋼の伸び(延性)は工作中的の冷間加工能力を示し、また構造物使用中再々起る過負荷にたえる能力を表わしている。よく知られているように伸びは強さにはほぼ逆比例的に減少する。

鋼の切欠靱性は、低温や衝撃荷重や切欠應力集中などに對する鋼の抵抗力を示す。ここでいう切欠 (Notch) は突起とか凹みなどの急激な形状變化による幾何學的切欠の他に、熔接による諸缺陷やアンダーカット、熱影響硬化層、板中の偏折や介在物など、應力の不連続を惹起しやすい局所をも含む廣義の切欠である。特に熔接では熔着鋼や母材の熱影響部に起る微少な割れとか、スラグまき込みや氣泡とか、不完全熔着とか危険な切欠がいろいろ生じ易い、米國船の數多い脆性破壊も鋼材が悪かつた上に熔接が拙くて欠点(切欠)が

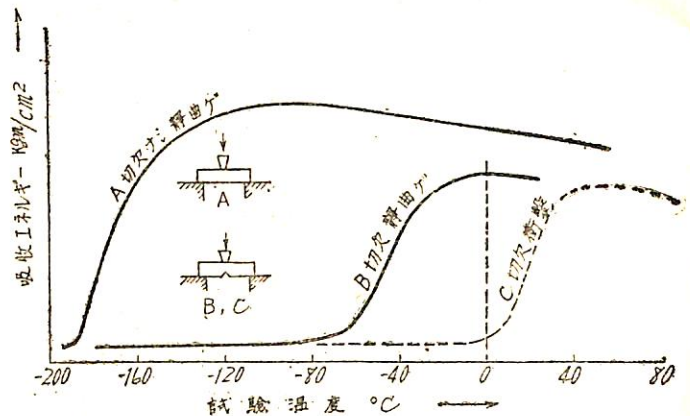
多かつたことに原因しているといわれている。

## 延性から脆性への遷移溫度

鋼材に切欠をつけて荷重をかけると切欠のない場合よりも容易に壊れる。切欠による應力集中によつて切欠尖端が容易に破斷するからである。鋼はアルミニウムや銅と異り低温になるとある溫度以下では延性を失ひ極めて脆くなる。また切欠が鋭いほど、荷重速度が大きいほど脆くなる。定性的にこれを示すと第1圖の如くである。いずれの場合も鋼の切欠靱性、例えば吸收エネルギーで比較した靱性は、延性から脆性へ急に遷移するところがあり、溫度の影響について考えたときこの急變化を生ずる溫度を遷移溫度 Transition Temperature と呼んでいる。船や橋やその他の低温切欠脆性の状態は第1圖の遷移領域の比較的低いところに相應すると考えられ、例え



第1圖 延性から脆性破斷への遷移現象

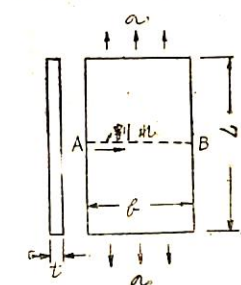


第2圖 切欠靱性(吸收エネルギー)におよぼす温度および荷重速度の影響

ば V 型切欠シャルビー衝撃試験 (第2圖) では 15 フートポンド (ft-lb) の温度  $T_{15}$  が切欠靱性の比較の便宜に用いられる。

第2圖に示すように軟鋼では切欠をつけないシャルビー試験片 (長さ 55mm, 10mm 角) をゆつくり静曲げした場合 (曲線 A), 遷移温度は殆んど液體空氣の温度近く低温になるが, 切欠をつけると静曲げでも  $-60^{\circ}\text{C}$  程度の遷移温度となり, 更に切欠衝撃曲げでは  $+10^{\circ}\text{C}$  附近にまで遷移温度が上る。例えば  $0^{\circ}\text{C}$  で考えると, V シャルビーの切欠 (深さ 2mm,  $45^{\circ}$  内角, 突端半径 0.25 mm) がついていても静曲げでは延性破壊を呈するが, 衝撃に對しては完全に脆性である。普通軟鋼の  $T_{15}$  は  $0^{\circ}\text{C}$  附近またはそれ以下であるが, 戦時中の破壊した米國船材はいずれも  $15^{\circ}\text{C}$  以上の極めて高い値であつたので, 容易に脆性破壊を起したと考えられている。勿論脆性破壊した鋼材を引張試験した場合には引張強さも伸びも充分規格に合格しているが, シャルビー衝撃値は著しく低かつた。

遷移温度の重要さについてももう少し説明が必要であらう。第2圖の V シャルビー吸収エネルギーは低温では極めて小さくなり,  $0.5\text{kgm/cm}^2$  程度である。船が脆性破壊する場合, 龜裂の進行速度は音速に近い高速度で 1 秒間數百 m から 2000m にも及び, その吸収エネルギーは極めて少ない, 例えば幅  $b$ , 長さ  $L$  の板 (第3圖) が一様な



第3圖 割れ進展の應力におよぼす板の長さの影響

引張應力  $\sigma$  ( $\text{kg/mm}^2$ ) の下に弾性エネルギーを貯えているとする。何かの原因で脆性龜裂が板を横切つて A から B へ進んだとすると, 板の弾性エネルギーが割れ進展のエネルギーに變つたわけである。ところがこの割れのエネルギーは極めて小さいもので, 例えばその全

量を補充するために必要な應力  $\sigma$  は  
 $L = 200(\text{m})$  なら  $\sigma = 1(\text{kg/mm}^2)$   
 $L = 2(\text{m})$  なら  $\sigma = 10(\text{kg/mm}^2)$

で充分である。すなわち, 船が設計應力以下の低い應力の下にあつても, 何かの原因で萬一脆性龜裂が進展すれば, その割れを A 端から B 端まで走らせるエネルギーは充分供給できるわけである。ところが, 板が延性破壊をする場合には板の破斷變形は著しく, 吸収エネルギーは脆性の場合の 10~20 倍にもなるから, 龜裂はとうてい瞬間的に進むことができずに止る可能性が多い。船の使用温度で脆性龜裂を止めるにはその鋼材がその温度で龜

裂傳播に對して延性であることが望ましく従つて第2圖の吸収エネルギー曲線の遷移温度がなるべく低い方が望ましいのである。たとえ遷移温度の差が僅かに  $10^{\circ}\text{C}$  であつても, ひとつは脆性破壊し他はしなないとすれば 實際には莫大な差である。まして溶接ではいろいろの切欠を生じ易いから, 使用鋼材には切欠靱性のなるべく良いものを用いて安全を期すことが重要で, 世界各國とも溶接用鋼材はまず Notch tough であることを要求し, 例えば  $0^{\circ}\text{C}$  の V シャルビー衝撃値が  $3.5\text{kg/cm}^2$  以上あることを望むのが常識である。わが國造船用鋼材は勿論この要求を満している。

### 切欠靱性に影響する諸因子

軟鋼の溶接構造物は切欠がない場合には充分に延性を示し, 通常の使用状態では脆性破壊しないのが普通であるから, 構造物の切欠靱性を強める工夫が重要になる。それには切欠靱性に影響する諸因子の効果を調べる必要がある。

鋼の切欠靱性に影響する因子については多くの研究が國の内外で行われているが, その主要因子としては,

#### 1) 冶金學的因子

- 1.1) 化學成分と組織
- 1.2) 歪 加 工
- 1.3) 歪 時 効
- 1.4) 熱 處 理
- 1.5) その他——腐蝕, 黒鉛化, 疲勞

#### 2) 力學的因子

- 2.1) 切欠形状 (三軸應力)
- 2.2) 寸 度
- 2.3) 歪 速 度
- 2.4) 温 度

#### 3) 溶 接

- 3.1) 熔 着 鋼
- 3.2) 熱 影 響 部
- 3.3) 殘 留 應 力
- 3.4) 熱的および力學的處理

等がある。

以上のうち 1) 冶金學的因子は鋼材材質に關するもので, 2) は鋼材自身よりもむしろ外的因子であり, 3) は溶接構造に特に重要なものである。

### 切欠靱性に及ぼす冶金學的因子の影響

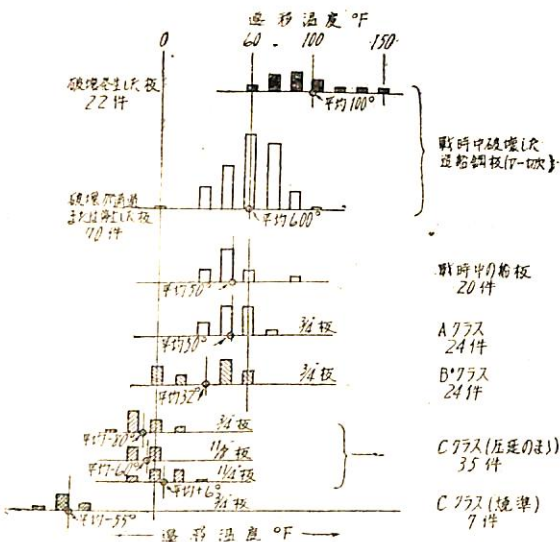
#### 1.1) 化學成分と組織

軟鋼の切欠靱性を高めて遷移温度を低くするには炭素成分  $\text{C}\%$  を少く, マンガン成分  $\text{Mn}\%$  を高くすることが有効であるから, 現用造船材では普通  $\text{Mn/C}$  の比

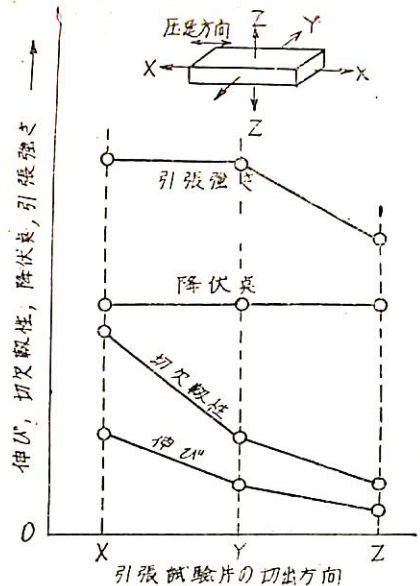
が3以上である。昔のリベット材は炭素成分が高くその Mn/C 比は2以下が多かつた、序ながら米國では溶接部の脆性破壊が多かつたのに英國では極めて少なかつた 1945 年秋、英國の冶金學者 Barr の調査によると當時の米英兩國の鋼板 (3/4~1 吋) はセミキルド鋼であつたがその成分には明瞭な差があつた。すなわち米國材は Mn/C 比が著しく低く (2 以下)、英國材ではそれが高くて現用軟鋼と同等であり、これから見ると英國では第二次大戦中에서도既に切欠靱性の高い造船用鋼板を使用していたことになる。

鋼材は化學成分だけでなく、その含有酸素を除く脱酸方式によつても切欠靱性に差が出る。一般に、脱酸不十分なリムド鋼よりも、これに少々の珪素 (0.03~0.15%) を加えて半分脱酸したセミキルド鋼の方が遷移温度が低く、更に珪素を 0.15~0.30% 加えて完全なキルド鋼にすると遷移温度が更に下る。キルド鋼にアルミニウムを少々加えて細粒鋼にすると遷移温度は一層低下して好ましい。第4圖は米國造船材の V シャルビー衝撃試験の 15ft 1b 遷移温度の比較を示す。最上層は戦時中のセミキルド鋼で、Mn/C 比の極めて低いものでその  $T_{15}$  は著しく高く 150°C 以上というのが多い。1948 年米國船級協會 (ABS) は鋼材規格を改訂して炭素、マンガン、珪素等の化學成分が規定されるようになり、厚さに應じて

クラス	板厚, 吋	化學成分, %				
		C	Mn	Si	P	S
A	$t \leq 1/2$	—	—	—	<0.04	<0.05
B	$1/2 < t \leq 1$	<0.23	0.60-0.90	—	"	"
C	$t > 1$	<0.25	0.60 0.90	0.15-0.30	"	"



第4圖 戦時中および現用 (ABS) 造船用鋼板のシャルビー遷移温度の比較



第5圖 鋼板の方向性

の3クラスに分類された。現用の A, B クラス鋼板はセミキルド鋼, C クラスがアルミニウムを添加した細粒キルド鋼である。板厚に應じて鋼質を區別した理由は後に述べるように板厚が大きいほど切欠靱性が増すので、それを補うために優れた材質が要求されることである。

さて同一鋼ではそのフェライト結晶粒度が細かいほど一般に切欠靱性が秀れている。そのため熱間延延温度を低める必要がある。のみならず、キルド鋼の中にも切欠靱性の劣るものがあり、鋼板の位置によつても靱性に大差がある。こんなことで、製鋼屋は鋼材が溶接されるようになって以来いろいろと苦勞の種がふえたわけである。

第5圖は板の延延方向 (X), それに横方向 (Y) および表面に直角方向 (Z) の3方向に對する板の強さや伸びや靱性の比較を示す。

降伏點は3方向殆んど差がないが、引張強さは一般に Z 方向に弱く、X 方向へ過度に熱間延延した鋼では Z 方向の引張強さが降伏點近くまで低下し、従つて Z 方向の伸びや切欠靱性が著しく弱い、板を突合溶接する場合にはこの弱點は出ないが、隅肉溶接では溶着境界からポッキリ外れる危険が生ずる。この點鋼板は木村と同じだと考えれば良い。鋼塊の内部の気泡や不純物が、延延により X 方向に伸ばされて纖維狀の組織を作り、このため X, Y, Z の3方向への強さや靱性の差を招來する。

### 1.2-1.3) 歪加工と歪時効

鋼板は冷間で曲げたり伸したりすると加工硬化し延性

や靱性が著しく低下する。冷間加工のまま室温に放置すると数ヶ月のうちに極めて脆くなり遷移温度が上る、これを歪時効 Strain Aging という。室温に数ヶ月放置する代りに 100°C に数時間、250°C に 30 分保つても同程度に脆化する。リムド鋼では 0.5% 程度の（長さ 100mm の棒を 0.5mm だけ伸す）僅かの冷間加工で切欠靱性がかなり損われるが、キルド鋼では 3% 程度の加工でも脆化が比較的少ない。板を冷間で曲げ加工して熔接する場合にはこの歪時効の悪影響があるから、アルミニウム、チタニウム、ヴァナヂウムなどの特殊元素を少々添加した非時効性鋼 Non-aging steel が用いられる。焼準した鋼は時効が少くなる。

#### 1.4) 熱処理

軟鋼はどんな加工履歴をうけて脆化していても、変態点以上例えば 900°C に（厚さ 1 吋当り 1 時間）加熱してから、空冷するいわゆる焼準作業 Normalizing を行えば、あらゆる悪影響は消失して切欠靱性は熱間延延のままよりも著しく良くなる。歪加工や歪時効も 650°C 程度に加熱していわゆる熔接物の応力除去焼鈍を行えば、一應消失してもとに戻る。熔接のため切欠靱性が損われたと思われる構造物の応力焼鈍はこの冶金的な効果をだすことからみても合理的である。

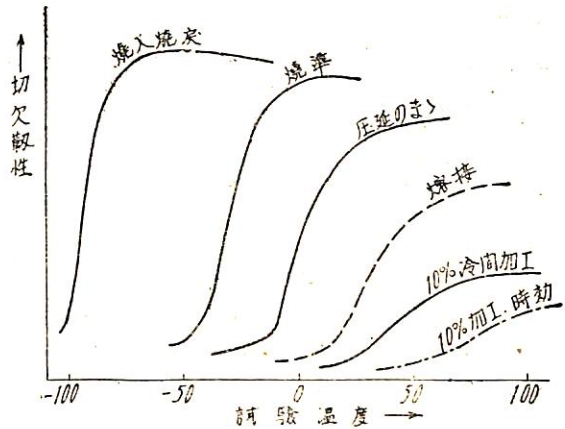
高張力鋼は延延のままでは切欠靱性が不足な場合、特に厚板（1 吋以上）では焼準してから熔接に使用すると良く、更に超高張力鋼には調質（焼入焼戻）した鋼材が用いられる。

調質すると構造用鋼の切欠靱性は飛躍的に改善され、遷移温度ははるかの低温に移る。なお鋼の切欠靱性を低下させるものに、過熱がある。熔接、ガス切断面などに起り易い。過熱は組織を粗大脆化させ延性を減ずる。第 6 圖に切欠靱性に及ぼす熱的力學的効果の傾向の一例を示す。

#### 1.5) 腐蝕、黒鉛化、疲勞

鋼材は濕氣を含む大氣中または腐蝕性雰囲気中では腐蝕され、結晶粒界が犯されて脆化する結果そこが冶金的な微小切欠をつくる。またボイラー用鋼材では高温で長時間使用中炭化物が黒鉛化を起して脆い黒鉛が組織内に発生し、これもまた顕微鏡的切欠をつくる。疲勞した鋼材でも局部的に脆化した領域に顕微鏡的割れを生じて切欠を作る。こうした鋭い切欠は鋼材の切欠靱性を著しく減じ、ボイラーの爆発など、これによる幾多の悲惨な事故が発生している。

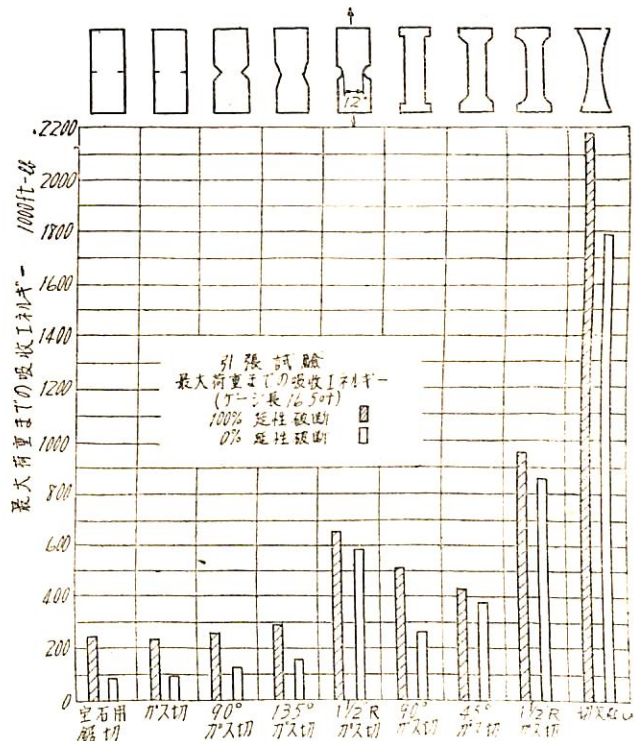
#### 切欠靱性に及ぼす力學的因子の影響



第 6 圖 鋼材の切欠靱性におよぼす諸影響

#### 2.1) 切欠形状（三軸應力）

丸棒の引張では應力が一方向（一軸的）であり、材料は良く伸びる。しかし切欠がつくと応力集中および三軸的（x, y, z 軸）應力の作用によつて材料は充分伸びないうちに切欠底部に割れを生じ、この割れが鋭い切欠となつてさらに破壊が進展する。構造物の切欠靱性を損うのはこうした幾何學的切欠が多い。米國熔接船の脆性破壊が、それまでの鋭いハッチコーナーを設計變更して開



第 7 圖 切欠靱性におよぼす各種切欠形状の影響

を丸めたことにより著しく軽減できたことは御存知の通りである。

第7圖は切欠靱性に及ぼす種々の切欠形状の影響を明瞭に示す米國の實驗である。試験片は、板厚 $\frac{3}{4}$ 吋、正味の最小断面はすべて12吋幅で、1個のみ寶石用鋸で切欠いた以外はすべてガス切断で作った切欠である。すべての試験片は温度をいろいろ變えて引張破壊し、延性および脆性破壊のエネルギーを求めた。第7圖は最大荷重までの吸収エネルギーの比較である。圖からみて切欠のない試験片に比べて、切欠があると龜裂發生(最大荷重の直前で發生)までのエネルギー吸収能力が50~90%も減じて、極めて破壊し易くなる。兩側面に切欠をつけることにより、引張強さは3~35%減少した。しかし $\frac{1}{2}$ 吋半徑の半圓形切欠の場合にはエネルギーや引張強さの減少が比較的小なかつた。

### 2.3) 寸 度

實驗によると幾何學的形狀が相似でも大型の試験片ほど切欠靱性が低下し、脆性破壊の危険が多い。單位断面積當りの比吸収エネルギーおよび荷重、更に遷移温度にも差がでる。金属は數種の微小な結晶(大きな100分の數兆)の集合であるので、脆性破壊への抵抗力はこれら微小粒子の總合効果であるので、試験片の形狀を相似的に大きくしても内部の微小結晶を相似的に大きくは出来ないから、完全な相似法則は成立しえない。

板は厚いほど一般に遷移温度が高くなるので、前述のごとく優れた材質を必要とする。なお、同一板厚では切欠半徑が小さいほど遷移温度が高い。東大金澤助教授の研究によると、遷移温度は切欠底部の半徑 $r$ と板厚 $t$ の比、 $r/t$ で影響されるが、 $r/t$ のある臨界値以下では遷移温度がもはや變化しない。例えば、Vシャルピー衝撃試験片では $r/t=0.25/10=0.025$ であるが、これ以上切欠半徑を小さくしても、または板厚を大きくしても遷移温度は殆んど不變であることが實驗的に確められている。厚板では、切欠底部中心の變形が側面より拘束される度合がきびしいので切欠脆性が甚しくなるわけで、例えば厚さ2吋の1枚板よりも同一材質の1吋板を2枚重ねたものの方が、切欠遷移温度は遙かに下る。とくに厚さ $\frac{1}{2}$ 吋以下の軟鋼では材質が少々劣つていても、切欠遷移温度が著しく低い、この原因は板厚が小さくて切欠底部の三軸應力比が減ずる力學的好影響の他に、熱間延延による結晶粒微細化が厚板よりも優れていることによる。

### 2.3.2.4) 歪速度と温度

衝撃荷重の下では鋼材の歪速度が大きくて切欠靱性が減少することや、低温でもやはり脆くなることは既に述べた。昔から切欠衝撃試験(V切欠またはU切欠シヤ

ルビー)が用いられてきたが、第1圖のように温度を變えて衝撃値の遷移曲線を求める必要を見逃していた、遷移温度が室温から $0^{\circ}\text{C}$ 附近にあつた以前の軟鋼では、冬と夏で衝撃値に大差があつた。

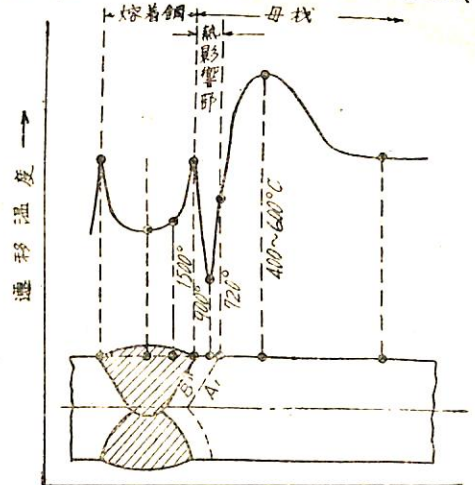
### 切欠靱性に及ぼす溶接の影響

#### 3.1) 熔 着 鋼

熔着鋼は急冷の鑄造組織で伸びがおちるが幸いに低炭素なのでその遷移温度が母材よりも遙かに低いのが普通である。熔着金属と母材との境界は、加熱されて融點に達したところでその近傍の母材は過熱急冷組織を示し、硬度高く衝撃値は低く遷移温度は高い。これから少し(1~2mm)離れて $900^{\circ}\text{C}$ 附近まで加熱された部分は細粒の燒準組織となつて遷移温度が第8圖に示すように最も低くなつている。

さらに溶接中心から遠ざかるにつれて遷移温度が高まり、最高加熱温度が $400\sim 600^{\circ}\text{C}$ 附近で最も脆化した領域を生ずることが運輸技研溶接部や米國で見出されているが、これは溶接冷却中の歪時効が主因だと考えられているが、例えば20mm程度の板の突合溶接では溶着鋼の縁から約10mm附近にあり、幸い幾何學的な切欠のないところなので、この脆化領域から脆性破壊を生ずることは實際上ないといわれている。むしろ、溶着鋼と母材との境界のアンダーカットを生じ易い部分はちょうど過熱組織で遷移温度も高いのでこの方が一層脆性破壊には危険であると考えられる。

熔着金属内には肉眼で見える割れや微小気泡やスラグまきだらけの溶接缺陷が生じやすく、これが鋭い切欠となりうる。リムド鋼ではニオンメルトによるサルファークラックも鋭い有害な切欠となる。表裏から突合溶接するときの溶込不足による未溶着部も鋭い切欠をつくる。



第8圖 溶接部の遷移温度の局所的變化

### 3.2) 熱影響部

母材の割れは勿論有害な切欠をつくる。アンダーカットは前述のように幾何學的切欠となるので特に危険である。

米國の熔接船の脆性破壊は主に幾何學的切欠部の應力集中を生じ易いところや、引張應力をうけていてしかも熔接缺陷のあつたところに多く生じている。

板を曲げ試験すると零下60°C附近の低温でも割れないで180°C曲るが、熔接ビードを置いてこれを張力側にして曲げると、室温附近でも曲り難くなり90°程度曲ると破断して2分されてしまう鋼材もある。これは曲げの途中でビードもしくはそれに接した母材の熱影響硬化層(熔着鋼に隣接した急冷硬化部分)に小さい割れを生じ、この割れが鋭い切欠となるので板が切欠脆性破壊をし易くなるのである。ビードをおかない母材には曲げの途中切欠が生じないので、大きなエネルギーを吸収して180°も曲る。このように、縦長の板表面に縦長ビードを置いて曲げ試験をして熔着部の延性を調べる方法は、ドイツで高張力鋼の熔接橋が脆性破壊したときの鋼質研究に用いられたもので、Kommerell testと呼び歌州でよく用いられる。これはオーストリアの規格試験になつていたのでわが國ではオーストリアビード曲げ試験とも呼ぶが、この名前は外國では通用しない。なお、この方法は34吋以上の厚板にビードをおいたときのみ用いられ、ビードなしの板やビードをおいた薄板(半吋ぐらい)には實用むづかしい。というのは、-60°Cぐらいの温度でも脆性破壊しないで曲つてしまうからである。

そこで米國ではビードおよび板に直角に淺い切欠をつけて縦ビード切欠曲げ試験を實用し、これをKinzel testと呼んでいる。似たものにリーハイ大學の試験方法もある。このようなビード曲げ試験で、板の熔接部の延性の比較試験ができ、豫熱、後熱や棒の影響などいろいろ研究されている。従来外國でもわが國でも、キンゼル試験は静曲げ試験だったが、實際の船の脆性破壊に近似させるためには衝撃試験が望ましい。そこで運研熔接部では容量1500kgm、高さ4mの大型シャルピー衝撃試験機を保安廳と造船研究協會の御好意で作り、面白い研究がなされつつある。

### 3.3) 殘留應力

殘留應力と切欠靱性については目下研究が行われつつあるが、はつきりした結論はまだ早いようである。殘留應力は1%程度の塑性變形を與えると消失してしまうことはよく知られた事實で、實際にこの原理は米國リンデ社の低温應力除去方式として用いられている。そこで熔接部に殘留應力があつても脆性破断までに數%でも塑性

變形が起る場合には殘留應力は一應消失したのちに脆性破壊が起ることになるので、殘留應力は影響を示さないことになる。これに反し、構造物が全く塑性變形しないで破断する場合には殘留應力は大きく影響することになる。とくに熱影響部が硬化した高張力鋼とか、歪時効した場合とか、切欠が鋭いか、あるいは荷重が衝撃的か、または極めて低温で容易に脆性破壊を起し易い場合には、殘留應力が影響するであろうと考えられている。

### 3.4) 熱的力學的處理

熔接部の延性をまして切欠靱性を高めるには、熔着金屬を良質にすること、母材の熱影響硬化を軽減すること、および母材の切欠靱性をよくすることである(この外、構造物が幾何學的切欠をもたないように設計することは勿論重要である)。特に母材の熱影響硬化層を軟くするために650°C應力除去焼鈍は極めて有効でこれにより遷移温度が著しく低下する。これは殘留應力を除くという効果よりも上述の冶金學的な改善の効果の方が強いようである。なお、高張力鋼の硬化層に生じ易いビード下割れは、熔接棒や母材の表面の有機物や濕氣から来る水素ガスのいたづらが主因なので、低水素系熔接棒で割れを防いで切欠靱性を高めなければならない。代案として板を豫熱して普通棒で熔接することも類似の効果をもつ。ピーニングは最終層に行えば冷間加工となるので熔接金屬を硬化せしめるが、殘留引張應力を減じて壓縮應力にかえ破壊を起り難くする良効果は考えられる。

### 熔接構造物の脆性破壊

第2次大戰中米國熔接船の脆性破壊傷傷以來、鋼材の熔接性に占める切欠靱性の問題は大きくクローズアップされて來た。米國では船以外の脆性破壊例をも調査研究して一般的結論を出している。御参考までに述べると、船以外に合計64件の破損事故と、ガス輸送管の事故が生じた。リベット構造にも熔接構造同様に生じ、タンク、橋、壓力容器、ペンストック、動力シャベル、ガス輸送管に、1879年以來發生例があり、熔接船の脆性破壊と同一現象であつた。脆性破壊はリベット接合部をも通過する(船でも同例がある)。熔接採用のため脆性破壊が増加したか否かは明確な證據がない。熱應力も他の原因とともに重要である。殘留應力は脆性破壊の主因ではないが、助因となるであろう。冶金學的原因が重要な役割をもつ。冷間加工も脆化の因となり、破壊材のシャルピー衝撃値は破壊温度で低い値を示した。破壊のスタートは、(船以外の例では)その多くが熔接その他工作上の

(752頁へつづく)

# 熔接による収縮變形について

増淵興一  
運輸技術研究所溶接部

## 1 はしがき

溶接においては部材は局部的に急速に加熱され直ちに冷却されるため、溶接中接手は複雑な応力變化をうけるが、溶接が完了し、常温に冷却した後も接手は無応力状態には戻らず、一般に応力が残留し、同時に収縮や變形を生ずる。この応力や變形は溶接を船舶や車輛、建築などの構造物の建造に資するに當つては極めて重要な問題であるので古くから数多くの研究が行われたのであるが、この現象には熔融、凝固、塑性變形を伴うだけではなく、變態による體積變化や溶接進行中の部材の剛體的移動などの影響が加味されるため、これを説明する上には多くの困難が伴い、現在ではごく限られた部分しか明らかにされていない。例えばこの問題についてかなり廣範圍の文献を蒐集した Spraragen 等の論文においても多くの現象を羅列するに止まつているが、これなどもその一つのあらわれであるといえよう。従つて現在本問題について統一的な議論を行うことは不可能であるが、最近わが國でも多くの研究が行われており、運輸技術研究所溶接部においてもこの方面の研究にかなり力を注いできたので、これらを中心にして最近における研究の紹介をここに試みる次第である。

なお残留応力と収縮および變形とは本質的には同じものであり、収縮および變形には横収縮、縦収縮、回轉變形などの面内の収縮變形と、曲り、振れ、挫屈などの面外の撓み變形とがあるが、今回は紙數の関係もあるので面内の収縮變形だけについて述べることにする。

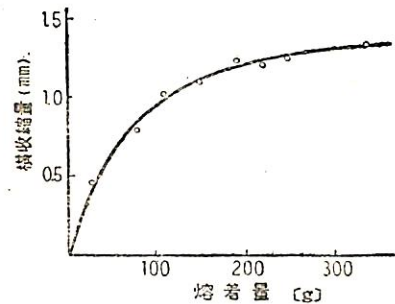
## 2 衝合接手の横収縮

横収縮、特に衝合接手の横収縮は他のものにくらべると量的にも多く、溶接においては最も基本的なものであるから、従来から多くの実験が行われている。これは熔融状態で溶着した溶着金屬が冷却時に収縮することが主な原因となつて發生するものであると考えられている。従つてごく大略的には溶接完了までに供給された熱エネルギーに比例して横収縮は増加するものと考えて差支ないようである。例えば古くは Malisius、最近のものでは Weck の研究などにおいても供給エネルギーと横収縮量との間に直線關係が成立すると述べている。

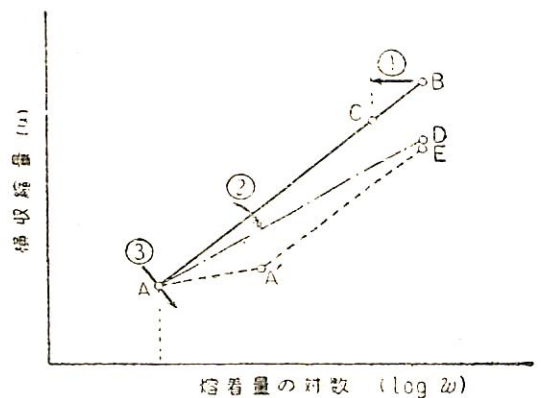
しかし同じ開先を溶接する際に太い徑の溶接棒を用いて少ない層數で溶接する場合と、細い徑の棒で多くの層數で溶接する場合とではどちらが収縮量が多いとか、開先の形状や棒の種類をかえた場合の影響など、溶接施工

法と収縮量との關係を論ずるに當つては収縮の機構についてもう少し立ち入つた考案を行う必要がある。最近筆者らは運輸省の試験研究補助金および日本造船研究協會の事業資金の交付をうけてこの問題についてある程度系統的な實驗を行う機會を得たので、その概要を以下に述べる。

一般に薄板を除いては一層で溶接することは少なく、多層溶接が採用されることが多いが、衝合接手における横収縮量の増加は通常第1圖の如くである。すなわち次々と層を重ね溶着金屬量が増加するにともなつて収縮量は増加するが、その増加の傾向は漸次減少する。これはすでに溶着された金屬が新たに溶着される金屬の収縮を阻止するなど、溶接の進行にともなつて収縮に對する抵抗が増加するためと思われる。この際溶着量のかわりにその對數をとると、第2圖のようにほぼ直線的な關係がある。従つて溶着量 ( $w$ ) と収縮量 ( $u$ ) との間には次式が成立する。



第1圖 多層溶接における横収縮量の増加狀況



第2圖 横収縮量におよぼす溶接施工法の影響



$$u = u_0 + b(\log w - \log w_0)$$

あるいは

$$w = w_0 e^{\frac{u-u_0}{b}}$$

ここで  $w_0$  および  $u_0$  はそれぞれ第1層を溶接した際の溶着量および収縮量であり、 $b$  は収縮の増加の傾向を示す定数である。すなわち、上式を微分すれば、

$$\frac{dw}{du} = \frac{1}{b} w$$

であつて、単位の収縮を生ずるに要する溶着量はその時まで既に溶接された溶着量に比例して増大し、それだけ収縮しにくくなつてくることを上式は示しているが、この際  $b$  厳密には  $1/b$  はその時の抵抗係数といった意味を持つ量である。

従つて  $w_0$ ,  $u$ ,  $b$  などが溶接施工法によつて如何に変化するかを調査することによつて溶接施工法が収縮に及ぼす影響を検討することが出来る。

すなわち、第2圖は収縮量を減少させる目的に對しては次の3つの手段があることを示している。

1) 第2圖矢印①の如く、開先形状を小さくするなどして最終的に溶着する量を減少させる。例えば最終段階の溶着量をB點に相當するものよりCに相當する量まで減ずれば、それだけ収縮量は少くなる。

2) 第2圖矢印②の如く、収縮の増加傾向を示す傾斜を少くする。(B→D)

3) 第1層における溶着量 ( $w_0$ ) と収縮量 ( $u_0$ ) との關係を第2圖矢印③の如き方向にもつて行く。例えば第1層の點がAよりA'に移れば、収縮はBよりEまで減ずる。

各種の溶接施工法がこの①、②、③の効果にどのように影響するかについては検討中であつて、現在までに開先形状、底部間隙、棒徑選棒法、溶接棒の種類、溶接方向、チップングおよびフレームガウジングなどの影響に関する調査を行つた。その詳細はここでは省略するが、主要な點をのべれば次の如くである。

1) 底部間隙や開先形状は横収縮に大きな影響を與え、底部間隙が廣くなれば収縮は増大し、X型開先よりはV型開先の方が収縮量が多い。この際①の効果があることは常識的にもすぐ分ることであるが、同時に②の効果も大きく作用していることが分つた。

2) 太徑棒を用いた方が収縮は少いが、これは主として③の効果によるものと思われる。すなわち棒徑が大きくなり、1層當りの供給熱量従つて溶着量が大きくなると第1層時においては細徑棒の第1層の時よりは収縮が大き

いが、その収縮量は細徑棒と同じ溶着量だけ何層かで盛り上げた時の値よりは少く、以後の傾斜には差がないので結局は太徑棒の方が収縮が少くなる。従つてこの議論からするならば、施工上には多少無理があるが、初層において太徑棒を用いなければ太徑棒の利點はないということになる。

3) バックチップそのものによつては収縮量は變化しないが、次に溶接を行うと更に収縮する故、一旦はつて溶接すればそれだけ収縮量は増大する。 $w_1$  だけ溶接した後  $\Delta w_1$  だけチップし再び溶接を行つて溶着量が  $w$  になつた時の収縮量はチップングを全く行わないで

$w \times \frac{w_1}{w_1 - \Delta w_1}$  だけ溶接した時の値に等しい。従つて同じ量だけチップするのならば出来るだけ多量に溶接した後にチップした方がよい。またフレームガウジングの場合はガウジングそのものによつても収縮を生ずる。

4) 溶接棒の種類、運棒法、溶接方向などの影響は上述したもの比較すると少ないようである。拘束度が大になれば収縮量は勿論減少する。

筆者らの調査は未だ残つている所もあるが、以上に述べた要素を考慮に入れて収縮量の少ないと思われる施工法を假りに考へて見ると次の如くなる。すなわち開先としては第3圖に示すような底部間隙の少いH型開先をえらび、太徑棒を用いて大きい方のグループの方から溶接をするのが最も収縮量が少いと思われる。ここでH型開先の考へた主な理由は、開先斷面積が少なく、かつ開先底部の幅が廣くて太徑棒を初層に用いられるようにしたためである。また表裏の開先の比に關しては横収縮の點だけからは出来るだけ表溶接の溶着量を多くした方がよいということになるが、角變化も考慮に入れると、深さの比で表7裏3程度が適當ではないかと思われる。



第3圖 収縮量の少いと思われる開先形状

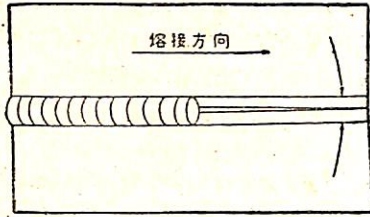
注意事項

- 1° 開先斷面積小
- 2° 底部間隙 小
- 3° 初層から太徑棒が用いられるようにする
- 4° 大きい方の斷面を溶接した後に裏はつりを行う

### 3 横収縮量の溶接線方向の變化

(回轉變形を含む)

前節においては横収縮量という表現を用いたが、収縮



第4圖 回轉變形

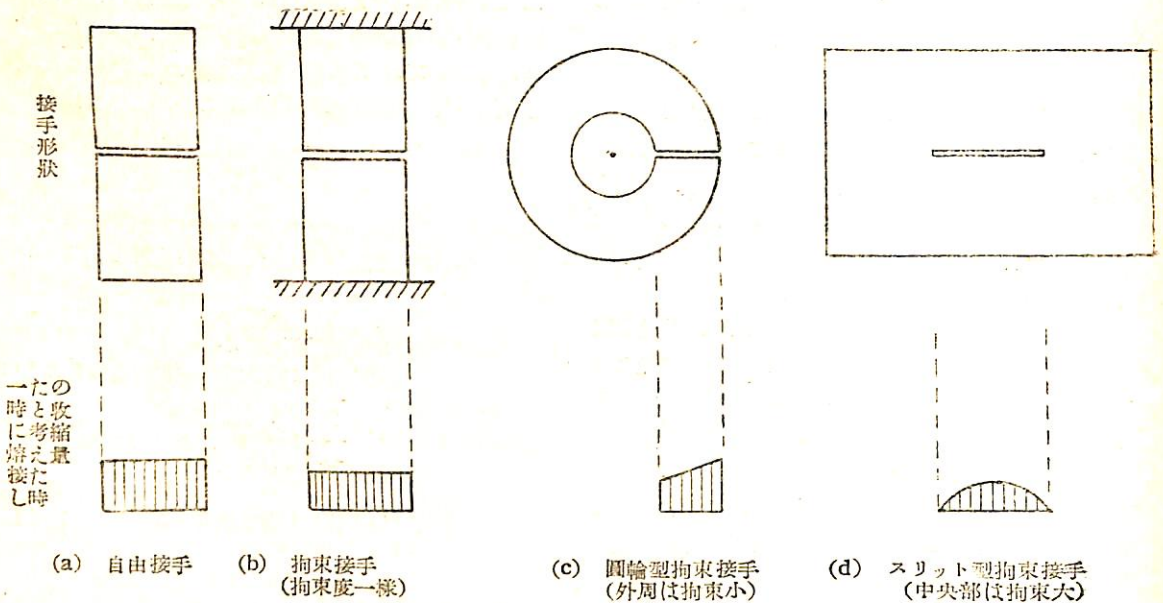
量は溶接線方向に一樣ではなく、相當變化している。これにはいわゆる回轉變形と、溶接線方向の接手の拘束度の差異とが主な要因となつてゐると思はれる。

アーク溶接では溶接は一時に行われるものではなく、逐次にアークを移動させて行く關係上、溶接されない部分の開先は溶接の進行にもなつて、回轉、移動し、第4圖のように變形する。これを回轉變形と名づけている。手溶接の場合は通常開先が第4圖に示すようによつてくる傾向にあり、はなはだしいときは板縁が重なり合つてしまうこともある。この回轉變形にはいまだ溶接されない部分の板の移動が大きな役割をもつてゐるのであるから、第1層目の溶接方向および溶接順序はこれに大きな影響を興える。またあらかじめ假止をしておくとかかり防止することが出来る。

この現象には溶接電流や溶接速度が大きく影響しているようであつて、サブマードアーク溶接の場合は手溶接と反對に開先をひろげる傾向があり、ときには前の方に

ある假止をきつて了うこともあるので注意を要する。

接手方向の横收縮量の變化を定めるもう一つの要素は接手線上の拘束度の變化である。第5圖に示すような各種の接手を例にとつてこれを考えてみよう。(a) は自由接手、(b)~(d) は拘束接手である。(b) の場合は拘束度は接手方向に一樣と考えられる。(c) のような場合は内周にくらべれば外周の方がよりやすいと考えられるので外周の方が拘束度が少いといえよう。また (d) のような接手ではその両端にくらべれば中央部は拘束が少い。従つて (c) あるいは (d) の場合は接手本来の性質としての (c) 時では内周よりは外周の方が収縮しやすく (d) の場合では中央部の方がより大きな収縮を生じやすい傾向を持つてゐるわけである。であるからもし溶接が一時に施行されるものであるならば、第5圖に記入したように、(a)、(b) では一樣な収縮 ((b) にくらべれば (a) の方が収縮が大きい)、(c) では外周が大きく、(d) では中央が大きいような収縮がえられるものと考えられる。しかし實際の接手の場合は溶接は一時に行われるものではなく、逐次にアークを移動させて行くものであり、かつまた溶接層数も何層にもなるので、接手形状、溶接方向、溶接速度、溶接電流などによつて複雑な影響をうけるのであるが、大略的には初層溶接時の収縮形状には回轉變形が大きな役割を演じ、溶接完了時の収縮形状には溶接線方向の拘束度の變化の問題が主な影響を興えるものと考えてよいであらう。すなわち初層溶接時においてはまだ溶接されない部分の開先は溶接の進行にもなつて回轉



第5圖 接手形式が収縮形状におよぼす影響

しうるから、回轉變形は相當大きく出てくる。従つてこの場合は熔接方向は收縮形状に大きな影響を與える。第5圖 (a) のような自由接手の場合は勿論のことであるが、(b)、(c) のような拘束接手でも熔接線の端部は自由であるから、回轉の影響はあらわれ、熔接方向によつて收縮形状は異つてくる。しかし (d) のような場合は板の自由な部分は移動しても接手全體としての回轉は阻止されるから收縮形状は熔接方向に影響されない。

2層、3層と層を重ねて行くと今度は第2の熔接線方向の拘束度の差の問題が大きな影響をもつてくる。例えば第5圖 (b) のような接手を熔接して見ると初層時の收縮形状は熔接を内周から外周へ行つた場合と反對方向に行つた場合とで非常に異つてゐるが、第2層、第3層と進むに従つてその差は漸次なくなり、最終層では熔接方向に關係なく大體第5圖に記入したような形状に近づく。また第5圖 (d) のような接手の場合は熔接方向に關係なく初層から最終層まで大體圖に示したような收縮形状を示す。この事實は常識的には拘束度の小さい所程大きな收縮を生ずると考えられるが、學問的には熔接線に沿つての平均收縮量が一定の場合、接手全體に生ずる歪エネルギーを最小にするような收縮形状に近づくものと解釋してよいであろう。

(a) あるいは (b) のような接手を熔接する場合の收縮形状に及ぼす熔接方向の影響についてはまだ詳しく検討していないのでよくは分らないが、(b) に関しては (c) の場合と同様な考え方をとつてよいと思う。また (a) のような自由接手の場合は接手の拘束度の影響という第二の問題は原理的にはないであろうから、初層の熔接方向の影響が最後まで残るものと今の所では考えている。\*

なおサブマージドアーク熔接の場合は様子がかかなり變つてくる。例えば (c) のような接手を熔接してみると、初層においては手熔接と異り、前方の開先をちぢめる傾向があるだけでなく、2層目には接手として歪エネルギーの少くなる方向に向わずむしろ始めの傾向が強くなるような實驗結果がえられた。この點については目下検討中であるが、今の所ではサブマージドアーク熔接のような供給熱エネルギーの多い場合は接手自身のもつ傾向よりは熔接自身のもつ傾向の方が強く、そのために上述したよ

うな結果がえられたものと考えている。

#### 4 熔接順序が横收縮に及ぼす影響

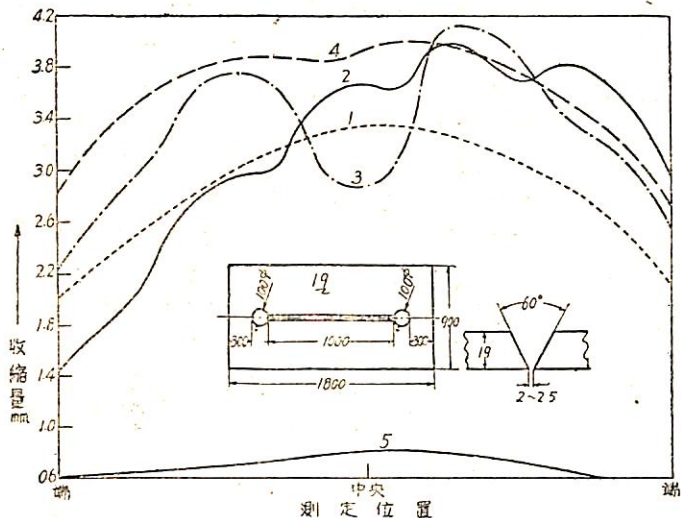
以上においてはすべて熔接線のはじからはじまで連続的に熔接するものとして議論をしてきた。しかし外板のような大きな板を接合する場合は一つの層を一時に熔接することは出来ないので熔接順序が問題となる。

この場合熔接順序と一口にいつても、一端から他端に順に熔接するとか、中央から對稱に熔接して行くとか、飛石法を採用するとかの熔接方向上の分類もあるし前進法あるいは後退法というような接手全體としての熔接方向と熔着の方法との關連性の問題もあり、かつまた以上のような各分類に關し、接手全長に亘つてある層を盛り上げて後始めて次の層に移るような場合と、一ブロック毎に完成して行くブロック法であるとか、あるいはカスケード法など多層盛りに対する盛り方の問題などがあるので、現在の所でははつきりした結論は得られていない。

この問題については播磨造船所および運輸技術研究所とが協力して約2年前より種々の實驗を行つており、更に本年度も系統的な實驗を行う豫定になつてゐるが、現在までに分つてきたことを二三述べれば次の如くである。

すなわち收縮形状を定める主な要素が回轉變形と接手線上の拘束度の變化の問題とであつて、初層の問題には前者が、最終層での收縮形状には後者が主要な役割を演ずるとする前節で述べた事實はやはりこの問題にも原則的には適用されるように思われる。例えば初層を全長に亘つて熔接した後次の層に移るとする熔着法を採用する場合は、第1層の熔接においては熔接順序を變えることによつて收縮形状はかなり異なるが、2層、3層と層を重ねて行くに従つて收縮形状は段々似た型となり、接手形状からして歪エネルギーの少くなるような收縮形状に近づいて行くようである。しかしブロック法を用いる場合は様子がかかなり異つてくる。すなわち一つのブロックを熔接している時はまだ熔接されない部分の開先は相當自由に變形するが、反對に既に熔接が完了してしまつたブロックの所は殆んど收縮が變化しない。従つてどのブロックから如何なる順序に熔接して行つたかということが最後の收縮形状に大きな影響を與える。第6圖に播磨造船所で行つた實驗結果の一部分を示す。試験片は同圖に示すような二圓孔型の拘束試験片であつて、中央より對稱法で多層盛り法によつて熔接したものでは中央で最も收縮の大きいなめらかな形をした收縮が得られたが、ブロック法の場合は熔接順序が大いに影響を與えることが分

\* ここではすべて板の縁から縁まで一度に熔接するものとして論じてゐる。自由接手でも熔接線が長い時は一度には熔接出来ないから、一箇所熔接を行えば一種の拘束接手となつて了うのでかく簡単に言えないであろう。



第6圖 横収縮におよぼす溶接順序の影響

1. 対稱法 (多層盛)
2. プログレッシブ, ブロック法
3. スキップ, ブロック法
4. カスケード法
5. サブマージドアーク溶接 (但し開先はX型)

(註) この圖には最終状態における収縮形状を示す。測定範囲は接手の端部から端部まで。試験片寸法の単位は mm

つた。カスケード法は中央部分から左右に進む方法をとつたが、収縮形状としては多層盛り法と似た形がえられた。これもすでに述べた考え方からは大體説明される所であろう。カスケード法では収縮量の絶対値が多層盛り法より大きくなつてはいるが、これはカスケード法では最初の段階においてその部分だけ何層も盛り上げ、漸次他の部分に溶接が進行して行くため、とに角まず全長に亘つて一層を溶接をしてしまふ多層盛り法に較べれば、ある部分の第1層が始めて溶接されるまでの収縮量が必然的に大きくなつてしまつてゐるからであらうと思われ。また同圖にはサブマージドアーク溶接の例も示してあるが、この場合には収縮量の絶対値は非常に少い(但し開先はX型)。

この節では収縮形状を主體にのべたが、接手方向の平均的な収縮量についていえば、この場合でも第2圖に示したような溶着量の對數と収縮量との間には直線關係が成立する。\*

溶接順序の問題については現在實驗中であるので、いずれ後の機会に詳しく報告したいと思つてゐる。

\* ブロック法の場合にはやや特別な考慮が必要であるが詳しいことは省略する。

### 5 初層の重要性

第2節でのべた横収縮量の點でも、第3節および第4節でのべた収縮形状の問題に關しても、初層は第2層以後の層とは非常に異つた特徴を持つてゐる。すなわち横収縮量については棒徑の影響などは一連棒法影響も小さなものではあるが棒徑の影響と大體同じ一主として初層においてあらわれ、ある程度溶接層數がました状態から先ではそれまでに定まつた傾向がそのまま接續されるに過ぎない。収縮形状については初層においては廻轉變形があらわれるため溶接方向によつて種々の影響をうけるが、最終状態においては溶接方向の差はなくなり、接手として安定な歪エネルギーの少い形

状に近づいて行く。また溶接順序の問題にして溶接全長に亘つてまず初層の溶接を完成してしまふような多層盛り法の場合は最後の収縮形状は溶接順序によつて餘り變らないが、ある部分の溶接を行わない状態でのこしておくブロック法の場合は溶接順序が大きな影響を興える。

この初層のもつ特異性は、初層の溶接というものが離れてゐる2枚の板を接合するという操作であつて、いわば接手の幾何學的形狀に關して位相的な變化を興えるものであるのに對し、それ以後の層においては既に接合された板を更に収縮させるに過ぎないという、初層と2層以後との収縮機構上の本質的な差異に由來するものであると考えられる。

なお以上のことを綜合すると次のようなことが考えられる。すなわち溶接順序や溶接方向等が残留應力等に及ぼす影響については從來から多くの研究が行われたにもかかわらず明確な法則が求められておらず、戦時中米國において頻發した溶接船の損傷に關する調査委員會の報告においては「free assemblyの溶接については溶接順序は残留應力に關係がない」と述べながら、すぐその後で「だからといつても實際の工事においては溶接順序を誤つたために trouble を生ずることがあるから上述の議論は溶接順序がとるに足らぬものであるといつてゐるわけではない」と一見矛盾した結論を述べてゐるがこれについては次のようにいえると思ふ。すなわち収縮から直ちに残留應力のことを推論することは出來ないが、収縮形状についてしらべて見ると初層の場合は溶接方向や溶接順序によつてかなり異つたものにかえられるが層を重ねて行くと接手として安定な形に漸次近づいて行くことから考えると初層時には残留應力が相當違つてい

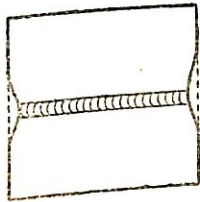
### 隅肉接手の収縮

も最終層に近づくとこの差が減少する場合があると思われる。事實工事の際生ずる龜裂の大部分は初層において現われるものであつて、これには初層では熔着金属の冷却速度が速く、その断面積が小さいことも重要なことであらうが、初層は他の層よりも熔接順序の影響をうけやすいであらうということもかなり重視してよいことと思う。従つてまだ検討の餘地はあると思うが、この見地からするならば、實際の工事において施工法を決定し、その実施を監督するに當つては特に初層の熔接時に充分注意を拂ふ必要があると思われる。

なお同じ横収縮といつても隅肉接手の場合は、上板と下板とは離かに接合されるが、横収縮について議論の對象となる下板に関しては、離れた2枚の板を接合するといつた隅肉接手の初層に相當するものではなく、板にビードを置いた場合と現象的には同じ種類のものであるから、今迄初層に關して述べたような特異な問題はあらわれて來ない。従つて熔接順序や熔接方向の影響なども隅肉接手の場合ほど複雑でないものと豫想される。また隅肉接合、隅肉の如何を問わず縦収縮の場合にも同じような考え方からして上述したような初層の特異性はあらわれないものと思われる。

### 6 隅肉接手の縦収縮

熔接線方向の収縮を縦収縮といつている。縦収縮は通常熔接線の長さの1/1000程度のものであるから接手の長さが短い場合は横収縮に比較すればその絶対値は少い。これは横収縮と異り、ビードの収縮が母材によつて抑制されるためである。また母材は収縮しないから、誇張して書けば接手の縦方向の變形は第7圖のような形状をなすことが多い。



第7圖 縦収縮

縦収縮も熔接施工法によつて種々の影響をうけるものと思われるが、この問題については今迄の所餘り研究されていないようである。その理由の一つとしては縦収縮の場合にはその量が熔接線の長さの1/1000程度であるため、横収縮にくらべると測定がやや面倒なこともあげられるが、収縮機構を考へて見るに上述した如くこの場合には横収縮の第1層に關して述べたような特異な現象はないわけであるから、熔接に際して供給されたエネルギーなどには、論よるであらうが、棒徑や熔接順序などの影響は横収縮の場合ほど著しくないので、自ら研究されることが少いのかも知れない。

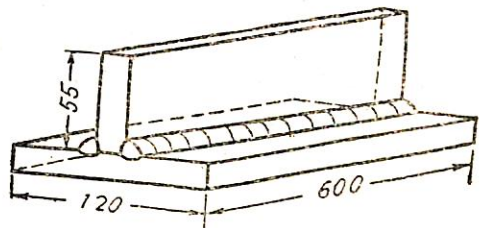
隅肉接手においてはいわゆる角變化が最も多く研究されており、横収縮や縦収縮に關する研究は少い。

まず横収縮について述べれば この場合は上述した如く隅肉接手の横収縮の際に起る初層の特異性といつたことはと考えられないから、熔接施工法の影響は隅肉接手の場合ほどには複雑ではないであらう。例えば播磨造船所と運輸技術研究所とで協力して行つた實驗の概要を示すと次の如くである。すなわち第8圖に示すような接手を第1表に示すような各種の條件で熔接した際の横収縮の値は第9圖の如くであつて、隅肉接手の場合と異り、棒

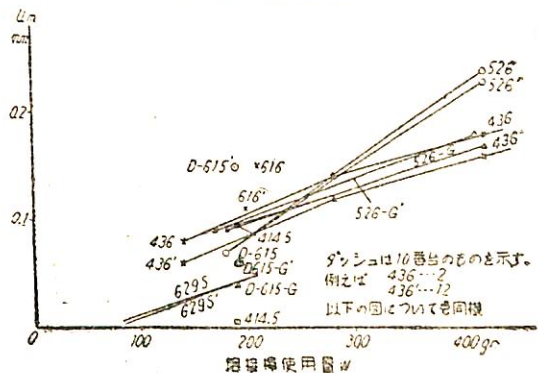
第1表 實驗條件

實驗番號	熔接方法	棒徑mm	層數	脚長	特性番號	備考
I	手熔接連続	6	1	6	616	
II	"	4	3	6	436	
III	Deep-Fillet	6	1	5	D-615	
IV	手熔接连续(標準)	5	2	6	526	
V	VにてGap 1mm	5	2	6	526-G	
VI	IVにてGap 1mm	6	1	5	D-615-G	
VII	千鳥	6	2	9	629-S	熔接長 70mm Pitch 140mm
VIII	輕連續	4	1	4.5	414.5	

熔接資料 1953, 6月 P. 159 よりとる。



第8圖 接手の形状



第9圖 棒使用量と横収縮量(隅肉接手)

径などの影響は少く、大體熔着量によつて支配されるような結果が出てゐる。

隅肉接手の場合は並列、千鳥などの斷續溶接がしばしば用いられる。この場合はその溶接長あるいはピッチが影響してくる。溶接長やピッチが種々變つた場合、どの程度の連續溶接と同等な横收縮を生ずるかという點についてはまだ充分検討されていないようであるが、斷續溶接と同じ溶接量の輕連續溶接よりは一般に收縮は少い。第9圖でもそのような結果がえられている。

隅肉接手の縦收縮については平面的な收縮量そのものよりは、熔着金屬の縦方向の收縮に伴う縦曲の方が技術的には重要である。すなわち第8圖に示した試験片の場合は溶接部が接手の大體圖心に来るように工夫されているので縦曲りは少なかつたが、溶接部が接手の圖心から離れていると、熔着金屬の縦方向の收縮の結果、圖心の廻りの曲げモーメントを生じ縦に接手は曲つてくる。

## 8 あとがき

溶接接手の平面的な收縮變形について最近運輸技術研究所で行われた研究を中心にしてその概要をのべた。

残留應力や收縮、變形等の問題については最近わが國でも盛んに研究が行われている。この際最近における研究方法の一つの特徴としては共同研究の活発化をあげることが出来よう。この中には二三の機關の協力といったものもあるが、全國的な連絡組織としては造船協會の研究委員會や造船研究協會の研究部會などが利用されている。前者は文献や資料の調査あるいは各所での研究成果の交流を主目的とするものであり、後者はある定まつた研究題目に關する實施機關であるが、これらを介して、協力的研究が進められている。

残留應力や變形の問題は非常に古くから取扱われていたが中々解明されない問題である。その理由の一つとしてははしがきにも述べた如く、現象そのものの複雑さもあるが同時に現場の施工法と密接に關連していることも原因しているように思われる。いい換へれば、研究室のみで取扱うには餘りにも現場と關係の深いものであり、かつまた現場の研究者のみで解決する上には餘りにも現象が複雑であるということがこの問題の本質的な特徴であるといつてよいであろう。その意味においてこうした共同研究は有意義なものであると思う。

今回は紙數の關係で平面的な收縮變形のみを取扱つたが、低温應力除去、ピーニング、衝合接手や隅肉接手の角變化、やせ馬、實船建造時の收縮量の測定など多くの方面の研究が數多く報告されているので、何か適當な機會があれば改めて御紹介したいと思つている。(完)

(745頁よりつづく)

缺陷から生じている。設計缺陷からも生じた例がある。すべての場合、明かに應力集中を生じ易い構造上の切缺部から破壊が起つている。溶接が極端に拙い場合を除けば、破壊が溶接シームに沿う傾向はない。静荷重のもとで起つたのが大部分である。使用年數によらない、多くの鋼材規格では切缺靱性に乏しい鋼材の使用を許可していた。しかし同時に設計應力は極めて控目に規定されている。最後に脆性破壊は幾多の原因が組合つて生じている。

## 結 論

要するに、切缺靱性は構造用鋼の重要な要素であり溶接性判定の主役である。溶接構造物を使用中、脆性破壊が起るかも知れない不安な状態での構造物の性能を、實驗室内の小型試験片の試験結果から推定できるようなるまい試験法はまだみつかつていない。いろいろの溶接性試験法を併用して、脆性破壊への抵抗力と考えられる切缺靱性の相對的比較をやつている現状である。わが國でもこれらについては東大吉識、木原兩教授を中心にしていろいろ研究がすすめられている。要するに、切缺靱性を損わないように注意深い設計と、良い材料の選擇と、缺陷のない工作とがあらゆる場合の溶接構造物の脆性破壊の防止に必要である。

## お こと わり

紙面の都合でごく定性的に簡単に述べました。これは専門外の方も多しと考へたためですが、もつと詳しく溶接性を勉強されたい方への御便宜に下記参考書をおすすめします。

“溶接船の構造破壊の調査”(Investigation of Structural Failures of Welded Ships, Weld. Jnl. Oct. 1953), 同全譯, 木原その他, “溶接資料”, 臨時増刊, 昭和29年4月。

“鋼材の溶接性”(Weldability of Steels, Stout and Doty; “溶接資料”(29年1月より12月迄), 筆者らの全譯, これはとても良書です。

なお溶接資料は、日本溶接協會(東京都千代田區神田東松下町29)發行の月刊雑誌です。

× × × × ×

× × × × ×

# 熔接船體の變形について

吉田 兔四郎

三菱日本工業株式造船所  
造船工 作 部

## 1 緒 論

熔接構造を採用した場合の船體の變形に對しては從來一般的にはある程度不可避的な物で船體の外観をそこなわぬ程度および部材であれば餘り神経質に考えなかつた。所が熔接の採用率が上昇しかつ國內の各造船所が競つて優秀船を建造するようになるに従い船體の變形を防止して熔接構造の有する缺點の一つを出来る限りなくそうとする努力がはられるようになった。その上熔接による建造時生じた變形が原因となつて部材に凹損を生じた實例が報告されたので最近各造船所を始め各種研究團體において今まで餘り行われなかつた熔接による變形に關する種々の研究が行われある部門においては相當な成果をあげて直ちに實業工事に應用されているような現状である。しかし何分熔接による變形の問題は複雑で簡単に解析を行うことは非常に困難であるために未解決の點も多く今後も絶えざる研究が必要である。本稿は一般的な熔接による變形の問題および熔接船體の變形とこれの防止方法に關してその概要と實例を述べた物である。

## 2 熔接による變形

a) 熔接によつて生ずる收縮力 熔接によつて極めて高温度に達した鋼材は冷却するに従い體積が收縮せんとして收縮力を生ずるようになる。之は熔接棒が熔融して出きた熔着鐵に關しても全く同様で従つて熔接によつて生ずる收縮力は次の如き物であると考えて良い。(熔接による收縮力) = (鋼材の收縮力) + (熔着鐵の收縮力) この式で一般に衝合熔接の場合は熔着鐵の收縮力が全體の收縮力の大部分を占め隅肉熔接の場合は鋼材の收縮力が全體の收縮力の大部分を占めていると考えて良い。

b) 變形と内部應力との關係 前述の如く熔接時の温度變化によつて熔接接手部には收縮力が發生するからこれに伴つて體積が變化して材料に種々の變形が生じる譯である。所が熔接によつて温度上昇がおこるのは熔接棒直下だけでその他の部分は比較的低温で熔接部の體積の變化を拘束するような働きをする譯である。従つて熔接による收縮力が全部變形として表われるという様な實際にはなく周囲の低温部の拘束によつて一部は内部應力として材料中に殘存しそれ以外の收縮力が變形として外部に表われるのが普通である。今收縮力を次の如く表わすと考え易くなる。すなわち (熔接による收縮力) = (變形) + (内部應力) となる。この式の中、外的拘束が大

る時は變形が小で内部應力が大きく拘束が小なる時は變形が大で内部應力が小となる。この變形と内部應力との割合は一定接手に對してある程度人為的に變更することが可能で船體の主應力部材の如く内部應力の存在を出来る限りなくす方が望ましい場合は外的拘束を少なくなるような工作法をとりまた逆に船體上部構造の如く變形をなくしたい場合には外的拘束を出来る限り大きくしてある程度内部應力が大になつても小さい變形に抑えるような工作法をとるのが普通である。

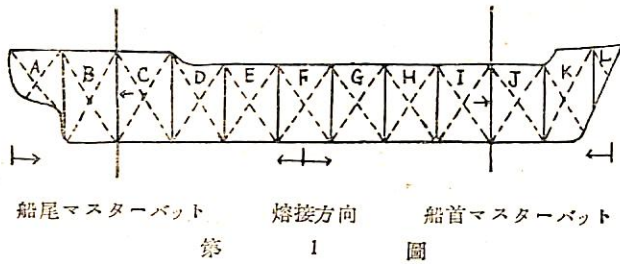
c) 熔接による變形の種類 熔接によつて生ずる主なる變形には大體3つが考えられる。

- 1) 熔接線に直角方向の長さの收縮による變形、
- 2) 熔接線に平行方向の長さの收縮による變形、
- 3) 角變形、

勿論實際に熔接によつて生ずる變形は非常に複雑で上記3者が種々組合つた形で表われることが多く簡単に述べることは不可能で熔手の型式、板厚および接手長、熔接順序等によつて異つて來るのが普通である。従つて變形量の豫想を行うことは非常に困難であつて實際の構造物の熔接變形量を豫想する際は從來明らかにされている基本接手の變形量を基礎として未だに經驗にたよつていような現状である。

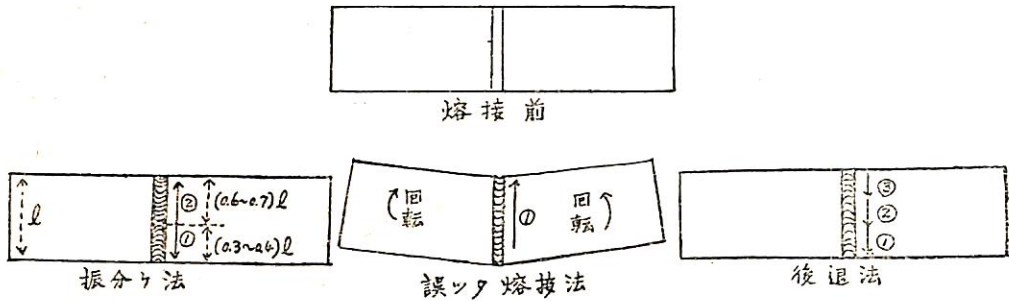
## 3 熔接船體の變形

a) 衝合接手の變形 衝合接手の變形には長さの收縮による變化と角變形の二つが問題となる。長さの收縮による變形の中で熔接線に平行方向の收縮量は直角方向の收縮量に比べて一般に小であるために、造船工事に對しては餘り問題はなく直角方向の收縮量のみが考慮されるのが普通である。熔接線に直角方向の横收縮量は種々の熔接條件の相異によつて異り一概に簡単な數式によつて求めることは困難である。すなわち板厚の増加、接手の底部間隙の増加に従つて横收縮は増大するがこの他にも使用する熔接棒の棒種および棒徑、熔接電流、熔接姿勢、運棒法、熔接層數、熔接順序、氣温等の相異によつても横收縮量は變化することが認められている。しかし實際工事に對してこれらの諸條件を一定にすることは極めて困難であるために最も横收縮量に大きな影響をおよぼす板厚に對する考慮を拂うのみで豫想横收縮量を求めることが普通一般に行われている。この板厚と横收縮量との關係式は各造船所においてそれぞれ異つた式を使用していることが多いのは板厚以外の諸熔接條件が造船所によつて異つているためであつて今その代表的な一例を



第 1 圖

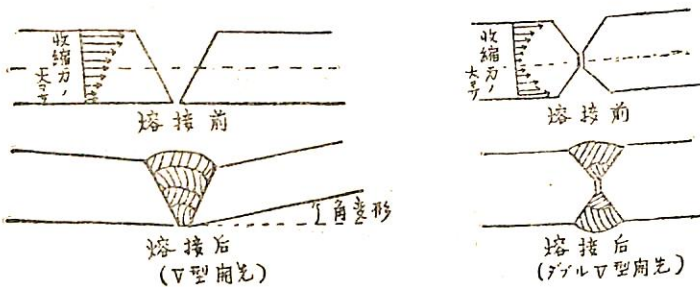
C. I は矢印の板耳が各ブロック相互の接手の豫想収縮量の合計よりやや多目に延ばしたまま搭載されたブロックで各ブロック相互の現場熔接完了後この板耳を正規の寸法に切斷して熔接を行う。



第 2 圖

示せば次の如くである。  $S = 0.1t + 0.5$  ( $S$ :横収縮量 (mm),  $t$ :板厚 (mm) 開先形状は  $60^\circ V$  型) 従つて實際の船殻構造等においては上述のようにして求めた豫想収縮量だけ豫め材料を長く取つて置けば熔接終了後の構造物の寸法は殆んど正確な譯である。また更に正確な寸法が要求される場合は豫想収縮量より幾分多目の餘代を取り熔接終了後改めて正規の寸法を「マーキング」し切斷を行っている。最近のブロック建造方式においては殆んど後者の方法が採用されておりブロック内の全熔接終了後本マーキングを行つて正確な寸法に仕上げて後現場に搭載しているから船體全長が短くなつたというようなことは殆んど起らない。(實際には船體の船尾、船首各一ヶ所宛に「マスターバット」を置いてこの部分の接手は現場で正規の寸法で切斷しておりこれによつて各ブロック相互の接手による収縮で船體全長が短くなるのを防いでいる。) (第1圖参照) 熔接方法が不適當な場合には横収縮によつて第2圖のような回轉變形を生ずることがある

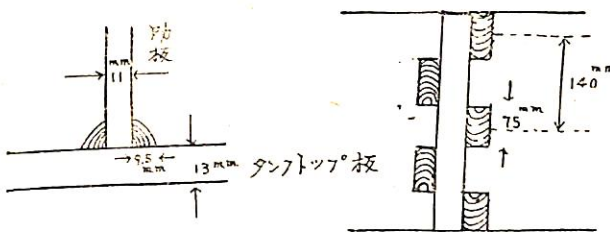
から板の横線を熔接するよな時に注意して最初板巾の  $(0.4 \sim 0.3)l$  の長さの部分の板の外側に向つて熔接し續いて残りの  $(0.6 \sim 0.7)l$  を同様に外側に向つて熔接するようにするかまたは後退法を採用することが必要である。衝合熔接の角變形は接手の斷面が板の中性軸に對して非對稱であるために生ずる場合が多く一般に熱したり冷めたりする温度履歴の回數が少くかつ熔接速度が大きくなる程小となるよな傾向を有している。従つて出来る限り太徑の熔接棒を使用し高速度で一層で完了するよな熔接を行う方が衝合接手の角變形を小にすることが出来る。この極端な場合は自動熔接であつて自動熔接では相當の厚板でも一層で熔接を完了することが可能であるから熔接後生ずる角變形も非常に少い。實際の工事においては後述するよな角變形拘束用の「ストロングバック」を使用するのが普通であるが板厚が大になるに従つて必用な拘束用の治具も大形となるので厚板の場合は第3圖の如く對稱的な接手斷面を有する「ダブルV型」



第 3 圖

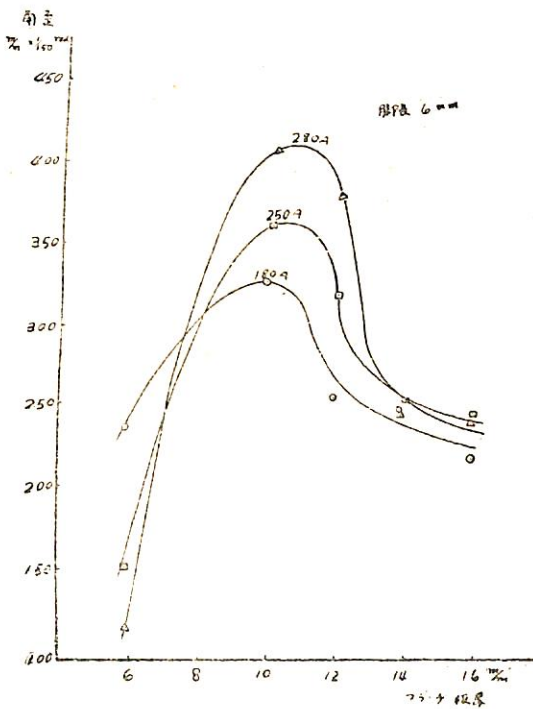
の開先を使用するが多い。  
b) 隅肉接手の變形 隅肉熔接を行つた場合の變形も大體前述の衝合接手の場合と同様であるが角變形に對してより注意を拂ふ必要がある。隅肉接手の横収縮量は板厚および隅肉熔接の脚長等によつて異り豫想収縮量を求めることは困難であるが一例として第4圖の場合には  $0.3\text{mm}$  の横収縮量を示している。この測定例は大型船の二重





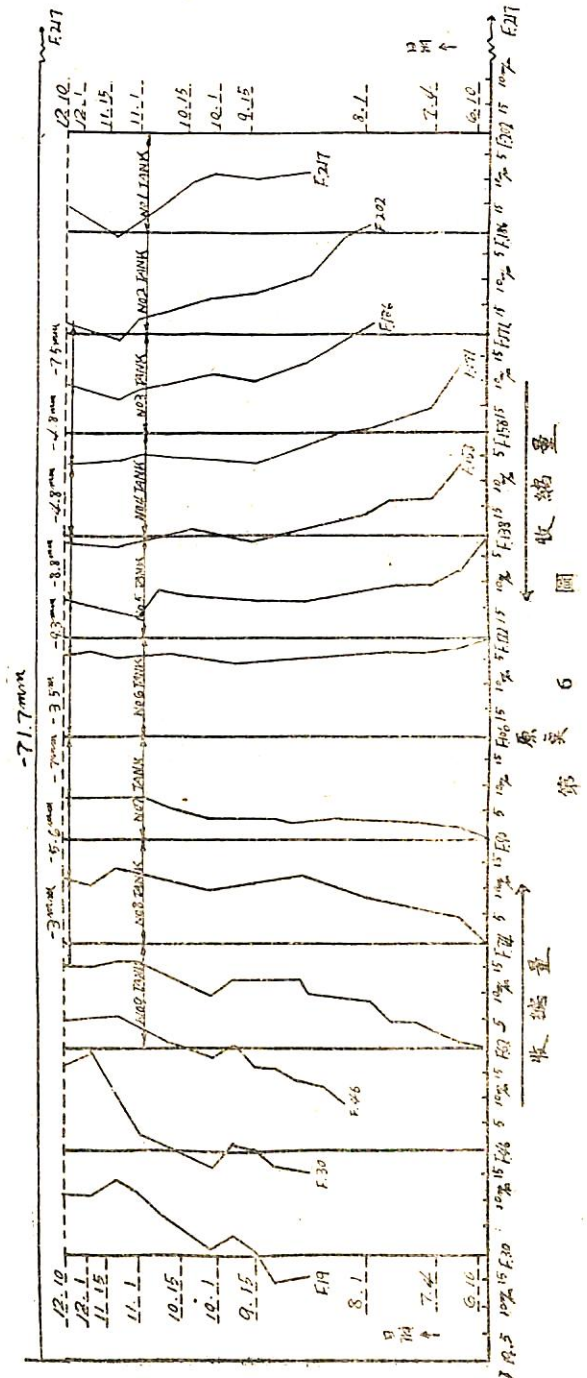
第 4 圖

底構造のタンクトップ板と肋板の溶接によるタンクトップ板の収縮量を求めた物でこの0.3mmに二重底のブロック内の肋板の数を乗じた物がそのブロックのタンクトップの豫想横収縮量である。従つて實際にそれだけ寸法の長いタンクトップ板を用意して置けば肋板溶接後のブロックの寸法は正規の物が得られるということになる。次に隅肉接手の角變形は溶接船體の變形の中で最も外觀を左右する物であつて従來は「瘦馬」と稱して溶接構造物における宿命的な缺點と考えられていた。何故ならばこの變形を防止するのは比較的困難でかつ船體溶接接手の70~80%はこの隅肉接手であるためにこれらの全隅肉接手に對して角變形の防止手段を取することは不可能であると考えられた。所が最近に至つてこの溶接構造の最大の缺點と思われる外觀を美化しようという點が船主關係より強調されるようになり各造船所とも競つていわ



第 5 圖

る「瘦馬」をなくすことに力を入れるようになった。所が丁度その頃溶接による瘦馬に原因があると考えられるような運航時に生じた底部外板のバックリングによる凹損という問題が生じたために單なる外觀上からでなく強度上からも隅肉溶接の角變形を防止する必要があるということが強調された。従つて隅肉溶接の角變形の原因お



第 6 圖

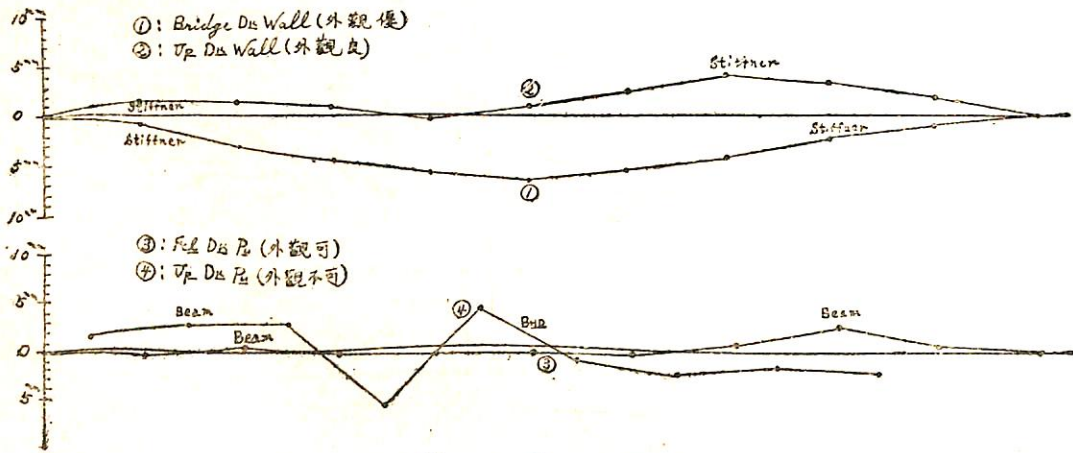
よびその豫想變形量に對する種々の實驗が各所で行われるに到つた。これらの實驗結果を綜合してみれば第5圖にその一例を示した如く脚長を一定とした場合に板厚の變化に對して角變形量が極大點を有しているということである。これは板厚が隅肉溶接の脚長に比較して少い場合には板の裏面の温度が高くなり收縮力を拘束する曲げ剛性は小となるが一方溶接面と裏面との温度差が少いので角變形を生じようとする曲げモーメントは小さく結果的にいつて餘り角變形は生じない。また板厚が隅肉溶接の脚長に比して大なる場合は溶接面と裏面の温度差が大となり曲げモーメントは大であるが一方角變形を拘束する曲げ剛性も大で従つて前述の兩者の兼ね合いによつて角變形の極大點が生ずるといふ考へ方が成立することを示している。一般に實驗結果より見ると船殼構造において最も多く使用される脚長 6~9.5mm 程度の隅肉接合においては板厚 10~12mm 程度の所に角變形量の極大點があるようである。この程度の板厚はまた船殼構造においては最も多く使用される物であることから皮肉にも船體の溶接は丁度隅肉溶接による角變形量の極大點附近の板厚および脚長が最も使用されているという譯である。以上述べた如く最近になつて隅肉接合の角變形を生ずる原因がほぼ判然となつて來たので後述する弾性逆歪法および塑性逆歪法によつて最近船體の「瘦馬」は以前よりはるかに少なくなり強度上からも外觀上からも一段の進歩をしつつあることは喜ばしいことである。

c) 船體における種々の變形の實例 前述した如く溶接接合は種々混合している場合には種々の變形が復合して複雑な構造物としての變形が生じて來る。これらの變形を解析することは實際上殆んど不可能で船體構造においても前節で述べた基本接合の單純變形を解析してこ

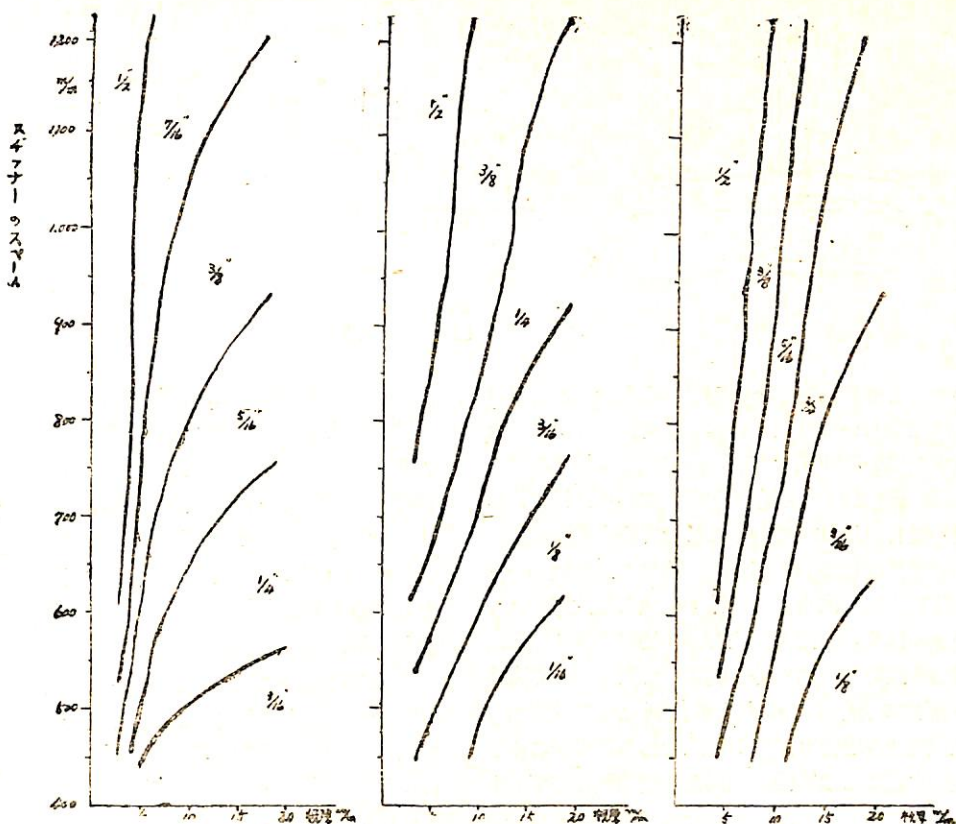
れを防止する手段を構じている程度である。今實船における收縮による變形の實測例をあげると第6圖の如くである。この實例は大型タンカー建造中の底部外板の船長方向に對する收縮量を測定した物であつてこの實例より「ボトム・トランス」「ボトム・ロンダ」等の底部外板との隅肉溶接および底部外板自體の衝合溶接により生ずる總收縮量は 70mm 以上にも達していることが判明する。これはすなわち「タンカー」においては一タンク當り平均 6mm の收縮を見込んで工作を進めなければ建造後の船の全長が短くなるということを示している。第7圖は實船における板の凹凸量を測定した實例で隅肉接合の角變形による肋間距離における歪量を表わしている。この數値は溶接終了後の物で完成状態の場合は後述する歪取の方法によつて肋間距離當り約 3mm 程度とするのが普通である。船體の強度および外觀上凹凸變形を何の位に抑えれば良いかということは甚だむづかしいことで現在の所これに對する規定は第8圖に示すような米國海軍の規定ただ一つしかなく一般にこれを規準としている所が多いようである。但しこの規定が何のよる基礎のもとに決定されたのかは明かにされていない。

#### 4 變形防止法および變形除去法

a) 變形防止法の種類と効果 一般に衝合接合の長さの收縮による變形は平面的な物であるために最初から豫想される收縮量を見込んで材料の寸法を長く取つて置き溶接によつて内部應力を出來る限り少くするように充分收縮を行わせる方法が取られている。また衝合接合の角變形は第9圖(a)に示すような「ストロングバック」を使用して接手部を平面内に拘束する方法が主に採用されており「ストロングバック」の形状および寸法は種々



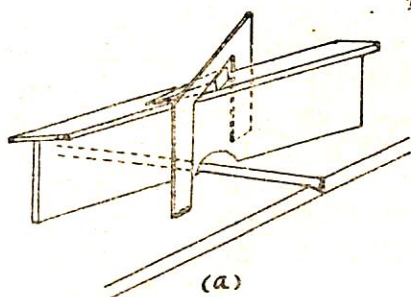
第 7 圖



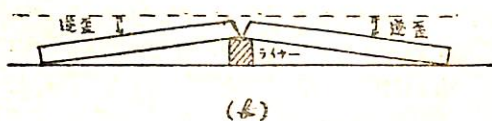
居住区および LONG. BHO. に適用  
第 8 圖

DK. PLATE に適用  
第 8 圖

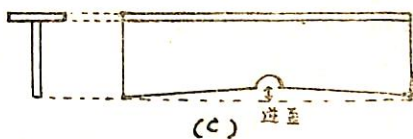
外板に適用



(a)



(b)

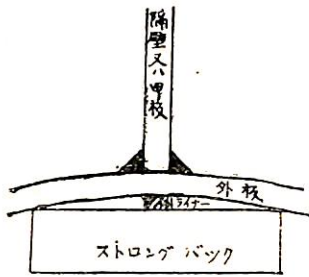


(c)

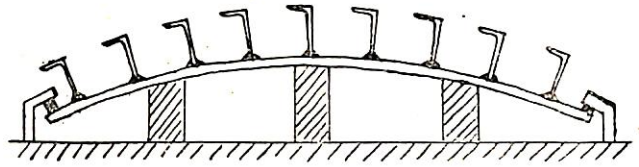
第 9 圖

あつてそれぞれ適材適所に使用している。特に板厚が厚くこれを拘束するには膨大な形状の「ストロングバック」が必要な場合とか比較的豫想角變形が正確に得られぬような場合には第9圖(b)に示すように「ライナー」を使用して逆歪をあらかじめ取る方法が採用される。また(a)圖に示す「ストロングバック」の底面は直線であるが普通であるが直線であると「ストロングバック」を

取外した際に材料内に残つた弾性角變形が発生しやや角變形を生じて終るのでこれを防ぐために「ストロングバック」の底面を(c)圖の如くしたりまたは(a)圖の如き「ストロングバック」の両端に「ライナー」を入れたりして少量の逆歪を興えて治具取外し後完全な平面となるようにする方法を採用する場合もある。以上衝合接手の變形に對する防止方法を述べたが衝合接手の場合は上



(a)



(b)

第 10 圖

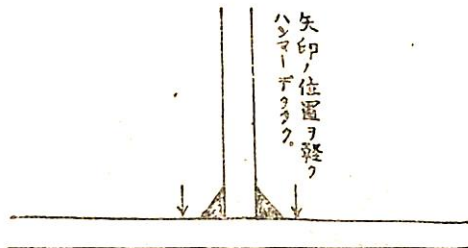
記の方法によつ殆んど完全に變形を防止することが可能で船殻構造においては次に述べる隅肉接手の變形防止に頭を悩ましている現状である。隅肉接手の長さの收縮による變形は衝合接手の場合と同様最初から材料を豫想收縮量だけ長目に用意して置くことで解決出来るが最も面倒でかつ數量的に多いのが隅肉溶接による角變形である。この防止方法は大別して弾性逆歪法と塑性逆歪法の二つに分けられる。塑性逆歪法とは溶接前に豫め逆方向の角變形を塑性的に水壓機等を利用して與えて置く方法で小さい部材の場合はこの方法が便利であるが大型の「パネル」構造の場合は採用不可能である。但しこの場合注意を要することは塑性的に與える逆歪量は必ずしも自由な平面に隅肉溶接を行つた場合の角變形量とは一致しないことと板厚が 10mm 程度を越して厚くなるに従つて自由な角變形量より小さい逆歪量で良く、この傾向は板厚が大になるに従つて大となる。一例として隅肉の脚長が 6mm の場合は板厚 10mm で 100%、12mm で 90%、14mm で 75%、16mm で 65% 程度の逆歪量で充分である。弾性逆歪法とは溶接を行う板の面に曲げによる「スキンストレス」を豫め彈性的に與えて置いて角變形を防止する方法でこの方法は比較的大型の「パネル」構造にも採用出来る利點があるので船殻構造の地上組立殊に甲板、隔壁、外板等の大型パネル構造の地上組立の

際に多く採用される。第 10 圖は弾性逆歪法による角變形の防止方法を示した物で a) は部分的に弾性變形を與えた場合の實例で外板と止水隔壁および甲板との隅肉接手部にはこの方法を採用することが多い。(b)圖は大きなパネル構造の場合を示した物で適當な曲率半徑を持つた治具上にパネルを乗せて兩端を拘束して弾性逆歪を與えている。このような防止策は甲板、隔壁、外板等のパネルに多量の隅肉溶接を行う場合に採られている。

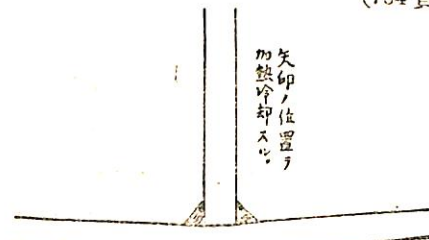
以上のような逆歪を與えることによつて隅肉接手の角變形はある程度防止することが可能であるが衝合接手の場合の如く完全に防止する適當な方法は今の所見當らない。殊に大型のパネル構造物に對しては變形防止が困難で「ニューマチック・クランピング・ガーダー」によつてパネル全部に對して拘束を行うような大規模な設備を使用しても完全に防止することは不可能である。

b) 變形除去法の種類と効果 前節に述べた種々の變形防止方法によつても變形の完全防止は困難であるため「ブロク」の搭載前あるいは進水前には一般に歪取を行うのが普通である。歪取の方法にも種々あるが大別して常温で機械的に行われる物と高温に焼いた後收縮力を利用する物の二つに分けられる。常温で機械的に行われる物には薄板の歪取の場合のように木槌でたたく方法および特種な例としては第 11 圖 (a) の如く「エア

(764 頁へつづく)



(a)



(b)

第 11 圖

# 低温應力緩和法について

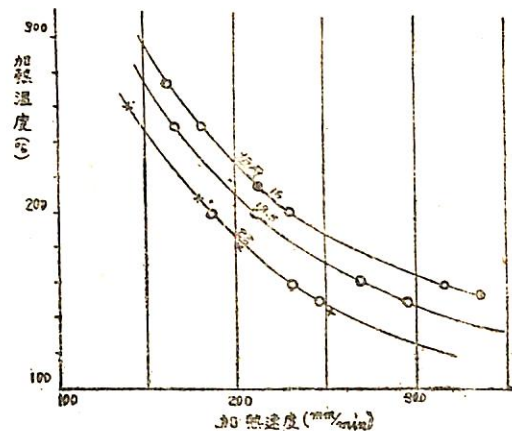
山内俊平  
日立造船株式会社・技術研究所  
第1研究室々長

終戦後海外から紹介された溶接に関する新技術は百花亂れ咲くの觀を呈したが、この低温應力緩和法もそのうちの一つの美事な大輪であろう。しかしこの大輪を如何に移植し如何に育てるかはいつにわかれの研鑽にまたねばならぬものである。ここにその大要を紹介し今後わかれの衆智を集めてより逞しい育成を希うものである。

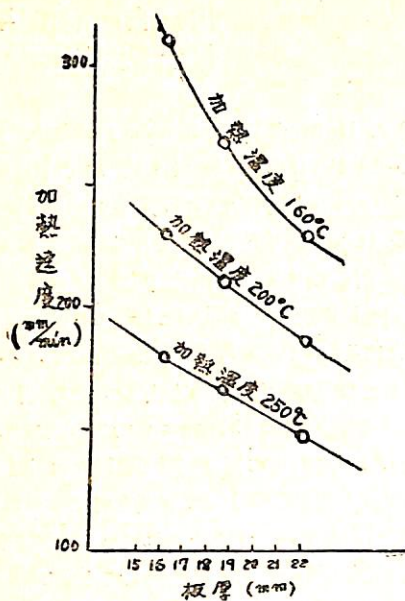
主題に先立つてまず現在の造船界が溶接による残留應力に對して如何なる見解を持つているか、そしてこの低温應力緩和法が研究されるに至つた経緯から述べることにする。第2次大戦中米國で建造された全溶接の戦時急造船に多くの龜裂損傷の事故が発生したが、その當時は米國造船技術者の大多數の意見として破壊を起した主原因は溶接部ならびにその附近に locked-in された應力が存在するためであると考えていた。しかしその後の研究の結果 1946 年の Final Report では溶接應力の影響については餘り重きをおいていないようである。すなわち船體の脆性破壊は主として低温における切欠脆性の結果であるとしている。また英國においても同様の結論に達しているようで Admiralty Ship Welding Committee の報告でも残留應力はそれ自身單獨では構造物全體の強度に影響しないと結論を下している。しかしこれは残留應力無害論を主張しているのではない。溶接中またはその直後に生ずる龜裂はあきらかに溶接應力のためであり、また溶接による残留應力は鋼材の遷移温度を幾らか高めることも認められているのである。そして現在では溶接設計、溶接順序、その他溶接施工時に極力残留應力の發生を最少になるように注意し、かくして生じた残留應力ではもはや危険領域ではないというように解されているようである。しかし最近問題になつてくる船底 Backling の原因と目される locked-in stress の緩和や船體の切欠構造部に溶接應力が相當集中していると思われる箇所、また船體以外でも衝撃荷重を受ける溶接大構造物等では以下述べようとする低温應力緩和法が役立つのではないかとと思われる。この低温應力緩和法は船體の破壊事故の主原因が溶接部ならびにその附近の溶接應力であると考えられていた當時、この大構造物の残留應力を除去する方法として米國の Linde 社と Sun Shipbuilding D. D. C との協同研究で研究されたものである。現在米國船級協會でもこの方法が残留應力緩和の有効性を認めているが査船に使用する點では船主の要求のあるときにこれを實施することを認めているようである。また A.

S. M. E の Unfired Pressure Vessel Code および A. P. I.—A. S. M. E. Code では 1/4 以上の板厚に對して低温應力緩和を要求している。そして A. P. I.—A. S. M. E. Code では接手効率として、構造用鋼およびタンク用鋼に對しては 80%、high quality steel および boiler steel に對しては 85% とし、これに低温應力緩和を行えばそれぞれ 85%、90% と規定している。

つきにこの低温應力緩和の方法について説明すると溶接部の兩側を heating blowpipe で加熱するのであるが、その blowpipe の幅は板厚 6~10 mm に對しては幅 75 mm、板厚 20~25 mm に對しては 150 mm が最も効果的かつ經濟的であるとされている。加熱部の位置に關しては板厚 6 mm の板に對しては焰の端が溶接ビードの中部から 75 mm × 1/2 すなわち加熱しない幅が 75 mm、板厚 20~25 mm に對しては加熱しない幅が 100 mm が最適としている。この幅はほぼ溶接部の溶接線に平行方向に残留している引張應力の幅に該當している點に注意を要する。すなわちこのことは tension から compression に移つたところの compression の部分を加熱するわけである。ゆえにこの低温應力緩和法によつて應力を緩和しようとする際にはまずその接手の状態をよく觀察しその應力の發生狀況をたしかめて加熱箇所をあやまらぬようにせねばならぬ。最高加熱温度は板厚 6~32 mm に對して最高温度約 175°C と報告されている。板厚、姿勢、最高加熱温度、blowpipe の型式および焰と板の表面との距離等を定めると實驗によつて blowpipe の移動速度が決つてくる。この blowpipe の



第1圖 板厚一定の場合の速度と加熱温度との關係



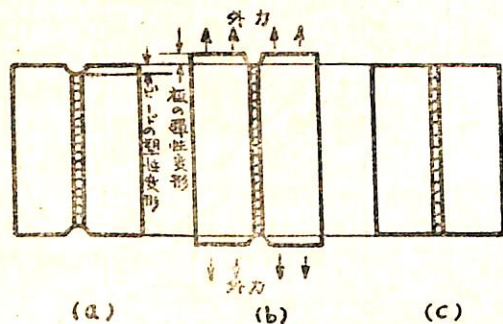
第2圖 加熱温度一定の場合の速度と板厚との關係

移動は可變速臺車を使用することが好ましい。第1圖および第2圖はこれらの關係を示す一例<sup>1)</sup>である。

厚板を片面からのみ加熱する場合當然板厚方向の温度勾配を考えねばならぬ Linde 社の Greene 氏の實驗では板厚 35 mm 以上になると板の両面から同時に加熱する必要があると報告している。これは blowpipe の型式、焰と板との距離その他の條件によつて温度勾配も變つてくるので 25~30 mm 以上の板厚に對しては両面加熱を採用した方が無難であると思う。

上述のように熔接線を挟んで heating blowpipe を移動しながら鋼板を加熱してゆくのであるが、その blow-

1) 渡邊, 熔接學會誌, 第22卷第4號昭和28年4月



第3圖 低温應力除去説明圖

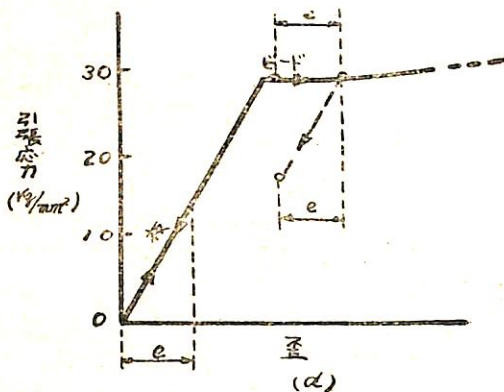
pipe の後ろから water spray でつぎのような理由によつて冷却を行うのである。

1. 應力緩和後の過熱防止
2. 加熱作用を低温應力緩和を行う seam に限定する。
3. 板の挫屈および彎曲を防ぐ
4. 加熱によつて生ずる膨脹力を増大する
5. 撒水の位置が適當ならば板を急激に冷し、加熱領域の後ろに收縮を生ぜしめこの收縮が材料的に膨脹力を援ける。

この冷却は水の量よりも焰と水との距離の方が重要であり、その距離は 150 mm が最適であつたと報告されている。

つぎにこのように加熱冷却することによつて何故應力が緩和されるかについて觸れてみよう。いま2枚の十分広い板の衝合熔接接手を考え、熔接部に隣接する兩側を熔接線に平行に鋸で熔接部を切り離すと、熔接部は熔接長 1 m につき約 1.5 mm 收縮する。これを元の長さに伸すには約 28 kg/mm<sup>2</sup> の力を要する。すなわち熔接部は板から切り出される前はこれに相當する歪を生じていたことは明らかである。従つてこの歪すなわち母材と熔着金屬との間の相對的な長さの差を直すことによつて彈性歪、従つて残留應力を減少せしめることが考えられる。熔着金屬はすでに降伏點に達しているものとして、いま第3圖 (a) のものを (b) の通り外力を加えて引張ると、熔着金屬は塑性變形を起すが母材は彈性限内にあるから外力をとると、熔着金屬は伸びたままの状態であり、母材は元の寸法まで戻り (c) のように兩者が丁度同じ寸法になれば熔着金屬に残る應力は (d) のように大體加えた應力分だけ應力が減少するのである。

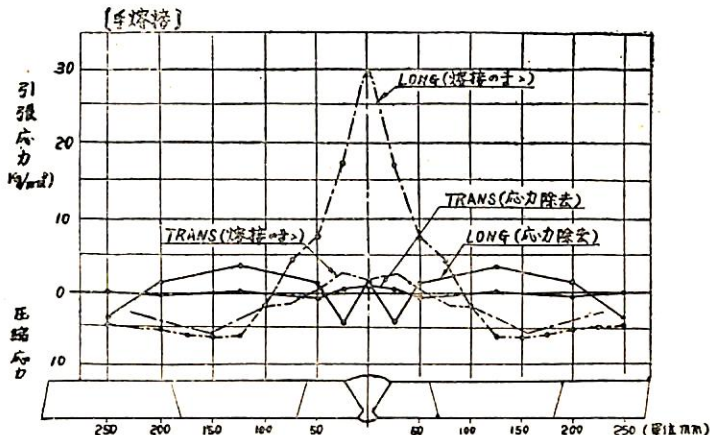
低温應力緩和法はこの外力の代りに熱應力を用いようとするものである。すなわち熔接ビードはそのままにしておいて、その近接部分を加熱して熔着部の歪量



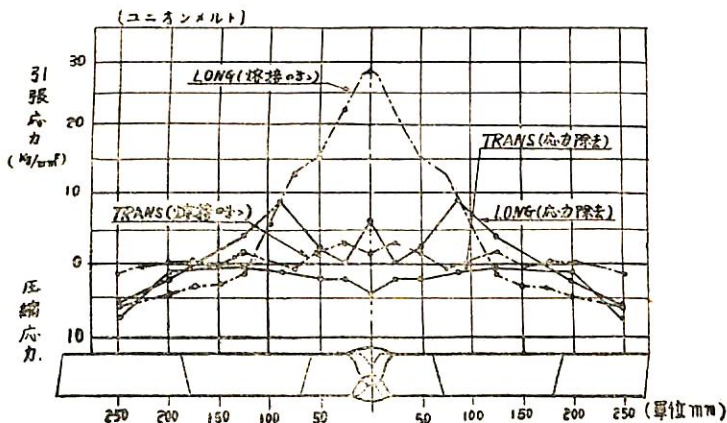
(1.5 mm / 1 m) に等しい量だけ伸長させると、熔着部はそれに引かれて伸びるがこれは前述の通り塑性変形を生じ冷却後も元へ戻らないで残留応力を減少せしめ得るのである。理論的にはこの相対的温度差は約 110°C であるが実際的には熔接ビードの温度も多少上昇するので 175°C ~ 200°C の温度が使用されている。

低温応力緩和を行つた熔接接手の機械的性質に関しては T. W. Greene<sup>2)</sup> の実験がある。これによると熔接部近傍の遷移温度を約 40°C も低下させることができたと報告している。しかし顕微鏡組織をみると低温応力緩和法ではなら組織を改良するものでなく、また硬度分布を調べてみても殆んど as-weld のものと同程度の値を示していた。すなわち低温応力緩和を行つた熔接接手に 650°C post heating を行つた程度の機械的性質の改善を要求されるものに対しては熔接時に預熱を併用すればよいであろう。

つぎに低温応力緩和法によつて応力が如何に緩和され



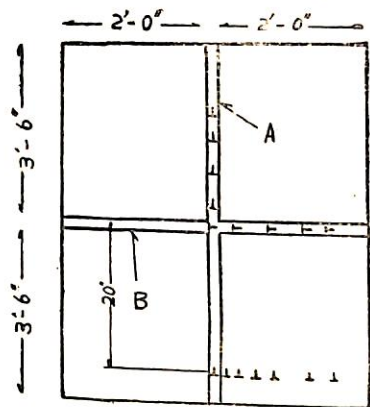
第4圖 低温応力除去前後の残留応力(手熔接の場合)



第5圖 低温応力除去前後の残留応力(ユニオンメルトの場合)

るかの数例を紹介しよう。第4圖<sup>2)</sup>は手熔接によるもの第5圖<sup>2)</sup>は Union Melt による場合でいずれも as weld では 28 kg/mm<sup>2</sup> 以上の残留応力が 3.5 ~ 10.5 kg/mm<sup>2</sup> まで低下していることが明らかである。ただし特に注目すべきは結果としては Union Melt によるものは手熔接に比べ残留応力の範囲が大きいのと、低温応力緩和を行つた後の残留応力が大きいことである。これに對しては著者はこの時の冷却は 1/4" の水の jet が能力不足であつたため後に空氣と水の冷却に代えたら 3.5 kg/mm<sup>2</sup> まで低下したと述べている。

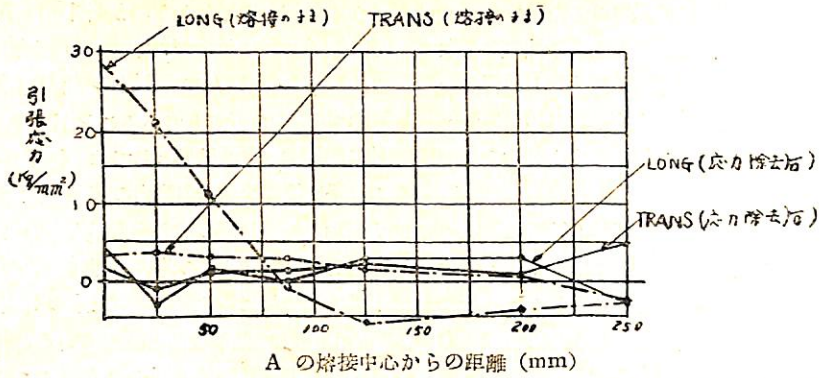
第7~11圖<sup>2)</sup>は第6圖のような cross butt の試験片について行つた記録である。第7圖は交叉點より 20" 離れたところではほぼ第4圖の場合に似ている。第8圖は交叉線上の應力で後から熔接する方が應力に影響を相當大きく與えている。交叉線に近いところの A の横方向の應力は 31.5 kg/mm<sup>2</sup> に達し、下度これは B の縦方向の應力に相當する。そこで A のみ應力を緩和すると横



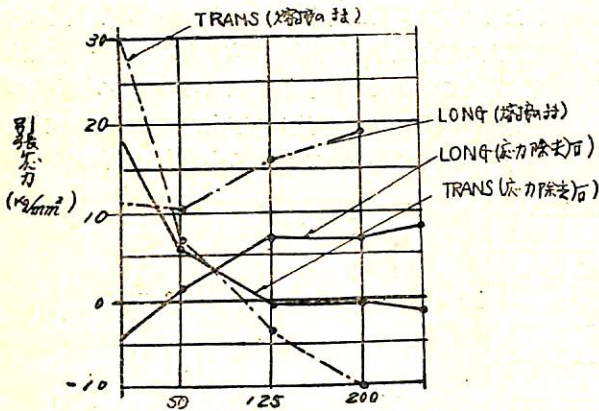
第6圖 CROSS BUTT 試験片の STRAIN GAGE 配置圖

方向で 24.5 kg/mm<sup>2</sup> まで下る。縦方向は逆に壓縮力となつている。第6圖 B 断面の模様はこれと全然異つていて交叉點に近い部分の残留應力の状態は第9圖の通りである。A を緩和したその影響がこの B 面にも現われている。また熔が通ることによつて應力状況を悪化させてはいないしまた應力緩和の順序を變えても大差はないと述べている。第10, 11圖は A および B の交叉線に近い部分の AB 兩方を應力緩和した時の残留應力を示す。これによつて大體 kg/mm<sup>2</sup> 以下

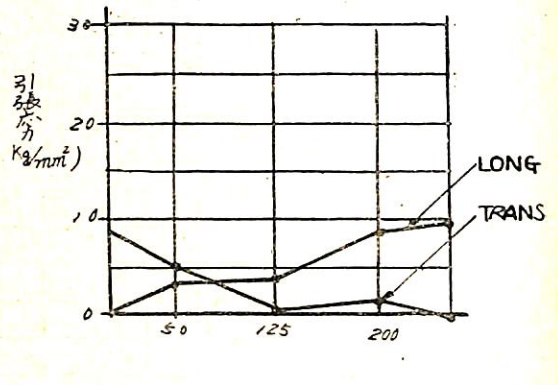
2) T.W. Greene; Welding Journal March 1945.



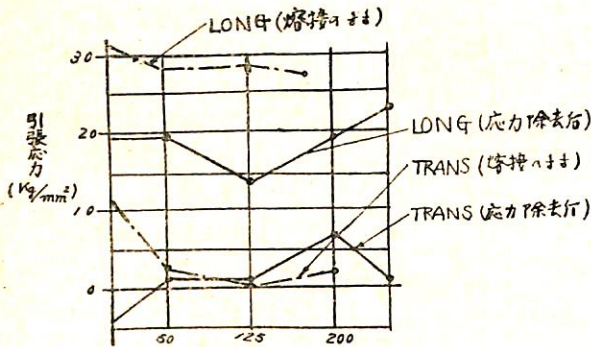
第7圖 A のみ低温応力除去した場合の A 線上の交叉点より 20' の所の残留応力



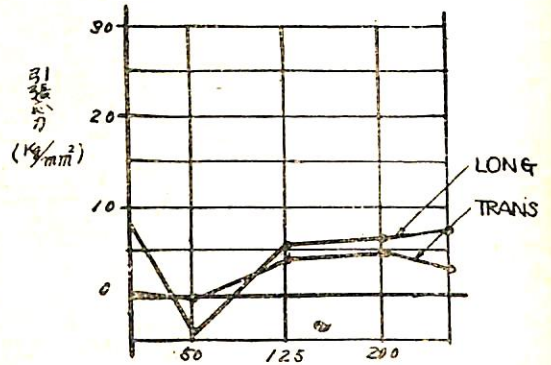
第8圖 A のみ低温応力除去した場合の A 線上の残留応力



第10圖 A, B を低温応力除去した場合の A 線上の残留応力



第9圖 A のみ低温応力除去した場合の B 線上の残留応力

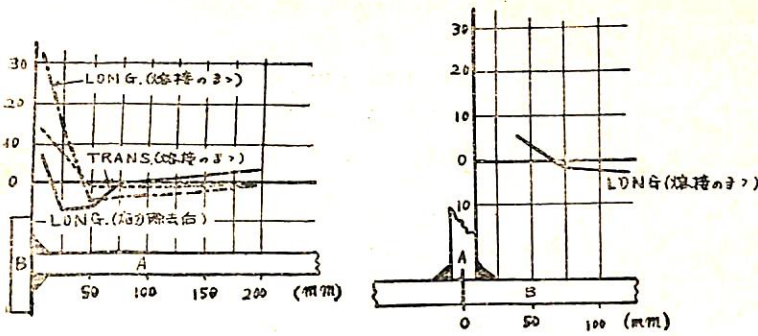


第11圖 A, B を低温応力除去した場合の B 線上の残留応力

の應力に抑えることができています。つぎに隅肉の残留応力であるがこの実験は第12圖<sup>2)</sup>に示すようなかたちで行われたが縦方向の應力は 33kg/mm<sup>2</sup>にも達している。また B 板に残る應力は A 板の中心から約 40mm のと

ころで約 5kg/mm<sup>2</sup> (引張), 80mm のところで 1.75kg/mm<sup>2</sup> (圧縮) である。そこでこの應力緩和法として torch は A 板の上 B 板から約 50mm 離して一つと、B 板面に溶接部から 50mm 離して 2 箇所用いた。その結

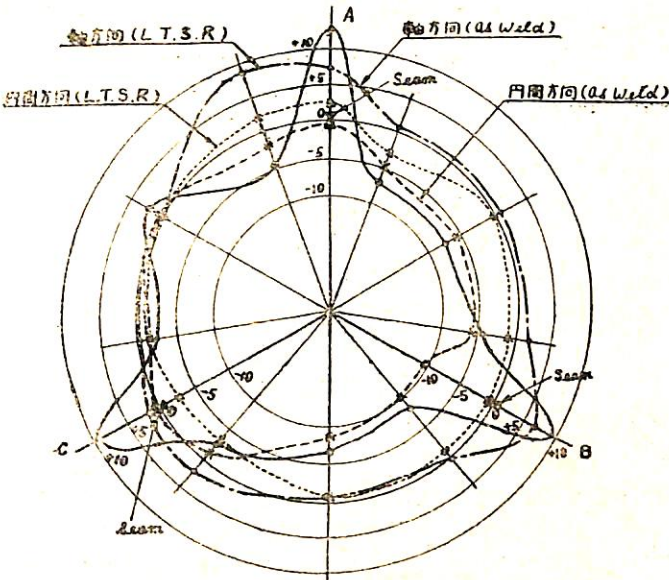




第12圖 低温應力除去前後の残留應力

果應力は  $7\text{kg/mm}^2$  にまで落ちている。厚板溶接に對する低温應力緩和の記録も二三あるがそのうちの一例<sup>3)</sup>を述べると、鋼板厚さ  $50\text{mm}$  の試験片で溶接線に平行方向に  $44\text{kg/mm}^2$  にも及ぶ溶接部の引張應力が低温應力緩和で殆んど0となり、溶接線に直角方向の應力は約  $1/3$  に減じている。

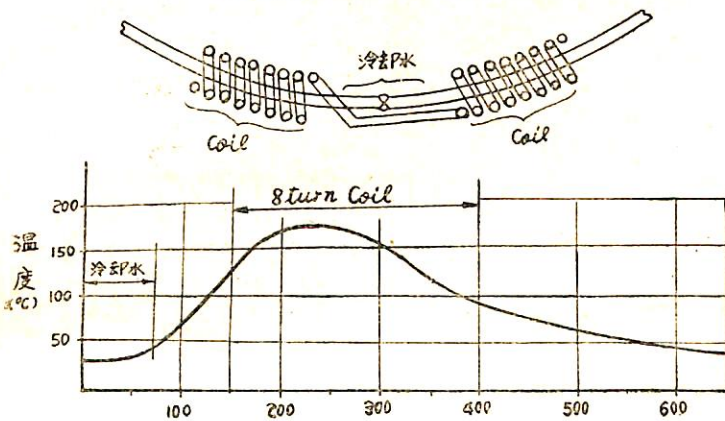
以上の記録は平板の場合であるが Penstock のように鋼板がある曲率を持つて環状になつてゐる場合では、その板厚と曲率との關係、溶接 seam の條數、溶接順序等によつて溶接應力の發生狀況も種々變つてくるから、Pipe の溶接部應力緩和に低温應力緩和を利用する場合にはまずその溶接應力の發生狀況をよく觀察して加熱箇所を決定せねばならぬ。第13圖は Penstock の as weld の應力發生狀況とガス焰により低温應力緩和を行つた場合の應力緩和狀況とを抵抗線歪計を用いて計測した記録である。この時の torch の移動には臺車を使用しなかつたので多少應力曲線が不揃ひになつたが溶接線に平行方向の應力もまた溶接線に直角方向の應力もほぼ満足に緩和されている。



第13圖 圓周上の應力分布  
( $25\text{mm}t \times 1000\text{B} \times 1500\phi$ )

第14圖は Penstock の低温應力緩和に熱源として誘導加熱を用いた場合の coil の巻き方と諸元並びに温度曲線を示したもの

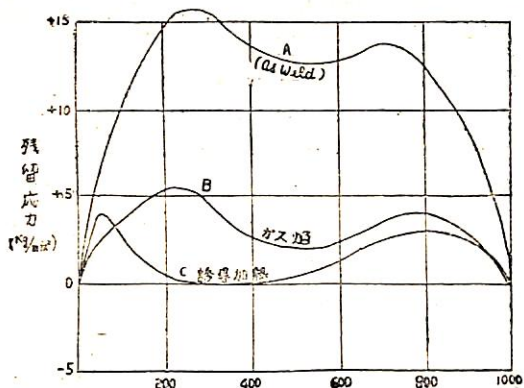
3) Rudolf Kraus; Welding Journal Dec. 1947.



板厚  $25\text{mm}$  板幅  $1000\text{mm}$   
 徑  $1500\text{mm}$  電流  $1020\text{A} \sim 945\text{A}$   
 電壓  $100\text{V}$  電力  $48.9\text{KW} \sim 45\text{KW}$   
 力率  $43\% \sim 47.5\%$   
 16 Turn (8turn  $\times$  2Series 同方向)

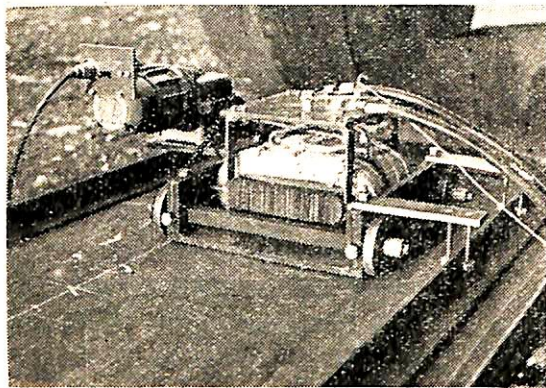
シーム溶接より溶接線に直角方向の距離 (mm)

第14圖 Coil Type 誘導加熱の Coil の巻方並びに温度曲線



シーム上的一端よりの距離 (mm)

第15圖 熔接シーム上における熔接線方向の應力比較 (25mm $\times$ 1000B $\times$ 1500 $\phi$ )



第16圖 Core Type の可變速誘導加熱装置

であり、第15圖は鐵管熔接 seam 上における熔接線に平行方向の應力緩和の比較を示したものである。圖中A曲線は as weld の應力曲線、B曲線はガス焰により緩和された應力曲線、C曲線は Coil Type の誘導加熱により緩和された應力曲線である。すなわち低温應力緩和の熱源に誘導加熱を使用するとガス焰の場合に比べてつぎのような利點がある。

1. 發熱が鋼板の内部からであるので加熱能率がよく、また板厚方向の温度勾配が遙に少くより均一に加熱ができる。
2. 温度の制御が容易でありかつ正確に行うことができる。
3. 誘導加熱に Coil Type を用うると熔接 seam 全體にわたり同時加熱ができるので應力緩和の効果も一様であつてムラが少い。
4. 経費はガス焰の場合に比べて約以下となる。

第16圖は可變速臺車に取付けられた Core Type 誘導加熱装置である。これは Coil Type 誘導加熱が使用で

きないような大型構造物のために考案されたものである。

終りに低温應力緩和の經費の點に一言すると、例を3 $\phi$  mm 鋼板の低温應力緩和にとり、その際の消耗材料は次の通りである。

ガス焰による場合 (兩面加熱)

酸素消費量 4,500 $l/m$

溶解アセチレン消費量 600 $l/m$

誘導加熱による増合

電力量 5KWH/ $m$

(758頁よりつづく)

ンマー」で隅肉接手から少し離れた所を軽くたたいて板面を延ばして角變形を少くする方法等がとられることもあるが船殻構造においては高温加熱による收縮力による變形除去方法が一般的に行われている。加熱の方法は周りに冷却水の出るリングを付したガストーチによる場合と特別な歪取加熱用熔接棒を使用する場合とがある。がいずれも加熱後水をかけて急冷しその際の收縮力を利用して變形を除去することは變りがない。船體の上部構造の甲板および壁は殆んどこの方法を採用している。但し急熱急冷することは材料の硬度を高め伸びを減少させることになるので強力部材の變形除去は加熱するのみで水で急冷しないことが必要である。加熱による歪取の特性の一例として第11圖 (b) の如く隅肉接手の裏面を加熱冷却して隅肉熔接による角變形を除去する方法が採られる場合もある。歪取加熱用熔接棒は最近國産品も發賣され熔接作業用の諸設備を直ちに利用出来る點および熱効率の良い點で有利であるが下向で「スパッター」が附着し易い點および水を使用することによる感電の危険性がある點等により未だ船體には一般的に使用されるまでには至っていないが車輛關係では薄板の歪取に使用して好成績をあげているようである。

## 5 結 言

船體熔接による變形の問題は複雑で正確な解析は頗る困難であり従つて今の所完全な防止策という物は考えられない。しかし基礎研究が進むに従つて防止策も次々と向上し完成した船體の變形度も年々小となつて來たことはまことに喜ばしいことで各造船所もなお全力を盡して設備と技術の改善に努力している現状であるから今後は熔接船の外観も更に一段と向上し從來考えられていた熔接構造の宿命的缺陷である變形の問題も近い將來において解決される時で來るであろう。(以上)

# その後のユニオンメルト について

高木 乙 麿  
麻生 文 太郎  
新三菱重工業・神戸造船所

## 1 緒 言

戦後ユニオンメルト溶接機が輸入された当初においては相当問題にさら種々論議されていたが、既に手掛けてから4, 5年を経た現在、諸問題も一應その結論的な方向が考えられるので、種々問題が生じた昭和24, 5年より以後のユニオンメルト溶接の歩んで来た概要を述べてみる。

## 2 硫黄龜裂の問題

溶接機に関しては第二次大戦初期よりわが国においても研究されていたが、1950年末頃に米國より機械を輸入され、使用し初めた。当初は機械の優秀性が大きく宣傳され、相当数のものが各造船所で使用されようとしたのであつたが、ここに重大な問題が発生した。それは硫黄龜裂の問題である。當時の日本鋼材は含硫黄量が相当多かつたのである。というのは製鋼時に使用する石炭は日本産のものは大體硫黄成分が多いのが特徴で製鋼用ロールスは輸入に依存せねばならなかつた。また含硫黄の多い場合でも脱硫作用のあるマンガンを十分使用すれば、その含量を加減出来たのであるが、これもまた輸入を待たねばならなかつたのである。そこで戦時中戦後の鋼材は輸入が杜絶していたため優秀な製鋼用原料が得られず、必然的に硫黄含量の多い鋼材が製造使用されていたのである。この硫黄の多い板は手動溶接時には、その悪影響は顯著でなかつたのであるが、溶接機使用においてその特性上、すなわち母材溶融量が大きいためその影響がクローズアップされて来たのである。

ここにおいて A. B. S が日本鋼材に対するユニオンメルトの使用を禁止するような問題にまで發展した。自動溶接で高能率を發揮しようとした矢先のこととて正しく

鼻打ちの感じがした。そこで各造船所および學會をあげて、これが解決策を講じ、ユニオンメルト研究委員會も結成して研究を進めて行つたのである。

當社においてはこれが対策としてファイラメタル法なるものを考案し、硫黄の弊害を防止したのである。この方法は溶接開始部に心線材を粒状にしたものを充填し、母材の溶融量を出来るだけ少くし、熔金に對する硫黄の影響を極力小にする方法なのである。

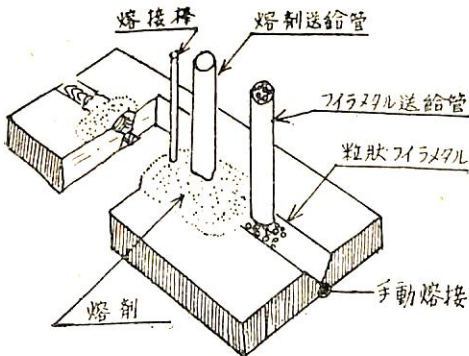
この方法は極めて有効に硫黄龜裂を防止し得たので、A. B. S. 監督官立會のもとに9,000×3,600×16の大型試験片につき承認試験を受け、その結果を A. B. S. 本部に送附したのである。ところが A. B. S. では一應その結果の良好なことは認めるものの、本國において日本鋼材に適當した適當な溶劑心線および溶接法を研究し、その改善策がなかつた場合にファイラメタル法を考えてみようという話になつた。

そこで米國ナイヤガラ研究所において、日本から送附された鋼材に對し研究が進められたのである。その結果1951年8月その報告を受理したのであるがそれによると、溶劑 #20 と心線 #36 の組合せでは龜裂が発生するので、これに代るものとして、溶劑 #50 と心線 #36 あるいは #43 を使用すると、硫黄龜裂は完全ではないが、殆んど防止し得る。そして心線 #36 より #43 を使用する方が機械的性質が良好である、という主旨のことが述べられて来た。

そこで各造船所ではこの溶劑 #50 と心線 #43 組合せについての適正溶接條件を研究し、承認試験を受けて船體への利用に進められていつたのである。

次にこの硫黄龜裂の原因について考えてみると、サルファーバンド、溶接電流、溶接速度、心線組織、溶劑組成等いろいろのことが考えられるが、本質的な原因として水素の影響が考えられている。今サルファーバンドのある鋼材にユニオンメルト溶接を行うと、母材を相當量融かすことになり、この母材中の硫黄は FeS なる化合物を作る。これは 1173°C の熔融點を持つており、Fe と FeS の共晶點は更に低温の 980°C であるので、FeS の偏析している部分の熔融點が鋼の熔融點より低温にあるため、凝固過程において相當多量の水素量が集まりまたその部分には耐火性脱酸生成物や不純物が集まるので、それらが龜裂を起さすものと考えられる。

溶劑 #50 と心線 #43 とは熔金中の水素溶解度を少なく



第1圖 ファイラメタル法

第1表 ユニオンメルト溶劑心線化學成分

		SiO <sub>2</sub>	MnO	FeO	CaO	MgO	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	TiO <sub>2</sub>	Na <sub>2</sub> O	K <sub>2</sub> O	BaO	F <sub>2</sub>	P	S
溶劑	# 20	54.52	0.30	1.03	31.82	9.24	3.81	0.20	0.40	0.24	—	0.7	0.011	0.042
	# 50	40.20	40.69	—	6.21	0.90	3.42	—	—	0.43	2.36	—	0.061	0.028
		C	Mn	Si	S	P								
心線	# 36	0.13	1.95	0.03	0.03	0.03								
	# 43	0.08	0.25	0.03	0.03	0.03								

する性質があるので硫黄龜裂防止には有効なのである。

溶劑および心線の化學成分は第1表の如くである。

溶劑 #50 と心線 #43 の組合せの溶接はその特性上脱酸力が餘り強くないので、濕氣、鏽等の影響を受け易い性質があり、低電流、低温度の傾向があるため、ユニオンメルト本来の高速溶接の使命に反するものであるが、材料不良という条件下においては止むを得ないことである。

### 3 諸設備の合理化

國內各造船所は昭和25年以降溶接採用率を80~85%に引上げることが目標に、溶接機、クレン、内業設備、定盤、組立場の擴張、電源の整備、溶接工場の近代化、検査法の充實等萬般の整備態勢を進めて行つた。すなわち昭和25年には自動溶接、電源に重點を置き、26~27年にはクレン容量の増加、内業設備の充實、28年には溶接工場の近代化に力が注がれて來たのである。これら諸設備の完備は近代造船認備の必須條件で、有機的關連性の下にその能力を發揮することは今更言を俟たないことであるが、さてユニオンメルト溶接機が使用當初の頃は何分これら合理化の尖端を走つたため、いい換えれば受入態勢不十分な状態で手掛けたため當然各方面に支障を來たしたのであつた。

すなわちユニオンメルトは本来屋内作業向きのものが、特に濕氣の多い日本において屋外作業をやらねばならなかつたことや、開光精度をユニオンメルト溶接に適した精度にもつて行くことが困難であつたり、電源が變動して溶接結果に不同を來したり、濕氣や鏽のため、ブローホルの發生が多く、手直しや段取時間に手数が掛り、能率的にマイナスの面が重疊していた。しかしこれも年を経る毎に、技術面の進歩と相俟つて、設備の強化も進み、ユニオンメルト溶接の本来の性能を發揮し得る如く現在進みつつある。

### 4 造船への應用現況

現在ユニオンメルト溶接の船體への應用は、リムド鋼

に對しては、溶劑 #50 と心線 #43 の組合せ、キルド鋼に對しては溶劑 #20 と心線 #36 の組合せで使用してよいことに A.B.S. より承認されており、當所においては板厚 30m/m まで、彎曲部外板を除く全構造の板漏ぎに使用承認を取つている。

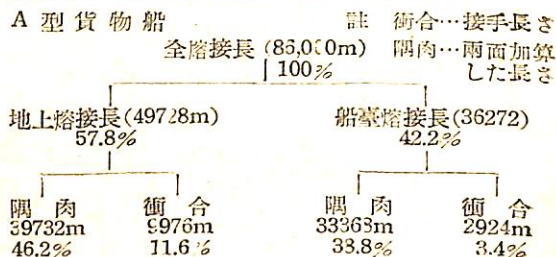
A型貨物船の自動溶接使用範圍および使用量の一例を示すと第2表の如くである。

第2表 自動溶接使用箇所および使用量

構造名稱	自動溶接長(m)
二重底	308.9
船底外板	162.
船側外板	234.
水密隔壁	790.7
翼水艙	456.
深水艙	165.
第三甲板	614.
第二甲板	831.
上甲板	983.
船首樓甲板	65.5
揚荷機甲板	71.
下部船橋樓甲板	199.
上部 "	256.
端艇甲板	224.8
計	5,406.4

註 溶接長は接手長さを示す

全溶接長に對する%を示すと次の如くである。



ユニオンメルト溶接の使用率は地上衝合に利用する限り 11.6% を越えることはなく、自動溶接を行つて能率的に価値がある範囲では全溶接長の 8% 程度が最大ではないかと思われる。米國においては最大 36% という数字が出ているが、これは外板とフレーム等の隅肉溶接にも使用しているからのことであり、また溶接長の測定要領の相異により数字も異つて來るので、数字だけの比較を見ては誤解を生じ易いものである。

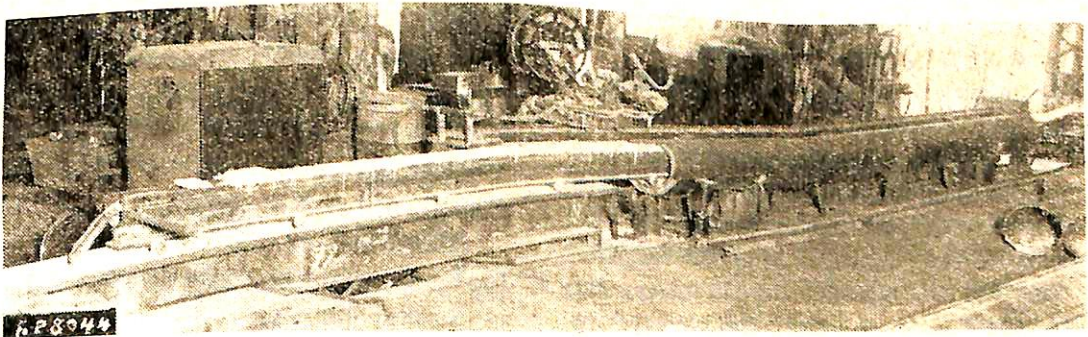
隅肉のユニオンメルト溶接は事造船に關する限り、大徑棒、深溶込棒の發達しつつある現今餘り効果的とも考えられず、また現場溶接も能率的、技術的見地より使用價值が餘りなく、適用の方向には進んでいない。車輛、橋梁關係には今後とも大いに使用されて行くものと思われる。

次に作業能率の點を考えると、最初は 25~30% の arc time であつた。これは先に述べたような設備の不十分、段取、作業要領の不手際等により能率が低かつたのであつて、最近では各造船所とも 35~40% の arc time に上昇してゐるようである。米國においては最大 67% といわれておるが、當所においては今度屋内溶接工場（長さ 118m 幅 30m 高さ 20m）の建設も完了し、ユニオンメルトは全部屋内作業となるため、arc time を 60% 目標に考へている。手動溶接との比較は、A 型貨物船を例にとれば、平均自動溶接板厚は 11m/m 程度となり、手動溶接の 3~4 倍程度である。

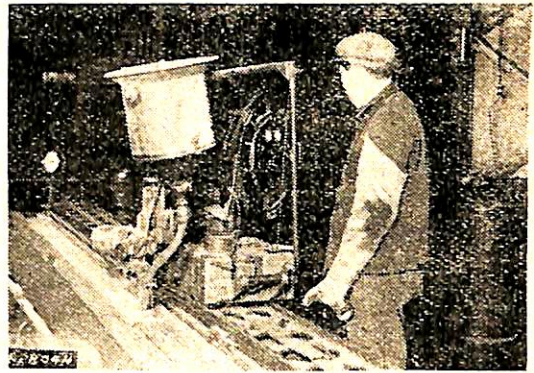
### 5 ユニオンメルト溶接の信頼性

溶接部の検査としていろいろな方法があり、當所としては大體次の方法を用いており、X 線撮影を主體にしてゐる。

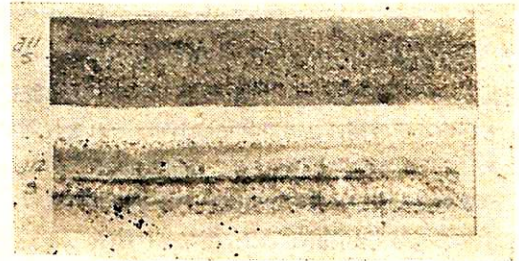
- 15 萬可搬式 X 線装置
- コバルト 60 (a 線)
- ウエルドブルーバー
- 音波探傷器



第 2 圖 a



第 2 圖 b



昭和 24.5 年頃



現在 昭和 29 年  
第 3 圖

X 線は A 型船で約 300 枚撮影しており、その結果によると手直し箇所は約 15% 程度で、しかもユニオンメルトはむしろ手動よりも缺陷部が少い傾向にある。

その上日本鋼材も最近硫黄の偏析の問題の外に低温脆性の問題が大きく採上げられた故もあつて、その性質も相當改善され、リムド鋼でも硫黄バンドが少なくなり、使用者間も技術的に熟練して來たので、硫黄龜裂に關し

(784 頁へつづく)

# 第7回國際船舶流體力學會議の議題について

— 2 —

## 議題3——推進器の比較空洞試験

國際委員會第2回報告書

委員會 Dr. R. W. L. Gawn, 委員長

Prof. L. C. Eurrill

Mr. J. G. Hill (1953年に辭職)

Dr. H. W. Lerbs (1953年に新任)

Mr. L. Pehrsson

Dr. W. P. A. van Lammeren

1. 本委員會の任務およびいくつかの成果を添えた試験計畫が1951年會議に提出された第1回報告書に記述されている。その後、この計畫に協力し、これを促進するために、3回の會合が催された。澤山の通信も行われた。1951年會議において採擇された第1目標に對しほとんどすべての努力が傾中された。すなわち

- a) 1空洞水槽において全試験計畫の完成
- b) 共同研究に参加している8空洞水槽のそれぞれにおいて少くとも1模型推進器の試験
- c) 船型水槽においてすべての模型推進器の單獨試験の完成
- d) 表面仕上を含め、すべての模型推進器の測定
- e) 課せられた任務によつて要求される今後の適切な研究の提案とともに、上記のものの検討報告の作成

2. 一般に上記の(a)~(d)の試験計畫は、(b)についてはまだ完全ではないが、終了した。この詳細の結果は、委員會の各委員が作成し、委員會によつて全般的に承認された附録1~7に示されている。結果の置點様式はさきに1951年會議において採擇された決議2に従っている。この報告書を作成した時期、すなわち1954年2月において共同試験の結果から利用することができるすべての資料が含まれている。その後1954年8月の會議までに適切な資料が利用できるよになれば、この報告書の討議に際し、委員會の委員から代表に配布されるはずである。

3. (e)に關しては、試験結果を検討してみると、試験状態に十分の餘裕が見込まれているにもかかわらず、模型の寸法および試験の速度によつて推進特性にはつきりした變化が現われていなかつた。例えば推進器模型は直徑が8吋~18吋で、約 $1.5 \times 10^3 \sim 7.5 \times 10^3$ のReynolds數において試験された。ある特定の空洞水槽で行われた試験については測定結果にほぼ一定性を認めることがで

きるが、種々の空洞水槽における試験の結果を比べてみると、曲線の性質はよく似てはいるが、差がある。このよなばらつきは多くは現象そのものが原因しているのではなく、むしろ測定装置および方法の相異によるものらしい。それにもかかわらず、Reynolds數の廣い範圍にわたる變化の影響が、多分最小の推進器の場合を除いては、實際に餘り重要でないらしいことがわかる。空洞水槽壁に接近するための影響の方がこれよりずっと重要である。大型模型の寸法は最大の空洞水槽を除いてすべての水槽に對し大きすぎ、また最小模型はその結果に一定性が缺けているようである。後者についてはいくつかの空洞水槽では信頼するに足る試験を行うのに餘りにも小さすぎ、これは測定装置の感度がこのような小型推進器の試験に對し不足していることが原因であるらしい。單獨試験の結果は境界干涉に關連があり、附録7は、船型水槽と空洞水槽とにおける試験結果が、後者に對し連続式および壓力式によつて修正を施せば、よく一致することを示している。

4. 委員會は空洞水槽壁の影響をもつと明かにしなければならぬと考える。これがために、均質流體に對しすでに利用することができる解の補足として空洞現象を伴う流體の流れに對する基礎的理論の發展が必要である。鋭く、また早く空洞現象が発生する模型推進器について實驗を行えば、なんらかの進歩が期待される。従つて幅が狭い翼をもつ推進器についての共同試験が提案される。幅が廣い翼についての試験の經驗に鑑み、直徑と速度との範圍はそう廣いことを必要とせず、キャピティション數および空氣含有量はこれまで同様廣く變化させることが望ましい。この問題は附録1において述べられているように、管のなかで推進器を試験することによつても研究することができる。

5. 上記は1951年會議における決議の第1および2項に關連するものである。これには澤山の實驗および解析が含まれており、そのための努力の傾中が委員會の任務として課せられた他の項目についての促進を著しく制限する結果となつているといえる。

決議の第3項において勸告されたガス含有量を考慮したキャピティション數を基礎としての試験結果の置點についてはまだ考慮されるにいたつていない。これに必要な資料が附録に掲載されており、今後これを實行する

豫定となつている。

第4項の水の適切な性質に関して、委員会は、上述の試験結果のばらつきを考慮して、まず亂れの程度の測定に関心をもつよう勧告する。

第5項によつて要求されるような、表面仕上を含む模型推進器についての測定の詳細は附録6において述べられている。推進器の製作および測定に十分な注意が拂われ、非常に高い標準が得られていると認められる。これ以上に精度を高くすることによつてどれだけの利益が得られるか明かでなく、従つてこのような研究を行うのはよいが、委員会はこの項目に對し高い優先権を認めることはしない。

残りの第6項はガス含有量の測定に関するものである。採擇されたように、比較試験がWinkler法について續けられた。附録8に示す van Slyke 法の詳細によると、これはガス含有量の測定方法として確實なものであることがわかる。いくつかの空洞水槽は兩方法の比較研究をしているが、一般的に現在ではまだ Winkler 法が共同試験に對し適當らしい。

6. 委員会は共同研究に参加している各空洞水槽の責任者が提供した便宜に對しここに感謝の意を再び表明したい。委員会はこの研究が關係空洞水槽の所員および施設に對し強い荷重をかけたことをよく承知している。

### 附 録 の 目 次

番 號	表 題	著 者
1	第1系推進器の空洞水槽試験	Dr. W. P. A. van Lammeren
2	第2系推進器の空洞水槽試験	Dr. H. W. Lerbs
3	第3系推進器の空洞水槽試験	Mr. L. Pehrsson
4	種々の空洞水槽における第1系推進器の直径12吋模型の試験	Mr. L. Pehrsson
5	模型推進器の單獨試験	Dr. R. W. L. Gawn
6	模型推進器の容差および表面仕上	Mr. K. G. Evans (A. E. W. Haslar) (前幹事)
7	試験結果の表現法	Prof. L. C. Burrell
8	水の空氣含有量の測定	Mr. W. D. Wallace (A. E. W. Haslar) (幹事)

### 附 録 第 1 號

#### 第1系推進器の空洞水槽試験

Prof. Dr. Ir. W. P. A. van Lammeren

空洞委員会によつて勧告された試験計畫を Table I に示す。

Table I. 第1系 母型模型 AEW/C2

模型の直径 吋	水 速 呎/秒	キャピテーション數 $\sigma$	空氣含有量 $a/\sigma_s$
9-12-15-18	13.5	0.45	0.12
9-12-15-18	18	0.45 0.75-1.00	0.12
9-12-15-18	24	0.450.-75-1.00	0.12

この空洞研究に参加することを同意した空洞水槽はつぎの通りである。

Carderock (T.M.B.)  
Haslar (A.E.W.)  
Kristinehamn (K.M.W.)  
Massachusetts (M.I.T.)  
Newcastle  
Paris  
Teddington (N.P.L.)  
Wageningen (N.S.M.B.)

つぎの試験結果がこの報告書作成の時期までに利用することができた。

Haslar (A.E.W.)	9吋および12吋模型についての試験結果
Kristinehamn (K.M.W.)	9吋および12吋模型についての試験結果
Wageningen (N.S.M.B.)	9吋, 12吋, 15吋および18吋模型についての試験結果
Carderock (T.M.B.)	12吋模型についての試験結果
Teddington (N.P.L.)	9吋模型についての試験結果
Newcastle	12吋, 15吋および18吋模型についての試験結果

Table II ~ VIII において  $\lambda=1.05$  におけるこれらの測定結果が互いに比較されている。

これらの表から、測定結果に起つている不一致においてなにか特別の傾向を見出すことが困難である。この差に對する説明を求めするには、つぎの4問題が重要である。

1. 寸法影響が模型螺旋についての試験においてどの

程度まで起つているか。(直径は9吋, 12吋, 15吋  
および18吋, また流速は18呎/秒および24呎/秒)

2. 壁影響が空洞水槽における模型螺旋についての試験においてどの程度起つているか。
3. 空洞水槽における流速の決定が正確であるか。
4. 空洞水槽における測定装置の差がどの程度まで試験結果に影響をおよぼしているか。

第2および3點に對する解答を得るために N. S. M. B. は解析研究を行つた。この目的のために、1組の螺旋が、空洞水槽において對應模型螺旋が試験されると同様の状態で、船型水槽において試験された。この試験において螺旋は、空洞水槽の截面と幾何學的に相似の截面をもつ筒で包まれた。

この研究結果は Wageningen の Netherlands Ship Model Basin の報告書第116號に掲載されている (“Tests in Cavitation Tunnels and their Comparison with Open Water Tests,” by Dr. J. D. van Manen). 得られた主要な結論はつぎの通りである。

1. 壁影響の増加、すなわち(推進器圓の面積)/(作動截面の面積)の値の増加に伴つて、回轉力率常數  $K_Q$  および推力常數  $K_T$  とともに激しく減少する。しかし回轉力率常數  $K_Q$  は推力常數  $K_T$  より著しく減少する。
2. この面積比、すなわち(推進器圓の面積)/(作動截面の面積)が増加するのに比例して、模型螺旋の擾亂影響は大きくなるらしく、また同時にこの擾亂影響は螺互比にも關係するらしい。高螺互比では擾亂影響が正(増加速度)であり、また低螺互比ではこの擾亂が、負の影響(減少速度)が起る程度にまで減少する。

收縮部における壓力低下による速度決定方法は、高螺互比の模型螺旋の場合には、低すぎる流速を與える。従つて螺旋は高すぎる荷重で試験されることになる。低螺

互比の場合にはこれと反對である。

$K_T$  の一致法による速度決定は、模型螺旋に起る空洞現象の研究に對し恐く信頼するに足る結果を與えるであろうという假定に基いている。しかし現在までこの方法は小型模型螺旋だけに使用されるにとどまつている。

上記の結論から Table II ~ VII についてつぎのようなことがいえる。

a. Wageningen (N.S.M.B.) の試験はつぎのような傾向を示している。直径が増加すると、まず推力常數  $K_T$  および回轉力率常數  $K_Q$  が増加するが(寸法影響)、螺旋直径がさらに増加すると、 $K_T$  および  $K_Q$  が減少する(壁影響)。最大直径の螺旋における  $K_T$  および  $K_Q$  のこの減少は Newcastle の大型空洞水槽では起らない。

b. 流速24呎/秒における  $K_T$  および  $K_Q$  の値は流速18呎/秒におけるものより一般に高い(寸法影響)。

c. 種々の空洞水槽における試験結果を比較してみると、一般に(推進器圓の面積)/(作動截面の面積)の比の値が増加すると、 $K_T$  および  $K_Q$  の値が増加するらしい。この現象は、(推進器圓の面積)/(作動截面の面積)の比が増加するのに比例して、空洞水槽の流速が低すぎる割合も増加することを示している。 $K_T$  および  $K_Q$  の値におよぼすこの低すぎる流速の影響が壁影響より大きいことが観取される。この現象は  $v=18$  呎/秒において直

$\sigma$	TMB	AEW	KMW	NSP	Newcastle
0.75	1.402	1.398	1.373	1.365	1.364
1.00	1.395	1.398	1.384	1.350	1.388

測定結果における不一致がどの程度測定装置の差に基いているかを確かめることは困難である。

Table II. A.E.W. 推進器 第1系  $\lambda=1.05$   $a/a_s \leq 0.12$

D	$\sigma$	v=18呎/秒における $K_T$					v=24呎/秒における $K_T$				
		TMB	AEW	KMW	NSMB	Newcastle	AEW	KMW	NSMB	TMB	Newcastle
9"	0.75	—	0.1800	0.1535	0.1494	—	—	—	0.1673	—	—
12"		0.185	0.1810	0.1535	0.1760	0.166	—	—	0.176	0.179	—
15"		—	—	—	0.1569	0.1675	—	—	0.1730	—	—
18"		—	—	—	0.1451	0.170	—	—	0.1660	—	—
9"	1.00	—	0.1820	0.160	0.1449	—	—	—	0.1651	—	—
12"		0.1840	0.1820	0.161	0.1670	0.179	—	—	0.180	0.185	—
15"		—	—	—	0.1675	0.1865	—	—	0.1820	—	—
18"		—	—	—	0.1594	0.1895	—	—	0.1810	—	—

Newcastle の試験結果に對する  $a/a_s$  の値は 0.28~0.30 である。



Table III. 18呎/秒と24呎/秒とにおける  $K_T$  の差

$$\left( \frac{24 \text{ 呎における } K_T - 18 \text{ 呎における } K_T}{18 \text{ 呎における } K_T} \right) \times 100\%$$

D	$\sigma$	TMB	AEW	KMW	NSMB	Newcastle
9"	0.75	—	—	—	12.0	—
12"	—	3.24	—	—	0	—
15"	—	—	—	—	10.2	—
18"	—	—	—	—	14.3	—
9"	1.00	—	—	—	13.9	—
12"	—	-0.54	—	—	7.8	—
15"	—	—	—	—	8.6	—
18"	—	—	—	—	13.5	—

徑12吋に對し推力が發生しない状態における  $\lambda$  値からも認められる。すなわち

結論 種々の空洞水槽における測定結果の一致は満足すべきものでない。各船型試験水槽は、單獨試験と空洞試験との間に不一致がなくなるように、まず空洞水槽を検定する必要がある。

従つて、1箇の模型がすべての船型水槽において單獨状態で、また空洞水槽において  $\sigma$ ,  $a/a_s$  および  $v$  のいくつかの値で試験されなければならない。この完全な一致が得られた後（装置の差が消去された後）、D,  $v$ ,  $\sigma$  および  $a/a_s$  の他の値で試験の實施を進めることができるであらう。

Table IV. A.E.W. 推進器 第1系  $\lambda=1.05$   $a/a_s \leq 0.12$

D	$\sigma$	$v=18$ 呎/秒 における $10K_Q$					$v=24$ 呎/秒 における $10K_Q$				
		TMB	AEW	KMW	NSMB	Newcastle	TMB	AEW	KMW	NSMB	Newcastle
9"	0.75	—	0.492	0.3835	0.4145	—	—	—	—	0.4245	—
12"	—	0.444	0.453	0.388	0.430	0.4135	0.439	—	—	0.433	—
15"	—	—	—	—	0.4320	0.405	—	—	—	0.4420	—
18"	—	—	—	—	0.4000	0.4025	—	—	—	0.4347	—
9"	1.00	—	0.495	0.3895	0.4230	—	—	—	—	0.4230	—
12"	—	0.452	0.453	0.393	0.426	0.422	0.442	—	—	0.423	—
15"	—	—	—	—	0.4410	0.428	—	—	—	0.4410	—
18"	—	—	—	—	0.4189	0.434	—	—	—	0.4503	—

Table V. 18呎/秒と24呎/秒とにおける  $K_Q$  の差

$$\left( \frac{24 \text{ 呎における } K_Q - 18 \text{ 呎における } K_Q}{18 \text{ 呎における } K_Q} \right) \times 100\%$$

D	$\sigma$	TMB	AEW	KMW	NSMB	Newcastle
9"	0.75	—	—	—	2.3	—
12"	—	1.13	—	—	0.7	—
15"	—	—	—	—	2.2	—
18"	—	—	—	—	8.7	—
9"	1.00	—	—	—	0	—
12"	—	-2.21	—	—	-0.7	—
15"	—	—	—	—	0	—
18"	—	—	—	—	7.3	—

Table VII. 種々の空洞水槽における  $K_T$  および  $K_Q$  の値の比較

D	AEW 單獨試験	$K_T$ の値 (%), $\sigma=0.75$				
		TMB	AEW	KMW	NSMB	Newcastle
9"	$K_T=0.1700$ =100%	—	105.88	90.29	87.88	—
12"	0.1705	108.50	106.16	90.03	103.23	97.36
15"	0.1725	—	—	—	90.96	97.10
18"	0.1775	—	—	—	81.75	95.77
		$K_T$ の値 (%), $\sigma=1.0$				
9"	0.1700	—	107.06	94.12	85.24	—
12"	0.1705	107.92	108.50	94.43	97.95	104.99
15"	0.1725	—	—	—	87.10	108.12
18"	0.1775	—	—	—	89.80	106.76

Table VI. 推進器圓の面積  
作動截面の面積

D	TMB	AEW	KMW	NSMB	Newcastle
9"	—	0.1163	0.0739	0.0550	—
12"	0.2501	0.2067	0.1313	0.0978	0.0903
15"	—	—	—	0.1528	0.1410
18"	—	—	—	0.2201	0.2031

		K <sub>Q</sub> の値 (%), $\sigma=0.75$				
9"	10K <sub>Q</sub> =0.403 =100%	—	122.08	96.65	102.85	—
12"	0.397	111.84	114.11	97.73	108.31	104.16
15"	0.4115	—	—	—	104.98	98.66
18"	0.415	—	—	—	96.39	96.99
		K <sub>Q</sub> の値 (%), $\sigma=1.0$				
9"	0.403	—	122.83	96.65	104.96	—
12"	0.397	113.85	114.11	98.99	107.30	106.30
15"	0.4115	—	—	—	107.17	104.01
18"	0.415	—	—	—	100.94	104.58

ている。

これらの試験は極めて多数の獨立變數を含んでいるので、その解析が困難である。この解析にあたり平均曲線を使用する方法と箇々の測定點を使用する方法との2方法が試みられた。第1の方法では一般に變數が分離されないで、その結論に問題が起りやすい。第2の方法は箇々の變數が推進器の性能におよぼす影響を求めるのがその狙いである。

#### 平均曲線に基づく解析

試験結果を解析する第1の試みとして、空氣含有量についての K<sub>T</sub>, K<sub>Q</sub> および  $\eta$  の平均値を前進係數の基線

Table VIII. A.E.W. 推進器 第1系  $\lambda=1.05$   $a/a_s \leq 0.12$

		v=18呎/秒における K <sub>T</sub>					v=24呎/秒における K <sub>T</sub>				
D	$\sigma$	TMB	AEW	KMW	NSMB	Newcastle	TMB	AEW	KMW	NSMB	Newcastle
9"	大 氣 壓	—	0.183	0.165	—	—	—	0.180	0.165	—	—
12"		—	0.182	0.161	—	0.180	—	0.182	0.163	—	—
15"		—	—	—	—	0.1865	—	—	—	—	—
18"		—	—	—	—	0.190	—	—	—	—	—
		v=18呎/秒における 10K <sub>Q</sub>					v=24呎/秒における 10K <sub>Q</sub>				
D	$\sigma$	TMB	AEW	KMW	NSMB	Newcastle	TMB	AEW	KMW	NSMB	Newcastle
9"	大 氣 壓	—	0.495	0.396	—	—	—	0.478	0.393	—	—
12"		—	0.453	0.393	—	0.423	—	0.453	0.403	—	—
15"		—	—	—	—	0.428	—	—	—	—	—
18"		—	—	—	—	0.429	—	—	—	—	—

#### 附録第2號

#### 第2系推進器の空洞水槽試験

Dr. H. E. Lerbs

#### 緒 言

第2系推進器模型の母型は展開翼面積比が0.655の3翼推進器である。螺距直径比は一定で、1.333である。翼截面はすべて鋭い前縁をもつ弓型のものである。設計前進係數は  $J=0.925$  となつている。

この母型について、直径が8吋、12吋、16吋および18吋の模型が種々の水速、キャピテーション數および空氣含有量で試験された。Table Iは現在利用することのできるすべての試験とこれが行われた空洞水槽との概要を示すものである。各試験において、速度、キャピテーション數および空氣含有量ごとに前進係數を廣く採つた。溫度を系統的に變化させることなく、勝手な溫度で試験が行われ、この溫度は Table I の最終行に示され

上に置點した。これらの曲線を Fig. 1~3 および 5~17 (いずれも省略) に示してある。空氣含有量によつて結果がどう變るかを知るために、 $\sigma=0.75$  に對する試験結果を空氣含有量比の基線上に置點した。これらの曲線は8吋模型に對しては Fig. 4 (省略) に、また18吋模型に對しては Fig. 18 (省略) に示してある。これらの曲線によると、空氣含有量の變化によつて第2系推進器模型の試験結果はほとんど影響を受けないことがわかる。このことは、この系のものが主として層狀空洞現象を起すことから、豫期することができる。

各空洞水槽で得られた平均曲線を比べてみると、各水槽間の系統的相異が明かとなる。8吋と12吋との模型についての試験では、設計前進係數附近における回轉力率係數の最大値は AEW 試験におけるものである。K<sub>Q</sub> の最小値は、8吋模型では KMW 試験におけるもの、また12吋模型 (これは KMW 空洞水槽では試験されな

かつた)では MIT もしくは NSP 試験におけるものである。推力係数については、この係数の最大値がいつもある特定の空洞水槽において得られているようなことは認められない。しかしその最小値は、8吋模型では KMW 空洞水槽で、また 12吋模型では MIT 空洞水槽で得られている。

16吋および 18吋模型に對しては、NSP および TMB からの試験結果だけしかない。これらの平均曲線の置點からは、兩空洞水槽間の系統的相異について結論を求めることが困難である。NSP 空洞水槽では、TMB 空洞水槽よりも大きな値の推力および回轉力率を測定している傾向が認められるが、その相異がいつもこの方向にあるとは必ずしもいえない。

平均値を「推進器圓の面積」と「作動截面の面積」との比の基線上に置點し、壁影響がこの面積比の變化に伴つて變化する他の變數の影響に比べて顯著であると假定すれば、壁影響の大きさについて知ることができよう。相異なる 3 種の前進係數、すなわち  $J=0.8$  (Fig. 19 および 20, 省略),  $J=1.05$  (Fig. 21 および 22, 省略) および推力が發生しない前進係數 (Fig. 23 および 24, 省略) に對してこの置點が行われた。まず水速 18 呎/秒で行われた試験をとりあげ、各空洞水槽の試験結果の系統的相異を考慮すれば、推力および回轉力率曲線も、推力が發生しない  $J$  曲線も、面積比を最大値 0.565 まで増加させても、なんら系統的變化を表わしていない。この値は TMB 空洞水槽における 18吋模型に相當する。なおこの置點は、開放噴射型 (MIT, TMB) と閉鎖型 (KMW, AEW, NSP, NPL) との空洞水槽間においてなんら系統的變化を示していない。しかし面積比の値が 0.22 より大きい場合に對する閉鎖型空洞水槽における測定資料がない。この 2 種の型式の空洞水槽間の系統的相異はこの面積比以下では明かでない。これより大きい値の面積比に對しなんら結論を導き出すことができず、また壁影響が、理論的に豫期されるように、閉鎖型空洞水槽より開放噴射型空洞水槽の方が小さいかどうか決めることもできない。水速 36 呎/秒に對する試験は NSP および TMB 空洞水槽だけにおいて行うことができた。一定の  $\alpha$  に對する  $K_r$  および  $K_q$  の變化は、1 箇の除外例はあるが、18 呎/秒の場合に對して得られたものとはほぼ同じ程度で、面積比の變化によつて一定の傾向を示していない。

#### 箇々の變數に基く解析

合理的な基礎によつて試験結果を解析するには、推進器の空洞現象の相似性を支配する變數を知らなければな

らない。現在の智識によればこの變數はつぎのようなものである。

- 1) 前進係數,  $J$ .
- 2) キャピテーション數,  $\alpha$ .
- 3) レイノルズ數,  $R$ .
- 4) フルード數,  $F$ .
- 5) ウェーバー數,  $W$ .
- 6) 空氣含有量比,  $a/a_s$ .

7) 泡が幾何學的に相似の距離だけ移動するのに必要な時間に関する數 California Institute of Technology において行われた最近の試験によると、この數、もしくはその成分、すなわち速度および寸法が空洞現象の發生を決めるらしい。

8) 空洞水槽の壁影響を決める數。この數は「推進器圓の面積」と「作動截面の面積」との比で表わしている。

空氣含有量比およびキャピテーション數について簡単な考察を加えてみよう。

これらの試験において空氣含有量は、容積測定法による 1 例を除いて、Winkler 法によつて測定され、兩方法とも水の全空氣含有量を與えるものである。この全空氣含有量が空洞現象の相似性に對して重要な變數であるかどうか疑わしい。空洞現象の發生に對し、全空氣含有量でなく、核含有量が重要な數であるらしい。しかし核含有量の測定方法は現在考究中の段階にある。

キャピテーション數は水の蒸氣壓に基いている。空洞現象が發達すると、蒸氣壓がキャピテーション數中の適當な物理的の量であるかどうか疑わしい。蒸氣壓の代りに定常状態の空洞に對し蒸氣壓より大きい空洞中の壓力を採用すべきであるとのいくつかの理由がある。

一般に獨立變數が澤山あるので、嚴密な相似状態において推進器の空洞試験を行うことはできない。従つて一般にはある 1 箇の變數だけが推進器の性能におよぼす影響を求めることは不可能である。比較空洞試験の目的は、空洞水槽壁干渉、レイノルズ數および空氣含有量が推進器模型の性能におよぼす影響についての資料を得るにある。これらの變數の 1 箇に對して試験結果を解析しようとする場合に、これを他の變數から明確に分離することは前記の理由によつて一般にできない。このような制約にもかかわらずいくつかの結論が求められる。

前述のように、空洞水槽壁影響は他の變數の影響と混つているので、この單獨の影響は明かでない。しかし箇々の測定點を選び、つぎのようにして空洞水槽壁干渉を他のすべての變數から分離することができる。例えば



D = 12吋										
TMB	18.0	1.50	0.50	0.40	0.30	0.16	30	30	30	24
	"	1.00	0.50	0.40	0.20		30	30	26	
	"	0.75	0.30	0.16			22	27		
MIT	18.0	1.50	0.44	0.21			25	25		
	"	1.00	0.44	0.21			25	25		
	"	0.75	0.29	0.21			25	25		
	30.0	1.50	0.35	0.21			25	25		
	"	1.00	0.35	0.21			25	25		
	"	0.75	0.35	0.21			25	25		
AEW	18.0	1.50	0.55	0.42	0.11		25	24	23	
	"	1.00	0.45	0.27	0.19		23	22	23	
	"	0.75	0.45	0.26	0.16		23	23	22	
D = 8吋										
TMB	18.0	1.50	0.50	0.40	0.30		28	26	29	
	"	1.00	0.50	0.40	0.30		30	26	28	
	"	0.75	0.40	0.30	0.24		30	30	29	
MIT	18.0	1.50	0.49	0.20			25	25		
	"	1.00	0.31	0.20			25	25		
	"	0.75	0.37	0.20			25	25		
AEW	18.0	1.50	0.54	0.37	0.12		18	20	19	
	"	1.00	0.50	0.40	0.14		18	19	19	
	"	0.75	0.36				18			
NPL	18.0	1.00	0.14				14			
	"	0.75	0.14				15			
KMW	18.0	1.50	0.64	0.45	0.25	0.09	11	18	22	25
	"	1.00	0.59	0.45	0.24	0.10	12	19	23	26
	"	0.75	0.51	0.40	0.25	0.09	16	20	25	26

### 附録第3および4號

#### 第1系12吋推進器および第3系

#### 12吋推進器の空洞水槽試験

Mr. L. Pehrsson

#### 第1系12吋推進器

1951年のWashingtonにおける空洞委員会の會合において、比較空洞試験に参加するすべての空洞水槽が特定の1箇の推進器について試験を行うことに決定した。

第1系12吋推進器について KCD, NSP, KMW, AEW, TMB, MIT および NPL において試験が行われ、これが完成した。

この試験は、この型の推進器に対し空気の影響を無視することができるような十分低い空気含有量比で行われた。これは試験されたキャピテーション数の範囲に対し、 $a/a_s$  が0.40~0.50より小さくなければならないことを意味している。試験は一般に毎秒13.5呎、18.0呎、および24.0呎の3種の水速で行われた。

このほか、大氣壓ならびにキャピテーション数1.00.75および0.45における試験が一般に行われた。空洞水槽のうちには實際上の理由からこれらといくらか違う速度もしくはキャピテーション数を選んだものもある。

紙数の制限によつて、各空洞水槽で得た完全な曲線を示すことができず、 $J=0.8$  および1.05におけるクロス曲線を掲げることとした。

Diagram 8 ( $J=0.8$ ) (省略) は  $\sigma=1.0$  および0.75に對し  $K_T$ ,  $K_Q$  および  $\eta$  が空洞水槽の作動断面の減少に伴つて増加することを示している。もし同一速度およびキャピテーション数に對する測定点を結ぶ破線の代わりに平均線として直線を引くと、 $K_Q$  はこの線から約±4%、 $K_T$  は±3%、また  $\eta$  は±3% はずれている。

大氣壓および  $J=0.45$  における試験は、明かな一定傾向を知るのに十分な数の空洞水槽によつて行われなかつた。

Diagram 9 ( $J=1.05$ ) (省略) は  $K_T$  および  $K_Q$  を除いて  $\eta$  についての同様の圖である。

しかし面積が最小の空洞水槽、すなわち MIT のものを幾分あげれば、圖は全く同一となる。

推力が発生しない  $J$  および  $K_Q$  を示す Diagram 10 (省略) は  $J$  において約±2%の差(平均線から測つて)を表わしている。この  $J$  の値は面積の減少に伴つていくらか増加している。

作動断面の面積に關連する空洞水槽壁影響は、推進器が重く荷重されている  $J=0.8$  では明かに観測されたが、推進器がずつと軽く荷重されている  $J=1.05$ (最大効率の附近)では、豫期の通り、壁影響はそれほど明瞭でない。

しかし面積が最小の空洞水槽、すなわち TMB および MIT のものは開放噴射型であることに注意しなければならない。  $J=1.1$  までしか試験することができなかった NPL の試験を  $J=1.05$  に挿外すると、 $K_T$  および  $K_Q$  は、作動断面の面積が同一である MIT のものより著しく大きくなるであらう。

#### 第3系12吋推進器

これらの試験は KCD, NSP, KMW および AEW で行われた。この推進器は、水の種々の空気含有量についての試験において泡状空洞現象を起す推進器の資料を求めるために、試験されたのである。試験は毎秒18呎および24呎、また大氣壓、 $\sigma=3, 2$  および1で行われた。

Diagram 18 (省略) において多くの空洞水槽に對する典型的的の曲線が示されている。

Diagram 19 (省略) は  $a/a_s=0.3$  および  $J=0.6$  について空洞水槽の面積を基にして各空洞水槽間の比較を(731頁へつづく)

# 水槽試験資料 43 (M. S. 72 × M. P. 62, M. S. 73 × M. P. 63)

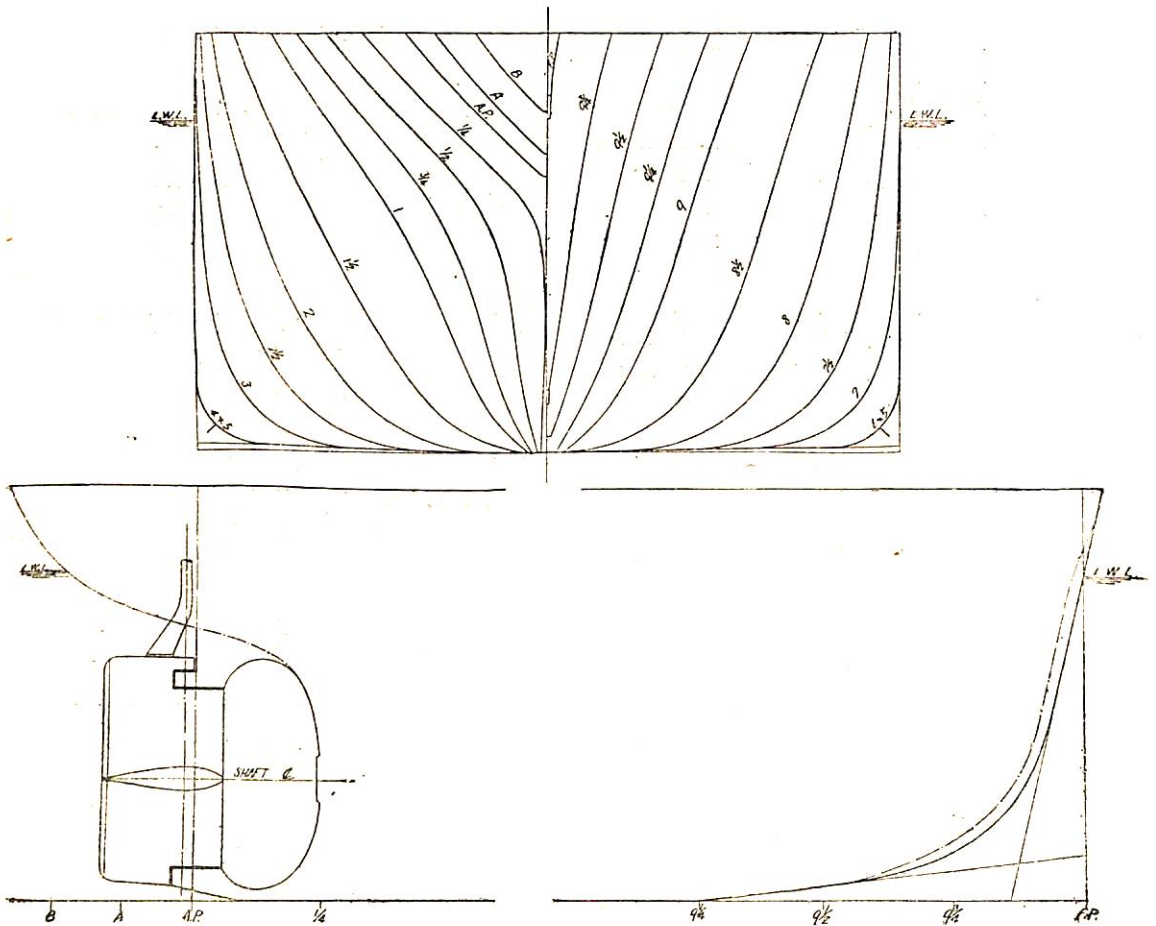
## — 中型貨物船の模型試験 —

船舶編集室

長さ 100 ないし 110 米程度の中型貨物船で方形肥瘠係数の比較的小さいものの例として M. S. 72 および 73 の試験成績を示す。M. S. 72 は無線間長さ 109.73 米の、M. S. 73 は 104.0 米の實船に對應する 6 米および 5.5 米模型船で、兩船の主要目ならびに試験に使用した模型推進器の要目を實船の場合に換算して第 1 表に、正面線圖

および船首尾形状を第 1 圖および第 2 圖に示す。これらに見る如くいずれも流線形舵裝備の單螺旋船で、一は浮力中心位置が比較的后方であり、他は比較的前方にある。

試験は兩船とも満載および  $\frac{1}{2}$  載貨の 2 状態で行われた。その結果は第 3 圖および第 4 圖に示す。



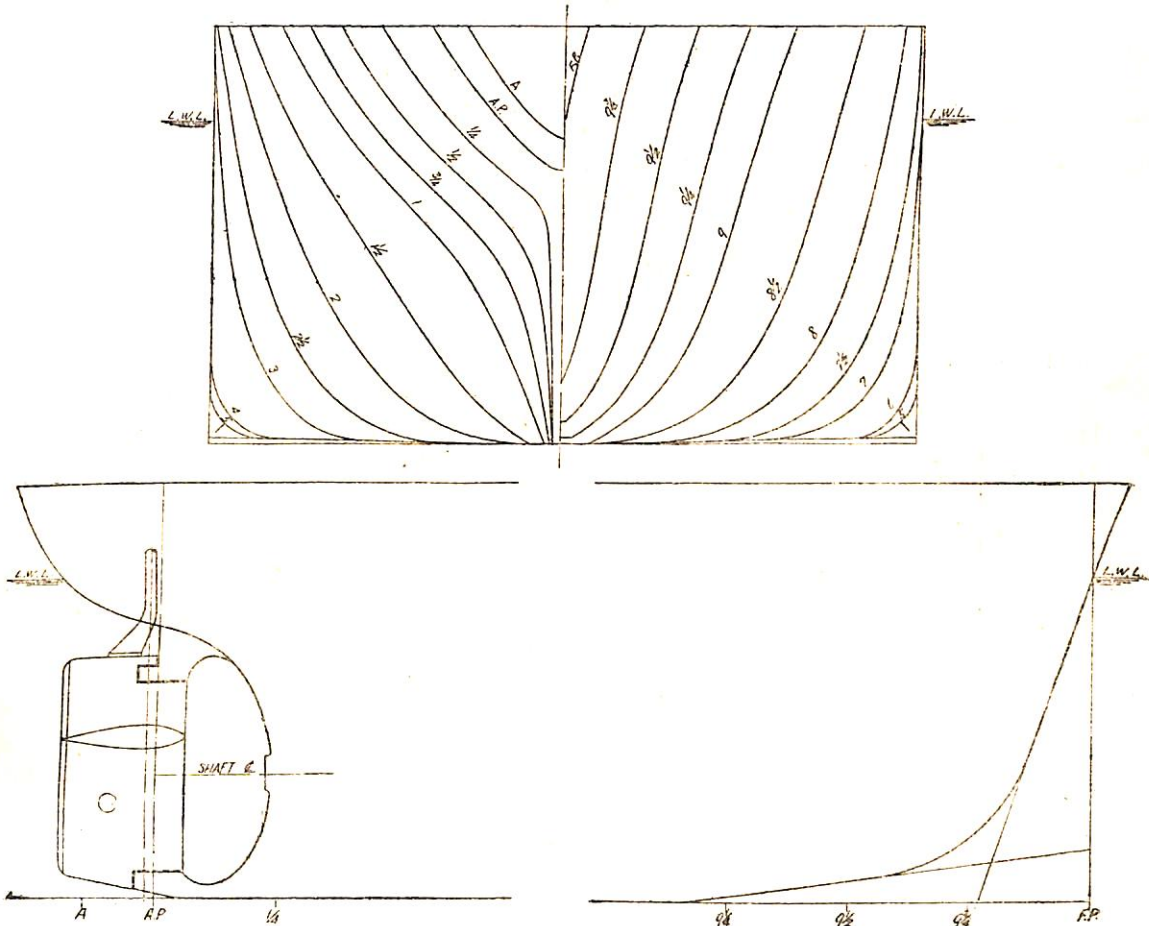
第 1 圖 M. S. 72 正面線圖および船首尾形状圖

第 1 表

M.S. NO.	72	73
長さ (LBP)	109.73 米	104.00 米
幅 (B) (外板を含む)	15.29 米	15.241 米
吃水 (d)	7.238 米	7.006 米
吃水線の長さ (L.W.L)	112.51 米	106.16 米
排水量 (Δ)	8,620 噸	7,926 噸
Cb	.693	.696
Cp	.703	.707
C <sub>中</sub>	.986	.935
Icb(LBPの%にて印より)	+0.040	-1.12
平均外板の厚	24 糎	19 糎
$\lambda_s^*$	.14178	.14201
$\lambda_s^*$	.146)	.1472

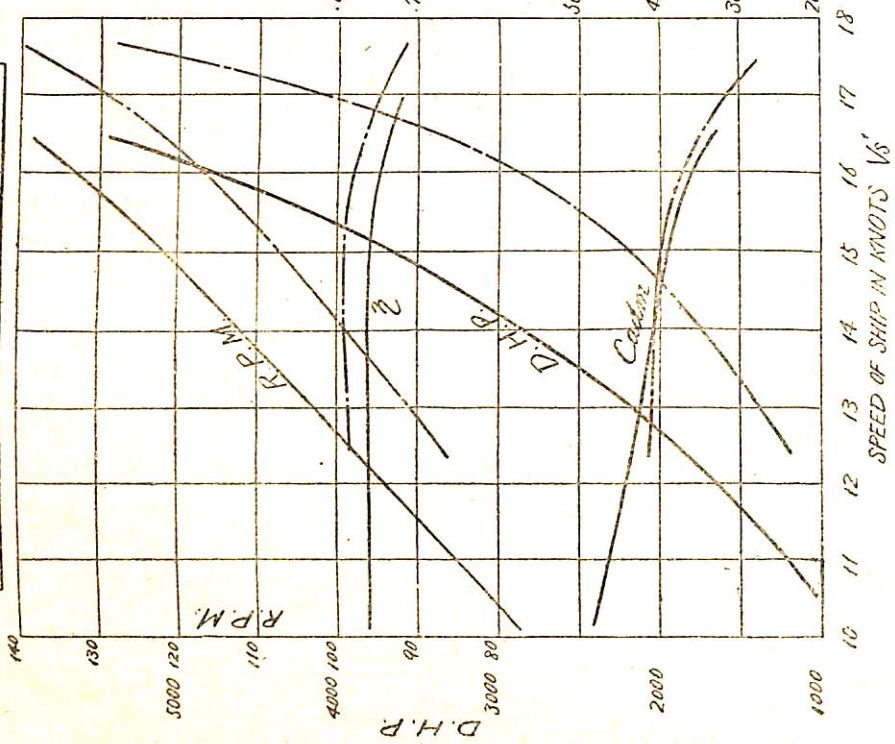
M.P. NO.	62	63
直径	4.490 米	4.400 米
ボス比	.244	.224
ピッチ	4.042 米 週増)	3.500 米 週増)
ピッチ比	.900 (〃)	.795 (〃)
展開面積比	.367	.395
翼厚比	.048	.046
傾斜角	9°~59'	10°~3'
翼數	4	4
回轉方向	右廻	右廻
翼断面形状	エーロフォイル	エーロフォイル

\* 印 L.W.L に基く



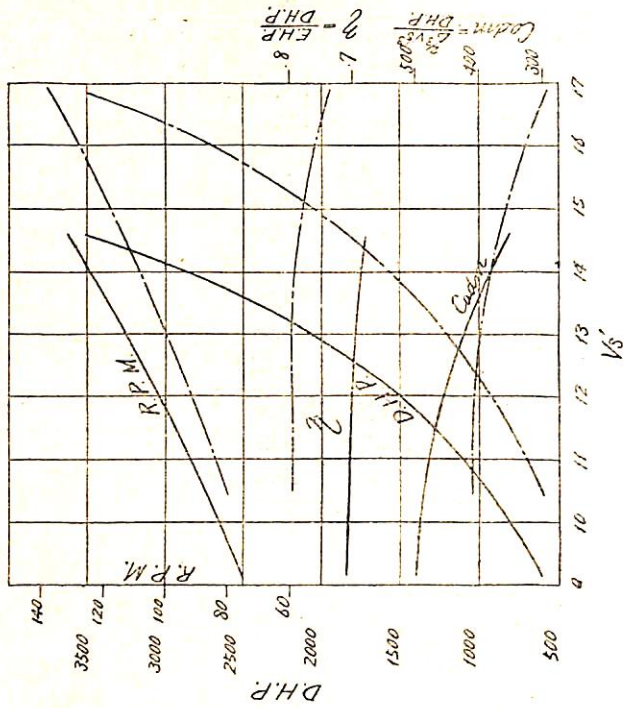
第2圖 M.S. 73 正面線圖および船首尾形状圖

CONDITION	DRAUGHT			TRIM	DISPLT.	MARK
	A.P.	M.S.	F.P.			
FULL LOAD	7.209	—	—	0	8,410 <sup>M<sup>3</sup></sup>	—
1/2 LOAD	4.888	3.789	2.992	2.194	4,025 <sup>M<sup>3</sup></sup>	—



第3圖 M.S. 72×M.P. 62 D.H.P. 等曲線圖

CONDITION	DRAUGHT			TRIM	DISPLT.	MARK
	A.P.	M.S.	F.P.			
FULL LOAD	7.001	—	—	0	7,932 <sup>M<sup>3</sup></sup>	—
1/2 LOAD	2.778	3.218	4.258	2.080	3,122 <sup>M<sup>3</sup></sup>	—



第4圖 M.S. 73×M.P. 63 D.H.P. 等曲線圖



# 鋼船建造狀況月報(6月)

運輸省船舶局造船課

(イ) 造船所別工事中船舶

(29年6月末現在)

造船所	貨物船	油槽船	鐵, 連	客船	漁船	曳船	雜船	輸出船	合計
東造船							1	56	7
安藤鐵工							3	165	3
甘粕・大阪	1	290							1
淺野造鐵	1	900							1
第一造鐵			1						1
藤永田			1				1	130	2
播磨・相生			3					3	6
播磨・吳			1		180		2	700	3
林 兼					1	600			1
日立・櫻島	1	7,750						1	2
〃・向島			1		2	1,400			3
〃・因島			1					1	2
石川島							52	12,000	52
飯野舞鶴	2	8,620							2
糸崎造鐵							3	324	3
川崎重工	1	1,470					1	24,200	2
金指造船					5	1,640			5
金川造船	1	350							1
久保田建機							1	250	1
三菱日本(橫)		1	12,300		1	490			2
三井・玉野	2	14,450	1	230	1	990			4
三菱・長崎		1	13,600					2	3
〃・廣島	1	9,000	1						2
〃・下關			2		6	2,110			2
三保造船									6
松浦造船				1	70				1
銅管・鶴見								1	1
〃・清水	1	9,900						12,700	1
名古屋屋		1	690						1
N.B.C. 吳								2	2
新三菱・神戸		2	2,300	1	10,100				3
佐世保船舶				1	126				1
佐野安	3	660							3
鹽山船渠		1	600						1
鶴見船渠	1	200	1						2
大平工業	1	160							1
浦賀(機)							1	150	1
(浦)	1	380							1
油谷重工							▲1	▲500	1
内田造船		1	130						1
渡邊製鋼							2	40	2
橫濱造船車輛									40
合計	17	54,130	19	68,990	1	230	3	10,296	16
工事中中止中▲								12	1,940
								72	149,824
								140	292,640
							1	500	1

(口) 起 工 船

(29年6月中に報告のあつたもの)

造船所	船番	船名	主	主	機	馬	力	用	途	起工年月日
飯野・舞鶴	11	廣南汽船	船	620	D	600	貨	29. 6. 3		
浦賀・浦賀	668	東海運	船	380	〃	375	〃	29. 6. 7		
川崎重工	936	神港商船	船	1,470	〃	1,100	〃	29. 6. 15		
金指造船	176	川口文平	船	450	〃	850	漁 ( 鮪 )	29. 6. 7		
〃	187	山本正平	船	320	〃	650	〃 ( 〃 )	29. 6. 10		
〃	190	四入市夫	船	230	〃	500	〃 ( 〃 )	29. 6. 25		
三井・玉野	596	日本水産	船	990	〃	1,200	〃 ( トロール )	29. 6. 1		
川崎重工	928	パナマ	船	24,200	T	19,250	輸 ( 油 )	〃		
大平工業	1	辰巳商會	船	160	H	200	貨	29. 5. 20		
三保造船	不明	伊藤由五郎	船	480	D	850	漁 ( 鮪 )	29. 5. 25		
糸崎造船	306	E. P. S (印度向)	船	108	〃	300	輸 ( 漁 )	29. 5. 10		
〃	307	〃 ( 〃 )	船	〃	〃	〃	〃 ( 〃 )	〃		
〃	308	〃 ( 〃 )	船	〃	〃	〃	〃 ( 〃 )	〃		
東造船	28036-1	タ イ 向	船	5	電着	75	〃 ( 監 視 )	29. 5. 23		
〃	〃 -2	〃	船	〃	〃	〃	〃 ( 〃 )	〃		
〃	〃 -3	〃	船	〃	〃	〃	〃 ( 〃 )	〃		
〃	〃 -4	〃	船	〃	〃	〃	〃 ( 〃 )	〃		
四國船渠	〃 381	高知縣	船	47	D	400	漁 ( 取 締 )	29. 3. 17		

合 計 18 隻 29,691 總噸

金指造船	183	兼代漁業	船	450	D	750	漁 ( 鮪 )	起工取消(5月)
------	-----	------	---	-----	---	-----	---------	----------

(ハ) 進 水 船

(29年6月中に報告のあつたもの)

造船所	船番	船名	主	主	機	馬	力	用	途	進水年月日
三井・玉野	583	明治海運	船	7,550	D	7,500	貨	29. 6. 19		
鋼管清水	110	日産汽船	船	9,900	〃	5,530	〃	29. 6. 14		
甘粕・大阪	4	甘粕産業汽船	船	290	H	380	〃	29. 6. 1		
三菱・廣島	116	日東商船	船	4,250	T	2,600	油	29. 6. 21		
新三菱・神戸	860	共正海運	船	700	D	830	〃	29. 6. 19		
函館船渠	215	利禮運輸	船	180	〃	400	客	29. 6. 5		
日立・向島	3,736	日本水産	船	700	〃	3,280	漁 ( 捕 鯨 )	29. 6. 19		
金指造船	182	竹村竹彌	船	320	〃	650	〃 ( 鮪 )	29. 6. 17		
〃	188	中村八十八	船	〃	〃	〃	〃 ( 〃 )	29. 6. 19		
三菱日本・横濱	797	北海道漁業公社	船	490	〃	850	〃 ( 冷 運 )	29. 6. 3		
三保造船	187	静岡県	船	470	〃	〃	〃 ( 練 習 )	29. 6. 10		
久保田建機	1	三重縣四日市港務局	船	35	—	—	雜 ( 土 運 )	29. 6. 19		
〃	2	〃	船	〃	—	—	〃 ( 〃 )	〃		
安藤鐵工	335	相模鐵道	船	55	—	—	〃 ( 砂 利 )	29. 6. 3		
昭和造船	144	共立商會	船	50	—	—	〃	29. 6. 15		
播磨相生	487	イ ラ ン 向	船	330	R	1,000	輸 ( 曳 )	29. 6. 3		
〃	488	〃	船	〃	〃	〃	〃 ( 〃 )	〃		
石川島	726	ブラジル海軍	船	4,200	T	2,100×2	〃 ( 貨 )	29. 6. 10		
芝浦造船	—	石井佐市	船	150	D	150	油	29. 5. 3		
四國船渠	381	高知縣	船	47	〃	400	漁 ( 取 締 )	29. 5. 4		
船矢造船	123	根室漁協組	船	80	〃	225	〃 ( 延 繩 )	29. 5. 1		

合 計 21 隻 30,482 總噸

## (二) 竣工船

(29年6月中に報告のあつたもの)

造船所	船番	船名	トン数	船主	主機, 馬力	用途	竣工年月日
藤永田造船	31	乾山丸	7,200	乾汽船	D 7,500	貨	29. 6. 5
函館船渠	204	晴海丸	8,200	日本海汽船	// 6,000	//	29. 6. 29
三菱長崎	1442	熱田丸	7,720	日本郵船	// 4,300×2	//	29. 6. 5
名古屋造船	107	日出丸	7,650	栃木汽船	// 5,000	//	29. 6. 10
名村造船	273	第11東西丸	6,900	東西汽船	// 5,250	//	29. 6. 15
浦賀・浦賀	655	多開丸	7,680	八馬汽船	// 7,300	//	29. 6. 30
川崎重工	924	秀邦丸	12,000	飯野海運	T 8,500	油	//
芝浦造船	—	美志摩丸	150	石井佐市	D 150	//	29. 6. 22
函館船渠	215	利尻丸	180	利禮運輸	// 400	客	29. 6. 18
三菱下關	492	第21黒潮丸	1,860	日魯漁業	// 2,100	漁(鯖)	29. 6. 19
鋼管清水	108	第88海形丸	400	大澤權右エ門	// 850	//(//)	29. 6. 26
金指造船	180	第10順光丸	450	水野平吉	// 750	//(//)	29. 6. 14
新潟鐵工	233	拓洋丸	160	北海道水産高校	// 320	//(練習)	29. 6. 10
久保田建機	1	酒3號	35	三重縣四日市港務局	—	雜(土運)	29. 6. 23
"	2	酒4號	//	//	—	//(//)	//
大阪造船	87	銀河	380	海上保安廳	D 210×2	//(設標)	29. 6. 30
石川島	733	増毛	100	北海道開發局	—	//(起重機)	29. 6. 18
昭和造船	144	第2共立丸	50	共立商會	D 80	//	29. 6. 17
N.B.C 吳	H-36	オア・チーフ號	21,800	リベリヤ向	T 6,500×2	輸(鑽石運搬)	29. 6. 19
尾道造船	30	那覇丸	980	琉球向	D 1,800	//(貨客)	29. 6. 30
信貴造船	1100	豪漁101號	95	E. P. S (臺灣向)	// 250	//(漁)	29. 6. 26
"	1101	// 102號	//	//(//)	//	//(//)	//
浦賀・浦賀	656-1		180	米國海軍	// 165×3	//(上陸用舟艇)	29. 6. 7
"	//-2		//	//	//	//(//)	29. 6. 9
"	//-3		//	//	//	//(//)	29. 6. 10
"	//-4		//	//	//	//(//)	29. 6. 11
"	//-5		//	//	//	//(//)	29. 6. 12
鋼管清水	106	第25寶幸丸	320	寶幸水産	// 650	漁(鯖)	29. 5. 31
林兼造船	836	第17東丸	470	大洋漁業	// 750	//(//)	29. 5. 15
四國船渠	381	くろしお	47	高知縣	// 400	//(取締)	29. 5. 31
船矢造船	123	第1れむろ丸	80	根室漁協組	// 225	//(延縄)	29. 5. 4
檜崎造船	199		80	室蘭開發建設部	—	雜(舢舨)	29. 5. 20
東造船	28031-1		60	タイ向	D 800×2	輸(監視)	29. 5. 22
"	//-2		//	//	//	//(//)	//
合計				34 隻	86,137 總噸		

# 特許解説 大谷幸太郎

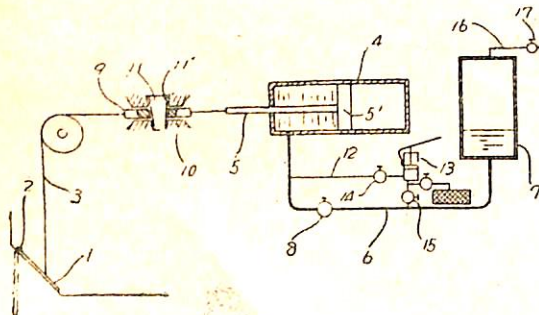
特許願

土運船泥棄扉 自動開閉装置 (昭和 29 年特許 出願公告第 2,570 号, 發明者・藏田雅彦 出願人・函館ドック株式会社)

本發明は土運船における排泥時のエネルギーを壓力槽内の空氣の壓力エネルギーとして蓄積し, これを泥棄扉の閉鎖に利用することによって特別の動力を要することなく自動的に扉を閉鎖することの出来る装置を得ようとするものである。

以下圖面について説明すると, 1 は軸 2 を中心にして開閉出来る泥棄扉で鎖またはロープ 3 を介して油壓シリンダ 4 のピストン杆 5 に連結されている。この油壓シリンダ 4 の油室は油壓管 6 を介して空氣壓力槽 7 に連結され, 泥棄扉 1 が泥の重量により開くに従つて油壓シリンダ内のピストン 5' が作動して, シリンダ内の油を壓力槽 7 内に壓入し, 壓力槽内の空氣を壓縮して泥棄時のエネルギーを壓力槽内に蓄積するようにする。そして油壓管 6 の中途にはねち開閉逆止弁 8 が, また鎖あるいはロープ 3 の中途にはコッター止め杆 9 がそれぞれ設けられている。このコッター止め杆 9 は杆支持部 10 に摺動自在に串装されており, 杆支持部 10 と杆 9 とを貫いてコッター 11 を打込むことが出来, これによつて鎖 3 を鎖錠出来るように形成されている。なお 13 は手動油ポンプで, 永年の使用によつて油が漏洩し壓力槽 7 内に蓄積された空氣壓が不足した場合に油を補給するためのものである。

扉 1 を閉ぢている時は泥の重量は扉を開けようとする方向に掛つているが, 鎖 3 はコッターピン 11 によつて固定され, またねち開閉逆止弁 8 は閉ぢられているので油壓シリンダ 4 内の油は他に移動することが出来ず, 従つて扉は閉鎖されている。いま扉を開こうとする時はコッターピン 11 を抜去り, ねち開閉逆止弁 8 を開けば油壓



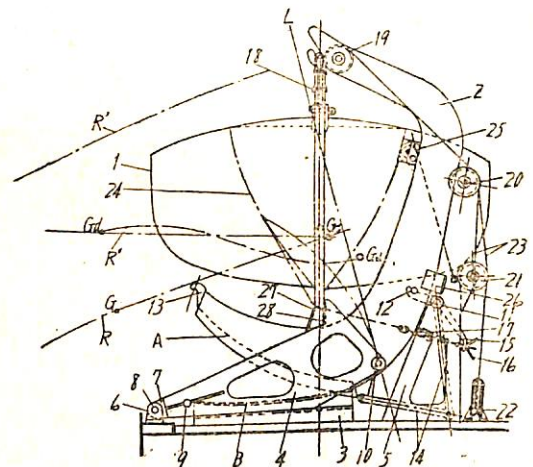
シリンダ内の油は壓力槽 7 と連通し, 扉 1 は泥の自重により押されて開く。従つてピストン 5' はシリンダ内の油を押し油は壓力槽 7 内に流入し, この中の空氣を壓縮して排泥時のエネルギーを蓄積する。排泥し終れば油壓シリンダ 4 にかかる壓力がなくなるから空氣室に蓄積された空氣壓により油を油壓シリンダ 4 に自動的に押し戻し, 従つてピストン 5' を押し戻して扉を閉鎖するのである。

もし泥を棄て終るまで扉を開いたままにして泥を完全に廢棄した場合には, ねち開閉逆止弁 8 を逆止すれば壓力槽 7 内の壓力よりシリンダ 4 内の壓力が高い間は油は逆止弁 8 を通過して壓力槽 7 内に入るが, 排泥が進みシリンダと壓力槽内との壓力とが釣合うようになれば自動的に逆止弁が働いて壓力槽 7 よりシリンダ 4 内に油が流入するのを自動的に遮断するから前記の目的を達することが出来る。

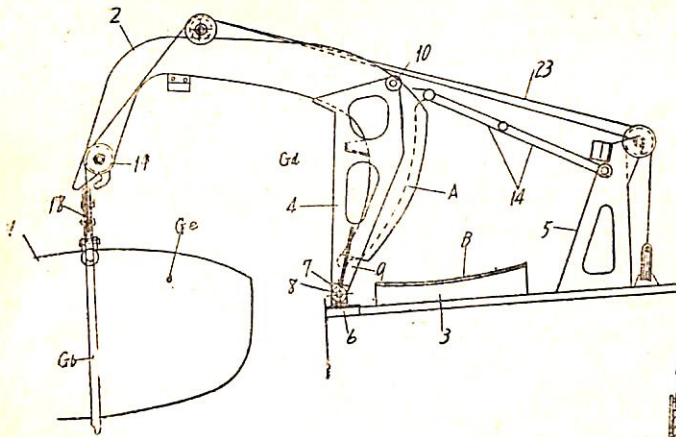
端艇揚卸装置 (昭和 29 年特許出願公告第 1,018 号 發明者・坂元博 出願人・新三菱重工業株式会社)

本發明は複雑なリンク機構を用いず簡単な構造によつて圓滑に端艇を揚卸することが出来, また端艇とダビットの合成重心の移動軌跡を殆んど直線上とし, 特定の箇所で過大な力を要せず端艇の位置のエネルギーを有効に利用することが出来るようにした端艇揚卸装置に関するものである。

以下圖面について説明すると, 1 は端艇, 2 はダビット 3 は頂部に平面または曲面を備えた架臺で甲板に装着されたものである。4 は架臺 3 に設置されダビット 2 の下部彎曲臂 2' を挟み, ピン 8 を中心として回動する回轉支柱で, ダビット 2 は回轉支柱 4 の一端にピン 10 で懸着されまたピン 8 は甲板上の軸受に支承されている。5 は甲板上的支柱でこの支柱 5 とダビット腕 2 とをリンク腕



第 1 圖



第 2 圖

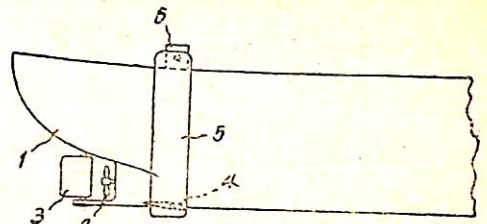
14が連結している。Gc はダビットと端艇の合成重心、R はその軌跡・R' はダビット上端の軌跡である。

いま第1圖に示す格納状態より吊索を弛めると、ダビット2はピン10を中心にして端艇1とともに舷外方向に運動を起し、同時にその下部彎曲臂2'の下面Aは架臺3の上面Bに轉り接觸するので、回轉支柱4はピン8を中心にして漸次起上りダビット2の先端は曲線R'に沿つて舷外方向に移動する。そしてダビット2の下部彎曲臂2'の轉動の終りにその先端が回轉支柱4の基端部に設けた係合部に掛ると、合成重心Gcは常にピン10を通る鉛直線の外側に位置するように構成されているから、吊索を更に弛めればダビット2および回轉支柱4は共に一體となつてピン8を軸として舷外方向に回轉する。このようにして第2圖に示す端艇を吊卸す所要位置に達すると、支柱5に連結されたリンク腕14が十分に伸びダビットを支持してその回動を停止する。その後吊索を弛めれば端艇1はその自重により降下する。

また端艇を格納するには前と反對の操作を行えばよい。

船 體 (昭和29年特許出願公告第2,316號, 出願人・發明者 藤伊魁)

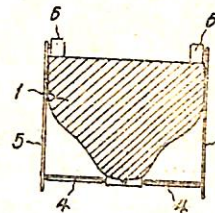
船舶の推進器は勿論水中に埋没して回轉することが必要であるが、波浪の高い場合や積荷が輕過ぎる場合等において少しでも水面上に露出すると推進効率は急激に悪化する。このような缺陷を防止するために従來後部二重底に満水するような手段がとられているが、本發明は簡単な装置によつてその目的を達成することが出来るようにしたもので、船尾部において水中に突出した可動翼板により下向力を發生させて船尾部を降下し、抵抗を増加することなく推進器を完全に埋没しようとしたものであ



第 1 圖

る。

圖面について説明すると、1は船體、2は推進器、3は舵、4は船尾部側方に突出して設けられ任意角度に駆動されるようにした可動翼板、5は幅廣とし内部に鎖等の翼角變更用駆動機構を設けた板狀支持部である。



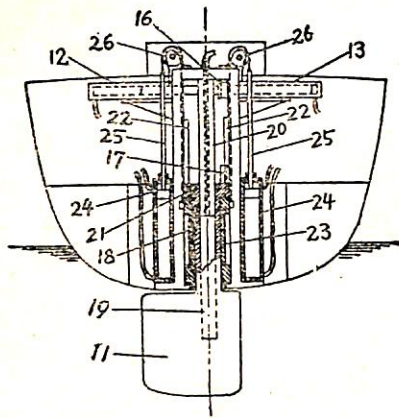
第 2 圖

本發明では可動翼板4を設けた結果、船の進行に伴い該板により強力な下向力を生じ船尾部を沈下せしめるから、推進器2は十分に埋没されて良好な効率で作動することが出来る。この時船の浮力には變化がないから船首部は浮上り、結局船體の抵抗は増加せず、また可動翼板の角度を調節すれば積荷の大小、分布、船の速度、波浪の速度等に應じて下向力を適宜調節することが出来る。なお可動翼板の形狀、面積、數量、支持部の構造等は適宜に設計することが出来る。

定迎角舵 (昭和29年特許出願公告第2,317號, 出願人・發明者 大串雅信)

本發明は舵をその最大の揚力抵抗比の得られる迎面に一定に保持したまま船體または航空機體の内部から外部に適當に突出させ、また内部に引入れることによつて操舵を行うようにしたもので、操舵の必要がない時は舵が船體または航空機體内に完全に引入られているので舵の抵抗は全然なく、操舵時においても抵抗を最小限に保つことが出来るものである。

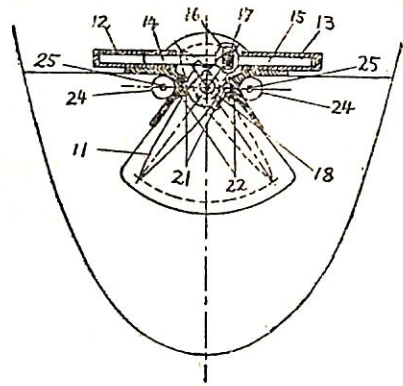
圖面は水壓力により操作する定迎角舵を示すものである。舵の方向轉換をする時は舵の全部を船體内に引入れ、舵壓の作用しない所で水壓筒12, 13のラム14, 15を水壓により左右に移動させて溝穴16に嵌つた舵柄のピン17を舵軸18の周圍に適當に回轉する。舵を作用させる時は舵軸中心にあるシリンダ19に嵌つた固定ラム20の中心を通る導水管によりシリンダ内に水壓を送り舵を下方へ突出させる。この時舵柄のピン17が溝穴16から抜出る前に舵柄の突起21が左右のガイドレールの溝



第 1 圖

22に掛り、常にガイドレールに嵌っている舵軸々受23とともに舵は一定迎角を保ちながら下方に運動する。

舵を船体内に引入れるには左右下方部にある水圧筒24の上部に水圧を送り、ピストン杆25を引下げると、それに連結したワイヤロープは滑車26を経てガイドレール溝の内側を通つて下方の舵軸々受23に連結されているから、これとともに舵を引上げる。そして舵が最上部に達した時に舵柄の突起21はガイドレールの溝22を外



第 2 圖

れると同時にピン17が溝穴16に掛り、前記のような舵の方向轉換操作を行うことが出来る状態になる。

本発明の定迎角舵は普通の舵のみならず、船舶の横揺れ制止用の安定装置としても應用することが出来る。すなわち舵體を船壁から横方向に適宜突出させ、その發生するモーメントにより船體の傾斜を戻すことが出来るのである。

(767頁よりつづく)

では殆んど問題を生起しなくなつた。

昭和24、5年頃のリムド鋼板と現在の鋼板との硫黄寫眞の一例は第3圖の如くである。

また最近ガスからジングが發達して來たので、これを利用すると、ユニオンメルトの氣孔等の缺陷の補修が迅速かつ正確に行われるようになり、信頼度を高める結果をもたらした。

次に開光加工の問題であるが、精巧なフレイムプレーナーが各造船所に追々整備され、その精度も間隙を0.4mm程度に押え得るようになり、ユニオンメルト開先部に應用出來、溶接の面からも防錆の點で好結果を納めている。

## 6 パイプの溶接その他の利用

板継ぎ以外のユニオンメルト溶接の利用として、油送管の溶接にも多く利用されている。當所で行つた方法は管内面にパッキングコンポジションを空氣壓で押付け表よりユニオンメルトを行つている。設備狀況は第2圖の如くである。

その他ビルトアップフレームの製作、ビラーの溶接等に利用し能率を上げている。

最近においては、高抗張力鋼の溶接も研究され、溶劑#80と心線#36とを利用して、完全な溶接が出来ることが確かめられた。

## 7 結 言

ユニオンメルトの船體への使用量は全溶接長に對すれば少いものであるが、その製品の優秀性(すなわち外觀美麗にして、至少なく、強度的にも優れている)と材料の回轉を速くすることにより、地上板繼ぎには必要缺くべからざる地歩を占めるに到つた。

また心線、機械も内地製品が出廻るようになり、cost面でも低下が期待され、特殊鋼、非鐵金屬の溶接等今後共新分野も廣く大いに利用活用されて行くものと思われる。

### 「船舶」の購 讀

「船舶」は買切制ですから前もつて書店に豫約購讀を御申込みおき下さい。なお、直接弊社へ前金

1年 1,500圓(送料共)

半年 800圓(〃)

お拂込みによる月極購讀の場合は、増頁その他の特價の場合にも差額は頂戴いたしません。

東京水産大學教授 宇田道隆著 **海洋氣象學** A5判 上製 300頁  
東京大學講師 ¥ 500圓 (送50)

四面海に囲まれたわが國が海洋氣象からうける影響は大きい。本書は海洋の氣象についてそのあらゆる現象をとらえて、わかりやすく解説し、廣く海洋氣象、漁業氣象の知識を興え、海洋災害防止に役立てようとしている。漁業、航海に従事する人々と學生は勿論一般教養人に必携の書。

近 刊 上野喜一郎著 **船の歴史(第二卷)** A5判 上製 300頁  
定價420圓(送50圓)

近 刊 鮫島直人著 **船位誤差論** A5判 上製 250頁  
定價450圓(送50圓)

天然社・海軍圖書

宇田道隆著 A5 上製 300頁 500圓 (送50圓)  
**海洋氣象學**  
和達・富山・福井監修 A5 450頁 1200圓 (送50圓)  
**氣象辭典**  
中谷勝紀著 A5 函入 230頁 500圓 (送50圓)  
**舶用チーゼル機關の解説**  
上野喜一郎著 A5 箱入 630頁 850圓 (送50圓)  
**船舶安全法規**  
天然社編 B5 上製 220頁 450圓 (送40圓)  
**船舶の寫眞と要目 第2集** (1953年版)  
天然社編 B5 普及版 300頁 300圓 (送40圓)  
**船舶の寫眞と要目** (1951年版)  
上田篤次郎著 A5 上製 (折込7枚) 500圓 (送40圓)  
**舶用電氣設備**  
造船協會電氣熔接研究委員會編  
A5判總アート 200頁 360圓 (送40圓)  
**船の熔接設計要覽**  
小林恒治著 A5 上製 260頁 420圓 (送40圓)  
**實用航海術**  
小野寺道敏著 A5 上製 340頁 500圓 (送40圓)  
**氣象と海難**  
山縣昌夫著  
**船型學(推進篇)** B5 上製 350頁 850圓 (送50圓)  
**船型學(抵抗篇)** B5 上製圖表別冊 700圓 (送50圓)  
上野喜一郎著 A5 上製 280頁 380圓 (送30圓)  
**船の歴史(第一卷)古代中世篇**  
米國造船造機學會編 米原令敏譯 各 B5 上製  
**舶用機關工學** (第1分冊)650圓(送50圓)  
" (第2分冊)520圓(送50圓)  
" (第3分冊)700圓(送50圓)  
" (第4分冊)800圓(送50圓)  
船舶局資材課監修 B5 上製 400頁 650圓 (送50圓)  
**船舶の資材**

茂在寅男著 B6 上製 210頁 280圓 (送25圓)  
**解説「レーダー」**  
橋本・森共著 A5 上製 200頁 300圓 (送30圓)  
**船舶積荷**  
依田啓二著 A5 上製 200頁 280圓 (送25圓)  
**海上衝突豫防規則提要**  
小野暢三著 A5 上製 170頁 250圓 (送25圓)  
**舶用聯動汽機**  
春日・杉浦・雨宮監修 A5 判 500頁 800圓 (送50圓)  
**水産辭典**  
矢崎信之著 B6 上製 300頁 250圓 (送25圓)  
**舶用機關史話**  
天然社編 B5 判 180頁 280圓 (送25圓)  
**舶用品の解説と紹介**  
朝永研一郎著 A5 上製 210頁 250圓 (送25圓)  
**舶用機關入門**  
渡邊加藤一著 A5 上製 200頁 280圓 (送25圓)  
**荒天航泊法**  
小谷・南・飯田共著 A5 上製 340頁 450圓 (送40圓)  
**機關士必携**  
依田啓二著 A5 上製 400頁 450圓 (送40圓)  
**船舶運用學**  
小谷信市著 A5 上製 300頁 350圓 (送40圓)  
**舶用補機**  
小野暢三著 B5 上製折込圖4葉 400圓 (送40圓)  
**貨物船の設計**  
高木 淳著 A5 上製 240頁 300圓 (送40圓)  
**初等船舶算法**  
中谷勝紀著 A5 上製 320頁 350圓 (送40圓)  
**舶用チーゼル機關**  
中谷勝紀著 A5 上製 200頁 250圓 (送25圓)  
**舶用燒玉機關**  
神戸高等商船學校航海學部編  
A5 上製 180頁 180圓 (送25圓)  
**航海士必携**  
關川武著 B6 上製 140頁 130圓 (送25圓)  
**艤裝と舶用品**

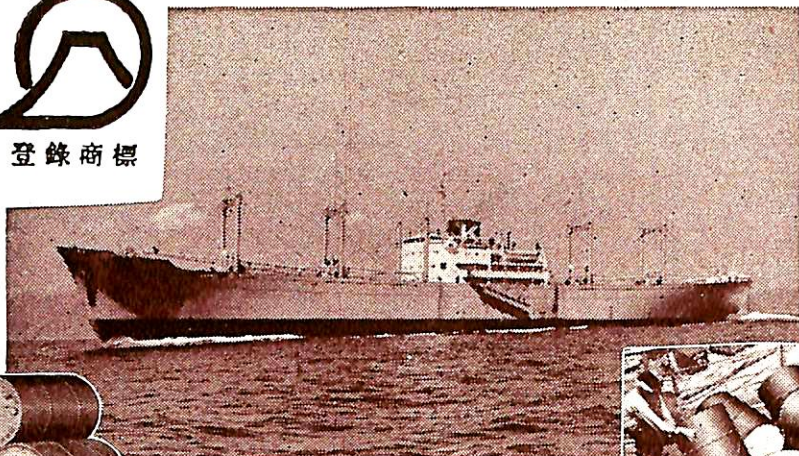
# SHOWA OIL



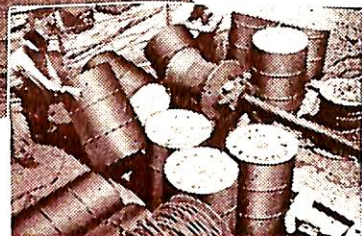
社 標



登録商標



川崎汽船会社所有国川丸の雄姿と同船主機用として昭石特ディーゼル油積込の図



昭石の新製品溶剤製潤滑油特号は化学的安定度の極めて高い純粹の精製礦物質油であります。各船主及機関士各位には昭石特号製品が凡ゆる運轉状態の下に完全な潤滑を與え而も航行湮数当りの消費が僅少である事を體驗して居られます。

川崎汽船会社所有国川丸(重量屯数 10,842 吨)裝備のディーゼル機関は昭石特1号, 特2号, 特3号ディーゼル油を以て正しく潤滑され最高の能率を擧げ乗組員の好評を博して居ります。

(詳細は各營業所に御問合せ下さい)

## 英系シエル石油會社提携

資本金拾七億円

# 昭和石油株式會社

取締役社長 早山 洪二郎 取締役副社長 I. W. H. SITWELI

本社 東京都中央区日本橋馬喰町一丁目一番地ノ二  
電話 茅場町 (66) 1 2 4 0 ~ 9

本社分室及 東京都中央区日本橋小伝馬町二丁目二番地ノ五  
東京營業所 滋賀ビル内 電話 茅場町 (66) 1 2 1 0 ~ 9

大阪營業所 大阪市北区梅田町二七番地 産経ビル

小樽營業所 小樽市港町三二番地 電話小樽 5 6 1 5 • 1 9 6 7

福岡營業所 福岡市天神町八番地 西日本ビル

名古屋營業所 名古屋市中区南伏見町二丁目二番地 電話 本局 2 0 0 5 ~ 6

營業所 廣島・新潟・秋田・仙台・坂出  
工場 川崎・新潟・平沢・海南・関屋・彦島・鶴見・品川研究所





船用計器の総合メーカー

# 東京計器

米国スペリー社・キディー社・ベンディクス社提携

スペリー ジャイロ コンパス, マリンレーダー, ロラールン  
マグネティックコンパス パイロット, マイナーEi ジャイロ コンパス  
小型レーダー キディー 火災探置並消火装置  
ベンディクス デブス レコーダー 其他各種

株式  
会社

# 東京計器製造所

本社	東京都大田区東蒲田 4-3-1 TEL 蒲田 (73) 2 2 1 1-9
東京営業所	東京都中央区京橋 1-2 セントラルビル7階 TEL 東京二八局 (28) 8 5 6 0-8
神戸営業所	神戸市生田区明石町 1-9 同和ビル3階 TEL 元町 (5) 1 8 9 1
出張所	大阪・門司・長崎・函館

船内装備

設計と施工

日本橋

**高島屋**

装飾部

電話千代田 (27) 4,111

ハンシン

ディーゼル

船舶用  
発電用  
動力用

50~1000 HP.

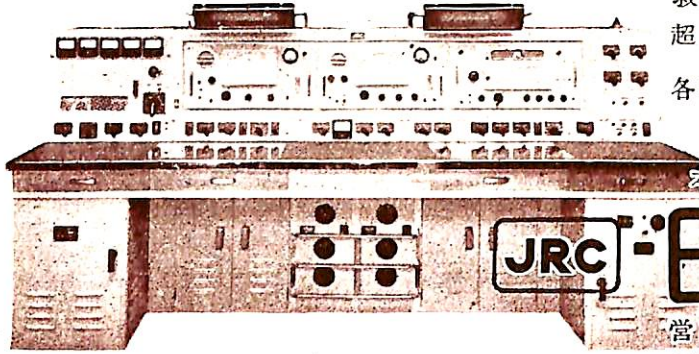
阪神内燃機工業株式会社

本社 神戸市長田区一番町三丁目一  
東京支店 東京都千代田区丸の内丸ビル601号  
下関出張所 下関市豊前田町第一ビル

# JRC 船舶用無線装置



伝統の技術より画期的新型機完成!



営業品目

船舶用送・受信機 JRCレーダー  
オートアラーム受信機 ロラン受信機  
救命艇用無線機 方向探知機  
超短波無線装置 船内指令装置  
各種無線装置取付工事・修理一切

本社 東京・三鷹・上連雀 930

## JRC 日本無線

営業所 東京・渋谷・千駄ヶ谷4-693  
大阪支社 大阪・北・堂島中1-22



品質  
堅固

### 三菱 船舶用電気機器



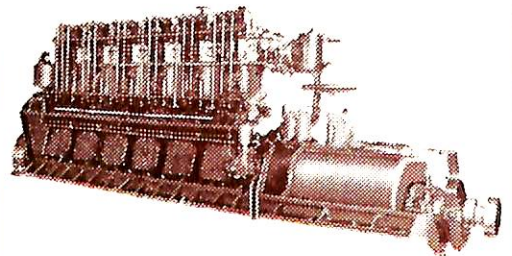
機軸電氣機器  
各種無線電機  
各種船舶直配  
各種船舶直配  
各種船舶直配  
各種船舶直配  
各種船舶直配  
各種船舶直配  
各種船舶直配

東京ビル・大阪堂島北町  
名古屋廣小路道・瀨岡三菱ビル  
札幌南一線・仙台東一番丁  
富山安住町・廣島袋町

三菱電機株式会社



### カネガフチ デイズル

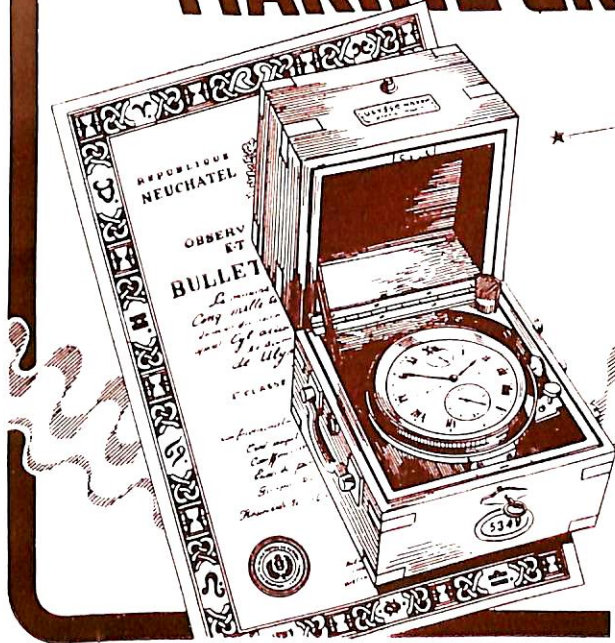


船舶用 120-850HP  
動力用 25-850HP  
自家発電用

### 鐘淵デイズル工業株式会社

東京都墨田区横田町2丁目  
電話 東京 (69) 代表 5391-3番

# CHRONOMETRE DE MARINE GRAND FORMAT

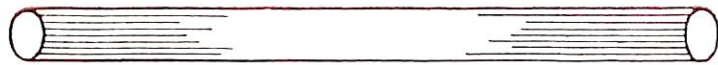


ULYSSE NARDIN SA.

代理店 株式会社 大沢商會

中央区銀座西二ノ五  
電話京橋(56)8351-5

カタン マリコロナーター



STOP RUST AND CORROSION

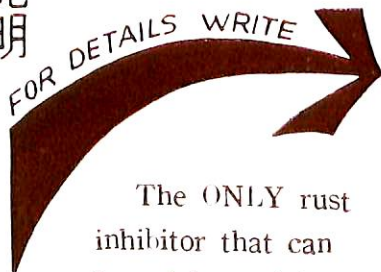
## 冷却水は海水でも結構 革命的

The AQUA-CLEAR FEEDER has been acclaimed by many marine engineers as the greatest advance in marine engineering in the last 50 years.

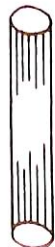
PUT A GLASS-LIKE LINING into water pipes, tanks, heat exchangers, air conditioning units, and gasoline or diesel engines, **DOUBLES ORDINARY LIFE**

新發明

FOR DETAILS WRITE



The **ONLY** rust inhibitor that can be safely used in **DRINKING WATER**

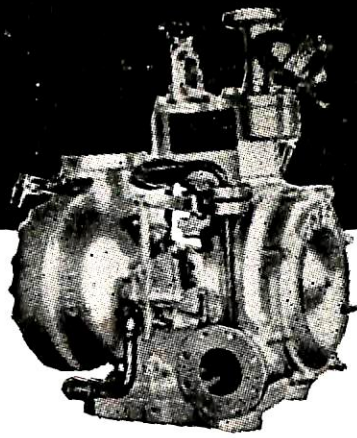


AQUA-CLEAR  
c/o Mr. Lester Bird Jr.  
Daido Building, #10-11  
2-Asahi-cho, Kanda  
Chiyoda-ku, Tokyo



昭和二十九年三月二十日印刷  
昭和二十九年八月十二日發行  
第三種郵便物認可  
(毎月一回)

# COFFIN TURBO PUMPS



— SERVICE —  
BOILER FEED  
BUTTERWORTH DUTIES  
FIRE PUMP, ETC.

取扱の簡易  
絶対の信頼性

— SALES & SERVICE —  
IMPORTER

**E. J. GRIFFITH & Co., Inc.**

東京都千代田区九ノ内 ホテル東京ビル 401

TEL. (28) 0536—40

SALES AGENT

**日協産業株式会社**

本社 東京都中央区日本橋本町四丁目

TEL. (24) 0957—8. 2121—8

支店 大阪・出張所 長崎

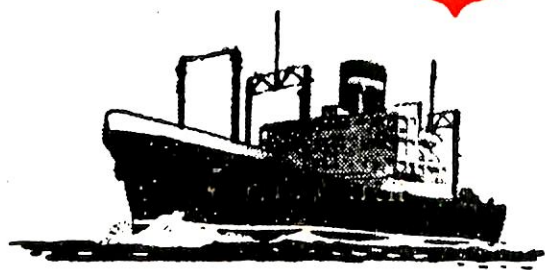
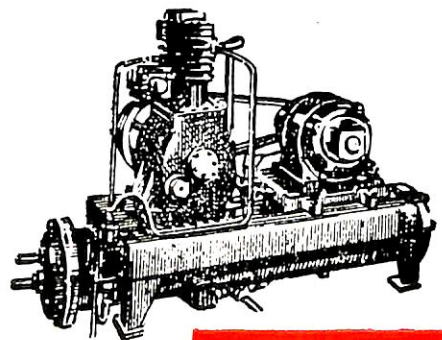
新製品: "TC-TD" 小型強力タービン

出力 350HP 重量 340kd

編集発行 東京都文京区向ヶ岡彌生町三  
兼印刷人 田岡健一  
印刷所 東京都千代田区神田金沢町八  
昌平印刷株式会社

**HITACHI**

最高の技術を誇る!



## 日立船舶用冷凍機

フロン冷凍機 アンモニア冷凍機 工事一式施行致します

東京 大阪 名古屋 福岡 仙台 札幌

日立製作所

本号特価 一六〇円  
地方特価 一六五円  
發行所 天

東京都文京区向ヶ岡彌生町三  
然社  
振替・東京七九五六二番  
電話小石川四二二八四番