

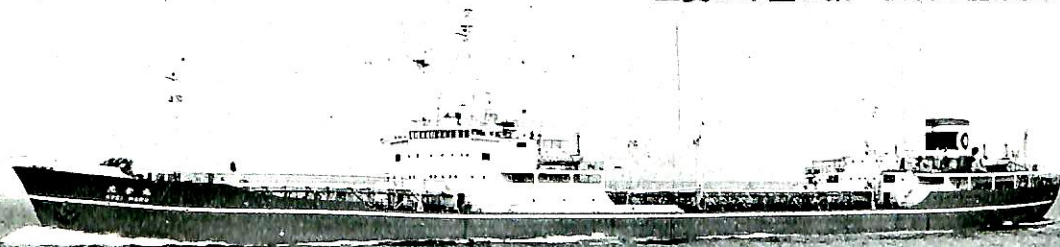
船舶

9

VOL.26

28. 10. 9

日東商船株式会社御注文
 油槽船『光栄丸』
 (18,700重量吨・14.5ノット)
 昭和28年7月25日竣工
 三菱日本重工業・横浜造船所建造



会長 玉井 喬介 社長 櫻井 俊記



三菱日本重工業株式会社

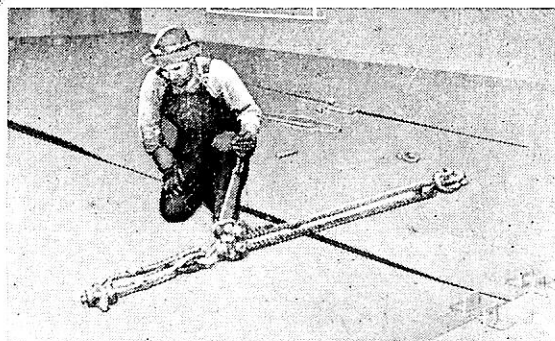
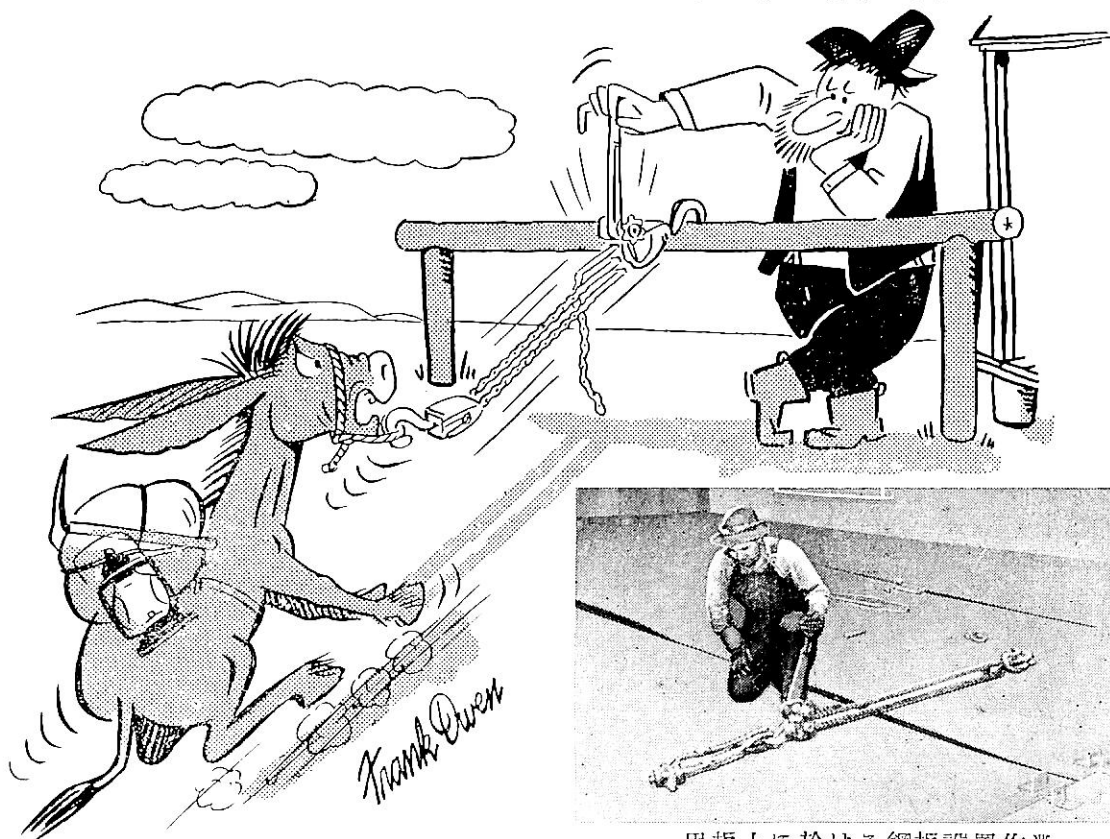
天 然 社

昭和五年三月二十日 第三種郵便物認可
 毎月一回発行 昭和二十八年九月七日 發行
 昭和二十四年三月二十八日 運輸省特別承認雜誌第四〇六号

レックパラ

揚量 ローラーチェーン型 (C型) 3/4. 11/2. 3. 6. 15吨
 リンクチェーン型 (L型) 3/4. 11/2. 3吨

海上保安庁 御採用
 片手干人力 保安隊
 縦・横・斜 萬能強力牽引機



甲板上に於ける銅板設置作業

1. 自重軽く在来型チェーンブロックの約四分の一
2. 荷重支持用ブレーキは自動的に働き安全です
3. 両端フックの接近率最短となり揚代が多い
4. 小型強力で濫用にも能く堪える
5. 操作が至つて簡単容易です
6. 狭い場所でも充分使える
7. 機構が頗る簡単

御用命は
 最寄機械工具店へ

富士製作所

石川県能美郡根上町
 石川県根上 75.253

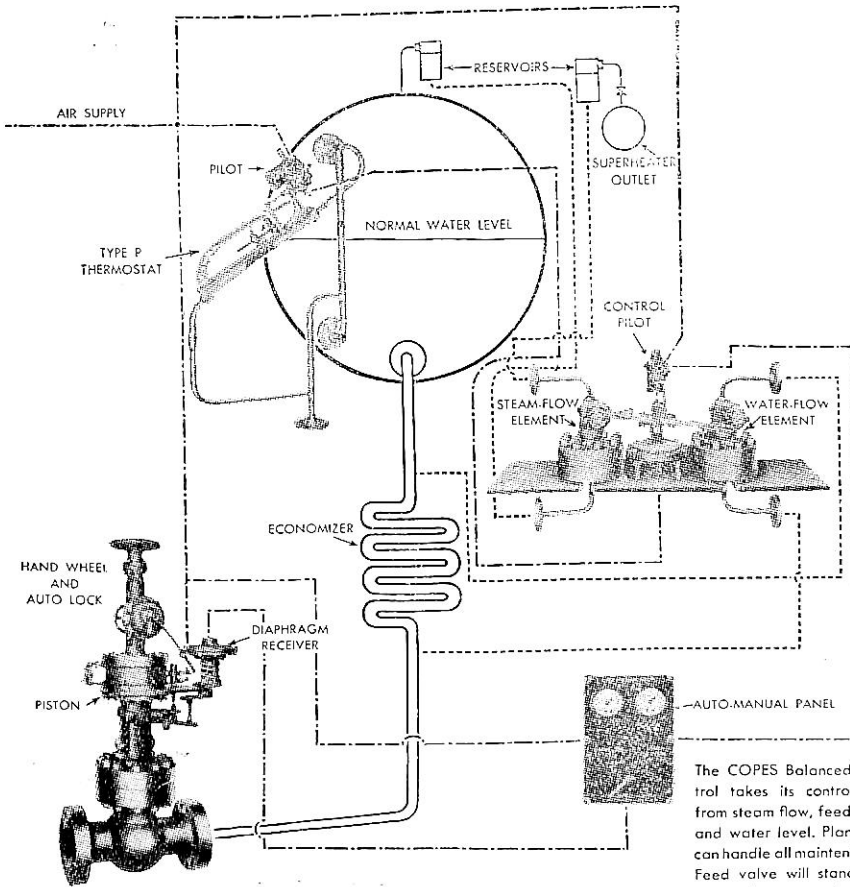
富士物産株式會社

東京都港区芝浜松町2-11
 電話 芝 (43) 5 8 5 8

船用自動給水加減器

空気による遠隔制御装置の国産化遂に完成

コープス 3 エレメント 自動給水加減器



単式、複式
作動構素に
よる
汽罐自動給
水制御装置
陸用として
すでに定評
あるコープ
スレギュレ
ーターの船
用化ここに
實現

The COPES Balanced Flow Control takes its control influences from steam flow, feed water flow and water level. Plant personnel can handle all maintenance easily. Feed valve will stand up under unlimited pressure drops

汽罐安全水位の自動保持
人件費の節約

日本総代理店



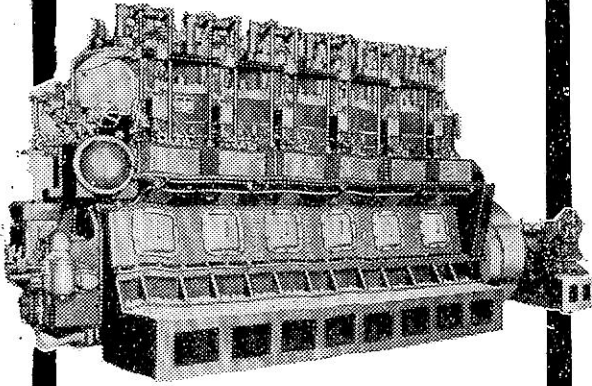
株式会社 **ガデリウス商會**

本社 東京都港区芝公園七号地SKFビル内 神戸市社 神戸市生田区京町六七 モーショビル内
電話芝(43)1847. 1848 番 電話元町(4)5813~7番

AKASAKA DIESEL

創業 45年 40B.H.P.~1500B.H.P

船舶主機 船用
給油補機 用



 株式会社 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

セイコーシャの船時計

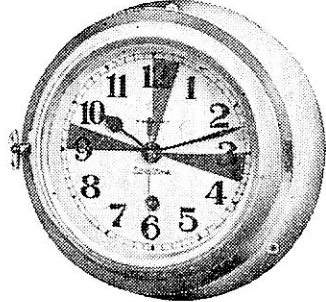
一週間捲 - 中三針式

全 - 秒針付

毎日捲 - 全

黄銅クォーツ鏡金

完全防水ケース入



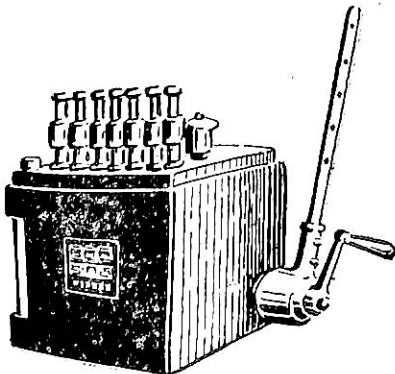
株式会社
服部時計店

本社 東京都中央区銀座西四丁目
電話京橋(56)一代2111(4), 3196(3)
支店 大阪市東區博労町四丁目
電話船場2531~4

確實で使つて便利な

島津注油器

1立より10立迄各種

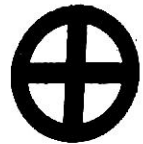


乞 御 照 會

機関運轉中でも回数が増減出来又ポンプエレメントの取替えが出来ます。外部から簡単に微細な油量の調節が出来る油量調節装置をつけました。

島津製作所

本社 京都市中京区河原町二条南
支店 東京・大阪・福岡・名古屋・広島・札幌



S. G. Brown Ltd

ブラウン チャイロコンパス
ブラウン オートパイロット
バスイサーモグラフ

Decca Navigator Co. Ltd

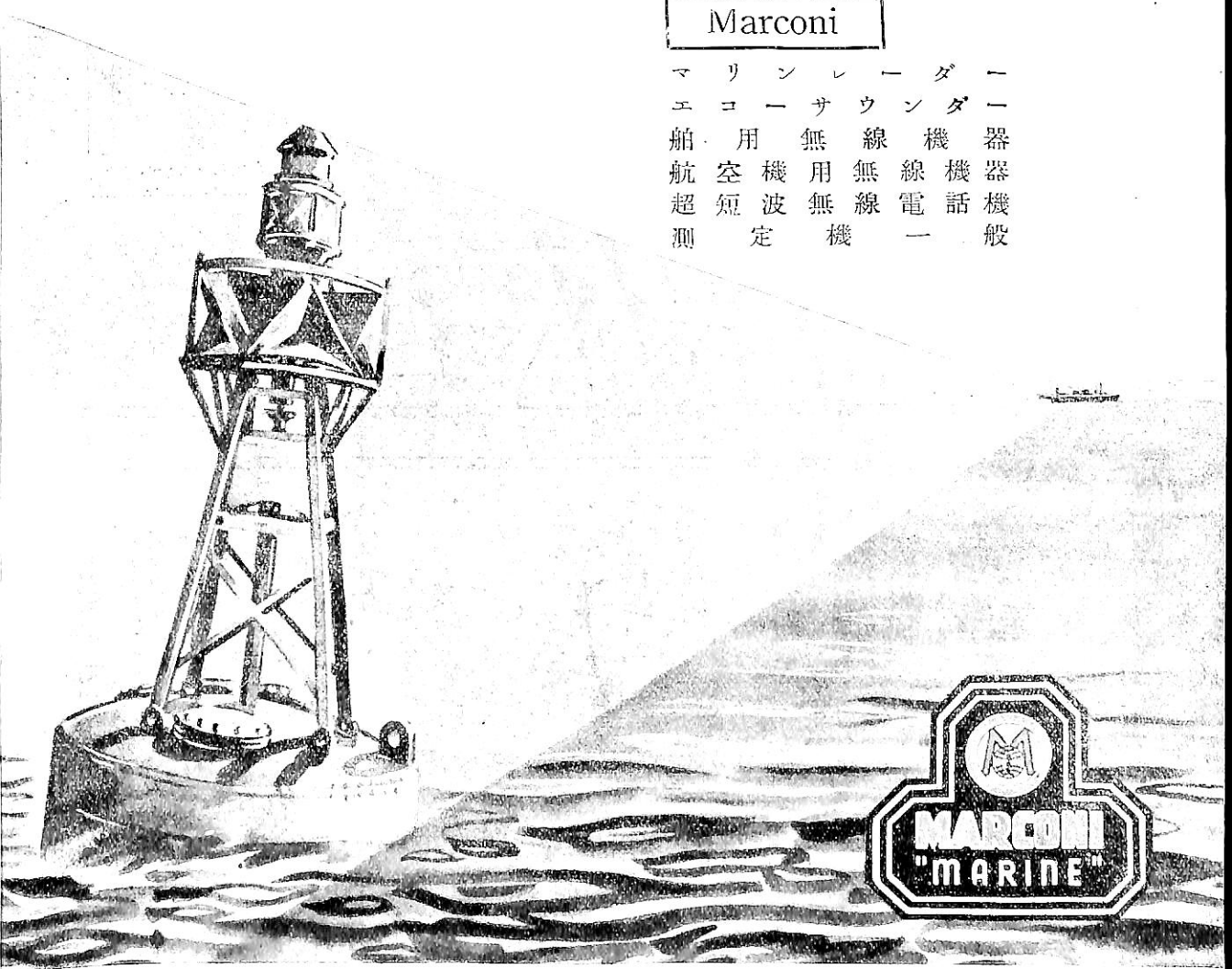
デッカ ナビゲーター

Flexible Drive Ltd

スカトスカロ スケーリングマシン

Marconi

マ リ ン レ ー ダ ー
エ コ ー サ ウ ン ダ ー
船 用 無 線 機 器
航 空 機 用 無 線 機 器
超 短 波 無 線 電 話 機
測 定 機 一 般

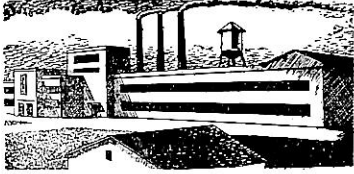


マルコニー インターナショナル マリーナ コミュニケーション カンパニー

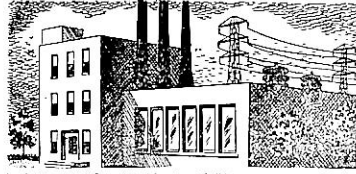
日本 總 代 理 店 コーンズ・エンド・カンパニー

東京都中央区日本橋通り二丁目六番地 (丸善ビル八階) 電話千代田 (27) 8521 ~ 3 番

凡ゆる事業に役立つ ウォシントンの各種機械



低コストの事業に ホンプ・コンプレッサー・スチームタービン・エンジン・動力傳送装置・空気が調節装置



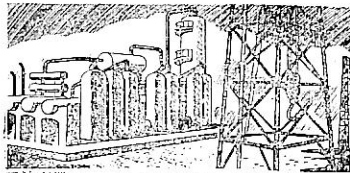
効力的な装置を必要とする事業に 硬水軟化装置・スチームコンデンサー・給水加熱機・ボンプ・エンジン及タービン発電機



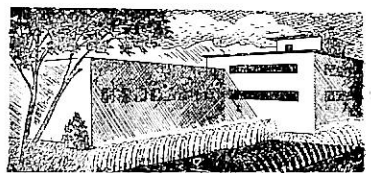
土木建設事業に ブルーブルート空気壓縮機・ミキサー・鑿岩機・壓縮空気利用器具・ボンプ



化学工業に コンプレッサー・ウォーシットボンプ・スチームタービン・冷凍機・放射器・ミキサー



石油事業に コンプレッサー・エンジン・ボンプ・冷風装置・冷凍機・デコーキング装置・タービン



浄水と衛生施設に エンジン・ボンプ・硬水軟化装置・粉砕機・空気壓縮機・壓縮空気利用器具・量水器

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

WORTHINGTON

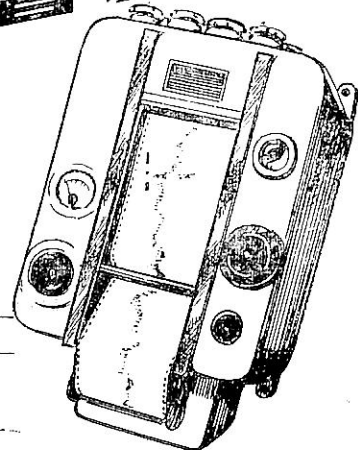


世界に誇る有名品の商標

NEC

船舶無線と音響測深機

当社の優秀な技術による製品は益々御好評を博しております。
航海訓練所、練習船「北斗丸」にも当社製音響測深機の御採用を戴いております。



日本電気株式会社

東京 都港区芝田四丁目2番地 電話三田(45)1171(9)
支店 営業所 大阪 札幌 仙台 金沢 広島 福岡

船舶

昭和 28 年 9 月 12 日発行

天 然 社

◇ 目 次 ◇

DW 21,000噸油槽船“ANDREW DILLON”の建造について……………保 井 一 郎…(985)

特集・脆性破壊と材料

造船用鋼材の脆性破壊の冶金学的考察……………小 林 卓 郎…(998)

熔接々手の脆性破壊……………大 谷 碧…(1007)

〔座談会〕 船体の脆性破壊と材料……………(1012)

軟鋼の脆性破壊に関する理論的研究の概要……………金 沢 武…(1021)

鋼材の切欠脆性判定の工業的試験法……………渡 辺 正 紀…(1028)

熔接部の腐蝕……………松山 泰・横田 健…(1035)

熔接船の損傷について……………池 田 一 夫…(1042)


水槽試験資料 32 一吃水双螺旋曳船……………船 舶 編 集 室…(1047)

特 許 解 説……………大 谷 幸 太 郎…(1050)


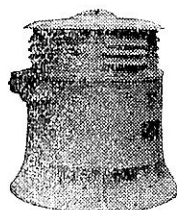
〔口絵〕 ☆光栄丸 ☆SEAHAWK ☆会津丸 ☆宮島丸 ☆高来丸
☆高邦丸船内写真

Shinko

神鋼船用電気機器



發電機・電動機
配電盤・制御盤

神鋼電機株式会社

東京都中央区西八丁堀一ノ四・大阪・名古屋・福岡・広島・札幌

造船に、特殊建造物に

日鋼の広巾鋼板も！

★ 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巾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)

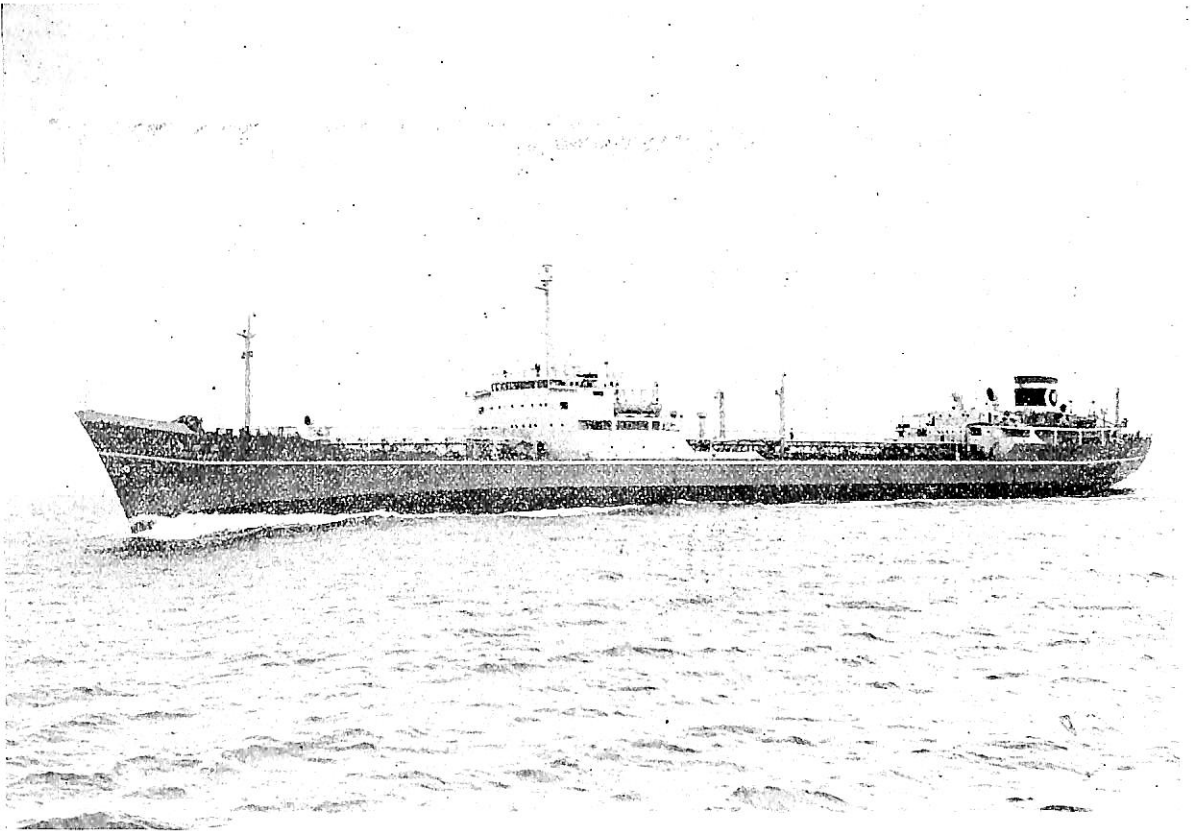
厚さ 14 耗 ~ 200 耗 (1/2 吋 ~ 8 吋)

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。大正海上ビル
支社 大阪市北区堂島中1の18
営業所 福岡市中島町16



光 榮 丸 (油槽船)

船 主 日 東 商 船 株 式 会 社
 造 船 所 三 菱 日 本 重 工 ・ 横 浜 造 船 所

長 (垂) 163.00m
 幅 (型) 21.60m
 深 (型) 11.90m
 総 噸 数 12,219.85噸
 載 貨 重 量 19,062.3 噸
 速 力 (公 試 最 大) 15.45 節

主 機 横 浜 M. A. N. デ ィ ー ゼ ル
 出 力 7,000 B. H. P.
 船 級 A B, N K
 起 工 27-12-25
 進 水 28-5-28
 竣 工 28-7-25



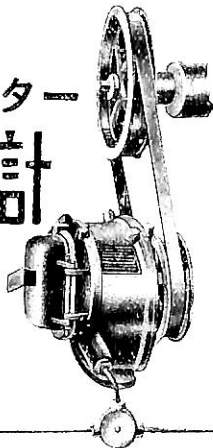
研 野 博 士

T. S. ト ー シ ョ ン メ ー タ ー

回 轉 計 及 積 算 計

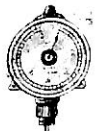
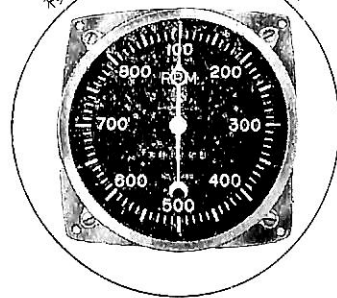
株 式 倉 本 計 器 精 工 所

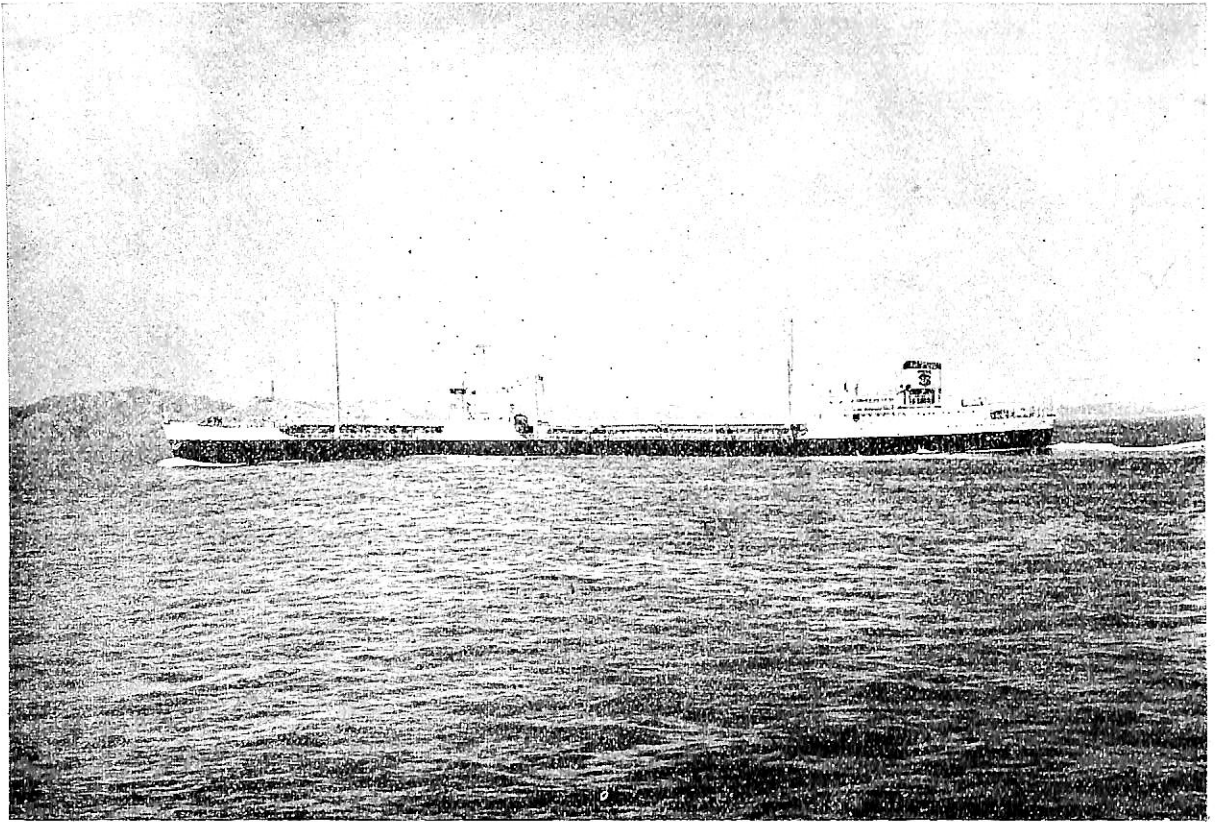
本 工 場 東 京 都 大 田 区 原 町 六
 電 話 湘 田 (03)2033 荏 原 (08)1490
 柏 工 場 千 葉 県 柏 町 柏 2 電 話 柏 2



遠 心 力 式, 時 計 式, マ グ ネ ッ ト 式
 電 氣 式, 其 他 特 殊 型

積 算 計 付 可 撓 軸 回 轉 計





SEAHAWK (油槽船)

船主 Seabird Tankers, Inc. panama, R.P.

造船所 三井造船・玉野造船所

長 (垂)	161.544m	出力(定格)	8,300 B. H. P.
幅 (型)	21.400m	速力(満載定格)	15.51節
深 (＼)	12.400m	船 級	LR
総噸数	12,700噸	起 工	27-9-1
載貨重量	19,376.3 L. T	進 水	28-3-14
貨物油槽容積	249.500m ³	竣 工	28-7-31
主 機	三井B&W 974-VTH-160×1		

電気防蝕法 CATHODIC PROTECTION

電気化学に立脚した劃期的な防蝕法
船舶港湾関係防蝕対象物

- ・タンカー船槽
- ・船底
- ・浮ドック
- ・海水タンク
- ・鉄鋼棧橋
- ・ドルフィン
- ・浮標等



調査
設計
施行

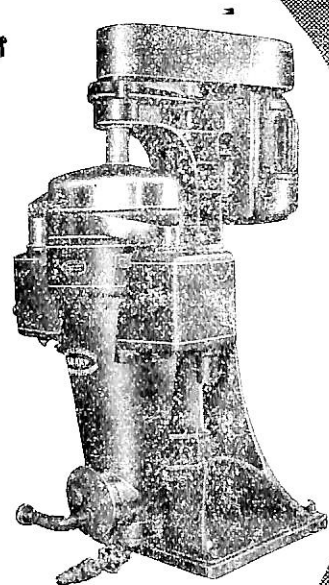
日本防蝕工業株式会社
THE NIPPON CORROSION ENGINEERING CO., LTD.
東京都千代田区神田司町一丁目三番地
電話 神田 (25) 5279・3239



最新型 船舶用油清淨機

ディーゼル油清淨機
ボイラー油清淨機
タービン油清淨機

弊社設計ノ回転筒(ボウル)及シャープポンプ、ポンプラ装備シタル清淨機は特許出願



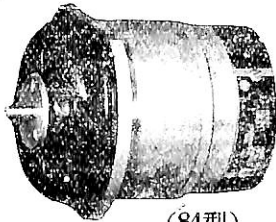
油清淨機用シャープポンプ

巴商工株式会社

大阪市福島区上福島南一丁目二〇八番地
電話 福島(45) 2109・5615
工場 大阪市福島区鷺洲南一丁目四三番地

船舶用電気機器

正確を誇る!



(84型)



(82型)



営業品目

- 直流及交流電動機
- 直流及交流発電機
- 電動発電機
- 電動送風機
- 起重機用電動機
- 配電盤・管制器
- MA式自動電圧調整器
- セルシンモーター
- K D K 扇風機

セルシンモーター

旧小穴製作所
旧川北電気製作所

日本電気精器株式会社

東京製造所 東京都墨田区寺島町 3-39 電話 城東 (78) 2156-9・2150・0038
営業部 大阪製造所 大阪市城東区今福北 1-18 電話 城東 (33) 4 2 3 1-4

KOBE STEEL

神鋼の技術と設備に依って作られる

世界一流の

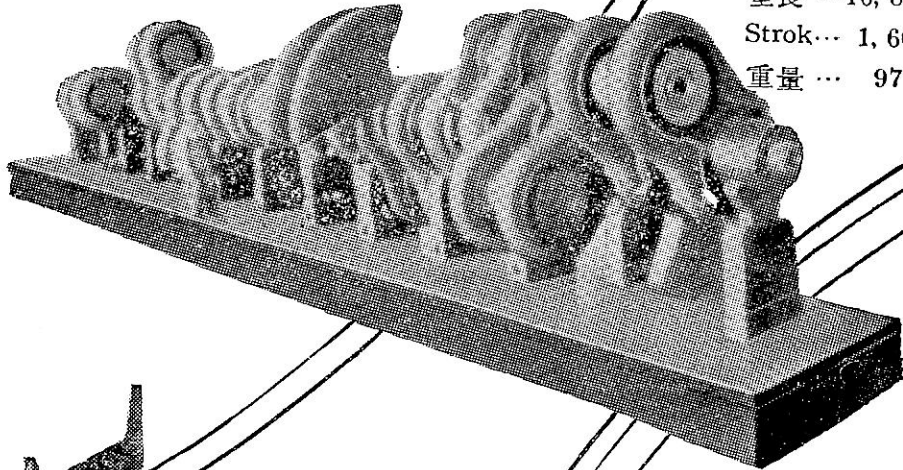
造船用品

クランク軸

全長…16,825mm

Strok… 1,600mm

重量… 97 ton



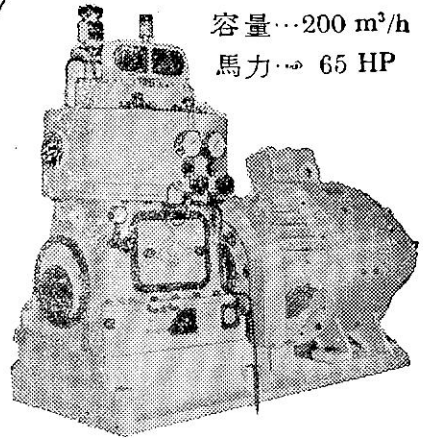
ディゼルエンジン

起動用空気圧縮機

圧力… 30 kg/cm²

容量…200 m³/h

馬力… 65 HP



スタンフレーム

高さ…9,140mm

巾…8,120mm

重量…28.5 ton



クランクシャフト其他軸系・スタンフレーム・ラダーフレーム・シャフトブラケット・各種アンカー・ディゼルエンジン起動用空気圧縮機・船内冷蔵用冷凍機・各種ワイヤーロープ・A.B.ロイド規格電弧熔接棒

株式会社 神戸製鋼所

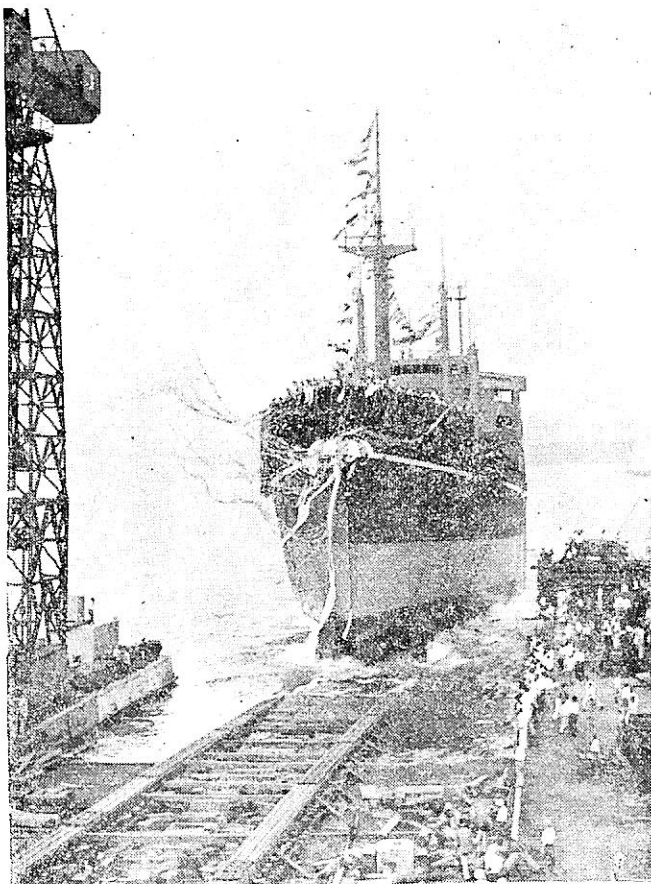
本社 神戸市葺合区脇浜町
東京支社 東京都千代田区丸ノ内(鉄鋼ビル)
九州営業所 門司市小森江(神鋼金属内)
名古屋営業所 名古屋市千代田区広井町(名古屋ビル)

丸 津 会

船主 日本郵船株式会社

造船所 三菱日本重工・横浜造船所

長 (垂)	140.00m
幅 (型)	19.00m
深 (型)	10.53m
総噸数	7,600噸
載貨重量	10,100噸
速力(公試)	19節以上
船 級	NK, AB
主 機	横濱M-A-Nディーゼル
出 力	8,500B. H. P.
起 工	28-3-30
進 水	28-7-24



我が国で初めて 研究完成された

船舶鋼甲板の

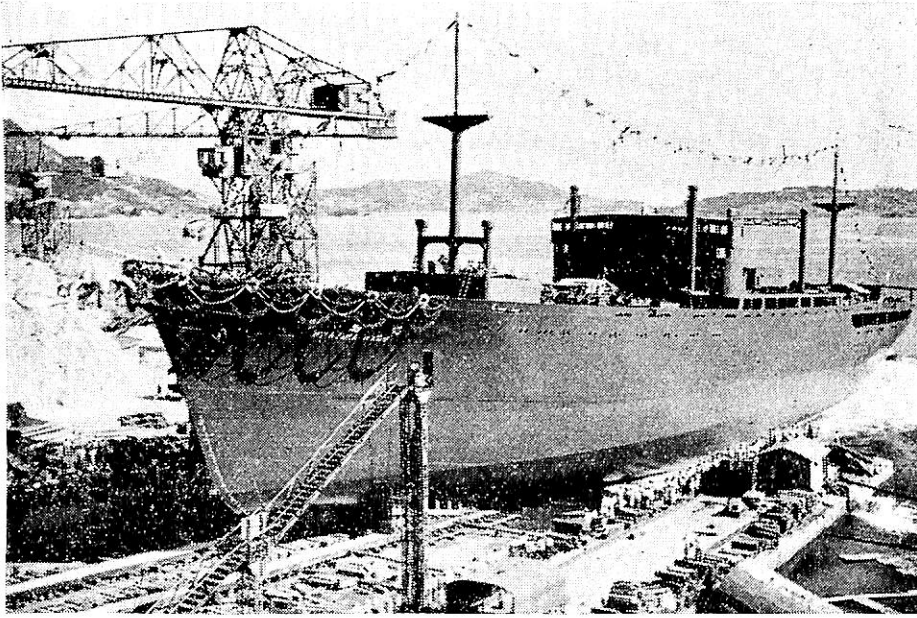
高性能

すり止め塗料

カタログ送呈

【特性】 鋼板に塗布して強力な皮膜を作り歩行のすり止め防止に高度の特徴を有し併も海水に強く耐油耐熱性の大なる特殊塗料です(20K倍入)

製造元 株式会社 今村化学研究所
 発売元 セメダイ 株式会社
 東京都千代田区神田五軒町三 TEL(83) 8896, 8897, 8229
 支店 大阪市南区大寶寺町東之丁四一 TEL(75) 7024



宮 島 丸
(冷凍工船)

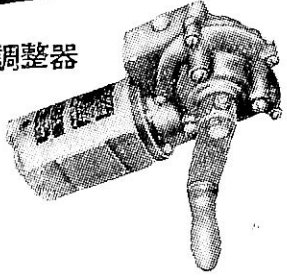
船 主 日本水産株式会社
造船所 日立造船・因島工場

長 (垂) 140m
幅 (型) 19m
深 (型) 10.5m
総 噸 数 約 8,800噸
載貨重量 約 8,400噸
速力(試運転) 16.75節

主 機 日立B&Wディーゼル機関×1
出 力 5,525 B.H.P.
船 級 NK
起 工 28-4-16
進 水 28-8-17
竣 工 28-11中旬予定

滴正電流の調整は!

熔接電流遠方調整器



特許第395827号
其他数件特許出願中

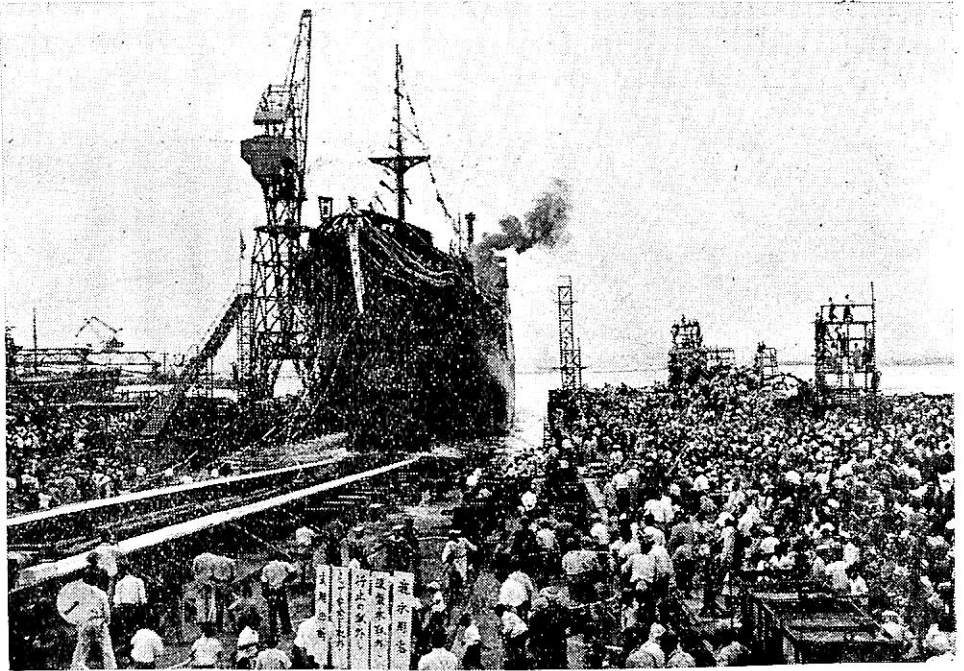


主なる納入先

- 浦賀船渠浦賀造船所
- 播磨造船所呉船渠
- 日本鋼管鶴見造船所
- 石川島重工造船部
- 三井造船玉野造船所
- 播磨造船所造船部
- 名古屋造船株式会社
- 三菱日本重工横浜造船所

発売元 日辰貿易株式会社機械部
東京都中央区日本橋通3丁目3番地
電話 千代田(27)7811~8番

高 來 丸



船 主 大同海運株式会社

造船所 石川島重工業株式会社

全 長	145.250m	出力(定格)	6,500 S.H.P
長 (垂)	134.800m	速力(試運転)	約 18節
幅 (型)	18.300m	船 級	NK, AB
深 (型)	10.150m	起 工	28-3-30
総 噸 数	約 7,390噸	進 水	28-8-26
載 貨 重 量	約 10,330噸	竣 工	28-11-未予定
主 機	石川島タービン×1		

船 舶 ・ 工 場 ・ 事 務 所 ・ 学 校 ・ 病 院 の

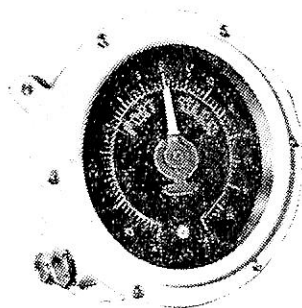
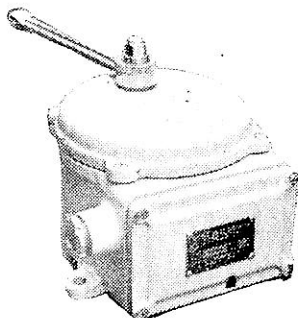
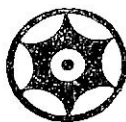
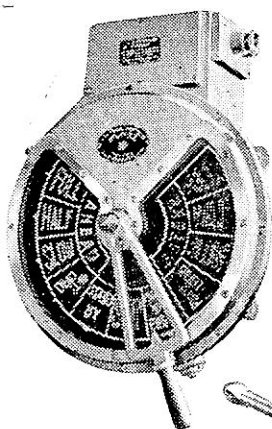
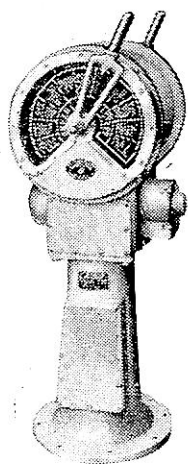
色 彩 調 節

色 彩 調 節

COLOR CONDITIONING の
御相談は

◎ 日本ペイント

NZK 直 流 式 電 氣 テ レ グ ラ フ
 交 流 式 テ レ グ ラ フ
 鎖 錠 角 指 示 器
 舵 操 舵 ス タ ン ド
 號 鐘
 木 工 金 物
 舶 用 デ ィ ー ゼ ル エ ン ジ ン 用 吸 排 氣 弁



日本造船機械株式会社

東京都港区芝田村町2-1

電話 芝(43) 6 4 9 5 ~ 7



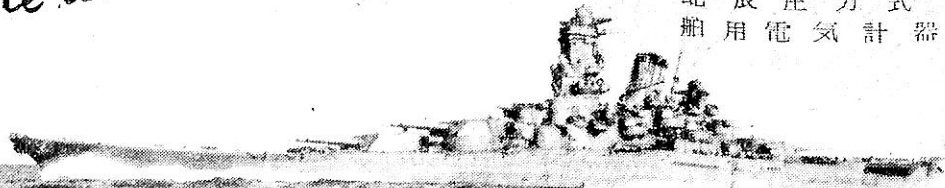
HOKUSHIN GYRO-PILOT

日本特許第192363号
 (昭和26年9月27日)
 PATENTS UNDER APPLICATION TO
 U. S. A. (No. 224506)
 GREAT BRITAIN (No. 11081)

Single unit & Two unit

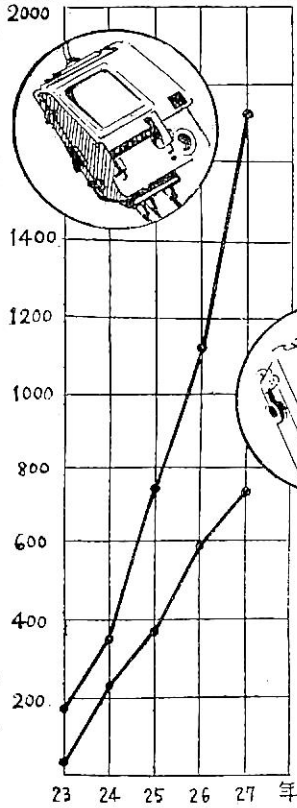
製造品目

アンショツ ジャイロ コンパス
 北辰式 ジャイロ パイロット
 北辰圧力式 ログ
 舶用電気計器各種



東京 北辰電機製作所

本社 東京都中央区本町2-12 電話 市川(03) 3241 ~ 4
 支店 大阪市東区今橋4-1 三菱信託ビル 電話 北浪(04) 2101 ~ 2
 ワービス 神戸市生田区湊町通2-45 万成商会内 電話 大町(05) 2092
 支店 岡山府岡山市 電話 3097 電話 門司 2090



音響測深機

魚群探知機

方位測定機

超短波無線電話機

風向風速計

電氣水溫計

海上電機株式會社

本社・東京 神田橋

(TEL 神田【25】0856, 6963, 6964, 7049)

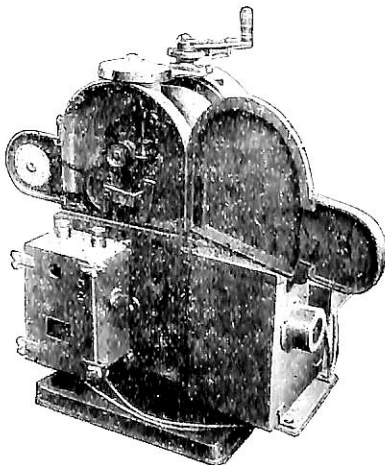


T.S.K

優秀な

鶴見精機の

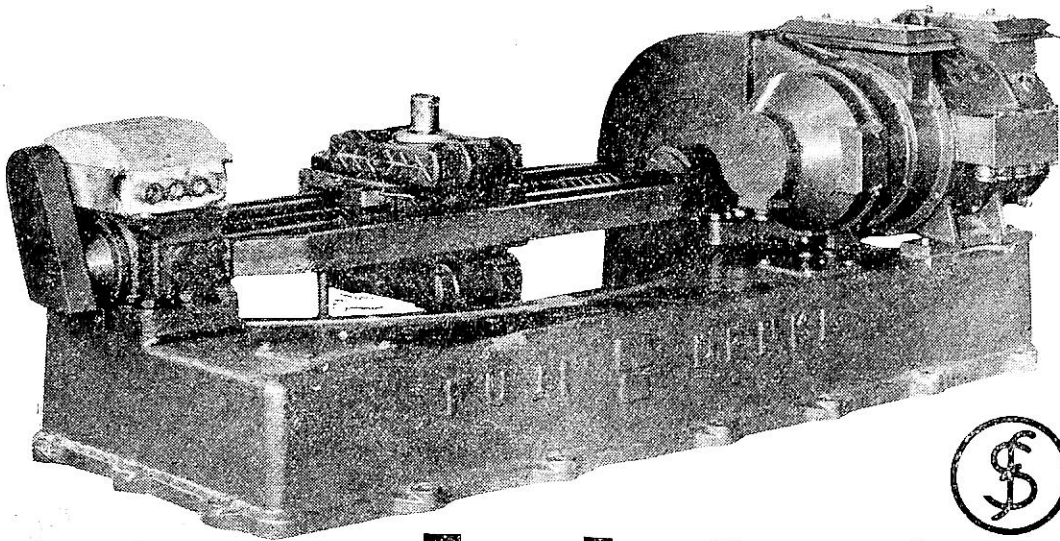
船用計器



株式會社 鶴見精機工作所

本社 横濱市鶴見區鶴見町一五〇六

出張所 東京都港區芝新橋二ノ三八



効率のよい

軽量小型なので
据付面積も小さく
据付が容易です

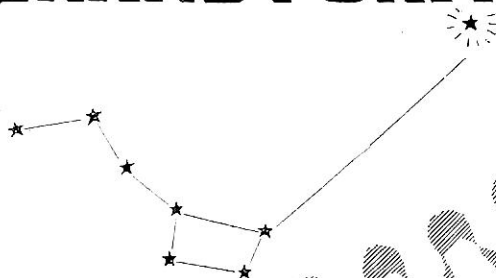
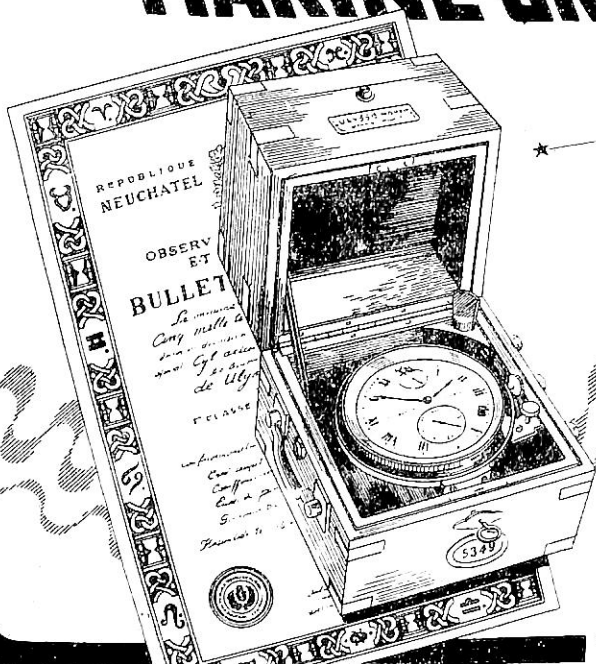
富士

捻子棒式

旋取機

富士電機製造株式会社

CHRONOMETRE DE MARINE GRAND FORMAT



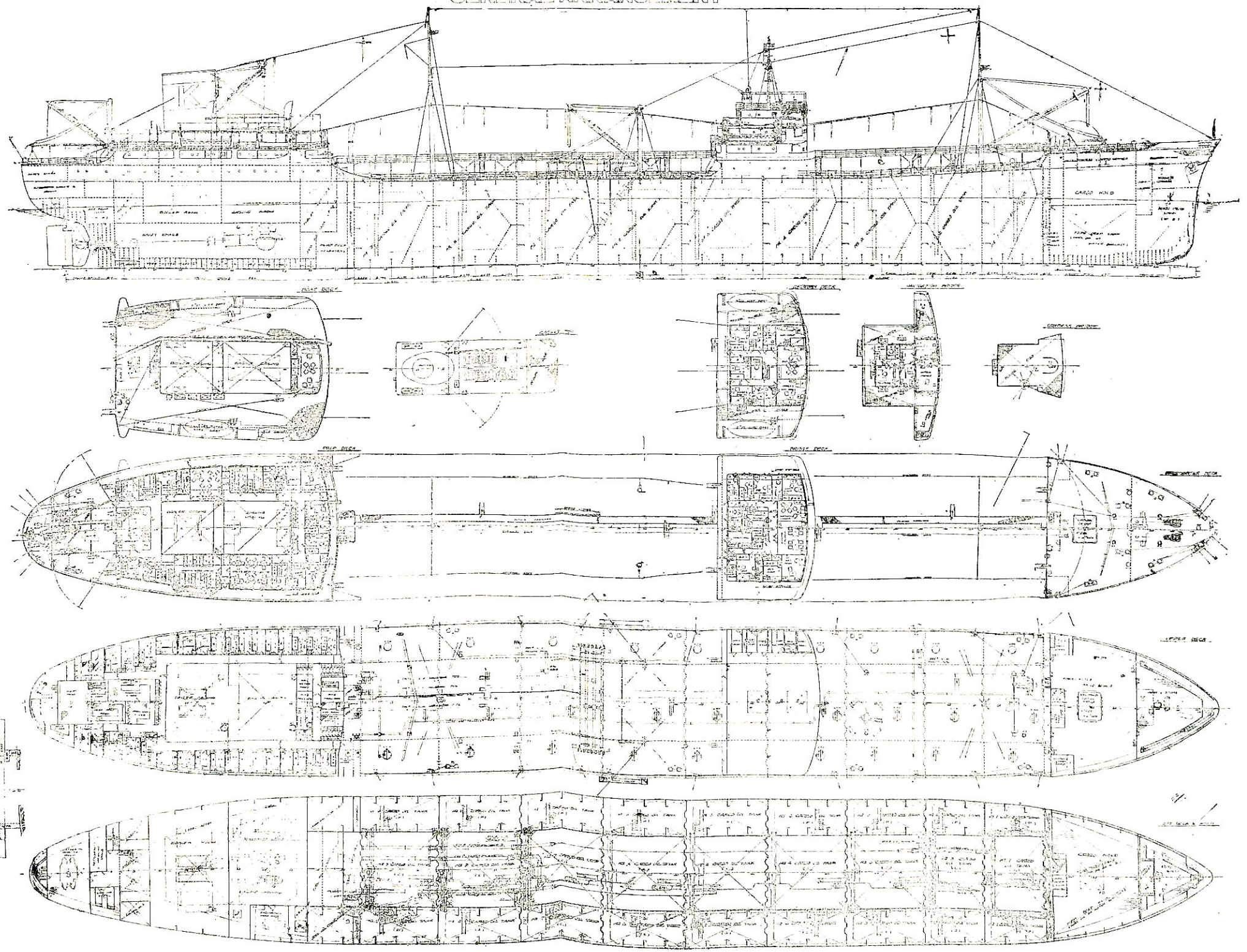
ULYSSE NARDIN SA

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

カクタン マリノコロナーター

ANDREW DILLON
GENERAL ARRANGEMENT



ANDREW DILLON 一般配置図

DW 21,000 噸油槽船 ANDREW DILLON の建造について

保 井 一 郎
浦賀船渠・浦賀造船所

1. 緒 言

昭和 26 年秋頃は輸出貨物船は歐洲の船價に比較して高いため殆んど成約の見込みがなく、ただ大型油槽船のみが望みをかけられるような状況であつた。そこで當社においても船臺を擴張し、進水までに外舷工事を完了して 試運轉直前の入渠だけを他所の船渠を使用することによつて建造する方針をとつた。

昭和 26 年 11 月中頃からオール商會を通じて商談を開始し、12 月 7 日に 2 萬噸油槽船 1 隻の假契約を締結した。owner は TANKER TRANSPORTS CORPORATION OF PANAMA CITY であるが、operator は New York の KERR STEAM SHIP Co. である。

12 月末に契約仕様書等の検討のため、船主から技術者として Robert C. Morrell 氏が派遣せられた。彼は New York にある Robert W. & Robert C. Morrell 船舶工務所を父子で經營しており、父の Robert W. Morrell はアメリカでも有名な造船技術者であり、息子の Robert C. Morrell は造機技術者である。

Owner は技術的事項は全部 Morrell 工務所に依頼した。

昭和 27 年正月早々から仕様書、一般配置圖、中央切斷、貨物油管裝置、機關室概略配置圖および熱平衡等について詳細な検討を行い、2 月 13 日によりやく正式契約を了えた。Kerr Steamship Co. からは、折衝の初期から、Captain Steimler が派遣せられた。

ここに、設計開始から竣工までに起つた主要事項と本船の要目および裝置の概略を述べることにする。

2. 基本計畫

1) 船主要求事項およびそれに関する契約事項。
船主の主な要求事項は次のようなものであつた。

- Deadweight は約 20,000 噸とする。
- 満載試運轉速力は 16 節以上とする。
- 燃料消費量は、發熱量 10,270 k.cal/kg の燃料に換算して、290g/SHP/h 以下であること。
- Cargo oil pump は 1,000m³/h の容量のもの 2 臺とする。

契約書によれば船價は一應 DW 20,000 噸として、DW 1 噸につき 201 弗の割合で計算し、實際の船價は船が完

成した際に測定した實際の deadweight について、1 噸につき 201 弗の割合で計算することになつていた。

試運轉速力については、契約速力に對し 0.2 節未満の不足の場合は船價は變らないが、0.2 節以上不足の場合は 0.1 節の不足につき 3,000 弗ないし 6,000 弗の割合で船價を差引き、1.0 節以上不足する場合は、船主は船の引取を拒否することが出来る。

燃料消費量に對しては、3% 未満の超過に對しては船價は變らないが、3% 以上超過の場合は 3% を超過する 1% 毎に 2,000 弗の割合で船價を差引き、10% 以上超過の場合は船主は船の引取を拒否することが出来る。

この燃料消費量の保證値 290g/SHP/h 以下という數値は、從來の國內船の機關計畫の data から判斷すると、保證する自信は持てず、ある程度の違約金を支拂うことも止むを得ないと覺悟していたが、ボイラ設計、タービン設計および機關部裝置上細心の注意と工夫とを凝らすことによつて、公試運轉の結果は 287.8g/SHP/h という好成绩をおさめることが出来た。

2) 初期計畫

a) 主要寸法の選定など

前記の通り、契約は完成の DW について船價を精算することになつていたので、なるべく DW を大きくした方が有利であるので、完成の DW が約 20,500 噸位になるように主要寸法を選定した。一方満載試運轉速力 16 節以上を確保しなければならぬので、あまり排水量を大きくすることは避けなければならない。そこで L, B, D を 168m × 22m × 12.3m とし、計畫満載吃水 (型) 9.55m の場合 Cb を 0.768 とした。

Sheer は最初中央部 0.36L 間は no sheer とし、それより前後部は普通の parabolic sheer として計畫したが、その後検討の結果、前後部の sheer を船體中心線において直線に持つていつた方が DW の増加に非常に有効なことが判つたので、そのように計畫を變更した。またそれと同時に no sheer の部分を 0.4L 間に變更した。(但し、仕様書の吃水は最初の計畫吃水 9.55m のままとした。) すなわち、このために満載吃水は 80 耗増加し、船體重量は極く僅かしか増加しないので、結局 DW は約 250 噸の増加となつた。この外、船體構造方式に all longitudinal system を採用したこと、船體、船裝 機關および電氣の各部に亘つて極力重量軽減に努

方したことにより、完成の DW は 21,107 噸となつた。

ところで、船殻工事が相當進んだ昭和 27 年 4 月末頃になつて、Morrell 事務所から本船の吃水および DW には非常に餘裕があり、9.55m 以上の吃水では本船が就航する港では使用出来ないこと、契約速力 16 節は確保出来ないであろうことなどの理由により DW が 20,000 噸になるように設計變更するように申し入れて来た。當所としては工事の進捗状況よりみて設計變更は不可能であることおよび完成の指定満載吃水を 9.55m に制限すればよいであろうことなどを申しやつた。その後何回も折衝の結果、公試運轉吃水は計畫満載吃水(型) 9.55m で行うが、指定満載吃水は取り得る最大吃水とすること、および DW の増加による船價の精算は 300 噸を限度とすることに決定された。船主の利己的な要求であつたが、諸般の情勢を考慮して契約書の権利を放棄したのは残念なことであつた。

b) 主機出力について

DW を 20,000 噸とすると排水量は約 27,000 噸となり、試運轉速力 16 節を得るには約 9,500 S HP を要することは従來の data から見當がつけられた。普通の行き方からすれば、機關の連続最大出力 (maximum continuous output) で 16 節を出すようにするのであるが、本船の場合は船價を下げるために、連続最大出力を 9,000 S HP とし、最大出力 (maximum output) 9,500 S HP で契約速力 16 節を出すように仕様書に書き、船主の承認を得た。この點に関しては契約後完成まで一度も問題にならなかつた。

c) 推進器計畫について

船體線圖は當所で設計したが、推進器の設計は運輸技術研究所に依頼した。運研から通知して貰つた推進器要目に従つて當所で推進器の圖面を調製して船主へ承認申請圖を送つたが、Morrell 事務所から pitch が小さくてこれでは試運轉速力 16 節は得られないであろうと申し入れて来た。こちらからは日本で設計された大型油槽船の水槽試験結果を 11 種を例示し、2~3 の例外を除いて他はすべて 0.1~8% の negative slip になつていること。水槽試験結果と海上試運轉成績とはよく合つていることなどを書面を出したが、先方はどうしても negative slip となることについて納得せず、5~6 回書面の往復をした結果、ついに船主からは、もし公試運轉で 16 節が得られない場合は推進器を取り換えてくれと申し入れて来た。こちらではあくまで契約書の條項に従うことを主張し、結局物分れの状態となつていた。後述の如く、試運轉の結果は水槽試験結果より更によくなり、機關の過負荷出力で 16.48 節を得ることが出来た。この場

合の propeller slip は -4.78% であつた。

これはアメリカと日本とで推進器計畫の考え方が異なる面白い例である。

3) 輸入品について

本船に使用した輸入品は次の通りである。

(Maker)

- a. Low pressure evaporator (Griscom-Russell)
- b. Deaerator (Cochrane Corporation)
- c. Automatic combustion control (A.C.C.)
(Bailey Meter Co.)
- d. Oil burner (Todd Shipyard)
- e. Grease Extractor (Davis Co.)
- f. Desuperheater (General Regulator)
- g. Feed pump (J.S. Coffin)
- h. Cargo oil pump: Turbine (Whiton)
" " " : pump (Ingersoll-Rand)
- i. Oil separator (Cochrane Corporation)
- j. Butterworth coupling (Butterworth System Inc.)
- k. Remote level indicator (Yaway)
l. Soke indicator (Wager)
- m. Propeller (J. Stone)
- n. Electric Refrigerator (Electrolux)
- o. Electric Torch (Yan Karner)
- p. Life Line throwing gun (Schermimnly)
- q. Self ignition water-light (Van Kamer)

上記のように本船には相當多數の輸入品を使用し、輸入品を使用した理由としては次のものが挙げられる。

イ) 船主要求によるもの。

ロ) 高温・高壓蒸氣の使用、燃料消費量の節減などのための装置で、国内では適當なものが得られないもの。

ハ) ロ) 項以外のもので国内では適當なものが得られぬかまたは製造していないもの。

ニ) 輸入した方が値段が安いもの。

イ) に屬するものは a, g, n.

ロ) に屬するものは b, c, d, i.

ハ) に屬するものは e, f, j, k, o, p, q.

ニ) に屬するものは h m.

このうち、propeller の値段については、その當時は国内 maker の値段が 1 ton 當り 75~80 萬圓であつたのに對し、世界的に有名な propeller maker である英國の J. Stone & Co. の値段は C I F で 1 ton 當り 60 萬圓で、大きな値段の開きがあつた。送つて来た

propeller を見ると、blade surface の仕上程度はわが國のそれより劣つてゐることは事實であるが、船の速力に影響する程のものではなかつた。

また、Bailey Meter Co. の A. C. C. は納期が非常におくれ、公試運轉に幸うじて間に合う状態であつた。第2船では maker を變更した。

3. 一般要目

a) 主要寸法等

全長	177.558m (582'-6 ¹ / ₂ ")
長(垂線間)	168.000m (551'-2 ¹ / ₄ ")
幅(型)	22.000m (72'-2 ¹ / ₄ ")
深(〃)	12.300m (40'-4 ¹ / ₄ ")
満載吃水(〃)	9.633m (31'-7 ¹ / ₄ ")
舷弧(前部)	3.000m
〃(後部)	1.500m
梁矢	0.440m
船級	LLOYD ⚓ 100A1 "Carrying Petroleum in Bulk" & ⚓ LMC

b) 噸數および容積

總噸數(日本政府測定)	13,751.32 噸
載貨噸數	21,107 噸(英噸)
貨物油艙容積(98%)	27,134m ³ (958,129ft. ³)
貨物艙容積(ペール)	1,004 〃 (35,439 〃)
燃料油艙	2,302 〃 (81,278 〃)
養罐水艙	236 〃
蒸溜水艙	112 〃
清水艙	158 〃

c) 機關および速力

主機械	2 段減速歯輪動式タービン (9,000SHP)	1 臺
罐	2 胴式水管罐 (35kg/cm ² × 400°C)	2 基
主發電機	タービン駆動 310KVA, 225V	2 臺
試運轉速力(9,513 SHP)		16.43 節
航海速力(8,000 SHP)		15.0 節
燃料消費量(〃)		287.8g/SHP/h

d) 無線装置

主送信機	1-250W M, 1-300W S
補助送信器	1-40W

e) 乗員數

士官	15 名
屬員	39 名
旅客	4 名

4. 一般配置

詳細は別圖一般配置圖の通りである。

1) 貨物油艙は2列の縦通隔壁と10個の横置隔壁とにより27個に區劃され、後部 cofferdam の中央部は主ポンプ室、前部 cofferdam の中央部は補助ポンプ室となつてゐる。貨物油艙區劃の長さは102.6m で、垂線間長さの61% である。燃料油艙は前部貨物艙下の深油艙(1,135m³)と主ポンプ室の上部および側部の深油艙(1,167m³)とから成り、別に第1貨物油艙の左および右の舷側タンクを豫備燃料油艙として使用出来るように考慮してある。

機關室二重底は養罐水艙とし、罐室後部に清水艙および蒸溜水艙を配置してゐる。また、船橋樓内に20 疋置タンク2個を持つてゐる。

2) 機關室は仕切隔壁によつて機械室と罐室とに分け、主タービンを前部に、罐を後部に配置してゐる。機關室の全長を短くする點から考えると、罐を船の幅の狭い後部に配置するよりは機關室の前部においた方が有利であるが、船主の要求により、軸系の長さを長くして flexibility を持たせるため主タービンを前部に配置した。

cargo oil pump はタービン駆動の遠心式ポンプを採用し、ポンプは主ポンプ室に、タービンは機械室内に置き、駆動軸は横隔壁を貫通してゐる。

3) 中央部の船橋は前方の見透しをよくするため、甲板間高さは特に高くした。すなわち upper deck—bridge deck 2.82m, bridge deck—captain deck 2.50m, captain deck—navigation bridge 2.0m となつてゐる。

中央部居住區にはサロン、船主室、客室、甲板部士官室等を配置し、船尾樓内は屬員居住區とし、船尾樓甲板の上には機關部士官室、艙部屬員室、士官食堂、屬員食堂、厨室等を配置し、後部端艇甲板上には士官喫煙室を設けてゐる。

5. 船體構造

1) 船殼構造方式は2萬噸型またはそれ以下の油槽船では、甲板と船底を縦通式とし、船側を横置式としたいわゆる combined system が多い。

combined system を採用する理由としては前後部の transverse system への連続に急激な變化を避けることや、船側外板ブロックの重量をあまり大きくしないこと等にあると思うが、それらに對しては適當な方法を講ずることとして、本船では重量軽減の立場から all longitudinal system を採用した。そのために船殼重量は約75噸軽減せられた。

2) 貨物油艙部の隔壁は横置隔壁のみ corrugate し、

縦通隔壁は plane とした。重量軽減の點よりみれば縦通隔壁を corrugate しなければ効果は少いが、corrugate 加工の能力不足と、工作上ブロックとブロックの継手において波の形を完全に一致させること（ロイド要求）が困難であると豫想されたので、本船では採用しなかつた。

3) Rivet seam は keel と A strake, bilge strake の兩縁, 上甲板 centre strake の兩縁の4箇所(片舷分)と gunwale angle の固著とである。その他は殆んど全部溶接とした。溶接使用率は約96%である。

4) 上甲板の板厚は stringer plate を含めてすべて25 耗である。但し、舷側の O.T. hatch のある strake のみ17 耗とし、開口の幅だけの板の斷面積を控除する際、その量が少なくなるようにした。二重張は油密確保の見地より採用しなかつた。

5) 船橋甲板室の側壁が舷側から内側に入つてゐる距離を300 耗とし、乾算計算の際、船橋として算入出来るようにした。また、船首樓および船橋の後端壁は第2級閉鎖装置とし、總噸數算定の際この部分の積量を控除出来るようにした。

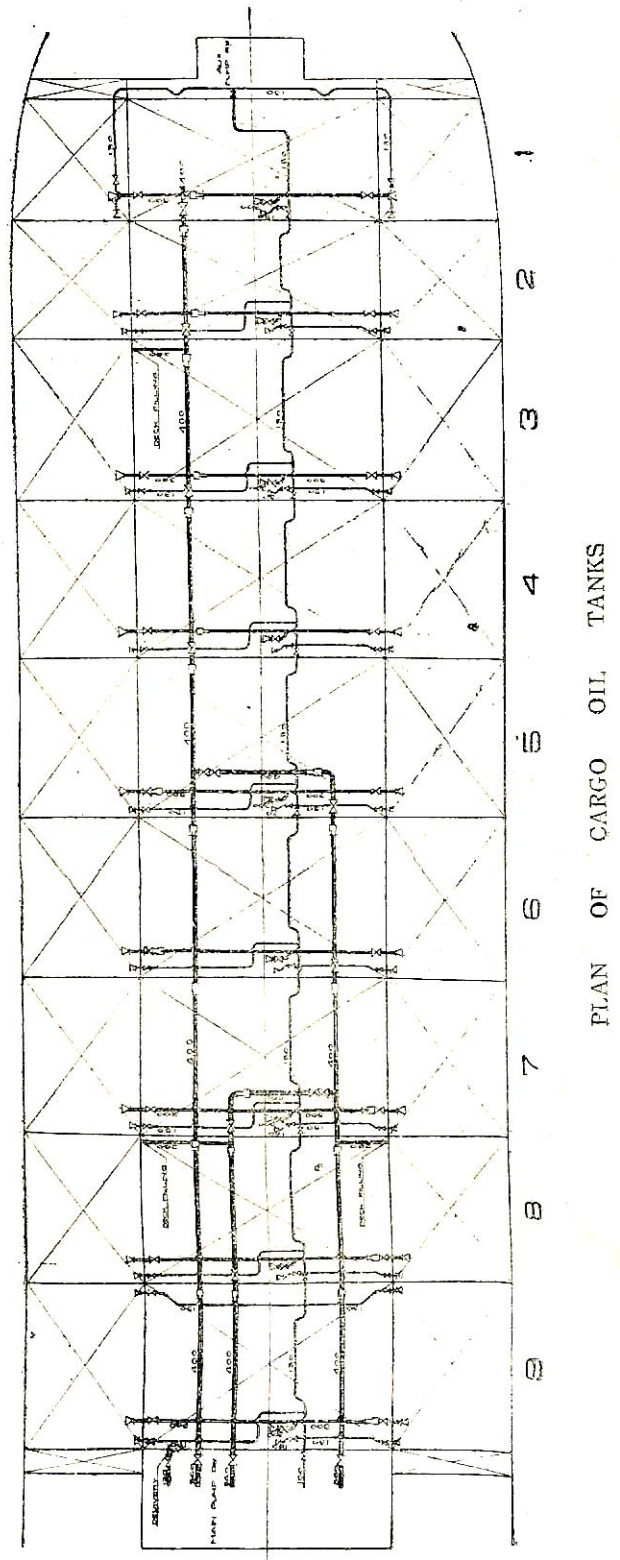
6. 諸管装置

1) 貨物油管装置

契約當時の貨物油主管の配置はいわゆる ring system で、主ポンプ室から直徑400 耗の主管を中央タンクを通つて兩舷に導き、No. 1 タンク内で連続せしめ、各タンクの後部において舷側タンクへ支管を出した配置となつてゐた。6月初頃となつて船主から、荷油ポンプを1臺増設し、各ポンプから別々に主管を導き、貨物油艙を三つの group に分けて各々獨立に荷役出来るように變更したい旨を申し入れて來た。

工程は相當進捗してゐたが line system に變更した方が valve, piece および spindle 装置が減少して工事は簡單になるので、思い切つて船主の申し入れを受諾した。その配置は附圖の通りである。

主管の徑は最初國內のポンプメーカーに引合を出したとき400 耗以上でないとポンプの能力が保證出来ないとのことであつたので400 耗を採用することにした。その後、荷油ポンプを輸入することになつたが、そのポンプでは360 耗でよいことが判つた。それで、第2船では360 耗とした。管はすべて鋼板溶接製とし、その寸法は main suction pipe は 400×12 , main suction branch は 300×10 , main



discharge は 300×10 , stern discharge は 260×10 となっている。

残油管は船體中心近くを前方に導き、各タンクの後部で舷側タンクに支管を導いている。管は hot drawn steel pipe で、その寸法は suction main & branch line は 130×5 , discharge line は 100×4.5 である。

最初の計畫では No. 1C.O.T. の兩舷タンクが燃料油船兼用となっていた。ロンドンより返送された承認圖面により、貨物油管系統と燃料油管系統とは補助ポンプ室内で change over piece により完全に切り換えることを要求せられた。

承認圖面の返却が非常におくれたため、工事は進捗して suction main line の變更は不可能であつたので、舷側タンクは貨物油船専用を立前とし、stripper line のみ補助ポンプ室内を通して舷側タンクに導き、このタンクを燃料油船として使用する必要が生じた場合は、main line を切り離し、stripper line を補助ポンプ室の fuel oil pump に change over piece をもつて切り換えるようにした。

2) 油船加熱管装置

船主の要求により、加熱管は船底から管の中心までの距離が 150 耗の位置に配置した。また、flange joint を全廢して、すべて welded sleeve joint とした。sleeve の溶接は管と船底との間が狭くて、下部の溶接が非常に困難となり完全な溶接が得られないので、直管部分の sleeve の溶接は管を回轉して行い、各タンクの兩端では船底縦通材をまたいだ短い管で連結し、下向溶接が出来るようにした。

加熱管は厚肉の hot drawn steel pipe を使用し、その寸法は貨物油船および前部燃料油船内は外徑 60.5, 厚さ 5.5 とし、後部燃料油船内は 50.8×5.5 とした。管の放熱面積は貨物油船に対してはタンク容積 1m^3 當り $0.0248 \sim 0.0292\text{m}^2$ とし、燃料油船に対しては $0.0523 \sim 0.0377\text{m}^2$ とした。

3) 清・海水管装置

清・海水共 hydrophore system によつて水を供給することとした。すなわち salt water service は機關室内に容量 2 ton の pressure tank を置き、前後部居住區の toilet, galley 等へ海水を供給する。ポンプの作動壓力は start は 2.8kg/cm^2 , stop は 4.2kg/cm^2 とした。

Fresh water service は機關室内に容量各 1 ton の fresh water pressure tank と hot water pressure tank を置き、後部居住區の shower, wash basin および sink 等へ清水を供給する。ポンプの作動壓力は海水

の場合と同様である。別に、前部居住區用として船橋樓内に 20 ton 清水槽 2 個を置き、船橋樓甲板上に fresh water pump と容量各の 250l の fresh water pressure tank と hot water pressure tank とを配置している。

4) 消火管装置

イ) 蒸氣消火管を各貨物油船、燃料油船、ポンプ室、機關室および貨物船等へ導いている。使用蒸氣壓力は 10kg/cm^2 である。

ロ) 居住區の消火としては通常の通り、甲板洗滌管の兼用と携帶用 CO_2 消火器とによる。

7. 船體 機 装

1) 諸室配置

各甲板毎の諸室配置は次の通りである。

航海船橋: 操舵室, 海圖室, 無線室, パイロット室, 電池室。

船長甲板: 船長(居室, 寢室, ラバトリー, 事務室), 船主室(ラバトリー附), 客室(2人室 \times 2室), 客用ラバトリー, 通信士, ジャイロ室。

船橋樓甲板: サルン, 喫煙室, 一等航海士(居室, 寢室, ラバトリー), 二等航海士, 三等航海士, 四等航海士, 事務長(居室 事務室), サルン・パントリー, 士官ラバトリー, 病室, 甲板事務室。

端艇甲板: 士官喫煙室。

船尾樓甲板: 機關長(居室, 寢室, ラバトリー), 二等機關士(居室, 寢室, ラバトリー), 三等機關士, 四等機關士, 電氣士, 補助機關士, 見習士官, 士官食堂, パントリー, 士官ラバトリー, 機關事務室, 首席料理員, 次席料理員, 給仕, 屬員食堂, 同パントリー, 屬員休憩室, 準士官食堂, 賄員食堂, 厨室。

上甲板: 甲板長, 操機長, 船匠, ポンプ手, 修理手, 甲板員, 機關員, 操機員, 給仕, 屬員ラバトリー, 糧食冷蔵庫, 糧食庫等。

上記の諸室中, 見習士官室および給仕室のみ 2 人部屋で、その他の室はすべて 1 人部屋である。

2) サルンおよび高級士官室の裝飾

高級士官室の設計および裝飾の方針は船主側の希望もあり、ネオクラシックの型式を採り、概して羽目および家具は共に暗く落ちついた感じにしたが、家具の形體等を新鮮味のあるものとした。

サルンについては羽目はマホガニー, 家具はダークマホガニーとし、中央の中仕切によつて右舷を食堂, 左舷を喫煙室に分けている。この部屋を中心を構成するものはウルシ繪で、右舷にはグリンメタルによるラジエータ

カーカバー上のトップマーブルの上部一杯に朝焼け富士と題する漆パネルが装備されている。金箔の地に肉太に畫かれた赤富士と旭日が松の枝越しに見える雄大な構圖である。また、喫煙室には左舷の壁一杯に櫻のパネルが取付けられ、櫻の花は陶器と白蝶貝、幹と枝は鉛で象徴し、地板には雲が荒金で幾重にも散らされた桃山調の豪華作品であり、共にわが國陶工界の第一人者北大路魯山人の最近稀に見る大作である。椅子張地およびカーテン地には黄色と淡い草色を用い、特に色彩のコントラストを圖り、この部屋のよいアクセントとなつている。

高級士官居住室は羽目、家具等をウォールナットまたはマホガニーとし、椅子張カーテン等は同色系の中間色を用い、落ちついた感じのものとした。船長居室には船主の希望により、大理石のイミテーション・ファイヤブレースを装備した。

3) 厨房装置

厨房器具としては次のものを装備している。

- a) Electric cooking range 1 AC220V, 30KW
- b) Electric baking oven 1 AC220V, 10KW
- c) Electric meat slicer 1 AC 220V, 1/2 HP
- d) Electric potato peeler 1 AC220V, 1/2 HP
- e) Electric dough mixer 1 AC220V, 2HP
- f) Electric food & meat chopper 1 AC220V, 1HP
- g) Steam coffee urn 1 stainless S. 2.5l
- h) Dresser with sink 1 stainless S. top & sink
- i) Chopping table 1 Hard wood

上記のうち、c)、d) および f) は船主手配となつていたが、船の竣工までに器具は入手しなかつた。また本船は引渡後川崎汽船に傭船されることになつたので dough mixer を取り外して豆腐製造機を装備した。

4) デリック装置

前部貨物艙に對し 5t ブーム 1本を前橋に、中央部デリックポストに 5t ブーム 2本 (常時はホース操作として 1t 用の索具を具えている)、後部デリックポストに 2t ブーム 2本および煙突に 2t ブーム 1本を装備している。

5) 航海機器

航海機器のうち、gyro compass (Sperry), radar (RCA), echo sounder (Raytheon) は船主から支給された。磁氣コンパスは羅針船橋、操舵室、端艇甲板後部操舵所の 3カ所に、テレモーター・スタンドは操舵室と後部操舵所 (船主要求) の 2カ所に装備している。その他、電気式エンジン・テレグラフ、電気式ドッキング・アンド・ステアリング・テレグラフ 手動測深儀、電気

測程儀等を装備しているが、SAL ログは装備しないことになつた。

このうち、エコーサウンダーの装備位置が問題となり、Morrell 工務所からは機械室に装備するように指示して来たが、當所としては maker とも相談の結果補助ポンプ室に装備することとした。ところが、進水がせまつた頃になつて、ロンドンのロイド本部からポンプ室に装備してはいけないと申し入れて来た。結局、前部燃料油艙の一部に油密區劃を設け、電線はポンプ室内を gas-tight の管の中を通して導き、ポンプ室の前部隔壁にマンホールを設けることにした。

6) 貨物油艙ハッチおよび蓋

ハッチコーミングは徑 1,220 耗、高さ 760 耗の圓形とし、蓋の中心を通つて 1本の力骨を設け、これに蓋を締めつける。

蓋の開閉は力骨の一端においてスクルー・ロッドにはめこんだナットをスパナーで回轉させて行ふ。

7) 通風および暖房装置

a) 給氣通風

送風機

- 第一系統 中央部居住區 120m³/min × 40mm × 1臺 (3HP) (サルン、海圖室、無線室、病室を含む)
- 第二系統 船尾樓甲板以上居住區 120 × 40 × 1 (3)
- 第三系統 上甲板以上居住區 (前部) 60 × 30 × 1 (1.5)
- 第四系統 " " (後部) 60 × 30 × 1 (1.5)

b) 排氣系統

第一系統 { 船橋樓甲板上サルン、喫煙室、パントリー、ラボトリー } 60 × 30 × 1 (1.5)

第二系統 { 船尾樓甲板上ラボトリー、休憩室 } 70 × 30 × 1 (1.5)

第三系統 { 船尾樓甲板上パントリー } 30 × 15 × 1 (1/2)

單獨 厨房 25 × 5 × 1 (1/4)

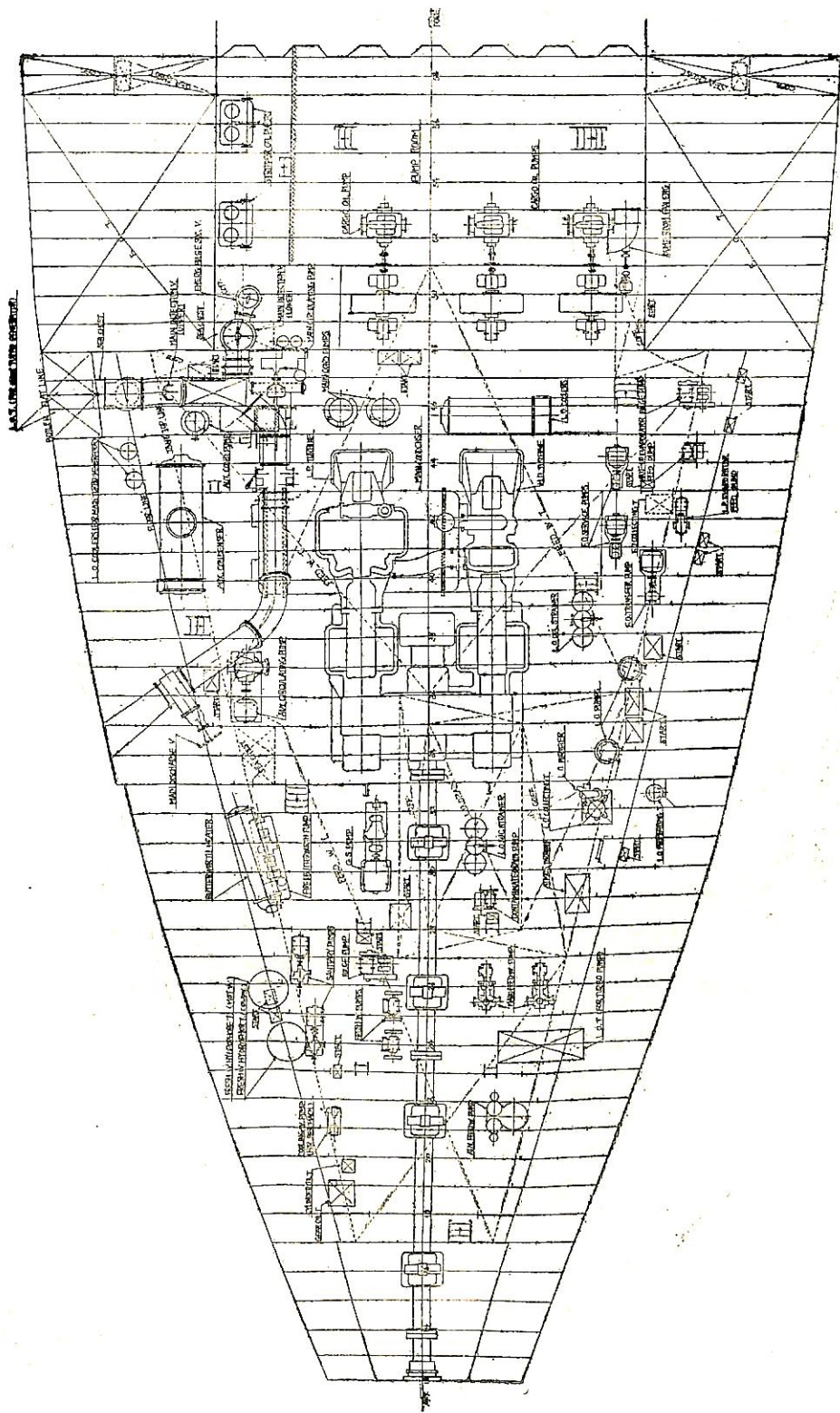
1時間換氣回數は居住室の給氣は 10回を標準とし、排氣は 15回を標準とした。但し、パントリーおよび洗濯室は 20回とした。

諸室暖房はスチーム・ラジエーターによつたが、第2船はサーモスタット・システムに変更した。

8. 機 關 部

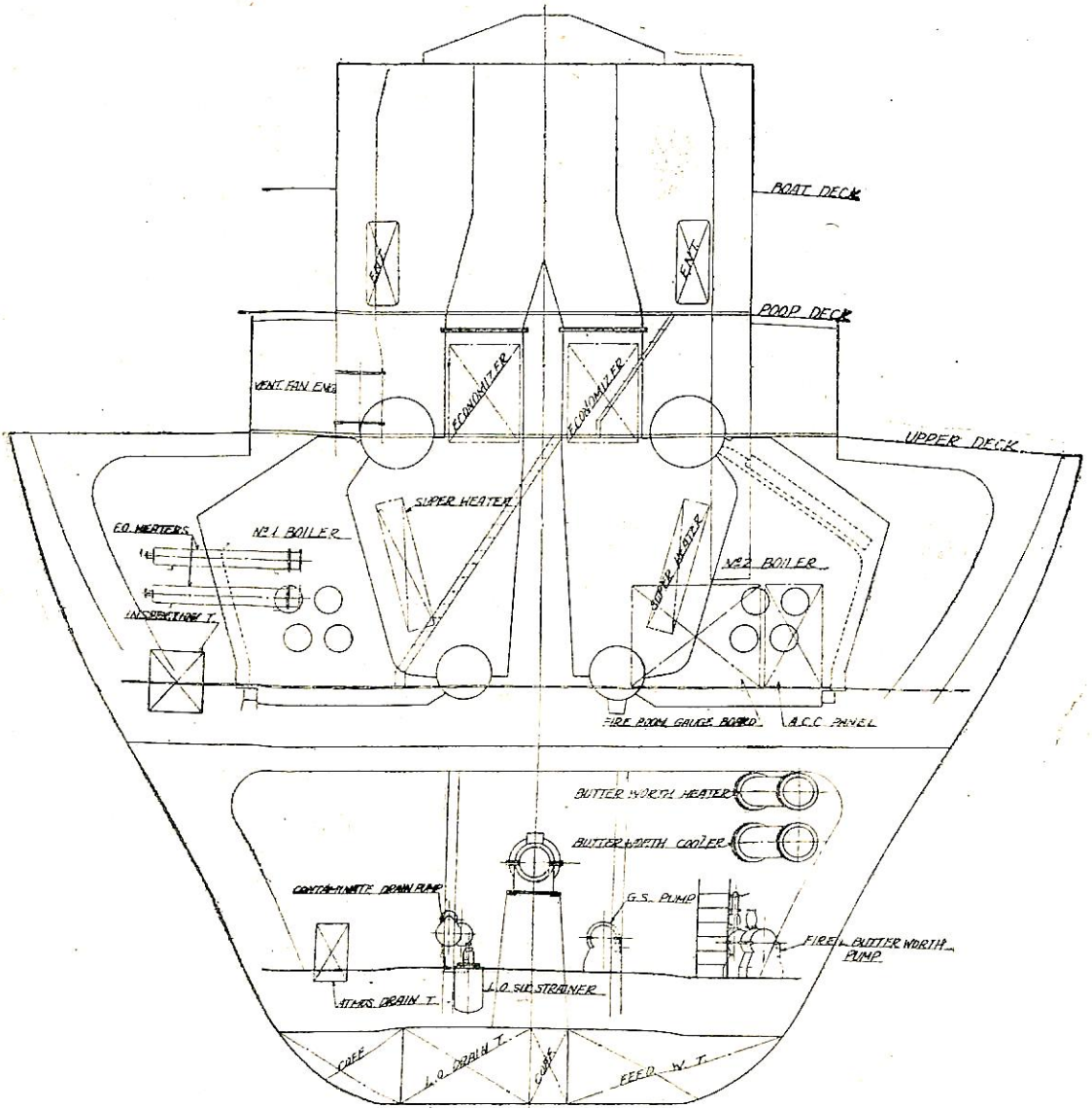
1) 機關部基本計畫

New York から R.C. Morrell 氏が契約前に打合せに来た際に、彼のところで作製した機關部仕様書を持參して、なるべくこれに據つて貰いたいとの申し入れがあつた。當所でそれを検討の上、具合の悪い箇所を處々修



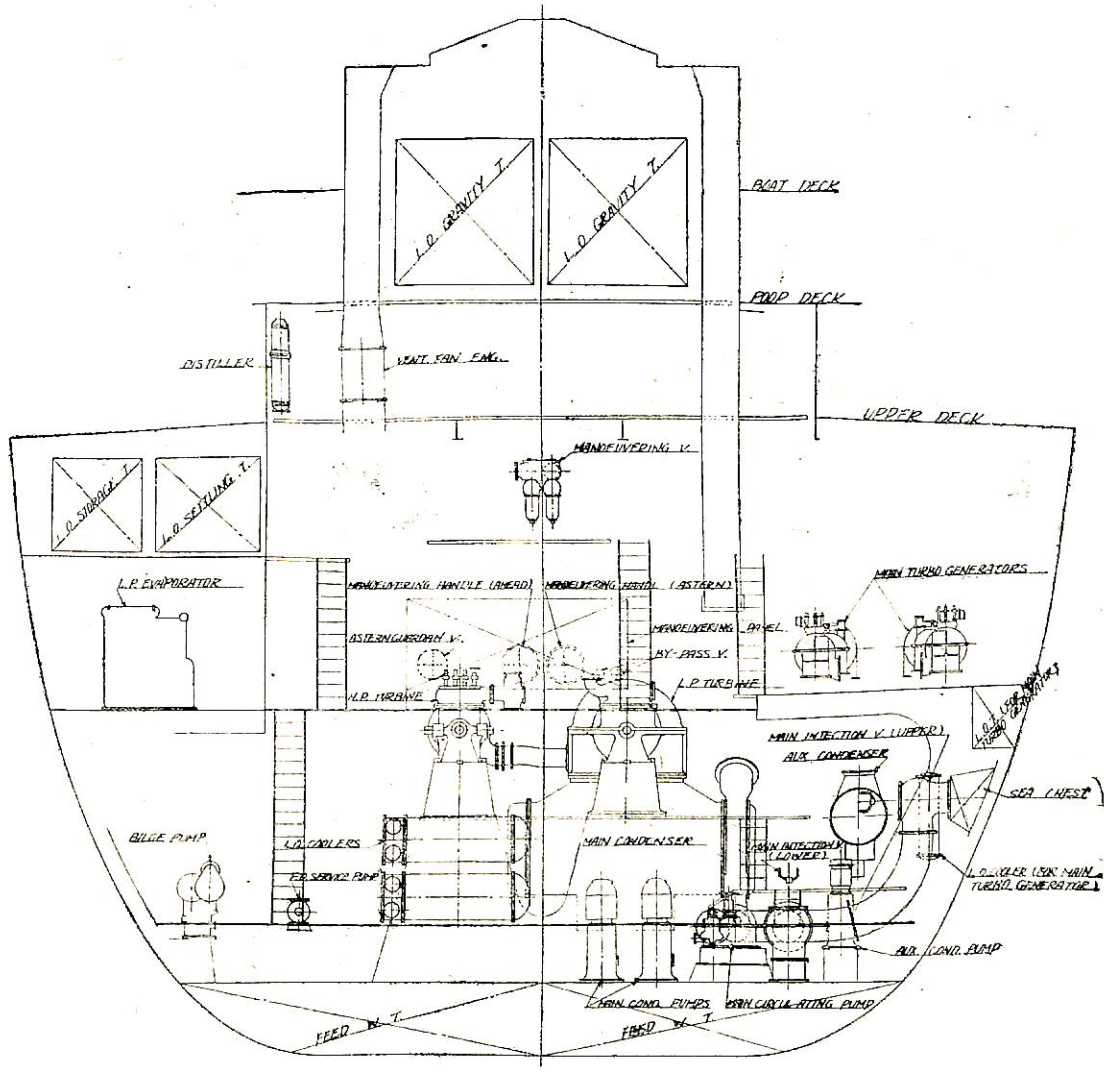
機房室おとびポンプ室下部平面図

SECTION AT E. No. 33
(LOOKING AFT.)



機 関 室 お よ び ポ ン プ 室 断 面 図 (1)

SECTION AT F. NO. 118
(LOOKING AFT.)



(2) 圖 匣 機 室 中 心 機 器 之 佈 置 圖

正したが大體においてそれを基準として契約の仕様書を作製した。

前に述べたように、保證燃料消費量が 290g/SHP/h 以下という今までにない少い値であるし、アメリカの新しい計畫を取り入れる意味で、輸入品を多數採用することとした。しかし、主タービンおよび罐は社内製とした。

Morrell 工務所ではアメリカの最近のスーパー・タンカーの設計をやつているので、本船の機關部基本計畫は大體それに近いものと思う。

日本の従來の船に比較して感じられる點は、燃料消費量の減少および能率の向上には重點を置いているが、裝置は随分思い切つて simple なものとしている。また、豫備裝置はあまり考えていない。例えば、主復水器は航海中、碇泊中共に使用し、補助復水器は主タービンを解放している時とか、主復水器が碇泊中に使用出来ない場合とかの場合にのみ使用する計畫となつていゝ。また、給水中に油が混入するのを避けるためには、donkey boiler や steam converter などを裝備することなく、單に grease extractor と oil separator とによつていゝ。

機關室の配置は別圖に示す通りで、主軸の flexibility を持たせるため、主タービンを前部に置き、罐を後部に配置した。機械室と罐室とは仕切隔壁によつて分けていゝ。

機械室下面には最前部に 荷油ポンプ用のタービンを 3 臺置き、隔壁を貫通した軸によつてポンプを駆動する。左舷には前部から main circulating pump, main condensate pumps, aux. condensate pump, aux. circulating pump, fire & butterworth pump, G.S. pump, sanitary pumps, bilge pump, fresh water pumps, cooling water pump (for ref. machine) を配置している。右舷には前部から bilge pump, make up evaporator feed pump, L. P. evaporator feed pump, F.O. service pumps, F.O. transfer pump, L. O. pumps, L. O. purifier, contaminate drain pump, main feed pumps, aux. feed pump を配置している。

機械室中甲板左舷には main turbo generators, および switch board を、右舷には L. P. evaporator, make-up evaporator, emergency generator を配置している。

罐室ではボイラー・フラット上には air compressor を、第二甲板には forced draft fan engine を 3 臺(内 1 臺は stand-by) 裝備している。deaerator は船尾樓甲板平面において機關室仕切隔壁の前面に置いてある。

spare tail shaft は裝備しなかつた。

2) 主タービン

當社において新規に設計し、製作した。その要目は次の通りである。

蒸氣室壓力および温度	32kg/cm ² G × 395°C		
復水器上部真空	724mmHg (海水温度 24°C)		
軸馬力	連続最大 9,000,	常用 8,000,	過負荷 9,500
	高壓タービン	低壓タービン	主軸
連続最大	4,617	3,147	105
回転數	常用 4,441	3,227	101
過負荷	4,705	3,207	107

後進 { トルク 經濟出力時の 80%
回轉數 " 50%

蒸氣消費量 (常用出力時, 無抽氣) 3.04kg SHP/h
重量 (復水器共) 165 吨

このタービンの特徴としては次のものが挙げられる。

イ) タービンの段落數を高壓タービン 11 段落, 低壓タービン 7 段落とし、効率をよくした。

ロ) 低壓タービンの効率に最も大きな影響を與える最終段落に特殊振れ勾配翼を使用して周速度を増し、かつ翼長を長くして効率を上昇させた。

ハ) 高壓タービン船首側ラビリンス・パッキングからの蒸氣漏洩がタービン全體効率に最も多く影響するので、この部分のラビリンス・パッキングの櫛齒數を 50 列配列して漏洩量を少くし、また、パネによつて支えたパッキング片を使用して、そのパッキング櫛齒と軸との間隙を小さくして一層漏洩量を減少させた。

ニ) タービンの回轉數は減速齒車の周速度によつて制限されるので、減速裝置の第 1 段小齒車に中央軸受を入れて P.C.D. を小さくして高壓タービンの回轉を増加させ、高壓タービン効率をよくした。

ホ) 高壓タービン第 1 段から第 7 段まで組立ノズルを採用し、フライス削りされた滑かな蒸氣通路をもたせた 13% Cr 鋼のノズル片を鑄鋼製のノズル仕切板に嵌込み、高温、高壓領域におけるノズル効率を増した。

ヘ) 後進タービンは低壓タービン車室内に裝備され、カーチス段 1 段、單段落 1 段の 2 段落より成り、常用出力に相當する蒸氣量で樂に 4,400 SHP を出すことが出来る。

3) 罐

2 胴型水管罐で當社において設計し、製作した。機關室の後部で船體の幅の狭いところに配置する關係で下部の幅が小さくなるように計畫した。要目は次の通りである。(1 罐分)

最大計畫壓力 35kg/cm²

蒸發量	常用	18,000kg/h
	連續最大	22,000 "
燃燒室容積		35.5m ³
受熱面積	罐本體	668m ²
	過熱器	202 "
	エコノマイザー	374 "
水 胴		1,000φ×4,780mm
蒸氣 胴		1,350φ×4,996
噴燃器數		4
蒸氣溫度 (過熱器出口で)		400°C (常用)
使用壓力 ()		33kg/cm ²
給水溫度		121°C
罐本體重量		39.7t
罐水重量		12.7t
罐効率 (高位發熱量基準)		87% (常用)

この罐の特徴としては次のものが挙げられる。

イ) 罐における熱損失の大部分は排気による損失であるが、この温度をあまり低くするとガス温度の低い部分において腐蝕を起す。この罐では Foster Wheeler 式エコノマイザーを装備し、これによつて排気温度を 157°C~185°C の範囲にとどめて、排気損失を許容し得る最低値としている。

ロ) 二重胴とし、一部に燃燒用空気を導き空気加熱を行うと同時に、ケーシングよりの熱損失を極力防いでいる。

ハ) 自動燃燒装置 (Bailey Meter Co. 製) を装備し、航海中自動的に最良の状態にて燃燒せしめ、かつ運轉者の疲労度の軽減をはかっている。

ニ) 噴燃器は Todd Shipyards 製の wide range type を採用した。この噴燃器は戻り壓力を調節することにより、極めて廣範圍な力量を持つているので自動燃燒に最適である。

ホ) 給水加減器は運轉に安全性を持たせるのに極めて大切であるが、この罐では確實な作動を得る範圍でなるべく複雑な型式を避け、Copes の single element feed regulator を採用した。

ト) 燃燒室は前面壁と爐底以外はすべて視水管で囲まれ、輻射熱を充分吸収すると同時に耐火煉瓦を保護している。

チ) 成形煉瓦の構築不都合な部分にはすべてプラスチック煉瓦を採用した。

リ) Yaway 製遠隔水準計を設備し、その指示器を機械室ゲージボードに取付けている。

4) 推進器
型式および數 エーロ・フォイル断面 4翼 1體型 1個

材 質	マンガン青銅
直徑×ピッチ	6,200×4,430mm (0.7R)
展開面積比	0.477

常備と全く同一の豫備翼を備えている。

5) 補機類

詳細は別表に示す通りである。

9. 電 氣 部

1) 電 源

- a) 主發電機 310KVA (250KW) 225V, 60cyc. 3φ
蒸氣タービン駆動 2臺
- b) 補助發電機 100KVA (85KW) 225V, 60cyc. 3φ
ディーゼル・エンジン駆動 1臺
- c) 豫備電源 24V, 200AH 蓄電池 2組
(内1組は Stand-by)

2) 通信装置

a) 船用電話

操舵室—舵取機室、後部操舵所、船首樓甲板
機械室—操舵室、機關長室

b) 通信ベル

機關長室—機械室 (傳聲管付)
無線室—海圖室 (時刻調整用)
主配電盤—無線室 (電源 24V 電池)

c) 呼 鐘

船長、機關長、上級士官および船主の各室、客室、海圖室 無線室、サルン、喫煙室、病室に押釘を、指示器をサルンパントリーに装備す。

d) 冷蔵庫用非常ベル

ベルをパントリーの近くに置く。

e) 電氣テレグラフ

エンジン・テレグラフ、操舵室—機械室、罐室
ドッキング・アンド・スチアリング・テレグラフ。
操舵室—後部操舵所、非常用エンジン・テレグラフ (ランプ式)、操舵室—機械室

f) 危急指示装置

L.O. 重力タンクの水準、操舵機用電動機の無負荷、罐水準に對し警報装置を装備する。

g) 自動吹鳴装置

スチーム・タイフォンに對し自動電磁弁を装備する。

h) 電氣回轉計

受信器は操舵室および機械室操舵盤に装備す。

i) 舵角指示器 受信器を操舵室に装備す。

j) CO₂ メーター 罐室に装備す。

3) 無線装置

S. No. 645 ANDREW DILLON 補機類要目表

	名 稱	數	型 式	力 量 × 水 頭	電 動 機 HP × R.P.M.	製 造 所
機	主循環水ポンプ	1	減速タービン横軸流	3600m ³ /H×8m	1,000~800	新三菱
	補助循環水ポンプ	1	横電横渦巻	600×8	30×1200	浦賀造船所
	主復水ポンプ	2	竖電竖渦巻	45×60	30×1800	帝國機械
	補助復水ポンプ	1	竖電竖渦巻	20×60	20×1800	〃
	主給水ポンプ	2	タービン直結横渦巻	52×430	6,850	輸入品
	補助給水ポンプ	1	汽動竖ウエヤー	28×430	17	浦賀造船所
	消防及パタウオースポンプ	1	タービン直結横渦巻(自給式)	100×140	3,600	鶴見造船所
	雑用水ポンプ	1	横電二段タービン式	90/45×140/35	75/10×3600/1800	〃
	ビルヂポンプ	2	横電竖クランクプランヂャー	30×35	75×1200	浦賀造船所
	開	サニタリーポンプ	2	横電横渦巻	25×42	11×1800
重油移送ポンプ		1	横電横齒車	40×70	25×900	浦賀造船所
潤滑油サービスポンプ		2	竖電竖齒車	100×35	30×1200	〃
潤滑油手働ポンプ		1	手働ウイング	1.5×20		〃
清水ポンプ		2	横電竖クランクプランヂャー	2×42	1×1200	新興金屬
清水蒸化器給水ポンプ		1	横電竖クランクプランヂャー	2×20	1/2×1800	廣造横
コンタミネートドレンポンプ		1	横電竖クランクプランヂャー	2.5×35	1.5×1800	〃
主 渡 電 機		2	減速タービン真空式	250KW×225V.A.C. 60∞		浦賀造船所
補 助 渡 電 機		1	DE 2P ディーゼル横關駆動	85KW×225V.A.C. 60∞	130BHP×1200	三菱日本重工川崎工場
補		低壓蒸化器ブラインポンプ	1	横電横渦巻		
	低壓蒸化器復水ポンプ	1	横電横渦巻			〃
	低壓蒸化器循環水ポンプ	1	横電横渦巻	34×12.2	3×3600	新興金屬
	空 氣 壓 縮 機	1	横電單筒二段壓縮	34m ³ /H×7.05kg/cm ²	5×1800	田邊空氣壓縮機
	同 上	1	同	83.5m ³ /H×7.05kg/cm ²	15×1800	〃
	機關室換氣通風機	2	竖電格納型軸流	400m ³ /min×30mmAq	7.5×1200	荏原製作所
	罐 用 送 風 機	3	横電片側吸込鋼板式	350/460m ³ /min×180/320mmAq	30/70×900/1200	〃
	潤滑油清淨機	1	電動ドラバル型	1000L/H	3×3600S. & D.	日立製作所
	清水移送ポンプ	1	竖電動ウォーム減速竖クランク	3m ³ /H×35M	1×1700	浦賀造船所
	機	清水蒸化器	1	直立コイル式	20T/D	
清水蒸溜器		1	直立表面式	20T/D		〃
低壓蒸化器及蒸溜器		1組	ソールシエル型	38T/D		輸入品
壓縮空氣氣蓄器		1	圓筒銲接型	2,500L×7.05kg/cm ²		浦賀造船所
同 上		1	同	850L×7.05kg/cm ²		〃
潤滑油冷却器		2	横表面冷却	各 C.S. 120m ²		〃
噴	重油噴燃装置	1組	高壓自働燃焼式			輸入品
	重油加熱器	2				〃
	重油噴燃ポンプ	2	横電イモ式 KIMO52-3N4B	5m ³ /H×225m	14×1200	川崎重工業
	重油濾器	2	複 式			浦賀造船所

機 關 室 補 器	バタウォース加熱器	1	表面加熱式	H.S. 20m ²		浦賀造船所
	同 ドレン冷却器	1	表面冷却式	C.S. 20m ²		〃
	デアレーチング給水加熱器	1	コクラン型			輸入品
	主抽気エゼクター	1組	二 聯 2 段			浦賀造船所
	補助抽気エゼクター	1組	一 聯 2 段			〃
	グラント復水器	1				〃
	同上用抽気エゼクター	1				〃
	排気油分離器	2				輸入品
	グリースエクストラクター	2				〃
	主 ポン プ 室	荷油ポンプ	3	減速タービン横渦巻	1000m ³ /H×80m	
残油ポンプ		2	汽動堅ウオシントン	100×70		鶴見造船所
主ポンプ室換気通風機		1	横電曲管軸流	200m ³ /min×30mmAq	3.5×1800	荏原製作所
ボ ン プ 部	ビルデバラストポンプ	1	汽動堅ウオシントン	50m ³ /H×70		鶴見造船所
	重油移送ポンプ	1	汽動堅ウオシントン	50×70		〃
	名 稱	数	型 式	力 量	寸 法	製 造 所
甲 板 機 械 お よ び そ の 他	舵取機械	1	電動油圧式	30HP×2		東京機械
	揚 船 機	1	汽動横二汽筒式	36T×9m/min	320×320/360	浦賀造船所
	揚 貨 機	2	汽動横二汽筒式	5T×50m/min	200×200/300	浦賀横濱工場
	繫 船 機	1	汽動横二汽筒式	10T×17m/min	230×230/380	〃
	テレモーター	1				東京機械
	冷 凍 機	2	電動フロン	各 10HP	冷却水ポンプ 2HP×1臺	大阪金屬工業
	工 作 機 械	1	萬能工作機	5HP		大日金屬工業
	ボ ー ル 盤	1	堅 型	3HP		日平産業
	主機械回轉装置	1		10HP		浦賀造船所

船主支給で、RCA 會社製である。

- 1—300W 送信機 (短波)
- 1—250W 送信機 (中波)
- 1—40W 補助送信機 (中波)
- 1—オートダイーン受信器 (長波, 中波)
- 1—スーパーヘトロダイーン受信器 (短波)
- 1—75W 無線電話
- 1—自動電鍵
- 1—緊急信號受信器
- 4) 方向探知器

船主支給で R C A 會社製である。

10. 海上公試運轉成績

a) 速力試験成績

吃水 前部 31'-2", 後部 31'-2"
排水量 27,350 L.T.

機關出力	速力(節)	回轉數	SHP	スリップ (%)	アドミラルティ係數
連続最大	16.16	106.6	8,918	-5.62	430
過負荷	16.43	109.3	9,513	-4.78	423
常用	15.78	102.9	8,153	-6.92	438

b) 燃料消費量試験成績

常用出力 4 時間連続航試験 287.8g/SHP/h
連続最大出力 1 時間連続航試験 294.0 〃
(燃料の發熱量 10,270 kcal/kg に換算して)

海上公試轉は絶好の天候と海上平穩に恵まれ 豫期以上の好成績を収めることが出来た。また、機關および船體の振動は非常に少く、中央の部屋にいると全速で航走している際でも船が静止しているような感じがした程であつた。

本船は 6 月 20 日に無事船主へ引渡された。

造船用鋼材の脆性破壊の冶金學的考察

小林 卓 郎
名古屋大學工學部教授

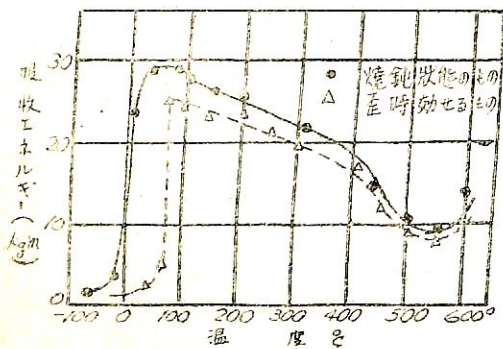
緒 言

過ぐる大戦中から戦後當初にかけて、米國における4700隻におよぶ溶接船の約2割に大小の損傷が起つたことは造船用鋼材の脆性破壊に人々の重大關心を向け、廣汎な研究を展開せしめた。しかし鋼材の脆性については古くより注目され、これまでも既に多くの研究が行われて來た。特に冶金學的研究は組織立つた研究は兎も角多數の研究が行われて來たことは事實である。ところが過去における冶金學的研究は主として有溝衝擊試験片あるいは小抗張試験片を用い各種温度で試験を行つて、低温脆性、青熱脆性あるいは赤熱脆性に對する材料の組成、履歴等の影響を調べることに殆んど終始してゐた。そしてその機構の解明に至つては殆んどみるべきものがなかつたといつても過言ではあるまい。

完全な脆性とは塑性變形の先行を伴わず破壊が始まりかつ進行することである。そこで脆性破壊の考察には必然的に塑性變形についての考察を必要とする。幸い近來塑性變形の理論特に轉位論の進展に伴い、破壊に對する理論的解明にも興味向けられて來たので、今後の發展は注目すべきものが豫想される現状である。

さて第1圖に軟鋼の有溝衝擊試験結果を示すが、常温近傍以下で現れてゐる吸収エネルギーの減少が低温脆性であり、550°C前後での脆化を青熱脆性ということは良く知られてゐる（静的試験の場合はこれらの脆化温度範囲は低温側に移動することも周知のことである）。

鋼にはこの外更に赤熱脆性と呼ばれる更に高温度での脆化現象もある。ところで造船用鋼材として使用状態の問題になるのは低温脆性である。すなわち上述の溶接船の破損原因究明のために行われた多くの研究結果によ



第 1 圖

り、その原因は低温脆性にあることが明にされてゐるのである。尤もそれらの研究においては特に低温度でなく室温附近で船舶に發生した損傷状況を再現するため特に工夫を加えた切欠試験片が用いられた。そこで切欠脆性と呼ばれることが多いが、その本質はいわゆる低温脆性と同一である。

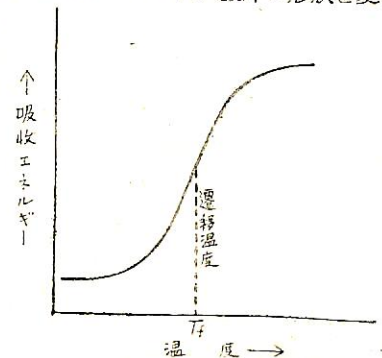
脆性破壊に影響をおよぼす因子としては、

- 1) 應力状態（材料の size の問題を含む）
- 2) 荷重速度
- 3) 温 度
- 4) 材料の種類、状態

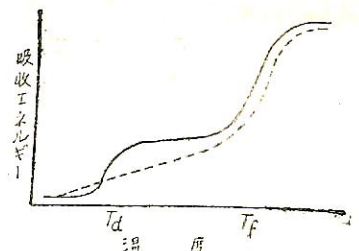
等が挙げられる。脆性破壊の考察に當つては、これらの諸因子が脆性破壊におよぼす影響について述べ、次いでこれらから歸納して機構の解明と進めて行くのが本筋と考えられる。しかし茲では主として材料の影響について述べ他の諸因子については省略する。

第1圖に示した吸収エネルギー對温度曲線は同一材料、同一形状の試験片を、温度だけを變化せしめ他の條件は一定にして破断せしめた場合である。材料を變えるとか、ノッチの形状を變えるとか、試験片の形状を變

るとかあるいは荷重速度を變えると、延性破壊から脆性破壊に遷移する温度範囲は移動する。そこで材料の脆性を比較する一つの方法として延性から脆性へ遷移する温度の高低が使われる場合が多い。すなわち第2圖に示す如く延性から脆性への遷移の中間の温度を遷移温度と呼び、この遷移温度の高低により材料



第 2 圖



第 3 圖

の脆性が比較せられる。この場合遷移の基準としては吸収エネルギー、破面の状況等が用いられる。なお最近ではこの遷移温度に2種類あることが注目されて来た。すなわち第3圖に示すごとく、ある種の試験片の場合あるいはある種の試験条件の下では上述の遷移温度より更に温度が下ると、試片のノッチ底部等の僅の延性破面も完全になくなり、破面は全く脆性劈開型になつて吸収エネルギーを急激に低下するにいたる。第3圖の Td がこの遷移温度を示す。これを ductility transition temperature と稱し前述の遷移温度 Tr を fracture transition temperature と稱して兩者を區別する。この2つの transition temperature は次の如くに解釋されている。すなわち ductility transition temperature 以下の温度では破壊の始まりも脆性破壊であり破壊の進行も脆性破壊である。ductility transition temperature 以上の温度から完全延性破壊を示す温度までの間では、人工ノッチの底部のみが延性破壊であることから、破壊の開始は延性破壊であるが、それがある程度進むと鋭いノッチを形成して以後の進行は脆性破壊となるものと考えられる。

Vノッチ・シャルピー試験片では普通このような明瞭な ductility transition temperature を示さないの、特定の吸収エネルギー値——15 ft.-lb. が用いられることが多い——を示す温度の高低によつて脆性が比較せられることがある。

§ 1. 結晶格子型と低温脆性

銅 アルミニウム、ニッケル、 α -真鍮等の面心立方格子型金属材料は低温脆性を示さないの、低温装置用材料として好適であることは周知のことである。18-8 不銹鋼等のオーステナイト鋼のごときも面心立方晶格子を保持する限りにおいては低温脆性を示さない。これに反し、鉄、モリブデン、タングステン、 β -真鍮等の體心立方格子型金属材料あるいは亜鉛 マグネシウム、カドミウム等の六方晶系金属材料は低温脆性を示す。これらの事實から低温脆性は金属材料の結晶格子型と密接な関連があることが知られる。

面心立方晶系金属材料では低温度においても臨界剪断應力が働けばいわゆる delay time 遅効時間なしに直ちに切り變形を起すことおよび種々の格子浸入型元素の原子を入れる間隙が広いために、これらの元素が浸入しても、その臨界剪断應力におよぼす影響が小さいこと等の理由で低温脆性を示さないと考えられている。この點については更に後述する。

鋼は種々の元素を含むがその基本をなすものは鐵と炭

素の合金であつて、常温近邊の温度では α 鐵あるいはフェライト（鐵に少量の炭素その他の元素が固溶したもので結晶格子型は體心立方晶）と α 鐵中にセメンタイト (Fe_3C) の混在したパーライトから成り立っていることはあまねく知られている。従つてその低温脆性は當然體心立方晶金属材料の通有性に従うことは勿論であつて、更に異相成分として、高温度においても變形能の極めて小さいセメンタイト (Fe_3C) が混在しているために低温脆性の傾向が増大することを見逃すことは出来ない。

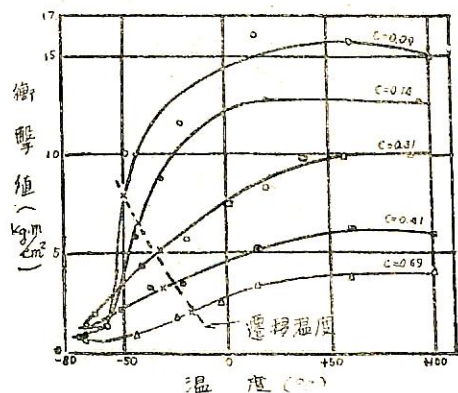
§ 2. 低温脆性におよぼす鋼材の化學成分の影響

1) 炭 素

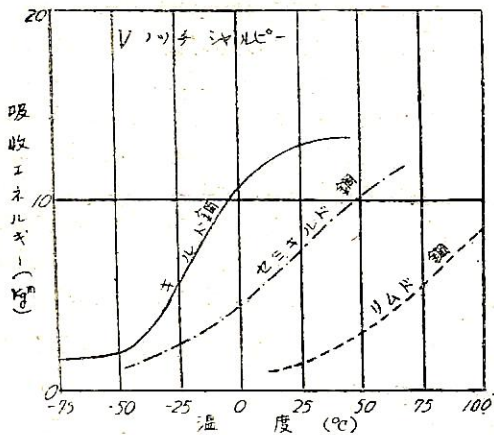
凡て鋼の低温脆性におよぼす合金元素の影響を考察する場合、 α 鐵の固溶限以下での合金元素量の影響と、固溶限以上での合金元素量の影響とを區別する必要がある。固溶限以下での炭素量の増減に伴う低温脆性の相違は、 α 鐵そのものの低温脆性におよぼす浸入型元素である炭素の影響を示すものであり、固溶限以上での炭素量の影響は主としてフェライトに對するパーライト部分の量的割合の影響と認めるべきであろう。造船用鋼材として實際に問題になるのは勿論固溶限以上の炭素量の場合であつて、炭素量の増大に伴いパーライト部分が増大する影響を論ずれば足りるであろう。

Allen¹⁾ は高純度の鐵に 0.0% から 0.03% の範圍で種々の量の炭素を加えた試験片についてその脆性を調べた結果炭素量の増大に伴い遷移温度が著しく上昇することを認め鐵中に固溶した炭素が脆化作用をなすことを述べている。浸入型元素である炭素が體心立方晶金屬である鐵中に浸入し轉位の移動を妨げ低温脆性を顯著ならしめる一つの例證であろう。

第4圖²⁾ に固溶限以上の炭素量の脆性遷移状況におよぼす影響を示している。吸収エネルギーの絶対値が大き



第 4 圖



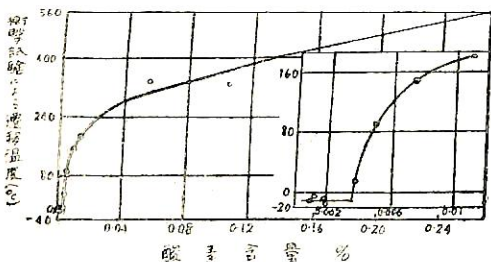
第 5 圖

く變ることと同時に遷移温度も炭素量と共に上昇していることが認められる。これは明に炭素量の増大に伴いパーライト部分の割合が増加することによるものと解釋される。

2) 酸 素

低温脆性に對して酸素が大きく影響することは古くより良く知られている。すなわち脱酸不十分なリムド鋼は遷移温度が高く、脱酸の良く行われたキルド鋼では遷移温度が低く、セミキルド鋼は兩者の中間に位する。第5圖にこの關係の一例を示す。特にアルミニウムで脱酸され結晶粒度の小さい Izett 鋼は耐時効性鋼として著名であり、その遷移温度も低い。

しかし斯様な脱酸鋼材の低温脆性についての優越性が單に酸素含有のみによるものかあるいは微細脱酸生成物の核作用による微細結晶粒の生成も與つて力があるのか、あるいは窒素含量その他が異つて來ることも寄與するのか未だ多少判然としない點も残されている。兎も角脱酸の良く行われたキルド鋼が低温脆性の點でリムド鋼に比して優れていることは間違いない事實である。造船用厚鋼板はキルド鋼を使用することが規定せられている一つの理由は茲にあることも周知のことである。



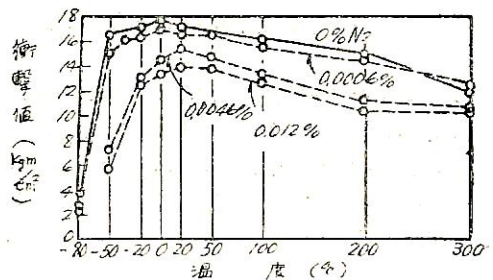
第 6 圖

さて第6圖に高純度鐵の脆性遷移温度におよぼす酸素の影響を示している。Rees および Hopkins の求めたものである。圖から明な如く酸素含量 0.003% を越えると急激に遷移温度が上昇して來る。そして酸素含量の増大に伴い粒界破壊を示す部分が認められることから酸素含量が多くなると粒界の cohesion が弱くなることが指摘せられている。すなわち酸素含量が多くなると粒界に酸化物のフィルムが出來て結晶粒相互の cohesion を弱めるというわけである。このことは結晶粒を小さくすると低温脆性の點で優れて來ることの一つの説明にもなる。すなわち結晶粒が小さくなると、粒界の酸化物の濃度が小さくなり、酸化物膜の大きさも小さくなるので結晶粒間の cohesive strength におよぼす影響が小さくなるというのである。

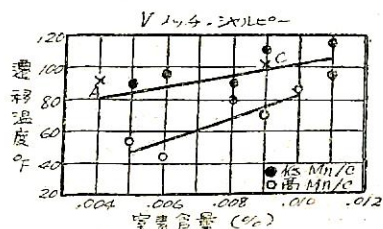
一旦粒界に破壊が始まると、これが鋭いノッチを形成し脆性破壊の進行を助ける。

3) 窒 素

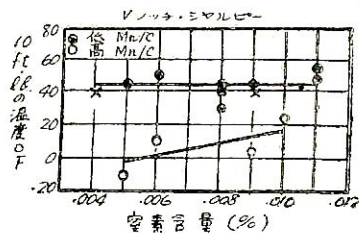
窒素は靑蒸脆性に對する大きな因子と考えられている



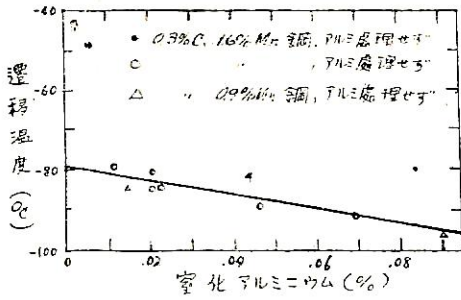
第 7 圖



第 8 圖



第 9 圖

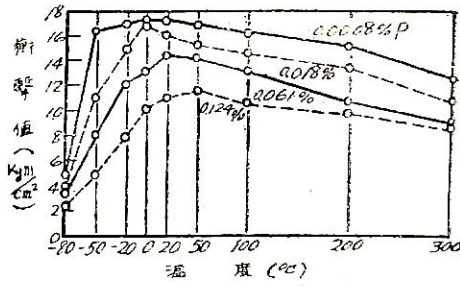


第 10 圖

が低温脆性に對しても影響をおよぼす。第 7 圖⁹⁾はアームコ鐵の窒素含量の相異による脆性遷移狀況の變化を示している。第 8 圖¹⁰⁾は軟鋼の Fracture transition temperature におよぼす窒素含量の影響を示し、第 9 圖¹¹⁾は同じく軟鋼の ductility transition temperature に相當する遷移温度におよぼす窒素含量の影響を示している。これらの實驗結果から窒素含量が高くなると遷移温度を上昇せしめることが理解される。これらの窒素は α 鐵中に固溶しているものおよび Fe_3N として析出しているものの 2 つの形で存在しているが、アルミニウムを加えると窒化アルミニウムとして存在するに至る。第 10 圖¹²⁾には炭素含量の 0.3% で Mn 含量 1.6% および 0.9% の鋼をアルミニウム処理した場合、窒化アルミニウム含量と遷移温度の關係を示している。窒化アルミニウムの形で存在する場合は窒素も害にならないことが理解されるのである。

4) マンガン

鋼中にマンガンが入ると遷移温度を低下せしめるに効果がある。Rees, Hopkins および Tipler¹³⁾の研究によれば 0.05% の炭素を含む鋼にマンガンを加えてゆくと Mn の増量に從つて遷移温度が低下することが認められる。彼らはマンガンが入ると鐵の yield stress が増加する以上に cleavage strength が増加するので遷移温度低下に對して効果があるといつている。また彼らによると酸素をやや多量に含有して、一部に粒界破壊を示す鋼においては延性から脆性への遷移が廣い温度範圍に互り、その遷移曲線がだらだらになるが、これにマンガンを加えて行くと遷移曲線が sharp になるということである。この事實はマンガンによる脆化効果も遷移温度低下に一役買つていることを示すものであろう。また鋼中の炭素量が増してゆくと遷移曲線がだらだらになる傾向があるが、これにマンガンを加えて行くとやはり遷移曲線が sharp になることも指摘せられている。この事實は鋼の脆性破壊におよぼす炭素の悪影響をマンガンにより減殺することが出来ることを示唆するものであつて、



第 11 圖

經驗的に Mn/C の値に制限をつけている事實に理論的裏付けを行い得る可能性を示すものである。

5) 燐

燐は古くより、低温脆性を助長せしめる元素として著名である。アームコ鐵中の燐の含量を變化せしめた場合の脆性遷移狀況を第 11 圖¹⁴⁾に示す。燐の α 鐵中への固溶限は常温で約 1.2% である。從つて第 11 圖に示した程度の燐含量では固溶限よりはるかに少い。從つて燐が加えられると yield stress の上昇が著しく、脆性遷移温度を上昇せしめると考えるのが妥當であらう。

6) 銅

銅はニッケルと同じく脆性遷移温度を低下せしめる傾向を有するといわれている¹⁵⁾。しかし大谷碧氏の實驗¹⁶⁾によれば Kahn 試験片による遷移温度は銅の増加につれて上昇している。この點更に検討を必要とするが、大谷碧氏の實驗でも V ノッチ・シャルピー試験による遷移温度は銅が増すと低下している。

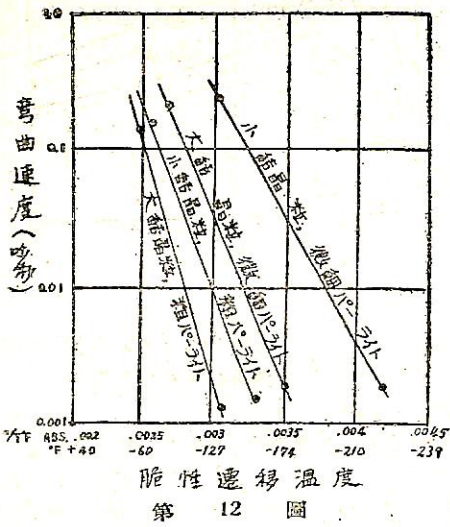
7) 珪素

少量の場合は珪素の増加に伴い遷移温度は低下する¹⁷⁾。尤も珪素の増加に伴う脆化の効果が大きく懸念されることが考えられるので、酸素の悪影響をカバーするとみる方が適當な場合が多いかも知れない。

8) 硫黄

Schmidt¹⁸⁾がアームコ鐵の低温脆性におよぼす硫黄の影響を調べた結果によると 0.08% までは影響は認められない。實用造船用鋼材には他の合金元素が存在するので、この値はそのまま適用出来ないが、他の實驗結果をみても大きな影響をおよぼさないようである。

以上より造船用鋼材中に含まれている不純分あるいは合金元素の低温脆性におよぼす影響について經驗的事實を略述したが Williams¹⁹⁾は自己の實驗結果を元にして、次の如き大膽な實驗式を與えている。すなわち V notch charpy 試験片を用いて 15 ft.lb. の吸収エネルギーを示す温度を遷移温度とする場合、その最高遷移温



第 12 圖

度は、

$$15 \text{ ft.-lb. transition temperature, } ^\circ\text{F} \\ = 100 + 300 \times \%C + 1000 \times \%P - 10 \times \%Mn \\ - 300 \times \%Si - 5 \times \text{A.S.T.M. フェライト結晶粒度}$$

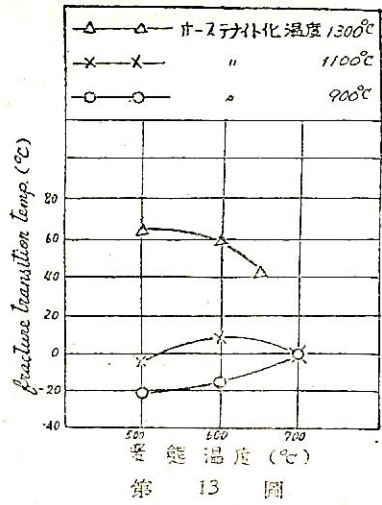
で示すことが出来るというのである。

§ 3. 低温脆性におよぼす鋼材の結晶粒度 および組織の影響

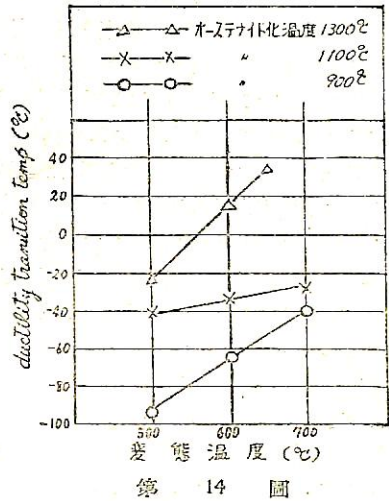
1) 結晶粒度の影響

結晶粒度が小さくなると脆性遷移温度が低くなることは良く知られている。前述の Williams の式によつてもその影響が理解されるが、第 12 圖に Grossman¹⁰⁾ の求めた結晶粒度およびパーライトの状態の脆性遷移温度におよぼす影響を示した。すなわち C 0.17%, Mn 0.48%, P 0.012%, S 0.039%, Si 0.09% の軟鋼を用い、これをオーステナイト化温度を変えて大結晶粒、小結晶粒のものとし、これらをそれぞれ高温焼入温度を変えることにより粗大パーライト、微細パーライトのものを作つて試験した場合である。この圖から分る如く、パーライトの状態が同じ場合には小結晶粒のものの方が遷移温度が低くなつている。

第 13 圖および第 14 圖¹¹⁾ は筆者の行つた実験結果である。この結果をみるとオーステナイト化温度が高くなると、すなわち結晶粒が大きくなると fracture transition temperature も ductility transition temperature も高くなることが認められる。また変態温度を低くすると、すなわち微細パーライトにしかつパーライト的部分の割合が大きくなると ductility transition temperature が低くなることも認められる。筆者の研



第 13 圖



第 14 圖

究に使用した材料は C 0.25%, Mn 0.47%, Si 0.021%, P 0.018%, S 0.024%, Cu 0.34% のリムド鋼である。

結晶粒度としてはオーステナイト結晶粒度およびフェライト結晶粒度の 2 つが問題になるが低温脆性に直接関連するのはフェライト結晶粒度であるとの考え方が現在では支配的のよみに見える。例えば前述の Williams の式にしてもフェライト結晶粒度を用いている。勿論フェライト結晶粒度を変えて低温脆性に関する諸測定値を整理すれば一應規則的な関係が認められる。しかしだからといつて直ちにオーステナイト結晶粒度は関連をもたないとするのは速断である。これらの點の究明は今後の研究に俟ちたい。

2) 組織の影響

軟鋼材は既述の如くフェライトとパーライトとよきな

る。そこで純鉄あるいは鉄の低温脆性とはパーライトが存在するだけ異つて來ることが考えられる。このことは炭素の影響の項で示した第4圖をみて直ちに了解されることである。

第12圖に示した Grossman の研究結果および第13圖、第14圖に示した筆者の研究結果から判断すると、鋼が高温から冷却するに當つてセメントタイトの析出をなるべく低い温度で行わせる（勿論生成組織はパーライトの場合である）方が遷移温度を低下させるに効果のあることが分る。しかし Grossman は第12圖にも示した如くこれを微細パーライトのためとしたが筆者は多少考え方を異にする。すなわち低温で變態させると成程微細パーライトになるが同時にパーライト的部分の容積が増加して來る。従つて同一組成の鋼では低温で變態せしめた場合の方がパーライト的部分の炭素濃度は小さくなり、その部分の變形能が大きくなるわけである。現に Gross, Stout 兩氏¹⁴⁾は共析鋼を使い、變態温度を變化せしめた場合微細パーライトのものが遷移温度が高くなつたことを報告している。軟鋼の破壊の開始がパーライト部分に起る事實と上記の考え方から、筆者の實驗結果で變態温度の高低が ductility transition temperature に端的に影響をおよぼしている事實の證明も出来るはずである。

以上のごとき結晶粒度および組織の低温脆性におよぼす影響は熱處理鋼材の場合には重大な關心を拂わなければならぬが、造船用鋼材は特に熱處理を行わず酸延のままに使用されるものであるからその關係の度合は多少小さい。しかし比較的厚い板と薄い板の場合を比較すると、厚い板の場合には酸延終止温度が高く従つてその結晶粒が大きい。またその冷却も薄い板に比較するとゆるやかである。従つて比較的高温で變態が完了するわけである。すなわち厚い板の場合には、上述の結晶粒度、組織の兩面から薄い板に比し低温脆性の點で劣ることが考えられる。多くの實驗結果はその事實を示している（勿論厚板と薄板をそのまま比較すると應力の多軸性の關係から厚板が低温脆性の點で劣ることは確であるが、厚板を切削して薄板と同一厚さにして比較した場合の話である）。

従つて造船用厚鋼板はキルド鋼の使用が規定せられているのであるが、製鋼 造塊以外にも少くとも鋼板の製造工程中、酸延終止温度あるいは冷却に工夫を加えれば、多少とも性質改善の可能性が豫想されるのである。

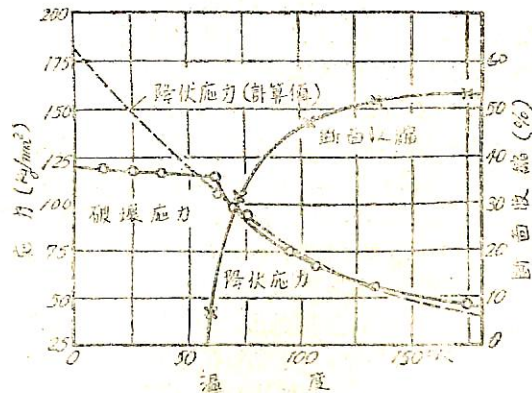
§4. 低温脆性におよぼす塑性歪および歪時効の影響

鋼材に豫め塑性歪を興えるとか歪時効させたものでは、轉位の移動を妨げられるので、脆性遷移温度が上昇することが考えられる。

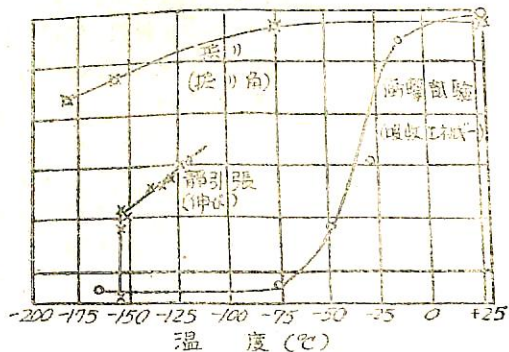
茲ではその實例および説明の詳細は省略するが第1圖には歪時効が低温脆性遷移温度を上昇せしめた一例を示している。

§5. 低温脆性の機構についての冶金學的考察

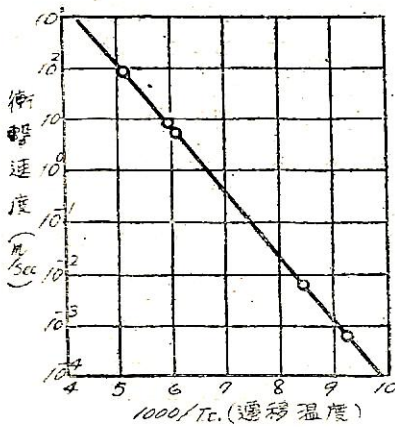
完全な脆性破壊とは塑性變形の先行無しに破壊が始まりかつ進行することである。塑性變形を阻止する因子としては温度、荷重速度、切欠、多軸應力等が考えられる。例えば試験温度が低くなると、第15圖¹⁴⁾に示すごとく(C 0.18%, Mn 0.31% の SAE 1020 鋼使用) 切欠なしの引張試験の場合でも降伏強度が破壊強度に達するに至る。すなわちその温度以下においては完全な脆性になるわけである。第16圖には荷重の種類により脆性遷移温度の異なることを示している¹⁴⁾。また荷重速度の小さい場合はかなりの量の塑性變形を行ひ得る材料でも荷重速度が大きくなると脆性破壊を行うことがある。従つて荷重速度と脆性遷移温度との間には規則的な關係の存在するこ



第 15 圖



第 16 圖



第 17 圖

とが豫想されるのであるが、第17圖に Witman および Stepanow⁽¹⁾ の求めた結果を示している。斯様な事實は材料に荷重を加えてから 塑性變形が始まるまでには delay time (遅延時間) を必要とし、この delay time 以内に應力が増大して材料の破壊應力に達すれば材料は 塑性變形を行わないで破壊し脆性破壊となることおよび delay time は温度が下降すると長くなると考えれば説明出来よう。この考え方に類似の考えは壽時博士によつて指摘された。すなわち 壽時博士⁽¹⁰⁾ は次の如く述べている。「迂りが轉位 (dislocation, Versetzung) の移動によるものとすれば、それは決して瞬間的現象でなく必然或る時間を要することになる。すなわち轉位原子の運動エネルギーがポテンシャル障壁を越えるに足るものでなければならず、かつ轉位がモザイクブロック境界に到達して始めて1原子距離だけ迂りを生ずる故、外力の作用のもとで轉位原子は活性化され移動し易くなるにしても、迂りが生ずるためにはある有限時間を要することになる。今1個の轉位原子がその平均自由路を通達するに要する時間を大略評價して見よう。a=原子距離 L=轉位の平均自由路、ν=原子の振動數、V=轉位點におけるポテンシャル障壁、k=Boltzmann 恒數、T=絶對温度とすれば、所要の時間は次式で與えられる。

$$\tau = \frac{L}{a} \cdot \frac{1}{\nu} \cdot e^{\frac{V}{kT}}$$

τ を臨界時間と假稱しよう。L をモザイク・ブロックの大きとすればその値は多くの金属においては 大體 10⁻⁷cm の程度である。V は正規状態では 1ev の程度であるが、轉位點では大體 0.4ev 内外と見られている。外力の作用のもとでは更に低下する。また ν=10¹²/sec、a=10⁻⁸cm とすれば室温附近においては、τ=0.005sec、もし V=0.3ev とすれば τ=10⁻³sec となる。液體空素

附近の温度においては τ=200h となる。しかし L は温度の下降と共に減少し室温における値の殆どにまで減少するものようであり、かつ外力による活性化は低温ほど著しいのであるから τ はこれよりも1桁小さい値を取るであろう。外力が著しく急速に作用すれば轉位の運動に十分な時間がなく従つて迂りは生じ得ないことになる。」

delay time は Kramer および Maddin⁽¹¹⁾ により β 眞鍮単結晶について實測された。また温度が下降すると delay time が増大することも Kramer, Maddin により示されている。そして斯様な考え方により脆性破壊を説明するためには、迂りの delay time の経過以前に脆性破壊が起る程度に局部的に急激な應力の上昇することが必要條件となる。

材料は切欠の存在により脆性破壊を行い易くなるがこれは切欠の先端に多軸應力場を生じ、ために塑性變形を開始するに必要な應力が上昇することで説明出来る。荷重速度を大きくすると必然的に切欠の先端における應力の上昇速度も大きくなる。かくして切欠の存在、荷重速度の大きいことおよび低温度という条件の中の一つあるいはそれ以上が條件に適合すると材料は脆性破壊を起し易くなるわけである。

塑性變形には迂り變形と双晶變形とがあることは良く知られているが、鐵鋼の脆性破壊部近傍に双晶が認められることのある事實から Bruckner⁽¹²⁾, Schaub⁽¹³⁾ 等のいごとく、脆性破壊に対して双晶變形が必要條件であるとする考え方もあるがこれは當らないようである。すなわち應力の急激な上昇により迂り變形は阻止されるが、双晶變形を行い、ために多少の應力の上昇度合の減少は認められるも、迂り變形の場合の如くその減少が十分でなく、双晶變形個所近傍で脆性破壊が起るに過ぎないといふのが妥當のようである。

Kramer, Maddin の實驗⁽¹¹⁾ ではアルミニウムおよび α 眞鍮のごとき面心立方晶金属の場合は -190°C までは少くとも迂りの delay time がないことが認められている。すなわち slip の delay time のない金属では低温脆性が起らないのであつて、delay time についての研究を進めることは脆性破壊の本質を究明する上に重要な意味を持つものである。

さて既述のごとく 面心立方晶金属と體心立方晶金属とが脆性破壊の點で著しく挙動を異にすることは 1つには迂り面が異なること、2つには浸入原子を入れる間隙が異なることに根本原因があるものと考えられる。すなわち體心立方晶金属では、迂り面は温度の比較的高い所では (110), (112), (123) の各結晶面であるが、これらの

面は面心立方晶金属における面 (111) のごとく原子密度は高くなく、低温においては荷重速度が小さい条件下でも面として働くことが困難になる。更に高速荷重になると一層より難くなる。以上のごとく結晶格子型そのものの相異により本質的に脆性に對する挙動が異なるのであるが、不純物あるいは合金元素の影響も見逃すことが出来ない。すなわちある場合にはこれらの影響により致命的にまで遷移温度が上昇することもあるからである。體心立方晶金属では浸入型元素を入れる間隙が小さいため格子歪が大きくなる。そして斯様な浸入原子は Cottrell²⁾ の指摘するごとく轉位の周囲とか粒界に偏析して来る。従つて不均一固溶體が形成される。かくして轉位は浸入原子の雰圍氣 (これを Cottrell の cloud あるいは atmosphere と稱す) に捉えられ、その相互作用のために通りに必要な shear stress を増大せしめる。この場合衝撃荷重が加えられるとかあるいは切欠が存在すると急激に應力が上昇しついに cleavage strength を越し脆性破壊が起る。

上述の浸入型原子による Cottrell clouds と dislocations の相互作用の外、置換型原子による歪あるいは冷間加工によつても面を阻害されることも當然考えられる。

次には不純物あるいは合金元素の脆性破壊におよぼす影響について二三やや具体的に考察してみよう。まず合金元素の中主として顯微鏡組織に影響をおよぼし間接的に脆性破壊に影響するものがある。すなわちその元素が入るとフェライトとパーライトの割合が變化して来るとかあるいはパーライト・ラメラの幅を變化せしめて間接的に脆性に影響をおよぼす場合である。フェライト中に第二相が存在すると、ノッチ効果の役目をして急激に應力が上昇し脆性破壊の開始を容易ならしめる。このような場合フェライト格子中で轉位が移動を始めることを妨げるわけではないので面の delay time にはなんら影響をおよぼさない。鋼中の炭素含量が固溶限以上で増すと、パーライト部分が増加するので間接的な影響として遷移温度が漸に上昇することは既述の通りである。

次に Ni, Mn, P のごとくフェライト中に相當量固溶する合金元素は直接的に脆性に影響をおよぼすと考えられる。すなわちこれらの元素は cleavage strength と slip の critical stress の両方に複雑に影響するので Ni, Mn のごときは低温脆性に對して好影響を與え、P のごときは悪影響を與えるのであろう。例えば Rees, Hopkins および Tipler⁷⁾ が 0.93% C の標準鋼に Mn を加えると遷移温度が下ることを認めたが、これはフェライトの cleavage strength の上昇の程度が yield

stress の上昇に比べて、はるかに大きいということで實驗的に説明された。また Mn が入ると C の影響をある程度減殺することも考えられる。すなわち C が Cottrell clouds を形成することを Mn の存在によりある程度阻止することも強ち不可能ではなさそうであるからである。斯様な意味から、低温脆性の改善に對して、フェライト中にある程度の Mn が固溶することが効果があると考えれば、Mn/C の値が高い場合には遷移温度が低くなることの説明をすることが出来る。すなわち C 量が増して来るとそれに應じて、C と結ぶ ((Fe,Mn)₃C) べき Mn も多量に必要になり、Mn/C 値が低い場合はフェライト中の Mn が過剰して来るので脆化すると解釋出来るのである。

最後に C および N のごとき浸入型元素の場合であるが、これについては前述したごとくこれらの元素が轉位の周囲に偏析して Cottrell cloud を形成し、轉位の移動を妨げる。Rees 等が鐵中の C が 0.03% 以内で増加すれば遷移温度が著しく上昇するが、それ以上に増加しても遷移温度の上昇はそれほど著しくないことを述べているのは浸入原子にもとづく Cottrell clouds の形成が如何に脆性破壊に重大な影響を持つかの一例證であろう。

結 言

鋼材の低温脆性におよぼす合金元素の影響、組織の影響等について簡単に實驗結果を引用し、低温脆性の機構の定性的解説を行つた。本文を草するに當つては個々の文献の外、鈴木平、鈴木秀次兩氏の「結晶の塑性變形」、今井勇之進、石崎哲郎兩氏の「鋼に對する合金元素としての窒素」(以上いずれも日本金屬學會誌掲載) および H. M. Miekkoja 氏の「The Nature of Cleavage Fracture in Steel」(Welding J. 掲載) に負うところが大きかつた。附記して感謝の言葉と致します。

参 考 文 献

- 1) N.P. Allen, Welding J., 30, (1951) 572-S.
- 2) H.M. Miekkoja, ditto, 31, (1952) 493-S.
- 3) W. P. Rees, B.E. Hopkins, J. Iron & Steel Inst., 172 (1952) 403.
- 4) G. Schmidt, Arch. Eisenhüttenw., 8 (1934) 268.
- 5) G. H. Enzian, G.J. Salvaggio, Welding J., 29 (1950) 537 S.
- 6) G.W. Geil, N.L. Carwile, T.G. Digges, ditto, 31 (1952) 474.
- 7) W. P. Rees, B.E. Hopkins, H. R. Tipler, J.

Iron & Steel Inst., 169 (1951) 157.

- 8) 大谷, 鋼材研究會研究成果報告 (昭和27年5月) 111頁.
- 9) M. Williams, Welding J., 30 (1951) 572-S.
- 10) N. Grossman, ditto, 28 (1949) 265-S.
- 11) 小林, 原, 日本金屬學會, 昭和28年春季講演會發表, 未印刷.
- 12) J.H. Gross, R.D. Stout, Welding J., 30(1951) 481-S.
- 13) A. S. Eldin, S. C. Collins, J. Appl. Phys., 22 (1951) 1296.
- 14) M. Gensamer, Strength of Metals Under Combined Stresses. (1941).
- 15) F.F. Witman, V.A. Stepanow, Tech. Phys. (USSR), 9 (1939) 1070.
C. Zener, Rev. Mod. Phys., 17 (1945) 20.
- 16) 壽時, 日本金屬學會誌, 9 (1945) 1.
- 17) I R. Kramer, R. Maddin, J. Metals, 4(1952) 197.
- 18) W.H. Bruckner, Welding J., 29 (1950) 467-S.
- 19) C. Schaub, Report on 4th International Mech. Eng. Congress in Stockholm, 1952, p. 6.
- 20) A. H. Cottrell, Report of Conference on Strength of Solids, London, 1948, p. 30.

船舶用機關製造狀況表 (昭和28年6月分)

船舶局關連工業課

機 種	臺數	出力(HP) 傳熱面積 (M ²)	重 量 (T)	價格(千圓)
蒸 氣 ボ イ ラ	4	792	160	31,334
蒸 氣 レ ン プ ロ	3	50	3.4	1,680
蒸 氣 タ ー ビ ン	4	19,100	308	120,600
内 戴 ー ゼ ル 機 關	1,494	28,581	1,353.6	595,715
燃 燒 玉 機 關	169	4,147	292.2	65,476
機 電 着 機 關	209	2,254.5	54.4	23,743
關 小 計	1,872	31,931.5	1,700.2	684,934
船 用 補 機	766	--	611.6	229,349

音 響 測 深 機

裝 備 並 修 理

商船最近實態調査表進呈

BRITISH PAINT LTD.,

APEXIOR

ボイラー内面, デーゼル
タービンエンジン塗料
スケールの固着を防止し熱
傳導を高め防蝕す

INDU-MARINE LTD.,

GUSTO PETRO-NOL

北米各地補油可
重油完全燃焼劑

大同海運, 飯野海運, 川崎汽船
三井船舶, 日本郵船, 日産汽船
日東商船, 東洋汽船, 山下汽船
各地發電所其他工場納入



株式 山 水 商 店
會 社

本店 東京都中央区日本橋通二ノ六ノ八
電話 (24) 0636 3882 4969
電 略 ニホンバシヤマミズ

— 出 張 所 —

横濱市中區山下町二〇四東海運内
電話 (2) 3832~3
電 略 ヨコハマアヅマヤミズ

神戸市生田區相生町三ノ七九大洋商會内
電話 (4) 2328
電 略 コウベサカエマチヤミズ

熔接々手の脆性破壊

大谷 碧
 鐵道技術研究所熔接研究室

はしがき

船體が脆性破壊するのは熔接構造に特有な現象であつて、鉄構造のときは設計がごく不良な場合を除いて、かかる事故は発生しないものである。その理由として考えられるのは、まず第一に全溶接構造では、鉄接手において見られるごとき Slip の現象が全くなく、したがつて構造全體が非常に Rigid で高度の多軸應力が生じやすく、また鋼板同志は治金的に一體となつていて、一旦發生した龜裂が接手部で阻止されず容易にこれを通過し、大きな事故をひき起しやすいことである。

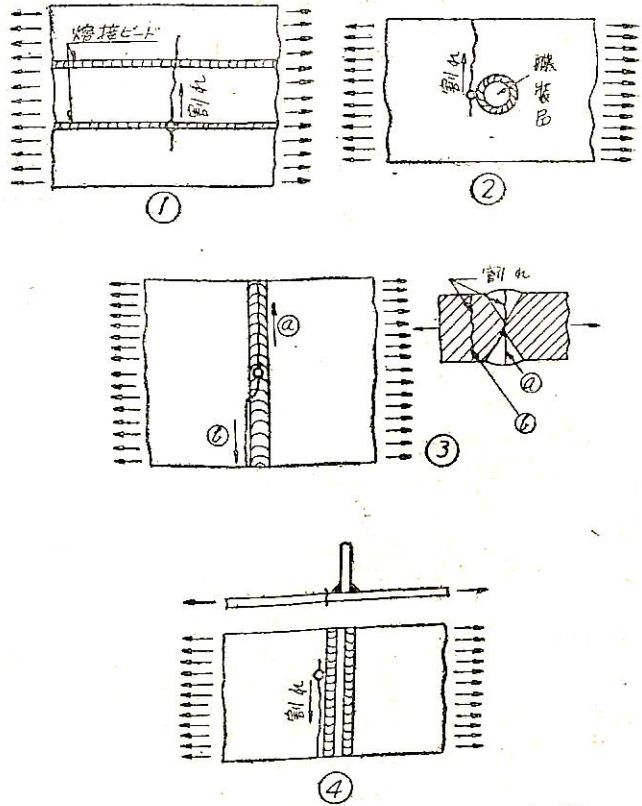
次に熔接部中には 熔接施工時萬全の注意を拂つたとしても、若干の小缺陷 (小さな割れ、スラッグの卷込み、不溶着部、アンダーカット等) が存在していることは覺悟しなければならず、これらが就い切欠きとして作用して、船が寒冷な氣候に遭遇した場合、船體の脆性破壊を誘起するのである。

第三に、熔接作業に伴う局部的な高熱の發生のため、熔着鐵に隣接する母材部に治金的な變化と熱應力を生じ、そのために熔着鐵の近傍の母材はかかる影響を受けない母材原質部に比較して高い遷移温度を有し、熔接部の脆性破壊を促進している疑のあることである。この點に関しては作用する因子が各種多様で現象も頗る複雑であるが、既に發表されている諸研究報告を基として、その概略を述べることにする。

1. 破壊様式の種類

熔接が鋼材の脆性破壊に及ぼす影響を研究するために各種の試験片が提案されているが、それらの持つ意義を明確に把握するためには、まず船體に發生する熔接々手破壊の様式を分類しておくと思ふ。

第1圖 ①はシーム接手の破壊に相當するもので、熔着鐵中に、あるいは變質部中に存在する缺陷のためまずその部分に割れが發生し、ついでこの割れが母材中に進行する場合である。②に示すごとく、船體強度には直接關係のない艀裝品等の取付熔接部の缺陷から破壊が始まり母材中に進行するものも、①に準ずる様式であると考えてよいであろう。③はバット接手の破壊に相當するもので、熔着鐵中の缺陷 (圖の例では不溶着部) より發生した割れが、熔着鐵中を進行する場合 ((a)) である。も

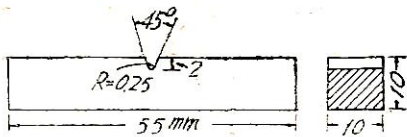


第1圖 熔接部破壊様式の種類
 (矢印は荷重方向を、○印は缺陷の存在を示す)

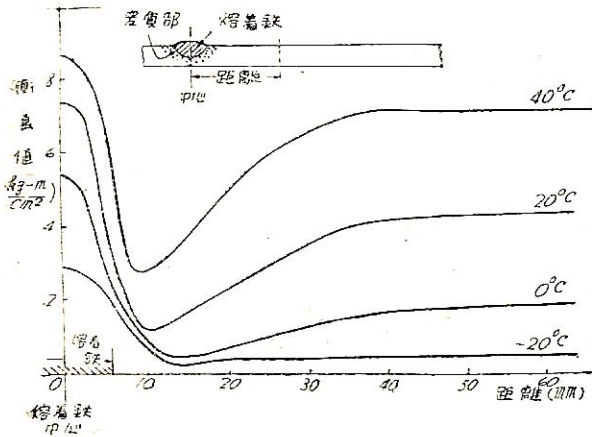
もちろん、割れの大部分が變質部に沿つて進む場合 ((b)) もある。④は③に類似してはいるが、缺陷が變質部中に存在し、ここより生じた割れが變質部に沿つて進展する例である。

2. 各種の試験法

熔接部は母材、熔着鐵および變質部の3者よりなり、かつ變質の程度も熔着鐵よりの距離に應じて種々變つていものであるから、熔接部中の脆化度の分布、すなわち各部の遷移温度を知ることが、まず必要であると考えられる。この問題については N. Grossman 氏が小型試験片の静的曲げ試験によつて調査を行つているが、わが國では運輸技術研究所において、木原博士の指導のもとに増淵・田村兩氏が詳細な系統的研究を行つている。第2圖 V の切欠き付きシャルピ衝撃試験片を用いる方法で、熔接線中心から切欠きまでの距離を變えてこれを採取し、各種の温度で衝撃試験を行つた結果 1例を第3圖に示

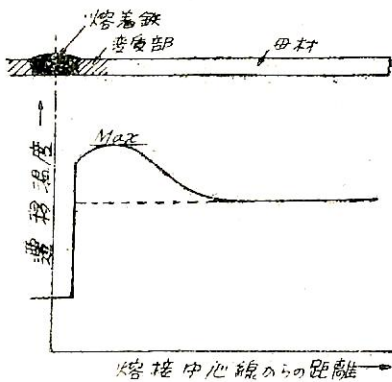


第2圖 V切欠き付き衝撃試験片



第3圖 各温度における衝撃値の分布 (増淵・田村)

すように、變質部の衝撃値がもつとも低く、しかも熔着鐵からやや離れた變質部の位置に最悪の點があることが判明した。したがつて、熔着鐵中心からある距離はなれた位置ごとについて衝撃値と温度の關係を曲線に書き、それらより各位置での遷移温度を求めると、一般に第4圖のごとき關係が得られる。このように衝撃試験により求めた變質部の遷移温度は母材のそれよりも高く、かつその最も高いのは、熱影響による冶金的變化を一番甚しく受ける融合部附近ではなく、これより少し離れた箇所であることが確認された。この興味ある現象を説明するために、木原・安藤兩氏は、豫め塑性歪を與えた鋼板に

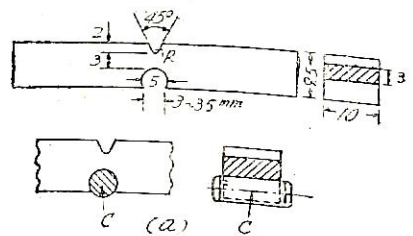


第4圖 熔接部の遷移温度分布曲線

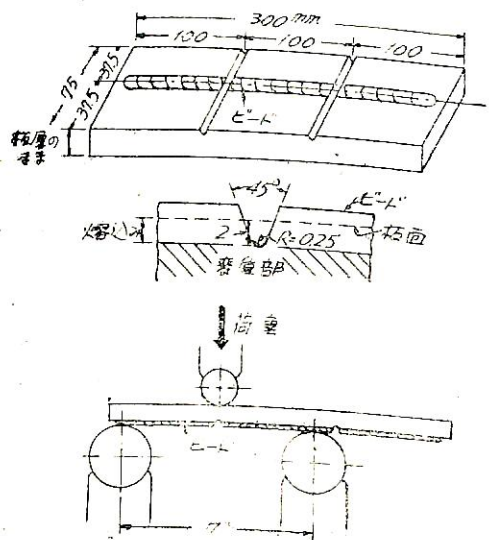
熔接をして同様な實驗を行い、塑性歪の大きいほど脆化の甚しいことを明らかにして、第3圖に示す變質部の遷移温度の分布は、單に材質の冶金的變化のみに基くものではなく、これと熱應力の重疊効果によるものであることを指摘した。

熔接の種類に応じて熔着鐵の遷移温度は廣範圍に變化するが、現在實用されている各種熔接は、その熔着鐵の遷移温度がいずれも構造用キルド鋼よりも低く、優秀な性能を有している(第4圖参照)。したがつて第1圖③(a)のような場合を除き、變質部の性質が熔接部の遷移温度をもつとも支配すると考えてよいであろう。

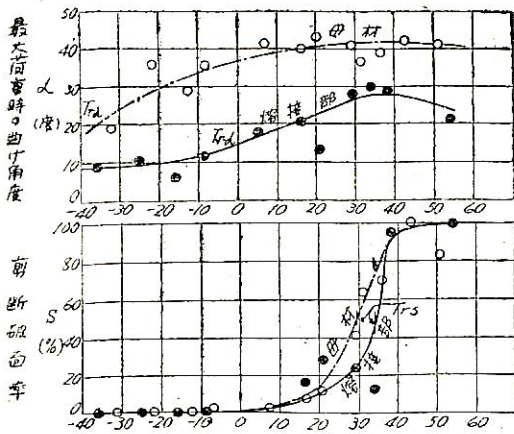
歐洲方面で推賞され始めた Schnadt 試験は、第5圖(a)に示す形の、ちょうどシャルピ試験片の壓縮部を取



第5圖 Schnadt 試験片 (M. Schnadt)



第6圖 Lehigh 曲げ試験 (R. Stout)
(切欠きが2箇所あるので、1本の試験片で2回試験することができる)



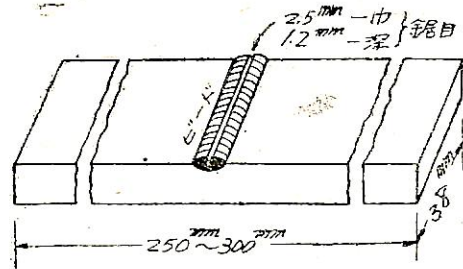
第7圖 Lehigh 曲げ試験成績の1例
(13mm リムド鋼) (大谷)

○印および鎖線は母材、●印および實線はアーク熔接部を示す。またαおよびSが最高値の点となる温度を以てそれぞれ遷移温度とし、 Tr_{α} および Tr_s を以て示す。

除いたとき衝撃試験片を用いるもので、遷移現象を一層 sharp にあらわすといわれている。圖示したように、硬鋼製の心(c)を差し込んで試験するから、試験片は引張り応力のみによつて破断する。變質部に対する標準型試験片は(b)のごとくであるが、切欠き位置を熔接中心線より漸次ずらせれば第3圖と同様な試験も行うことができる譯で、この試験法は最近われわれの関心をひきつつある。

米國においては、第6圖の Lehigh 曲げ試験を用いて、盛んに研究が行われている。これは試験片の長手方向に置いたビードに直角にV型切欠きをつけ、ビードを引張側にして試験するもので、第1圖①の破壊様式に対応した試験法であるといえる。試験成績の1例は第7圖のごとくで、切欠き底部にある程度の割れが発生するまでに吸収されるエネルギーをあらわす“最大荷重時の曲げ角度”は熔接により相當減少するが、割れの傳播に要するエネルギーに対応すると考えられる“剪断破面率”は餘り影響を受けないことを示している。R.Stout氏はじめ多くの人の實驗によれば、前者より求めた遷移温度が熔接により上昇する度合いと、母材の遷移温度の高低とは無關係であることが報告された。また熔接部の冷却速度は遷移温度を強く左右し、冷却速度の遅い方が遷移温度の上昇の少いことが實證され、これは變質部の硬度増加が少くその變形能が損われ難いためであると説明されている。

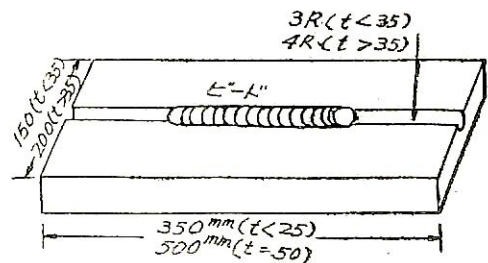
第8圖の横ビード曲げ試験片は G. Luther 氏等によ



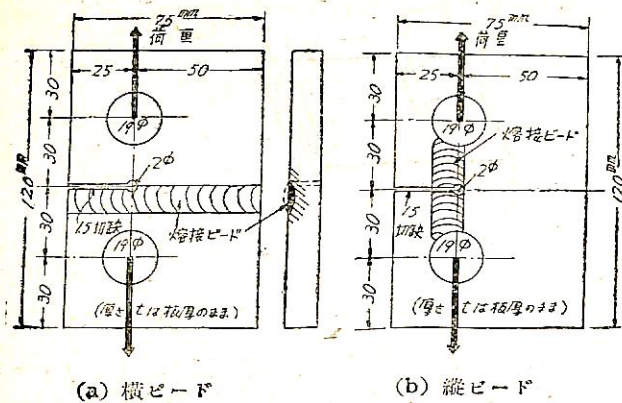
第8圖 横ビード曲げ試験片 (G. Luther)

り用いられているが、これは第1圖④あるいは⑤(b)型の破壊をあらわすものである。この試験片による場合も、Lehigh 試験とほとんど同じ結論が得られた。また Kinzel 型試験片を用いた研究も行われているが、これは Lehigh 型と寸法がやや異なるのみで、試験結果は同種のものと考えてよい。

以上の各種試験片にはいずれも鋭い切欠きが付けられているが、これは熔接部に不可避免的に存在するはずの缺陷をかたどつて設けられたものである。しかるに歐洲では、第9圖に示すような無切欠のビード曲げ試験が實施され、各國の規格にも採用されている。第9圖はオーストリア規格中の試験片形状で、浅い半圓形の溝中にビードを置いたものを、Lehigh 試験のごとき要領で曲げ試験を行うものである。この試験片の起源は大戦前ドイツ等で發生した全熔接橋梁の破壊の研究に端を発するもので、當時對象とした鋼材は St 52 級の高抗張力鋼であり、室温での曲げ試験において、變質部が破壊する前に十分な變形能を示すことが要求された。かかる切欠のないやや大型の試験片が示す挙動を、軟鋼熔接部の脆性破壊と結びつけて如何に判斷するかということは非常に興味のある問題である。木原・田村兩氏は、この點を明らかにするため、各種の鋼材と熔接法の組合せに対する詳細な研究を行つている。その結果、シャルピ衝撃試験より求めた遷移温度を熔接により生ずる變質部の最高硬度で補正した値が、本ビード曲げ試験で得られた遷移温度と完全な比例關係にあることが明らかにされるに至



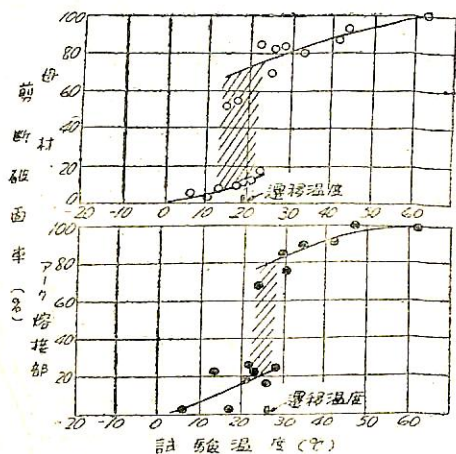
第9圖 オーストリア型曲げ試験片



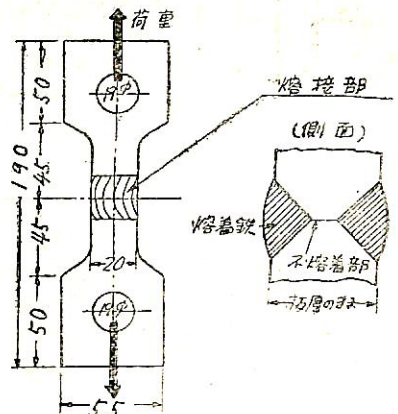
第10圖 Kahn 型熔接試験片 (大谷)

つた。兩氏の研究は、切欠きを付けた試験片と切欠きのない試験片とが示す遷移温度の間の関連性を究明した點に大きな意義を持つものと認められる。また使用するべき熔接棒と試験温度についても有益な資料を提供した。

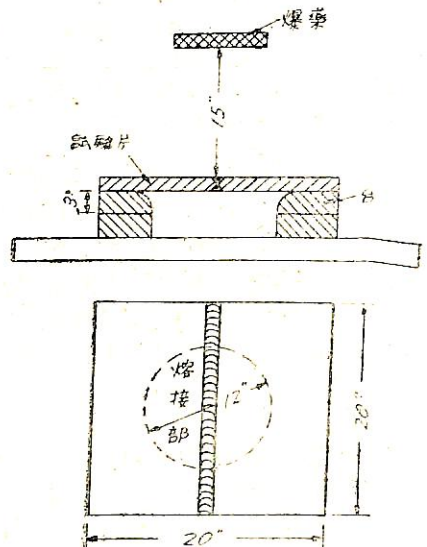
第1圖の①および④等の様式の破壊を研究するため、筆者は第10圖に示すごとく、Kahn 型試験片を熔接した形のを提案した。元來 Kahn 型試験片は割れの傳播に對する遷移現象を主として示すものであるから、第10圖の試験片も熔接部の割れの傳播に關する遷移温度を求めらるゝのに適している。第11圖は試験成績の1例で、熔接部の遷移温度の上昇は比較的小さいことをあらわし、割れの傳播に對して切欠き付きビード曲げ試験より得られた結論を裏書きしている。更に熔着鐵中の缺陷が連続して、第1圖③(a)のような破壊が生ずる場合に對應して、第12圖に示す不熔着部を有するX型面合接手試験片を提案し、現場的なかかる缺陷によつて、熔接々手が實際に脆性破壊することを實證した。



第11圖 横ビード置き Kahn 試験成績の1例 (13mm リムド鋼) (大谷)



第12圖 不熔着部を有する試験片 (大谷)



第13圖 バルジ試験 (C. Hartbower)

そしてこのような場合は、母材と熔着鐵はほぼ對等の比重で、熔接々手の遷移温度を支配していることを明らかにした。

大型の熔接構造物に近い試験片としては、C. Hartbower 氏等の提案したバルジ試験がある。これは第13圖のごとく、中心線を面合熔接した20°角の試験片を、厚さ3'で中央に12'徑の圓孔をもつた臺上におき、試験片上15'の距離に保つた爆薬に點火し、生ずる爆壓により熔接部を變形破壊せしめる方法である。臺の丸孔の角隅は滑かに R をとつて、試験板の彎曲を容易にしてある。試験片を冷却または加熱して試験することにより、その遷移温度を求めることができる。熔接はX型面合接手で表裏から完全に行われる。このように熔接が無

缺陷な點は、先のオーストリア型曲げ試験に類似しているといえよう。本試験はまだ研究の途上であり一般的な結論は得られていないが、鋼材よりもむしろ溶着鐵の性能に結果が左右される傾向を示しており、注目をひいている。

3. 脆性破壊の防止策

以上の試験結果を概観すると、溶接部の脆性破壊は大體次の法則に従うものであるといえよう。

まず溶接に關連して發生した割れが構造物中を傳播する現象については、その破壊様式が第1圖中の如何なるものであつても、溶接部の遷移温度は母材よりも少しく上昇する傾向を示すのみであり、したがつて母材そのものの遷移温度が溶接部のそれを支配することになる。故に遷移温度の低い鋼材を使用すれば、溶接部の遷移温度は低下して安全となる。

破壊進行の初期、たとえば缺陷から生じた割れが段々と成長・進行して試験片が最大荷重を示すまでの時期をとり出してその遷移現象を論ずると、溶接變質部の遷移温度は母材より一般にかなり上昇する。しかしながら特殊な例外を除けば、その上昇度は優秀な鋼材と劣悪な鋼材の間の差に比較すれば二義的に小さく、この場合も母材遷移温度の優劣の差が、まず第一にものをいうと考へて大過はない。また變質部遷移温度のはなはだしい上昇は、變質部硬度の異常な増加に伴つて起る傾向が認められるから、遷移温度が低いと同時に硬化性の少い鋼材を使用することが望ましい。

溶着鐵の遷移温度は、先に述べたように現用の溶接棒では、良好な構造用キルド鋼より更に低く、單に遷移温度の點のみよりすれば最も安全側にある。しかし、例えばオーストリア型ビード曲げ試験で示されたように遷移温度の低い溶着鐵はなまらかの形で溶接部の脆性破壊を阻止する傾向をあらわすから、溶接部の安全性に寄與するものであることが期待される。

しからば溶接構造の脆性破壊を防止するには、一般にどのような方策をとるべきであろうか。

第一の、かつもつとも根本的な対策は、設計に留意して無用に剛な構造となることを避け、また應力集中を起すような不連続部や鋭い角隅を作らぬことである。ただ單に設計上の應力のみを云々して板厚を厚くすると、そのための遷移温度の上昇が、かえつて溶接構造の安全性を損うことがあり、注意を要する。適宜 Rivet zone を設置して、萬一破壊が發生してもその進展をくいとめるような考へを拂うことも必要であろう。また變質部は接手中で遷移温度の最も高い弱點であるから、強度上重要な箇所では、變質部と構造上の不連続部が近接して集合

することを避けるなどの細心の注意を拂うに越したことはない。

第二には、現場での溶接を楽な姿勢で無理を避け、かつ十分慎重に行い、缺陷が残らぬよう萬全の努力を拂うことである。溶着鐵中の割れ、不溶着部、スラッグの巻込みのみならず、アンダーカットすら脆性破壊の起點となることが實船において證明されており、それらの悪影響は寒心すべきものである。缺陷皆無な溶接を行えば、破壊の開始點がないので理論的には脆性破壊は起らないはずであるが、実際にはかかる理想的な状態は實現し得ないといへ、ある程度以下に小さい缺陷はなかなか成長し難いものであるから、溶接工作を慎重に實施することによる船體の脆性破壊防止の可能性は、十分に存在すると信ぜられている。

遷移温度の低い良質な鋼材を使用することは、次に必要な手段である。こうすれば前述の理由により、溶接構造物は脆性破壊し難くなる。また昔から重要視されてきたいわゆる“溶接性”が良好で、變質部の硬化性が少くその延伸性が損われる程度の少いような鋼材を使用せねばならぬことも、先に説明した、かかる条件を満足する鋼材を使用すれば、もし若干の缺陷が設計上または工作上存在していても、鋼材の優秀性がそれらを補つてくれて、溶接構造の安全性を保持するものと考えられており、各國の船級協會はこの線に沿つた鋼材規格の勵行を計つているのである。

更に溶接棒についても、なるべく遷移温度の低いものを選ぶことがもちろん望ましいが、その他の條件として、作業性が良好で缺陷を残す恐れが少く、また割れを發生する傾向のないものを選ばなければならない。

廻り道に見えるかもしれないが、脆性破壊の根本原因を探究することこそが、結局問題解決の決定的な鍵であることを忘れてはならない。既にわれわれは小型の試験片において遷移現象を再現し、かつこれを左右する諸因子の名稱を指摘し得る段階には到達しているが、これらの諸因子が如何なる機構で鋼材を脆化させるかを定量的に説明する完全な理論は、まだほとんど樹立されていない。研究者の感慨は“道遠し”の一句に盡きているのではあるまいか。本問題に對する造船界の深い關心と理解が、より一層待望される次第である。

む す び

鋼材の脆性破壊は頗る廣汎な諸問題を包含しており、溶接に直接關連した面のみを取扱つても、その事態を明確に解説することは筆者の不才を以て到底なし得る業ではない。ただこの小論が本問題に對する讀者諸賢の關心をひくことができるならば望外の幸である。終りに、貴重なデータを引用させて戴いた關係各位に對し、深く感謝の意を表するものである。

【座談會】

船體の脆性破壊と材料

秋田 船體の脆性破壊と材料、そういう題で座談會を開きたいと思います。今日はアメリカから歸朝されました吉識先生も見えていますので一段と座談會も有意義だと思ひます。最初、戦時中から戦後にかけてのアメリカの溶接船の脆性破壊の問題が非常に關心をひきました、そのことから、始めて載きたいと思ひます。

木原先生一つかわ切りにお願いします。

木原 かわきりは、僕ではなくて、吉識先生がアメリカに行かれて、船の脆性破壊の研究をしている人にあつて來られたから、その話を聞かれたらどうですか。

吉識 それはまずい、一番先にやつてしまふのはまずいでしょう。

秋田 まあそうですね。木原さんから概念を紹介して頂いてはどうでしょう。

木原 皆の知つていることをいうのはいやになつてしまふよ。(笑聲)

吉識 素人を一人おかないと駄目ですよ、こういう所には。

リバティ一船損傷の原因

木原 話の順序としては、アメリカの船のこわれた原因の分類を考えて見て、まず設計、工作、それから、それを造つた所の材料と三つの問題が、船の脆性破壊の大きな原因として分離出來ると思ひますね。アメリカの船は、第一番に設計も悪いし工作も悪いのだが、アメリカの結論では責任を材料の方にもたせすぎたのではないか。私共としては悪い方の三拍子が揃つたからだと思ひますね。

材料の方に責任をおわしすぎたのではないかという意見は、日本では吉識さんを初め前々から多くの人がのべていたが、今度更にそういう觀念を強くされたようですね。だから、材料の悪いのも、一つの責任ではあるけれど、

それに責任をおわしすぎたという點でもつと外の點を考へるべきだけれど、材料がいいにこしたことはないのですから、そういう意味で材料の問題も非常に重要な問題であるわけですね。

秋田 日本でも溶接研究委員會でいろいろ、文献が調査されて、その結果、日本でも、そういう研究が必要だということになつて、鋼材研究會がいろいろやつたわけですね。その結論の一つは試験したリムド鋼が米國のセミキルド鋼に匹敵しているというのですが、吉識先生、實際そういうことがいえるか、どうですか。

吉識 先程木原君の方から、話がありましたかね、材料の悪いことが船の壞れた原因であるということ、そういうことを強調する意味もありまして、向うの人達の中にはおれの所の、リムド鋼は悪い、お前のところのリムド鋼はいいのだらうということをついでいる人もある。一方お前のいうように、設計が悪くて、工作が悪いという點が、一番の原因だが、それだけではなく、アメリカのリムド鋼も悪いという人もある。各人各様ですよ。ですから問題は、それをどう判断するかということですね。

木原 アメリカのキルド鋼というのも、これもよくないんじゃないかしら。

金澤 最近、非常によくなつてきているようですね。Weld. J. 1953. Jan. に昔の板と最近の板との比較が出ていますが、それによると特に A.B. の C クラスのもの是非常によくなつています。

吉識 特に戦時中のアメリカのリムド鋼は悪かつた。増淵先生、Ship Structure Committee の報告を見てもそういうことが分りますね。

吉識 僕が Goodier 教授に會つて切欠脆性の話をした所、彼は船舶の破壊のことを知らないのですよ。エラスティシティおよびプラスチックの大家ですが

出席者 (發言順)

運輸技術研究所船舶構造部
運輸技術研究所溶接部長
東京大學教授

秋田 好雄
木原 博
吉識 雅夫

東京大學助教授
運輸技術研究所溶接部
鐵道技術研究所
運輸技術研究所溶接部

金澤 武
増淵 興一
大谷 碧博
田村 博

ね。そこで切欠脆性と船の破壊の話をして日本やイギリスでは折れた船はない、それは設計、工作が良いからだ。アメリカのは、設計が悪くて、工作が悪いので折れたのだ。しかしアメリカの結論は、そうではなくて、鋼材が悪いことが三つの原因の中のどちらかといえば、最重点がかかっているようにいわれているという話をした。そして最後に僕がつけ加えて、鋼材はそれに對して文句はいわないからね。といつたら彼は大いに笑った。(笑聲)

アメリカには、そういう設計上に學術の結果を折込む點に缺けたことが間々あるのだといつて非常に喜こんだ。そして Westinghouse でシャフトが疲勞が破損したときの數例などを持ち出して大笑いをしていた。

秋田 アメリカも、リパティ-の損傷のあと、hatch-corner の應力の試験もやっている。そしてリパティ-の構造が悪いということをいつているけれど、損傷調査委員會の最終報告にはうたつていないですね。

吉識 最終報告を書いた頃と、全然空気が違つている。最終報告を書いた頃は、今の話の通り、大體三つの原因をあげて、その中の最大原因が鋼材であると考えている。

現在においては、むしろ設計の方が、相當に責任をおうべきだといふことがかなり強いですよ。いろいろの人の話を聞いて見ると鋼材だけだといふことはいわない。五年前に私が豫見して述べたことに只今では彼等も氣付いて來ているのです。

増淵 Welding Journal の去年の9月號に出ている Brown 氏の論文の内容を見ると、そういう書き方ですね。例の crack arrestor についても crack をとめるのではなくて、これがあるとクラックが出ないといつています。それから改善された鋼材で作られた船というのは、戦後作った2萬6千噸級のタンカーからあとで、Liberty の損傷に關しては設計に非常に重點をおいているようですね。しかし材料も大切なんだから多少價格が高くなつてもやはり良い材料は使うべきだと結論の所でのべています。

吉識 それに對する考え方は、向うは、要するにいい板を使えば、工作に多少、缺陷があつてもカバーする。それが悪い板で作つたら、多少の缺陷はすぐきいてきて、破壊することになる。實際に船の建造のミスチックというのは、どうしてもある程度、止むを得ない、人間のやることは萬全にはいかなないのだからだ。そういうことを考えると、材料もいいものを用いて缺陷をカバーすべきだといふ意見ですね。それはたしかにそういう考え方もあると思う。一々誰と誰がどういつたかは覚えていないが、大體そのような話です。

増淵 リパティ-に對しては、設計が悪かつたと思いません。

吉識 リパティ-の最終報告が出た頃は、設計が悪いとはいえない。悪いといへば責任者を出さねばならぬ。

増淵 時効にかかつた形ですね。

吉識 人間ですから、大抵そうですね。

木原 吉識さんの意見通りですよ。

吉識 ナショナルビューロー・オブ・スタンダードのドクター、ウィリアムス、彼は冶金學者ですが、彼は脆性破壊をした船の破壊した部分の材料を集めている人で、材料をこれくらい、(100mm 位の幅に)切りとつて、もっている。それを全部みせてくれましたがね。それを見ますとね、クラックはどこからスタートしたかということがはつきりわかるんですね。食事後の座談をしている時に、どうも材料が悪くて割れたといわれているのは、僕は心外だ。君はどう思うと私に聞くのです。それはおれも前から設計が一番悪いと思つているといふと非常に喜んでた。それから破壊した部分を見るとほとんど70~80%は熔接の缺陷からクラックが発生している。ひどいのは殆んどついていない。折れないのが不思議な位であるのもある。

木原 驚いたものですね。

吉識 厚さの半分位が全くついていないのがある。ウィリアムスは彼の報告には、ちやんと材料が悪いから脆性破壊をしたと書いているがおそらくそう書くようにコースされたのだからと思う。その不満ががかつて、もらえてうれしかつたらしい。

木原 材料に責任がなく外にあるけれど、材料が悪いことにしないと研究費がとれない、本旨と發表とは別なんですね。(笑聲)

吉識 まあそんなとこなんでしょうね。

木原 大谷君がしきりに缺陷を持つ接手の切欠脆性をやっていますよ。

大谷 われわれが文献で見るとあんな不溶着部があると、何か事故が起りますよ。

増淵 設計が悪いと思われる箇所では多くの場合工作も悪いということがさつきの論文にも書いてありまして、Liberty の場合18%、T2 tanker では50%以上が工作の缺陷から損傷を起しているといつています。

吉識 私が見た所は70%位が工作の不良のようです。

大谷 接手に直角に力がかかつてきたときは、材料よりむしろ工作の悪かつたことが第一の原因でしょう。變質部から熔接に直角に割れたといふのはあまりないのですか。

吉識 後者の破壊も多くありました。切れた所は熔接

が起點になつていますから、缺陷があつたことは確かなわけですね。

金澤 厚い板の表面に薄い板を溶接で取付けた時のアンダーカットの部分とかが破壊の開始點となつていような例が多いようですね。

吉澤 それは非常に小さな1耗位の厚さのフット・ストリップをつけた所のアンダーカットからスタートしたのもある。

金澤 最近の本や論文にそのようなことが時々出ています。

ウィリアムスのペーパーをもつて來ると出ているのですがね。

秋田 リバティ一船では設計が悪かつただろうという問題が出たのですが、それと関連しまして、溶接構造においては溶接の缺陷を作りにくい、サンドウェル드의出來るような、構造法にするということが、主眼だと思う。例えば構造委員会で新造船の進水のときを利用して船の應力を計つているのですが、その中の一つの問題としてブリッチフロントのプレーキのところの應力を調べています。この箇所は船が北大西洋を航海して來ると、ほとんどクラックが入つている。あの邊を調べて見ますと、設計が難かしくて、もともと應力が集るほかにうまい溶接が出來ない、どうしても手が入りにくくなつたりして、アンダーカットが出來やすくなつている。ここなどの設計を研究して、非常に、溶接をしやすい構造にすれば、危険が非常にへるんじゃないかと思ひます。しかし最近では各造船所でも、ブリッチフロントのクラックはあまり起らなくなつてきて、うまい設計法が二つ三つ出來ているようです。

木原 それは大事なことです。しかし實際問題としてどういう工合に研究して行くかということをお考へるとなかなかむずかしい問題でしょう。

クラックの發生と傳播

秋田 鋼材としてはとにかくいいものを使わなければならぬ。このいい悪いをどう判定できるかという試験方法の問題があります。例えばシャルビでやるべきながいいか他のカーンやシュナットやオーストリア試験でやるのがいいか、同じシャルビでも、ダクテリティーでやるのがいいか、そういう問題があると思ひますが、大谷さんどうですか。

大谷 昔からの文献を讀みなおして見ますと、昔からといつても、勿論 戦争後の文献なんです、始めの中は、シャルビに對して、非常に疑念をもつた論文が多い。

こういう脆性試験をすると、シャルビとは、あわないという論文が多かつたのですが、だんだん、またシャルビが基礎的な試験だという考へ方が強くなつていような感じがするのです。

金澤 フラクチャー・トランジションかダクテリティー・トランジションかは結局クラックの發生か傳播かいずれが重要かに關連するものと考えられますが、米國でもこの點に關しては種々な論争があるようです。

木原 fracture transition とか ductility transition という分け方ではなくて、結局、クラックのスターテングの問題と傳播の問題の二つに分けて考へるべきだと思ふ。所が、シャルビあるいは、シュナットにしても、どう試験にしても、兩方の問題がふくまれている。従つて實際の試験になると結局、フラックがどういふ條件でスタートするかという問題と、スタートしたあと傳播がどうなるかの二つが入りまざつてしまふ。

金澤 最近米國のオロワン等の考へはクラックのイニシエーションよりも傳播の方に重點があるように見受けられますね。

木原 單なるシャルビとかカーンなどというものは、クラックの發生とか傳播のどちらかが大きく利いて來る。どちらが大きいということは、試験片の形が違つたら、違つて來る。兩方入つて來ているという意味でオーストリアのような試験を僕は比較的高くかつている。

大谷 缺陷があつて、ある程度應力集中等の悪い條件があると、そこでまず小さな破壊が起り、その上で更に悪い條件、例えば思いがけない大きな荷重がかかつたり、疲勞現象で破壊が進行したりして、これがある長さに達すると周圍條件の如何によつては、これがある長さで發生する可能性が生ずるといふのがフラクチャー・ダイナミックスの考へ方です。一種の不安定現象であるといえます。この線に沿つた研究が將來盛んになると思ひます。

金澤 グリフィスの脆性材料についての破壊理論と同様な考へ方で、表面張力の代りに表面能性仕事なる量を考へて、脆性破壊の生ずる限界龜裂長さ等が論ぜられています。

大谷 現在のところ龜裂の存在を考慮する脆性材料の破壊を結びつける決定的なきめ手が十分つかまえていないように感じます。

木原 例えばシャルビとか變質層の硬度とかいろいろのものにウェイトをつけて悪いやつから點數をつけて行く、これらをたし算をするとオーストリアの成績とびたつと合ふ。

増淵 今部長の話されたウェイトですがシャルビーの

値、變質部の硬度、Grain size に5,3,1のウェイトをかけて加えると一番合うようです。

吉識 向うではクレークの傳播の問題をどう解決するかが今切欠の問題になつているようです。オロアン教授の一派の連中がそういつている。われわれのもつて行つたストレス分布から問題を解かうというのは古いというのです。

金澤 オロアン等のいつている限界龜裂長さや温度との關係について問題がありそうです。長さは耗のオーダーであるといわれていますが、低温になれば當然その長さは短くなるはずで。

秋田 船の脆性破壊には船の密接の缺陷が原因になつている場合が多いが、缺陷がなくてもすでにビートの下に割が出ています。これは缺陷ではなくて、本質的に出ている。その影響は、どういふようにきいてきますか。

木原 僕の感じは現在未だこんな本質的なきずではなくて、基本的なきずがきいている。設計がうまくなつて来ると初めてこのような本質的なきずがきいてくる。今の所ではまだまだもつと下のレベルのきずがきいている。

吉識 木原先生に全面的に同感です。

大谷 變質部の硬化性を無視してもよいような軟鋼では、試験片にノチをつけた方がいじやないかという気がしますね。

木原 高張力鋼ではきずをつけないで、中から出てくるきずですね。このような自然のままの缺陷があればそれがノチの働きをするだろうと思ふんだが。

吉識 それから材料の種類によつては、どう變るかという問題がある。グレインサイズが非常に關係するという人がある。例えばわれわれの鋼材委員会のデータにもばらつきがあるのは、それを考えるとばらつきが少なるだろうという。その他無機物等のインクルージョンすなわち水素、酸素等の氣體の含有量が非常に影響してきいてくるという意見の人もある。

木原 勿論兩方共利くわけですね

田村 最近の金屬界ではガスの問題が非常に重要視されておられ、さながらガスの時代だともいわれています。また粒度が利くことも勿論でウィリアムスは例の實驗式で適當な係數を定めてますが、私共の所でしらべた所ではもう少し大きく利いているようです。

木原 ウィリアムスの値の二倍位にとると良く合う。

田村 この間ある製鐵所で試作した高張力鋼板の中で同じチャージから板を二枚とつたわけですが。比較して見た所低温度の衝撃値にかなりの差がある。その製鐵所のしらべた所では昇延温度の相違からフェライト結晶粒に

差があらわれたためらしいのですが、この値を入れて見るとわれわれの値と良く合っています。

木原 向うの文献ではグレインサイズは餘りきかせていない。きくけれどそうひどいものではない。

吉識 人によつて意見が違ふ。自分の實驗なり、自分の見た範圍内で。

木原 僕等のやつた所ではきいていません。

大谷 名古屋の小林さんがいつておられるように、グレインサイズがきくにしてもダクティリテイ・トランジションからフラクチュア・トランジションかで違ふでしょう。

熔接された鋼材の性質

秋田 高張力鋼の話がでているのですがね。日本でも研究が盛んになつてきつづある。どういふ所が高張力鋼かは問題ですか、木原さん、いかがです。

木原 變質層の硬化の問題、低温脆性等全部ふくんだ意味での熔接性の良い高張力鋼を使わなければならぬ。

秋田 高張力鋼と、普通のキルド鋼、リムド鋼の比較をした實驗の最近の論文を見たのですが、シャルピー試験では明らかにリムド鋼、キルド鋼、高張力鋼の順でよくなつている。しかし熔接した板を爆發のショックを興えて破壊させるバルデテストを見ると、案外三者とも同じ位になつている。僅かに高張力鋼がよいという結果を示していますね。

吉識 キルド鋼にしても、熔接性すなわち熔接した場合の遷移温度の高低が問題である。實驗ではそれほどよくない。これも問題である。私が出発する前から大谷君がそういつていた。アメリカでも問題にしつづあるのですから。かならずしも、キルド鋼が良いといいきれないと思います。

木原 もう一邊考えなおす必要がありますね。どんなよい鋼材を使つても熔接が悪ければ駄目だと思いますね。僕の所で船の縦通材の端部構造からヒントを得て、コ字型の溝の二隅を熔接した試験片を考え低温でひつぱつていますが。これを熔接したものとしらないものとを比較すると熔接をした方が遷移温度が高温へ行く譯ですが母材の結果に比して熔接すると非常に悪くなる鋼材が出て来る。この二つの遷移曲線の間に挿まれる面積を田村君が測つて熔接性の比較をしたりしています。未だ準備實驗程度ですが。

大谷 熔接して、硬度が上るといふ危険性を無視したらとにかくひどいことになる。

増淵 昔に戻るといふ話ですが、こんな感じがするん

です。溶接で船を作り出したらいろいろ損傷を生じたのであれやこれや調べた所、材料の今迄知られなかつた性質が溶接船には大切だということが分つた。所がもつと調べて行つたら 材料も大切だがやつぱり設計や工作が第一なんだということに戻りついたということでしょう。だから戻つたといえないことはないが、今度は前と違って新しいことを覚えている。ですから純粹に戻つたのではなくて丁度螺旋階段を一廻り昇つたようなものではないですか？

吉識 リーマン・サーフェイスの一枚上にもどつて来たらしい。同じものでも考えているバック・グラウンドが違えば同じではない。別の面にもどつたらしい。(笑聲)

米國での鋼材の研究の傾向

秋田 歐米での研究で吉識先生が興味をもたれたのにどんなものがありましたか。

吉識 向うで見て、めぼしいと思うのは、種類の違う板を溶接して、クラックの傳播がどうなるか。同じ板なら行き出したらズツといくだろう。切欠脆性のいい板をつないだら止るかどうか。そういうことに興味をもっているのが多い。板をよくしろという問題にからんで。

秋田 板の面に温度の高低があると温いところでクラックが止るようですね。

金澤 試験片に温度勾配をあたえて、クラックの傳播の止まる温度と應力との関係を求めた実験があります。

吉識 そういうことはわれわれの議論で出て来ることだからね。

その他クラックの傳播速度をつかまえようとしているようですね。どういう場合は何フィートパーセカンドかを、実際には高速カメラみたいなので、はかるのが多いらしい。実験の結果それにはスケールエフェクトがあるという人がある。

金澤 全體のエネルギーの中から脆性破壊傳播のために利用される歪エネルギーの量が問題ですね。

吉識 脆性破壊が試験片の寸法で違うという。ワシントンのネーバル・リサーチ・ラボラトリーの連中がいつている。またクラックの發生の状態を計つた結果、クラックがノッチの先端からではなく少し離れた内部から發生して次々に進んで行く、そういうことを示している人もある。これは鋼材の試験ではないけれど、そういうことを示している人もある。

木原 ボイドもやつているし、アメリカでもやつている。

大谷 ノッチの先端から離れてというのは、どの位先にですか。

木原 勿論、ほんのわずかです。

大谷 カーン試験片でも同様な現象があるようです。調べて見ると非金属介在物が割れの先行する通路を支配するようです。

田村 前をとぶのではなくて、多少チクザクになつているから切ると前を飛ばすように見えるのではないのでしょうか。

大谷 そろだと思えます。

金澤 ボイドの脆性破面にあらわれるシェブロンパターンについて研究したのがありますね。破壊は不連続的に發生するものとし、破壊の前進線は個々の内部龜裂より擴る圓形破壊面の包絡線であるとするとその形は拋物線になり、實測値とよくあつている。またシェブロンパターンが板の表面とのなす角度は板厚、材質に無関係で71°位になることが求まつています。實測値の平均は69°です。最近のような破壊の形態學ともいふべきものもいろいろに研究されているようですね。

増淵 「龜裂發生および傳播のメカニズムの研究」が多いという感じですね。

秋田 米國の研究では破壊そのものが、どういうメカニズムで進んで行くかという形態學的な研究があるが、何故そういう破壊が起るかという本質的なことをちつとも説明していない。

金澤 そろですね。ボイド、アーブイン等もこの點に關して、先にも申しましたように破壊にはまず先行して生ずるインターナルクラックと破壊のメインフロントとの間がシャーによつて破壊することによつてシェブロンパターンが生ずるものであると極めて實測的に説明している程度にすぎないようです。

秋田 構造物の脆性破壊に對する寸法効果という面の研究はこれからの問題ですが。

吉識 実験のデーターがちよいちよいでいるという位で、結論は出ていない。

木原 リベトゾーンの實驗、ああいう面の研究を本氣にがつちりとくんでやるべきだと思う。將校斥候的にやつたんでは駄目で本隊を出すべきだと思う。

秋田 非常にむずかしい問題なので、私のところの實驗ではさぐりを入れていく程度にならざるを得ないですね。

アメリカの研究體制

吉識 アメリカの研究體制は、殆んど全部一つ所から金を出してやつています。一般の研究は、ナショナル・リサーチ・カウンスルがスポンサーになつていて、造船關係は構造、材料、溶接の三つの委員會でやつています。

(1046頁へつづく)

船舶
船舶用機

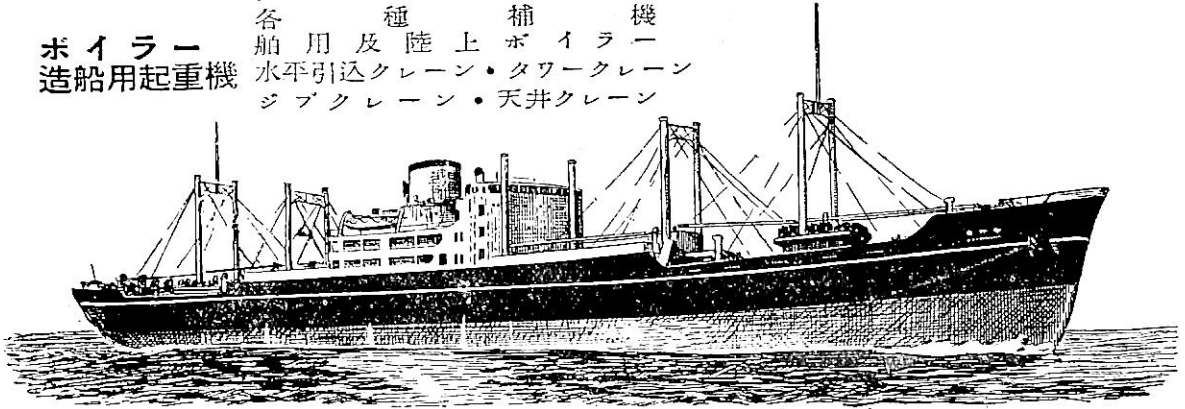
貨物船
巡視船
蒸気船
ガソリン船
各種船舶
用及陸上

油槽船
浚渫機
補

船舶機
ボイラー

ボイラー
造船用起重機

水平引込クレーン・タワークレーン
ジブクレーン・天井クレーン



石川島重工業株式會社

本社
営業所
大阪営業所

東京都中央区佃島五四番地 電話深川 (74) 4171~9・5171~9
東京都中央区日本橋通三ノ二広瀬ビル 電話日本橋(24)7781~9
大阪市北区角田町三三・阪急航空ビル 電話豊崎 (37) 4182

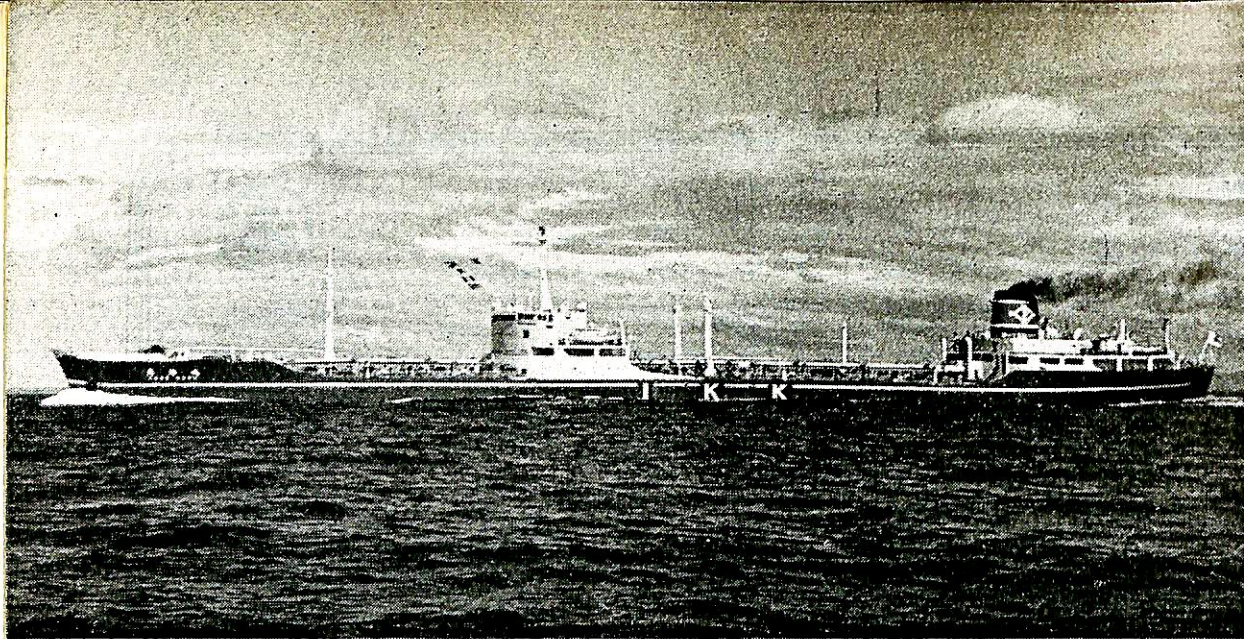


傳統を誇る
藤倉の

船舶電線

本社及工場 東京都江東區深川平久町一ノ四
富士工場 静岡縣富士郡富士根村宇小泉
大阪出張所 大阪市北區伊勢町二九ノ一
九州出張所 福岡市上市小路十二大博通り
名古屋出張所 名古屋市中區和泉町一ノ二
駐在員 札幌・仙台・

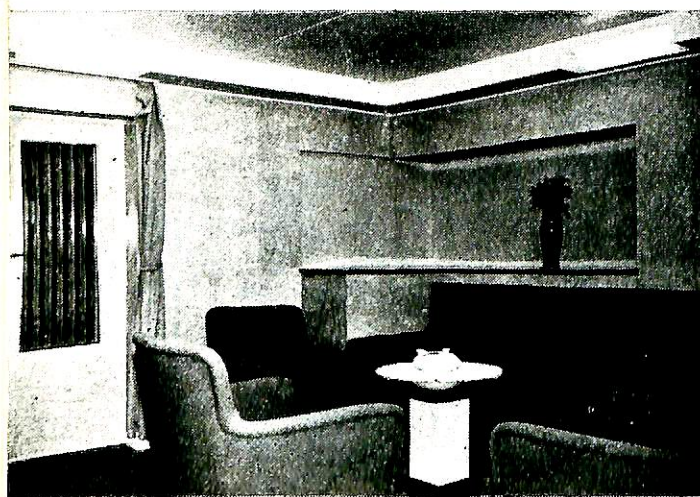
藤倉電線株式會社



満載状態の高邦丸

28,000噸

高邦



左上はドローイングルーム

左下はサルーン

共に「パネル」は「プラスチック」張りで、これは造船界で初めての試みである。



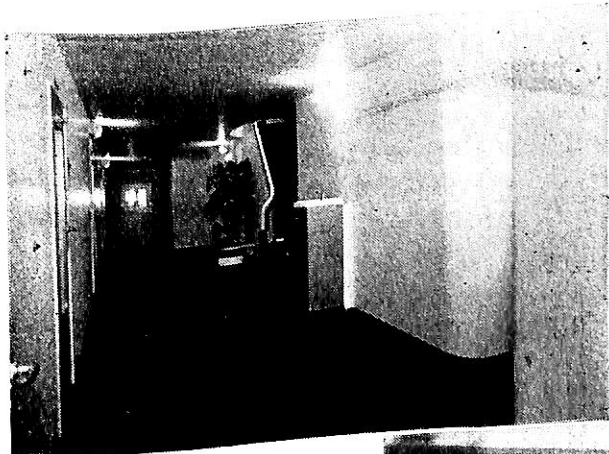
船長室



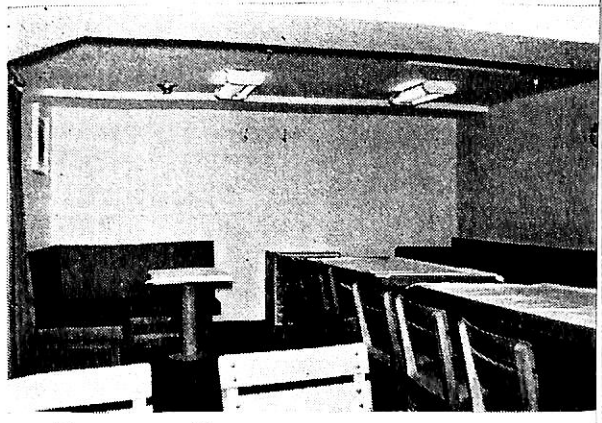


高邦丸の夜景 全船蛍光灯をつけたところ

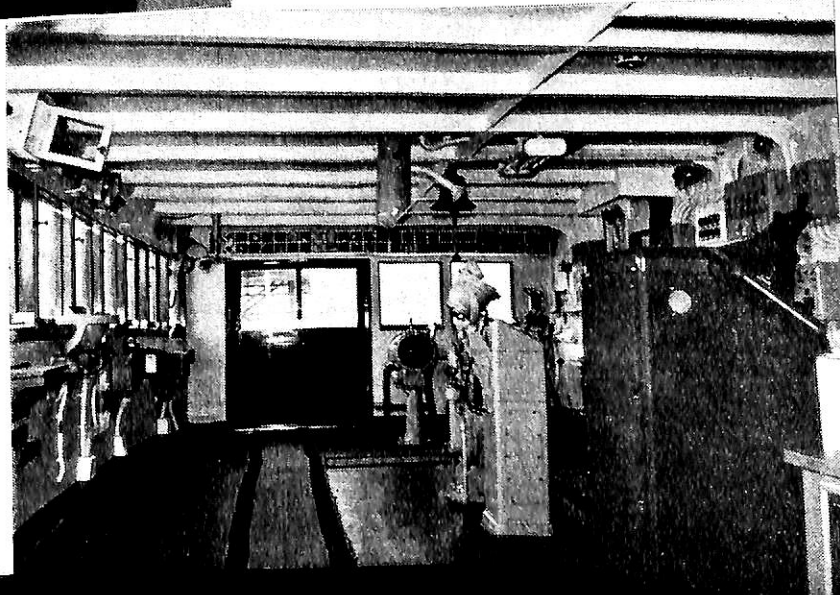
油槽船
丸



サルーン前廊下
(階段の手摺は「ビニールパイプ」)



属員食堂



操舵室
床は「コンポジション」
上に「ビフロ」を張つた
もの(造船界初めての試
み)

— 新刊案内 —

アメリカ造船造機學會編 船舶機関工学 第三分冊 B5上製 300頁
米原令敏 譯 ¥ 700 (送料50)

内容：熱工学と熱力学，振動の問題，熱交換器

- 上野喜一郎著 船舶安全法規 A 5 上製 630頁
¥ 850 (送料50)
- 造船協會電氣熔接研究委員會編 船の熔接設計要覽 A 5 上製 195頁 ¥ 360
- 上田篤次郎著 船舶用電氣設備 A 5 上製 260頁 ¥ 500
折込 7 葉
- 小林恒治著 實用航海術 A 5 上製 250頁 ¥ 420
- 小野寺道敏著 氣象と海難 A 5 上製 350頁 ¥ 500
- 大和久重雄著 工具鋼の熱處理技術 (上) A 5 160頁 ¥ 230
(下) A 5 320頁 ¥ 500

——(送料 各 50 圓)——

(日本圖書館協會選定圖書)

1953年版 船舶の寫眞と要目 第2集

- ☆ 1951年發行“船舶の寫眞と要目”集録以後の鋼船500噸以上の竣工の船舶約
140隻の全寫眞と要目，なお要目は120項目にわたり第1集の25%増。
☆ 定價 450圓 (送料50圓) ☆ 寫眞，アート紙，函入上製

收 録 船 舶

- (貨客船) さんとす丸
(貨物船) めきしこ丸 ぼんま丸 ぼんわい丸 日光丸 あらすか丸 あとらす丸 あんです丸 武庫春丸 阿蘇春丸 山月丸 昌島丸 横濱丸 維育丸 永真丸 右田丸 富島丸 あすとら丸 熱海丸 赤城丸 栗田丸 秋田丸 有馬丸 阿蘇丸 乾洋丸 朝潮丸 おりんびあ丸 高花丸 高幸丸 松盛丸 九州丸 美代玉丸 國島丸 うめ丸 有明丸 加茂川丸 高東丸 日啓丸 和光丸 山照丸 隆山丸 山里丸 高治丸 山福丸 スラバヤ丸 明德丸 ころんびあ丸 高長丸 香椎丸 信貴春丸 北海丸 那智春丸 國川丸 神川丸 君川丸 聖山丸 日聖丸 日洋丸 廣啓丸 東海丸 八幡丸 東龍丸 榮山丸 東照丸 淡路丸 秋葉丸 青葉丸 明石丸 祥雲丸 協優丸 赤城丸 富洋丸 摩耶春丸 日高丸 大元丸 大有丸 彦島丸 第八東西丸 東京丸 京都丸 協榮丸 永安丸 永兼丸 彦山丸 第三眞盛丸 興國丸 興名丸 富士丸 宇佐丸 日豊丸 神路丸 第五満鐵丸 雄光丸 銀光丸 明和丸 乾隆丸 第三満鐵丸 五十鈴丸 中榮丸 阿波丸 東山丸 ひまらや丸 那岐丸 大造丸 豊浦丸 松浦丸
- (油槽船) 祐邦丸 聖邦丸 菅羽丸 さんろいす丸 第二雄洋丸 鷺島丸 東榮丸 太榮丸 日章丸
(特殊船) 日新丸 北斗丸 第三宇高丸 ほへと
- (輸出船) (貨物船) DONA NATI JAG JAMNA
(輸出船) (油槽船) PETRO KURE PATRICIA STANVAC JAPAN IONIAN TRAVELLER EUR-
YCLEIA ADRIAS LEONIDAS ANDREW DILLON ASPASIA NOMIKOS DARNIE
CHRISTINA GENIE TINI HELENE MERSK INAGA SHIPPER

軟鋼の脆性破壊に関する理論的研究の概要

金 澤 武
東京大学助教授

1 緒 言

最近船舶、橋梁等の大きな溶接構造物に発生した脆性破壊に関連して、軟鋼の脆性破壊（特に切欠脆性）の問題が注目されるようになり、米、英、獨等の諸外國を始めとして、わが國でもさかんに研究が行われている。この結果實驗的には種々な事實が明らかにされるに至り、われわれのこの方面の知識は非常に豊富なものとなつたが、脆性破壊に関する理論的研究は非常に困難なものであり、現在までに發表されている理論はいずれも完全なものとはいへないようである。しかしここ二、三年の間に破壊の理論は急速な發展を示しており、その解決も近い將來にあるのではないかと考えられる。

本文においてはこれまでの理論的研究の主なものについての概要を簡単に述べることにする。

2. 脆性破壊の發生に関する理論¹⁾

軟鋼のごとき普通の状態では延性に富む材料が何故特殊な状態の下では脆性破壊を生ずるかを Ludwick, Zener 氏等²⁾が、始めて導いた σ 応力面 (Flow Stress Surface) および破壊 σ 応力面 (Fracture Stress Surface) の概念を用いて説明してみよう。この理論は種々の状態下における σ 応力-歪関係を示す、 σ 応力面 (單純引張試験時の真 σ 応力-自然歪曲線に相當する) と、破壊の條件を示すある假定の破壊 σ 応力面を考え、これら二面の交線が破壊を示すものであると考えるのである。この破壊 σ 応力面は實驗的にはある重大な假定の下においてのみ近似的に求め得るのであつて、その存在性についても疑わしい點が多く残されているが、ここでは一應その存在を認めて理論を進めることにする。

さて σ 応力面、破壊 σ 応力面は、温度、歪速度等が一定であれば、當然 σ 応力および歪テンソルの不変量の函数でなければならぬことは明らかである。また延性材料の降伏 σ 応力および破壊 σ 応力は歪速度および温度によつて異なるものであり、歪速度が大または温度が低下すれば、これらの値は増大するが、降伏 σ 応力の方がより大きな影響を受けることが知られている。一方延性材料の降伏條件として Von Mises 氏の剪断歪エネルギー説 (八面體剪断 σ 応力説) がよく當嵌り、破壊條件としては最大剪断 σ 応力説が近似的に實驗結果と一致することが知られている。

これらのことを考慮して、今簡単に σ 応力面、破壊 σ 応力面を次のように假定することにする。

σ 応力面:

$$J_2 = A \left(\frac{dI_{20}^{1/2}}{dt} \right)^{2n} e^{2S/T} + a^2 I_2^{1/2} \quad (1)$$

破壊 σ 応力面:

$$\sigma_{11} - \frac{1}{2}(\sigma_{33} - |\sigma_{33}|) = \left\{ B_0 - \frac{B_1}{2}(\sigma - |\sigma|) \right\} \left(\frac{dI_{20}^{1/2}}{dt} \right)^m e^{U/T} + b I_2^{1/2}; \quad (\sigma_{11} > \sigma_{22} > \sigma_{33}) \quad (2)$$

他に同様な型の2式

但し

$$J_2 = \frac{1}{6} \left\{ (\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 \right\}$$

$$I_2 = \frac{1}{6} \left\{ (\varepsilon_{11} - \varepsilon_{22})^2 + (\varepsilon_{22} - \varepsilon_{33})^2 + (\varepsilon_{33} - \varepsilon_{11})^2 \right\}$$

$$I_{20} = \frac{1}{6} \left\{ (\bar{\varepsilon}_{11} - \bar{\varepsilon}_{22})^2 + (\bar{\varepsilon}_{22} - \bar{\varepsilon}_{33})^2 + (\bar{\varepsilon}_{33} - \bar{\varepsilon}_{11})^2 \right\}$$

σ_{ii} ($i=1, 2, 3$) は主 σ 応力、 ε_{ii} ($i=1, 2, 3$) は塑性主歪、

$\bar{\varepsilon}_{ii}$ ($i=1, 2, 3$) は主全歪

(すなわち弾性主歪と塑性主歪との和)、 t は時間、 T

は絶対温度、 $\sigma = \frac{1}{3}(\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33})$ 、 $A, B_0, B_1, S, U,$

m, n, a, b は材料によつて定まる常數 ($U < S, m < n$)

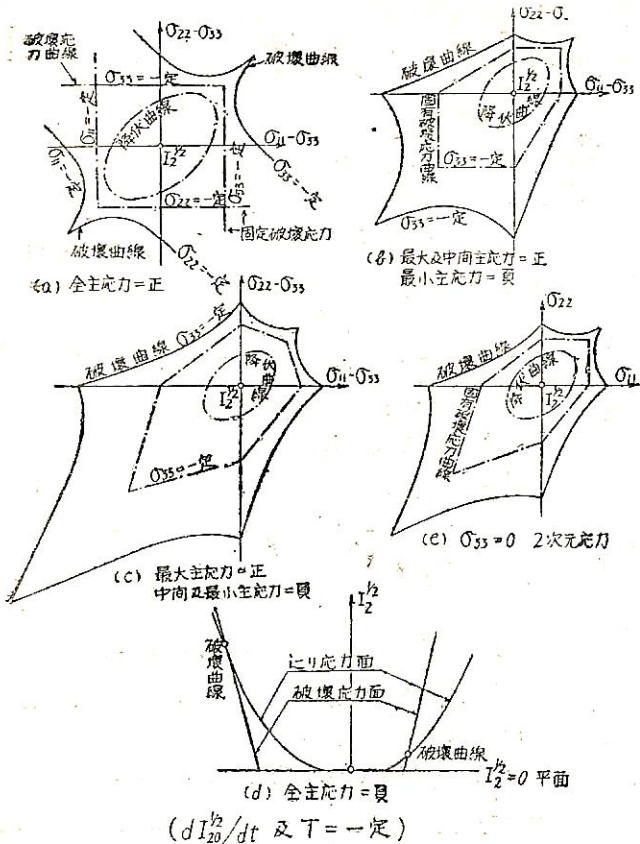
すなわち σ 応力、歪を J_2, I_2, I_{20} 等の不変量を用いてあらわしたものである。

今 x, y 軸方向にそれぞれ $(\sigma_{11} - \sigma_{33}), (\sigma_{22} - \sigma_{33})$ をとり、 z 軸方向に塑性歪量 $I_2^{1/2}$ をとると、(1) および (2) 式はそれぞれある曲角をあらわし、この二面の交線として破壊を決定する破壊曲線が得られる。(第1圖参照)

これらの曲面は温度が低下するにつれ、歪速度が増大するにつれて次第に外方へと擴がって行くが、 $U < S, m < n$ なる關係より σ 応力面の移動は破壊 σ 応力面のそれよりも大きい。従つて第1圖に示す二面はついには塑性零、すなわち $I_2^{1/2} = 0$ の平面上で互に接觸するようになる。すなわちこのような σ 応力状態では破壊は塑性歪を伴わない脆性破壊を示すことになる。

更に温度が低下すれば、固有破壊 σ 応力曲線は降伏 σ 応力曲線の内側に入り降伏 σ 応力以下の値で破壊を生ずることになる。この場合も脆性破壊を示すことは勿論である。

(1) および (2) 式中の種々のパラメーターの値は Maier 氏の内壓を受ける薄肉圓筒の引張實驗あるいはその他の多くの研究者によつて得られている多くの實驗



第1圖 二り應力面と破壊應力面

結果を解析すると軟鋼に對しては次のごとき値が得られる。

$$S = 160 \sim 180, U = 60 \sim 75, \frac{B_0 b}{a^2} = \frac{1}{2} \sim \frac{1}{4},$$

$$(B_0/A)^2 = \begin{cases} 25 & \text{静的試験} \\ 10 & \text{衝撃試験} \end{cases} \quad (3)$$

但し $B_0 \equiv B_0 \left(\frac{dI_{20}^{1/2}}{dt} \right)^m$, $\bar{A} \equiv A \left(\frac{dI_{20}^{1/2}}{dt} \right)^n$

従つてこれらの値を用いて、ある一様な應力状態の下で破壊應力、それまでに生ずる塑性歪量、あるいは脆性破壊を示す温度、歪速度が求まる。例えば一様な単純引張試験においては上述の値を用いると、完全な脆性破壊を示す最高の温度は $-150^\circ \sim -200^\circ \text{C}$ 位となり実験値とよく一致する。故に切欠を有しない軟鋼試片の脆性破壊温度は一般に非常に低くて實用上問題にはならないのであるが、試片に鋭い切欠を附すると脆性破壊を示す温度は上昇し時に常温以上にもなるのである。これがいわゆる切欠脆性といわれるものであるが、これは切欠底部に大きな應力集中を生ずると同時にポアソン比による横方向の収縮がまたげられるため、三軸方向の引

張應力が発生するためである。すなわち假定した二り應力面の式によると三軸の引張應力系が存在すると、一様な引張應力はなんら影響をおよぼさないから降伏に要する軸方向の引張應力はそれだけ大となるが、これに反して破壊に要する軸方向の應力の値は不變であるために切欠の存在によつて破壊までの塑性歪量は低下し脆化の傾向を示すことになる。

さて切欠底部附近の應力状態は切欠尖端半径、切欠角度を小、切欠深さ、試験片厚さを大すると次第に平面歪の状態に近づくものと考えられる。そこで試験片厚さ方向に生ずる主應力の板厚全體に亘る平均値を次の如く假定する。

$$\sigma_{33} = \frac{1}{2} (\sigma_{11} + \sigma_{22}) \left(1 - e^{-s_0 \frac{t}{r} \frac{p}{1 + s_1 p \tan \frac{\theta}{2}}} \right) \quad (4)$$

但し σ_{11} は試験片軸方向に生ずる主應力
 σ_{22} は σ_{11} , σ_{33} に垂直方向(試験片表面に平行な方向)に生ずる主應力
 t は試験片厚さ、 r は切欠半径
 p は切欠深さ(いずれも単位は耗)
 θ は切欠角度、 s_0, s_1 は試験方法および材料によつて定まる常數

主應力はいずれも引張應力であることを考慮すると(1)および(2)式はそれぞれ次のごとくなる。

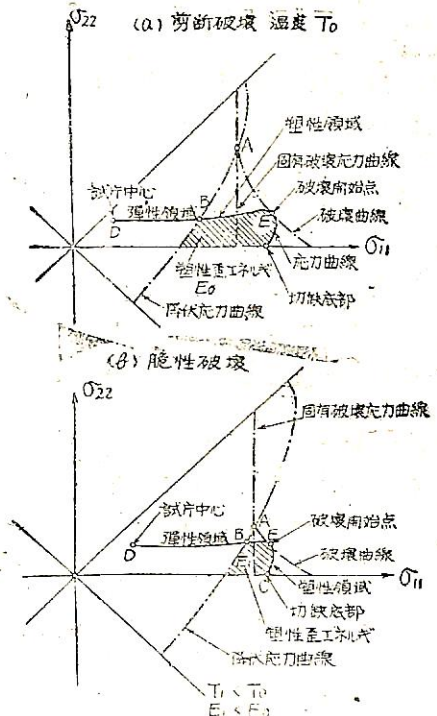
二り應力面:

$$\begin{aligned} & \left(3 + e^{-2s_0 \frac{t}{r} \frac{p}{1 + s_1 p \tan \frac{\theta}{2}}} \right) \sigma_{11}^2 \\ & - 2 \left(3 - e^{-2s_0 \frac{t}{r} \frac{p}{1 + s_1 p \tan \frac{\theta}{2}}} \right) \sigma_{11} \sigma_{22} \\ & + \left(3 + e^{-2s_0 \frac{t}{r} \frac{p}{1 + s_1 p \tan \frac{\theta}{2}}} \right) \sigma_{22}^2 \\ & = 12 \bar{A}^2 e^{2s_0 \frac{t}{r}} + a^2 I_2^{1/2} \end{aligned} \quad (5)$$

破壊應力面:

$$\sigma_{11} = \bar{B}_0 e^{s_0 \frac{t}{r}} + b I_2^{1/2}$$

このようにしてこの場合の二り應力面、破壊應力面およびそれらの交線として破壊曲線が第2圖のごとく得られる。いま切欠底部を通る断面の應力分布を示す應力曲線が圖のごとくに畫かれたとすると、この曲線が破壊曲線と接觸する點(圖のE點)が破壊の開始點を示すことになる。かくて温度が低下するにつれて降伏開始を示す降伏應力曲線と、固有破壊應力曲線との交點Aは次第に $d \left(\equiv \frac{\sigma_{22}}{\sigma_{11}} \right) = 0$ 近づきある温度以下では切欠底部附



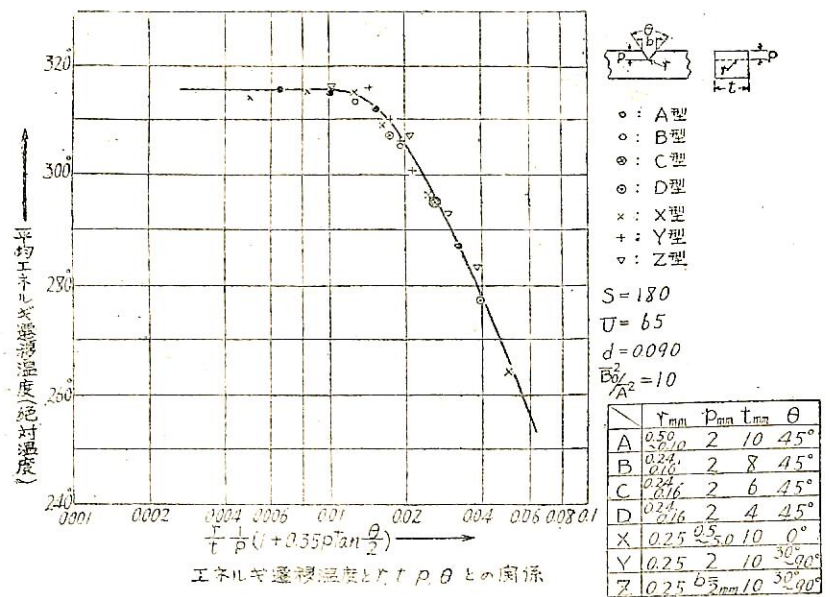
第2圖 切 缺 試 片 の 破 壊

近にのみ塑性変形を生るごとき状態で破壊が開始され脆性破壊を示すことになる。應力曲線を理論的に求めることは困難であるので、試験方法が一定ならばA点の示すdの値が一定値になる温度を以て適當に定義された脆性

遷移温度 T_r を示すものであるとすると、(5) および(6) 式より $\frac{r}{t} \frac{1}{p} (1 + s_1 p \tan \frac{\theta}{2})$ と T_r との関係式として

$$12 \frac{A^2}{B_0^2} e^{2(s-U)/T_r} = (1+d^2) \left(3 + e^{-2s_0 \frac{t}{r} \frac{p}{1+s_1 p \tan \frac{\theta}{2}}} \right) - 2d \left(3e^{-2s_0 \frac{t}{r} \frac{p}{1+s_1 p \tan \frac{\theta}{2}}} \right) \quad (7)$$

なる式が求まる。この理論式によると $\phi \equiv \frac{r}{t} \frac{1}{p} (1 + s_1 p \tan \frac{\theta}{2})$ が小さいほど遷移温度は上昇するが、この値がある値よりも小さくなると、それ以上には遷移温度は上昇しないことが推測される。東京大學工學部船舶工學科で行われた切缺形状試験片厚さを種々に變えたシャルピ衝撃試験の結果について、平均エネルギー遷移温度と ϕ との関係を示すと、第3圖のごとくなる。一方(7)式において $S=180$, $U=65$, $(B_0/A)^2=10$, $s_0=0.029$, $s_1=0.35$ とし $d=0.09$ とすると実験結果とより一致を示す曲線が得られる。また池田氏、Bagsar 氏等によつても同様な衝撃試験が行われたが、 $(B_0/A)^2=10$, $d=0.09$, $s_0=0.030$, $s_1=0.35$ とし、また $S(=160 \sim 180)$, $U(=60 \sim 75)$ を適當にとるといずれも実験結果をよく説明する曲線が得られた。Boodberg 氏および Thomas 氏等は静的引張試験を行い、 r , t と剪断破面率より求めた遷移温度との関係を求めているが、その結果も(7)式で $(B_0/A)^2=25$, $d=0.42$ とし s_0, s_1, S, U を適當にとれば(7)式で説明することが出来る。いずれにしても應力



第 3 圖

集中，三軸應力度を表わす量として ϕ なる値が用いられ，その値には切欠半径，切欠深さおよび試験片厚さが大きく影響し，切欠角度の影響は他の因子に比して小さいことが判る。

次に歪速度の影響について考えて見よう。(1) および (2) 式より判るごとく，送り應力面，破壊應力面，これの歪速度の影響は，丁度温度の低下と同一の影響をあたえる。いま (7) 式を書き直すと，

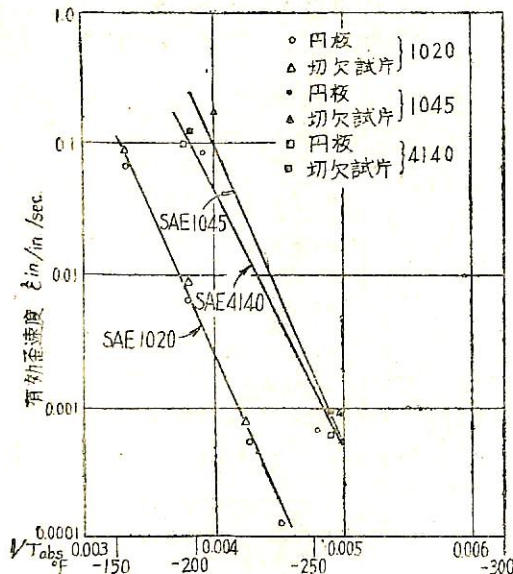
$$(n-m) \log \left[\frac{\left(\frac{dl_{2j}^{1/2}}{dt} \right)}{\left(\frac{dl_{2j}^{1/2}}{dt} \right)_0} \right] + \frac{S-U}{T_r} = \frac{1}{2} A. \quad (8)$$

但し

$$A \equiv \log \left[\left(\frac{B_0}{A} \right)_0^2 \left\{ (1+d^2) \left(3 + e^{-2s_0 \frac{t}{r} \frac{p}{1+s_1 p \tan \frac{\theta}{2}}} \right) - 2d \left(3 - e^{-2s_0 \frac{t}{r} \frac{p}{1+s_1 p \tan \frac{\theta}{2}}} \right) \right\} \right]$$

添字 0 はある規準の歪速度に対する値である。

すなわち d, s_1, s_1 等が歪速度があまり大きくない時は一定であるとする。この式は歪速度の対数と遷移温度（絶対温度）の逆数とは直線関係にあり，歪速度が大きいほど遷移温度が上昇することを示している。Mac Gregor 氏等は静的曲げ試験を行つて，(8) 式の関係が成立することを求めている^{*1}。(第4圖)しかし先にも述べたごとく衝撃試験と静的試験とは d の値が非常



第4圖 歪速度と遷移温度

*1 この場合の遷移温度としては断面に繊維状破面の生じ始める温度を探っている。

に異なるものであり，この直線関係は歪速度が極端にかわるような場合には成立しない。

3. 脆性破壊の傳播に関する理論

前節において，切欠が鋭くなつたり，板厚が大になつたりすると，切欠底部附近にわずかな 性歪を生ずるのみで破壊が発生し，脆性破壊を示すことを述べたのである。しからば如何なる条件の下で一度発生した龜裂が脆性破壊となつて傳播し，その傳播の機構あるいは傳播速度はどの位のものであろうか。この點に關しては De Leiris, Mott, Boyd, Irwin および Orowan 氏等の研究があるが以下これらについて簡単に述べることにする。

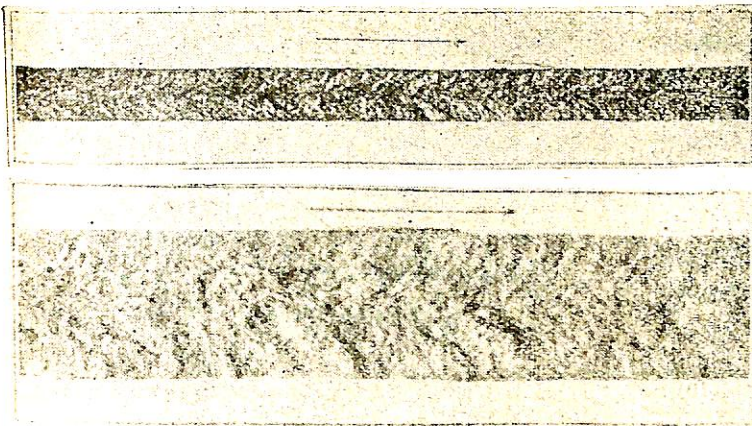
切欠底部附近に発生した最初の龜裂が次第に成長するにつれて，物體に蓄えられている弾性歪エネルギーは，新に形成された破面に生ずる表面張力に對してなされる仕事（表面エネルギー），破面を形成するために必要な變形仕事（塑性表面仕事），物體要素の破壊に伴う運動エネルギー，および熱等に變換されることになる。運動エネルギーおよび熱等によつて失われる部分は無視し得るものとし，更に表面エネルギーは塑性表面仕事に比して小さいことを考慮に入れて，Orowan 氏は従来より脆性材料の破壊理論としてよく知られている Griffith 氏の現論と全く同様な思想により^{*2} 脆性破壊の傳播条件として次のごとき式を提案しているの。

$$B \approx \sqrt{\frac{E_p}{b}} \quad (9)$$

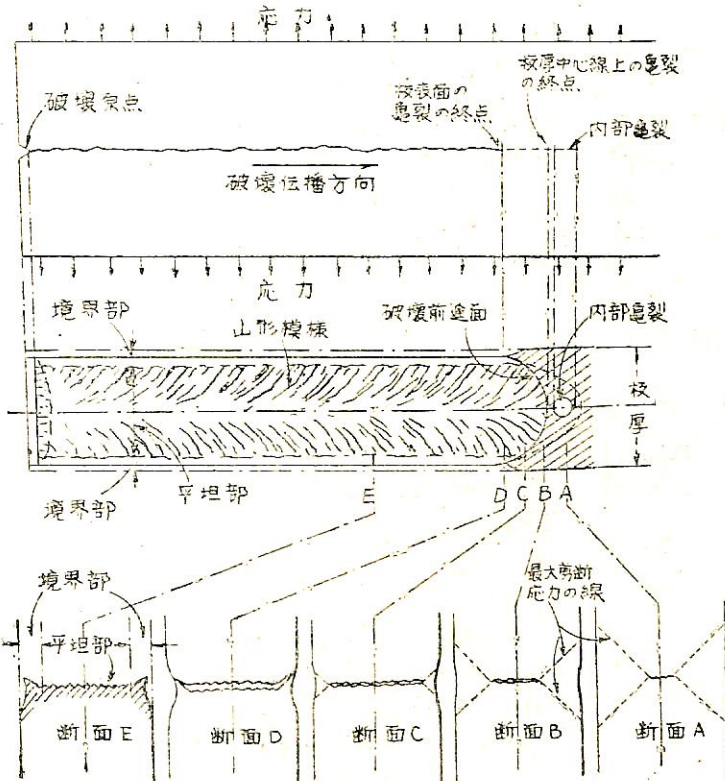
但し E = ヤング係数， p = 龜裂の進展のために脆性破面單位面積當りについての表面近くの層になされる塑性仕事量， b = 龜裂長さ， B = 脆性破壊強度。

すなわち脆性破壊強度は材料によつて定まる一定の値のものではなくて龜裂長さが大なるにつれて，次第に低下するものである。従つて最高の引張應力が，(9) 式の B の値に等しくなると脆性破壊を生ずる故に材料中に最初から，充分な長さの鋭い龜裂が存在しておれば，非常に低い應力値でも脆性破壊をすることになるのである。なお上式中の p の値は下降伏應力を 25 kg/mm^2 として破面より 0.3 mm の層中に 2% の塑性伸びに相當する塑性歪が生じているものとする， $p = 0.15 \text{ kg-mm/mm}^2$ の値になり， $B = 30 \text{ kg/mm}^2$ とすると（鋭い龜裂の尖端では拘束大なるために，前節に述べたごとく三軸方向の

*2 脆性破壊は不安定現象で破壊を進行せしめるに要する仕事は，解放される弾性エネルギーに等しいが，またはより小さいとの条件より，破壊強度を求める。



第5圖(a) 鋼板の脆性破壊例
 上圖厚さ0.339", 下圖厚さ0.91"
 矢印は破壊進行方向を示すものである



第5圖(b) 脆性破面の特徴

引張応力が生じ、降伏応力は上昇することを考慮して今 $B=30k \text{ mm}^2$ と假定する) $b \approx 3\text{mm}$ となる。すなわち限界亀裂の長さ b は、材料温度等によつて變化するが、大體耗のオーダーであるといわれている。

脆性破壊の傳播速度については Mott は物體要素の破壊に伴う運動エネルギーを考慮して、研究しているがそ

の結果によると、亀裂長さが大なるにつれて速度は高くなりついには、大凡材料中に傳わる音波の速度に近づくことが示されている。George 氏は金屬箔を用いて實驗を行い、このような速度變化を實驗的に求めている。

さて次に脆性破壊の傳播機構について述べることにする。脆性破壊面の代表的な例を、第5圖に示してあるが、その特徴は ① 破壊面の板厚中央部には筵状組織 (Mat Texture)、あるいは結晶状組織 (Crystalline Texture)⁴³、またはこれらの混合したような大凡平坦ではあるが嶺と谷とが表われておる山型模様 (Chevron Pattern) が見られる。しかしこの模様は筵状組織の多い破面ほど間隔も荒く明瞭にあらわれるが、結晶状組織が大部分を占めるような破面には殆んどまたは全くあらわれなくなる。② 板の表面部と破面中央部との間には絹糸状組織⁴⁴ (Silky Texture) の境界部があり、大體中央平坦部に對し約 45° の傾きを有している。この部分の幅は場合によつて非常に變化するもので、脆性になるほど狭くなり、殆んど判別が出来ないことが多い。③ 破壊の前進線 (Main Front) は曲線であり、その板厚中心部では板の表面部よりも先に進んでいる。④ 山型模様は大體破壊前進線に垂直である。すなわち破壊前進線の破壊傳播中の各瞬間の位置を畫くとこれらは、山型模様に垂直となる。これらのことは De Leiris, Boyd, Tipper, Irwin 氏等の研究によつて明らかになつたものであるが、傳播機構および山型模様の特性は次の如くに考えられる。まず破壊前進線の前方にある結晶群が、剪開によつて破壊し内部亀裂を形成し、これと前進線との

⁴³ 破面の鏡子を示す言葉である。筵状組織とは引張應力に垂直な面で、殆んど平坦に破壊する面にみられる鈍い光澤の纖維状組織をいう。結晶状組織とは個々の結晶が剪開面 (Cleavage plane) で剪開によつて破壊する時にあらわれる光澤ある破面である。

⁴⁴ 最大剪断應力の面に沿う剪断破壊面にあらわれる破面で、最大主應力と約 45° の傾きをなす。

間の壁は剪断によつて破壊するために結晶状組織の谷と、繊維状組織の嶺とが交互に形成され、破壊は不連続的に進行するのである。また破面に現れる山型模様は、破壊前進線による切欠効果に伴う最大剪断応力の曲面の形に關係があると考えられる。

今等方性材料中の一點より破壊が発生したとすれば、その前進線はすべての方向の材料の破壊傳播に對する抵抗力は等しい故、その前進線は圓形になるはずである。従つて半徑Rの前進線に對しては次式が成立する。

$$\frac{\delta W}{\delta t} = f \cdot 2\pi R \frac{\delta R}{\delta t} \quad (10)$$

但し f = 破壊前進線單位長さに對し材料の示す抵抗力
 W = 破壊前進線を δR 進めるになされる仕事
 t = 時間

$\frac{\delta W}{\delta t}$ は一定値 c であるとする (10) 式より

$$\pi R^2 = \frac{ct}{f} \quad (11)$$

このような圓形破壊がある間隔をおいて次々に発生するとせば、その結果 破壊前進線は、第6圖のごとくなり、その式は次のごとくなる。破壊開始點の一樣前進速度を V とすると、最も前進して生ずる破壊開始點の位置 D は、

$$D = Vt \quad (12)$$

であらわされる故、原點を最尖端の破壊中心點にとると第6圖より次の式が得られる。

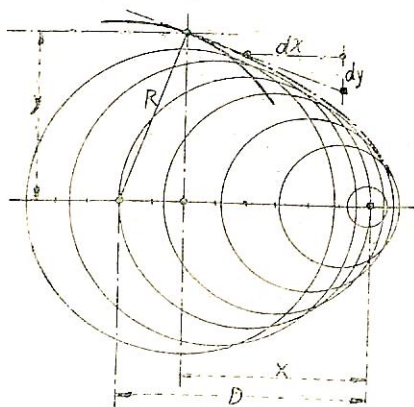
$$R^2 = x^2 + (D - x)^2 \quad (13)$$

$$D = x + y \frac{dy}{dx} \quad (14)$$

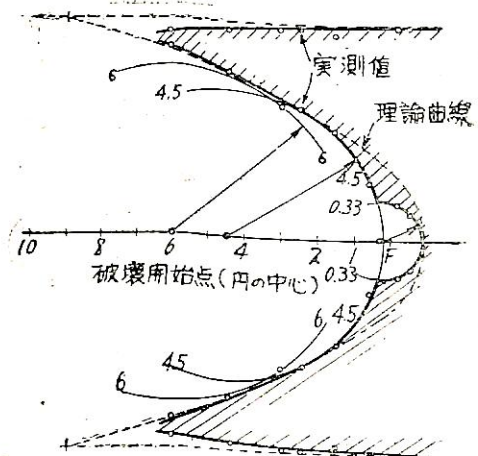
(11), (12), (13), (14) より

$$\frac{c}{f\pi V} \left(x + y \frac{dy}{dx} \right) = y^2 \left[1 + \left(\frac{dy}{dx} \right)^2 \right] \quad (15)$$

なる破壊前進線の微分方程式が得られる。この式を解く



第6圖 破壊開始點と破壊前進面との關係



第7圖 破壊前進面の理論と實測値の比較

と、

$$y^2 = \frac{c}{f\pi V} \left(x + \frac{c}{4f\pi V} \right) \quad (16)$$

なる拋物線が得られる。また山型模様を示す式は(16)式に直交する曲線を求めればよく、その式は、

$$y_1 = 2ae^{-\frac{x}{2a}} \quad (17)$$

但し $a = \frac{c}{4f\pi V}$, $x = x_1 = 0$ の時に、すなわち $y = 2a$ の時に (16), (17) の兩曲線は交わるものとする。

のごとくに求まる。これらの結果は Tipper による實測値と第7圖のごとくに、極めて一致するものである。

板厚が T なる場合に、破壊開始點が板厚中心線に沿つて生ずるものとする、板厚表面における山型模様の角度 θ は、

$$c/f = TV$$

なる關係を考慮すると

$$\tan \theta = \pi \quad \text{すなわち} \quad \theta = 72^\circ \quad (18)$$

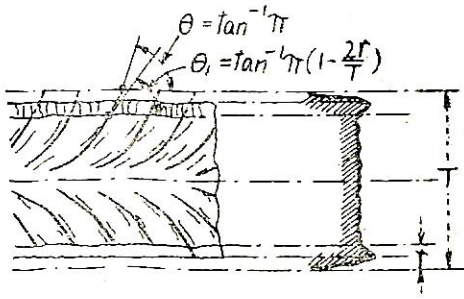
となり、 θ の値は板厚および材料には無關係の一定値となる。また先にも述べたごとく板厚表面部には、絹糸状組織の境界部が存在するので (18) 式は

$$\tan \theta = \pi \left(1 - \frac{2r}{T} \right) \quad (19)$$

但し r は境界部の幅となり θ は減少する。 θ の實測値の平均は $\theta = 69^\circ$ であり、理論値は極めてよく實測値に一致している。(第8圖)

4 結 語

以上において軟鋼の脆性破壊に關する理論的研究の概要を紹介したものであるが、この他脆性破壊には双晶の



第8圖 山型模様 の 特性

發生が重大な關係を有し、遷移温度の高低は双晶の生成の難易、數、および龜裂が結晶粒子を貫通する難易によつてことなるものであると、論ずる學者もある⁹⁾。いずれにしても、脆性破壊の發生、傳播に關する理論的研究は、最近急速に進歩しているが、大型の構造物の脆性破壊に重大な關連を有すると考えられる寸法効果については、實驗的研究は二、三行われているが、理論的究明は何ら明かにされていない状態であり、この方面の研究が切望されている所以である。

- 1) 吉識雅夫、金澤武：切欠脆性に關する理論的考察、鋼材研究會研究成果報告（昭和27年5月）
金澤武：軟鋼の脆性破壊について（第1報）造船協會昭和26年春季講演會
- 2) C. Zener: Fracture Stress of Steel. Rev. of Mod. Phys. Vol. 11, 17-1 (1945)
- 3) J. Hollomon & C. Zener: Problems in Fracture of Metals. J. App. Phys., Feb. (1946).
- 4) 吉識雅夫、金澤武：應力集中および三軸應力比が切欠脆性におよぼす影響、鋼材研究會研究成果報告（昭和27年5月）
金澤武：軟鋼の脆性破壊について（第2報）造船協會昭和27年春季講演會
- 5) C. W. MacGregor: Significance of Transition Temperature in Fatigue. Fatigue and Fracture of Metals Technology Press of M.I.T. (1952).
- 6) E. Orowan.: Fundamentals of Brittle Behavior in Metals. Fatigue and Fracture of Metals Technology Press of M.I.T. (1952).

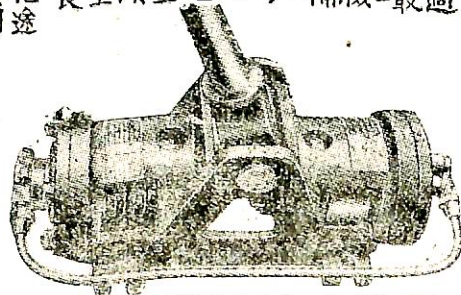
- 7) M. F. Mott: Fracture of Metals. Some Theoretical Consideration Brittle Fracture in Mild Steel Plates. The British Iron and Steel Research Association 1945.
G. Irwin: Fracture Dynamics. Fracturing of Metals A.S.M. (1948).
- 8) G.M. Boyd: The Propagation of Fractures in Mild Steel Plates. Engineering Jan. 16. (1953).
- 9) D. Rosenthal and C.C. Woolsey: The Effect of Strain Rate on Twinning and Brittle Fracture. Weld.J. Oct. (1952)

陸船用手動空氣壓縮機

压力・30kg/cm² 専売特許366723
 容量・464cm³行程 出願番号 393049
 用途・バルブ機開始動用其他 7633

燒玉機開始動用補機

压力・10kg/cm²
 容量・930cm³行程
 其他 食堂用重油バーナー補機=最適
 用途



壽産業機械株式會社

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

鋼材の切欠脆性判定の工業的試験法

渡邊正紀
大阪大学教授

I. 緒言

第2次大戦中米國で多數急造された溶接船に破壊事故が頻発したため、この方面の研究に異常なる努力が拂われ、この結果鋼材の切欠脆性が重要視されるに至っている。すなわち一般に延性材料と考えられる軟鋼もある条件下で急激に延性を消失し、いわゆる脆性破壊を起すことがあり、これらの条件として温度、荷重速度、應力分布状態などが考えられている。しかして材料が如何程の悪条件まで延性破壊様式を保ちうるかを示すために切欠脆性なる言葉が使用されている。普通の切欠脆性試験では荷重速度、應力分布状態を一定なるように努め、試験温度を漸次低下せしめ、材料の破壊が延性から脆性に急激に変化する温度を求める。この温度を一般に遷移温度と稱し、遷移温度の高低によつて材料の切欠脆性を判定している。

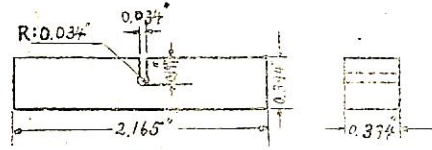
もちろん試験法としては切欠脆性に關する材料差が大きく表われ、かつ脆性現象ができるだけ敏感にあらわれ、ものであることが望ましい。換言すれば遷移温度決定の容易な方がよい。このため種々の試験法が考案されているが、實際問題としてはこれら試験片の加工に相當困難を感じる場合がある。さらにこれら試験法の本質が遷移温度を求めるという點にあるため、種々温度を變えて實施しなければならぬ。したがつて實驗室的な試験法としては意義があつても、廣く工業試験法として各材料毎に試験することは困難である。この意味で普通の機械試験結果から材料の切欠脆性が判定出來れば極めて便利であらう。本文においては從來考案された切欠脆性試験法の概要を述べ、特に工業的試験法として筆者の研究室において研究した結果ならびに從來の脆性試験法を簡略化した方法について記することとする。

II. 切欠脆性試験の種類

鋼材の機械的諸性質の中、切欠脆性に關する性質は材料の溶接性の問題と關連し極めて重要なものである。したがつて材料の切欠脆性試験も數多く考案されている。もちろんこれらの試験法はそれぞれ特有の利點をもつているが、ここでは簡単にそれらの概要のみを記することとする。

1) 衝撃試験

從來より用いられている標準シャルピー、アイゾット試験の外に keyhole notch, 2mm deep V-notch, 5mm

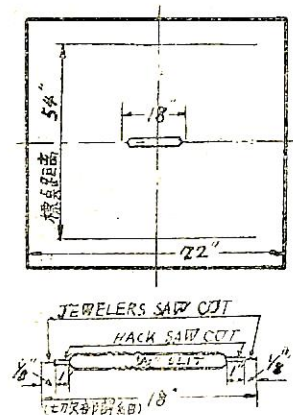


第1圖 Keyhole notch シャルピー試験片

V-notch 試験などがある、これらの試験法はいずれも切欠の影響を大ならしめ、脆化の遷移現象をより鋭く出現させるために考案されたものである。第1圖は keyhole notch 試験片の寸法形状をあらわしたものである。

2) 切欠引張試験

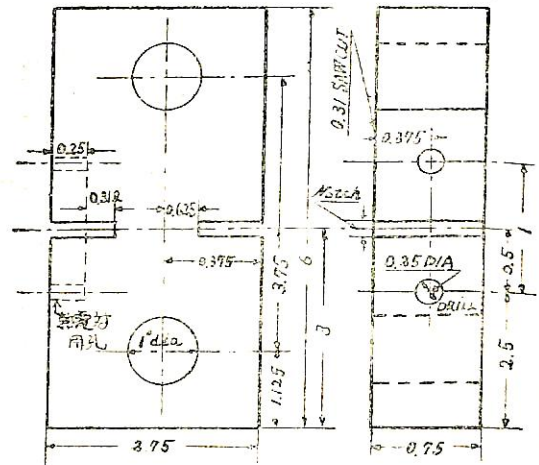
中央切欠引張試験片 (第2圖) 兩側切欠引張試験片 (第3圖)



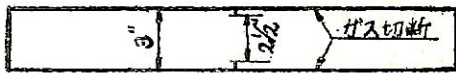
第2圖 中央切欠引張試験片

小型板側面切欠引張試験片 (第4圖) などがある。これらはいずれも板状試験片であつて、特に小型板側面切欠引張試験片は簡単な遷移温度調査法として採用されたものである。

しかしながらこれら試験片による遷移温度は他の試験片によるものに比し低くあらわれるから、實際問題として試



第3圖 兩側切欠引張試験片

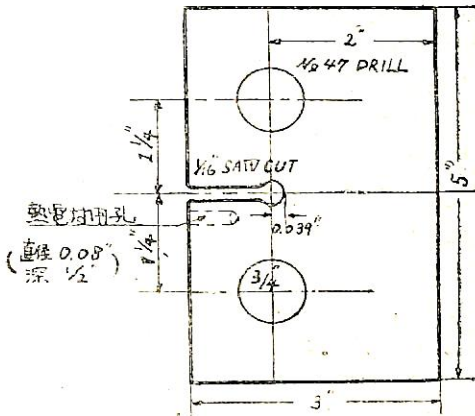


第4圖 小型板側面切欠引張試験片

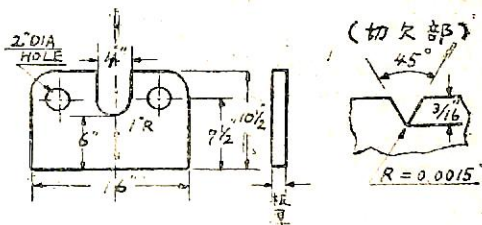
試験には幾分不利な点がある。

3) 切欠引張試験

Navy Tear Test (一名 Kahn's Tear Test), Tensile-Bend (D-type) Test, Tensile (T-type) test などがある。これらの試験においては遷移温度は高く(しばしば常温以上になることがある)しかも鋭く表わすことができる。第5, 6, 7圖はそれぞれ試片の寸法形状をあらわす。

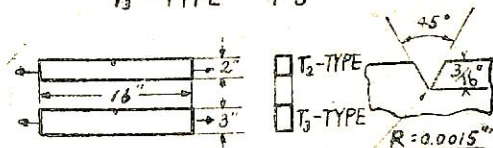


第5圖 カーン引裂試験片

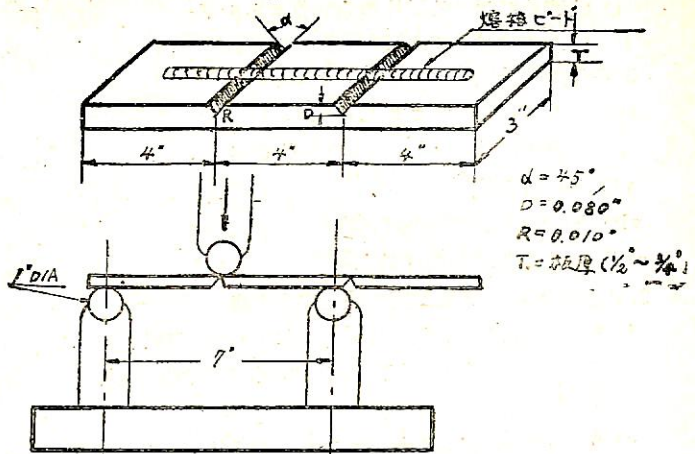


第6圖 Tensile-Bend (D-type) 試験片

T_2 -TYPE 巾2"
 T_3 -TYPE 巾3"

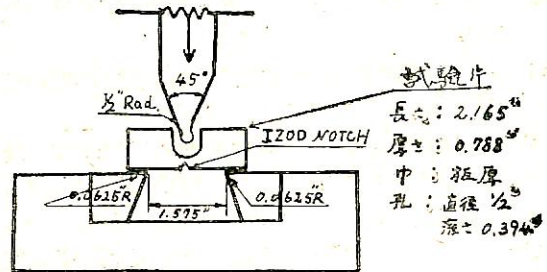


第7圖 Tensile (T-type) 試験片



第8圖 Lehigh Slow Notched Bend 試験装置および試験片

$\alpha = 45^\circ$
 $D = 0.080$
 $R = 0.010$
 $T = \text{板厚} (1/2 \sim 3/4)$



第9圖 Penn State Slow Notched Bend 試験片

4) 曲げ試験

Lehigh Slow Notched Bend Test (第8圖), Penn State Slow Notched Bend Test (第9圖) などがある。この中 Lehigh Test は試片の加工が容易であり、溶接の影響を簡単に調査でき、荷重装置が小さくてよい點など比較的良好な試験であるといわれる。

III. 切欠脆性判定の criterion

遷移温度の決定には従来までに種々の方法が考えられているが、延性(ないし脆性)を規定する量と限度とから遷移曲線を求め、これからある一定の基準に従つて、遷移温度を決定するものである。もちろん遷移温度は同一材料でも試験法によつて變化するが、さらにたとえ試験法を一定にしても延性を規定する量あるいは遷移曲線から遷移温度を決定する基準の如何によつても異なる。したがつて現行の切欠脆性の判定は絶対的なものではない。次に主な遷移温度の決定法について列挙することとする。

1. 遷移曲線を求めるために採用される量

- i) 破壊後における試片の全吸収エネルギー
- ii) 最大荷重點までの吸収エネルギー
- iii) 最大荷重點以後の吸収エネルギー
- iv) 破壊面における脆性破壊率
- v) 破壊後の試片ノッチ直下の横収縮率
- vi) 全曲げ角度
- vii) 最大荷重までの曲げ角度
- viii) 最大荷重後の曲げ角度

2. 遷移曲線から遷移温度を決定する方法

- i) 遷移曲線における最大 Criterion の 1/2 の値 (あるいは最大量と最小量の真中の値) を示す曲線上の点の温度
- ii) 遷移曲線の遷移温度範囲の真中の温度
- iii) 遷移曲線の變曲点の温度
- iv) 遷移曲線における脆化開始点の温度
- v) 15ft-lbs なる吸収エネルギー値を示す曲線上の点の温度
- vi) ノッチ下横収縮率 1% に相當する曲線上の点の温度

一般に遷移曲線を求めるために採用する量としては最大荷重點までの量と最大荷重點後の量とがある。前者はクラックを發生させるまでの性質を示し、後者はクラックの擴がり具合を示すものであると考えられている。既に列挙せる量のいずれを採用するかは試験法の特性を考慮の上行すべきものである。遷移曲線から遷移温度を決定する場合も同様であつて、たとえば設計上の觀點からいへば (iv) の脆化開始点の温度を遷移温度として採用すれば、安全性は大であらう。

IV. 工業的切欠脆性試験

既述のごとく種々なる切欠脆性に關する試験法が考案されているが、いずれの場合にも一々遷移温度を求めねばならぬかかる實驗室的方法では多大の勞力と費用を要する。したがつて従來の引張試験のごとく工場で一々材料毎にこのような試験を行うことは殆んど不可能に近い。かかる見地より簡単に鋼材の切欠脆性を判別しうる方法について次に述べることにする。

1. 15ft-lbs 法

米國の船體構造委員會が實際に破壊の起つた船 57 隻から採用した厚さ 1.27" までの 112 種の板についてシャルピー衝撃試験を行つた結果によるものである。すなわち 15ft-lbs 吸収エネルギー値を示す温度をもつて遷移温度とし、この温度が 60°F 以上なるとき脆性破壊の危険があるとしている。この方法によれば遷移曲線を完全に求める必要はないが、なお少くとも 2, 3 種温度に

おける衝撃試験を行わねばならない。

2. 特定温度におけるシャルピー試験による方法

温度を種々に變えてシャルピー試験を行う代りに特定温度におけるシャルピー試験の結果から材料の切欠脆性を推定せんとするものである。ロイド規格によれば特定温度として -20°C, 0°C, 20°C の 3 種温度が採用されている。日本鋼材研究會の研究結果によれば 0°C における吸収エネルギー値から 15ft-lbs 吸収エネルギーを示す温度を推定しうるようである。しかし切欠脆性の小なるキルド鋼などでは -20°C における實驗が特に必要で、逆に切欠脆性の大なる材料では 20°C の實驗が必要であるようである。

3. 常温機械試験結果による切欠脆性の判定

上記の方法は従來考案された試験法を簡略化したものであるが、さらに一般的かつ實施容易な普通の常温機械試験結果から材料の切欠脆性が判定できれば最も便利である。この方面の研究について Tör, Stout および Gohnston 氏らは丸棒引張試験における斷面縮少率と遷移温度との間に直線關係があると述べ、切欠脆性の index として斷面縮少率を採用しうることを報告している。ただしこの方法は他の試験法に應用出來ないといううらみがある。

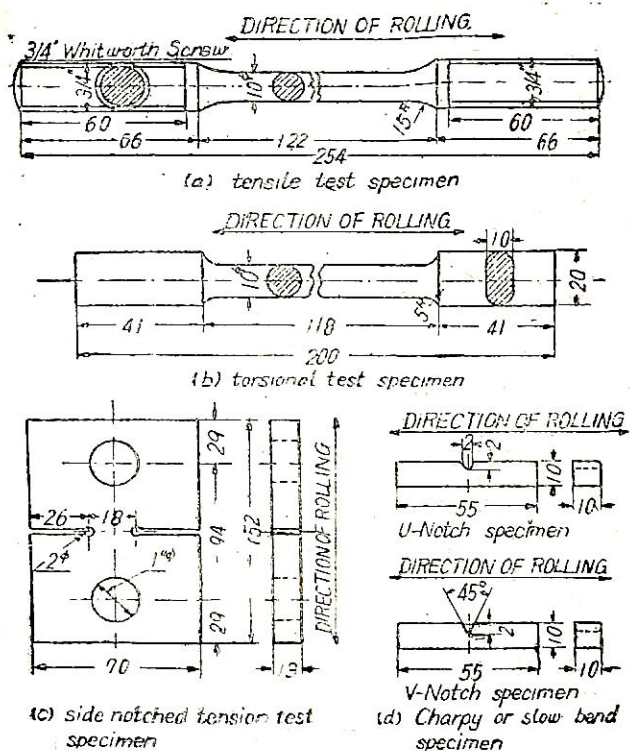
かかる現状において筆者の研究室においては應用範圍の廣い常温機械試験による切欠脆性判別法を求めんとし、引張、捩り、曲げ試験などを各種温度において實施し、詳細に吟味した結果、低温における種々の著しい特性を見出している。また曲げおよびシャルピー試験によつて別途に求められた遷移温度についても常温における普通の機械試験結果から後述のごとき Criterion を比較すれば鋼材の切欠脆性を判定することができるようである。次にこれらの結果について説明することとする。

1) 試験概要

試験は丸型試片および兩側に切欠を入れた板状試片の引張試験、捩り試験、シャルピー試片による切欠曲げ (荷重および支持方法はシャルピー試験機と同様にして靜かに曲げた) および衝撃試験の 5 種である。常温以下の試験温度をうるにはドライアイスとアルコールを使用し高温側では普通の電氣爐を採用し、各試験恒温槽中で行つた。第 10 圖はこれら試片の寸法、形状を示すものである。

2) 使用材料

本邦製鋼社 4 所から供給された鉄付鋼 4 種を用いた。材料の化學成分を第 1 表に示しておく。



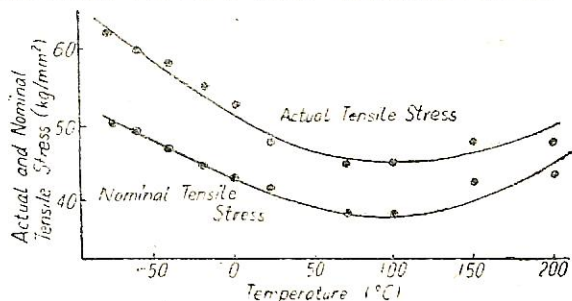
第10圖 使用試験片の詳細

Table 1 使用材の化学成分

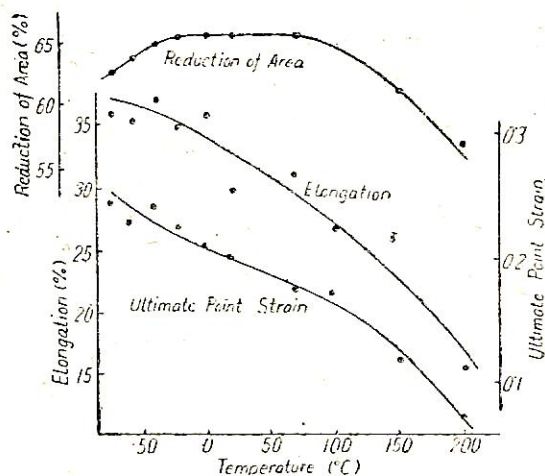
Material	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr
A	0.255	0.009	0.54	0.033	0.017	0.30	0.02	0.07
B	0.16	0.021	0.43	0.014	0.016	0.238		
C	0.15	0.01	0.39	0.011	0.020	0.25		
D	0.21	Tr	0.43	0.038	0.011	0.28	0.022	Tr

3) 機械試験結果

材料の強度および延性を調査するために各温度における抗張力（公應および真應力）および伸率をみるに第11圖および第12圖のごとくなり。本実験範囲内では特に



第11圖 各温度における抗張力（丸棒引張試験片による）



第12圖 各温度における伸び率、断面縮少率および最大荷重點の歪（丸棒引張試験片による）

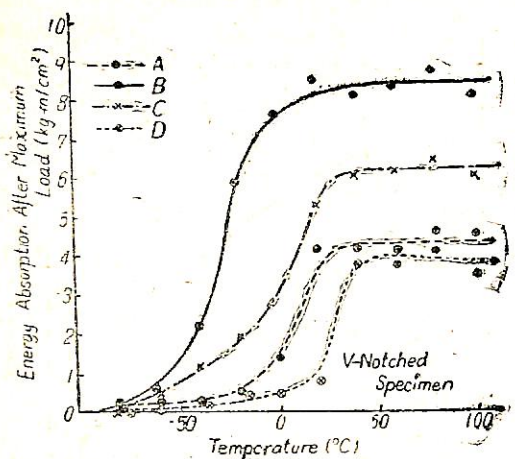
顕著な脆化はみとめられず、いわゆる遷移温度に相したところも見當らない。（圖には4種材料中説明の便宜上代表的なものみの特性を示している。）ただし断面縮少率は第12圖のごとくある程度温度が減少すれば減少し始めてくるが、この程度の減少では材料はなお延性を保持すると考えられる。これに對し伸率は温度の降下と共に幾分増加する傾向を示すが、これは伸率の算定にあつて局部収縮を起すところのみならず、しからざるころも含まれており、後者の影響の大なるためと思われる。こころみに局部収縮の始まるまでの歪、すなわち最大荷重點における歪を求めてみると第12圖中に示されるごとく温度上昇と共に上昇する傾向がみられる。

以上は引張試験結果について述べたものであるが、その他の試験結果についてもほぼ同様の特性が得られる。もちろんこれらの結果から切欠脆性を判定することは困難である。したがつて切欠脆性の判定には既述のごとき切欠試験によつて遷移温度を求めねばならない。

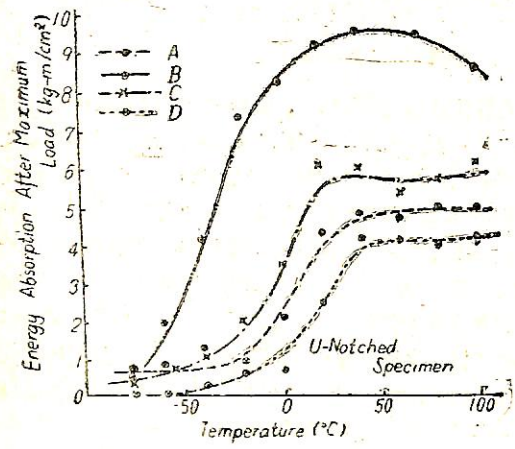
今切欠曲げ試験における最大荷重點以後の吸収エネルギーあるいはシャルピー試験の衝撃値と温度との關係を求めるのに第13圖、第14圖のごとくなる。今これらの遷移曲線において最大吸収エネルギー（衝撃値）の値を示す點の温度をもつて遷移温度とすれば各試験による遷移温度は第2表のごとくなる

4) 工業試験法としての新しき Criterion の採用

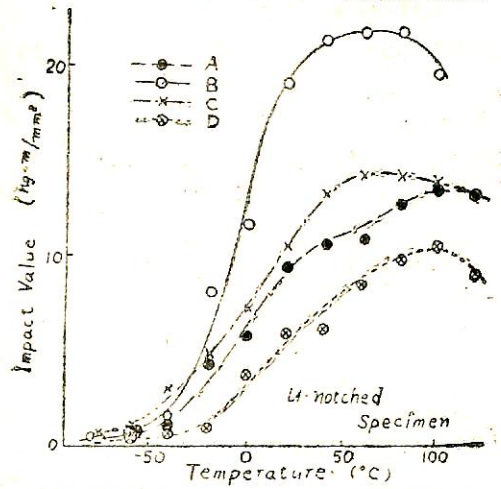
前節にのべたごとく切欠脆性の比較を行うについては切欠曲げ、シャルピーいずれの試験によるも温度を多數變えて行う必要があり、試験實施には多大の勞力を要する。この點従来の試験結果からのみ切欠脆性を推定し



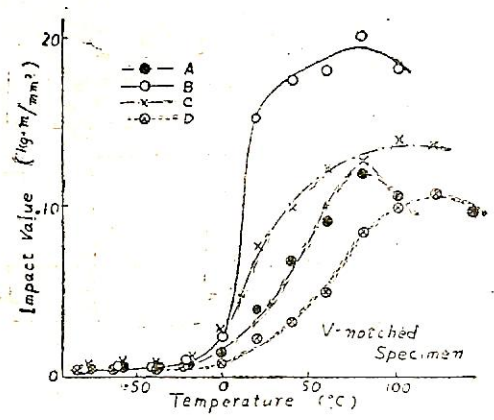
第13圖 (a) U ノッチ曲げ試験における最大荷重點後の吸収エネルギーと温度との関係



第13圖 (b) V ノッチ曲げ試験における最大荷重點後の吸収エネルギーと温度との関係



第14圖 (a) U ノッチシャルピー衝撃値と温度との関係



第14圖 (b) V ノッチシャルピー衝撃値と温度との関係

Table 2 各材料の遷移温度

Material	A	B	C	D
V-Notch Charpy	38	13	20	60
U-Notch Charpy	4	-6	0	18
V-Notch Slow Bend	6	-26	2	26
U-Notch Slow Bend	0	-36	-2	12

うる方法がないかと考えるのは当然であろう。かかる観点から試験結果を解析してみた所

丸型引張試験:

$$\sigma = \frac{\text{最大荷重點における真應力}}{\text{最大荷重點における歪}}$$

両側切欠引張試験:

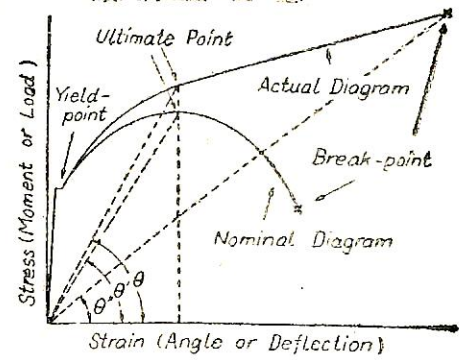
$$\sigma' = \frac{\text{最大荷重}}{\text{最大荷重點の伸び}}$$

振り試験:

$$\phi = \frac{\text{破断振りモーメント}}{\text{破断振り角}}$$

切欠曲げ試験:

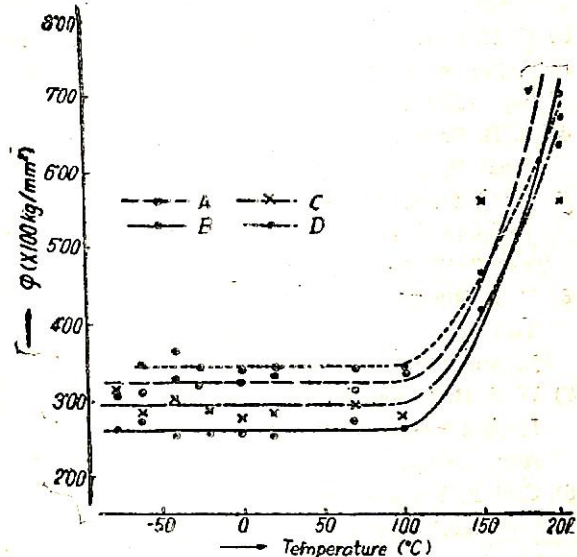
$$\psi = \frac{\text{最大荷重}}{\text{最大荷重點の撓み量}}$$



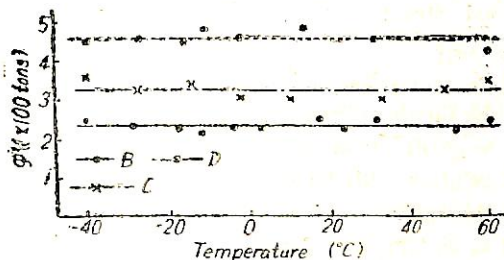
第15圖 ϕ , ϕ' , ψ および ψ' の定義

のごとき量を採用することがはなはだ便利であるようである。(第15圖参照)

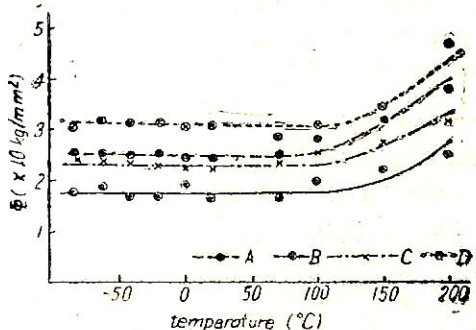
すなわちこれらの量は第16~19圖にみるごとくある温度範囲において試験温度に無関係にほぼ一定値をとり、試験温度に左右されない。しかもこれらの量と遷移温度とを比較してみると第20~23圖のごとくこれらの量の値が大なるほど遷移温度は高く、切欠脆性は大となっている。したがって常温における ϕ , ϕ' , ψ , Ψ の値によつて材料の切欠脆性が推定できるであろう。なお既



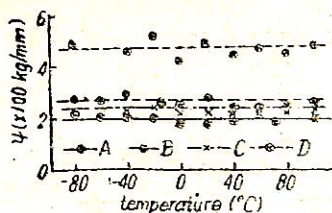
第16圖 ϕ と温度との関係



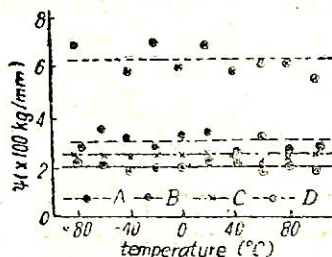
第17圖 ϕ' と温度との関係



第18圖 ϕ'' と温度との関係

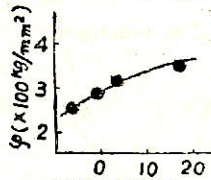


(a) U-notched specimen

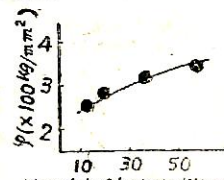


(b) V-notched specimen

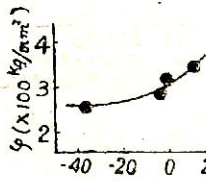
第19圖 Ψ と温度との関係



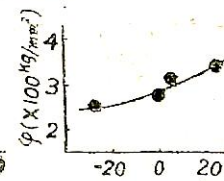
U-notch Charpy transition temperature (°C)



V-notch Charpy transition temperature (°C)

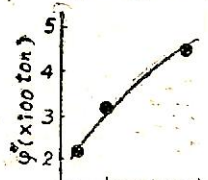


U-notch slow bend transition temperature (°C)

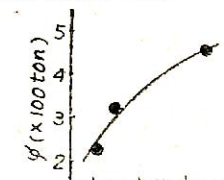


V-notch slow bend transition temperature (°C)

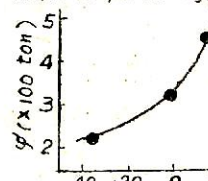
第20圖 ϕ と遷移温度との関係



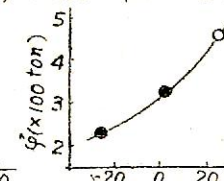
U-notch Charpy transition temperature (°C)



V-notch Charpy transition temperature (°C)



U-notch slow bend transition temperature (°C)



V-notch slow bend transition temperature (°C)

第21圖 ϕ' と遷移温度との関係

述の Tör 氏らの断面縮少率を採用する方法が他の試験法に應用できないのに対し筆者の提案せる Criterion によれば溶接材局部の切欠脆性を判定する場合にも試片の切欠の下に判定位置がくるように切欠試片を採取し、 ϕ' ないし Ψ を求めればよいといった便宜がある。もちろん、一般的な切欠脆性の判定には引張試験における ϕ 値

験法の確立は目下の急務であり、これによつて得られる利益の極めて大であることを特に附言しておきたい。

文 献

- 1) C. J. Osborn and others, "Comparison of Notch Tests and Brittleness Criteria", W. J. Jan (1949).
- 2) C. J. Osborn and others, "Effect of Plastic Strain and Heat Treatment", W. J., Aug., (1949).
- 3) W. H. Bruckner and S. W. Sandberg, "Strain Aging in Welding Structural Steel", W. J., Sep., (1949).
- 4) A. B. Bagsar, "Notch Sensitivity of Mild Steel Plates", W. J., Oct., (1949).
- 5) E. M. MacCutchen and others, "Transition Temperature of Ship Plate in Notch-Tensile Tests", W. J., Apr., (1950).
- 6) P. J. Rieppel and others, "Evaluation of Tests for Steel for Welded Structures", W. J., Apr., (1950).
- 7) W. H. Bruckner and N. M. Newmark, "Axial Impact Tests of Structural Steels", W. J., Apr., (1950).
- 8) Carl E. Hartbower and William S. Pelleni, "Mechanical and Material Variables Affecting Correlation", W. J., Sept., (1950).
- 9) Kinzel, A. B., "Ductility of Steels for Welded Structures", Trans. A. S. M., 40, 21-82 (1948).
- 10) N. A. Kahn and others, "A Method of Evaluating Transition from Shear to Cleavage Fracture in Ship Plate and It's Correlation with Large-Scale Plate Tests", W. J., Apr., (1948).
- 11) C. F. Tipper, "Correlation of Test Results," W. J., Feb., (1950).
- 12) Sadun S. Tör and others, "Room Temperature Tensile Test as an Index of Transition Temperature of Steel Plates", W. J., Sept., (1950).
- 13) M. Watanabe and S. Goda, "Judgement of the Mechanical Testing Results from the Standpoint of Notch Toughness", Tech. Rep. of Osaka University, Vol. 3, (1952).
- 14) 渡邊, 合田, 「鋼材の切欠感度と引張試験結果との比較」 溶接學會誌, 第21卷, 4號 (昭和26年).
- 15) 渡邊, 合田, 「鋼材の切欠感度に関する切欠曲げ試験」 溶接學會誌, 第21卷, 3號 (昭和27年).

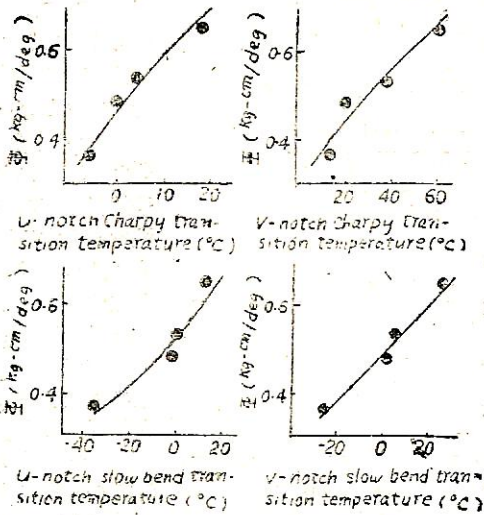
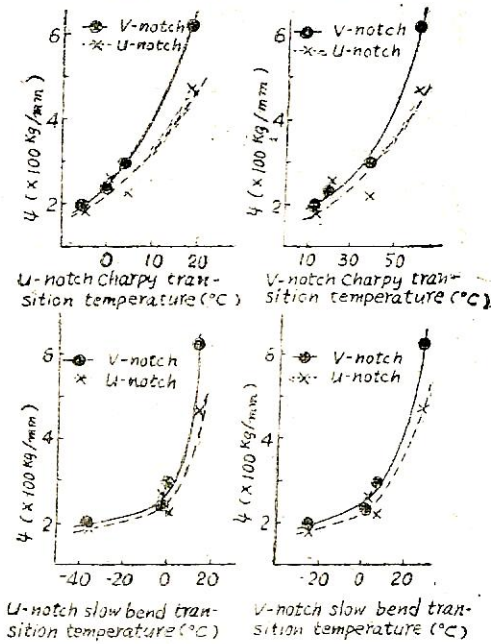


図 22 鋼 中 と 遷移温度との關係



第 23 圖 Ψ と 遷移温度との關係

を求めるのが最も簡易であり、 Ψ 値採用の困難な場合それぞれの事情に応じて ψ , σ , Ψ などを採用すればよいわけである。

V. 結 言

切欠脆性試験の概要を述べ、切欠脆性簡易判別法として最大荷重點における荷重と伸び(撓み)との比などを採用することを提案した。もちろんこれらの比と遷移温度との関係があらゆる金属について同一であるとは断定できないが、少くとも構造用鋼材については上記提案が採用できると思われる。最後に切欠脆性に関する簡易試

熔 接 船 の 腐 蝕

松 山 泰 健
株 式 會 社 船 舶 研 究 所

1. 腐蝕について

溶接部は冶金的に母材と同一ではないから、腐蝕に対する抵抗は異つてゐるのではないかと當然考えられる。船體構造に溶接が大幅に採用されている現在、溶接部が腐蝕に對して如何なる性質を有するかということ、殊に油槽船の油艙内において、荷油と脚荷水を交互に搭載するような状態で、どのような性質を現すかということは大切な問題である。腐蝕に對して原因となるべき點がいろいろと挙げられている。

a) 形状による影響

溶接部に特別な外面的な缺陷、例えば undercut, pinhole, bead のひどい高低等々があると、腐蝕抵抗を減じ、pitting corrosion の原因ともなり易い。

b) 應力の影響

溶接部の残留應力が腐蝕抵抗にある程度影響するといわれている。船體の場合、問題になるほど大きいとは思われないが、一應考慮に入れる必要はある。

c) mill-scale の影響

鋼板面の mill scale と bare steel との間には電位差を生じ、この局部電池作用により陽極の bare steel 側が甚しい pitting corrosion を生ずるといわれており、溶接部とその周囲にある mill scale の割れ目が陽極となつて電池作用による腐蝕を起すことが考えられる。この現象は鉄の場合も同じである。

d) 漏洩電流の影響

機装中の漏洩電流による腐蝕は溶接部だけの問題ではないが、溶接部は母材に比して凹凸が多く、塗料がはげ易いためにこの原因による腐蝕が生じ易い場合も考えられる。上記のようないろいろの原因が果して實船において如何に影響し、これに對して如何なる對策が有効であるかということが問題である。

* 印 文献 Paul Ffield, The Society of Naval Architects and Marine Engineering. Nov. 1950.

2. 實船の油艙内における腐蝕試験

昭和24年以降多數の油槽船を建造して來たが、船體構造に大幅に溶接を採用し、特に荷油艙内は殆んど全溶接となつてゐる。従來腐蝕が激しいと考えられてゐる油艙内で溶接部が如何なる腐蝕抵抗を有するかを調査して見るために、種々の試験片を實船の荷油艙内に取付け

て、實際の運航状態における浸漬試験を行つた。試験片を取付けた油槽船は太榮丸（共榮タンカー株式會社御所有船）で、本船の要目等を示すと、

L.P.P.	163.00M
B.M.D.	21.40M
D.M.D.	11.80M
G.T.	11,867.82
D.W.	18,804.K.T.
主 機	7,000 HP SULZER.
起 工	昭和 26- 5-22
進 水	昭和 26-1 -14
引 渡	昭和 27- 2-15
荷油艙	27 個

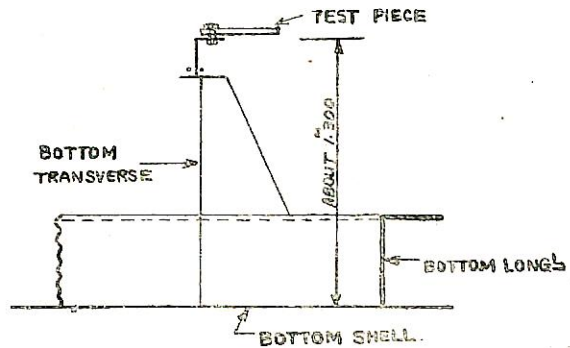
本船は引渡後直ちにペルシャ灣ラスタヌラ〜日本の航路に就航し、四航海を終えて昭和27年8月中間入渠し、その後再び同航路を五航海して、昭和28年3月中検のため入渠した。試験片は昨年8月および本年3月の入渠時にいずれも取外して調査を行い、調査後再取付して現在もなお浸漬を續行中である。

3. 試 験 片

準備した試験片はすべてLR規格の同一母材（18号）から採り、溶接棒はB-17を使用した。試験片の形状、溶接その他の條件は第1表に示す。


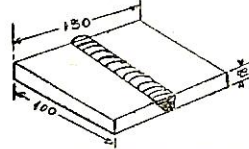

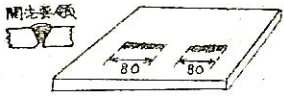
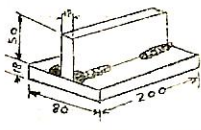

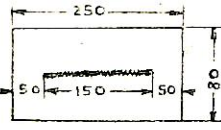
第1表に示す18個の試験片を第三中心荷油艙の bottom transverse 上に第1圖に示す要領で、ボルトで動揺せぬようにとりつけた。

第三中心荷油艙を撰んだ理由は、この油艙が荷油と脚荷水を交互に搭載する油艙で、腐蝕試験に對して最も理想的と考えたからである。



第1圖 試験片取付要領

第1表 試験片

試験片符号	溶接, 其の他の条件	略 図
A-1	下向, 良好な溶接 全面仕上,	
A-2	下向, 良好な溶接 全面仕上, 180° 内曲げ	A-1 と同形状のもの と内曲げ
A-3	下向, 良好な溶接 全面仕上, 180° 外曲げ	A-1 と同形状のもの と外曲げ
B-1	母材酸洗, 下向良好な溶接, 「スラッグ」完全除去, 側面仕上 裏溶接部仕上,	
B-2	母材酸洗 下向良好な溶接, 「スラッグ」充分に除去せず 側面仕上 裏溶接部仕上,	
C-1	母材酸洗, 上向「アンダーカット」液の高低の甚しい不良な溶接 「スラッグ」完全除去, 側面仕上 裏溶接部仕上,	B-1, B-2 と同形状
C-2	母材酸洗 上向「アンダーカット」液の高低の甚しい不良な溶接 「スラッグ」充分に除去せず, 側面仕上, 裏溶接部仕上,	
D-1	下向, 良好な溶接による ALL DEPOSIT. 全面仕上,	
D-2	下向, 良好な溶接による ALL DEPOSIT. 全面仕上, 180° 曲げ	全 上
D-3	母材, 全面仕上	全 上
D-4	母材, 全面仕上, 180° 曲げ,	全 上
E-1	下向, 良好な溶接 「ヒート」 全面仕上, 母材酸洗,	クラック用テストピース 明注要領 
E-2	下向, 良好な溶接 「ヒート」 残り 「スラッグ」 完全除去 母材酸洗,	
F-1	母材酸洗, 下向良好な隔肉溶接 「スラッグ」 完全除去 隔肉脚長 10%, 端巻かず,	 ヒート 直方
F-2	母材「インスチール」を除去せず 下向良好な隔肉溶接 「スラッグ」 完全除去, 隔肉脚長 10%, 端巻かず,	
F-3	母材酸洗, 下向良好な隔肉溶接 「スラッグ」 完全除去, 隔肉脚長 10%, 端巻かず,	 寸法は F1 F2 と同じ
G-1	母材「インスチール」を除去せず, 下向「ストリートヒート」 「スラッグ」 完全除去	
G-2	母材酸洗, 下向「ストリートヒート」 「スラッグ」 完全除去,	

第2表 太築丸 No. 3 中心荷油輪積荷記録 自昭和27年-2月-15日 至 " 28年-3月-13日

No.	搭 載 物	搭 載 場 所	搭 載 年 月 日	排 出 場 所	排 出 年 月 日	浸漬 日数	搭載物温度 °C	
							最高	最低
1	海水バラスト	印度洋	27-2-28	ラストヌラ	27-3-5	7	30	21
2	アラビヤ原油 A.P.I 35.7	ラストヌラ	27-3-6	下 津	27-3-28	23	30	20
3	海水バラスト	下 津	27-3-28	ラストヌラ	27-4-17	21	32	21
4	アラビヤ原油 A.P.I 35.4	ラストヌラ	27-4-18	下 津	27-5-9	22	35	21
5	海水バラスト	マラッカ海峡	27-5-20	ラストヌラ	27-5-31	12	30	26
6	アラビヤ原油 A.P.I 35.8	ラストヌラ	27-6-1	下 津	27-6-21	21	38	27
7	海水バラスト	下 津	27-6-23	ラストヌラ	27-7-13	21	33	19
8	アラビヤ原油 A.P.I 35.5	ラストヌラ	27-7-13	下 津	27-8-2	21	43	20
9	海水バラスト	印度洋	27-8-22	アラビヤ海	27-8-29	8		
10	アラビヤ原油	ラストヌラ	27-8-29	下 津	27-9-21	24	32	26
11	海水バラスト	下 津	27-9-21	ラストヌラ	27-10-11	21	32.5	26
12	アラビヤ原油	ラストヌラ	27-10-11	下 津	27-11-3	24	32	14
13	海水バラスト	下 津	27-11-3	ラストヌラ	27-11-23	21	31	21
14	アラビヤ原油	ラストヌラ	27-11-23	下 津	27-12-17	25	29	16
15	海水バラスト	下 津	27-12-17	ラストヌラ	28-1-6	21	29	15
16	アラビヤ原油	ラストヌラ	28-1-6	下 津	28-1-29	24	29	17
17	海水バラスト	下 津	28-1-29	ラストヌラ	28-2-18	21	28.5	18
18	アラビヤ原油	ラストヌラ	28-2-18	下 津	28-3-13	24	28	10

合入渠

中 検

計 海水バラスト 153日 原 油 208日

第3表 重 量 記 録

(単位グラム)

試 験 片	浸、漬 前	27-8-5 (合入渠時)		28-3-20 (中検Fッ ケ時)		備 考
		重量減少(%)	重量減少(%)	重量減少(%)	重量減少(%)	
A 1	466.35	461.82	4.53 (0.97%)	416.25	50.10 (10.7%)	
A 2	453.80	444.31	9.49 (2.10%)	428.55	25.25 (5.58%)	
A 3	461.15	454.32	7.83 (1.70%)	436.20	24.95 (5.42%)	
B 1	2,123.53	2,048.15	75.38 (3.56%)	1,989.10	134.43 (6.35%)	
B 2	2,117.85	2,062.91	54.94 (2.59%)	1,986.05	131.85 (6.23%)	
C 1	2,157.75	2,096.92	60.83 (2.82%)	2,036.30	121.45 (5.62%)	
C 2	2,152.25	2,095.21	57.04 (2.66%)	2,019.30	132.95 (6.19%)	
D-1	190.00	188.78	1.22 (0.64%)	—	—	取付ボルト切れて 紛失
D-2	192.10	189.77	2.33 (1.21%)	—	—	"
D-3	200.30	199.06	1.24 (0.62%)	—	—	"
D-4	200.35	—	—	—	—	"
E-1	8,111.45	7,935.88	175.57 (2.16%)	7,759.85	351.60 (4.34%)	
E-2	8,397.00	8,233.97	163.03 (1.94%)	7,986.65	410.35 (4.89%)	
F-1	3,826.90	3,792.53	34.37 (0.89%)	3,779.55	47.35 (1.24%)	
F-2	3,873.05	3,855.88	17.17 (0.44%)	3,784.85	88.20 (2.28%)	
F-3	4,050.35	3,968.27	82.08 (2.03%)	3,892.40	157.95 (3.90%)	
G-1	2,845.75	2,832.85	12.90 (0.45%)	2,784.20	61.55 (2.16%)	
G-2	3,015.95	2,971.70	44.25 (1.47%)	2,912.85	103.10 (3.42%)	
U-1				1,636.60		

従来油槽船では油艙の隔壁上部、上甲板裏が最も腐蝕が甚しいとされているが、本試験では取付、取外しの容易さ、各試験片に對して浸漬條件を同一にすること、母材との比較が第一目的であることを考えて上記の場所にまとめて取付けた。

D1~4の試験片は寸法上取付穴が小さかつたため昨年8月第一回入渠時、D4が紛失しており、本年3月第二回入渠時、D1, D2, D3と全部が取付ボルトが切れて紛失しておつたことは残念である。なお昨年8月再取付の場合、ニオンメルト衝合溶接の試験片U1を追加して同一油艙内に取付けた。

4. 浸漬試験録

本船引渡し後、本年3月中検入渠までの第三中心荷油艙の荷油、脚荷水搭載の記録を第2表に示す。

5. 重量記録

浸漬前、昨年8月(6ヶ月後)、本年3月(1個年後)の試験片重量を精密秤で計量した記録を第3表に示す。

6. 満1年経過後の各試験片状態

全般的に見て、油艙内取付時の試験片上面に相當の pitting corrosion が母材、溶接部の差なく發生しており、これに反し、試験片下面には殆んど腐蝕が見られず、垂直面も上面に比して甚だ少量である。この状態は油艙内の船殻構造についても同様であり、船底外板、bottom

long, bottom transverse の上面、center girder 頂部平鐵上面等に相當の pitting corrosion が發生しているのに反し bottom long, bottom transverse, center girder 等の垂直面、平鐵の下面、隔壁等には殆んどそれらしいものが見られなかつた。

a) A1, A2, A3 (寫眞1, 2)

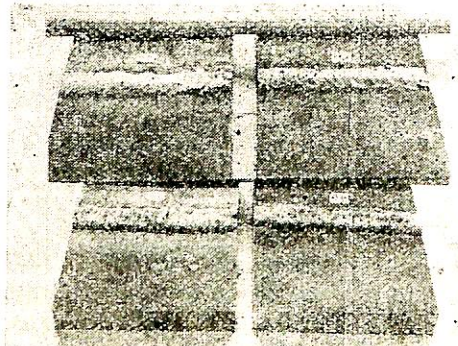
A1: 取付上面の半分に、溶接部を含めて甚しい腐蝕が見られる。溶接部の厚さは2耗減少して13耗となっている。取付下面には全然腐蝕が見られない。溶接部側面を見ると deposit と母材の境界がはつきり見られ、溶接部に多少の腐蝕が認められた

A2: 溶接部(内曲げ)には全然異常を認めず、母材部に1~1.5耗の pitting corrosion. を認めた。

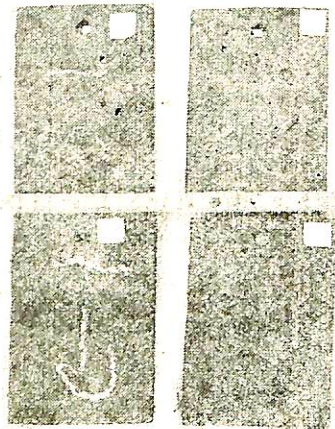
A3: 溶接部(外曲げ)には全然異常を認めず、母材部に約1耗程度の pitting corrosion を認めた。

重量減少率は A1 が A2, A3 に比して大きい。これは A2, A3 は曲げた試験片で、取付水平面積が A1 に比して半分に近いためと考えられる。

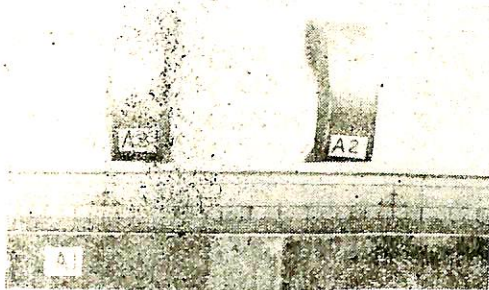
b) B1, B2, C1, C2. (寫眞3, 4, 5)



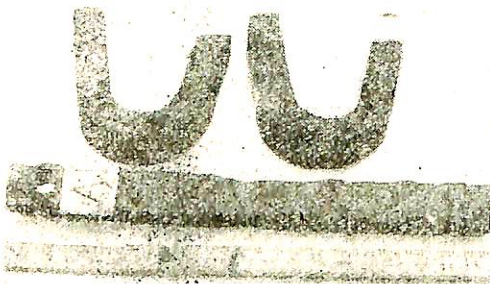
寫眞 3 B1, B2, C1, C2



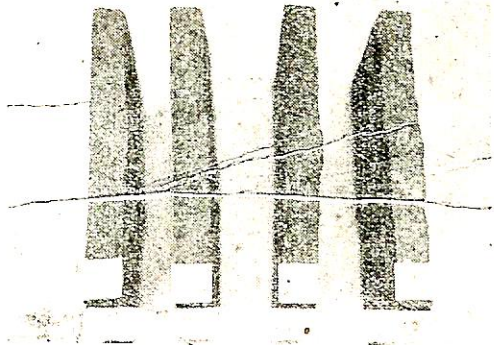
寫眞 4 B1, B2, C1, C2



寫眞 1 A1, A2, A3



寫眞 2 A1, A2, A3



寫眞 5 B1, B2, C1, C2

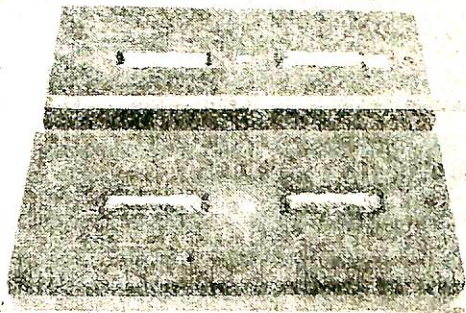
B1: 熔接部を含めて取付上面全般的に深さ1耗程度の pitting corrosion が認められる。bead は始めの波が始んど認められぬ程度に腐蝕し、深さ1耗位の pitting corrosion が2カ所見られた。

B2: 熔接部は全般的に1~2耗の corrosion が見られる程度であるが、母材部には最大深さ3耗におよぶ甚しい pitting が全般的に認められる。

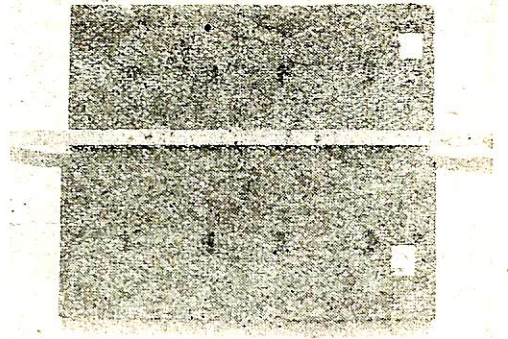
C1: 熔接部には大した腐蝕は見られないが、undercut 部から生長した腐蝕が bead の両側に見られ、最も深い所は1.5耗におよんでいる。bead の始めの波は大體残つている。母材部には2~3耗の深さの pitting corrosion が全般的に見られた。熔接部側面を見ると、熔接の二番の部分に腐蝕が見られ、熔接部そのものは腐蝕されていない。

C2: 熔接部は僅かの pitting corrosion がある程度で、始めの波が始んどそのまま認められる。やはり undercut から生長した腐蝕が bead の両側に見られる。母材には全般的に最大深さ3耗におよぶ pitting corrosion が見られる。熔接部側面を見ると熔接部が腐蝕され、母材部は腐蝕されず、C1 と正反對の現象を示している。

c) E1, E2. (寫眞6, 7)



寫眞 6 E1, E2

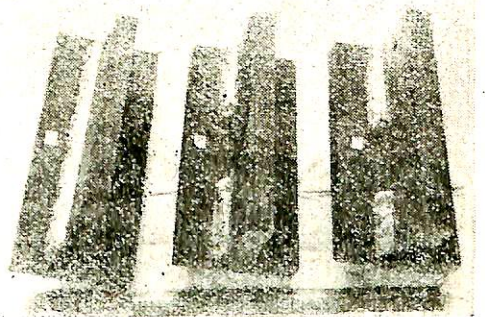


寫眞 7 E1, E2

いずれも表面全般に pitting corrosion を受け、熔接部が特に腐蝕を受けた所は認められない。

d) F1, F2, F3 (寫眞8, 9, 10)

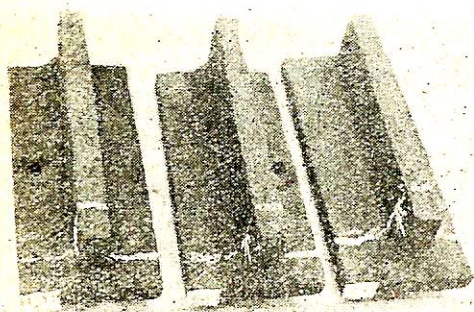
いずれも母材の水平部に甚しい腐蝕が見られるが、母材の垂直部には殆んど腐蝕がない。隅肉熔接は部分的に pitting corrosion が認められる程度で、start 部、crator 部が特に腐蝕されてはいない。



寫眞 8 F1, F2, F3

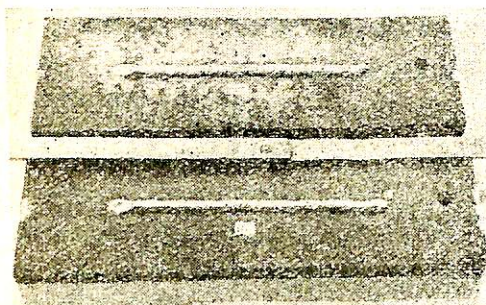


寫眞 9 F1, F2, F3

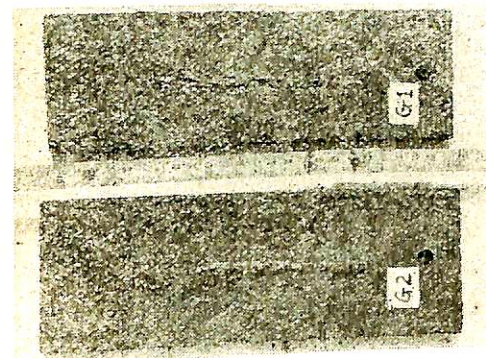


寫眞 10 F1, F2, F3

e) G1, G2 (寫眞 11, 12)



寫眞 11 G1, G2



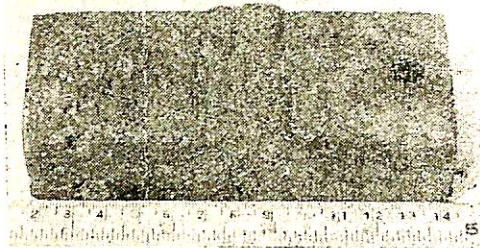
寫眞 12 G1, G2

G1: 母材には大した corrosion は見られないが、溶接部に最大深さ 4 耗におよぶ甚しい pitting corrosion が見られる。

G2: 母材、溶接部共に全般的に 2~3 耗のかなりの pitting corrosion が見られる。

f) U1 (寫眞 13)

全般的な腐蝕で、溶接部にも多少の腐蝕が見られる。溶接部側面に sulphur band のように思われる横筋が見られた。



寫眞 13 U1

7. 油艙内腐蝕試験に對する考察

油艙内溶接部腐蝕に對する結論は 簡單には出されませんが、1 年間の浸漬試験の結果を考察して、大體次のようなことがいわれる。

a) 一般的に溶接部と母材は腐蝕に對して大差ないように思われる。

溶接部が甚しい腐蝕を受けている試験片もあるが、母材もそれ以上の腐蝕を受けており、溶接部が腐蝕に對して甚しく異つた傾向を示すように見えない。

b) 溶接部を曲げ加工しても、腐蝕に對して甚しい變化はないようである。

A2, A3 を見て明かなように、曲げ加工部は別に異常はない。曲げ加工による影響はこの場合、他の原因による腐蝕に比し無視出来る程度のものである。

c) 溶接部に残つた slug は腐蝕に對して大した影響はないようである。B1 と B2, C1 と C2 を比べて見ると大差はない。

d) 溶接部の undercut は腐蝕に對して甚だ有害である。

e) 結束溶接部も腐蝕に對し、母材と大差ないようである。すなわち應力腐蝕の現象はこの場合、他の原因による腐蝕に比し無視出来る程度である。

f) 隅肉溶接の start 部、crator 部は腐蝕に對して特別に弱點のようには見られない。

g) 溶接 bead の周圍に mill scale が存在するときは、mill scale の存在しない時に比べて、bead の pitting corrosion が甚しいようである。

h) 一般に油艙内においては水平部上面に最も pitting corrosion が發生し易い。

本船で輸送しているラスタヌ原油の分析値を第 4 表に示す。

溶接部、母材を問わず、水平上面に發生している pitting corrosion の生成原因については目下研究中である。

第4表 ラスタマラ原油（現地にて試料採取封印せるもの）

比重 (15°C/+3°C)	反 應	引 火 點 °C	粘度 (30°C) レッドウッド	残留炭素%	灰 分 %	水 分 %	硫 黄 %
0.853	中 性	12(室温)以下	46	3.63	0.01	trace	1.70

8. 結 び

油槽船の油艙内は、荷油、脚荷水を交互に搭載するし、普通塗装は行われていないから、腐蝕に對して最も條件の悪い個所である。従つて溶接部の腐蝕に對する特別な傾向が、他の原因による激しい腐蝕のために無視される恐れもあるので、この貨船による浸漬試験の結果から、すべての場合の溶接の腐蝕性を論ずることは出来ないとしても、溶接部に特別な外面的缺陷のない限り母材と比べて腐蝕抵抗は大差ないであろうということは推察出来る。従つて外面的な缺陷のない、表面のなるべく滑らかな溶接を施工することが腐蝕に對して最も大切なことである。

最近船體用鋼材の一般的消耗、板厚の減少の他に、局

部電池作用に主要原因を發すると考えられる pitting corrosion が油槽船油艙内、外板の紙頭、塗装の不良な外板の局部等に發生して問題を擧げており、この原因の追究、防止對策の確立こそ現下の緊急事である。sand blast 法、shot blast 法等による外板の mill scale の除去は確かに有効な方法と思われる。また外國では油艙内に Mg 陽極板を取付けて鋼材の腐蝕を防止する方法が採用されているようである。これらの母材の腐蝕に對して行われているいろいろな防止對策はそのまま溶接部に對しても有効であろう。

最後にわれわれの行つている浸漬試験に多大の援助協力を戴いている共榮タンカー株式會社に深く感謝する次第である。

天然社・新刊

函館地方海難審判廳審判官 小野寺道敏著

氣象と海難

A5 上製 340 頁 定價 500 圓 (送 40 圓)

内 容

- 第 1 章 大氣の性質とその安定度 (17 項目)
- 第 2 章 氣壓と風 (22 項目)
- 第 3 章 氣 圖 (10 項目)
- 第 4 章 不連続線 (8 項目)
- 第 5 章 突 風 (3 項目)
- 第 6 章 突風によつて發生した海難 (4 項目)
- 第 7 章 霧 (14 項目)
- 第 8 章 霧によつて發生した海難 (5 項目)
- 第 9 章 雪 (2 項目)
- 第 10 章 雪によつて發生した海難 (4 項目)
- 第 11 章 台 風 (19 項目)
- 第 12 章 台風によつて發生した海難 (6 項目)
- 第 13 章 旋 風 (18 項目)
- 第 14 章 旋風によつて發生した海難 (3 項目)
- 第 15 章 天氣圖とその補助圖の作り方 (6 項目)
- 第 16 章 天氣豫報 (10 項目)

— 改訂重版 —

渡邊 加藤 著 280 圓

改訂 荒天航泊法

朝永研一郎著 280 圓

改訂 船用機關入門

船 の 本

B5 版・美裝・150 餘頁
定價 320 圓・送料 32 圓

- ・ 第 1 部 船 の 科 學……小野暢三氏
 - ・ 第 2 部 船 の 型 態……山高五郎氏
 - ・ 第 3 部 今日航海……庄司和民氏
- 容 (レーダーとロランの話)
- ・ 日本船・世界船・寫真特集
- 以上の各編を一冊に集めた美しく楽しい本……

舟艇協會出版部

東京都中央区銀座3の2
振替・東京 25521 番

熔接船の損傷について

池田 一夫

運輸技術研究所船舶構造部

1. はしがき

船舶が鉄構造から熔接構造へと急速に轉換し、現状においては90%程度熔接が使用されて鉄は應力の上昇および龜裂の進展を阻止する目的で用いられるという程度になつてきた。わが國での熔接船の就航成績もあらわれようになり、鉄接船とは異つた獨特の損傷の問題も散見されるようになり、その詳細については4月號に佐藤氏が述べておられる。最近、日本海事協會に「船體損傷調査専門委員會」が設置されて熔接船の損傷をとりあげることになつたが、日本近海を航行中の外國の熔接船が度二つに裂けたという一、二の例もあつて、今後ますますこの方面に関心がむけられてくると思われる。

第二次大戰中に熔接船を多量に建造してその脆性破壊に悩まされた米國の例については今迄に全般的に述べられてはいるが、ここでは主としてその損傷状況を述べその防止對策についても少し觸れようと思う。

米國において、熔接船に頻發する損傷状況を調査し、その原因を探究すると共にそれを防止するのに有効な設計、材料および工作法を研究し、船體構造を改善するた

めに「熔接船の設計および建造法に關する調査委員會」(Board to Investigate the Design and Method of Construction of Welded Merchant Steel Vessels) およびその後身として「船體構造委員會」(Ship Structure Committee) が設置された。この兩委員會によりそれぞれ技術報告¹⁾²⁾が發表されており、更に英國鋼材委員會報告としてJ.L. Adam氏が「船體用鋼材の脆性問題³⁾」という題で、熔接船(Liberty型船)の損傷について發表されているので、これらにもとづいて筆をすすめる。

2. 損傷の状況

まず損傷の概要を統計的にしらべてみよう。

1950年1月1日までに生じた構造上の損傷に關する統計を第1表に示す。これによるとLiberty型船の初期のものが著しく悪く、その後改良されて損傷數が減少している。T-2型油送船もあまり良くないが各種船型とも鉄接手を適所に用いること等により改善された。

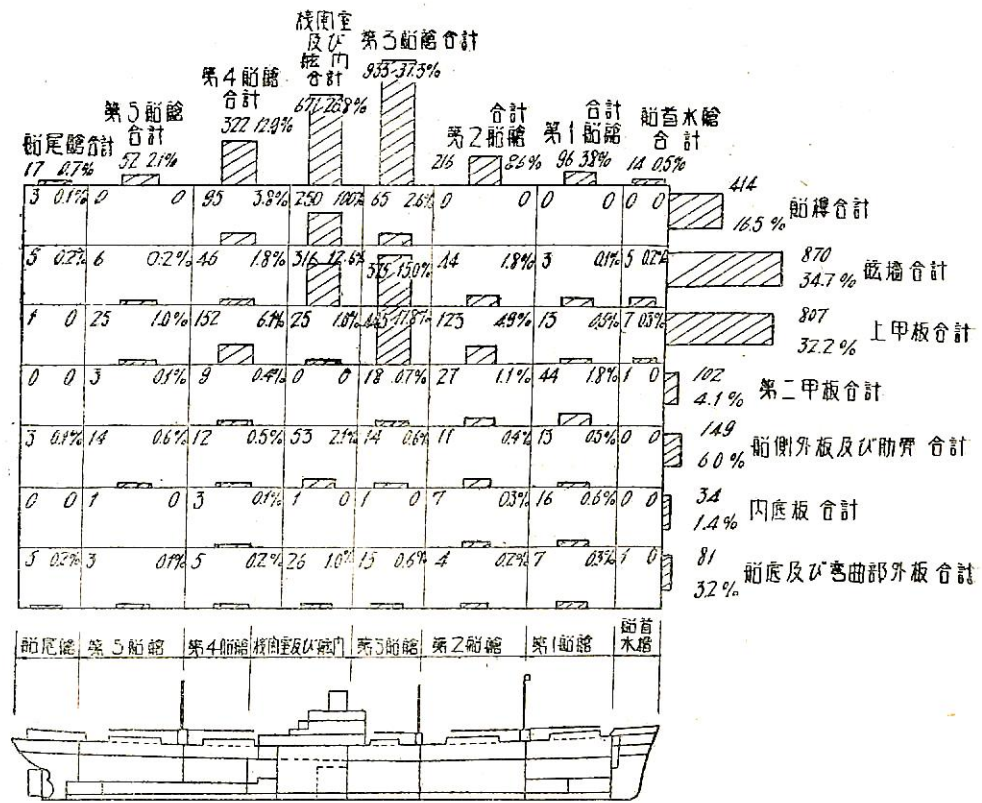
次に損傷位置別の統計を見よう。例として最も多く建

第1表 各種船型の熔接船の構造的性能 (最初から1950年1月1日まで)

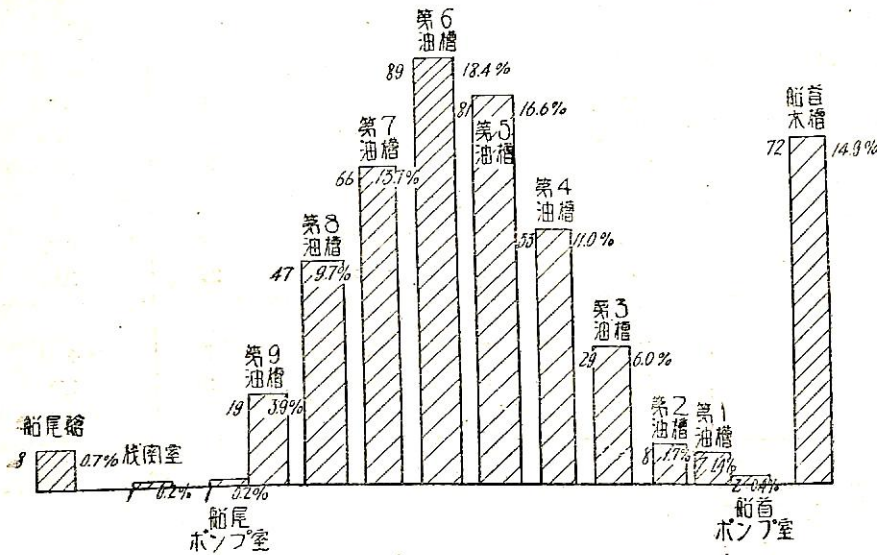
船種	就航船年*	第1群の損傷	100船年當りの第1群損傷	第1,2群の損傷	100船年當りの第1,2群の損傷
EC-2 (自由型船)					
1. 初期の全熔接船	2100	88	4.18	408	19.45
2. 改良した全熔接船	2580	12	0.46	92	3.56
3. 改良し、一部鐵を用いた熔接船	4571	25	0.55	153	3.35
4. 設計は初期の通りで、シームは鉄接	530	1	0.31	17	5.55
5. 改良した設計で、シームは鉄接	1414	2	0.14	41	2.90
T-2					
1. 全熔接	1483	30	2.02	103	6.94
2. 鉄接ストラップを持つ熔接船	863	6	0.69	33	3.80
VC-2 (Victory 型船)	1774	0	0.00	8	0.45
CI-M	700	2	0.29	2	0.29
CI-A					
1. 鉄接シーム	70	0	0.00	7	10.0
2. 全熔接シーム	160	1	0.62	8	5.00
CI-B					
1. 鉄接シーム corner stanchions	310	4	1.29	17	5.47
2. 鉄接シーム center stanchions	49	0	0.00	5	10.2
3. 全熔接	66	0	0.00	6	9.10

C2						
1. 全 熔 接 Waterman 型	67	2	2.99	6	8.95	
2. 同上一部鉄	87	2	2.30	6	6.90	
3. 全 熔 接 North Calorina 型	390	1	0.26	5	1.28	
4. 銲接シーム	655	4	0.61	20	3.05	
C3						
1. 銲接シーム	402	1	0.25	3	0.75	
2. 全 熔 接	664	2	0.30	26	3.91	
C4						
1. 全 熔 接	171	1	0.58	7	4.10	
2. 全熔接, 舷縁は銲接	112	1	0.89	2	1.79	
そ の 他		12				
合 計		197				

註* この群の船が始めて就航した時から



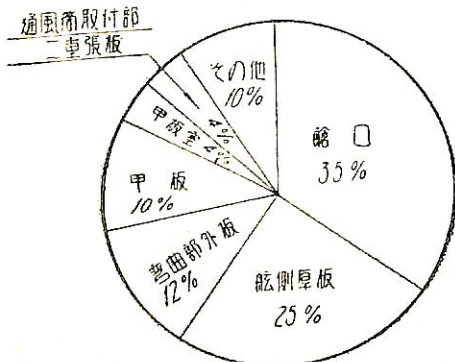
(註) 区劃の左上隅の数字は、該箇所の発生数 右上隅の数字は、百分率を示す。



第 2 圖

造されかつ数多くの損傷が発生した Liberty 型貨物船および T-2 型油送船において、1945 年 8 月 1 日までに発生した損傷の位置をそれぞれ第 1 圖および第 2 圖に示す。第 1 圖を見ると、貨物船の長さ方向の損傷分布は船體中央部の 2 區劃だけで損傷總數 (2504) の 64% を占めて前後端では僅かであるが、第 2 圖の油槽船では船首部にかなり大きい値を示している。縦方向の損傷を見ると上甲板より上方だけで總數の 83.4% を占めていることがわかる。

ではこれらの損傷の原因に関連して重要である破壊の発生場所はどのようになるかという、1950 年 1 月までに発生した各種船型を通じての第 1 群の損傷例中より 1945 年以降の 137 例を場所別に分類した値は第 3 圖の圖表に示すようになる。これを見ると破壊発生箇所として船口部が 48 例、35% で約 3/5 を占め、これについて舷梯



第 3 圖

用開口部の 16 例を含んだ舷側厚板部の 34 例、25%、舷曲部外板の 17 例、12%、甲板部の 14 例、10% が大半を占めている。

このように船口部および舷縁に破壊発生数の多いことが注目される。

次に破壊の様式を分類してみよう。第 4 圖は Liberty 型貨物船に起つた破壊の各種の型を示す。この圖は J.L.Adam 氏が直かに見聞した多くの例を綜合したものであつて、材質の良否によるものと設計の良否による

ものとの區別をしてある。破壊の中の若干のものはそれだけで構造物全體の破損を起すに足るほどのものである。

同氏によれば、圖中“ A ”は設計において細部に缺陷のあつたため起つたもので破壊は周囲の部材にまで擴つてはいない。熔接船に限らず鉚接船においても、また良好な材料が使用されていても発生するものである。龜裂は一度発生すると不當に脆いという事實のない材料内でも進展してゆくということが明らかになつている。

“ B ”は“ A ”と同様にコーナーに発生したものであろうが“ A ”とちがつて甲板を通りしばしば舷側まで傳つており、鋼材の脆性がみられない。

“ C ”は目撃および検査により、それが甲板内の板縁内に起つて舷側の方へ傳わつてゐることが示されている。“ X ”記號で示した厚板より衝撃試験片をとつてしらべると 室温で 10~15 アイゾット衝撃値を示した。この種類の修繕はかなり行われたがその後は破損は起つていない。

“ D ”はある時は甲板室のコーナーで局部的に起りある時は傳わることもあつた。これは鋼材の脆性により起る。

“ E ”は最も典型的な破壊であり充分詳細にしらべられたが、いずれも使用されていた材料が常に英國の良好なる鋼に比較して脆弱なものであつた。この種の破壊は必然的に船全體の損傷をひきおこすものであるから直ちに調査を行う必要がある。

“ F ”は非常に興味ある損傷でまた数多く発生している。圖において第 4 船口の前縁のところに示してある。

て熔接船に特異な現象としてあらわれた脆性破壊を防止するための米國船體構造委員會の對策について述べた。

わが國においては 船體用鋼材として1吋以上の厚板にはキルド鋼が要求され、更に最近切欠感度の點から見て従来のリムド鋼より優秀でかつ硫黄の偏析も少くて熔接に適し、しかも價格がキルド鋼より低廉であるセミキルド鋼の生産も順調に行われるようになる等、材質の點からは大いに改善されてきた。

熔接棒および工作法の面も改善され、設計も熔接構造物に最も適するものへと絶えず研究がすすめられていることは熔接船の損傷防止上から喜ばしいことである。

参 考 文 献

- 1) "Final Report of a Board of Investigation." Welding Journal. July. 1946. p.p.559-619.
- 2) "Technical Progress Report of the Ship Structure Committee". March 1. 1948.
- 3) "Report of Ship Structure Committee." Welding Journal. April. 1951. 169s~181s.
- 4) J.L. Adam, "Brittleness in Ship Steel". 英國鋼材委員會報告

(1016頁よりつづく)

アメリカの造船學者は、大したものではないが、といつてそれで安心は出来ない。今のナショナル・リサーチ・カウンシルのものとの委員會には、土木、機械、冶金というような各方面の人を網羅している。研究のボリュームは斷然多く日本の何10倍という數になつている。一つ一つの内容的には、大したことはないが、ボリュームにおいては大したものである。造船だけでは絶対に負けなれないと思うけれど、しかしそうではない。今もいう通り、各専門の人が皆協力している。これも非常にいいと思う。相當にけいこいを要する。

秋田 量では壓倒的にやられていますからね。

吉識 ボリュームはある。それだけ取れますね。それに氣をつける必要がある。質より量なんだ。日本の研究の行き方とは大分異なるが研究も拾段ジュウタン爆撃式で何でもかんでもしらみつぶしにやり、實驗の試験片の選び方でも平面的にある範圍をしらみつぶしにやつて行く、日本ではそんなのは研究者の風上におけない者と思つていたが、向うでは違ふようです。

秋田 ではこの邊で終りと致します。今日は忙しい所を有難うございました。

天然社・新刊

船舶局検査制度課長 上野喜一郎著

船舶安全法規

A 5判 附録共に 630頁 定價 850圓 (送 50圓)

1. 船舶とその安全 2. 船舶の安全施設 3. 航行區域 4. 最大搭載人員 5. 制限汽壓 6. 検査の種類および之を行う場合 7. 検査の手續 8. 検査の執行 9. 検査の方法 10. 検査に関する特別取扱 11. 検査の準備 12. 検査に関する證書 13. 漁船の検査 14. 船舶の回航、短期繼續航海および緊船 15. 船舶の再検査 16. 舶用品の検査 17. 船舶乗組員の不服申立 18. 船級船の検査 19. 國際條約との關係 20. 外國船舶に對する船舶安全法の適用 21. 航海上の危險防止等 22. 船舶安全法關係法規の勵行 23. 船舶の構造 24. 船舶の設備 25. 満載吃水限 26. 船舶の水密區割 27. 船舶の防火構造 28. 危險物の船舶による運送および貯藏
- 附録 1 管海官廳の所在地および管轄區域 2. 日本海事協會の所在地 3. 船舶検査執行地 4. 検査關係證書等の書式 5. 國際條約關係證書等の書式

船 舶 合 本

第 25 卷

昭和 27 年分 (12冊)
價 1,800圓 (送 80圓)

第 24 卷

昭和 26 年分 (12冊)
價 1,500圓 (送 80圓)

上裝クロース表紙背文字入

尙、第24卷以前のもは缺號があるため合本出来ません。在庫しているものは御希望により分冊にておわけいたしますから御照會下さい。

「船 舶」の 購 讀

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

1年 1,300圓 (送料共)

半年 700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。

浅吃水双螺旋曳船

曳船については資料 2 でその一例を示したが、ここでは河川用の浅吃水曳船の水槽試験例を掲げる。M.S. 56 は第 1 表に要目を示すとき長さ 18.3 米の双螺旋曳船に對應する長さ約 4 米の模型 (縮率 1/4.524) で、その形状は第 1 圖および第 2 圖に示す。本船は推進器の直径を可及的大とするために船尾部をトンネル状にえぐつたかわゆるトンネル型船尾で、静止時には推進器翼端が水上に出るが、航走すればトンネル内に水が充滿して推進器は有効に作動する。この型を M.S. 56T と呼び (第 1 圖)、これに更にコルト・ノズルを裝備したものを M.S. 56K (第 2 圖) とする。舵は兩者とも推進器直後に 1 箇所ずつ裝備されている。

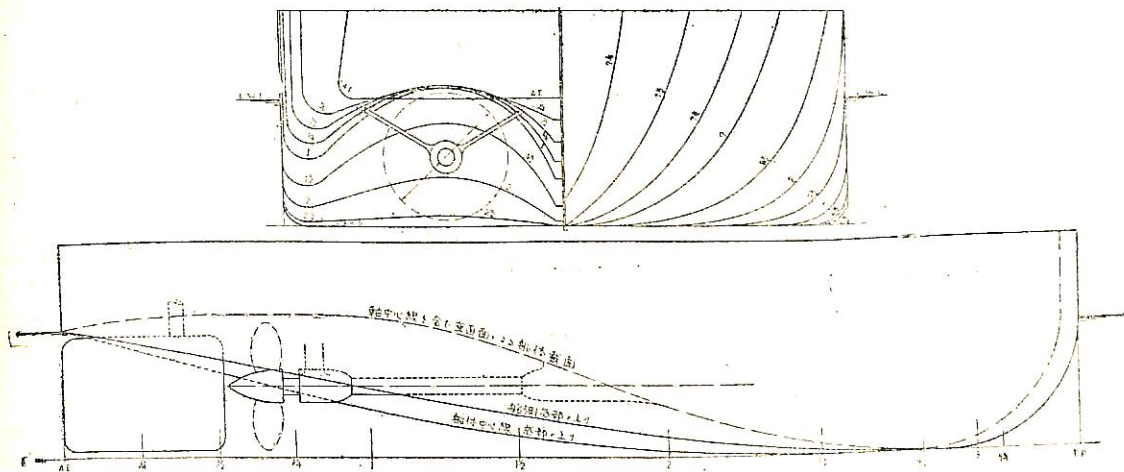
模型推進器 M.P.47R&L の要目も同じく實船の場合に換算して第 1 表中に示した。船尾をトンネル型としてもなお充分大なる直径を採用できないから、ピッチ比が相當大きい値となつている。

試験は滿載状態で單獨航走時の抵抗および自航試験ならびに曳船状態に對應する曳引試験が實施された。曳引試験は舳の抵抗に相當する荷重を模型船の進行方向と反對方向に加えて自航させたものである。舳の抵抗は曳船速度により變化するから速度毎に異なる荷重を加えるべきであるが、模型では簡単のために數種の一定荷重について速度を變化した試験を行つている。本試験では荷重

1.019 噸, 0.833 噸および 0.648 噸の 3 種の曳引荷重について實施した。

試験結果から算定された單獨航走時の E.H.P., B.H.P., R.P.M. 等を第 3 圖に 曳引航走時の B.H.P., R.P.M. および推進器推力を第 4 圖に掲げる。M.S. 56T のトンネル型と M.S. 56K のノズル裝備型と比較すれば、單獨航走においてはトンネル型が有利であるが、曳引航走では逆にノズル船が有利となり曳引荷重大なるほどその差が著しい。第 4 圖で推進器推力を比較すれば、トンネル型では速度 0 においても推進器が曳引荷重より大なる推力を發生する必要があり (曳引荷重に對しても單獨航走の推力減少率のごときものを考慮せねばならない)、これに反しノズル船では推進器推力が曳引荷重より小でノズル自身が相當の推力を發生していることが知られる。單獨航走時でもノズルはある程度の推力を發生しているはずであるが、推進器の荷重量が小であるから發生推力も小さく従つてノズル自身による抵抗増加を打消すにいたらないと見るべきであろう。

なお本船は本誌第 22 卷第 2 號 (昭和 24 年 2 月) に掲載された「模型試験結果より見た双螺旋曳船曳引力等の概算について」(土田、伊藤氏) 中の C 船および F 船に對應するから、試験結果の解析等については同論文を参照されたい。



第 1 圖 M.S. No 56T 正面線圖および船首尾輪郭圖

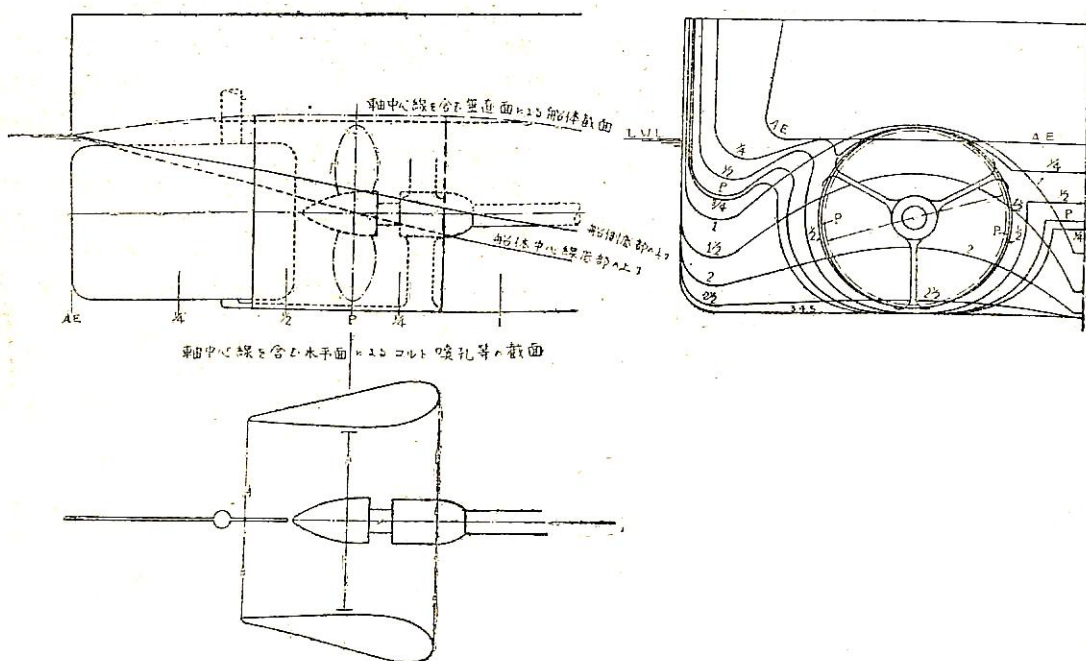
第 1 表 要

M. S. No		56T	56K
長 幅		18.300 米	
		3.613 米	
満 載 状 態	吃水 (d)	.806 米	
	吃水線の長 (L _{wL})	19.000 米	
載 状	排水量 (満水中) (Δ)	40.1 噸	40.6 噸
	C _b *	.724	—
載 状	C _p *	.726	—
	C _∞	.997	—
載 状	lcb*	-1.98%	-1.51%
	平均外板の厚	6.3 耗	
λ _s *		.1513	
λ _s *		.2470	

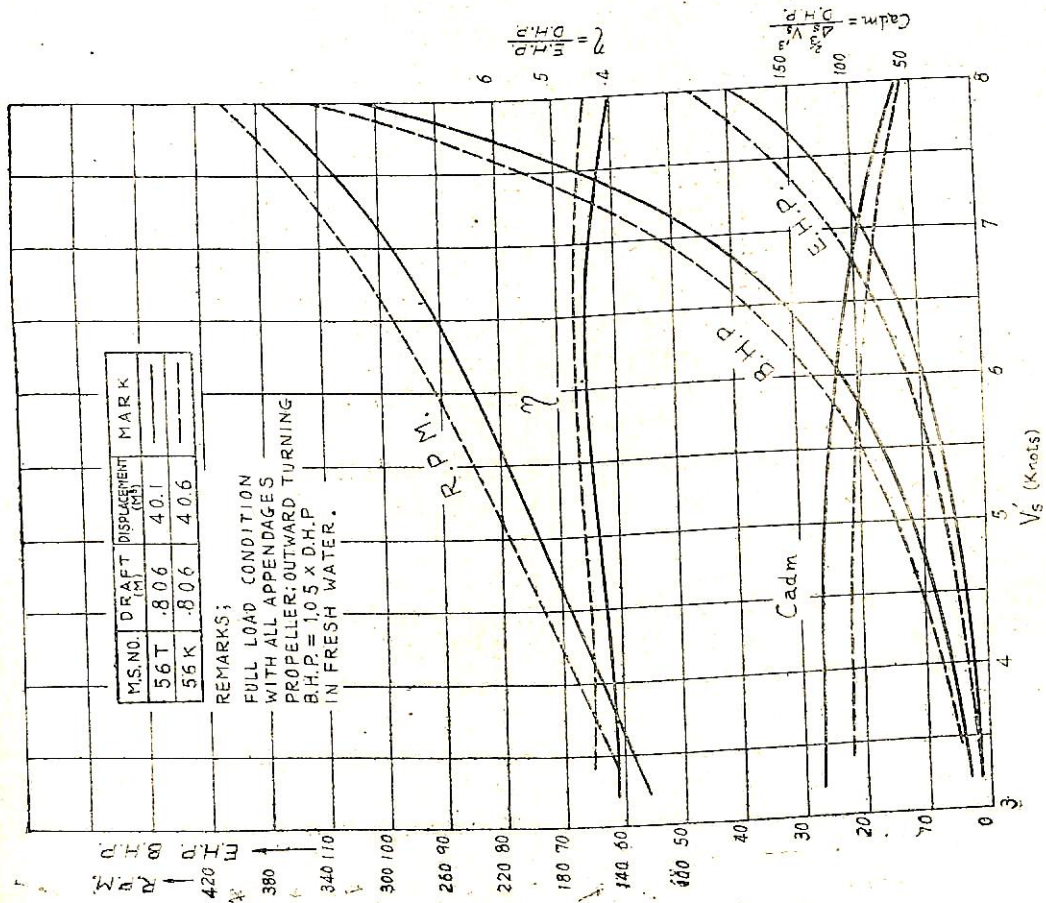
*...L_{wL} に基く

目 表

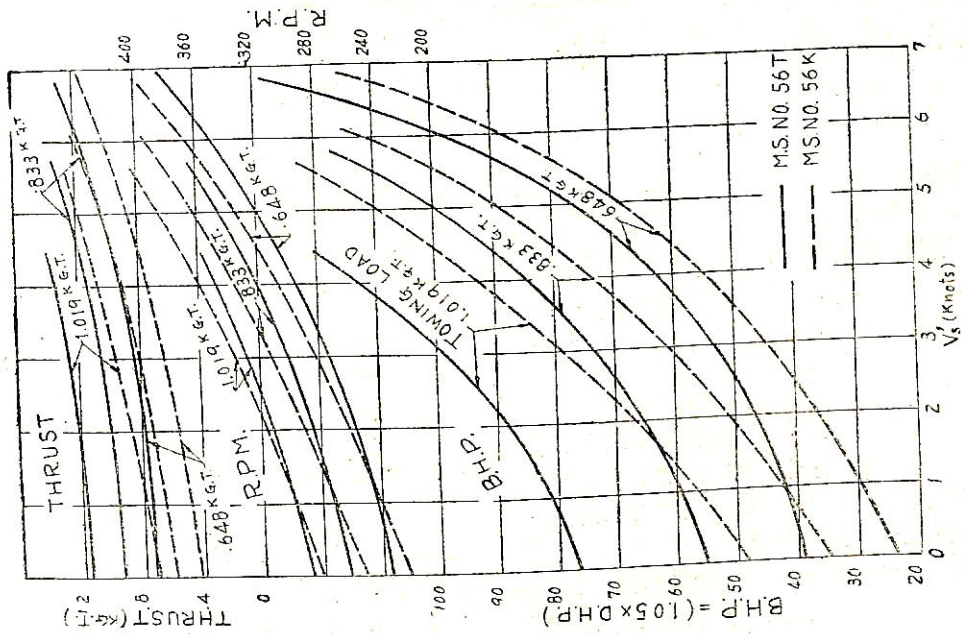
M. P. No.		47 R & L
直 徑		.800 米
ボ ス 比		.250
ピ ッ チ		一定 1.040 米
ピ ッ チ 比		一定 1.300
展 開 面 積 比		.642
翼 厚 比		.048
傾 斜 角		0
翼 數		4
回 轉 方 向		左および右
翼 斷 面 形 狀		割 圓 型



第 2 圖 M.S. No. 56K, 船尾部詳細圖 (M.S. No. 56K は M.S. No. 56T にコルト噴孔を附したるもの)



第3圖 MS. No. 56T, 56K 單槳航走 B.H.P. 等曲線圖



第4圖 MS. No. 56T, 56K 曳引航走 B.H.P. 等曲線圖

特許解説

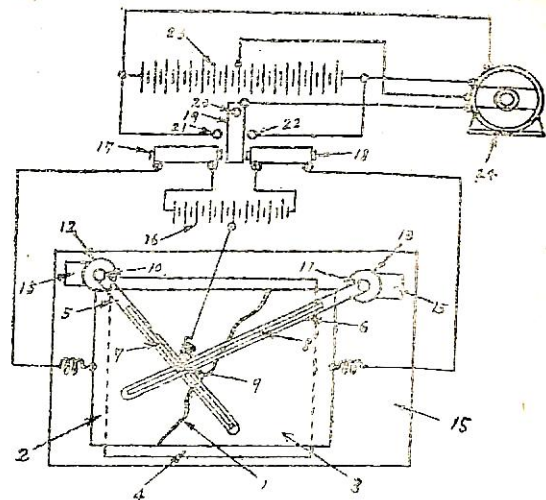
大谷幸太郎
特許師

自動操舵装置（昭和27年特許出願公告第5074号，出願人・發明者・林 清）

本發明は自動航路記録装置または同指示装置によつて駆動され、圖上に定められた航路を辿るようにした移動體がこの指定航路から離れた位置に動いた場合、これに結合された方向性のある繼電器が作動して操舵装置を制御することにより船舶、航行機等の航行體が指定航路上に復帰せしめられ、同時に前記の移動體もまた圖上の指定航路上に戻り繼電器の作動が止るようして航行體が常に任意の指定航路上を進むことのできるような自動操舵装置を得ようとするものである。

以下圖面について本發明の一例を説明すると、1は電氣絶縁物で作られた任意縮尺度の指定航路と全く同形状の航路模型、2,3は模型1の側面に密着した平面金屬板で、2,3は一平面を構成するようにする。4は電氣絶縁索、5,6は航行體に装置された電波方向探知器によつて駆動され電波到來方向を指す指針でその回轉中心を前記航路模型1に對して實際的關係位置に相當する電波送信所位置に設定する。そしてこれら指針5,6にはそれぞれ細線7,8を設けその交叉部にカーボン刷子9を挿入しておく。なお刷子9は電磁石16のほぼ中央點に接觸され、一方金屬板2,3はそれぞれ電磁石17,18に接觸されている。19はこれら電磁石間に配置された可動鐵片、24は操舵機駆動用直流電動機で、その各端子は可動鐵片19または電源23に對して圖に示すように接觸されている。

このような装置を例えば船舶内に裝備し、適當な空中線回轉角傳達機構により指針5,6を駆動させればその交叉點にある刷子9は本装置を裝備した船舶自身の位置を示すことになる。そして船舶が所定針路上を航行している時は刷子9は航路模型1上に載り電源に對し絶縁されており本装置内には電流は流れない。ところがいま船舶が所定針路より外れて、例えば刷子9が圖に示すように航路模型1の左側のある位置に移動すれば、刷子9と金屬板2との接觸によつて電磁石17に電流が流れるから可動鐵片19は吸引され電動機24の電機子端子と電源23の左側部が接觸される。いま船舶が圖の上方に進むものとすれば電動機24はこれにより制御される操舵機が船舶を右方に轉向させる方向に回轉する。このようにして船舶は次第に指定航路に近づき指定航路上に載れば前記の電氣回路は閉いて操舵機の回轉は停止する。刷子



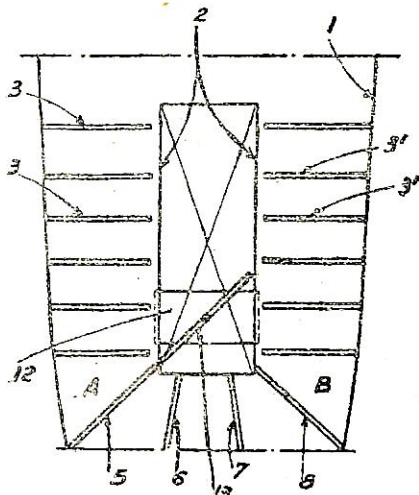
9が航路に對して反對側にある場合は反對動作により船舶を左方に回轉して同じく指定航路上に載せること勿論である。なお刷子9に記録具を取付けておけば航行體のつた航路が自動的に記録される。

本發明による自動操舵装置は以上の例の他次のような場合にも利用される。すなわち航行體には電波送信装置、同受信装置、この受信装置からの出力によつて制御される操舵装置等を裝備しておき、一方港上の適當な位置に航行體の位置指示または記録装置およびこれより制御される本發明による自動操舵装置等既述の諸装置を配置しておくようにする。この場合は自動操舵装置の作動に基き適當な信號を別に備えた制御電波送信装置によつて航行體に向けて送るようすれば、航行體はこれを受信してその信號に基き操舵装置を駆動することによつて指定航路を自動的に進むことができるのである。

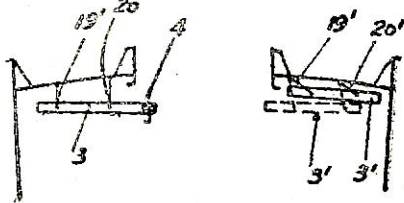
艙口内に設けた荷物取扱装置（昭和28年特許出願公告第1629号，出願人・發明者・ヘンリー、クンメルマン——フランス）

本發明は船舶の天井に沿つてレールを適宜に配設し一方船舶の長手方向に艙口に沿つて動かすことの出来る板を備えこれにレールを設け、これらのレールに沿つて自由に移動することが出来るようにした荷物運搬具を具えた艙口内における荷物取扱装置に關するもので、荷物の船舶への積込みおよび船舶よりの積卸し作業に要する時間と勞力を節約しかつ船舶内において荷物を積込、積卸位置と貯藏位置との間に容易に移動することが出来るようにしたものである。

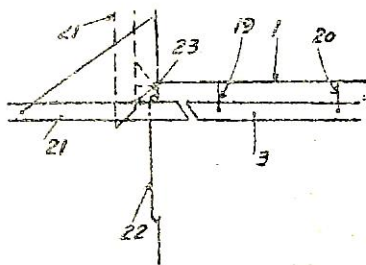
圖面について説明すると、第1圖は本發明の一例を下方から見た平面圖で艙口2を有する船舶甲板1の天井に



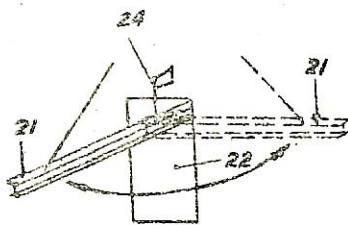
第1圖



第2圖



第3圖



第4圖

は多数のレールが配置されており、これらは3, 3', 5, 6, 7, 8 の如く適宜の形態を採つて配列されている。そして各レールには第2圖に示すようなレールに沿つて動く荷物運搬車4を備えている。また

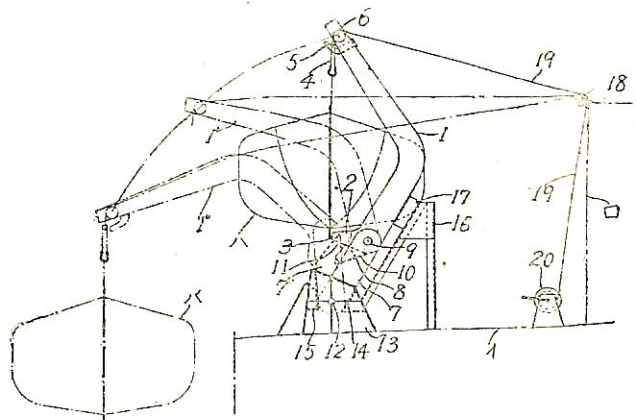
艀口2にはその兩側上を走行することが出来、その下面に少くとも一個のレール13を有する板12を備えている。このレール13は船艀内のA側のレールをB側のレールに連結する役目をするものである。なお天井に設けられたレールは不使用時に貴重な空間を占有しないように使用位置と不使用位置とに適當に移動出来るようにすれば便利であり、その一例として第2圖右方に示したようにレールを天井より適宜吊り下げて不使用時には實線位置におき、必要に應じて點線位置に突出するようにすれば前記の目的を達することが出来る。

また荷物の積込、積卸を容易にするためにレールを船艀外に延長する手段が爲されればきわめて便利であるが、第3圖はその一例で、レールを側壁に設けられた横の戸22より外方に延長するためにレール21が水平軸23の周りに回動出来るようにしたものである。第4圖はレールが垂直軸24に軸支され點線で示したように船艀に沿つて横に後退位置まで回動することが出来るようにしたものである。

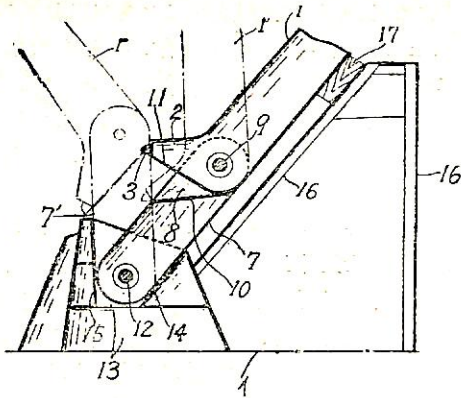
グラビティーポートダビット (昭和28年特許出願公告第3274號, 發明者・田中貞之助, 飯田治男 出願人・日立造船株式會社)

本發明はダビット本體をダビット臺側板に直接連結せず、中間回動腕を介して連結することによつてその起伏操作を2段式に行うようにしたもので、全體を小形に形成することが出来、かつその操作を簡單に行うことが出来るようにしたものである。

圖面について説明すると、1はダビット本體で下部に曲肢部2が形成せられてあり、その先端にポート受3が設けられてある。7は中間回動腕で上部を門狀溝8とし、この溝8にダビット本體1の下部を嵌め込み上部回動軸



第1圖



第2圖

9で連結してあり、この溝8の底邊10には傾斜面が形成せられている。そして回動腕7の下端は下部回動軸12を中心として回動出来るようにダビット臺側板13に連結

されている。

いまボートハを降下しようとする時は捲揚機20を回轉すればロープ19が緩んでボートおよびダビット本體の重力によりボート受具3は下方に押されダビット本體1は上部回動軸9を中心にして徐々に舷外方向に倒れる。これと同時にボートハは舷外方向に振り出され、ダビット本體1が軌跡1'の位置に来るとその下部の曲肘部底面11は回動腕7の傾斜底部10に密接し上部回動腕9を中心とする回動は停止する。その時この重力は回動腕7に加わるため回動腕7は下部回動軸12を中心として舷外方向に回動し軌跡7'の位置に来るとダビット臺受板15で支受される。更にロープ19を締めればボートハは水面まで下降する。ボート上昇時はロープ19を徐々に巻き取れば以上と逆の順序を経てボートは受臺3上に格納される。

天然社・海軍圖書

- 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)
- 船舶用電気設備
- 造船協會電気濬接研究委員會編
- A5判總アード 200頁 360圓(送40圓)
- 船舶の溶接設計要覽
- 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)
- 船舶の歴史(第一卷)古代中世篇
- 米國造船機學會編 米原令敏譯 各B5上製
- 船舶機關工學(第1分冊)650圓(送50圓)
- 船舶機關工學(第2分冊)520圓(送50圓)
- 船舶機關工學(第3分冊)700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)
- 解說「レター」
- 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

- 小野錫三著 A5上製 170頁 250圓(送25圓)
- 船舶用聯動汽機
- 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)
- 船舶機關史話
- 天然社編 B5判 180頁 280圓(送25圓)
- 船用品の解説と紹介
- 朝永研一郎著 A5上製 210頁 250圓(送25圓)
- 船舶機關入門
- 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)
- 船舶用補機
- 小野錫三著 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
- 中谷勝純著 A5上製 320頁 350圓(送40圓)
- 船舶用チーゼル機關
- 中谷勝純著 A5上製 200頁 250圓(送25圓)
- 船舶用燒玉機關
- 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)
- 艙裝と船用品

クボタ ^{Kubota} デイゼル

最適

船舶補機用
自家発電用
ポンプ原動機用
一般動力用

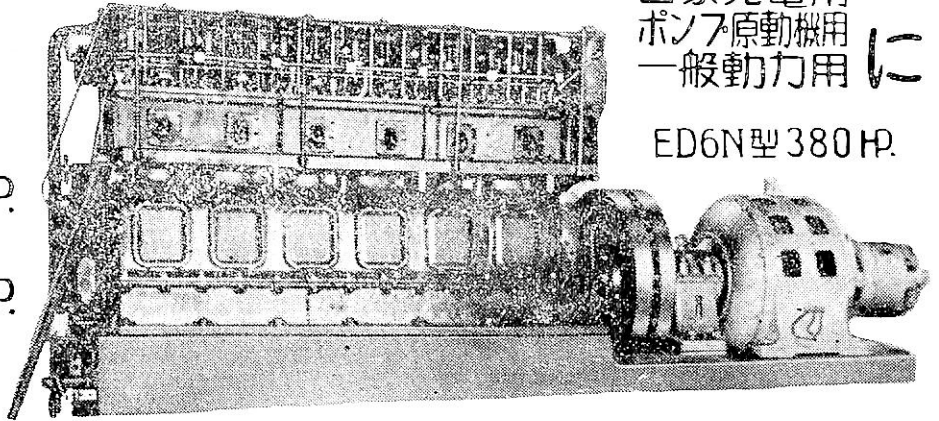
ED6N型 380 HP.

横型

6~15 HP.

竖型

9~450 HP.



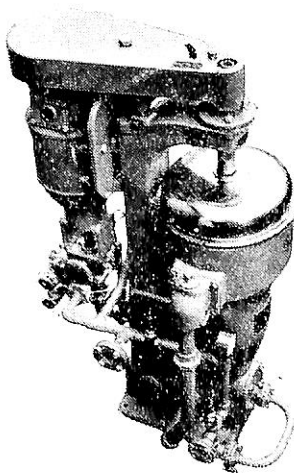
久保田鉄工株式会社

営業所 大阪、東京、小倉、札幌

バンカーオイルを常用するディーゼル船に.....

新型 シャープレス油清浄機

— 処理能力 (L/H) —



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

米国シャープレス・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)8681(代表), 8682~5

神戸出張所 神戸市生田区京町79(日本ビル内) 電話葺合(2)0288

工場 東京都品川区北品川4の535 電話大崎(49)4679・1372

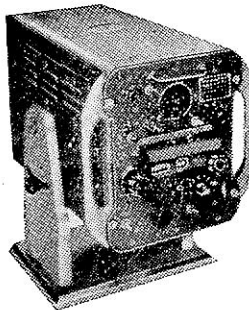
SPERRY    Kidde



航海計器は

東京計器

スペリー マリン レーダー
 スペリー マリン ローラン
 スペリー ジャイロ コンパス
 スペリー ジャイロ パイロット
 スペリー マグネチック コンパスパイロット
 スペリー マイナー E1 ジャイロコンパス

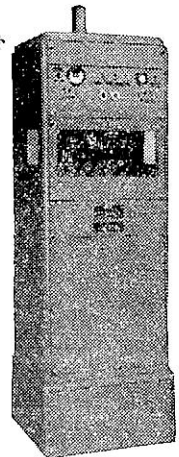


スペリー ローラン

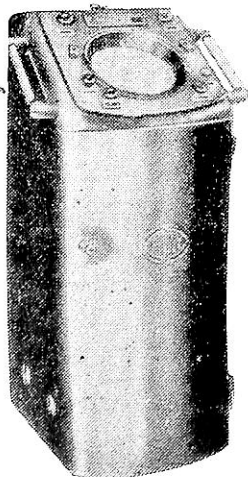
キデイ火災探知並ニ消火装置
 ベンディクス デプス レコーダー

磁気羅針儀各種
 電気式通信器
 電気式回轉計
 舵角指示器

トーションメーター
 T. K. S. 動壓式測程儀
 タンクゲージ、ドラフトゲージ
 電動及手動測深儀
 航海時計(中三針型八日巻)
 防風窓及旋回窓
 船用各種計壓器
 探照燈及信號燈
 ランタン(電気浮燈)



キデイ火災探知装置



スペリー レーダー

株式會社

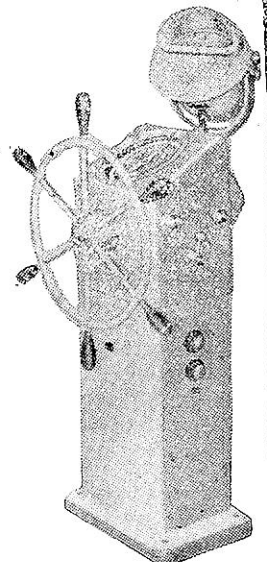
東京計器製造所

本社 東京都大田區東蒲田4-31
 TEL 蒲田(03) 2211-9

東京營業所 東京都中央區京橋1-2
 セントラルビル7階
 TEL 京橋(56) 957-1414・2257-6012

神戸營業所 神戸市生田區明石町19同和ビル3階

サービスステーション出張所 函館・東京・横浜・神戸・大阪・門司・長崎



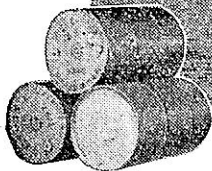
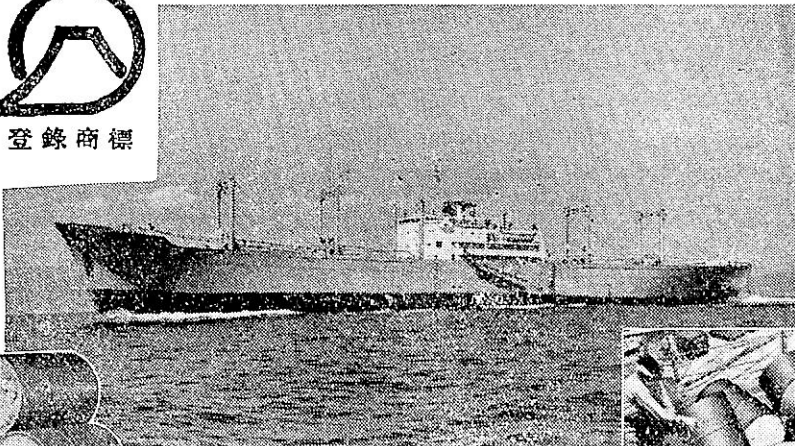
スペリー ジャイロパイロット

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關は昭石特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. シットウエル

本社
東京
大阪
名古屋
福岡
小樽
大津
京都
神戶
横濱
東京
大阪
名古屋
福岡
小樽
大津
京都
神戶
横濱

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) 1240~9
東京都中央区日本橋小伝馬町二丁目二番地ノ五
滋賀ビル内 電話 茅場町 (66) 1210~9
大阪市西区京町堀上通一丁目三番地 京町堀ビル四階)
小樽市港町三二番地 電話 小樽 5615, 1967
福岡市極樂寺町一一番地 電話 西 1602
名古屋市中区南伏見町二丁目二番地 電話 本局 2005~6
広島・新潟・平沢・海南・関屋・彦島・鶴見・芳賀・井伊谷・品川研究所
川崎

世界的最優秀熱管理資材

XZIT CHEMICAL Co., U.S.A.

Brickseal Vango Patching Material
 Serviron Tank Paint Degreasing Solvent
 XZIT Soot & Sludge Remover Petroflo etc.

QUIGLEY CO., INC. U.S.A.

Insulag (Plastic Insulating Lagging)
 Insulcrete (The Original Lightweight Insulating
 Plastic Concrete Refractory)

Chromix (Plastic Chrome)

BIRDARCHER MARINE PRODUCTS TIMMON & CHARLES

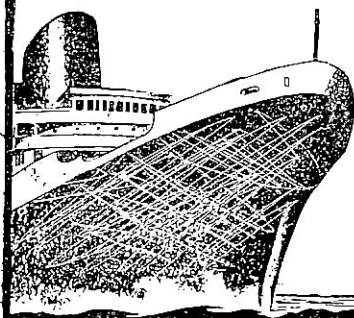
Boiler, Evaporator & Feed Water Treatment.
 Speetrotest (The Quick, Accurate Leak Detector)

日本総代理店 代表者

井上商會 井上正一

横浜市中区桜木町駅前 読売ビル一〇九

TEL 本局(2) 2844



JRC船舶無線装置

各種無線装置取付修理一切



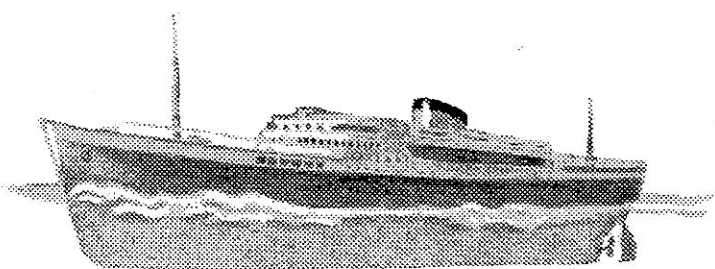
営業種目
 船舶用無線機
 船内拡声装置
 方向探知機
 超短波無線機
 マリオン・レーダー
 マリオン受信機

わが国最大のタンカー商船設備のJRC無線装置

本社・品川 東京・三軒・上池町930

日本無線

営業所 東京・渋谷・千駄ヶ谷4-693
 大阪・北・堂島町1-22

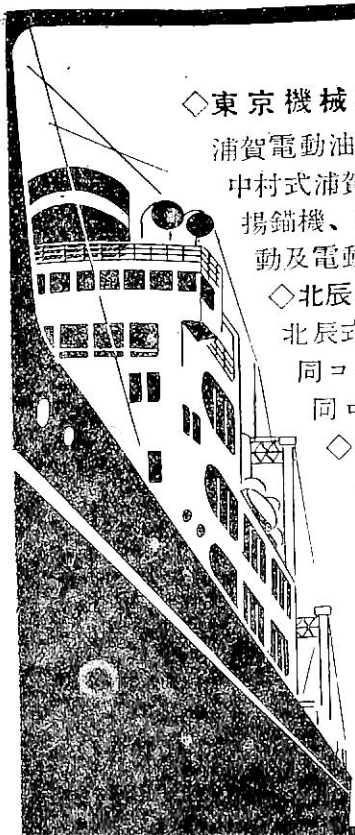


高田船底塗料・船舶用各種塗料

高田“V.S.”・夕外電弧熔接棒

(超高性能ビニール系船底塗料)

東京 札幌 日本油脂 大阪 福岡



- ◇東京機械株式會社製品
 - 浦賀電動油圧舵取装置(型各種)
 - 中村式浦賀操舵テレモーター
 - 揚錨機、揚貨機、繫船機、各汽動及電動
 - ◇北辰式安式二號轉輪羅針儀
 - 北辰式單復式自動操舵裝置
 - 同コースレコーダー&同ログ
 - ◇小野鐵工製品サインカーブギヤーポンプ(各種)
 - ウエガース、ウインントン型

- ◇能美式 煙管式火災報知機
- 同 自動火災報知裝置
- 同 炭酸瓦斯消火裝置
- ◇御法川式 マリンストーカー
- 同 オイルパーナー (ホワイトタイプ)
- ◇岡野バルブ製品 船用バルブ (高圧、高溫)
- ビクトリツクデョイント
- ◇溫研式 デシケーター

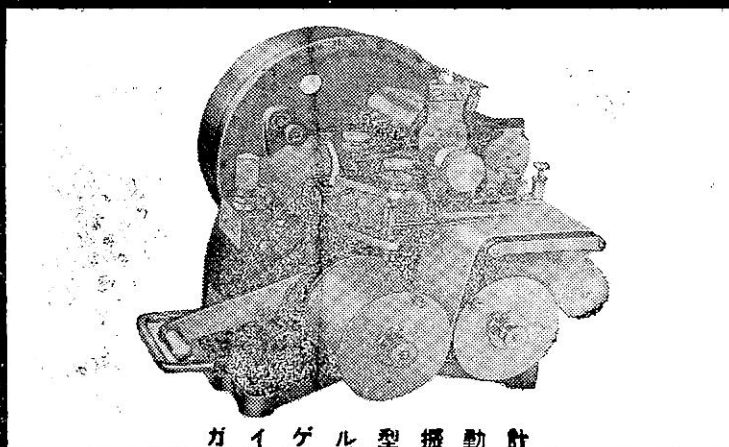
船舶機材課

浅野物産株式会社

東京都中央区日本橋小舟町二丁目一番地
 電話 茅場町 (66) 0181 (代) 7531 (代)
 大阪・名古屋・門司・仙臺・札幌・横濱・神戸・高松・廣島・熊本・長崎・釧路



材料試験機
動約合試験機
振動計
電子顕微鏡
ねじ造盤



ガイゲル型振動計

株式会社 明石製作所

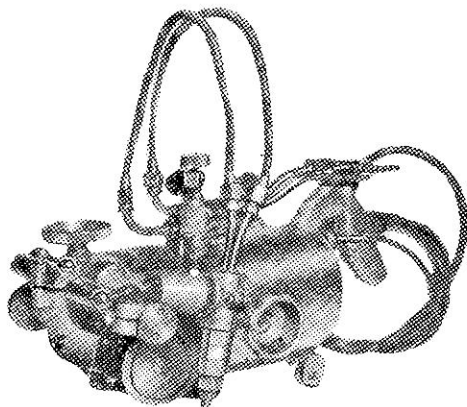
本社・工場 東京都品川区東品川五丁目一
電話 大崎 (49) 8146 (代表) 8147・8148

大阪出張所 大阪市北区綱笠町五〇 堂ビル 六一四号
電話 堀川 (35) 0951・1820・6650

新発売!
Weasel
ウイゼル

軽自動瓦斯切断機

IK 41号



- 価格低廉
- 取扱簡便
- 切断面平滑美麗
- 鋭カーブ切断可能
- 切断厚さ 3%~50%



日本工業規格熔断器具販売 表示許可第 735 号

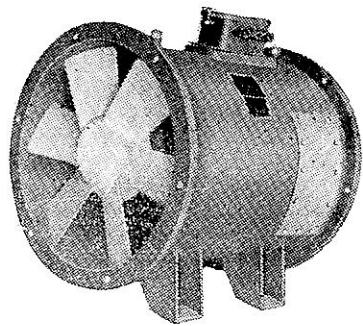


小池酸素工業株式会社

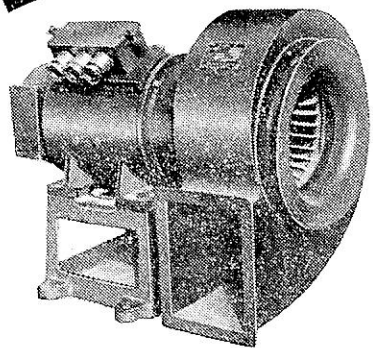
東京都墨田区大平町 3 の 14 電話 本所 (73) 4181~5
大阪営業所 大阪市西区阿波座下通 1 の 19 電話 新町 (53) 4010



直流発電機 直流電動機



軸流型電動送風機



多翼型電動送風機

揚貨機・揚錨機用電動機
多翼型・軸流型電動送風機
自動・手動管制器・配電盤

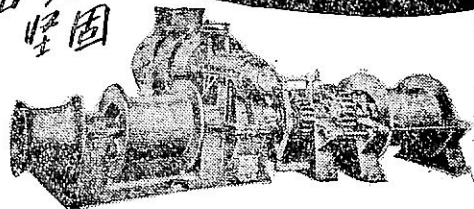
旭電機製造株式會社

東京工場 東京都荒川区三河島町1~2965
電話 下谷(83)1723. 4849. 5065
富士工場 静岡県富士郡富士町中島町352 電話(富士)612



三菱 船舶用電気株式會社

品質
堅固



電 動 揚 貨 機	各 種 發 電 機
電 動 操 舵 機	各 種 電 動 機
電 動 送 風 機	船 舶 用 無 線 機
船 舶 用 冷 凍 機	直 流 電 氣 機
船 舶 用 厨 房 器	電 動 揚 機
變 壓 器	配 電 盤

東京 芝罘・大阪 堂島北町
名古屋 廣小路道・臨岡三笠ビル
札幌 南一條・仙台東一番丁
富山 安住町・廣島 袋町

三菱電機株式會社



Boiler Compound

清罐劑 ネオポリカ

Chemical cleaning

ボイラー-化学洗罐

住友化学提携
イビット 販売・工事請負

満鉄技研式
アンチスケール
ボイラー-ペイント 製造元

日本保罐化學工業株式會社

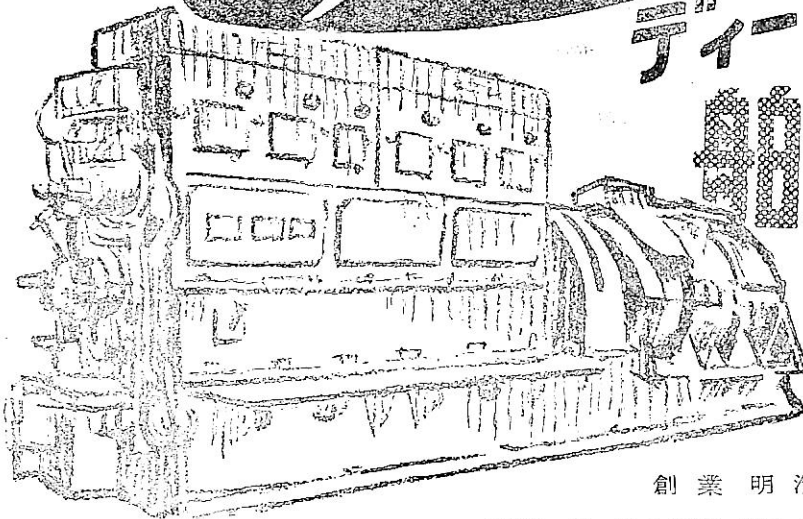
本社 大阪市北区新庄町堂ビル四階 電話場川(85) 376 番
九州支店 八幡市黒崎町敷町四丁目 電話八幡 207 番
東京出張所 東京都大田区入新井5丁目317 電話大森(06) 2740 番
工場 神戸市東灘区本庄町青木 電話御影 6564 番

50年の歴史...

タイバツ

ディーゼル機関

船用補機



25~430HP

15~350KVA

創業 明治40年

タイバツ工業株式会社

東京事務所
東京都中央区日本橋本町二丁目
福岡・札幌・名古屋

本社 大阪市大淀区大仁東二丁目

粗悪油の完全燃焼! 一カーボン運航

在界の海運界に先駆して

コロイダル浄油機は何故成功した?

ディーゼルとボイラー用

油科学と燃焼工学の完全融合的
燃焼考察!!

海運合理化の支柱

早稲田大学
余集の実証

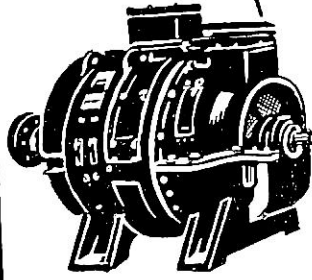
特許 毛細管式 マイクロ浄油

日之出コロイダル機器KK

大阪市福島区北福島南三丁目 スリヤスビル
電話福島(45)730~732 直通(45)7504

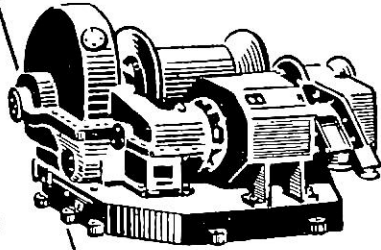


東芝の船舶用電気機器



200 KW 直流発電機

- ◇主要製品◇
- 電動揚貨機
 - 電動緊船機
 - 電動揚錨機
 - 電動操舵機
 - 補機用電動機
 - 推進用電動機
 - 配電盤
 - 制御装置



5 噸電動揚貨機

東京都港区赤坂溜池町30の4

電話赤坂(48) 1111 (代表)

Toshiba

東京芝浦電気株式会社

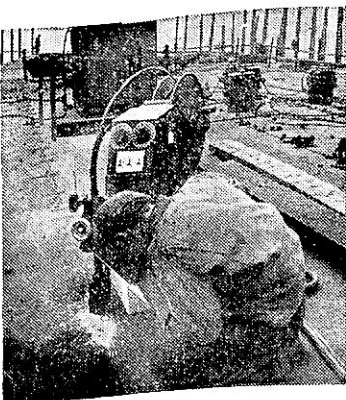
FUSARC AUTOMATIC WELDER

英國フューズアーク會社製

自動電弧熔接機

“MARINE” TYPE WELDER

近代的造船所ノ必需品



日本總代理店

株式會社 アンドリュー・ウェア 機械部

東京都千代田區丸ノ内仲八號館 (27) 0871-6, 8391-2

大阪市東區平野町5丁目13. マーカントイル銀行ビル (23) 5491, 7030

NIIGATA

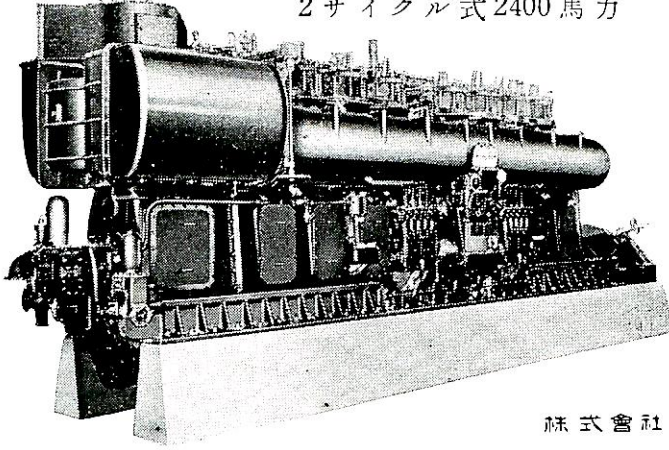
60年の経験と
最高の性能を誇る!



船舶 第二十六卷 第九号
昭和五年三月二十日 印刷
昭和二十八年九月七日 印刷
昭和二十八年九月十二日 發行
(毎月一回)

ニイガタの船用ディーゼルエンジン

2サイクル式 2400馬力



主機

75~3000馬力

補機

30~750馬力

株式會社 新潟鐵工所

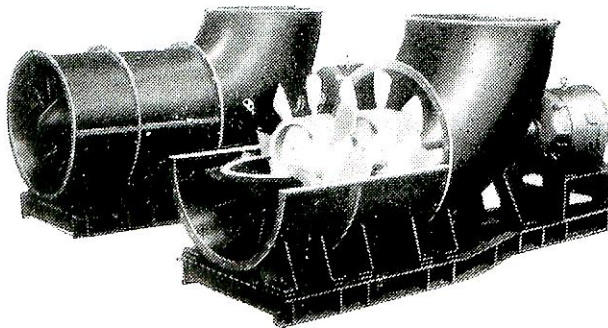
HITACHI

日立



の 船用ボイラー 押込通風機

生空氣押込通風機を以て空氣豫熱器に入れ豫熱された空氣は重油バーナー部に導かれ重油燃焼用として使
用されます。空氣豫熱器出口には非ガス誘導用として誘引通風機が裝置されます。爐内の壓力は押込通風
機によつて平衡運轉され汽罐効率の向上が計られます。



口徑 800φ × 2stage
風量 400M³/m
風壓 120 mm W G
回轉 1800 r/m
電動機 20 HP

日立製作所

東京 大阪 名古屋 福岡 仙台 札幌

編集發行 東京都文京区向ヶ丘萌生町三
兼印刷人 岡健一
印刷所 東京都千代田区神田金沢町八
昌平印刷株式會社

本号特価 一三〇円
地方特価 一三五円
發行所 天

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