Volume 1
Number 2

造船研究

昭和34年10月

社団法人 日本造船研究協会
The Shipbuilding Research Association of Japan

目　　次

調　　査

船舶腐蝕調査結果（第二報）. 1

研究部会

第37研究部会「超大型船の建造に際しての
厚板の切欠脆性に関する研究」（中間報告）. 36

調　　査

船舶腐食調査結果

(第　二　報)

当協会は 近く船舶の腐蝕防止に関する広範な研究を実施したい計画を持つておりますが，この計画の第1着手として，船舶の腐蝕に関し狙うべき研究諸テーマと それらについての研究方針とを具体的に立案するために現在下記方法により広く船舶腐蝕調査を行つております。

調査項目	調査方法		発送先
船体及び艤装品関係 ①	調査用紙による (記事記入)	①—A	造船所造船担当部長 (73 社)
	アンケート用紙による (記号記入)	①—B	船主 (154 社 約1000 隻) 造船所造船担当部長 (73 社)
機関々係 ②	調査用紙による (記事記入)	②—A	船主 (154 社 約1000 隻) 造船所造機担当部長 (73 社)
	アンケート用紙による (記号記入)	②—B	船主 (154 社 約1000 隻) 造船所造機担当部長 (73 社)

本年 7 月刊行の造船研究 Vol. 1, No. 1 に ①—A に関する御回答結果を第一報として取りまとめましたが，本号では ②—A に関する御回答結果を第二報として取りまとめました。なお，①—B，②—Bの結果は 船主関係からの御回答が集まりましてから，その後御回答を頂きました ①—A，②—A の結果とともに後日第三報として御報告申し上げる予定であります。

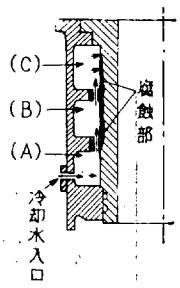
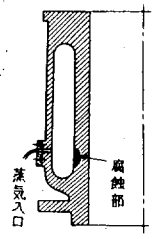
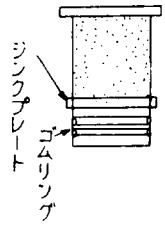
第二報を取りまとめるに際しまして，御多忙中にも拘らず ②—A について 熱心な御回答を御寄せ下さいました下記造船所各位に対し厚く御礼申し上げます。

御回答会社名 (順不同)

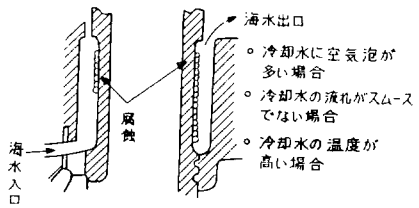
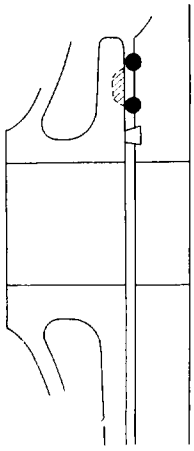
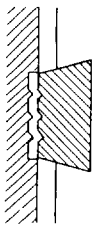
②—A

日立造船株式会社　神奈川工場
日立造船株式会社　因島工場
三井造船株式会社　玉野造船所
日本鋼管株式会社　鶴見造船所
有限会社松浦鉄工造船所
尾道造船株式会社
名古屋造船株式会社
川崎重工業株式会社
株式会社呉造船所
株式会社播磨造船所
三菱造船株式会社　長崎造船所
三菱造船株式会社　広島造船所
三菱日本重工業株式会社　横浜造船所
株式会社大阪造船所
株式会社藤永田造船所
田熊造船株式会社
浦賀船渠株式会社　浦賀造船所
石川島重工業株式会社

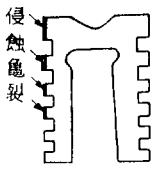
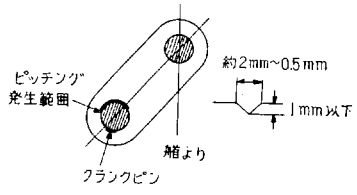
②—A

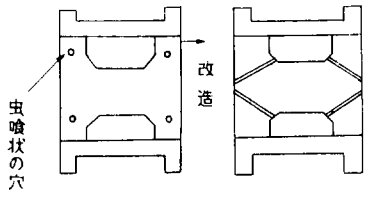
	腐食発生部	材　質	接する環境	腐食の状況
ディーゼル	中速機関 シリンダーライナー	鋳鉄	清水 50°～70℃	ライナー上部冷却面にピッチング状腐蝕
	4サイクル・マン型 600×260 (365×560×7) シリンダーライナー	FC 23	海水 (30°～40℃)	 (B)(C)部に腐蝕を認め(A)部には全くなかつた。(B)部は腐蝕深度3mm程度なるも(C)部に於ては10～15mmに達する腐蝕を認め尚ケース側リブにも相当大きな腐蝕を認めた。
	4サイクル（F6） ディーゼル機関 550×290 (350×520×6) シリンダーライナー	FC 23	海水並蒸気	 この場合は冬季にシリンダーを暖汽して機関を廻す場合に生じた間隙で蒸汽の吹き付ける個所のみ腐蝕し鋳物が黒鉛状になつていた。
	4サイクルディーゼル機関 シリンダーライナー 210 B. H. P. ×600 R/M	特殊鋳鉄	海水 (約 30℃)	ライナー下端海水入口を中心に約 1/4 周の間に激しい浸蝕が出た。
	4サイクルディーゼル機関 600×320 (370×520×6) シリンダーライナー	ミハナイト鋳鉄	海水 (30°～40℃)	 海水に接する全面に激しい腐蝕が出た。中央より上層が尚激しかつた。
	Sulzer 型 D. E. (7 TBD-48, 2100 BHP) 225 RPM シリンダーライナー	特殊鋳鉄	海水	海水冷却部にて海水がシリンダーカバーえ流入する通路附近に大きな点蝕あり。
	シリンダーライナー下部	FC	海水	

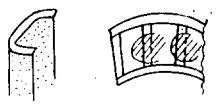
腐蝕発生の場所（又は程度）	推定原因	今迄の防蝕措置と今後の対策等についての御意見等その他
機関 1000～2000 hrs 使用後発生割合不明	振動による水粒のハンマリングカビティション	特殊焼付塗料使用を研究中
ライナー新替後2年目にして抜出検査の結果である。尚材料は FC 23 である。	温度上昇による過流速と思われる。	この機関は海水入口より(A)に流入し(A)部を1回廻つて上部(B)に流入，(B)部を廻つて(A)部に流入する様ケースにリブを設けてある。所がこのリブとシリンダーライナーとの間隙は2mm程度あるので其の部分よりの漏洩が著しく尚上部に移る程温度が上昇して行くので腐蝕が増進していくものと思われる。リブを大巾にハツリ，出来れば取除く方が良い。
一冬蒸気使用に依つて7～8mm 腐蝕を発生した。	蒸気の吹き付けに依る腐蝕	シリンダーウオータージャケットに海水があつても連続に蒸気を吹込むのでシリンダー側の蒸気の当る個所は相当高温になり然もエロージョンを伴つているから腐蝕の度合は予想以上に早い。この欠点はシリンダーに直接蒸気管を取付けた故で冷却水入口に取付海水の温度を高め其の海水をシリンダー内に入れれば全く腐蝕を発生しない。
ライナー取替え後1年検査時に発見	キャビティションによる影響ではないかと考えられる。	発見の都度運転に支障のないと思われる時は防錆塗装や保護亜鉛を着装している。 本機は自体の振動が大きくこの為水撃作用，気泡の発生や即成の表面錆の流去等により錆が進行するものと考えられるので振動が少なくなるよう機関台その他を補強する必要があると考えている。 冷却水ポンプと冷却器との間に空気抜きを設けている。
主機換装後1.5年にて抜出し検査した処肉厚28mm が 26mm 腐蝕した。（最大部）	材料又はエロージョン	FC 23 と取替えると同時に防蝕措置として諸原因が考えられ，先ず材料，温度，流速，電気的気泡による潰蝕等々，この内材料が変り冷却水ポンプに付いているエヤー弁を取外し盲にした。其れから1.5年後抜出検査したところ一点の腐蝕も認められず，材料かエヤー吸入に依る潰蝕であるか今のところ不明である。何れにしてもエヤーの吸入が大きく影響するように思われるのでエヤーを取除く装置を付けた方が良いと考える。
新造後3年にて max 5mm 位の深さの凹みあり。	電蝕と空洞現象による。	海水接触部にミガルノンミを2回塗装，新たに保護亜鉛のバンドを巻きつけた。流路に一工夫の必要あり。
	ディードウォーター	

	腐蝕発生部	材質	接する環境	腐蝕の状況
ディーゼル	F 6 ディーゼルエンヂン，350ϕ×520 S 6 Cylinder シリンダーライナー	FC	海水	ライナー下端 嵌込部付近底部一円及び海水出口側に面してたてに腐食斑点状に発生している。甚しいものは腐食孔が全通のものも有つた。
	ディーゼル原動機 シリンダーライナー	FC	海水	
	シリンダライナー 水側上部	バナジウム鋳鉄	海水又は清水	孔食深さ 10 mm 以上
	2サイクル単動ディーゼル機関 2800 PS×250 rpm 480 ϕ×700 stroke×8 cyl. シリンダー	鋳鉄	清水 (約 40℃)	 ライナーのゴムパッキン間のシリンダー側が深さ 2 mm 程度腐蝕された。
	(同上) シリンダー	鋳鉄	清水 (約 40℃)	 ライナーの銅パッキンによりシリンダーに窪み発生 深さ 0.1 mm
	ズルザー型主機 9100×119 (760×1550×7) 空気冷却器出入 海水管 (3″, 4″ 径)	銅	海水 流速 1.5～2 m/sec	直管，曲管を問わず部分的に点蝕を生じ，ひどいものは孔があいた。
	ズルザー型主機 9100×119 (760×1550×7) シリンダーカバー冷却水管	鋼管	海水	就航後半年余りでわん曲部に孔蝕を生じた。

腐蝕発生の頻度 （又は程度）	推　定　原　因	今迄の防蝕措置と今後の対策等 についての御意見等その他
2年目位で早い方である 4～5 年で発生のも多い。	不純物の沈澱と海水中の Air の 混入によるものと思われる。	FC の材質の研究の要あり。 冷却水内に Air の混入を努めて防止すること。 保護亜鉛板使用する。 海水の循環状況の研究。
頻度多し	電蝕	亜鉛板の増設 防蝕塗料の塗布 （腐蝕を起した場所は コードボンド等を 塗布して表面は滑かにする）
僅少	温度差によるものと思われる。	
新造後2年程度でシリンダーライナーを抜いた際発見，全シリンダーに起つた。 特にスラスト側がひどい。	隙間腐蝕によるものと考えられる。	ゴムパッキンを Si ゴムに換え，耐熱性を高めた清水に防蝕材混入。 腐蝕部はアラルダイトにて充填，平面にならす。 ライナー挿入の際パテを塗込み隙間をなくした。対策は完全なものと思われる。
新造後1年程度で発見。 他種機関にもみられる。	腐蝕によるものか摩耗によるものか判明せず。	現在の所対策なし。 然し隙間に大きくならず，ガスの防止にはまだ有効かと考えられる。
就航後3カ月にて孔があき使用不能となつて取替えた。	材質及び流速によるものではないかと思われる。	最近の3隻（いずれもタンカー）に於て発生し，その原因を材質的に設計的に検討中である。 差当りの対策として (1) 銅管の内部を錫メッキする (2) 管径を大きくする（約1吋） (3) 鋼管にする 以上のどれかをえらび尚実験を行う予定である。
使用不能となり取替えた。	材質不良と思われる 流速気泡による影響も考えられる。	内面を亜鉛メッキする。

	腐蝕発生部	材　質	接する環境	腐蝕の状況
ディーゼル	Sulzer 型 D. E. (7 TPD-48, 2100 BHP) 225 RPM シリンダージャケット	FC	海水	嵌込部ゴムパッキン附近に全周に腐蝕
	主機ピストンクラウン 火側	クロモリ鋳鋼	燃焼ガス	FO 燃焼の高温に依る焼損
	舶用内燃機関 ピストンクラウン	Cr-Mo 鋼	燃料油の排ガス	ピストンロッドとの接合面にアバタ状の腐蝕及びリング溝の腐蝕
	B & W 型 D. E. (62.74 VTBF) ピストンクラウン	特殊耐熱鋼	C重油燃焼ガス	燃料弁燃料噴射位置方向に深くえぐられる。
	MANG 6 Z 2600 BHP ディーゼル主機械 ピストンクラウン リンググルーブ部	鍛鋼	外部: 高温高圧ガス 内部: 潤滑油	 爆発ガスの直接接触する部分に侵蝕亀裂が入つている。
	中速機関 クランクピン軸承	ホワイトメタル	油温機関入口 50°～60℃	軸承半片端部油溜り附近に 2～5 mmφ の孔を生じた。
	ディーゼル機関一般 接合棒	鍛鋼		機関手入後，又は機関フラッシング洗い後接合棒上端に発錆
	カム軸駆動及びクランク軸付歯車　歯車面	鍛鋼	油	歯面に孔蝕 0.7～1.2 mm
	舶用主機 MAN K6Z 70/120C 5200 BHP×123 RPM S-32 建造 クランクピン	鋳鋼	潤滑油	微少な数多くの点蝕 
	ズルザー型主機械 7 RSAD 76 9100 SHP×119 RPM シリンダー蓋	鋳鉄	清水	清水冷却面に酸化腐蝕あり。
	大型ディーゼル機関付過給機 排気ケーシング	ミーハナイト鋳鉄	排気ガス 300～500℃	ガス流動面の荒れ，喰われによる突明き割れ

腐蝕発生の頻度 （又は程度）	推　定　原　因	今迄の防蝕措置と今後の対策等 についての御意見等その他
新造後3年にて max 3 mm 位の深さの凹みあり。	隙間腐蝕と思われる。	防蝕ペイントとしてガルノンを2回塗装，腐蝕部はメタリックボンドにて補修。
3～4 年に1回肉盛	冷却不充分	1年～2年間に1回裏側のスケールを掃除して伝熱効果をよくしていた。冷却油管の形状を変更した。アトマイザーの孔径，孔数を変更した。
	燃料油残滓中の硫黄と大気中の湿気の影響と思われる。	
使用 1 年にて約 10 mm 位の凹みを生ず。	燃焼ガスによる化学的物理的腐蝕。	腐蝕部をはつり共金にて肉盛補修する。 材質及び裏面の冷却油流路に工夫の余地あり。
普通2年目位で出る場合があるが，ひどい時は1年目位で発生している。	材質の点と思われるが判然としない。	目下の処防止策無く又対策もはつきりしない。
20 hrs 運転後軸承総数の5割程度	カビティション 極端な負荷の発生	腐蝕部と外部に 1.5 mmφ の油溝を作成，経過良好。 
稀に発生	水蒸気の凝結，附着	防錆油の検討中
建造後2年	主機ターニングをせずに約17日間停船した為に潤浸油中の水が溜り電蝕を起こしたものと推定されるが明確でない。	長期停船中は主機を定期的にターニングすることが望ましい。 点蝕を起した個所は出来るだけならして応力集中を避けそのまま使用。 尚潤滑油中の水分の管理が必要。潤滑油の分析結果 1.6% の水分が含まれていた。
新造後1年	ピストンテレスコ管よりガスの漏入並油混入して酸化腐蝕と油のカーボン化に依り過熱。	冷却水の PH を常に7以上に保持油の混入防止。
機関使用 2000～4000 hrs 後	排気ガス中の腐蝕性酸の溜り，ケーシングドレン抜不励行。	ケーシング内ドレンの吹出しの励行。 特に対策せず。

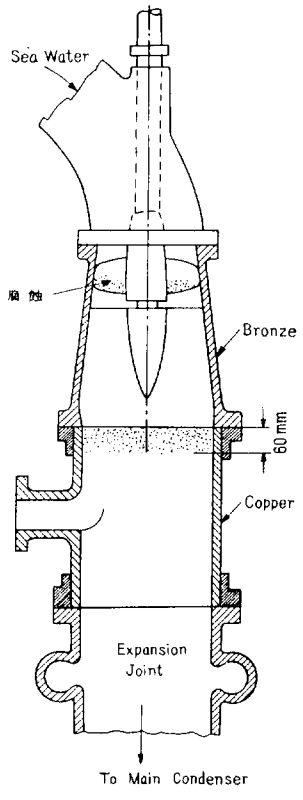
	腐蝕発生部	材質	接する環境	腐蝕の状況
ディーゼル	ズルザー型主機 9100×119 (760×1550×7) 燃料弁	SF	爆発燃料	ノズルチップと燃料弁本体の間のパッキンの当り面及びノズルチップ締付ナットの内面及び当り面が相当に点蝕孔蝕を生じた。
	主機気筒安全弁	BC	燃焼ガス	当り面に侵食
タービン	主機タービン 17000 SHP×105 RPM 低圧タービン排気室 ステーチューブ	鋼管	スティーム	低圧最終段翼よりのスティームフローにより甚しく腐蝕しており，翼に近いもの程被害大きく遠いものは軽微である。損傷の大きいものはステーの断面の1/2 以上に達している。
	LP タービン (15000 IP) タービンケーシングステイ	鋼管及びステンレス	蒸気	蒸気の流れに依り孔食が生ず。
	6000 SHP 移動タービン ブレード及びノズル	特殊鋼	蒸気	点蝕及び侵蝕 
	翼車ノズル			侵蝕深さ 0.2～0.3
	主発電機タービン 平均直径 470～480 mm 段落 5 KW 875 回転数 9987 翼車	Cr-Mo 鋼 (翼不銹鋼)	蒸気	翼車の両面の腐蝕が著し，仕切板及び車室は良好，翼及び縁抑も特別腐蝕は認められなかつた。尚翼車両面の腐蝕は全面にあるものではなく，主に外周寄り（翼側）に点在したものであつた。
	主機タービン 19000 SHP×105 RPM 低圧タービン翼 最終段ステライト部	ステライト溶着せる銀蠟部	スティーム	低圧タービン最終段翼のステライトの銀蠟溶着部にかなりはげしい点蝕が発生する。
	主機タービン 17000 SHP×105 RPM 高圧タービン ラビリンス	黄銅鋳物	スティーム	グランド（船尾側を除く） ダミーダイヤフラムのラビリンスがぼろぼろに腐蝕している。
ボイラ	舶用主罐 2 胴水管式 S-29 年建造 32 kg/cm² G 400℃ 24 T/H 空気予熱器	電縫管 (鋼管)	排気ガス	内部まで達する点蝕
	舶用主管 2 胴水管式 S-28 年建造 32 kg/cm² G 400℃ 21 T/H 緩熱器管寄	KSC-42	蒸気ドラム内 罐水及び蒸気	全面腐蝕

腐蝕発生の頻度（又は程度）	推定原因	今迄の防蝕措置と今後の対策等についての御意見等その他
2カ月程度で腐蝕進行し度々旋削したり取替えを行つた。	材質不良と思われる。	材質を SUS 12 に変更することにより解消した。
1年毎に摺合せを要する		18-8 ステンレスにて新替した。
本船就航後1カ年にて保証ドックの際発見す。	スティーム中のドレインによる。	グラインダーにて腐蝕部を整形，パッチを当て溶接し，更にその表面にステンレス板にてカバーし，修理する。 はじめから，ステーの材質をステンレス等にかえる必要がある。
1年毎に修理せねばならぬ（ステンレスを外張りしてないもの）	設計不良	ステンレスを外張りすれば大したことない。
程度は相当悪化	飽和蒸気作用によるドレンにての作用と考える。	検査時にノズルプレートは新替した。 今後蒸気中のドレンに充分注意しなければならない。
稍多し		
建造後約1年目に開放して発見した。 手入して就航中のものでその後の状況は不明である。	タービン停止中にドレーン又は蒸気の漏洩に依つて発生した錆であると考えられる。	1. 発電機を2台装備した場合，1台ずつ交互に運転するのでいずれかが停止している。この停止期間中に蒸気の漏洩する恐れあるところには Double Shut Valve とする。 2. 運転中のタービンのドレーン又はグランド等の漏洩蒸気が停止中のタービンに逆流しない様な配管とする。
引渡前の海上試験後。他に保証期間中の保証ドック時に発見のもあり。	スティーム中のドレインによる。	ステライトを再熔着し補修す。 銀蠟の熔着不十分に基づくものと考えられ更に銀蠟の材質等についても検討する必要があるものと考える。
本船就航後1カ年にて保証ドックの発見す。	ボイラーコンパウンドのキャリオーバーによるアルカリ腐蝕。	罐水の処理不良
建造後約1年	酸による腐蝕。	蒸気加熱式空気余熱器を前置して空気入口温度を約70℃ に予熱して管壁温度の上昇を計つた。
建造後3年	水面波立ちにより酸化被膜が剝離したために進行せる腐蝕。	溶接肉盛施行。出来得れば緩熱器の蒸気入口を水面下になる様に変更した方が良い。

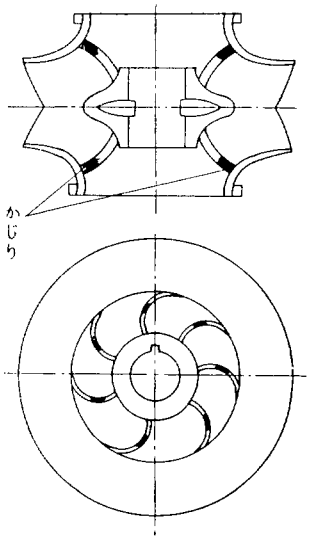
	腐蝕発生部	材質	接する環境	腐蝕の状況
ボイラ	舶用2胴管ボイラ 42.2 kg/cm², 454℃ 最大蒸発量 41 Ton/H エコノマイザ フィンチープ	鋳鉄	重油燃焼の排ガス	エコノマイザ上部のフィンチープが極くわずか腐蝕し，フィン厚みが減少した。
	舶用2胴水管ボイラ 29 kg/cm², 390℃ 最大蒸発量 20.6 Ton/H ガス・エヤヒーター	電縫鋼管	重油燃焼の排ガス	煙路下部の冷空気入口附近のエヤヒーター・チープが腐蝕する。
	三菱広島 CE 舶用 2 胴型水管罐 17.5 T/H 29 kg/cm² 汽水胴	罐用鋼板	罐水	スチームドラムの溶接部一面にピッチングが生じた。
	舶用乾燃式2号罐，5号罐鏡板	罐用鋼板	罐水	後部鏡板下部彎曲部並に前部鏡板下部彎曲部に溝状亀裂。
	胴板	同上	同上	胴板底部に斑点状の腐蝕が発生している場合が多い。
	胴板 給水内管取付部	同上	罐水	給水内管の取付け個所のインロー部の不完全密着により胴板に亀裂状腐蝕を生じている。 NK 指示により検討。
	低圧蒸気発生器 Evaporation 21 T/H Heating Area 55 M²	KSTB-7 1% Cr 1/2% Mo	罐水	加熱管表面全面的に甚しく発錆し，点蝕されていた。
ラ	主汽罐 (B & W 型) スートブロワー エレメント用支持金物	ダイヤロイ	燃焼ガス	腐蝕及び焼損
	副罐（水管式間接加熱ボイラー） 蒸発量 10000 kg/hr 蒸発圧力 12.5 kg/cm²	鋼管	罐水	支持板附近にて約 1.5 mm 深さの点蝕
	スコッチボイラー shell plate	罐用鋼板	罐水	shell plate 内面底部，軸方向に点蝕

腐蝕発生の頻度（又は程度）	推定原因	今迄の防蝕措置と今後の対策等についての御意見等その他
就航3年目より目だつた程度に発生してくるが取替える程ではない。	排ガスの Dewpoint Corrosion によると思われる。	給水温度の計画値を上昇させるとこの種の腐蝕はある程度防止できる。
年間エヤヒータチープの約5～10%取替える程度	排ガスの Dewpoint Corrosion によると思われる。	Dewpoint Corrosion に強い材質の選定。燃焼添加剤による化学的防蝕。
第1回中検のときスチームドラム溶接部一面にピッチングが発見された。新造後2年目の第2回中検のときそのピッチングの進行状態を検査したところ肉眼では確と見定め難い程度であつた。	酸洗い施工不良が原因と思われる。	ピッチング部はグラインダ仕上を行つた。
製作後 20～30 年程の老罐に特に多い。 同上，及び胴板の材質による。 使用後 10-15-20 年の程度により発生している。	膨脹及び収縮及び海水の腐蝕（湿入？）によるものと思う。又は油混入か。 不純物の沈澱及び海水（浸入？）及び電気作用か？。 電気作用によると思われる。	溝状腐蝕部はつり取りする場合多し。尚腐蝕甚しいものは罐板切り替えることもあり。 罐肌インロー部を長くして，罐胴内部の貫通部掃除及び検査可能の如く改装しつつあり。
1隻発生したのみ，以後は防錆処理に注意している。	製作当時の加熱管表面にミルスケールが除去された部分とされない部分があり両者の電位差及び罐水不良に依りピッチングコロージョンを生じた。	加熱管製作後ミルスケールの完全除去，防錆を計り，航海中 LPSG の罐水に注意する。
1年毎に修理を要する。	材質不良か設計不良	材質的，設計的両面より再検討を要する。
就航後約1カ年にて発生	罐水処理	罐水処理の再検討
新造後3年数件あり。	Donkey Boiler のため航海中殆んど使用しない。このため，冷態時に罐水中の有機酸（補機 Lub. oil 等から発生）の作用を受けるものと思われる。	水質管理を厳重に行い，又罐停止中も罐水の循環を行うこととした。又発生個所に対しては Wire Brushing の後，Apexia No. 1 を塗布，十分乾燥させた。

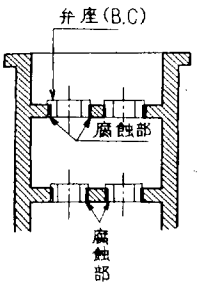
	腐蝕発生部	材質	接する環境	腐蝕の状況
ボイラ	舶用水管ボイラ台管 緩熱器入口 台管内の内管	18-8 ステンレス 鋼管	内側過熱蒸気 外側罐水	内管のボイラ水側に腐食孔があく。
	収熱器加熱管			腐蝕のため破孔。
	汽罐エヤヒーター (21 号罐) チューブ	GP 又は電縫管	燃焼ガス	可なりの面積 (30×200 程度) に渉り，孔があく。
	舶用水管ボイラ ガス式空気予熱器 空気予熱管	電縫管	管内空気 管外燃焼ガス	空気入口側のセクションが総数の約 1/3 腐蝕により孔があく。
	空気予熱器加熱管			
	汽罐余熱回収装置 (節炭器及び空気予熱器) 伝熱面の瓦斯側表面	鋳鉄 又は炭素鋼	重油燃焼瓦斯	前記装置の低温測に硫酸腐蝕が起る。
ポンプ	Main Circulating Pump. Horizontal Propeller Turbine Driven 2200 m³/h×8 m TDH			
	a) Pump Impeller	Bronze (KBCI)	海水 約 30℃	
	b) 上記 Pump 出口側銅管 Copper T Piece	Copper	同上	



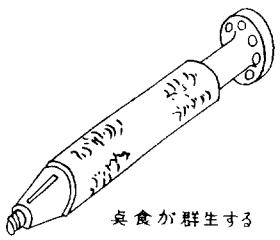
腐蝕発生の頻度（又は程度）	推定原因	今迄の防蝕措置と今後の対策等についての御意見等その他
引渡し後約3年目に発生	発生蒸気がポケット部に溜り蒸気部と水部の境界に於ける電気化学的腐蝕	発生蒸気の溜らない構造とする。
稍多し		
5～6年に1回	FO 中の硫黄	なし
引渡し後約2年目に発生	重油中の硫黄分による酸化腐蝕。	ガス式空気予熱器に於いては排ガス温度の選定につき更に研究を要する。現在本船はガス式空気予熱器の前に蒸気式空気予熱器を付け入口空気を予熱している。
稍多し		
低質油の場合は頻度大なり。	重油中の硫黄，ヴァナジューム等に基づく。	今迄は給水又は空気温度を上昇せしめて消極的に防止しているが硫黄をアンモニア等の薬品を用いて積極的に防止する対策が希望される。
就航後1年にて Impeller が激しく喰われ，取換えを要した。	材質不良	Impeller 材質の Grade up。
就航後約6年にて図示の如く相当の点蝕あり。	電蝕か？　薄板加工，熔接のための残留応力にもとずくものか？	原因不明のため，肉盛復旧，原因調査中

	腐蝕発生部	材　質	接する環境	腐　蝕　の　状　況
ポンプ	主循環ポンプ 要目 3000 m³/h×7 m 110/65 HP×600/514 RPM 竪型両吸込 ヴォリュートポンプ インペラ	PBC 1	海水	就航後 1.5 年にて Impeller suction side の円周方向全部の羽根に小豆粒大のかじりを生じた。 其の他羽根両面に米粒大のかじりが所々にあつた。 
	主，補循環水ポンプ インペラ	BC	海水	インペラ先端部，部分的に点蝕。
	補海水冷却水ポンプ (竪ウォーシントン 160 T/H) 吸入群集弁筐の弁座受部	FC	海水	侵蝕
	主冷却水ポンプ インペラー	PBC	海水	全体に電蝕又はエロージョンを起こしている。
	主循環水ポンプ 減速タービン横軸流ポンプ 力量×水頭 3600 M³/H×8 m 回転数 タービン/ポンプ= 5390/1000(800) ポンプ本体 案内羽根 扇車 出口，入口の銅管 船底吸入弁	喞筒胴 (青銅鋳物) 曲胴本体 (同上) 羽根車 (3枚1体) (燐青銅鋳物1種) 吸込海水弁 (鋳物) 伸縮継手 (銅板) 吸入吐出管 (銅板合せ接ぎ) 羽根車軸 (黄銅棒)	海水 (擾乱流の生ずる部分)	竣工後9カ月目の開放検査時の状況 ポンプ本体 扇車の外周壁は扇車の幅全域に亘つて多孔質の浸蝕状況をなした。幅 80～100 m/m，深さ 10～12 m/m の帯状をなす軸受筐ジャーナル部浸蝕。 案内羽根 入口側の翼端及びボスの前端部に甚しい浸蝕あり。 扇車 翼面は推進面も背面も最も腐蝕が甚し，又 boss も数条の環状の起伏ある侵蝕あり。 出口，入口の銅管 急屈曲部内側で負圧を発生し易い部分。 鍔の附近で肉の落ちた個所に浸蝕が集中発生。 (吸入管は6カ月後に穿孔) 船底吸入弁 弁座附近の曲り角の部分が少し腐蝕発生す。

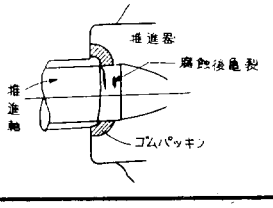
腐蝕発生の頻度（又は程度）	推定原因	今迄の防蝕措置と今後の対策等についての御意見等その他
これに類するヴォリートポンプの事故はあまりない。	設計上羽根入口形状が適正を欠きCavitation による erosion 発生と考えられる。	羽根全面に対し 13 Cr メタリコン及びポリエステル塗料を施したが使用後1年程度の航海にて前記塗料が剝れた。 結局新替することになつた。
2年毎に修理を要す。	設計不良か？	設計再検討
連続	電食	船底弁シーチエストの保護亜鉛板新替。 （機械加工の上）
使用約1年にて取換えた。	電蝕及び空洞現象による。	材質を検討し ABC を採用した。
第1回開放検査（29.3） 腐蝕部はモネルメタル，メタリンコン実施又は新替実施，軸新替。 第2回開放検査 インペラー其の他のメタリンコン剝離，再度メタリンコン実施。 第3回開放検査（29.10） メタリンコン剝離。 メタリンコン実施。 第4回開放検査（30.7） メタリンコン剝離熔接破損部も生ず，ここでインペラ及び周辺環をモネルメタル製とし其の他の海水浸水部はネオプレーン塗装（約20回）す。 第5回開放検査（31.4） 腐蝕や剝離全くなし。	(1) エロージョン (2) 電蝕 金属の表面に近い所に於て流速の差から生ずる。 圧力の差によつて海水中の融解空気の分離度から空気の含有率の差を誘致し，所謂濃淡電池が形成されこれにより腐蝕される。	本船は浸蝕は極めて著しいものであつたが，翼車はモネルメタル製とし其の他の部分はネオプレーン被膜により防止し得た。今後この種のものの対策としては (1) 舷外からの吸入口をスコープ型にし吃水に比して甚しき負圧を生じない工夫をする。海水中の空気の混入を防ぐ。 (2) 翼車及び周辺環はモネルメタル製とする。 モネルメタルメタリコンは1年位の耐用年度しかない。 (3) 吸入吐出管は銅管をやめ鋼管としネオプレーン塗装とする。 (4) 船底弁内部にもネオプレーン塗装を行う。 (5) 良質の流電陽極取付。 (6) 管（吸入，吐出管）内面を円滑にして渦流を防ぐようにする。

	腐蝕発生部	材質	接する環境	腐蝕の状況
ポンプ	主海水冷却水ポンプ インペラー及マウスリング	砲金	海水	全面にわたりかすれた如くにえぐられ翼端はナイフエッジの如き状態を示す。
	消防及び雑用ポンプ 竪電動渦巻 95/150 m³/h×65/30 m マウスリングインペラーブッシュ	青銅 (BC 5 C) 燐青銅 (PBC 1) 青銅 (BC 5 C)	海水	マウスリングは貫孔しほとんど原形を止めず，インペラーはスポンジ状の腐蝕を発生したりネックブッシュも同様の状態となつていた。
	海水ポンプ 電動渦巻式 350 M³/H×20 M ケーシング本体	鋳鉄 黄銅	海水	ウェアーリング嵌合部附近深さ 2~3 m/m 程度
	海水ポンプ 電動渦巻式 350 M³/H×20 M インペラー	黄銅	海水	先端外周全面的に腐蝕
	船用補機 海水冷却ポンプ インペラー	燐青銅	海水	羽根に脱亜鉛腐蝕及びキャビテーション・エロージョン発生
	海水ポンプ 往復動式 バケット本体	鋳鉄	海水	局部的に進行し壁を貫通する。
	ディーゼル機関直結冷却水ポンプ ポンプ本体	鋳鉄	海水	 弁座嵌入部が侵される。
	冷却海水ポンプ 竪電動渦巻 320 m³/h×20 m インペラー	燐青銅 (PBC 1)	海水	羽根出入口先端が鋸刃状に腐蝕欠損した。
	GS. ポンプ 容量 160/40 m³/h×20/50 m 汽動ウオーシントン型 弁箱	FC	海水	就航後1年にして弁箱の弁座嵌入部が特に著しく腐蝕したので応急修理を行いその後の進行を調査したが腐蝕が徐々に進行し2年後には弁座が落ちて使用不能となつた。
	ヤンマー 5 MSL 150 BHP ディーゼル発電機関 往復動冷却水ポンプ弁及び弁座	砲金	海水	弁及び弁座がすかれた様に侵蝕されている。

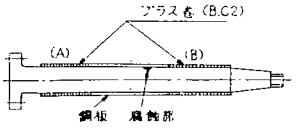
腐蝕発生の頻度（又は程度）	推定原因	今迄の防蝕措置と今後の対策等についての御意見等その他
新造1年目にてこの状態となる。	材質と考えられる。	
本船就航約1カ年にて保証ドックの際発見す。	材質不良	予備品と交換
使用後約 3～4 年	キャビテーション	エアー抜き対策施行
同上	同上	同上
建造後3年	材質不良及び海水中の気泡等も影響すると考えられる。	材質はアルミブロンズ等の採用が望ましいが鋳造が難しい。ボンブケーシングに防蝕亜鉛を取付けるのも一法である。海水中の気泡は Sea Chest で極力除去することが望ましい。
使用後 5～6 年	イオン化現象による腐蝕	保護亜鉛，保護被膜
2～3 年目毎に削正修理を要す。	電気腐蝕と間隙腐蝕	鋳鉄並鉄に真鍮製品又は銅製品を取付又は熔接すると鉄並鋳鉄は甚しく早期に腐蝕する。この場合亜鉛板など取付けても余り効果は無い。（但し海水が流通する場合） この現象は電気なるものか或は他の要素に依るものか究明してもらいたい。
本船就航後1年足らずにて発生す。	材質不良	予備品と交換
新替することにした。	材質不良ではないかと思われる。（他の FC 製のものは侵されていない）	防蝕処置は別にしていなかつた。 良質の FC を使用するか BC 製のものを使用するか方法はない。
約6カ月毎	材質及び回転数の関係	材質の検討を要す。又設計面より発電機の回転数が 600～900 R/M では往復動式は一考を要する様に思う。

	腐蝕発生部	材　質	接する環境	腐　蝕　の　状　況
ポンプ	雑用水ポンプ 吸吐出部巣 弁筐	鋳鉄	海水	弁座嵌入部の棚落ち及び筐底部の腐蝕による亀裂
	ビルジポンプ 弁筐		海水	腐蝕孔
	荷油ポンプ 弁筐		油（原油） 海水	孔食（深さ 10～18 mm）
	サンタリーポンプ ケーシング		海水	
	罐水循環水ポンプ付（セントル）吸吐出弁（JIS 基本弁） 弁及び弁座	砲金	高温高圧 清水	相当の流速の為か弁，弁座の角もとれ，当り面がサンドブラストをかけた様な状態を呈していた。
	罐水循環水ポンプ (5 HP モーター直結セントルポンプ) インペラー	BC	罐水	侵食
	罐用循環水ポンプ 3 M³×25 M ボールベアリング	炭素鋼	グリース	罐水の滞溜により，ボールベアリングの滑動面が摩耗し，各球は全面に亘りデバタ状になつている。
	給水ポンプ (多段タービンポンプ) ケーシング	SC	蒸溜水 117℃	ステージリング マウスリング　} 部腐蝕
	冷却水ポンプ (セントル)（軸流） 扇車ケーシング等		海水	ケーシング（固定翼） 翼全面に腐蝕発生翼端欠損
プロペラ軸	スリーブ (1)　200 ϕ×3500 l (2)　220 ϕ×3500 l (3)　306 ϕ×4000 l	BC	海水	 貝食が群生する
	船首側スリーブエンド (Diesel 2800 HP)	SF	海水	グルービングに因を発したクラック

腐蝕発生の頻度（又は程度）	推定原因	今迄の防蝕措置と今後の対策等についての御意見等その他
取替えを要する程度	寿命と考えられる。 又設計上シート嵌入部のブッシュが挿入されていない点の不備と考える。	使用用途により，やむを得ないものと考えられる。全面的に改造すれば（材質の変更）良いが，コストの点を考えれば一概にはいえない。
稍多し		
稍多し		
稍多し		
1年目	不明なるも使用弁種の選定の誤りと考えられる。	取替えの際工期的に間に合わぬ為同種の弁と取替えたが，材質の選定を検討せねばならぬ。
1年1回新替	電食	クロームメッキ施工
新造後1年	配管不良に伴いポンプとモーターの芯が狂い，これによりポンプグランド部よりドレン漏洩飛散し，これが軸を伝わりボールベアリング部に侵入，ここに滞溜発錆する。	本事故の根本対策はパイプの導設不良にあるため，工作基準を改訂し「パイプの導設完了後はカップリングボルトを取外し，芯の再チエックを行う」ようにした。
	Cavitation 浸食と思われるが，温度も 117℃ であるので，これも関係があるのではなかろうか。	毎回肉盛修理しているが，割合早く損傷（腐蝕が進行）する様である。 良好な対策は不明。
稍多し		
（1） 新造後1年で抜出しの際発見 （2） 同上 （3） 新造3年で抜出しの際発見	Cavitation erosion と推定される。 漁船に多く見られる。 伴流分布が不良で，プロペラ回転中の推力変動の値が大で周期が早い。	設計的に考えることは:— 1. 船尾部の構造を出来る丈け丈夫にすること。 2. プロペラ回りの諸寸法につき留意し，出来る丈け，伴流分布が悪くならない様に気をつけること。特にプロペラ上下部のすきまが少なすぎない様にすること。 取扱上気をつけることは:— 1. 軸管内の水の流れをよくする様に出来得れば，常時 Water Service を軸管内に通すこと。 然し以上の事は云うべくして実際的には困難な面が多いので，此の種の事例は現状ではなかなか解決が難しいと思う。
	推進器ボスの漏れ	推進軸及び水止パッキンを新替した。

	腐蝕発生部	材　質	接する環境	腐　蝕　の　状　況
プロペラ軸	船首側スリーブエント (Recipro. 1200 HP)	SF	海水	グルービング及びクラック
	スリーブ スリーブ外径 525 m/m 長さ 7300 m/m	黄銅	海水	スリーブ外周取付翼間上部分的点蝕
	推進軸被金	BC 3 Zn 2.11% S 10.12% Fe 0.10% Cu 87.67%	海水	キー溝付近に上下左右に激しい腐蝕発生 (深さ 4～4.5 m/m) (長さ 660 m/m 内に点在す)
	軸被金	Sn 青銅	海水	リグナムバイタとの接触面に腐蝕発生
	推進軸 スリーブ	ガンメタル	海水	支面材後端より 1150 mm の位置に円周方向に溝状腐蝕発生
	スリーブ スリーブ外径	青銅 (BC 3)	海水	船尾管軸受（リグナムバイタ）に当る部分の表面の溝状のエロージョンを生ず。
	推進軸	SF-45		軸が外板付整流板を貫通する附近を主としその他は不規則に点在する孔食 深さ最高 2.5 m/m
	推進軸	SF-42	海水	

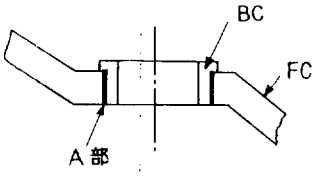
腐蝕発生の頻度（又は程度）	推定原因	今迄の防蝕措置と今後の対策等についての御意見等その他
	海水＋振りモーメント	漏水をとめた。防錆塗料を塗つた。 グルービングはクラックの端まで削り取り馬力制限を行つた。
就航後早いもので約1カ年後に発生	キャビテーション及び振動	材質の変更並に製作寸法の変更 最後部軸承の忠出
本軸は昭和28年竣工，29年多少腐蝕傾向発生，32年5月軸抜した結果は左記の通り	エロージョン	昭和33年8月新品と取替えた。 船尾管内部の強圧注水。リグナムバイターの溝改良，V型をU型にする。又間隙をあまり大きくしない。 船首グランドより運航中少量の海水を出す。
多し	海水流動，キャビテーション等	
就航6年目に検査		
他にも全く同様のエロージョンの発生した例が約10隻程ある。夫々7カ月～4年毎に発見されている	船尾管軸受隙間内における軸の強制横振動に起因するキャビテーション・エロージョン。	スリーブ表面切削又は新替，リグナムバイタV型溝を大としたり又はU型として冷却水の流通性改善を計る。 現在リグナムバイタ部を軸の撓み曲線に沿つてボーリングする方法，軸管に特別に配管して冷却水を多量に流入させる方法等を試みている。今後軸の剛性軸受配置 propeller aperture 等との関連を調査する予定。 耐食性大なる材質採用のための研究を要望する。
進水2カ月後の入渠時孔蝕を発見す。	プロペラ軸取付に際しての塗膜の損傷及び電気溶接機使用時の漏洩電流（迷走電流）（船体電位測定時メーターが相当変動した）	（1） 軸取付に際し塗膜を損傷しないよう特に注意 （2） 溶接機のアース特に注意 （3） 軸附近に亜鉛板を吊下げ防蝕電流を増強 （注） 其の後腐蝕の進行なし 新造時の防食方法:— 塗装 表面処理…軸を磨き炭酸ソーダにて洗滌，乾燥 第1下地…WP 1回 第2下地…鉛丹ジンクロメートプライマー2回 中　塗…塗具セメント1回 上　塗…船底塗料1号2回，2号2回 Zn　板 船尾プロペラ附近及び舵に高純度亜鉛板取付
軸新替	振動による疲労，破壊及び電蝕並びに応力腐蝕	良質防蝕亜鉛取付 スリープエンドの仕上げ注意（endは丸味をつける） Key Way 等の尺を出来るだけ大きくする。 ゴムパッキン押えをグランドとして海水の侵入を防ぐ。

	腐蝕発生部	材質	接する環境	腐蝕の状況
プロペラ軸	軸（二種）亜鋼板 径 160 m×長サ 2780 mm	SF-42	海水	
	推進軸	鍛鋼	海水	プロペラ嵌合部の前部スリーブとの境の位置に約1/3 周の間溝状に腐蝕をみる。
	軸身（露出部）	鍛鉄	海水	露出部は全面的に大きなグローブを生じ規程径も浸されていた。
	プラス巻付根及びキー溝端部	鍛鋼	海水	プラス巻付根に海水がかかり腐蝕は進行し，深く浸潤し，遂に軸最小径以上になり取替る場合有り。 一部振り振動の影響と併せて腐蝕するような場合もある様である。
	Screw Shaft Cone 部	鍛鋼	海水の浸透することがある。	プロペラボスの船首部より若干内側の Shaft Cone 部に円周方向に Cross Mark となつて腐食が発生，特に海水の入つた場合には更にクラック迄進行していることがある。
プロペラ	5翼一体型 直径 7100 mm 翼	Mn 青銅	海水	7～9 R 部前進面深さ 1～2 mm 位
	5翼一体型 直径 6800 mm SHP 17500 RPM 105 翼	Mn 青銅	海水	後進面翼端部にエロージョンと思われる腐蝕が出た。
	4翼組立式 直径 6 M 8000 SHP×105 RPM S-28 年建造。翼	Mn 青銅	海水	後進面にキャビテーション・エロージョン発生
	4翼組立式 5300 m/m 直径 3600 m/m ピッチ	Mn 青銅	海水	翼全体に亘つて脱亜鉛の為変色
	翼	Mn 青銅	海水	後進面先端部附近にエロージョン

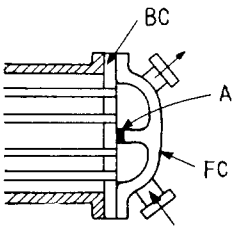
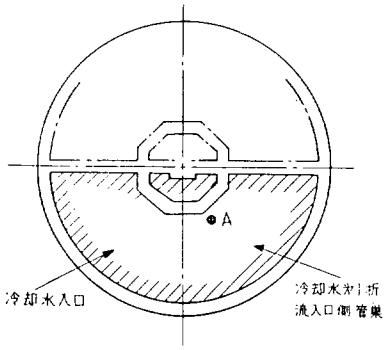
腐蝕発生の頻度（又は程度）	推定原因	今迄の防蝕措置と今後の対策等についての御意見等その他
推進軸を新替後6カ月目に抜出した処深さ 5mm 程度腐蝕していた。	電気腐蝕と思われる。	推進軸のブラス巻（A）と（B）との間に，あらかじめ腐蝕しないように先ず錆止ペイントを2回程度塗装後ゴムテープを2回捲き付け其の上に綿テープを2回捲き尚其の上に 0.4 mm の銅板を捲き付け合わせ目を半田にて密着させて海水と軸とが接触しないように加工したが，銅板がブリキの様に腐蝕，然もテープの漏洩個所より海水が流入したとたろが腐蝕したのである。措置として銅板のかわりに鉛板を付けたところこの問題は解決した。 この様に銅板が腐蝕した例が 2,3 あるが原因不明である。尚半田付した個所のみは骨の様に腐蝕をまぬがれていた。
新造後2カ年	材質の偏析及び工作の不備による海水の侵入	締付の不完全に依り時に軸を腐蝕さす事がある。今後は締付後圧縮空気によりパッキン部が完全締付けられているかどうかを検査するようにしたいと考えている。
非常に甚しい	材料の疲労及び防食の措置の不完全	二種軸の場合の防食措置を再検討しなければならぬ。
早いもので 3～5 年位から10年程度，年令に応じて多い様である。	海水及び振り振動の原因と推定される。	腐蝕部の軽微の場合はよく掃除し防蝕塗料を塗布する。 防食程度により表面削正し，カラーチック及びマグナテスト等の検査により使用可能なるや否や調査し措置する。多くの場合取替になる場合が屢々ある。
新造数年後	プロペラボス締付圧力，Shaft にかかる曲げ及び捩りモーメントによる疲労と更に海水による Corrosion とが考えられるが判然としない。	船級協会により意見が異るので措置も様々である。 LR によれば廃却 (Mechanical として) AB によれば削り去ればよい (Chemical として) NK によれば (Corrosion の後 Notch Effect と考えて) 削ればよい。
1年毎に修理を要する。	設計不良	フエース：キャビテイション防止のため設計変更を要す。
新造後2年目に発見された。	キャビテーションと思われる。	同種腐蝕は貨物船 4 翼組立式 5200 mm 等にも発生して居り（一年後）程度の差はあるが多発している。但し進行はある程度以上は進行せず，現在問題となつているものはない。
新造後3年で換装	設計翼型の不適，材質の不良による	換装後問題はない。 換装時翼型を変え翼面積を増した。
新造後1年	船体尾部の保護亜鉛消失に依る。	保護亜鉛が完全に消失していた為プロペラの亜鉛が減少したもので保護亜鉛の面積を増した。
多し	海水流動，キャビテーション等	翼型の研究及び流動防蝕研究中

	腐蝕発生部	材質	接する環境	腐蝕の状況
プロペラ	4翼式 直径 6200 mm 馬力 8500 HP 回転 106 RPM	Mn 青銅	海水	前後進面共全面にわたりザラザラの粗面となり腐蝕した。
	4翼式 直径 6600 mm 馬力 1500 HP 回転 108 RPM	Mn 青銅	海水	前進面 0.6～0.7 R 附近前縁にエロージョン発生
	4翼組立 直径 5700 馬力 8500 回転 112 翼型: エロフオイル	Mn 青銅	海水	後進面翼端部 Trailing Edge にエロージョンを生ず。
	翼（4枚共）	Mn 青銅	海水	全面的に相当点蝕が発生している。
	翼	Mn 青銅	海水	Blade の Following Edge より若干内側の Following Surface 上に点蝕が起り更に Hair Crack に迄進行
	プロペラ 直径 1450 3翼式 馬力 200 回転数 285	Mn 青銅	海水	翼面全体
	4翼式 直径 2710 ピッチ 1600 馬力 1800 回転 250	Mn 青銅	海水	前進面翼端部にエロージョンと思われる腐蝕が発生した。
	翼 直径 5700 馬力 9100 回転 119	Mn 青銅	海水	(1) 後進面翼端部にエロージョンと思われる腐蝕が発生し，内部の鋳巣が表面に現われた。 (2) 前進面後進面共に全面に脱亜鉛現象の為点蝕を生じ銅色を呈した。又翼縁が極度に薄くなり部分的に曲りを生じた。
	4翼組立式 直径 5800 m/m ピッチ 4670 m/m 翼	マンガン黄銅	海水	翼後進面縁端部分的点蝕
管及び弁	Sanitary 及び Cooling 用の海水管装置（銅管） 海水管用銅管	脱酸銅管 ($DCuT_2$) Sanitary 用は裸，Cooling 用は錫メッキ	接続管は真鍮蠟付	接合部附根又は直管部の一部に穴があき漏水

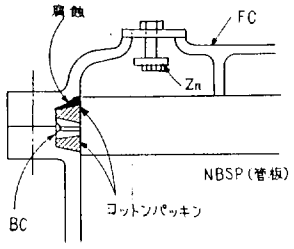
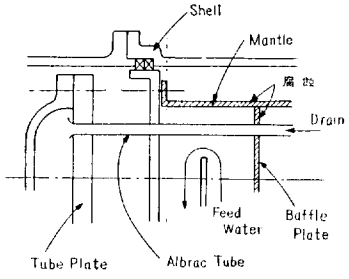
腐蝕発生の頻度（又は程度）	推定原因	今迄の防蝕措置と今後の対策等についての御意見等その他
特にひどいことはない。	原因は不明確	表面手入れをして使用
かなりひどい	船尾後流の不均一流れ及び翼断面形状の不適が原因と思われる。	断面形状の修正改善，船尾後流の不均一流れ内におけるキャビテーション試験を行うように設備改善を近く実施する。
ほぼ同型の他の船にも全く同様の侵蝕が起きている。(約10隻程) 夫々1年～4年毎に発見されている。	翼型不適のためのキャビテーションの発生による。	肉盛り溶接及び翼端一部切削による翼型改良補修を行う。 その後の状況不明。 今後よく使用されている翼型についてのキャビテーション発生を，設計段階で判別し得る様な研究を要望する。 (現在用いられる判定方法ではあまり信頼性がない)
新造1年目にてこの状態となる	キャビテーション及び材質の両方と思われる。	一応キャビテイション防止の為翼端の削正を行つて状態を調べる事とした。その結果は未だ不明である。
新造1年後	Cavitation による Erosion	Cold Plastic Metal (Log Metal) を塗り込み，又は 46 Brass 溶接棒で溶接後 Anneal する。
新品取替後半年で前後進全面にコロージョン様腐蝕が出，1年後には激しく表われたので換装した。	翼形の不適合なのが最大原因と思われる。	翼形を根本的に変更し現在試験使用中である。
プロペラー新替後2月にして発生している。	エロージョンと推定	キャビテイションに依るエロージョンか，材料か今のところ不明であり対策を考慮中である。尚この様な現象は相当多くの船で発見され，スピードアップに依るダイヤ，ピッチ等多少無理なく過流現象範囲すれすれに決定するから自然に発生率が多くなると思われる。
(1) 新造後1年で1枚取替 (2) 新造後2年位で2～3mm程度薄くなつた。	(1) 材質不良による。 翼形の不良も考えられる。 (2) 材質の不良	(1) 材質的に充分検討する。 防蝕塗料を塗る。(スリーロイ) (2) 亜鉛板の増設，塗料による防蝕等行つたが，その原因対策の決定的なものが握め得ない。
就航後早いもので約1年後に発生	キャビテーション及び振動	材質の変更
約3月で管厚 2mm のものが穴あく。	真鍮蠟の脱亜鉛腐蝕と接合部附近に発生せるエロージョンと思われる。	管壁に局部的渦流を生じない様にし，脱亜鉛腐蝕を起さない真鍮蠟を使用。接合部を精密機械仕上とし出来るだけ流線形とする。銅管の枝管をやめ Bronge 製 Piece を使用。

	腐蝕発生部	材質	接する環境	腐蝕の状況
管及び弁	海水管系 メッキパイプ	SGP	海水	電蝕又はエロージョンをおこしている。
	サンタリイパイプ 其の他の海水サービスライン パイプ	CuP	海水	パイプ内面に点蝕及び孔蝕を発生する。
	海水管 冷却管	銅	海水	彎曲部附近より発生逐次広範囲に進行，針棒程度の孔蝕
	冷却海水装置 海水管内面及びエキスパンジョイント	銅又は半田鍍金銅管	海水	銅管の場合は管内の流れの乱れる個所にエロージョン発生。半田鍍金の場合は電蝕によるピッチング
	鋳鉄弁 弁座取付部	FC	海水	弁座取付部が腐蝕のためガタガタになる。 
	海水管装置 600φ 海水吸入弁	Body Cover Cast Steel Mounting Bronze	管（脱酸銅板製管）内面アペキシア3号塗装	1年目の中検にて腐蝕甚だし。
	海水管装置 700φ 海水吸入弁	同上	管（脱酸銅板製管）内面は錫メッキ	1年目の中検にて低部海水吸入弁の腐蝕発生
	船底弁	SC	海水	弁内面フランヂ及びシート附近
	海水諸弁	鋳鉄	海水	弁座嵌入部附近
	船底弁 弁筐		海水	腐蝕深さ 5～10 mm
	潤滑油ドレンタンク タービンギヤケース (ディーゼル船，タービン船共) 空気抜管	SGP	50℃多湿のVapor	内面著しく発錆
コンデサ	復水器 冷却水室カバー	鋳鉄	海水	全面腐蝕

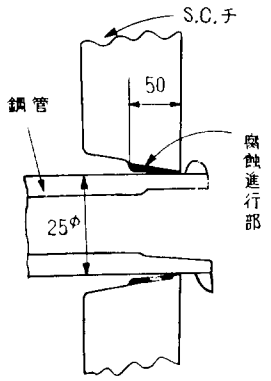
腐蝕発生の頻度（又は程度）	推定原因	今迄の防蝕措置と今後の対策等についての御意見等その他
使用約2年後にて取換えた。	電蝕及び空洞現象による。	附近に BC 製ポンプ及びバルブがある。保護亜鉛の必要性検討，メッキ完全施行に留意する。
1年毎に修理を要する。	不明	設計的に流速の限界に就いて検討の余地あり。
使用後約 1～1.5 年後発生	イオン化現象による腐蝕	材質の吟味，配管型状の変更
建造後約6月 (半田鍍金の場合) 建造後約1年 (銅管の場合)	銅管の場合は硬度が低いためと海水中の気泡の影響によるエロージョンと推定される。半田鍍金の場合は Cu-Sn 合金と銅の間の電蝕である。	純度の高い電気銅で作つた銅管は海水管として不適当と考えられる。 海水中の気泡は Sea Chest で除去するのが望ましい。海水管として銅に半田鍍金するのも不適当である。 其後海水管としては厚肉の亜鉛鍍金鋼管又はネオプレンライニングを行つた鋼管使用中。
修理船入渠の際しばしば発見する。	BC 材と FC 材の異種金属による電蝕作用の結果と考える。	弁本体のシート部分をボーリングし，孔に合せて弁座を新に作製する。
弁箱 13～10 mm 侵蝕 蓋 5～3 mm 侵蝕	鋳鋼と銅管及び Brass 間の Galvanic Action によるものと思われる。	1. 保護亜鉛取付方法を変更，且つ保護亜鉛を追加し弁座ヨークに取付ける。 2. 全面に防錆塗料を入念に塗装す (Cast Steel Part)
弁箱両側約 6 mm 下部 4～3 mm 蓋 1～1.5 mm	同上	防錆塗料を入念に塗装す (Cast Steel Part) プライマリー2回塗，ネオプレーン 1～2 mm 塗
1年毎に修理を要す。	不明	弁内面のエヤーを充分に除く対策及び電蝕に就いて検討を要する。
3～4年間の使用により発生	エアーの含有	材質の吟味
新造後約半年	主機の発停毎に起る Vapor の Condense によるものと思う。	内面亜鉛メッキする。
新造後4年	銅合金製管板とカバー間の電蝕	防蝕亜鉛を水室内に取付け管理を充分にする

	腐蝕発生部	材質	接する環境	腐蝕の状況
コンデンサ	補助復水器 通水室カバー	鋳鉄	海水	通水室上下仕切壁及びフランジ部が材質変化しボロボロとなつて当り面がなくなつている。
	補助復水器 海水側仕切板及びカバー	FC 又は軟鋼板	海水	仕切板断面 /// は腐蝕部
	補助復水器	FC	海水	仕切板
	補助復水器 水返し側 カバー	FC	海水	 就航後8年にて水返しカバーA部全長に亘り約 5 m/m 程度の腐蝕が生じた。
	清水冷却器及び補助復水器 保護亜鉛板	ZnP	海水	腐蝕甚しい
	主復水器 冷却管	アルミブラス	海水	海水入口約 20 m/m の所が腐蝕す。 フェルールは大したことが無い。
	主復水器 冷却水管	アルブラック 19φ×1.2 t	海水	冷却水第1折流の水入口側冷却管端部約 100 mm の範囲で管内表面の保護膜が除去され Bare Metal が露出し“Etching”状を呈す。腐蝕管の分布は下記略図参照。  腐蝕の程度はA点附近が大で外周に近ずく冷却管程その程度は少，腐蝕肉厚減 0.4～0.1 mm 程度
オイル・クーラ	主機ノズルクーリングオイルクーラー (3 m³) 海水側カバー	FC	海水	侵蝕

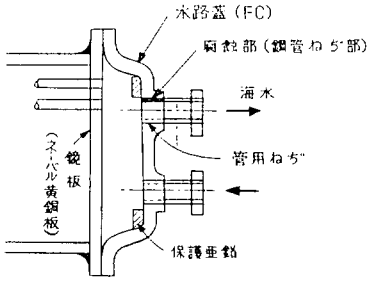
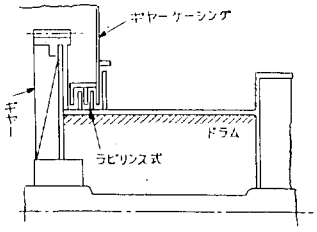
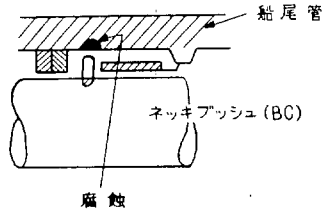
腐蝕発生の頻度（又は程度）	推定原因	今迄の防蝕措置と今後の対策等についての御意見等その他
中程度のひどさ	寿命及び解放取付の際の不完全	
3, 4年以前の船にしばしば発見す。	異種金属間の Galvanic Action（管板—黄銅板）（仕切板—鋳鉄又は軟鋼）濃淡電池による Galvanic Action（海水中の空気泡）	1. 防蝕塗装（ネオプレーン，コーチング又はアペキシア）をカバー内面に塗る。 2. 良質の亜鉛板取付 3. 仕切板上部に空気抜孔を穿孔する。
新造後 10 年	不明	保護亜鉛装備位置及び箇数の再検討
3～4年を経過したものは殆ど数粍程度の腐蝕を来している。	水返し側カバーには防蝕片を装備しているが効力少なく，BC 材と FC 材の異種金属による電蝕作用の結果と考える。	応急対策として現在まで次の様な対策を施してきた。A部を更に 20 m/m 程度削り取り鋼板をビス止め施行した。
就航後1年	Zn 含有量の 98.75% の為	Zn 含有量 99.995% が必要であり，現在は 99.995% のものを装備している。
就航後約1年	海水のキャビテーションによる。	海水入口にフェルールをつけてある為キャビテーションを生じ，腐蝕を起したものでフェルールにRを附け改造す。現在は入口拡管，ベルマウス形状としている。
本船就航後約6カ月後にその徴候を発見した。 その腐蝕進渉度に対しは相当期間監視が必要なるにつき，現在一応の対策を施行の上その推移を尚監視中である。 尚現在迄多数の復水器を製作せるもかかる問題ははじめてである。	最も普通に考えられる材質，冷却水質，冷却水速，水室の形状等について精査せるも原因と推定される事項なく現在では，冷却水中に或る期間中多量に Air が混入したのではないかと推定している。	比較的腐蝕程度の大なりと考えられる略図A点附近の冷却管を新管と換装し，該当水室内の保護亜鉛板を増設，尚被腐蝕管の該部内表面に Zinc Rich Paint を水の渦流等を起さぬ様細心の注意を以て平滑に塗布する。 以上の対策を一応施行せるも現在その原因が断定出来る段階ではないので今後の推移如何によつては，尚調査の上再対策の要ありと考えて居る。
4～5年に1回新替	電蝕	保護亜鉛板新替

	腐蝕発生部	材質	接する環境	腐蝕の状況
オイル・クーラ	LO クーラー Cover	FC	海水	Cover の Spigot 部に Corrosion 発生
	主油冷却器 水返側蓋	鋳鉄	海水約 20～30℃	遊動側管枝のグランドパッキン抑え部に殆んど全周に亘り激しい腐蝕 
	燃料弁冷却用 燃料油冷却器 カバー	FC	海水	電蝕にてパッキン抑え部分がえぐられパッキンの効きを悪くする。
	主油冷却器 (コンデンサー含む) 冷却器カバー	FC	海水	カバーの底部内面腐蝕破孔する場合多し。カバー内部の Devision Plate 腐蝕により，その役目減少若しくは直通の場合もあり。
	潤滑油冷却器 冷却管	黄銅管	海水	油中に海水が混入する。若干の管に小孔が生じた。
	潤滑油冷却器 冷却水室カバー	鋳鉄	海水	全面腐蝕
	潤滑油冷却器 カバー	FC	海水	仕切板
ドレン・クーラ	L. P. Steam Generator 用 Drain Cooler Mantle 及び Baffle Plate	Steel Plate	Fresh water 80～100℃	
清水クーラ	清水クーラ (200 m²) セパレート プレート	FC	海水	侵蝕

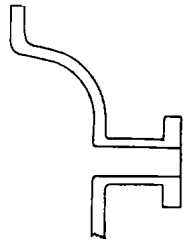
腐蝕発生の頻度（又は程度）	推定原因	今迄の防蝕措置と今後の対策等についての御意見等その他
新造後 2～3 年 Cooling Area の小さいクーラにこの種の Corrosion が多い。	海水を媒体とする電蝕と考えられる。	既に腐蝕の進行したものについては，構造により異るが Spigot 部を削り取り新たにその部分丈鋼板にするか或いは Cover を新品と交換する。 しかし純度の高い (99.99%) 保護亜鉛のある間は殆んど腐蝕は進まない。その為早目に保護亜鉛を取替えることが必要である。 Sea Water Cooling を Fresh Water Cooling としても，矢張り腐蝕が起る様であり，Fresh Water Cooling とするのがこの解決策とも云えない様である。
新造 2 年後に発見した。	保護亜鉛板の不良と思われるが原因不明，発見当時において，殆んど Zn の消耗が認められなかつた。	保護亜鉛の換装施工
使用約 1 年後にて使用不能	電蝕と思われる。	保護亜鉛を取付ける様改造した。
使用久しいもの程多い。	海水及び沈澱物によるものと思われる。	保護亜鉛板取替使用する。 支切板切り替え又はパチ当修理する。 甚しいものは取替えている。
使用約 1 年後若干の管取換	電蝕と思われる。	アルブラック・チューブを使用した。
新造後 4 年	銅合金製管板とカバーの間の電蝕	防蝕亜鉛を水室内に取付け管理を充分にする。
新造後10年	不明	保護亜鉛装備位置及び箇数の再検討
就航後 2 年 6 カ月で Mantle を改造の上新替した。	材質不良及び Air による腐蝕と考えられる。	昭和 32 年 1 月 25 日下記改造後は何等支障なきものと思われる。(昭和 34 年 6 月 8 日現在) (1) Baffle Plate の材質を Brass Plate に変更。 (2) Mantle の材質は Steel Plate のままとし，上部に数個の Air 抜用の孔を設けた。
5～6年 1 回新替	電蝕	保護亜鉛板新替

	腐蝕発生部	材質	接する環境	腐蝕の状況
給水ヒータ	チュブプレート	SC	片側約120°Cの蒸留水，片側蒸気	
ターボ・チャージャー	ケーシング	鋳鋼	Cooling Fresh Water	Exhaust Gas Inlet に最も近い Cooling Water Side に Crack
	ケーシング	鋳鋼	Exhaust Gas	Exhaust Gas Side 底部に点食
	ディーゼル機関用排気タービン過給機 タービン車室	FC 及びミーハナイト鋳物	燃焼ガス 海水	ガス側より腐蝕穿孔，海水侵入 冷却水入口直上部穿孔
ギア	タービン・減速ギア			ピッチング
	6000 SHP 衝動タービン・減速ギア	鋳鋼	潤滑油	ピッチングコロージョン
	MAN G 6 Z 2600 BHP ディーゼル主機械 LO ポンプ 駆動ギヤー	鍛鋼	潤滑油	歯の当り面全面に点蝕発生
タンク	L.O. Sump. Tank 15 m³ タンク頂部油面以上の部分	鋼板	L.O. ガス及び空気	タンク頂部油面以上が全面的に発錆する。
その他	第二段ピニオン中空軸内に装備されたフレキシブルシヤフト	SNC 1	BC のブッシュと潤滑油	フルキシブルシヤフトに点蝕が発生した。
	Main Air Reservoir Shell Plate	罐用鋼板	圧縮空気	Shell Plate 内面で Compressor からの Charging Air Inlet の正面付近に点蝕

腐蝕発生の頻度（又は程度）	推定原因	今迄の防蝕措置と今後の対策等についての御意見等その他
	材質の不良によるものかどうか不明である。	SB（ボイラ用鋼板）に取替えて修理した。 当所としては，確実な原因不明，従つて対策もはつきりたてられなかつた。
新造後約2年数件あり	Cooling Water の停滞及び集中熱応力，Exhaust Gas 中の V_2O_5, H_2SO_4 が冷態時におかすものと思われる。	廃却
同上	同上	肉盛したが非常に処置の難しい所で完全に施工できず廃却した。
就航後1～2年 就航後1～3年	燃料中のSにより生成された硫酸により腐蝕される。 エロージョン	タービン車室内壁面に防蝕処置を実施した。 冷却水入口に金物を設け冷却水が直接壁面に当らぬ様にする。
大した事はない。	材材の疲労	材料の検討及び強度の面の調査必要
1年目位で発生している。	捩れ振動による材料の疲労と思われる。	この型式の主機械の捩れ振動を充分検討すべきである。
すべての船	油中の水分	信頼出来得る耐油塗料を塗るか又は常時抽気する構造，装置を設ける。 (注) L.O. 重力タンク等も同様
就航後約4年	材質関係による電蝕と思われる。	処置は塗料塗布及び潤滑油の流れを良くした。
新造後4年位，極めて多い。	Compressed Air 中に含まれた水分，特に航海中の塩分による Corrosion	Brushing の後 Apexia をすり込み乾燥させている。

	腐蝕発生部	材質	接する環境	腐蝕の状況
そ	冷凍機用凝縮器 (シエルエンドチューブ型) 水路蓋付 冷却水管	水路蓋 FC, 接続管鋼管, 冷却管アルブラック又は銅管	海水	水路蓋にねじ込みの鋼管のねじ切り部が腐蝕し海水が漏洩する。 
	主機用予備品 予備歯車類	SF		手洗水が主機用予備歯車類にかかり発錆させる。
の	ウインチ 5/3 t×30/50 M/MIN. ギアー	SF	L. O.	 荒天時，波浪がデッキを洗うとき，同デッキのウインチ，ギアーケース部より海水が浸入し，同ケース内の L. O. と混ざり，ギアー等はこのため発錆する。
	船尾管本体	鋳鉄	海水	
他	空気圧縮機 空気冷却器	鋼管	海水	管が非常に衰弱して破孔部もあつた。
	ターボ発電機 625 KVA タービン回転翼	12% CrMo 鋼	蒸気	三菱ウエスティングハウス・ターボ発電機を2台装備し常備は1台で両者を交互に使用していた。 就航後約12カ月程経過した頃左舷機の振動が急に増大して安全な運転が不可能と判断された。 早速停止開放の結果6段落の中排気側3段落の下半部が程度の差はあるが相当な腐蝕を受けていた。 動翼各一枚に就いてみるに蒸気に接触する部分は一様に腐蝕を受けて居りローターに植込まれた部分は腐蝕を受けていなかつた。 三段落とも腐蝕を受けた位相は全く同一であつた。

本調査のフォームは当協会研究部会の中から下記委員の方々に御協力をお願いして作製致しました。ここに，これら花田政明，賀田秀夫，重野隼太，瀬尾正雄，船尾洋二，大島正直，多田義典，水上知夫各氏

腐蝕発生の頻度（又は程度）	推定原因	今迄の防蝕措置と今後の対策等についての御意見等その他
新造後1年にて発生す	ねじ切り部の亜鉛メッキがなく電蝕による。	冷却水接続管を水路蓋と体の鋳物にて形成する。 
新造後6カ月	1. 手洗鉢の傍に主機用予備歯車類を装備したため。 2. 保護用カバーなきため。	装備位置の変更
新造後1年3カ月	L.O. 中に海水混入により発錆する。	ドラムとギャーケーシングの水防をグランド方式とする。
時々見うける。	電蝕	防蝕亜鉛取付
非常に甚しい。	防蝕措置の不完全及び材質の選定誤り。	普通銅管にて製作するものであるが，此の場合鋼管も使用していた。鋼管使用の場合は亜鉛鍍金を施してあればよいが之も行われていなかつた。
三菱ウエティングハウス・ターボ発電機は既に140台製作しているがこの様なトラブルは初めてである。	タービン休止中何らかの原因により Drain をケーシング底部に貯めた為腐蝕を受けたものと思われる。 全く同一の条件で使用していたにもかかわらず何ら右舷機はトラブルなく順調に稼動しているので，乗組員の不注意による事故と考える。	タービン休止中ドレンを充分抜かなければならないことは取扱説明書中に於ても述べているが今後は特にタービン・ローターやブレードの腐蝕はタービン運転中よりも休止中の方がより多く注意を払う必要のあることを使用者に強調したい。 猶本トラブルは腐蝕ブレードを新しいものと交換して解決した。

委員各位に対し深く謝意を表する次第です。

研 究 部 会

第 37 研究部会「超大型船の建造に際しての厚板の切欠脆性に関する研究」

（中間報告）

本研究は昭和 32 年度, 33年度の 2 年度に亘る継続研究で，現在なお実験並びに解析が行われているが，ここに現在までに得られた成果の概要を述べる。本研究部会は次の 2 項目について研究を行つている。

（1） 厚板の切欠脆性に対する工業的判定基準の研究

（2） 破壊の伝播におよぼす板厚の影響

1. 厚板の切欠脆性に対する工業的判定基準の研究

造船用鋼材の切欠靱性を判定するために，小型試験片を用いる多くの試験法があるが，きわめて厚い鋼材にたいしては現在の判定基準値をそのまま適用しうるか否かが非常に疑わしい。これは板厚の増加により，材質的にも応力論的にも，鋼材の脆化が促進される懸念があるからである。

本研究項目ではもつとも代表的な小型試験であるVシャルピ試験，切欠引張試験（テイッパ試験）およびファンデアビーン試験によつて，板厚を変化させた鋼板の遷移現象を検討して板厚効果をあきらかにし，厚板の切欠脆性にたいする工業的判定基準をもとめようとするものである。

1.1 標準 V シャルピー試験

板厚 15～50 mm の供試鋼材 (A, B, C, D, X, Y の 6 種) について，試験片採取方向（圧延方向かこれに直角か）および採取位置 (Core か Rim か) の変化を組合せた合計 50 系列に対し，標準Vシャルピ試験を実施した。

第 1.1.1 図は 0℃ における吸収エネルギ (E_0) と板厚の関係を鋼材ごとに示す。

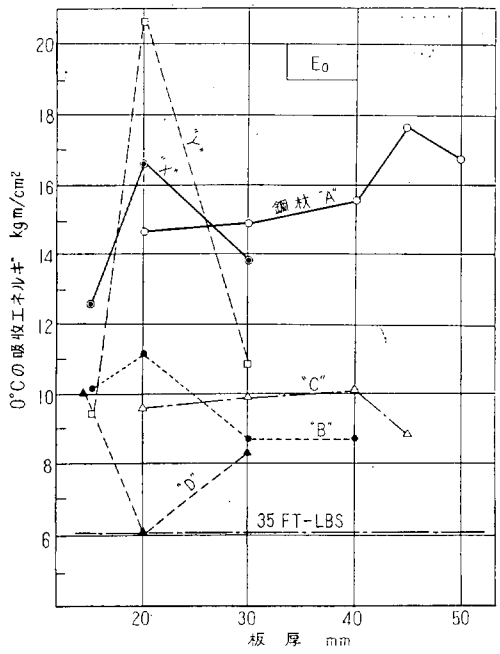
第 1.1.2 図は同じく 50% 剪断破面率遷移温度 (T_{rs}) をあらわすものである。

第 1.1.3 図は 0℃ での脆性破面率と E_0 の値を示すものである。

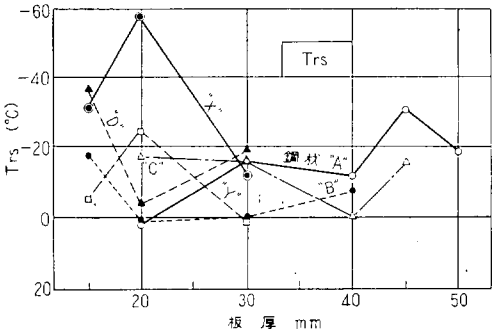
試験の結果判明した事項は次の通りである。

(1) 実験を行つた範囲では，圧延板厚の増加に伴う切欠靱性低下の傾向は，ほとんど認められなかつた。

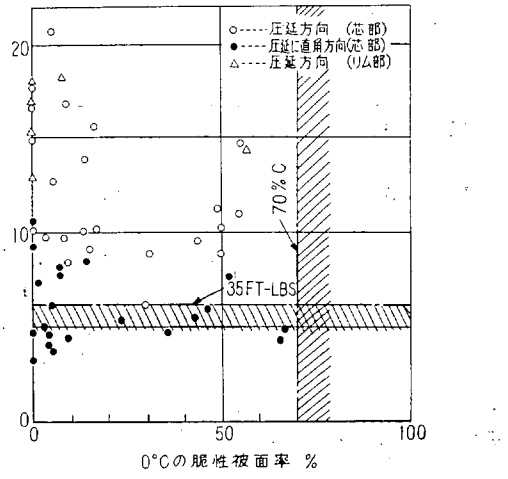
また供試鋼材の切欠靱性は一般に良好で，圧延方向に試験片を採取した場合，全ての鋼材は Lloyd 船級協会規格 ($E_0 \geqq 35$ Ft-Lbs: Crystallinity $\leqq 70\%$) に合格する。



第 1.1.1 図　0℃ の吸収エネルギ (E_0) と板厚の関係



第 1.1.2 図　破面遷移温度 (T_{rs}) と板厚の関係



第 1.1.3 図　E_0 と脆性破面率 (0℃)

圧延板厚が増加しても悪影響があらわれなかつたのは，板厚の増加に応じて最終圧延温度が低目になるように，作業 control をしたためであろう。

(2) Normalize すればキルド軟鋼の切欠靱性は向上し，しかも良質な鋼ほど好影響の著るしいことが確認された。

(3) Mn-Si 系高張力鋼を焼入れ，焼戻しした 2H 鋼(記号 X) は優れた切欠靱性を示し，特に破面遷移温度 (T_{rs}) が低い。

(4) 圧延方向に採取した試験片は，直角方向から採取した試験片より勝れた切欠靱性を示し，また Rim 部は Core 部より若干勝ることが確認された。その程度は従来の諸報告と大体同様で，異常は認められない。

(5) Fracture 遷移温度と Ductility 遷移温度の高低の順位は，同種鋼材間ではほぼ一致するが，異種鋼材間では必ずしも一致しないようである。

1.2 テイッパー試験

本試験の結果得られた 50% 破面遷移温度を一括して 1.2.1 表に示す。板厚の欄において M 記号を付した場合は A 材においては 50 mm，X 材においては 30 mm の鋼板より機械加工により厚さを切削した場合である。

試験片巾は厚さ 20 mm 以下の場合は 1.25 吋，30 および 40 mm の場合は厚さの 1.5 倍，45 および 50 mm の場合は使用した試験機の能力により厚さ +6.4 mm を標準として切削した。

なお，A および X 材厚さ 30 mm については，巾を 30, 45, 60, 90 mm と変化させその影響を求めた。

50% 破面遷移温度は取り出したときの槽温度および熱電対をとりつけて測定した破断時の温度を基準として求めており，最後の欄にはこの両者によつた場合の温度差を示している。

この表の結果をわかりやすくするため，第 1.2.1 図に圧延板厚と遷移温度の関係を，第 1.2.2 図に切削により板厚を縮少した場合の結果を，第 1.2.3 図においては試験片巾の影響を，第 1.2.4 図においては V シャルピー試験の 50% 破面遷移温度とテイッパー試験の破面遷移温度の関係を図示した。これらにより大体下記の如き結果が得られる。

(1) 本試験における供試鋼については，鋼板圧延板厚の増加による遷移温度の上昇は比較的少なく，鋼板製造上の諸因子がより大きな効果を持つようである。

(2) 同一チャージ鋼板の圧延のまま鋼材と焼準材を比較した場合，逆に焼準材が悪い場合も見られており，焼準の効果はかなり不安定と思われる。

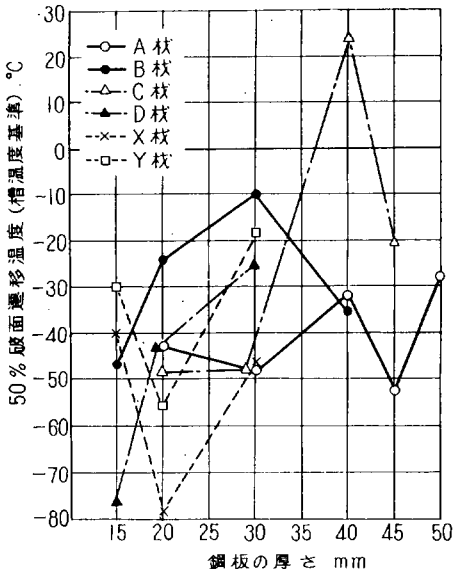
(3) 焼入焼戻鋼はある場合 (板厚20 mm) には極めて優れた結果を示めした反面また軟鋼と同程度の結果も得られており，この操作も安定に欠けるうらみがある。

第1.2.1表 テイッパー試験結果の総括

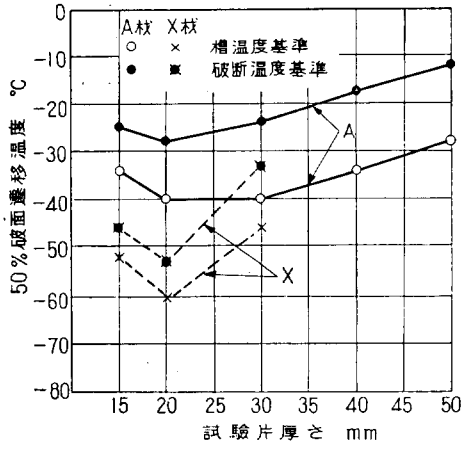
材料	板厚	試験片巾	50% 破面遷移温度 ℃		
			冷却槽温度	破断時温度	温度差
A	50	56.4 mm	−28	−12	16
	40M	46.4 〃	−34	−17	17
	30M	36.4 〃	−40	−24	16
	20M	26.4 〃	−40	−28	12
	15M	21.4 〃	−34	−25	9
	45	51.4 〃	−53	−36	17
	30	30 〃	−53	−38	15
	30	45 〃	−48	−33	15
	30	60 〃	−70	−50	20
	30	90 〃	−64	−37	27
	40	60 〃	−32	−16	16
	20	1.25吋	−43	−27	16
B	40	60 mm	−35	−23	12
	30	45 〃	−10	+ 2	12
	20	1.25吋	−24	−10	14
	15	1.25吋	−47	−35	12
C	45	51.4 mm	−21	−10	11
	40	60 〃	+24	+38	14
	30	45 〃	−48	−42	6
	20	1.25吋	−48	−35	13
D	30	45 mm	−25	−18	7
	20	1.25吋	−43	−33	10
	15	1.25吋	−76	−67	9
X	30	30 mm	−42	−27	15
	30	45 〃	−46	−33	13
	30	60 〃	−42	−30	12
	30	90 〃	−35	−20	15
	20M	26.4 〃	−60	−52	8
	15M	21.4 〃	−51	−46	5
	20	1.25吋	−78	−68	10
	15	1.25吋	−40	−28	12
Y	30	45 mm	−18	− 2	16
	20	1.25吋	−56	−38	18
	15	1.25吋	−30	−20	10

(4) C材板厚 40 mm は飛び抜けて高い遷移温度を示しており，この鋼板を実際に使用した場合には脆性破壊事故の危険は充分考えられる。

(5) 機械切削により鋼板の厚さを減少させる事の効果はもとの厚さ 50mm より 20mm まで切削して 12℃ (取り出し槽温度を基準とした場合) 程度のものであつた。20 mm よりさらに切削した場合は逆に遷移温度は上昇する傾向が見られている。



第 1.2.1 図　鋼板の厚さと破面遷移温度の比較



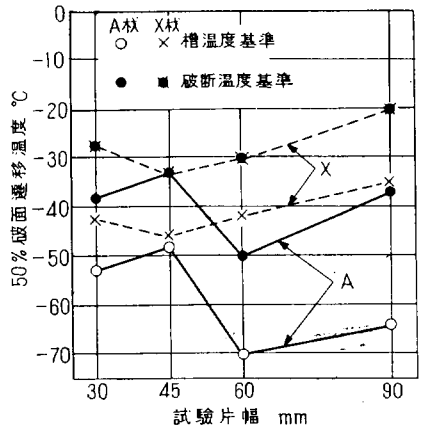
第 1.2.2 図　機械切削減厚による試験片厚さと破面遷移温度の比較
(A材 50mm 及びX材 30mm 厚さより切削)

(6) 厚さ 30mm の鋼板で試験片巾を変化させた結果は巾 45mm の場合が最も低い遷移温度を示し，試験片を小さくした場合 (30mm) を大きくした場合 (60, 90mm) よりも高い遷移温度が得られた。巾をさらに大きくした場合遷移温度はさらに上昇するものと思われる。

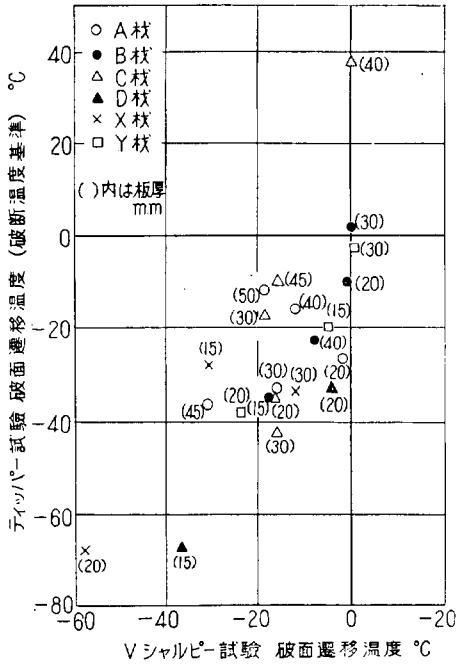
なお，参考のために先に大阪大学および川崎重工において行われたVシャルピー試験との関係を第1.2.4図に求めてみた。これによれば両試験結果の間ではかなりの差が見られている。

1.3 ファン・デア・ビーン試験

超大型船用厚板鋼板の切欠脆性試験のうち，ファンデアビーン試験において第2年度に



第 1.2.3 図　試験片巾と破面遷移温度の比較
(A及びX材厚さ 30mm による)

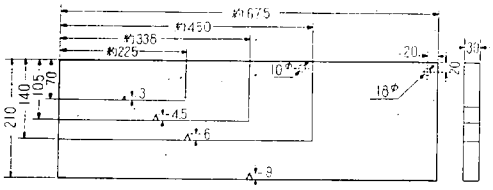


第 1.2.4 図　Vシャルピー試験 50% 破面遷移温度とテイッパー試験破面遷移温度の比較

(a) 平面的寸法効果を求める試験
(b) 切削による板厚減少効果を求める試験
(c) 圧延による板厚減少効果を求める試験
(d) 熱処理の影響を求める試験

について実験を実施した。

(a)では焼準したキルド鋼Aと調質鋼Xの厚さ 30mm の板について，板厚のままで長さと幅を標準の1倍，1.5倍，2倍，3倍に変えた試験片を各 15 枚作製した。切欠深さ，押治具半径，支点間隔もすべて相似とした。いずれの試験片も長さ方向がロール方向と一致し，切欠半径はほとんど0に等しい。



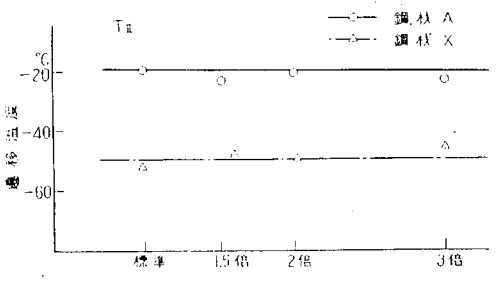
第 1.3.1 図　試 験 片

試験片形状は第 1.3.1 図に示す通りである。

破面の剪断亀裂の深さがそれぞれ

標準型	32 mm
1.5 倍型	48 〃
2 倍型	64 〃
3 倍型	96 〃

となる温度を破面遷移温度 T_{II} と定義すると，T_{II} は第 1.3.2 図に示すように寸法によつてあまり変化しないことが分つた。したがつて (b) (c) (d) の試験はすべて標準型の試験片で行うこととした。



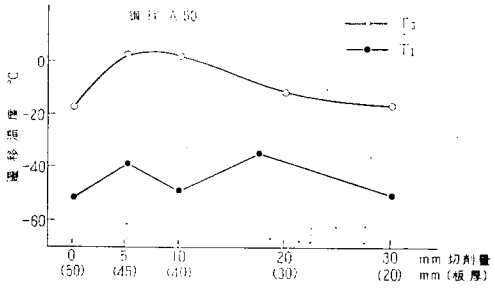
第 1.3.2 図　破面遷移温度

(b) では切削による板厚減少は両面より同量だけ行い切削後の板厚中心面は切削前のそれと一致するようにした。作製した試験片の種類は次の通りである。

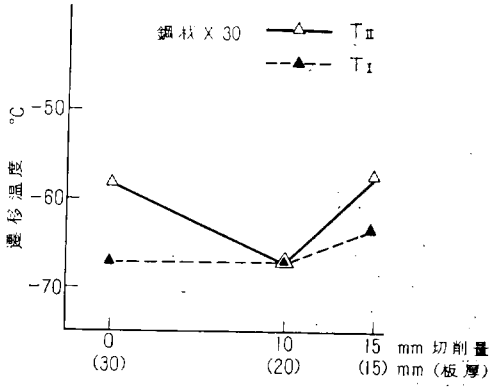
鋼材	板厚 (mm)
A 50	50 (切削せず)，45，40，30，20
X 30	30 (切削せず)，20，15

切削後の板厚に対する遷移温度の変化を示すと，第 1.3.3 図，第 1.3.4 図がえられる。破面遷移温度は軟鋼と調質鋼では異つた傾向を示す。A 50 材の圧延のままに比して 45，40 mm が悪くなるのは表面に近い靱性の高い部分が除かれるためと考えられ，30，20 mm で靱性が回復しているのは板厚減少のための効果と考える。調質鋼では焼入れ焼戻の効果が表面に近いほど大きいが，20 mm ではこの効果がそれほど減らず，板厚減少の効果が影響して靱性を増したものと考えられ，15 mm では板厚減少で靱性を増すにもかかわらず，調質の影響が減少するために相殺されたものと考えられる。延性遷移温度はもともと，フッン・デア・ビーン試験では破面遷移温度よりばらつきが大きいものであるが，切削による影響はあまり現われていない。

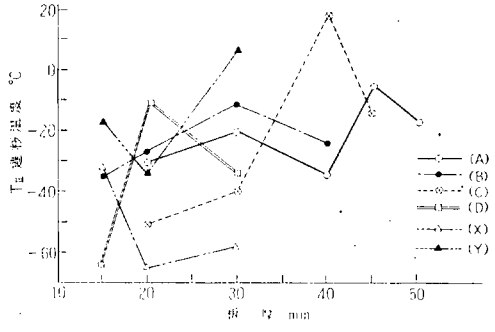
(c)，(d) では T_I，T_{II} を各鋼材，各板厚について求めると第 1.3.5 図および第 1.3.6 図のようになる。同一チ



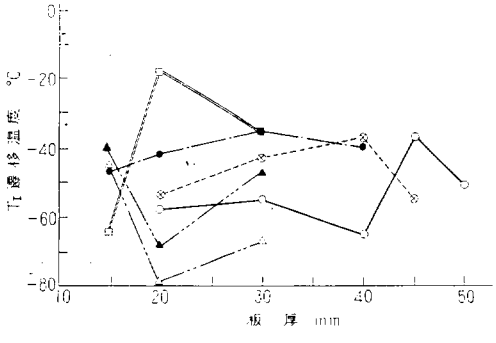
第 1.3.3 図　切削量と遷移温度の関係 (軟鋼 A50)



第 1.3.4 図　切削量と遷移温度の関係 (調質鋼 X30)



第 1.3.5 図　T_{II} 遷移温度と板厚の関係



第 1.3.6 図　T_I 遷移温度と板厚の関係

ャージ同厚の鋼板では圧延のままより焼準したものの方が靱性が高く調質したものはさらに高い靱性を示した。同一チャージで同一熱処理のものは大局的に見ると，板厚の増加とともに切欠靱性がやや低下するような傾向があるが，個々に見ると仕上り温度その他の製鋼上の条件による影響が多いように思われる。

その他の試験方法によう結果との関連性については今後検討する予定である。

2. 破壊の伝播におよぼす板厚の影響

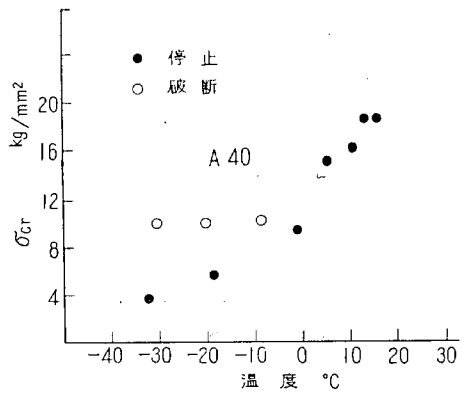
鋼材中を脆性破壊が伝播するためには，ある温度(伝播停止遷移温度 Arresting Temperature) 以下では温度によつて定まる限界応力 (Critical Stress) 以上の応力値を必要とし，また停止遷移温度以上の温度では脆性破壊は伝播し得ない。この限界応力，停止遷移温度は材料によつて異ることは勿論であるが，同一材料でも板厚が大になれば限界応力は低下し，停止遷移温度は上昇することが予想される。しかし，この様な脆性破壊伝播に関する試験法がおこなわれるようになつたのは最近のことであり，特に我が国では現用鋼板についての資料が非常に少い。今回の試験の目的は超大型船に使用されると考えられる 45 mm の鋼板を含めて二重引張試験および ESSO 試験をおこない，限界応力，停止遷移温度等をもとめると同時に板厚による影響をもとめ，破壊伝播速度，破壊伝播時に瞬時に変化する応力等をも計測して脆性破壊伝播にたいする特性をあきらかにし，使用鋼材の基準を定めようとするものである。

2.1 二重引張試験

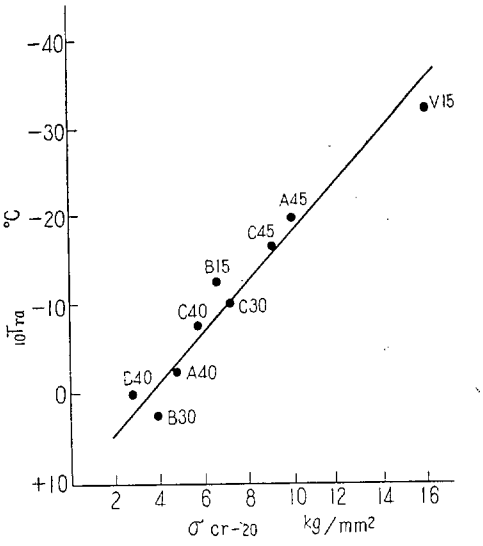
試験によつて得られた結果の一例を第 2.1.1 図に示す。図中○印は試験片の本体が完全に破断したものであり，●印は発生部に発生した脆性亀裂が伝播に入つて停止した点の温度と応力を示すものである。

第 2.1.1 図によると伝播限界応力と温度との関係を示す曲線の形状は明瞭な停止遷移温度を示さないが（この曲線の形は材料によつて異つている）温度の上昇につれて急激に限界応力が大きくなつている。

限界応力 10 kg/mm² に対応する温度を $_{10}T_{ra}$ とし −20℃ に対応する限界応力を σ_{cr-20} とすれば，各供試鋼材について第 2.1.2 図のような点が得られる。点はいずれもほぼ同一直線上にあり，σ_{cr-20} の高いほど $_{10}T_{ra}$ が低くなつている。限界応力が高いことは脆性破壊伝播に当つて吸収される表面塑性仕事量が大きいことを示すものと考えられるから $_{10}T_{ra}$ も低くなることは当然予想されることである。

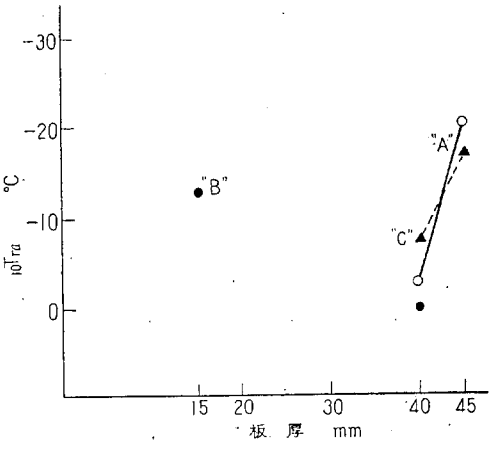


第 2.1.1 図 限界応力と温度の関係



第 2.1.2 図 限界応力と停止遷移温度の関係

次に $_{10}T_{ra}$ と板厚との関係を調べると第 2.1.3 図のようになる。図によると板厚が大きくなつても必ずしも $_{10}T_{ra}$ が上昇するとはいえない。このことは一見常識と矛盾するように考えられるが，他に行われた V-シャ

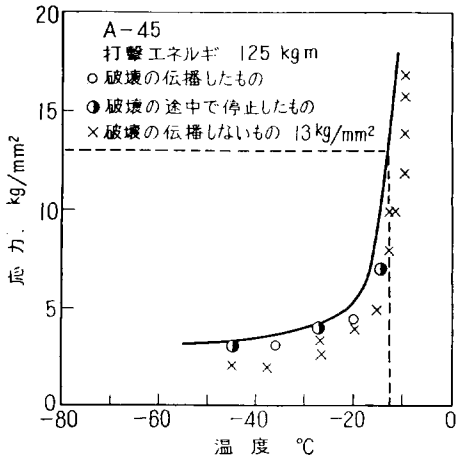


第 2.1.3 図 板厚と停止遷移温度の関係

ルピ試験でもこのような結果が得られており，同一チャージよりの鋼材についてはシャルピ試験の結果の優れているもの程二重引張試験結果も優れている。したがつて鋼材 A, B, C については板厚の影響よりも化学成分，機械的性質および結晶粒度等の相異による影響が強くあらわれた結果とも考えられるが，詳細についてはさらに検討を要するものと思われる。

2.2 エッソー試験

本試験は或る応力，或る温度のもとで打撃による切欠底部から発生した脆性破壊が伝播するかどうかをしらべるのであるが，その1例を第2.2.1図に示す。×印は破壊の伝播しなかつたもの，○印は伝播したもの，◑印は破壊が途中で停止したものを示し，その限界を脆性破壊伝播限界（限界応力）という。



第2.2.1図　限界応力と温度の関係

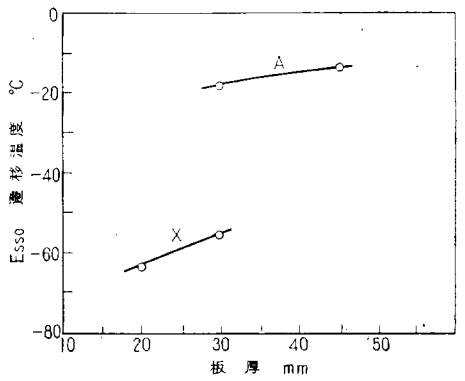
まず，板厚 30 mm の供試鋼材Aについて打撃エネルギと限界応力−温度曲線の関係をもとめた。打撃エネルギの増加とともに限界応力は減少し，エッソー遷移温度（限界応力が 13 kg/mm² になる温度）は上昇するが，打撃エネルギが或る大きさ以上になるとほぼ一定になることがわかつた。

つぎに鋼材A（焼準キルド鋼）の板厚 30, 20 mm について限界応力−温度曲線をもとめた。板厚とエッソー遷移温度の関係を第2.2.2図に示す。板厚の増加によるエッソー遷移温度の上昇はあまりみられず，調質鋼はかなりすぐれていることがわかる。

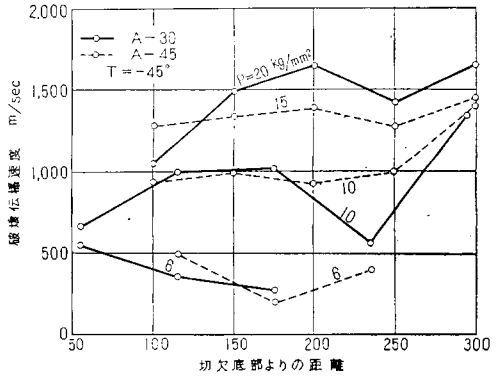
また，限界応力は −20℃ において A-30（鋼材 A，板厚 30 mm）は 10 kg/mm²，A-45 は 5 kg/mm²，−65℃ において X-30 は 7 kg/mm²，X-20 は 12 kg/mm² である。

なお，脆性破壊伝播速度および破壊径路近傍の動的応力を計測し脆性破壊伝播機構について検討しいる。

鋼材 A の板厚 30 および 45 mm において，温度が



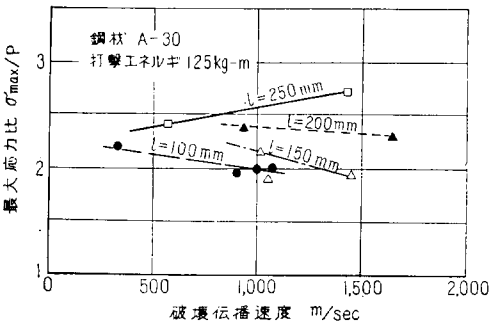
第2.2.2図　ESSO 遷移温度と板厚の関係



第2.2.3図　破壊伝播速度と切欠底部よりの距離の関係

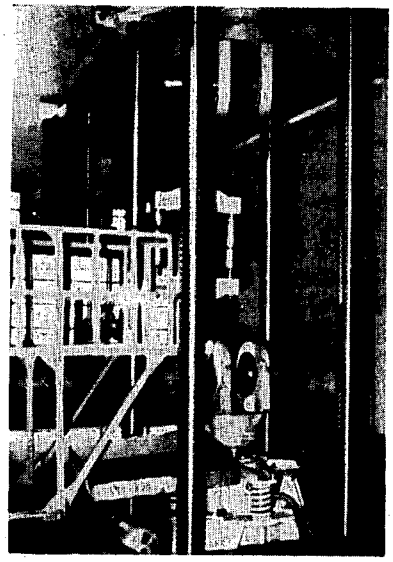
−45℃，一様引張応力が 6, 10, 15, 20 kg/mm² の場合の破壊伝播速度と亀裂長さの関係を第2.2.3図に示す。

図より切欠底部より発生した脆性破壊の長さが増加すると破壊伝播速度は増加し，また一様引張応力が増加すると破壊伝播速度は増加することがわかる。脆性破壊伝播径路の近傍では亀裂先端が近づくと応力は上昇して最大値に達し，亀裂が通過してしまうと低下して 0 になる。破壊径路から 20 mm はなれた位置における引張方向の動的応力の最大値と一様引張応力の比と破壊伝播速

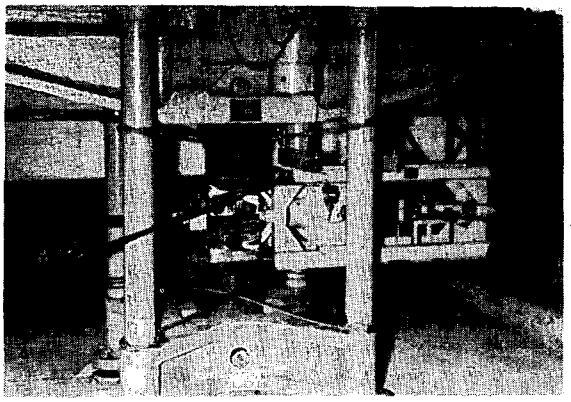


第2.2.4図　最大応力と破壊伝播速度の関係
ただし l＝切欠部よりの距離

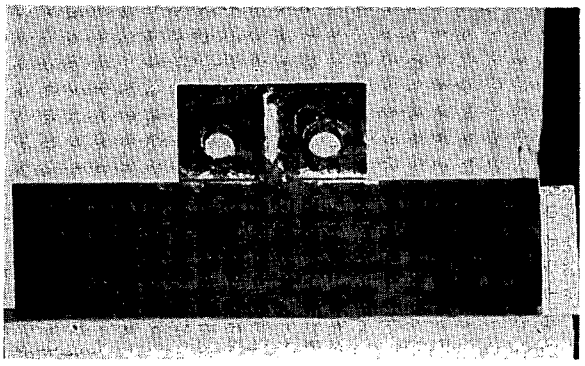
度の関係を第2.2.4図に示す。図より破壊伝播速度が大となると，動的応力の最大値と一様引張応力との比は減少することがわかる。亀裂長さが250 mmの位置のものは自由端に近いので end effect をうけて増加している。なお，本研究部会の最終成果は日本造船研究協会報告第30号として昭和35年3月に刊行する予定である。



二重引張試験機

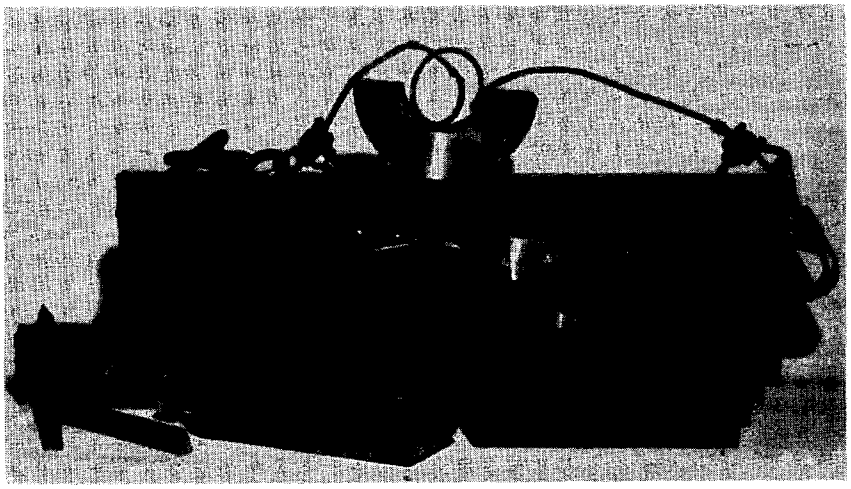


ESSO試験機



二重引張試験片

ファン・デア・ビーン試験片



行　事　表

(昭和 34 年 7 月 ～ 9 月)

7 月 2 日　第 43 研究部会第 1 小委員会
7 月 10 日　第 43 研究部会第 1 小委員会
7 月 17 日　第 44 研究部会
7 月 22 日　第 42 研究部会
7 月 30 日　第 41 研究部会
8 月 3 日　第 8 期年度臨時総会
8 月 3 日　第 29 回理事会
8 月 6 日　第 44 研究部会
8 月 10 日　第 43 研究部会第 2 小委員会
8 月 11 日　第 39 研究部会
8 月 25 日　第 42 研究部会
8 月 28 日　第 43 研究部会第 2 小委員会
8 月 31 日　第 44 研究部会
9 月 1 日　第 44 研究部会
9 月 11 日　第 84 回技術委員会
9 月 15 日　第 43 研究部会第 1 小委員会
9 月 16 日　第 42 研究部会第 1 小委員会
9 月 19 日　第 23 研究部会第 1 小委員会
9 月 19 日　第 23 研究部会第 2 小委員会
9 月 22 日　第 44 研究部会
9 月 22 日　第 42 研究部会
9 月 22 日　第 43 研究部会第 1 小委員会
9 月 23 日　第 44 研究部会
9 月 25 日　第 23 研究部会第 1 小委員会
9 月 25 日　第 43 研究部会第 1 小委員会
9 月 28 日　第 54 回常任理事会

海外文献リトス

U. S. A.
Ship Structure Committee
Annual Report of the Ship Structure Committee
SSC-93　Mechanical Properties of High Purity Fe-C Alloys at Low Temperatures
SSC-94　Mechanical Properties of High Purity Fe-C Alloys at Low Temperatures
SSC-113　Fracture Appearance of Impact Specimens taken from Fractured Ship Plates
SSC-125　Some Observations on the Brittle Fracture Problem

Canada
National Research Council of Canada
MS-100　The Behaviour of Fine Copper-Nickel Alloy Wires with Negative Temperature Coefficients of Resistance
LR-236　A Preliminary Analysis of the Penalties associated with Piercing a Wing Torsion Box with a grid of Holes

England
The British Shipbuilding Research Association
Journal Vol. 14 No. 5
〃　〃　〃 No. 6

Norway
Ship Technique Research Institute
(Skipsteknisk Forskningsinstitutt)
Nr. 26　On the Turbocharged Two-Stroke Diesel Engine having Constant Turbine Inlet Pressure

China
中国造船工程学会
中国造船　No. 3 1959

昭和 34 年 10 月 20 日印刷
昭和 34 年 10 月 25 日発行

造　船　研　究
Vol. 1, No. 2

発行所　社団法人日本造船研究協会
発行人　出　淵　巽
東京都中央区京橋 1 ノ 2
セントラルビル　電話 (28) 1409
印刷所　松　本　印　刷　所
電話 (34) 4853