

社団法人  
日本造船研究協会報告  
第 77 号

昭和 50 年 5 月

船殻の腐食と腐食疲労による損傷防止対策に関する研究……第128研究部会  
Preventive Measures for Damages of Ships Hull Caused by  
Corrosion and Corrosion Fatigue  
.....The 128th Research Committee

Report No. 77  
The Shipbuilding Research Association of Japan  
Tokyo, Japan  
May 1975

PREVENTIVE MEASURE FOR DAMAGES OF SHIPS HULL CAUSED BY  
CORROSION AND CORROSION FATIGUE  
REPORT OF SR-128

Abstracts

The 128 Research Panel of the Ship Research Association of Japan started on Apr. 1971 and ended Mar. 1974, to investigate the corrosion-fatigue in sea water of steel used in ship's structure. The following items are investigated and the results obtained are fully discussed.

1. The effects of several factors such as wave form of repeated stress, cycle frequency, temperature, periodic repetitions of wetted and air-dried conditions of the specimen, stress wave of low frequency superposed with high frequency wave, pre-corrosion without stress, etc., on the fatigue and corrosion-fatigue strength. (Sec.3)
2. The relation between corrosion and vibration, notch-brittleness or periodic repetitions of wetted and air-dried conditions of the specimen. (Sec.6)
3. Capability of the prevention of corrosion-fatigue by painting, cathodic protection or enclosure with inert gas. (Sec.5)
4. Corrosion-fatigue tests of butt-welded or fillet-welded joints. (Sec.4)
5. Corrosion-fatigue tests on the 1/2 or 1/4 scale-sized model of structural members with slotted connections. (Sec.7)
6. Correction of crack propagation due to corrosion-fatigue in the small specimen and welded model structure. (Sec.7)
7. Application of the results obtained in the above experiments to the design of the structure (Sec.8)

## 第128研究部会委員名簿（敬称略、順不同）

部会長	南 義夫	(横浜国大)	
幹事	飯田国広	(東京大学)	飯野 賢 (石川島播磨重工業)
	大井利繼	(三井造船)	小川鉄夫 (横浜国大)
	岸本宏次	(三井造船)	木下元洋 (三菱重工業)
	竹内信彦	(広島大学)	寺田泰治 (日本海事協会)
	永井欣一	(広島大学)	中村 宏 (川崎重工業)
	向井喜彦	(大阪大学)	渡辺正紀 (大阪大学)
委員	井上 肇	(船舶技術研究所)	梅崎一夫 (三菱重工業)
	遠藤吉郎	(京都大学)	尾川宣之 (日本钢管)
	大野 章	(新日本製鉄)	織田貞四郎 (三菱重工業)
	海田秀美	(神戸製鋼所)	笠井眷次 (佐野安船渠)
	勝部以和男	(東京計器)	金井一十三 (昭和海運)
	唐沢孝夫	(三光汽船)	河澄竜之助 (川崎重工業)
	小林茂夫	(佐世保重工業)	佐武二郎 (住友金属工業)
	鈴木省輔	(函館ドック)	高屋鋪尚史 (出光タンカー)
	谷川典人	(新和海運)	長尾実三 (名村造船所)
	永元隆一	(三菱重工業)	西牧興 (日立造船)
	服部堅一	(住友重機械工業)	花田政明 (日本防食工業)
	藤井英輔	(船舶技術研究所)	前田 恰 (石川島播磨重工業)
	八木順吉	(大阪大学)	山口勇男 (日本海事協会)
	横見敏雄	(大阪商船三井船舶)	

MEMBERSHIP OF SR-128

Chairman	:	Prof. Y. Minami	
Secretaries	:	Prof. K. Iida	Mr. H. Nakamura
	:	Mr. N. Iino	Mr. T. Ogawa
	:	Mr. M. Kinoshita	Mr. T. Ohi
	:	Mr. K. Kishimoto	Assist Prof. N. Takeuchi
	:	Assist Prof. Y. Mukai	Mr. T. Terada
	:	Prof. K. Nagai	Prof. M. Watanabe
Members	:	Prof. Y. Endo	Mr. J. Nagao
	:	Mr. E. Fujii	Mr. K. Nishimaki
	:	Mr. K. Hattori	Mr. N. Ogawa
	:	Mr. M. Hanada	Mr. A. Ohno
	:	Mr. H. Inoue	Dr. T. Oda
	:	Mr. A. Kaita	Mr. J. Satake
	:	Mr. H. Kanai	Mr. S. Suzuki
	:	Mr. T. Karasawa	Mr. H. Takayashiki
	:	Mr. K. Kasai	Mr. N. Tanigawa
	:	Mr. I. Katsume	Mr. K. Umezaki
	:	Mr. R. Kawazumi	Prof. J. Yagi
	:	Mr. S. Kobayashi	Dr. I. Yamaguchi
	:	Mr. J. Maeda	Mr. T. Yokomi
	:	Mr. R. Nagamoto	

# 船殻の腐食と腐食疲労による損傷防止対策に関する研究

## 目 次

1. まえがき	1
2. 腐食損傷例	2
2.1 腐食の一般的傾向	2
2.2 衰耗による強度の低下	2
2.3 腐食の実例	3
2.3.1 タンカー	3
2.3.2 鉱石船	5
3. 各種因子の腐食疲労強度に与える影響	8
3.1 応力波形	8
3.1.1 目的	8
3.1.2 試験方法	8
3.1.3 試験結果	8
3.1.4 結論	8
3.2 応力繰返し速度	12
3.2.1 緒言	12
3.2.2 実験方法	12
3.2.3 実験結果	12
3.2.4 考察	12
3.2.5 結言	13
3.3 重畠波	24
3.3.1 緒言	24
3.3.2 供試材、試験機および試験方法	24
3.3.3 重畠波形を受ける部材の腐食疲労寿命推定の考え方および それぞれの方法に対する実験整理結果	24
3.3.4 まとめ	30
3.4 乾湿繰返し	40
3.4.1 緒言	40
3.4.2 試験片および試験方法	40
3.4.3 実験結果とその考察	40
3.4.4 結言	41
3.5 前腐食	44
3.5.1 緒言	44

3.5.2 供試材および試験方法	44
3.5.3 実験結果	44
3.5.4 考察	44
3.5.5 結言	45
3.6 温度	53
3.6.1 緒言	53
3.6.2 実験方法	53
3.6.3 実験結果	53
3.6.4 考察	54
3.6.5 結言	55
4.溶接部の腐食疲労強度	59
4.1 回転曲げ試験による溶接ボンド部の特性	59
4.1.1 緒言	59
4.1.2 実験方法	59
4.1.3 実験結果	59
4.1.4 結言	60
4.2 溶接継手要素の腐食疲労強度	63
4.2.1 緒言	63
4.2.2 実験方法	63
4.2.3 実験結果	63
4.2.4 結言	63
5.防食効果	65
5.1 塗装	65
5.1.1 緒言	65
5.1.2 実験方法	65
5.1.3 実験結果	65
5.1.4 裸材の空中疲労強度と裸材、塗装材の腐食疲労強度の関係	67
5.1.5 塗膜劣化について	67
5.1.6 結言	68
5.2 不活性ガス	73
5.2.1 緒言	73
5.2.2 実験条件	73
5.2.3 実験結果とその考察	73
5.2.4 結言	74
5.3 陰極防食	77
5.3.1 緒言	77

5.3.2 実験方法	77
5.3.3 実験結果	77
5.3.4 考察	78
5.3.5 結言	78
6. 腐食に影響する因子	82
6.1 構造用鋼の腐食におよぼす振動の影響	82
6.1.1 緒言	82
6.1.2 鉄の腐食理論（湿食）	82
6.1.3 試験装置および試験方法	83
6.1.4 実験結果および考察	84
6.1.5 結言	85
6.2 乾湿繰返しと不活性ガス	91
6.2.1 緒言	91
6.2.2 不活性ガスの組成と腐食性因子	91
6.2.3 Wet-Dry の繰返し条件下における軟鋼およびその溶接材の腐食	91
6.2.4 結言	94
6.3 軟鋼の応力下の海水腐食と切欠靱性	102
6.3.1 試験および試験方法	102
6.3.2 腐食が切欠靱性におよぼす影響	102
6.3.3 考察と結論	103
7. 模型実験と基礎実験との関連	108
7.1 素材のクラック進展実験	108
7.1.1 緒言	108
7.1.2 実験方法	108
7.1.3 き裂伝播則および応力拡大係数	109
7.1.4 実験結果および考察	109
7.1.5 結言	111
7.2 素材とスロット部模型実験の関連性	119
7.2.1 緒言	119
7.2.2 実験方法	119
7.2.3 疲労試験結果と考察	119
7.2.4 K値の解析と疲労き裂の伝播則	120
7.2.5 部材のき裂伝播寿命	120
7.2.6 実船スロット部の疲労き裂伝播寿命の推定	120
7.2.7 結言	121
8. 設計への応用	132

8.1 応力繰返し速度と寿命	132
8.1.1 緒　　言	132
8.1.2 小型試験片における腐食疲労強度におよぼす繰返し速度の影響	132
8.1.3 スロット部模型の腐食疲労強度に対する小形試験片結果の適用	132
8.1.4 結　　言	133
8.2 重複波を受ける船殻部材の腐食疲労寿命	134
8.2.1 緒　　言	134
8.2.2 小形試験片による重複応力下の腐食疲労強度	134
8.2.3 腐食環境下で重複波形をうける船殻部材の疲労寿命推定	135
8.2.4 結　　言	140
9. 今後の研究課題	145
10. む　　す　　び	146

## 1. まえがき

日本の造船技術の進歩発展は、近年誠に目覚ましいものがあるが、他の分野との関連に於て尚未解決の問題点が多い。強度、特に疲労強度と腐食の関連分野もその一つである。常時海水に曝される船舶に於て、腐食を問題にするのは当然であり、従つて、腐食防食に就ては日本造船研究協会発足の当初より S R 20, 27, 42, 50, 75, 96 部会などとして、ほとんど中断することなく研究が続けられ現在も S R 140 に於て、研究が行われている。一方、構造物としての船舶には充分なる強度が不可欠であり、特に疲労強度の重要性から、これにも亦 S R 12, 32, 39, 46, 62, 95, 109, 120 などの部会が相次いで設けられ、素材、溶接材はもとより各種不連続部や欠陥部材などについて、すぐれた研究成果が得られている。

この腐食と疲労の二作用が共存する現象が腐食疲労であるが、疲労によると見られる部材の損傷も仔細に点検すれば、腐食疲労が出発点と見られる場合が多い。この腐食疲労の現象は、はじめ、腐食と疲労が重疊されたものとして、二つの因子の影響を別個に求め、その結果を加え合せる研究が試みられた。即ち、先づ試験片に腐食を与えた後、これに疲労作用を与える実験では、前腐食により試験片表面に多くの点食を生じたが、例え、前腐食の期間中静応力を与えておいても（この状態のように、静的応力と腐食の共存する場合を応力腐食 Stress-Corrosion と呼んで、繰返し応力と腐食の共存する腐食疲労 Corrosion-Fatigue と区別する）、又腐食の期間が相当長くても疲労強度に与える影響は著しくなかつた。逆に疲労を先に与えて後腐食する実験でも同様で、前者の影響は後者に甚だしく大きくは現れない。所が、両作用が共存する腐食疲労では、両作用が互に影響を及ぼし合つて、各々が単独に、あるいは前記のように前後して作用する場合に比べて、部材に与える損傷が格段に著しい所に、この問題の重要性がある。この点を認識する一、二の研究者によつて、上記の腐食又は疲労の研究部会に於て腐食疲労の研究が行われ、研究結果が逐次発表されて来たにも拘らず、造船海運界がこの点に注目せず、今日に到るまで、腐食疲労に関する研究部会がついぞ設置されなかつたことは誠に不幸なことと云わねばならない。先年、相次いだ海難事故の後に行われた鉱石運搬船その他の総点検の結果は、船齡が比較的若いにも拘らず、腐食が随所に著しく生じていることを示した。かくて、腐食と強度、特に疲労強度との関連について、造船界の一部が漸く注目し、その結果として本部会が発足する運びとなつた。遅きに失する憾みなしとしないが、これが造船海運など各方面の関心を集め、この分野の研究が大いに促進される契機となるよう念願する次第である。

昭和 46 ~ 48 年の 3 ケ年に亘る本研究部会に於ては、第 1 および第 2 年度には、主として、軟鋼、同溶接材および溶接構造モデルについて腐食疲労強度や腐食疲労クラックの進展などについて研究し、第 3 年度には、1, 2 年度の研究を続行すると共に、防食法の一つの塗装の腐食疲労強度に対する効果についての研究を重点的に行つた。その結果を検討し整理して、第 2 章以下に示すような研究成果に纏めた次第である。

以下に、各章に亘つて共通に使用される記号とその内容を一括して示す。

### 記号

$\sigma_a, \sigma_{2a}$  : 繰返し応力の片振幅又は全振幅

$\epsilon_a, \epsilon_{2a}$  : 繰返し歪の片振幅又は全振幅

$N_r$  : 破断寿命

$N_o$  : 龜裂発生寿命

$f$  : 繰返し速度

$a$  : 龜裂長さ

## 2. 腐食損傷例

(日本海事協会 寺田泰治)

### 2.1 腐食の一般的傾向

船体構造部材の腐食損傷は、タンカーあるいは鉱石船のバラストタンクに多く発生しており、ここではバラストタンクに例をとつて説明する。

バラストタンクの腐食の状況は船によつて多種多様である。これは船の種類、タンクの大きさ、タンクの用途（専用と兼用の別）張水状況等によつて腐食状況が異なるためであるが、特に内部材の防食方法および保守状況でかなりの差がある。一般に塗装されたタンクは電気防食のみのタンクに比べてかなり腐食は少ないようである。しかし電気防食のみのタンクでもアノードの配置、取替えの時期等を適切に行なつているものは腐食も少ないようである。

バラストタンク内では一般に高温多湿となるため腐食に対しては極めて悪い環境となり、特にタンク上部の甲板裏、デッキロジンなどはこの原因による腐食が甚しい。またトランスリングのウェブのスロット周辺などの高応力部では応力腐食が起り易い傾向にある。貨物油兼用のバラストタンクは専用バラストタンクに比して比較的良好な状態にあるが、バラスト半載のまゝ使用する頻度の多いタンクでは上部が特にいちぢるしい腐食を起しており、水平桁のウェブが破口、脱落した例もある。

船令の古い船でも内部が塗装され、保守の良いものは非常に良好な状態にある、単に船令のみで腐食量の大小を論することはできないが、最近の船では船令の若い割に腐食量は大きい、船令、10年以上の船で上甲板の衰耗量を船令で除した年間衰耗量は平均して約0.13mm程度であるが、大型船のバラストタンクの年間腐食量は船令6年度の船で約0.4～0.6mmに達しているものもある。

### 2.2 衰耗による強度の低下

船体構造部材では一般に腐食による板厚の減少を考慮して設計されているが、腐食予備厚以上の衰耗を生じると強度の低下をきたす。曲げまたは座屈によつて設計されている部材の応力は板厚の2乗に比例するので数%の腐食でも応力の増加はいちぢるしくなる。

また上甲板、外板、縦通隔壁等縦強度部材の衰耗による断面係数の変化はFig.2.1に示すとおりで大型船では2.5mm程度の衰耗で縦強度は2.0%程度減少する。また型鋼などの断面係数の低下は約20%程度である。

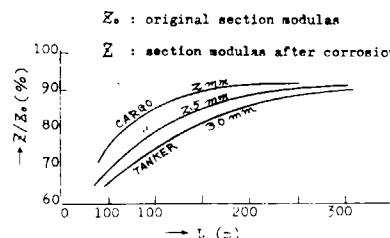


Fig. 2.2.1 Decrease of the section modulus of athwartship section due to loss of plate thickness

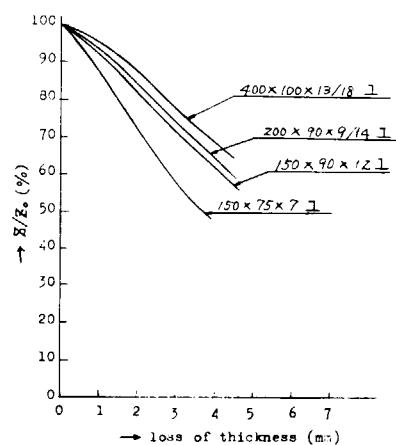


Fig. 2.2.2 Decrease of section bar due to loss of plate thickness

## 2.3 腐食の実例

### 2.3.1 タンカー

船令4ないし5年タンカー14隻につき、超音波により板厚を計測した例をTable 2.3.1に示す。これは計測した部材を横桁、横水密隔壁、縦隔壁、非水密隔壁の4つに分類し、またそれをさらに使用条件の異なる4つのタイプに分類した。

計測は各部材の上部、中部、下部について各々に数点づつ行なわれたもので、これらの平均値、および最大値を表示した。

上下方向の平均衰耗量の分布を各部材別に示したのがFig. 2.3.1であるが、全般的な傾向はすでに述べたように、タンク上部でひどく、下部になるに従つて衰耗量は減少しているようである。しかし、同図より分るようない隔壁類ではこの傾向を示さないものもある。Table 2.3.1の最大衰耗量は各船の最大値の平均値であり、船によつてかなりの差がある。例えば専用パラストタンク内の横桁で8mm船首部パラストタンク内の中心線制水隔壁においては衰耗破口に至つたものもある。また貨物油タンク内の横桁で6.8mm、同隔壁で7mmの例もあり、貨物油タンクでもかなりの腐食を生じているものもある。

衰耗量と損傷数の間には明確な関係はみられないが、一様衰耗量がある値を越えると強度低下をきたし、それによる損傷が多発する傾向にある。

次に2, 3の実例を示す。

Table 2.3.1 Loss of Plate thickness

(mean value in mm)

		Transverse				W.T. Bulkhead			
		E.R.T. & F.d.T.k.	W.B.T.	C.O.T.	C.W.B.T. & C.O.T.	F.W.B.T.	W.B.T.	C.O.T.	C.W.B.T. & C.O.T.
upper	Max	2.2	3.4	1.8	1.8	3.0	2.2	1.7	1.4
	Mean	1.3	1.6	0.7	0.9	2.0	1.2	1.1	1.3
middle	Max	1.9	2.8	0.9	1.8	3.5	2.4	1.6	2.7
	Mean	1.0	1.0	0.4	0.8	2.2	1.3	0.6	1.7
lower	Max	1.6	1.8	0.7	2.3	2.9	1.8	1.5	2.1
	Mean	0.9	0.6	0.3	0.6	2.0	1.2	0.8	1.6

		Longitudinal Bulkhead				Non-W.T. Bulkhead			
		F.W.B.T.	W.B.T.	C.O.T.	C.W.B.T. & C.O.T.	F.W.B.T.	W.B.T.	C.O.T.	C.W.B.T. & C.O.T.
upper	Max	—	3.1	0.9	2.2	3.9	2.4	1.5	2.4
	Mean	—	2.4	0.4	1.5	3.4	1.4	0.6	1.1
middle	Max	—	3.1	—	1.7	4.3	2.8	0.5	3.1
	Mean	—	1.9	—	1.5	3.1	1.1	0.2	0.4
lower	Max	—	2.0	—	1.8	7.0	1.1	0.6	2.0
	Mean	—	1.2	—	1.6	3.9	0.6	0.2	0.4

(1) : F.P.T. (2) : W.B.T. (3) : C.O.T.  
(4) : C.B.T. & C.O.T.

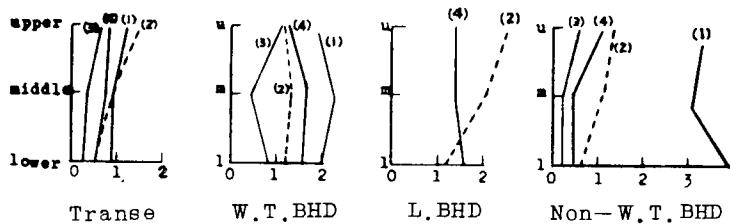


Fig. 2.3.1 Distribution of vertical-direction of loss of plate thickness

#### A丸 (タンカー G.T.4万トン、船令4年)

防食法：電気防食およびタンク頂部 D K TRANS 下面までタールエポキシ系塗装

状況：塗装部は良好

タンク上半部特に L · B H D 側の腐食甚しい、V · W E B では全面層状の錆が落下する状況、

スロット部はナイフェッジ状となりき裂多数。タンク上半部の耗減量

#### B丸 (タンカー G T 4.6万トン、船令4年)

防食法：電気防食、タンク頂部塗装なし

状況：CROSS TIE より上方は腐食甚しい、スロット周辺はナイフェッジ状でき裂多数。

SWASH BHDは上部で面材がいちじるしく腐食し、CROSS TIE端は耗減し大きき裂発生

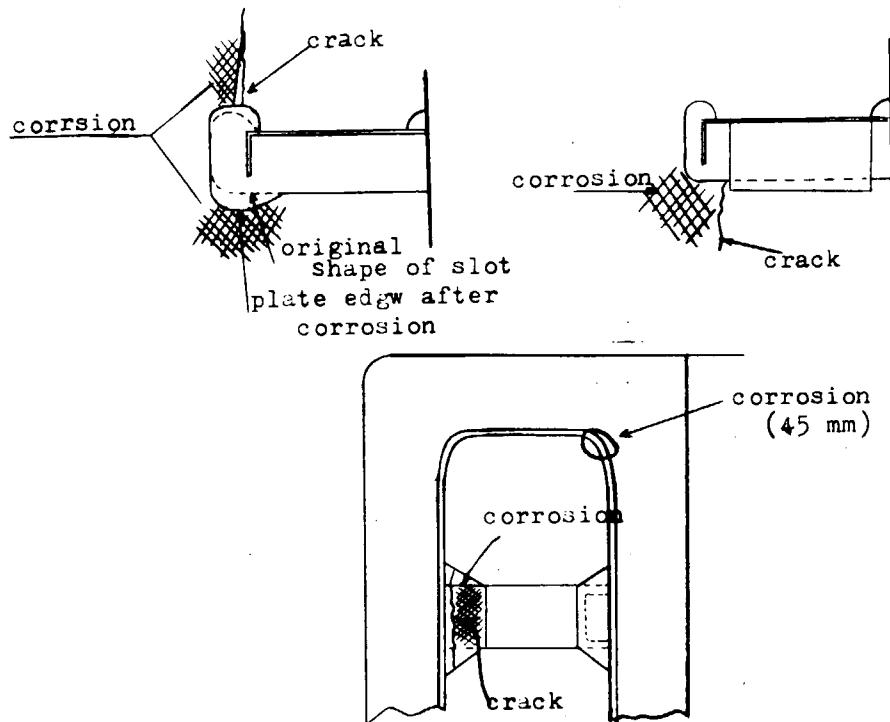


Fig. 2.3.2 Damage in transverse of B Ship

### 2.3.2 鉱石船

船令3年ないし5年の鉱石船のバластタンク内の横桁の腐食量の計測値を深さ方向にプロットしたものがFig. 2.3.3である。一般的にいつて中央部より上部ではいちじるしい腐食を生じていることが分る。年間最大腐食量が0.6 mmに達している所もある。

Fig. 2.3.4は船令3年の鉱石船のトラストリング、スロット周辺の腐食を全スロットについて調査したものであるが、スロット周辺では応力集中のためかなり腐食は甚しく、年間約2 mmの腐食を生じている箇所もある。

なお、実船の腐食例を次に示す。

D丸 (鉱石船 G.T.2.9万トン 船令6.5年)

M.1、2、4、5 玄側タンク

防食法: Zn 陽極、甲板裏面塗装なし

状況: 甲板下1.5 m位まで腐食甚しい

DK plate (50 H.T.) (原厚30 mm) ..... 平均2.5 mm 衰耗

DK long 1 ( " ) ( " ) ..... 7~8 mm 衰耗

DK Trans Web ( " ) ..... 5~6 mm 衰耗

タンク下部衰耗なし

(注) 船令5.2年の時の状況

M.4~5 TK の T.BHD の上部に衰耗破

口が生じ新換え

M.3 玄側タンクおよびF.P.T.

防食法: タンク全面にエポキシン樹脂系塗装

状況: 衰耗なく良好

(M.T.K.は予備バラストタンクで使用して  
いない模様)

E丸 鉱石船 G.T.4.2万トン 船令3年)

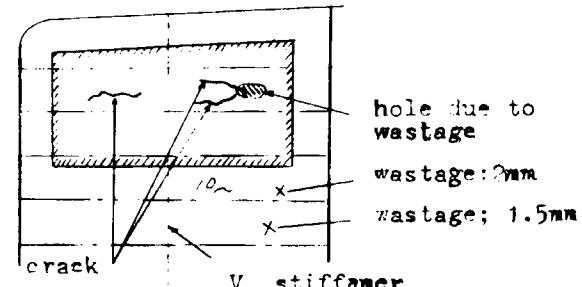


Fig. 2.3.5 Damage in T.BHD of D Ship

防食法: A1陽極をタンク深さ2/3まで設置、甲板裏面塗装なし。

状況: 上下甲板下2~3 mまで Trans.Ring の腐食甚しい。

DK Trans の Web は4 mm衰耗、Webの座屈、スロットのき裂発生、ウェブの切断に至る。

F丸 (鉱石船 G.T.3.4万トン 船令3年)

防食法: A1およびZn 陽極をタンク深さの2/3まで設置、甲板、裏面、塗装なし

状況: 甲板下1.5 m付近までトランスクウェブ全面的に腐食、スロット周辺は腐食著しくナイフエッジ状となつてゐる。

衰耗量: DK Trans Web 1.5~2.7 mm

M.3 TKではシルバックス錆止め3回全面塗装してあるが、塗膜脱落し、1.5 mm (DK Trans) 衰耗

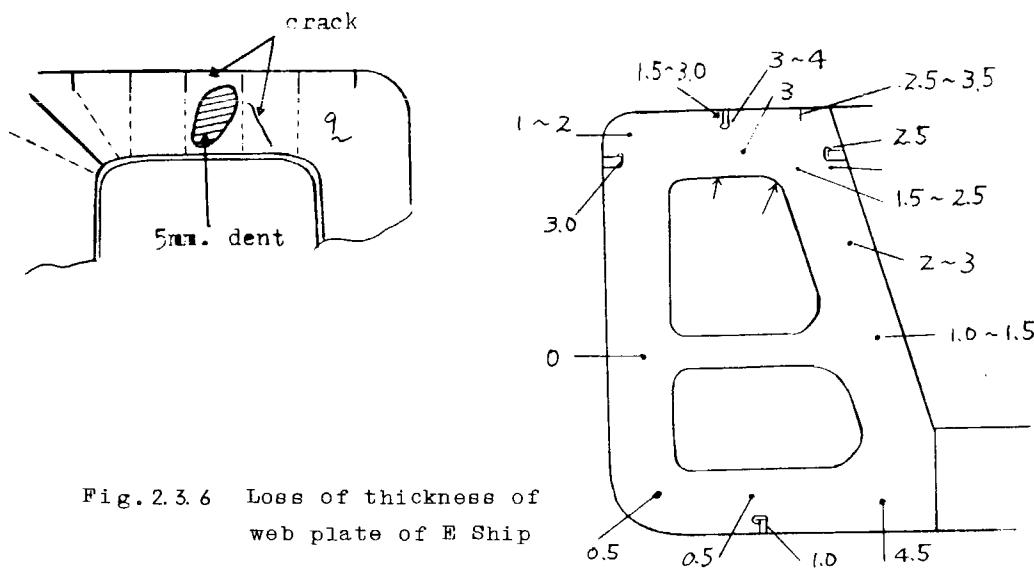


Fig. 2.3.6 Loss of thickness of web plate of E Ship

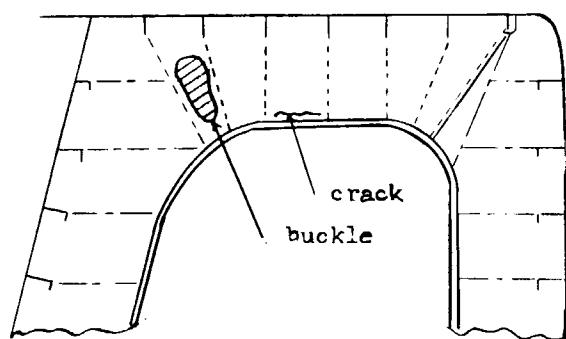
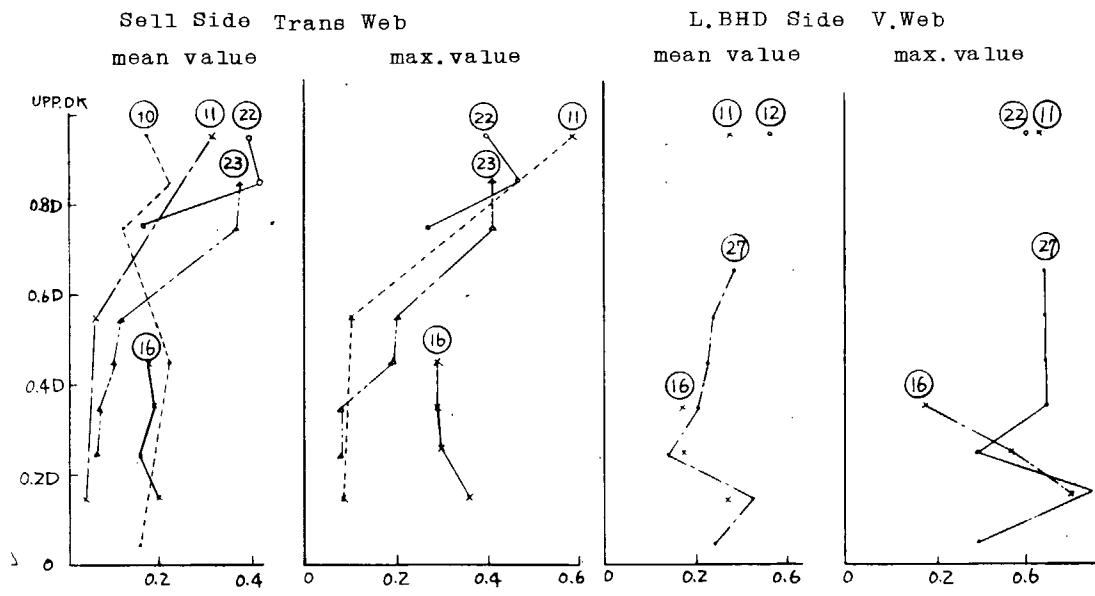


Fig. 2.3.7 Damage in F Ship



Note; Ship age

⑩ 5 years

⑪ 3 years

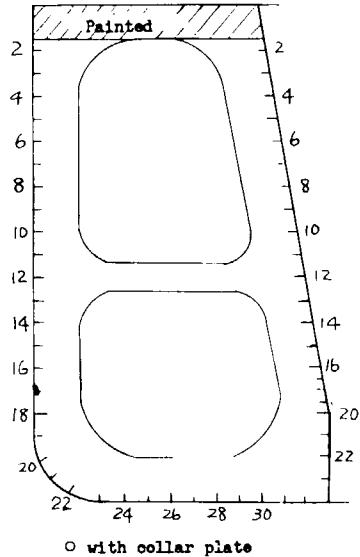
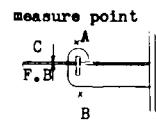
⑫ 3 years

⑬ 5 years

⑭ 3 years

⑮ 3 years

Fig. 2.3.3 Corrsion in Transeverse web in ballast tank of Ore Carrier



L.NO	Shell Side			L.BHD Side		
	A	B	C	A	B	C
2	0 (0) 1.25 (2.0)	0 (0) 1.75 (2.5)		0 (0) 0.83 (2.0)	1.5 (1.5) 1 (2.0)	1.15 (2.0)
4	1.25 (1.5) 1.0 (1.0)	2.25 (2.5) 2.5 (3.5)		0.76 (2.0) 0.75 (2.0)	0.76 (2.0) 0.73 (2.0)	1.2 (1.2) 1.19 (2.5)
6	1.0 (2.0) 0.75 (1.5)	2.0 (4.0) 2.0 (2.0)		0.93 (2.5) 1.45 (3.5)	0.76 (2.0) 0.54 (2.0)	1.13 (3.0) 0.95 (2.0)
8	1.25 (2.0) 1.33 (2.8)	0.75 (1.5) 0.45 (2.0)		1.2 (6.5) 1.97 (5.5)	0.67 (3.5) 1.86 (6.0)	0.3 (0.7) 1.02 (3.0)
10	1.09 (2.3) 1.10 (2.3)	0.59 (2.0) 0.67 (2.0)	0.92 (1.5) 0.89 (1.5)	1.66 (6.0) 1.39 (4.5)	0.97 (4.0) 1.05 (4.5)	0.7 (2.2) 0.25 (0.5)
12	0.90 (3.5) 1.25 (1.5)	0.66 (3.3) 0.5 (0.5)	1.2 (2.5) 0.83 (1.5)	0.14 (1.0) 4.0 (5.5)	0.53 (5.5) 0.25 (0.5)	0.4 (2.0) 1.13 (3.5)
14	0.25 (0.5) 0.25 (0.5)	2.0 (2.5) 0.25 (0.5)	0.5 (0.5) 0.53 (1.0)	0.5 (0.5) 1.75 (2.0)	1.0 (1.0) 0.75 (2.0)	- 0.78 (3.0)
16	0.5 (1.0) 0 (0)	0.5 (0.5) 0 (0)		2.5 (3.0) 1.0 (2.0)	3.5 (4.0) 2.5 (3.5)	
18	0 (0) 0 (0)	0 (0) 0 (0)		1.0 (1.0) 0 (0)	0.75 (1.0) 0.25 (0.5)	
20	0 (0) 0 (0)	0 (0) 0 (0)		0 (0) 0 (0)	0 (0) 0 (0)	
22	0 (0) 0 (0)	0 (0) 0 (0)		0 (0) 0 (0)	0 (0) 0 (0)	

Numbers show the mean value of each Transevers  
Numbers in bracket show the max value

Fig 2.3.4 Loss of thickness of transevers web in ballast tank of C ship

### 3. 各種因子の腐食疲労強度に与える影響

#### 3.1 応力波形

(東京大学 飯田国広)

##### 3.1.1 目的

腐食疲労強度に及ぼす応力波形の影響を調べるために、切欠付軟鋼母材、溶接金属および熱影響部試験片を用いて三角波、2秒保持台形波および5分保持台形波を制御波形とする平面曲げ疲労試験を行つた。

##### 3.1.2 試験方法

供試材はSM41Bでありミルシートによる化学成分と機械的性質をTable 3.1.1, Table 3.1.2に示す。

圧延鋼板(25mm×1524mm×3048mm)の板厚中央部から試験片の長軸がロール方向に一致するよう母材試験片を加工した。また突合せ溶接継手試験片を得るために、供試鋼板のロール方向と直角方向にFig. 3.1.1に示す開先を加工し、Table 3.1.3の条件で自動溶接を行い、その後全溶接長にわたってX線撮影を行い無欠陥であることを確かめた。溶接による角変形を防止するように注意したにも拘らず数度の角変形を生じ、そのままでは平板の曲げ試験片を採取できない場合があつた。この場合は止むを得ずプレスで匡正した。このようにして得た溶接継手材から試験片の長軸がロール方向となるように熱影響部試験片および溶接金属試験片を加工した。各試験片の形状、寸法をFig. 3.1.2, Fig. 3.1.3に示す。

疲労試験は、空中および3%NaCl溶液中で、三角波(5~7cpm), 2秒保持台形波および5分保持台形波を用いた曲げ変位一定の完全両振りの制御条件で実施した。各試験片ともあらかじめ切欠加工面の裏面中央に塑性歪計を貼付し、表面歪の測定を行つた。なお亀裂発生寿命 $N_c$ としては切欠のいずれかの底から生長した表面亀裂が約0.5mm長さに達したときの繰返し数をもつて定義した。また一部の試験片については試験片を完全に破断させて、いわゆる破断寿命を求めたが、大部分の試験片については $N_c$ を求めるにとどめた。

##### 3.1.3 試験結果

腐食疲労強度に対する比較データを得るために空中における疲労試験結果をFig. 3.1.4に示す。縦軸は歪ゲージにより実測した表面歪振幅であり、横軸には亀裂発生寿命を取つてある。図から明らかなように空中では応力波形による影響は認められなかつた。また母材、熱影響部および溶接金属試験片の疲労強度の差はほとんど見られなかつた。

Fig. 3.1.5は同様に塩水中における疲労試験結果である。塩水中の試験については歪ゲージによる歪振幅の直接計測は行わず、あらかじめ空中で求めておいた表面歪振幅対曲げ変位振幅曲線を用いて、試験制御条件として与えた変位振幅を表面歪振幅に換算した。図中に示した点線は空中における試験結果の分散帯の上下限を示すが、塩水中の結果はこの分散帯の下限線のまわりに分布しており、この傾向はとりわけ長寿命領域において顕著である。応力波形の影響については、5分保持の台形波による疲労強度は三角波のそれに比べ若干低下する傾向があるようと思われる。なお材質の影響については空中の場合同様、塩水中でも顕著な有意差は認められなかつた。

##### 3.1.4 結論

5分保持の台形波による疲労強度は、空中においては三角波によるものと比べ有意な差は認められなかつたが、塩水中においては三角波によるものより低下するようである。なお塩水環境が曲げ疲労亀裂発生に及ぼす

影響は長寿命側で見られ、また母材、熱影響部、溶接金属の疲労強度の差は空中および塩水中ともにあまり認められなかつた。

Table 3.1.1 Chemical Composition of a SM41B Steel

(%) (Mill Sheet)

C	Si	Mn	P	S
0.17	0.24	0.71	0.014	0.009

Table 3.1.2 Mechanical Properties of a SM41B Steel

(Mill Sheet)

Tensile Test (G.L.= 200mm)			Impact Test
Y.S.	U.T.S	Elong.	2V Charpy
Kg/mm <sup>2</sup>		%	0°C (Kgm)
28.0	46.0	26.	11.2

Table 3.1.3 Welding Conditions

Wire 1)	Flux	Pass 2)	Current (A)	Voltage (V)	Velocity (cm/min)
YC (4mm)	YF15	1	620	28	38
		2	680	32	43
		3	680	34	45
		4	680	34	48

1) 0.13% C, 0.02% Si, 1.94% Mn (Catalogue)

2) After welding the 2nd pass, deposited metal 4 mm in depth was removed by gas gouging.

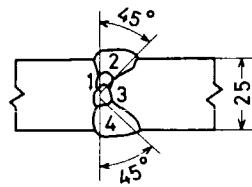


Fig.3.1.1 Details of edge preparation

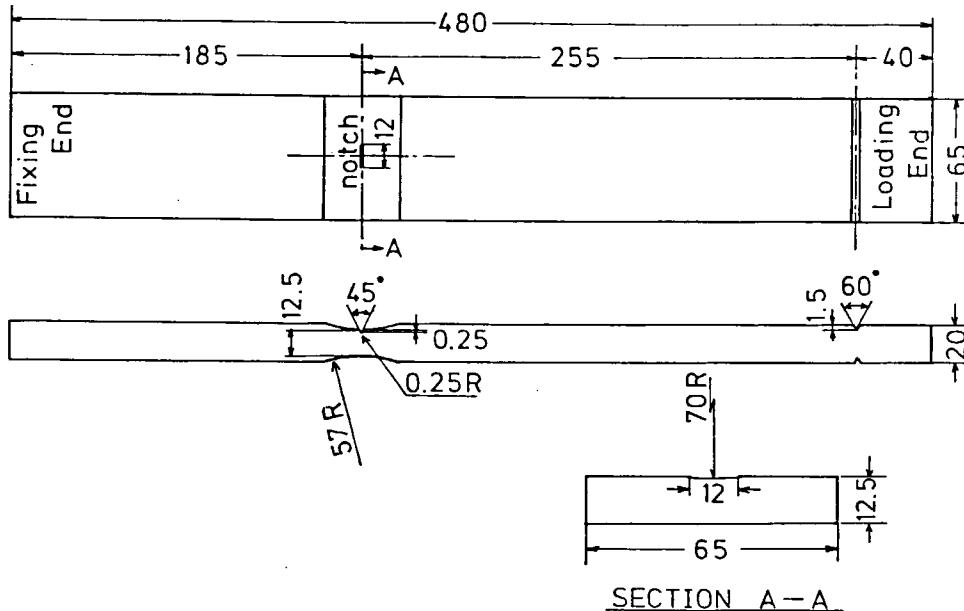
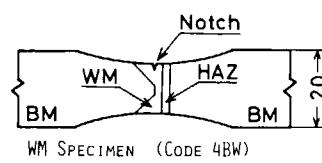
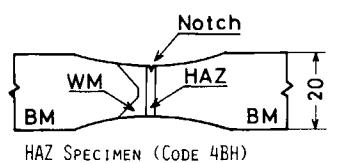


Fig.3.1.2 Base Metal Specimen (Code : 4BB)



Details of the other parts are same as the base metal specimen.

Fig.3.1.3 Test sections of HAZ and Weld Metal Specimens

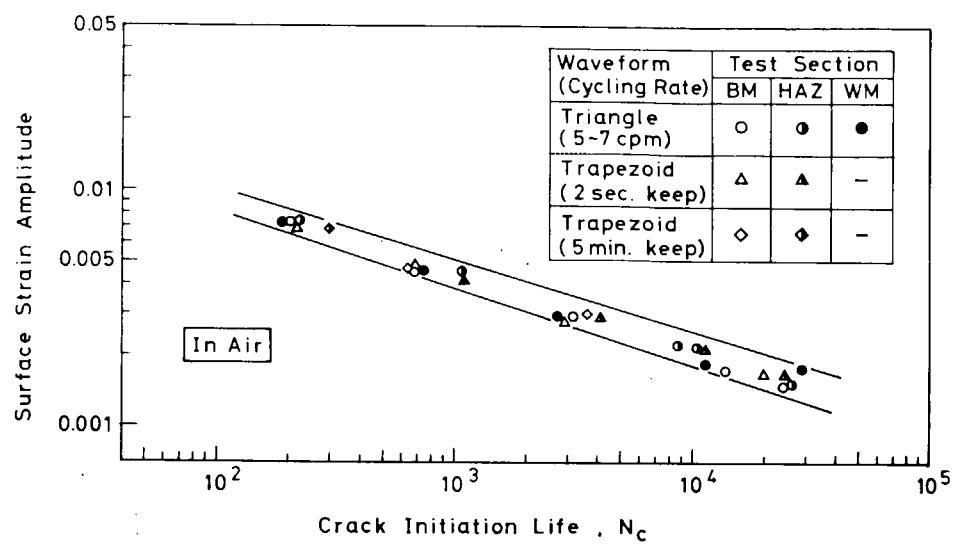


Fig. 3.1.4 Bending Fatigue Test Results in Air

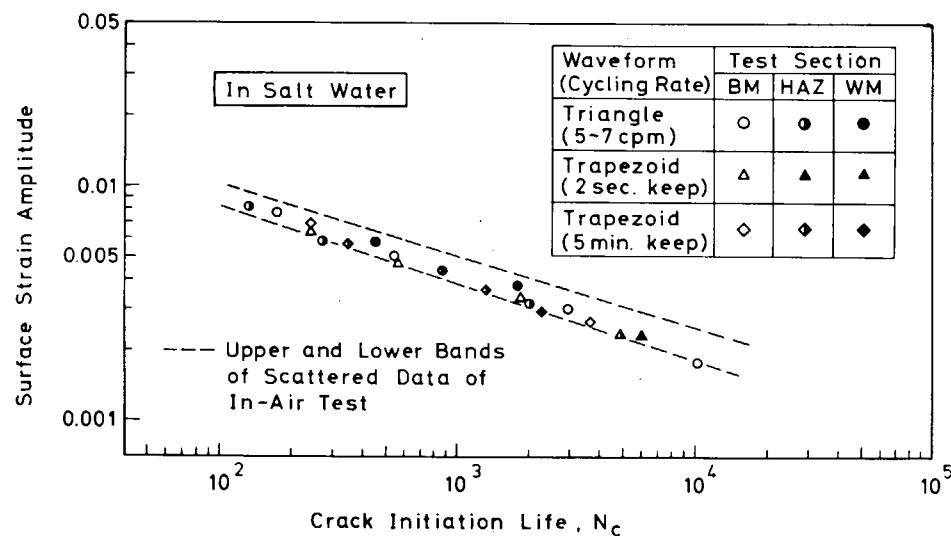


Fig. 3.1.5 Bending Fatigue Test Results in Salt Water

(大阪大学 向井喜彦)

### 3.2 応力繰返し速度

### 3.2.1 緒 言

腐食疲労試験においては、応力繰返し速度の影響の大きいことは、すでに多くの研究<sup>1) 2)</sup>により明らかにされている。本節では造船用鋼板の海水による腐食疲労における応力繰返し速度の影響を検討した。(なお、ここでは小型試験片による破断寿命に関する特性について述べ、割れの伝播特性における応力繰返し速度の影響については、7.1節で述べる)

### 3.2.2 実験方法

供試材料は軟鋼板でその化学組成および機械的性質を Table 3.2.1に示す。これらの板から Fig. 3.2.1に示す寸法の試験片を製作した。

試験は平面曲げ、面内曲げ、回転曲げなどの各方式によつて行なつたが材料、試験片、試験方法などの組合せを Table 3.2.2 に示した。

### 3.2.3 実験結果

各試験における大気中および海水中での結果を Fig. 3.2.2 から Fig. 3.2.4 までに示す。海水中の試験結果はすべて応力繰返し速度の影響が認められ、低速になる程寿命が短くなる。

この傾向を明示するために、速度ランクの多い平面曲げ試験結果（Fig. 3.2.2）および切欠付回転曲げ試験結果（Fig. 3.2.4）について、 $\sigma_a \sim f$ ， $\sigma_a \sim N_f$ ， $f \sim N_f$ ， $\sigma_a \sim t_f$ ， $f \sim t_f$  の各線図に引きなおすと、Fig. 3.2.5 Fig. 3.2.6 Fig. 3.2.7 Fig. 3.2.8 のようになる。応力繰返し速度の変化により  $N_f$  または  $t_f$  が連続的に変化しているのが認められる。また、平滑材の平面曲げ（Fig. 3.2.5 Fig. 3.2.6）と切欠材の回転曲げ（Fig. 3.2.7 Fig. 3.2.8）とでもほど同様の傾向を示しており、試験片や試験方式が変つても基本現象に変化はないものと思われる。

### 3.2.4 考察

腐食疲労の速度効果に関しては、遠藤<sup>3)</sup>、鶴戸口<sup>4)</sup>らの研究をもとに以下のような考え方をすることが出来る。

すなわち、腐食疲劳寿命中の損傷を時間に依存して起るもの（腐食）と応力繰返し回数に依存して起るもの（疲労）に別けるものと仮定する。

<sup>5)</sup> 遠藤らは腐食疲労による疲労強度の低下は腐食のために表面に生じた欠陥の切欠効果による考え方、腐食疲労による切欠き効果または腐食効果  $k_c$  を定義し、 $k_c$  による整理によつて腐食疲労を合理的に説明しうることを示した。

いま、 $k_c$  を

$$k_c = \frac{\text{同一寿命 } N_f \text{ における腐食をうけない時の応力 } \sigma}{\text{腐食をうけた時の応力 } \sigma_c} \quad \dots \dots \dots \quad (3.2.1)$$

と定義し、上述の概念を次式のように表現されうるものとする。

ここで  $t_0$  は寿命時間 A,  $n_1$  は定数である。

Fig. 3.2.2(c) に示す平面曲げ試験結果および Fig. 3.2.3 に示す平滑材の回転曲試験結果について、この思

想による実験式化を試みた。

すなわち、それぞれの図で各繰返し速度に対する  $k_c$  を求めて、その繰返しに相当する腐食時間  $t_o$  に對しプロットするとそれぞれ Fig. 3.2.9 ~ Fig. 3.2.10 のようになる。この結果より各繰返し数に対して、ほぼ平行な直線関係があり、各々の繰返し数  $N_f$  に對する A の値を求めてプロットすると Fig. 3.2.11 および Fig. 3.2.12 のようになり  $N_f$  と A の間には

$$A = B N_f^{n_2} \quad \dots \quad (3.2.3)$$

の関係がある。

ここで、 $N_f$  は破断繰返し回数、B,  $n_2$  は定数である。

(3.2.3) 式を (3.2.2) 式に代入すると

$$k_c = 1 + B t_o^{n_1} N_f^{n_2} \quad \dots \quad (3.2.4)$$

となる。また  $N_f = f \cdot t_o / 60$  であるから (3.2.4) 式は

$$k_c = 1 + \frac{B}{60^{n_2}} \cdot f^{n_2} t_o^{(n_1 + n_2)} \quad \dots \quad (3.2.4')$$

または

$$k_c = 1 + 60^{n_1} \cdot B \frac{1}{f^{n_1}} \cdot N_f^{(n_1 + n_2)} \quad \dots$$

と書きあらためることができる。

Fig. 3.2.2 および Fig. 3.2.3 は次の式で示すことが出来る。

平面曲げの場合 (Fig. 3.2.2)

$$k_c = 1 + 4.38 \times 10^{-5} t_o^{0.39} N_f^{0.36} \quad \dots \quad (3.2.5)$$

または

$$k_c = 1 + 4.38 \times 10^{-5} \times 60^{0.39} N_f^{0.75} / f^{0.39} \quad \dots$$

回転曲げの場合 (Fig. 3.2.3)

$$k_c = 1 + 1.08 \times 10^{-2} t_o^{0.11} N_f^{0.11} \quad \dots \quad (3.2.6)$$

または

$$k_c = 1 + 1.08 \times 10^{-2} \times 60^{0.11} N_f^{0.22} / f^{0.11} \quad \dots$$

(3.2.5) 式および (3.2.6) 式を用いて各  $N_f$ ,  $t_o$  に對する  $k_c$  を計算し、Fig. 3.2.3 から得られた実験結果と対比すると Table 3.2.3 のようになり、すべての場合について比較的よい一致が認められた。

(3.2.5) 式または (3.2.6) 式により実験の困難な低速長寿命側の強度を予測することができる。

### 3.2.5. 結 言

平面曲げならびに回転曲げによる腐食疲労試験における速度効果について検討した次の各項が明らかになつた。

- (1) 腐食疲労試験においては、応力繰返し速度がおそくなると同じ応力振幅でも破断繰返し回数 ( $N_f$ ) は少なくなる。また、破断までの時間 ( $t_o$ ) は逆に長くなる。
- (2) 腐食疲労強度の大気中疲労強度からの減少率  $k_c$  ( $= \frac{\sigma}{\sigma_c}$ ) は次の形の式によつて表現することが出来る。ただし各係数は試験方式によつて異なる値をとる。

$$k_c = 1 + B t_o^{n_1} N_f^{n_2}$$

$$k_c = 1 + 6 \cdot 10^{n_1} \cdot B \cdot \frac{1}{f^{n_1}} \cdot N_f^{(n_1 + n_2)}$$

## 文 献

- 1) 遠藤、駒井、中垣 : 機械学会論文集 34 (1968) 44
- 2) M. R. Gross : J. Naval Engng., 75 (1963). 783
- 3) 遠藤、宮尾 : 機械学会、論文集 24-139 (昭和 33) 167
- 4) 鶴戸口、大塚 : 材料、22-234 (昭和 48-3), 249

Table 3.2.1. Chemical composition and mechanical properties

Steel mark	Steel type	Chemical composition (%)					mechanical properties				
		C	S1	Mn	P	S	Yielding point (kg/mm <sup>2</sup> )	Tensile strength (kg/mm <sup>2</sup> )	Elongation (%)	Reduction of area (%)	
A	SS41	0.15	0.17	0.43	0.016	0.015	33.1	45.3	40.4	53.2	KHI
B	SM41	0.14	0.00	0.49	0.010	0.014	31.7	46.6	42.0		Yokohama Univ.
C	SM41A	0.15	0.05	1.00	0.001	0.019	34	48	26		Hiroshima Univ.
D	SM41A	0.18	0.03	1.00	0.010	0.030	26.1	45.8	41.6	70.4	Osaka Univ.

Table 3.2.2. Test condition

Test No.	Steel mark	Specimen type	Loading type	f (cpm)	Environment	
1	A	a	Bending	1750	In air	KHI
2	A	a	"	60	"	"
3	B	b	"	3000	"	Yokohama Univ.
4	B	b	"	20	"	"
5	B	c	"	1450	"	"
6	B	c	"	30	"	"
7	C	d	"	1900	"	Hiroshima Univ.
8	A	a	"	1750	3%NaCl Wet-dry	KHI
9	A	a	"	60	"	"
10	C	d	"	1900	3%NaCl Immersion	Hiroshima Univ.
11	B	b	"	3000	"	Yokohama Univ.
12	B	b	"	20	"	"
13	D	e	Rotat. bending	1800	In air	Osaka Univ.
14	D	e	"	10	"	"
15	D	e	"	1800	3%NaCl Immersion	"
16	D	e	"	10	"	"
17	D	f	"	1800	3%NaCl Dripping	"
18	D	f	"	160	"	"
19	D	f	"	10	"	"
20	D	f	"	15	"	"
21	D	f	"	1800	In air	"

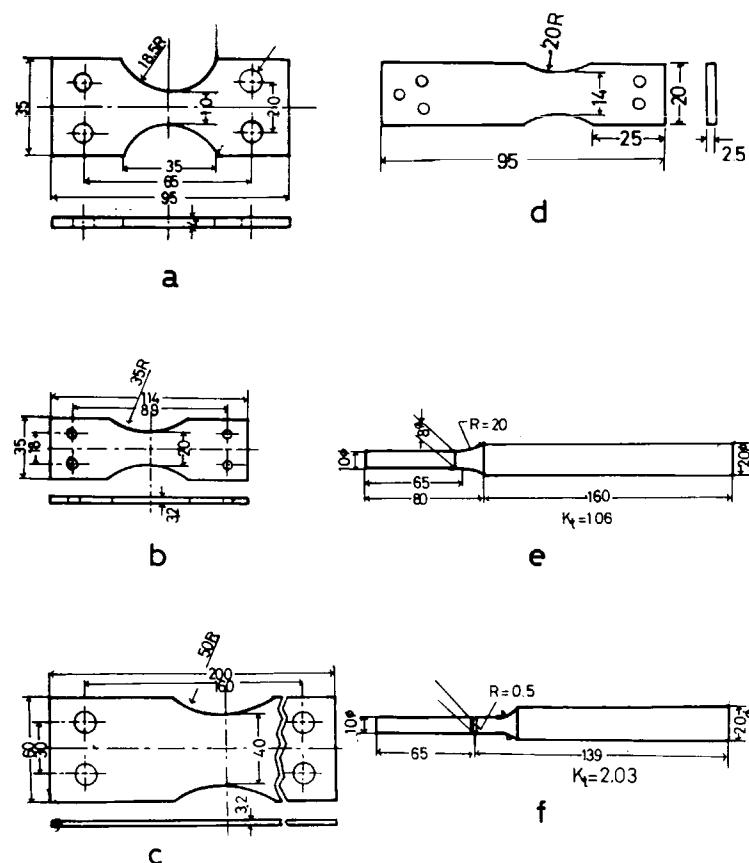


Fig 3.2.1 Dimensions of test specimens (mm)

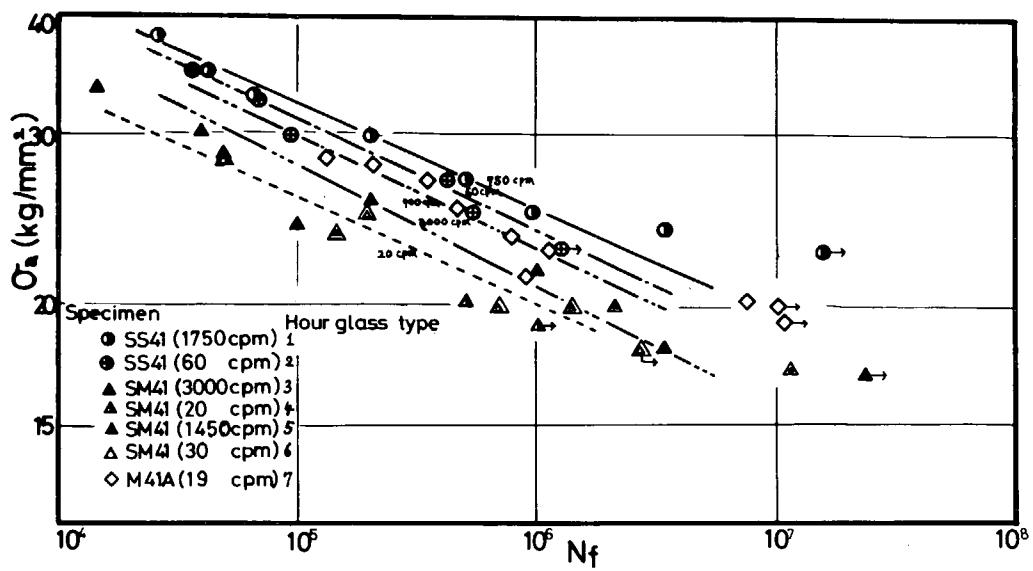


Fig 3.2.2(a) Nominal stress amplitude vs. number of cycles to failure (In air)  
(Test No. 1 ~ 7 )

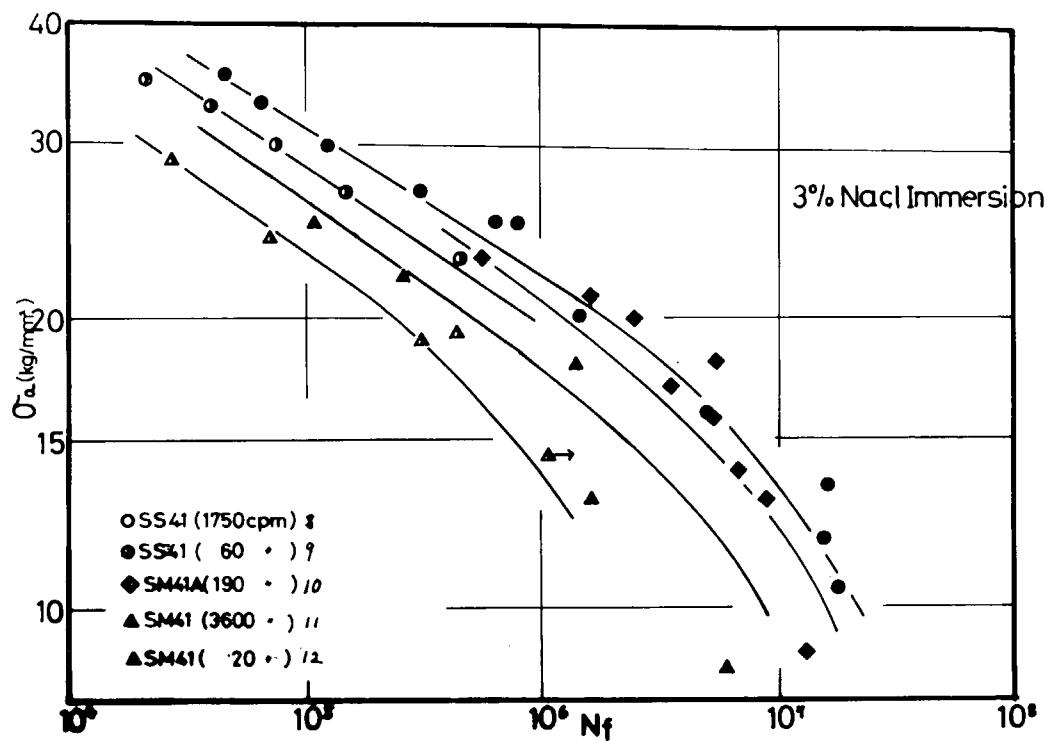


Fig 3.2.2 (b) Nominal stress amplitude vs. number of cycles to failure  
(in 3% NaCl solution)(Test No. 8~12)

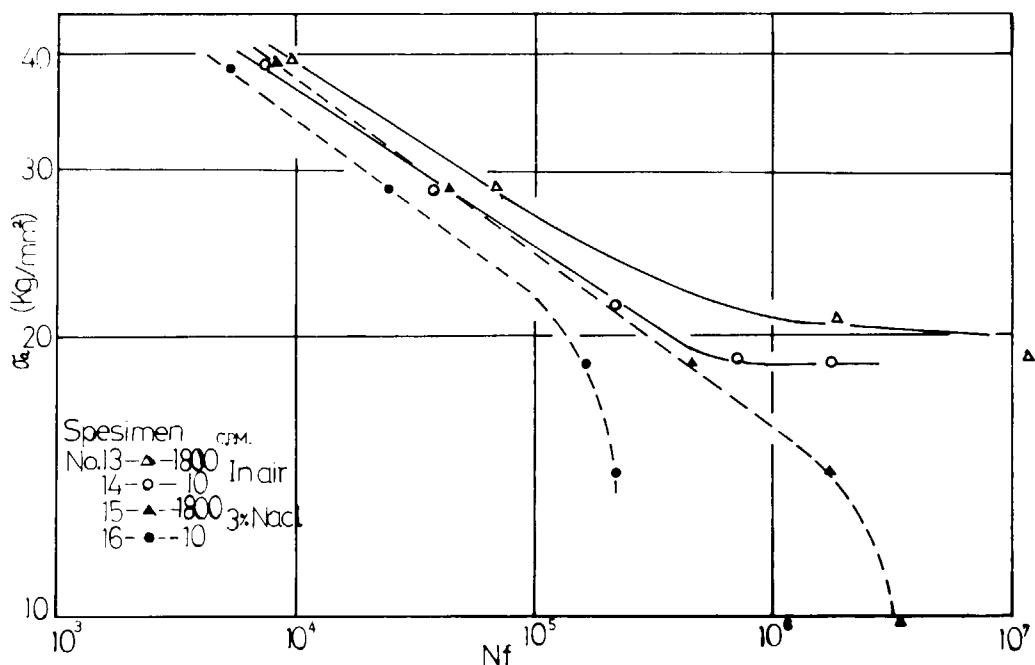


Fig 3.2.3 Nominal stress amplitude vs. number of cycles to failure  
(Rotational bending test) (Test No. 13~16)

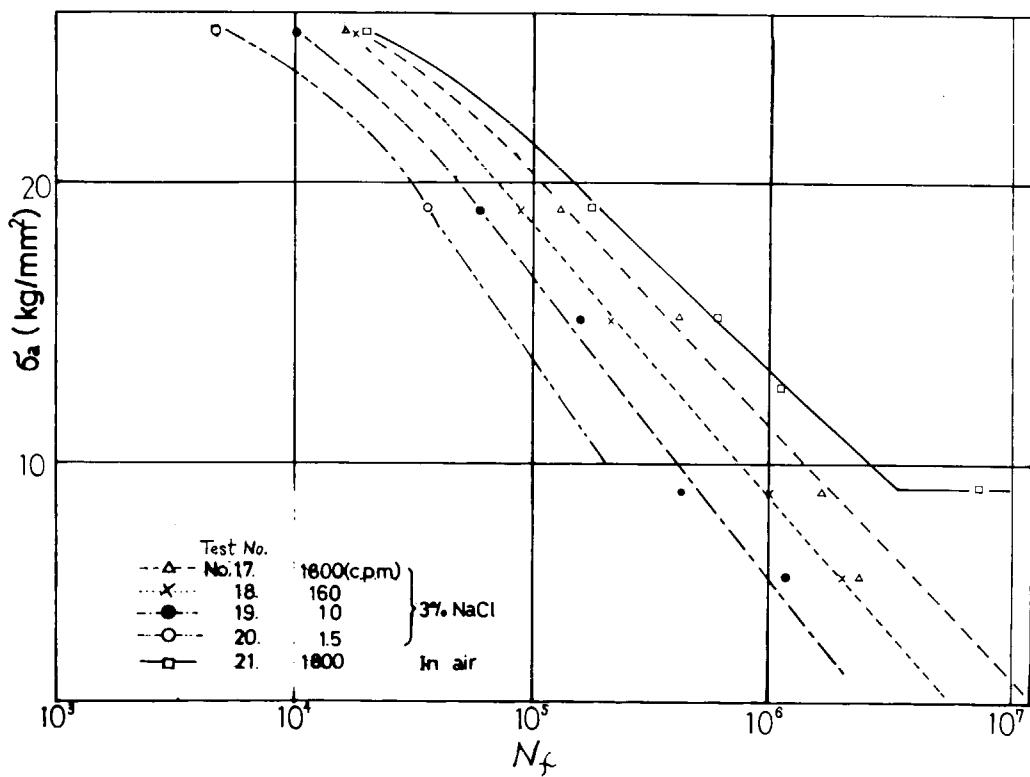


Fig 3.2.4 Nominal stress amplitude vs. number of cycles to failure  
(Test No. 17~21)

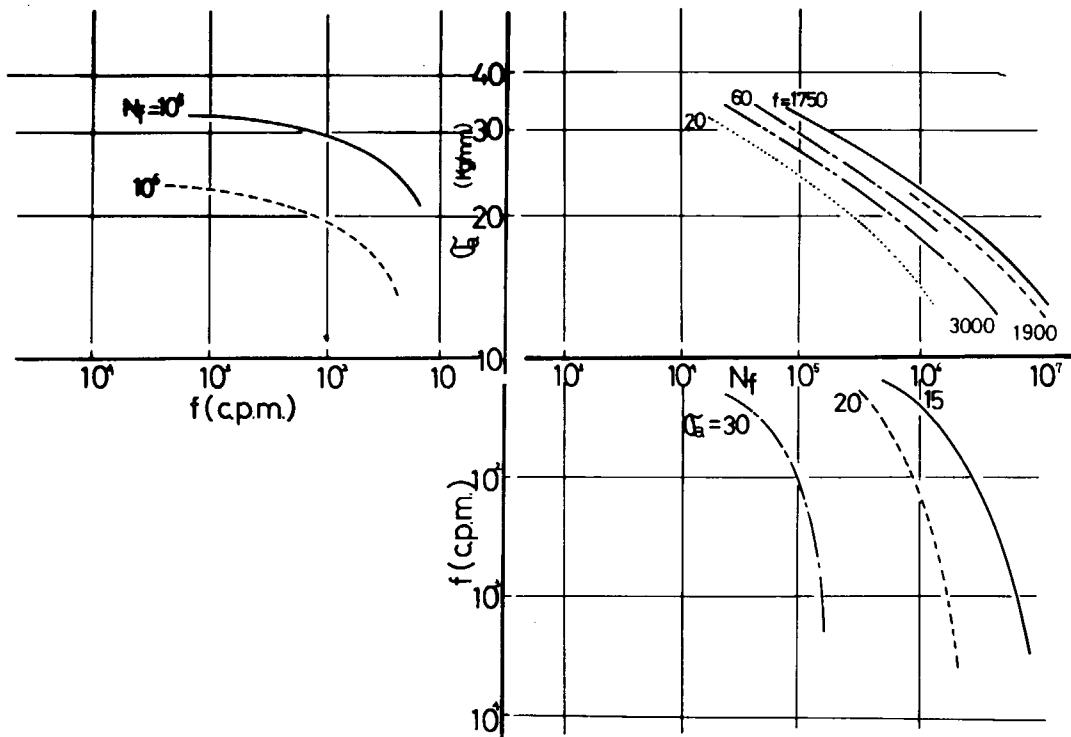


Fig 3.2.5 Correlation between  $N_f$ ,  $\sigma_a$  and  $f$  for facial bending corrosion fatigue test. (Test No. 8~12)

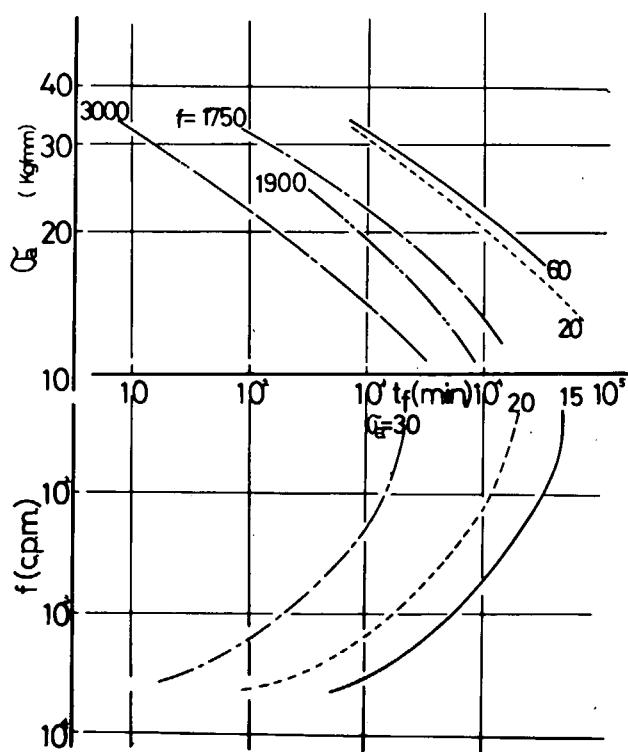


Fig. 3.2.6 Correlation between  $t_f$ ,  $\sigma_a$  and  $f$  for facial bending corrosion fatigue test. (Test No. 8~12)

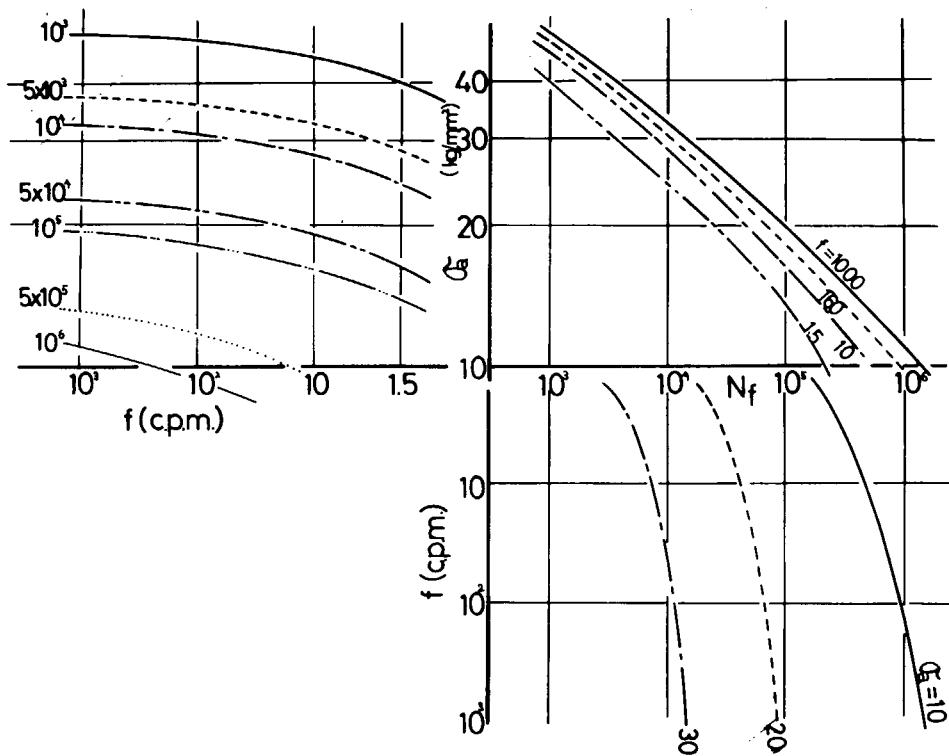


Fig. 3.2.7 Correlation between  $N_f$ ,  $\sigma_a$  and  $f$  for rotational bending corrosion fatigue test. (Test No. 17~20)

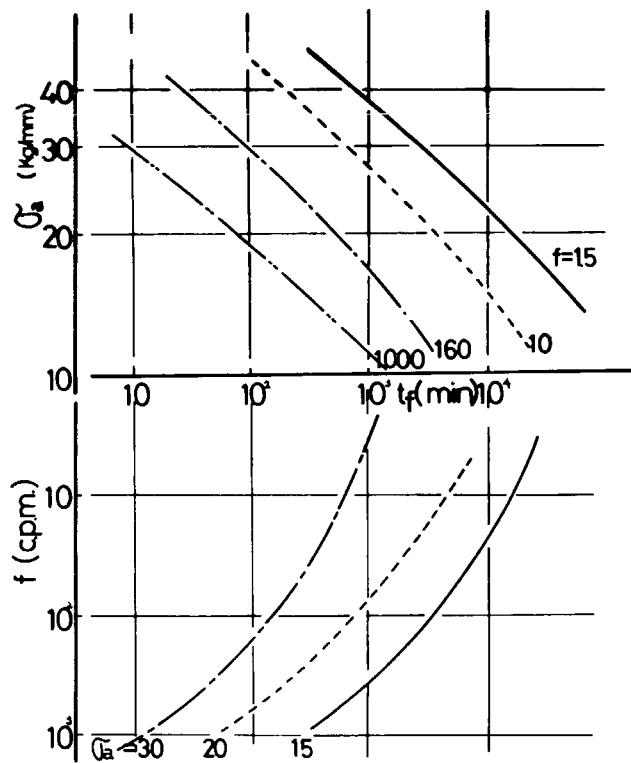


Fig 3.2.8 Correlations between  $t_f$ ,  $\sigma_a$  and  $f$  for rotational bending corrosion fatigue test. (Test No.17~20)

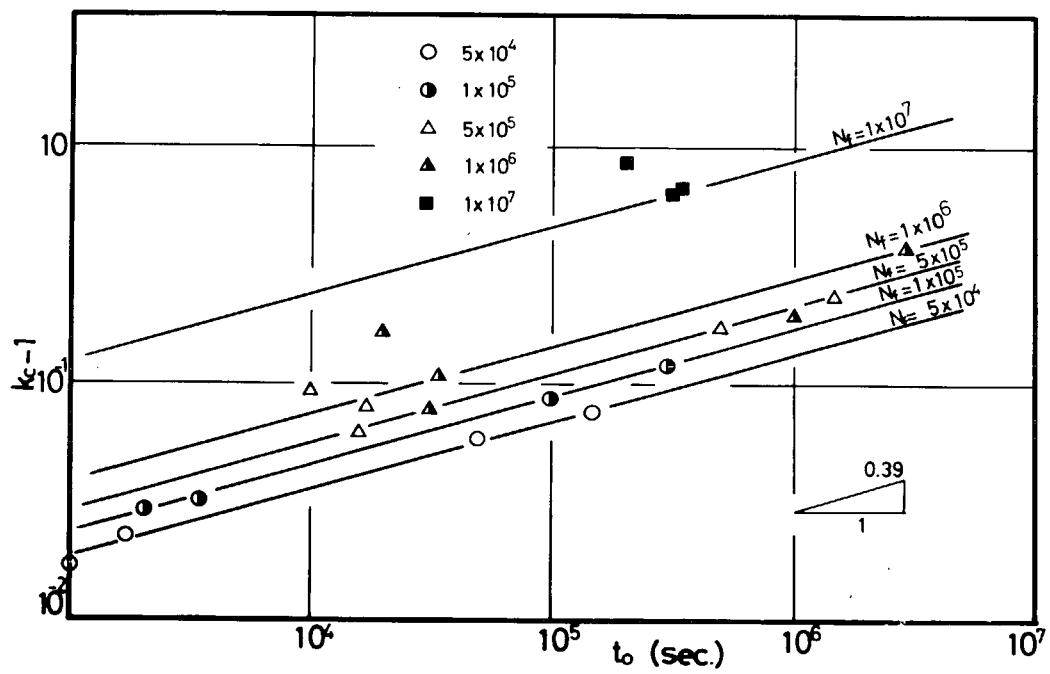


Fig 3.2.9 Relation between  $k_c - 1$  and  $t_0$  (Test No.1~12)

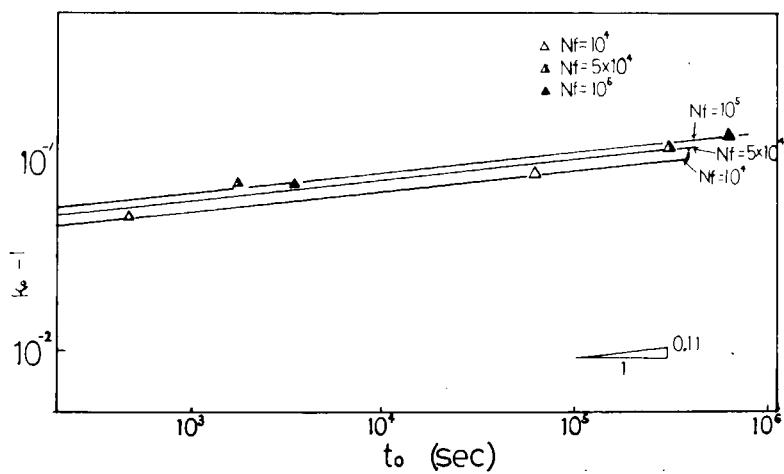


Fig 3.2.10 Relation between  $k_c - 1$  and  $t_0$  (Test No.13~16)

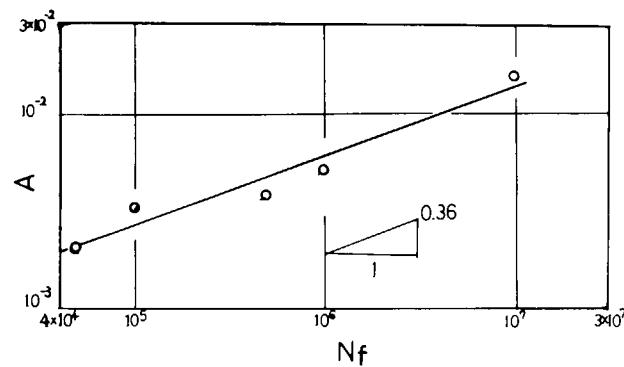


Fig 3.2.11 Relation between A and  $Nf$  (Test No.1~12)

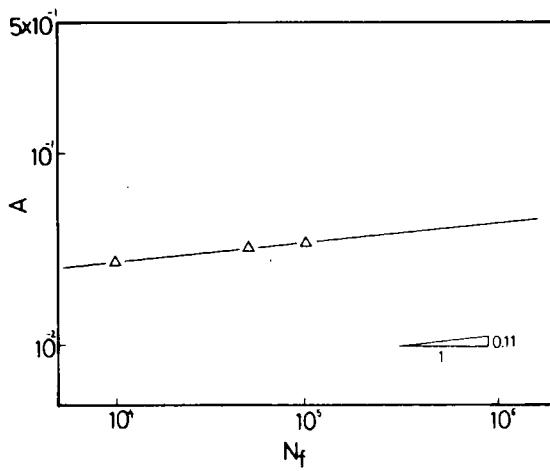


Fig 3.2.12 Relation between A and  $Nf$  (Test No.13~16)

Table 3.2.3 Test Results (Facial bending test)

		(In air)	(3%NaCl)	Corrosion time	Effect of Corrosion	Calculated		
cpm	N <sub>f</sub>	$\delta$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\delta_c$ (kg/mm <sup>2</sup> )	t <sub>0</sub> (sec)	K <sub>c</sub> ( $\delta/\delta_c$ )	K <sub>c-1</sub>	K <sub>c</sub> *	$\delta_c$ *
1750	$5 \times 10^4$	35	34.2	$1.71 \times 10^3$	1.023	0.023	1.019	34.3
	$10^5$	32.5	31.5	$3.43 \times 10^3$	1.032	0.032	1.029	31.6
	$5 \times 10^5$	27	25	$1.71 \times 10^4$	1.082	0.082	1.084	24.9
	$10^6$	25	22.5	$3.43 \times 10^4$	1.111	0.111	1.131	22.1
	$10^7$	23	13.5	$8.43 \times 10^5$	1.704	0.704	1.584	14.5
	$10^8$	23	—	$3.43 \times 10^6$	—	—	3.61	6.4
	$10^9$	23	—	$3.43 \times 10^7$	—	—	12.7	1.8
60	$5 \times 10^4$	34	32	$5.0 \times 10^4$	1.060	0.060	1.050	32.4
	$10^5$	31	28.5	$10^5$	1.088	0.088	1.078	28.8
	$5 \times 10^5$	26	22	$5.00 \times 10^5$	1.182	0.182	1.22	21.3
	$10^6$	24	20	$10^6$	1.20	0.20	1.35	17.8
	$10^7$	24	—	$10^7$	—	—	2.55	9.4
	$10^8$	24	—	$10^8$	—	—	7.95	3.0
	$5 \times 10^4$	29.5	29	$1.0 \times 10^3$	1.017	0.017	1.016	29.0
3000	$10^5$	27	26.2	$2.0 \times 10^3$	1.030	0.030	1.025	26.3
	$5 \times 10^5$	23	21	$1.0 \times 10^4$	1.095	0.095	1.072	21.5
	$10^6$	21	18	$2.0 \times 10^4$	1.17	0.17	1.11	18.9
	$10^7$	17	9	$2.0 \times 10^5$	1.89	0.89	1.50	11.3
	$10^8$	17	—	$2.0 \times 10^6$	—	—	3.23	5.3
	$10^9$	17	—	$2.0 \times 10^7$	—	—	10.95	1.6
	$5 \times 10^4$	28	26	$1.50 \times 10^5$	1.077	0.077	1.068	26.2
20	$10^5$	26	23.5	$3.0 \times 10^5$	1.106	0.106	1.107	23.5
	$5 \times 10^5$	21	17	$1.5 \times 10^4$	1.240	0.240	1.306	16.1
	$10^6$	19.5	14	$3.0 \times 10^6$	1.310	0.310	1.480	13.2
	$10^7$	19.5	—	$3.0 \times 10^7$	—	—	3.13	6.2
	$10^8$	19.5	—	$3.0 \times 10^8$	—	—	10.54	1.8
								Univ. Yokohama

cpm	$N_f$	(In air)	(3%NaCL)	Corrosion time	Effect of Corrosion		Calculated		Hiroshima Univ.
		$\delta$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\delta_c$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$t_0$ (sec)	$K_c(\delta/\delta_c)$	$K_{c-1}$	$K_c \times$	$\delta_c \times$	
1900	$5 \times 10^4$	33	—	$1.58 \times 10^3$	—	—	1.018	32.4	Hiroshima Univ.
	$10^5$	30	—	$3.16 \times 10^3$	—	—	1.029	29.2	
	$5 \times 10^5$	25	23.5	$1.50 \times 10^4$	1.063	0.063	1.082	23.1	
	$10^6$	23	21.5	$3.16 \times 10^4$	1.069	0.069	1.130	20.4	
	$10^7$	20	12.0	$3.16 \times 10^5$	1.667	0.667	1.570	12.7	
	$10^8$	20	—	$3.16 \times 10^6$	—	—	3.550	5.6	
	$10^9$	20	—	$3.16 \times 10^7$	—	—	12.40	1.6	

(Rotational bending test)

10	$10^4$	36.5	34	$6 \times 10^4$	1.074	0.074	1.10	33.2	Osaka Univ.
	$5 \times 10^4$	28	25.2	$3 \times 10^5$	1.111	0.111	1.14	24.6	
	$10^5$	25	22	$6 \times 10^5$	1.136	0.136	1.16	21.6	
	$5 \times 10^5$	19.2	—	$3 \times 10^6$	—	—	1.23	15.6	
	$10^6$	18.5	—	$6 \times 10^6$	—	—	1.27	14.6	
	$5 \times 10^6$	18.5	—	$3 \times 10^7$	—	—	1.38	13.4	
1800	$10^4$	39	37	$3.33 \times 10^2$	1.054	0.054	1.06	36.8	Osaka Univ.
	$5 \times 10^4$	30.5	28	$1.67 \times 10^3$	1.089	0.089	1.08	28.2	
	$10^5$	27	24.5	$3.33 \times 10^3$	1.102	0.102	1.09	24.8	
	$5 \times 10^5$	22	18.2	$1.67 \times 10^4$	1.209	0.209	1.13	19.5	
	$10^6$	21	16	$3.33 \times 10^4$	1.313	0.313	1.15	18.3	
	$5 \times 10^6$	20	8	$1.67 \times 10^5$	2.500	1.500	1.21	16.5	

### 3.3 重畠波

#### 3.3.1 緒 言

船体構造の腐食疲労を問題にするとき、その部材からうける外力を把握する必要がある。船体のうける応力には、積荷、波浪、局部的な機械振動、その他によるものが予想されるが、それぞれの応力が単独に繰返し負荷されるものは少なく各々が重畠した複雑なランダム応力をうけることが予想される。例えば積荷による一次応力に、波浪による二次応力が重畠している場合、波浪による一次応力に局部的な振動応力が二次応力として重畠している場合等である。

そこで本項は、腐食環境下でこのような重畠波をうける場合の腐食強度について検討した。

#### 3.3.2 供試材、試験機及び実験方法

供試材は、SS41鋼（チャージ3種、以下SS41-A, SS41-B, SS41-Cとする）で、化学成分、機械的性質をTable 3.3.1に示す。SS41-A材を用い、Fig. 3.3.1(a)のような形状をもつ引張圧縮疲労試験片を、SS41-B, SS41-C材を用いてFig. 3.3.1(b)のような形状をもつ平面曲げ疲労試験片を製作した。試験片はいずれも平滑試験片である。

疲労試験機は、Fig. 3.3.1(a)については最大荷重容量20TONの電気油圧式腐食疲労試験機を用い、変位制御低サイクル疲労試験をおこなつた。Fig. 3.3.1(b)については、4Kg-mシエンク式平面曲げ疲労試験機を改良した複合波平面曲げ腐食疲労試験機を用いた。

腐食方法は、引張圧縮腐食疲労試験では試験片の周囲に設けた腐食槽に天然海水を循環せしめ、液温は重畠波の実験においては20°Cに保持して行なつた。平面曲げについては、腐食液は3%NaClを用い、腐食槽に液を循環させ、腐食方法は5min-Wet-Dryとし、Dryの場合はプロアーにて1分間強制乾燥をおこなつた。この場合の液温は室温で、10°C～20°Cの範囲であつた。

負荷波形としては、SS41-A材については、Fig. 3.3.2(a)に示すようなA,B,C 3種類の重畠波形で、台形波の一次波に正弦波の二次波が重畠するものである。一次波と二次波のひずみ振幅比 $\epsilon_2/\epsilon_1$ は波形AとCでは1.0、波形Bでは0.5とし、また繰返し速度はAとBの波形では一次波を1/60cpm、二次波を9cpmとし、Cの波形については、一次波を1/120cpm、二次波を9cpmとした。なお両振り波形Oは9cpmの繰返し速度で実験した。平面曲げにおける負荷波形は、Fig. 3.3.2(b)に示すもので、正弦波に正弦波を重畠させた。一次波、二次波の繰返し速度はSS41-B材については一次波を36cpm、二次波を3600cpmとし、SS41-C材については一次波を1/15cpm、二次波を120cpmとして実験をおこなつた。

この場合、一次波の応力を $\sigma_1$ 、二次波の応力を $\sigma_2$ とすると $\sigma_1 + \sigma_2 = \sigma_{\max}$ を一定とし、応力比 $m$   
 $(=\sigma_2/\sigma_{\max})$ を種々にかえて実験した。SS41-B材は $\sigma_{\max} = 36 \text{ Kg/mm}^2$ 、SS41-C材については $\sigma_{\max} = 30 \text{ Kg/mm}^2$ 一定とした。

#### 3.3.3 重畠波形をうける部材の腐食疲労寿命推定の考え方およびそれぞれの方法に対する実験整理結果

重畠波形をうける部材の腐食疲労寿命推定法について、ここでは以下に述べる方法により実験結果を整理検討した。

##### (1) 等価繰返し数法による寿命推定の考え方<sup>1)</sup>

この方法は、例えばFig. 3.3.2(b)のような二重々疊波形をうける場合、重畠波による寿命低下をFig.

3.3.3 のようにして行なう方法である。すなわち ( $\sigma_1 + \sigma_2$ ) の応力で  $\sigma_2 = 0$  の場合 (Fig. 3.3.3 の  $m = 0$  に相当する) のき裂入り、または破断までの繰返し数 ( $N$ ) を基準にしたときの寿命低下の割合を求めるために、A を原点におき、A 点の繰返し数の  $1/n$  を B 点にとる。(A 点は、 $m = 0$  の線上に、B 点は  $m = 1.0$  の線上にとる) ここで、 $n$  は一次波にのる二次波の山の数を表わす。この場合、縦軸に応力比  $m$  を真面目盛でとり、横軸に寿命減少比  $\alpha$  を対数目盛でとる。ここで寿命減少比  $\alpha$  は

$$\alpha = \bar{N} / N \quad (3.3.1)$$

ここで  $\bar{N}$  ; 一次波で勘定した重複波形下の繰返し寿命

$N$  ; 応力振幅が ( $\sigma_1 + \sigma_2$ ) のときの一定応力での繰返し寿命

として表わした。A 点と B 点を直線で結び応力比  $m$  がわかれば Fig. 3.3.3 のようにして C 点を得、これから寿命の減少割合  $\alpha$  を求めることができる。ここで  $m$  は

$$m = \sigma_2 / (\sigma_1 + \sigma_2) \quad (3.3.2)$$

$\sigma_1$  ; 一次波の応力振幅

$\sigma_2$  ; 二次波の応力振幅

(a) 等価繰返し数法による実験整理結果

Fig. 3.3.4<sup>2)</sup> は SS41-A 材について、Fig. 3.3.2(a) の重複波形 A, B について整理した結果である。この場合、一次波の塑性ひずみ範囲を  $\epsilon_{P1}$ 、二次波の塑性ひずみ範囲を  $\epsilon_{P2}$  とし、縦軸に最大塑性ひずみ範囲  $\epsilon_{Pmax} = \epsilon_{P1} + \epsilon_{P2}$  に対する二次波の塑性ひずみ範囲  $\epsilon_{P2}$  をとつた。なお塑性ひずみ範囲  $\epsilon_P$  は次式によつて計算した。

$$\Delta \epsilon_t = \epsilon_P + \frac{2}{3} (1 + \mu) \frac{\Delta \sigma}{E} \quad (3.3.3)$$

ここで、 $E$  ; ヤング率

$\epsilon_P$  ; 塑性ひずみ範囲

$\Delta \epsilon_t$  ; 全ひずみ範囲

$\mu$  ; ポアソン比

$\Delta \sigma$  ; 応力範囲

Fig. 3.3.4において“○”印は空中、“●”印は海水中での整理結果である。 $\epsilon_{P2}/\epsilon_{Pmax} \approx 0.5$  で空中の場合は、若干 A-B 線より危険側の寿命減少が得られた。海水中の場合は空中と同程度のよう、腐食による影響は顕著でない。 $\epsilon_{P2}/\epsilon_{Pmax} \approx 0.3$  では、空中の場合はほぼ A-B 線上に植点されるようである。海水中の場合は、空中の場合に比べて若干寿命減少割合が大きいようである。

Fig. 3.3.5<sup>2)</sup> は同材について、Fig. 3.3.2(a) の C の波形に対する実験結果を示す。 $\epsilon_{P2}/\epsilon_{Pmax} \approx 0.5$  に対する実験結果のみであるが、この場合も Fig. 3.3.4 と同様の傾向を示し、A-B 線で推定される寿命減少割合よりも若干危険側に植点されるようである。

また、腐食環境下における重複波による寿命減少は、空中に比べて若干大きいようであるが、バラツキを考慮するとほとんど差がないと思われる。

Fig. 3.3.6<sup>3)</sup> は、平面曲げにおける重複波形下の実験結果で一次波が 36 cpm、二次波が 360 cpm の場合である。Dry の場合は、ほぼ A-B 線で寿命減少割合は推定されると考えられるが、Wet-Dry の

場合は  $m < 0.5$  のとき  $\overline{N}$  に比べて寿命減少割合が大きい。とくに  $m$  が小さい場合は、 $\overline{AB}$  線で推定される寿命減少割合より非常に小さい結果がえられた。ここで  $m = 0$  の場合は、Dry の場合、繰返し速度の影響を無視して、(3.3.1) 式の  $\overline{N} = N$  として求めているが、Wet-Dry の場合は、36 cpm と 3600 cpm では明らかに速度効果による寿命は異なると考えられ、繰返し数で整理した場合は、同じ公称応力でも前者の繰返し速度での寿命が、後者に比べて低いことが考えられる。このため 36 cpm で Wet-Dry の実験結果を必要とするが、3.2 節での平面曲げに対する速度効果の実験式(3.2.5式)を用いて、36 cpm に対する S-N 線図を推定し、 $\sigma_{max} = 36 \text{ Kg/mm}^2$  に対する寿命を求めて、3600 cpm での  $\sigma_{max} = 36 \text{ Kg/mm}^2$  の寿命との比を求める、Fig. 3.3.6 の A' 点が求まる。Wet-Dry での重複波形下の寿命減少割合を示す実験結果は、A' 点と B 点を直線で結んだ、Fig. 3.3.6 の破線上にほぼプロットされるようである。

<sup>4)</sup> Fig. 3.3.7 は一次波が 1/15 cpm、二次波が 120 cpm の場合に対する実験結果である。Fig. 3.3.6 と同様にして求めた A' 点と B 点を結んだ直線と  $\overline{AB}$  線との間に Wet-Dry の実験結果はなり、 $\overline{AB}$  線で推定される寿命減少割合よりも安全側となる結果となつた。

## (2) 重複波形をレンジペア的に波形を変換して寿命を推定する考え方

等価繰返し数法で整理した場合、 $\overline{AP}$  波からはずれる実験点で、 $\alpha$  の大きい側にはずれる場合は  $\overline{AB}$  線で寿命を推定しておけば安全側であるが、逆に  $\overline{AB}$  線より  $\alpha$  の小さい側に点がばらつくものがある場合は危険側となるので問題となり、この点に対する寿命推定法が必要である。そこでまず二重々疊波形をレンジペア的に波形を変換して、一種の二段多重の変動荷重の試験のように考えて寿命推定をおこなつた。二重々疊波形をレンジペア的に波形を変換するということは、Fig. 3.3.8 のように考えることである。すなわち、Fig. 3.3.8(a) に示す二重々疊波形を同図(b) のように  $\sigma_{max}$  が 1 回に、 $\sigma_2$  が  $(n-1)$  回負荷されると考える。このように波形を変換して、以下に示す方法により実験結果を整理した。

### (a) 線形被害則にもとづく整理結果

重複波形を Fig. 3.3.8 のように波形を変換したとき、破断寿命は線形被害則が成立すると仮定すれば

$$n_1 / N_1 + (n_2 - n_1) / N_2 = 1 \quad (3.3.4)$$

として与えられる。ここで  $N_1$  は  $\sigma_{max}$  (あるいは  $\epsilon_{Pmax}$ ) のみ繰返されたときの両振り波形における破断繰返し数、 $n_1$  は重複波形での  $\sigma_{max}$  における破断までの繰返し数、 $n_2$  は重複波形での二次波の応力  $\sigma_2$  (あるいは  $\epsilon_{P2}$ ) での破断までの繰返し数を表す。 $N_2$  は  $\sigma_2$  が単独に作用したと考えたときに期待できる破断寿命である。(3.3.4) 式を変形して  $N_2$  を求めると

$$N_2 = \frac{n_2 - n_1}{1 - \frac{n_1}{N_1}} \quad (3.3.5)$$

となる。

Fig. 3.3.9 は空中における引張圧縮での実験整理結果で、図中の実線は空中における一定振幅 ("○"印に対する) での実験結果を示す S-N 線図である。この結果 (3.3.5) 式を用いて  $\epsilon_{P2} - N_2$  による整理は、ほぼ図中の実線上にばらつくようである。

Fig. 3.3.10 は海水中における同様の実験結果である。海水中の場合も、空中と同様  $\epsilon_{P2} - N_2$  の

実験整理では、海水中の一定振幅の S-N 線上に実験点はばらつくことがわかつた。

Fig. 3.3.1 1 は、平面曲げにおける重複波形での実験整理結果で、一次波が 36 cpm、二次波が 3600 cpm の場合である。(3.3.5) 式を用いて  $\sigma_2 - N_2$  線図を求めるに、Fig. 3.3.1 1 が示すように、Dry, Wet-Dry とも一定振幅での S-N 線図よりも非常に危険側に点がばらつくことがわかつた。しかも Wet-Dry の場合での整理結果では、低応力で極端な寿命の低下を示す結果となつた。

Fig. 3.3.1 2 は、Fig. 3.3.1 1 と同様平面曲げの場合で、一次波が 1/15 cpm、二次波が 120 cpm の場合である。この場合は Fig. 3.3.1 1 と違つて Wet-Dry での  $\sigma_2 - N_2$  による整理結果は、Wet-Dry での一定振幅での S-N 線図を延長した線図上、あるいは若干危険側に植点されるようである。Fig. 3.3.1 1 と Fig. 3.3.1 2 の実験整理結果に大きな差があるが、この違いは一次波、二次波の繰返し速度の違い、最大応力振幅  $\sigma_{max}$  の違いがある。Fig. 3.3.9 あるいは Fig. 3.3.10 の引張圧縮での実験整理結果を参考して考察すると、一次波が非常に低速でしかも一次波にのる二次波の山の数が多いと(3.3.5)式を用いて整理した場合は、ほぼもとの一定振幅での S-N 線図上、あるいはその延長上に実験結果は植点されるようで、この場合は二次波の繰返し数が寿命のほとんどをしめているようである。しかしながら、Fig. 3.3.1 1 のように一次波、二次波とも繰返し速度が速い場合は、腐食環境下における重複波による寿命低下はこのような整理方法では非常に大きくなることがわかつた。

#### (b) S-N 線図を修正してその勾配比 $\beta$ を用いて整理する方法<sup>5)</sup>

重複波形を Fig. 3.3.8 のように波形を変換し、以下の仮定に基づいて Fig. 3.3.1 3 に示すようにもとの S-N 線図(図中の AB 線)を修正する(図中の AC 線)方法で結果を整理した。この考え方について述べる。ここで「疲労被害は応力の  $a$  乗に比例し、繰返し数とともに直線的に累積する」と仮定すると次式が得られる。

$$\bar{N} \left\{ (\sigma_1 + \sigma_2)^a + k(n-1)\sigma_2^a \right\} = K \quad (3.3.6)$$

ここで  $a$ ,  $K$  を一定応力振幅の S-N 線図( Fig. 3.3.1 3 の AB 線)

$$N \sigma^a = K \quad (3.3.7)$$

の定数  $a$ ,  $K$  とする。  $k$  は応力  $\sigma_2$  に対する補正係数である。さて、材料の S-N 線図を疲労限以下の応力まで直線で延ばして考えると、

$$N_1 \sigma_1^a = K, \quad N_2 \sigma_2^a = K_1, \quad N_0 \sigma_{max}^a = K \quad (3.3.8)$$

が得られる。

$N_1$ ,  $N_2$ ,  $N_0$  は  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$ ,  $\sigma_{max}$  での繰返し数である。なお  $N_0$  は(3.3.1)式の  $N$  と同一のものであるが、ここではわかりやすいために区別している。

(3.3.1), (3.3.2), (3.3.6), (3.3.8) 式より

$$\alpha \left\{ 1 + k(n-1)m^a \right\} = 1 \quad (3.3.9)$$

となる。次に、Fig. 3.3.1 3 に示すようにもとの S-N 線図 AB を修正して AC とし、これを用いて  $\Sigma(n/N) = 1$  で疲労寿命を推定する Corten-Dolan 流の考え方を導入して、もとの S-N 線図を修正する。

A, B, C 点の座標値を S-N 線図の式に代入して  $a$ ,  $a'$  を求めると

$$\left. \begin{aligned} a &= \log(N_2/N_0) / \log(\sigma_{\max}/\sigma_2) \\ a' &= \log(N_2/kN_0) / \log(\sigma_{\max}/\sigma_2) \end{aligned} \right\} \quad (3.3.10)$$

いま  $\beta$  として

$$\beta = a'/a \quad (3.3.11)$$

を定義すると (3.3.10) 式より

$$\beta = 1 - \log k / \log(N_2/N_0)$$

(3.3.8) 式を用いて

$$\beta = 1 + \log k / a \log m \quad (3.3.12)$$

(3.3.9), (3.3.12) 式より

$$\beta = \left\{ \log(1-a) - \log a - \log(n-1) \right\} / a \log m \quad (3.3.13)$$

(3.3.13) 式により  $\beta$  が求まれば、Fig. 3.3.13 のようにしてととの S-N 線図を修正して疲労寿命の推定ができることになる。

以上の考え方により重複波形の実験結果を S-N 線図勾配修正係数  $\beta$  を用いて整理した。Fig. 3.3.14 は、空中の場合の引張圧縮についての整理結果で、 $\epsilon_{p_2}/(\epsilon_{p_1} + \epsilon_{p_2}) = 0.5$  の場合、 $\beta = 0.65 \sim 1.2$ 、 $\epsilon_{p_2}/(\epsilon_{p_1} + \epsilon_{p_2}) = 0.3$  の場合、 $\beta = 0.75 \sim 1.1$  の範囲に実験点はばらついている。Fig. 3.3.15 は海水中の場合で  $\epsilon_{p_2}/(\epsilon_{p_1} + \epsilon_{p_2}) = 0.5$  で  $\beta = 0.8 \sim 1.3$ 、 $\epsilon_{p_2}/(\epsilon_{p_1} + \epsilon_{p_2}) = 0.3$  で  $\beta = 1.0 \sim 1.2$  の範囲にある。とくに後者は、図からわかるように  $\beta \geq 1.0$  となる実験結果が多い。このことは今回の引張圧縮での海水中における重複波の実験結果は、ほぼ  $\beta = 1.0$  とみなしてもよいのではないかと推定される。

Fig. 3.3.16 は平面曲げの例で、一次波が 36 cpm、二次波が 3600 cpm の場合である。この場合は  $\beta < 1.0$  となり、とくに Wet-Dry で  $m = 0.1$  の場合は  $\beta = 0.17 \sim 0.27$  と非常に小さい値を示し、もとの S-N 線図に対して、非常に危険側に S-N 線図を修正する必要があることを示す。

Fig. 3.3.17 は同じく平面曲げの場合で、一次波が 1/15 cpm、二次波が 120 cpm の例である。Wet-Dry の場合をみると、 $m = 0.3 \sim 0.9$  の範囲で  $\beta = 0.6 \sim 1.2$  の範囲に実験点がばらついており、もとの S-N 線図を若干危険側に修正して寿命を推定する必要があることを示唆している。

### (c) 等価応力—等価繰返し数で整理する方法<sup>6)</sup>

重複波形を Fig. 3.3.8 のように波形を変換し、一種の二段多重の試験とみなし、等価応力—等価繰返し数により整理した。(2)の(a)の方法で作成した Fig. 3.3.9 ~ Fig. 3.3.11 では  $\sigma_{\max}$ 、 $\epsilon_{p\max}$  の影響を加味したものではない。実際にはこの影響も大きいと考えられるので、その点を加味した寿命推定法が必要である。このため変動荷重で一般に使用されている方法を用いて、重複波形を整理するとどうなるかを検討した。

まず、等価応力を求める方法を以下に示す。

いま  $\sigma_i$  なる応力 1 サイクルにより与えられる塑性歪エネルギー ( $\Delta W_i$ ) は次式で与えられると考える。

$$(\Delta W_i) = a \sigma_i^m \quad (3.3.14)$$

ここで、 $a$ 、 $m$  は材料定数である。

この応力が  $n_i$  回作用したとき ( $\Delta W_i$ ) が繰返し数とともに直線的に累積するすれば、この間の総塑

性歪エネルギー  $W_i$  は

$$W_i = a \sigma_i^m n_i \quad (3.3.15)$$

次に応力が  $j$  段に変動してき裂が入つたり、または破断したとすれば、それまでの総塑性エネルギー  $W$  は

$$W = a \sum_{i=1}^j \sigma_i^m n_i \quad (3.3.16)$$

となる。

これと同等な塑性歪エネルギーを与えるような等価応力を  $\sigma_{eq}$  とすると、総繰返し数  $\sum_{i=1}^j n_i$  での総塑性エネルギーは上記と同様に考えて

$$W = a \sum_{i=1}^j \sigma_{eq}^m n_i = a \sigma_{eq}^m \sum_{i=1}^j n_i \quad (3.3.17)$$

となる。 (3.3.16), (3.3.17) 式より等価応力  $\sigma_{eq}$  は

$$\sigma_{eq} = \sqrt{m \sum_{i=1}^j \sigma_i^m n_i / \sum_{i=1}^j n_i} \quad (3.3.18)$$

として与えられる。

$$\text{等価繰返し数は } N_{eq} = \sum_{i=1}^j n_i \quad (3.3.19)$$

となる。

以上で得られた  $\sigma_{eq}$  と  $N_{eq}$  を用いて平面曲げの重畠波形の結果について整理した。

Fig. 3.3.18 は、一次波が 36 cpm, 二次波が 3600 cpm の場合の例で、 $\sigma_{eq}$ ,  $N_{eq}$  で重畠波形を整理したものである。この整理方法によつて得られた  $\sigma_{eq}$ - $N_{eq}$  線図より、結果を以下のように考えると便利である。すなわち、腐食疲労（一定振幅）による強度低下、および空中における重畠波による強度低下を一種の切欠き効果と考える。腐食疲労による切欠き効果を  $K_{c1}$ 、重畠波によるそれを  $K_{c2}$  とする  
7) と重畠波と腐食が同時に作用して強度が低下する原因を各々の切欠きの相乗効果と考える。

Fig. 3.3.18 より  $N_f = 10^6$  で上記の考え方を検討してみる。

$$N_f = 10^6 \text{ で } K_{c1} = 2.8 / 2.5 = 1.12$$

$$K_{c2} = 2.8 / 2.1 = 1.33$$

となるので  $K_{c1} \cdot K_{c2} = 1.12 \times 1.33 = 1.49$  となるから、重畠波と腐食が同時に作用した場合の強度低下は

$$2.8 / 1.49 = 1.88 (\text{kg/mm}^2)$$

となる。Fig. 3.3.18 より重畠波形下の腐食疲労強度は、 $N_f = 10^6$  で約  $18.5 \text{ kg/mm}^2$  であるからほぼ妥当であると考えられる。Fig. 3.3.19 は、一次波が  $1/15 \text{ cpm}$ , 二次波が  $120 \text{ cpm}$  の整理結果である。上記の考え方をこの場合にもあてはめてみると、Fig. 3.3.19 より  $N_f = 10^6$  において

$$K_{c1} = 2.5 / 2.3 = 1.09$$

$$K_{c2} = 2.5 / 1.9 = 1.31$$

となるから、 $K_{c1} \cdot K_{c2} = 1.09 \times 1.31 = 1.43$  となる。

重畠波と腐食が同時に作用して得られる強度は、

$$2.5 / 1.43 = 1.75 (\text{kg/mm}^2)$$

となる。Fig. 3.3.19 より  $N_f = 10^6$  での重複波形下の腐食疲労強度は約  $17 \text{ Kg/mm}^2$  で、この場合も大体よいのではないかと考えられる。

この考え方を適用すると、腐食疲労と空中での重複波形の結果があれば、重複波形は波形を変換して一種の二段多重の変動荷重と考えて、等価応力、等価繰返し数で整理して得られる S-N 線図を基準にし、腐食疲労、重複波（空中）による疲労強度の低下を一種の切欠き効果によるものと考え、両者が同時に作用する場合はそれぞれの切欠きの相乗効果として求めれば大体推定できるのではないかと考えられるが、この点に関しては今後の研究課題である。

等価応力、等価繰返し数による実験整理方法を用いて、重複波形の結果を整理したが、各々の実験点に對してもとの Dry および Wet-Dry での一定振幅疲労試験結果を基準にして Damage を計算した。その結果が、一次波が  $36 \text{ cpm}$  、二次波が  $3600 \text{ cpm}$  の場合に對しては、Fig. 3.3.20、また、一次波が  $1/15 \text{ cpm}$  、二次波が  $120 \text{ cpm}$  の場合については、Fig. 3.3.21 である。

Damage を計算する場合、一定振幅の S-N 線図は疲労限以下まで延長したいわゆる修正 Miner の S-N 線図を用いている。

Fig. 3.3.20 の Wet-Dry の結果は、 $\Sigma(n/N) = 0.1 \sim 0.5$  の間にばらつき、とくに  $m$  が小さくなるに従つて、累積繰返し数比は非常に小さい値となつた。

Fig. 3.3.21 の場合は、Fig. 3.3.20 の場合と同様の傾向を示すが、Wet-Dry の結果は  $\Sigma(n/N) = 0.26 \sim 1.3$  となつた。とくに  $m = 0.3$  の場合は  $\Sigma(n/N) = 0.26$  と非常に小さくなるようで、この結果、さらに  $m$  が小さい場合どのようになるか興味ある問題である。

### 3.3.4. 結 言

本項は、一般に船体構造用材料としてよく用いられている軟鋼 (SS 41) を用い、天然海水中、あるいは  $3\% \text{ NaCl }$  Wet-Dry の環境下で、引張圧縮、平面曲げによる重複波の実験をおこない実験結果を種々の方法により整理した。

その結果、重複波形をレンジペア的に波形を変換し、一種の二段多重変動荷重試験と考え、等価応力—等価繰返し数法によつて整理する方法が便利なようである。

この場合、重複波形をうける場合の腐食疲労寿命と、二段多重変動荷重をうける場合の腐食疲労寿命の関係を調べておく必要があり、今後この方面の研究を実施することが大切となると思われる。

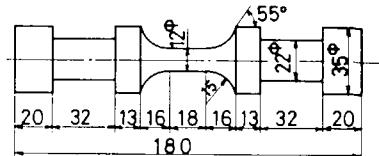
### 参 考 文 献

- 1) 中村、田中、； 機論 vol. 32, No. 244 (昭41) P. 1755
  - 2) (社) 日本造船研究協会第128研究部会資料、No. 174 (昭48) P. 1
  - 3) " 128研究部会資料、No. 160 (昭47) P. 40
  - 4) " 128研究部会資料、No. 174 (昭48) P. 57
  - 5) たとえば、中村、田中著「機械の疲れ寿命算出法」(昭47) P. 95
- 養賢堂
- 6) たとえば、シンポジウム「長寿命疲れ強さ」資料 (昭47) P. 1 日本機械学会関西支部
  - 7) 石橋、「金属の疲労と破壊の防止」P. 49 養賢堂

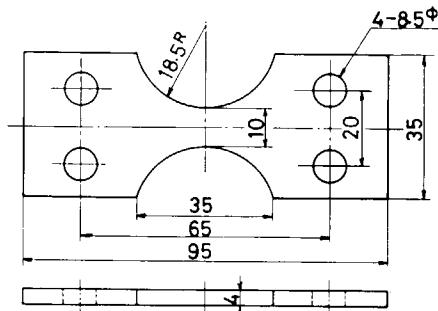
Table 3.3.1 Chemical composition and Mechanical properties of the materials

Materials	C	Si	Mn	P	S	(%)
SS41-A	0.20	0.04	0.78	0.024	0.026	
SS41-B	0.18	0.22	0.53	0.013	0.037	
SS41-C	0.19	0.04	0.69	0.017	0.021	

Materials	Yield strength (kg/mm <sup>2</sup> )	Tensile strength (kg/mm <sup>2</sup> )	Elongation (%)	Reduction of area (%)
SS41-A	21.7	41.7	40.2	63.9
SS41-B	31.0	44.0	39.0	50.0
SS41-C	31.0	41.0	46.0	52.6



(a) Specimen for (SS41-A) axial loading test



(b) Specimen for plane (SS41-B) bending test

Fig.3.3.1 Shape and dimension of fatigue test specimen

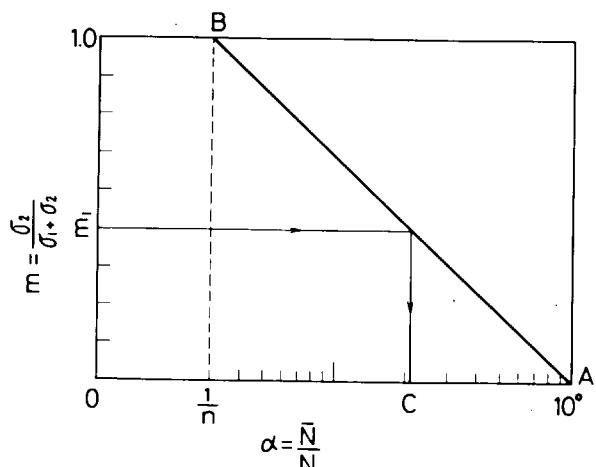
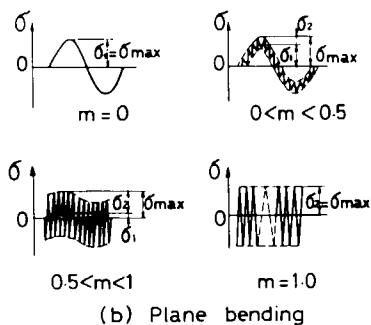
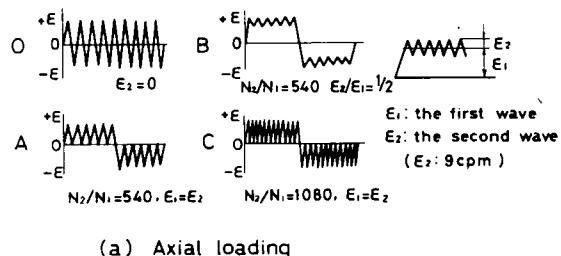


Fig.3.3.3 Explanation of  $m-\alpha$  diagram  
(Equivalent cycle method)

Fig.3.3.2 Stress pattern

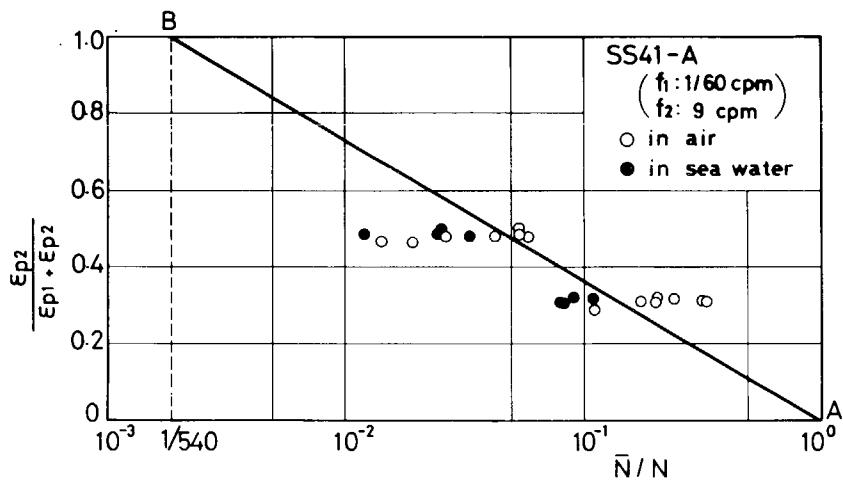


Fig. 3.3.4 Experimental results arranged by equivalent cycle method (axial loading test)

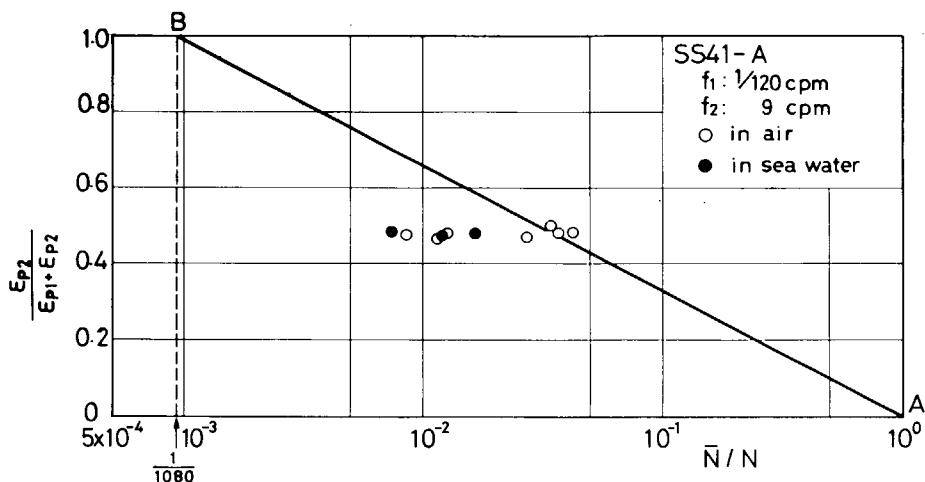


Fig. 3.3.5 Experimental results arranged by Equivalent cycle method (axial loading test)

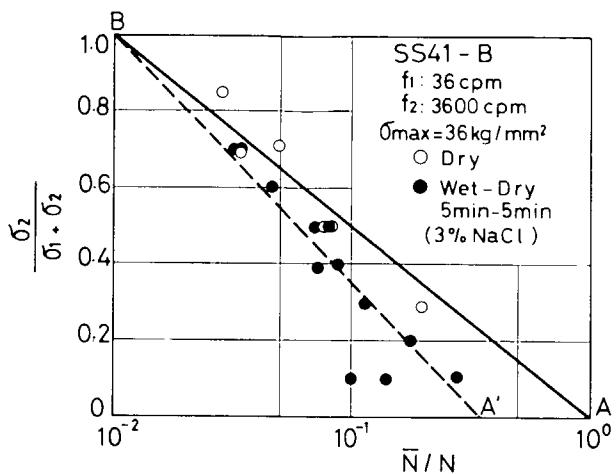


Fig. 3.3.6 Experimental results arranged by Equivalent cycle method (plane bending test)

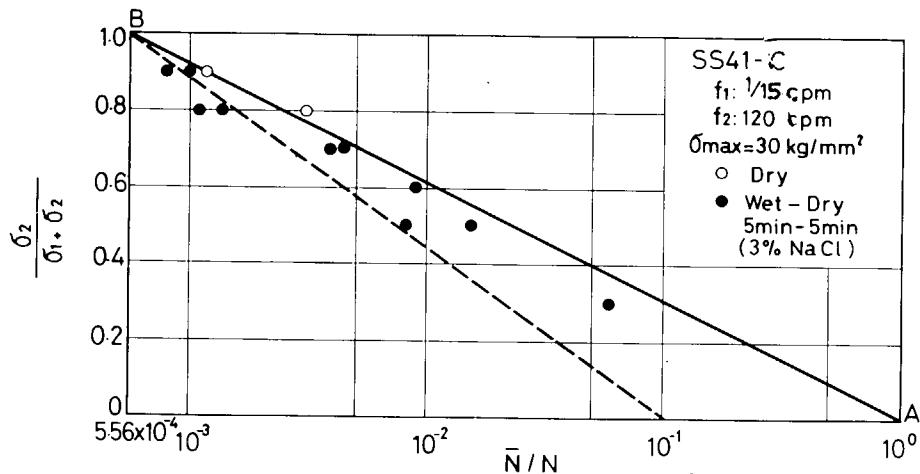


Fig. 3.3.7 Experimental results arranged by Equivalent cycle method (plane bending test)

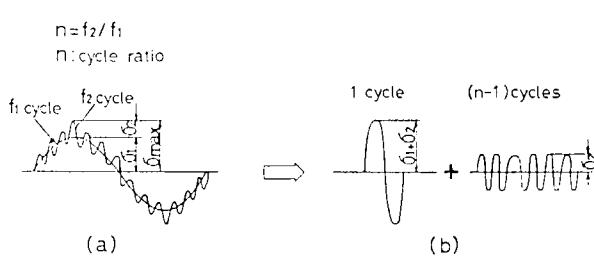


Fig. 3.3.8 Cycle counting method

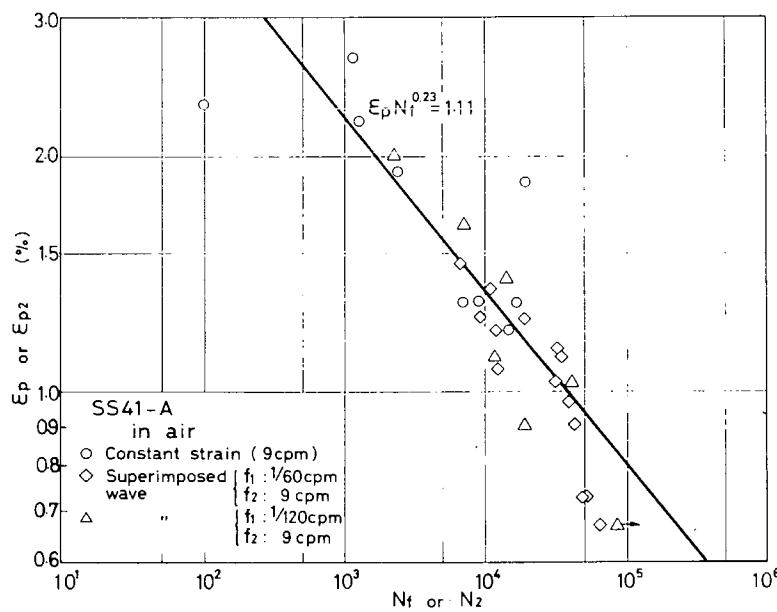


Fig. 3.3.9 S - N diagram (Axial loading test)

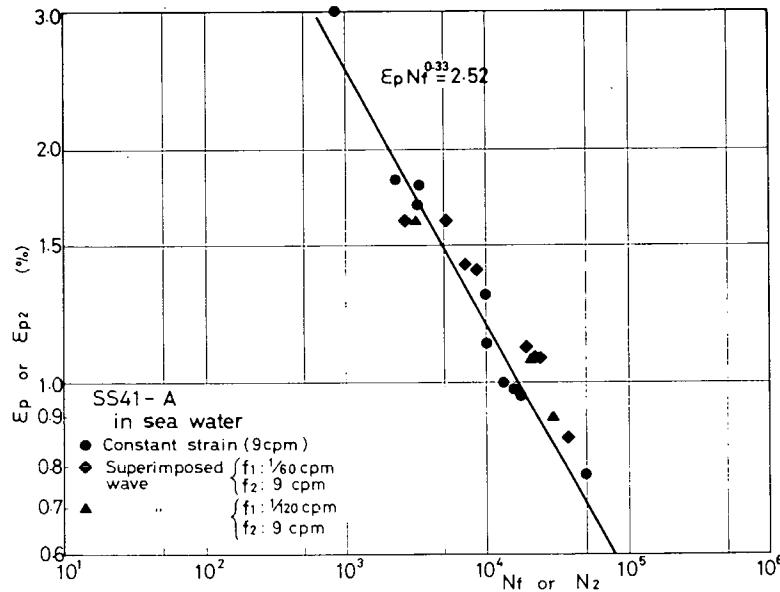


Fig. 3.3.10 S - N diagram (Axial loading stress)

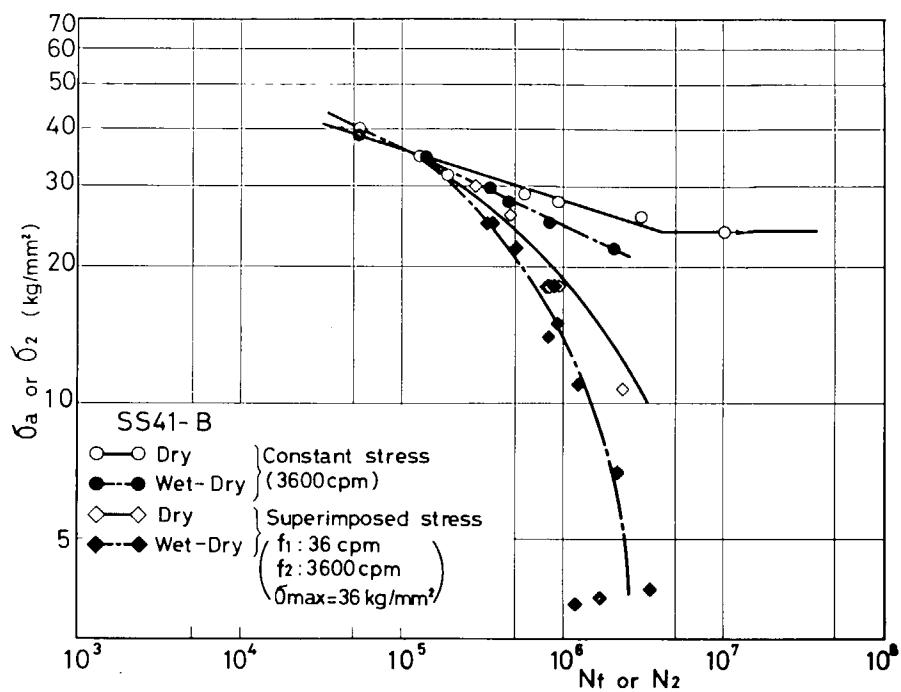


Fig. 3.3.11 S - N diagram (plane bending test)

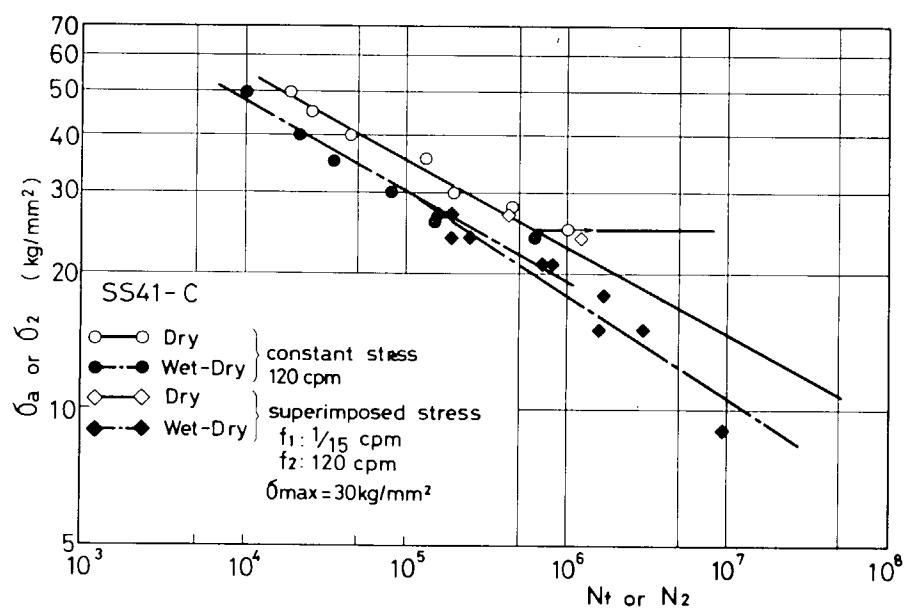


Fig. 3.3.12 S - N diagram (plane bending test)

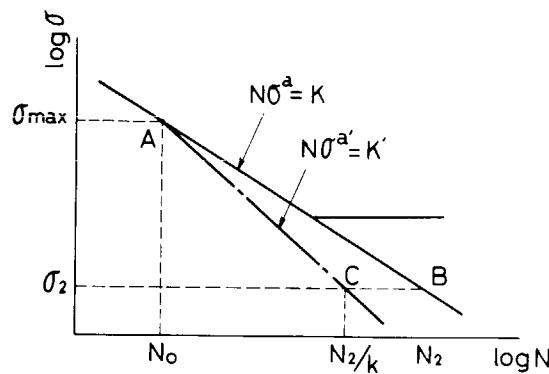


Fig. 3.3.13 S - N diagram

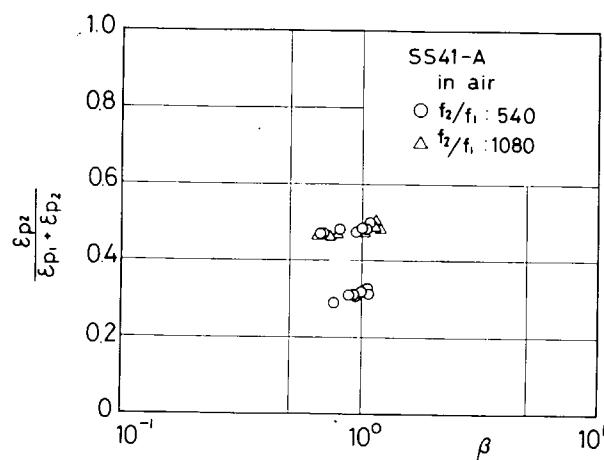


Fig. 3.3.14 Relation between  $\beta$  and ratio of strain amplitude (axial loading test)

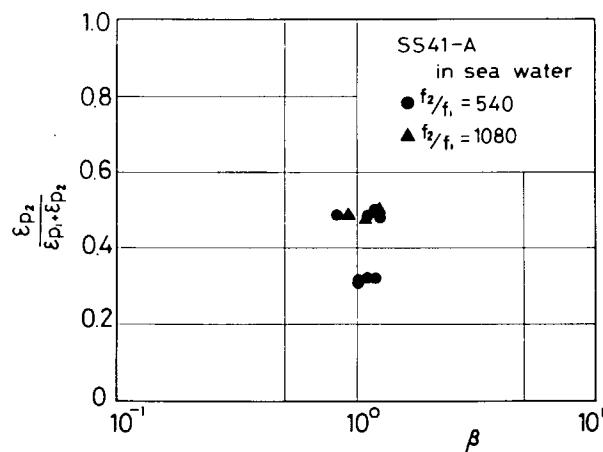


Fig. 3.3.15 Relation between  $\beta$  and ratio of strain amplitude (axial loading test)

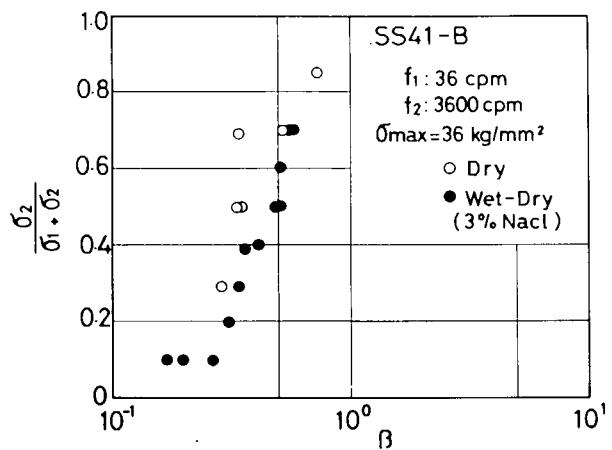


Fig.3.3.16 Relation between  $\beta$  and ratio of stress amplitude (plane bending test)

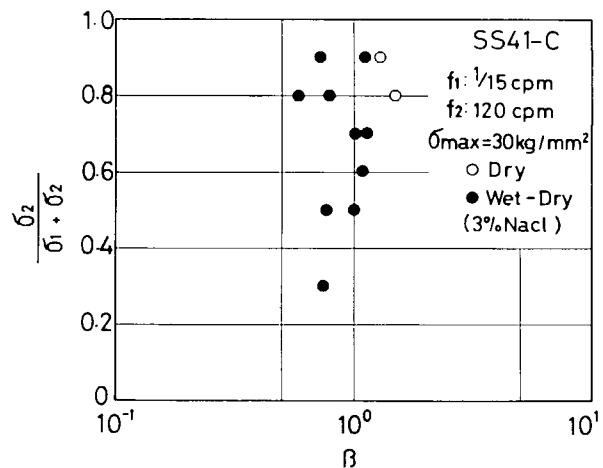


Fig.3.3.17 Relation between  $\beta$  and ratio of stress amplitude (plane bending test)

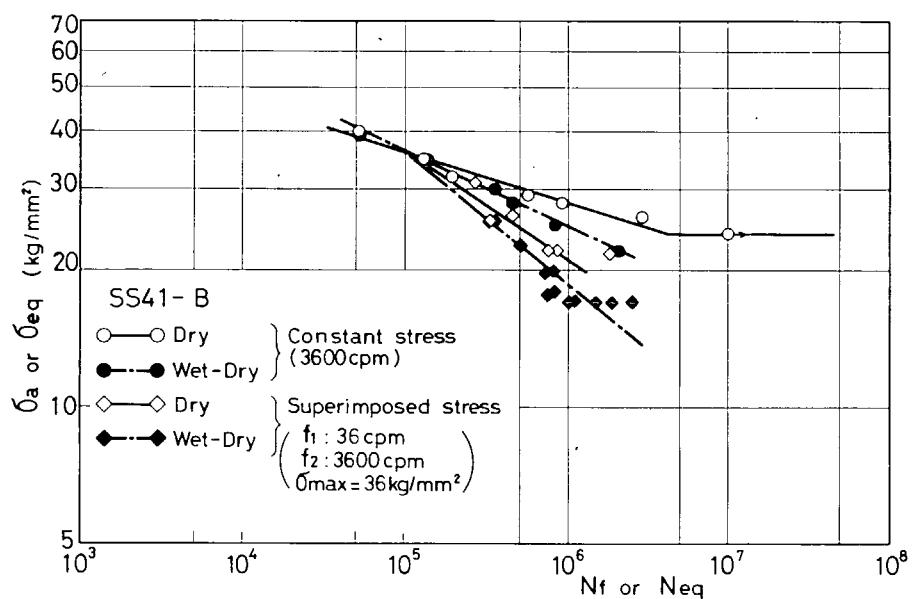


Fig. 3.3.18 S — N diagram (plane bending test)

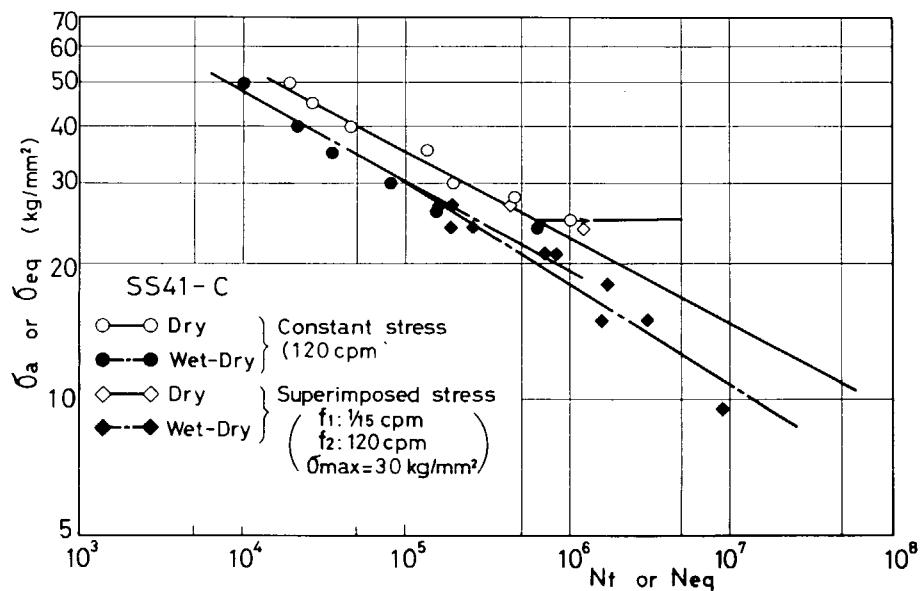


Fig. 3.3.19 S — N diagram (plane bending test)

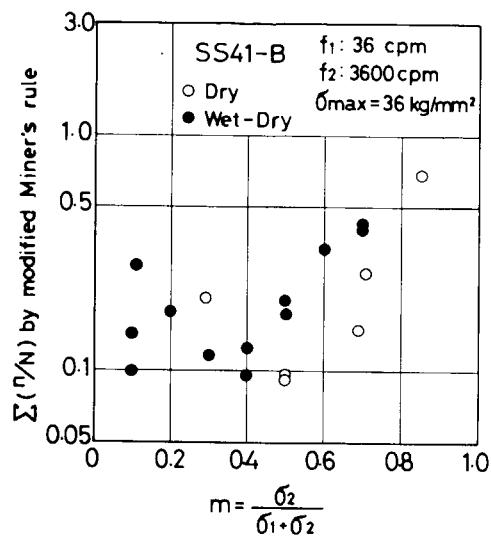


Fig. 3.3.20 Relation between  $m$  and  $\Sigma(n/N)$   
(plane bending test)

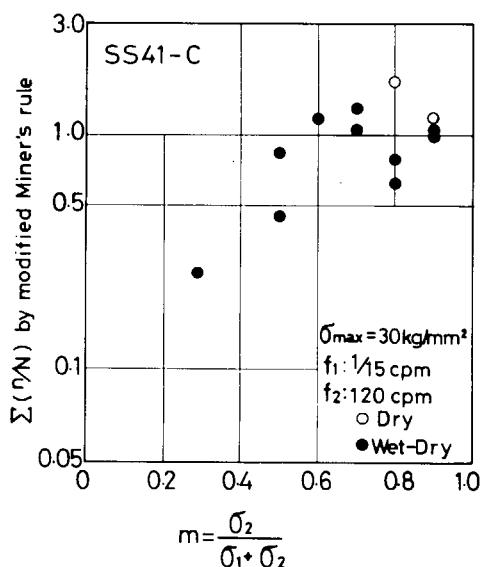


Fig. 3.3.21 Relation between  $m$  and  $\Sigma(n/N)$   
(plane bending test)

### 3.4 乾湿繰返し

#### 3.4.1 緒 言

船舶のバラストタンクデッキ裏などでは、高温高湿の上に海水のはねかたりや結露、乾燥などいわゆる乾湿繰返しを受ける状態にあるため、常時海水に浸漬している部分よりも腐食損傷は大きいといわれている。しかし、腐食疲労強度に対する乾湿繰返しの影響については、殆んど明らかにされていない。

ここでは腐食疲労強度あるいは寿命に及ぼす各種乾湿繰返しの影響を検討するために実施された回転曲げ疲労試験と軸力疲労試験の結果についてまとめた。

#### 3.4.2 試験片および試験方法

供試材料はSM41A(8mm、25mm厚)、SS41(6mm厚)で、それらの化学成分と機械的性質をTable 3.4.1に示す。

これらの素材より、Fig.3.4.1に示す形状、寸法の試験片を採取した。

試験法及び試験条件はTable 3.4.2にまとめたように、切欠付丸棒について、10cpmでの片持梁式回転曲げ疲労試験、660cpm(大気中)と10cpmで平滑平板の又20~60cpm(大気中)と20cpmで円孔付平板のそれぞれ片振り引張疲労試験を実施したものである。

湿環境状態としては、3%食塩水を滴下したもの(回転曲げ)とそれあるいは海水に浸漬したもの(軸力疲労)とがある。一方乾湿繰返しの方法は、回転曲げ試験においては、食塩水の滴下とこれを止めて送風機で常温の風を試験片に吹きつけることを繰返すもので、この場合乾湿の時間は実際に試験片が乾燥していた時間と湿っていた時間の実測値である。軸力試験においては海水あるいは食塩水を試験槽へ出し入れしたもので、出した状態では槽内へ空気あるいは窒素ガスを導き入れた。

#### 3.4.3 実験結果とその考察

Fig.3.4.2は1サイクル当たりの湿時間と破断寿命との関係について回転曲げ疲労試験によつてえられた結果である。すなわち、湿時間が短くなるほど寿命はやゝ長くなる傾向を示すが、全ての実験点は3%食塩水滴下試験の寿命よりも長く、大気中試験での寿命よりも短くなつており、乾湿繰返しにより、滴下試験の寿命より短くなるということはなかつた。

乾湿繰返し環境下の寿命を大気中試験と滴下試験の寿命から推定することが次のように考えられている。<sup>1)</sup>  
すなわち乾湿繰返しの乾燥サイクル中には大気中試験の場合と同じ損傷を、又湿サイクル中には滴下試験の場合と同じ損傷をそれぞれ受けるとして、次式によつて寿命を計算した。

$$\frac{N_w}{N_{fw}} + \frac{N_D}{N_{fD}} = 1 \quad (3.4.1)$$

ここで

$$\left\{ \begin{array}{l} N_w : \text{乾湿繰返し試験中の湿サイクルにおける荷重繰返し数} \\ N_D : \text{同 乾燥サイクルにおける荷重繰返し数} \\ N_{fw} : \text{滴下試験の寿命} \\ N_{fD} : \text{大気中試験の寿命} \end{array} \right.$$

又、乾湿繰返し試験の破断回数  $N_f$  は

$$N_f = N_w + N_D \quad (3.4.2)$$

で考えられる。

(3.4.1) 式と (3.4.2) 式より寿命を計算すると、Fig. 3.4.2 の黒丸印（破線）のようになり、傾向は実験点と同じであるが、寿命は一致せず、実験結果の方がやゝ長寿命になる。この計算寿命を 1.2 倍すれば図の×印（点線）のようになり、すべての実験点とこれらの値とが比較的よく一致する。

このように、湿サイクルと乾燥サイクルそれぞれにおける損傷を加え合わせるという考え方で、寿命推定がある程度可能であるようで、このことは腐食疲労寿命が乾湿の繰返しにより特に大きく短縮されるようなことのないことを示しているものと思われる。

なお、乾湿繰返し試験では、試験片上に赤黒色のサビが固くとびりついて生成され、その量も滴下試験の場合よりはるかに多い。すなわち腐食に対しては乾湿繰返しの影響は大きいものと思われる。

Fig. 3.4.3 は軸力疲労試験の結果をまとめたものである。腐食環境下での寿命は大気中のそれに比してすべて短くなっているが、 $2 \times 10^5$  サイクルまでの実験範囲では、海水あるいは 3% 食塩水中に浸漬したものと乾湿繰返しを与えたものとの間に有意差が認められない。これは前述の回転曲げの結果と異なっているが、その理由は、主として乾燥状態での乾燥程度がこの場合あまり完全でなかつたことによるものと思われる。いずれにせよこのような状態でも浸漬よりも乾湿繰返しの方が疲労寿命を短くするという傾向は認められないといえる。

なお浸漬試験においては、試験片表面に赤錆状の腐食生成物が付着しているのに対して、空気と塩水の乾湿繰返しにおいては、前述の場合と同様赤黒色の腐食生成物が多量にできており、腐食に対する乾湿繰返しの影響はやはり大きいものと思われる。

#### 3.4.4 結 言

腐食疲労強度に及ぼす乾湿繰返しの影響が検討された。乾燥状態の完全であつた切欠付丸棒の回転曲げ疲労試験の結果では、湿時間が短くなるほど寿命は長くなる傾向にあるが、いずれも塩水滴下試験の寿命よりも長く、大気中試験の寿命よりも短い。すなわち乾燥状態での損傷が大気中での損傷度に近くなっている。軸力疲労試験の結果では腐食環境下での寿命がいずれも大気中でのそれに比して短いが、塩水に浸漬したものと乾燥状態が不完全な乾湿繰返しを与えたものの寿命の間に有意差が認められない。いずれにしても腐食疲労寿命が乾湿の繰返しにより短縮されるようなことはないと考えられる。

#### 参 考 文 献

- (1) 日本造船研究協会第 128 研究部会報告書 No. 174 P 97 (1973.3)

Table 3.4.1 Chemical Compositions and Mechanical Properties of Materials

Materials		Chemical Compositions(%)					Mechanical Properties			Loading Type
		C	Si	Mn	P	S	Y.S.	U.T.S.	Elong.	
1	SM41A	0.18	0.03	1.00	0.14	0.03	22.7Kg/mm <sup>2</sup>	45.6Kg/mm <sup>2</sup>	44.3 % (G.L.=40mm)	Rotating Bending
2	SM41A	0.16	0.04	0.84	0.016	0.026	30.6 //	47.2 //	27	Axial
3	SS41	0.10	0.17	0.46	0.013	0.013	32.5 //	45.5 //	—	Axial

Table 3.4.2 Test Conditions

Material No.	Type of Test Piece	Loading Type	Frequency	Experimentalist
1	V-Notched Bar	Cantilever Type Rotating Bending	10 cpm	Osaka Univ.
2	Smoothed Plate	Axial, R ≠ 0	10 (660 in Air)	IHI
3	Round Notched Plate	Axial, R ≠ 0	20 (20~60 in Air)	Mitsui S.E.

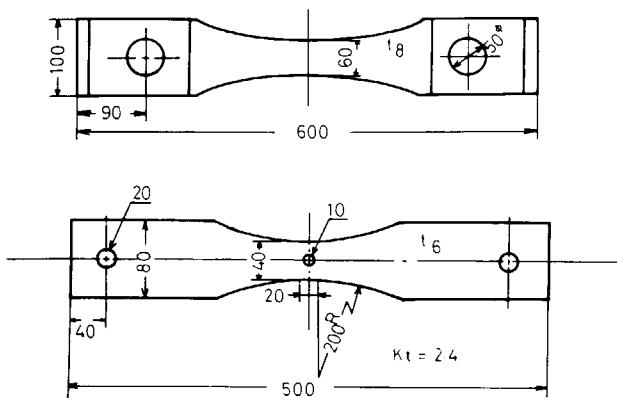
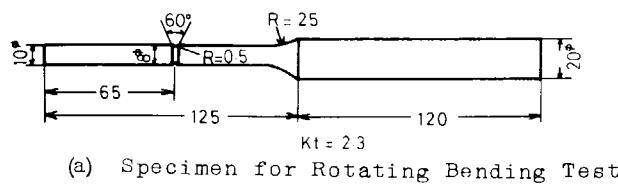


Fig. 3.4.1 Test Specimens

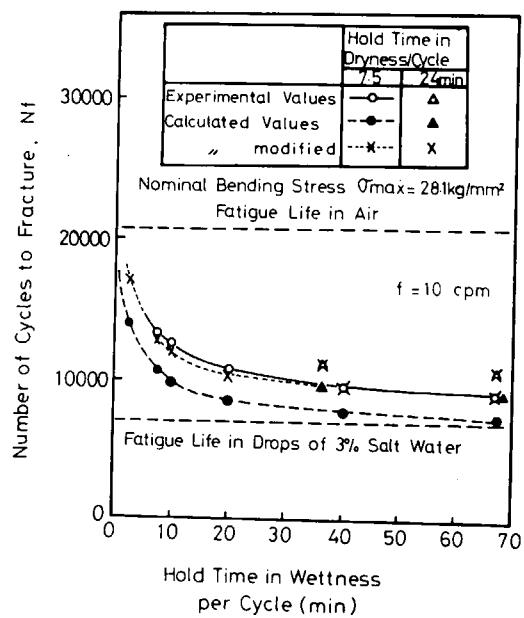


Fig. 3.4.2 Effect of Hold Time in Wetness on Fatigue Life in Dry-Wet Cycling

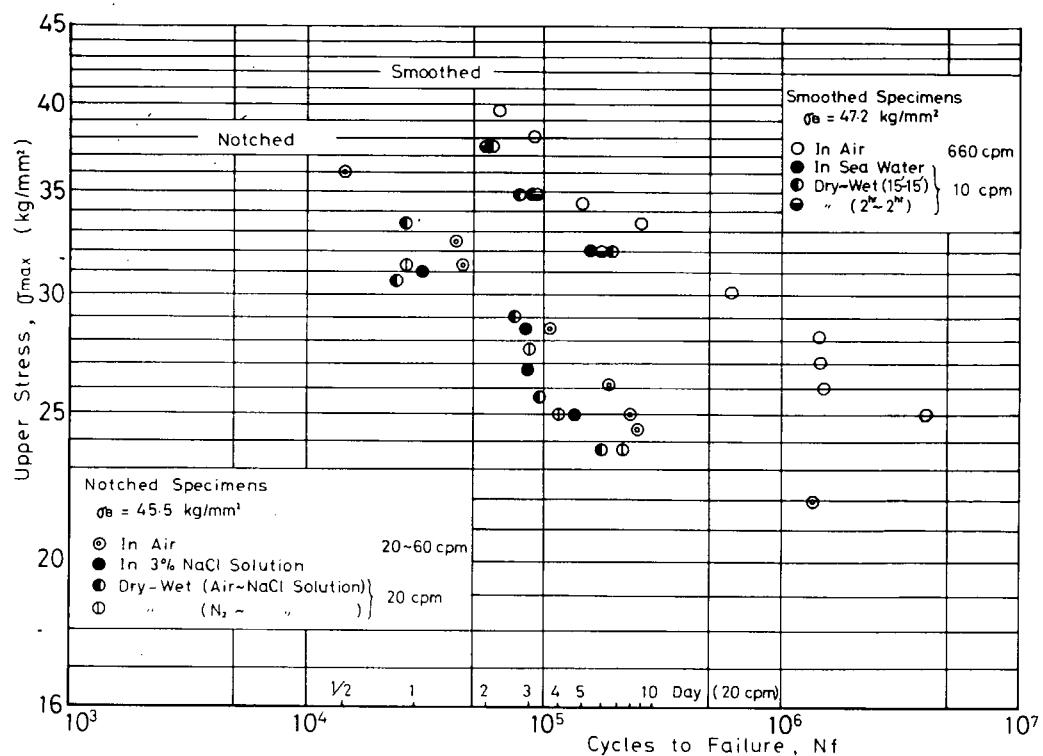


Fig. 3.4.3 Axial Fatigue Test Results

### 3.5 前腐食

#### 3.5.1 緒言

船の強度メンバーを構成している鋼板の海水腐食による全面腐食や孔食に対する強度評価法が明らかでないため、実船の二重底およびトップサイドタンク内で3年間にわたって行なつた腐食テストピースにつき疲労試験を行なつて腐食と孔食深さの影響を検討した。

#### 3.5.2 供試材および試験方法

試験素材はSM41（元板厚8.5mm）とHT50（元板厚25.5mm）の2鋼種で、Table 3.5.1、Table 3.5.2に化学成分と機械的性質を示す。供試材は実船バラストタンク内に $100 \times 200$ mmの短冊片を取付け電気防食および自然腐食状態での腐食を3年間にわたつて行なつたものである。<sup>(1)</sup>

供試材は、自然腐食試験片の平均腐食深さが0.3～0.4mm、孔食深さが1～3mmあり、また電気防食試験片の平均腐食深さが0.2～0.4mmあり孔食はほとんどないものを用いた。

Fig. 3.5.1に腐食データを示し、Fig. 3.5.2に表面状況を示す。

試験片はFig. 3.5.3に示すようにつかみ部両側に板を溶接し、前腐食試験片および腐食面を削除した表面切削試験片を製作した。

疲労試験は荷重制御の完全片振り張りで、12cpmの繰返速度とし大気中および自然海水中で行なつた。

海水は、ノズルで試験片表面に噴付け、ポンプで再循環する方法をとつた。

#### 3.5.3 実験結果

表面切削試験片の大気中および海水中のS-N線図をFig. 3.5.4、Fig. 3.5.5に示すが、 $N = 10^5$ 以下では腐食疲労による強度低下は極めてわずかである。

前腐食を与えた試験片の大気中および海水中のS-N線図をFig. 3.5.6、Fig. 3.5.7に示す。

ここで示す応力 $\sigma_n$ は、腐食減量Dから平均減厚 $t_c$ を求め  $\sigma_n = W/b(t_0 - t_c)$ として計算した値である。

$N_f = 10^3$ 以下の低サイクル疲労域では表面切削試験片と殆んど変らず、前腐食による強度低下は認められないが、 $N_f = 10^3$ 以上の繰返数になると、前腐食および腐食疲労の影響が顕著に現われてくる。特にHT50については腐食疲労による強度低下が著しい。

#### 3.5.4 考察

前腐食を与えたSM41の大気中疲労強度( $N = 10^5$ )はFig. 3.5.8に示すように表面切削材にくらべて孔食が大きい場合で約20%、防食し孔食の小さい場合で約10%低下した。

前腐食試験片をさらに海水中で腐食疲労したが強度低下は比較的少ない。これに対してHT50では、前腐食試験片の疲労強度が切削材より最大10%程度低下したのに対し腐食疲労による強度低下が約40%に達し、材質による差の大きいことを示している。

前腐食によつて生じた孔食の最大深さ対板厚比 $h_{max}/t_0$ と表面切削材に対する強度低下率との関係をSM41とHT50について示すとFig. 3.5.9となる。大気中の疲労強度は孔食の影響のみを示していると考えられ、近似的に

$$(K_p)_{N=10^5} = 1 + C (h_{max}/t_0)^m \quad (3.5.1)$$

で表わされる。今回のデータでは  $C = 0.95$ ,  $m = 0.7$  となる。

前腐食が切欠の役割を果すことは周知の事であるが、上式もこれを裏付けるものといえる。

(2) Neuber による、塑性域の応力集中  $K_{\sigma}$ , ひずみ集中  $K_{\epsilon}$  と弾性域の応力集中係数  $\alpha$  を求めた。

$$\alpha^2 = K_{\sigma} \cdot K_{\epsilon} \quad \dots \dots \dots (3.5.2)$$

材料の応力とひずみの関係および(3.5.2)式から Fig. 3.5.10 に示すような  $K_{\sigma} - K_{\epsilon}$  線図 (SM 41) を作り、任意の  $\alpha$  における交点から  $K_{\sigma}$  を求め、これから S-N 線図を推定し、Fig. 3.5.11 に示した。 $K_{\sigma}$  が前腐食に切欠係数  $K_p$  にほぼ等しいと考えられるので、 $\alpha$  は等価な応力集中係数を示していることになる。この図に記入した実験点との対応からビットの少ない電気防食試験片は  $\alpha \approx 1.3$ 、ビットの大きい自然腐食試験片は  $\alpha \approx 1.5$  の応力集中を持つ切欠試験片に相当する。

部材の疲労強度低下率を大気中の平滑材と腐食疲労時との強度比で表わすとする。

$$K = \frac{\text{大気中平滑材の疲労強度}}{\text{元厚で計算した応力による腐食疲労強度}} \quad \dots \dots \dots (3.5.3)$$

$K$  には、腐食断面積減少で生ずる強度低下  $K_G$ 、孔食の応力集中に基づく強度低下  $K_p$  および腐食疲労による強度低下  $K_F$  から成立つていると考えられる。すなわち、次式が成立すると考える。

$$K = K_G \cdot K_p \cdot K_F \quad \dots \dots \dots (3.5.4)$$

$K_G$  は全面腐食減厚  $t_c$  から

$$K_G = \frac{t_0}{t_0 - t_c}$$

として求められる。 $t_c$  は環境、塗装等によつて異なるが、Fig. 3.5.1 の海水中では、経過年を  $T$  とすると近似的に  $t_c = 0.25 \sqrt{T}$  で求まり厚板ほど  $K_G$  の効果は少ない。

$K_p$  は前記したとおり、ビッティング深さに影響される。

$K_F$  は Fig. 3.5.9 に示す前腐食材の海水中と大気中との疲労強度比として求められ SM 41 では  $K_F = 1.04$  HT 50 では  $K_F = 1.41$  となり、HT 50 は SM 41 にくらべてかなり  $K_F$  が大きい。したがつて、 $K_F$  については材質の影響が大きく、かつ繰返速度、雰囲気についても変るので実験データの蓄積に期待したい。なお、前腐食があると  $K_F$  は、表面切削にくらべてより大きく、かつ低繰返数側から現われ腐食スケールの付着によつて疲労強度低下を促進さす効果がみられる。

### 3.5.5. 結 言

実船の船殻内で、約 3 年間にわたつて腐食試験した SM 41 と HT 50 を前腐食材とし、大気中および海水中で疲労試験を行つた結果下記の結果を得た。

- i) 大きなビットを伴なう前腐食材の  $N = 10^3$  疲労強度は素材より約 20% 低くなる。  
等価な応力集中係数を求めるとき、 $\alpha = 1.5$  に相当する。
- ii) 前腐食材の腐食疲労強度低下割合は材質差が顕著で SM 41 は HT 50 より低下が少ない。  
また、前腐食を与えると腐食疲労を促進さす効果がある。
- iii) 腐食疲労強度低下率は断面減少効果  $K_G$ 、腐食による肌荒れ効果  $K_p$ 、腐食疲労効果を  $K_F$  とすると  
$$K = K_G \cdot K_p \cdot K_F$$
として求められる。

参 考 文 献

- (1) 岡部、日比、日本造船学会誌 No.509 (1971-11) P567  
 (2) Neuber, Trans. of the ASME, (Dec. 1961) P544

Table 3.5.1 Chemical composition of test materials

	C	Si	Mn	P	S
SM41	0.61	0.03	0.80	0.014	0.025
HT50	0.14	0.36	1.26	0.028	0.026

Table 3.5.2 Mechanical properties of test materials

		Specimen Size	Y.S (kg/mm <sup>2</sup> )	U.T.S (kg/mm <sup>2</sup> )	Elong %	R.A %	Hv かたさ
SM41	round bar	4 φ × 14 ℓ	31.0	48.3	40	61	130
	machining plate	4 t × 70 b	31.1	46.9	45	50	
	Small Pitting	7.5 t × 70 b	30.4	43.7*	59	48	
	large Pitting		30.6	43.4*	39	49	
HT50	round bar	14 φ × 50 ℓ	37.2	52.0	37	69	151
	machining plate	20 t × 40 b	36.2	51.3	52	56	
	small pitting	25 t × 40 b	36.1	50.8*	54	61	
	large pitting		35.2	50.0*	55	64	

\* nominal stress based on average thickness of corroded plate

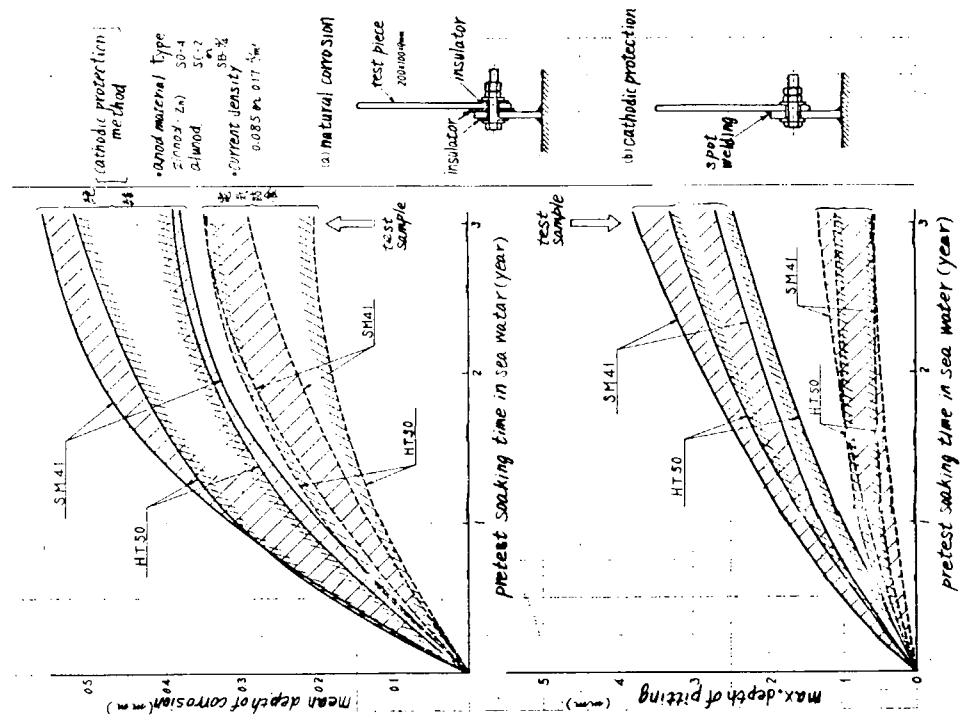


Fig. 3.5.1 Relation between corrosion depth and soaking time in sea water

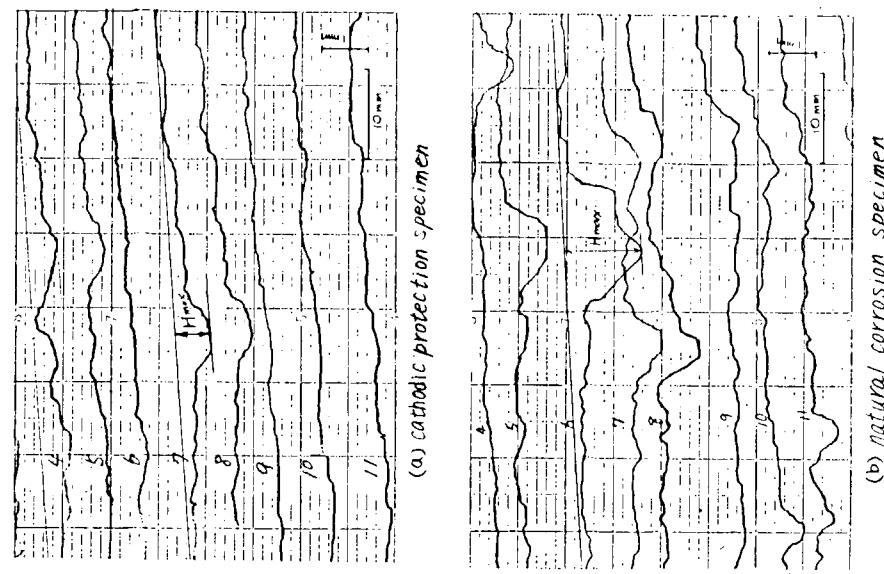
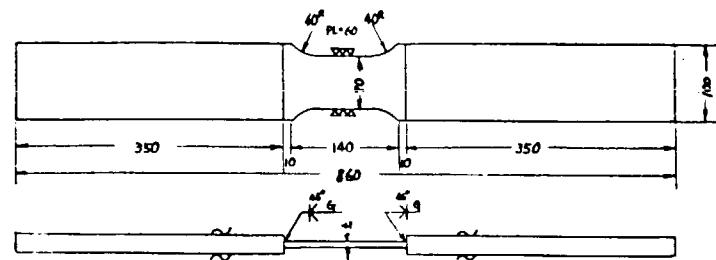


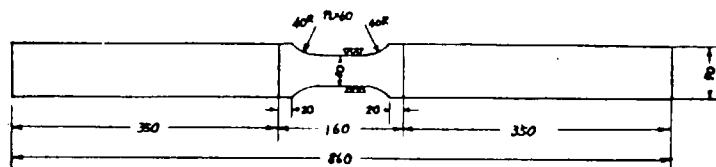
Fig. 3.5.2 Surface roughness of corrosion specimens



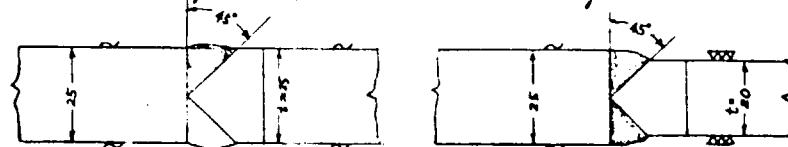
corroded specimen      machined specimen



(a) S M 4 1



corroded specimen      machined specimen



(b) H T 5 0

Fig. 3.5.3 Test specimens

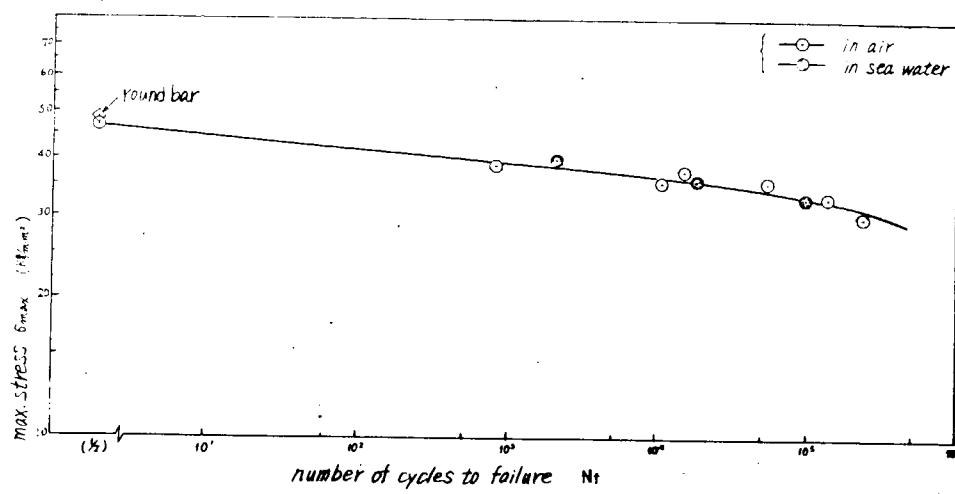


Fig.3.5.4 Fatigue test results of machined specimen of SM41 steel  
(in air and sea water)

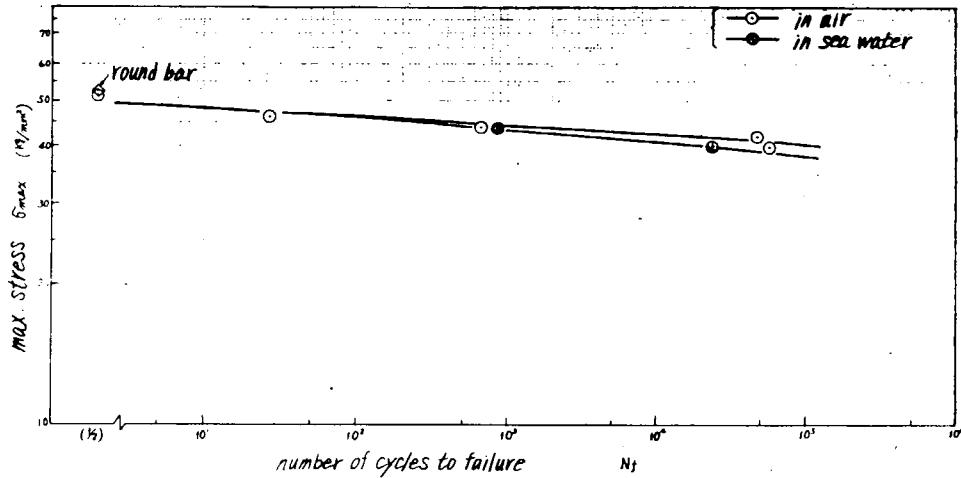


Fig.3.5.5 Fatigue test results of machined specimen of SM41 steel  
(in air and sea water)

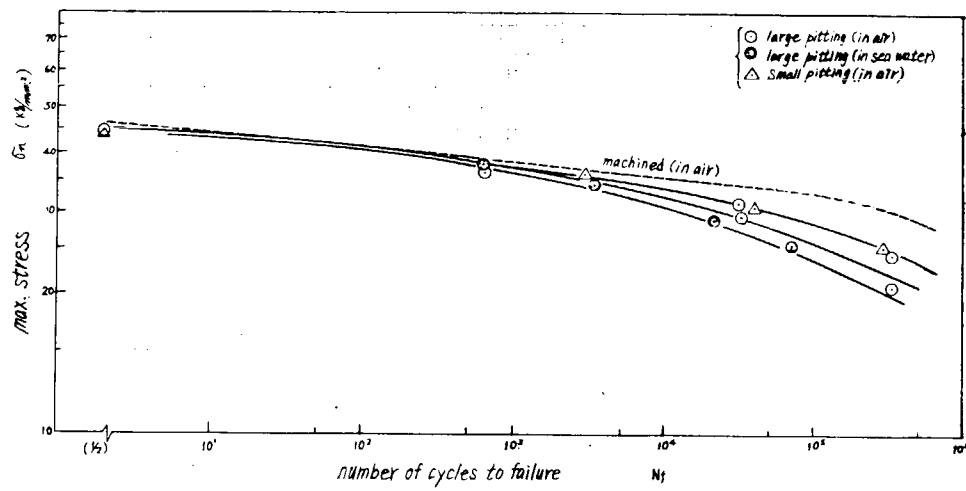


Fig. 3.5.6 Fatigue test results of corroded specimen of SM41 steel  
(in air and sea water)

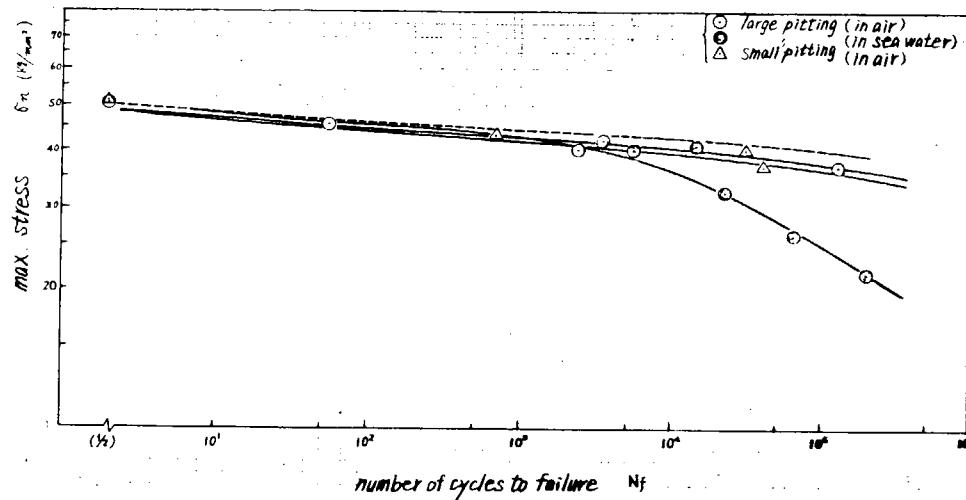


Fig. 3.5.7 Fatigue test results of corroded specimen of HT50 steel  
(in air and sea water)

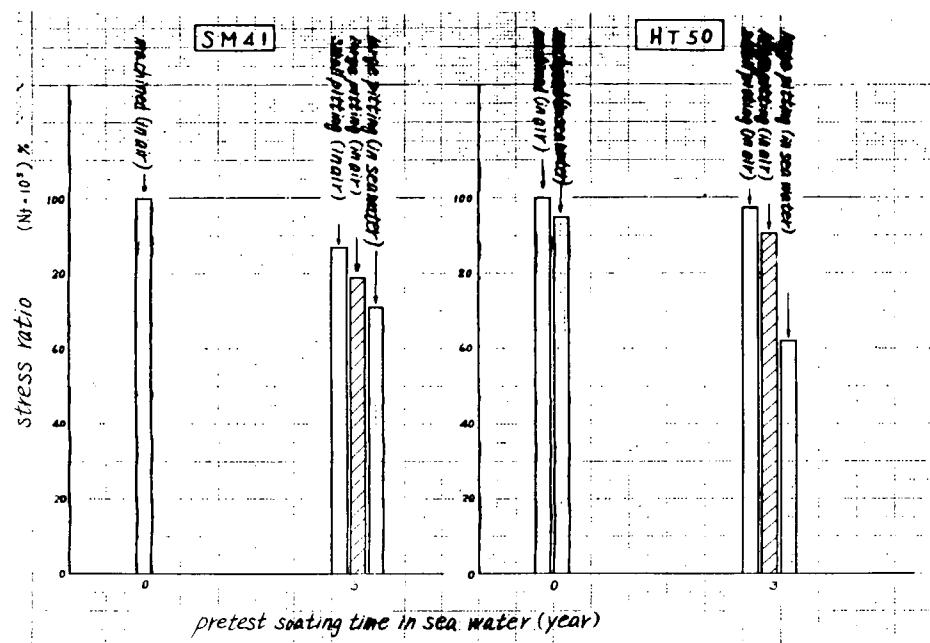


Fig. 3.5.8 Comparison of fatigue strength ( $N = 10^5$ )

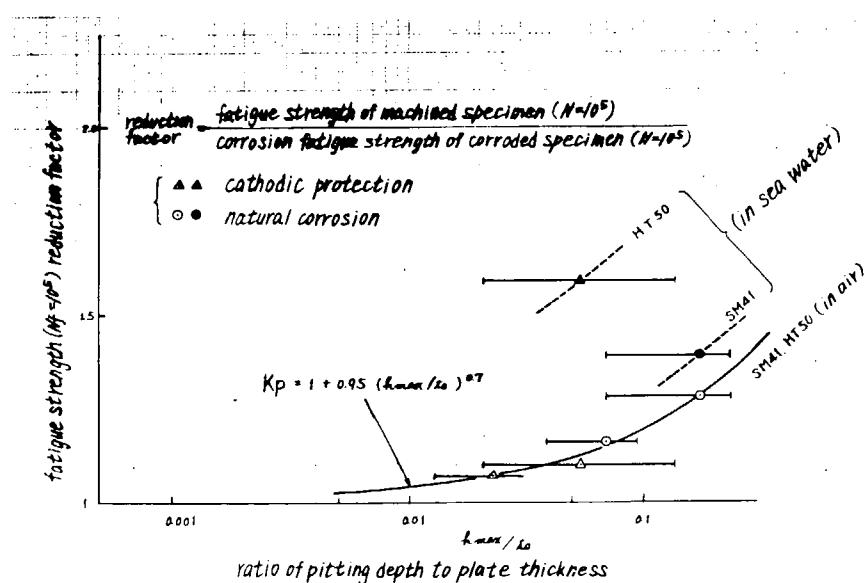


Fig. 3.5.9 Relation between fatigue reduction factor and pitting depth

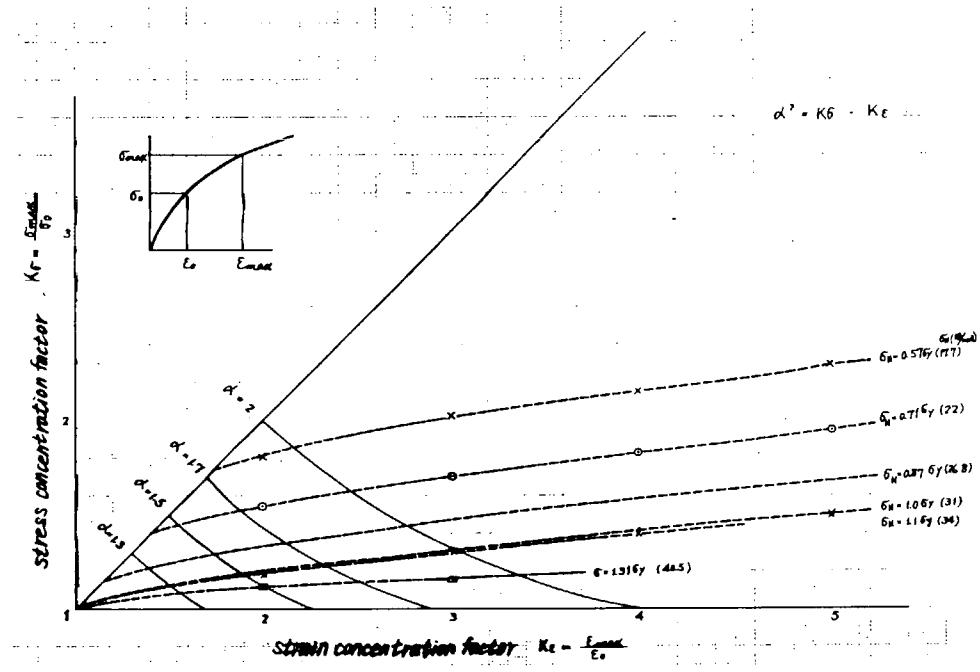


Fig. 3.5.10  $K_\sigma - K_\varepsilon$  curve (SM41)

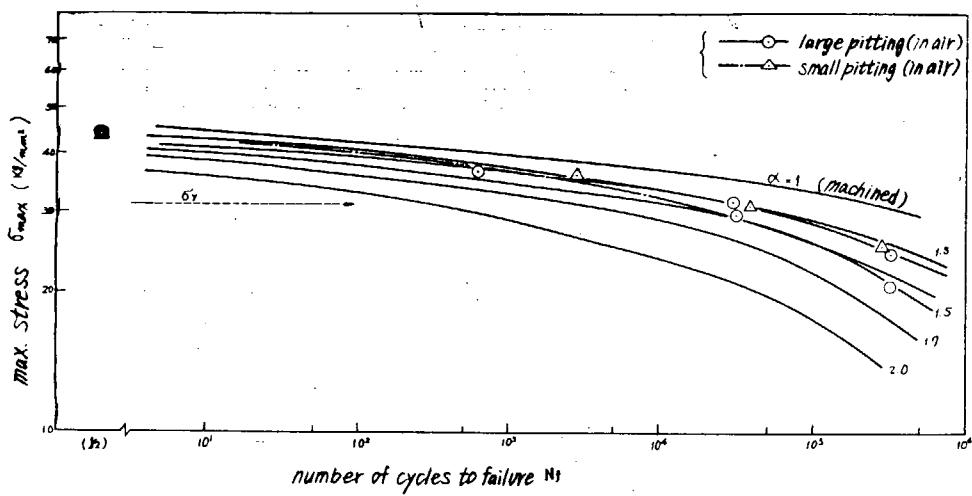


Fig. 3.5.11 Corrected corrosion fatigue strength

### 3.6 溫 度

#### 3.6.1 緒 言

腐食疲労は腐食反応を伴う疲労現象であるから、その現象は腐食反応速度によつて影響を受けるはずである。しかるに腐食反応速度は腐食環境の温度によつて律速されることはよく知られている所であり、その結果として腐食疲労寿命は腐食環境温度の影響を受けるはずである。ところで、実船の場合バラストタンク内の海水温度がやゝ高温になることも考えられ、そのような場合における腐食疲労破壊の加速効果について調査しておくことも安全性の上で必要になつてくる。本節においてはこのような実情にかんがみ3%食塩水中における軟鋼の腐食疲労寿命におよぼす腐食環境温度の影響を検討した。

#### 3.6.2 実験方法

試験は回転曲げ試験と軸力ひずみ制御両振り試験との2種類の試験法によつておこなつた。

回転曲げ試験は Table 3.6.1 の A 材から製作した Fig. 3.6.1(a) の寸法の切欠付片持ぱり回転曲げ試験片によつて行なつた。回転速度は 10 cpm である。また、軸力試験は Table 3.6.1 の B 材から製作した Fig. 3.6.1(b) の寸法の平滑丸棒引張り試験片によつて行なつた。ひずみ繰返し速度は 9 cpm である。

腐食環境は、どちらの試験法の場合も試験片の平行部に取りつけた大気開放型腐食槽内に 3% 食塩水を注入し、試験片の平行部を浸漬した状態にして与え、試験中適当な流速で食塩水を循環させた。腐食槽内の食塩水は自動制御により一定温度に保持した。

#### 3.6.3 実験結果

回転曲げ試験の結果を Fig. 3.6.2 に示す。Fig. 3.6.2(a) は公称応力（切欠部の曲げモーメントを切欠底の断面係数で割つた値）が  $46.9 \text{ Kg/mm}^2$  の場合の破断寿命におよぼす温度の影響を示したものである。図で明らかかなように、食塩水の温度が  $20^\circ\text{C}$  から  $70^\circ\text{C}$  まで高くなるほど腐食疲労寿命が短くなり、 $90^\circ\text{C}$  になると  $70^\circ\text{C}$  の場合よりやゝ長寿命になる傾向がうかがわれる。なお、比較のために同じ応力条件で大気中の疲労試験を行ない、温度の影響を検討し、同図中に記入したが、大気中試験では、この温度範囲で疲労寿命にほとんど影響をおよぼさないことが認められる。したがつて先の腐食疲労寿命の温度依存傾向は腐食疲労特有のものとみることができる。

Fig. 3.6.2(b) は公称応力が  $19.9 \text{ Kg/mm}^2$  の場合の結果である。温度が  $40^\circ\text{C}$  までは公称応力が  $46.9 \text{ Kg/mm}^2$  の場合と同様に温度の上昇とともに腐食疲労寿命が短くなる傾向を示すが、 $40^\circ\text{C}$  以上では温度の上昇とともに急激に寿命が長くなり、 $80^\circ\text{C}$  においてはその寿命が同じ応力条件の場合の大気中の疲労寿命よりも長くなる。

Fig. 3.6.2(a) ( $90^\circ\text{C}$  の場合を除く) や、Fig. 3.6.2(b) の低温域における温度の上昇に伴う腐食疲労寿命の短縮傾向については腐食反応速度の増大を考えると定性的には容易に理解しうる。しかし、Fig. 3.6.2(a) の  $90^\circ\text{C}$  の場合や Fig. 3.6.2(b) の  $40^\circ\text{C}$  以上の温度域における温度の上昇に伴う腐食疲労寿命の延長傾向はこのような単純な考え方によつて説明することはできない。この点に関しては次のような二つの要因が考えられる。<sup>1)</sup> すなわち遠藤らによると中性溶液中での静腐食速度は温度とともに増大するが、溶存酸素が逃げる事ができる開放環境中では  $80^\circ\text{C}$  以上で酸素溶解度の著しい低下がおこり腐食速度が低下するといつのである。本節の実験は開放環境であるので高温で溶存酸素の欠乏による腐食速度の低下の結果腐食疲労寿命が延長

することが要因の一つとして考えられる。なお遠藤<sup>1)</sup>らは密封環境系では溶存酸素は逃げることができず、高温で上述のような腐食速度の低下は起らないと述べている。海水中の溶存酸素量の温度依存性については、Fig. 3.6.3 の結果が出されており、温度の上昇とともに溶存酸素量が減少するのがよくわかる。今一つの要因としては試験片表面のさびの状態が変化することである。すなわち、常温の食塩水中では赤さびを生じ、試験片の表面から容易に脱落しうるが、高温で生じたさびは黒色を呈し、試験片の表面に強固でち密な層を生じ容易に取り除くことは出来ない。この層の保護効果のために腐食疲労寿命が延長するのではないかと考えられる。あるいは、き裂伝播中のさびによるクサビ効果<sup>2)</sup>なども寿命延長原因として考えられる。

かくして低応力、高温での腐食疲労寿命は大気中の寿命がそれ以上にもなる。N. J. Wadsworth<sup>3)</sup>らも C<sub>r</sub> 鋼の 100°C 水中での腐食疲労強度が空気中の強度と等しいという報告をしている。

平滑試験片による軸力試験の結果を Fig. 3.6.4 に示す、図でみられるように温度による破断寿命の変化はきわめて少ない。A. J. Gould<sup>4)</sup>も海水中で 15~45°C の温度範囲で実験を行なつており、温度の上昇にともない腐食疲労強度は低下するが、その差はわずかであると述べている。このように試験片形状や試験法によつて腐食疲労強度の温度依存性の現われかたが変化するものと推定される。

### 3.6.4 考 察

実験結果で示したように腐食疲労寿命は温度によつて変化するが、この変化が腐食反応速度の変化によつて支配されているものと考えると、その温度依存性はアレニウスの理論にしたがうことになるであろう。

すなわち、一般に

$$\text{反応速度} = k(T) \times (\text{反応物の濃度の関数})$$

で与えられ、反応物の濃度は本実験の場合 3% 食塩水で一定であり、溶存酸素量にも変化がなければ、反応速度は  $k(T)$  に比例する。

ここで

$$k(T) = \frac{K T}{h} e \times P \left[ \frac{-\Delta F^*}{R T} \right]$$

とあらわされる

ただし、

$K$  : Boltzmann 定数,  $R$  : ガス定数

$\Delta F^*$  : 活性化エネルギー,  $h$  : Planck 定数

$T$  : 絶対温度

この式の対数をとると

$$\ell n k(T) = -\frac{\Delta F^*}{R T} + \ell n A$$

となり、片対数目盛のグラフでアレニウス・プロットをすると活性化エネルギーは傾きより求められる。なお、異なる反応系で活性化エネルギーが等しいとそれらの反応系は同じ機構の反応をしていると判断することができる。あるのである。

回転曲げ試験の結果 (Fig. 3.6.2) をアレニウス・プロットすると Fig. 3.6.5 の黒丸のようになる。

Fig. 3.6.5(a) は公称応力が  $4.6.9 \text{ Kg/mm}^2$  の場合の結果であるが、ほど直線関係が認められ活性化エネルギー

一、 $\Delta F^*$ の値は  $1.17 \times 10^7$  erg/mol ICなる。

なお、Fig. 3.6.5(a)中の白丸は黄リンを含む 5% H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> 水溶液中で一定電流密度で試験片に陰極電流を流して、水素チャージをしながら、公称応力 4.69 kg/mm<sup>2</sup> で疲労試験した場合の疲労寿命の温度依存性をアレニウスプロットしたものである。この場合の活性化エネルギー  $\Delta F^*$  の値は約  $1.31 \times 10^7$  erg/mol ICなり、同図中の同じ公称応力値での腐食疲労のそれと比較的近い値を示す。このことは、このように高い応力条件の腐食疲労現象には腐食反応によつて発生した水素も関与していることを示唆しているものと考える。

Fig. 3.6.5(b)は、公称応力が 19.9 kg/mm<sup>2</sup> の場合のアレニウスプロットであるが、 $1/T = 3.2 \times 10^{-3}$  で折れ曲がる傾向を示す。また、同図中には、この鋼の腐食減量から求めた腐食反応速度の温度依存性を△印で記入した。 $1/T = 3.2 \times 10^{-3}$  以上では腐食疲労寿命の温度依存性と腐食反応速度の温度依存性とがほぼ同じ勾配を示しておりこの温度領域（40°Cより低温）においては腐食疲労が腐食反応速度によつて律速されないとみるとみることができよう。

以上のように、高応力下の腐食疲労は水素も無関係ではないと推定され、低応力下の腐食疲労は従来よりいわれているように、腐食反応そのものによつて律速されていると考えることができる。

### 3.6.5 結 言

軟鋼の腐食疲労寿命は高温になるほど短くなる傾向を示す。しかし、低応力長寿命の試験においては温度が40°C以上になると溶存酸素の欠乏やち密な酸化膜形成による保護効果などのために腐食反応が阻害されて、温度が上昇するほど腐食疲労寿命が長くなる傾向を示す。

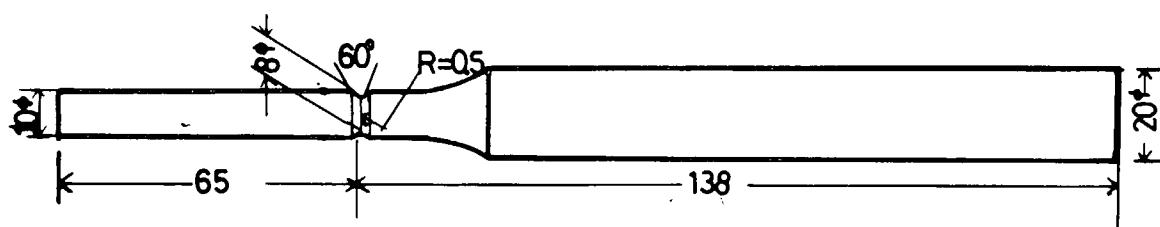
このような腐食疲労寿命の温度依存性の現われ方は疲労試験の方法によつて異なり、切欠付試験片による回転曲げ試験では明瞭であるが平滑試験片による軸力試験ではその表われ方が少ない。

### 文 献

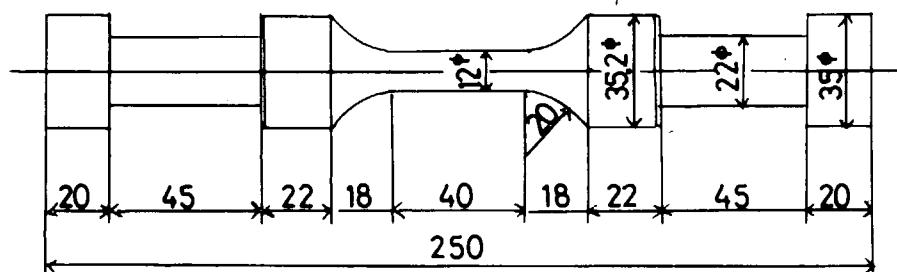
- 1) 遠藤ら：機械の研究 第21巻10号 1969. P. 1440
- 2) 遠藤：機械の研究 1969, 第21巻第7号 P. 76
- 3) N.J.Wadsworth and J.Hutchings : Phil. Mag., 3, 1154 (1958)
- 4) A.J.Gould : Engineering, 8 (1936/ma)

Table 3.6.1. Chemical composition and mechanical properties

Steel mark	Chemical composition (wt%)					Mechanical property			
	C	Si	Mn	P	S	$\sigma_y$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_u$ (kg/mm <sup>2</sup> )	EI (%)	R.A. (%)
A	0.18	0.03	1.00	0.014	0.03	22.7	45.6	44.3	71.6
B	0.20	0.04	0.78	0.024	0.026	21.7	41.7	40.2	63.9



(a)



(b)

Fig.3.6.1 Dimension of test specimens

Fig. 3.6.2 Effect of temperature on corrosion fatigue life

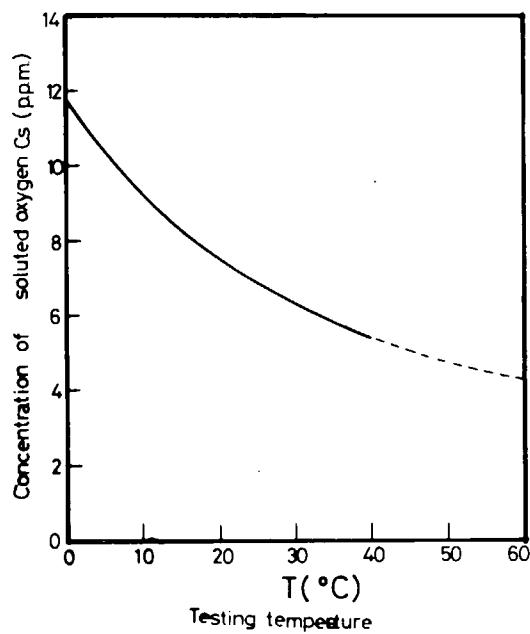
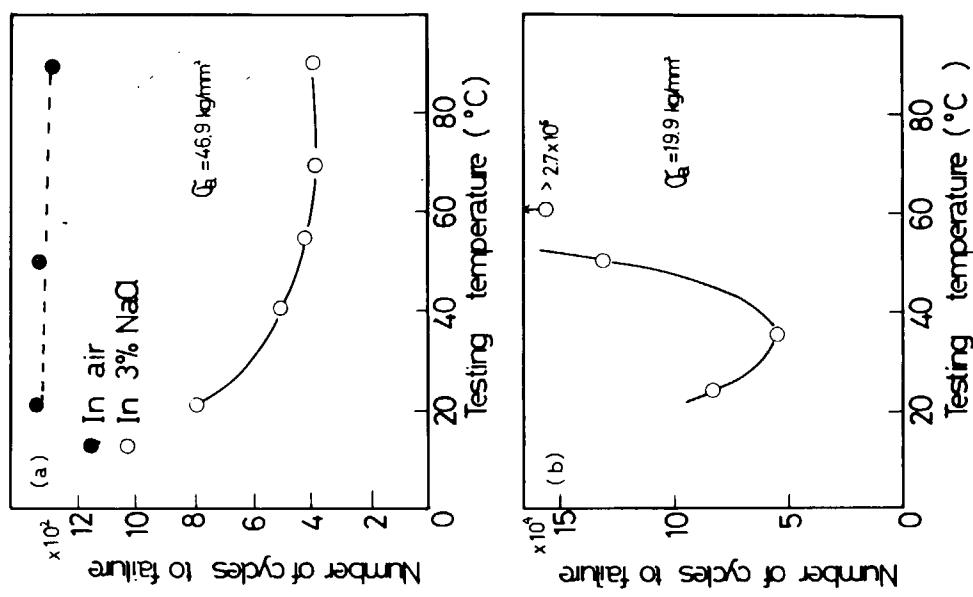


Fig. 3.6.3 Effect of temperature on concentration of dissolved oxygen in 3% NaCl solution

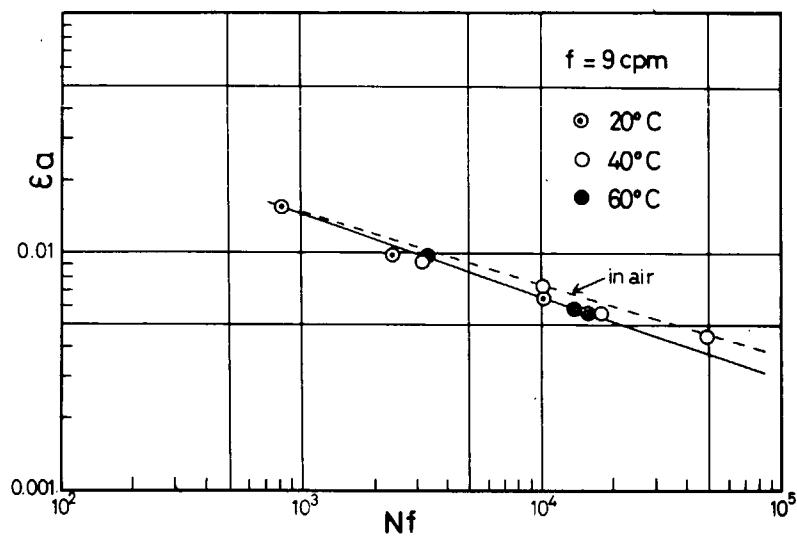


Fig. 3.6.4 Effect of temperature on  $\epsilon_a$ - $N_f$  diagram of corrosion fatigue test (Axial strain control test)

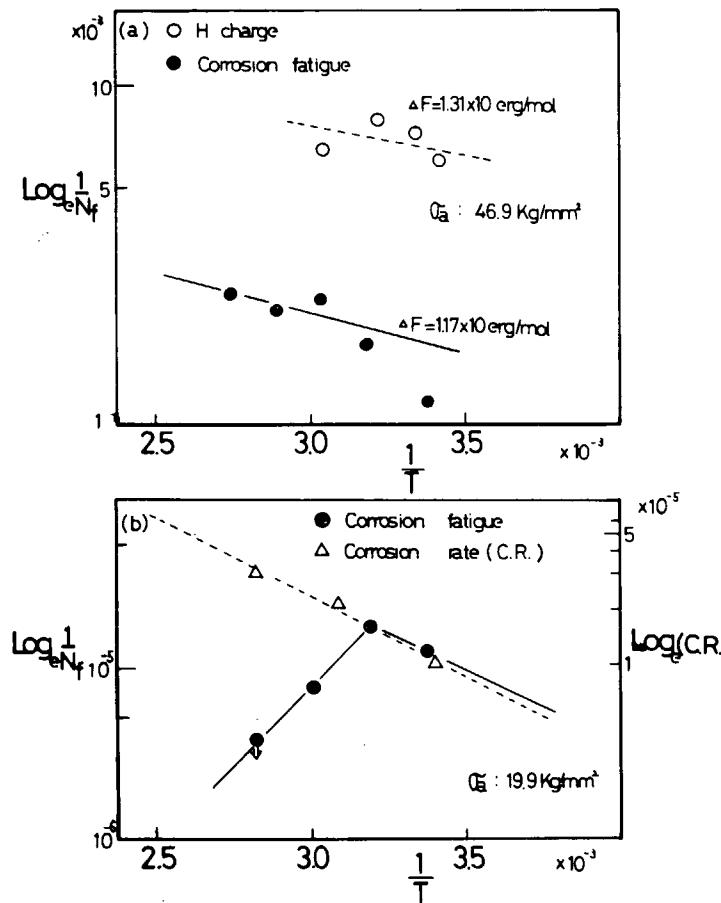


Fig. 3.6.5 Diagrams of Arrhenius plot

## 4. 溶接部の腐食疲労強度

(大阪大学 向井嘉彦)

### 4.1 回転曲げ試験による溶接ボンド部の特性

#### 4.1.1 緒 言

溶接継手部の疲労破壊は多くの場合、溶接トウ部で起り、溶接トウ部の形状的切欠効果が重要因子であることがよく知られている。そして溶接ボンド部の金属組織の切欠敏感性が疲労強度を支配することになる。

本節では、小型回転曲げ試験によつて母材および溶接ボンド部の腐食疲労強度とそれにおよぼす切欠効果とを比較検討した。

#### 4.1.2 実験方法

供試材料は S M 4 1 A 鋼（板厚 2.5 mm）で、その化学組成および機械的性質を Table 4.1.1 に示す。

この板を Table 4.1.2 に示す溶接条件で、Fig. 4.1.1 に示す積層順序で手溶接した。

母材および溶接材から Fig. 4.1.2 に示す寸法の試験片を採取した。なお、母材試験片は、板の圧延方向に平行に採取し、溶接試験片は、試験部分が溶接継手のボンド部にくるようにして採取した。

疲労試験は片持はり式回転曲げ疲労試験機によつて行ない、試験片の試験位置より 56.3 mm 離れた位置に荷重をかけて試験した。

試験片の回転速度は波浪外力を想定して 10 cpm とした。腐食疲労試験は、3% NaCl 水溶液を試験片の試験部に滴下する方式を採用した。

#### 4.1.3 実験結果

##### (1) 母材の特性

母材の大気中および 3% NaCl 水溶液滴下の場合の最大公称曲げ応力と破断繰返し回数との関係を Fig. 4.1.3 に示す。実験点は、ほとんど散らばりなく、両対数目盛りでそれぞれ直線の上にのつている。破断繰返し回数が 10<sup>5</sup> 回以下の低サイクル領域においては、切欠試験片の 3% NaCl 水滴下試験を除き、Fig. 4.1.3 上の他の 3 つの直線は、ほぼ完全な平行線である。その寿命は応力ランクにかかわらず平滑試験片の大気中試験結果が最も長く、平滑試験片に、NaCl 水を滴下した場合がこれに次ぎ、切欠試験片の大気中試験が次に短寿命となり、切欠試験片の NaCl 水滴下試験が最も短寿命となる。

平滑および切欠試験片それぞれで、大気中試験の寿命を基準にして腐食疲労寿命が減少する割合を求めると、Table 4.1.3 のよう、腐食環境による寿命減少率は平滑試験片より切欠試験片の方が大きい。なお、ここでいう腐食環境による寿命減少率は次のような定義によつた。

$$\text{腐食環境による寿命減少率 } (R_c) = \frac{\text{大気中寿命} - \text{腐食液中寿命}}{\text{大気中寿命}} \times 100 \%$$

このように、腐食環境による寿命減少率が平滑試験片と切欠試験片で異なり、切欠試験片の方が大きいのは、大気中より腐食環境中の方が、切欠効果が大きいものと考えられる。そこでそれぞれの場合の切欠効果を一定破断繰返し回数を与える応力から次の式で求めた。

$$\text{一定寿命に関する切欠係数 } (\beta_f) = \frac{\text{平滑材の応力}}{\text{切欠材の応力}}$$

その結果を Table 4.1.4 に示す。この表で明らかのように  $\beta_f$  は大気中では、1.07程度であるのに対して腐食環境中では、ほぼ1.2と大きい。切欠の存在は、大気中の場合より、腐食環境中でやや危険性のあることを示すものである。

## (2) 溶接ボンド部の特性

溶接継手では、トウ部が形状的切欠になりやすく、上述の結果より考えて、ここから腐食疲労破壊を起こしやすいのではないかと考えられる。そこで、本項では、この部分の金属組織が母材のそれに比べて、どのような腐食疲労特性上の差を示すのかを検討するために、溶接ボンド部を試験部にした試験片で前項と同様の考察を行なつた。

溶接ボンド部に関する試験結果を Fig. 4.1.4 に示す。母材の結果に比べて、やや散らばりの大きい結果にはなつているが、それぞれの場合で、直接関係は認められ、寿命の長短関係は、母材の場合とほぼ類似の傾向を示している。すなわち大気中の平滑試験片の結果が最も長く、腐食環境中の切欠試験片の結果が最も短かくなつている。

先の母材の場合と同様、腐食環境による寿命減少率  $R_c$  および大気中と腐食環境中での  $\beta_f$  値を求めるとき、Table 4.1.5 および Table 4.1.6 のようになる。

Fig. 4.1.3 と Fig. 4.1.4 とを比較すると、それぞれの試験片および試験条件の場合で母材よりもボンドの方が寿命がむしろやや長い傾向にすらあるが、Table 4.1.5 の腐食環境による寿命減少率 ( $R_c$ ) は母材の場合の Table 4.1.3 の数値と大差なく、また  $\beta_f$  値も溶接ボンド部と母材とで大差はない。

すなわち、以上の試験結果から判断する限り、溶接ボンド部は、組織上母材と同等の腐食疲労強度を有するともよいようである。

## 4.1.4 結 言

小型回転曲げ試験によると、軟鋼溶接ボンド部の3%食塩水中における腐食疲労強度およびその切欠感受性は、母材のそれと、ほぼ同程度であり、溶接ボンド部が特に悪いということはない。

Table 4.1.1. Chemical composition and mechanical properties

Chemical composition (wt%)					Mechanical property			
C	Si	Mn	P	S	Yielding stress (kg/mm <sup>2</sup> )	Tensile strength (kg/mm <sup>2</sup> )	Elongation (%) (CL=40mm)	Reduction of area (%)
0.18	0.03	1.00	0.14	0.03	22.7	45.6	44.3	71.6

Table 4.1.2. Welding condition

Electrode	Pass weld current	
B-14 (Ilmenite type)	1~17	235~245A
5mm $\phi$	18~20	220~230A

Table 4.1.3. Reduction rate of Nf for each  
 $\sigma_n$  due to corrosion (Base metal)

$\sigma_n$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Rc (%)	
	Hour glass type	Notch type
50	37	51
40	37	52
30	33	57

Table 4.1.4.  $\beta_f$  for base metal

Nf	$\beta_f$	
	In air	3%NaCl
$5 \times 10^3$	1.068	1.164
$5 \times 10^4$	1.083	1.211

Table 4.1.5. Reduction rate of Nf for each  
 $\sigma_n$  due to corrosion (bonded part)

$\sigma_n$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Rc (%)	
	Hour glass type	Notch type
50	36	47
40	37	47
30	37	47

Table 4.1.6.  $\beta_f$  for bond part

Nf	$\beta_f$	
	In air	3%NaCl
$5 \times 10^3$	1.105	1.118
$5 \times 10^4$	1.100	1.152

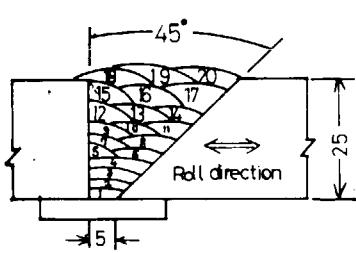


Fig. 4.1.1 Build - up sequence  
of weld (mm)

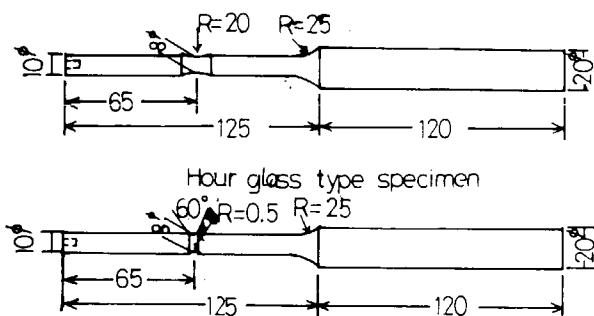


Fig. 4.1.2 Dimension of test specimens (mm)

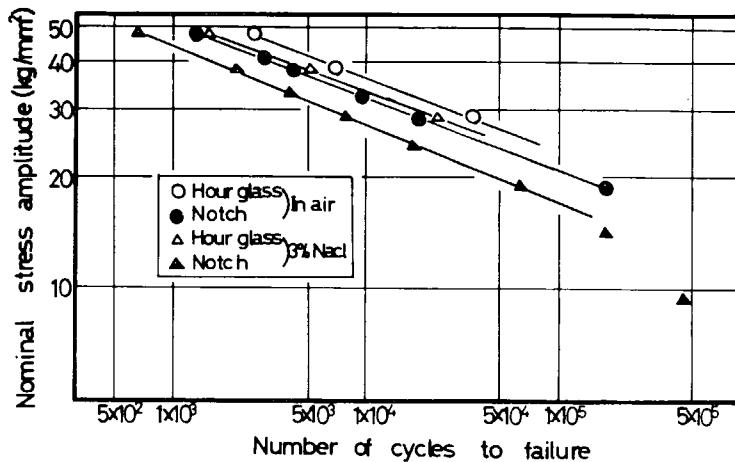


Fig. 4.1.3 Results for base metal

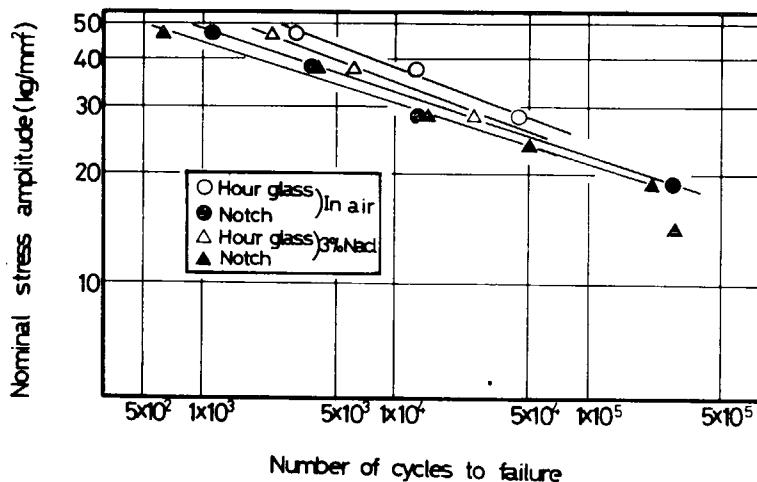


Fig. 4.1.4 Results for bonded part of welded joint

## 4.2 溶接継手要素の腐食疲労強度

### 4.2.1 緒 言

前節でも述べたように、溶接継手の腐食疲労強度は主として溶接継手の形状的切欠効果によつて、劣化する。したがつて、本節では、二、三の形状の異なる溶接継手要素の腐食疲労強度を比較検討した。

### 4.2.2 実験方法

本節の実験に使用した供試材料は S M 4 1 A 鋼（板厚 1 2.7 mm）で、その化学組成および機械的性質を Table 4.2.1 に示す。この板の圧延方向に平行して、Fig. 4.2.1 に示す 3 種類の試験片を採取し、溶接で製作した。

溶接は、B-14 棒（5 mm φ）を用いて、220～230A、28V で 1 層溶接した。試験はローゼンハウゼン型疲労試験機を用い、下限応力 1.2 Kg/mm<sup>2</sup> の引張り片振り試験をした。荷重繰返し速度は 300 回／分である。腐食疲労試験の場合は、試験片に布をまき、これに 3% NaCl を滴下してしみこませた。

### 4.2.3 実験結果

各試験片に対する応力振幅 ( $\sigma_a$ ) と破断繰返し回数 ( $N_f$ ) との関係を Fig. 4.2.2 に示す。大気中試験結果をみると、平滑母材に比べて、溶接構造継手試験片は、はるかに弱くなつている。しかも溶接構造継手試験片 I, II では、I の方が II よりやや弱い。溶接構造継手試験片の割れはすべて荷重に直交する溶接トウ部で発生し、伝播して破断していた。すなわち、溶接構造継手試験片では、溶接トウ部の応力集中によつて、母材より弱くなつたものと考えられる。

溶接構造継手試験片について 3% NaCl 水による腐食疲労試験を行なつたが、Fig. 4.2.2 でみられるように大気中試験結果とほぼ一致して差異は認められなかつた。

この試験の荷重繰返し速度が 300 回／分であつたが、このような高速では腐食の影響が現われ難いのかも知れない。

### 4.2.4 結 言

溶接継手要素の腐食疲労試験を行なつたが、 $5 \times 10^5$  回程度までの低サイクル寿命の場合には、大気中疲労強度に比べ、腐食疲労強度が特に大きな低下を示さなかつた。

Table 4.2.1. Chemical composition and mechanical properties

Chemical composition (wt%)					Mechanical properties		
C	Si	Mn	P	S	$\sigma_y$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_u$ (kg/mm <sup>2</sup> )	E1 (%) ( $A_1 = 20 \text{ cm}^2$ )
0.20	0.04	0.70	0.019	0.027	32.0	49.0	30.0

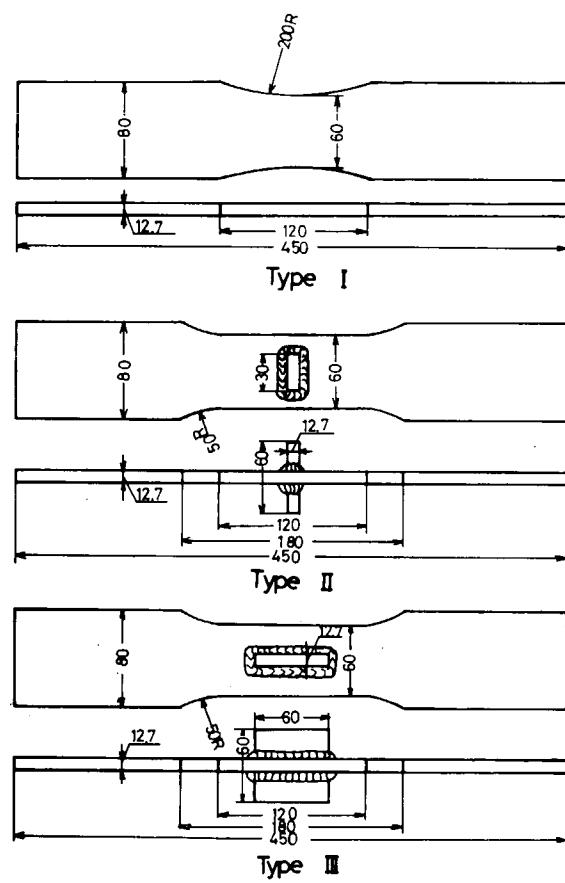


Fig. 4.2.1 Dimensions of test specimens

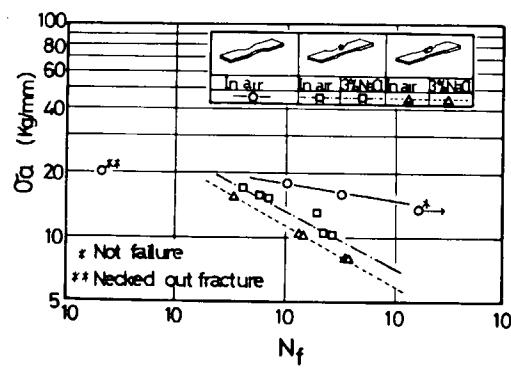


Fig. 4.2.2  $\sigma_a$  -  $N_f$  diagram for welded members

## 5. 防食効果

(川崎重工業 岡崎章三)

### 5.1 塗装

#### 5.1.1 緒言

船体構造物の主な防食方法としては、塗装、電気防食等が挙げられるが、最も広範囲に用いられている塗装は、鋼材を海水雰囲気から遮断するので、腐食には極めて効果のあるものと考えられる。

しかしながら、腐食疲労のように繰返し応力が加わる場合は、塗装の有効性については非常に問題があると思われる。とくに長時間繰返し荷重が加わる場合の塗膜の劣化と、そのためにおこる腐食疲労の問題は、いまだ解決されていない。そこで本項は、船体構造用鋼として主要な軟鋼に対し、すぐれた防食性能を有し、最近とくにバラストタンク内の塗装に用いられるようになつた、タールエポキシ系塗料を塗装した場合の塗装による防食効果、塗膜の密着劣化について検討した。

#### 5.1.2 実験方法

実験に使用した材料は、船体用鋼板として主に使用されている軟鋼 (SS 41, SM 41 A, SM 41 B) である。試験片は、平面曲げ 5 種類、回転曲げ 1 種類、引張圧縮 1 種類および溶接構造モデルの各疲労試験片を作成した。これらの試験片に Table 5.1.1 に示すようにサンドブラスト処理 (Sa 2.5) を施したのち、プライマーとしてエバボンド F を、ついでタールエポキシ系塗料ビスコン 41000 をエアスプレーによって塗布した。塗装は 1 回塗り、あるいは 2 回塗りとし、それぞれの塗膜厚さは  $125 \pm 10 \mu$ ,  $250 \pm 20 \mu$  の範囲であった。

また、平面曲げ塗装試験片の 1 部は、塗装後塗膜に人工クラックを試験片中央部に入れ腐食疲労試験をおこなつた。

腐食は 3% NaCl, あるいは天然海水を用い、腐食方法としては浸漬、あるいは Wet-Dry で実験をおこなつた。

#### 5.1.3 実験結果

##### (1) 平面曲げ疲労試験結果<sup>1) ~ 4)</sup>

Fig. 5.1.1 は、SS 41, SM 41 鋼に塗装をした試験片について、塗膜厚さ、繰返し速度、およびクラックのある塗膜等が腐食疲労強度に及ぼす影響について調べた結果である。この結果、塗装試験片の腐食疲労試験では、空中の疲労試験と同様、 $N_f = 10^6 \sim 10^7$  で水平部分が認められる。しかし、例えば 1 回塗装の “◆” の実験結果をみると、 $N_f = 10^7$  をすぎて再び腐食疲労強度が低下することがわかる。このように空中の疲労限以下の応力においても長時間負荷されると塗膜劣化が生じ、塗装材の腐食疲労強度は再び低下することは注意しなければならない。

腐食疲労に及ぼす塗膜厚さの影響は、例えば図中の “◆” (2 回塗装) と “◇” (1 回塗装) の強度をみると、2 回塗装された試験片の強度が、1 回塗装のものに比べて大きく、とくに長寿命域の腐食疲労において顕著となるようで、塗膜の厚いほどが腐食疲労には効果的であると考えられる。

繰返し速度の影響についてみると、塗装試験片の腐食疲労強度は、通常の空中での速度効果よりもはるかに大きい速度効果があらわれ、繰返し数で整理すると、一般的の腐食疲労試験にみられるように速度の遅いも

のが、破断寿命は短い結果となつた。塗装試験片の腐食疲労において速度効果があらわれる原因については、いまのところはつきりわかつていないが、興味ある問題である。

次に、塗膜に人工的にけがき針で金属面に達するクラックを試験片中央部に入れ、腐食疲労試験を行つた結果がFig. 5. 1. 1 の破線である。クラックの無い塗装試験片のみかけの疲労限度以下でも破断を生じ、とくに  $1450 \text{ c.p.m.}$  で片側クラックのある試験片の実験結果 (▼印) は、裸材 (サンドブラスト処理のままの試験片) の腐食疲労寿命とほとんど大差はない結果を示した。この結果、塗膜に一旦クラックが生じると、腐食疲労強度は非常に低下することを示唆するものである。

Fig. 5. 1. 2 は、片持ち梁型式の曲げ変位制御疲労試験機により平面曲げ疲労試験を行つた結果を示す。図中◆印は塗装をする前のサンドブラスト処理のままの試験片に対する腐食疲労試験結果である。これに対して塗装した試験片の腐食疲労強度はこの実験範囲内では、サンドブラストした素材の腐食疲労強度とほとんどかわりない寿命を示した。また  $N_f = 10^2 \sim 10^4$  の低サイクル領域においては、塗膜の厚さによる腐食疲労強度の向上は大きくない。

#### (2) 回転曲げ疲労試験結果

Fig. 5. 1. 3 は、図中に示す試験片に塗装を 2 回塗りし、繰返し速度を 10 および  $1800 \text{ c.p.m.}$  とかえて  $3\% \text{ NaCl}$  中で疲労試験をした結果を示す S-N 線図である。また同図に、サンドブラスト処理のままの試験片について空中、および  $3\% \text{ NaCl}$  中での疲労試験結果もあわせて示した。一点鎖線が  $10 \text{ c.p.m.}$ 、破線が  $1800 \text{ c.p.m.}$  に対するサンドブラスト処理材の腐食疲労強度を示す S-N 線図である。この結果、繰返し速度が  $1800 \text{ c.p.m.}$  の場合塗装試験片の腐食疲労強度はとくに  $N_f = 10^6$  程度から素材の腐食疲労強度よりも破断寿命は長く、塗装による防食効果が顕著となる。また、繰返し速度が  $10 \text{ c.p.m.}$  の場合  $N_f = 10^5$  程度からその効果が大きくなるが、それより低サイクル領域においては塗装による防食効果は小さい。

塗装試験片の腐食疲労強度に対する速度効果の影響は、回転曲げの場合にもみられ、低サイクル領域においてその影響が大きいようであるが、塗装試験片もしない試験片も低サイクル領域では繰返し速度にかかわらず腐食疲労強度にはほとんど差が認められないようであり、塗装しない試験片の速度効果の影響がそのまままでているようである。すなわち、低サイクル領域においては塗装による防食効果は非常に小さいことが考えられる。

#### (3) 両振り引張圧縮疲労試験結果

Fig. 5. 1. 4 は図中に示す砂時計型の試験片にサンドブラスト後塗装を 2 回塗りし、 $20 \text{ ton}$  電気油圧式疲労試験機を用い、軸荷重（両振り）による試験を実施した結果を示す。腐食液は天然海水を用い、液温を  $20^\circ\text{C}$ ,  $60^\circ\text{C}$  とかえて実験した。図中一点鎖線は機械研削のままの同試験片に対する腐食疲労試験結果である。塗装試験片の腐食疲労強度は  $N_f = 5 \times 10^5$  位から裸材のそれよりも大きく、塗装による防食効果が大きい結果がえられた。

また海水の温度が  $20^\circ\text{C}$  の場合と  $60^\circ\text{C}$  の場合とでは、破断寿命にはとくに顕著な差は認められない。

#### (4) 溶接構造モデルによる試験結果

Fig. 5. 1. 5 は、図中に示す形状寸法の溶接構造モデルにサンドブラストをかけ、塗装をおこなつた試験片に対して、 $3\% \text{ NaCl}$  溶液中で腐食疲労試験をした結果を示す。図中 “●” 印は黒皮つきの同試験片に対して、空中で疲労試験をおこなつたときの破断寿命を示し、“○” 印はそれに対するき裂発生寿命を示す。

“▲”印は、同試験片をサンドブラスト処理後 3 % NaCl 溶液中で腐食疲労した実験結果である。なお、図の縦軸は所定の変位振幅によつて生ずる試験部のモーメントを試験板の断面係数で割つたいわゆる弾性計算による公称応力値を表示したものである。

$N_f = 5 \times 10^5$  程度から塗装による防食効果は顕著となり、とくに  $\sigma_a = 9 \text{ Kg/mm}^2$  では、 $2.2 \times 10^6$  (約 5 ヶ月) で破断せず、塗膜に異常が認められず、こうした溶接構造モデルについても塗装による防食効果が大きいことが伺われる。

#### 5.1.4. 裸材の空中疲労強度と裸材・塗装材の腐食疲労強度の関係

塗装による防食効果を示す指標として、裸材の空中疲労強度と裸材・塗装材の腐食疲労強度の関係をみたのが、Fig. 5.1.6 である。Fig. 5.1.6 は、Fig. 5.1.1 の平面曲げ疲労試験結果および Fig. 5.1.4 の軸荷重両振り試験結果についてまとめたものである。なお、同図には種々の塗装した試験片について、腐食疲労の実験をこれまでになされた結果もあわせて示した。<sup>7) ~ 11)</sup>

また、今回の結果は、裸材、塗装材の腐食疲労強度は、繰返し速度の遅いものは  $N_f = 10^6$ 、繰返し速度の速いものは  $N_f = 10^7$  での応力値をとつている。

この結果、裸材の腐食疲労強度は空中のそれに比べて  $N_f = 10^7$  で約 1/2 の疲労強度となり非常に低下することがわかるが、これに対し塗装をおこなつた試験片の疲労強度は空中の疲労強度と同等の強度を有し、今回用いたタルエポキシ系塗料の塗装による防食効果が極めて有効となる結果となつた。

しかしながら、5.1.3 の(1)項でも述べたように、塗装試験片の  $N_f = 10^6$  あるいは  $N_f = 10^7$  で疲労強度はあくまでみかけの疲労限と考えるべきで、さらに低い応力でも塗膜の劣化がおこり、その試験片は腐食疲労をうけ破断する可能性があることが考えられるため、さらに塗装試験片の腐食疲労の実験も、空中の裸材の疲労限以下で長時間の疲労試験をおこなう必要があるものと考えられる。

#### 5.1.5. 塗膜劣化について

塗装試験片の腐食疲労においては、塗膜の密着性、劣化と応力の関係を把握しておく必要がある。その 1 例を Fig. 5.1.7 に示す。Fig. 5.1.7(a) は塗装 1 回塗りの場合、同図(b) は 2 回塗りの場合に対して、繰返し応力と塗装試験片の電気抵抗および容量の変化を示したものである。塗装後の試験片について予め電気抵抗を測定し、 $10^6$  以上のものののみを腐食疲労試験に供した。Fig. 5.1.7 によるといずれの応力振幅においても、その抵抗および容量は、ある繰返し数まではほぼ一定で、それ以後抵抗は急激に低下し、容量は逆に増加する。この原因は塗膜の損傷によるものであることが、確認されている。<sup>10)</sup> すなわち、初めの電極インピーダンスは塗膜のインピーダンスだけであるが、塗膜が劣化し始めると、これに劣化部のインピーダンスが並列に付加される。劣化部の抵抗は、溶液抵抗と金属面における電極反応による抵抗の和で、これは塗膜の抵抗に比べて著しく小さい。また劣化部の容量は、金属の溶液の界面電気二重層にもとづく容量であるから、塗膜の容量よりも大きい。したがつて Fig. 5.1.7 に示すごとく、塗膜の劣化とともに、抵抗は減少し、容量は増加すると考えられる。

塗膜の劣化による抵抗の変化が、容量の変化よりも急激であるので、抵抗の変化により塗膜の劣化時期が判定できる。

Fig. 5.1.7(a) から、裸材（サンドブラスト処理）の大気中の疲労限 ( $\sigma_a = 2.0 \text{ Kg/mm}^2$ ) 以下の応力負荷においても、塗膜劣化が生じており、塗膜の試験片に対する密着性と負荷応力の関係が重要な問題となる

と考えられる。

### 5.16. 結 言

軟鋼にタルエポキシ系塗料を塗装し、種々の試験条件、腐食環境下で腐食疲労試験をおこなつた結果、本実験のような綿密な塗装を行なえば塗装による防食効果が認められ、塗装しない試験片の空中における疲労強度まで回復することが確かめられた。しかしながら、空中の疲労限以下の応力であつても、長時間負荷すれば塗装試験片は破断する危険性があるため今後はこの方面的研究をおこなう必要がある。

### 参 考 文 献

- 1) 日本造船研究協会第128研究部会研究資料 No.190(昭49) 59
- 2) " " " ( " ) 80
- 3) " " " ( " ) 33
- 4) " " " ( " ) 66
- 5) " " " ( " ) 40
- 6) " " " ( " ) 1
- 7) Simnad, M.T. & Evans, V.R.; J.Iron & Steel Inst., 156-4 (1947) 531
- 8) Minami, Y & Fakuda, Y; Proc. 4th Jap Corogr on Test Mat. (1961), 26
- 9) 北川; 生産研究, 14-10(昭37), 323
- 10) 永井, 竹内, 赤石; 機論 39-318(昭和48), 510
- 11) Dolan, T.J. & Benninger, H.H; Proc. ASTM, 40(1940), 658

(文責。川崎重工 岡崎章三)

Table 5.1.1 Paint coating process

Process	1st coating	2nd coating	Drying time
Surface preparation	Sand brust (Sa 2.5)		—
Shop primer	Evabond F		1 Week
Paint coating	1st Biscon No.1000 (black)	Biscon No.1000 (brown)	24 hours
	2nd —	Biscon No.1000 (black)	

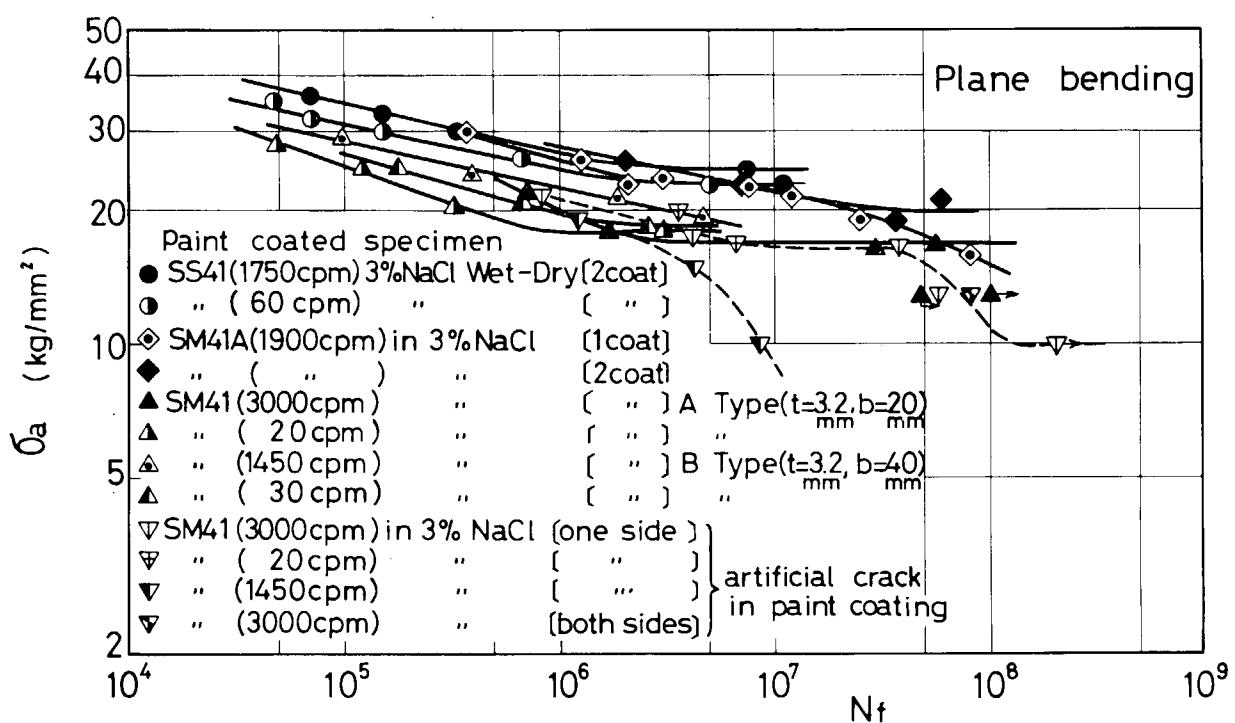


Fig. 5.1.1 S - N diagram

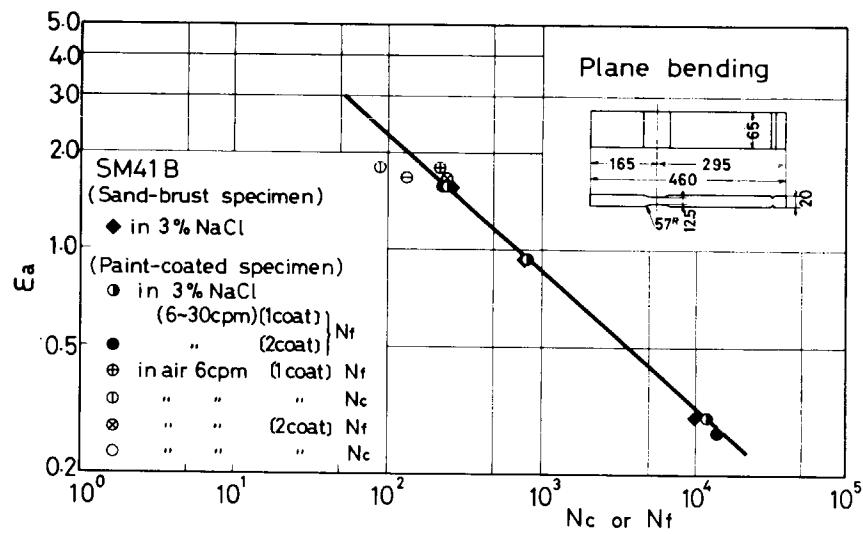


Fig. 5.1.2  $\epsilon$  - N diagram

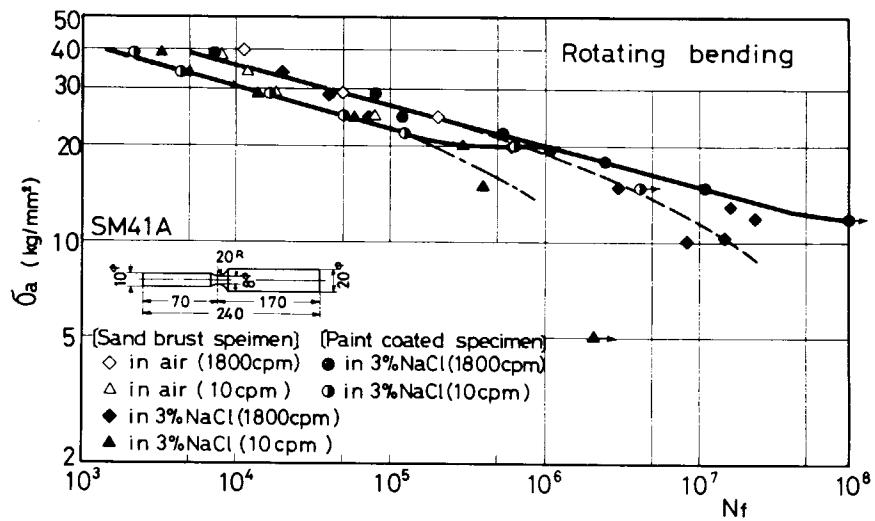


Fig. 5.1.3 S - N diagram

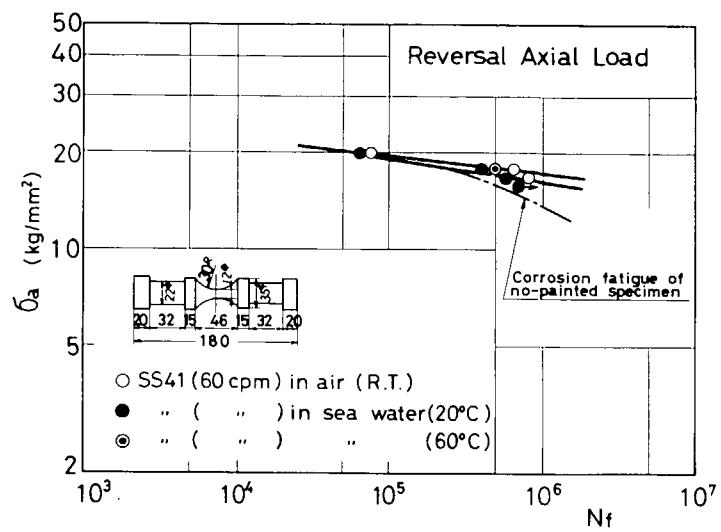


Fig. 5.1.4 S - N diagram

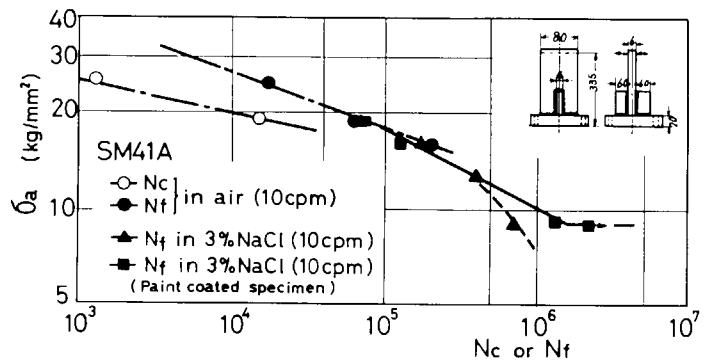


Fig. 5.1.5 S - N diagram

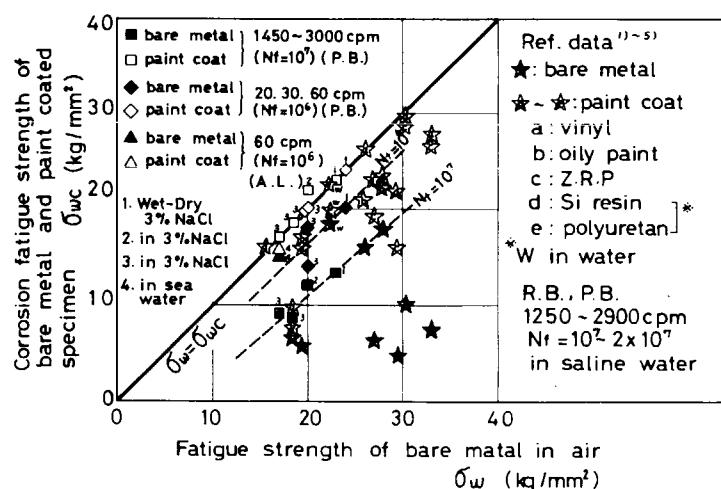


Fig. 5.1.6 Relation between  $\sigma_w$  and  $\sigma_{wc}$

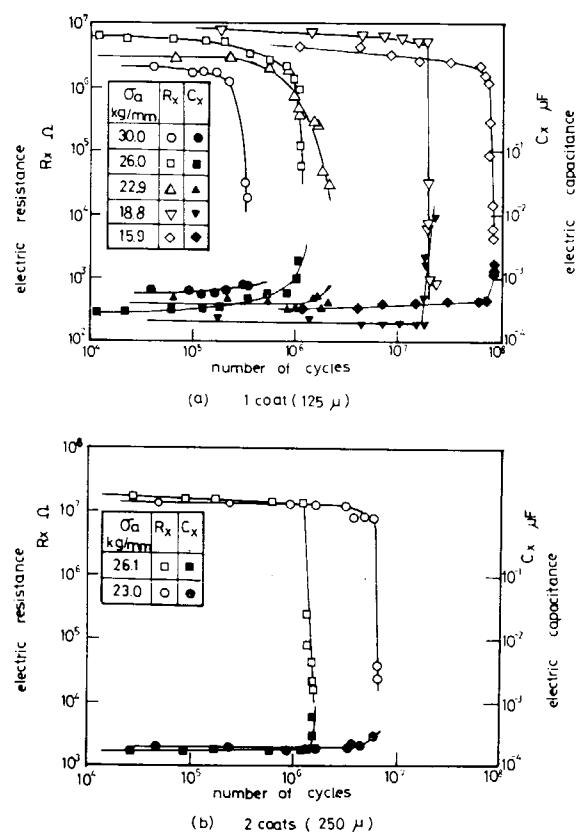


Fig. 5.1.7 Relation between electric resistance or electric capacitance and number of cycles for paint coated specimen

## 5.2 不活性ガス

### 5.2.1 緒 言

大気は酸素や水蒸気を含むため、真空中に比して疲労寿命を低下させるが、窒素やアルゴンなどの不活性ガスは殆んど影響を与えないと考えられる。デッキ裏など電気防食の効き難い部分に対して、この不活性ガスを封入することにより、腐食疲労強度の向上を計ることができるかどうかを検討するために実施された疲労試験の結果について述べる。

### 5.2.2 実験条件

実船に用いられる不活性ガスはボイラー廃ガスであり、その組成は、洗浄後  $N_2 : 80\%$ ,  $O_2 : 2 \sim 4\%$ ,  $S O_2 : 0.02 \sim 0.03\%$  (容積比) であるが、本実験では不活性ガスの効果を明らかにするためと、 $N_2$  ガスとそれに含まれる酸素の影響は比較的明らかであることを考慮して、純  $N_2$  ガスを使用した。又乾燥状態での不活性ガスの効果は比較的明らかであり、又ここでは問題ではないので、不活性ガス中と 3% 食塩水への浸漬とを週期的に繰返す乾湿繰返し状態における腐食疲労強度が、塩水中に比してどの程度改善されるかを検討した。

用いた材料は Table 5.2.1 の材料(1)と同一であり、又試験片形状も Fig. 5.2.1(a) に示す有孔試験片である。荷重形式は 20 c.p.m の片振り張である。

さらに、塩水中に Ar ガスを吹込んで溶存酸素を排出した場合について、回転曲げによる疲労試験が実施された。試験片材料は Table 5.2.1 の材料(2)であり、試験片形状を Fig. 5.2.1(b) に示す。

### 5.2.3 実験結果とその考察

$N_2$  ガスと 3% 食塩水との繰返しに対する軸力疲労試験結果を Fig. 5.2.2 に示す。図において①印で示したように●印で示した塩水中の結果に比して全く有意差が認められない。乾燥状態での乾燥程度が完全なものではなく、試験片表面が塩水でやゝ湿つた状態にあり、このような状態では雰囲気が  $N_2$  ガスであつても疲労寿命を長くすることができないことを示している。

Fig. 5.2.3 は塩水中に各種のガスを吹込んで溶存酸素量を変化させることができが腐食疲労寿命に及ぼす影響を示す実験結果である。空気,  $O_2$  ガス, Ar ガスのいずれを吹込んでも、この実験範囲内では通常の塩水中での寿命と変わることを示している。

なお、試験片表面の状態は、 $N_2$  ガスと 3% 食塩水との繰返しを受けたものも、塩水中に Ar ガスを吹込んだ場合のものも、腐食生成物は殆んど見られず、腐食に対する効果は認められた。

Fig. 5.2.4 は、腐食疲労寿命に及ぼす  $N_2$  ガス中の相対湿度の影響を示す益本らの実験結果であり、相対湿度 10% 以上になると急激に寿命が低下し、あと湿度が増しても殆んど寿命に変化はないことを示している。<sup>1)</sup>

Fig. 5.2.5 は、 $N_2$  ガス中の  $O_2$  ガス濃度の影響を示す益本らの実験結果であり、<sup>1) 2)</sup>  $O_2$  濃度が 1% を超えると大気中の寿命と相違しなくなることを示している。

これらのことから、試験片表面が塩水で濡れた状態では雰囲気が  $N_2$  ガスでも、あるいは塩水中に Ar ガスを吹込んでも、微量な  $O_2$  あるいは  $H_2$  の影響で塩水中の寿命を改善できないことを示しているものと思われる。

## 5.2.4 結 言

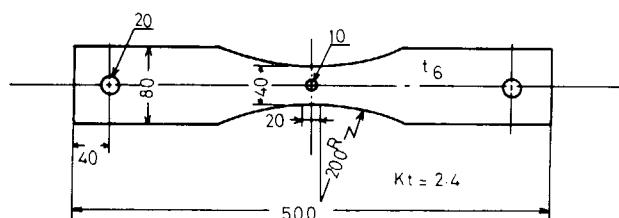
腐食疲労強度に及ぼす不活性ガスの影響を検討した結果、試験片表面が塩水で湿つた状態では、雰囲気が $N_2$ ガスでも、あるいは塩水中にArガスを吹込んでも、塩水中での寿命を改善することは出来ないものと思われる。

## 参 考 文 献

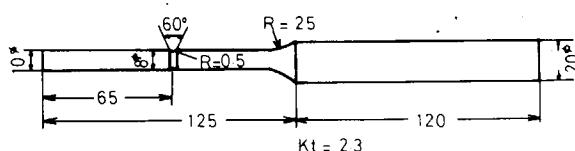
- 1) 益本, 江原, 上田 ; 溶接学会誌 39 (1970) 964
- 2) 益本, 上田, 江原 ; 同上 39 (1970) 771

Table 5.2.1 Chemical Compositions and Mechanical Properties of Materials

Materials	Chemical Compositions (%)					Mechanical Properties			Loading Type
	C	Si	Mn	P	S	Y.S.	U.T.S	Elong.	
1 SS41	0.10	0.17	0.46	0.013	0.013	32.5Kg/mm <sup>2</sup>	45.5Kg/mm <sup>2</sup>	— %	Axial
2 SM41A	0.18	0.03	1.00	0.14	0.03	22.7	45.6	44.3 (G.L=40mm)	Rotating Bending



(a) Specimen for Pulsating Tension Test



(b) Specimen for Rotating Bending Test

Fig. 5.2.1 Test Specimens

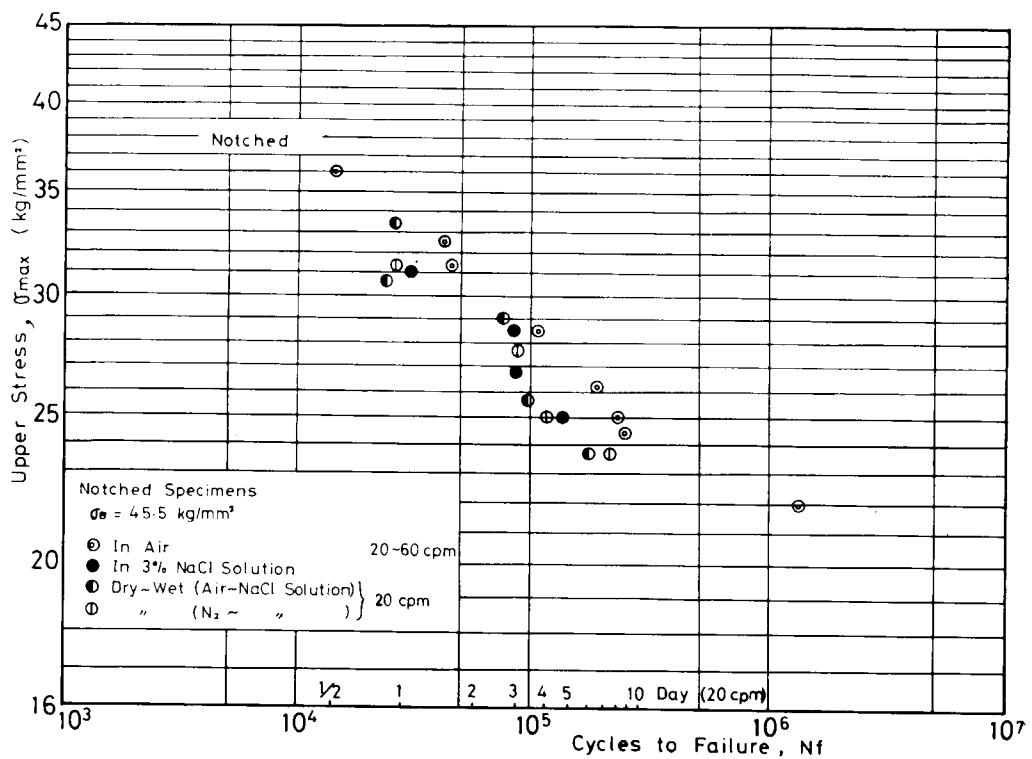


Fig. 5.2.2 Axial Fatigue Test Results

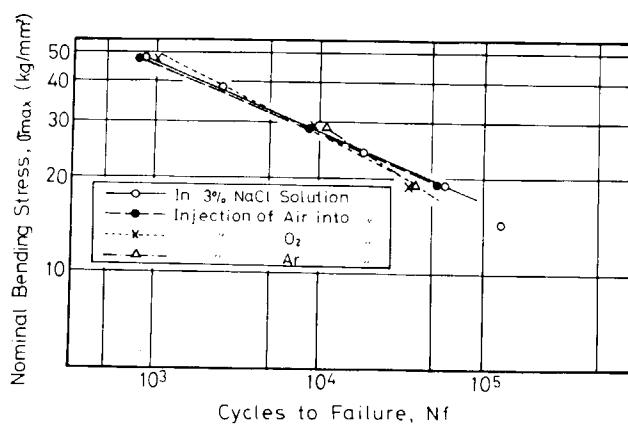


Fig. 5.2.3 Influence of gases injected into 3% NaCl solution on fatigue life

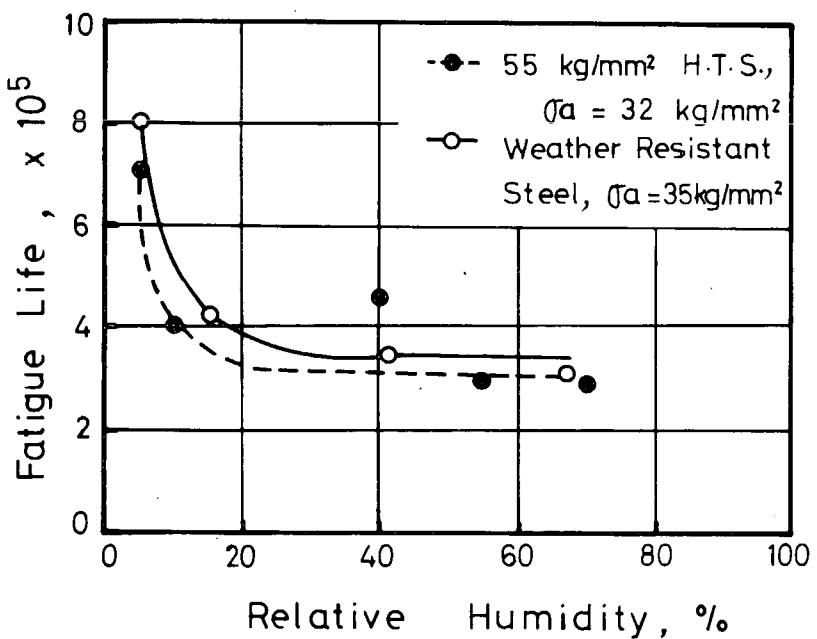


Fig. 5.2.4 Influence of relative humidity in nitrogen atmosphere on fatigue life<sup>1)</sup>

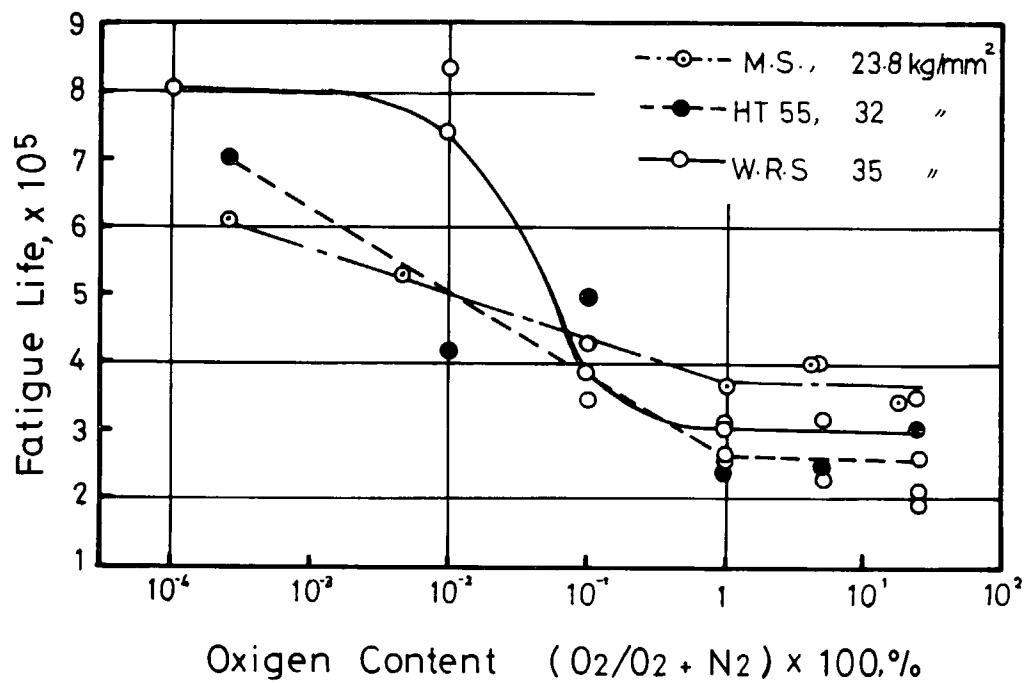


Fig. 5.2.5 Influence of oxygen content in atmosphere on fatigue life<sup>1) 2)</sup>

### 5.3 陰極防食

#### 5.3.1 緒 言

高サイクル領域の腐食疲労に対して陰極防食法が有効であることはすでにいくつかの研究により明らかにされている。この種の防食法が、低サイクル領域の腐食疲労に対しても有効であるのかどうかを検討した。<sup>1) 2)</sup>

またジンクリッヂ塗料の塗装材では塗膜の一部が剥離しても塗料中のZnによる陰分極により塗膜剥離部が陰極防食されることが期待されるので、その効果についても検討した。なお腐食疲労亀裂の伝播挙動における陰極防食の効果については、7.1節で述べるので、ここでは割愛した。

#### 5.3.2 実験方法

供試材料は軟鋼板でその化学組成、および機械的性質を Table 5.3.1に示す。これらの板から Fig. 5.3.1に示す寸法の試験片を製作した。

試験はA型試験片に関しては片持式回転曲げ試験機によつて行ない、その回転速度は10回／分である。またB型試験片に関してはシエンク型疲労試験機によつて行ない、その繰返し速度は、20 c.p.m である。(なおシエンク型疲労試験機による試験は本S.R.128部会の研究とは別に行なわれたものである<sup>3)</sup>)

腐食液は、3% NaCl水で、試験片の試験部分に取りつけた容器中に充し、この中に甘汞参照電極と対極とを設置して、ボテンショスタットによつて試験中、一定の電位を保持した。

なお、回転曲げ試験の場合は切欠付試験片を用いたので電位の監視は塩橋ガラス細管を切欠底部に近づけて、その部分で行なうように努めたが、実際には切欠部以外の平行部分の電位とある程度平均化された値として監視計測されていることになつた。したがつて実験結果の電位値は切欠底の値からはやゝずれているものと思われる。

ジンクリッヂ塗膜欠損部の陰極防食効果を検討する試験はA型試験片による片持式回転曲げ試験によつて行なつた。この場合も回転速度は10回／分である。Fig. 5.3.2に示すように試験片の切欠部の一定幅を残して他の部分(ハッキング部)をジンクリッヂ塗料で2回塗装した。これを3% NaCl水中で試験し、試験中試験片の電位を零位型精密ボテンショメーターで測定した。

#### 5.3.3 実験結果

##### (1) 定電位試験

Fig. 5.3.3は回転曲げ試験における電位と破断繰返し回数との関係を示したものであるが、付加応力が4.6.9 Kg/mm<sup>2</sup>と極めて高い場合(図a)には試験片を陰極にして分極させるとその程度が大きくなる程寿命は減少する。すなわち陰極防食の効果は認められない。逆に試験片を陽極にして分極させると、わずかの電位シフトで寿命が、やや長くなるが、更に陽極に分極させると寿命は逆に短かくなつていく傾向を示す。

Fig. 5.3.3(b)は付加応力1.9.9 Kg/mm<sup>2</sup>の場合の結果であるが、電位をある値まで卑の方へシフトすると寿命は長くなるが、それ以上卑にすると逆転して寿命は短かくなる。すなわちあるわずかの電位領域で陰極防食の効果が期待しうることを示している。電位を貴の方へシフトすると寿命は減少する。

なお、Fig. 5.3.3の横軸の電位置は実験方法の項でふれたように切欠底の値より若干ずれた値になつてゐると考えられる。

Fig. 5.3.4はB型試験片による結果<sup>3)</sup>であるが同様の傾向が認められる。

## (2) ジンクリツチ塗膜欠損部の陰極防食効果

Fig. 5.3.5 にジンクリツチ塗装で非塗装幅の寸法を変えたものの疲労試験結果を示す。応力ランクの高い場合には、裸材の腐食疲労寿命とほぼ同じ値を示すが、応力ランクが  $10 \text{ Kg/mm}^2$  になるとジンクリツチによる陰極防食の効果が現われて寿命がやや長くなる。これは前項で陰極防食の効果が低応力ランクほど大きかつたことと同じ特性を示している。試験中の試験片の電位変化を Fig. 5.3.6 に示すが、 $Z_n$  による電位の卑の方向へのシフトは、比較的初期の段階でおこり、ある程度の時間を経過すると電位は裸材の自然電位になつてしまふが、低応力の場合には初期の防食効果が、全寿命の延長に有効に働いたものと考えられる。

## 5.3.4 考 察

軟鋼の 3% NaCl 水中における腐食疲労現象は一般には、Fig. 5.3.3(b) に示すように、電位寿命曲線の右下りの領域に自然状態の現象が位置し、その機構を腐食によるビットの形成から始まると考えることができるが、切欠付試験片できわめて大きな塑性ひずみの繰返しを受けるような場合には、Fig. 5.3.3(a) に一例を示すように電位-寿命曲線の左下りの領域に自然状態の現象が位置し、その発生機構に水素の役割を無視することができない。

すなわち、腐食疲労破壊の因子としては、ビット形成と水素との二つがあり、応力の高い時には水素の影響が大きく応力が低くなると水素の影響が小さくなつて、ビット形成が主体をなすようになると思われる。

陰極防食法は水素が原因になる破壊の場合には効果がなく腐食ビットの抑制として、その効果を發揮するので、極めて高応力の場合には全くその効果がなく、応力が低下するにつれて、その効果が次第に大きく現われてくる。

## 5.3.5 結 言

- 1) 腐食疲労防止のための陰極防食法の適用は応力振幅の小さい場合には有効である。
- 2) 陰極防食法を有効に適用しうる電位には、ある範囲がありそれより電位値が高くても寿命が減少するので実用にあたつては、電位の管理に特に注意を払う必要がある。
- 3) ジンクリツチ塗装材では、塗膜の一部が剥離しても塗料中の亜鉛が、陰極防食の効果を発揮するので普通の塗装材よりは、やや安全性が高い。

## 文 献

- 1) L.A. Glikman : Corrosion-Mechanical Strength of Metals  
Translated by J.S. Shapiro Bullerworths. (1962) 58
- 2) M.J. Simnad and U.R. Evans : Proc. Roy. Soc. (A) 188 (1947) 372
- 3) 南・小川・木村 : 第 17 回材料研究連合講演会予稿集. N. 105 P. 9

Table 5.3.1 Chemical composition and mechanical properties

Steel	Chemical composition (wt%)					Yielding stress (kg/mm <sup>2</sup> )	Tensile strength (kg/mm <sup>2</sup> )	Elongation (%)
	C	Si	Mn	P	S			
1	0.18	0.03	1.00	0.01	0.03	26.1	45.8	41.6
2	0.14	0	0.49	0.01	0.014	31.7	46.6	42.0

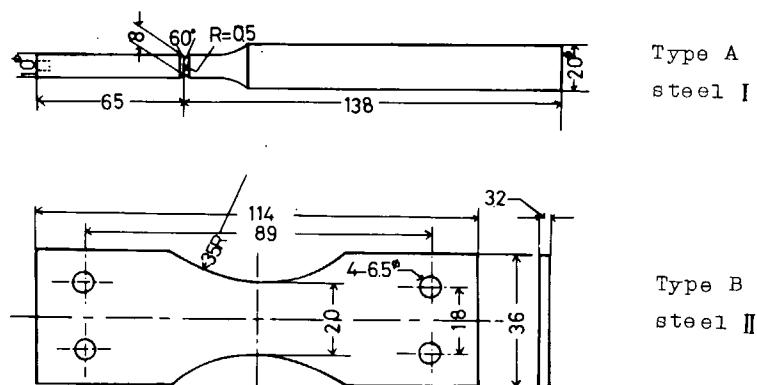


Fig. 5.3.1 Dimensions of test specimens (mm)

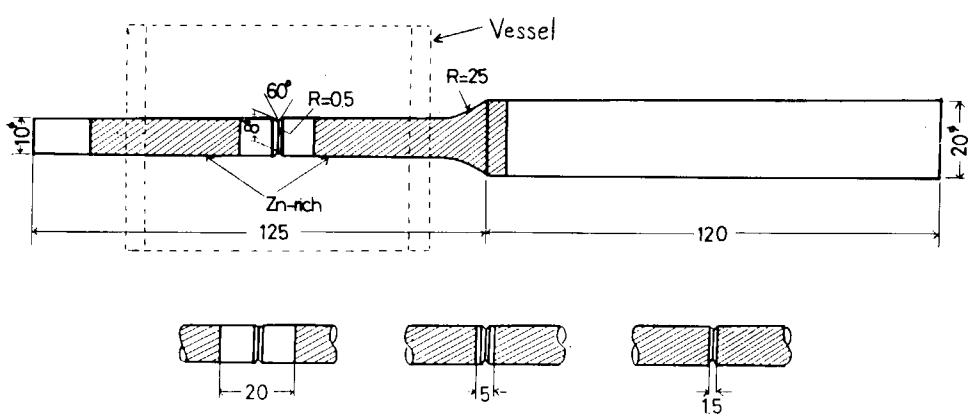


Fig. 5.3.2 Dimensions of test specimens for Zn-rich painting (mm)

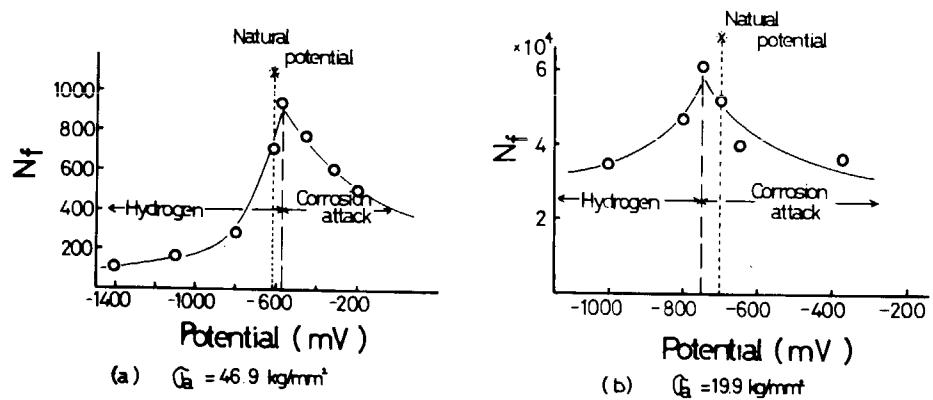


Fig. 5.3.3 Effect of potential on corrosion fatigue life  
(Type A specimen)

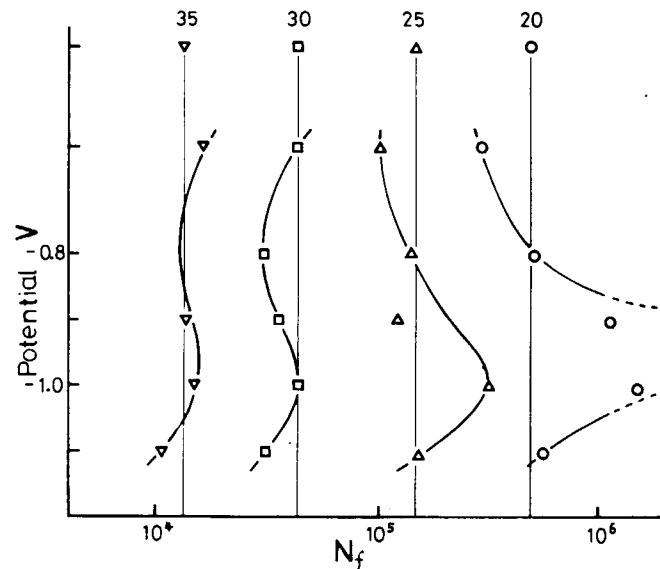


Fig. 5.3.4 Effect of potential on corrosion fatigue life  
(Type B specimen)

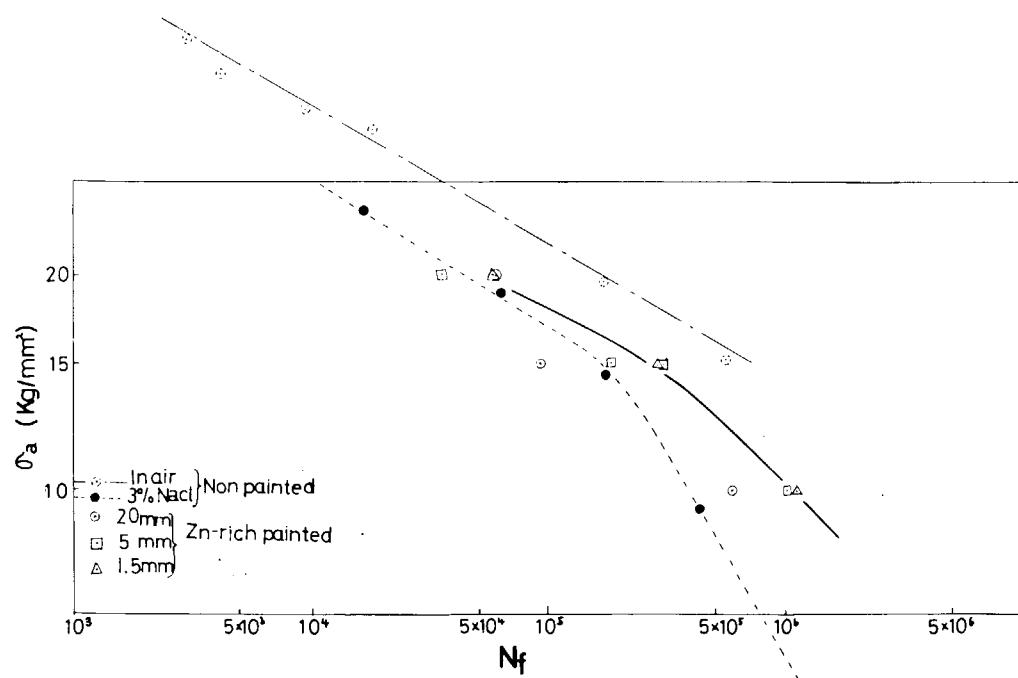


Fig. 5.3.5  $\sigma_a - N_f$  curves for Zn-rich painted specimen

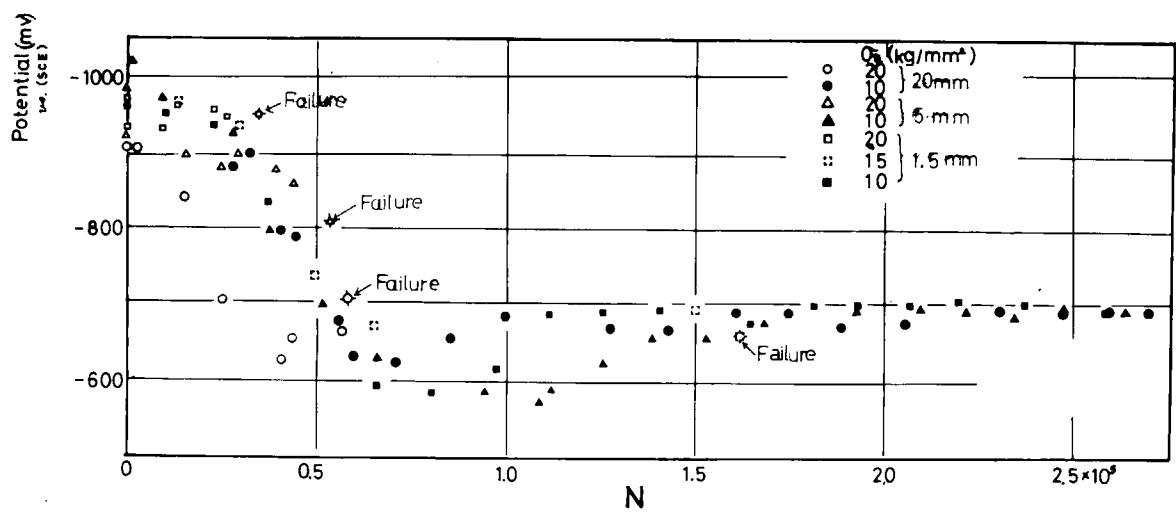


Fig. 5.3.6 Potential change of Zn-rich painted specimen during corrosion fatigue test

## 6. 腐食に影響する因子

(広島大学 永井欣一, 竹内信彦)

### 6.1 構造用鋼の腐食におよぼす振動の影響について

#### 6.1.1 緒言

船舶のバラストタンク内における亀裂の発生や、腐食の進行などは主に振動によるものと考えられており、現在その発生機構と防止法の解明が急がれている。振動によつて生じる応力は、一般に低いのでそれほど問題になるとは思われないが、振動が腐食液中の電気化学反応に影響し、腐食形態をかなり変化させることができ。本研究は構造用鋼の塩水中における腐食速度に及ぼす振動の影響を明らかにするために行なつたもので、以下の三項目について実験を実施した。

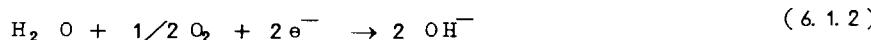
- (1) S M 4 1 の平板試験片を 3 % 食塩水中に浸漬した状態において 5 ~ 7 0 Hz の振動を作用させ腐食域における振幅が 0.01 および 0.02 cm の場合について金属表面の分極特性を調べ、腐食電流の経時変化に及ぼす振動周波数の影響を比較検討した。
- (2) 3 % 食塩水中に S M 4 1 の平板試験片を浸漬した状態で静荷重を負荷させた場合において振動力が加えられたときの分極特性を調べ、静応力が作用した状態での腐食に及ぼす振動の影響と無負荷の状態における振動の影響を比較検討した。
- (3) 中性の溶液中では酸化皮膜を生成し、分極特性がはつきりせず、腐食電流の決定が困難なため腐食液として pH 2 の塩酸酸性 3 % 食塩水を用い、酸化皮膜を溶解し、迅速法を適用しやすくした状態で 10 ~ 60 Hz の振動を作用させた。さらに窒素ガスを長時間通じ、腐食電流を水素イオンの還元反応のみにした分極曲線を測定し、酸素の電極面への拡散を含む一般の分極曲線との比較により両反応の腐食電流を算出し、振動状態における両反応の腐食速度への寄与を検討した。

#### 6.1.2 鉄の腐食理論(湿食)

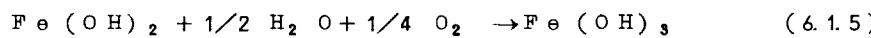
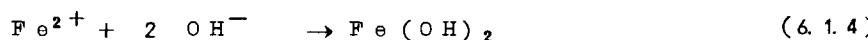
鉄が水溶液中で溶解するのは電気化学的反応過程による。すなわち、陽極 (anode) と陰極 (cathode) が電池を形成し、腐食電流が金属と溶液の間を流れる。すなわち、陽極部においては



又、陰極部においては



の反応が起り、(6.1.1) 式で生じる第 1 鉄イオンは酸素の溶解した中性水溶液中では



の反応によつて難溶性である赤褐色の水酸化第 2 鉄となつて鉄表面を覆い、酸素および鉄イオンの拡散障壁層

となつて腐食速度を決定する一因子となる。しかし  $pH$  が 4 以下になると水酸イオンの減少にともなつて (6.1.4) (6.1.5) 式の反応は起りにくくなり、酸化皮膜を生成しない。

Fig. 6.1.1, 6.1.2 にこの実験において考えられる中性食塩水と  $pH 2$  の塩酸酸性食塩水中で、酸素拡散電流密度を  $20 \mu A/cm^2$  とし、自然腐食電位をそれぞれ  $-0.7 \text{ Volt}$ ,  $-0.6 \text{ Volt}$  と仮定した場合の鉄の分極曲線模式図を示した。

右下りの実線で示したカソード内部分極曲線  $i_{ca}$  は電位に平行な破線で示した酸素の限界電流  $i_L$  と右下りの破線で示した水素イオンの還元反応の電流  $i_{H_2}$  との和で表わされる。右上りの実線で示したアノード内部分極曲線は鉄の酸化反応の電流  $i_{Fe}$  で表わされる。自然腐食電流はアノード内部分極曲線とカソード内部分極曲線の交点  $i_{corr}$  で表わされる。一点鎖線で示した外部分極曲線はアノード内部分極曲線とカソード内部分極曲線との差で表わされる。分極測定装置で測定されるのはこの外部分極曲線で、これより腐食電流を推定しなければならない。

### 6.1.3 試験装置および試験方法

試験片の形状は Fig. 6.1.3 に示すような平板で片持曲げによる静荷重を負荷したとき、静応力がどの位置においても等しくなるようにテーパー型とした。実験開始にあたつては、1200#エメリーペーパーによつて試験片表面を研磨し、ついでアセトンで洗浄したのち、表面に絶縁性樹脂を  $1 \text{ cm}^2$  の腐食域を残して 2 回塗布した。なお、この試験片は腐食液に浸漬する直前に再びアセトン、メチルアルコールの順に腐食域を洗浄、脱脂したのちに実験を行つた。

腐食域は Fig. 6.1.3 に示すように試験片の周囲に設けた塩化ビニール製の腐食槽に塩水を循環させる方法を採用した。腐食槽と試験片の接続には振動を槽に伝えないようにするためにゴムを用い、また接続部にはシリコン樹脂を塗つて水漏れを防いだ。腐食槽の内部には対極として白金線を巻き、また参照電極用のキャビラリー送入口が設けてある。腐食液として、(1)(2)の実験では蒸留水に 3% NaCl を溶した塩水を用い、(3)の実験では 3% 食塩水に HCl を加えて  $pH 2$  とした溶液を用いた。

その循環系統を Fig. 6.1.4 に示す。なお、腐食槽の容量は約  $600 \text{ ml}$  腐食域表面における流速は約  $0.4 \text{ mm/sec}$ 、液温は(1), (2)の実験では  $20^\circ\text{C}$ , (3)の実験では  $25^\circ\text{C}$  とした。

振動負荷は最大加振力が  $1 \text{ Kg}$  の小型加振器の振動子の可動部を試験片の自由端にねじで固定し、駆動用の増幅器によつて試験片に振動を加えた。また試験片の腐食域における振幅の測定にはチャージ振動計を用いた。この振動計の変位測定における周波数特性は  $5 \sim 70 \text{ Hz}$  であり、したがつて加振はこの周波数の範囲内で行つた。腐食液中における試験片の振幅は測定することが困難であるので、あらかじめ空気中で測定した振幅をもとに推定した。すなわち Fig. 6.1.3 に示す A 点および B 点の位置に設けた振動計のピックアップにより空気中における 2 点の振幅を同時に測定して両者の振幅の関係をあらかじめ求めておき、この較正曲線をもとに腐食槽外の B 点の振幅を測定することによって槽内の A 点の振幅を推測することにした。本実験では、加振器の出力の関係から振幅をあまり大きくすることができなかつたので、腐食域 A 点における振幅を  $0.01 \text{ cm}$  と  $0.02 \text{ cm}$  の 2 種類とし、各周波数における分極特性の経時変化を測定した。

試験片に静荷重を負荷した場合の実験では静的曲げ応力を  $1.5 \text{ Kg/mm}^2$  とした状態に振幅  $0.01 \text{ cm}$  の振動を作用させ、各周波数における分極特性の経時変化を測定した。また試験片に振動を加えない静止状態における分極特性も比較のため測定した。腐食金属表面の分極曲線を求めるときは、金属の表面状態を変化させないよ

うにして、測定する必要があるので、本実験では電流が自動的に迅速に切換えられ、電極面の初期の性質を変化させずに測定できる迅速分極測定装置を用いた。分極曲線の測定は、振動を加えてから試験片が腐食域になじみ、電位がほど安定したのち（約4時間後）に開始し、それ以後約4時間おきに分極曲線の変化を測定した。なお、各電流密度における停滞時間は0.5～1秒とし、電極電位は電磁オシログラフで記録した。

#### 6.1.4 実験結果および考察

中性の食塩水中での各振動周波数の腐食電流と試験片静止時50hrの腐食電流の比をFig. 6.1.5に示す。いずれの周波数においても初期の12hrまでは腐食電流比は増加し、その後減少して50hr以後はある一定の電流比に収束する傾向がみられる。この腐食電流比の減少は材料表面の酸化皮膜の生成によるものと考えられる。また、加振時の腐食電流はいずれも静止時に比べて増加し、明らかに振動によつて腐食は促進されている。

中性の食塩水中で静的曲げ応力 $\sigma = 1.5 \text{ Kg/mm}^2$ （降伏応力の1/2）を作用させた状態の腐食電流と試験片静止時（無負荷）50hrの腐食電流の比をFig. 6.1.6に示す。試験片静止の場合でも静応力を負荷した状態の腐食電流の方が大きいのは、酸素の拡散による影響よりも酸素の還元反応の影響をより支配的にうけたためと考えられる。5, 70Hzの腐食電流比は試験片静止（静的負荷）の場合と同程度であるが、40Hzにおける腐食電流比は最も大きくなっている。これは本実験に用いた試験片の共振状態に近い周波数であるためと考えられる。静的負荷のもとで加振した場合の分極特性は無負荷のもとで加振したときのそれとほとんど同じ傾向にあり静的応力が降伏点以下であれば分極特性にそれほど大きい差を生じないと思われる。<sup>1)</sup>

$\text{P}^{\text{H}_2}$ の食塩水を腐食液とした場合、腐食電流は水素イオンの還元反応の電流 $i_{\text{H}_2}$ と酸素還元反応の限界電流 $i_L$ の和から導かれるので、その例をFig. 6.1.7, 6.1.8に示す。窒素ガス吹込みによる水素イオン還元反応のみのカソード分極曲線と一般的なカソード分極曲線を電流1mAの所で重ね合わせて図に示すとく $i_{\text{H}_2} + i_L$ である一般的な分極曲線と水素イオン還元反応のみによる分極曲線 $i_{\text{H}_2}$ の差を各電位について求め、 $i_L$ が一定になつた電流値を酸素の拡散限界電流とした。

電極表面模型をFig. 6.1.9のように考えると電極表面上での物質収支式<sup>2), 3)</sup>より

$$\frac{\partial C_c}{\partial t} = D_c \frac{\partial^2 C_c}{\partial y^2} - w \frac{\partial C_c}{\partial y} - v \frac{\partial C_c}{\partial x} \quad (6.1.6)$$

また拡散層内では近似的に $w = 0$ が成立するとして、定常状態を考え、次の境界条件で(6.1.6)式を解くと(6.1.7)式となる。

$$\text{B.C.1 } y = \infty \text{ では } C_c = C_c^\infty$$

$$\text{B.C.2 } y = 0 \text{ では } C_c = C_c^0$$

電流密度 $i$ は物質移動速度の別の表現であり

$$i/n_c F = D_c (\partial C_c / \partial y)_{y=0}$$

$$i = n_c F D_c \frac{(C_c^\infty - C_c^0)}{\sqrt{\pi D_c \chi / v}} \quad (6.1.7)$$

限界電流密度 $i_L$ は、(6.1.7)式で $C_c^0 = 0$ のときであり

$$i_L = \frac{n_c F D_c C_c^\infty}{\sqrt{\pi D_c \chi}} \sqrt{v} \quad (6.1.8)$$

(使用記号)

$$\begin{array}{llll} w; \gamma \text{ 方向の対流速度} & v; \chi \text{ 方向の対流速度} & c_c; \text{カチオン濃度} & n_c; \text{カチオンの反応} \\ \text{価数} & F; \text{フアラデー定数} & D_c; \text{カチオン拡散定数} & c_c^{\infty}; \text{電極表面の濃度} \\ c_c^{\infty}; \text{沖合の濃度} & & & \end{array}$$

測定点での限界電流密度は  $\sqrt{v}$  に比例する。 $\chi$  方向の対流速度  $v$  と試験片平均速度  $\bar{v}$  (振巾の 2 倍と振動数の積) が比例するものとすると  $i_L$  および  $i_{H_2 \text{corr}}$  (水素イオン還元反応のみによる腐食速度) と試験片平均速度  $\bar{v}$  の平方根との関係を Fig. 6.1.10 に示す。 $i_{H \text{corr}}$  は  $\sqrt{\bar{v}}$  に対してほぼ一定値を示している。これはカソード分極曲線が Tafel の式を満足し、電極表面が活性化支配であることを示している。一方  $i_L$  は平均速度の増加につれて増大していることから加振時の腐食速度の促進は多分に酸素還元反応限界電流の増加に影響されると考えられる。

$P^H 2$  の食塩水中での腐食電流の経時変化を Fig. 6.1.11 に示す。中性食塩水中での腐食電流比 Fig. 6.1.5 にみられたピークはない。腐食電流が一定値を示すのは  $P^H$  を下げたことにより酸化被膜が生成しないためと考えられる。

### 6.1.5 結 言

構造用軟鋼を用いて塩水中において振動を加えた状態で腐食試験を行い、塩水腐食に及ぼす振動の影響を検討した結果、次のことが明らかになった。

- 1) 中性食塩水中において加振した状態における初期の腐食速度は時間の経過とともにいずれの周波数においても増加するが、約 12 時間後から次第に減少し一定な腐食速度に収束する。腐食速度の増加量は共振点において最大となる。
- 2) 静的負荷における腐食形態は無負荷の場合と相違し、その分極特性は酸素の拡散による影響よりも酸素の還元反応が支配的となり、腐食速度は促進される。
- 3) 静的負荷のもとで加振するときは、腐食速度は促進される。このときの腐食速度は共振点で最大となる。
- 4)  $P^H 2$  塩酸酸性 3% 食塩水中の鉄の腐食において水素イオンの還元電流は腐食面の平均速度の平方根に対して一定であるが酸素の拡散限界電流は増大し、振動状態での腐食の主反応は酸素の電極面への拡散が律速になる。中性食塩水中での加振時の腐食電流の増加も同様の理由によるものと考えられる。

### 参 考 文 献

- 1) 第 128 研究部会研究資料 No. 174 (48年3月) P. 106
- 2) 外島 忍, “基礎電気化学” (1965) 朝倉書店
- 3) 吉沢四郎, 鈴 三郎 “腐食・防食・放射線作用” (1972) 誠文堂新光社

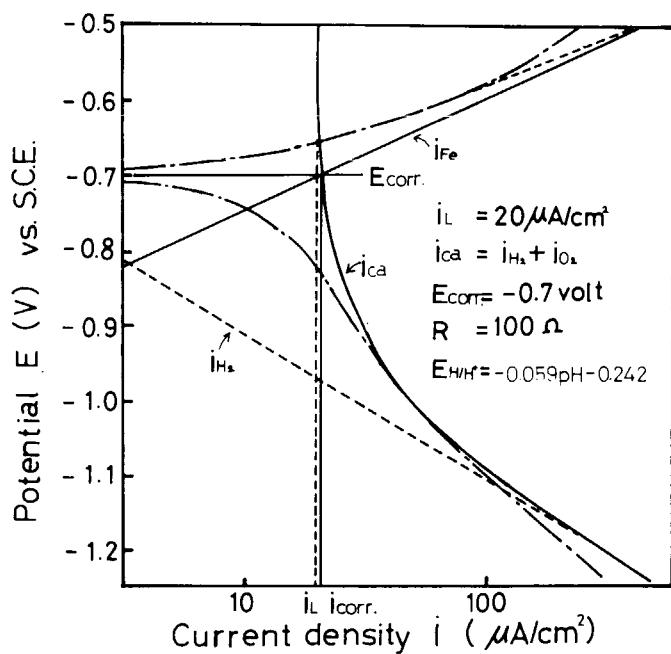


Fig. 6.1.1 Polarization diagram for iron  
in neutral NaCl solution

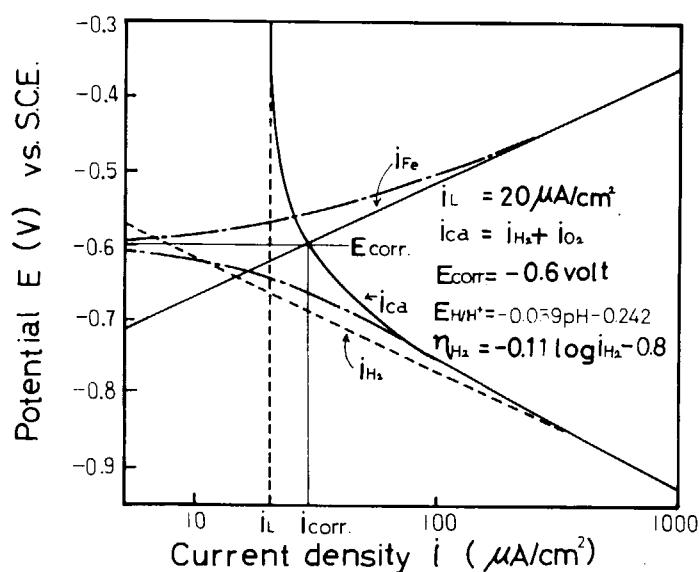


Fig. 6.1.2 Polarization diagram for iron in  
pH 2 HCl, NaCl solution

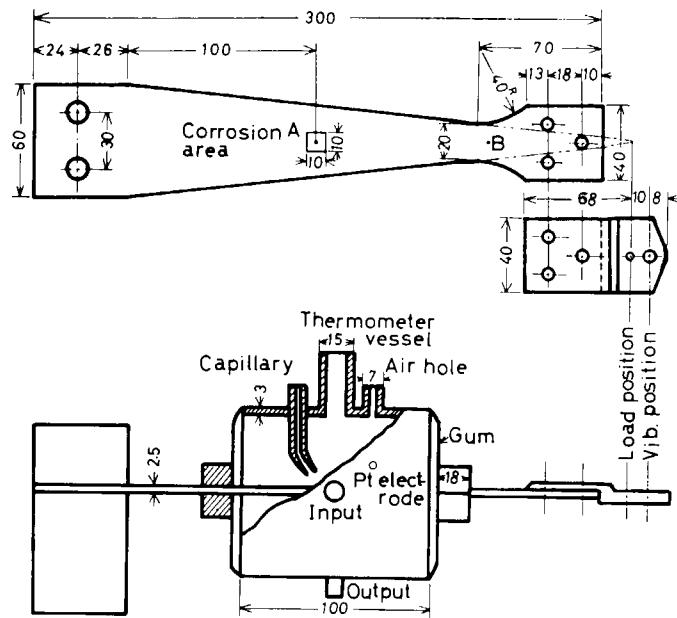


Fig. 6.1.3 Details of specimen and cell

① Specimen

② Cell

③ Valve

④ Isothermal tank

⑤ Tank

⑥ Pump

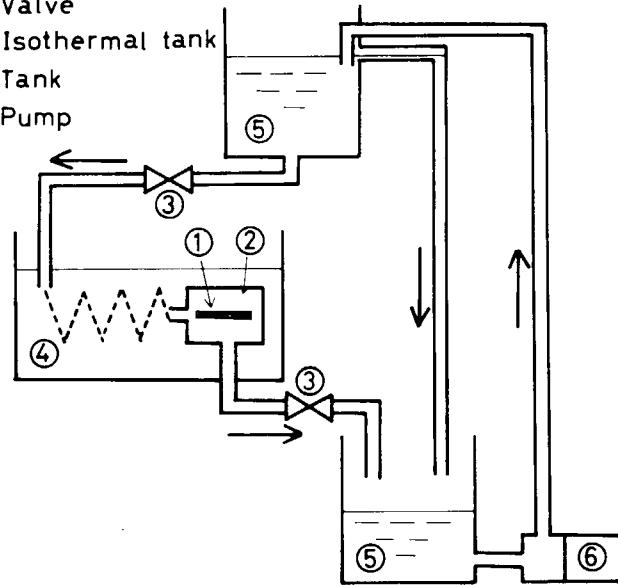


Fig. 6.1.4 Details of experimental setup

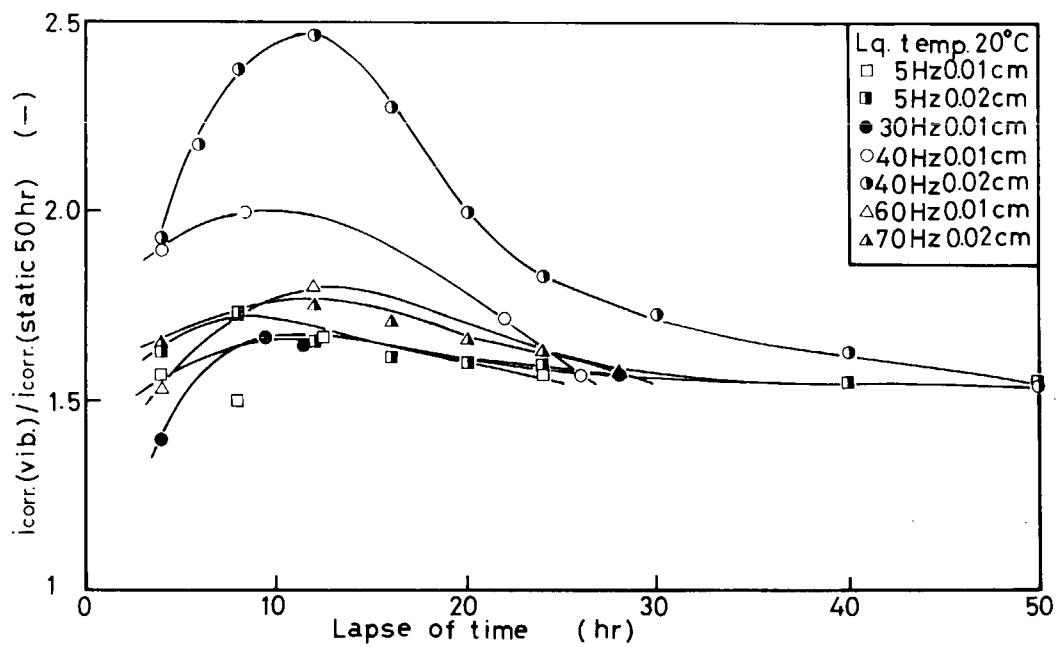


Fig. 6.1.5 A change of the ratio of corrosion current for the lapse of time

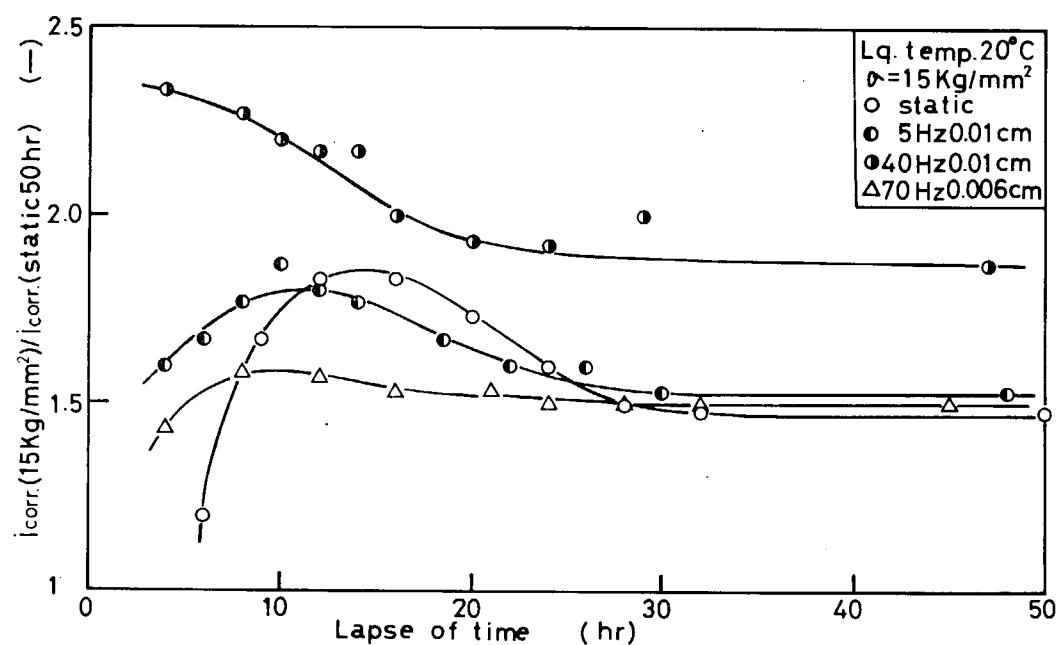


Fig. 6.1.6 A change of the ratio of corrosion current for the lapse of time

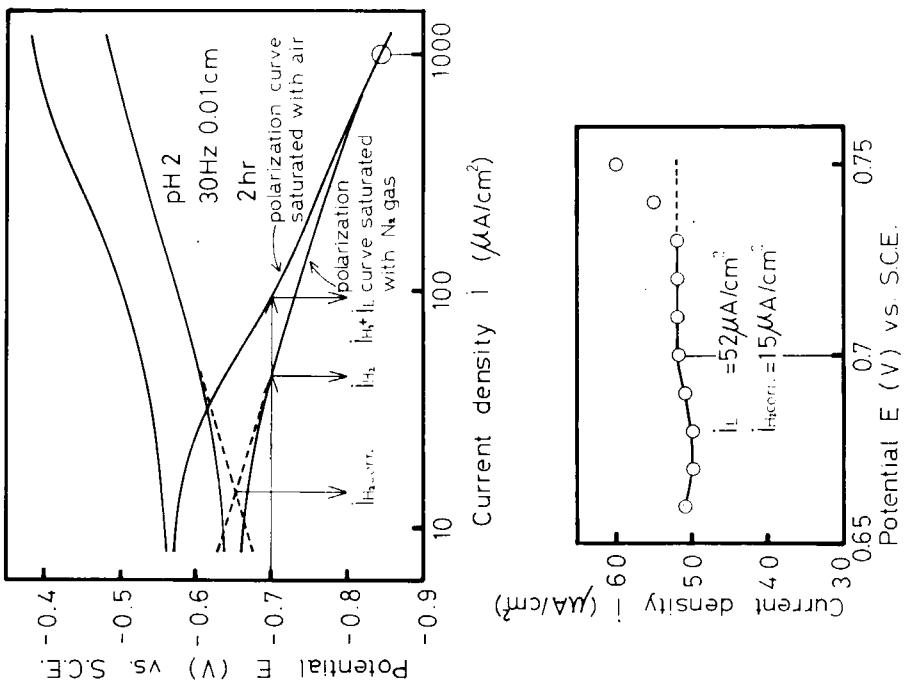


Fig. 6.1.7 Calculating method of limiting diffusion current density for oxygen  $i_L$

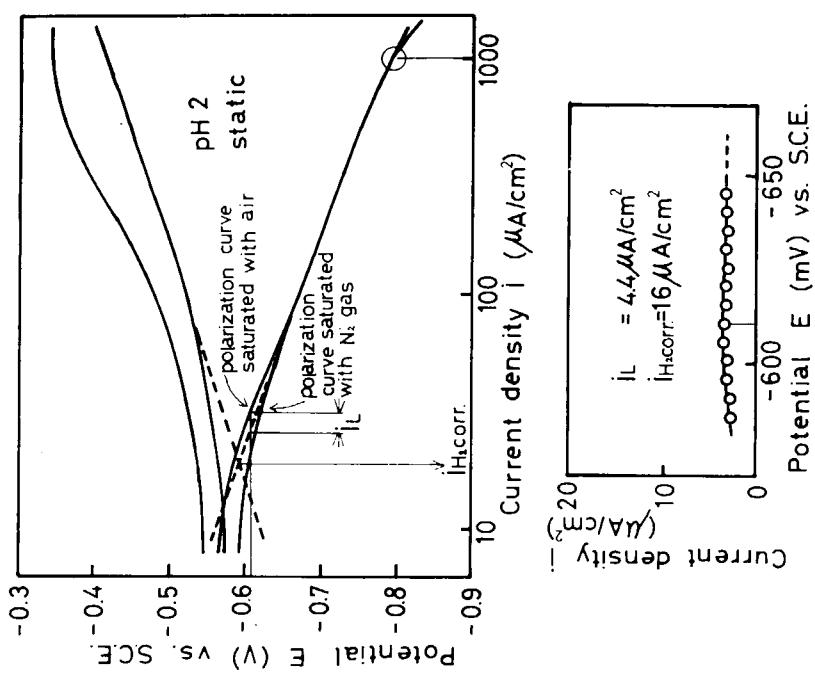


Fig. 6.1.8 Calculating method of limiting diffusion current density for oxygen  $i_L$

Table 6.1.1 Chemical compositions and mechanical properties of material

Designation	Chemical compositions (%)					Mechanical properties		
	C	Si	Mn	P	S	Y.S. (Kg/mm <sup>2</sup> )	U.T.S. (Kg/mm <sup>2</sup> )	Elong. (%)
SM41A	0.18	TR.	0.57	0.007	0.023	30	44	37

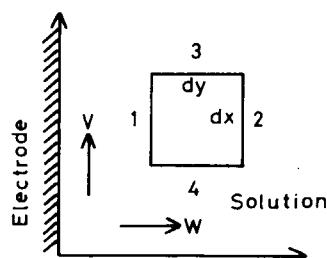


Fig.6.1.9 Model of electrode surface

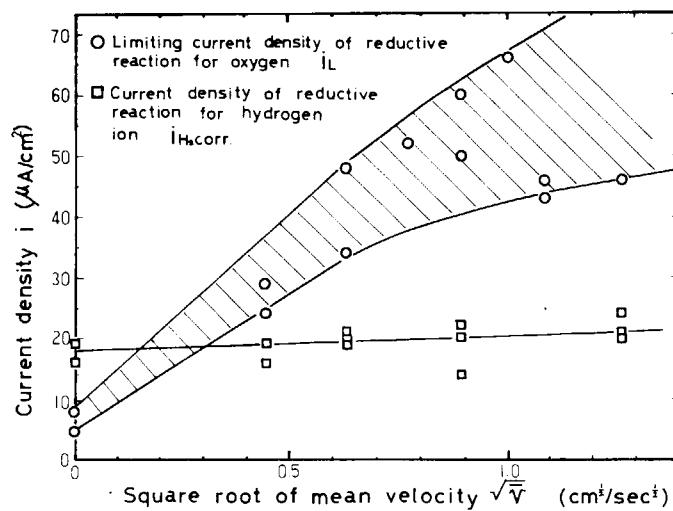


Fig.6.1.10 Relationship between  $\sqrt{V}$  and  $i_L$ ,  $i_{H_2\text{corr}}$

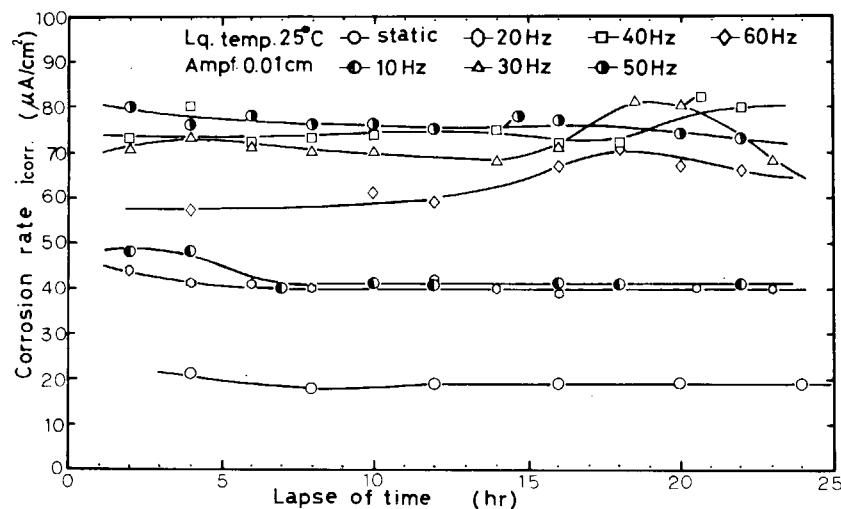


Fig.6.1.11 A change of corrosion rate in pH 2 HCl-NaCl solution

## 6.2 乾湿繰返しと不活性ガス

### 6.2.1 緒 言

パラストタンク内のデッキ裏で腐食が激しいのは、高温多湿の環境の中で結露（夜間）—乾燥（昼間）の Wet-Dry の繰返し、さらには噴霧状態による多量の酸素の供給によると考えられている。このような腐食は隅角部で特に顕著であり、また応力集中部では疲労損傷につながる。したがつて、このような腐食の防止対策が早急に必要である。

デッキ裏では電気防食が効きにくいので、エンジンの廃ガスを用いた不活性ガス充填による防食、タールエボキシ等の特殊塗料による防食などが考えられる。本項では不活性ガスによる防食法の効果について述べるが、常温～高温（80°C）の多湿、かつWet-Dryの繰返しの環境の中で、酸素が存在する場合と不活性ガスが充填された場合とで腐食がどの程度異なるかを検討したものである。

### 6.2.2 不活性ガスの組成と腐食性因子

実船では Scrubber 即ちガス洗浄装置を通った廃ガスの組成はおおよそ次のようなものである。

N <sub>2</sub>	80 vol %	O <sub>2</sub>	2~4 vol %	H <sub>2</sub> O < 250 mg/m <sup>3</sup>
CO <sub>2</sub>	12~14 vol %	SO <sub>2</sub>	0.02~0.03 vol %	

このような条件から腐食に影響をおぼす因子として、温度以外に N<sub>2</sub>, CO<sub>2</sub>, SO<sub>2</sub>, 塩分などが考えられる。

### 6.2.3 Wet-Dryの繰返し条件下における軟鋼およびその溶接材の腐食

#### (1) 試料および試験方法

##### (a) 試 料

Table 6.2.1 に示す組成の造船用 A 級軟鋼板から巾 20 × 長さ 60 × 厚さ 5.2 mm の試験片を切り出し、表面をエメリー紙 0 番まで研磨した。

溶接材は素材と同組成の材料を V 開先で溶接し（条件：表 3.2 V, 630 A, 600 mm/min；裏 34 V, 720 A, 500 mm/min），素材と同寸法の試験片を作製した。試験片の寸法、形状を Fig. 6.2.1 に示す。表面をエメリー紙 0 番まで研磨した。

##### (b) 試験方法

試験片をベークライト治具に取付け、Fig. 6.2.2 に示される試験槽の中で、Wet-Dry の繰返し試験を行なつた。Wet は 3% NaCl 溶液中浸漬、Dry は乾燥気体の送風（流量 2~4 m<sup>3</sup>/hr）によつて行なつた。溶液温度は 15~20°C，気体温度は 25~75°C の範囲で試験条件に応じて変化させた。試験治具はモジュトルモータに直結され、制御装置のタイマによつて周期的に上げ下げされ、Wet-Dry の繰返しが行なわれる。

試験として、(1)大気中、(2)亜硫酸ガス（以下 SO<sub>2</sub>）雰囲気中、(3)窒素ガス（以下 N<sub>2</sub>）雰囲気中、(4)酸素（以下 O<sub>2</sub>）を含む N<sub>2</sub> 雰囲気中、(5)O<sub>2</sub> および SO<sub>2</sub> を含む N<sub>2</sub> 雰囲気中における Wet-Dry の繰返し試験を行なつた。試験後鏡を 5% HCl + 0.5% イビット溶液中で酸洗後、腐食量を mg/cm<sup>2</sup>/day で求めた。

#### (2) 試験結果および考察

(a) 大気中におけるWet-Dry の繰返し試験

3% NaCl 溶液浸漬-空気中乾燥のWet-Dry の繰返し条件下で、鋼の腐食量におよぼす空気中乾燥時間および空気温度の影響について検討した。

(i) Wet-Dry サイクルの影響

タイマの設定によりWet-Dry のサイクルを(1) 60 sec/5 min、(2) 60 sec/10 min、(3) 60 sec/20 min の三通り変化させたが、3% NaCl 溶液に浸る時間は約40 secである。空気温度は40°C、流量は3 m³/hr、腐食試験時間は48 hrである。錆の状態は60 sec/5 min のサイクルではこぶ状の赤錆、60 sec/10 min および60 sec/20 min では固い褐色の錆である。腐食量とサイクルとの関係をFig. 6.2.3 に示す。乾燥時間が長くなるにつれて腐食量は減少する。60 sec/5 min のWet-Dry サイクルの腐食量は3.9 mg/cm²/day = 1.8 mm/y になる。海水中における軟鋼の腐食速度は25°C ((内は40°C)) では通常0.1 (0.13) mm/y, Splash zone で0.5 (0.65) mm/y, 一方40°C, 1 m/sec の流速下では2 mm/y であるから、Wet-Dry サイクル下での腐食速度1.8 mm/y は促進試験としては一応妥当な値といえる。

(ii) 空気温度の影響 (素材および溶接材について)

Wet-Dry サイクルは60 sec/5 min 一定で、空気温度を(1) 25°C, (2) 40°C, (3) 60°C, (4) 75°C の4通りに変化させた。空気流量は3 m³/hr である。一般に温度が高くなると腐食量が増加することが知られているので、試験時間を25°C: 120 hr, 40°C: 96 hr, 60°C: 63 hr, 75°C: 72 hr と高温側で短くした。錆の状態は25°C および40°C ではこぶ状の赤錆、60°C および75°C では固い褐色の錆である。素材と溶接材とでは試験後の錆の付着状態に差異は認められないが、試験初期では溶着金属における錆の付着量が母材に比較して著しく多かつた。

腐食におよぼす空気温度の影響をFig. 6.2.4 に示す。溶液中の場合と同様に、空気温度が高くなる程腐食量は増す。素材と溶接材とでは腐食量に差がない。溶接材では錆を除去した後観察すると、60°C および75°C で溶着金属部が若干選択的に腐食されていた。

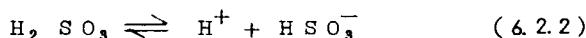
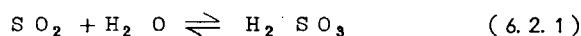
(b) SO₂ 霧囲気中におけるWet-Dry の繰返し試験

Wet-Dry の繰返し条件下で腐食におよぼすSO₂ の影響を大気中および脱気霧囲気中で検討した。

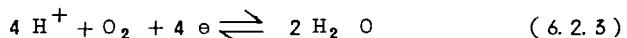
(i) 大気中におけるSO₂ の影響

3% NaCl 溶液浸漬-SO₂ を含む空気中乾燥のWet-Dry の繰返し試験を、72~88 hr 行なつた。Wet-Dry サイクルを60 sec/5 min, 空気温度を60°C, 流量を3 m³/hr とした。SO₂ 量は(1) 5.6 ppm, (2) 16.7 ppm, (3) 44.4 ppm の3種である。試験後のpHは、試験前のpH約7 からpH 2.7~4.3 になつていた。

錆の状態は Photo 6.2.1 に示すよう層状の剥離し易い赤錆であり、同温度のSO₂ を含まない場合の固い褐色の錆と状態を異にする。腐食量におよぼすSO₂ の影響をFig. 6.2.5 に示す。SO₂ 量が増すと腐食量が増加するが、200 ppm以上については明瞭でない。この腐食量の増加は



に示されるように亜硫酸が生成されて (SO₂ の水への溶解度は 1.5 mol/l)、



のようなくる  $\text{O}_2$  の外に  $\text{H}^+$  イオンが腐食の陰極反応に寄与することに基づいている。大気開放中における鉄の腐食速度は、 $\text{pH} < 3.5$  では  $\text{pH}$  が小さくなると共に著しく大きくなるが、 $3.5 < \text{pH} < 10$  ではほぼ一定である。<sup>(1)</sup> したがつて  $\text{SO}_2$  444 ppm で腐食量が減少したのは、この効果によると考えられる素材に比べて溶接材の腐食量が多いが、顕微鏡観察によると特に溶接部が腐食された形跡はない。

$\text{SO}_2$  289 ppm,  $\text{O}_2$  2.93%,  $\text{CO}_2$  13.30%,  $\text{N}_2$  Balance の不活性ガスの水への吸収実験（水 100 ml、ガス流量 185 ml/min、通気時間 100 min）によると、 $\text{SO}_2$  の約 90% が亜硫酸になり、亜硫酸の約 8% がさらに酸化されて硫酸に転化され、その結果は  $\text{pH}$  は  $\text{pH} 2.7$  になつた。この条件で  $\text{pH}$  の概算をすると  $\text{pH} 2.2$  になり、実験結果とほぼ対応する。

#### (ii) 脱気雰囲気中における $\text{SO}_2$ の影響

脱気した 3% NaCl 溶液浸漬— $\text{SO}_2$  を含む  $\text{N}_2$  雰囲気中乾燥の Wet-Dry の繰返し試験を 44 hr 行なつた。Wet-Dry のサイクルは 60 sec/5 min、雰囲気温度は 60°C、 $\text{N}_2$  流量は 2.4 m³/hr、試験前に  $\text{N}_2$  によって気相中および液中の酸素を予め除去した。 $\text{SO}_2$  の量は 250 ppm である。試験後の溶液の  $\text{pH}$  は  $\text{pH} 2.4$  になつていた。この雰囲気中での腐食量を空气中および  $\text{SO}_2$  を含む空气中乾燥の結果と比較して Fig. 6.2.6 に示す。空気を含む雰囲気中よりは腐食量が減少するが、完全に脱気しても  $\text{SO}_2$  を含めば亜硫酸の生成によつて  $\text{pH}$  低下が起り、かなりの腐食が生ずる。

従つてバラストタンクの防食を行なう場合、廃ガス中の酸素を除去した不活性ガスによつてバラストタンク空間の空気を置換し得たとしても、 $\text{SO}_2$  が数十 ppm 以上含まれるならば、テッキ裏の凝縮水滴や船のローリングによる飛沫滴の部分では、亜硫酸の生成による  $\text{pH}$  低下が起り、かなりの腐食を生ずることが予想される。

腐食後の表面状態は空気を含む場合と異なり、全面均一腐食 (General corrosion) で、黒褐色の皮膜が生じている。

#### (c) $\text{N}_2$ 雰囲気中における Wet-Dry の繰返し試験

脱気しない 3% NaCl 溶液浸漬— $\text{N}_2$  雰囲気中乾燥および脱気した 3% NaCl 溶液浸漬— $\text{N}_2$  雰囲気中乾燥の Wet-Dry の繰返し条件下で、鋼がどの程度腐食するかを検討した。繰返し試験は 44 hr、サイクルは 60 sec/5 min、雰囲気温度は 60°C、 $\text{N}_2$  流量は 2.4 m³/hr である。気相および液相中の酸素を試験に先立つて予め除去した。Fig. 6.2.7 に、本条件下における腐食量を空气中乾燥の場合と比較して示す。溶液中の溶存酸素を除去しない場合も除去した場合も、 $\text{N}_2$  雰囲気中乾燥の腐食量は空气中乾燥の腐食量の 1/60 になつてゐる。しかし溶液中の溶存酸素を除去しない場合には、試料の表面にわずかではあるが錆が発生するので、更に長時間の試験では腐食量は  $0.13 \text{ mg/cm}^2/\text{day}$  以上になると考えられる。

#### (d) $\text{O}_2$ を含む $\text{N}_2$ 雰囲気中における Wet-Dry の繰返し試験

$\text{N}_2$  雰囲気中の Wet-Dry の繰返し条件下で、鋼の腐食におよぼす  $\text{O}_2$  濃度の影響を検討した。サイクルを 60 sec/5 min、雰囲気温度 60°C、 $\text{N}_2$  流量 2.4 m³/hr で繰返し試験を 43~45 hr 行なつた。試験に先立つて  $\text{N}_2$  により空気を置換した。 $\text{O}_2$  量は  $\text{N}_2$  量に対して 1, 4, 10% である。Fig. 6.2.8 に腐食量と、 $\text{O}_2$  濃度との関係を示す。濃度に対して直線的ではないが、 $\text{O}_2$  濃度が高く

なるにつれて腐食量が増大する。Scrubber を通つた廃ガス中には  $O_2$  が 2~4 %含まれるが、この程度の  $O_2$  濃度でも大気中において生ずる腐食量の 1/5~1/3 の腐食が生ずる。表面の錆の状態を Photo. 6.2.2 に示す。 $O_2$  濃度が低くなるにつれて発錆量が少なくなるが、錆はこぶ状の赤錆である。

(e)  $O_2$  および  $SO_2$  を含む  $N_2$  雰囲気中における Wet-Dry の繰返し試験

以上の試験から  $O_2$  および  $SO_2$  が腐食を左右する因子であることが明らかになつた。そこで  $O_2$  および  $SO_2$  をバラストタンクの防食に使用する廃ガス中の組成に合せた  $N_2$  を主体とする混合ガスを作り、この雰囲気中で Wet-Dry の繰返し試験を 44 hr 行なつた。サイクルを 60 sec/5 min、雰囲気温度を 60°C、ガス組成を  $N_2$  : 96%， $O_2$  : 4%， $SO_2$  : 230 ppm とした。試験後に溶液の pH を測定したところ pH 3.5 であつた。

Photo. 6.2.3 に錆の状態を、Fig. 6.2.9 に試験結果を示す。表面には剝離し易い赤錆が生じ、 $N_2$  のみの雰囲気の腐食量の約 70 倍の腐食が起り、それは大気中における腐食量よりも多い。この著しく大きい腐食速度は溶液が少なかつたため、容易に pH の低下が起つたことに起因しているものの、このガス組成のような廃ガスによつてバラストタンクを防食する場合、デッキ裏の凝縮水滴や船のローリングによる飛沫滴の部分では、腐食における陰極反応を  $O_2$  の外に亜硫酸の生成によつて生じた水素イオンが分担するため、かなりの腐食が起ることと考えられる。従つてバラストタンクの防食をほぼ完全に行なうためには、 $O_2$  および  $SO_2$  を除去する必要がある。

#### 6.2.4 緒 言

不活性ガス ( $N_2$ ) の中に  $O_2$  が含まれる場合、防食効果は  $O_2/N_2 = 0.1$  では 47%， $O_2/N_2 = 0.04$  では 74%， $O_2/N_2 = 0.01$  では 88% になる。しかし廃ガスとほぼ同組成の  $O_2/N_2 = 0.04$ 、 $SO_2$  230 ppm のガスの場合、防食効果は -13.5% になる（却つて腐食が促進される）。従つてバラストタンクの防食では亜硫酸ガスの除去が課題といえる。

尙、軟鋼の分極特性については、6.1 節の中に述べられているので省略した。

#### 参 考 文 献

- (1) 柴田俊夫：防食技術，18(1969)，415.

Table 6.2.1 Chemical composition  
of specimen (Wt %)

C	Si	Mn	P	S
0.15	0.03	0.84	0.008	0.011

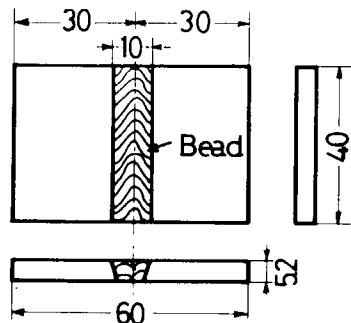


Fig. 6.2.1 Dimension of specimen

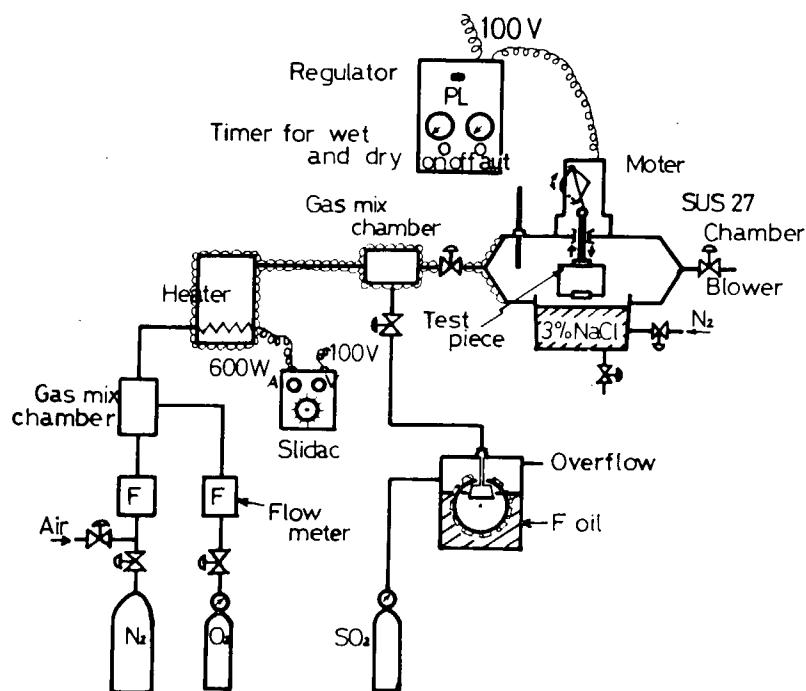


Fig. 6.2.2 Schematic diagram of wet/dry cycle test

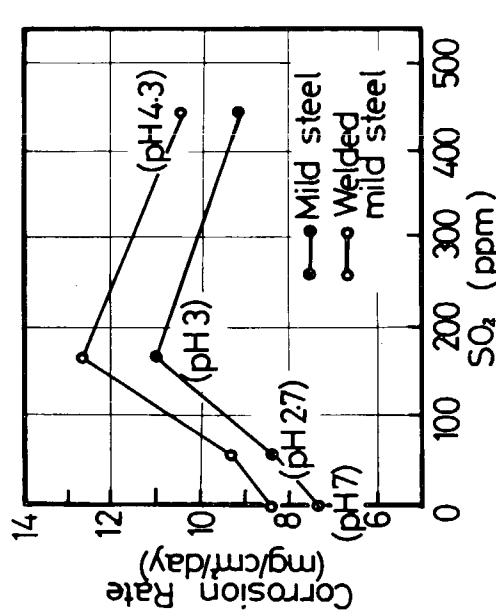


Fig. 6.2.5 Effect of SO<sub>2</sub> concentration on corrosion rate of mild steels under wet/dry cycle which is dipping in 3% NaCl solution and drying in 60°C air. Wet/dry cycle is 60 sec/5 min.

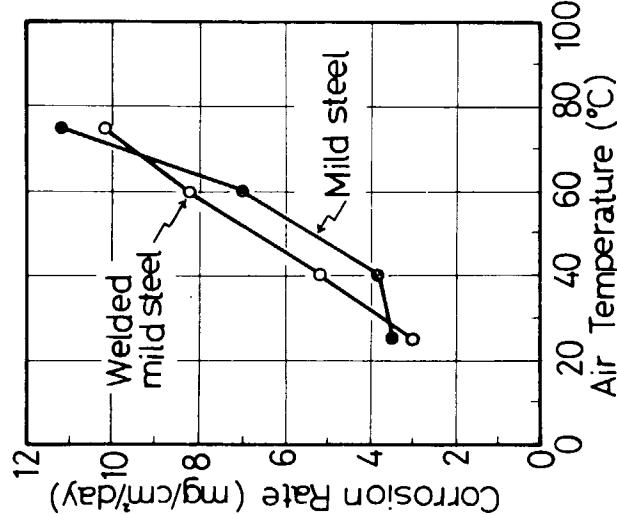


Fig. 6.2.4 Effect of air temperatures on corrosion rate of mild steels under wet/dry cycle which is dipping in 3% NaCl solution and drying in air of various temperatures. Wet/dry cycle is 60 sec/5 min.

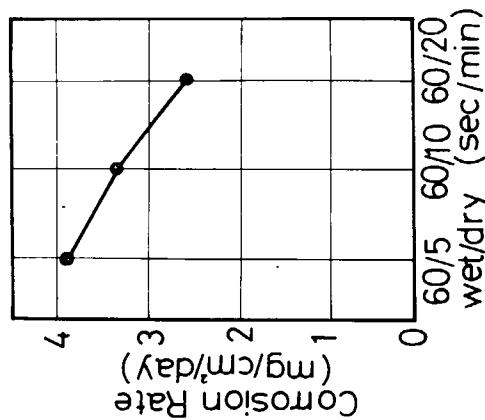


Fig. 6.2.3 Effect of wet/dry cycle which is dipping in 3% NaCl solution and drying in 40°C air on corrosion rate of mild steel

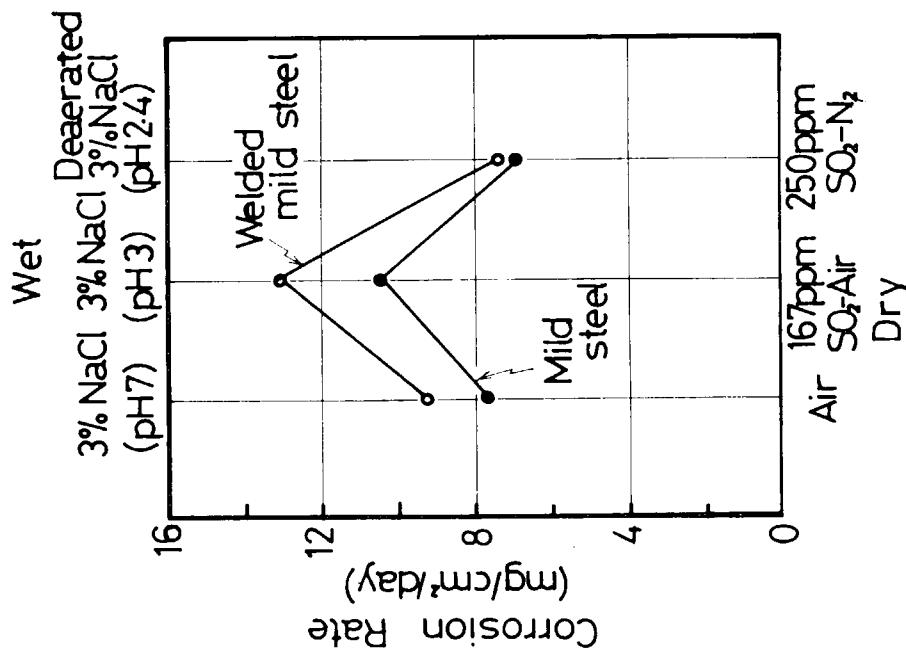


Fig. 6.2.6 Effect of SO<sub>2</sub> gas on corrosion rate of mild steels under wet/dry cycle at 60°C. The results obtained by dipping in 3% NaCl solution and then drying in air and in air containing 167 ppm SO<sub>2</sub> at 60°C are shown at the same time. Wet/dry cycle is 60 sec/5min.

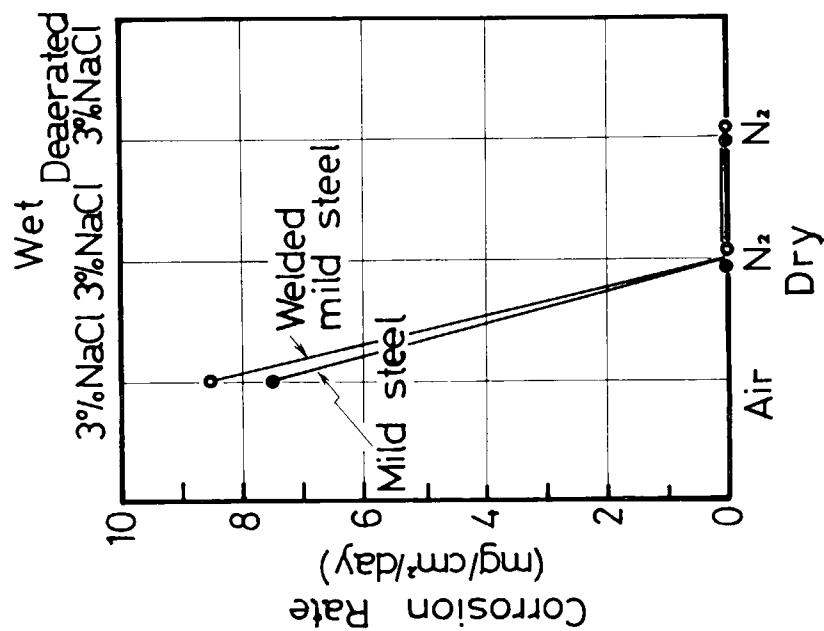


Fig. 6.2.7 Effect of N<sub>2</sub> gas on corrosion rate of mild steels under wet/dry cycle at 60°C. Wet/dry cycle is 60 sec/5min.

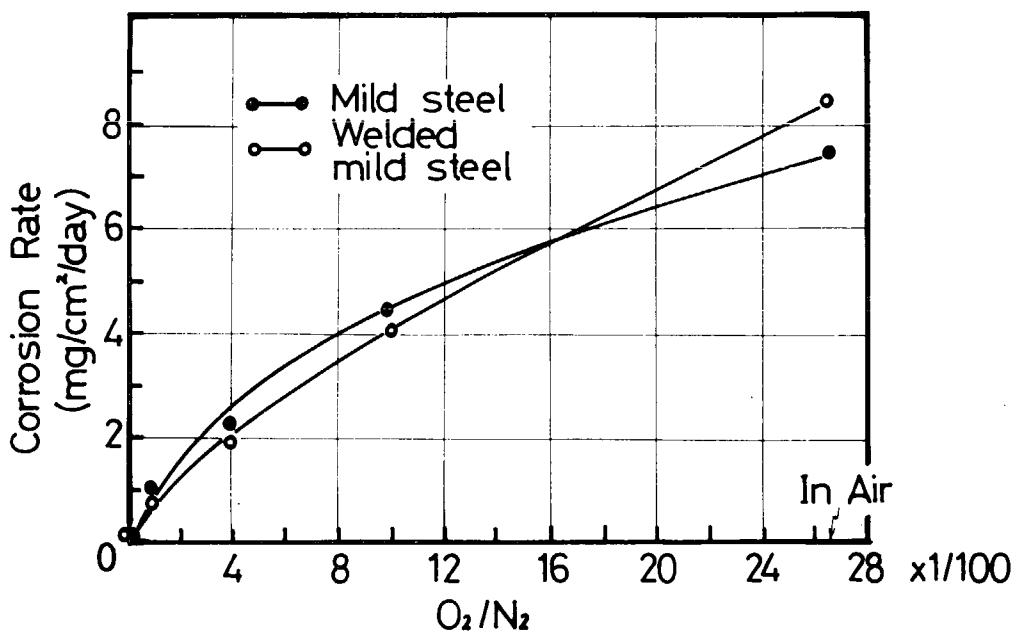


Fig. 6.2.8 Effect of O<sub>2</sub> gas concentration on corrosion rate of mild steels under wet and dry cycle at 60°C. Wet/dry cycle is 60 sec/5min.

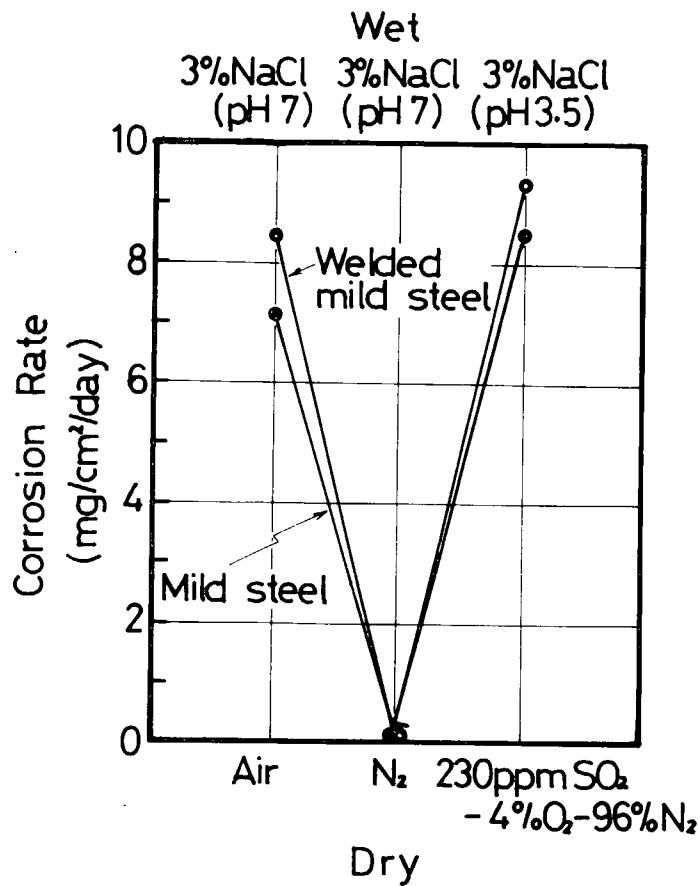


Fig. 6.2.9 Corrosion test results of mild steels in 230 ppm SO<sub>2</sub> - 4% O<sub>2</sub> - 96% N<sub>2</sub> at 60°C under wet and dry cycle. Wet/dry cycle is 60 sec/5min.

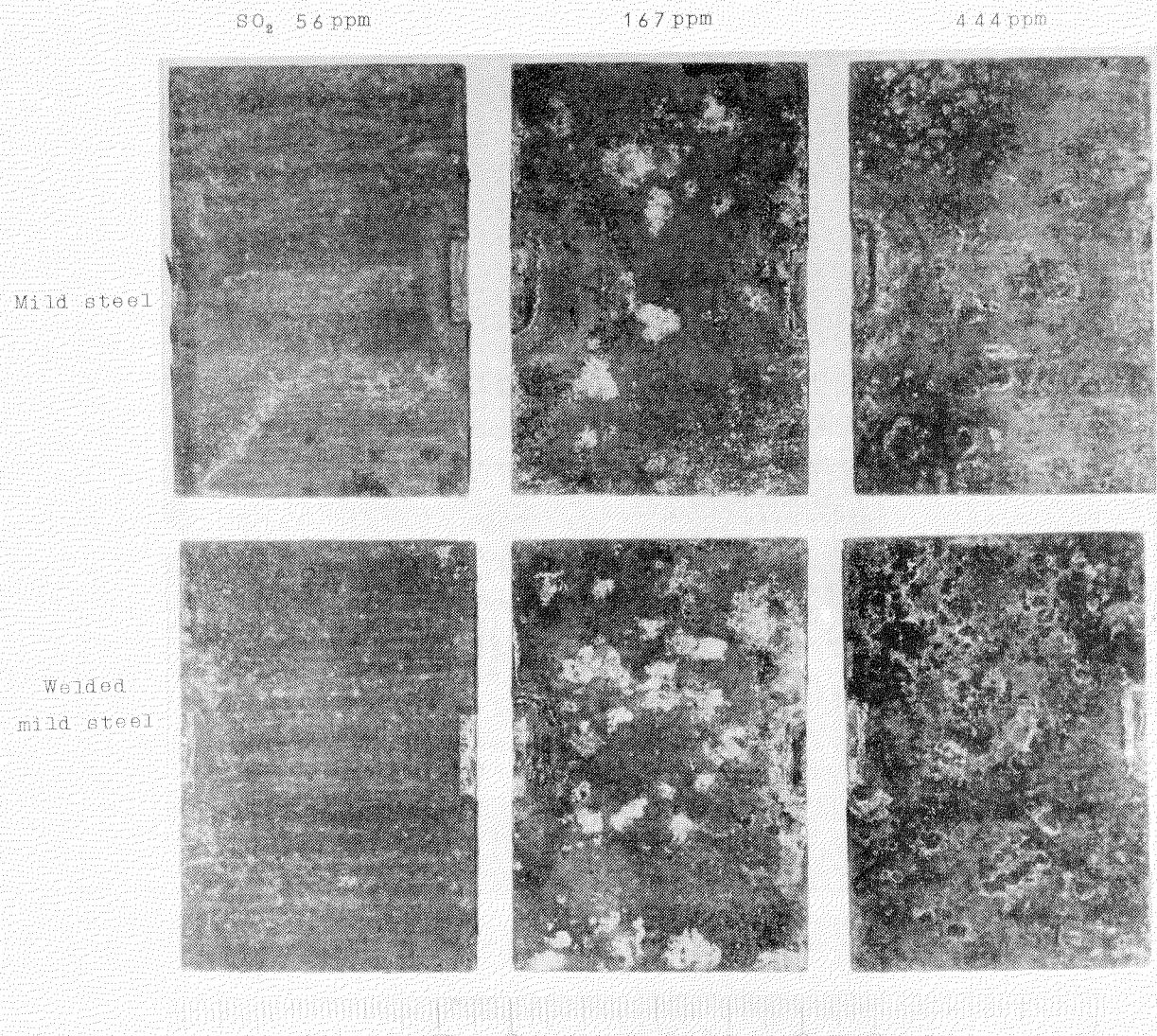


Photo 6.2.1 Photographs of the mild steels which corroded under wet and dry cycle in air containing  $\text{SO}_2$  at 60°C

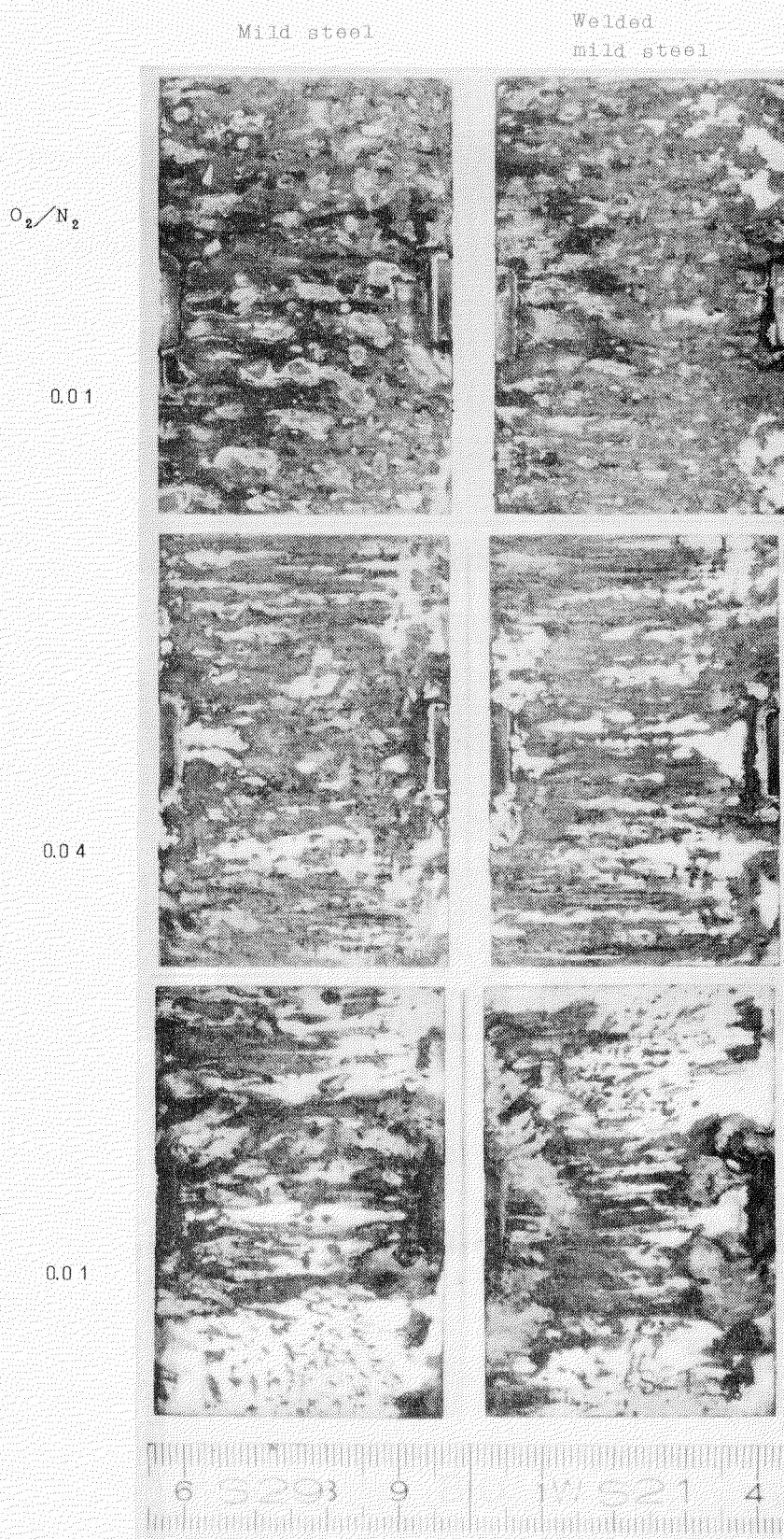
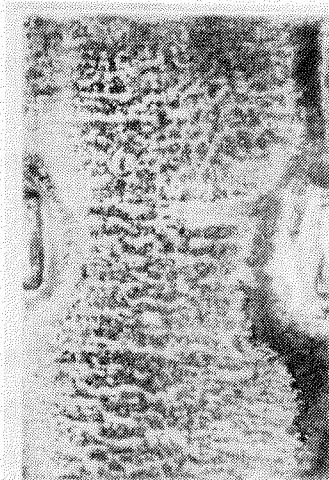


Photo 6.2.2 - Photographs of the mild steels which corroded under wet and dry cycle in  $O_2 - N_2$  mixed gas at 60°C

### Mild steel



Welded  
mild steel

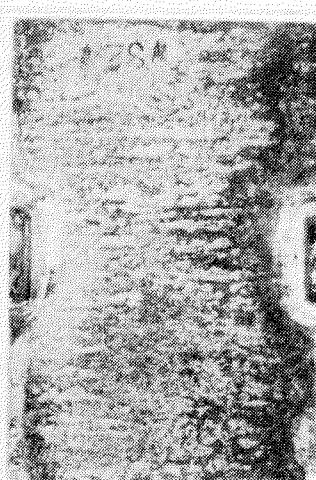


Photo 6.2.3 Photographs of the mild steels which corroded under wet and dry cycle in  $O_2 - SO_2 - N_2$  mixed gas at 60°C

(石川島播磨重工業 飯野 賢)

### 6.3 軟鋼の応力下の海水腐食と切欠靶性について

海水環境にある材料が応力の繰返しを受ける時、鋼材の切欠靶性におよぼす影響を実験的に調査した。

#### 6.3.1 試験および試験方法

##### (1) 供試材

実験には板厚 14 mm の造船用 A 級鋼板を用いた。化学組成および機械的性質を Table 6.3.1 に示す。

##### (2) 試験片の形状・寸法

静的負荷による放置および腐食疲労試験に用いた試験片の寸法と切欠部分の詳細を Fig. 6.3.1 に示す。切欠形状は U および V 形の二種類とした。

##### (3) 試験方法

###### (a) 静的試験

無負荷で 3 % 食塩水中に放置したものとの他に Fig. 6.3.2 に示すように切欠溝側が引張側になるよう曲げ治具に組み込んだ治具をはさんで試験片両端付近でボルトを用いて所定の荷重まで締めた。これには二種の異なる切欠を一対として試験を行なつた。荷重は試験片中央部付近の切欠から離れた部分に等間隔にひずみゲージを貼り板巾方向に一様に応力がかゝるよう確認を行なつた。

静的負荷試験終了時にも所定の負荷条件が保持されているかひずみゲージにより確認をした。

###### (b) 動的試験

使用した試験装置は最大 3 トンの油圧シリンダを用い最大および最小荷重の保持をタイマで行なうもので本実験では上限 5 秒、下限 7 秒の定荷重繰返し試験を行なつた。動的試験の模式図を Fig. 6.3.3 に示す。

##### (4) 環境条件

大気中、油中および 3 % 食塩水中浸漬の三種類とした。3 % 食塩水の作成には比抵抗  $500 \times 10^4 \Omega \text{cm}$  以上の純水を用いた。

##### (5) 試験条件

###### (a) 荷重レベルの設定は次のように行なつた。

(i) U 字切欠試験片、V 字切欠試験片の両者ともに切欠底応力が素材の降伏応力を越えないもの。——

引張り側表面応力：  $3.86 \text{ Kg/mm}^2$

(ii) U 字切欠試験片、V 字切欠試験片の両者ともに切欠底応力が素材の降伏応力を越えるもの。——

引張り側表面応力：  $4.91 \text{ Kg/mm}^2$

この試験条件を表にしたものを作成したものを Table 6.3.2 に示す。

#### 6.3.2 腐食が切欠靶性におよぼす影響

Table 6.3.2 に示したような条件を予め加えた切欠材よりシャルピー衝撃試験片を作成しシャルピー衝撃値により各々の靶性の差を調べた。

##### (1) 試験結果

切り出したシャルピー試験片の切欠底に注目して予め与えた静的荷重、繰返し荷重、環境の影響があるか目視により調べたがいずれの場合も切欠底の形状変化、き裂の発生などは見られなかつた。差異を生じるに

は荷重繰返し数の増加、放置時間の延長が必要と思われる。

これらの試験片の衝撃試験結果を Fig. 6.3.4 に示す。

### 6.3.3 考察と結論

静的荷重・繰返し荷重あるいは腐食環境が切欠靶性におよぼす影響について調べた結果次のような事がわかつた。

- (i) 静的負荷放置をしたものについては荷重が小であるものの方が遷移温度以上で高い吸収エネルギーが得られているが低温側ではいづれも差異が認められない。 [Fig. 6.3.4 (a), (b)]
- (ii) 静的負荷で 3% NaCl 水中に放置したものについて [Fig. 6.3.4 (c)(d)] は油に浸漬したものと差を生じていないが浸漬期間が短かいため環境による影響がみられないものと思われる。
- (iii) 繰返し荷重をかけたものについての衝撃試験結果は [Fig. 6.3.4 (e)および(f)] に示した通り U字、V字切欠のいづれも大気中のものより 3% NaCl 水中のものが衝撃値が低下しているが U字切欠における差は顕著でない。
- (iv) 本試験では長期間に亘る腐食が靶性におよぼす影響が求められなかつたが 3% NaCl 水中の切欠材の吸収エネルギーの低下は静的負荷を加えて一定期間放置をした V切欠にみられたが U字については明らかでない。しかし腐食環境中の疲労が靶性劣化におよぼす影響は強いようである。
- (v) 材料の切欠靶性におよぼす腐食の影響を明らかにするには、軟鋼では更に高応力レベルの条件と、腐食環境における保持時間を充分にとる必要がある。

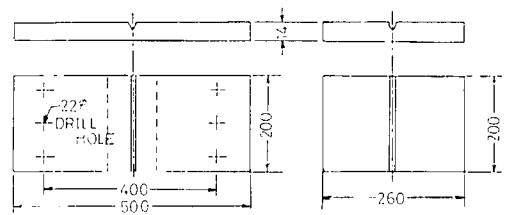
Table 6.3.1 Chemical Composition and Mechanical Properties

Chemical Composition (%)					Mechanical Properties		
C	Mn	Si	P	S	Yield Stress $Kg/mm^2$	Tensile Stress $Kg/mm^2$	Elong %
0.12	0.69	0.24	0.015	0.018	26.4	43.5	4.63

Table 6.3.2 Test conditions (load and atmosphere)  
Specimen numbers apply to both U- and V-notches

Specimen	Stress $Kg/mm^2$	Atmosphere	Remarks
1	0	oil	
2	4.91	oil	
3	3.86	oil	
4	0	3% NaCl H <sub>2</sub> O	
5	4.91	" "	
6	3.86	" "	
7	4.91	" "	
8	3.86	" "	
9	0	" "	
10	0 ~ 4.91	air	$5.3 \times 10^8$ cycles at 5 cpm
11	0 ~ 4.91	3% NaCl H <sub>2</sub> O	$1.0 \times 10^4$ cycles at 5 cpm

\* Stress converted from measured strain on the plate surface having the notch



(a) for static loading      (b) for fatigue loading

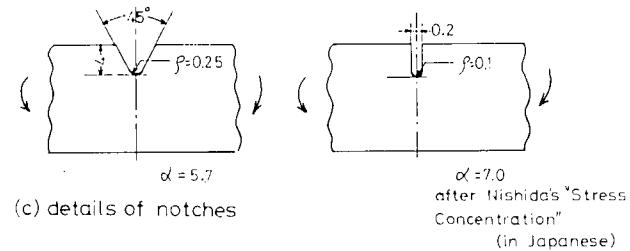


Fig. 6.3.1 Specimen size and notch shapes

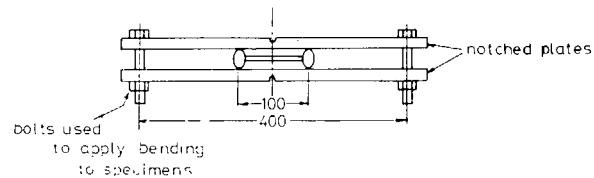


Fig. 6.3.2 Schematic diagram for static loading of notched plates

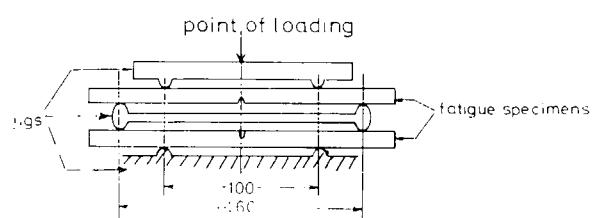


Fig. 6.3.3 Schematic diagram for fatiguing notched plates

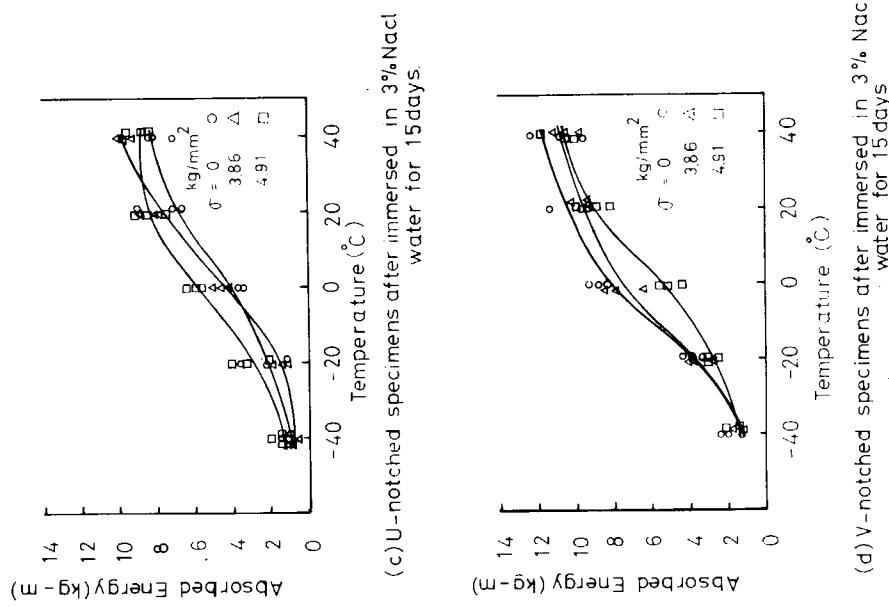
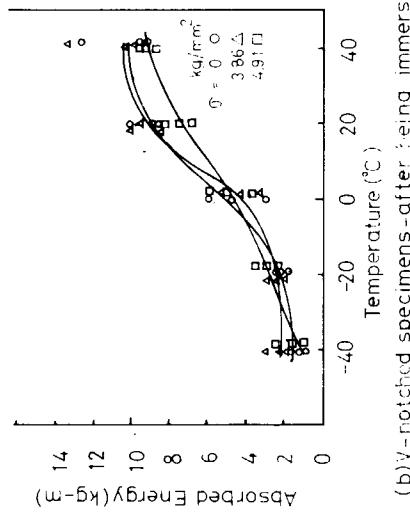
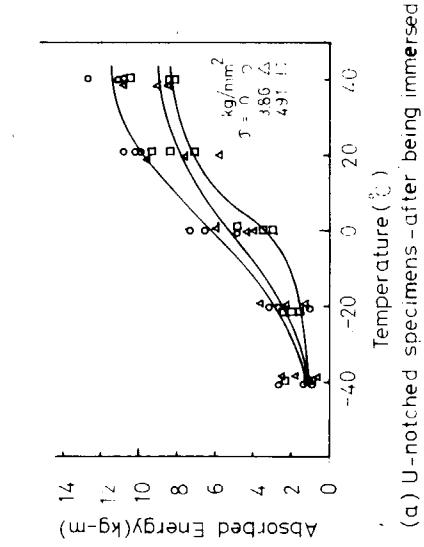
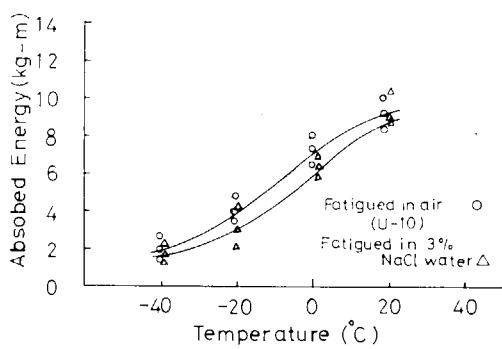
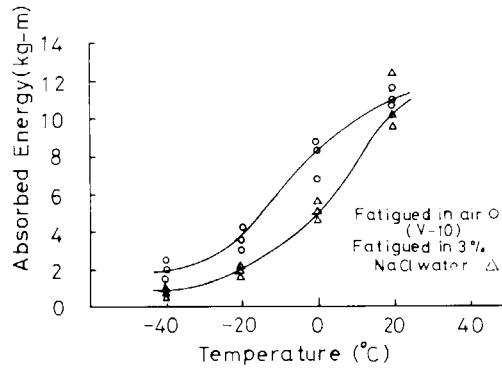


Fig. 6.3.4 Results of charpy impact testing



(e) Fatigued U-notched specimens  
 $N_{\text{air}} = 1 \times 10^4$  cycles  
 $N_{\text{brine}} = 5.3 \times 10^3$  cycles



(f) Fatigued V-notched specimens  
 $N_{\text{air}} = 1 \times 10^4$  cycles  
 $N_{\text{brine}} = 5.3 \times 10^3$  cycles

Fig. 6.3.4 Results of charpy impact testing

## 7. 模型実験と基礎実験との関連

(広島大学 永井欣一)

### 7.1 素材のクラック進展実験

#### 7.1.1 緒 言

船殻構造におけるバラストタンクあるいは肋骨材スロット部に多発する疲労き裂は繰返し負荷、腐食環境およびそれらの相乗効果により、大気中におけるよりもはるかに短期間に生じたものであることが報告されている。このような疲労損傷には、き裂の発生と伝播の過程があり、両過程とも腐食環境によつてそれ影響をうけると考えられる。船殻構造では、構造上の不連続部や溶接欠陥等の応力集中箇所における疲労き裂の発生は避けられない場合が多く、一旦発生したき裂の腐食環境下における伝播特性を知ることは設計上あるいは安全性のうえからきわめて重要である。

そこで本節では、船殻構造用として最も多く用いられる軟鋼のき裂伝播特性を明らかにするため、比較的大形の平板試験片により、3%食塩水中および大気中において種々の繰返し速度で片振り引張<sup>1)</sup>および両振り面内曲げ<sup>2)</sup>疲労試験を行つて、き裂伝播速度に及ぼす雰囲気、応力繰返し速度および負荷形式の影響を検討した。また海水中における鋼の腐食に対するすぐれた防食効果を示し、実船にもよく用いられている陰極防食がき裂伝播に及ぼす効果についても調べた。

#### 7.1.2 実験方法

本実験に用いた軟鋼SM41の機械的性質および化学組成をミル・シートから引用して Table 7.1.1に示す。同表のⅠおよびⅡの鋼板から Fig. 7.1.1に示す中央切欠試験片および Fig. 7.1.2に示すU切欠試験片をそれぞれ採取し、3%食塩水および大気中の疲労試験に供した。

鋼材の腐食量は時間の関数であり、したがつて腐食疲労強度は応力の繰返し速度の影響をうける。そこで本実験では、腐食疲労き裂伝播速度に及ぼす応力操返し速度 $f$ の影響を調べるために、中央切欠試験片を用い、 $f$ を3, 30および300 c.p.mの3段階に変えて50 ton パルセーターによる片振り引張疲労試験を行つた。上限のグロス応力 $\sigma_{g,max}$ は9, 12, および15 kg/mmの3段階とし、下限のグロス応力 $\sigma_{g,min}$ はピンを介して負荷するので0.8 kg/mm一定とし、ほぼ完全片振り引張に近い負荷形式を採用した。

船殻構造部材にはその構造上、面内曲げによる繰返し応力をうけると考えられるものがある。そこでU切欠試験片により、80 kg-mmのシエンク式疲労試験機を用いて、 $f = 30$  c.p.m一定の両振り面内曲げ疲労試験を行い、上述の軸荷重による試験結果と比較検討した。

腐食疲労試験は、試験片に塩化ビニル製の水槽を取付け、切欠部が食塩水中に十分浸漬するようにした。なお、中央切欠試験片では槽内の食塩水を15 ℥、28 ± 1°Cに保持し、空気の送給と攪拌を行つたが、U切欠試験片では、常温の食塩水を100 cc/minの流量で循環させた。応力繰返しの各段階におけるき裂長さは直接またはレプリカ膜に写し取つて読み取り顕微鏡により0.01 mmの精度で測定した。

3%食塩水中の疲労き裂伝播に及ぼす陰極防食の効果は中央切欠試験片を用いて行つた $f = 30$  c.p.mの片振り引張疲労試験によつて調べた。陰極防食法としては、Fig. 7.1.3(a)に示すように補助電極として白金網を用い、飽和甘コウ照合電極(S.C.E)と試験片との間を-800 mVの一定電位に保持する外部電源法と、

同図(b)に示すごとく補助電極として亜鉛板を用いる犠牲陽極法の2種類を採用した。後者の方法における試験片の電位はS.C.E基準で約-1000mVであり、試験中ほぼ一定に保たれていた。なお、同図(c)に示すように、鋼よりも貴な白金対極と試験片との間を短絡したガルバニック腐食下でのき裂伝播挙動も比較した。

### 7.1.3 き裂伝播則および応力拡大係数

Parisは疲労き裂の伝播機構を線形破壊力学を用いて説明し、き裂先端の塑性域がき裂長さに比べて十分小さいとき、き裂伝播速度  $da/dN$  と Irwin によって示された応力拡大係数  $K$  との間に次式が成立し、 $m$  がほぼ 4 であることを示した。

$$da/dN = C (\Delta K)^m \quad (7.1.1)$$

$$\begin{aligned} \text{ここで } \Delta K &= K_{\max} - K_{\min} && \text{(片振り)} \\ &= K_{\max} && \text{(両振り)} \end{aligned}$$

本実験の3%食塩水中および大気中のき裂伝播に(7.1.1)式を適用し、 $C$  および  $m$  に及ぼす雰囲気、応力繰返し速度および負荷形式の影響を検討することとした。

Fig. 7.1.1 に示した中央切欠試験片はピンを介して負荷を行つており、平行部の長さが比較的短いこともあつて、平行部において一様応力の条件が満足されねばならず、その  $K$  値の計算に Irwin の tangent 型有限幅修正を行つた解、あるいは石田の解<sup>3)</sup>を用いることは適当でない。また、Fig. 7.1.2 の U 切欠試験片の場合にもき裂長さに比べて切欠の深さおよび先端半径が大きいので、切欠なしの帯板の面内曲げに対する Bueckner の解<sup>4)</sup>を適用することは不適当である。そこで各試験片の応力拡大係数  $K$  は、種々のき裂長さ<sup>5)</sup>  $a$  に對し、外力の分布を基にして求めた FEM による応力解析とき裂先端近傍での解析解を組合せる方法<sup>6)</sup>によつて求めた。中央切欠試験片における外力の分布は、切欠断面から 60 mm 離れた位置のひずみゲージによつて得られた応力分布から定め、その結果の一例を  $2a = 40 \text{ mm}$  について示すと Fig. 7.1.4 のようになる。U 切欠試験片については、切欠断面から 75 mm 離れた断面に直線的に曲げ応力が作用すると仮定して外力分布を定めたが、このときの切欠断面から 25 mm 離れた位置の応力分布は Fig. 7.1.5 のようになり、FEM による計算値は実測値とほぼよい一致を示した。

以上のようにして求めた中央切欠試験片および U 切欠試験片の  $K$  値を  $\sigma\sqrt{\pi a}$  および  $6M\sqrt{\pi a}/t (2W)^2$  でそれぞれ無次元化し  $a/W$  に對して図示すると Fig. 7.1.6 および Fig. 7.1.7 のようになる。ここで  $2W$  および  $t$  は試験片の幅および厚さである。なお図中には中央切欠試験片の石田の解が、また U 切欠試験片に対しては Bueckner の解がそれぞれ参考までに示してある。

### 7.1.4 実験結果および考察

#### (1) き裂伝播速度について

片振り引張および両振り面内曲げ疲労試験より得られたき裂進展曲線を Fig. 7.1.8 および Fig. 7.1.9 にそれぞれ示す。これらの図からき裂伝播速度  $da/dN$  を求め、各き裂長さに對して Fig. 7.1.6 あるいは Fig. 7.1.7 を用いて算出した  $\Delta K$  と  $da/dN$  の関係を図示すると、Fig. 7.1.11 のようになる。両図によると、いずれの試験条件においても  $da/dN$  と  $\Delta K$  の間には、 $\Delta K$  のある範囲内で直線関係が成立し、その傾きもほぼ等しい。すなわち、雰囲気、応力繰返し速度および負荷形式のいかんを問わず(7.1.1)式が成立し、 $m$  はほぼ 3.5 に等しく、いずれの試験条件においても一定とみなしうることがわかつた。

#### (2) 応力繰返し速度および雰囲気の影響について

上述の結果から、繰返し速度  $f$  および雰囲気の相違がき裂伝播速度に及ぼす影響は、(7.1.1) 式の係数  $C$  の変化によつて表示できるものと仮定する。そこで最小2乗法によつて求めた  $C$  と  $\log f$  の関係を図示すると Fig. 7.1.1-2 のようになる。同図から、 $f$  が大きくなると 3% 食塩水中および大気中の  $C$  すなわちき裂伝播速度はともに減少するが、減少の程度は大気中よりも 3% 食塩水中のほうが大きく、腐食環境が強いほど疲労き裂伝播速度に及ぼす繰返し速度の影響が大であることがわかる。300 c.p.m 以上の繰返し速度では、大気中と 3% 食塩水中の  $C$  すなわちき裂伝播速度はほぼ等しく、き裂伝播速度に及ぼす食塩水の速度効果は大気中と同程度であると考えてよい。

そこで、 $3 \text{ c.p.m} \leq f \leq 300 \text{ c.p.m}$  の範囲内で  $C$  と  $\log f$  の関係を直線近似すると、次式が得られる。

$$C = -A \log f + B \quad (7.1.2)$$

ここで  $A$  および  $B$  はいずれも雰囲気によつて定まる定数である。Fig. 7.1.1-2 より、大気中のき裂伝播に対しては  $A = 1.0 \times 10^{-11} \text{ mm}^{6.25} / \text{kg}^{3.5} \cdot \text{cycle}$ ,  $B = 5 \times 10^{-11} \text{ mm}^{6.25} / \text{kg}^{3.5} \cdot \text{cycle}$ , 3% 食塩水に対しては  $A = 4.3 \times 10^{-11} \text{ mm}^{6.25} / \text{kg}^{3.5} \cdot \text{cycle}$ ,  $B = 1.3 \times 10^{-11} \text{ mm}^{6.25} / \text{kg}^{3.5} \cdot \text{cycle}$  が得られる。食塩水中における  $A$  および  $B$  は、大気中の値より大きく、腐食速度の大きい雰囲気ほど両値は大となる。なお、最大応力  $\sigma_{g, \max}$  による  $C$  の相違はそれほど大きくないので、(7.1.1) 式および (7.1.2) 式において平均応力の影響は考慮しなかつた。

また、Fig. 7.1.1-2 には、両振面内曲げによつて求めた 3% 食塩水中および大気中の  $C$  も図示したが、(7.1.2) 式の関係をほぼ満足している。しかし、片振り引張に比べて両振り曲げの場合が若干低い  $C$  を示しているようにみられる。この若干の相違は平均応力の影響とも考えられるので、さらに詳細に検討する必要があろう。

### (3) 陰極防食の効果について

外部電源法、犠牲陽極法による防食環境下およびガルバニック腐食環境下におけるき裂進展曲線を Fig. 7.1.1-3 に示す。なお同図には Fig. 7.1.8(b) に示した 30 c.p.m における自然腐食の結果も比較のため示してある。各防食法のき裂進展曲線は自然腐食のそれより短寿命側に、カルバニック腐食はわずかに長寿命側にある。また、各試験片の全断面降伏に達するときの繰返し数は、Fig. 7.1.8(b) に示す 30 c.p.m の大気中に比べて  $1/2$  以下である。 $-800 \text{ mV}$  および  $-1000 \text{ mV}$  における陰極防食は、食塩水中における鋼の疲労き裂伝播に対しては有効でなく、むしろき裂伝播寿命は自然腐食の場合に比べて若干低下する傾向さうかがえる。しかし、これらの結果は  $-800 \text{ mV}$  および  $-1000 \text{ mV}$  で得られたものであり、腐食疲労のき裂伝播に及ぼす陰極防食の効果を明らかにするためには、さらに防食電流密度を種々変えた実験を追加する必要がある。

全断面降伏に達して疲労試験を終了した犠牲陽極法による防食試験片と自然腐食試験片を液体窒素の温度でせい性破壊させ、破面観察を行つた。その結果によると後者の破面は黒褐色の腐食生成物が付着しており、腐食の進行が認められるのに対して、前者の破面はその試験片表面と同程度に完全に防食されていた。このようにき裂面が防食された理由としてはき裂面内での電流密度が防食電流密度に達していること、陰極防食により試験片近傍の溶液が強いアルカリ性になつていることなどが挙げられる。なお、き裂伝播の過程で水槽内の食塩水を除去したのち、試験片表面を乾燥させ、き裂面よりにじみ出た液体を  $p\text{H}$  試験紙で調べたところ、その  $p\text{H}$  は約 11 で強アルカリ性を示した。

## 7.15 結 言

軟鋼 S M 4 1 を用い、3 % 食塩水中および大気中において、中央切欠試験片により繰返し速度を種々変えた片振り引張疲労試験を行うとともに、U 切欠試験片による両振り面内曲げ疲労試験も行つて疲労き裂伝播速度を測定した結果、次の点が明らかになつた。

- (1) き裂伝播速度  $da/dN$  とき裂先端の応力拡大係数  $\Delta K$  の間には、雰囲気、繰返し速度および負荷形式のいかんにかかわらず次式が成立する。

$$da/dN = C (\Delta K)^{3.5}$$

- (2) 繰返し速度が小さくなると腐食性雰囲気におけるき裂伝播速度は大となる。腐食速度の大きい雰囲気ほどその傾向は著しい。
- (3) 繰返し速度  $f$  および雰囲気がき裂伝播速度に及ぼす影響は上式の  $C$  のみによつて表わされ、次式で与えられる。

$$C = -A \log f + B$$

ここで  $A$  および  $B$  は雰囲気によつて決る定数で、大気中のき裂伝播に対する  $A = 1.0 \times 10^{-11} \text{ mm}^{6.25} / \text{kg}^{3.5}$  cycle,  $B = 5 \times 10^{-11} \text{ mm}^{6.25} / \text{kg}^{3.5}$  cycle, 3 % 食塩水中のそれに対する  $A = 4.3 \times 10^{-11} \text{ mm}^{6.25} / \text{kg}^{3.5}$  cycle,  $B = 13 \times 10^{-11} \text{ mm}^{6.25} / \text{kg}^{3.5}$  cycle となり腐食速度の大きい雰囲気ほど  $A$ ,  $B$  ともに大となる。

- (4) 繰返し速度が 300 c.p.m 以上では、3 % 食塩水中と大気中における  $C$  すなわちき裂伝播速度はほぼ等しく、き裂伝播に及ぼす食塩水の速度効果は大気中と同程度である。

## 参 考 文 献

- 1) 永井; S R 128 研究資料 No. 190 (昭49) P. 48
- 2) 南; S R 128 幹26-4 (昭49)
- 3) M. Isida ; Effect of width and Length on Stress Intensity Factors of Internally cracked plates under Various Boundary Conditions, Int. J. Frac. Mech., Vol 7 (1973) No. 3 P. 301
- 4) P. C. Paris and G. C. Sih ; Stress Analysis of Cracks, ASTM STP No. 381 (1965), P. 30.
- 5) 安藤; 船体構造部材のき裂強度解析 一面内弾性問題一 三菱重工技報 Vol. 10 (1973) No. 3, P. 327.

Table 7.1.1 Mechanical properties and chemical compositions of materials

Designation	Mechanical Properties			Chemical Compositions					Thickness
	U.T.S. $\sigma_B$ Kg/mm <sup>2</sup>	Y.S. $\sigma_S$ Kg/mm <sup>2</sup>	E $\ell$ . $\phi$ %	C	Si	Mn	P	S	
I (SM41B)	43	27	31	0.18	0.04	0.73	0.008	0.012	13
II (SM41)	46.6	31.7	42	0.14	<0.03	0.49	0.01	0.014	

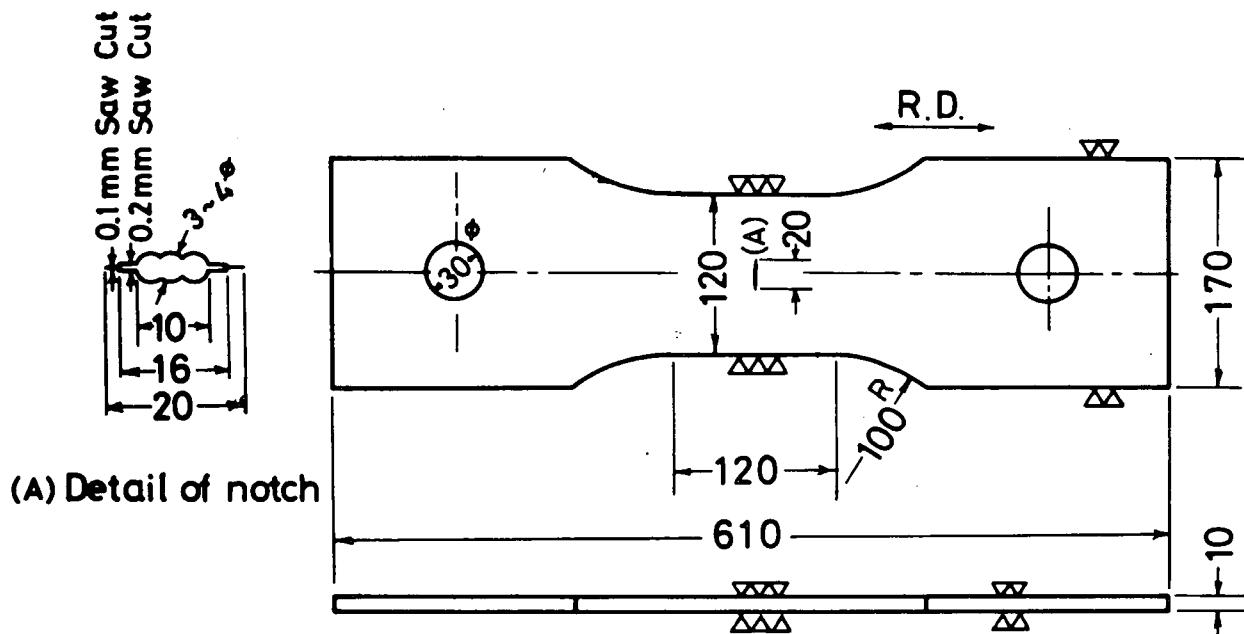


Fig. 7.1.1 Center-notched specimen for zero-tension test

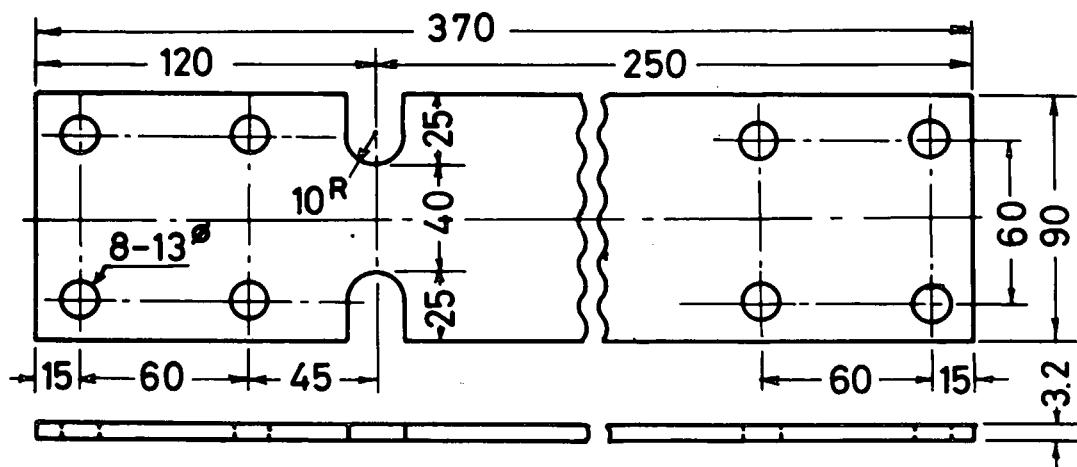
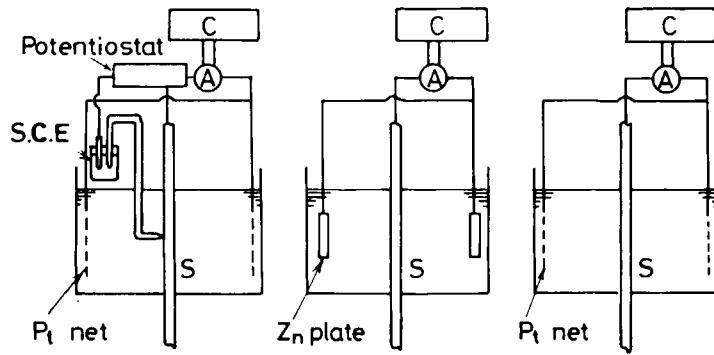


Fig. 7.1.2 U-notched specimen for reversed bending test

S : Specimen    C : Coulometer    A : Zero resistance ammeter



(a) External voltage   (b) Sacrificial anode   (c) Galvanic corrosion source

Fig. 7.1.3 Electric circuits of cathodic protection and galvanic corrosion

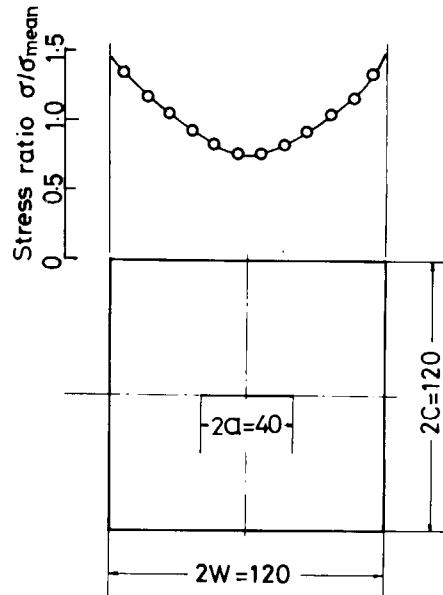


Fig. 7.1.4 Stress ratio distribution of center-notched specimen

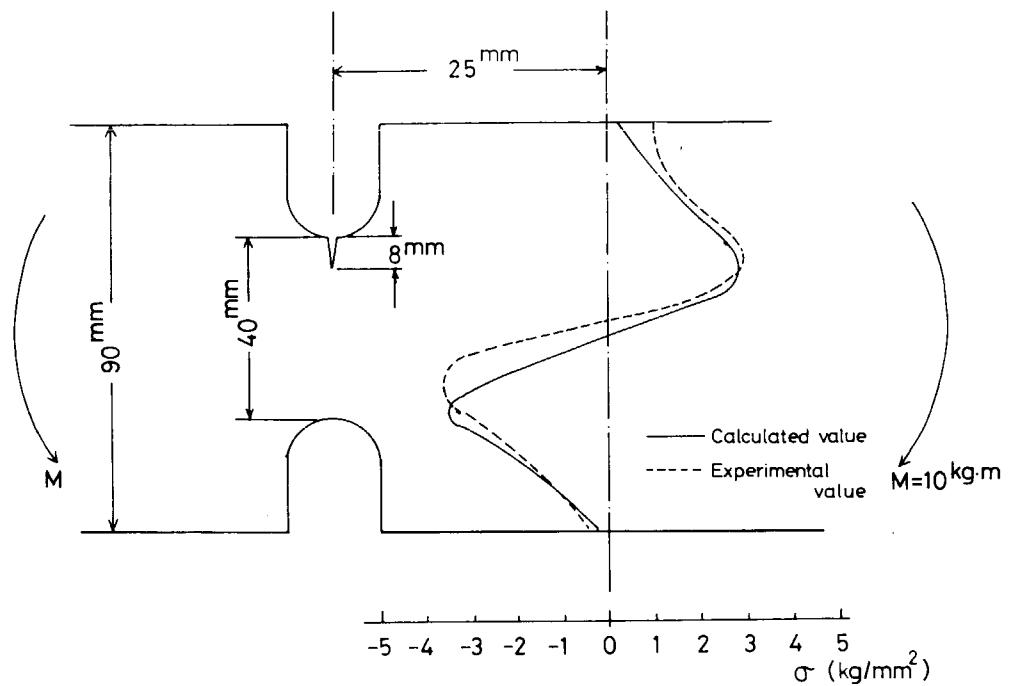


Fig. 7.1.5 Stress-distributions of U-notched specimen

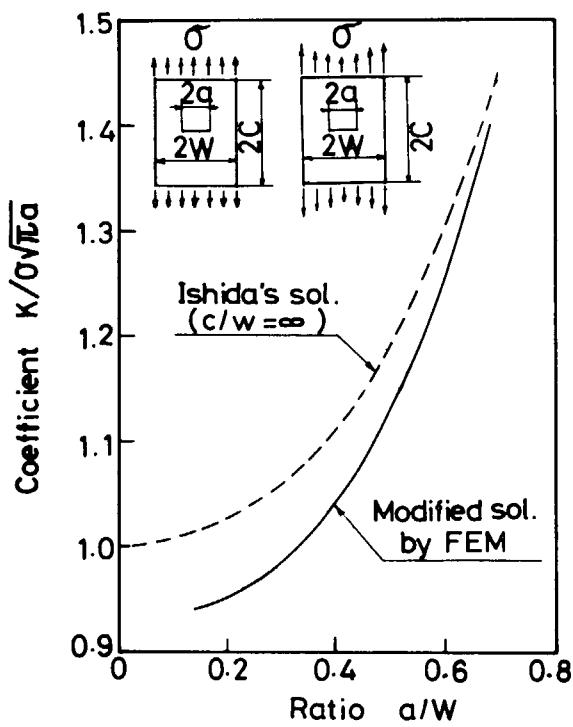


Fig. 7.1.6 Coefficient  $K/\sigma\sqrt{\pi}a$  for the center-notched specimen under tensile load

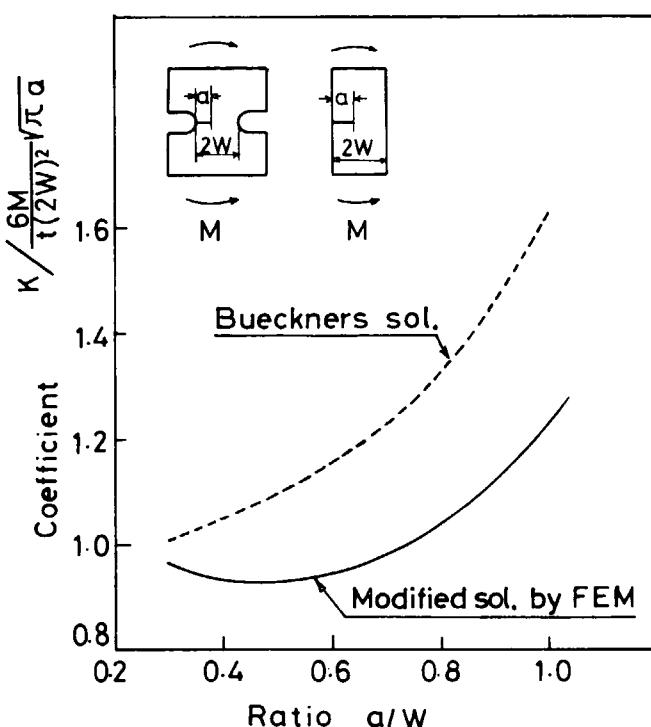
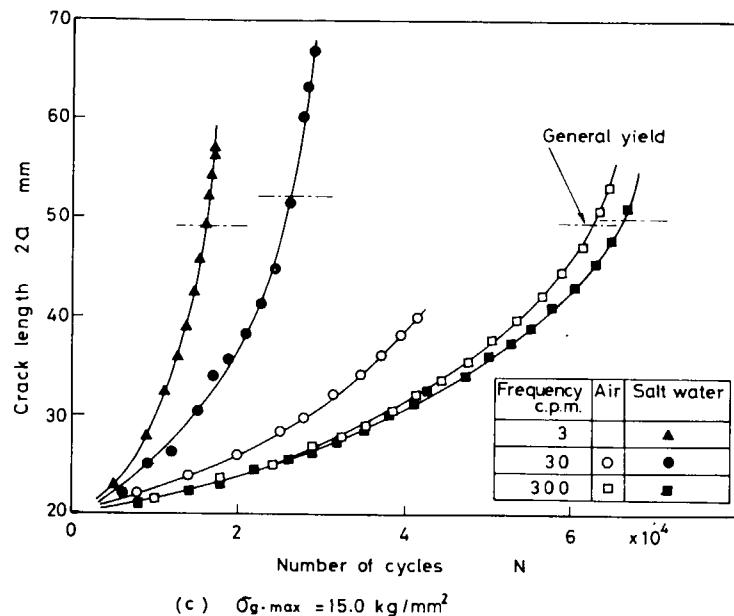
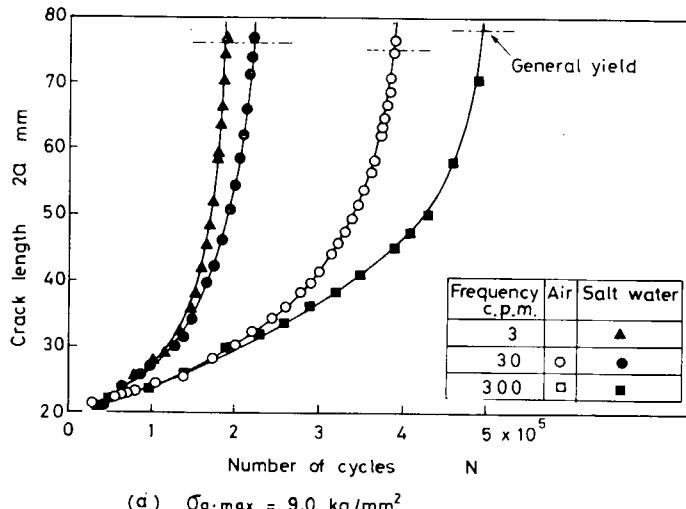


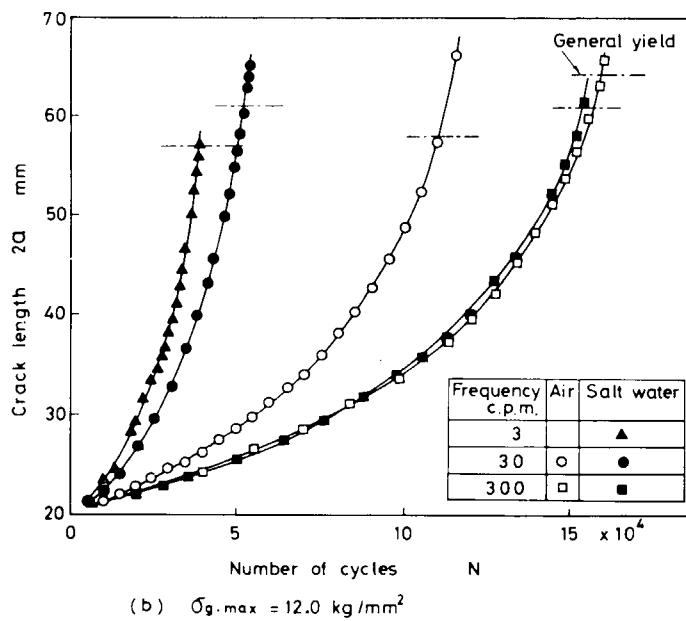
Fig. 7.1.7 Coefficient  $K/6M/t(2W)^2\sqrt{\pi}a$  for the U-notched specimen under bending load



(c)  $\sigma_{g,\max} = 15.0 \text{ kg/mm}^2$



(d)  $\sigma_{g,\max} = 9.0 \text{ kg/mm}^2$



(b)  $\sigma_{g,\max} = 12.0 \text{ kg/mm}^2$

Fig. 7.1.8 Crack-growth curves of zero-tension tests

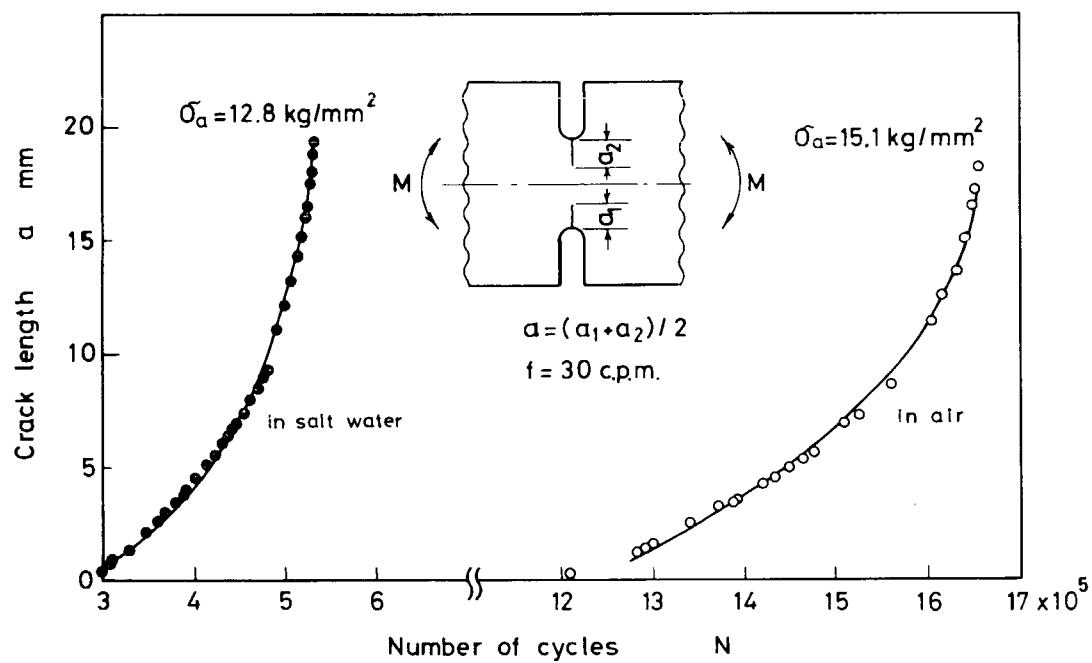


Fig. 7.1.9 Crack-growth curves for reversed bending test

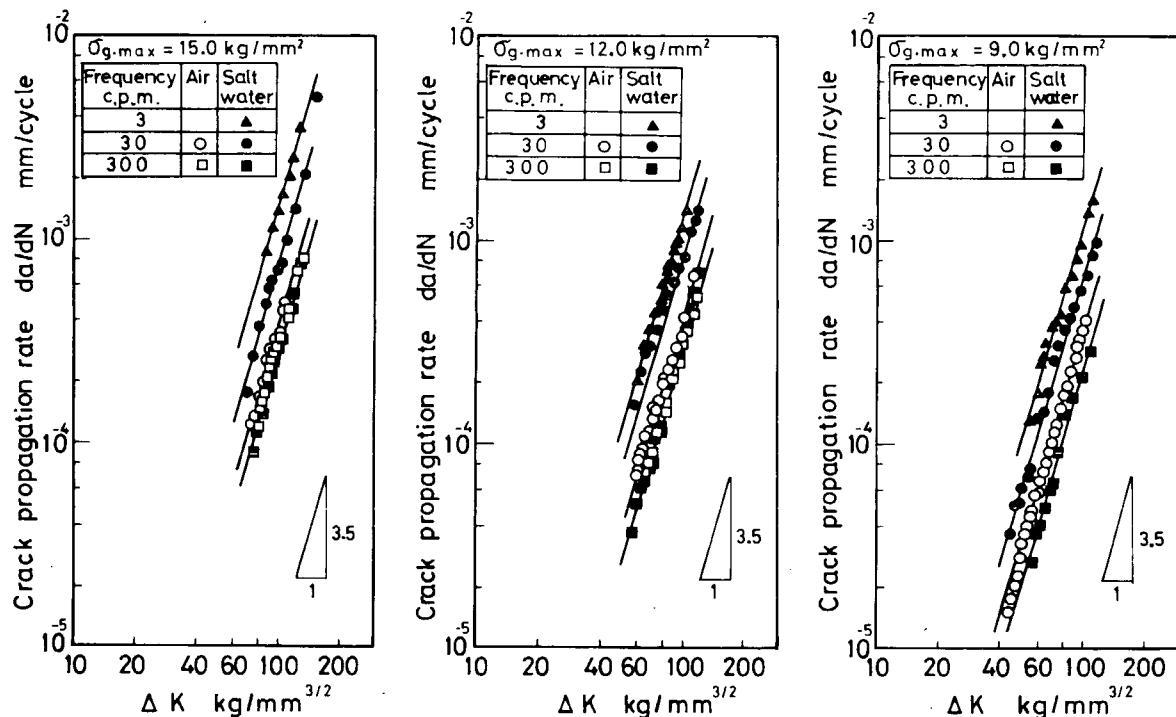


Fig. 7.1.10 Correlations between  $\Delta K$  and crack propagation rate for zero-tension tests

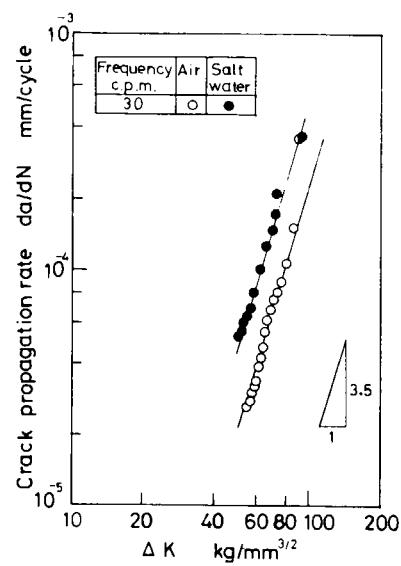


Fig. 7.1.1.1 Correlations between  $\Delta K$  and crack propagation rate for reversed bending tests

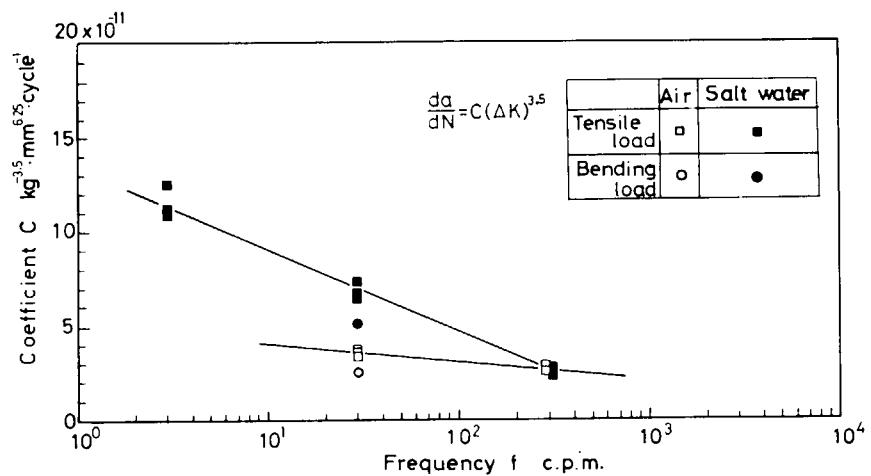


Fig. 7.1.1.2 Correlations between frequency  $f$  and coefficient  $C$  of crack propagation rate

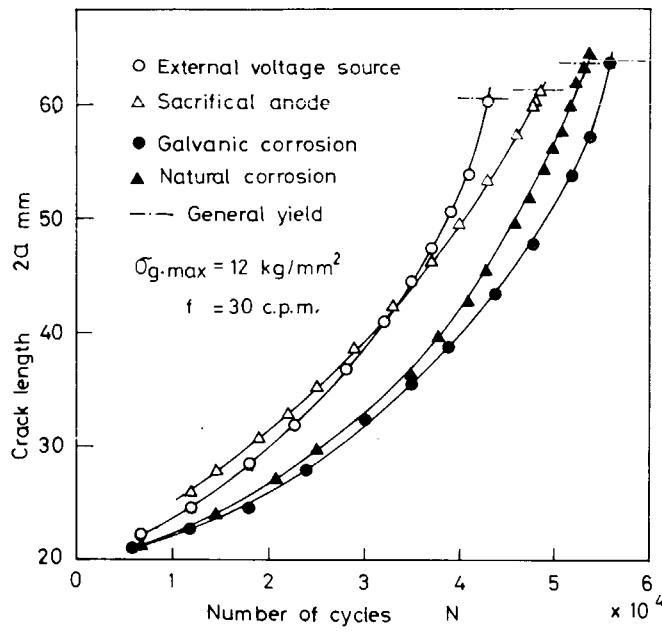


Fig. 7.1.1.3 Crack-growth curves under cathodic protections

## 7.2 素材とスロット部模型実験の関連性

### 7.2.1 緒 言

船殻構造部材は、溶接継手部や切欠き等の応力集中部を多数有し、さらに海水による腐食雰囲気にもさらされるため、ときとして疲労き裂を発生する場合がある。したがつて構造部材の有効な寿命の判定は重要な問題であるが、実船の構造部材の疲労き裂発生寿命や破断寿命を正確に判定することは非常に困難である。現状では比較的単純な形状を有する試験片を用いた実験から得られた諸材料常数と構造応力解析手法の組み合せによつて疲労寿命の推定が行われるようになつて來た。また腐食雰囲気の影響によつて、全疲労寿命中に占める疲労き裂発生寿命の割合が非常に小さくなつていると考えられ、構造部材の有効な寿命の判定に際しては疲労き裂伝播寿命の把握が重要となつてきた。本節においては、実船の局部構造に近い状態での疲労き裂の伝播挙動を把握するために実船比縮尺が約1/2と約1/4のスロット部局部構造模型の海水中ならびに大気中における疲労試験を行つて得られた結果を検討した。また前述の平板試験片を用いて行つた実験によつて得られた結果とも比較検討し、さらに得られた知見をもとに実船の局部構造における疲労き裂伝播挙動を解析し部材の有効寿命を調べた。

### 7.2.2 実験方法

供試模型は、船殻構造用材料としてよく使用されるような軟鋼板を用いて製作した。用いた材料の機械的性質と化学成分は Table 7.2.1に示すとおりである。これより下向姿勢の手溶接によつて横桁スロット部の局部構造模型を製作した。Fig. 7.2.1に縮尺約1/2の模型の形状寸法を示すが、縮尺約1/4の模型も製作し供試した。荷重は模型をその両端に近い縦通材の下部で支え、中央の縦通材に負荷するようにした片振り曲げ荷重とし、応力比Eは0.2～0.3程度にした。繰返し速度fは、1/2縮尺模型の海水中の場合は10 c.p.m 大気中には20 c.p.mとし、1/4縮尺模型の海水中は1 c.p.m、大気中は250 c.p.mとした。

腐食疲労試験は、腐食液に室温の天然海水を用いて、模型が海水中に漬るようにして行つた。また海水は試験中に少しずつ新鮮なものと取換えられるようにした。模型のステイフナーおよびウェブプレートに生じた疲労き裂は疲労試験中にルーペを用いて目視観察を行い、疲労き裂の発生寿命N<sub>c</sub>、破断寿命N<sub>f</sub>の他にき裂長さaと繰返し数Nの関係も把握するように努めた。

### 7.2.3 疲労試験結果と考察

供試した模型の番号、試験条件、ウェブステイフナーならびにウェブプレートのN<sub>c</sub>およびN<sub>f</sub>を一覧表にして、1/2縮尺模型については Table 7.2.2に、1/4縮尺模型については Table 7.2.3にそれぞれ示す。今回の疲労試験において、模型の部材における応力分布および繰返し数や疲労き裂長さの増大にともなう応力分布の変化の状況を把握するためにステイフナーおよびウェブプレートに抵抗線ひずみゲージを貼付けて各部材に生じた応力を測定した。Fig. 7.2.2は1/2縮尺模型中央のステイフナーにおける応力分布を示したもので、図の縦座標は荷重の変動量と応力範囲の比Δσ/ΔPを表わしている。ステイフナーアンダーパーに生ずる応力はウェブプレート側で最大となり約2.3 Kg/mm<sup>2</sup>・tonであるが、反対側では著しく小さくなる。Fig. 7.2.3は1/2縮尺模型中央のスロット孔縁における接線方向応力の範囲の分布を示したものである。応力の単位の表示法は前図と同様のものである。繰返し荷重を負荷し始めて後、ステイフナーの疲労き裂発生迄の期間においてΔσ/ΔPは約1.2 Kg/mm<sup>2</sup>・ton

であるが、ステイフナーの疲労き裂が進展するにつれてその値は次第に大きくなり、最終的にはステイフナーの破断時に約  $2.5 \text{ Kg/mm}^2$ ・ton と初期の約 2 倍の大きさになる。この状態はステイフナーの破断後持続される。またウェブプレートの疲労き裂発生寿命はステイフナーの破断寿命より十分に大である。 $1/2$  縮尺模型のステイフナーとウェブプレートにおける疲労き裂長さ  $a$  と繰返し数  $N$  の関係をそれぞれ Fig. 7.2.4 と Fig. 7.2.5 に示す。いずれの場合にも  $a - N$  曲線の勾配が  $N$  の増大とともになつて次第に大きくなる傾向を示している。また、疲労き裂の伝播寿命  $N_p (= N_f - N_c)$  は荷重の減少によつて大きくなるが同一荷重下では当然のことながら海水中の方が大気中のときよりも小さい。

#### 7.2.4. K 値の解析と疲労き裂の伝播則

ステイフナーおよびウェブプレートに発生した疲労き裂の伝播挙動を明確にするため、それぞれの部材のき裂先端部において応力拡大係数  $K$  の解析を行つた。  $K$  の解析には前節においても用いたき裂先端近傍の FEM 解と理論解の重ね合せによる解析法をもとに開発された解析プログラムを用いた。<sup>1)</sup> いま荷重の範囲  $\Delta P$  を 1 ton としたときの  $1/2$  縮尺模型のステイフナーおよびウェブプレートのき裂長さ  $a$  と応力拡大係数の範囲  $\Delta K$  の関係を求めると Fig. 7.2.6 に示すようになる。この結果を用いて  $\Delta K$  と疲労き裂の伝播速度  $da/dN$  を求めるとステイフナーの場合は Fig. 7.2.7、またウェブプレートについては Fig. 7.2.8 にそれぞれ示すようになる。前節において、平板試験片の  $da/dN$  と  $\Delta K$  の間には大気中および塩水中のいずれの場合でも次式が成立することが確かめられた。

$$da/dN = C (\Delta K)^m \quad (7.2.1)$$

ここで指数  $m$  は約 3.5 となり、係数  $C$  は次式によつて示されることが明らかにされた。

$$C = -A \log f + B \quad (7.2.2)$$

$A$  と  $B$  はいずれも雰囲気によつて定まる定数である。繰返し速度  $f = 10 \text{ c.p.m}$  としたときの塩水中および大気中の係数  $C$  を用いて得られた式 (7.2.1) の関係を Fig. 7.2.7 と Fig. 7.2.8 中に示すと、それぞれ塩水中の場合は実線、大気中は破線のようになる。これより実船局部構造模型の試験結果と基礎的な試験による結果はほぼ一致しておることが明らかであり、基礎試験によつて得た疲労き裂の伝播則は大型構造物に適用できると言える。

#### 7.2.5. 部材のき裂伝播寿命

前述の基礎試験の結果から推定した疲労き裂伝播則と  $K$  値解析の結果を用いて、それぞれの供試体のステイフナーおよびウェブプレートの疲労き裂伝播寿命  $N_p$  を検討した。これらの模型の各部材のき裂長さの数値積分に際しては 100～500 サイクルの繰返し数の間は  $K$  値が一定であるとし、階段状に  $K$  値を変化させた。荷重の範囲  $\Delta P$  とき裂伝播寿命  $N_p$  の関係を Fig. 7.2.9～Fig. 7.2.12 に示す。図中に試験による結果を丸印で、また計算による結果を実線（海水中）および破線（大気中）で示している。模型の実験におけるき裂の検知ならびに測定の際の精度も考慮に入れると、実験と計算によるそれぞれのき裂伝播寿命はかなり良く一致していると考えられる。またこれらの図から明らかなように  $N_p$  は  $\Delta P$  が小さくなるにつれて大きくなり、また当然のことながら同一の  $\Delta P$  では海水中の場合の方が大気中よりも小さくなる。

#### 7.2.6. 実船スロット部の疲労き裂伝播寿命の推定

##### (1) 対象船と条件

上述のように、基礎的な実験によつて得られた疲労き裂の伝播則は大型の構造物にも適用し得ることが明

らかとなつたので、ここで実際の船舶の横桁スロット部の疲労き裂伝播挙動を得られた伝播則を用いて推定した結果について述べる。検討の対象とした船は D.W. 124000 ton のオイルタンカーで、主寸法などは垂線間長 256.00 m, 型幅 42.50 m, 型深 22.00 m および満載吃水 15.80 m である。ここでは No. 1 ウイングタンク内船側の SL-11, SL-12 および SL-15 のスロット部を探り上げた。この部分の局部的な形状寸法を Fig. 7.2.13 に示す。船殻部材に作用する応力は部材の形状寸法のほかに積付条件、波浪による外力等によつて支配される。ここでは積付条件を満載状態とした。船の寿命を 20 年として、この間に作用する波浪外力の繰返し数を  $10^8$  回としたとき、最も大きい波高の波浪に遭遇した場合に船側に生じる水圧の分圧は Fig. 7.2.14 に示すようになるものとした。波高と発生頻度の関係は、発生頻度の対数が波高に対して直線的に反比例するものとした。発生確率  $Q$  が  $10^{-8}$  の波浪中にあるとして、1 横桁の間隔と 1 縦通肋骨の間隔に囲まれた面積に作用する荷重  $W$  と、全体構造解析によつて得られたせん断荷重  $F$  を Table 7.2.4 に示す。

### (2) 実船部材のき裂と $K$ 値

ステイフナー基部（バックスティフナーの無い場合）に発生したき裂の先端およびウェブプレートに発生したき裂の先端の  $K$  値は前述の解析プログラムによつて求めた。ステイフナーの  $K$  値はせん断力  $F$  と直接荷重  $W$  とに依存し、直接荷重の変動量  $\Delta W$  を 1 ton とした場合の  $\Delta K$  とき裂長さ  $a$  の関係を示すと Fig. 7.2.15 のようになる。 $\Delta K$  は  $\Delta F / \Delta W$  が大きくなるにつれて増大するが、その比が 1 以上では  $\Delta F / \Delta W$  にほとんど依存しなくなる。

### (3) き裂長さと航海数の関係

ステイフナーとウェブプレートのそれぞれについて、疲労き裂の長さ  $a$  と航海数（ここでは 8 航海 1 年とした）の関係を求めた。雰囲気は海水中とし、繰返し速度は 1.0 c.p.m. とした。ステイフナーの疲労き裂伝播特性はせん断力と直接荷重の比によつても支配されるので、 $\Delta F / \Delta W$  をパラメータとしてき裂長さと航海数の関係を求めるとき Fig. 7.2.16 に示すようになる。 $\Delta F / \Delta W = 1.85, 0.4$  および  $-4.0$  は SL-11, SL-12 および SL-15 にそれぞれ相当する。疲労き裂伝播寿命  $N_p$  は  $\Delta F / \Delta W$  が小さくなるにしたがつて長くなつており、SL-15 では疲労き裂はほとんど進展しないことが推定される。したがつてステイフナーの疲労き裂伝播寿命はせん断力の変動量  $\Delta F$  が小さいほど大きくなり、部材位置によつても大きく影響を受けることが明らかになつた。ウェブプレートにおいてはステイフナーが破断したのちに疲労き裂が発生し伝播する。ウェブプレートに生じたき裂の開口量は、せん断力  $F$  によるものと直接荷重  $W$  によるものの合成されたものとして取扱うことができる。せん断力  $F$  はき裂の破面に沿つたずれを生じさせるように作用するので、せん断力  $F$  によるき裂の開口量は直接荷重  $W$  によるき裂の開口量に比べると著しく小さくなる。そこでウェブプレートの疲労き裂の伝播は、直接荷重のみによつて支配されるものと仮定してき裂の長さを計算した。その結果を Fig. 7.2.17 に示す。SL-11, SL-12 および SL-15 の  $\Delta W$  は  $51.4 \sim 49.0$  ton の間にあるので、図中には  $\Delta W = 50$  ton とした場合と、比較のために  $25$  ton としたときの関係を示した。ウェブプレートの  $N_p$  は  $\Delta W = 50$  ton 程度では  $40$  航海となる。

## 7.2.7. 結 言

実船比縮尺で約  $1/2$  と約  $1/4$  のスロット部の局部構造模型を用いて天然海水中と大気中で疲労試験を行い、確認された疲労き裂の伝播則に基づいて実船のスロット部の海水中における疲労き裂の伝播寿命を検討した。

その結果以下のような結論が得られた。

- (1) スロット部の構造模型の試験結果から得られた  $\Delta K$  と  $d a / d N$  の関係は基礎試験によつて得られた関係とほぼ一致する。
- (2) 基礎試験および模型試験によつて確認された疲労き裂の伝播則を用いて、実船の横桁の船側スロット部の海水中における疲労き裂伝播寿命を推定した結果、ステイフナーの疲労き裂伝播寿命はせん断力の変動量が大きくなるほど短くなる傾向を示し、部材の位置によつて変化することがわかつた。

#### 参 考 文 献

- 1) 安藤 清 : 船体構造部材のき裂強度解析 面内弾性問題 、三菱重工技報、Vol. 10.  
No. 3 (1973) P. 527
- 2) 牛島正夫, 阪井大輔 : 横桁スロット部の疲労強度について、西部造船会々報 第47号(昭49)  
P. 123.

Table 7.2.1 Chemical compositions and mechanical properties of test Specimen

Designation	Chemical compositions (%)					Mechanical properties		
	C	Si	Mn	P	S	Y.S. (kg/mm <sup>2</sup> )	U.T.S. (kg/mm <sup>2</sup> )	Elong (%)
SS 41	0.17	0.04	0.74	0.012	0.013	27.3	42.6	33.0
	—	—	—		—	—	—	—
	0.18	0.05	0.79		0.021	31.2	44.5	44.4

Table 7.2.2 Test conditions and fatigue lives  
of the slotted structural models (1/2 scale)

Model No	Environment	Load (ton)		Fatigue lives (cycles)			
				Web stiffener		Web plate	
		maximum	minimum	N <sub>c</sub>	N <sub>f</sub>	N <sub>c</sub>	N <sub>f</sub>
M - 4	Sea water	25	5	$7.2 \times 10^3$	$5.17 \times 10^4$	$8.4 \times 10^4$	$1.13 \times 10^5$
M - 5	Air	Static		—	—	—	—
M - 6	Air	25	5	$1.8 \times 10^4$	$1.3 \times 10^5$	$1.8 \times 10^5$	$2.21 \times 10^5$
M - 7	Sea water	12.5	2.5	$6.6 \times 10^4$	$4.72 \times 10^5$	$1.5 \times 10^8$	—
M - 8	Sea water	20	4	$2.4 \times 10^4$	$1.41 \times 10^5$	$2.9 \times 10^5$	$4.39 \times 10^5$
M - 9	Air	22	4	$1.8 \times 10^4$	—	—	—

Table 7.2.3 Test conditions and fatigue lives of the  
slotted structural models, (1/4 scale)

Model No	Frequency (cpm)	Environment	Load (ton)		Fatigue lives (cycles)			
					Web stiffener		Web plate	
			maximum	minimum	N <sub>c</sub>	N <sub>f</sub>	N <sub>c</sub>	N <sub>f</sub>
1	250	Air	7.5	2.0	$5.5 \times 10^4$	$2.1 \times 10^5$	$2.6 \times 10^5$	$3.98 \times 10^5$
2	1	Sea water	7.4	1.95	$6.99 \times 10^4$ (a=7~8mm)	$7.13 \times 10^4$	—	$2.31 \times 10^5$
3	1	Sea water	8.1	2.2	$11,12 \times 10^4$ (a=12mm)	—	—	$11.18 \times 10^4$
4	1	Sea water	11.2	3.2	—	—	—	$4.0 \times 10^4$

(a: crack length)

Table 7.2.4 Principal particulars and forces of actual ship

Principal Particulars	D.W.T	124,000
	$L_{pp} \times B_{mid} (\text{mm})$	256,000 × 42,500
	D (mm)	22,000
	d (mm)	15,830
	T <sub>r</sub> .S <sub>p.</sub> (mm)	4,500
	Longi. Sp. (mm)	800
Longi. No		SL-11
Shear force F	Crest (ton)	4.50
	Trough (ton)	-5.00
Direct load W	Crest (ton)	5.1.4
	Trough (ton)	0
SL-12		SL-15

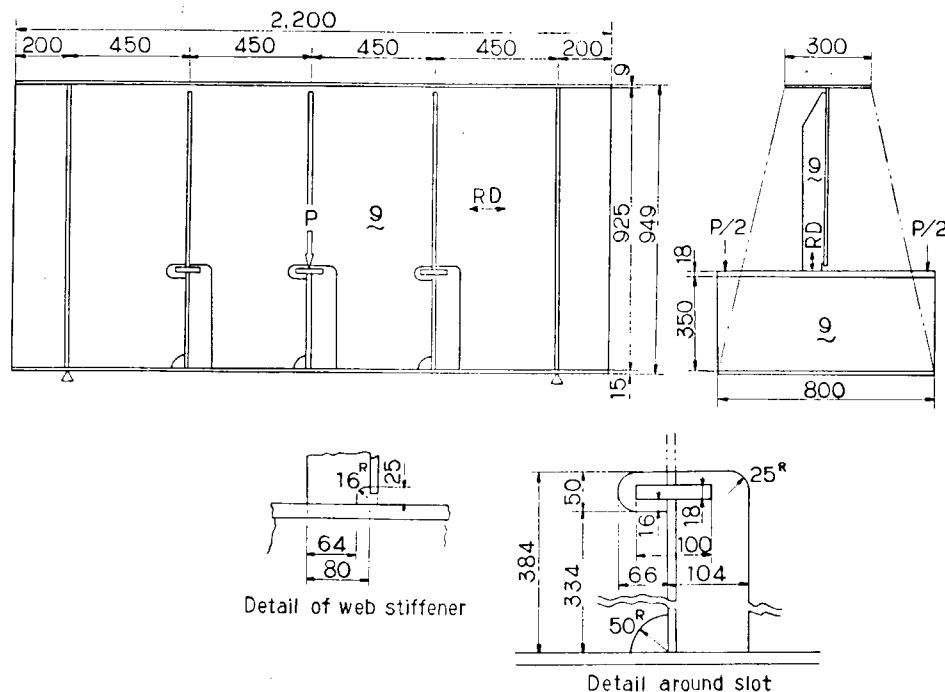


Fig. 7.2.1 Geometry of structural model

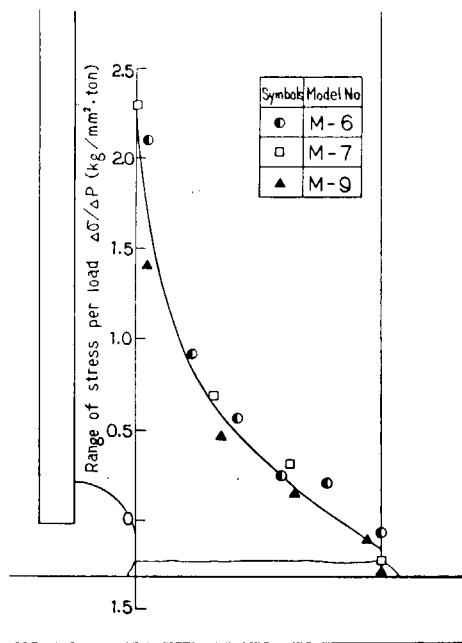


Fig. 7.2.2 Stress distribution at the root  
of web stiffener

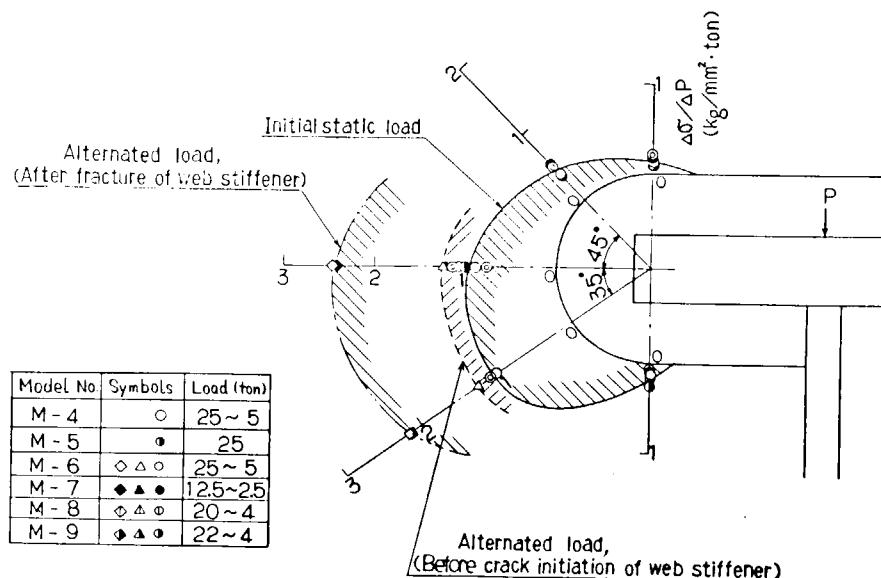


Fig. 7.2.3 Distribution of tangential-direction stress  
at the edge of slot

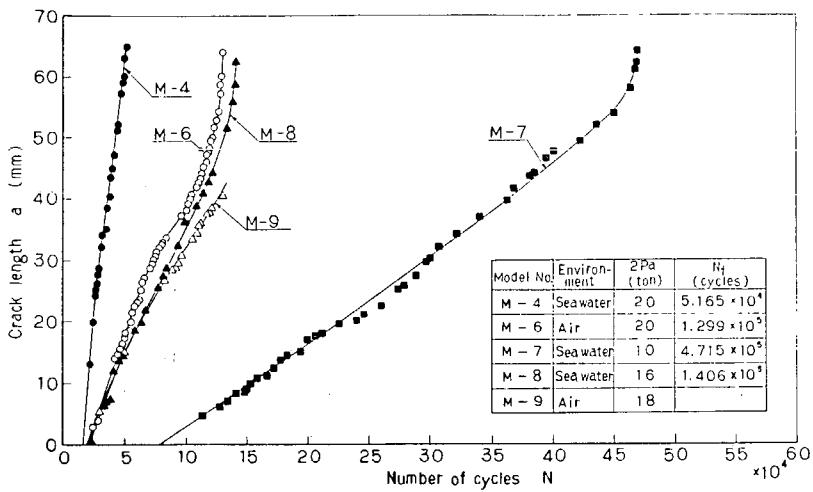


Fig. 7.2.4 Crack-growth curves for root of web stiffener

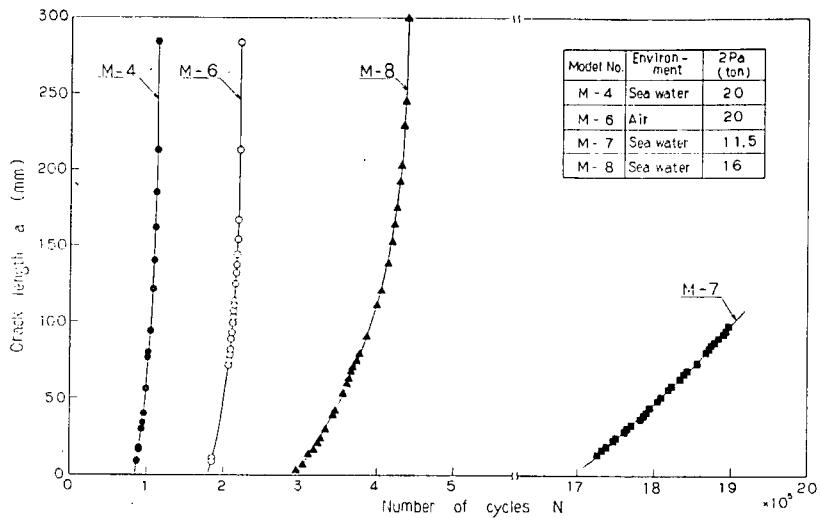


Fig. 7.2.5 Crack-growth curves for web plate at slot corner

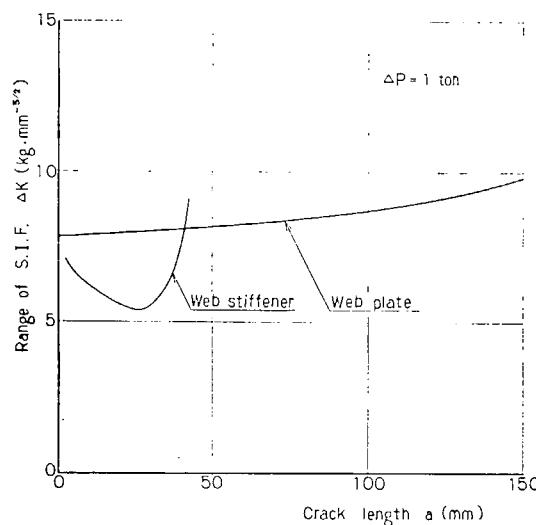


Fig. 7.2.6 Relationships between range of stress intensity factor and crack length for web stiffener and web plate in structural model

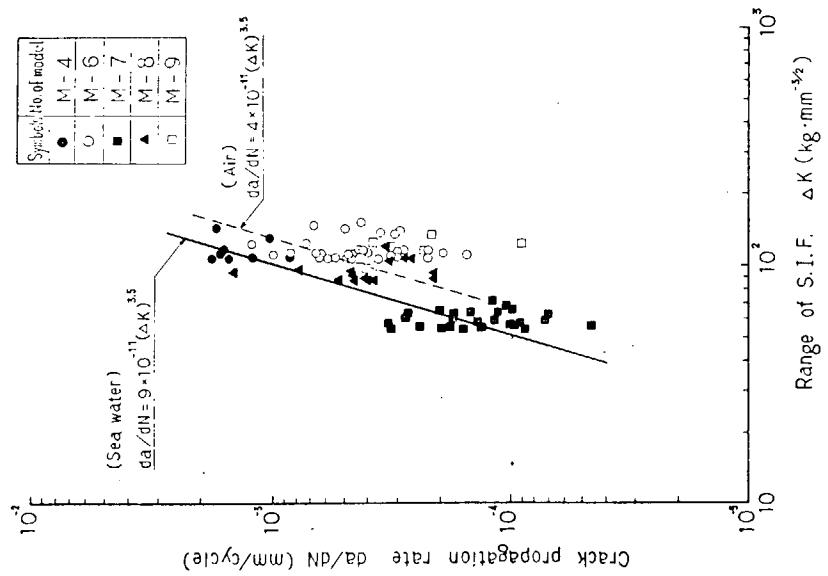


Fig. 7.2.7 Fatigue-crack propagation rate in root of web stiffener as a function of stress intensity factor

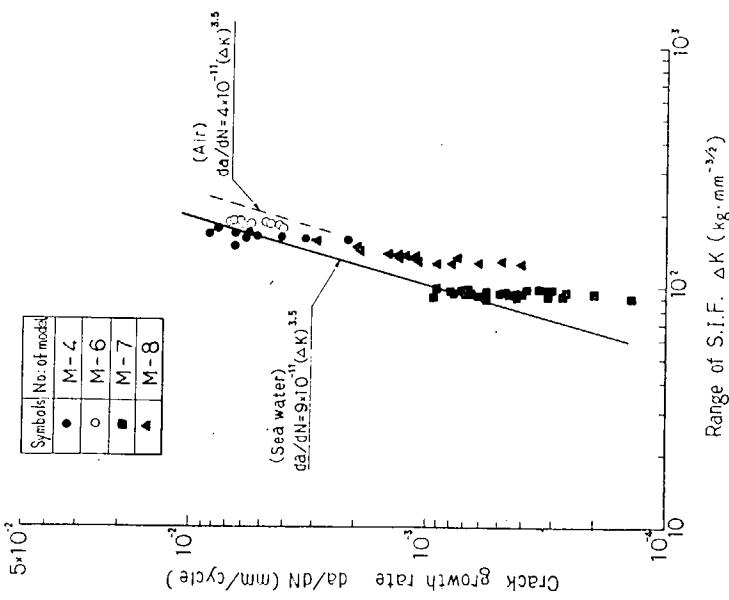


Fig. 7.2.8 Fatigue-crack propagation rate in web plate around slot as a function of stress intensity factor

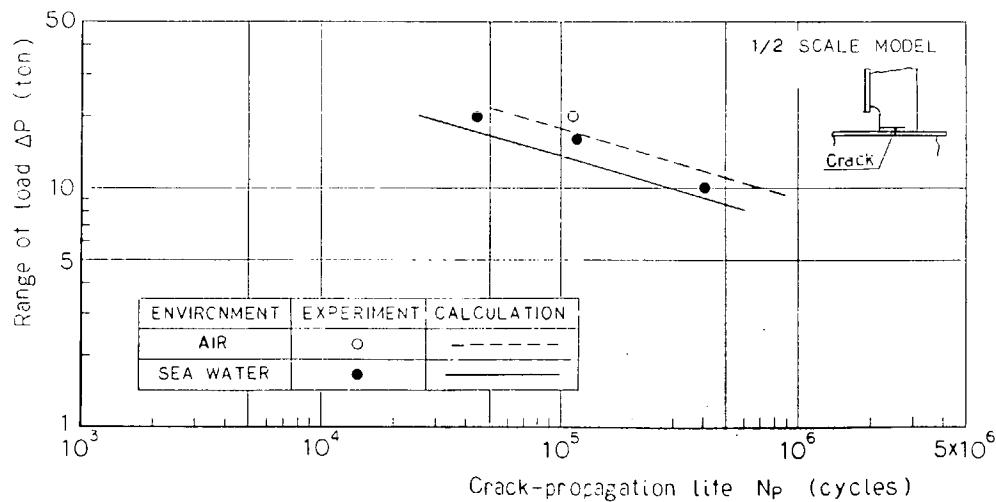


Fig. 7.2.9 Correlation between range of load and crack-propagation life of web stiffener in 1/2 scale model

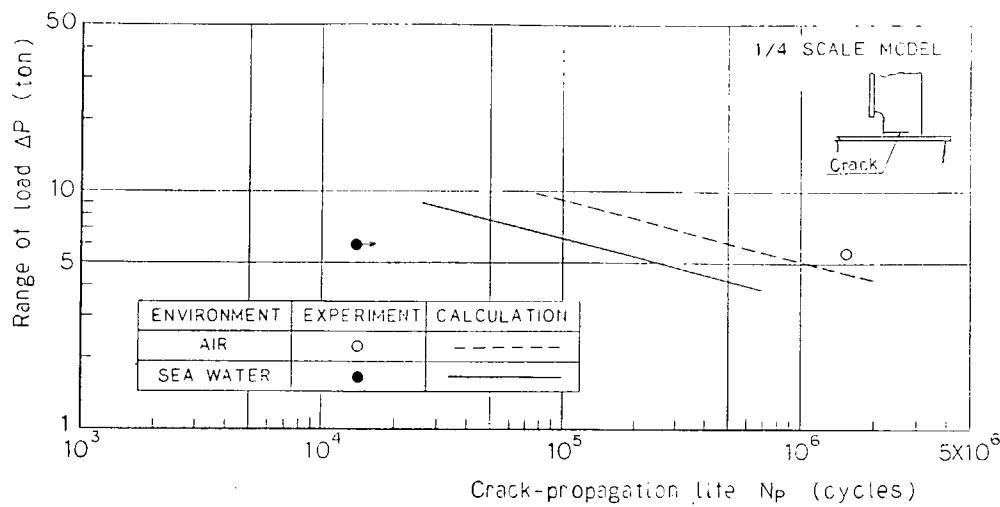


Fig. 7.2.10 Correlation between range of load and crack propagation life of web stiffener in 1/4 scale model

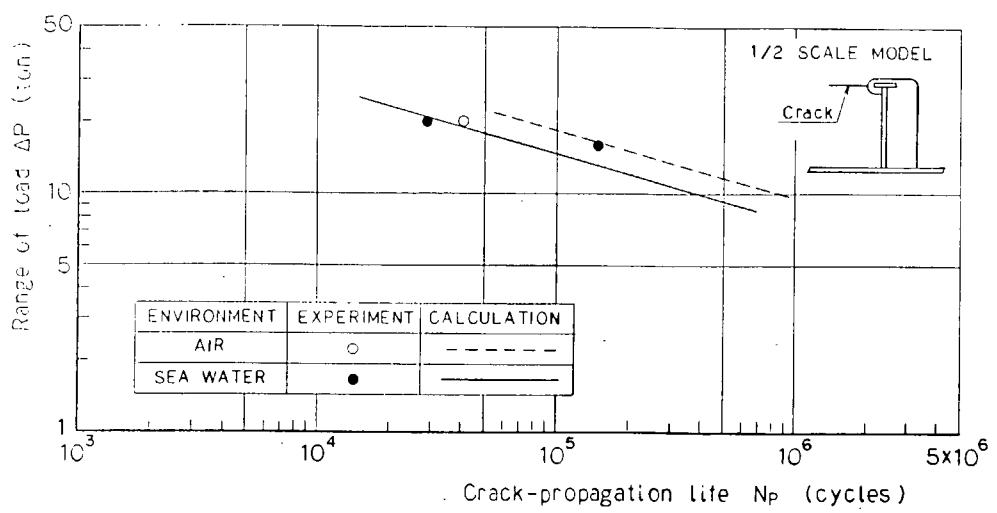


Fig. 7.2.11 Correlation between range of load and crack propagation life of web plate in 1/2 scale model

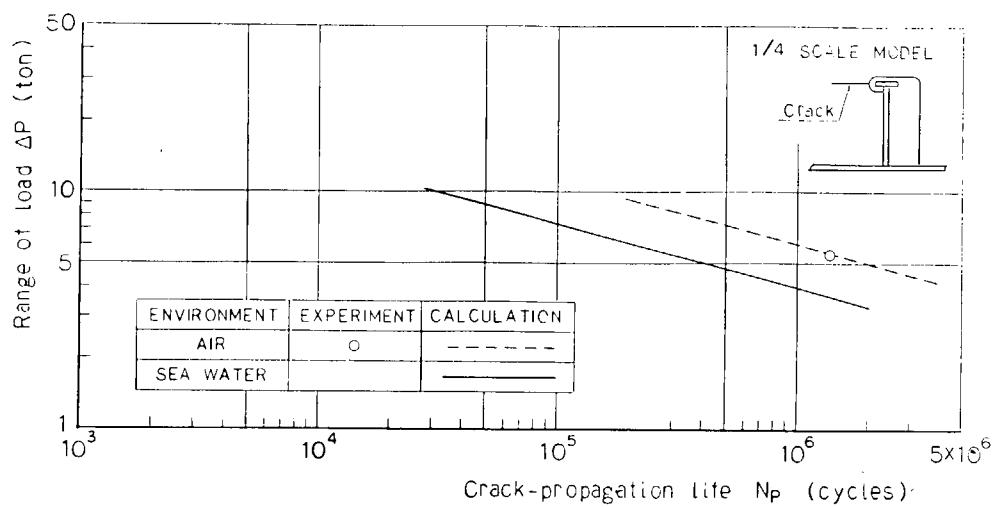


Fig. 7.2.12 Correlation between range of load and crack propagation life of web plate in 1/4 scale model

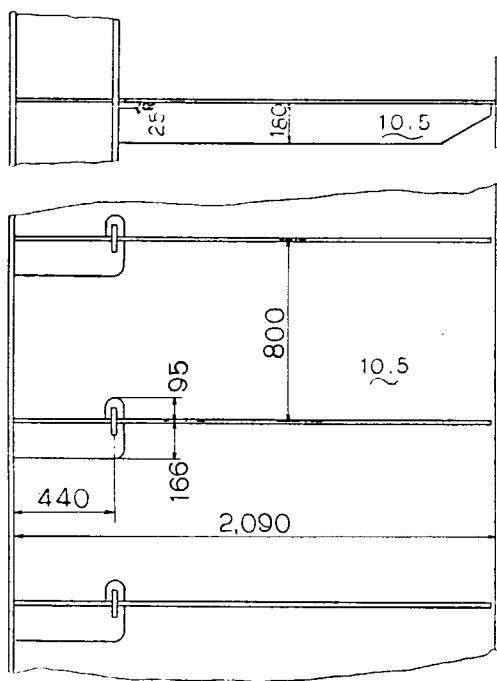


Fig. 7.2.1.3 Geometry of ship hull structure around slot

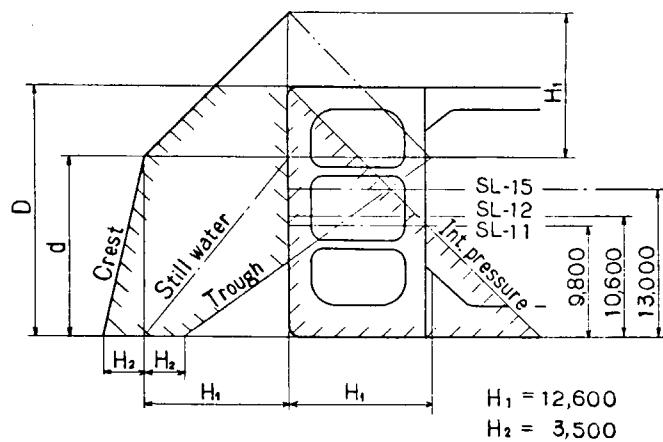


Fig. 7.2.1.4 Wave induced pressure at maximum wave height, ( $Q=10^{-8}$ )

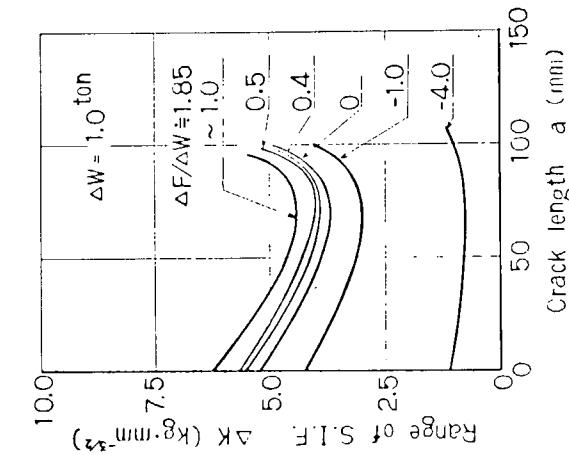


Fig. 7.2.15 Relationships between range of stress intensity factor and crack length for root of web stiffener

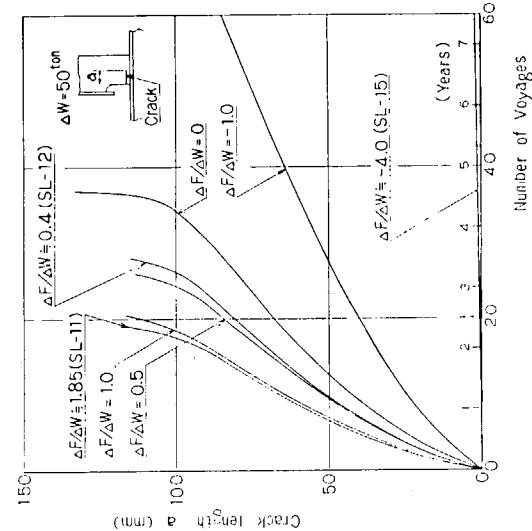


Fig. 7.2.16 Crack-growth curves for root of web stiffener in sea water (Side long)

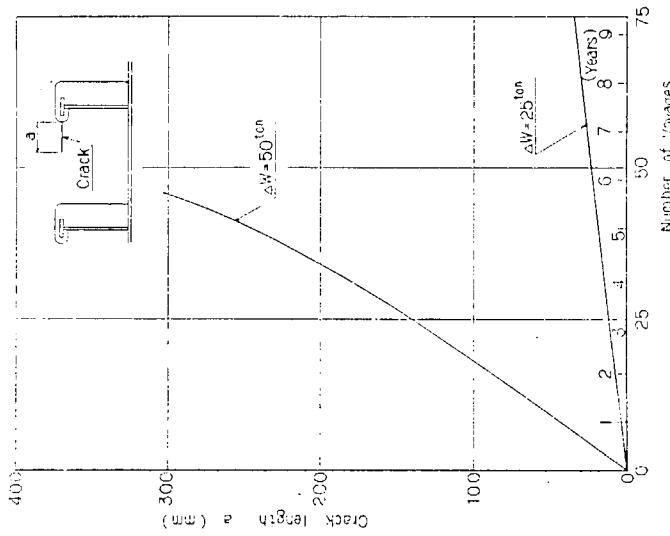


Fig. 7.2.17 Crack-growth curves for web plate at slot corner

## 8. 設計への応用

(川崎重工業 岡崎章三)

### 8.1 応力繰返し速度と寿命

#### 8.1.1 緒言

船体用鋼板（軟鋼）を用い、海水または3% NaCl溶液の腐食環境下で疲労試験をおこなつた結果、材料の疲労強度は非常に低下する結果がえられた。3章で述べたごとく腐食疲労強度に及ぼす因子は(a)繰返し速度、(b)負荷方法、(c)形状・寸法、(d)表面粗さ、(e)腐食方法、(f)温度、(g)その他等非常に多くあり、それら種々の因子によつて腐食疲労強度は異なる値を示すことが定性的にわかつてきた。

実船においては、これらの因子が複雑にからみあつてくることが予想されるため、これら種々の因子が腐食疲労強度に及ぼす影響を定量的に把握する必要があるが、現段階でははなはだ困難なことである。したがつて、現状で実船に腐食疲労を加味して設計する場合、海水によつて疲労強度がどの程度低下するかという問題に解決を与えるとすれば、上述のほとんどの因子を無視して、(a)海水中（または3%食塩水中）であること、(b)繰返し速度が遅いこと程度の条件で試験をして得られたデータから大胆に仮定する以外に方法はないと考えられる。

以上の考え方で、今回得られた一連の実験結果を用い、海水環境下において繰返し速度が非常に遅い場合の、とくにスロット周辺における腐食疲労強度について検討した。

#### 8.1.2 小形試験片における腐食疲労強度におよぼす繰返し速度の影響

上記に対する実験結果は、3章3.2節に示すとおりであるが実験結果から腐食疲労強度に及ぼす繰返し速度の影響は、空中の場合のそれに比べて非常に大きい結果となつている。

実船においては、繰返し速度が非常に遅い場合を問題とする場合がほとんどであるから、上記の問題は非常に重要と考えられる。しかも、実験結果から腐食疲労強度の問題が重要となるのは、とくに低応力負荷で繰返し数の長い ( $N = 10^6$  以上) 場合と考えられ、実船において腐食疲労強度を考える場合もとくにこの点が重要であるが、繰返し速度が非常に遅い場合は、 $N = 10^6$  でも数ヶ月かかるために、それ以上の長い繰返し数での実験結果は現時点では得られていない。

このため、実験範囲以上の繰返し数で部材の腐食疲労強度はどのようになるかは、今後の問題となるが、3.2節でその問題を解決する1つの手段として、一連の実験結果より腐食疲労強度の推定実験式が得られているので、これを用いて実船へのアプローチを試みた。

#### 8.1.3 スロット部模型の腐食疲労強度に対する小形試験片結果の適用

7章で述べられたスロット部模型（1/2）の実験結果と前述した小形試験片で得られた腐食疲労強度の推定実験式との関係について調べたのがFig. 8.1.1である。推定式については、実際は軸荷重のデータでえられたものから推定することが望ましいが、得られていないのでやむをえずここでは平面曲げの推定実験式を用いた。

Fig. 8.1.1はスロット部模型のステイフナーに可視き裂が発生するまでの繰返し数  $N_c$  と、試験荷重振幅  $P_a$  の関係を示したもので“○”印が空中、“●”印が海水中での実験結果である。

さらに小形試験片に対する平面曲げの実験式は3.2節（3.2.5）式より

$$k_c = 1 + 4.38 \times 10^{-5} \cdot 60^{0.39} \cdot N_f^{0.75} / f^{0.39} \quad (8.1.1)$$

が得られている。上式に対する実験に用いた小形試験片は、全て平滑試験片であるから、 $N_f \approx N_c$  とみなし、また  $k_c = P_a / P_{ac}$  ( $P_{ac}$  : 海水中での荷重振幅) と表わせば、(8.1.1) 式は近似的に

$$\frac{P_a}{P_{ac}} = 1 + 4.38 \times 10^{-5} \cdot 60^{0.39} \cdot N_c^{0.75} / f^{0.39} \quad (8.1.2)$$

と書き改めることができよう。

スロット部模型の実験は、 $f = 10 \text{ cpm}$  で実験がなされているので (8.1.2) 式の  $f$  を  $f = 10 \text{ cpm}$  において、Fig. 8.1.1 の  $N_c = 10^5$  以上の各  $N_c$  に対する  $P_a$  より  $P_{ac}$  を求めて書き表わしたのが Fig. 8.1.1 の破線である。なお基準となる空中での疲労試験結果は図中の実線で示すように、両対数で直線とした S-N 線図を用いて計算した。この結果によるとこの破線は模型のデータのはば延長を示すものと考えられる。

#### 8.1.4. 結 言

小型試験片の結果より得られた腐食疲労強度実験式を用い、海水中でのスロット部模型におけるステイフナーのき裂発生寿命に対する実験結果と対応させると、平面曲げ腐食疲労試験結果より得られた実験式を適用した場合推定できる可能性があることが伺われた。現時点においては、この考え方で寿命を推定せざるをえないと考えられるが、今後はさらにそれぞれの因子の腐食疲労強度に与える影響を定量的に把握し、より正確な寿命推定ができるようしていく必要があろう。

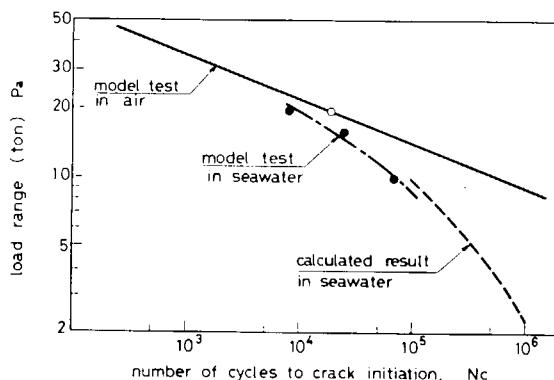


Fig. 8.1.1 Comparison of crack initiation lives  
for stiffener in seawater and those in air

## 8.2 重畠波をうける船殻部材の腐食疲労寿命

### 8.2.1 緒 言

船体のうける外力は、積荷、波浪、局部振動などがあり、実際にはそれぞれの応力が重畠しているので、一定応力とは異なり重畠した場合、船殻部材がどの程度の寿命を有するかを検討しておく必要がある。その第1段階として3章3.3節において腐食環境下で二重重畠波をうける小形試験片の疲労強度に関する基礎実験をおこなつたが、設計にこれらの結果を適用する考え方および実船の部材について検討した例についてまとめた。

### 8.2.2 小形試験片による重畠応力下の腐食疲労強度

船体構造用軟鋼(S S 4 1鋼)を用い、空中、及び腐食環境下で二重々畠波形をうける平滑試験片の引張圧縮、平面曲げ疲労強度について実験を行つた。それぞれの応力波形はFig. 8.2.1(a), (b)に示すもので、両者とも両振りである。実験結果及び寿命推定法についての詳細は3.3節で述べた通りであるが、実船に適用する場合それらの方法のうち考え方方が非常に簡単なものを選んだ。

その方法は、これら二重々畠波形をFig. 8.2.2に示すように単純波形に変換し、それぞれの応力による累積被害を計算し加算したDamageが1となるようにS-N線図を修正する方法である。すなわち1 cycleの二重々畠波形(Fig. 8.2.2(a))を最大応力 $\sigma_{max}$ (一次波の応力を $\sigma_1$ 、二次波の応力を $\sigma_2$ とする) $\sigma_{max} = \sigma_1 + \sigma_2$ が一回と、二次応力 $\sigma_2$ が( $n - 1$ )回繰返されると考える。(Fig. 8.2.2(b))ここでnは一次波にのる二次波の山の数である。重畠波形下で実験して得られる破断までの繰返し数が $\bar{N}_1$ (一次波の繰返し数に相当)であるとすると、この場合最大応力 $\sigma_{max}$ が $\bar{N}_1$ 、二次応力 $\sigma_2$ が $(n - 1)\bar{N}_1$ に分解する。二次波の繰返し速度に相当する一定応力振幅でえられるS-N線図から $\sigma_{max}$ に相当する破断までの繰返し数を $N_1$ とすると

$$\frac{\bar{N}_1}{N_1} + \frac{(n - 1)\bar{N}_1}{N_2} = 1 \quad (8.2.1)$$

となるよう $\sigma_2$ の繰返し数 $N_2$ を求める。今ある一定の条件の重畠波形でえられたS-N線図が、Fig. 8.2.3のACのようになつたとし、一定振幅でのS-N線図をABとするとそれぞれのS-N線図を $S^{m'} N = C'$ ,  $S^m N = C$ と表わすものとする。ここでそれぞれのS-N線図の勾配比 $m'/m$ を $\beta$ とすると、小形試験片における重畠波形下での $\beta$ は、腐食環境下ではFig. 8.2.4のように整理された。

ここでFig. 8.2.4の横軸 $a$ は一次波と二次波の全繰返し数に対する一次波( $\sigma_{max}$ の繰返し数に相当)の繰返し数の割合を示すパラメータであり、縦軸 $\beta$ はS-N線図の勾配比を示す。重畠波形をFig. 8.2.2のように分解して考えた場合 $a$ は、

$$a = \frac{1}{1 + (n - 1)} = \frac{1}{n} \quad (8.2.2)$$

と表わされる。これは一次波にのる二次波の山の数の逆数に等しい。この結果、腐食環境下における小形試験片の重畠波形での $\beta$ の値は、Fig. 8.2.4に示すように $a \leq 1.85 \times 10^{-3}$ では近似的に $\beta \approx 1.0$ となり、 $a > 1.85 \times 10^{-3}$ では $\beta < 1.0$ となるようである。この場合、 $a > 1.85 \times 10^{-3}$ では、 $\beta$ と $a$ の関係が図中の実線のようになると近似すると、この直線は次のように表わされる。

$$\beta = 3.34 \times 10^{-2} \cdot n^{0.54} \quad (8.2.3)$$

すなわち、一次波にのる二次波の山の数によつて、 $\beta$ を用いてS-N線図を修正すれば、部材の寿命推定ができることが考えられる。

### 8.2.3 腐食環境下で重畠波形をうける船殻部材の疲労寿命推定

小形試験片における重畠波形下での腐食疲労強度は、8.2.2節で述べたごとく、一次波にのる二次波の山の数によつてS-N線図を修正する必要があるようで、実船に適用する場合も、この点を考慮した寿命推定をしなければならないと考えられる。以下にその点について検討した。

#### (1) 一次波にのる二次波の山の数が多い場合

上記に対する例としては、例えば積荷による一次波に、波浪による二次波が重畠する場合が考えられる。いま積荷による一次波を1 cycle/15日とし波浪による二次波のサイクルを10 cpmとして考えると、一次波にのる二次波の山の数nは $2.16 \times 10^5$ となる。(8.2.2)式より $\alpha$ は、 $1/n = 4.63 \times 10^{-5}$ となるから、Fig. 8.2.4より、 $\beta \approx 1.0$ と考えられる。すなわち、この場合は、海水中において二次波相当の周波数で求められた一定応力振幅のS-N線図の( $\sigma_1 + \sigma_2$ )の応力値から両対数で直線としたS-N線図を用い、(8.2.1)式のマイナー則に基づく計算から累積被害を求めればよいことになる。実船において上記の考え方を用い、とくに縦強度部材について適用した場合の例について検討した。

対象船はD.W. 400,000 ton のオイルタンカーで主要目はTable 8.2.1に示すものである。

Table 8.2.1

$L_{pp}$	360 m	B	69 m
$L_1$	357.93 m	$Y_n$	1431 cm
$L_2$	250 m	D	28.7 m
$L_3$	357.93 m	$I_v$	$1.72 \times 10^{11} \text{ cm}^4$
$C_B$	0.8225	$I_H$	$5.75 \times 10^{11} \text{ cm}^4$
d	22.75 m		

NV rule<sup>1)</sup>で示される波浪曲げモーメント( $M_{Bv}$ )は、 $10^{-4}$ の確率レベルで次式のような値を与えている。

$$M_{Bv\text{sag}} = 0.325 C_v L_1^2 B (C_B + 0.2) \cdot 10^5 \text{ (kpcm)} \quad (8.2.4)$$

$$M_{Bv\text{hog}} = 0.43 C_v L_1^2 B C_B^2 \cdot 10^5 \text{ (kpcm)} \quad (8.2.5)$$

$$C_v = 0.3 - \{(250 - L_2)/370\}^3 \quad (8.2.6)$$

また波浪水平曲げモーメント( $M_{BH}$ )は、 $10^{-4}$ の確率レベルで次式のように与えている。

$$M_{BH} = 0.94 [0.23 - \left(\frac{400 - L_3}{650}\right)^3] L_1^2 d C_B \cdot 10^5 \text{ (kpcm)} \quad (8.2.7)$$

これらを用いて波浪曲げ応力 $\sigma_{Bv}$ は次式で求められることになる。

$$\sigma_{Bv} = \sqrt{\left[\frac{M_{Bv} (Y - Y_n)^2}{I_v}\right] + \left[\frac{M_{BH} \cdot X}{I_H}\right]^2} \quad (8.2.8)$$

上式にTable 8.2.1の値を代入し、 $10^{-4}$ レベルにおける $\sigma_{Bv}$ を計算して求めると、

$$\sigma_{B_0} = 7.6 \text{ Kg/mm}^2$$

が得られた。この値を用いて、実船の耐用年数を20年とし、波浪曲げ応力 $\sigma_B$ の累積頻度曲線はFig. 8.2.5に示すように、 $10^8$ まで片対数で直線と近似した。

また、この実船におけるN.Vで規定された静水曲げモーメントは

$$M_{sag} = 9.68 \times 10^4 \text{ (kpcm)} \quad (8.2.9)$$

で、これから計算される静水曲げ応力 $\sigma_M$ は

$$\sigma_M = 8.1 \text{ Kg/mm}^2$$

となる。航海中は、 $\sigma_M$ 一定（重複波の1次波に相当する応力）とし、波浪曲げ応力 $\sigma_B$ （2次波に相当）が、Fig. 8.2.5に示すような累積頻度曲線をもつとして、fatigue damageを検討した。

一定応力振幅での空中のS-N線図はFig. 8.2.6の曲線(A)を用いた。<sup>2)</sup>これはSS41材の平板の引張り圧縮両振り荷重に対するS-N線図である。これに対して一定応力での腐食疲労のS-N線図を求める必要があるが、3章、3.2節で平滑材両振り平面曲げに対する腐食疲労強度比の実験式が以下のように与えられているので、これを用いてS-N線図を推定した。実際には、軸荷重による相当式を用いることが望ましいが、データが得られていないので、ここではやむをえず平面曲げの実験式を用いることとした。

平面曲げによる両振りの腐食疲労強度比は

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{ac}} = 1 + 4.38 \times 10^{-5} \cdot 60^{0.39} \cdot \frac{N_f^{0.75}}{f^{0.39}} \quad (8.2.10)$$

で与えられる。ここで $\sigma_a$ は空中での応力振幅( $\text{Kg/mm}^2$ )、 $\sigma_{ac}$ は海水中での応力振幅( $\text{Kg/mm}^2$ )、 $f$ は繰返し速度(cpm)、 $N_f$ は破断までの繰返し数である。(8.2.10)式を用いて、二次波相当の波浪外力の繰返し速度を10cpmと仮定して、 $f$ に代入すると(8.2.10)式は

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{ac}} = 1 + 8.809 \times 10^{-5} \cdot N_f^{0.75} \quad (8.2.11)$$

となる。空中の一定振幅のS-N線図は、Fig. 8.2.6より

$$N_f \leq 10^6 \quad \sigma_a^{12.56} N_f = 2.183 \times 10^{22} \quad (8.2.12)$$

$$N_f \geq 10^6 \quad \sigma_a = 20 \text{ (Kg/mm}^2\text{)} \text{ const.} \quad (8.2.13)$$

とすると、 $\sigma_{ac}$ と $N_f$ との関係は(8.2.12)式、(8.2.13)式を(8.2.11)式に代入した次式がえられることになる。すなわち

$$N_f \leq 10^6 \text{ では} \quad \sigma_{ac}^{12.56} = \frac{2.183 \times 10^{22}}{(1 + 8.809 \times 10^{-5} N_f^{0.75})^{12.56} \cdot N_f} \quad (8.2.14)$$

$$N_f \geq 10^6 \text{ では} \quad \sigma_{ac} = \frac{20}{1 + 8.809 \times 10^{-5} N_f^{0.75}} \quad (8.2.15)$$

(8.2.14)式、(8.2.15)式を用いて、10cpmに対する腐食疲労強度線図を求める(Fig. 8.2.6の(B)曲線)がえられた。

Fig. 8.2.5 に示す累積頻度曲線より  $9 \times 10^i$  ( $i = 0 \sim 7$ ) に対する応力値を求めて表にしたもののが Table 8.2.2 である。

Table 8.2.2

$i$	$n_i$	$\sigma_{Be\ i}$ (Kg/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_M$ (Kg/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_{Be\ i} + \sigma_M$ (Kg/mm <sup>2</sup> )
1	$9 \times 10^0$	13.4	8.1	21.5
2	$9 \times 10^1$	11.5	"	19.6
3	$9 \times 10^2$	9.6	"	17.7
4	$9 \times 10^3$	7.7	"	15.8
5	$9 \times 10^4$	5.8	"	13.9
6	$9 \times 10^5$	3.9	"	12.0
7	$9 \times 10^6$	2.0	"	10.1
8	$9 \times 10^7$	0.09	"	8.19

以上の結果より、fatigue damage を計算するとき、 $\sigma_{Be\ i}$  に対する海水中における一定応力での破断繰返し数を求める場合、Fig. 8.2.7 のようにすればよい。すなわち、Fig. 8.2.7 における線 D F (一定振幅の S-N 線図)において  $(\sigma_{Be\ i} + \sigma_M)$  の応力値で (E点) D F の接線を求め、それを直線で延長 (EG 線) した S-N 線図より  $\sigma_{Be\ i}$  に対する繰返し数  $N_{fi}$  を求めればよいことになる。こうして Table 8.2.2 の  $n_i$  に相当する  $\sigma_{Be\ i}$  の繰返し数を求め  $n_i/N_{fi}$  を計算したものが、Table 8.2.3 である。

これより fatigue damage は

$$\Sigma (n_i/N_{fi}) = 1.62$$

なる値が得られた。

参考に、空中での一定応力の S-N 線図 (Fig. 8.2.6 の(A)曲線) を修正 Miner の線図とした S-N 線図を用いて、fatigue damage を計算すると、 $\Sigma (n/N) \neq 0$  となる。

Table 8.2.3

$i$	$n_i$	$N_{fi}$	$n_i/N_{fi}$
1	$9 \times 10^0$	$3.060 \times 10^5$	$2.94 \times 10^{-5}$
2	$9 \times 10^1$	$4.516 \times 10^5$	$1.99 \times 10^{-4}$
3	$9 \times 10^2$	$5.753 \times 10^5$	$1.56 \times 10^{-3}$
4	$9 \times 10^3$	$9.143 \times 10^5$	$9.84 \times 10^{-3}$
5	$9 \times 10^4$	$1.524 \times 10^6$	$5.91 \times 10^{-2}$
6	$9 \times 10^5$	$2.960 \times 10^6$	$3.04 \times 10^{-1}$
7	$9 \times 10^6$	$7.515 \times 10^6$	$1.20 \times 10^0$
8	$9 \times 10^7$	$1.798 \times 10^9$	$5.00 \times 10^{-2}$

(2) 一次波にのる二次波の山の数が少ない場合

上記に対する例としては、たとえば波浪による一次応力に振動による二次応力が重畠する場合が考えられる。いま波浪による一次波の繰返し数を  $10 \text{ cpm}$  とし、二次波の繰返し数を  $500 \sim 2000 \text{ cpm}$  となるような場合を考えると、一次波にのる二次波の山の数  $n$  は  $50 \sim 200$  となる。この場合の  $a$  の値は、 $a = 2 \times 10^{-2} \sim 5 \times 10^{-3}$  となるので、Fig. 8.2.4 から  $\beta$  は非常に小さい値となることが予想される。

実船においてこのよのな例となる具体的な個所を指定することは現状においては困難なことであるから、上記に対する fatigue damage を以下に述べるような例を用いて計算を試みた。

いま、一次波の繰返し速度を  $10 \text{ cpm}$ 、二次波の繰返し速度を  $500 \text{ cpm}$  とする。この場合、 $a = 1/n = 1/50 = 0.02$  となるので、(8.2.3) 式より  $\beta = 0.28$  となる。累積頻度曲線は、Fig. 8.2.8 に示す二通りの場合を仮定した。すなわち、 $Q = 10^{-8}$  で  $\sigma_a = 10 \text{ Kg/mm}^2$ 、 $\sigma_{ac} = 5 \text{ Kg/mm}^2$  とし、20年の耐用年数に相当する累積頻度曲線を作り (Fig. 8.2.8 の一点鎖線及び二点鎖線) これを5年の累積頻度曲線に直すため、それぞれの線図を平行移動した (Fig. 8.2.8 の実線及び破線) 累積頻度曲線を作成した。以上は一次波に相当するものであるが、その上に重畠する二次波の応力は一定として、 $\sigma_2 = 2 \text{ Kg/mm}^2$ 、 $0.5 \text{ Kg/mm}^2$  の二通りをの例をとりあげた。

次に一定応力振幅に対する S-N 線図であるが、空中の場合は、Fig. 8.2.6 の(A)曲線とし、これに対して二次波に相当する繰返し速度  $500 \text{ cpm}$  での海水中一定応力の S-N 線図は (8.2.10) 式の  $f = 500$  を代入した。

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{ac}} = 1 + 1.916 \times 10^{-5} \cdot N_f^{0.75} \quad (8.2.16)$$

を用いた。すなわち

$$N_f \leq 10^6 \quad \sigma_{ac}^{12.56} = \frac{2.183 \times 10^{22}}{(1 + 1.916 \times 10^{-5} \cdot N_f^{0.75})^{12.56} \cdot N_f} \quad (8.2.17)$$

$$N_f \geq 10^6 \quad \sigma_{ac} = \frac{20}{1 + 1.916 \times 10^{-5} \cdot N_f^{0.75}} \quad (8.2.18)$$

となる関係式より求められる。その結果が Fig. 8.2.6 の(C)曲線である。

以上の結果から fatigue damage を計算する方法は、8.2.3 節(1)項と同様の考え方従つて求めればよい。この場合 Fig. 8.2.9 に示すように二次応力  $\sigma_2$  の繰返し数  $N_{f2i}$  を求めるときは  $(\sigma_1 + \sigma_2)$  の応力値での勾配に  $\beta$  をかけた勾配をもつ S-N 線図 (図中の  $S^{m'} N_f = C'$  に相当) より  $\sigma_2$  に対する繰返し数を求めて計算すればよい。以下、部材の耐用年数を5年とした場合について検討した。

こうして得られた結果が Table 8.2.4 ~ 8.2.7 である。

Table 8.2.4

$i$	$n_i$	$\sigma_1 + \sigma_2$	$N_{fi}$	$n_i/N_{fi}$	$\sigma_2$	$n_{2i}$	$N_{f2i}$	$n_{2i}/N_{f2i}$
1	$2.25 \times 10^0$	10.8	$1.575 \times 10^6$	$1.43 \times 10^{-6}$	2	$1.125 \times 10^2$	$5.751 \times 10^6$	$1.96 \times 10^{-5}$
2	" $\times 10^1$	9.6	$2.170 \times 10^6$	$1.04 \times 10^{-5}$	"	" $\times 10^3$	$6.961 \times 10^8$	$1.62 \times 10^{-4}$
3	" $\times 10^2$	8.3	$3.083 \times 10^6$	$7.30 \times 10^{-5}$	"	" $\times 10^4$	$7.590 \times 10^6$	$1.48 \times 10^{-3}$
4	" $\times 10^3$	7.1	$4.324 \times 10^6$	$5.02 \times 10^{-4}$	"	" $\times 10^5$	$9.196 \times 10^6$	$1.22 \times 10^{-2}$
5	" $\times 10^4$	5.8	$6.436 \times 10^6$	$3.05 \times 10^{-3}$	"	" $\times 10^6$	$1.100 \times 10^7$	$1.02 \times 10^{-1}$
6	" $\times 10^5$	4.6	$9.768 \times 10^6$	$2.30 \times 10^{-2}$	"	" $\times 10^7$	$1.456 \times 10^7$	$7.68 \times 10^{-1}$
7	" $\times 10^6$	3.3	$1.695 \times 10^7$	$1.32 \times 10^{-1}$	"	" $\times 10^8$	$2.121 \times 10^7$	$5.03 \times 10^0$
8	" $\times 10^7$	2.06	$3.495 \times 10^7$	$6.45 \times 10^{-1}$	"	" $\times 10^9$	$3.538 \times 10^7$	$3.02 \times 10^{-1}$

Table 8.2.5

$i$	$n_i$	$\sigma_1 + \sigma_2$	$N_{fi}$	$n_i/N_{fi}$	$\sigma_2$	$n_{2i}$	$N_{f2i}$	$n_{2i}/N_{f2i}$
1	$2.25 \times 10^0$	9.3	$2.345 \times 10^6$	$9.60 \times 10^{-7}$	0.5	$1.125 \times 10^2$	$1.816 \times 10^7$	$6.02 \times 10^{-6}$
2	" $\times 10^1$	8.1	$3.294 \times 10^6$	$6.82 \times 10^{-6}$	"	" $\times 10^3$	$1.898 \times 10^7$	$5.92 \times 10^{-5}$
3	" $\times 10^2$	6.8	$4.709 \times 10^6$	$4.80 \times 10^{-5}$	"	" $\times 10^4$	$2.070 \times 10^7$	$5.04 \times 10^{-4}$
4	" $\times 10^3$	5.7	$6.963 \times 10^6$	$3.22 \times 10^{-4}$	"	" $\times 10^5$	$2.413 \times 10^7$	$4.65 \times 10^{-3}$
5	" $\times 10^4$	4.3	$1.092 \times 10^7$	$2.06 \times 10^{-3}$	"	" $\times 10^6$	$3.039 \times 10^7$	$3.70 \times 10^{-2}$
6	" $\times 10^5$	3.1	$1.910 \times 10^7$	$1.18 \times 10^{-2}$	"	" $\times 10^7$	$4.270 \times 10^7$	$2.62 \times 10^{-1}$
7	" $\times 10^6$	1.8	$4.230 \times 10^7$	$5.03 \times 10^{-2}$	"	" $\times 10^8$	$7.178 \times 10^7$	$1.57 \times 10^0$
8	" $\times 10^7$	0.56	$2.209 \times 10^8$	$1.02 \times 10^{-1}$	"	" $\times 10^9$	$2.307 \times 10^8$	$4.88 \times 10^0$

Table 8.2.6

$i$	$n_i$	$\sigma_1 + \sigma_2$	$N_{fi}$	$n_i/N_{fi}$	$\sigma_2$	$n_{2i}$	$N_{f2i}$	$n_{2i}/N_{f2i}$
1	$2.25 \times 10^0$	6.4	$5.312 \times 10^6$	$4.22 \times 10^{-7}$	2	$1.125 \times 10^2$	$9.588 \times 10^6$	$1.17 \times 10^{-5}$
2	" $\times 10^1$	5.8	$6.478 \times 10^6$	$3.49 \times 10^{-6}$	"	" $\times 10^3$	$1.131 \times 10^7$	$9.95 \times 10^{-5}$
3	" $\times 10^2$	5.2	$7.977 \times 10^6$	$2.82 \times 10^{-5}$	"	" $\times 10^4$	$1.286 \times 10^7$	$8.75 \times 10^{-4}$
4	" $\times 10^3$	4.5	$1.003 \times 10^7$	$2.24 \times 10^{-4}$	"	" $\times 10^5$	$1.501 \times 10^7$	$7.50 \times 10^{-3}$
5	" $\times 10^4$	3.9	$1.286 \times 10^7$	$1.75 \times 10^{-3}$	"	" $\times 10^6$	$1.751 \times 10^7$	$6.42 \times 10^{-2}$
6	" $\times 10^5$	3.3	$1.711 \times 10^7$	$1.32 \times 10^{-2}$	"	" $\times 10^7$	$2.133 \times 10^7$	$5.03 \times 10^{-1}$
7	" $\times 10^6$	2.7	$2.375 \times 10^7$	$9.49 \times 10^{-2}$	"	" $\times 10^8$	$2.685 \times 10^7$	$4.02 \times 10^0$
8	" $\times 10^7$	2.03	$3.572 \times 10^7$	$6.30 \times 10^{-1}$	"	" $\times 10^9$	$3.594 \times 10^7$	$3.12 \times 10^1$

Table 8.2.7

$i$	$n_i$	$\sigma_1 + \sigma_2$	$N_{fi}$	$n_i/N_{fi}$	$\sigma_2$	$n_{2i}$	$N_{f2i}$	$n_{2i}/N_{f2i}$
1	$2.25 \times 10^0$	4.9	$8.715 \times 10^6$	$2.58 \times 10^{-7}$	0.5	$1.125 \times 10^2$	$2.762 \times 10^7$	$4.08 \times 10^{-6}$
2	" $\times 10^1$	4.3	$1.105 \times 10^7$	$2.04 \times 10^{-6}$	"	" $\times 10^3$	$2.806 \times 10^7$	$4.00 \times 10^{-5}$
3	" $\times 10^2$	3.7	$1.434 \times 10^7$	$1.57 \times 10^{-5}$	"	" $\times 10^4$	$3.879 \times 10^7$	$2.09 \times 10^{-4}$
4	" $\times 10^3$	3.0	$1.940 \times 10^7$	$1.16 \times 10^{-4}$	"	" $\times 10^5$	$4.263 \times 10^7$	$2.07 \times 10^{-3}$
5	" $\times 10^4$	2.4	$2.762 \times 10^7$	$8.02 \times 10^{-4}$	"	" $\times 10^6$	$5.310 \times 10^7$	$2.12 \times 10^{-2}$
6	" $\times 10^5$	1.8	$4.335 \times 10^7$	$5.02 \times 10^{-3}$	"	" $\times 10^7$	$7.330 \times 10^7$	$1.54 \times 10^{-1}$
7	" $\times 10^6$	1.2	$8.022 \times 10^7$	$2.08 \times 10^{-2}$	"	" $\times 10^8$	$1.120 \times 10^8$	$1.01 \times 10^0$
8	" $\times 10^7$	0.53	$2.382 \times 10^8$	$9.45 \times 10^{-2}$	"	" $\times 10^9$	$2.456 \times 10^8$	$4.62 \times 10^0$

Table 8.2.4～Table 8.2.7のそれぞれの場合について、fatigue damage を計算すると、Table 8.2.8のような結果が得られた。

Table 8.2.8

$10^0$ 回で $\sigma_{1\max} = 9.3 \text{Kg/mm}^2$ , $\sigma_2 = 2 \text{Kg/mm}^2$			$10^0$ 回で $\sigma_{1\max} = 9.3 \text{Kg/mm}^2$ , $\sigma_2 = 0.5 \text{Kg/mm}^2$		
$\Sigma(n_i/N_{fi})$	$\Sigma(n_{2i}/N_{f2i})$	$\Sigma(n_i/N_{fi}) + \Sigma(n_{2i}/N_{f2i})$	$\Sigma(n_i/N_{fi})$	$\Sigma(n_{2i}/N_{f2i})$	$\Sigma(n_i/N_{fi}) + \Sigma(n_{2i}/N_{f2i})$
0.81	37.94	38.75	0.17	6.75	6.92
$10^0$ 回で $\sigma_{1\max} = 4.6 \text{Kg/mm}^2$ , $\sigma_2 = 2 \text{Kg/mm}^2$			$10^0$ 回で $\sigma_{1\max} = 4.6 \text{Kg/mm}^2$ , $\sigma_2 = 0.5 \text{Kg/mm}^2$		
$\Sigma(n_i/N_{fi})$	$\Sigma(n_{2i}/N_{f2i})$	$\Sigma(n_i/N_{fi}) + \Sigma(n_{2i}/N_{f2i})$	$\Sigma(n_i/N_{fi})$	$\Sigma(n_{2i}/N_{f2i})$	$\Sigma(n_i/N_{fi}) + \Sigma(n_{2i}/N_{f2i})$
0.74	36.05	36.79	0.13	5.81	5.94

Table 8.2.8の結果からわかるように、寿命には二次波の応力振幅の影響が大きく、またその影響も、Table 8.2.4～Table 8.2.7が示すごとく、計算においては黒く示した応力の繰返し数がfatigue damage に大きな影響を及ぼすことがわかつた。

#### 8.2.4 結 言

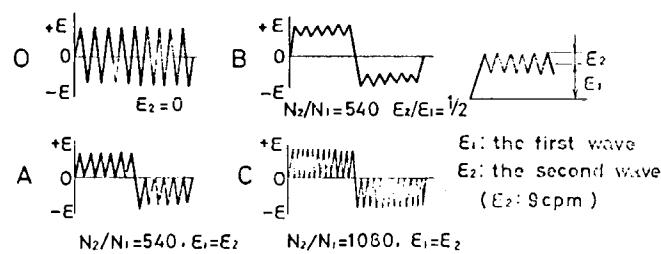
船殻部材が腐食環境下で二重々疊波応力をうける場合を想定し、小形試験片による基礎実験で得られた結果をもとに fatigue damage を計算したが、(1)一定応力における低繰返し数での長寿命域の腐食疲労強度

の定量的な把握が未解決 (2)実船の場合はほとんど切欠部、溶接部の強度が問題となるが、腐食疲労強度に対する定量的な把握が未解決 (3)軸荷重による腐食疲労強度のデータが少ない。 (4)実船の各個所がうける外力はまちまちであるので、累積頻度曲線の想定が困難である。 (5)変動応力、重複波形をうける小形試験片の腐食疲労強度に関するデータが少ない。等の理由により本節で述べた計算も非常に問題点を多く含んでいる。今後は上記に述べた問題点を一つ一つ解決し、より安全で経済的な設計をする必要があるものと考える。

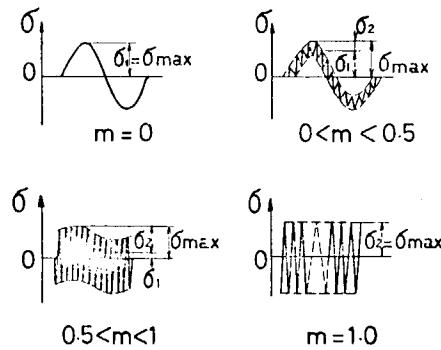
#### 参 考 文 献

- 1) 例えば八木順吉 , 日本造船研究協第 200 研究部会第 2 分科会資料
- 2) 八木順吉 , " "

(文責 岡崎章三)



(a) Axial loading



(b) Plane bending

Fig. 8.2.1 Stress pattern

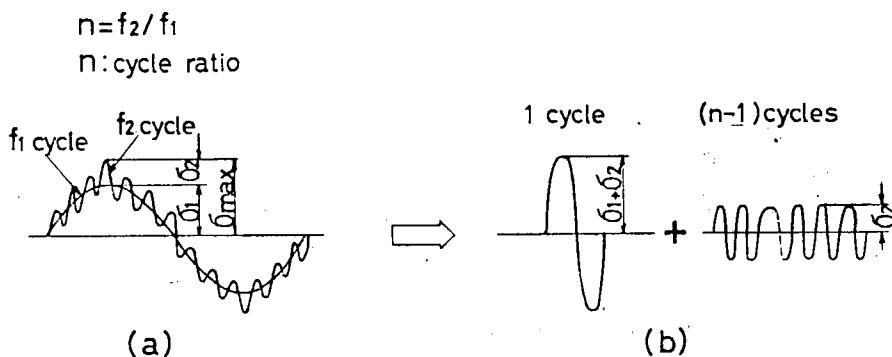


Fig. 8.2.2 Cycle counting method

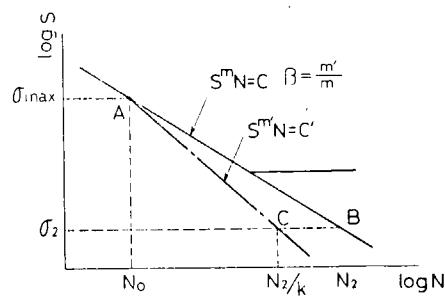


Fig. 8.2.3 S-N diagram

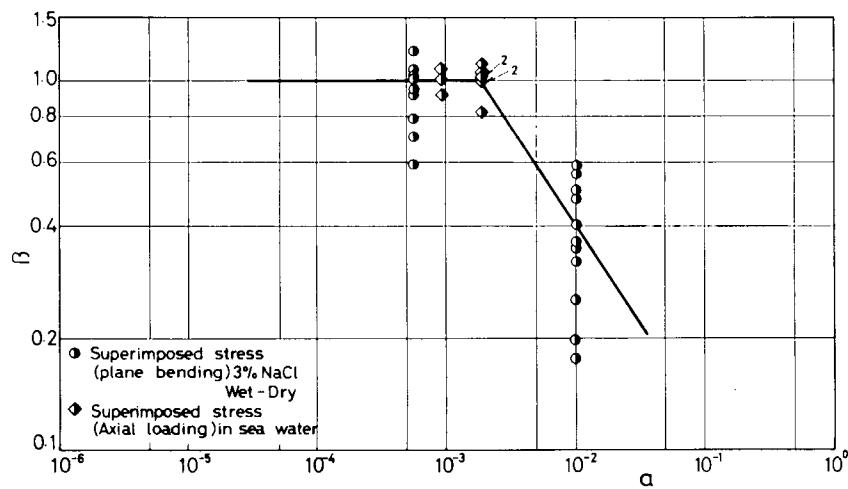


Fig. 8.2.4 Relation between  $a$  and  $\beta$

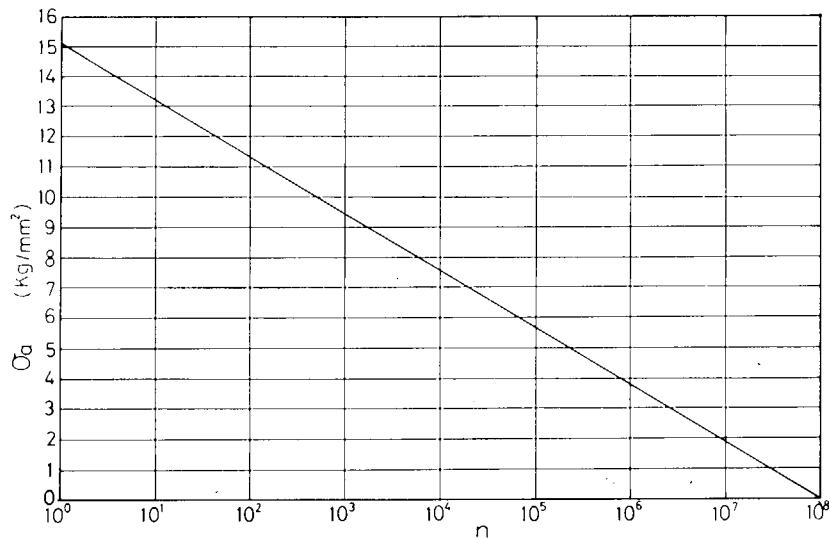


Fig. 8.2.5 accumulated frequency diagram

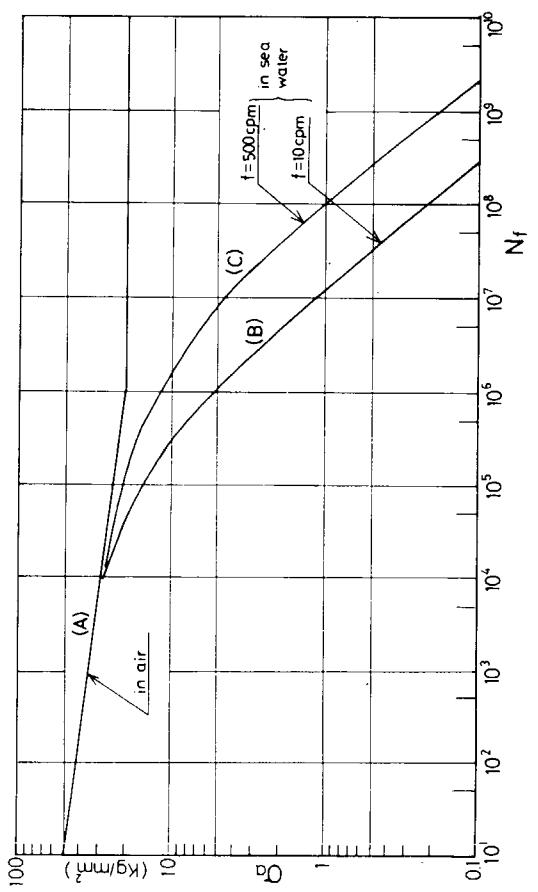


Fig. 8.2.6 S-N diagram

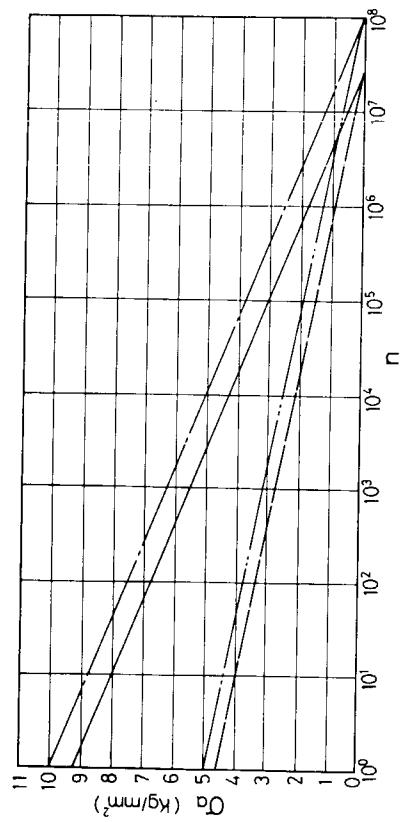
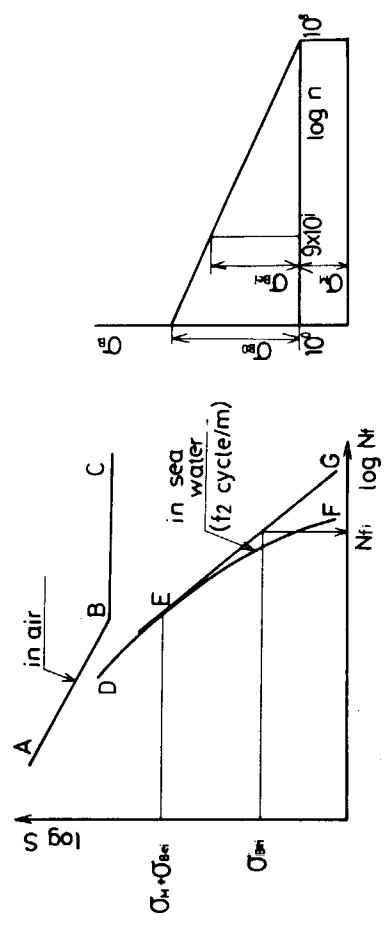


Fig. 8.2.8 accumulated frequency diagram



(a) S-N diagram  
(b) accumulated frequency diagram

Fig. 8.2.7 S-N diagram and accumulated frequency diagram

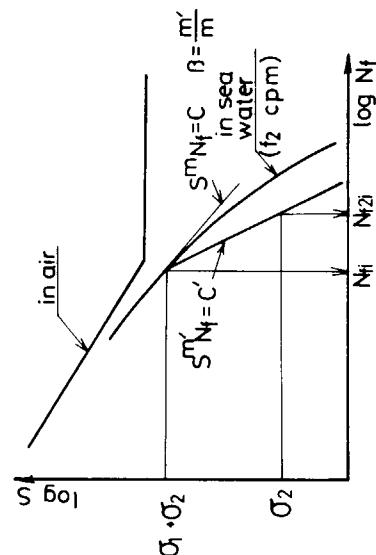


Fig. 8.2.9 S-N diagram

## 9. 今後の研究課題

本部会の研究実施途上、あるいは成果取まとめに際して、各幹事から提起された今後の研究課題のいくつかを次に掲げて、今後の研究の参考に資したい。

### 9.1 素材および溶接材の腐食疲労強度

素材および溶接材の低速腐食疲労強度、特に長寿命時のデータが極めて少ないので、これらの集積が必要である。例えば

- (1) 重畠波形の影響
- (2) 試験片の形状寸度の影響
- (3) クラックの発生および伝播
- (4) 異なる荷重方法による強度間の関係、なども含まれる。

### 9.2 構造モデルの腐食疲労強度

素材と構造モデル、構造モデルと構造物本体の腐食疲労強度の相関性を明らかにするための研究

### 9.3 腐食疲労防止方法

- (1) 塗装…………塗料の種類による防止効果のため、塗膜劣化時の有効度など
- (2) 電気防食…………乾湿繰返し時、温度変動時、電流中断時など各種条件下の有効性、応力と防食有効最低電位（電流密度）との関係、クラック発生および伝播に対する影響など。
- (3) 腐食抑制剤…………公害防止上適切な腐食抑制剤が腐食疲労の防止にも役立つかどうかなど
- (4) 不活性ガス…………長期間に亘る使用の有効性の検討
- (5) 上記の各種防止法の併用の可否

## 10. む す び

もともと疲労あるいは腐食疲労の研究には、極めて長時間要するので、短期間にその成果を期待することは困難であるにも拘らず、上記第3～8章に詳細に記したような研究成果が得られた。これが、この方面の今後の研究をすゝめる上の一指針となり、又疲労設計をすゝめるに当つて、腐食の影響を考慮する一助ともなれば幸である。

更に、第9章にあげた今後に残された研究課題が本研究部会の成果を土台として、解決される為に、新しい研究部会が早急に設置されるよう強く希望する次第である。