

第128研究部会

船殻の腐食と腐食疲れによる 損傷防止対策に関する研究

報 告 書

昭和48年3月

社 団 法 人

日 本 造 船 研 究 協 会

は し が き

本報告書は、日本船舶振興会の昭和47年度補助事業「船舶の構造・性能に関する基礎的研究」の一部として日本造船研究協会が第128研究部会においてとりまとめたものである。

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 暢（石川島播磨重工業）	
	梅崎一夫（三菱重工業）	大井利継（三井造船）	
	岸本宏次（三井造船）	木下元洋（三菱重工業）	
	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）	遠藤吉郎（京都大学）
大野 章（新日本製鉄）		織田貞四郎（三菱重工業）	
尾川宣之（日本鋼管）		山口勇男（日本海事協会）	
海田秀美（神戸製鋼所）		笠井脊次（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）		小林茂夫（佐世保重工業）	
佐武二郎（住友金属）		鈴木省輔（函館ドック）	
高屋輔尚史（出光タンカ）		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 恂（石川島播磨重工業）		八木 順吉（大阪大学）	
安江義忠（川崎重工業）		横見敏雄（大阪商船三井船舶）	

船殻の腐食と腐食疲れによる損傷防止対策に関する研究

目 次

1. 腐食と腐食疲れ損傷発生に関する研究	1
1.1 軟鋼の腐食疲労強度に及ぼす影響因子の効果に関する研究	1
1.1.1 供試材および試験片	1
1.1.2 試験装置および試験方法	2
1.1.3 海水中における疲労強度に及ぼす低サイクル重複波形の影響に関する試験結果	2
1.1.4 腐食疲労強度に及ぼす試験方法の影響試験の結果	1 1
1.1.5 結 論	1 1
1.2 構造模型による腐食疲労試験	1 2
1.2.1 試験方法	1 3
1.2.2 供試体および材料	1 3
1.2.3 試験結果および考察	1 3
1.2.4 結 論	2 9
2. スロット模型の海水腐食疲労試験	3 1
2.1 疲労実験	3 1
2.1.1 試 験 体	3 1
2.1.2 試験装置	3 1
2.1.3 試験結果	3 1
3. 不活性ガスの腐食疲れに対する防食効果に関する研究	4 5
3.1 緒 言	4 5
3.2 実験方法	4 5
3.2.1 試 験 片	4 5
3.2.2 試験装置および試験方法	4 5
3.3 実験結果および考察	4 9
3.4 結 言	4 9
4. 重畳波形下の腐食疲れ試験	5 7
4.1 緒 言	5 7
4.2 実験方法	5 7
4.2.1 試 験 片	5 7
4.2.2 装置および実験方法	5 7
4.3 実験結果	5 7
4.3.1 一定振幅疲れ試験結果	5 7
4.3.2 重畳波疲れ試験結果	6 2
4.4 重畳波をうける場合の寿命計算に関する一考察	6 2
4.4.1 等価繰返し数法	6 2
4.4.2 レンジベア的変換	6 6

4.5	結 言	70
5.	腐食孔を有する鋼板の低サイクル疲れに関する研究	71
5.1	まえがき	71
5.2	供 試 材	71
5.3	実験方法	73
5.4	実験結果と考察	73
5.4.1	予腐食および腐食疲れの効果	73
5.4.2	腐食減量も考慮した強さの低下	84
5.5	ま と め	88
6.	溶接継手ならびに溶接構造要素の海水腐食疲れ	89
6.1	回転曲げ試験による溶接部特性および環境条件の影響の検討	89
6.1.1	試験片および試験方法	89
6.1.2	母材および溶接部の腐食疲労寿命	89
6.1.3	腐食環境条件の影響	92
6.2	軸引張圧縮試験による試験条件の影響の検討	99
6.2.1	試験片および試験方法	99
6.2.2	ひずみ制御両振試験	99
6.2.3	荷重制御試験	99
6.3	溶接構造継手の腐食疲労強度	102
6.3.1	試験片および試験方法	102
6.3.2	試験結果	102
6.4	結 論	102
7.	構造用鋼の塩水中腐食に及ぼす振動の影響に関する研究	106
7.1	緒 言	106
7.2	試験装置および試験方法	106
7.2.1	試 験 片	106
7.2.2	試験方法	106
7.3	試験結果ならびに考察	108
7.3.1	分極特性	108
7.3.2	自然腐食電流の経時変化	111
7.4	結 言	111
8.	腐食低サイクル疲労強度に及ぼす歪波形の影響	115
8.1	目 的	115
8.2	試験方法	115
8.2.1	試験装置	115
8.2.2	試 験 片	115
8.2.3	試験方法	115
8.3	試験結果と考察	115

1. 腐食と腐食疲れ損傷発生に関する研究

まえがき

本報告は、一般船体構造用軟鋼 (SS 41) およびそれを用いた実船局部構造模型の腐食疲労強度や疲労き裂伝ば速度に及ぼす海水の影響を、大気中における試験結果と対比させて、検討した結果を述べたものである。

第1章においては、小型平滑丸棒試験片の腐食疲労強度に及ぼす影響因子の効果を検討したもので、

- 1.1) 海水中における疲労強度に及ぼす低サイクル重複波形の影響
- 1.2) 腐食疲労強度に及ぼす試験方法の影響

について示している。

第2章においては、模型供試体の疲労強度に及ぼす海水の影響を検討したもので、

- 2.1) 軟鋼の疲労き裂伝ば速度に及ぼす海水の影響
- 2.2) 実船の局部構造の腐食疲労強度

について示している。

1.1 軟鋼の腐食疲労強度に及ぼす影響因子の効果に関する研究

1.1.1 供試材および試験片

この試験に用いた供試材は、圧延した板厚 5.0 mm の船体構造用軟鋼 SS 41 である。供試材の化学成分 (取鍋分析) を表 1.1.1 に、また機械的性質を表 1.1.2 に示す。

軸力による疲れ試験において用いた試験片の形状は図 1.1.1 に示したものである。

表 1.1.1 供試材の化学成分 (SS 41) (%)

C	Si	Mn	P	S
0.20	0.04	0.78	0.024	0.026

表 1.1.2 供試材の機械的性質 (SS 41) (平均値)

試験片形状 (mm)		上降伏点 (Kg/mm ²)	引張強さ (Kg/mm ²)	真破断応力 (Kg/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)
直径	ゲージ長さ					
13.99	50	21.7	41.7	89.4	40.2	63.9

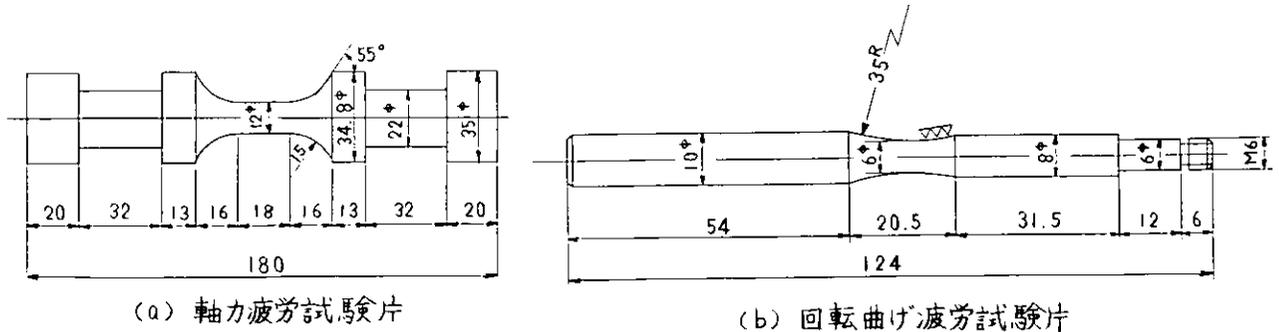


図 1.1.1 疲れ試験片形状・寸法

1.1.2 試験装置および試験方法

疲れ試験に際しては、最大荷重容量 20 Ton の電気油圧式腐食疲れ試験機を用いた。この試験機の外観と説明図を写真 1.1.1 および図 1.1.2 に示す。

腐食方法は図 1.1.3 に示すように、試験片の周囲に設けた腐食槽に海水を循環せしめるようにしたものである。腐食液（天然海水）の循環系統は図 1.1.4 に示すように、貯液槽内の海水が循環ポンプによつて腐食槽の下部に送り込まれ、腐食槽の上部から排出されて、温度調節装置を経て貯液槽に戻されるようにしたものである。試験に用いた海水は、長崎湾外から採取した天然海水であり、その分析結果の代表例を表 1.1.3 に示す。また、貯液槽内において、海水中に空気または酸素を吹込んで酸素飽和状態とした。また、海水は試験片毎に新しいものと交換している。

試験片は軸力荷重を負荷したが、供試部のひずみ制御は、供試部に腐食槽を設けるため、チャック間の変位の制御により行なつた。また、回転曲げ疲労試験機はウエーラ式試験機で、繰返し速度は 3,400 rpm である。

表 1.1.3 海水分析結果

成分	海水組成 (ppm)							pH
	Cl^-	SO_4^{2-}	Na^+	Ca^{2+}	Mg^{2+}	NH_4^-	S^{2-}	
含有量	19,500	2,620	11,000	320	1,300	0.58	0.018	8.0

1.1.3 海水中における疲労強度に及ぼす低サイクル重複波形の影響に関する試験結果

本研究においては、図 1.1.5 の A、B および C の 3 種類のひずみ波形による変位制御低サイクル疲れ試験を行なつた。波形 O は、平均ひずみ ϵ_m が零の両振り疲れであり、昨年度に報告したものである。波形 A～C は $\epsilon_m = 0$ の一次波（台形波）の上に二次波（正弦波）を重ね合せた重畳波である。両振り波形あるいは重畳波形の二次波の繰返し速度は 9 cpm である。重畳波において、一次波と二次波のひずみ比 ϵ_2/ϵ_1 は波形 A と C では 1、波形 B では 0.5 とし、また繰返し数比 n_2/n_1 は波形 A と B では 5.40、波形 C では 1.040 とした。重畳波による試験では、それぞれ室温の大気中ならびに 20℃ の海水中で試験を行なつた。

一般に、ひずみ制御低サイクル疲れ試験においては真応力と対数ひずみとの関係を用いて結果を整理する方法がよく用いられるが、今回行なつたひずみ範囲では、公称応力と全ひずみとの関係を用いて求めた結果と比較したとき、この差は小さいので、後者を用いた。また、静的引張りでは降伏現象が見られるが、塑性ひずみの繰返しによつて次第に降伏現象が認められなくなるので降伏領域以下では、降伏領域よりも大きな塑性領域での応力と全ひずみの関係を延長して用いた。

全ひずみ ϵ_t から塑性ひずみ ϵ_p を分離する方法は飯田¹⁾ や Manson²⁾ などにより提唱されている。ここでは次式により塑性ひずみ ϵ_p を求めた。

$$\Delta \epsilon_p = \epsilon_p + \frac{2}{3} (1 + \mu) \frac{\Delta \sigma}{E} \quad \dots \dots \dots (1.1.1)$$

ここに、

- E : ヤング率
- ϵ_p : 塑性ひずみ範囲
- $\Delta \epsilon_t$: 全ひずみ範囲
- μ : ボアソン比
- $\Delta \sigma$: 応力範囲

である。

表 1.1.4 に重畳波形による変位制御低サイクル疲れ試験結果を示す。二次波の塑性ひずみ範囲 ϵ_{p2} と二次波の破断

表 1.1.4 重畳波形による変位制御低サイクル試験結果 (室温)

No	全ひずみの振巾(%)		破断繰返し数		塑性ひずみ範囲(%)		等価寿命	雰囲気	負荷波形
	ϵ_2	ϵ_1	N_1	N_2	ϵ_{p1}	ϵ_{p2}			
21	0.78	0.78	12.2	6650	1.56	1.46	6.85×10^3	空気中	波形:A ($\epsilon_2/\epsilon_1=1$) (N_2/N_1 =540)
22	0.58	0.58	24.0	13000	1.15	1.07	1.33×10^4		
23	0.41	0.41	90.0	48690	0.81	0.73	5.04×10^4		
24	0.38	0.38	119.0	64390	0.75	0.67	6.66×10^4		
25	0.56	0.56	57.6	31100	1.11	1.03	3.21×10^4		
26	0.67	0.67	36.2	19600	1.33	1.24	2.02×10^4		
27	0.73	0.73	20.0	10800	1.44	1.36	1.11×10^4		
61	0.58	0.58	42.5	23000	1.15	1.07	2.36×10^4	海水中	
62	0.87	0.87	5.0	2700	1.74	1.64	2.78×10^3		
63	0.75	0.75	15.0	8100	1.50	1.40	8.34×10^3		
64	0.47	0.47	68.5	37000	0.92	0.85	3.82×10^4		
31	0.42	0.84	85.3	46000	1.68	0.73	5.52×10^4	空気中	波形:B ($\epsilon_2/\epsilon_1=0.5$) (N_2/N_1 =540)
32	0.67	1.34	14.6	7900	2.66	1.24	9.02×10^3		
33	0.50	1.00	65.0	35100	1.99	0.91	4.09×10^4		
34	0.53	1.06	56.8	30720	2.11	0.97	3.61×10^4		
35	0.60	1.20	45.0	24300	2.38	1.11	2.80×10^4		
36	0.62	1.24	43.7	23600	2.42	1.14	2.67×10^4		
37	0.65	1.30	19.3	10400	2.57	1.20	1.19×10^4		
71	0.87	1.74	8.7	4680	3.46	1.64	5.68×10^3	海水中	
72	0.77	1.54	12.5	6750	3.06	1.44	8.12×10^3		
73	0.58	1.16	41.5	22400	2.31	1.07	2.58×10^4		
74	0.60	1.20	34.3	18500	2.30	1.11	2.11×10^4		
41	0.50	0.50	18.5	20000	0.99	0.91	2.03×10^4	空気中	波形:C ($\epsilon_2/\epsilon_1=1$) (N_2/N_1 =1080)
42	0.56	0.56	37.5	40500	1.11	1.03	4.06×10^4		
43	0.38	0.38	72.3	^{Over} 83560	0.75	0.67	^{Over} 8.49 $\times 10^4$		
44	0.60	0.60	11.5	12420	1.19	1.11	1.26×10^4		
45	0.87	0.87	6.5	7020	1.74	1.64	7.13×10^3		
46	1.06	1.06	2.1	2300	2.11	2.02	2.33×10^3		
47	0.75	0.75	13.3	14350	1.50	1.40	1.46×10^4		
81	0.58	0.58	21.2	23000	1.15	1.07	2.33×10^4	海水中	
82	0.87	0.87	3.1	3380	1.74	1.64	3.43×10^3		
83	0.50	0.50	27.9	30100	0.99	0.91	3.06×10^4		

一次波 = 台形波, 二次波 = 正弦波 (9 cpm)

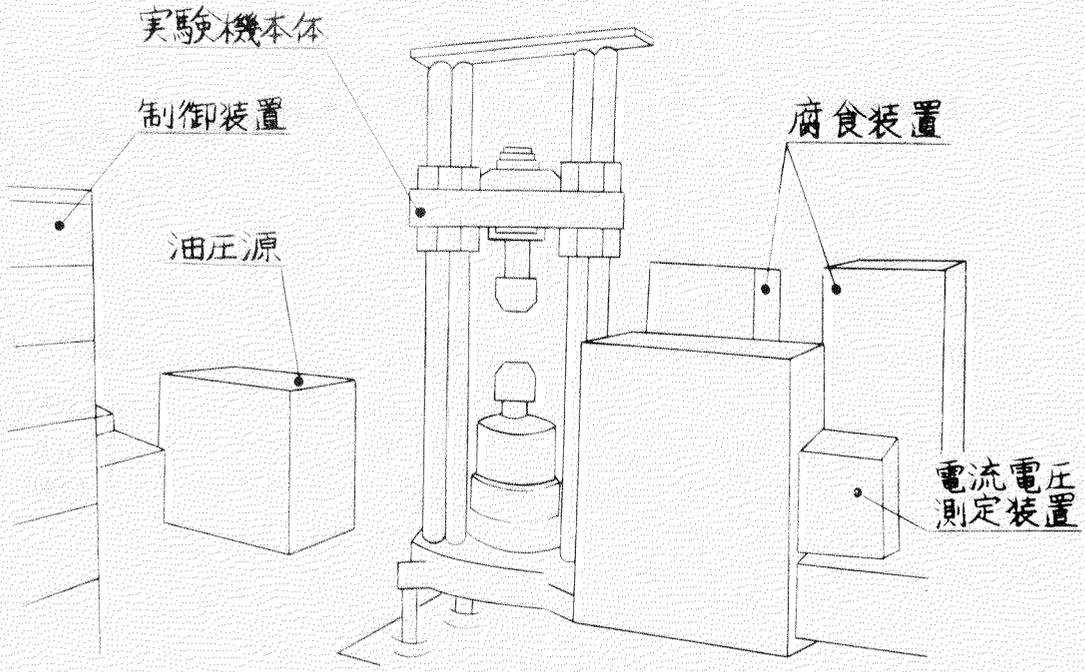


図 1.1.2 20Ton 腐食疲れ試験機説明図

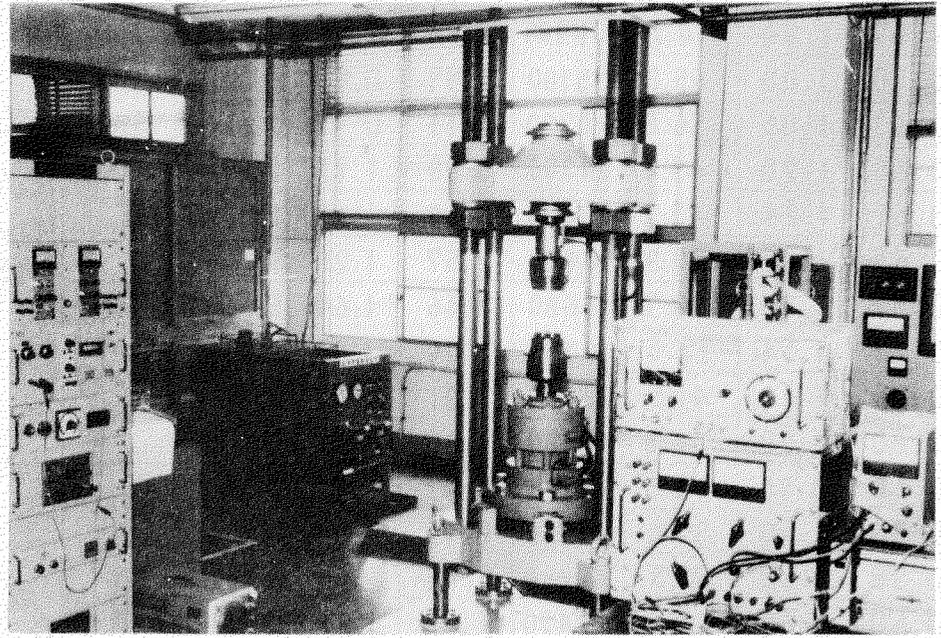


写真 1.1.1 20Ton 腐食疲れ試験機全景

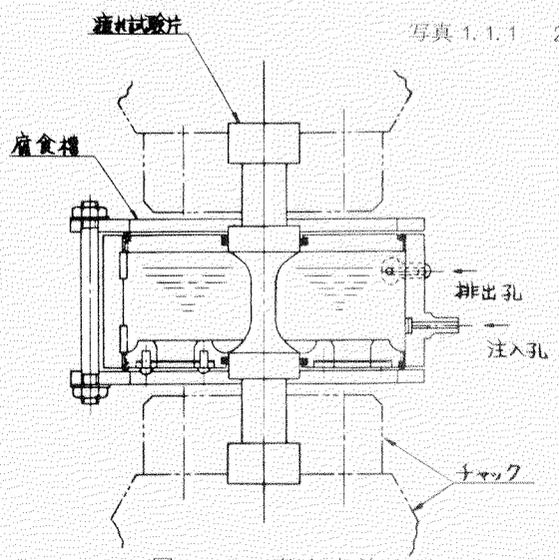
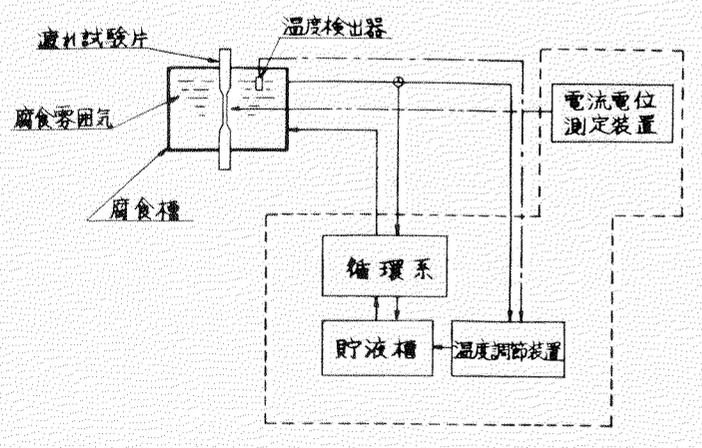


図 1.1.3 腐食方法



(破線枠内はSR補助金による装置)

図 1.1.4 腐食装置系統図

繰返し数 n_2 との関係は空気中および海水中の場合について示すと、それぞれ図 1.1.6 と図 1.1.7 に示すようになる。また、空気中と海水中における全てのひずみ波形における疲れ試験結果を比較したものが図 1.1.8 である。この図においては、ひずみの繰返し数が約 5×10^4 サイクルより大きい領域において、海水の腐食効果が認められ、その後、ひずみの繰返し数の増大とともに次第にその効果が大きくなることが明らかである。これらの図に示した結果から明らかのように、空気中ならびに海水中における疲れ寿命のひずみ波形に対する依存性はほとんど認められなく、両振り波形による疲れ寿命とほぼ同程度になっている。

重畳波形において、一次波と二次波の繰返し数比 n_2/n_1 が十分に小さいときには、一次波は変動する平均ひずみとして考えてよい。ひずみ制御低サイクル疲れ強さに及ぼす平均ひずみ ϵ_m あるいはひずみ比 R_ϵ の影響は多くの研究者によつて研究されている。例えば、Weiss³⁾ らは、最大ひずみと破断寿命の関係は R_ϵ に依存し、 R_ϵ が大きくなるにつれて最大ひずみ ϵ_{max} が大きくなることを示し、次式を導いている。

$$N = [(\epsilon_f - \epsilon_m) / \epsilon_{tR}]^a \quad \dots \dots \dots (1.1.2)$$

一方、大路⁴⁾ らも同様な傾向となることを示し、さらに、

$$\epsilon_{tR} = \frac{2(1-R_\epsilon)\epsilon_f}{[(4N-1)(1-R_\epsilon)^a + 2^a]^{1/a}} \quad \dots \dots \dots (1.1.3)$$

を与えている。全ひずみ範囲 ϵ_{tR} と N との関係において、 N が 10^2 サイクル以上の領域では、 ϵ_m あるいは R_ϵ の影響は認められなくなり、 $\epsilon_{tR}-N$ 線図は同一の線によつて与えることができ、実験結果とよく一致することを示している。図 1.1.6 ~ 1.1.8 に示した結果においても、一次波を変動する平均ひずみと考えれば平均ひずみの影響は小さいものと理解できる。

重畳波形の疲労強度に及ぼす影響を示す方法の一つに、中村や田中によつて提案されている。全応力振巾に対する重畳波の応力の比から寿命比を求める等価繰返し数法がある⁵⁾

軟鋼 (SS41) を用いて、3% NaCl 中 5 分、空気中 5 分の繰返しによる雰囲気中での高サイクル領域での一定振巾疲れ試験を行なった岡崎の結果では応力比 $\sigma_2 / (\sigma_1 + \sigma_2)$ を採つて試験結果を整理しているが、 $\sigma_2 / (\sigma_1 + \sigma_2)$ が小さくなるにつれて空気中雰囲気中ともに試験結果は、寿命限少比よりも低くなる傾向を示し、その傾向は雰囲気中における場合の方が著しくなるという結果を得ている⁶⁾。ここで最大塑性ひずみ範囲 $\epsilon_{pmax} (= \epsilon_{p1} + \epsilon_{p2})$ が単独で繰返されたとして、 ϵ_{pmax} に対する破断繰返し数 N を図 1.1.6 の中央値から求め、実際の一次波の繰返し数との比 n_1/N と $\epsilon_{p2} / \epsilon_{pmax}$ との関係を図示すると図 1.1.9 と図 1.1.10 に示すようになる。図中の○印は空気中、◇は海水中の結果で、それぞれの n_1/N の平均値を示し、直線でバラツキの範囲を示している。それぞれの $\epsilon_{p2} / \epsilon_{pmax} = 1.0$ における横軸上の切片は n_1/n_2 の値、 $1/540$ または $1/1080$ を採っている。図中に斜めに引いた直線が重畳波による寿命限少比を示すものである。今回行なった結果では $\epsilon_{p2} / \epsilon_{pmax} = 0.5$ の場合には岡崎の結果と同様な傾向を示しているが、 $\epsilon_{p2} / \epsilon_{pmax} = 0.25$ においてはむしろ逆の傾向となっている。

重畳ひずみ波形による破断寿命は線形被害側が成立すると仮定すれば、

$$\frac{n_2 - n_1}{N_2} + \frac{n_1}{N_1} = 1 \quad \dots \dots \dots (1.1.4)$$

として与えられる。ここで N_1 は二次波の塑性ひずみ ϵ_{p2} のみが繰返されたとしたときの両振り波形における破断繰返し数であり、 N_2 は ϵ_{pmax} のみ繰返されたとしたときの両振り波形における破断繰返し数である。ここで、 $n_1/n_2 = 1/540$ と $1/1080$ であるので、 $n_2 - n_1 \approx n_2$ と見なし得る。よつて上式は、

$$N_e = n_2 + \frac{N_2}{N_1} n_1 \quad \dots \dots \dots (1.1.5)$$

と書き改めることができる。ここで N_e は二次波のみ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ので、等価寿命とし、その値をそれぞれの重畳波における試験結果から求めて、表 1.1.4 中に示している。空気中と海水中と

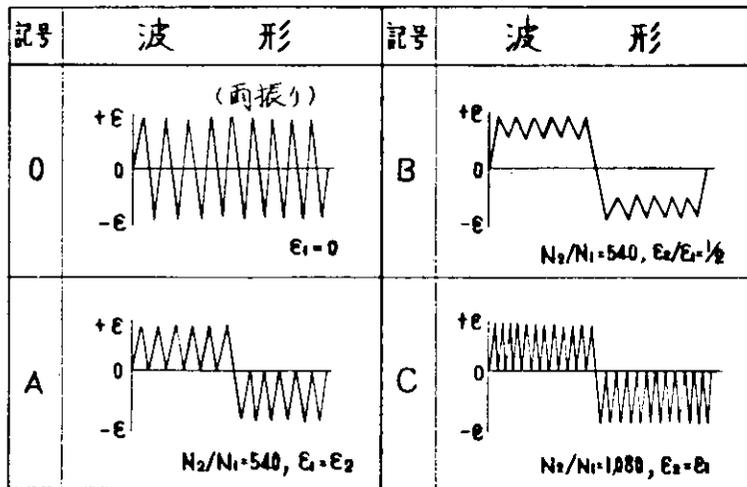


図 1.1.5 負荷ひずみ波形

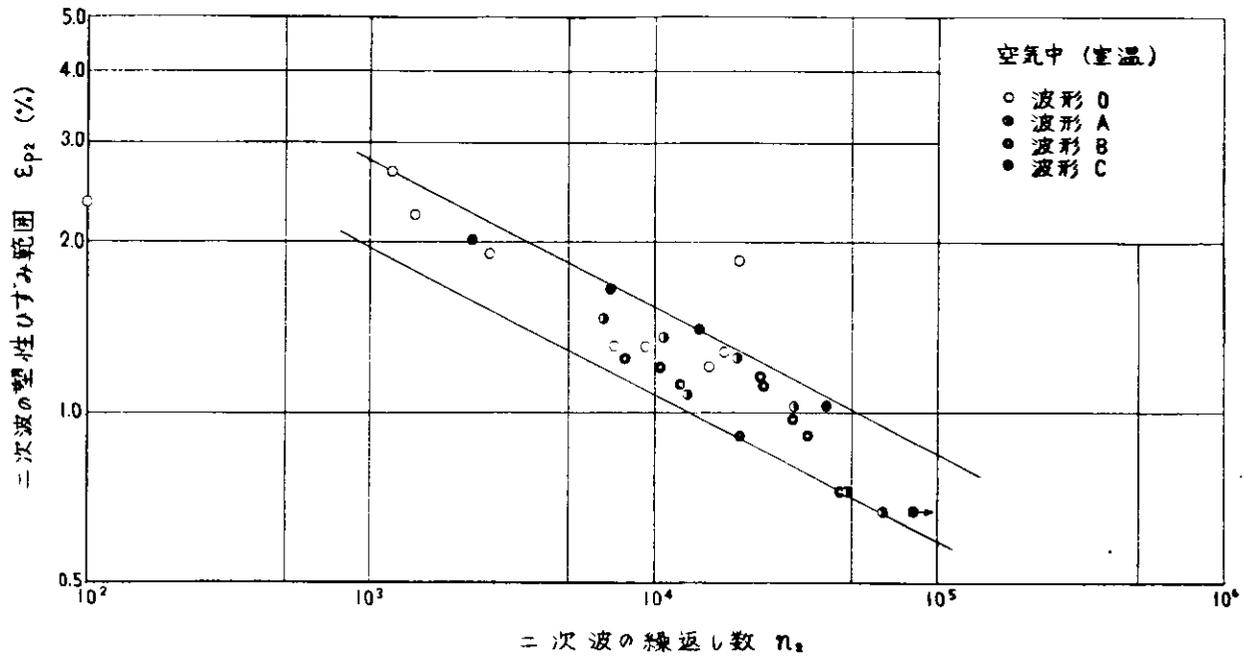


図 1.1.6 二次波の塑性ひずみ範囲と繰返し数との関係 (空气中)

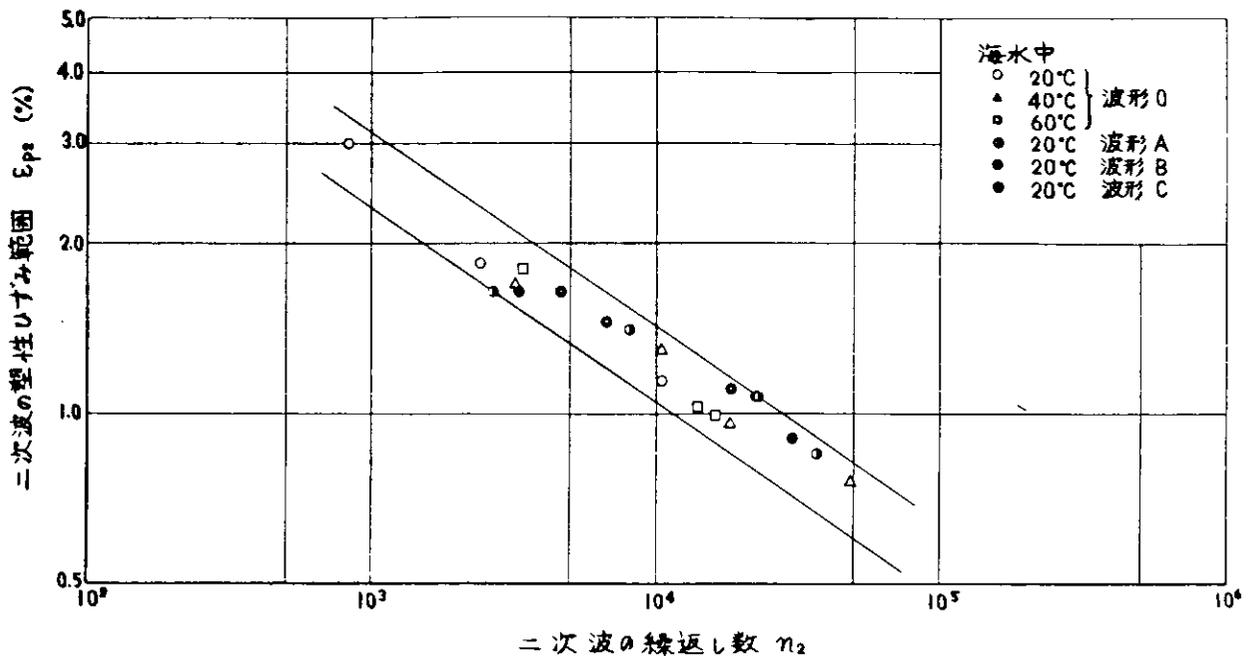


図 1.1.7 二次波の塑性ひずみ範囲と繰返し数との関係 (海水中)

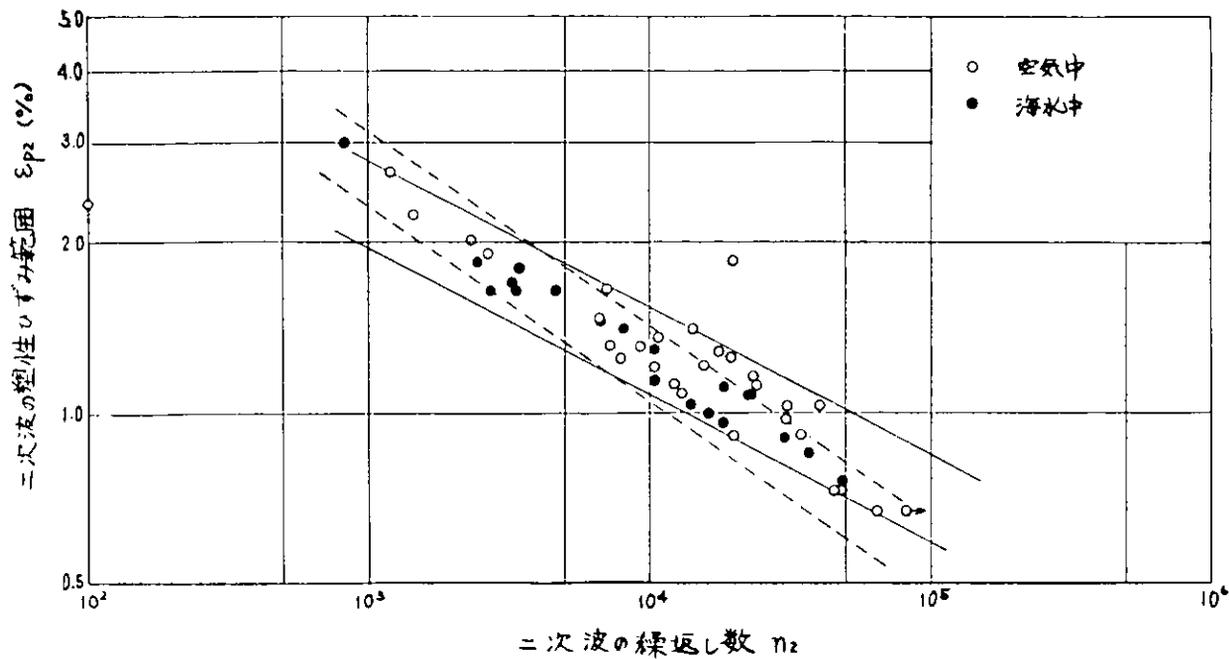


図 1.1.8 二次波の塑性ひずみ範囲と繰返し数との関係(海水中)

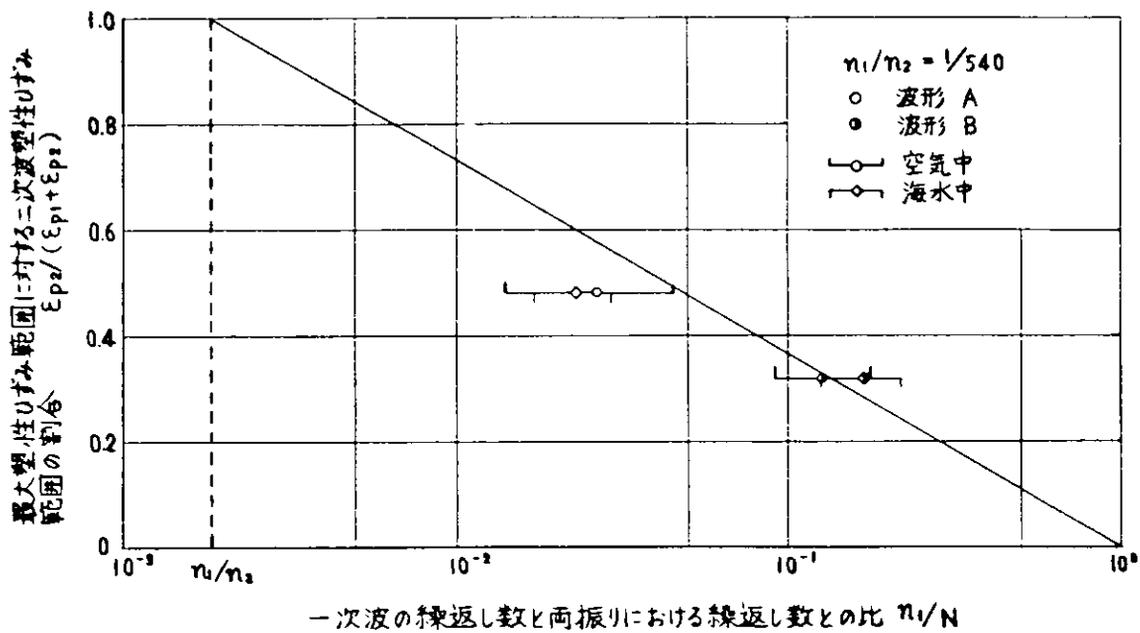


図 1.1.9 重畳波の疲労寿命比

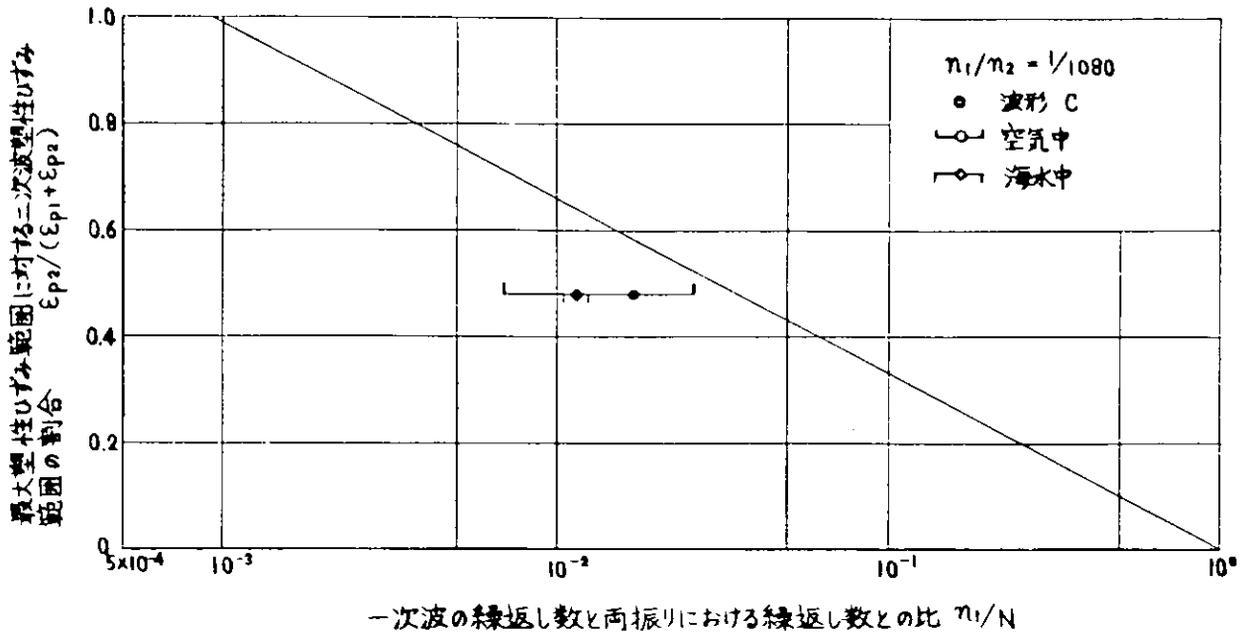


図 1. 1. 1. 0 重畳波の疲労寿命比

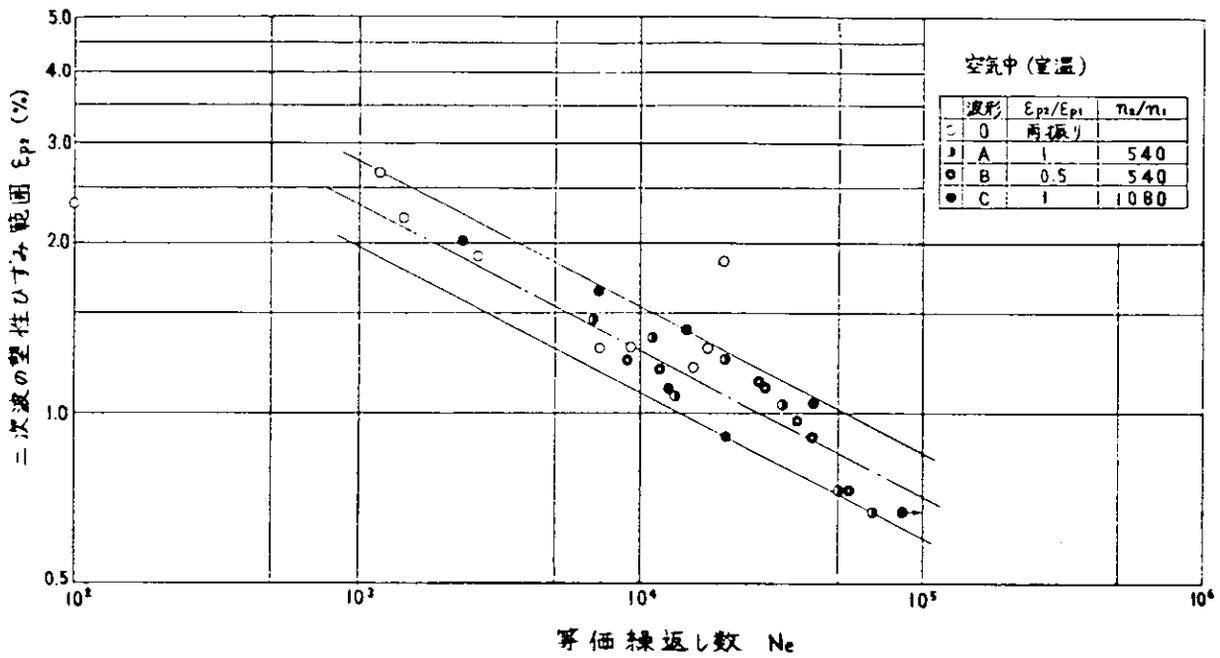


図 1. 1. 1. 1 重畳波形による $\epsilon_{p2} - N_e$ 線図 (空気中)

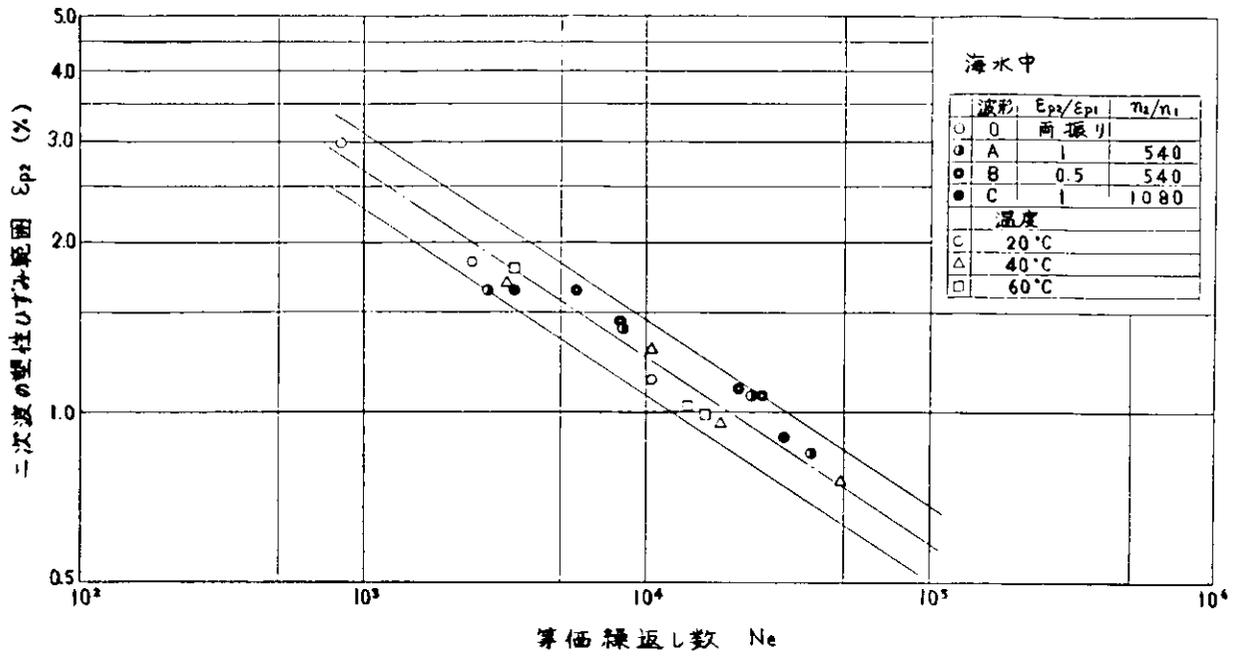


図 1.1.1.2 重畳波形による $\epsilon_{p2} - N_e$ 線図 (海水中)

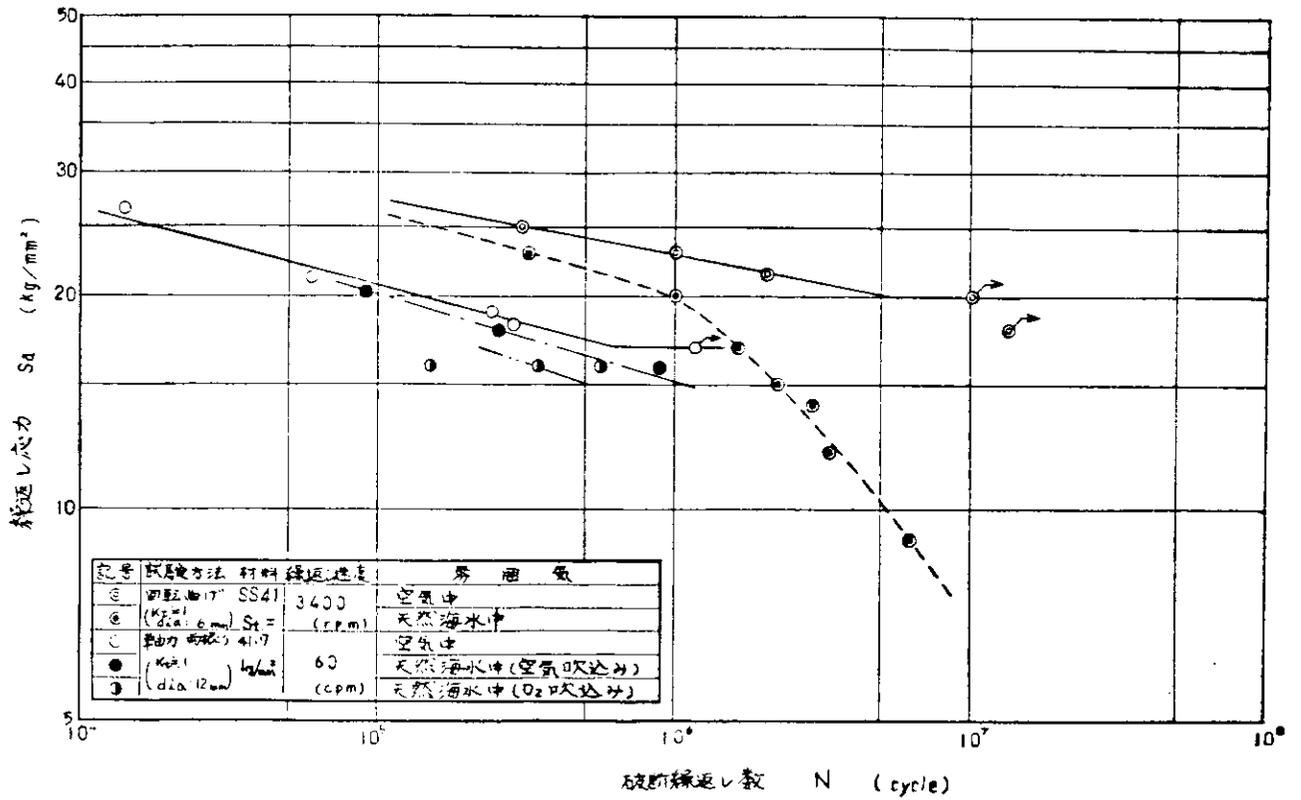


図 1.1.1.3 軟鋼の疲労強度 (母材、平滑丸棒試験片)

表 1.1.5 小型試験片の疲労試験結果 (荷重制御)

試験方法	No	応力 S_a	破断繰返し数 N	雰囲気
		(kg/mm^2)	(cycle)	
軸力 両振り 60cpm	1	48.9	1/4	室温空气中
	2	38.7	183	
	3	26.5	1.39×10^4	
	4	21.2	5.96×10^4	
	5	18.1	2.93×10^5	
	6	19.0	2.43×10^5	
	7	17.0	1.19×10^6 (over)	
	8	20.4	9.12×10^6	天然海水中 (空気吹込み)
	9	18.0	2.61×10^7	
	10	16.0	8.88×10^8	
	11	16.0	1.50×10^9	天然海水中 (O_2 吹込み)
	12	16.0	3.49×10^9	
	13	16.0	5.56×10^9	
回転曲り 3400 rpm	21	25.0	3.04×10^5	室温空气中
	22	23.0	9.98×10^5	
	23	21.5	2.07×10^6	
	24	20.0	1.01×10^7 (over)	
	25	18.0	1.36×10^7 (over)	
	26	23.0	3.30×10^8	
	27	20.0	1.00×10^9	
	28	17.0	1.67×10^9	
	29	15.0	2.28×10^9	
	30	14.0	2.96×10^9	
	31	12.0	3.38×10^9	
	32	9.0	6.00×10^9	

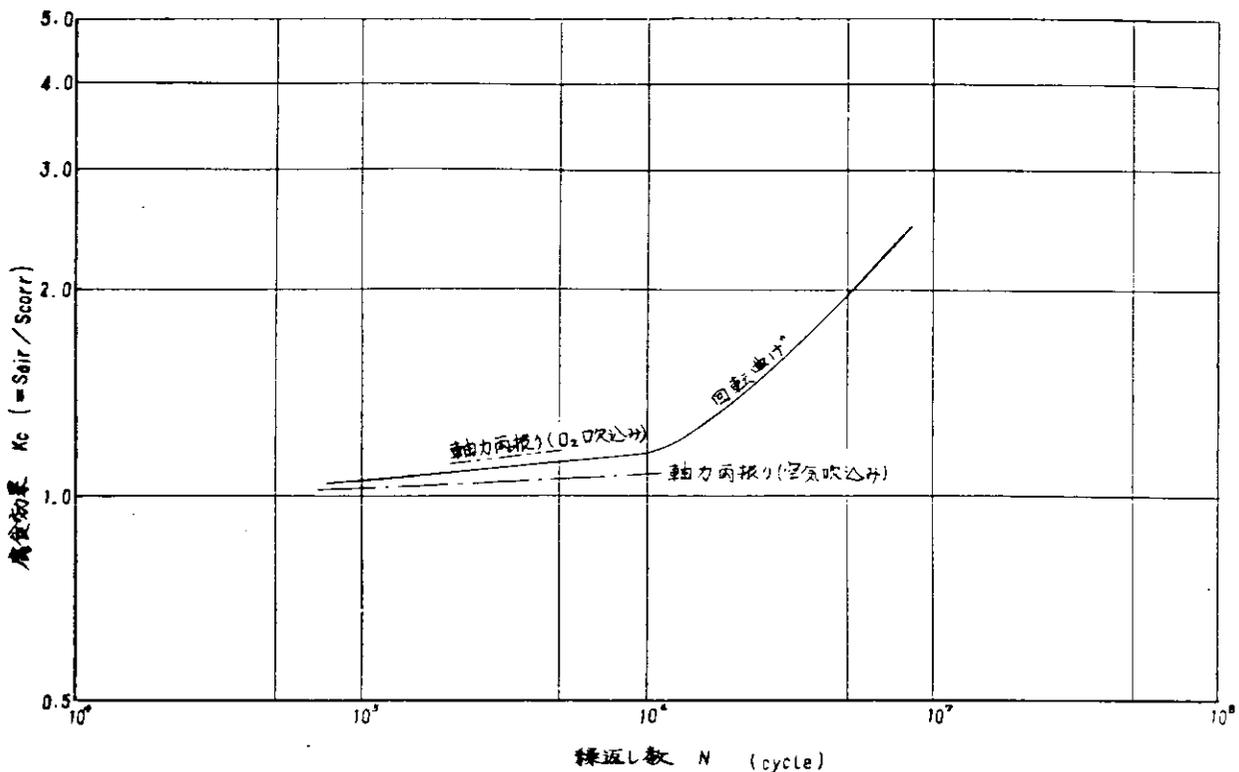


図 1.1.1.4 軟鋼試験片における腐食効果の試験法依存性

における二次波の塑性ひずみ範囲と N_e の関係を両振り波形による結果とともに図示するとそれぞれ図 1.1.1.1 と図 1.1.1.2 のようになる。ここでこれらの図と図 1.1.6 ならびに図 1.1.7 とそれぞれ比較したとき、ほとんど差は認められないように見えるが、 N_e/n_2 は波形によつて異なり、1.02 ~ 1.22 となつている。図 1.1.1.1 と図 1.1.1.2 におけるそれぞれの中央値に対する ϵ_p と N との関係を次式のように仮定すると、

$$\epsilon_p = C N_e^m \quad \dots\dots\dots (1.1.6)$$

空気中においては C は約 1.4、 m は約 0.26、また海水中においては C は約 2.7、 m は約 0.33 となり、海水中における場合の方が空気中における場合よりも勾配は急であり、 N_e が 6×10^3 サイクル近傍においてそれぞれの $\epsilon_p - N_e$ 曲線は交差する。繰返し数がこれより大きい領域においては海水による腐食の影響が見られて空気中におけるよりも疲れ強さが低くなり、繰返し数の増大とともに強度の低下率は大きくなる。

1.1.4 腐食疲労強度に及ぼす試験方法の影響試験の結果

本研究においては、表 1.1.5 に示すように海水中と空気中においてそれぞれ引張り圧縮両振り試験と回転曲げ試験を行なつた。軸力試験において、海水中に空気または酸素を吹き込んでその効果を比較した。また回転曲げ試験においては海水配管の一部に孔を設け、自動的に海水中に空気が捲き込まれるようにした。それぞれの試験による繰返し応力 S_a と破断繰返し数 N との関係を図示すると図 1.1.1.3 のようになる。軸力試験および回転曲げ試験のいずれにおいても、海水による腐食の効果は認められ、空気中疲労強度よりも低くなつている。しかし、腐食の効果は試験方法によつて異なる。一定繰返し数における空気中での疲労強度 S_{air} と海水中での疲労強度 S_{corr} との比を腐食効果 $k_c (= S_{air}/S_{corr})$ とし、 k_c と繰返し数 N との関係を示すと図 1.1.1.4 のようになる。腐食効果 k_c は海水中の酸素濃度に依存し、酸素吹込みの場合の方が大きくなる。

また、試験方法に対する依存性も認められ、 k_c は軸力試験よりも回転曲げ試験の方が大きくなつている。また回転曲げ試験においては k_c は繰返し数 N が 10^6 サイクルより大きくなると、 N の増大とともに急激に大きくなつている。

図 1.1.1.5 は腐食効果と破断時間の関係を示したもので、前述の変位制御低サイクル試験による結果も併せて示している。この図においては、腐食効果の試験方法に対する依存性は顕著に示され、軸力試験と比較すれば、回転曲げ試験では非常に短時間で腐食による効果が現われる。一方、軸力試験においては空気吹込みの変位制御試験と酸素吹込みの荷重制御試験とではほぼ同程度となり、空気吹込みの荷重制御試験よりも大きな腐食効果が得られている。このように試験方法に対して腐食効果が依存する要因としては、先ず試験片表面の流速の違いによる拡散層の厚さが異なることが考えられる。したがつて、同じ腐食方法であつても空気吹込みと酸素吹込みによる液中の酸素濃度の差違が、腐食効果に大きく影響を及ぼしていると考えられる。また、軸力試験において、変位制御試験と荷重制御試験における腐食効果の違いは、試験片表面に生成された酸化被膜が、保護被膜としての効果を有するとき、試験片表面におけるひずみが大きい場合には酸化被膜が破られ、保護効果が減少するためであると考えられる。しかし、このような腐食効果に及ぼす要因は、未だ明確ではなく、今後の検討を必要とする。

1.1.5 結 論

一般船体構造用軟鋼 (SS41) の変位制御重複波形による低サイクル腐食疲労試験と、荷重制御両振り腐食疲労試験の結果から、次のように結論できる。

- 1) 変位制御低サイクル試験において、海水による腐食の効果は、等価寿命 N_e が約 6×10^3 サイクルよりも大きい領域において現われ、 N_e が 10^5 サイクルでは空気中の場合に比べて約 20% 疲労強度が低くなる。
- 2) 腐食効果は試験方法に大きく依存し、回転曲げ試験の方が軸力試験よりも大きな腐食効果を与える。また軸力試験においては、変位制御試験 (空気吹込み)、酸素吹込みによる荷重制御試験、空気吹込みによる荷重制御試験の順に腐食効果は小さくなる。
- 3) 回転曲げ試験においては、繰返し数 N が 10^6 サイクルまたは時間 t が 3×10^2 min 以上になると腐食効果は N

または σ の増大にもなつて急激に大きくなる。

しかし、軸力試験において腐食効果の急増は 10^3 min までは起つていない。

4) 変位制御低サイクルにおいて、重畳波による疲労寿命は二次波の繰返し数がほとんどその寿命となつている。

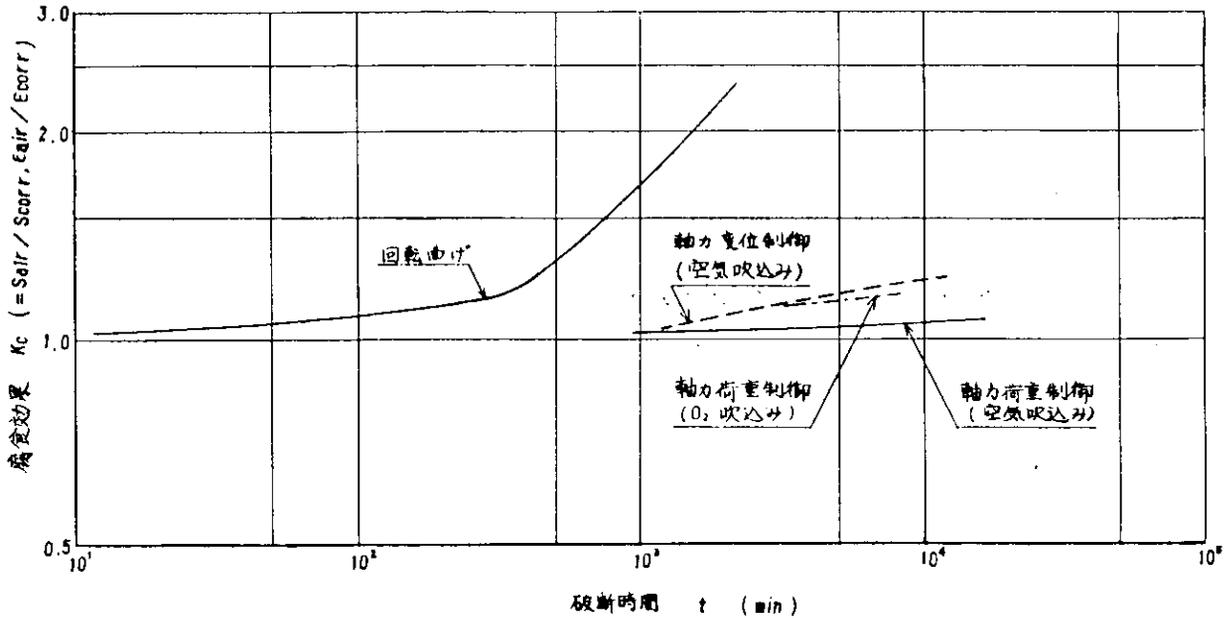


図 1.1.15 腐食効果の時間依存性

1.2 構造模型による腐食疲労試験

大型構造物での腐食疲労強度を把握するため、47年度においては表 1.2.1 に示すように、実船局部（スロット部）構造模型 5 体と、疲労き裂伝ば模型 3 体の疲労試験を行なつた。

これらの試験によつて、大型模型供試体の疲労強度は海水により著しく影響を受け、海水中での疲労寿命が空気中における場合よりもかなり短くなることが明らかとなつたが、以下にその試験結果を述べる。

表 1.2.1 大型模型試験一覧表

供試体 No.	荷 重 (Ton)		繰返し速度 (cpm)	雰囲気	Temp. (C)	備 考		
	MAX.	MIN.						
M-1	50	2	10	空気中	RT		ステイフナー (溶金)	ウェブプレート
						Nc	1.6×10^4	5.5×10^4
						Nf	5.4×10^4	—
M-2	静的				RT	応力分布測定		
M-3	50	5	10	海水中	25~26		ステイフナー (溶金)	ウェブプレート
						Nc	3×10^2	7×10^2
						Nf	7×10^2	—
M-4	25	5	10	海水中	25~26		ステイフナー (母材)	ウェブプレート
						Nc	2×10^4	7.6×10^4
						Nf	5.2×10^4	1.13×10^4
M-5	静的				RT	応力分布測定		
FC-1	60	2	10	海水中	14	き裂停留		
FC-2	50	5	10	海水中	14	今回報告		
FC-3	50	5	20	空気中	RT	今回報告		

1.2.1 試験方法

この試験において用いた試験機は、三菱重工(株)製の大型腐食疲労試験機で、その外観を写真1.2.1と1.2.2に示す。主な性能は、次に示すとおりである。最大荷重容量は引張り側50 Ton、圧縮側100 Tonで、一次波(台形波)の上に二次波(三角波、矩形波、台形波、正弦波)を重ねた波形、あるいはそれぞれの単独の波形により、両振りまたは部分片振りの試験が可能である。一次波の繰返し速度は1 cycle/hr ~ 1 cycle/day、二次波の繰返し速度は最大20 cpm(荷重50 Ton)である。また、荷重制御の他に最大50 mmもしくは150 mmの変位制御が可能である。

以上の性能の他に、本試験機の最大の特徴は、試験機の中央部に加振機を設けた点である。このため、試験機下部のテーブルの面積を大きくすることができ、大型モデルの試験が容易となつた。腐食槽(L: 3.5 m、B: 1.5 m、H: 1 m、容量: 5 Ton)は、このテーブルの上に設置され、ポンプにより採取した天然海水を最大流量60 l/minで循環することが可能である。供試体はこの腐食槽内に設置して試験するが、その状況の一例を写真1.2.3に示す。

1.2.2 供試体および材料

供試体の形状を、疲労き裂伝ば模型については図1.2.1、スロット部模型については図1.2.2に示す。供試体の材料は、一般船体構造用軟鋼SS41である。その機械的性質と化学成分を表1.2.2と表1.2.3に示す。板厚2.5 mmは疲労き裂伝ば試験に、板厚9 mmはスロット部模型にそれぞれ用いた。

1.2.3 試験結果および考察

1) 疲労き裂伝ば挙動に及ぼす海水の影響

一般に疲労き裂の伝ば速度 dl/dN と応力拡大係数の範囲 ΔK との間には、

$$dl/dN = C (\Delta K)^m \dots\dots\dots (1.2.1)$$

の関係が成立するが、材料常数 C 、 m は材質の他に、材料の機械的性質、荷重、荷重波形、寸法(板厚)、腐食雰囲気等に依存することが良く知られている。ここでは、板厚は、船殻における最も厚い寸法に属する2.5 mmを選択した。この試験における供試体の寸法、形状は図1.2.1に示すとおりであり、負荷荷重は四点曲げ、部分片振り荷重とした。今回の試験において、FC-1モデルにおいては、疲労き裂が数mm伸びた後ほとんど停留してしまつたので、試験を中止した。よつてFC-2(海水中)およびFC-3(空气中)による試験結果について述べる。

FC-2による結果: 中心線上の下縁側に長さ10.3 mm、巾0.2 mmの初期切欠きを設けた後、温度12°C~15°C(平均14°C)の天然海水中において、最大50 Ton、最小5 Ton(応力比 $R=0.1$)、繰返し速度10 cpmの部分片振り荷重を負荷した。荷重繰返し数 N とき裂長さ l の関係を、FC-3(空气中)による結果とともに図1.2.3に示す。負荷開始後 $N=1.6 \times 10^4$ サイクル近傍において疲労き裂の発生が認められ、き裂長さは10.5 mm($dl=0.2$ mm)となつた。その後 N が 4.5×10^4 サイクル程度までは疲労き裂の伝ば速度は非常に遅い。しかし、 N が 5.42×10^4 サイクル程度においては疲労き裂は2.15 mm程度まで大きくなつており、この間の疲労き裂の伝ば挙動を把握することが出来なかつた。海水中における疲労き裂伝ばの初期段階におけるこのような挙動は後述のスロット模型においても見られ、スロット部模型の海水中におけるステイフナーやウェブプレートの疲労き裂長さは、発生前の最終観測時から、その次の観測時の間(2,000~3,000サイクル)に数mm~10 mmに進展しており、初期に特異な現象が存在する可能性がある。しかし、この現象が観測されたのは、今回の1例のみであり、今後の確認を要する。初期段階を経た後では疲労き裂長さ l は繰返し数 N の増大とともに大きくなり、またその速度 dl/dN は N の増大とともに次第に大きくなる傾向を示した。

この供試体においては、疲労き裂が8.28 mmに成長した後、応力比 R を0.8(最大荷重50 Ton、最小荷重40 Ton)に変えた。応力比の変更後においては、疲労き裂の伝ば速度は次第に遅くなり、最終的には $1 \sim 2 \times 10^{-5}$ mm/cycle 程度となつた。

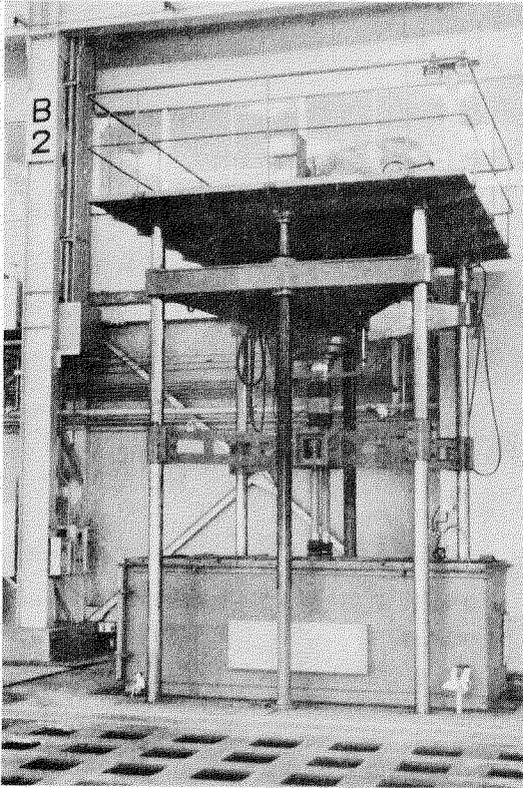


写真 1.2.1 大型腐食疲労試験機外観

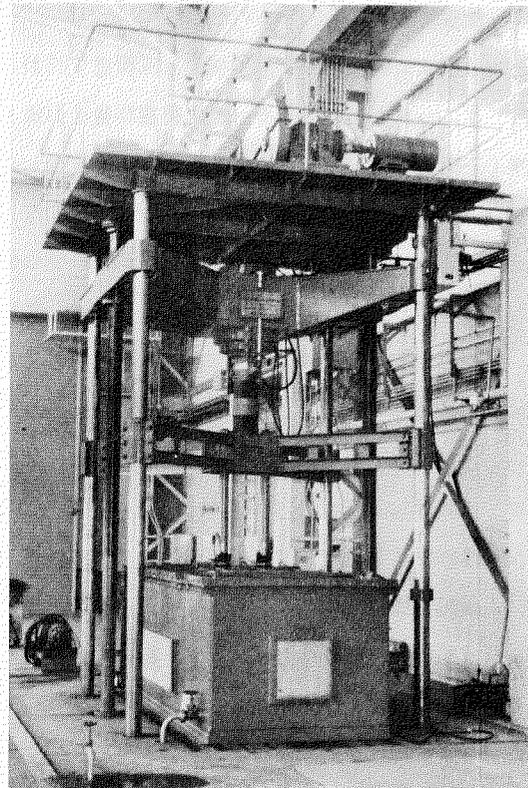


写真 1.2.2 大型腐食疲労試験機外観

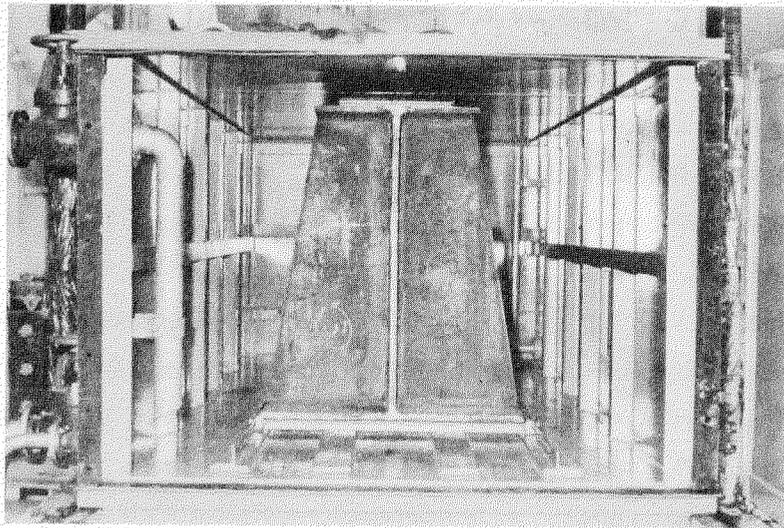


写真 1.2.3 腐食槽と供試模型

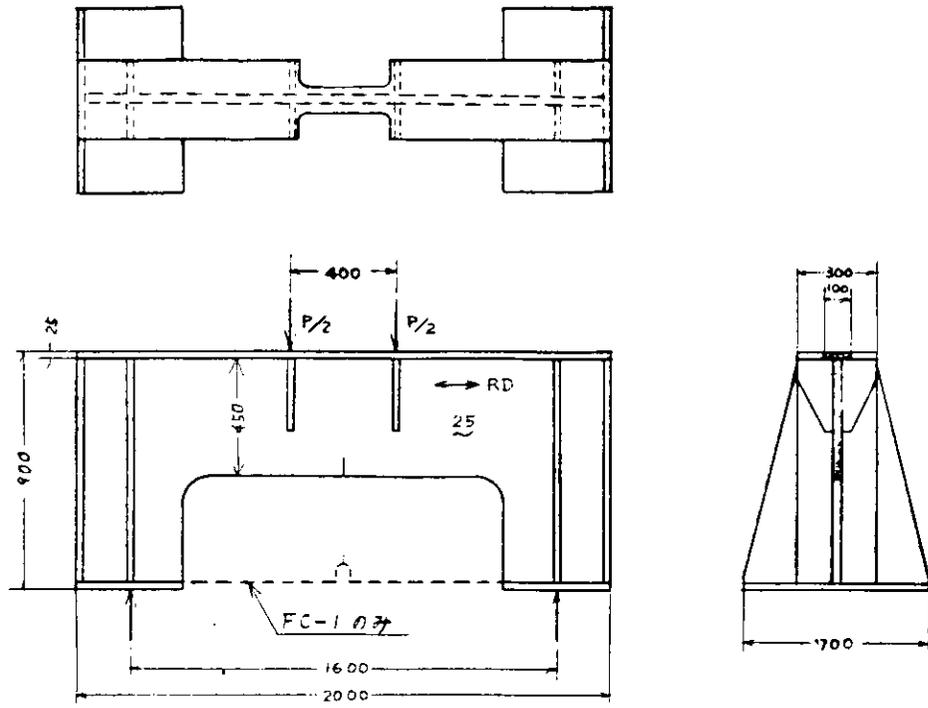
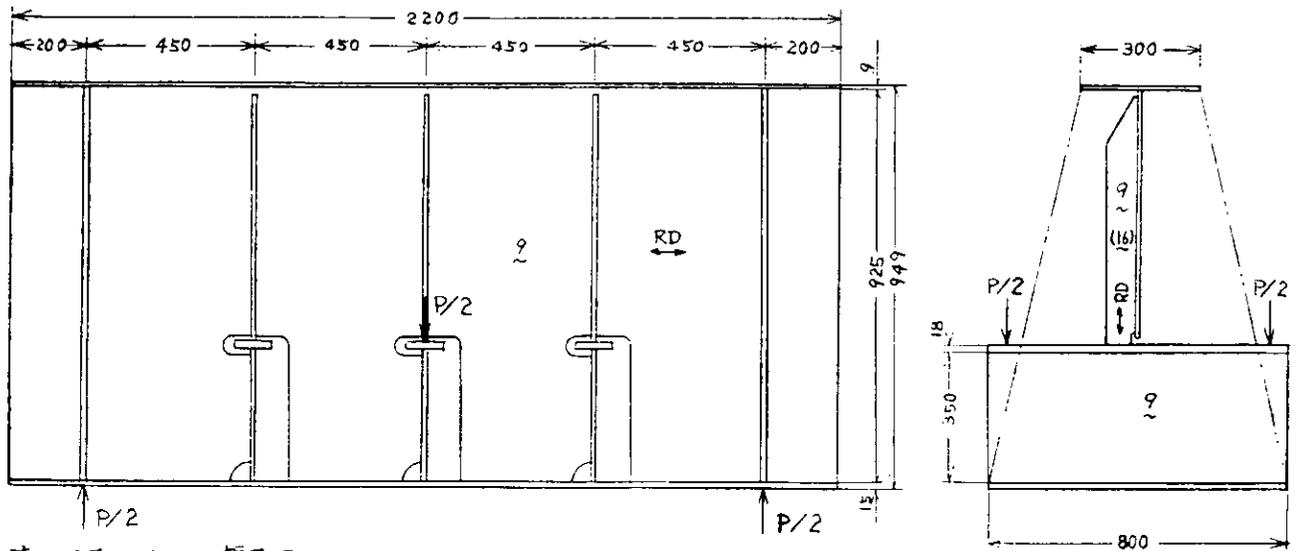


図 1.2.1 疲労き裂伝ば試験用模型の形状



注：スライファナーの板厚は
 M-1とM-2模型：16mm
 M-3～M-5模型：9mm

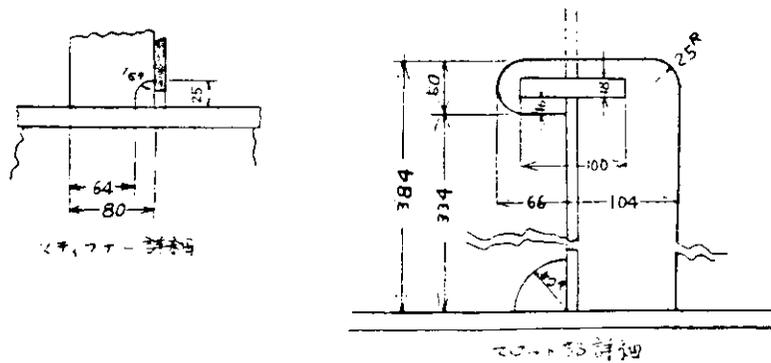


図 1.2.2 スロット模型の形状

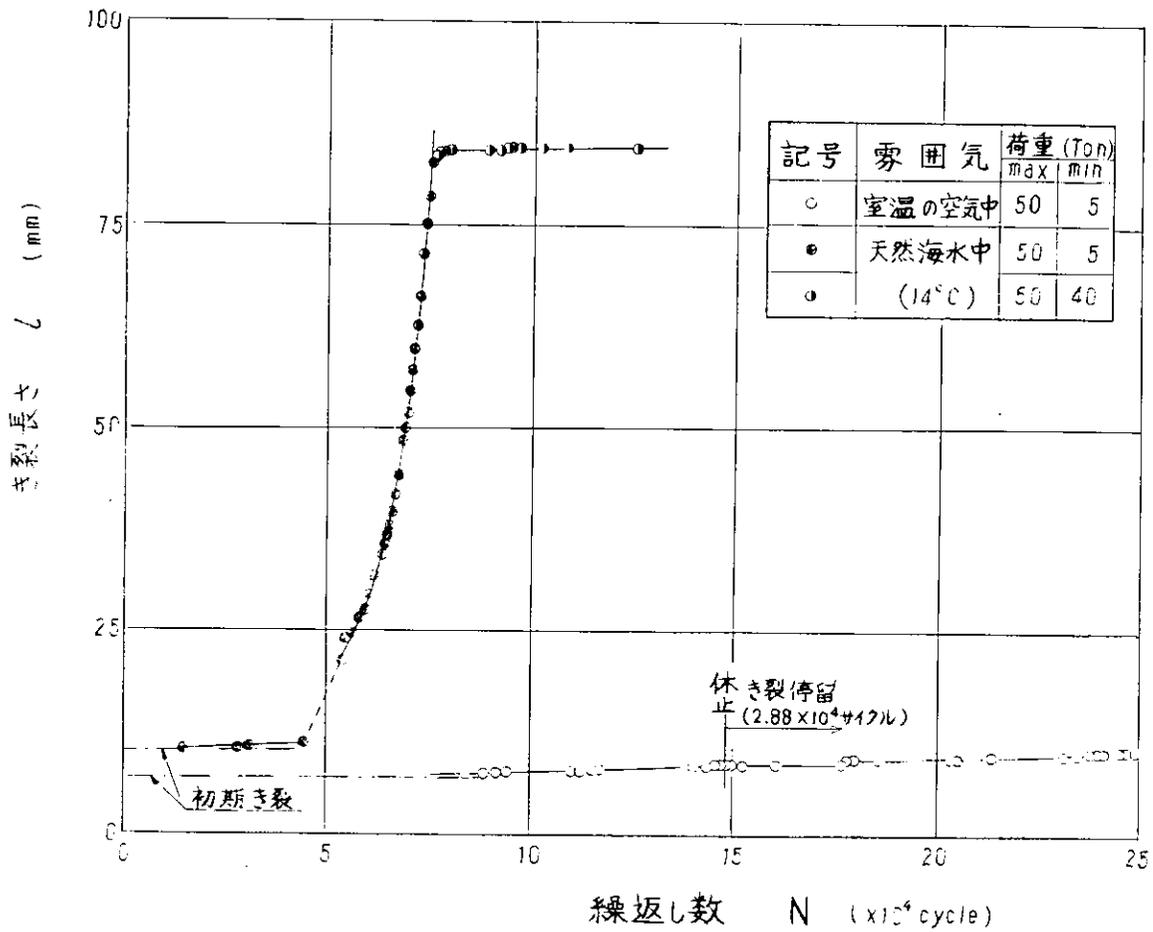


図 1.2.3 FC-2, FC-3 供試模型におけるき裂長さ と 荷重繰返し数 と の 関 係

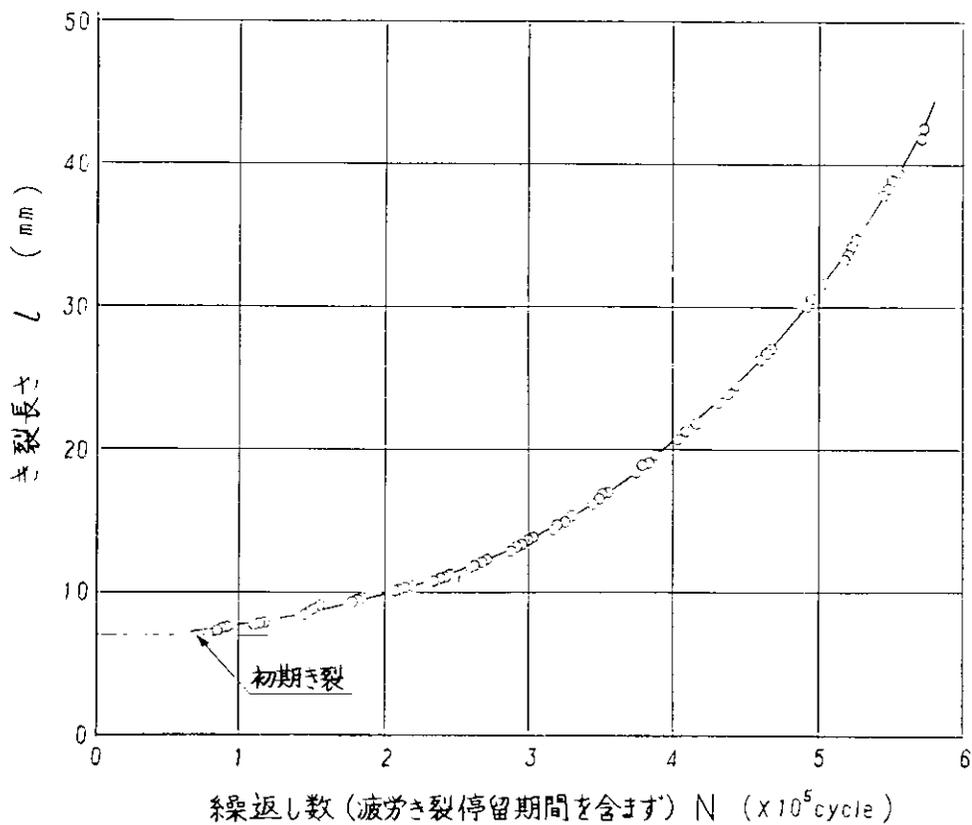


図 1.2.4 FC-3 模型におけるき裂長さ と 荷重繰返し数 と の 関 係 (室 温 の 大 気 中)

この試験における疲労き裂長さの測定に際しては最小目盛 0.2 mm のスケールを疲労き裂の近くに置きルーペで測長する方法およびデバイダで測長する方法を用いた。き裂の測定時には、海水を排出し、負荷状態のまま測定したが、表面は酸化物で覆われき裂を観測できないので、止むなく脱脂綿で酸化物を除去し観測した。また、観測時に鋼材表面の水分を除去した後、疲労き裂の上にリトマス紙を当て、き裂内部に存在する海水の PH を測定した。この結果、き裂の内部に有った海水の PH は 4.8 以下であつた。また、鋼材表面の海水の PH は、疲労き裂の近傍においても、新鮮な海水と大差なく、PH は 7.8 ~ 8.0 であつた。Barsom は中性 3% 食塩水中における 12 Ni - 5 Cr - 3 Mo 鋼の疲労き裂伝ば試験を行ない、疲労き裂内の水を凍結し取り出した後に測定し PH が 3 に低下することを示している。⁷⁾ このように鉄鋼材の疲労き裂内部では PH が著しく低下しており、これが海水中での疲労き裂伝ば速度増加に大きな効果をもたらしているものと考えられる。

FC - 3 (空気中) による試験結果：海水中における疲労き裂伝ばの初期における不連続性が、試験方法によるものか、雰囲気によるものかを明らかにするため、初期切欠き長さを FC - 2 より短かく、7 mm とした。荷重は FC - 2 と同様に最大 50 Ton、最小 5 Ton の部分片振りとし、繰返し速度を 20 cpm とした。疲労き裂は N が約 8.45×10^4 サイクル程度において認められ、7.4 mm 程度に成長していた。それ以後荷重の繰返し数とともに疲労き裂は次第に成長した。N が 1.48×10^5 サイクルにおいて、停電のため約 1.5 日間試験を休止した。休止後 N が 1.77×10^5 サイクルになるまで (その間の繰返し数は 2.88×10^4 サイクル) 疲労き裂は停滞き裂となつた。

ここで、休止後の繰返し数から疲労き裂停滞期間の繰返し数を差引いてき裂長さ ℓ と繰返し数 N の関係を示すと図 1.2.4 のようになる。空気中における疲労き裂の伝ば挙動において、海水中において見られる不連続性は認められなく、またその伝ば速度は海水中における場合よりも遅いことが明らかである。FC - 2 模型の試験前後の外観ならびに疲労き裂の写真を写真 1.2.4 ~ 1.2.6 に示す。

供試模型における応力拡大係数とき裂伝ば速度との関係：FC - 2、FC - 3 模型はともに同じ形状で、その断面形状は T 字型となつている。したがつて、疲労き裂先端における応力拡大係数は、以下の方法により求めた。いま、この模型の疲労き裂先端から中立軸までの距離を $(e - \ell)$ としたとき、同じ板厚 t を有し板巾 H が $(2e - \ell)$ の平板を考える。この平板においても疲労き裂の長さは ℓ であるとする。この平板に面内曲げモーメント M_P が作用したとき、供試模型における中立軸から疲労き裂先端までの範囲における応力分布と合同の応力分布が得られるとする。供試模型と平板とにおけるそれぞれの慣性モーメントを I_T および I_P とし、模型に作用するモーメントを M_T とすると、

$$M_P = \frac{I_P}{I_T} M_T \quad \dots \quad (1.2.2)$$

の関係が得られる。全巾を H 、き裂長さを ℓ 、板厚を t 、モーメントを M としたとき、矩形板の面内曲げ荷重による応力拡大係数 K は、⁸⁾

$$K = M \frac{6Y\sqrt{\ell}}{tH^2} \quad \dots \quad (1.2.3)$$

により与えられる。ここで Y は板巾 H とき裂長さ ℓ とによる補正係数であり、例えば次式のように与えられる。

$$Y = 1.99 - 2.47 \frac{\ell}{H} + 12.97 \left(\frac{\ell}{H}\right)^2 - 23.17 \left(\frac{\ell}{H}\right)^3 + 24.8 \left(\frac{\ell}{H}\right)^4 \quad \dots \quad (1.2.4)$$

ここで、式 (1.2.3) と式 (1.2.4) とから、応力拡大係数 K は、

$$K = \frac{I_P}{I_T} M_T \cdot \frac{6Y\sqrt{\ell}}{tH^2} \quad \dots \quad (1.2.5)$$

$$H = 2e - \ell \quad \dots \quad (1.2.6)$$

として与えられる。式 (1.2.4) ~ 式 (1.2.6) を用いて、今回供試した模型における応力拡大係数の範囲 ΔK と

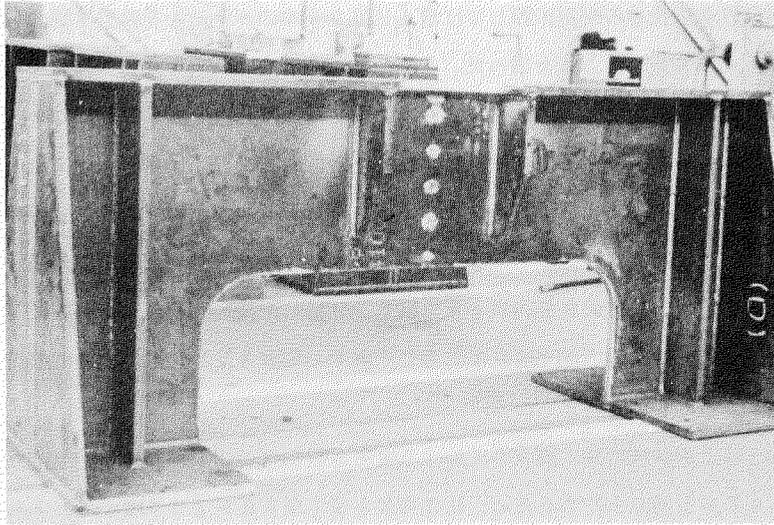


写真 1.2.4 F.C.-2 模型 (試験前)

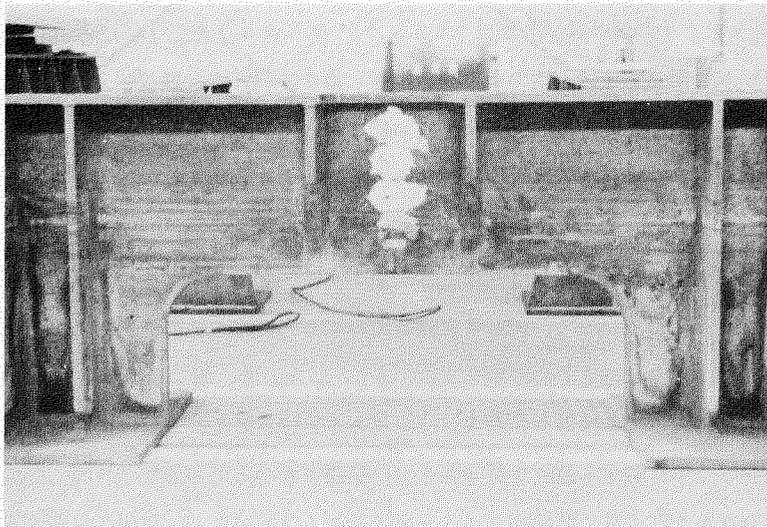


写真 1.2.5 F.C.-2 模型 (海水中にての試験後)

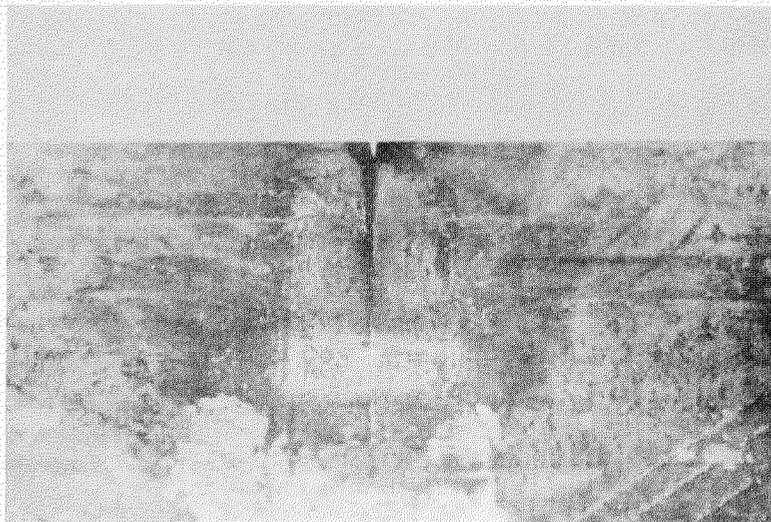


写真 1.2.6 疲労き裂の伝ば部

裂長さ l との関係を荷重範囲45Tonの場合について求めると、図1.2.5中に実線で示した ΔK_{mod} のようになる。比較のために、き裂が無い場合の荷重振巾45Tonにおける模型下縁の応力範囲を $\Delta\sigma$ とし、

$$\Delta K = \Delta\sigma \sqrt{\pi l} \dots\dots\dots (1.2.7)$$

として求めたときの ΔK と l との関係を図中に破線で示しておく。

応力拡大係数の範囲とき裂伝ば速度との関係：図1.2.6に、海水中と空気中における応力拡大係数の範囲とき裂伝ば速度との関係を示す。ここで、 ΔK は図1.2.4中実線で示した値を用いていた。海水中における疲労き裂の伝ば挙動については、人工切欠きから極く僅かに疲労き裂が伸びたような初期において、空気中の場合とほぼ同じ程度のき裂伝ば速度となつているが、その後は、空気中における場合よりもかなり大きな速度となり、その比は約8倍となつている。また、海水中における疲労き裂の伝ば速度と応力拡大係数との関係は式(1.2.1)によつて示すことが出来なく、 ΔK が $150 \text{ Kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}$ 以上になると、 ΔK と $d\ell/dN$ との関係は図において上にそるような、つまり、指数 m が次第に減少するような傾向を示す。これは、き裂の伝ば速度が大きくなるにつれて、海水の腐食効果が次第に低下するものであると考えられる。

船体構造用鋼の疲労き裂伝ば速度に及ぼす海水雰囲気の影響に関しては未だほとんど明らかにされておらず、実用面を考えたときには、今後材料、溶接継手、環境、荷重波形、荷重繰返し速度等に対する依存性を明らかにする必要がある。

2) 実船局部構造の疲労試験

本年度においては、実船比約 $1/5$ 縮尺のスロット部構造模型を5体供試した。模型の形状は図1.2.2に示すが、ステイフナーの板厚はM-1とM-2模型では16mm、M3~M-5模型では9mmとした。それ以外の主要寸法は同じである。表1.2.2および表1.2.3に示したような化学成分および機械的性質を有する一般船体構造用鋼(SS41)を用いて、手溶接により模型を製作した後、供試した。用いた試験機は疲労き裂伝ば試験において使用した試験機と同一のものである。負荷方法は図1.2.2に示すように、中央ロンジ材のウェーブプレートの上面両側を着力点とし、三点曲げ部分片振り荷重とした。

表 1.2.2 供試材の化学成分

材 料	板 厚 (mm)	化 学 成 分 (%)						用 途
		C	Si	Mn	P	S	Mn/C	
SS41	9	0.18	0.05	0.74	0.012	0.021	—	スロット部模型試験
	25	0.16	0.02	1.22	0.012	0.018	7.6	き裂伝ば試験

表 1.2.3 供試材の機械的性質

材 料	板 厚 (mm)	機 械 的 性 質					用 途
		降伏応力	引張強さ	真破断応力	伸 び	絞 り	
		(Kg/mm ²)			(%)		
SS41	9	29.8	44.5	99.4	44.4	68.4	ステイフナー
	9	31.2	42.6	91.7	42.8	66.4	ウェーブプレート
	25	25.4	43.8	—	33.5	—	き裂伝ば試験

構造模型における静荷重下でのひずみ分布：それぞれの供試模型において、ひずみ分布を計測した。その結果を図1.2.7~図1.2.11に示す。図1.2.7は模型中央スロット孔表面の接線方向ひずみの分布を示したものである。M-1模型は通常のゲージを用いたため、降伏領域でのひずみが計測できなかつた。したがつて、それから後の模型につ

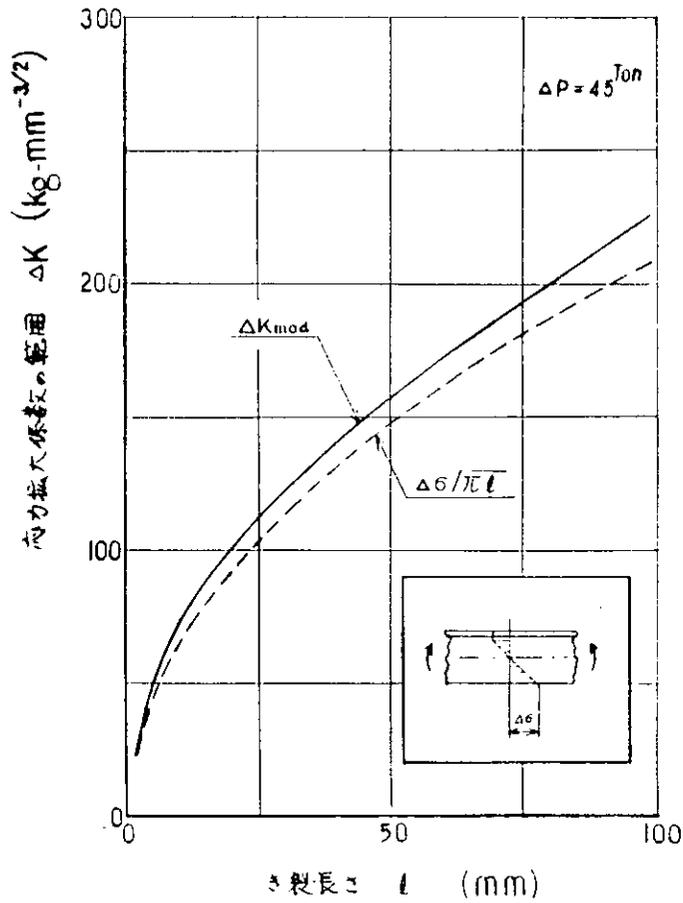


図 1.2.5 き裂伝ば供試体におけるき裂長さおよび応力拡大係数の範囲との関係

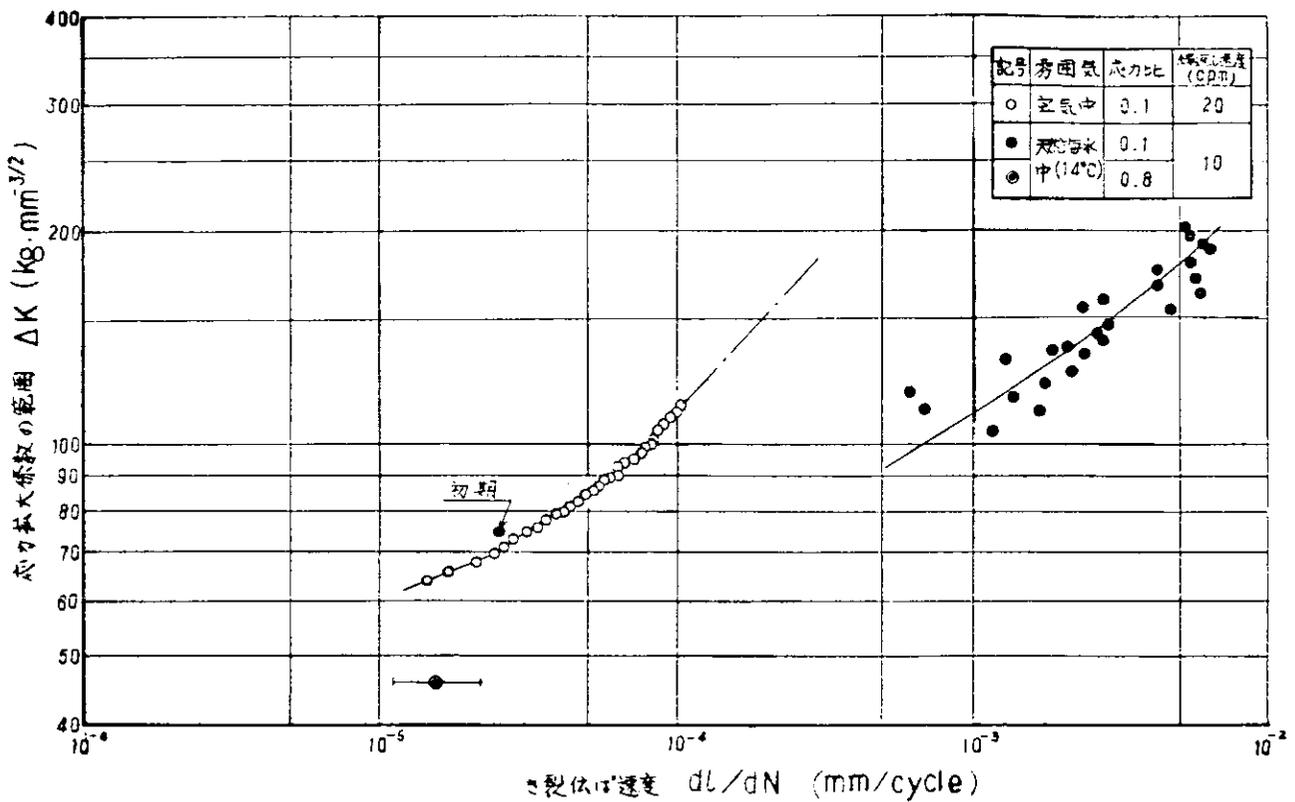


図 1.2.6 き裂伝ば速度と応力拡大係数の範囲との関係

いては塑性ゲージを用いた。この部分でのひずみ分布はステイフナーの板厚によつて著しく影響を受け、ステイフナーの板厚が厚い場合の方が、ひずみの最大値が減少する。しかし、水平方向から下側約 35° の方向にひずみの最大の点があることは両者ともほぼ同様である。ウェブプレートとの 35° 方向におけるスロット孔縁からの距離と接線方向ひずみの関係を図 1.2.8 に、またスロット孔縁からの水平方向の距離と垂直方向ひずみの関係を図 1.2.9 に示す。これらの図からも明らかなように、スロット孔縁から離れるにしたがつて、ひずみは急激に減少し、孔縁から 75 mm 程度になるとほぼ一様な値となる。また、ステイフナーの板厚は、スロット孔回りのひずみ分布にも大きな影響を及ぼし、ステイフナーの板厚が厚い場合では、その板厚の小さい場合に比べてスロット孔縁から $150\sim 200\text{ mm}$ 離れた場所においても、ひずみは小さくなる傾向にある。中央ステイフナーのひずみ分布を図 1.2.10 と図 1.2.11 に示す。ゲージの接着位置は、溶接肉より約 2 mm 上である。図 1.2.10 は M-2 模型 ($P=50\text{ Ton}$) による結果であるが、塑性領域はウェブプレートに近い場所のみである。一方、図 1.2.11 に示した M-4 と M-5 模型においては、荷重は 25 Ton であるが、ステイフナーはほとんど全領域に亘つて塑性変形を生じている。M-4 と M-5 模型において、最大荷重時のひずみ ϵ_{\max} と除荷後の残留ひずみ ϵ_r の差が弾性ひずみであると考え、疲労試験の荷重範囲 ($P_{\max}=50\text{ Ton}$ 、 $P_{\min}=5\text{ Ton}$) における応力範囲を求めると図 1.2.11 (右) に示すようになる。この図から M-4 模型の疲労試験開始直後のステイフナーのウェブプレート側端部における応力範囲は約 34 kg/mm^2 であったと考えられる。

構造模型の疲労試験：全 5 体の模型のうち、M-1、M-3 および M-5 の各模型について疲労試験を行なつた。試験条件および中央のステイフナーならびにスロット部ウェブプレートにおける疲労き裂発生寿命 N_c と破断寿命 N_f は表 1.2.1 に示すとおりである。M-1 模型の試験後における状況を写真 1.2.7～写真 1.2.10 に示す。また海水中において試験を行なつた M-4 模型については試験前後の外観を写真 1.2.11 と 1.2.12 に、ステイフナーとウェブプレートの破面を写真 1.2.13 と 1.2.14 に示す。これらの模型において、疲労き裂は先ずステイフナーのウェブプレート側において発生し、外側に向かつて伝ばした。ステイフナーの破断後、ウェブプレートとボトムプレートの接合部のスロット孔側とスロット部ウェブプレートに疲労き裂が発生し、伝ばした。しかし、ボトム部の疲労き裂はほとんど停留して、あまり進展しなかつた。

ステイフナーとスロット部の疲労寿命 N と荷重振幅 P_a との関係を図 1.2.12 および図 1.2.13 に示す。比較のため、SR 120 研究による結果も示した。M-1 および M-3 模型においては、ステイフナーの溶接に疲労き裂が発生し破断した。また、この 2 体はウェブプレートに発生した疲労き裂がある程度進展すると、模型がかなり変形したため試験を中止した。M-1 模型と M-3 模型ではかなり寿命に差があるが、これは海水の影響よりもステイフナーの厚さに起因するものと考えられる。

M-4 模型のステイフナーにおける疲労き裂は、隅肉趾端部より少し離れた HAZ 部を進展した。疲労き裂長さ l と荷重の繰返し数 N との関係を図 1.2.14 に示し、また、疲労き裂長さとき裂伝ば速度の関係を図 1.2.15 に示す。き裂の長さは $2,000\sim 3,000$ サイクル毎に、荷重を負荷したままで、海水を排出し、ルーペとデバイダによつて測定した。また、表面に生じた錆は脱脂綿でぬぐい去つた。ステイフナーにおけるき裂の発生寿命は、正確に求めることができず、き裂発生後の最初の観測時にはすでに 13 mm まで成長していた。図 1.2.15 に示すように、疲労き裂の伝ば速度はき裂の長さが大きくなるにつれて次第に遅くなり、き裂長さが 40 mm 程度となつた時に極小値を示し、その後は次第に早くなつていく。これは、ステイフナーに疲労き裂が発生すると、模型全体において応力の再配分が生じ、次第にステイフナーの荷重が少なくなることと疲労き裂がある程度大きくなると、応力拡大係数の範囲 ΔK が大きくなるためにこのような傾向を示すものと考えられる。このような応力の再配分を把握するため M-4 模型では各部の応力範囲と繰返し数との関係を測定したが、電気配線に及ぼす海水の影響のため、信頼できる測定値が得られなかつた。M-4 模型のスロット孔から発生したウェブプレートにおける疲労き裂長さとき裂伝ば速度との関係および疲労き裂長さとき裂伝ば速度の関係をそれぞれ図 1.2.16 と図 1.2.17 に示す。ウェブプレートにおける疲労き裂は

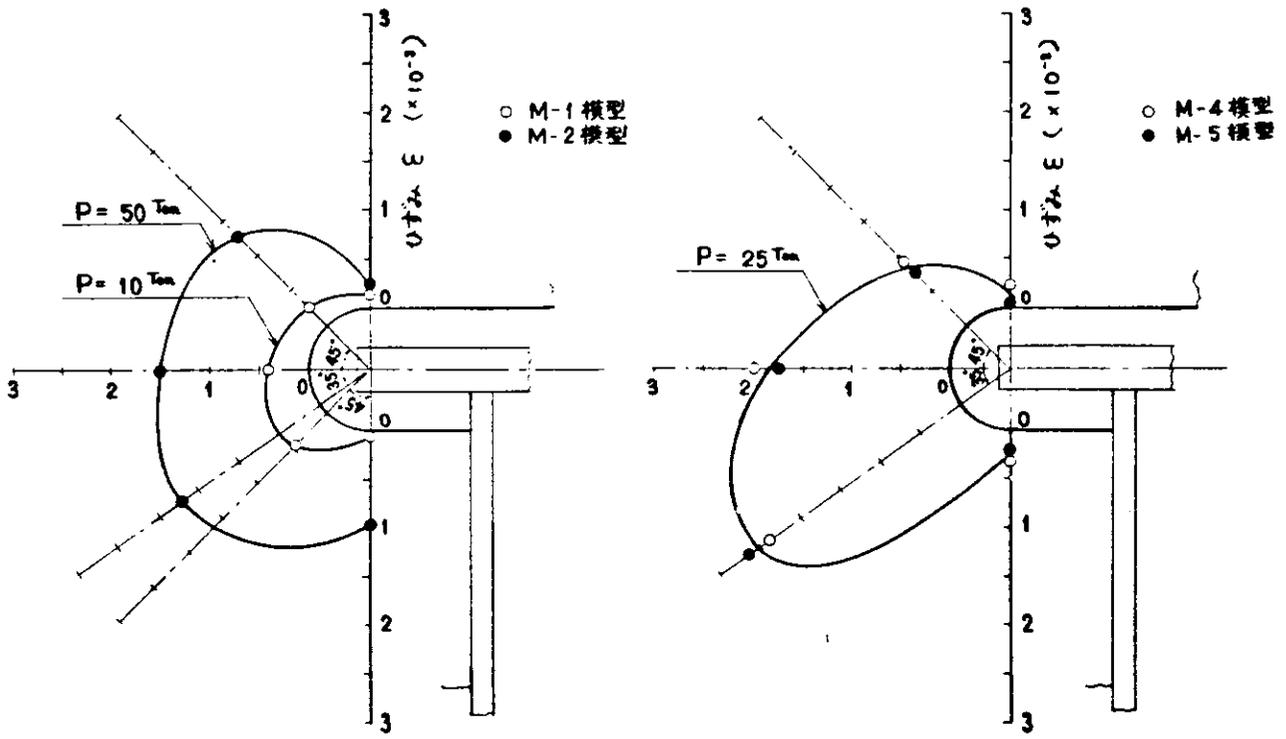


図 1.2.7 中央スロット部孔表面におけるひずみ分布

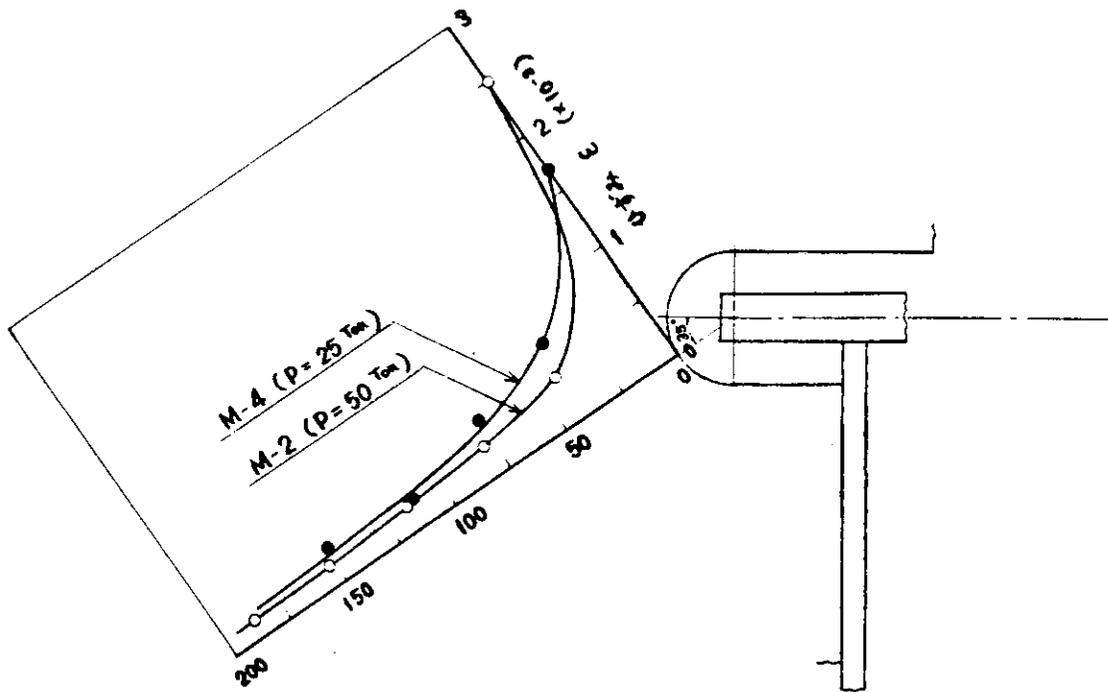


図 1.2.8 スロット部における最大応力方向のひずみ分布

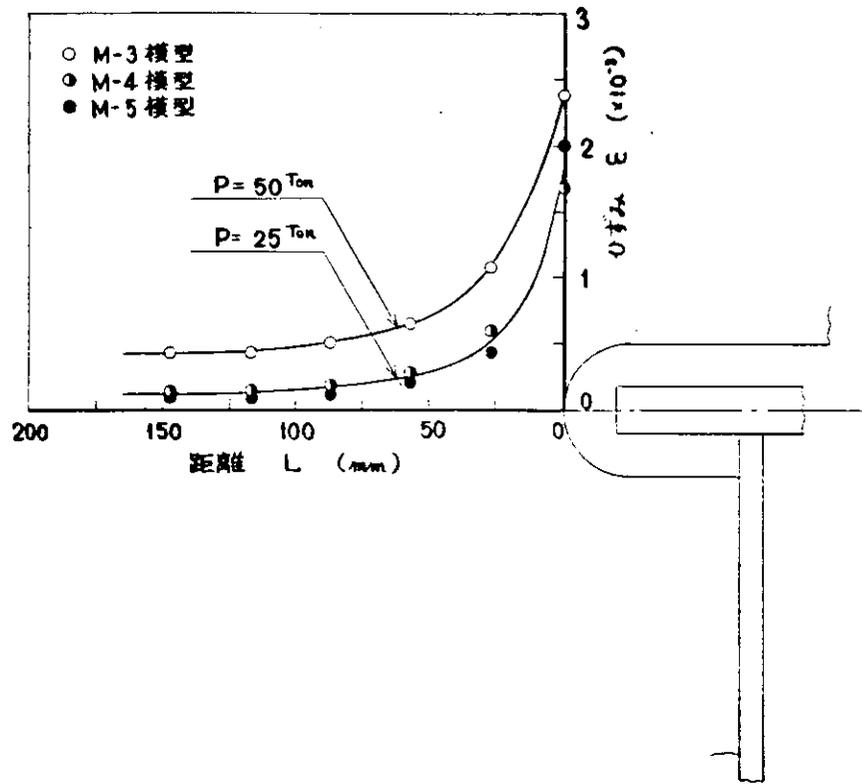


図 1.2.9 中央スロット部軸方向ひずみの分布

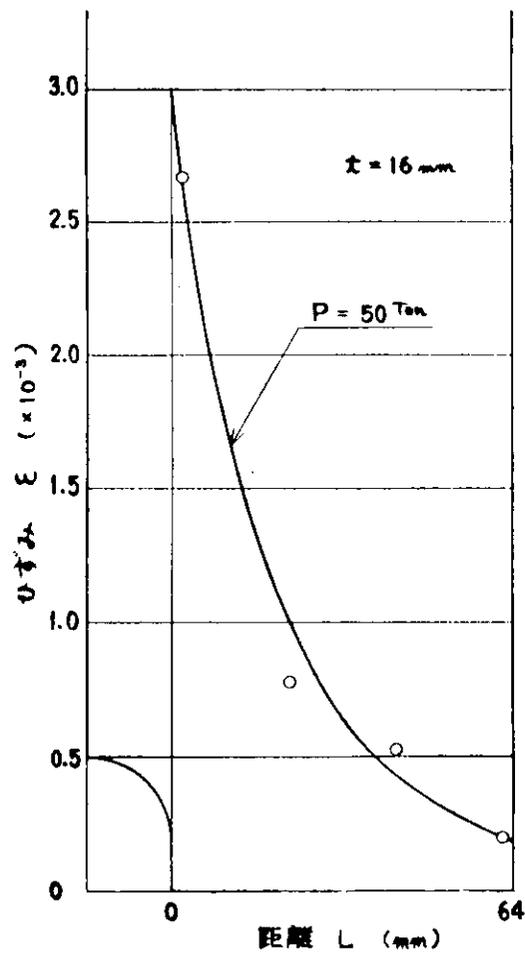


図 1.2.10 M-2 模型のステイフナーエンドにおけるひずみの分布 (荷重 $P = 50 \text{ Ton}$)

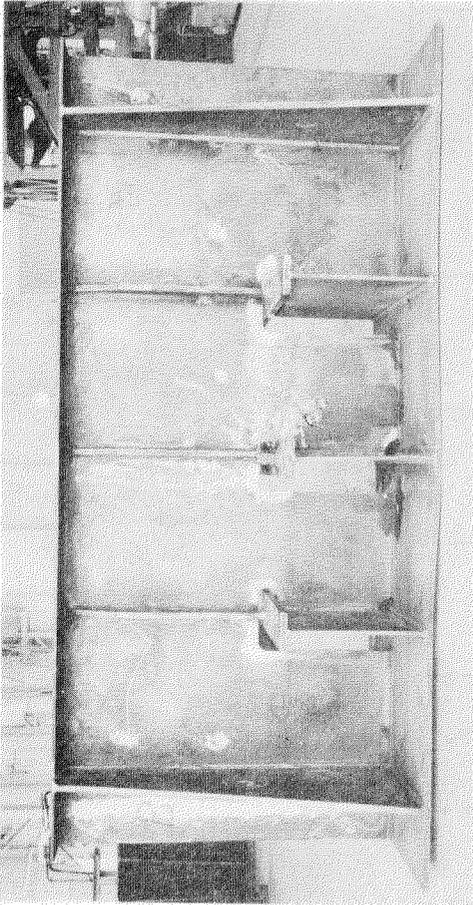


写真 1.2.7 M-1 模型試験後の外観

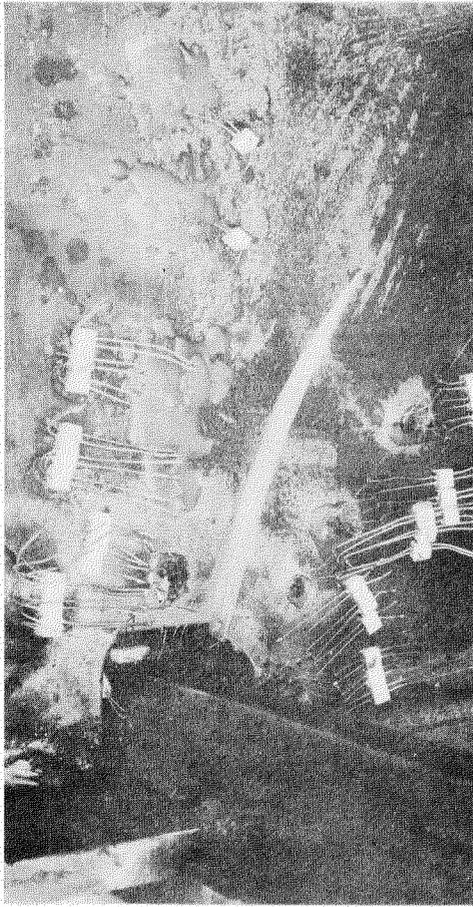


写真 1.2.9 M-1 模型の中央スロット孔部ウェブプレートとの疲労き裂



写真 1.2.8 M-1 模型のステイフナー基部における疲労破断

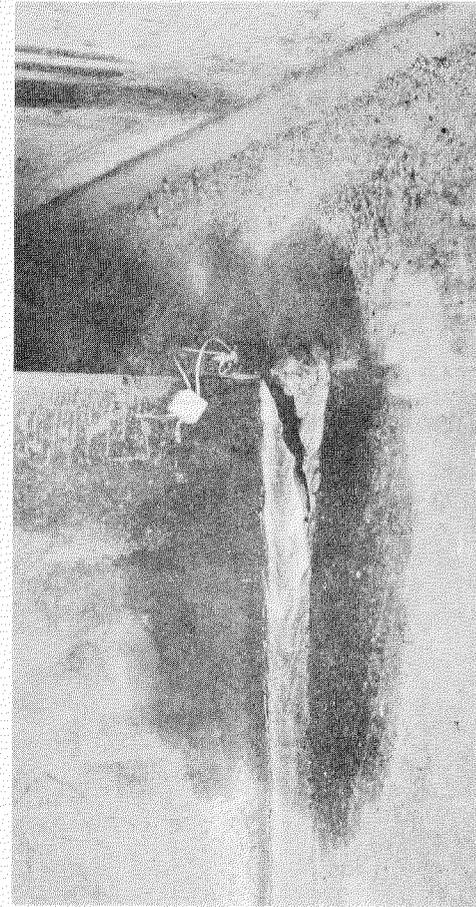


写真 1.2.10 M-1 模型の中央スロット孔部ウェブプレートのポムプレート付根における疲労き裂

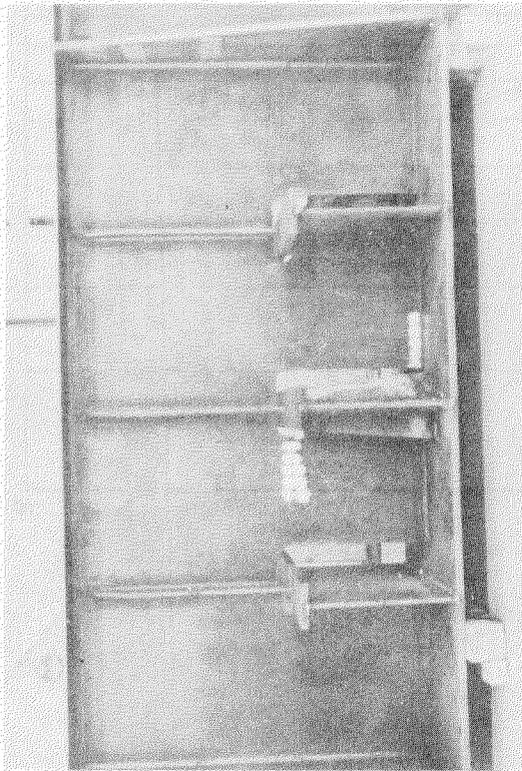


写真 1.2.1.1 M-4 模型の試験前の外観

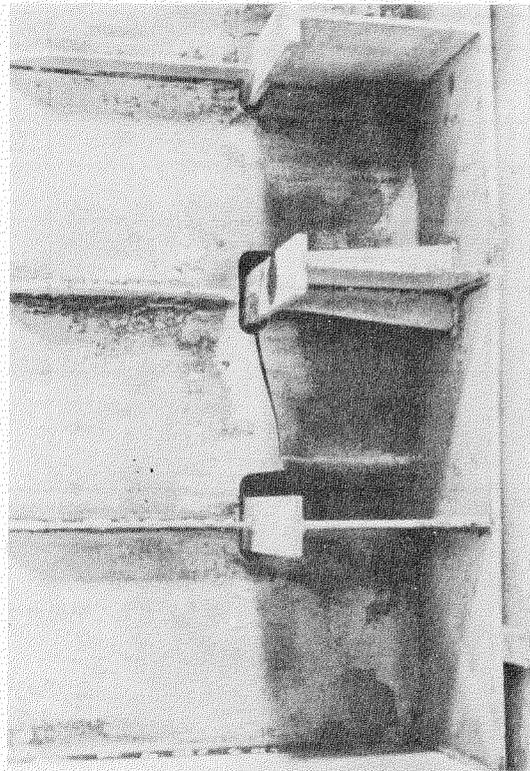


写真 1.2.1.2 M-4 模型の海中にて試験後の外観

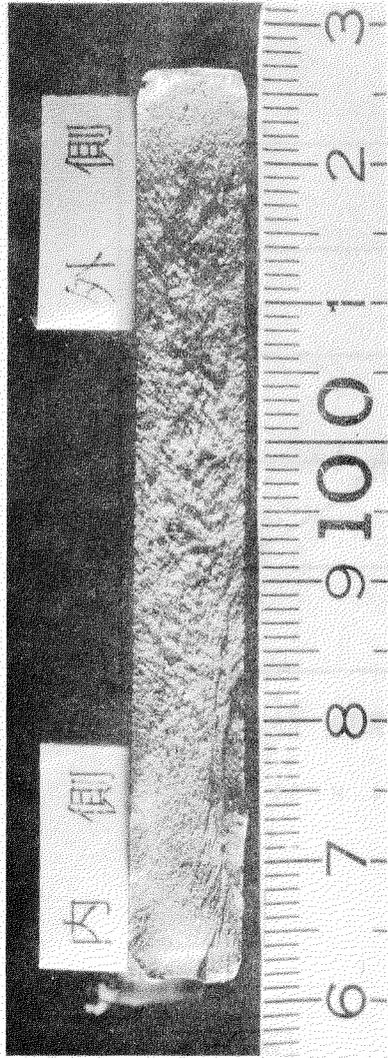


写真 1.2.1.3 M-4 模型中央ステイフナーの疲労破面

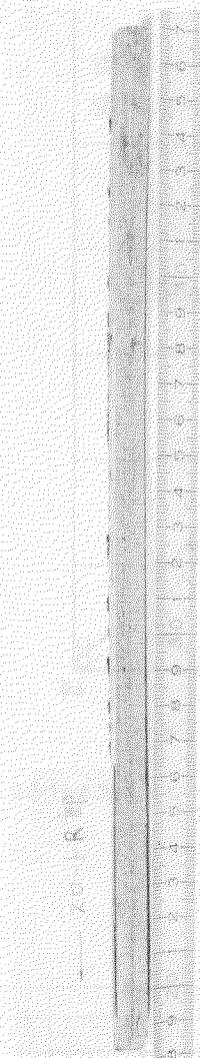


写真 1.2.1.4 M-4 模型中央スロット孔部ウェブプレート破面

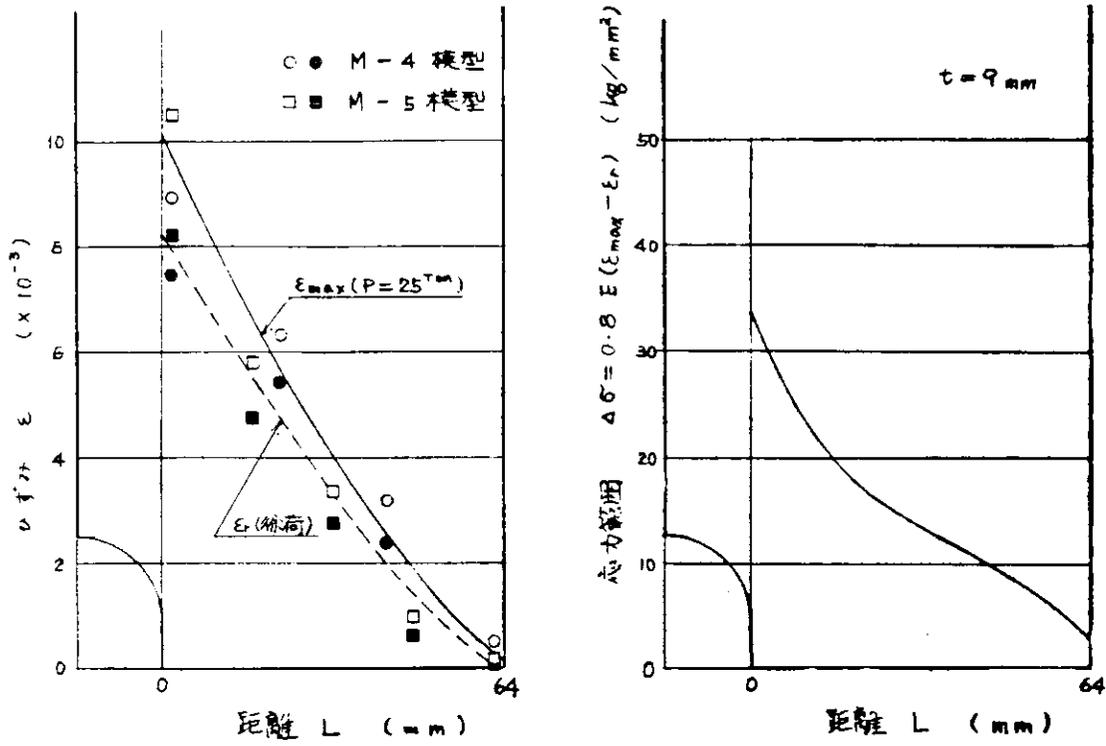


図 1.2.1.1 スタイフナーにおける応力とひずみの分布 (M-4, M-5)

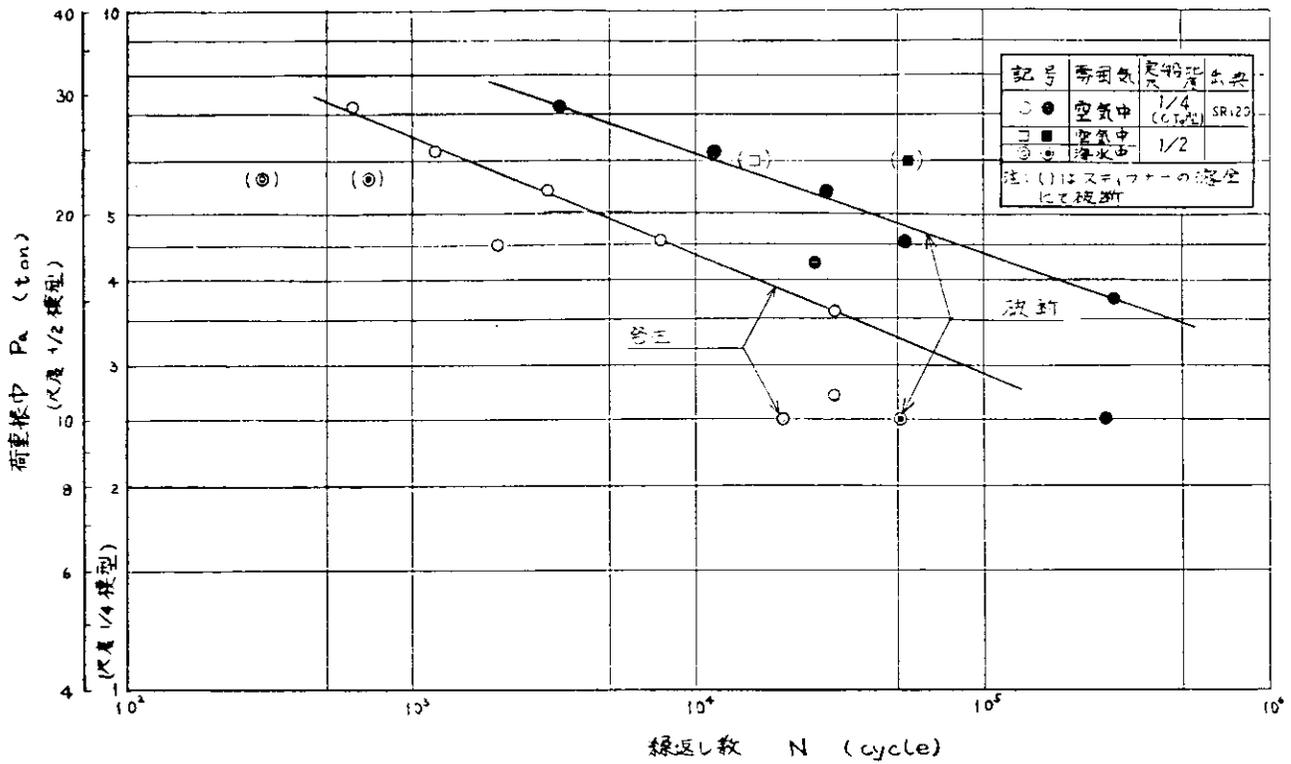


図 1.2.1.2 中央スタイフナーの疲労強度

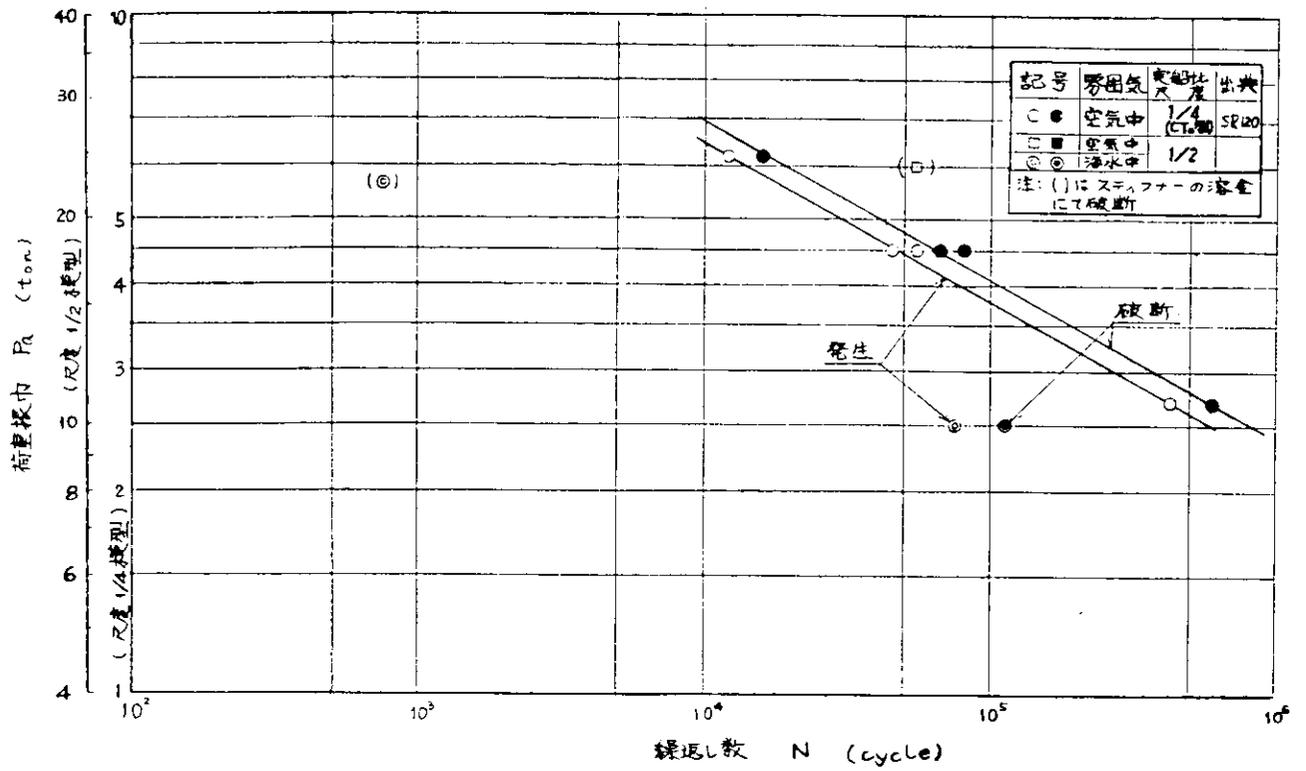


図 1.2.1.3 スロット部ウェブプレート の 疲労強度

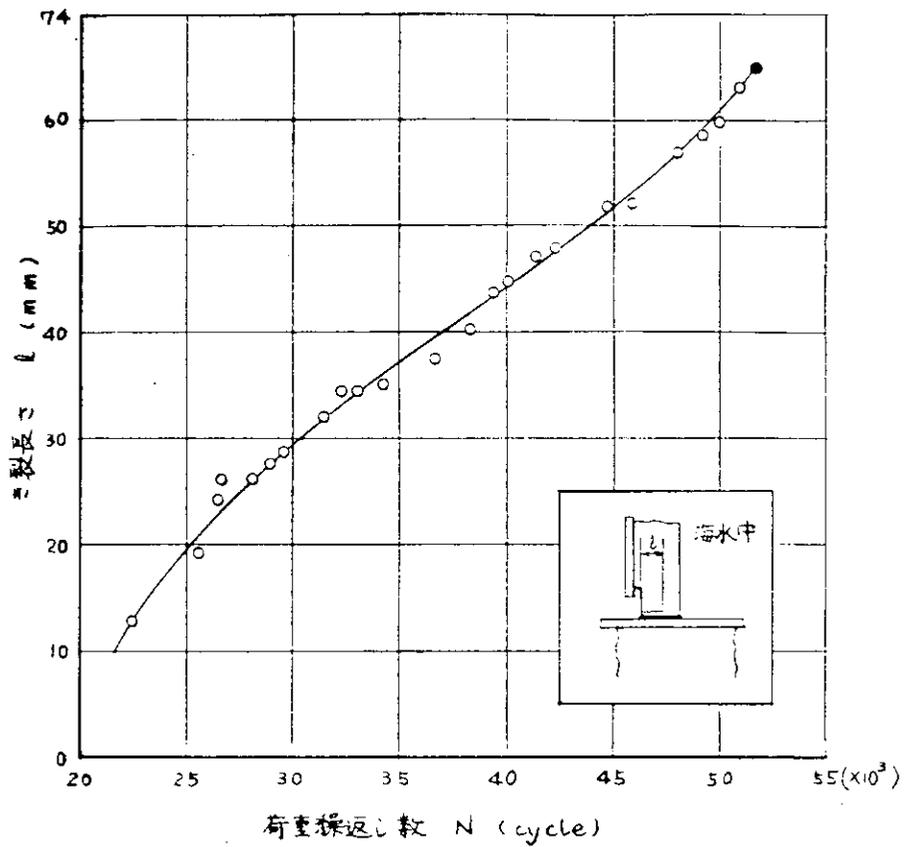


図 1.2.1.4 海水中におけるステイフナーの疲労き裂伝ば状況 (M-4 模型)

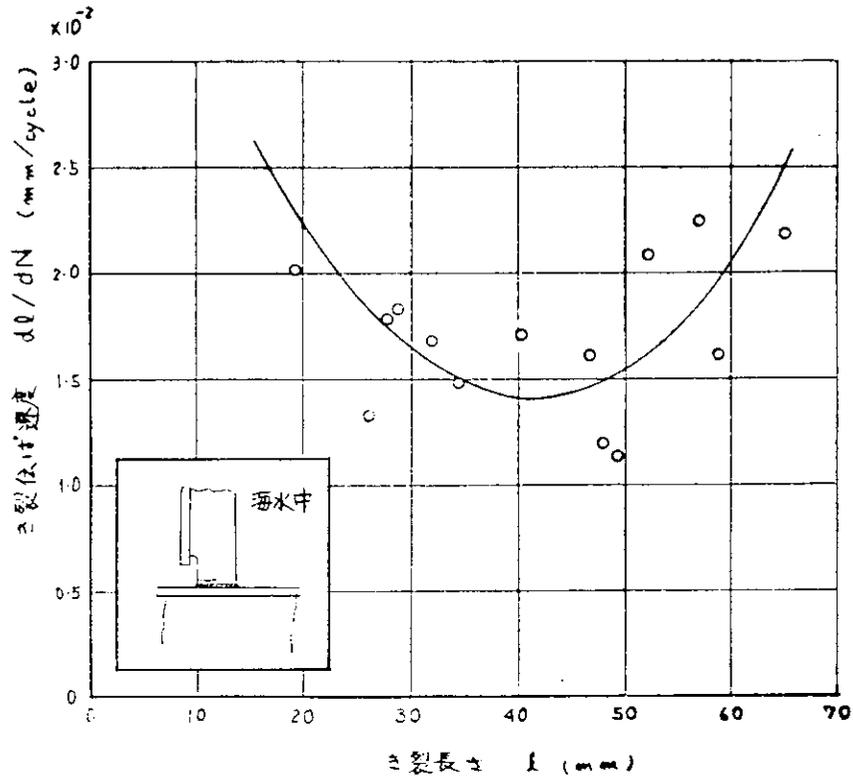


図 1.2.15 海水中におけるステイファナーの疲労き裂長さとき裂伝ば速度との関係 (M-4 模型)

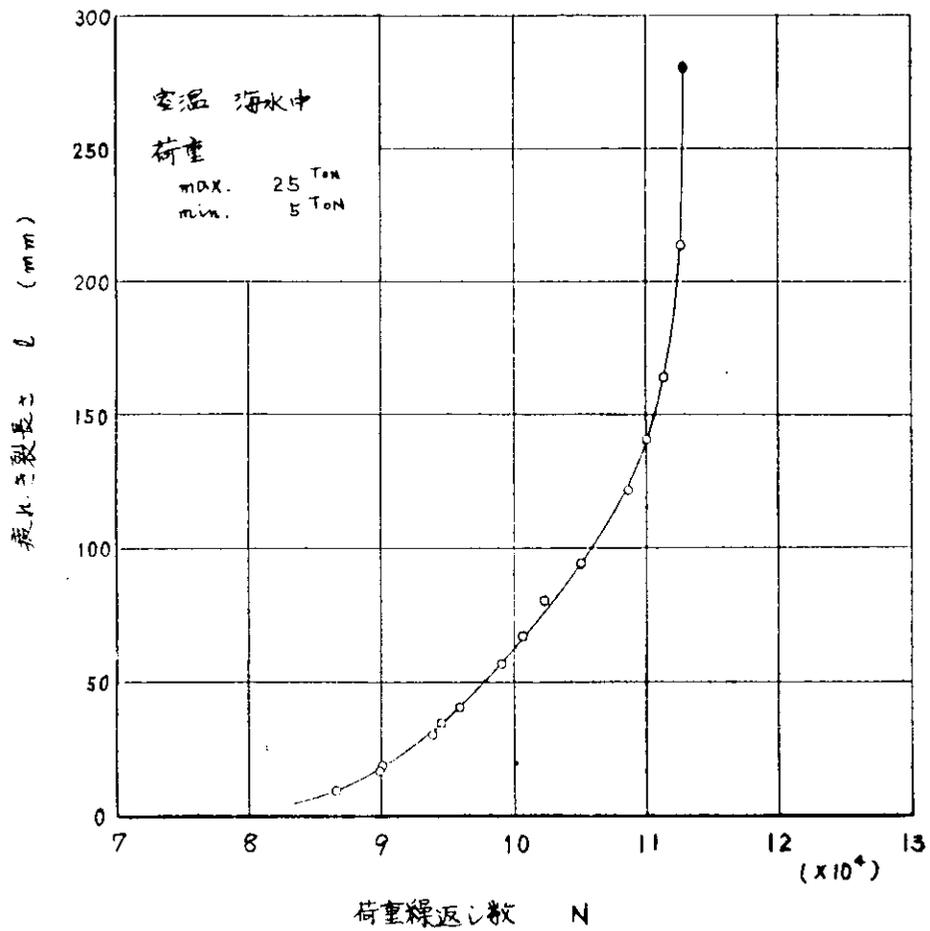


図 1.2.16 海水中におけるスロット部の疲れき裂進展状況 (M-4 模型)

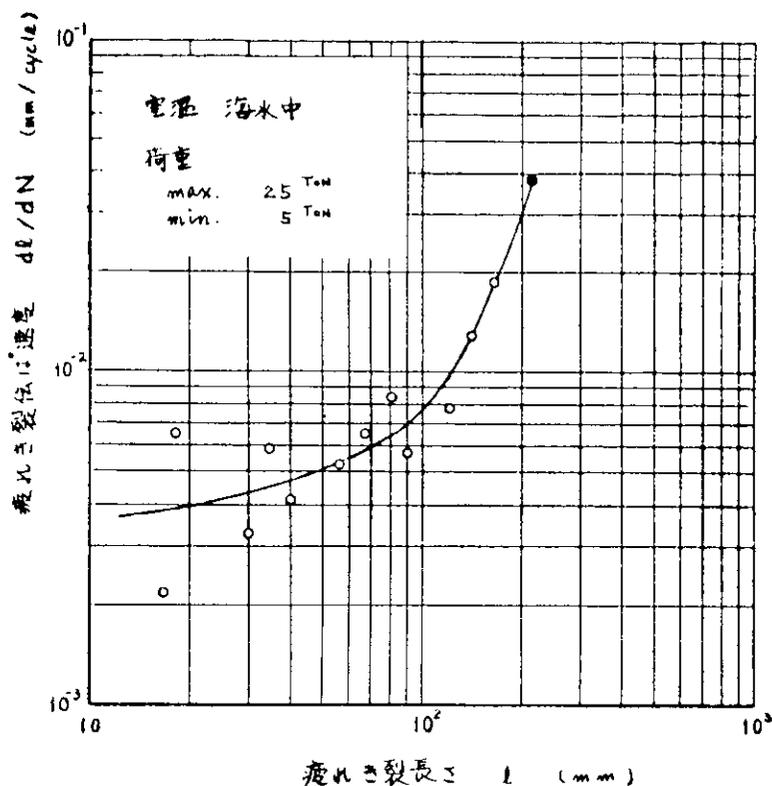


図 1.2.17 海水中におけるスロット部の疲れき裂伝ば速度とき裂長さとの関係 (M-4 模型)

ステイフナーにおいて見られたような伝ば速度の極小値は見られなく、き裂の長さが大きくなるにつれて次第にその伝ば速度が早くなっている。M-4 模型における疲労寿命は、図 1.2.12 と図 1.2.13 に示すように、SR120 研究の試験結果と比較したときかなり短くなっていると考えられるが、このような構造物の疲労強度を寸法の 2 乗の比によつて比較することは問題もあり、更に今後の検討を必要とする。昭和 48 年度も本研究を継続して行ない、局部構造模型の疲労強度を一層明確に把握する予定である。

1.2.4 結 論

以上に述べた疲労き裂伝ば試験と実船局部構造模型の疲労試験から次のように結論できる。

- 1) 軟鋼 (SS41) の疲労き裂の伝ば速度に及ぼす海水の影響は大きく、空気中の場合の約 8 倍早くなる。
- 2) 海水中において初期切欠きから発生した疲労き裂は、その伝ばの初期においては、空気中の場合における伝ば速度とはほぼ同じであるが、ある繰返し数もしくは時間の経過後、急激に進展する。しかし、この現象の再現性と自然に発生した場合の挙動の確認を必要とする。空気中においてはこのような現象は認められない。
- 3) 天然海水の PH が 7.8 ~ 8.0 程度であつたのに対し、疲労き裂の先端近傍に含まれる海水の PH は 4.8 以下に低下していた。また、この値はき裂の長さにはほとんど依存しない。この PH の低下が、海水中における疲労き裂伝ば速度の増大に大きく寄与しているものと考えられる。
- 4) 実船局部構造の疲労強度は疲労き裂の進展による応力の再配分を考慮する必要がある。
- 5) 実船局部構造模型の疲労寿命は海水によつて短くなると考えられるが、更に今後空気中における試験結果を得て明確にしたい。
- 6) 実船局部模型において、ステイフナーに生じた疲労き裂は、き裂長さの増大に伴つて次第にその速度が低下し、極小値となつた後再びその速度が増大するが、スロット孔から発生したウェブプレート上の疲労き裂は、き裂長さの増大とともに次第に早くなる。

参 考 文 献

- 1) 飯田、溶接学会誌 37.6 (1968)
- 2) S.S.Manson, "Thermal Stress and Low-Cycle Fatigue.", McGraw-Hill (1966)
- 3) V.Weiss, J.Sessler and P.Packman, Acta. Met., Vol.11 (1963)
- 4) K.Ohji, W.R.Miller and J.Marin, J. of Basic Engg., Dec. (1966)
- 5) 中村、伊藤、西村、堀川、例えば 川崎技報 №35 (1969)
- 6) 岡崎、(SR128) 「船殻の腐食と腐食疲れによる損傷防止対策に関する研究」 S.46年度報告書 (1972)
- 7) J.M.Barsom, International J.Fracture Mechanics, Vol.7 №2 (1971) 163
- 8) W.F.Brown Jr. and J.E.Slawley, ASTM STP, 410 (1967)

あとがき

SR128「船殻の腐食と腐食疲れによる損傷防止対策に関する研究」を過去2ケ年に亘つて分担し、実施して来た。これより、先に述べた知見が得られたが、限定された条件での試験によるものであり、また多くの未知の問題が発生し、必ずしも一般的な結論とは言えない点もある。また、腐食疲労強度の影響因子に対する依存性を一層明確にするとともに、実船状態における腐食効果の定量的把握とこれに対する最適試験方法の検討が今後の課題であると考えられる。さらに船殻の疲労強度を考慮に入れた設計法において、腐食効果をどのような形で取り入れるべきかを検討する必要があるものと思われる。

2 スロット模型の海水腐食疲労試験

大型船のバラスタタンク内部のように過酷な応力条件に加えて、高温、多湿な腐食を促進するような環境下においてスロット部まわりのように応力集中を受ける部分における異状劣耗や疲労き裂の進展による損傷例は多く報告されており、これらの損傷例は比較的船歴の短いものにもみられる。特にスロット部まわりの損傷の補修にしろめる時間と費用は膨大であり、その対策は急を要するが繰返し応力と腐食環境因子のおよぼす影響は殆んど明らかにされていない。本研究では実船のバラスタタンク部に見られるスロットまわりの縮小模型を製作し、大気中および海水中における疲労試験を行ない、両者における損傷の進行、破断寿命の比較を行なった。

2.1 疲労試験

2.1.1 試験体

この実験に用いた試験体は100,000DWT程度のタンカーのバラスタタンクのトランスリングにみられる寸法を参考に、その一部分を取出し縮尺を $\frac{1}{4}$ とした模型を作成した。これは日本造船研究協会第120研究部会において疲労試験用として用いられたスロットまわりの試験体と類似のものであり、これらの実験結果の比較の可能性も考えて様式を同じものとした。試験体の形状・寸法の概略を図2.1.1に示す。なお、本実験に用いた試験体主要部の供試材は造船用軟鋼板S M 4 1 A相当品で、供試材の機械的性質および化学成分は表2.1.1に示す。

表2.1.1 供試材の化学成分および機械的性質

C ×100	Si ×100	Mn ×100	P ×1000	S ×1000	降伏点 Kg/mm ²	引張強さ Kg/mm ²	伸び %
15	—	49	21	24	32.2	44.9	25.0

注) 化学成分は%標示

2.1.2 試験装置

実験には負荷条件、環境条件により使用する試験機は異なる。ここでは静的な歪分布測定にはアムスラー型50トン万能試験機。大気中疲労試験にはアムスラー社製パルセータを250rpmで用い、海水環境中の疲労試験にはソレノイド式による圧力制御の繰返し荷重負荷装置を用いた。写真2.1.1および写真2.1.2に大気中疲労試験装置および海水環境中の疲労試験装置を示す。繰返し疲労試験において大気中にて試験のものは正弦波形、海水環境中疲労試験には上限および下限荷重保持の台形波形を負荷した。実験装置の関係上大気中と海水浸漬中で異つた波形による実験を行なったが、結果をまとめる上でこの影響は考慮しなかつた。

荷重負荷の方法は三点曲げとし、図2.1.2に示すように中央ロンジの延長上に負荷用の板を両端にとりつけ、これを介してロンジからウェブ中央に下むきの荷重がかけられる。

2.1.3 試験結果

試験の諸条件は表2.1.2に示すとおりである。

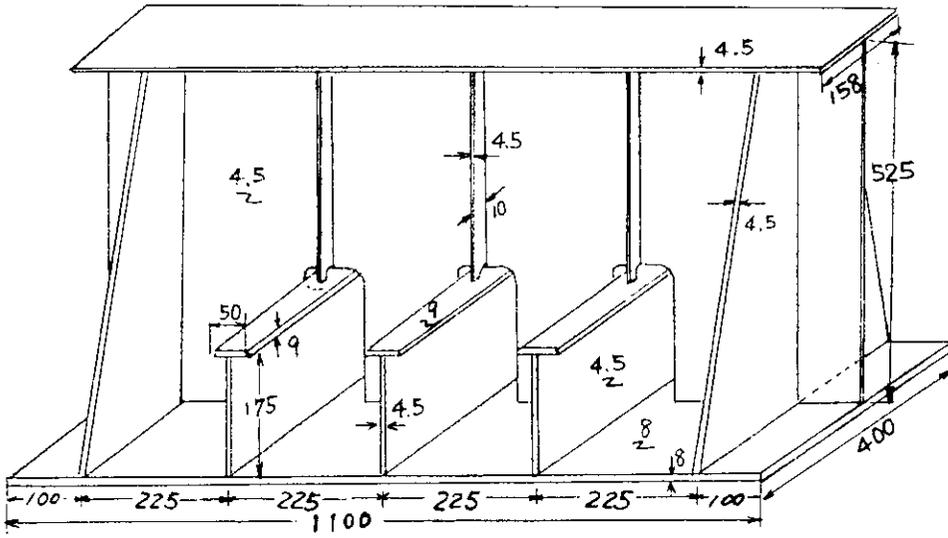
試験体#1に関しては最高負荷を10.5トンとし各応力時における歪分布および歪振巾、2番(中央スチフナ)近傍ウェブ上の主応力分布および変化などを求めた。ひずみゲージの貼付箇所は各スロットまわりおよびスチフナ上で、その位置を図2.1.3(a)および(b)に示す。また実験に使用した海水の分析データを表2.1.3に示す。

海水の溶存酸素量の季節による変化をグラフに示した。図2.1.4

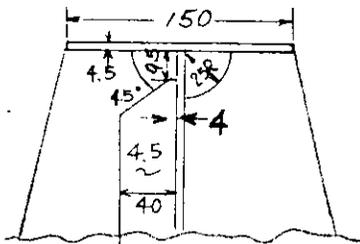
1) スロットまわりの試験体のひずみ分布

ひずみ分布を測定する試験体に関しては2、5トンの荷重の負荷-除荷を数回繰返してからひずみ計測を行なった。

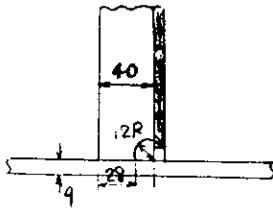
図2.1.5(a)および(b)に10.5トンおよび0.1トン除荷した時のひずみ差を示す。図2.1.6は主要部分の荷重とひずみ



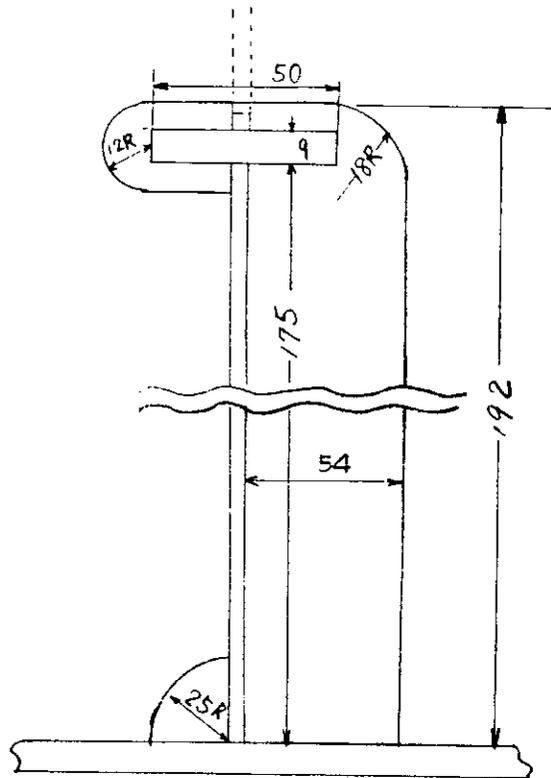
(a) 試験模型の概観図



(b) スティフナー上部詳細



(c) スティフナー下部詳細



(d) スロット廻り詳細

図 2.1.1 スロットまわりの試験模型

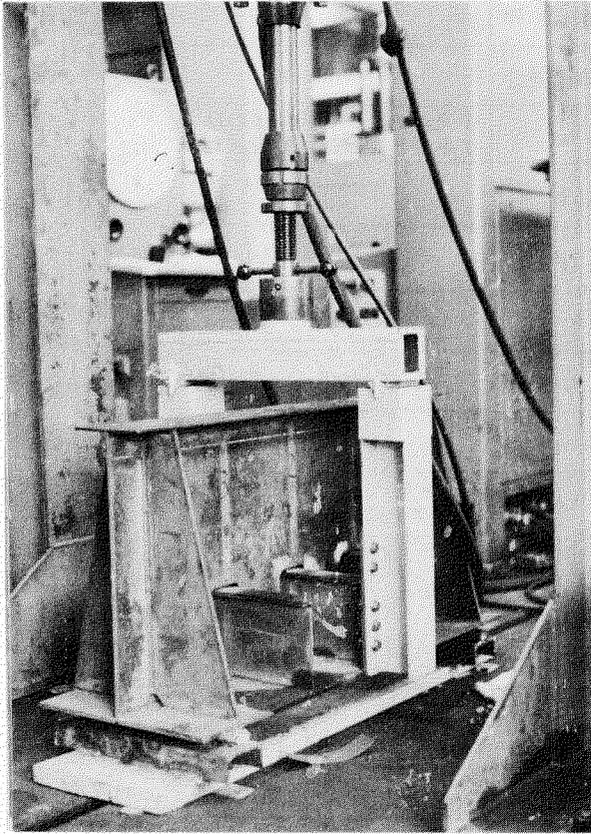


写真 2. 1. 1

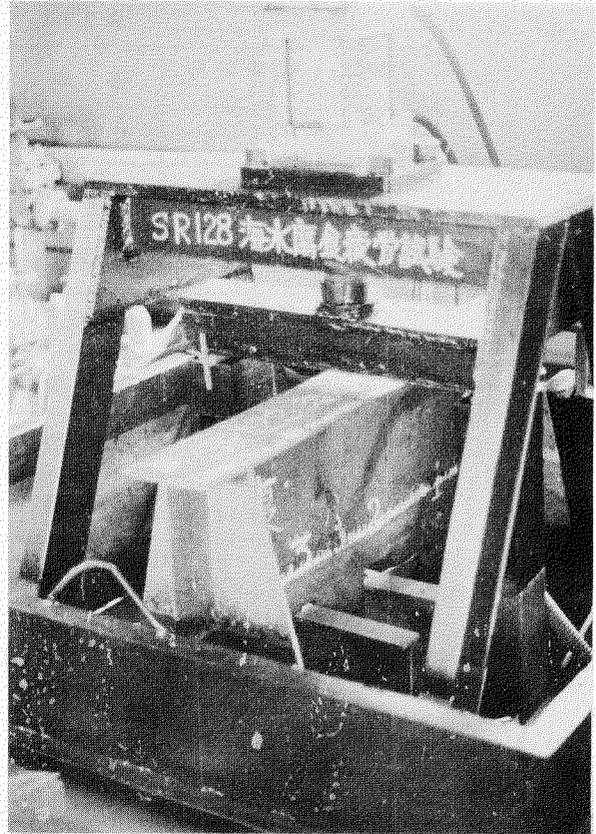


写真 2. 1. 2

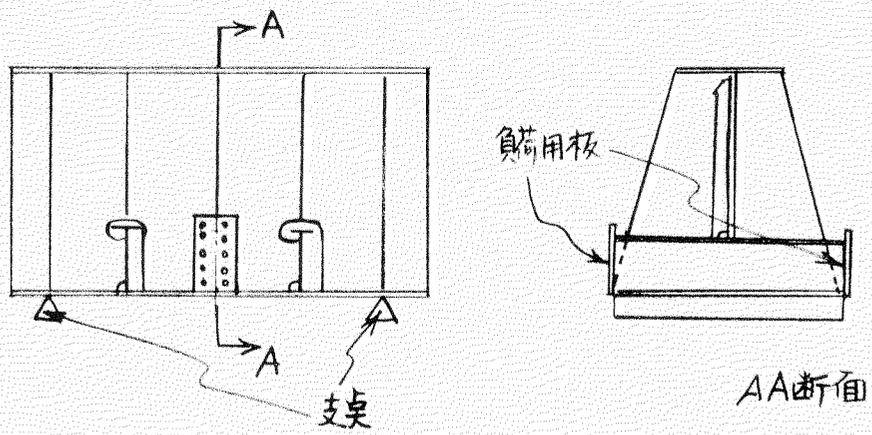


図 2. 1. 2 試験模型の負荷方法

表 2.1.2 実験条件

試験体番号	荷重条件 (トン)	環境	負荷繰返速度	備考
1	10.5 - 0	大気中	—	中央スチフナ切断前後のひずみ分布測定後、疲労試験
2	7.5 - 2.0	大気中	250cpm	
3	10.5 - 2.0	海水浸漬	1cpm	
4	9.0 - 2.0	海水浸漬	1cpm	
5	9.0 - 2.0	乾 - 湿	1cpm	
6	7.5 - 2.0	海水湿漬	1cpm	
7	5.0 - 1.0 11.5 - 3.4	海水浸漬	1cpm	1.6×10^4 回以降荷重増加スチフナにき裂発生

表 2.1.3 海水分析データ

海水採取年月日	採取時間	気温 (°C)	海水温 (°C)	潮位 (m)	PH	溶存酸素 (ppm)	COD (ppm)	塩素イオン ppm
47. 1.21	15.30	9	12	2.00	8.2	10.0 10.0	/	析出されず
22	12.30	8.5	12	2.80	8.1	10.0 10.0	2 2.5	"
2.12	8.30	4	11	3.00	8.2	9.0 8.9	2 2	"
3.10	12.30	9	10.5	1.80	8.1	10.1 10.3		"
14	8.30	5	10.5	2.90	8.15	8.7 8.9		"
4. 6	11.00	15.5	12	2.20	8.15	10.4 10.6		"
5. 8	8.30	18	15.5	2.00	8.1	10.2 10.0	4.1 5.1	"
6. 7	8.30	18	17	2.00	8.1	9.2 9.2	3 3	"
24	8.30	25	19	2.80	8.1	7.5 7.7	3 3	"
7. 7	8.30	27	22	2.00	8.05	7.6 7.6	4 4	"
8. 3	8.30	30	23	1.30	8.0	8.0 7.7	3 4	"
31	12.30	24	24	2.40	7.8	8.3 8.2	2 3	"
9.30	8.30	18	23	.80	7.8	—	2 2	"
12. 9	9.00	6	15	1.30	8.25	7.2	3.2	"
19	8.30	5	13.5	3.00	8.2	7.5	3	"
48. 1. 9	8.30	4	12	—	8.4	7.9	1.2	"

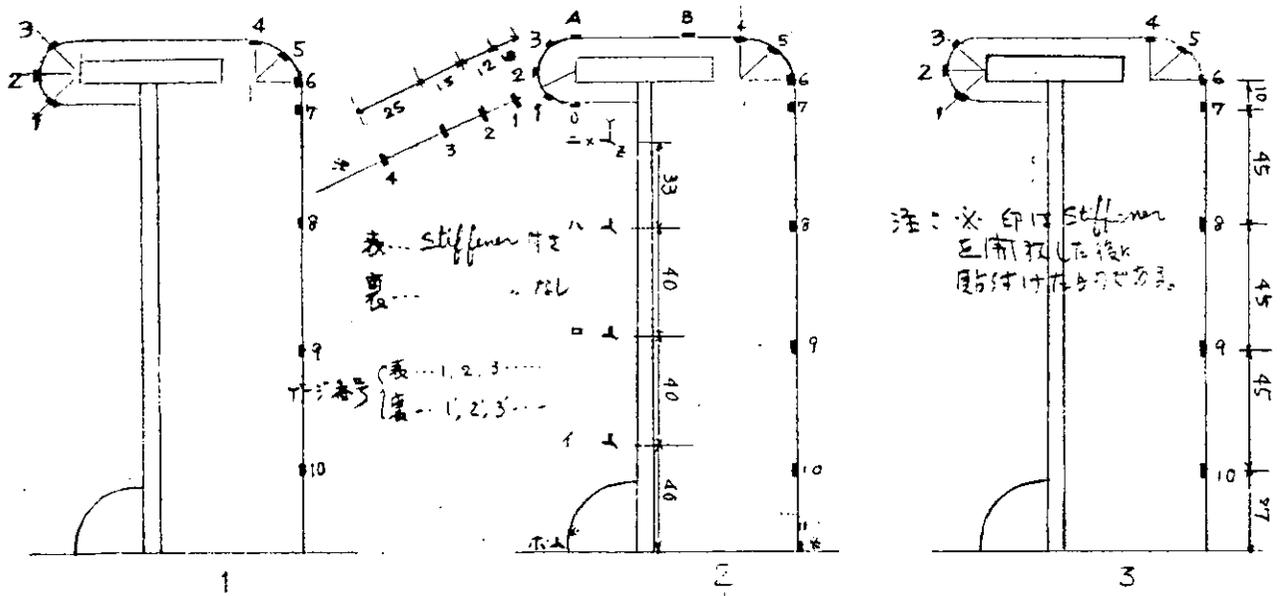


図 2. 1. 3 (a) # 1 試験体 ゲージ貼付け位置および番号

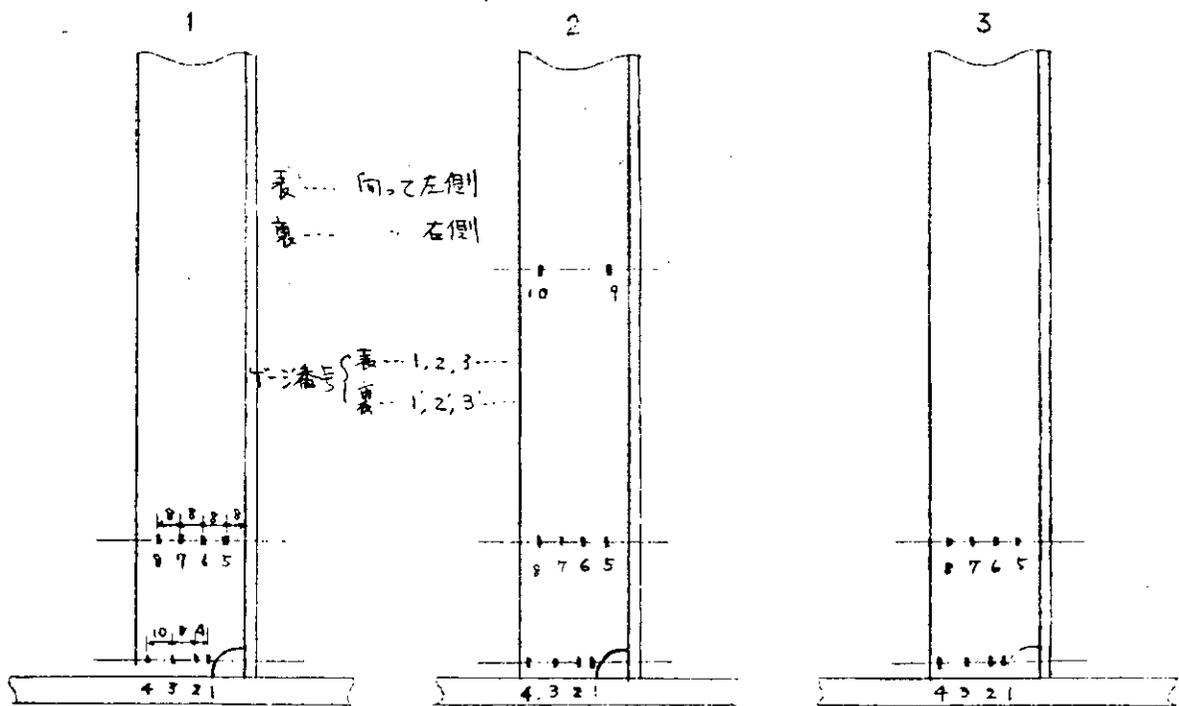


図 2. 1. 3 (b) # 1 試験体 ゲージ貼付け位置および番号

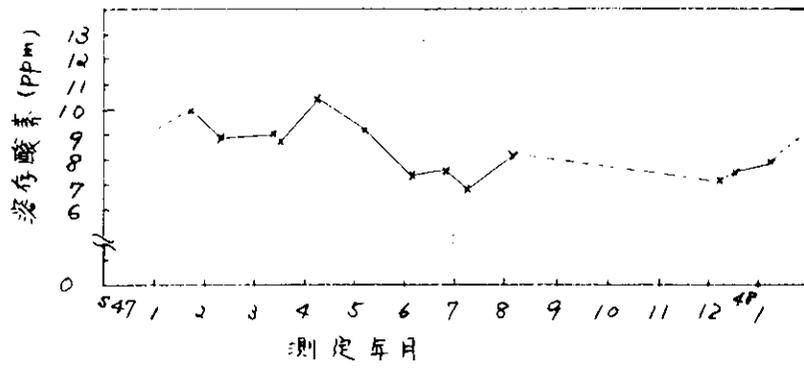


図 2.1.4 海水中溶解酸素の年間変化

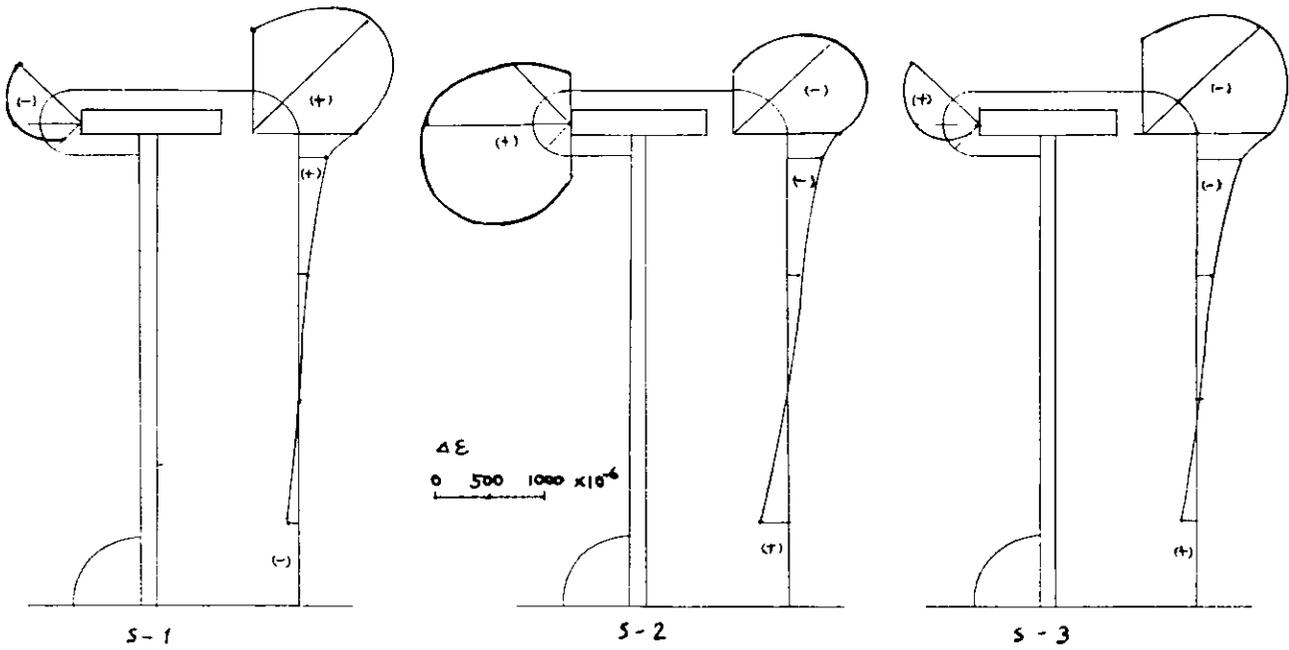


図 2.1.5(a) 静的試験結果 ひずみ差の分布 ($\Delta\varepsilon = \varepsilon_{10.5\text{トン}} - \varepsilon_{0.1\text{トン}}$) (コーナー部)

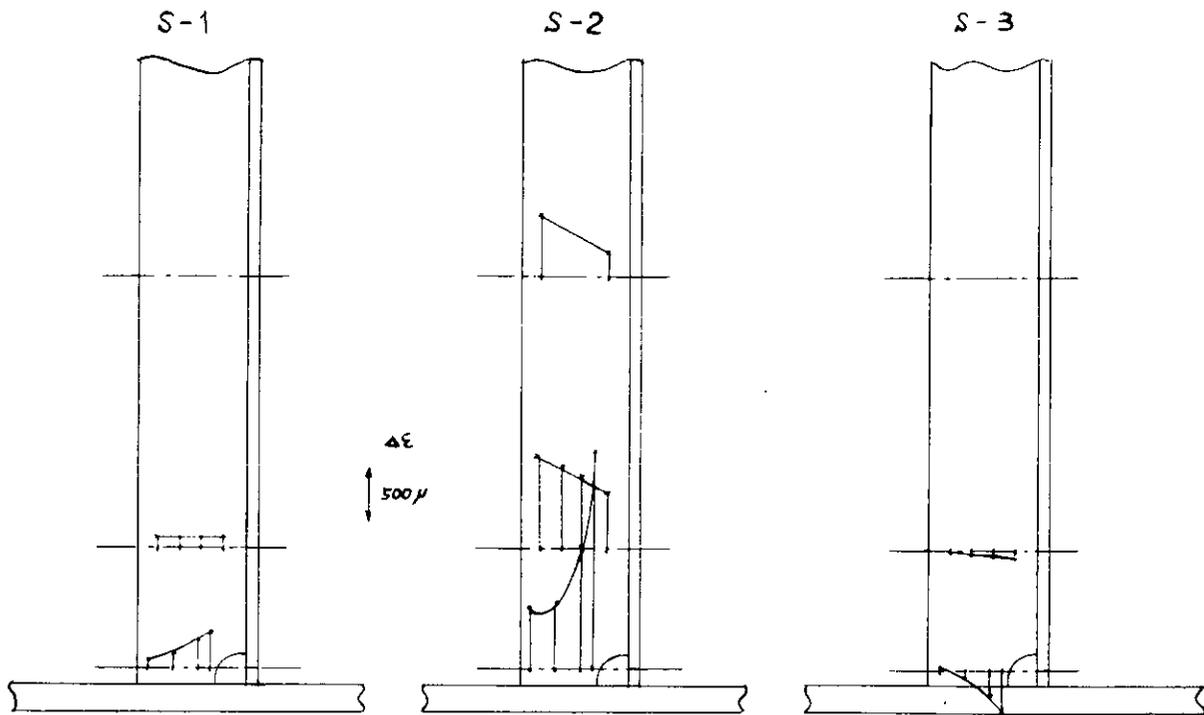


図 2.1.5(b) 静的試験結果 ひずみ差の分布 ($\Delta\varepsilon = \varepsilon_{10.5\text{トン}} - \varepsilon_{0.1\text{トン}}$) (ステイフナ)

の関係を示すもので、スチフナのロンジ表面板との接合部の応力集中部④にて大きいひずみが計測される。ウェブ上にては一番スロットの中央寄り①にて、また中央スロットの一番スロットより水平部より下目の部分⑤では各荷重にて④の2倍のひずみが計測された。図上⑥において圧縮側に大きいひずみが生じる。最大および最小荷重時におけるひずみの差は②および③がほぼ同程度のひずみ差を示しているが、図2.1.6からもわかるようにひずみの絶対値との相対的關係はない。

疲労試験の項にて述べるように中央スチフナ下部のひずみの大きい個所より損傷がまず起きるのは妥当である。またスチフナ切断によるひずみの再配分を知るため中央スチフナ下部を機械的に切断しスロットまわりのひずみ分布をしらべた。図2.1.7(a)および(b)。

図2.1.8にスチフナ切断前後の中央スロット周辺におけるひずみ差の分布の比較を示す。スチフナ切断によるスロットまわりのひずみ全振巾は増大し損傷の発生がさらに容易になる事が推定できる。

図2.1.9(a)および(b)は荷重7.5トンにおける中央スロット周辺の主応力分布をスチフナ切断前後で比較したものを示す。主応力方向の変化は殆んどみられぬがスチフナ切断後の主応力値は増し、スロットまわりにおいて特に顕著である。

2) 疲労試験の結果

(1) 大気中の疲労試験

大気中における試験では損傷の発生、き裂の伝播速度などをしらべた。図2.1.10は7.5 - 2.0トンの荷重全振巾で行なつた試験の各部の損傷様相と繰返し数である。また、図2.1.10(a)、(b)にき裂長さと繰返し数の関係を示す。スチフナにおいてき裂長さの増加にともなう進展速度 dl/dn (mm/cycle) はほぼ一定で応力が分布を持つことを示している。

写真2.1.3は実験終了時における各部損傷の様相を示す。スチフナは溶接ビード上側母材部分からき裂が発生し母材を伝播している。

3) 海水環境下の疲労試験

表2.1.2に示した条件にて実験を行なつたが低速負荷繰返しのため続行中のものがある。写真2.1.4に1.05 - 2.0トンの荷重条件で行なつた試験のスチフナおよびスロット切断部の破面を示す。(b)にある様に大気中で行なつたのとは異なり溶接金属でき裂の発生伝播がみられたが発生部のまわし溶接が不完全であつたためと思う。写真(c)より破面は発生後数mmは板に垂直であるがその後せん断型(45°に近い面をなす)となり最後の1/3は準静的な破壊を呈している。スロットからのき裂まわりの板の腐食による衰耗はみられなかつた。

4) 疲れ寿命の比較

図2.1.11はスロットまわり模型の試験体における負荷荷重とスチフナ、スロットの損傷発生、破断の關係を示したものである。海水浸漬による実験は表面に発生する錆のため発生時が適確に把握できぬが、 $P_{max} = 1.05$ トンの試験体に関してスチフナ、スロット共に破断寿命は大気中疲労に比べて短い。き裂の発生回数、伝播において発生個所の仕上状態によりばらつきが考えられるのでさらに充分なデータと検討が必要である。

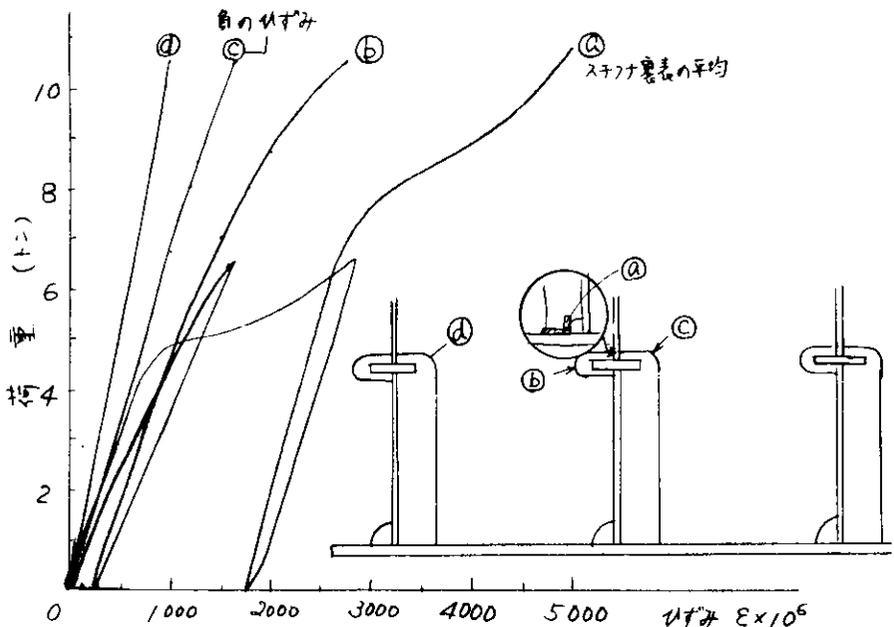


図 2.1.6 荷重とひずみ量との関係

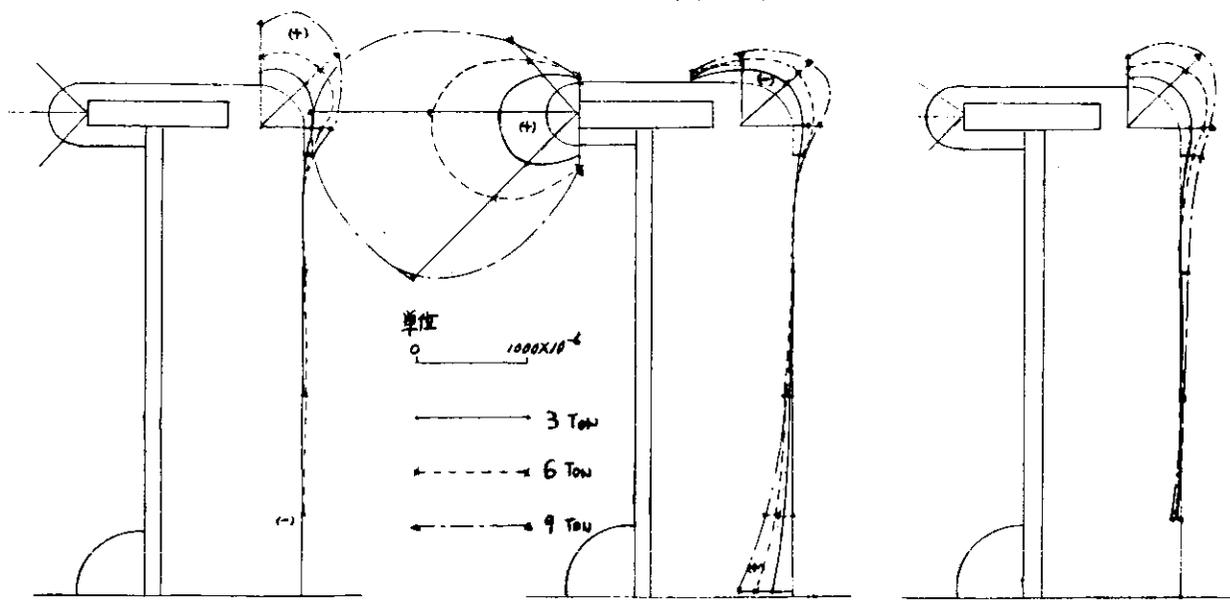


図 2.1.7(a) 中央スチフナー切断後のスロットまわりのひずみ分布

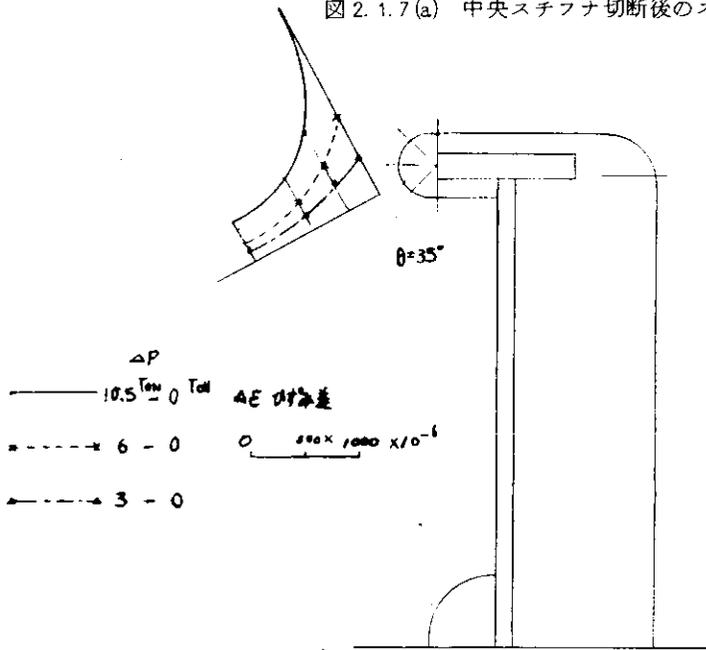


図 2.1.7(b) 中央スチフナー切断後の中央スロット応力集中部のひずみ分布

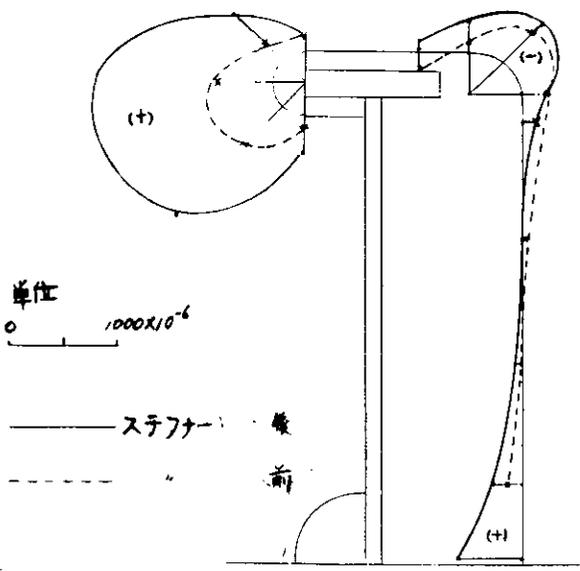


図 2.1.8 中央スチフナー切断前後の中央スロットまわりのひずみ差比較図 ($\epsilon_{\max} - \epsilon_{\min}$)
 $\Delta P = 10.5 \text{ Ton} - 0 \text{ Ton}$

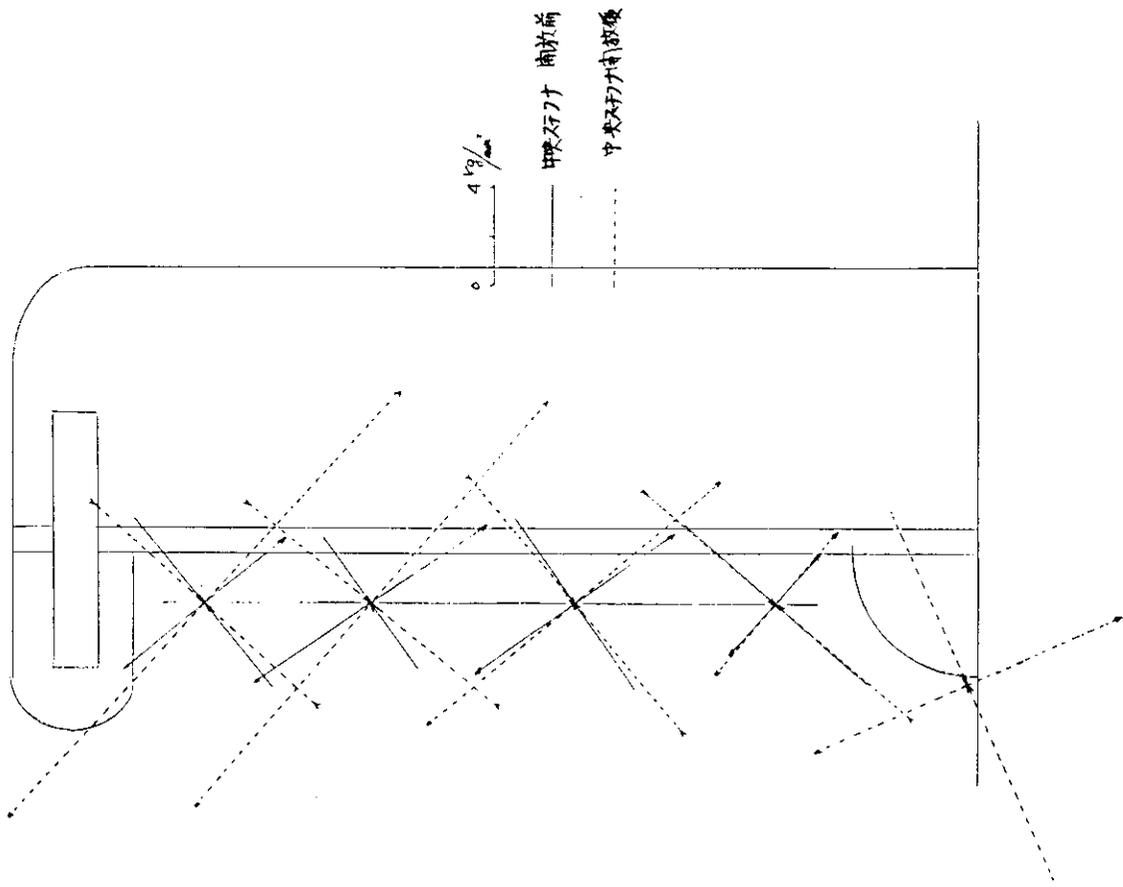


図 2.1.9(a) 中央スロットまわりのウェブの主応力分布
表側 (スチフナのある側) P = 7.5 トン

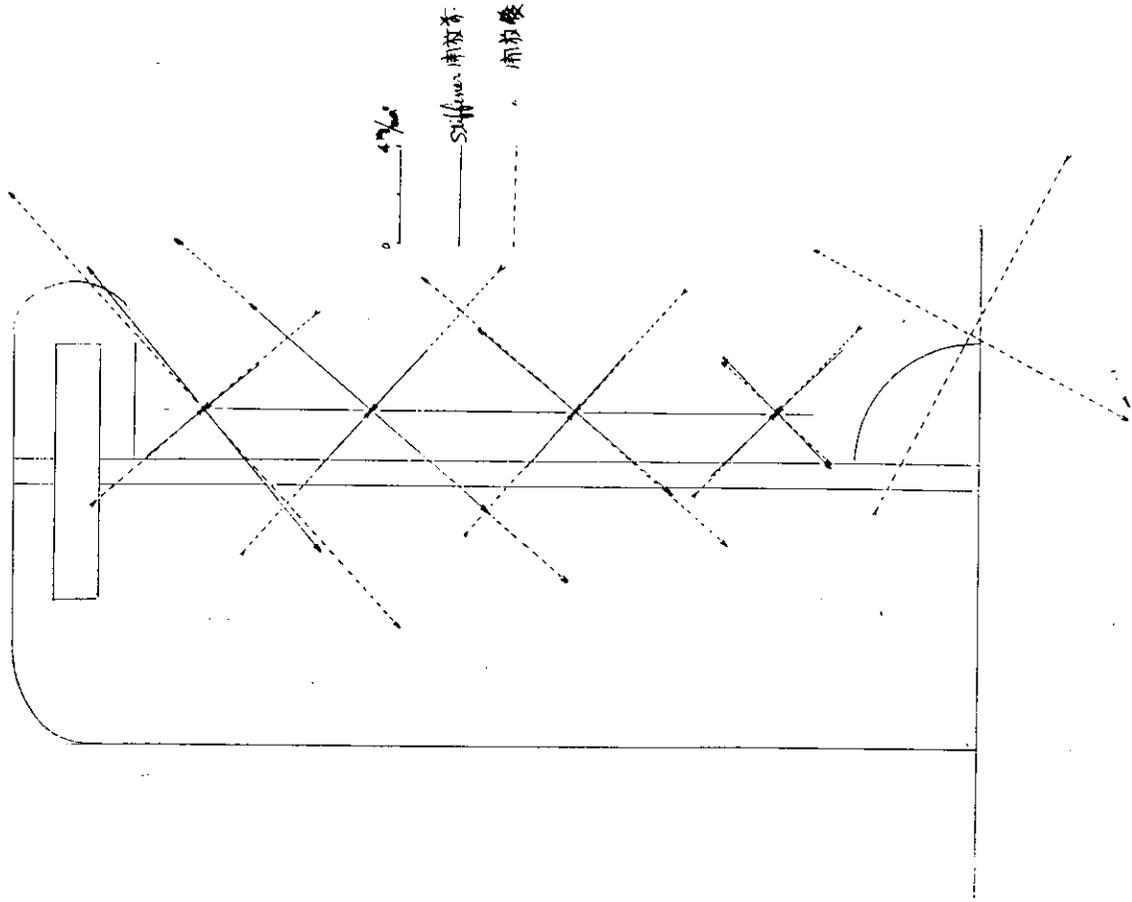
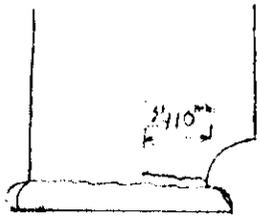


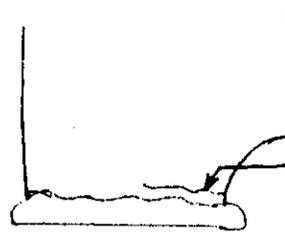
図 2.1.9(b) 中央スロットまわりのウェブの主応力分布
(裏側) P = 7.5 トン

疲れき裂の伝播様相

#2 スチフナ



$N = 5.57 \times 10^4$

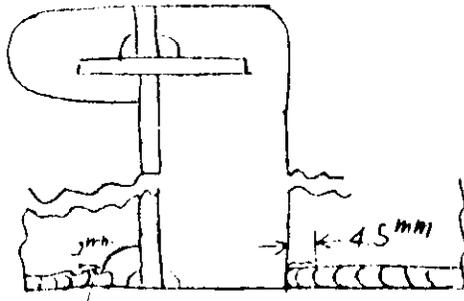


溶接ビードの上側
より発生、進展

ビード波状のき裂(その後殆んど進展せず)

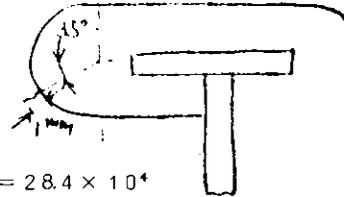
$N = 9.36 \times 10^4$

#2 スロット



$N = 27.84 \times 10^4$

$N = 21.7 \times 10^4$



$N = 28.4 \times 10^4$

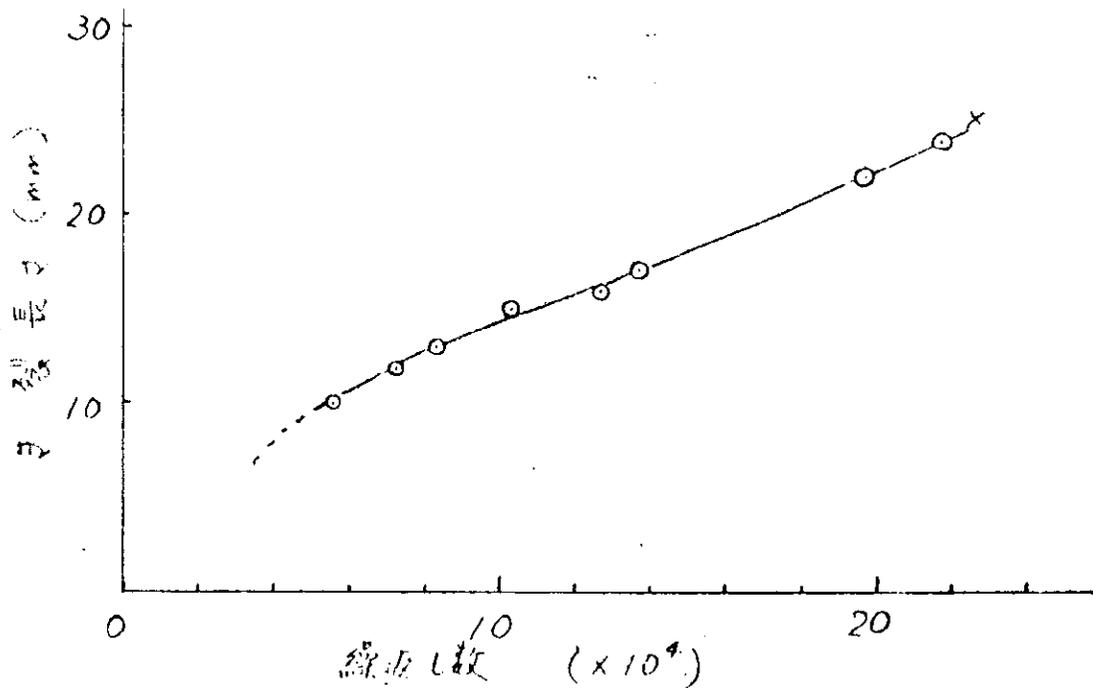


図 2.1.10(a) 2番スチフナのき裂進展曲線 (試験体 # 2)

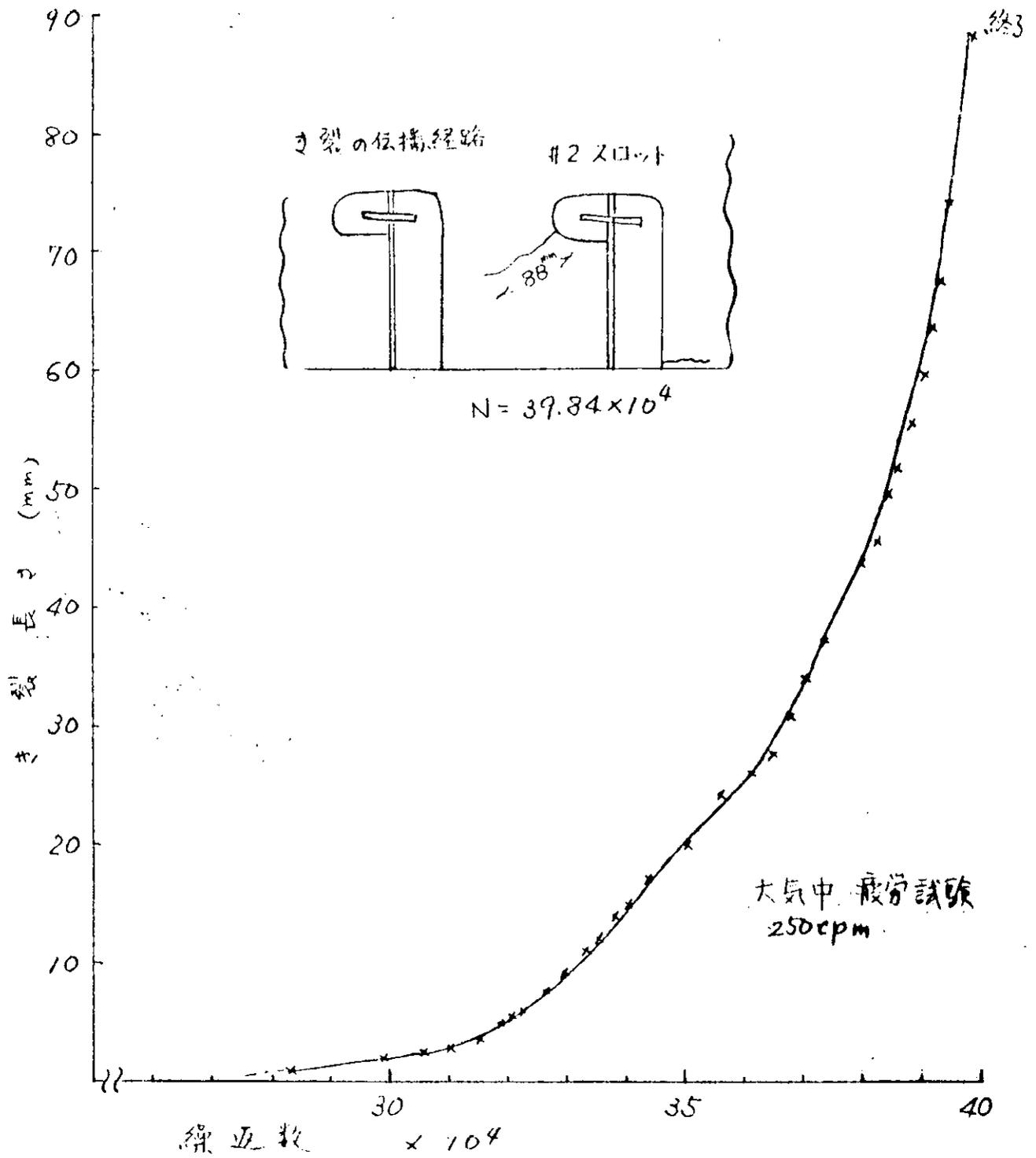
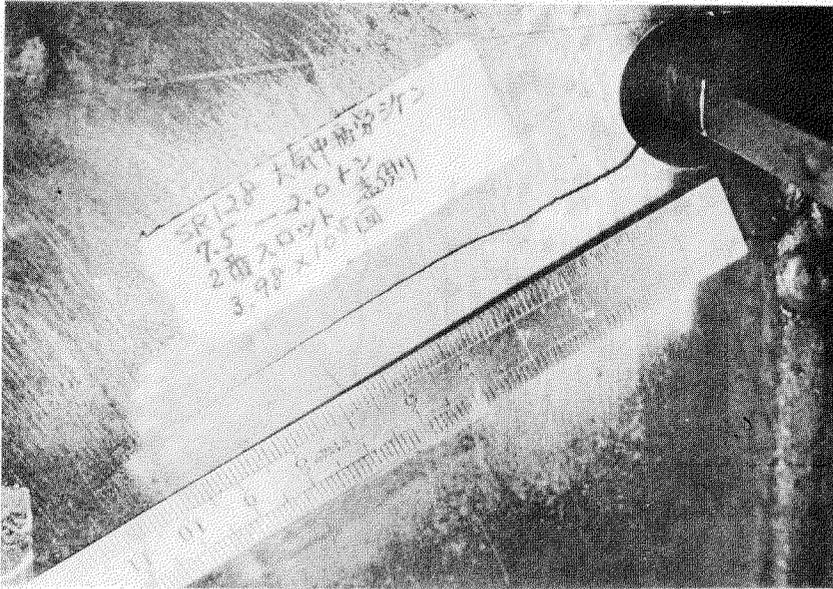
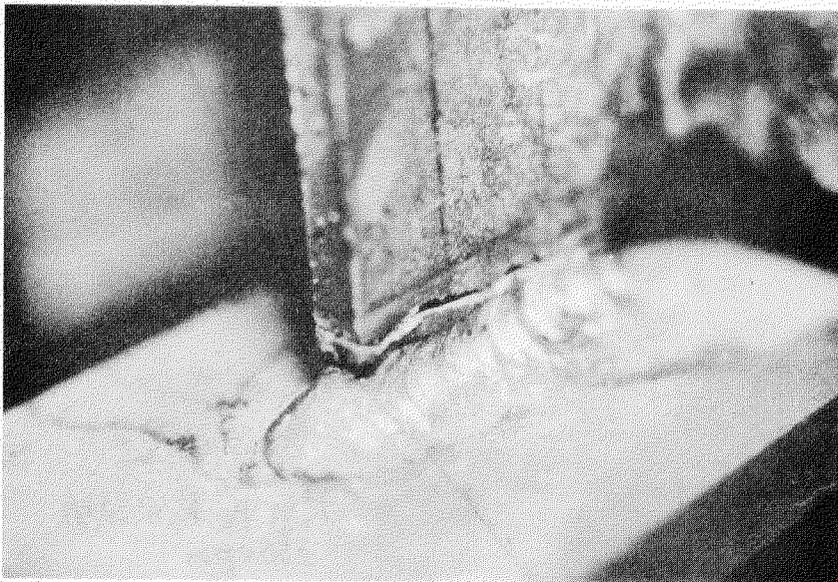


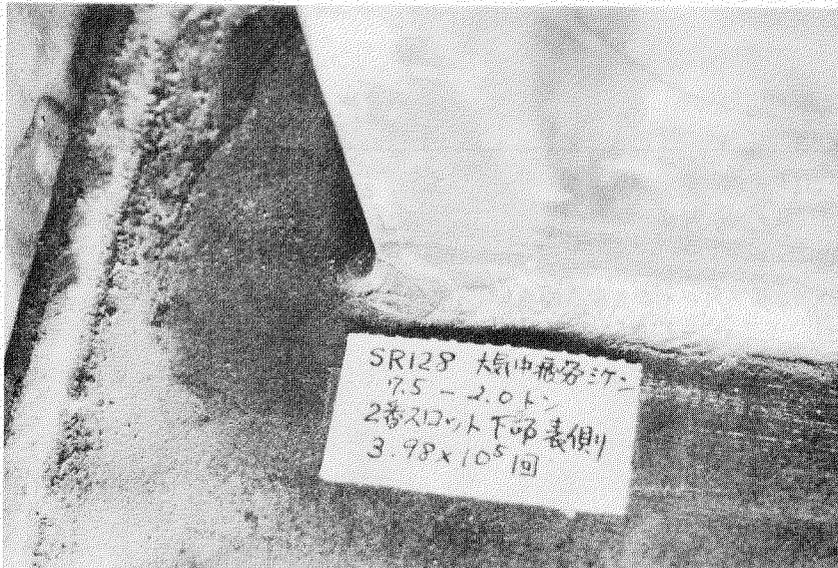
図 2.1.10(b) 2番スロットのき裂進展曲線 (試験体#2)



(a) 中央スロットまわり

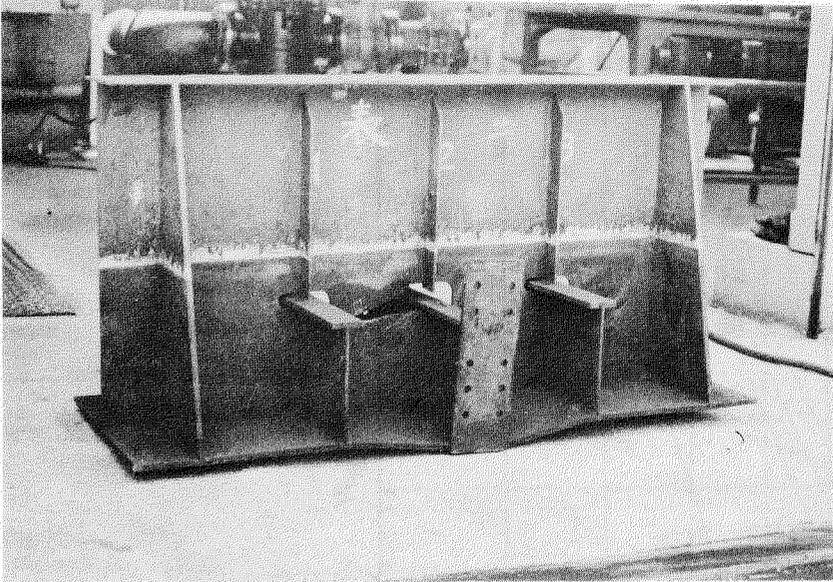


(b) 中央スチフナの切断様相

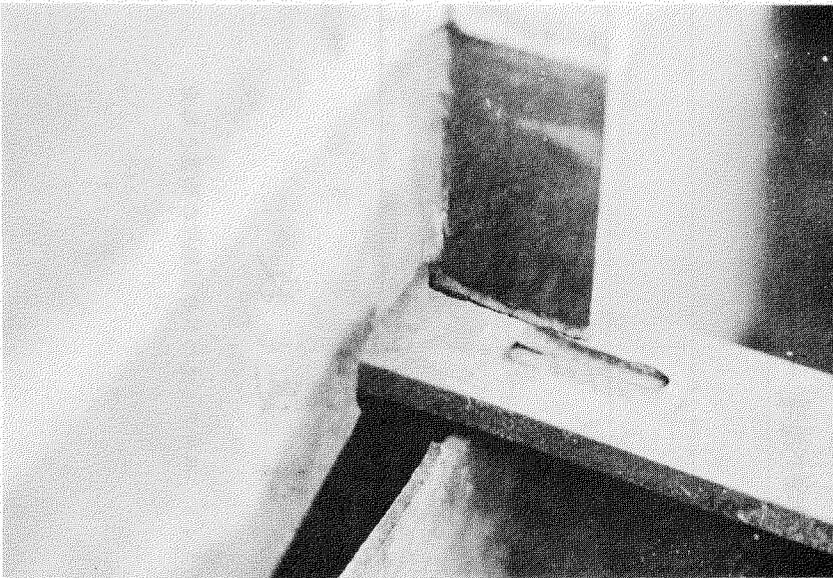


(c) 中央スロット底部 ウェブと外板の溶接部に入つたき裂

写真 2.1.3 大気中疲労試験 各部分の疲労き裂の進展様相



(a) 海水浸漬疲労試験体
(試験終了時)

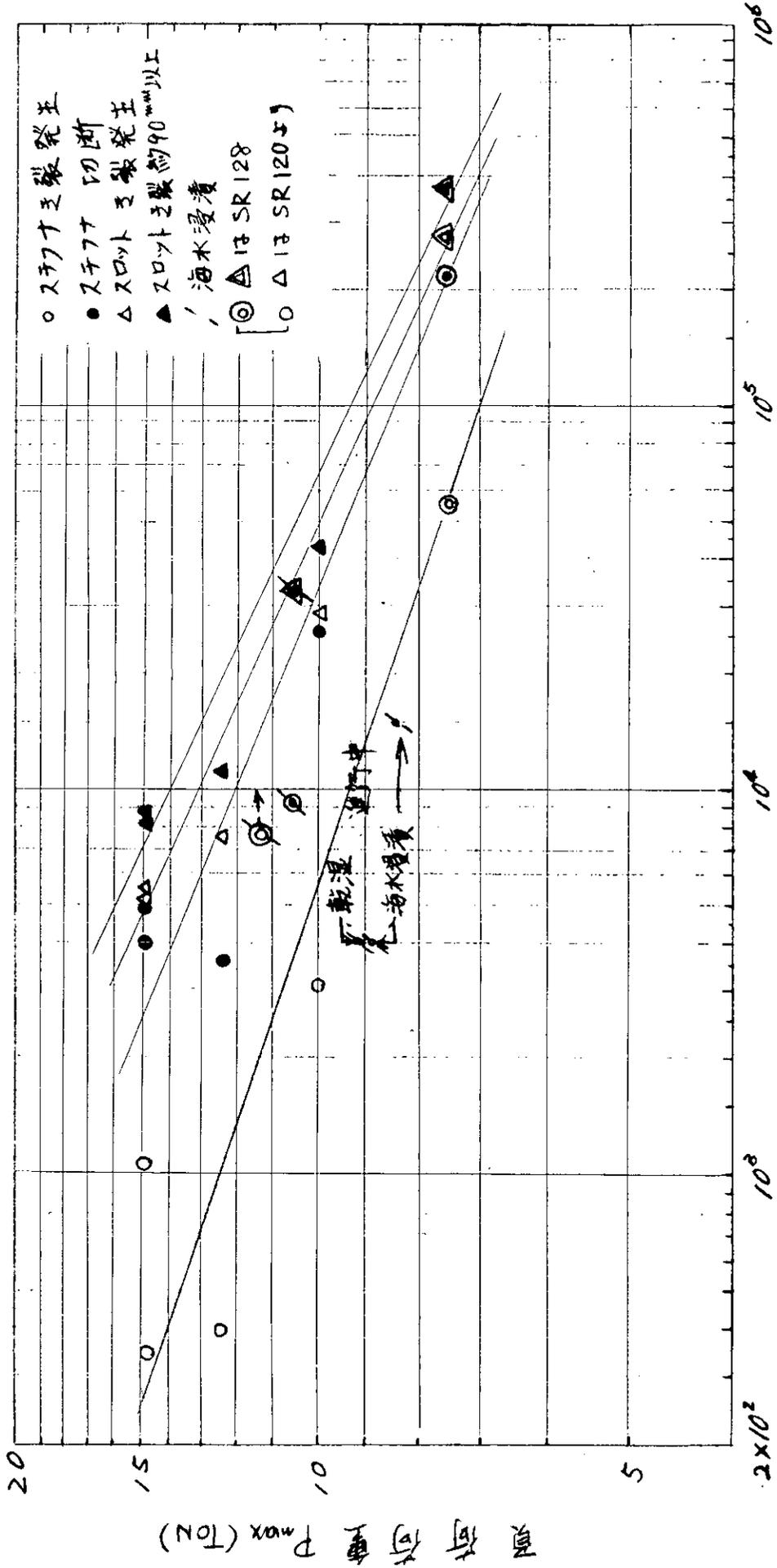


(b) 中央スチフナの切断
様相



(c) 中央スロットから発
生の疲労き裂の破面

写真 2.1.4 海水中疲労試験 (1.05 - 2.0 トン)
 $N_f = 3.5 \times 10^4$



繰返し数

図 2.1.1.1 スロットまわりの試験片の荷重と寿命

3. 不活性ガスの腐食疲れに対する防食効果に関する研究

3.1 緒 言

バラストタンク内で腐食が著しい原因としては、高温多湿の環境下における Dry-Wet の繰返し、および噴霧状態による多量の酸素供給が考えられ、これが応力集中部における疲労損傷を助長するものと考えられる。これらの損傷を抑制するための手段の一つとして、所謂電気防食では効果が少いため、本来、防爆のために使用されている不活性ガスを封入することが試みられようとしている。

第1年度は発露試験および分極特性の測定により、船体用鋼板の腐食特性に及ぼす不活性ガスの効果について研究が行なわれ、不活性ガス中の酸素および亜硫酸ガスの影響が比較的大きいことが明らかにされた。¹⁾

そこで第2年度より腐食疲労に対する不活性ガスの効果について検討するために、海水、ガス等の環境条件を各種変えた疲労試験を実施した。

3.2 実験方法

3.2.1 試験片

供試材は板厚 6 mm の S S 4 1 材である。化学成分および機械的性質の分析および試験結果を表 3.2.1 に示す。

表 3.2.1 供試材の化学分析結果及び機械試験結果

鋼 種	化 学 成 分 (%)					機 械 的 性 質 (Kg / mm ²)	
	C	Si	Mn	P	S	σ_y	σ_B
S S 4 1	0.10	0.17	0.46	0.013	0.013	3 2.8 3 2.2	4 5.2 4 5.7

疲れ試験に用いた試験片の形状は図 3.2.1 に示すような応力集中率約 2.4 の有孔試験片である。試片中央部附近はグラインダーで黒皮を除去した後ペーパーで仕上げた。円孔周辺の角はペーパーで丸めた。

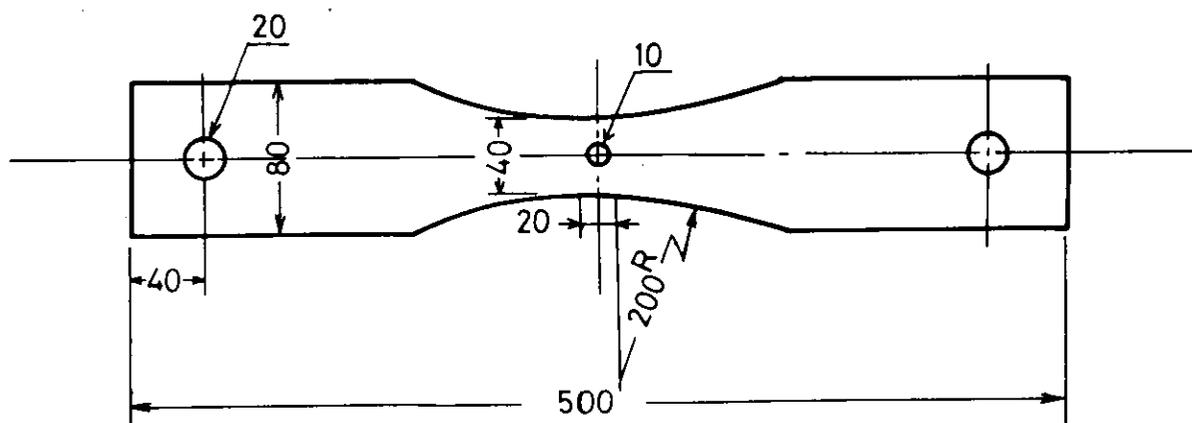


図 3.2.1 疲れ試験片の形状

3.2.2 試験装置および試験方法

用いた試験装置は電気油圧式荷重制御型片振り張疲れ試験機と環境制御装置を組合わせたもので、本研究用に製作したものである。

写真 3.2.1 に装置本体および制御盤の外観を示し、表 3.2.2 に主なる仕様を示す。

又、装置の構成を図 3.2.2 に示す。

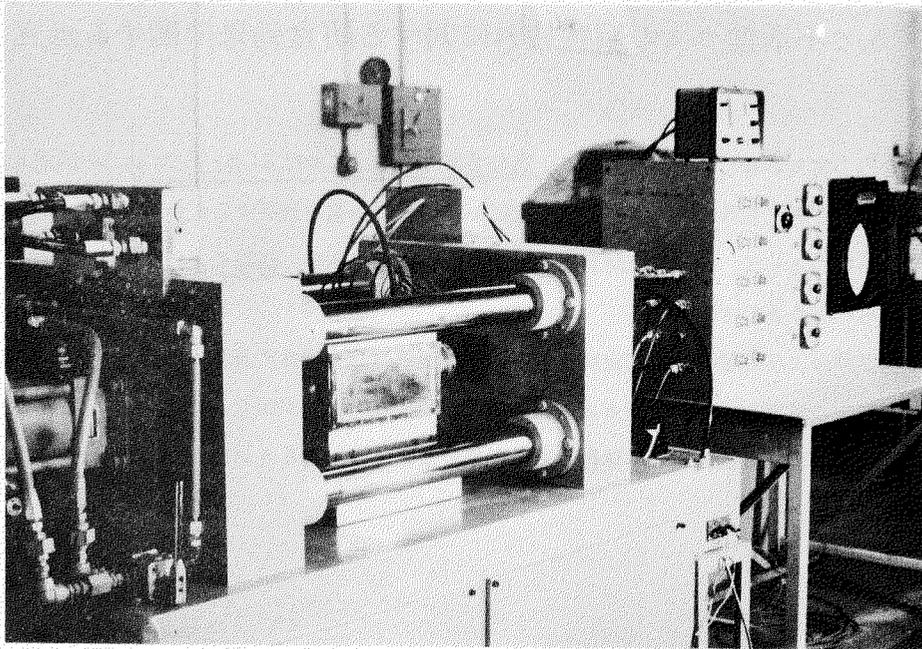


写真 3. 2. 1 試験装置本体および制御盤

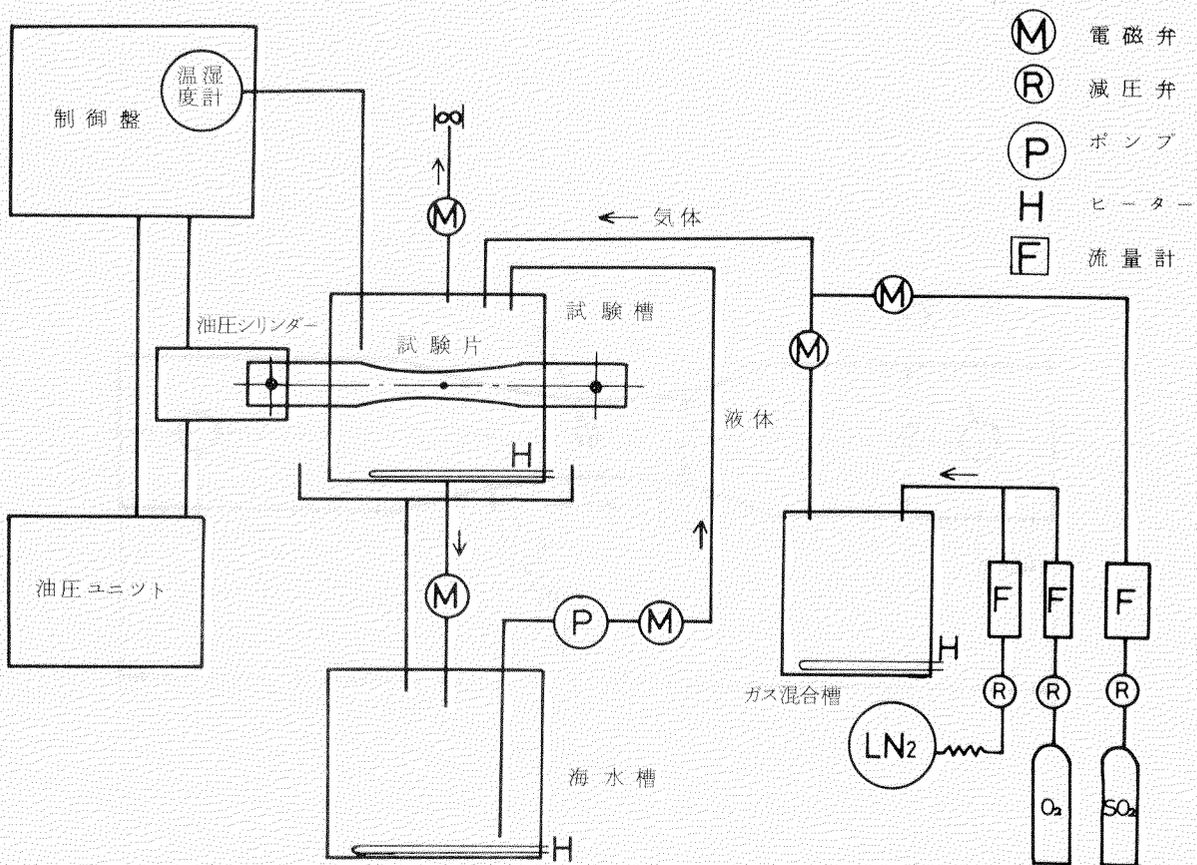


図 3. 2. 2 試験装置の構成

表 3.2.2 試験装置の仕様

項 目		仕 様
負荷装置	型 式	横型、電気油圧式
	制 御	定 荷 重
	荷 重	0 ~ 10 Ton
	最 大 変 位	80 mm
	繰 返 し 速 度	0.1 ~ 10 Hz
環境装置	温 度 範 圍	R.T. ~ 80 °C
	最 大 ガ ス 流 量	N ₂ : 5 m ³ /h、O ₂ : 0.5 m ³ /h
	液 体、気 体 交 換	4 station タイマー制御
	設 定 時 間	1 ~ 30 min
	試 験 槽 容 量	22 ℓ

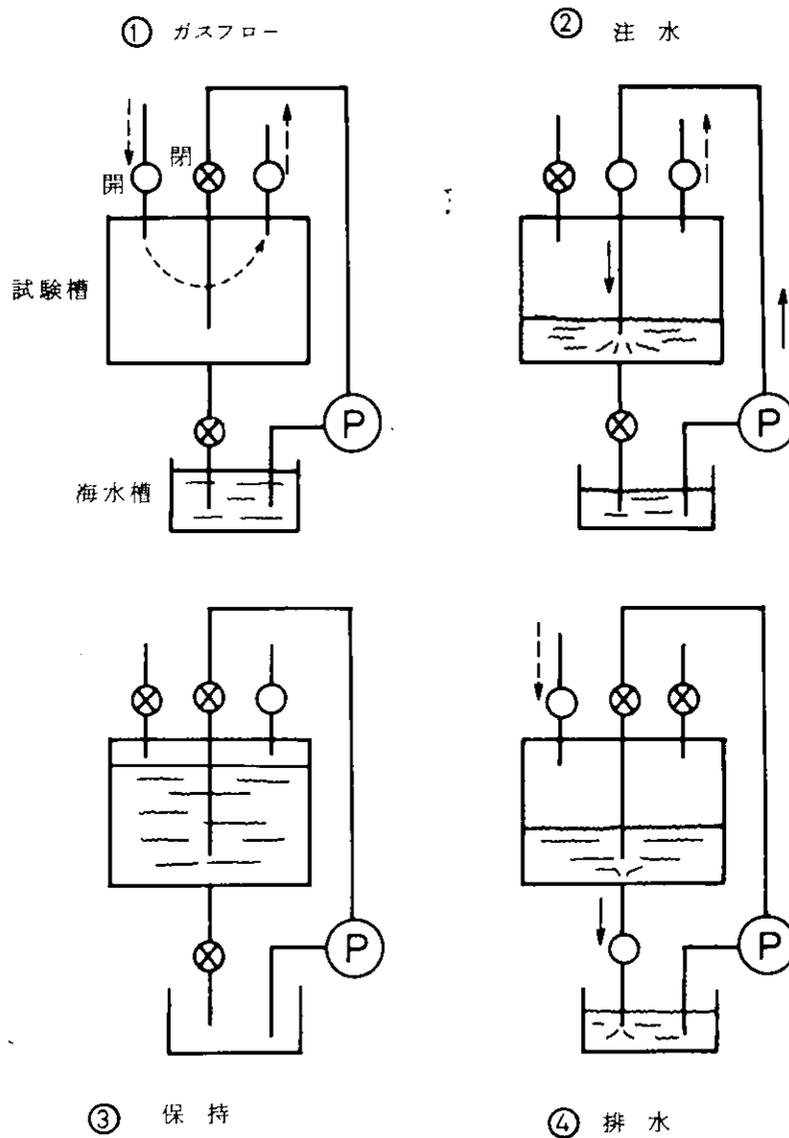
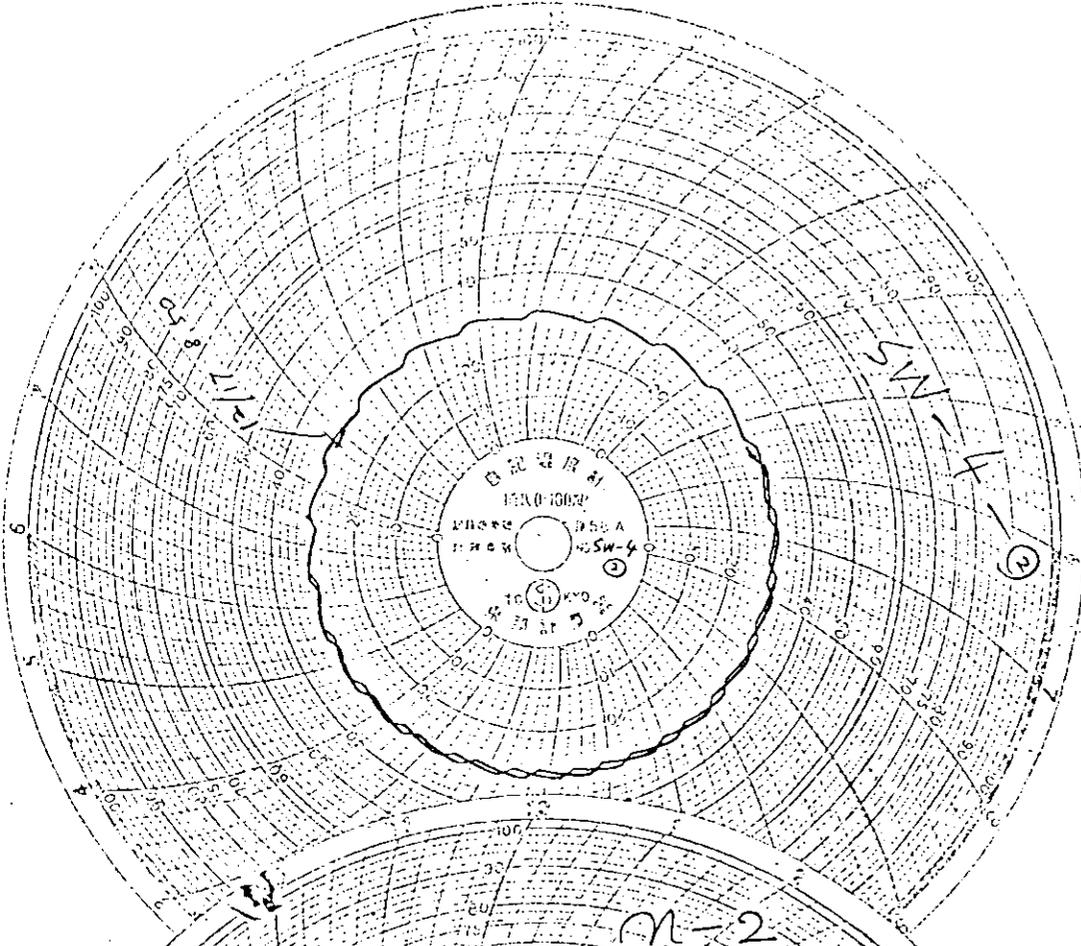


図 3.2.3 雰囲気制御順序

(a) 3%食塩水中



(b) 窒素~食塩水

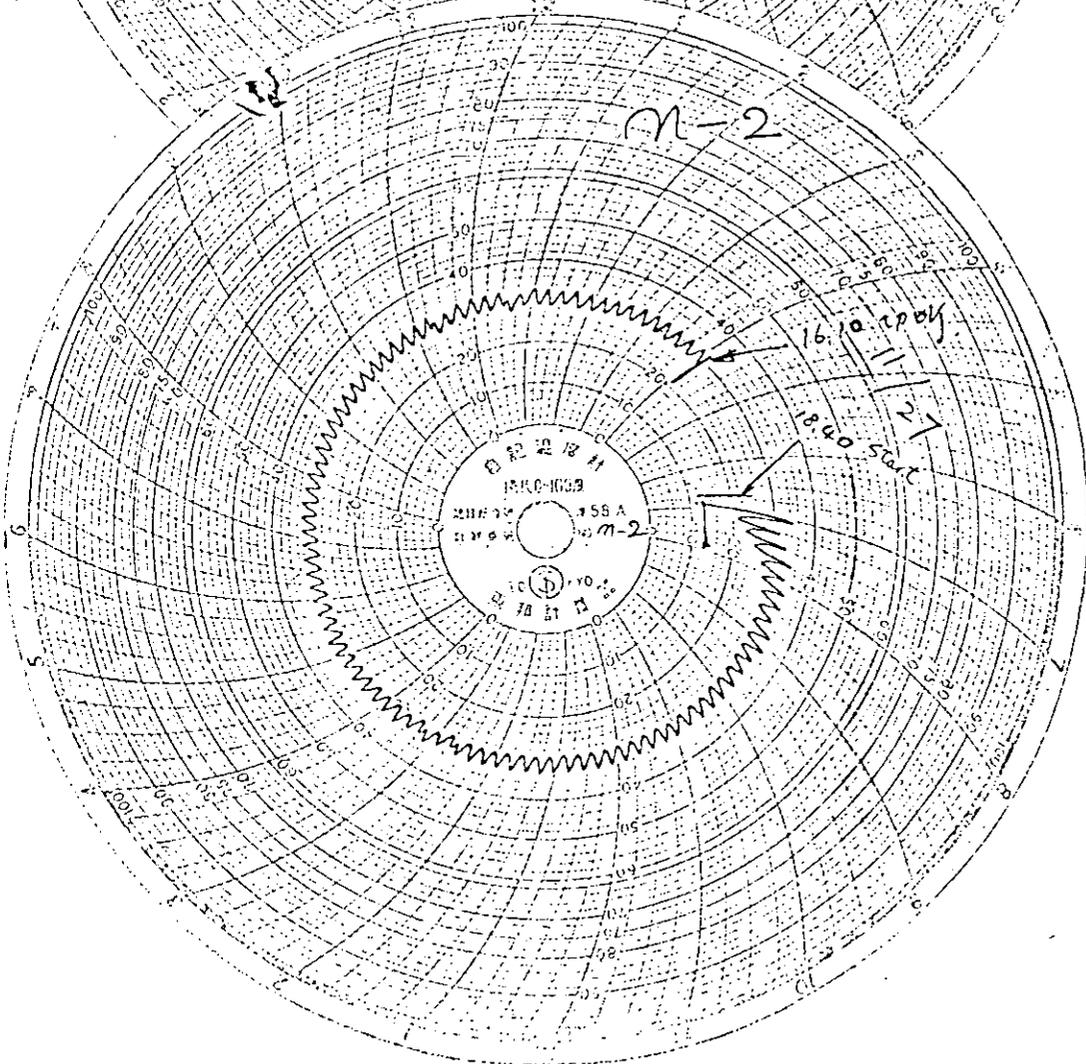


图 3.2.4 温度記録例

負荷の繰返しは毎分20 cycle とし、片振引張の荷重制御で与えた。

環境は温調した試験槽内へそれぞれ温調した食塩水やガスをタイマーで電磁弁を作動させて送り込んだり排出したりして繰返した。

制御順序を図3.2.3に示す。ガスフロー、注水、保持、排水の各段は3'、2'、1.5'、6.5'にそれぞれ設定した。したがって計13分で1 cycle とした。このうち試験片が食塩水に浸漬している時間は4'程度である。

環境の種類は、現在までに①大気中、②3%食塩水中、③大気～3%食塩水、④窒素～3%食塩水の4種類について行なつた。

雰囲気温度は夏季の常温状態に合わせて、常に食塩水、ガス共30℃に保つようにした。但し大気中は室温ままとした。

図3.2.4は試験中の試験槽内温度の記録例である。

なお3%食塩水中での試験では、小型ポンプで常に空気を送り込み、溶存酸素量を飽和状態とした。

3.3 実験結果および考察

各種環境における疲れ試験の結果を表3.3.1にまとめた。

図3.3.1はこれらをまとめてプロットしたものである。

これより、大気中における破断寿命とその他腐食環境中でのそれとは明らかに差が認められ、腐食環境中での寿命は大気中での約 $\frac{1}{2}$ になつているが、各腐食環境間では有意差が出ていないことがわかる。

しかし、表面の腐食状況は写真3.3.1～3に示すように明らかに相違する。すなわち3%食塩水中では、全面赤錆が生成するのに対し、大気～食塩水では分厚い鱗状の腐食生成物を生じており、窒素～食塩水では殆んど腐食しないが薄く黒っぽい皮膜を発生する傾向にあつた。破断時間 T_f のほぼ同一なものと比較すると、腐食の著しいのは、①大気～食塩水、②3%食塩水中、③窒素～食塩水の順である。

破断面の疲れき裂部は①②では腐食生成物が附着しているのに対し、③では何も認められない。

湿度はいずれも80～100%であり、又、Dry 中でもき裂先端には食塩水が残留しているようであつた。

雰囲気の種類と相対湿度(水蒸気)および酸素濃度が疲れ強さに及ぼす影響について、益本らは有孔試験片の両面半曲げ疲労試験を行ない、湿つた窒素は大気と殆んど差がなく(図3.3.2)、又1.5%以上の窒素中の湿度および0.1%以上の酸素が寿命低下に著しく影響することを示している(図3.3.3～4)^{2),3)}

3.4 結 言

船体用鋼板の海水による腐食疲労に対する不活性ガスの効果を検討するために、環境を各種変えて20cpmの繰返し速度で片振引張の荷重制御型疲労試験を行なつた結果、次のことがわかつた。

- ① 3%食塩水中、大気～3%食塩水繰返し、窒素～3%食塩水繰返し等の腐食環境における破断寿命は、負荷の繰返し数 2×10^5 以下の実験範囲内で明らかに低下する。
- ② これら腐食環境間では破断寿命に有意差が出ていない。しかし試片表面の腐食状態には明らかに差があり、その程度は大気～食塩水、食塩水中、窒素～食塩水の順に著しい。
- ③ 今後の課題としては、より長寿命領域での現象に注目することと溶存酸素量や湿度の制御を行なうことが必要であると思われる。

参 考 文 献

- 1) 日本造船研究協会研究資料 46160 (1972)
- 2) 益本、上田、江原 ; 溶接学会誌 39 (1970) 771
- 3) 益本、江原、上田 ; 同上 39 (1970) 964

表 3.3.1 各種環境における疲労試験結果
(繰返し速度 20cpm、温度 30℃)

環境		試料 No	σ_{max} 最大応力	T_f 破断時間	N_f 負荷繰返し数	N_A 環境繰返し数
大気中	平滑材	SA-2	Kg/mm^2 42.0	—	6.0×10^2	—
		SA-3	37.5	—	1.02×10^5	—
	有孔試片	A-2	25.0	—	2.29×10^5	—
		A-3	28.5	—	1.04×10^5	—
		A-4	32.5	—	4.17×10^4	—
		A-5	22.0	—	1.32×10^5	—
		A-6	36.0	—	1.45×10^4	—
A-7	26.2	—	1.86×10^5	—		
3%食塩水中	SW-1	28.5	$67^h \cdot 30^m$	8.1×10^4	—	
	SW-2	31.0	25	3.0×10^4	—	
	SW-3	26.8	$70 \cdot 20$	8.4×10^4	—	
	SW-4	25.0	$111 \cdot 30$	1.34×10^5	—	
大気 3%食塩水	a-3	23.7	$139 \cdot 40$	1.75×10^5	645	
	a-5	29.0	62	7.45×10^4	310	
	a-6	30.6	$20 \cdot 30$	2.47×10^4	100	
	a-7	25.7	82	9.84×10^4	360	
窒素 3%食塩水	n-1	27.5	73	8.76×10^4	317	
	n-2	31.3	$21 \cdot 30$	2.58×10^4	94	
	n-3	25.0	$95 \cdot 40$	1.16×10^5	420	

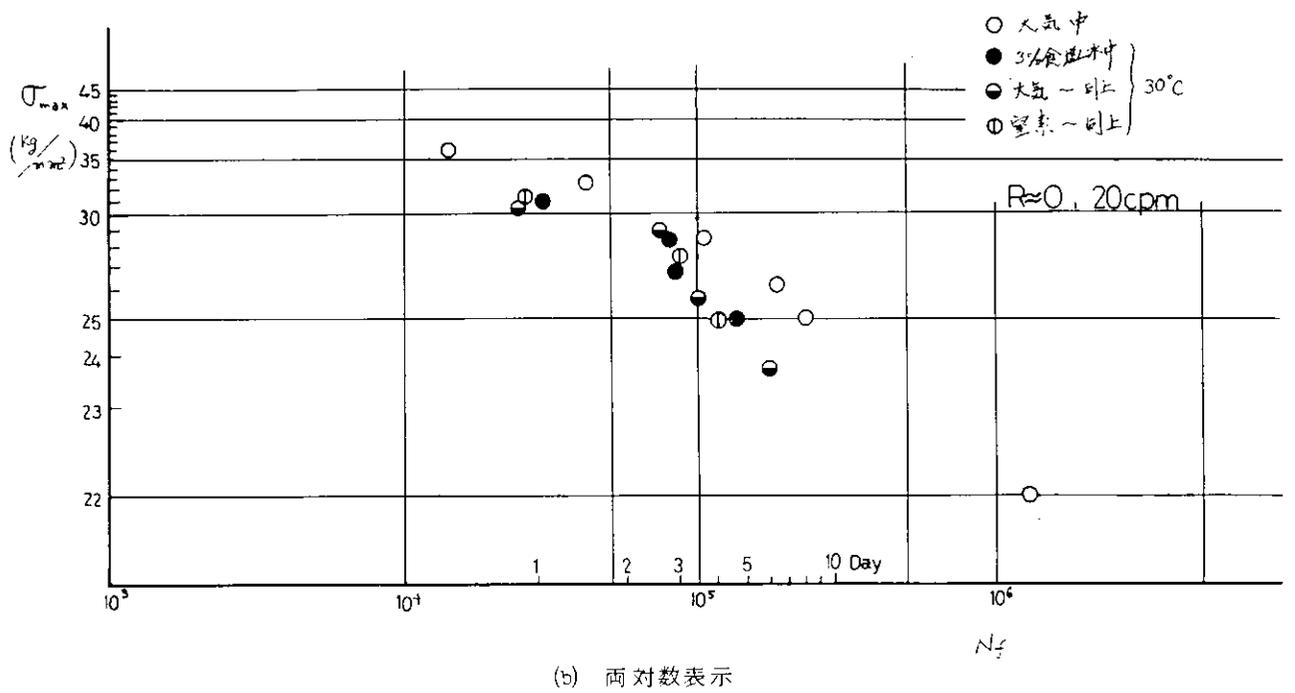
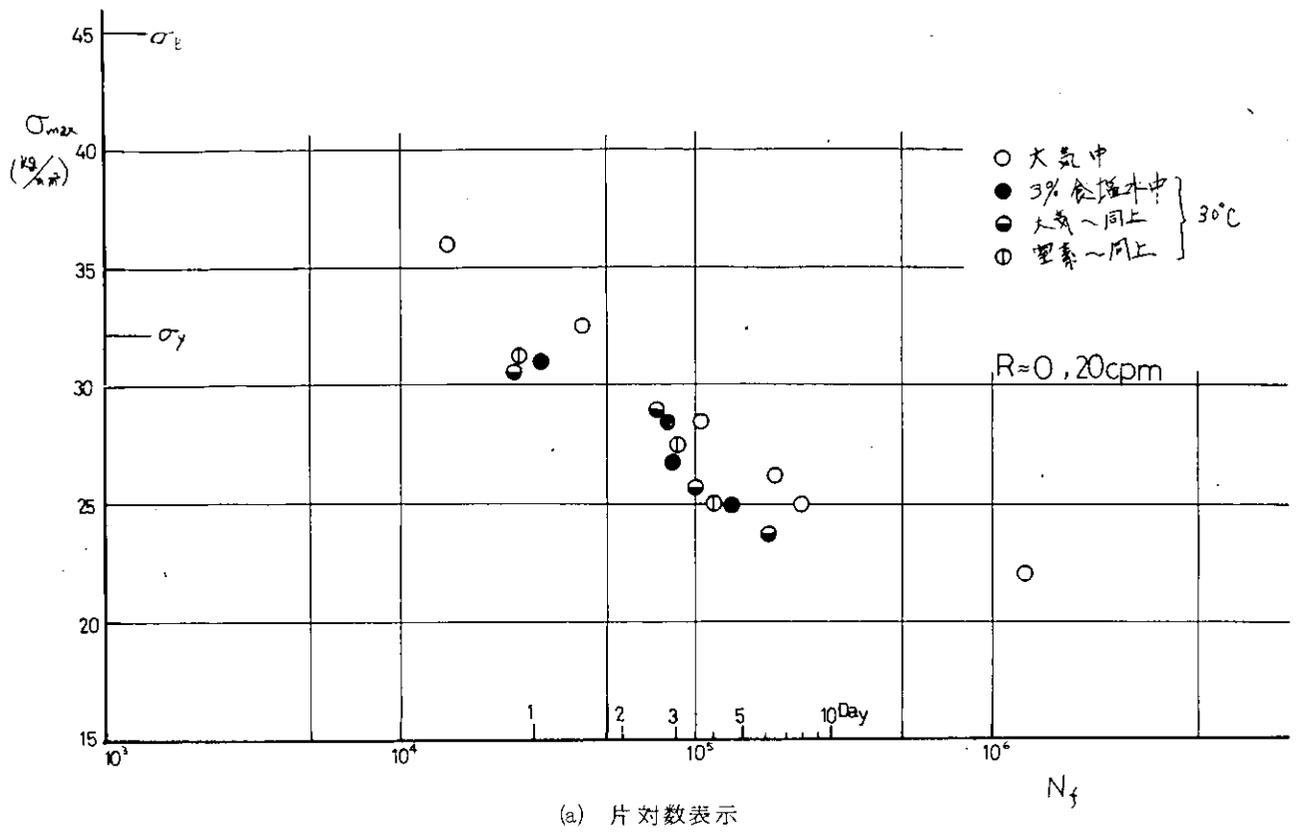


図 3. 3. 1 各種環境における疲れ試験結果

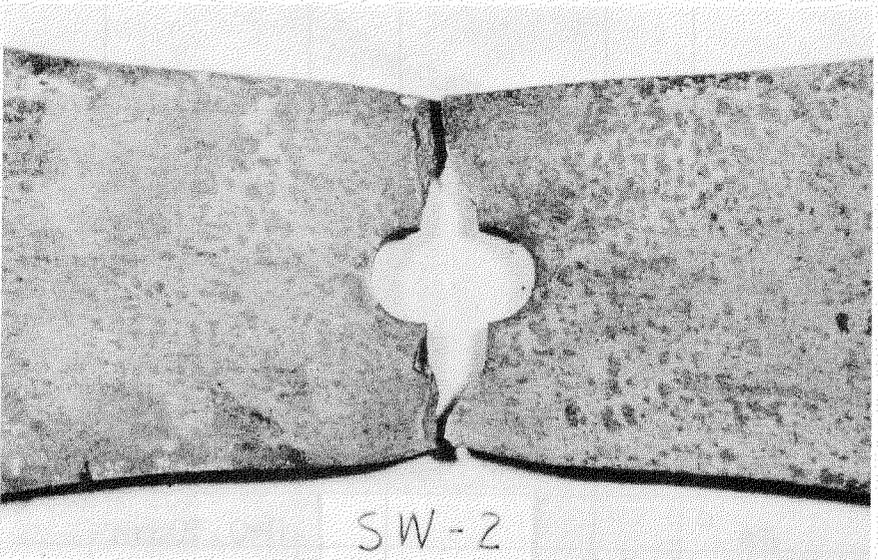
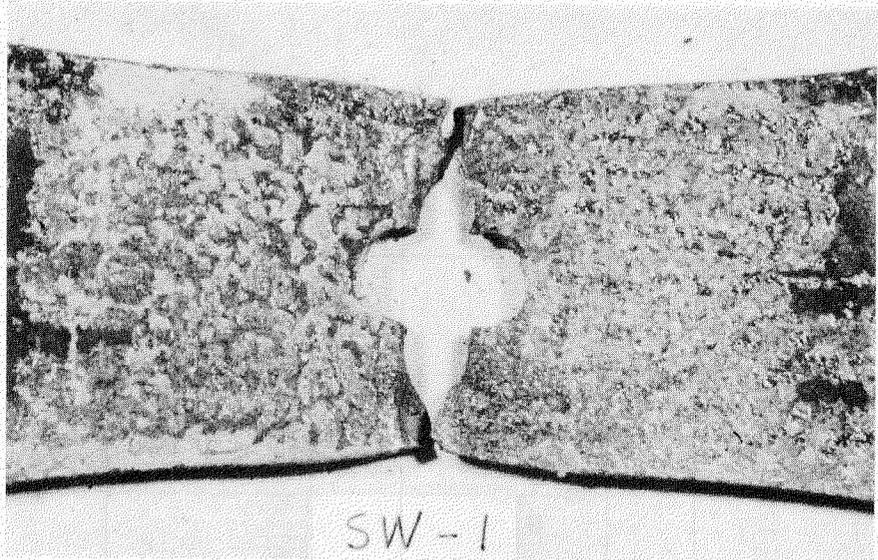


写真 3.3.1 破断時における表面腐食状況
3%食塩水中

Tf	70h 20m	25h	67h 30m
Nf	8.4×10^4	3.0×10^4	8.1×10^4

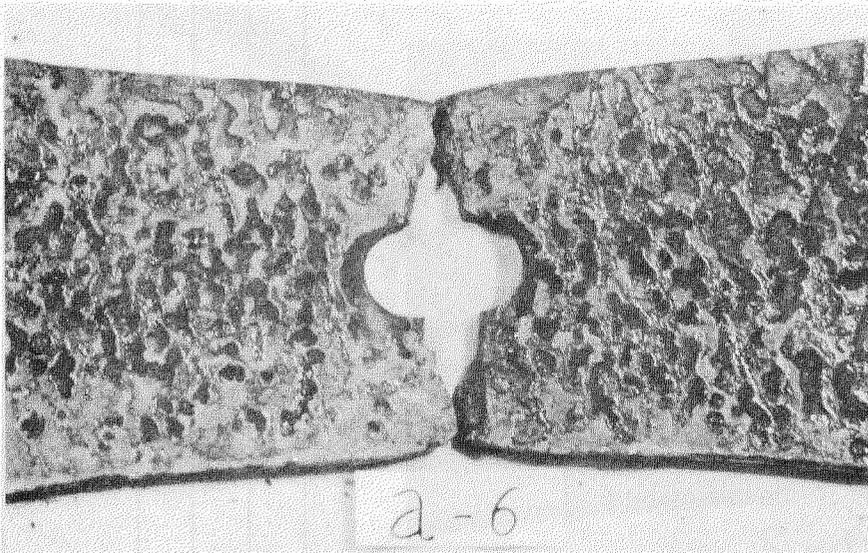
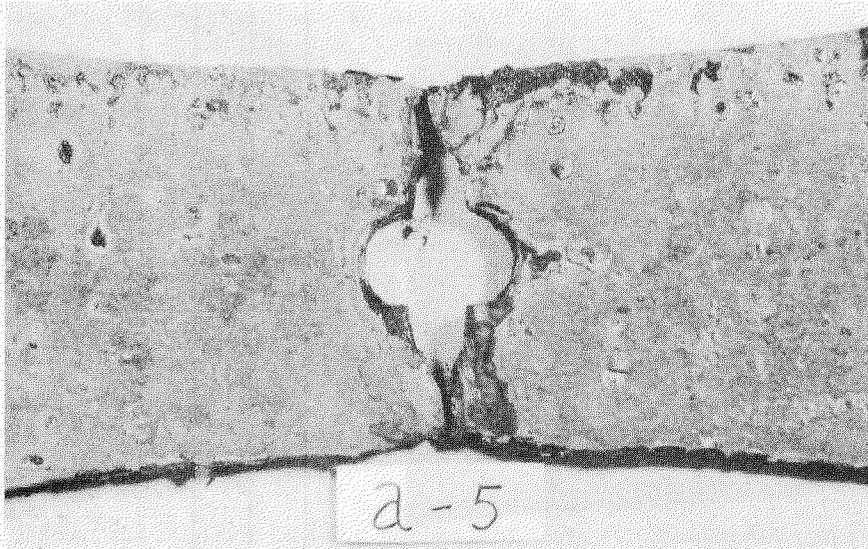


写真 3.3.2 破断時における表面腐食状況
 大気～3%食塩水

T f	20 h 30 m	62 h	139 h 40 m
N f	2.47×10^4	7.45×10^4	1.75×10^5
N A	100	310	645

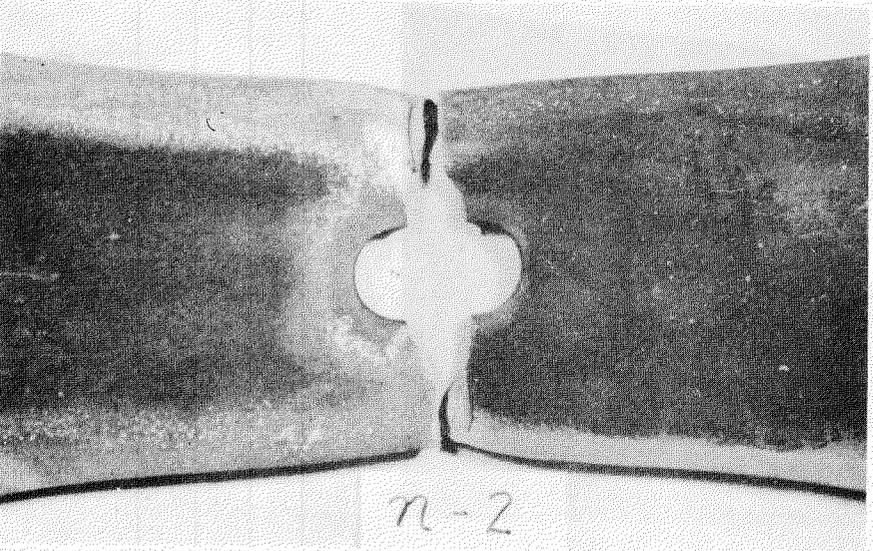
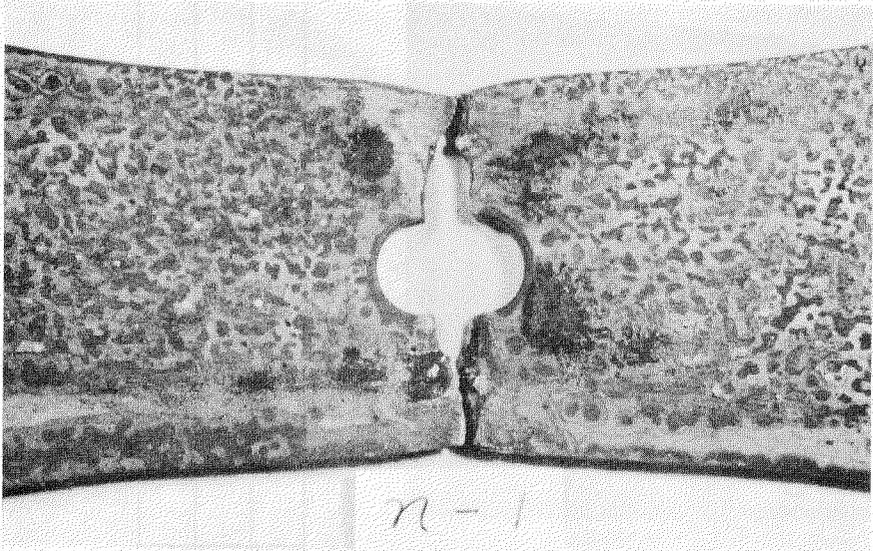
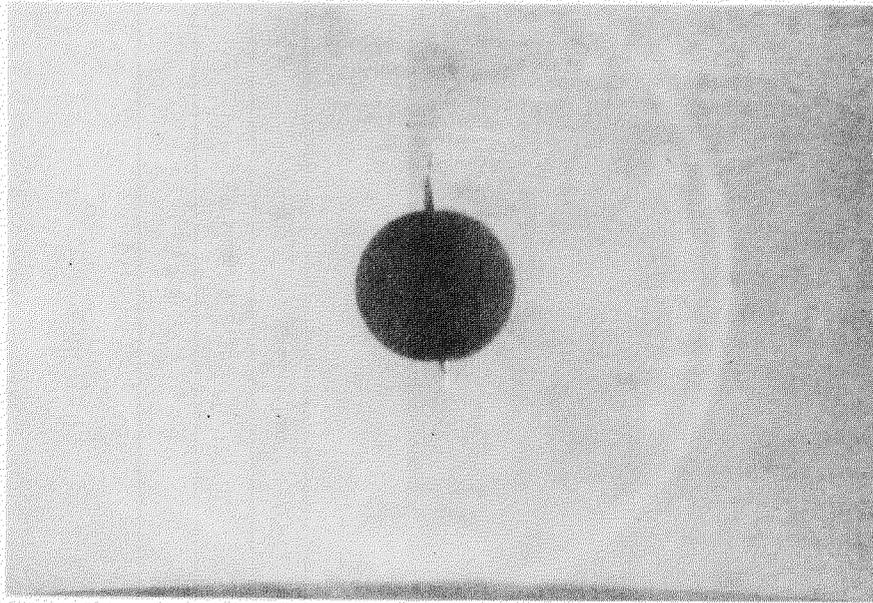
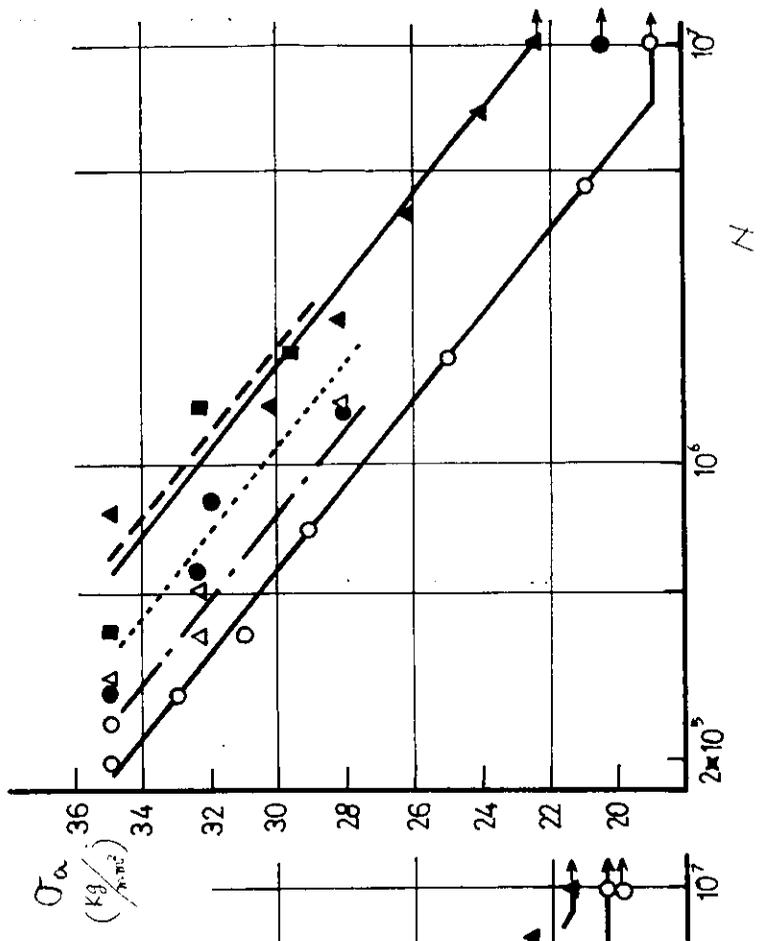


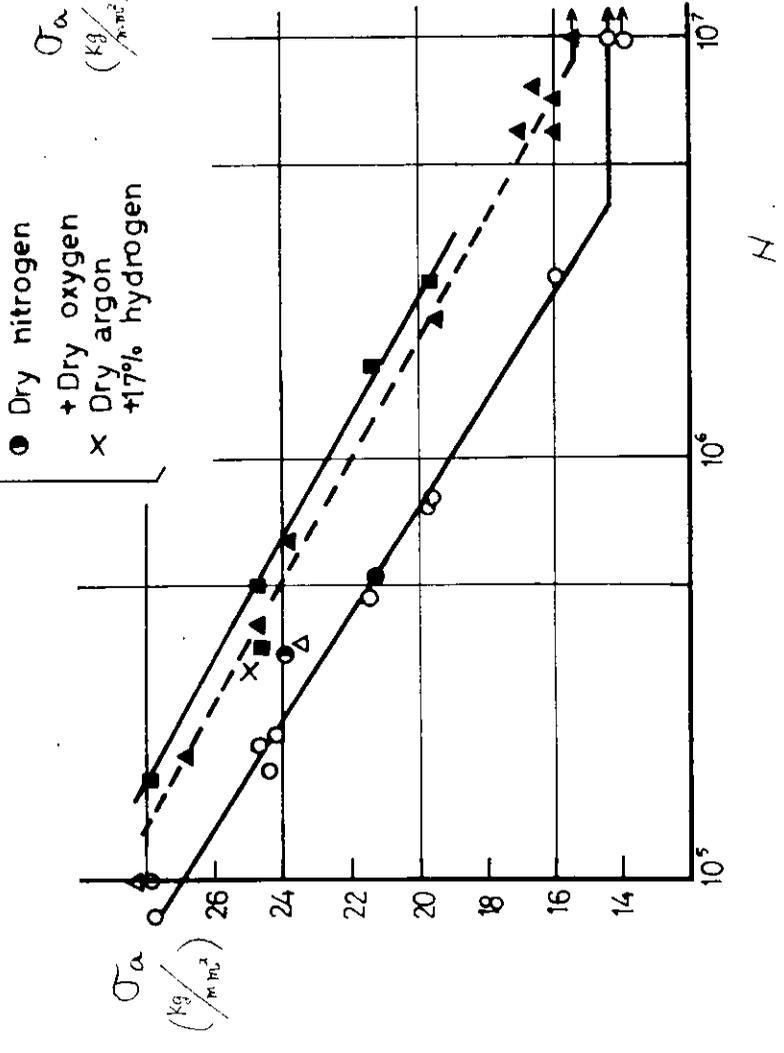
写真 3.3.3 疲れき裂進展中および破断時における表面腐食状況
窒素ガス～3%食塩水

Tf	21h 30m	73h	(7.2 hr)
Nf	2.58×10^4	8.76×10^4	(8.64×10^4)
NA	94	317	(313)

- Air
- Dry air
- △ Damp nitrogen
- ▲ Dry nitrogen
- Dry argon
- Dry nitrogen
- + Dry oxygen
- x Dry argon
- +17% hydrogen



(a) S S 4 1 2



(b) 耐候性高張力鋼⁵⁾

図 3.3.2 各種雰囲気における S-N 特性 (有孔板の両振平曲げ)^{2), 5)}

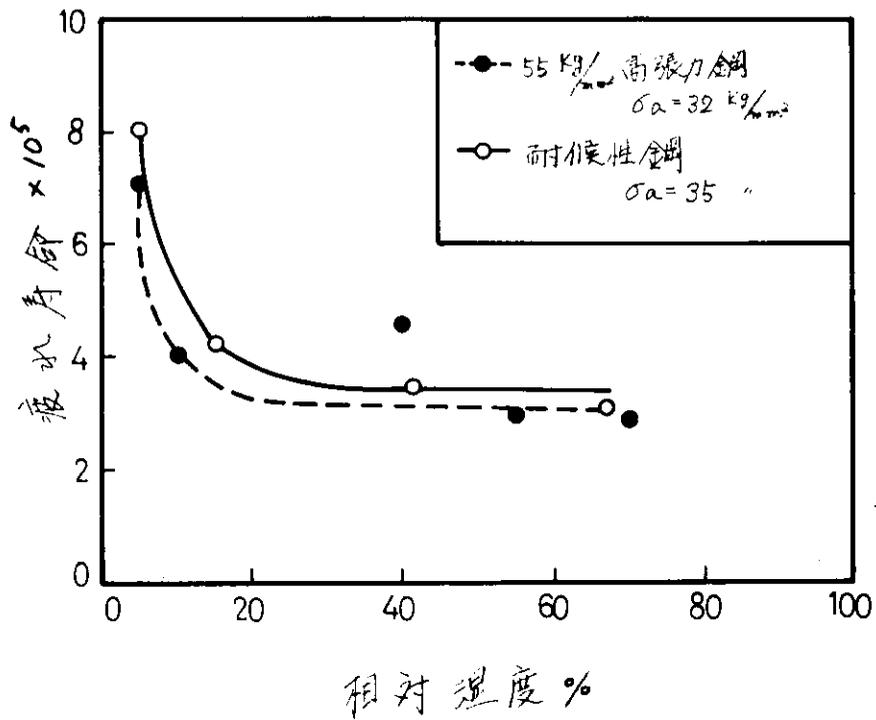


図 3.3.3 疲れ寿命に及ぼす窒素雰囲気中の相対湿度の影響³⁾

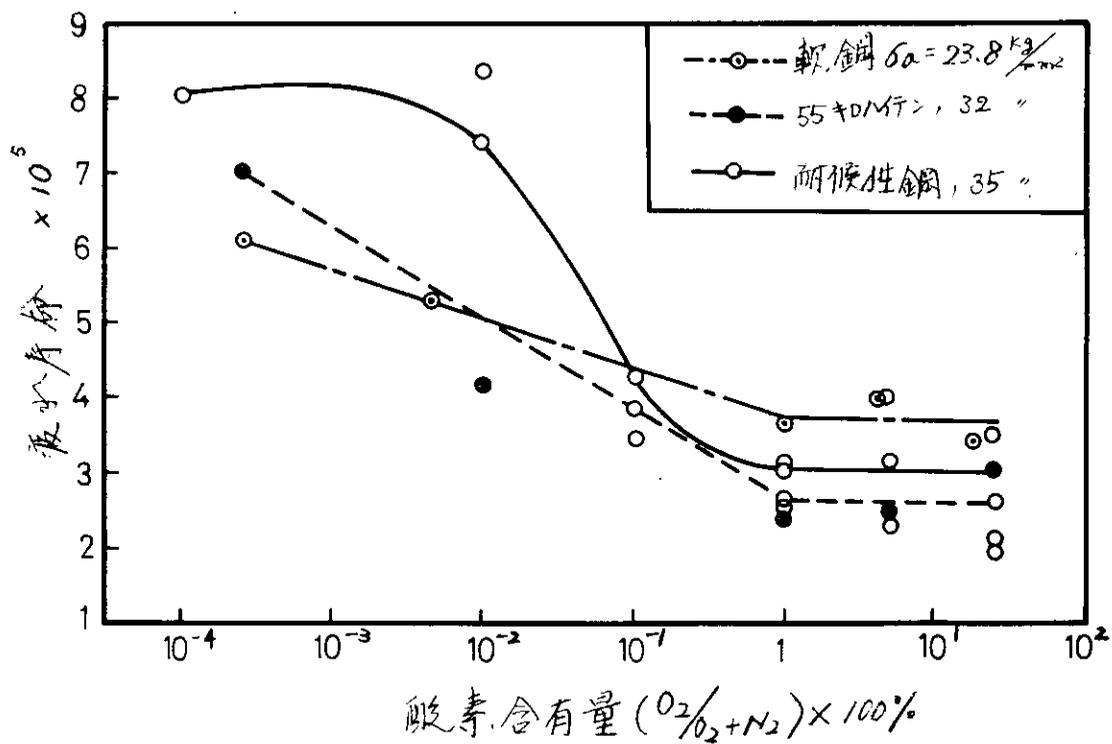


図 3.3.4 疲れ寿命に及ぼす酸素濃度の影響^{2), 3)}

4. 重畳波形下の腐食疲れ試験

4.1 緒言

実働荷重下での応力は、一定振幅の繰返し以外に、その一定振幅に二次波、あるいは三次波が重畳するような波形、あるいは全くランダムな波形となる。しかもこのような応力を受ける場合は、マイナ則にあてはまらない。船舶が受ける応力も実船における応力測定の結果、このような複雑な波形を受けることがわかっている。

例えば、積荷によるローディング、アンローディングに波浪外力が重畳する場合、あるいは波浪外力の一次波に機械振動による二次波が重畳する等、である。

このため船舶における腐食疲れの問題を解決する時、当然このような重畳波の応力をうける場合を考慮する必要がある。

今年度は積荷によるローディング、アンローディングに波浪外力が重畳する場合を考え、こうした重畳波形下での部材の腐食疲れ強さ、および部材の寿命について検討した。

4.2 実験方法

4.2.1 試験片

供試材はS S 4 1材で板厚6 mmのものである。機械的性質は供試材からJ I S 5号の引張試験片を5本採取し引張り試験をおこなった。その結果が表4.2.1である。また、この材料の化学成分を表4.2.2に示す。

この供試材から図4.2.1に示す試験片形状に機械加工して試験片を作成した。試験部は板厚4 mm、板幅10 mmの平滑試験片である。

4.2.2 装置および実験方法

試験機は4 kg-m シェンク式平面曲げ疲労試験機を改良した、複合波平面曲げ疲労試験機である。その概観写真を図4.2.2に示す。

この試験機の二次波駆動電動機はS C Rモーターを用い、60 rpm ~ 1,800 rpm無段変速となつている。一次波駆動装置は図4.2.3に示すようにモータ、無段変速機、減速機、二重偏心機構およびクランク機構よりなり、計測装置の応力棒を揺動させて試験片に低サイクル負荷を与える。この場合一次波の繰返し数は10回/日 ~ 90回/日の無段変速となつている。

重畳波の試験は時間的な制約があるため、今回は一次波を $1/15$ rpm、二次波を120 rpmの繰返しとした。両者とも正波である。一定振幅の疲れ試験の繰返しは120 rpmである。

腐食環境および装置は昭和46年度実験のものと同じのものを使用した。¹⁾ すなわち、腐食としては3% NaClの人工海水を用い、液は循環して用いた。液温は室温である。腐食サイクルは5 min - 5 minのWet-Dryの繰返しを与えた。乾燥はブローアを用い約1分間風を吹きつけて乾した。液を腐食槽に供給するノズルは、常に空気を巻き込む状態とし、液中の溶存酸素量を飽和状態とした。

試験片のつかみ部は試験片取付け金具がSUS 27であるので、異種金属の接触をさけるため塗装して使用した。

4.3 実験結果

4.3.1 一定振幅疲れ試験結果

Dryでの実験結果およびWet-Dry(5 min - 5 min)での腐食疲れ試験結果を表4.3.1(A)、(B)にまとめて示した。

これらの結果を両対数のS-N線図でしめしたのが図4.3.1であり、また、s-t線図で示したものが図4.3.2である。

この結果、図4.3.1が示すようにDryでの破断寿命とWet-Dryでのそれとは明らかに差異が認められ、後者で

表 4.2.1 供試材 (SS41) の機械的性質

機械的性質 試料番号	降伏点 (Kg/mm ²)	引張強さ (Kg/mm ²)	伸 び (%)	絞 り (%)
1	3 2.0	3 9.8	4 7.0	5 1.1
2	3 1.0	3 9.1	4 5.0	5 2.2
3	3 1.0	3 9.3	4 7.0	5 2.8
4	3 0.0	3 9.1	4 5.0	5 5.0
5	2 9.9	3 9.0	4 5.0	5 1.9
平 均	3 1.0	3 9.3	4 6.0	5 2.6

(J I S 5号引張試験片)

表 4.2.2 供試材 (SS41) の化学成分 (%)

C	Si	Mn	P	S
0.19	0.04	0.69	0.017	0.021

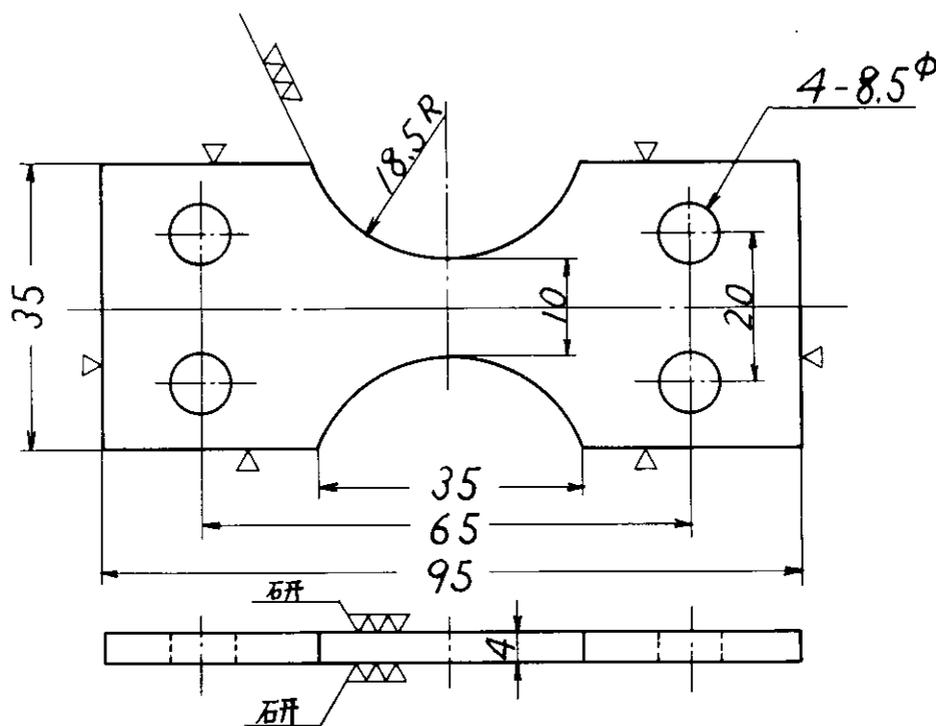


図 4.2.1 試験片形状

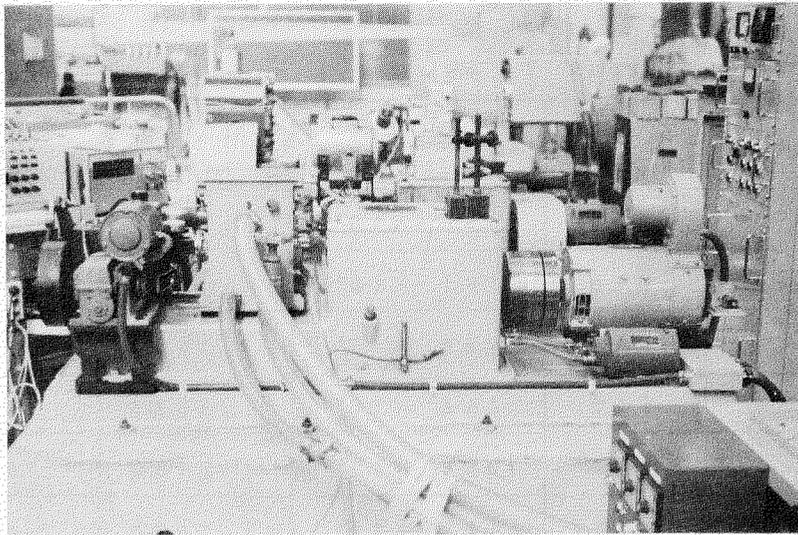


図 4.2.2 複合波平面曲げ疲れ試験機
(4Kg-m シェンク式)

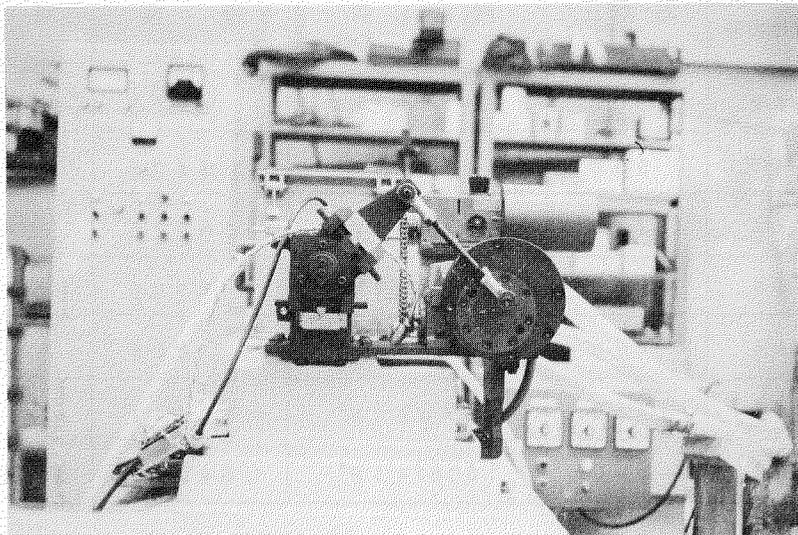


図 4.2.3 一次波駆動部分

表 4.3.1 一定振幅疲労試験結果

(A) Dry (120rpm)

試験片番号	応力 (kg/mm ²)	繰返し数 (N)	時間 (min)	破断 or 未破断
1	30.0	1.901×10^5	1584.2	破断
2	49.6	1.91×10^4	159.2	"
3	54.6	1.24×10^4	103.3	"
4	35.5	6.64×10^4	553.3	"
5	45.0	2.58×10^4	215.0	"
6	40.2	4.41×10^4	367.5	"
7	24.0	6.594×10^5	5495.0	未破断

(B) Wet-Dry (5min-5min) 3% NaCl 120rpm 室温

試験片番号	応力 (kg/mm ²)	繰返し数 (N)	時間 (min)	破断 or 未破断
42	30.0	8.17×10^4	680.8	破断
43	35.0	3.63×10^4	362.5	"
44	24.0	6.363×10^5	5302.5	"
45	50.0	1.08×10^4	90.0	"
46	40.5	2.20×10^4	183.3	"
47	26.0	1.496×10^5	1246.7	"
48	24.0	1.0081×10^6	8400.8	未破断

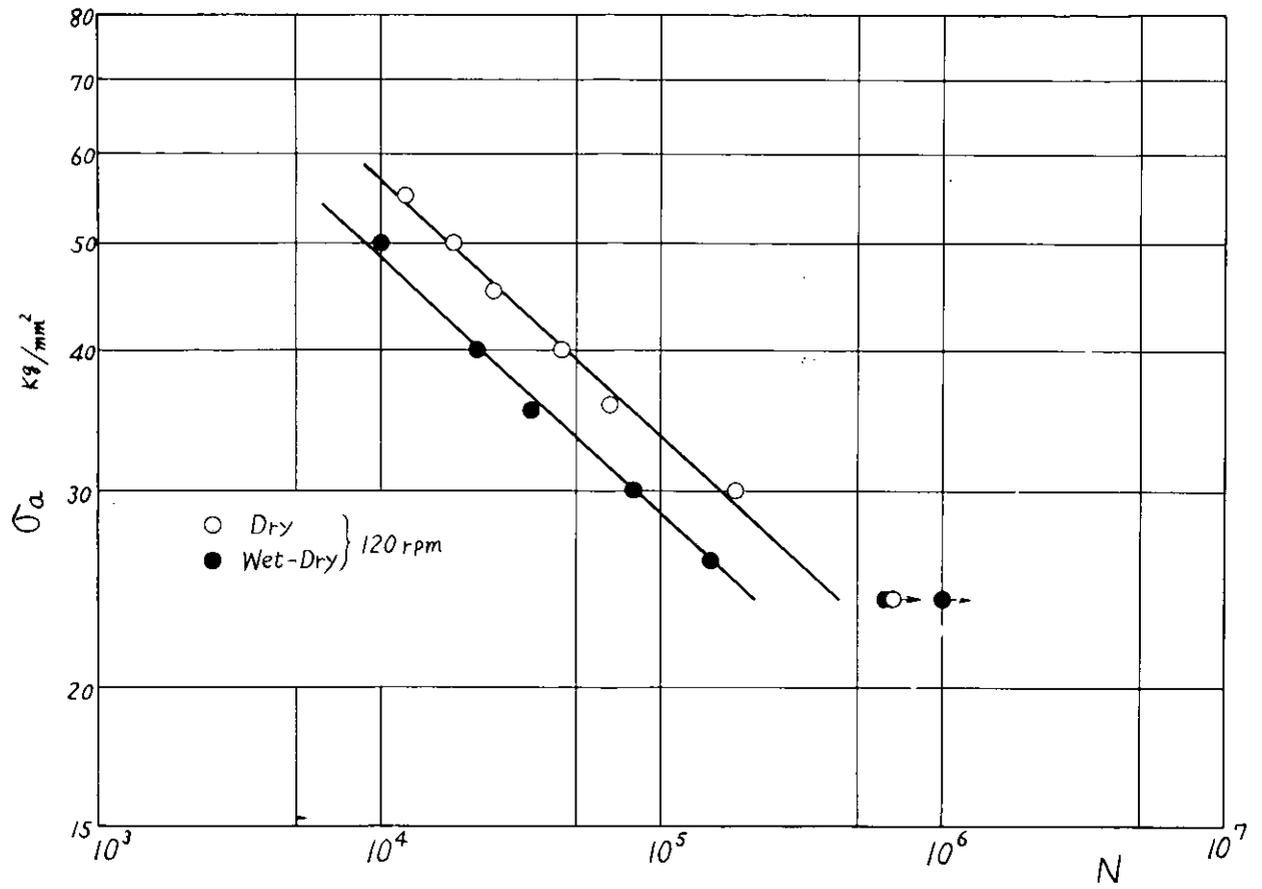


图 4.3.1 S - N 线图

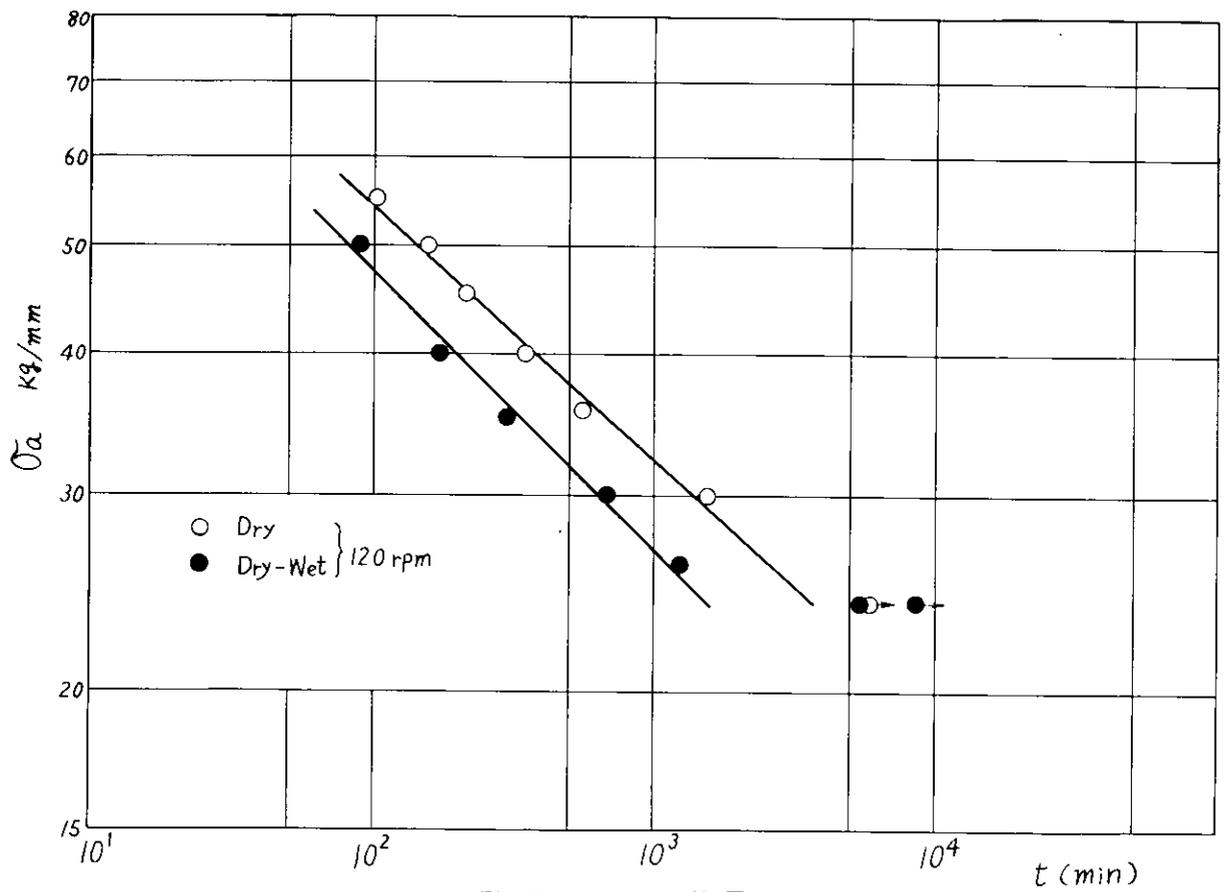


图 4.3.2 s - t 线图

の寿命は前者の寿命の約1/2となつた。

腐食疲れをうけて破断した試験片の写真を図 4.3.3(a)~(d)に示した。各応力と腐食の状態を観察すると、高応力で短時間で破断したものは主き裂のまわりの腐食が一番激しいことがわかる。

4.3.2 重畳波疲れ試験結果

重畳波疲れ試験の場合、一次応力を σ_1 、二次応力を σ_2 とすると、最大応力 $\sigma_{max} = \sigma_1 + \sigma_2$ の選定であるが、今回は時間の都合上 $\sigma_{max} = 30 \text{ Kg/mm}^2$ を選んだ。一定振幅での疲れ試験より得られた実験点を最小二乗法にて S-N 線図を求めた結果、Dry の場合は、

$$N\sigma^{4.40} = 5.29 \times 10^{11} \quad \dots\dots\dots (4.3.1)$$

Wet-Dry の場合は、

$$N\sigma^{4.06} = 7.86 \times 10^{10} \quad \dots\dots\dots (4.3.2)$$

となつた。 $\sigma_{max} = 30 \text{ Kg/mm}^2$ における破断繰返し数は実験点をもう少し必要とするが、この直線の式より Dry の場合は $N = 1.65 \times 10^5$ 、Wet-Dry の場合は $N = 7.85 \times 10^4$ となる。

なお、ここで (4.3.1)、(4.3.2) は得られた S-N 線図をいわゆる修正 Miner 則の S-N 線図のように直線となる式として表現している。

重畳波の疲れ試験の場合は、応力比 $m = \sigma_2 / \sigma_{max}$ をいろいろかえて実験をおこなつた。これより得られた結果を表 4.3.2 に示した。

Wet-Dry での重畳波の実験を主に行なつたが、 $m = 0.29$ の場合、約 52 日かかつて破断したため、時間的な制約があるので $m \geq 0.5$ の結果が多い。Dry の場合は $m = 0.8, 0.9$ の 2 本行ない、Wet-Dry の場合と比較した。この結果 Wet-Dry の場合の方が腐食の影響のため寿命減少割合が大きい。

Wet-Dry の環境で重畳波の疲れ試験した場合、破断した試験片を観察した写真を図 4.3.4(a)~(e)に示した。

当然ながら m が小さいものは腐食される時間が長いために表面の腐食は、はげしいものとなつている。

4.4 重畳波をうける場合の寿命計算に関する一考察

重畳波をうける場合の寿命計算に関する整理法を前年度の報告書¹⁾で述べたが、今年度も同様な整理法で実験結果を整理した。

4.4.1 等価繰返し数法(中村・田中の方法)

今回の試験は 1 次波の繰返し数を $1/15 \text{ rpm}$ 、2 次波の繰返し数を 120 rpm として行なつているので、一次波の 1 cycle に乗る二次波の山の数 $n = 1,800$ となる。

図 4.4.1 は等価繰返し数法で整理した結果を示す。

この場合、縦軸は応力比 m を真数目盛でとり横軸に寿命比 α を対数目盛にとつた。ここで寿命減少比 α は、

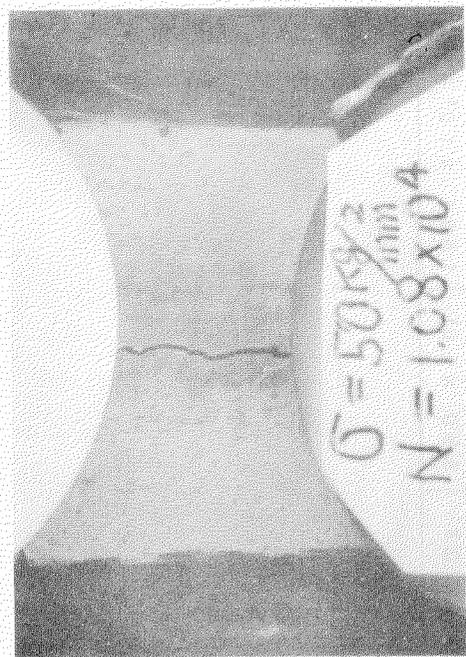
$$\alpha = \bar{N} / N \quad \dots\dots\dots (4.4.1)$$

ただし、 \bar{N} : 一次波で勘定した重畳波形下の繰返し寿命

N : 応力振幅が σ_{max} のときの一定応力での繰返し寿命

として表わした。

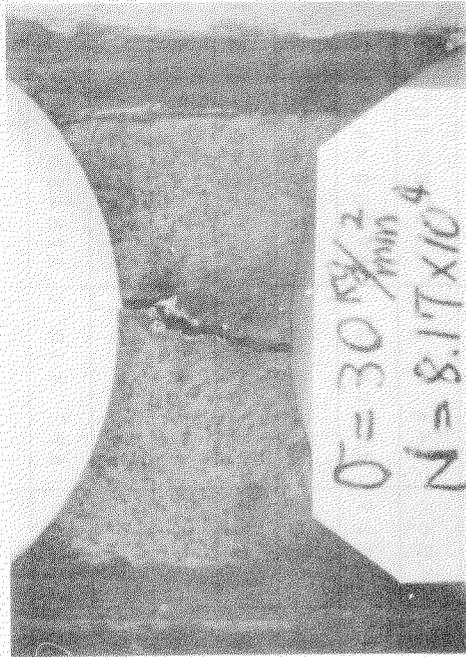
$m = 0$ のときは $\sigma_2 = 0$ となるので、一次波での一定振幅の繰返しであるゆえ、式 (4.4.1) より考えれば $\alpha = 1$ となる。一方 $m = 1.0$ のときは $\sigma_1 = 0$ であり、二次波だけの繰返し応力となる。このとき一次波の繰返し数で 1 サイクル中に二次波が 1,800 山重畳しているため、速度効果を無視して考えると 1,800 倍の疲れ損傷を与えると考え、 $\alpha = 1/1,800 = 5.56 \times 10^{-4}$ となる。すなわち、図 4.4.1 の A、B の各点がこれらの点にあたり、重畳波の両極端な場合と考えられる。



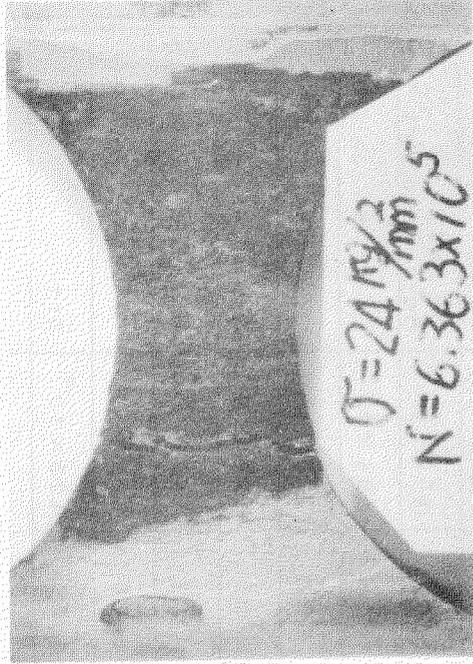
(a)



(b)



(c)



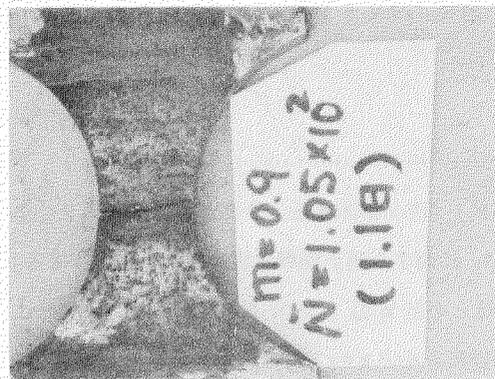
(d)

图 4.3.3 一定振幅疲劳试验破断写真 (3% NaCl Wet-Dry)
 平面曲付 120rpm 室温

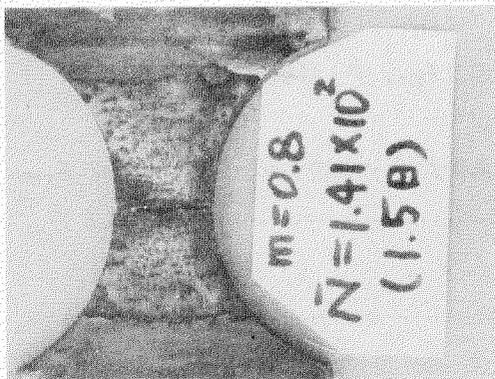
表 4.3.2 二重重量被疲れ試験結果

(条件: $\sigma_{max} = 30 \text{ kg/mm}^2$ $n_1 = 1/16 \text{ rpm}$, $n_2 = 120 \text{ rpm}$)

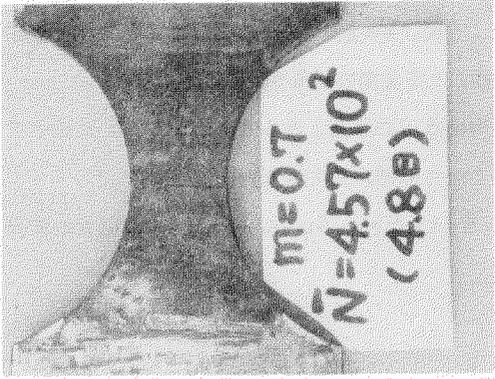
試験片 番号	一次応力	二次応力	応力比	一次波繰返し数	二次波繰返し数	破断時間		寿命比		備考
	σ_1 (kg/mm^2)	σ_2 (kg/mm^2)	m	N_1	N_2	τ (min)	D (day)	α	α	
8	15.0	15.0	0.5	8.46×10^2	1.5228×10^6	1.269×10^4	8.8	1.07×10^{-2}	1.07×10^{-2}	3% NaCl 5min-5min Wet-Dry
11	22.0	9.1	0.29	4.950×10^3	8.9100×10^6	7.425×10^4	5 1.6	6.06×10^{-2}	6.06×10^{-2}	"
12	12.1	17.9	0.6	9.43×10^2	1.6987×10^6	1.415×10^4	9.8	1.20×10^{-2}	1.20×10^{-2}	"
13	6.1	24.0	0.8	1.41×10^2	2.538×10^5	2.115×10^3	1.5	1.79×10^{-3}	1.79×10^{-3}	"
14	3.0	27.0	0.9	1.05×10^2	1.890×10^5	1.575×10^3	1.1	1.35×10^{-3}	1.35×10^{-3}	"
15	9.0	21.0	0.7	4.57×10^2	8.226×10^5	6.855×10^4	4.8	5.82×10^{-3}	5.82×10^{-3}	"
16	6.0	24.0	0.8	6.97×10^2	1.2546×10^6	1.0455×10^4	7.2	4.23×10^{-3}	4.23×10^{-3}	Dry
17	3.1	27.3	0.9	2.41×10^2	4.338×10^5	3.615×10^3	2.5	1.50×10^{-3}	1.50×10^{-3}	"
18	6.2	24.2	0.8	1.07×10^2	1.927×10^5	1.605×10^3	1.1	1.36×10^{-3}	1.36×10^{-3}	Wet-Dry
19	9.5	21.0	0.7	3.79×10^2	6.822×10^5	5.685×10^3	3.9	4.83×10^{-3}	4.83×10^{-3}	"
20	3.1	27.0	0.9	8.50×10^1	1.586×10^5	1.275×10^3	0.9	1.08×10^{-3}	1.08×10^{-3}	"



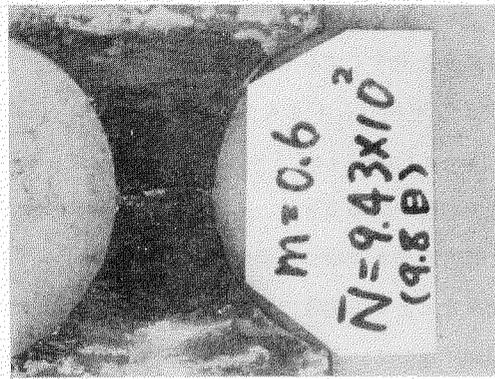
(a)



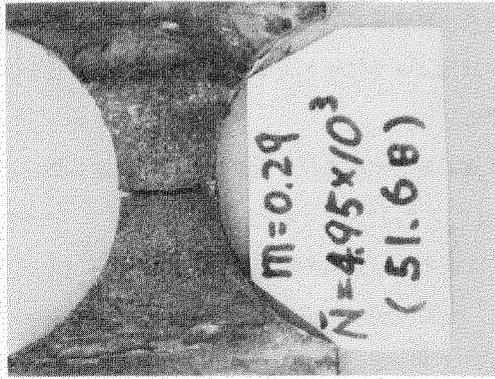
(b)



(c)



(d)



(e)

图 4.3.4 二重置波疲裂試驗破断写真 (5% NaCl Wet-Dry)
 平面曲付 $\sigma_{\max} = 30 \text{ Kg/mm}^2$

今回の実験を式(4.4.1)を用いて整理した結果は図4.4.1に示したように、Wet-Dryの場合はAとB点を直線で結んだ線のまわりにばらつくことがわかった。Dryの場合はこの直線より安全側の結果があらわれ、Wet-Dryでの重畳波疲れ試験の場合は重畳波による寿命低下以外に腐食の影響も寿命低下の原因となることがわかる。mが小さい場合はこの点が顕著にあらわれると考えられるが、時間的余裕がなかつたため確かめていない。

今回の結果から大ざつぱにいつて $\sigma_{max} = 30 \text{ Kg/mm}^2$ 、3% NaCl Wet-Dry 5min-5min の場合の重畳波による寿命減少は、ほぼ \overline{AB} 線で推定してよいことがわかった。

ここで、 \overline{AB} 線は次式で表わされる。

$$\log \alpha = -3.26 m \quad \dots\dots\dots (4.4.2)$$

4.4.2 レンジペアの変換 (N・H法)

等価繰返し数法でAB線からはずれる実験点で、 α の大きい側にはずれる場合はAB線で寿命推定しておけば安全側であるが、例えば図4.4.1において逆に \overline{AB} 線より α 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る。この点に関する寿命推定法が必要となる。この考え方については前報¹⁾に述べた通りであるが、式の誘導等つけ加えることにする。

この考えは図4.4.2に示したように(a)の二重重畳波を(b)のように最大応力 σ_{max} が1回と、二次応力 σ_2 が(n-1)回に変換する。

ここで「疲れ被害が応力の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。

$$\bar{N} \{ (\sigma_1 + \sigma_2)^a + k(n-1)\sigma_2^a \} = K \quad \dots\dots\dots (4.4.3)$$

ここで、a、Kを一定応力振幅のS-N線図

$$N \sigma^a = K \quad \dots\dots\dots (4.4.4)$$

の定数、a、Kとする。kは応力 σ_2 に対する補正係数である。

さて材料のS-N線図を疲れ限以下の応力まで直線でのばして考えると(修正Miner則)

$$\left. \begin{array}{l} N_1 \sigma_1^a = K \\ N_2 \sigma_2^a = K \\ N_0 \sigma_{max}^a = K \end{array} \right\} \dots\dots\dots (4.4.5)$$

(N_1 、 N_2 、 N_0 は σ_1 、 σ_2 、 σ_{max} での繰返し数である。なお N_0 は式(4.4.1)のNと同一のものであるが、ここではわかりやすくするために区別している。)

$m = \sigma_2 / (\sigma_1 + \sigma_2)$ 、(4.4.1)、(4.4.3)、(4.4.5)より、

$$\alpha \{ 1 + k(n-1)m^a \} = 1 \quad \dots\dots\dots (4.4.6)$$

二重重畳波の疲れ試験より α 、m、n、aなどがわかれば、式(4.4.6)よりkが求まる。すなわち、図4.4.2のような方法で応力波形を読取つた場合に、 $\sum (n/N) = 1$ にするための σ_2 に対する補正係数が求められることになる。

今回の結果をmとkの関係で求めてみると、図4.4.3のようになる。ほとんど $k \leq 1$ となるが、mが小さい場合は $k > 1$ の傾向になつている。今回のWet-Dryの重畳波疲れ試験結果はほとんど $k = 1$ として寿命を計算してさしつかえないと考えられる。ただし、mがこれ以下の場合腐食の影響が大きいと考えられるのでさらに寿命の低下が大きいかと予想されるが、時間が非常にかかるため今回は実験していない。

次に図4.4.4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 $\sum (n/N) = 1$ で疲れ寿命を推定するCorten-Dolan流の考え方を導入して、 σ_2 の繰返し数を補正するのではなく、もとのS-N線図を修正してみよう。

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、

$$a = \log (N_2 / N_0) / \log (\sigma_{max} / \sigma_2)$$

$$a' = \log (N_2 / k N_0) / \log (\sigma_{max} / \sigma_2)$$

いま β として、 $\beta = a'/a$ を定義すると、

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

式 (4.4.5) を用いて、

$$\beta = 1 + \log k / a \log m \quad \dots \dots \dots (4.4.7)$$

式 (4.4.6)、(4.4.7) より、

$$\beta = \{ \log (1 - \alpha) - \log \alpha - \log (n - 1) \} / a \log m \quad \dots \dots \dots (4.4.8)$$

式 (4.4.8) により β が求まれば、図 4.4.4 のようにしてもとの S-N 線図を修正して疲れ寿命の推定ができることになる。今回の実験結果のうち、Wet-Dry のみ β を m との関係で示したのが表 4.4.1 と図 4.4.5 に示した。この結果 $\beta \geq 1.0$ となる。このことは、図 4.4.4 の S-N 線図 AB 線より寿命計算した結果より安全側となることを示している。

図 4.4.6 に σ_2 と N_2 とで整理した結果は、Wet-Dry の一定振幅試験の修正 Miner 則の線図より安全側に積点される。

すなわち、 $\sigma_{max} = 30 \text{ kg/mm}^2$ で 5 min-5 min Wet-Dry (3% NaCl) においては、この実験範囲内の m の値では、重ね波をレンジベア的な変換をおこなって腐食の修正 Miner の S-N 線図を用いて寿命を計算すれば一応安全側となることが考えられる。

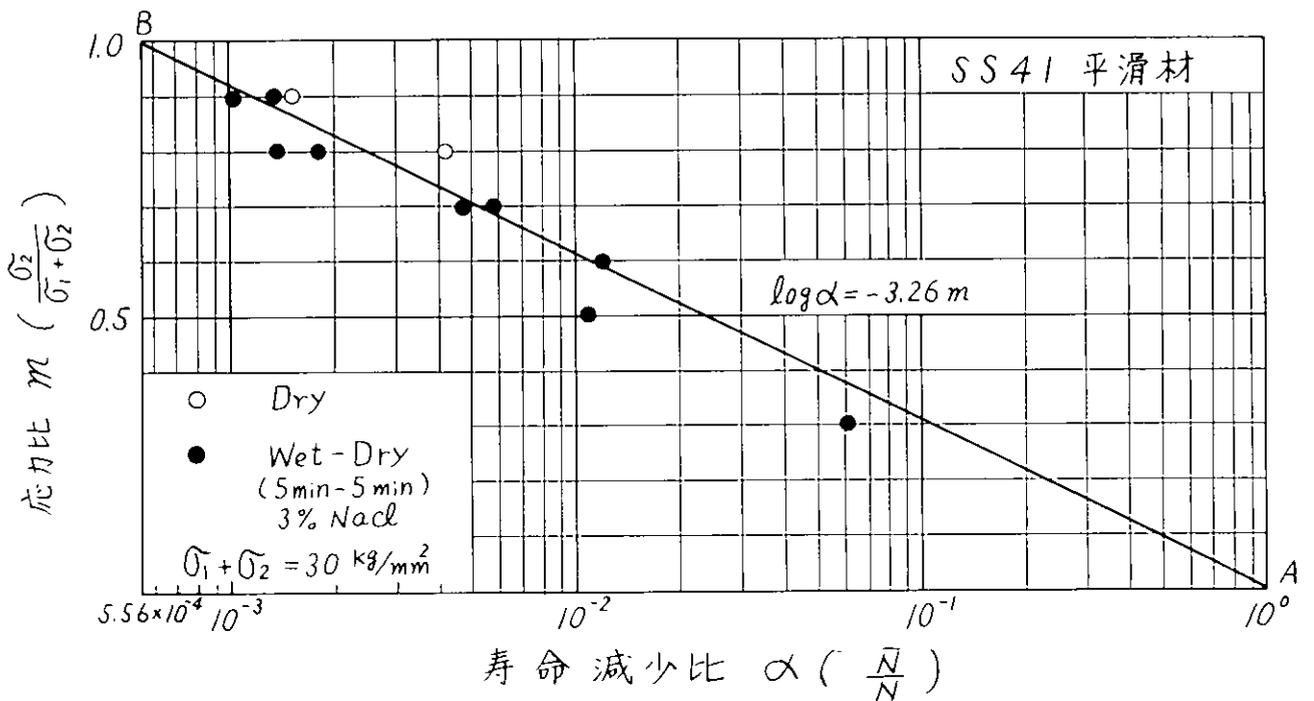


図 4.4.1 二重重ね波平面曲げ疲れ試験結果

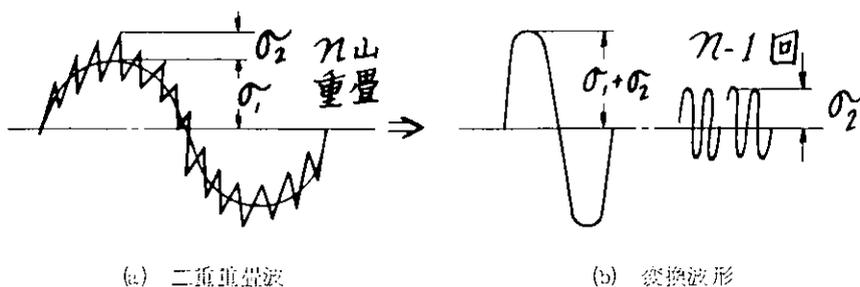


図 4.4.2 レンジベア的変換

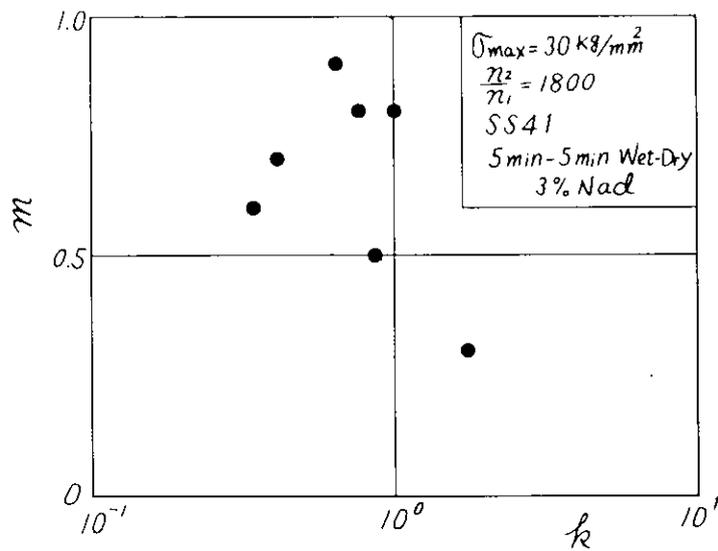


図 4.4.3 m と k の関係

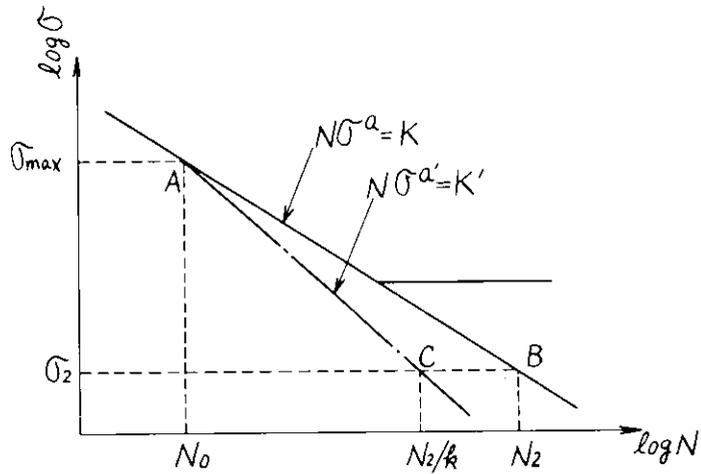


図 4.4.4 S - N 線図の修正

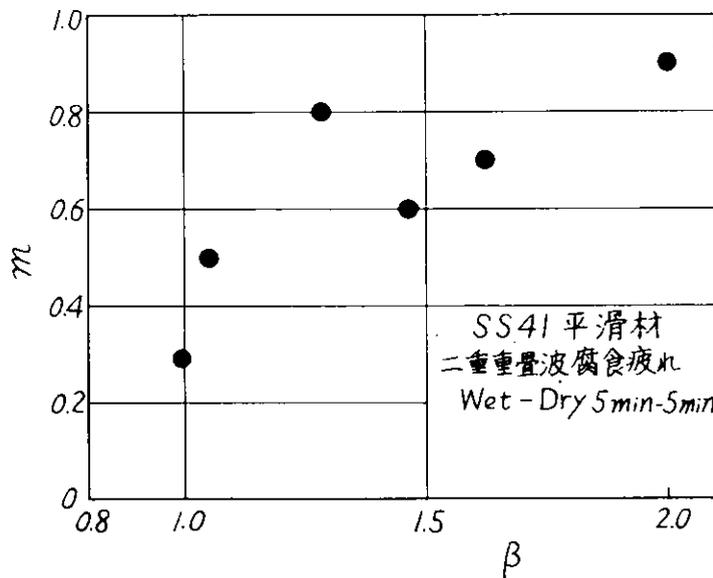


図 4.4.5 β と m の関係

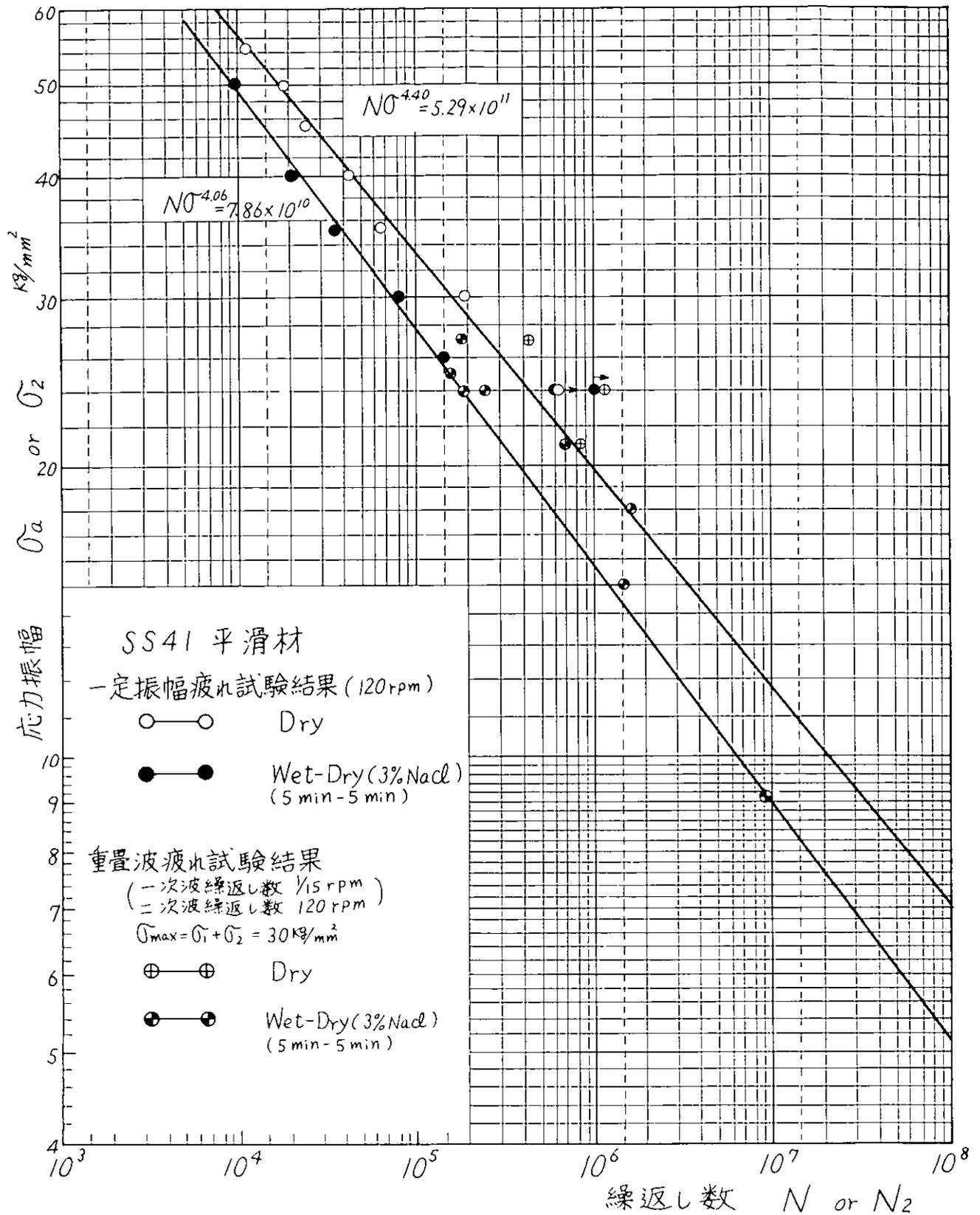


図 4.4.6 S - N 線図

表 4.4.1 二重重畳波腐食疲労試験結果による m と β の関係

3% NaCl Wet-Dry 5分-5分
室温 $\sigma_{max} : 1/15 \text{ rpm}$, $\sigma_2 : 120 \text{ rpm}$

σ_{max} (Kg/mm^2)	3 0.0	3 1.1	3 0.0
σ_2 (Kg/mm^2)	1 5.0	9.1	1 7.9
m	0.5	0.2 9	0.6
β	1.0 5	0.9 9	1.4 6
σ_{max} (Kg/mm^2)	3 0.1	3 0.0	3 0.0
σ_2 (Kg/mm^2)	2 4.0	2 7.0	2 1.0
m	0.8	0.9	0.7
β	1.2 8	2.0 0	1.6 2

4.5 結 言

SS 4 1材を用い一定振幅 (120rpm) および重畳波形 (一次波 $1/15 \text{ rpm}$ 、二次波 120rpm) 下で、Dry および 5min-5min Wet-Dry (3% NaCl) の疲労試験をした。重畳波の疲労試験では $\sigma_{max} = 30 \text{ Kg}/\text{mm}^2$ をとり、応力比をかえて実験をした。その結果、以下のような結論をえた。

- (1) 一定振幅疲れ試験では、腐食環境下で Wet-Dry の破断寿命は Dry のそれと比べて約 $1/2$ に低下する。
- (2) 重畳波形下での腐食疲れ寿命は Dry の場合に比べると若干寿命減少割合が大きい。
- (3) 重畳波形下での腐食疲れ寿命は、等価繰返し数法で整理すると、その寿命減少比 α は、

$$\log \alpha = -3.26m$$

の直線では推定できる。

- (4) 重畳波形をレンジペアの変換をおこなつて寿命を推定する場合、腐食疲れ寿命は腐食の S-N 線図を疲れ限まで延ばした、いわゆる修正 Miner 則を用いて推定すればよいことがわかつた。

引 用 文 献

- 1) SR 128 研究資料 46.160 (昭46) P.40

参 考 文 献

中村・田中著 「機械の疲れ寿命算出法」 養賢堂 (昭47-5)

5. 腐食孔を有する鋼板の低サイクル疲れに関する研究

5.1 まえがき

船の強度メンバーを構成している鋼板が海水によつて腐食減厚する場合、全面腐食 (a, c) に対しては減厚量が考慮されているが、孔食 (P, c) に対しては強度低下が明らかでなく、その評価法は確立されていない。先般、実船の二重底およびトップサイドタンク内に取付けたテストピースで3年間にわたつて腐食実験を行ない、電気防食を施すとP, c防止に効果のあることを確認したが、特に船舶で重要な低サイクル疲れ強度に対する影響の確認がなく、その早急な把握が望まれている。

そこで、本研究においては、実船の腐食試験で得られた板状テストピースを使用して低サイクル疲れ試験を行ない、腐食と孔食深さの強度に及ぼす影響を鋼種別に明らかにした。

5.2 供試材

試験材料は、船殻用鋼材として多用されているSM41 (元板厚 8.5mm) と HT50 (元板厚 2.5.5mm) の2鋼種を用いた。いずれも実船のバラスタング内にて3年間にわたり腐食試験したものである。供試材の腐食量は、電気防食の有無、表面処理により若干の差があり、タンク位置の差や防食電流密度、試験片の向き、などによる差は少なかった。この内疲れ試験に用いた試験片は、3年間腐食試験したもので表面はショットピーニングしたものに限定した。図5.2.1に腐食試験データと防食方法の概要を示す。

電気防食していない試験片 (絶縁) の平均腐食量は 0.3~0.5mm、孔食深さは約1~3mmであり、また電気防食したもの (通電) は大きな孔食はなく平均腐食量が 0.2~0.4mmのものである。(いずれも3ヶ年の平均)

表5.2.1 化学成分 (%)

	C	Si	Mn	P	S
SM41	0.16	0.03	0.80	0.014	0.025
HT50	0.14	0.36	1.26	0.028	0.026

表5.2.2 機械的性質

		試片形状	降伏点 (Kg/mm ²)	引張強さ (Kg/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	Hv かたさ
SM41	丸棒 平滑	4φ×14ℓ	31.0	48.3	4.0	6.1	130
	機械切削 (平滑)	疲れ試片 と同じ	31.1	46.9	4.5	5.0	
	孔食小 (通電)		30.4	43.7*	5.9	4.8	
	孔食大 (絶縁)		30.6	43.4*	3.9	4.9	
HT50	丸棒 平滑	14φ×50ℓ	37.2	52.0	3.7	6.9	151
	機械切削 (平滑)	疲れ試片 と同じ	36.2	51.3	5.2	5.6	
	孔食小 (通電)		36.1	50.8*	5.4	6.1	
	孔食大 (絶縁)		35.2	50.0*	5.5	6.4	

引張試験片の素材は、SM41、HT50とも3年間の実船による腐食試験に供した試験片の圧延方向より採取した。

* 平均板厚に基づく引張破断応力

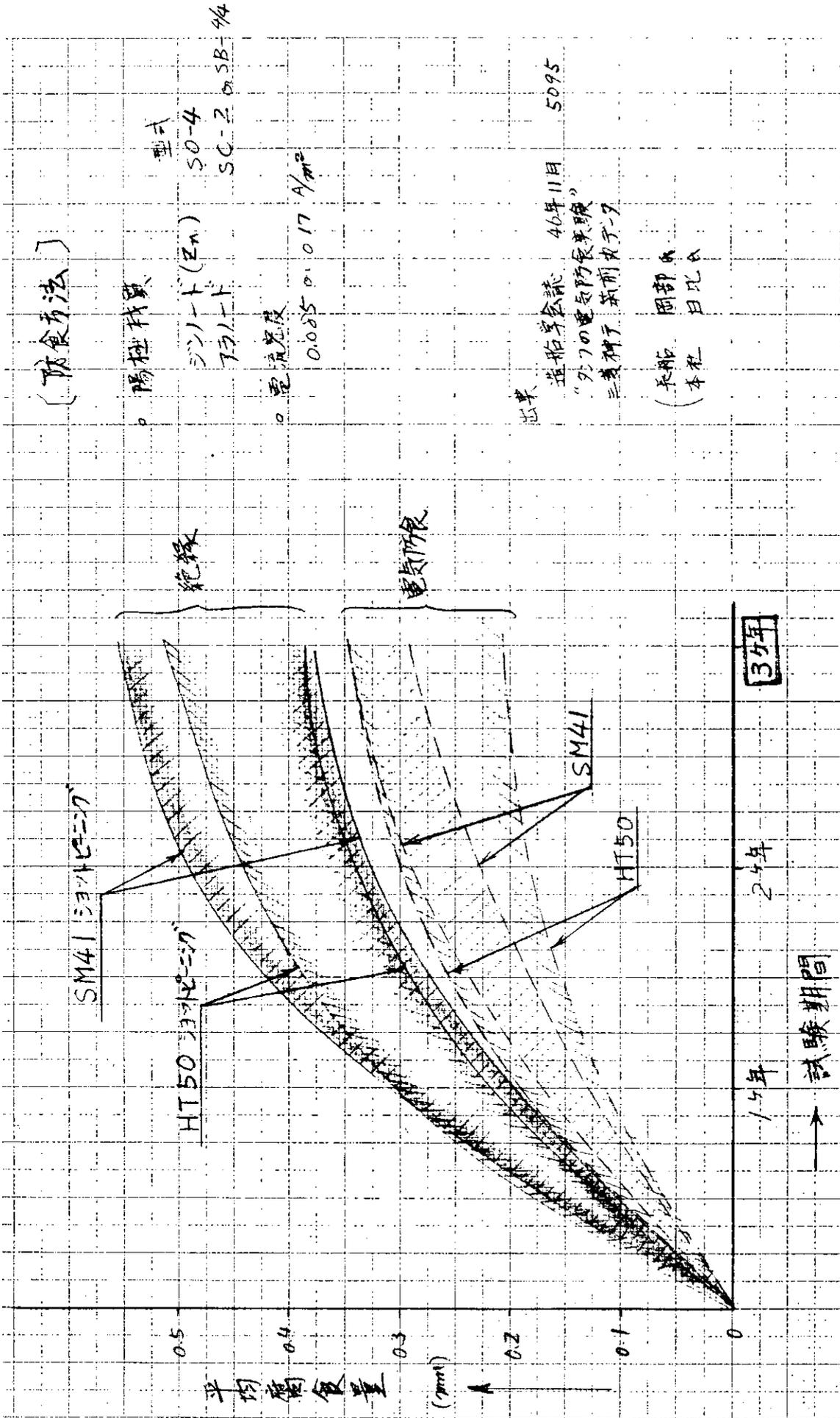


図 5.2.1 供試材の腐食経過状況

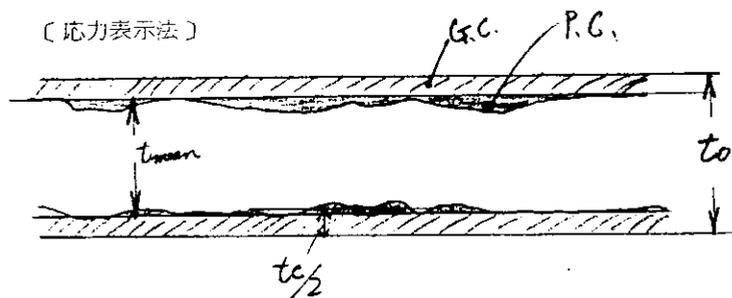
表 5.2.1 は素材の化学成分を、表 5.2.2 は素材の引張り性質と腐食試験片（板状）の引張性質を示している。平均板厚に基づく腐食試験片の引張り強さは素材より若干強度が低い。図 5.2.2 に腐食状況の写真を示す。また、図 5.2.3 と 5.2.4 に表面のあらさ分布の測定結果を示す。あらさ分布は縦軸が試験片の巾方向、5 mm ピッチで測定しあらさを 1.2.5 倍で、横軸が試験片長手方向を 2.4 倍で示している。電気防食が孔食防止に効果あることが明瞭に認められる。図 5.2.5 に腐食断面のマクロ組織を示しているが、防食によつて明らかに孔食の差がでている。図 5.2.6 は疲れ破断試験片の孔食部断面マイクロ組織写真を示す。破断線返数の長い SM41 には破断点近傍の孔食部にもき裂が発生しており孔食部がき裂発生の起点となりやすいことを示している。破断線返数の短い HT50 の写真では、孔食がわずかに開口しているもののき裂は見られなかった。

5.3 実験方法

疲れ試験は、大気中および自然海水による腐食雰囲気中で行なつた。海水はポンプでノズルに送り噴射させる方法をとつた。図 5.3.1 と 5.3.2 に試験状況を示す。負荷方式は荷重制御で完全片振り引張り、繰返速度は 120 rpm 一定とした。

試験片の形状を図 5.3.3、図 5.3.4 に示し、図 5.3.5 に疲れ破断後の試験片状況を示す。試験片の応力は次の三つが考えられる。実際には、孔食が断面内で一様でなく、平均板厚が実測しにくいので基準にとつた σ_0 と、腐食減量から平均板厚を計算した②を用いた。

〔応力表示法〕



- t_0 : 腐食前の元厚 SM41 は 8.5 mm
HT50 は 2.5.5 mm
- t_c : 腐食減量分の板厚（両面分）
- t_{mean} : 3年間腐食酸洗後の平均板厚（ノギスによる測定）
- b : 試験片の巾
- D : 腐食減量
- W : 荷重
- σ_0 : 元厚で求めた応力
- σ_n : 腐食減量で考慮した板厚で求めた応力
- σ_m : 平均板厚で求めた応力
- S : 疲れ試験片の片側表面積

① 元厚による応力算式は、

$$\sigma_0 = \frac{W}{t_0 \cdot b}$$

② 腐食減量を考慮した応力算式は、

$$\sigma_n = \frac{W}{(t_0 - t_c) b} \quad \text{ただし、} t_c = \frac{D \times 2S / 7.85}{S} \times 10 = 2.56 D$$

③ 平均板厚から求めた応力算式は、

$$\sigma_m = \frac{W}{t_{mean} \cdot b}$$

なお、②と③式による応力は ($t_{mean} \approx t_0 - t_c$) でほぼ近い値である。

5.4 実験結果と考察

5.4.1 予腐食* および腐食疲れの効果

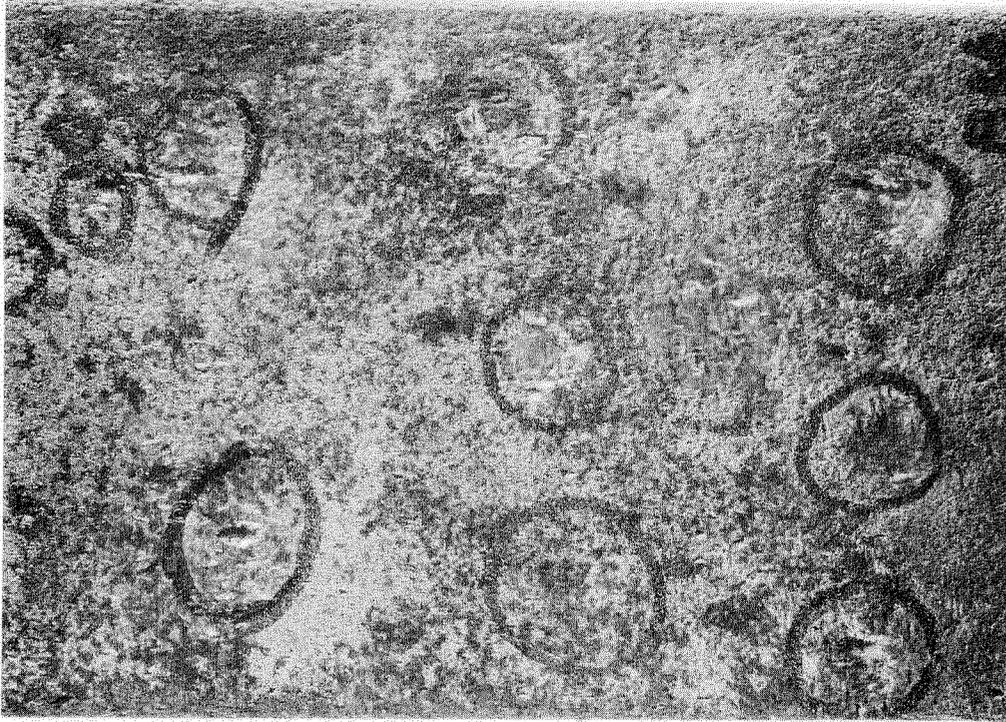
表 5.4.1 に疲れ試験データの一覧表を示す。

機械加工平滑材の大気中および海水中疲れ試験結果を図 5.4.1 および 5.4.2 に示す。

$N_f = 10^5$ では腐食疲れの効果が非常に少なく、HT50 の大気中の強さが $\sigma_A = 40 \text{ kg/mm}^2$ に対し、海水中の強さが $\sigma_S = 38 \text{ kg/mm}^2$ でわずか 5% の低下である。

* ここでいう予腐食の効果とは、機械加工平滑材と腐食孔付試片の大気中における疲れ強さの差をいう。

(a) 絶 縁 (孔食大)



マーク B 5 4

全面腐食: 0.75 mm
孔食深さ: 約 1~3 mm
腐食減量: 0.39 g/cm²

○印は孔食部

(b) 陰極防食あり (孔食小)



マーク B 6 7

全面腐食: 0.57 mm
孔食深さ: 約 1 mm
腐食減量: 0.30 g/cm²

図 5.2.2 3年間腐食試験後の表面腐食状況例 (SM41)

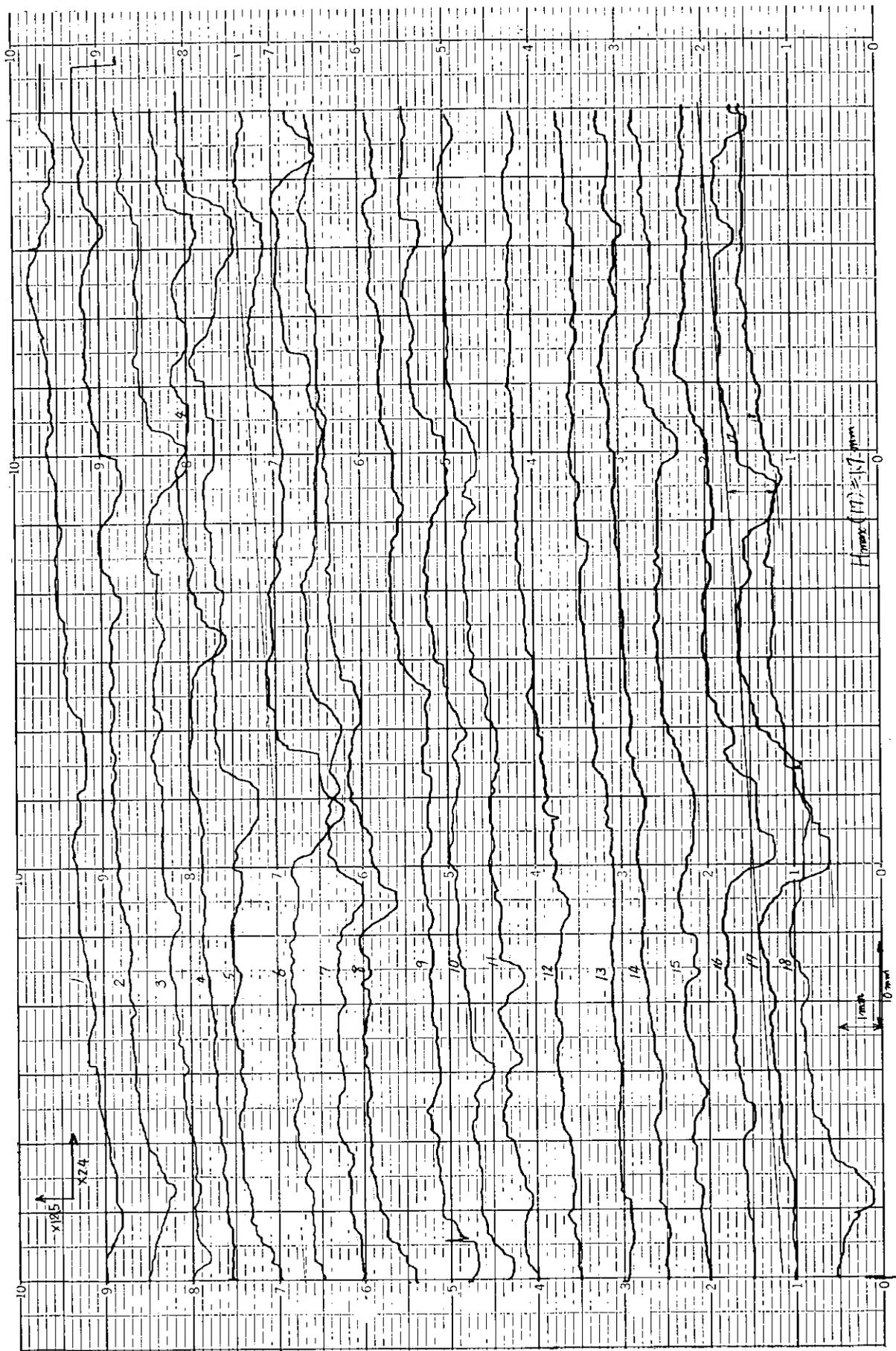


図 5.2.3 腐食試験片表面の凹凸状況 (その 1) SM41 B29、A面、絶縁 1~18は5mmピッチ

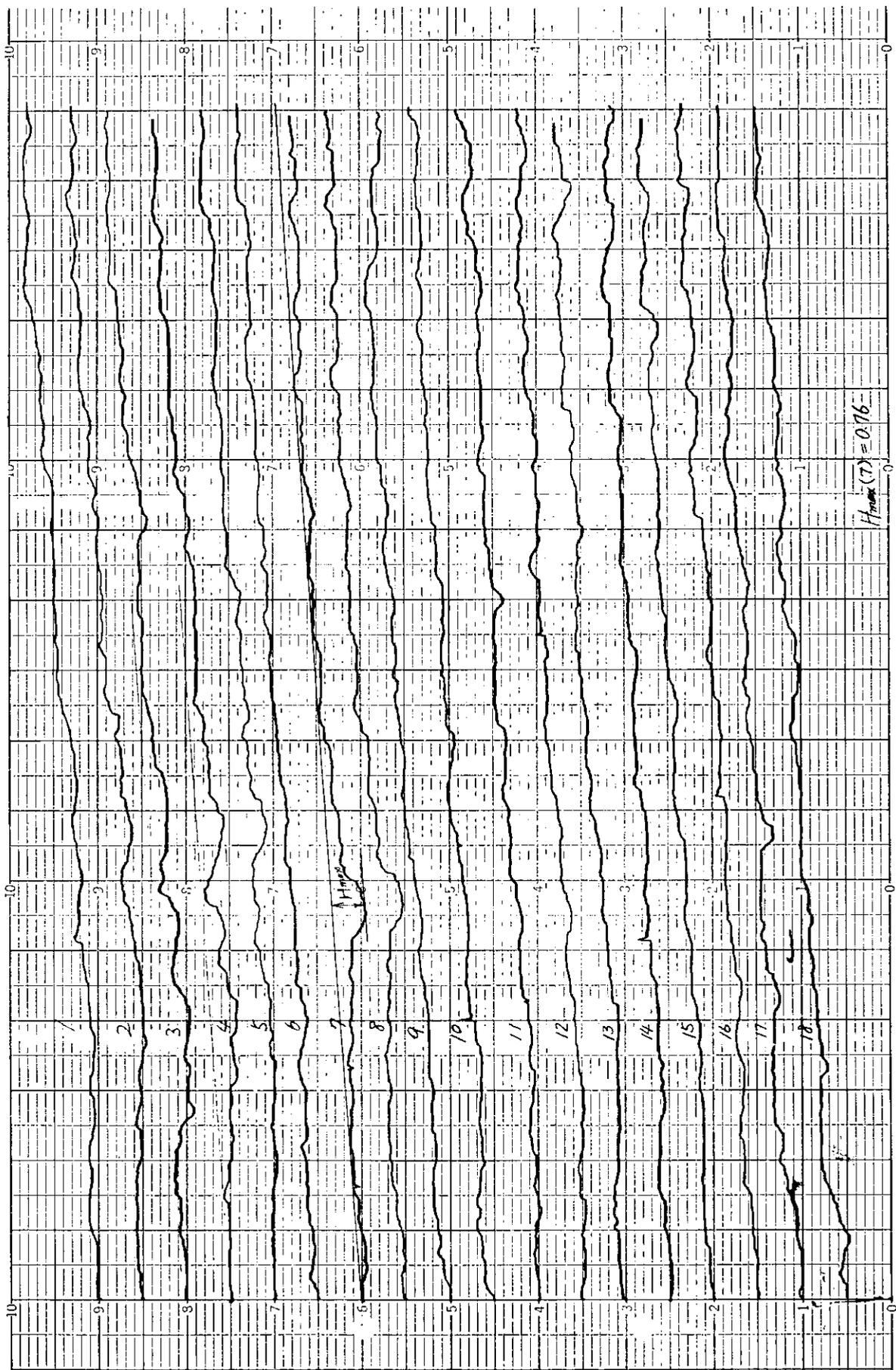
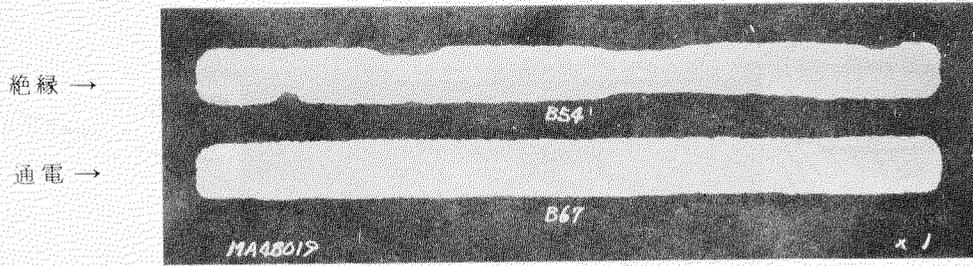


図 5.2.4 腐食試験片表面の凹凸状況 (その 2) SM41 B67、A面、通電

(a) S M 4 1 材 (元厚 8.5 mm)



(b) H T 5 0 材 (元厚 25.5 mm)

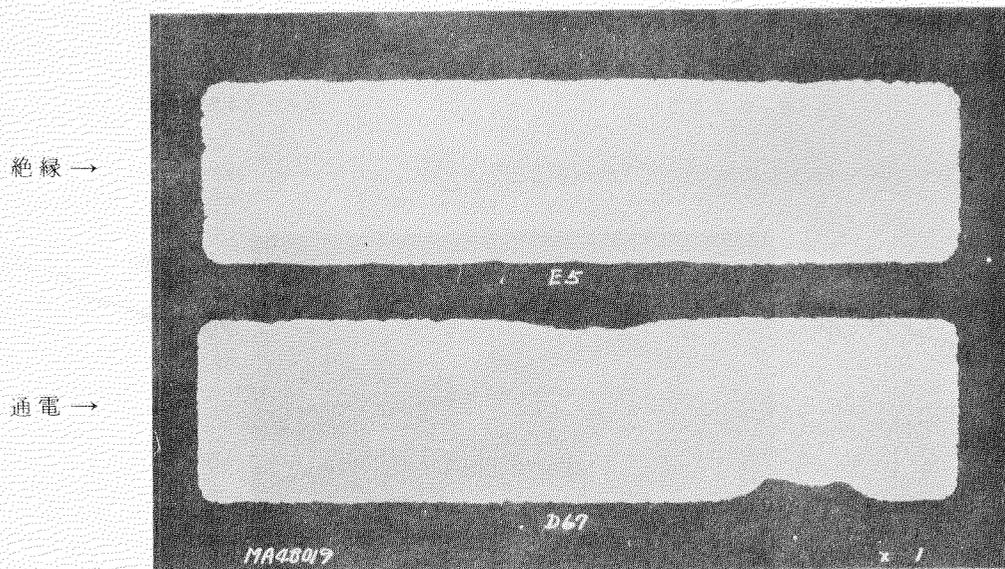
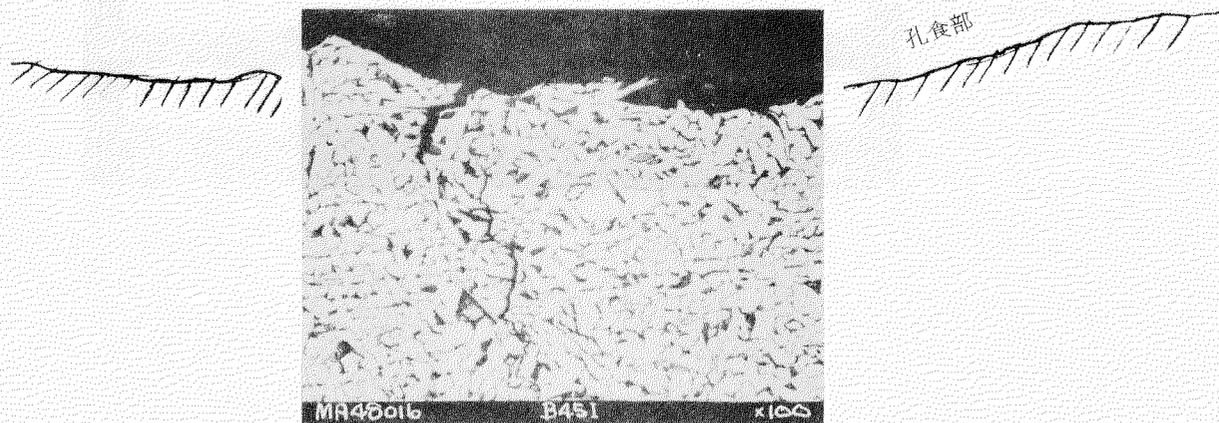


図 5.2.5 3年間腐食試験片断面のマクロ組織写真

(a) S M 4 1

$N_f = 3.28 \times 10^5$



(b) H T 5 0

$N_f = 2.42 \times 10^5$

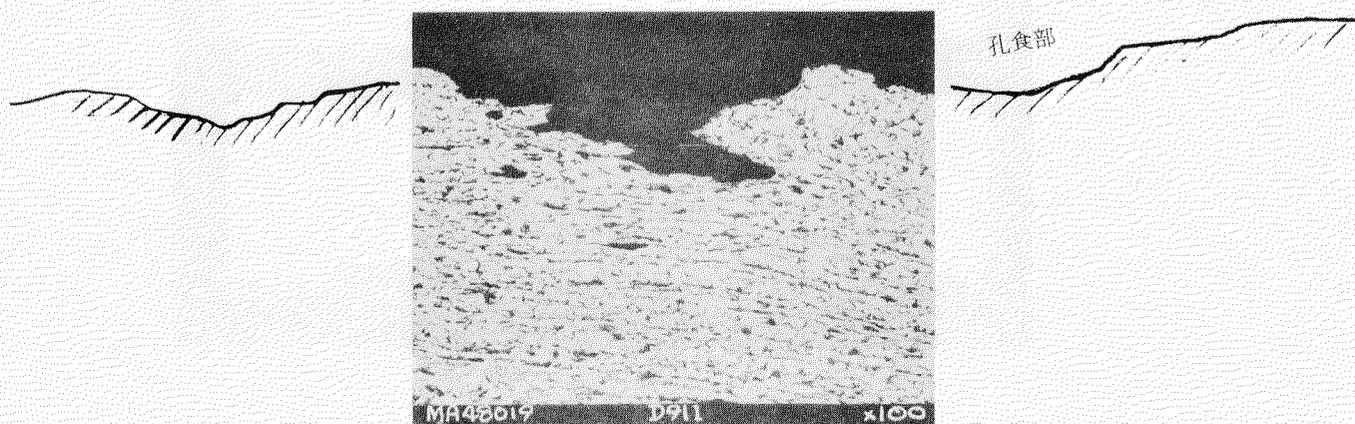


図 5.2.6 低サイクル疲れ試片の破断部近傍孔食部断面のマイクロ組織

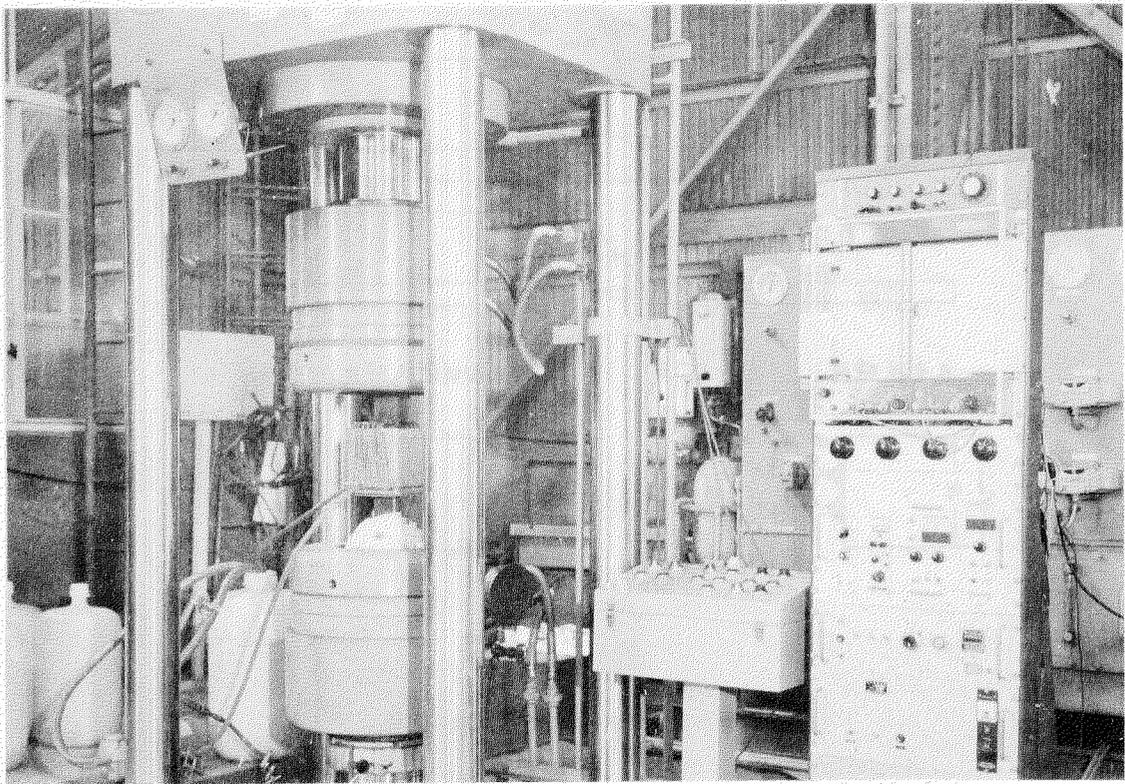


図 5.3.1 低サイクル腐食疲れ試験状況
(電気油圧サーボ、200TON 低サイクル疲れ試験機)

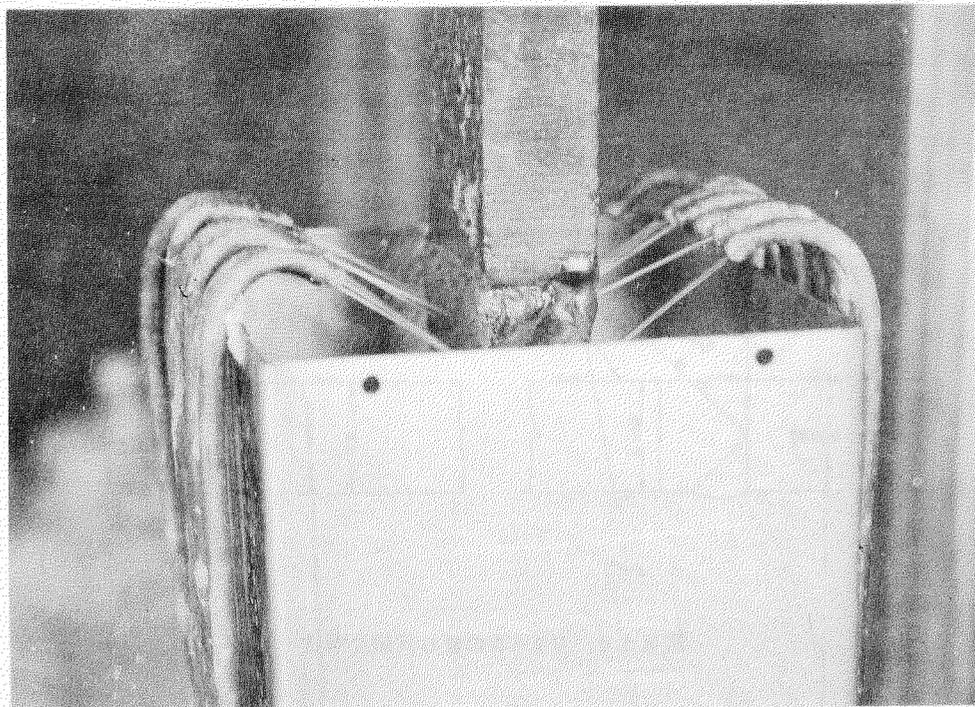
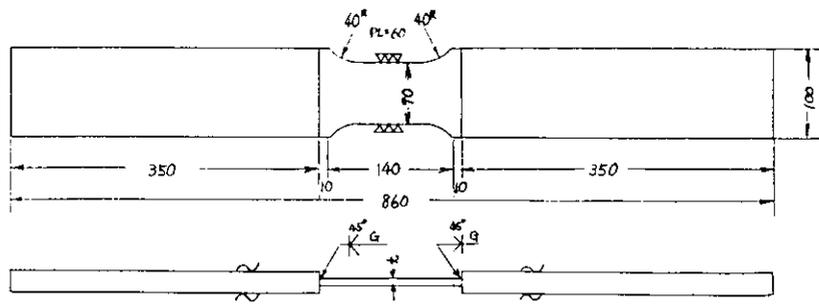
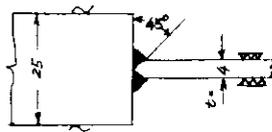
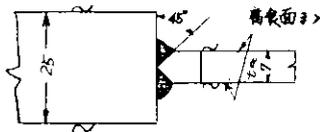


図 5.3.2 海水噴射による疲れ試験状況



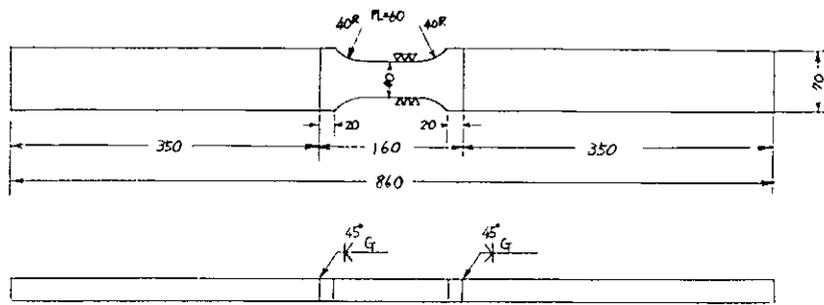
腐食試験片

表面切削試験片(平滑)



仕上げ ∇ (～, $\nabla\nabla$)

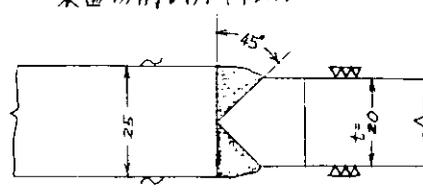
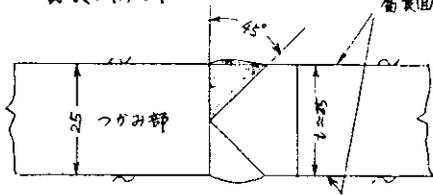
図 5.3.3 SM41の疲れ試験片形状



腐食試験片

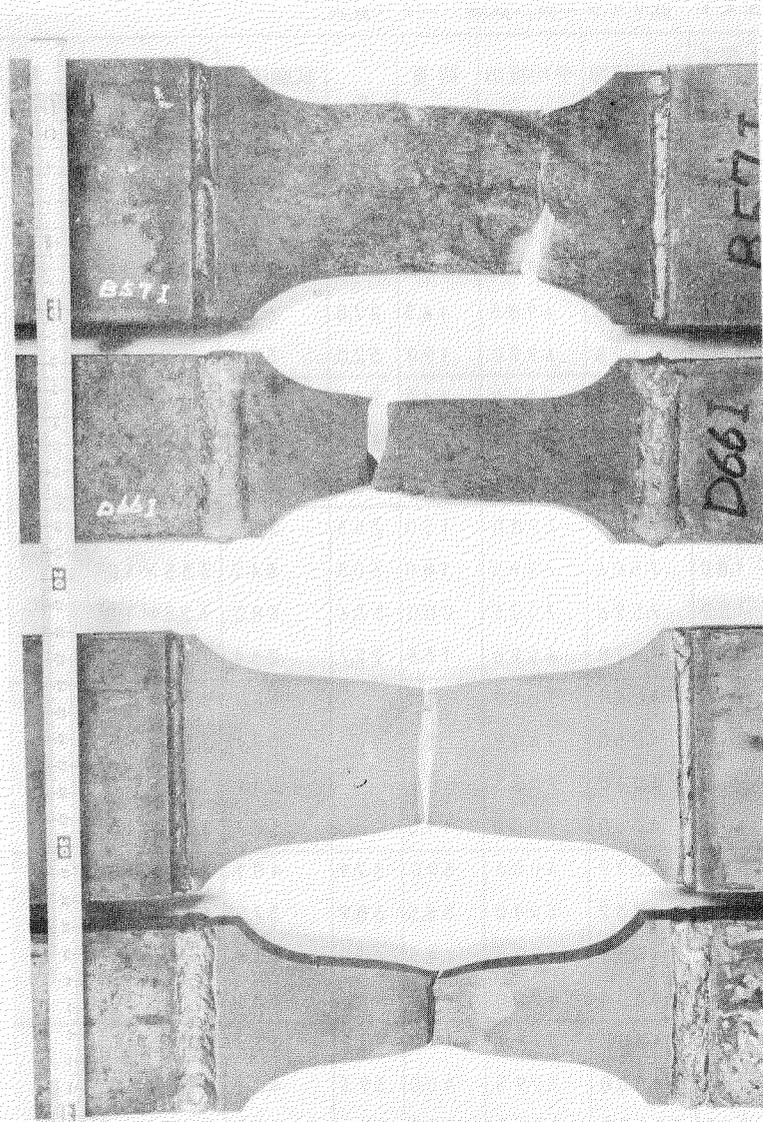
腐食面の寸法

表面切削試験片(平滑)



仕上げ ∇ (～, $\nabla\nabla$)

図 5.3.4 HT50の疲れ試験片形状



SM41 孔食大

$$\sigma_{\max} = 34.3 \text{ Kg/mm}^2$$

$$N_f = 6.32 \times 10^2$$

破断位置 C

HT50 孔食大

$$\sigma_{\max} = 37.0 \text{ Kg/mm}^2$$

$$N_f = 1.36 \times 10^5$$

破断位置 B

SM41

機械切削
平滑

HT50

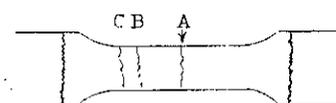
図 5.3.5 低サイクル疲れ試験後の破断状況 腐食面の外観

表 5.4.1 低サイクル疲れ試験データ一覧表

材料	試片名	通電の有無	腐食減量 (μ/cm^2)	最大ピット深さ h_{max} (mm)		平均板厚 $t_0 - t_c$ (mm)	平均板巾 b_{mean} (mm)	荷重 W (ToN)	σ_0	試験応力 σ_n (kg/mm^2)	破断までの繰返回数 N_f	雰囲気	破断位置	き裂発生点	
				うら	おもて										
SM41	B33I	無	0.38	1.79	1.49	7.526	69.85	15.5	26.2	29.5	3.22×10^4	大気中	B	P	
	B45I	"	0.38	1.63	1.22	7.526	69.88	10.9	18.4	20.7	3.28×10^5		B	P	
	B34I	"	0.38	1.17	1.31	7.526	69.81	12.8	21.6	24.4	3.28×10^5		B	EP	
	B46I	"	0.38	1.61	1.53	7.526	69.85	16.5	27.8	31.4	3.12×10^4		B	E	
	B57I	"	0.42	1.98	1.61	7.425	69.90	19.0	32.0	36.6	6.32×10^2		C	EP	
	B83P	有	0.23	0.72	0.62	7.911	70.00	14.0	23.5	25.3	2.85×10^5	大気中	C	P	
	B95P	"	0.23	0.33	0.34	7.911	69.92	20.0	33.7	36.2	2.85×10^5		A	E	
	B84P	"	0.24	0.75	0.89	7.885	69.93	17.0	28.6	30.9	3.83×10^4		C	E	
	B69I	無	0.42	1.45	1.89	7.425	69.80	15.0	25.3	28.9	2.17×10^4	海水噴射	B	E	
	B58I	"	0.38	1.68	1.80	7.526	69.95	18.0	30.3	34.2	3.35×10^5		A	E	
	B70I	"	0.38	1.28	1.82	7.526	70.03	20.0	33.6	38.0	6.25×10^2		A	E	
	B81I	"	0.36	0.55	0.80	7.578	69.96	13.5	22.7	25.4	7.11×10^4		B	E	
	S1 BW B11P BT B12P BO B23P	有	機械加工 (平滑)	X	X	X	4.060	70.10	9.4		33.0	1.35×10^5	大気中	C	E
	"	4.030					70.08	8.5		30.1	2.33×10^5	C		E	
"	4.060	70.05					10.0		35.4	1.08×10^4	A	—			
"	4.060	70.07					11.0		38.7	8.36×10^2	B	—			
"															
HT50	D9I	無	0.47	2.44	0.54	24.298	40.04	39.0	37.9	40.1	2.42×10^3	大気中	A	EP	
	D66I	"	0.30	2.00	3.50	24.732	39.90	36.5	35.9	37.0	1.36×10^5		B	P	
	D22I	"	0.37	2.64	1.67	24.553	39.94	44.5	43.8	45.4	55		A	E	
	D33I	"	0.35	0.88	0.69	24.604	40.00	41.5	40.6	42.1	3.56×10^3		A	EP	
	D35P	有	0.27	0.51	0.40	24.808	39.99	43.0	42.2	43.3	6.9×10^2	大気中	A	E	
	D47P	"	0.27	0.61	0.60	24.808	39.95	40.0	39.3	40.3	3.21×10^4		C	E	
	D83P	"	0.16	0.80	0.49	25.090	39.97	37.0	36.4	37.0	4.23×10^4		C	E	
	D45I	無	0.35	1.06	2.45	24.604	39.93	21.5	21.1	21.8	2.07×10^5	海水噴射	C	E	
	D34I	"	0.35	1.30	0.80	24.604	40.06	39.5	38.7	40.0	5.76×10^5		C	EP	
	D46I	"	0.35	0.92	2.4	24.604	40.06	32.0	31.3	32.4	2.34×10^4		A	E	
	D93I	"	0.32	0.67	0.75	24.681	39.94	26.0	25.5	26.3	6.74×10^4		C	E	
	D81I	"	0.32	0.43	0.83	24.681	40.02	40.5	39.7	41.0	1.50×10^4		B	E	
	D11P	有	機械加工 (平滑)	X	X	X	19.970	40.00	31.8		39.8	5.74×10^4	大気中	C	—
	D23P	"					19.970	39.98	37.0		46.3	27		A	—
D24P	"	19.940					39.98	33.5		42.0	4.77×10^4	A		—	
D59P	"	19.930					39.99	35.0		43.9	6.07×10^2	A		—	
E6P	有	機械加工 (平滑)	X	X	X	19.990	40.02	32.0		40.0	2.37×10^4	海水噴射	A	E	
D48P	"					19.980	40.02	35.0		43.8	8.62×10^2		A	—	

h_{max} の測定は、ダイヤルゲージにより試片の孔食部を表と裏各5ヶ所測定し、その最大値を示す。
 b_{mean} は、ノギスによる測定
 t_n は、腐食減量分の板厚(試片の両面分) $t_n = 2.56 \times$ 腐食減量(μ/cm^2)
 σ_{ba} は、元厚(SM41は $t_0 = 8.5mm$ 、HT50は $t_0 = 25.5mm$)から求めた試験応力
 σ_n は、腐食減量分を考慮したときの試験応力

破断位置のマークは下記に示す。



き裂発生点のマークは、Pが明らかに孔食から出たもの、Eは試料の端、EPは試料端に孔食があつてまぎらわしいものを示す。

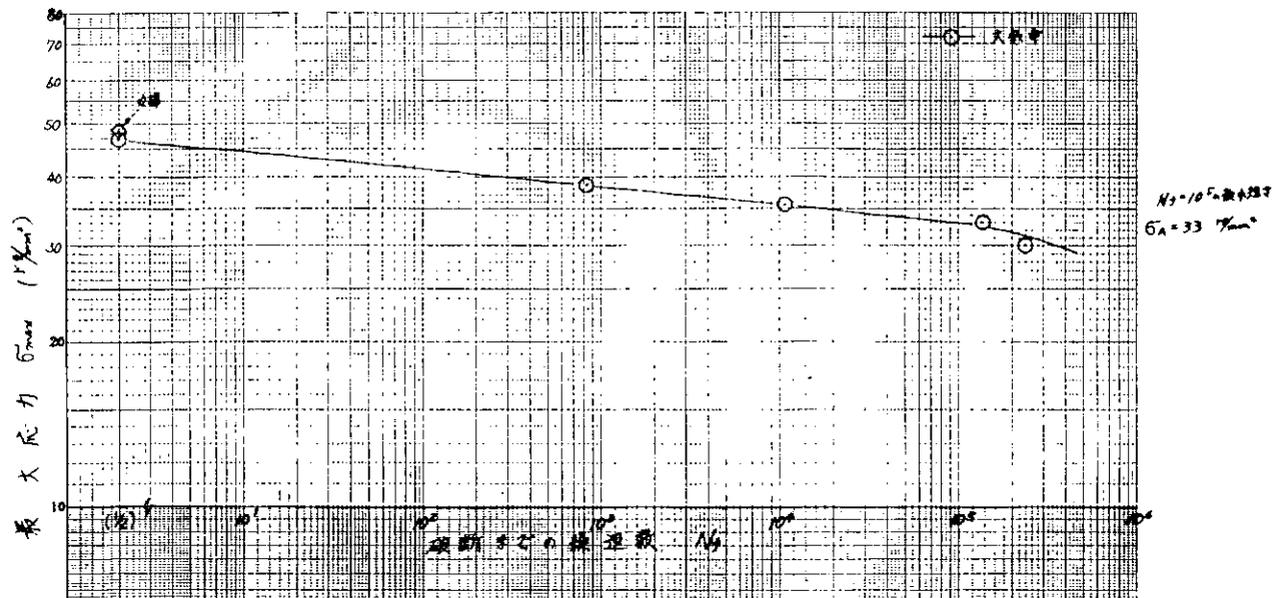


図 5.4.1 SM41 機械加工平滑材の大気中の疲れ試験結果

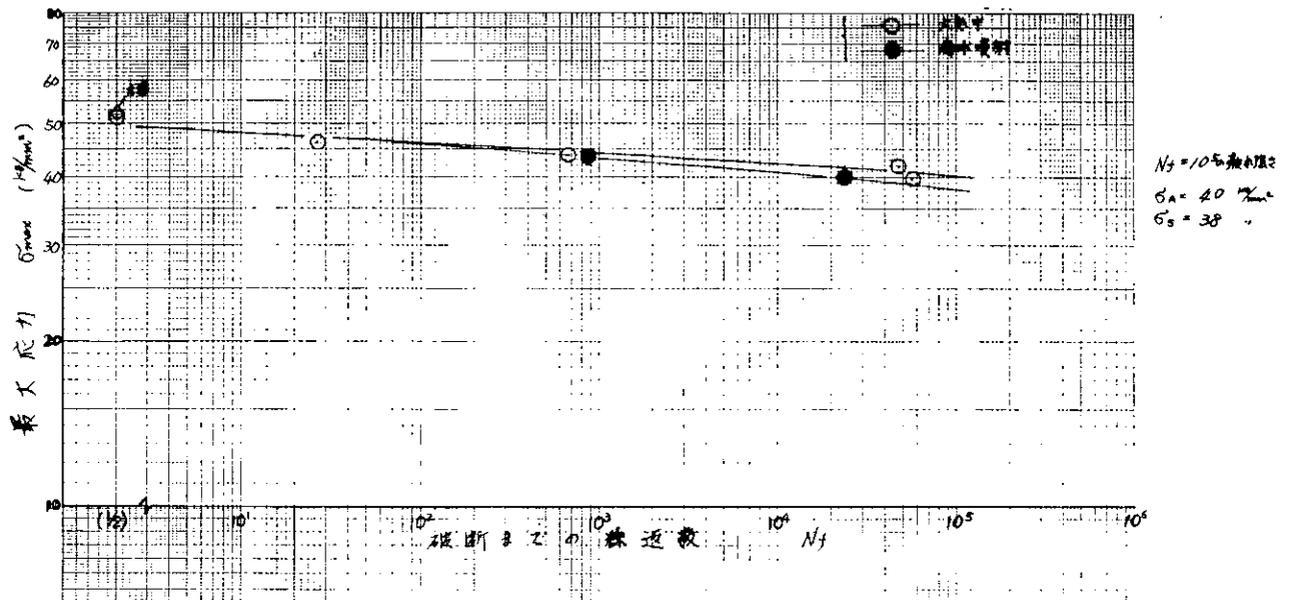


図 5.4.2 HT50 機械加工平滑材の大気中及び海水中疲れ試験結果

切削材のS-N曲線は、 $N_f = 10^5$ までほぼ直線で低下し 10^5 以上の高繰返しになつてから折れ曲がる傾向を示している。

予腐食試験片のS-N曲線を、縦軸に腐食減量から計算した平均板厚による公称応力 σ_n をとつて図5.4.3および5.4.4に示す。SM41およびHT50ともに $N_f = 10^3$ 以下の低サイクル領域では、平滑材とほとんど強さは変わらず予腐食による強度低下は全く認められない。また、海水腐食疲れの効果もほとんどない。

$N_f = 10^4$ 以上になると、予腐食および腐食疲れの影響が顕著に現われてくる。ただし、SM41では、腐食疲れによる強さの低下よりも予腐食による低下の方が大きい。逆にHT50では海水による腐食疲れ効果がより大きく現われ、繰返し回数が増すに従つて極めて顕著となる。

なお、腐食孔を有する鋼板の疲れき裂は図中にEP又はPで示したように約 $N_f = 10^5$ 以上ではほとんど孔食部から発生しており、 $N_f = 10^4$ 以下では塑性変形が大きく、腐食孔からの発生は見られない。

$N_f = 10^5$ における時間強度の平滑材に対する比をとつて材質間の比較をすると図5.4.5のようになる。SM41では大気中においても孔食の大きい(絶縁)場合、約20%の強度低下があり、これを腐食疲れしてもこれから約10%程度しか低下するに過ぎない。これに対してHT50の場合は孔食による低下は約10%に留まり、腐食疲れによる低下が約30%と大きくなつてきている。孔食深さには、SM41とHT50の両者間にほとんど差がないにもかかわらず強さへ与える影響が大きく異なつてきているのは単に孔食深さのみが影響するのではなく、図5.2.5の断面形状から推定されるように板厚による応力集中係数の差、あるいは材質による切欠感度の差によるものと推定される。

一般に腐食疲れにおいては、材質上の諸性質特に冶金的な因子に基づく強度低下があり、強度レベルのわずかな差なども腐食疲れによる強度低下をまねきやすい。なお、機械切削(平滑)による腐食疲れ強さの低下は前記したようにHT50($N_f = 10^5$)でも約5%程度で、予腐食材の腐食疲れによる低下と比べるとかなり低い。したがつて予腐食を与えると、腐食疲れを促進させる効果のあることがうかがえる。

5.4.2 腐食減量も考慮した強さの低下

腐食前の元厚をベースにして計算した応力 σ_0 をとつてS-N曲線を示すと図5.4.6および5.4.7のようになる。

3ヶ年の腐食により、板厚が減少したための強度低下が含まれているため静的強度からすでに素材強さを下廻つているが、 σ_n で整理した場合に対し平行移動し全般の傾向は変つていない。ただ、低下割合がHT50よりSM41の方が大きくなつてきている。これは、元厚の差に基づくもので、元厚の薄いSM41が同じ腐食減量に対してシビヤに効いてきているためである。(σ_n は腐食減量を考慮した板厚から求めた応力)

腐食減量も含めた疲れ強さ減少係数 K を次のように定義する。

$$K = \frac{\text{大気中平滑試片の強さ}}{\text{元厚で計算した予腐食材の強さ(大気中および海水中)}}$$

K は全面腐食による低下 K_G 、表面の凸凹による強度低下 K_P 、および腐食疲れによる強度低下 K_F から成立つている。

$$K = K_G \times K_P \times K_F$$

ここで、 $K_G = t_0 / (t_0 - t_c)$ 、 $K_P = \beta \approx \alpha$ (β が小さい範囲) で計算できるが K_F は材質および応力の繰返し速度、雰囲気による影響が極めて大きく、実験値の蓄積をまたねばならない。ただし、 β は切欠係数、 α は応力集中係数である。

今回の実験で得られた K と N_f の関係を図5.4.8に示した。

$N_f = 10^3$ 以下の低サイクル領域では、ほぼ K は一定であり、腐食減量による K_G がその大部分を占めている。

$N_f = 10^5$ の高サイクル領域に入ると K_P 又は K_F の影響が急激に増し、全面腐食による強さの低下は特に厚板が使用される場合については問題とならない。ただし、腐食疲れによる K_F は、繰返し速度の影響が大きいと考えられ、極めてゆつくりしたサイクルを受ける船設構造部材などの場合には、 $N_f = 10^3$ 以下の低サイクル域においても K_F を考慮する必要がある。

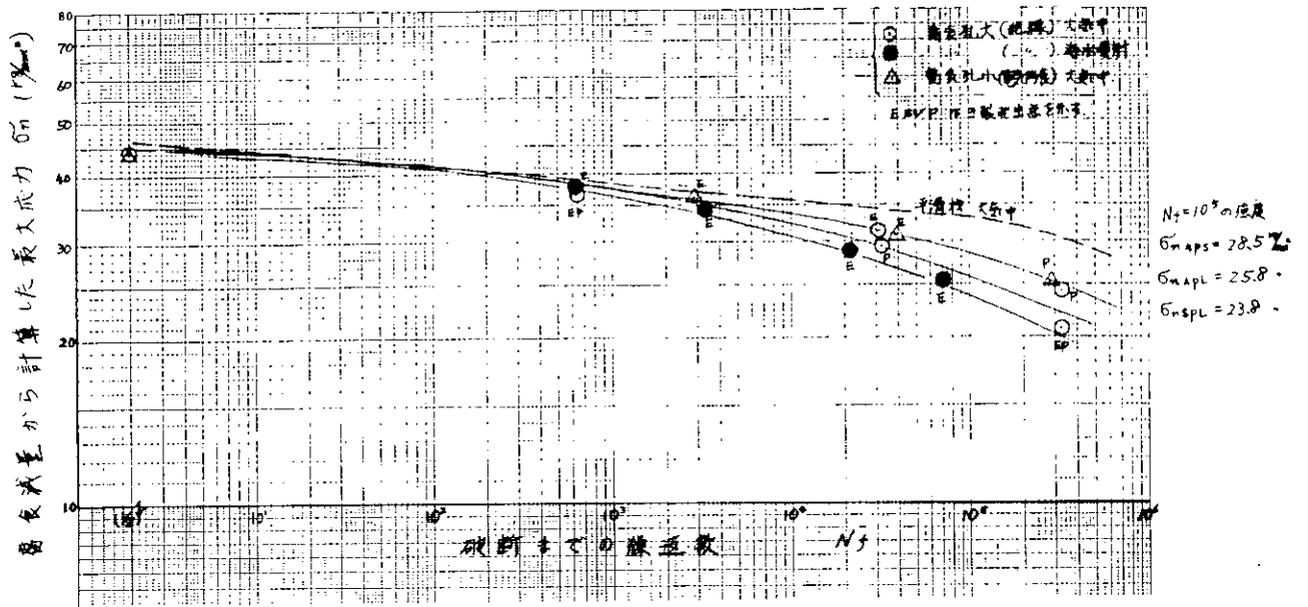


図 5.4.3 腐食減量を考慮した場合の疲れ試験結果 (SM41、大気中及び海水中)

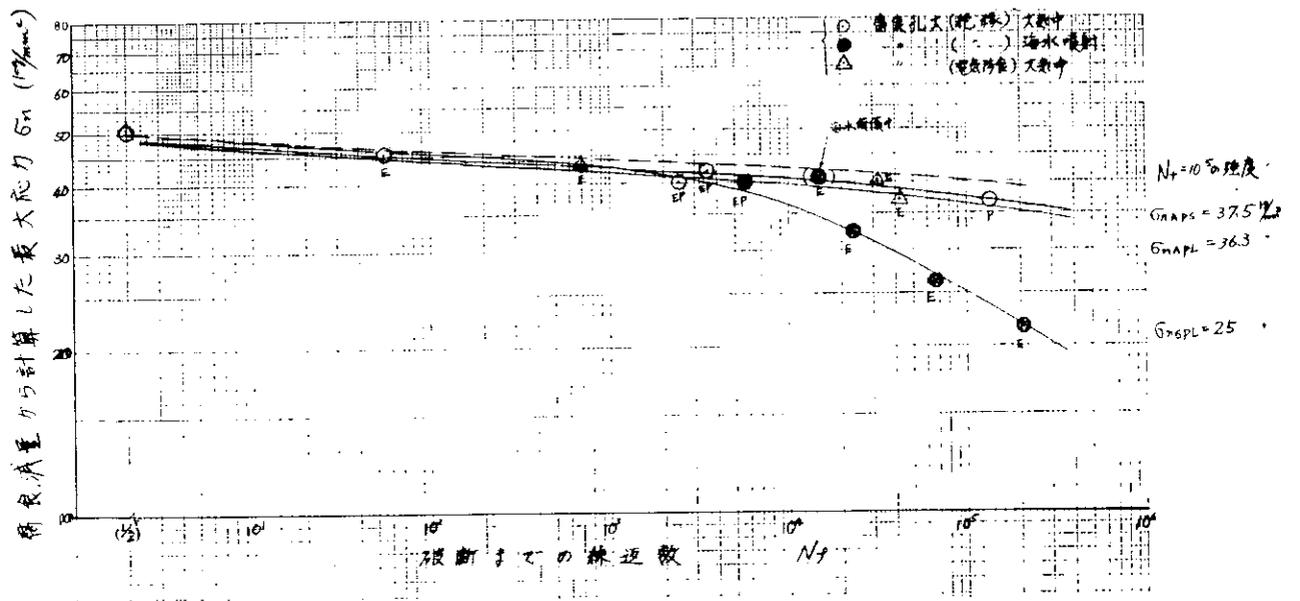


図 5.4.4 腐食減量を考慮した場合の疲れ試験結果 (HT50、大気中及び海水中)

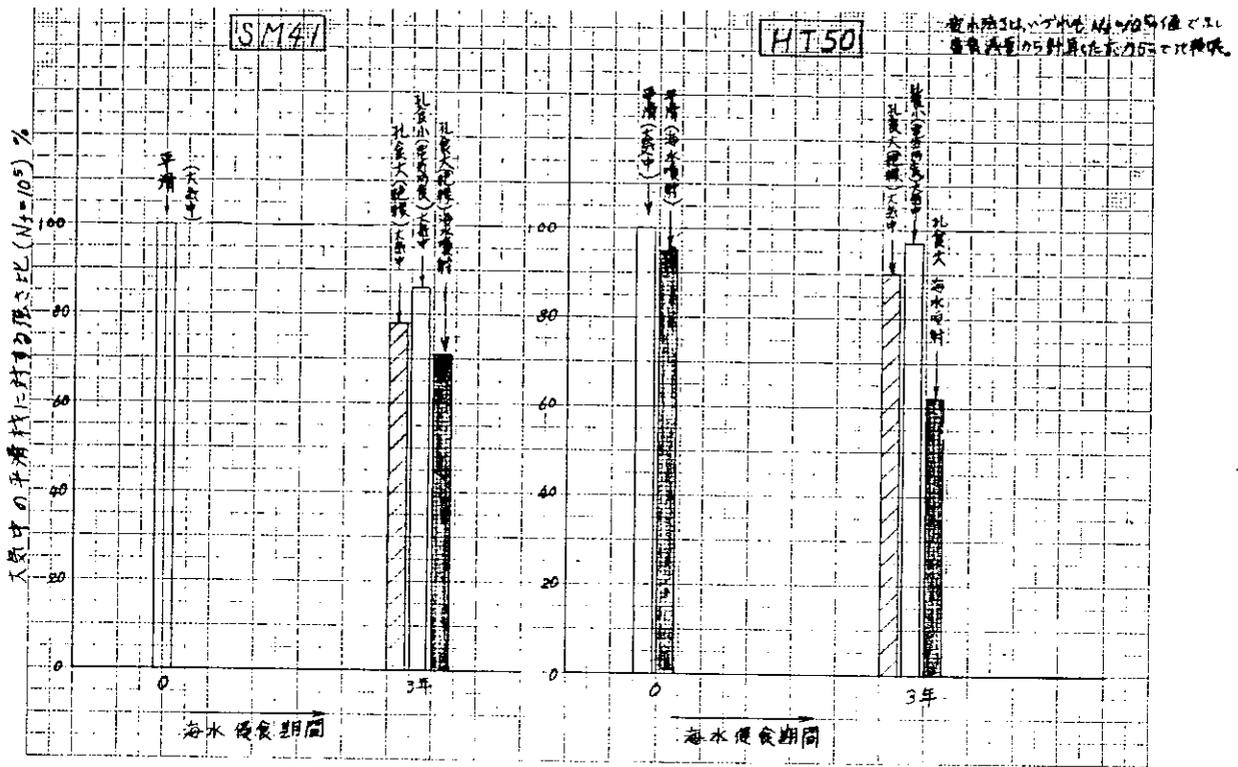


図 5.4.5 海水浸食期間と疲れ強さ減少割合の関係

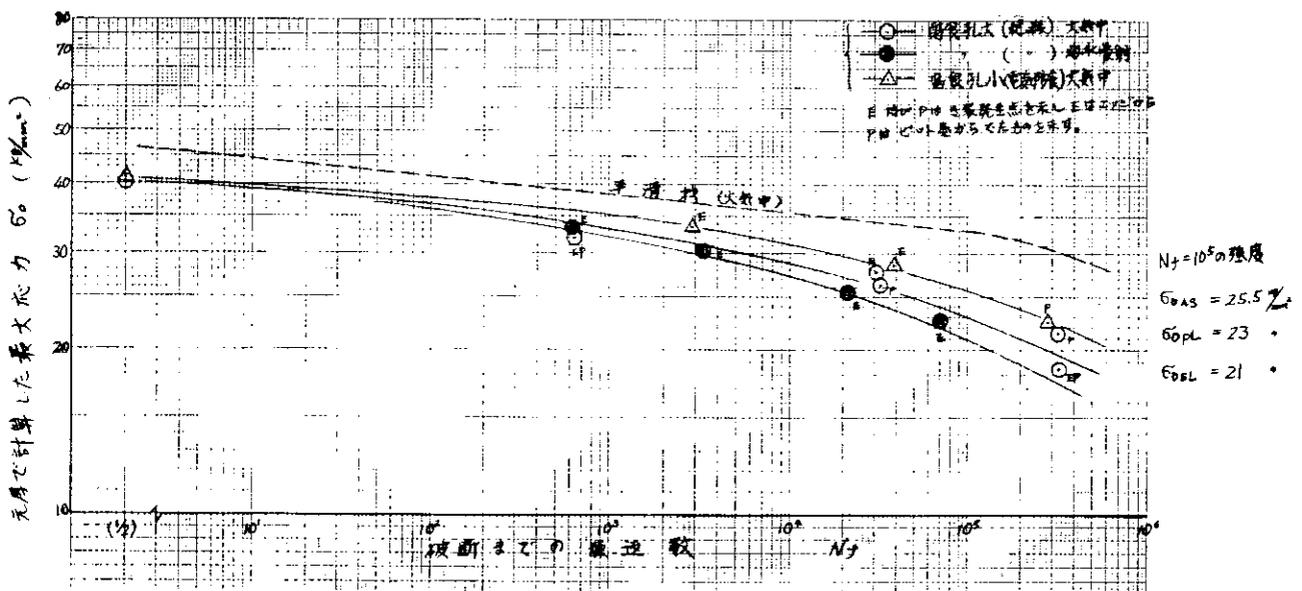


図 5.4.6 SM41 予腐食試片の大気中及び海水中疲れ試験結果

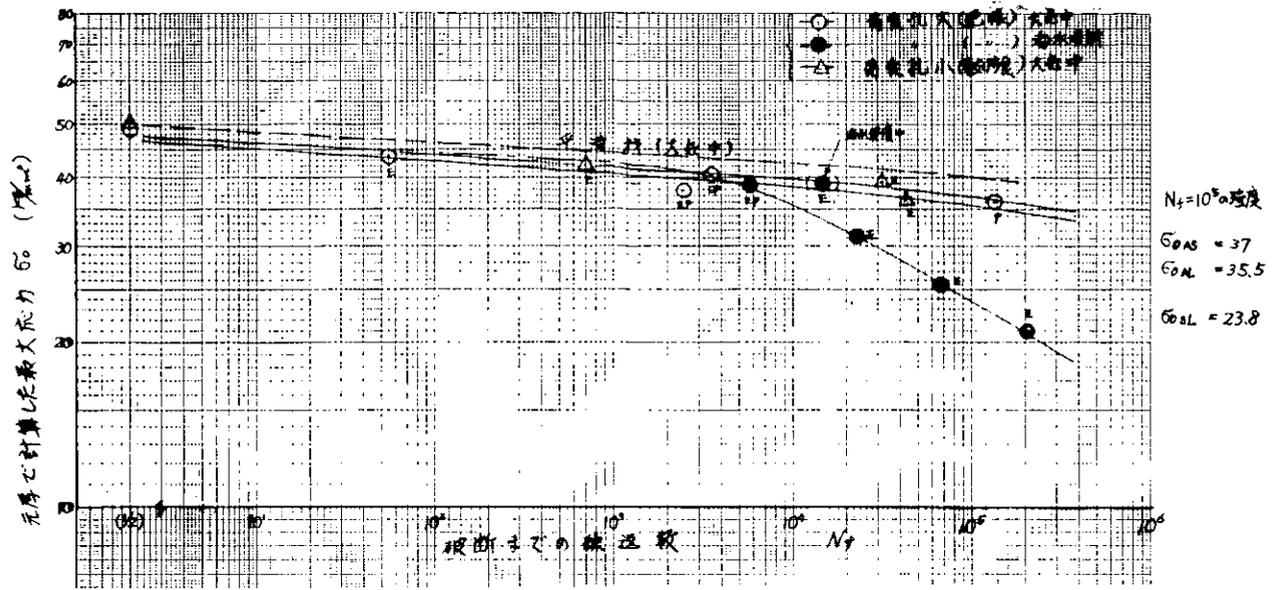


図 5.4.7 HT50 予腐食試片の大気中及び海水中疲れ試験結果

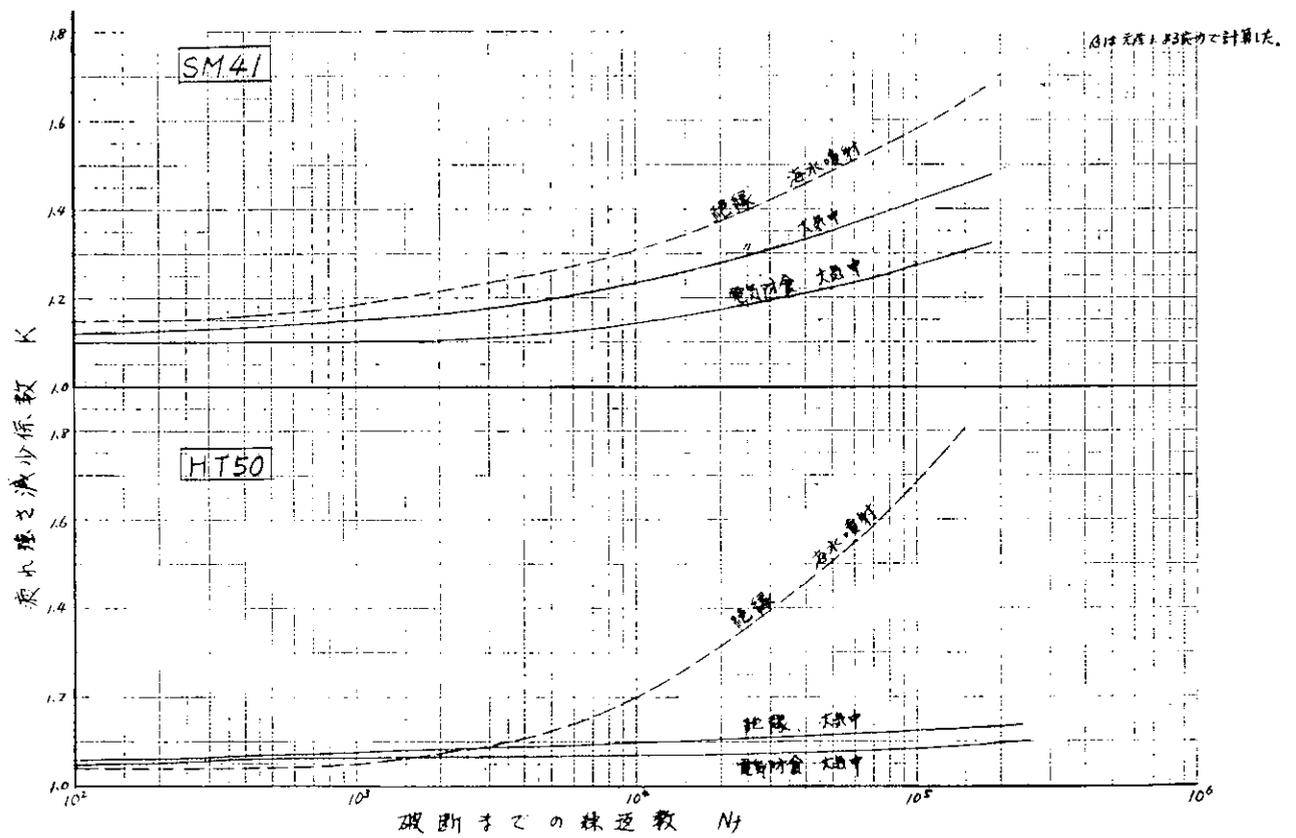


図 5.4.8 疲れ強さの減少係数と破断繰返数の関係

5.5 ま と め

実船の船殻内で、約3年間にわたつて腐食試験したSM41 ($t_0 = 8.5 \text{ mm}$)とHT50 ($t_0 = 25.5 \text{ mm}$)を予腐食材とし、これの大気中および海水噴射中で疲れ実験を行ない下記の結果を得た。

(a) $N_f = 10^5$ における疲れ強さは次のとおりである。

SM41	平滑材(大気中)	$\sigma_A = 33 \text{ Kg/mm}^2$
	予腐食材(海水中)	$\sigma_{OSL} = 21 \text{ Kg/mm}^2$
HT50	平滑材(大気中)	$\sigma_A = 40 \text{ Kg/mm}^2$
	予腐食材(海水中)	$\sigma_{OSL} = 24 \text{ Kg/mm}^2$

(b) $N_f = 10^5$ における疲れ強さ減少係数 K は、SM41が1.58、HT50が1.68となり大差ない。ただし、全面腐食による低下を K_G 、ピツティングによる低下を K_P 、腐食疲れによる低下を K_F とすると、 $K = K_G \times K_P \times K_F$ として求められ、個々の値は材質、素材寸法などの影響を受けやすい。

絶縁材による海水噴射の腐食疲れによる効果(K_F で示す)は、 $N_f \cong 10^4$ 以上の高サイクル側で大きくなり、HT50の疲れ強さ低下率は、SM41に比べて2~3倍大きい。

6. 溶接継手ならびに溶接構造要素の海水腐食疲れ

はしがき

本研究は造船用A級鋼板およびその溶接部の人工海水による低サイクル腐食疲労特性を大気中における低サイクル疲労特性と対比しながら検討したものである。

内容は試験方法の異なる三つの節からなっている。

第1節では、回転曲げ試験により母材および溶接部の特性と腐食環境条件の影響について検討した。

第2節では、軸引張圧縮試験により荷重制御とひずみ制御の試験法による特性上の差異を検討し、さらに回転曲げ試験との比較もおこなった。

第3節では、溶接構造モデルについて試験を行ない、その特性を検討した。

6.1 回転曲げ試験による溶接部特性および環境条件の影響の検討

6.1.1 試験片および試験方法

供試材料はSM41A鋼(板厚2.5mm)で、その化学組成および機械的性質を表6.1.1に示す。

この板を表6.1.2に示す溶接条件で、図6.1.1に示す積層順序で手溶接した。

母材および溶接材から図6.1.2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、溶接試験片は図6.1.3に示すように試験部分が溶接継手の各位置にくるようにして採取した。

疲れ試験は片持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56.3mm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10cpm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原則として採用したが、腐食環境条件の影響を検討する試験で必要な場合には3%NaCl水溶液に浸漬する方式も採用した。この場合は図6.1.4に示すような容器に試験片を挿入して器壁と試験片との間をオイルレス・シールで封じ、内部の腐食液がもれないようにした。なお、内部の腐食液は徐々に流して次第に新しい腐食液と入れ変るようにした。

6.1.2 母材および溶接部の腐食疲労寿命

(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図6.1.5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つけている。破断繰返し回数が 10^5 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、図6.1.5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、表6.1.3のようで、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。

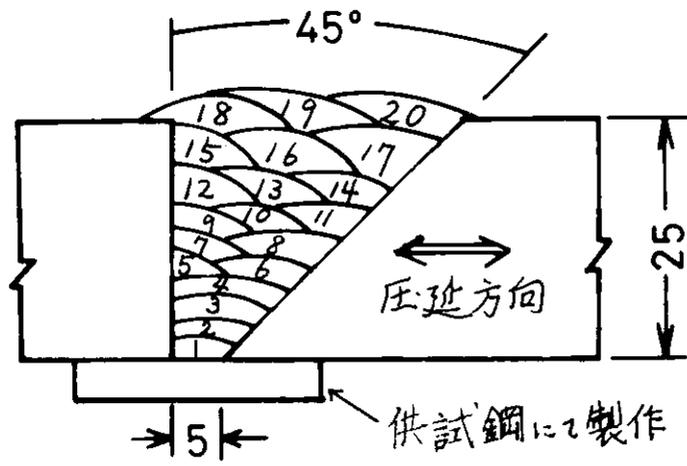
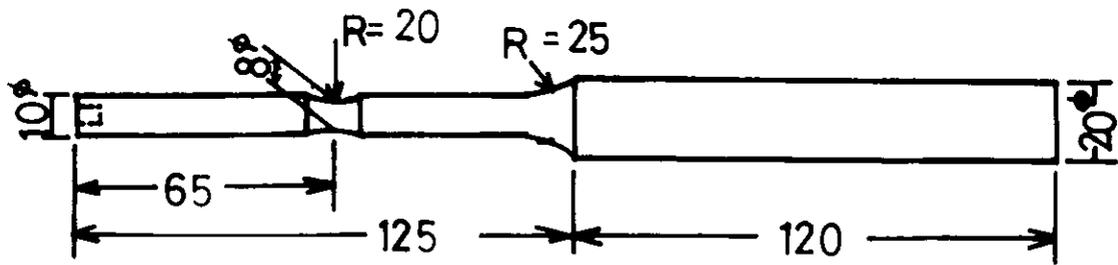
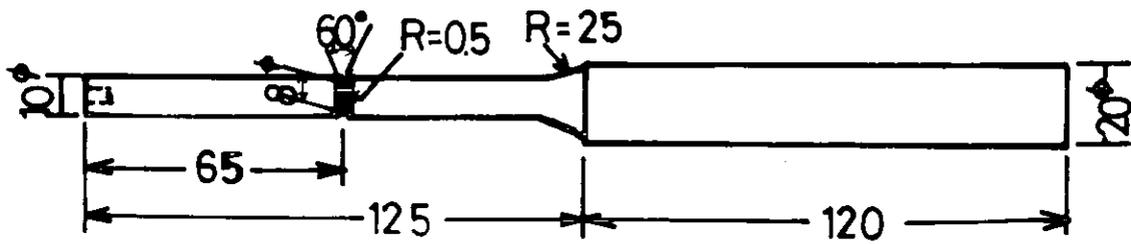


図 6.1.1 溶接の積層順序



平滑試験片 ($K_t = 1.09$)



切欠試験片 ($K_t = 2.3$)

図 6.1.2 回転曲げ試験片 (mm)

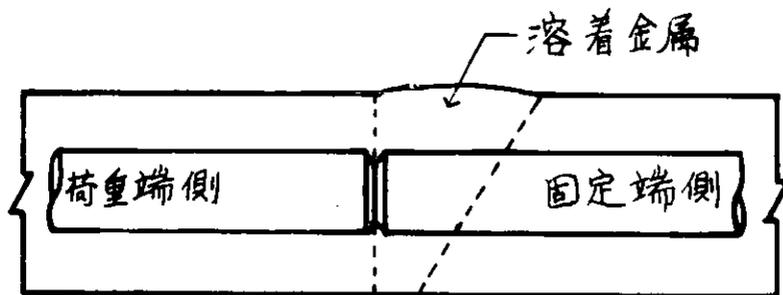


図 6.1.3 溶接材からの試験片採取要領

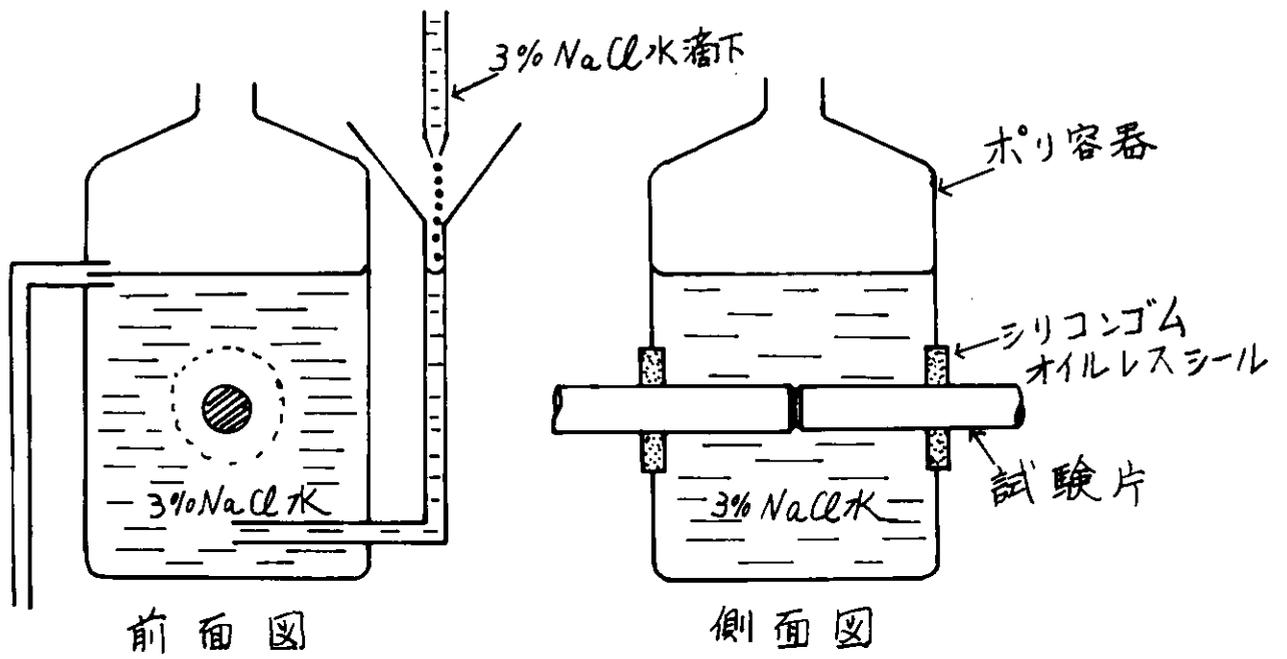


図 6.1.4 浸漬試験の容器

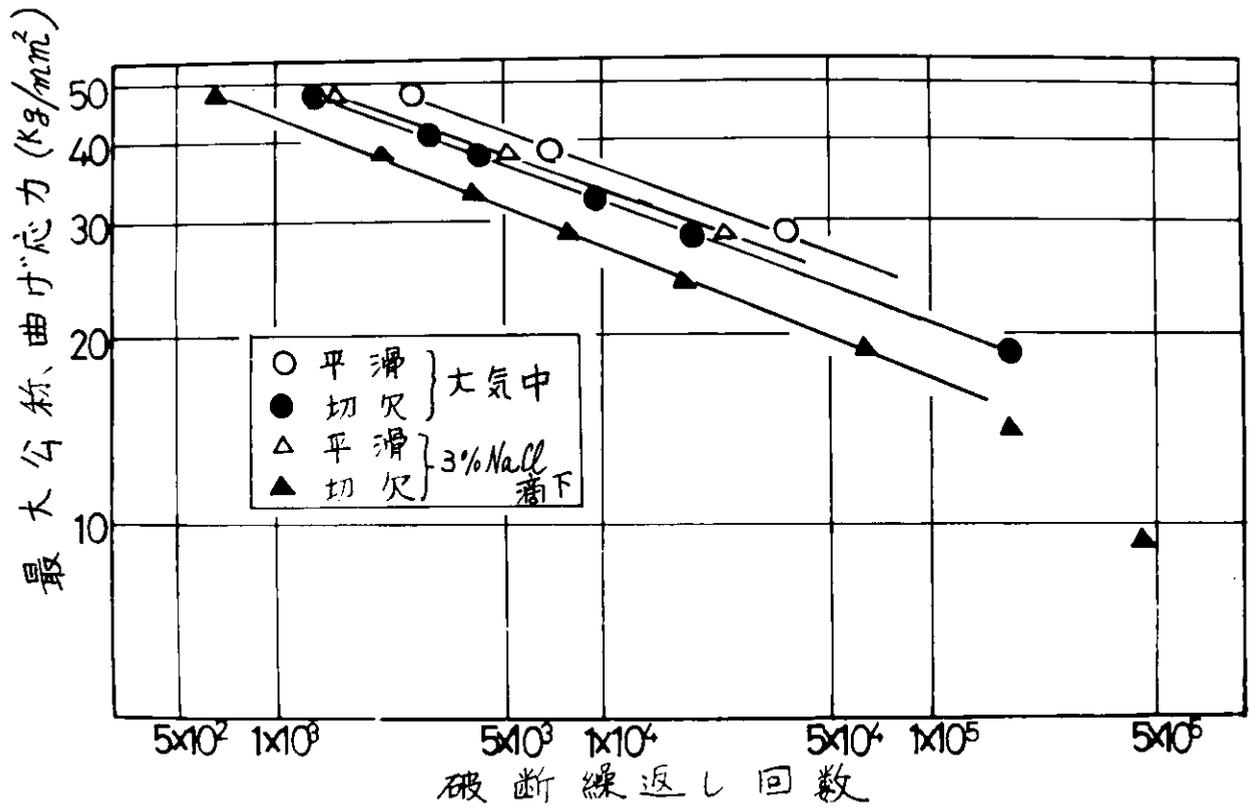


図 6.1.5 母材の試験結果

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

その結果を表 6.1.4 に示す。この表で明らかなように β_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った。

溶接ボンド部に関する試験結果を図 6.1.6 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っているが、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同様傾向を示している。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くなっている。

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 β_f 値を求めると、表 6.1.5 および表 6.1.6 のようになる。

図 6.1.5 と図 6.1.6 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、表 6.1.5 の腐食環境による寿命減少率 (R_c) は母材の場合の表 6.1.3 の数値と大差なく、また β_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かぎり、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みてもよいようである。

(3) 溶接部各所の強度

溶接ボンド部と母材部とで特に大きい差異はなかつたので、さらに溶接部のその他の部分（溶着金属部、熱影響部）についても若干の検討を加えた。

すなわち、溶接継手の溶着金属部、熱影響部などに切欠をつけた試験片を用いて最大公称応力 46.9 Kg/mm^2 で試験を行ない寿命を求めた。その結果を図 6.1.7 に示す。なお、それぞれの値は 3 繰返し数の平均値である。また、それぞれの試験部分に相当する溶接部の顕微鏡組織を写真 6.1.1 に示す。

図 6.1.7 でみられるように、大気中の試験結果はボンド部の寿命が最も長く、次に熱影響部、母材部の順に短くなり、溶着金属部で最も短い。しかし、腐食環境中では溶着金属が最も長く、ボンド部、母材部、熱影響部の順に短くなっている。

また、腐食環境による寿命減少率は溶着金属部で最も小さい。すなわち、熱影響部や母材部に比べて溶着金属部が最も腐食の影響を受けにくいことを示しているものと考えられる。

6.1.3 腐食環境条件の影響

(1) 腐食液中浸漬

以上の腐食疲労試験はすべて 3% NaCl 水溶液を試験片上に滴下しておこなったが、試験片を同じ水溶液中に完全に浸漬した場合との差異について、母材の切欠試験片を用いて検討した。

その結果を図 6.1.8 に示す。図でみられるように、滴下試験より浸漬試験の方がわずかながら寿命が長くなる。この原因として考えられることは、試験片に接する溶液中の溶存酸素濃度である。すなわち、滴下試験では試験片表面上の腐食液層は薄く、大気からの酸素の溶解拡散は十分になされるものと推定されるが、浸漬試験では溶液の深さのため液面上の大気が十分に試験片表面まで拡散せず、酸素の欠乏をきたして寿命が長くなつたのではないかと推定される。

そこで、この点を検討するため、浸漬試験中の腐食液に酸素を十分に吹き込んで、滴下試験の寿命に近づかどう

表 6.1.1 供試鋼の化学組成及び機械的性質

化学組成 (wt%)					機械的性質			
C	Si	Mn	P	S	降伏点 (Kg/mm ²)	引張強さ (Kg/mm ²)	伸び (%) (GL=40mm)	絞り (%)
0.18	0.03	1.00	0.14	0.03	22.7	45.6	44.3	71.6

表 6.1.2 溶接条件

溶接棒	
B-14 (神鋼イルミナイト系)	1層~17層 235~245A
5mmφ	18層~20層 220~230A

表 6.1.3 母材の腐食環境による寿命減少率

最大公称曲げ応力 (Kg/mm ²)	Rc (%)	
	平滑試験片	切欠試験片
50	3.7	5.1
40	3.7	5.2
30	3.3	5.7

表 6.1.4 母材の β_f

寿命	β _f	
	大気中	3% NaCl 滴下
5 × 10 ³	1.068	1.164
5 × 10 ⁴	1.083	1.211

表 6.1.5 溶接ボンド部の腐食環境による寿命減少率

最大公称曲げ応力 (Kg/mm ²)	Rc (%)	
	平滑試験片	切欠試験片
50	3.6	4.7
40	3.7	4.7
30	3.7	4.7

表 6.1.6 ボンド部の β_f

寿命	β _f	
	大気中	3% NaCl 滴下
5 × 10 ³	1.105	1.118
5 × 10 ⁴	1.100	1.152

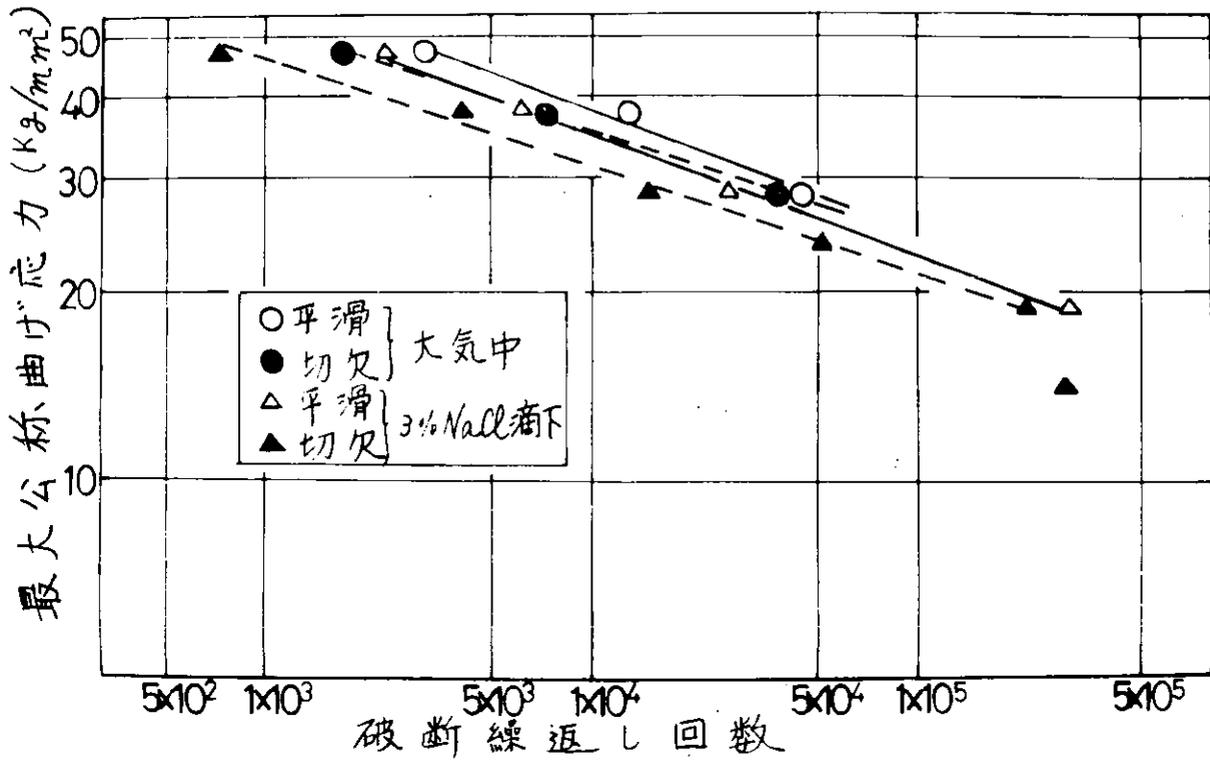


図 6.1.6 溶接ボンド部の試験結果

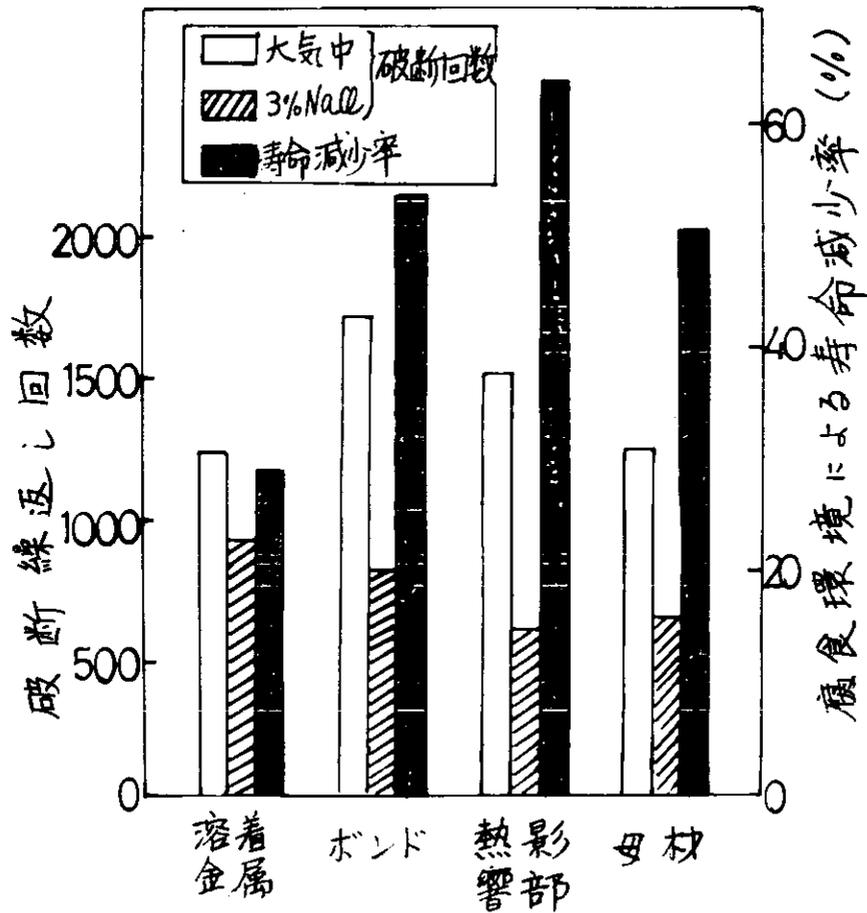
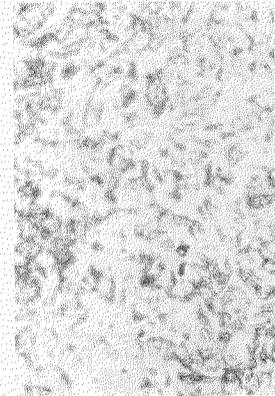
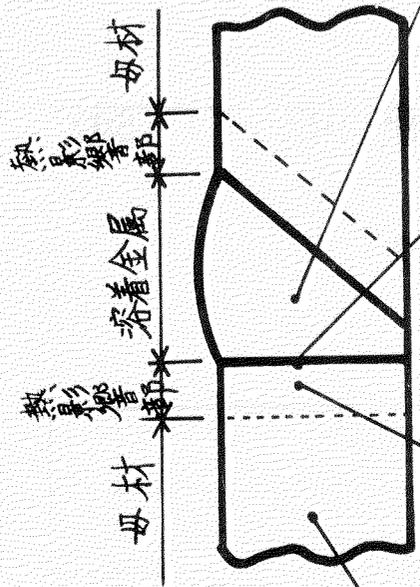
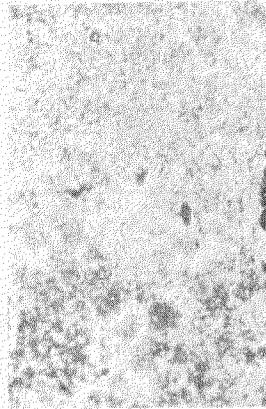


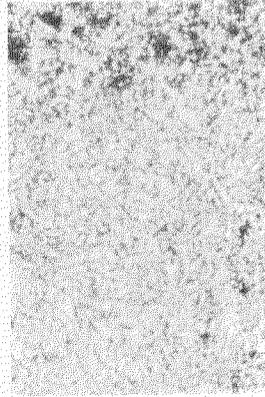
図 6.1.7 切欠試験片による溶接部各所の寿命および腐食による寿命減少率 (最大公称曲げ応力: 46.9 Kg/mm²)



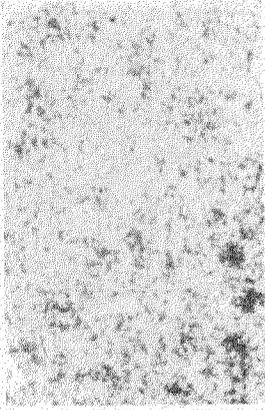
母材



熱影響部



溶着部



溶着金属

写真 6.1.1 図 6.1.7 の試験部の顕微鏡組織 (×50)

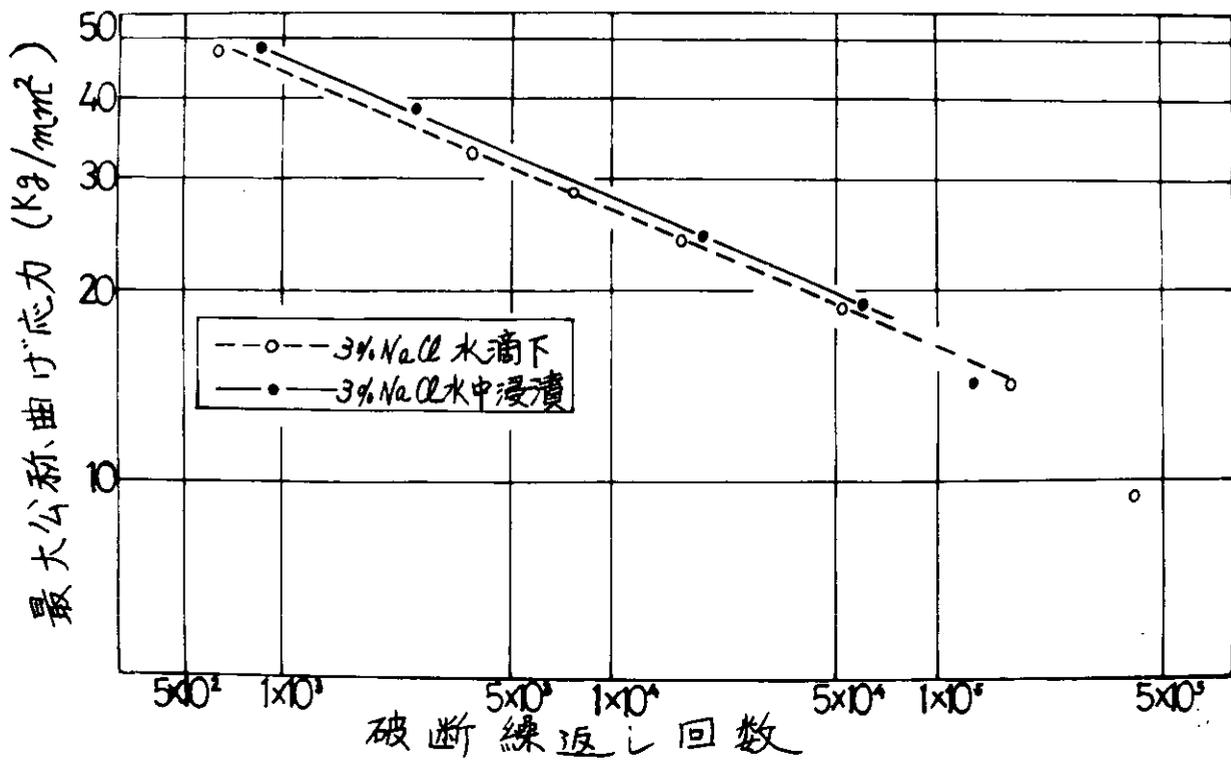


図 6.1.8 3% NaCl 水の滴下と浸漬による差異

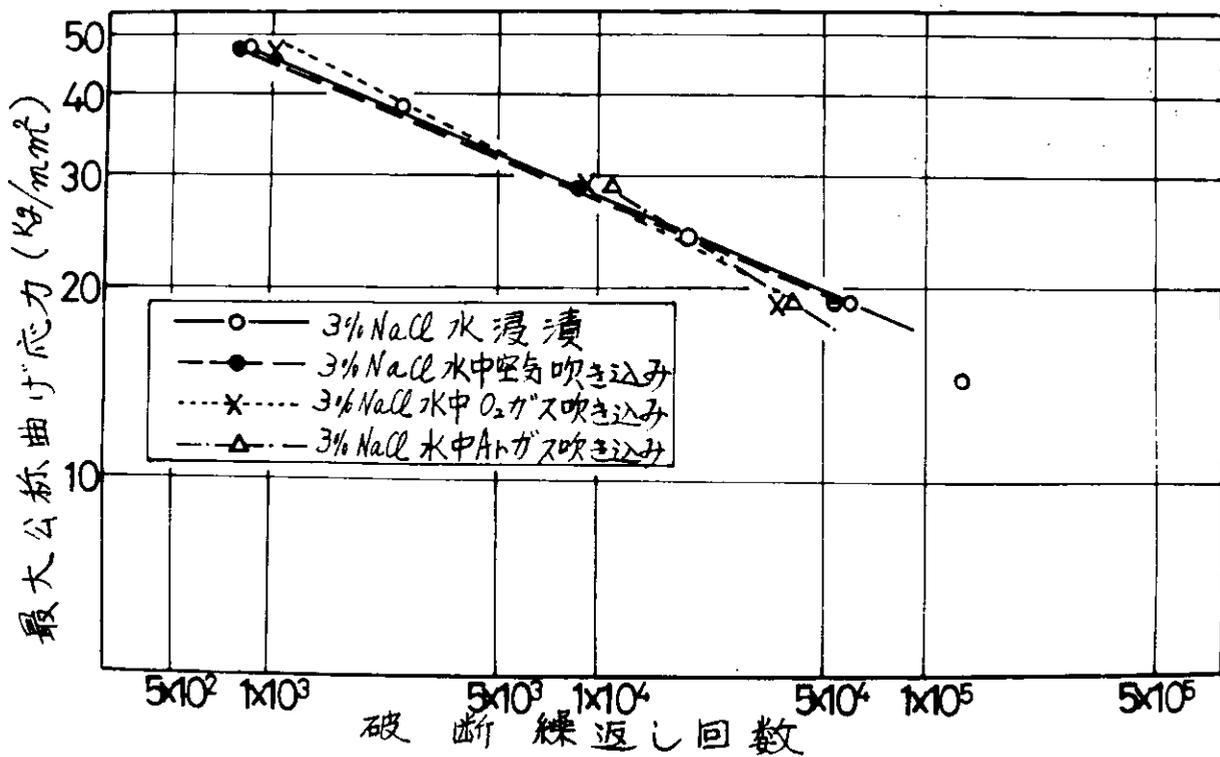


図 6.1.9 3% NaCl 水溶液中に各種ガス吹き込みの影響

かを調査した。また、その逆の効果をねらつて、アルゴンガスを吹き込む実験も行なつた。

その結果、図 6.1.9 でみられるように 3% NaCl 水溶液中に空気を吹き込んでも、酸素を吹き込んでも寿命はほとんど影響を受けない。すなわち、浸漬試験の寿命が滴下試験の寿命よりやや長くなるのは、溶存酸素の欠乏によるものでないと推定される。

一方、アルゴンガスを吹き込んだ場合には、試験片表面の黒色のサビは発生しなくなり、試験が終了するまで試験片の表面は金属光沢を有している。しかし、図 6.1.9 でみられるように腐食疲労寿命はほとんど変化しない。不活性ガスを吹き込んで溶存酸素を追い出すと、全面腐食は防止しうるが、低サイクル疲れ寿命の改善は期待できない。このことは、表面の腐食と腐食疲労破壊とは直接関係がないことを暗示しているものと思われる。

(2) 腐食液の温度

もし、腐食疲労現象が腐食反応過程を含むものであるとすると、その寿命は腐食液の濃度や温度によつて影響を受けるであろう。人工海水の場合、その濃度は 3% NaCl と規定されているので、今一つの因子と考えられる温度の影響について検討した。

母材の切欠試験片を 3% NaCl 水溶液中に浸漬して、この溶液の温度を室温から 90°C までの種々の温度で選んで試験した。付加応力は最大公称曲げ応力で 46.9 kg/mm² とした。

実験結果を図 6.1.10 に示す。図で明らかのように、腐食疲労寿命に及ぼす温度の影響は大きく、室温から 70°C まで温度が高くなるほど寿命は急激に短くなる。

なお、大気中での疲労試験ではこの温度範囲で温度の影響を受けない。

腐食疲労試験や実船の腐食疲労破壊の場合に、海水の温度を重視しなければならない。

(3) 乾湿繰返し

船舶のバラスタングのデッキ裏などでは海水の乾湿繰返しを受けるため、腐食損傷は大きいといわれている。

そこで、乾湿の繰返しにより腐食疲労寿命はどのように変化するのかについて検討した。

母材の切欠試験片を用い、乾湿繰返し試験は 3% NaCl 水溶液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て乾湿させる方法で、湿と乾の時間は実際に試験片がしめついていた時間と乾燥していた時間とを実測したものである。

図で、白丸印が乾燥時間を 7.5 分一定として湿時間を変化した場合の実験点であるが、湿時間が短くなるほど寿命はやや長くなる傾向を示す。しかし、すべての実験点は 3% NaCl 水溶液滴下試験の寿命よりも長く、大気中試験の結果よりも短くなつている。乾燥時間を 2.4 分と長くした場合にもやはり両結果の間に実験点がきており、乾湿の繰返しにより滴下試験の寿命より短くなるというような大きな損傷を受けることはないようである。

次に、乾湿繰返し試験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を考えた。すなわち、乾湿繰返し試験の乾燥サイクル中には大気中試験の場合と同じ損傷を、また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、次の式によつて寿命を計算した。

$$\frac{N_W}{N_{FW}} + \frac{N_D}{N_{FD}} = 1 \quad \dots\dots\dots (6.1.1)$$

ここで、 N_W : 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 : " " 乾燥サイクル " "

N_{FW} : 滴下試験の寿命

N_{FD} : 大気中試験の寿命

また、乾湿繰返し試験の破断回数 N_F は、

$$N_F = N_W + N_D \quad \dots\dots\dots (6.1.2)$$

で考えられる。

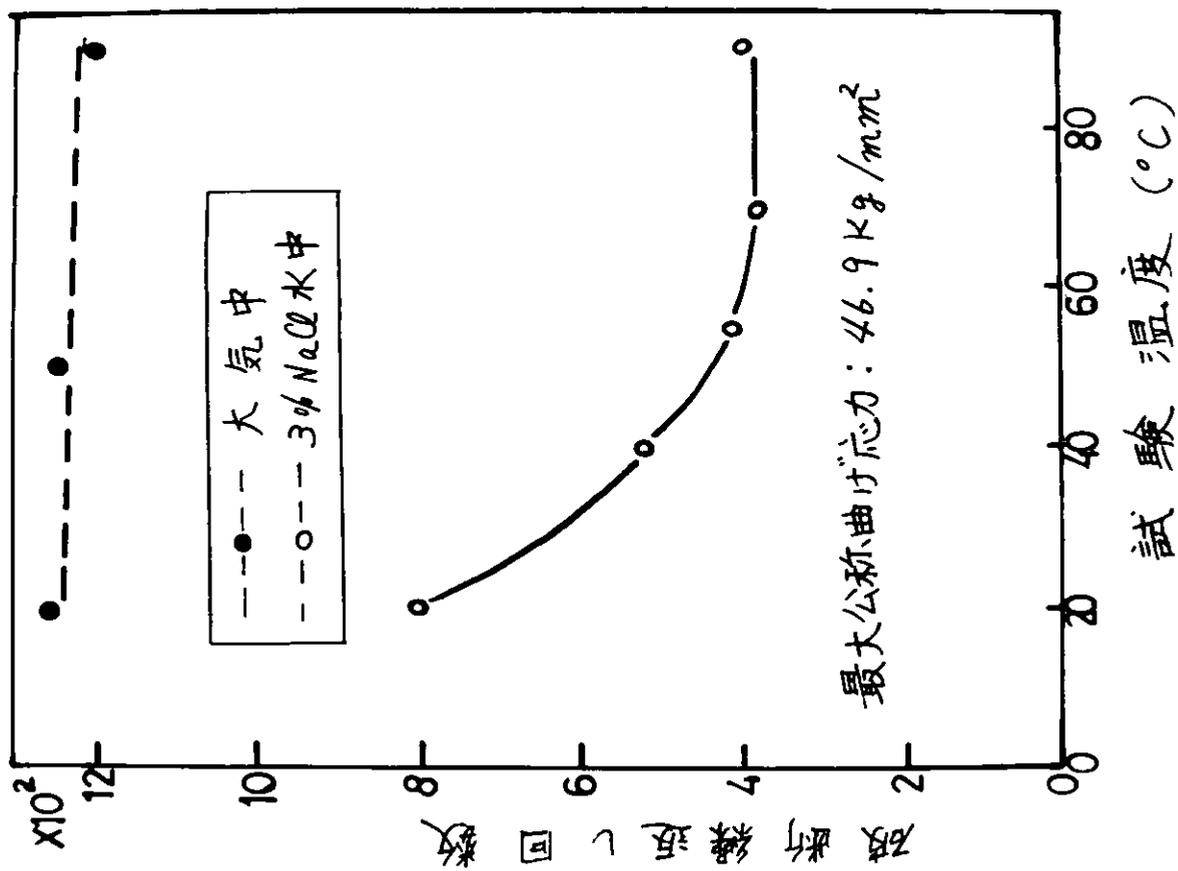


図 6.1.1.0 破断繰返し回数における温度の影響
(母材、切欠試験片)

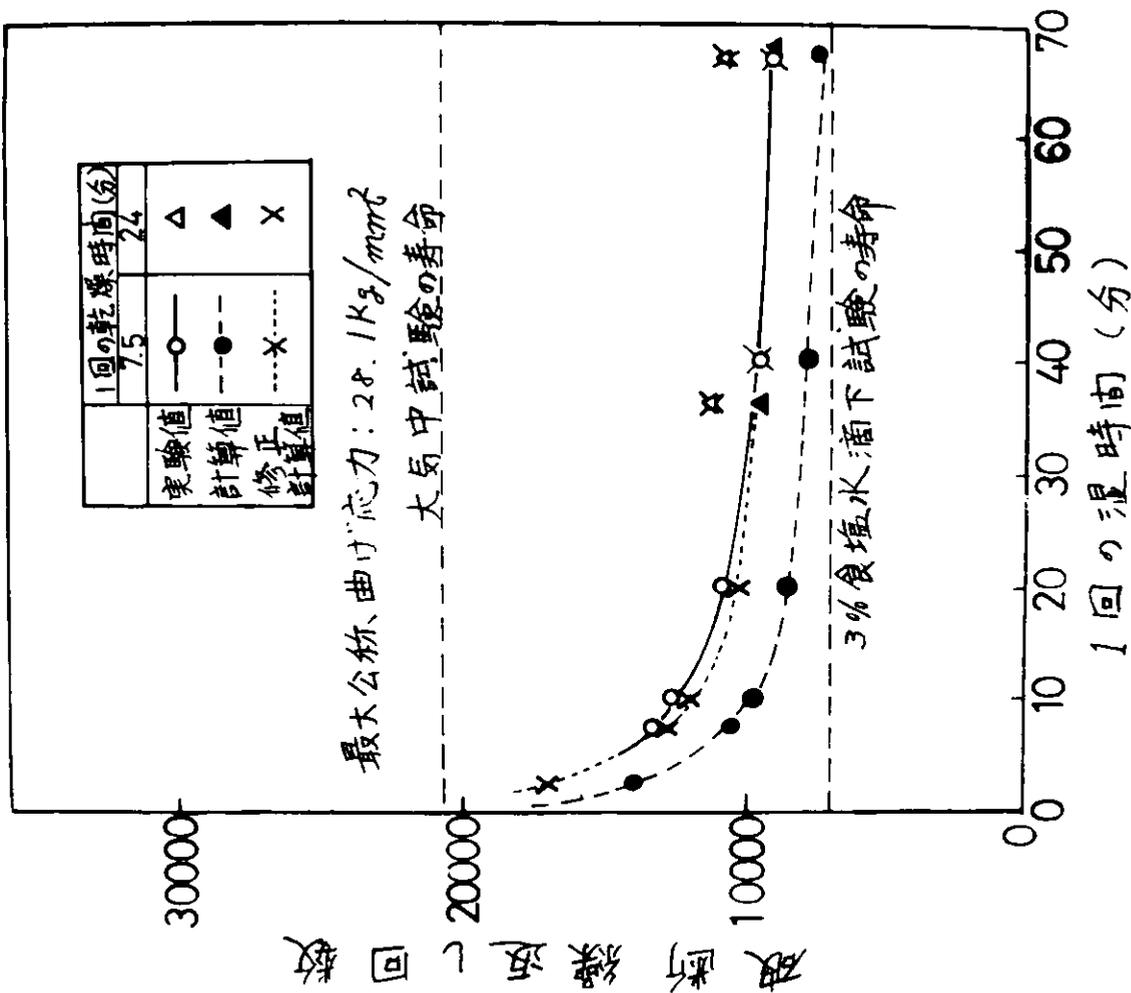


図 6.1.1.1 乾湿繰返し試験における寿命における湿度時間の影響
(母材、切欠試験片)

(6.1.1) 式と (6.1.2) 式より、寿命を計算すると図 6.1.10 の黒丸印破線のようになり、実験点と傾向は同じだが一致しない。実験結果の方がやや長寿命になる。この計算寿命を 1.2 倍すると図の×印点線のようになり、すべての実験点とこの値とが比較的良好一致する。

このように、湿サイクルと乾燥サイクルのそれぞれにおける損傷を加えあ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あり、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赤黒色のサビが固くこびりついて生成され、その量も滴下試験の場合よりもはるかに多い。すなわち、試験片表面の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。

6.2 軸引張圧縮試験による試験条件の影響の検討

6.2.1 試験片および試験方法

母材および溶接材は 6.1 節で使用したのと同じものを使用した。

母材試験片は板の圧延方向に平行に図 6.2.1 に示す寸法の砂時計型試験片および切欠試験片を採取した。溶接継手試験片は板の溶接線に直交して、開先の垂直壁が試験片の中央にくるようにして図 6.2.1 の試験片を採取した。したがって、溶接継手試験片では試験部がボンド部になっている。

試験は軸方向型引張圧縮疲れ試験機によつて、ひずみ制御試験および荷重制御試験を行なつた。

ひずみ制御試験は試験片最小断面部における平均的な軸方向ひずみが完全両振であるように、最小断面の直径変化を制御することにより行なつた。

荷重制御試験は試験片に作用する軸荷重が完全両振りであるような場合と、一定の平均応力を有するような場合について行なつた。

荷重繰返し速度は 1 分間当り 5 ~ 10 回とした。

腐食疲労試験の場合には、試験部の試験部に 3% NaCl 水溶液を滴下した。

6.2.2 ひずみ制御両振試験

母材の砂時計型丸棒試験片によるひずみ制御両振試験における塑性ひずみ幅 $\Delta \epsilon_p$ と破断繰返し回数 N_f との関係を示したのが図 6.2.2 である。大気中の試験結果も 3% NaCl 水中の試験結果もともに両対数表示で直線となり、しかも平行線となる。

これらの結果に対して、図中に示すように Manson-Coffin 型の実験公式、

$$\Delta \epsilon_p N_f^\alpha = \epsilon_p' \quad \text{または、} \quad N_f \Delta \epsilon_p^\alpha = \epsilon_p'^{\frac{1}{\alpha}}$$

$$\alpha = \frac{1}{u} \quad \epsilon_p'$$

大 気 中	0.6	1.2
3% NaCl	0.6	0.95

を得る。

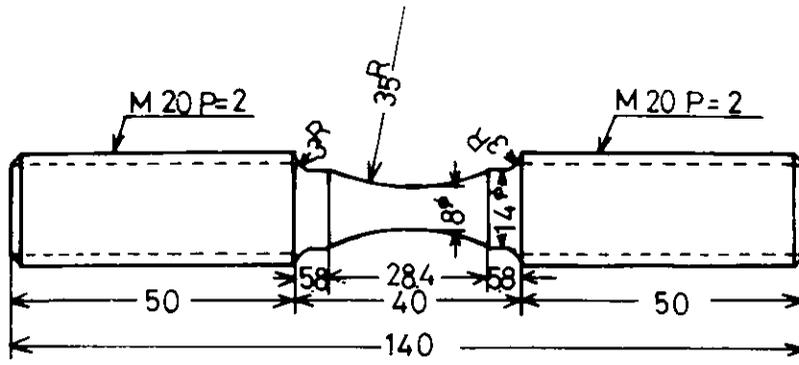
また、腐食環境がかかったことによる寿命減少率 (R_c) を 6.1 節の場合と同じ式で求めると、36.7% となり、回転曲げ試験における平滑試験片の場合の数値 (37%) とほぼ同じ値になる。

6.2.3 荷重制御試験

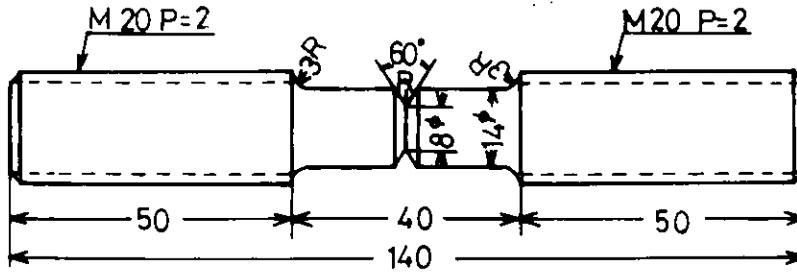
大気中における荷重制御試験で重要な要因と考えられている切欠と平均応力 (σ_m) の効果について、3% NaCl 水溶液滴下によるこれら要因への影響のしかたについて検討した。

得られた結果を応力振幅 (σ_a) と破断繰返し回数 (N_f) とで示したのが、図 6.2.3 および図 6.2.4 である。

図 6.2.3 は母材の結果であるが、それぞれの試験条件で大気中と 3% NaCl 水との結果を比較すると、いずれの場



a) 砂時計型丸棒試験片



$R=1\text{mm}$

b) 円周切欠型丸棒試験片

図 6.2.1 丸棒試験片の形状および寸法

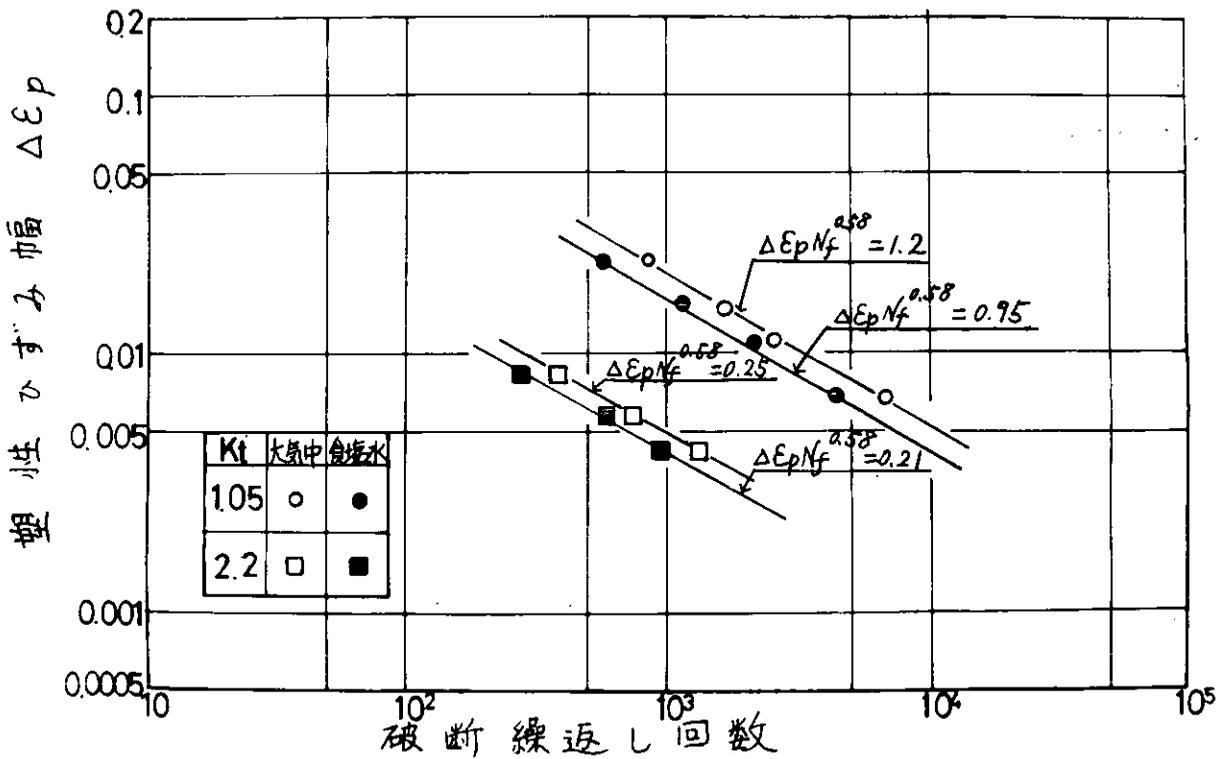


図 6.2.2 ひずみ制御両振り試験によるSM41鋼の大気中ならびに食塩水滴下における疲れ寿命線図

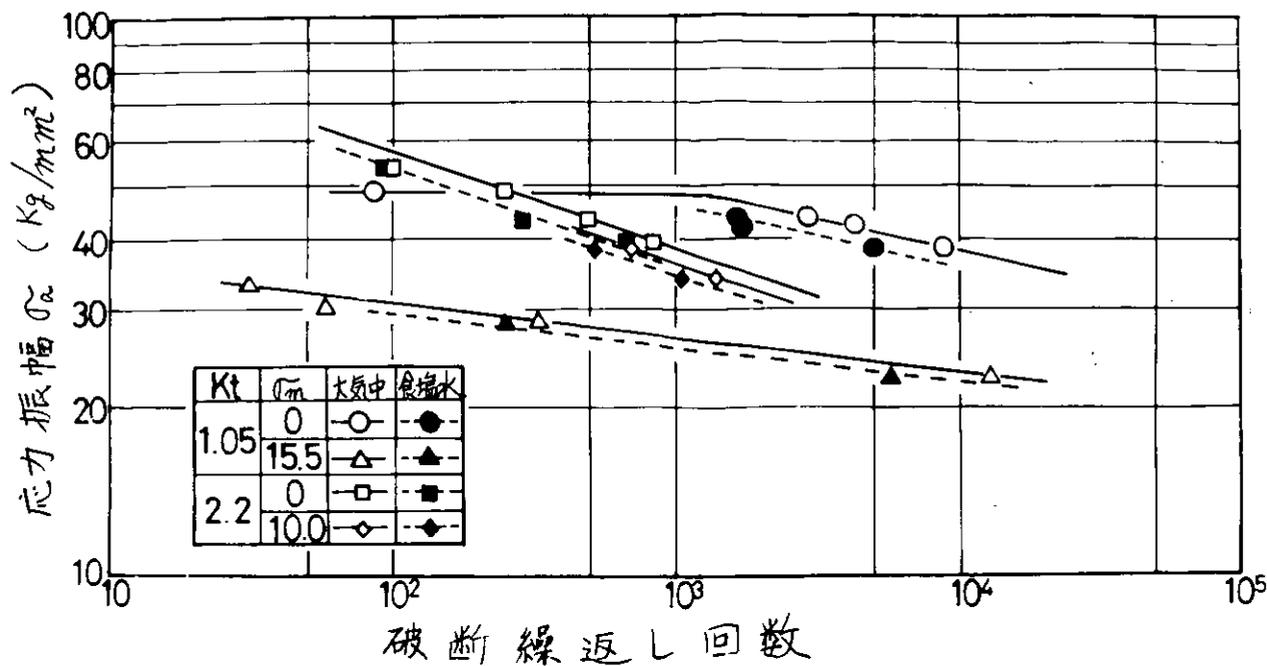


図 6.2.3 荷重制御試験による SM41 鋼の大気中ならびに食塩水滴下における疲れ寿命線図

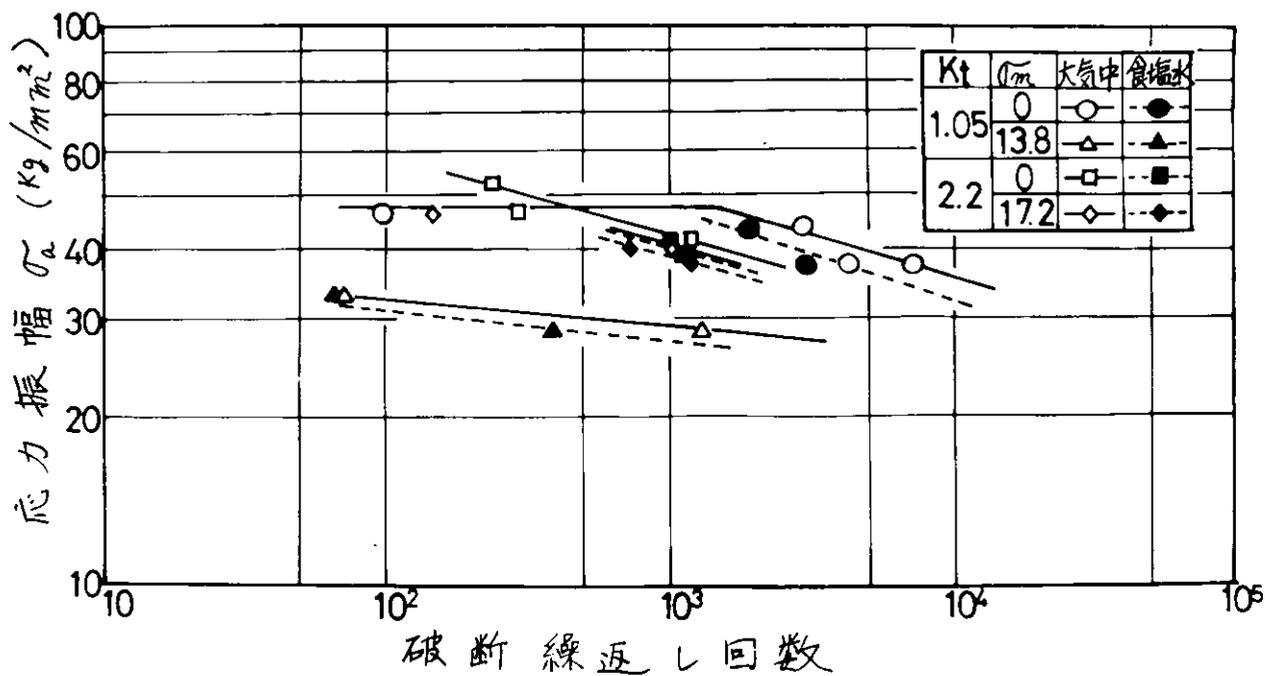


図 6.2.4 荷重制御試験による SM41 鋼浴槽継手ボンド部の大気中ならびに食塩水滴下における疲れ寿命線図

合の腐食環境による寿命減少率 (R_c) もほぼ 30~40% の範囲内にあり、平均応力や切欠によつて特に顕著に R_c が変化するようなことはないようである。

図 6.2.4 は溶接ボンド部の結果であるが、母材の場合と同様の傾向を示している。

回転曲げ試験の場合、母材切欠試験片の R_c は 50~57% と大きかったが、軸荷重試験では上述のように切欠試験片も平滑試験片と大差なく、30~40% の R_c の値の範囲内にあることが一つの特徴であろう。

6.3 溶接構造継手の腐食疲労強度

6.3.1 試験片および試験方法

本節の実験に使用した供試材料は S M 4 1 A 鋼 (板厚 1.27 mm) で、その化学組成および機械的性質を表 6.3.1 に示す。

この板の圧延方向に平行して図 6.3.1 に示す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 220~230 A、28 V 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^2 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。

6.3.2 試験結果

各試験片に対する応力振幅 (σ_a) と破断繰返し回数 (N_f) との関係を図 6.3.2 に示す。

大気中試験結果をみると、平滑母材にくらべて、溶接構造継手試験片ははるかに弱くなっている。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破断後の外観の例を写真 6.3.1 に示すが、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る。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っ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ったが、図 6.3.2 でみられるように大気中試験結果とはほぼ一致して差異は認められなかった。

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。

6.4 結 論

3% NaCl 水溶液による S M 4 1 A 鋼の低サイクル腐食疲労特性について検討し、次のことが明らかになつた。

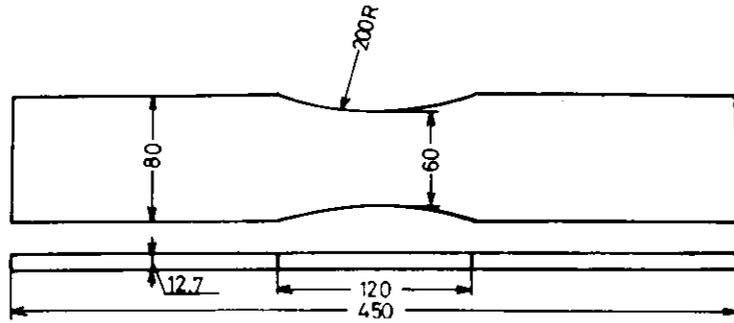
- (1) 荷重繰返し速度が 10 回/分程度であれば、平滑材の腐食環境による寿命減少率は 30~40% 程度で、回転曲げ試験と軸荷重試験とは差はない。
- (2) 金属組織的見地からみて、母材と溶接ボンドとでは、腐食疲労特性上、特に大きな差異はなかつた。むしろ、わずかながら溶接ボンドの方が強い傾向を示した。

溶接継手の中では熱影響部が最も弱い傾向を示した。

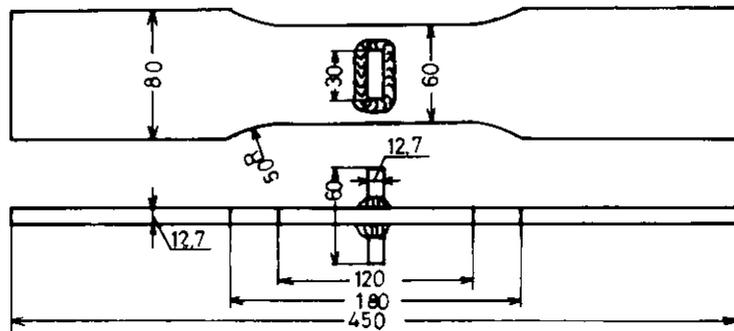
- (3) 腐食環境要因として溶存酸素、温度、乾湿繰返しなどを影響因子として取りあげ、その腐食疲労寿命におよぼす影響について検討したが、温度が最も大きな影響を示し、温度の上昇とともに腐食疲労寿命は短くなつた。溶存酸素は試験片表面の腐食には影響があつたが寿命を変化させるような効果はなかつた。また、乾湿の繰返しを受けても寿命が大幅に短縮されるようなことはなかつた。
- (4) 溶接構造試験片による試験では、大気中で破断したのものも、腐食液中で破断したのものも、ともに荷重方向に直交する溶接トウ部から割れが発生した。しかし、大気中試験と 3% NaCl 水中試験とは寿命には全く差異はなかつた。この試験の荷重繰返し速度が 300 回/分であつたことによるのではないかと考えられる。

表 6.3.1 供試鋼の化学組成及び機械的性質

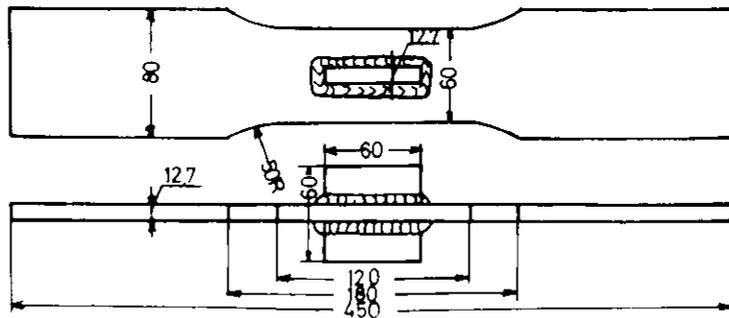
化学組成 (wt%)					機械的性質		
C	Si	Mn	P	S	降伏点 (Kg/mm^2)	引張強さ (Kg/mm^2)	伸び (%) ($GL=200mm$)
0.20	0.04	0.70	0.019	0.027	32.0	49.0	30.0



a) 母材試験片



b) 溶接構造継手試験片 (I)



c) 溶接構造継手試験片 (II)

図 6.3.1 母材および溶接構造継手試験片の形状と寸法

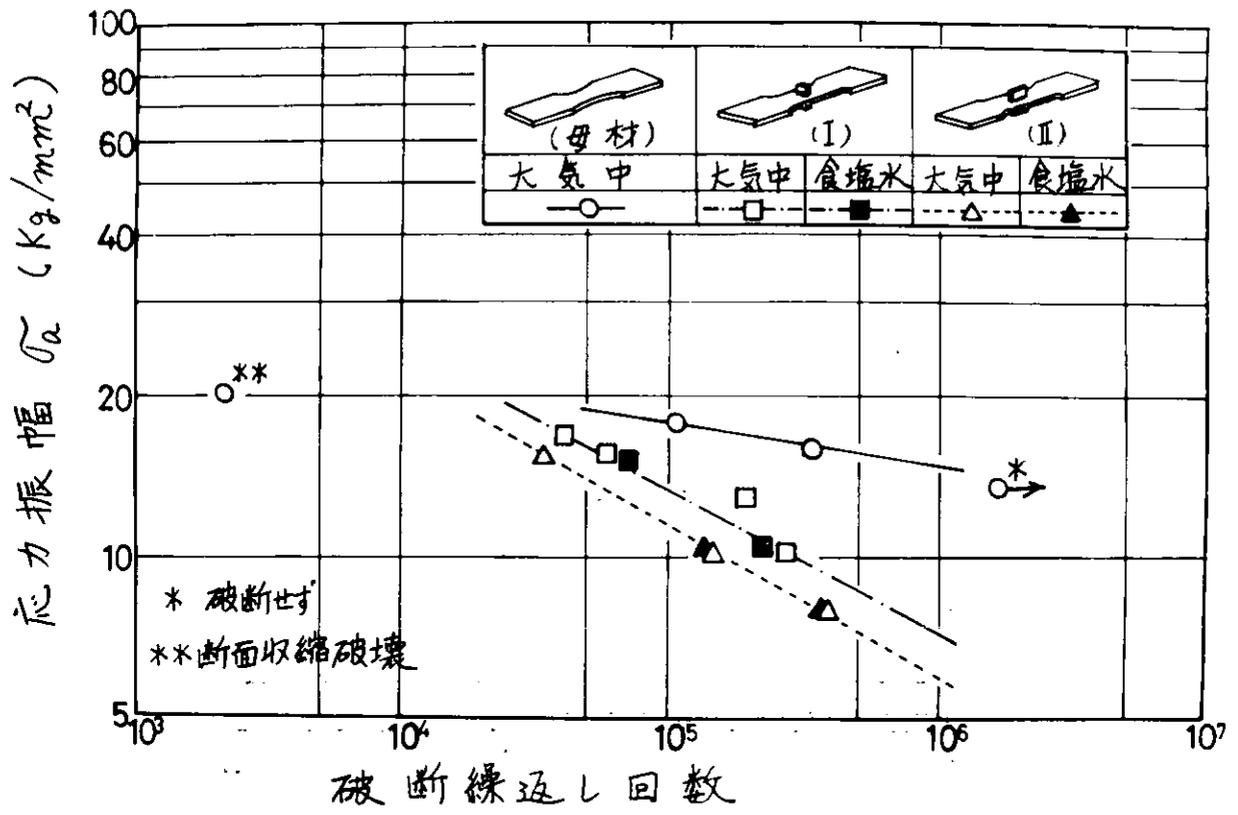
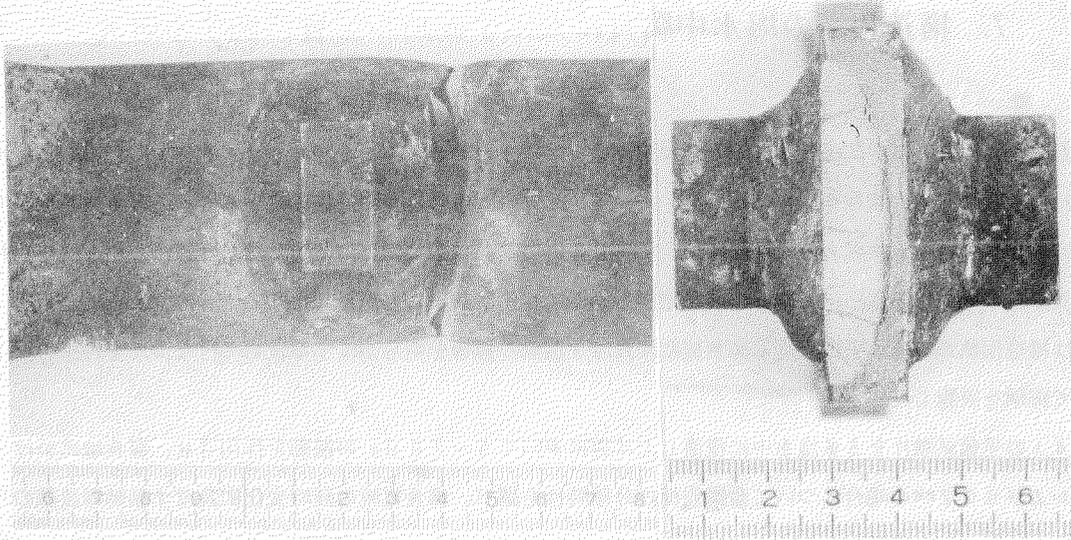


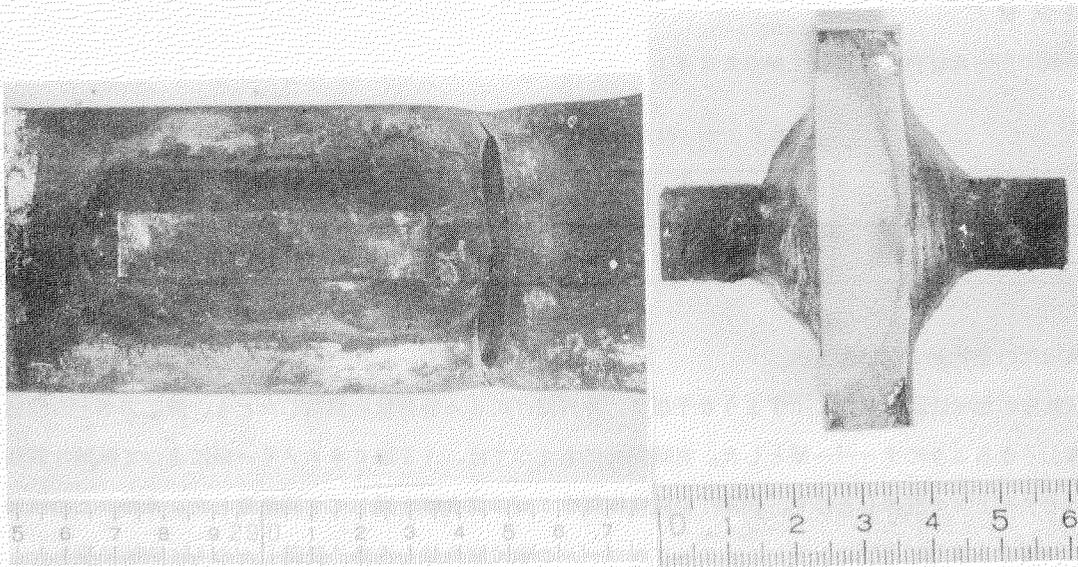
図 6.3.2 SM41 溶接構造継手の大気中ならびに食塩水滴下における疲れ寿命線図



破断部表面

破断面

I型試験片 ($\sigma_a = 10.3 \text{ Kg/mm}^2$, $N_f = 2.645 \times 10^5$)



破断部表面

破断面

II型試験片 ($\sigma_a = 7.9 \text{ Kg/mm}^2$, $N_f = 3.785 \times 10^5$)

写真 6.3.1 溶接構造試験片の大気中疲れ破断状況

7. 構造用鋼の塩水中腐食に及ぼす振動の影響に関する研究

7.1 緒 言

船舶は就航後1年おきに中間検査、4年おきに定期検査が行なわれるが、その際バラストタンク内の構造部材に異状な腐食の進行とき裂の発生が観察されている。とくに、艙タンク内に生じるき裂は振動によるものと考えられており、その防止対策に苦慮している実状にある。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ませんが、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予想できる。

本研究は構造用軟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、以下の二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%塩水中に浸漬した状態において5~70 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%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効果と無負荷の状態における振動の効果と比較検討した。

7.2 試験装置および試験方法

7.2.1 試験片

(1) 供試材

実験に用いた材料は板厚3.2 mmのS M 4 1 Aで、化学組成および機械的性質を表7.2.1に示す。

表7.2.1 供試材の化学組成(%)と機械的性質

C	Si	Mn	P	S	降 伏 点	引 張 強 さ	伸 び
0.18	TR.	0.57	0.007	0.023	30Kg/mm ²	44Kg/mm ²	37%

(2) 試験片の形状および調整方法

試験片の形状は図7.2.1に示すような平板で、片持ち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型とした。実験開始にあつては、1200#エメリー紙によつて試験片表面を研磨し、次いでアセトンで洗浄したのち、表面に絶縁性樹脂を1cm²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に供した。

7.2.2 試験方法

(1) 腐食法

腐食法は図7.2.1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ピラリー送入口が設けてある。腐食液としては蒸留水に3% NaCl を溶した塩水を用い、その循環系統を図7.2.2に示す。なお、腐食槽の容量は約200 ml、腐食域表面における流速は約5 mm/sec、液温は20℃とした。

(2) 加振器および振幅計測

最大加振力が1Kg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て固定し、駆動用の増幅器を介して試験片に振動を加えた。この加振器の出力特性が一定になる周波数の範囲は5~300 Hzである。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5~70 Hzであ

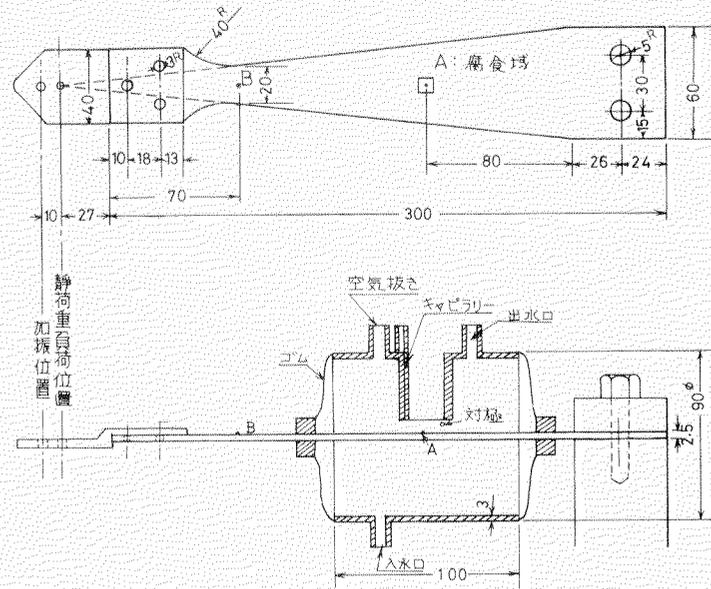


図 7.2.1 試験片の形状および腐食槽の形状

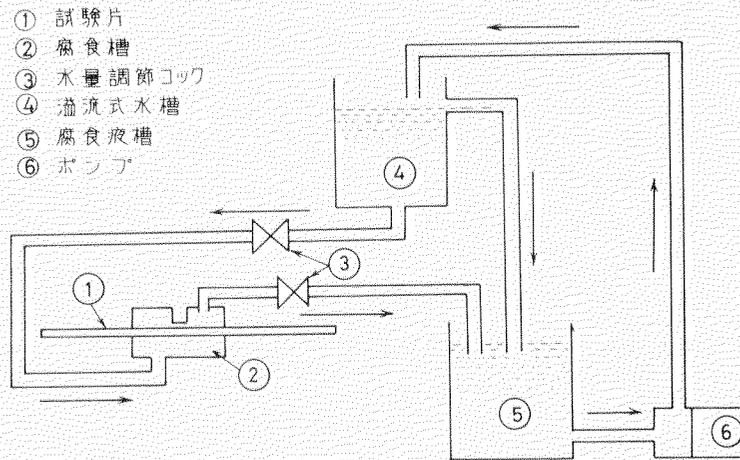


図 7.2.2 腐食液の循環系統図

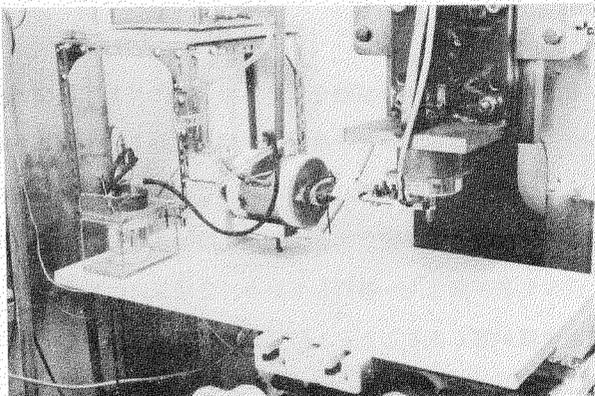


写真 7.2.1 試験装置の概観図

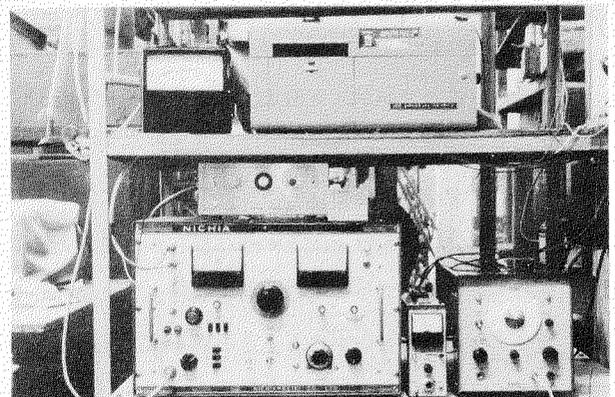


写真 7.2.2 測定装置の概観図

り、したがって加振はこの周波数の範囲内で行なつた。試験装置の概観を写真 7.2.1 に、測定装置の概観を写真 7.2.2 に示す。

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、図 7.2.1 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、この校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つて槽内の A 点の振幅を推測することとした。

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 cm と 0.02 cm の 2 種類とし、0.01 cm の振幅における周波数として 5、30、40、60、70 Hz を、0.02 cm のときの周波数として 5、40、70 Hz を採用し、それぞれの場合の分極特性の経時変化を調べた。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 15 Kg/mm^2 とした状態に振幅 0.01 cm の振動を作用させ、周波数 5、40、70 Hz で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 (0 Hz) における分極特性も比較のため調べた。

(3) 分極曲線測定法

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。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曲線測定装置を用いた。分極曲線の測定は、振動を加えてから試験片が腐食液になじみ、電位がほぼ安定したのち (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調べた。なお、各電流密度における停滞時間は 0.5 秒とし、電極電位は電磁オシログラフで記録した。

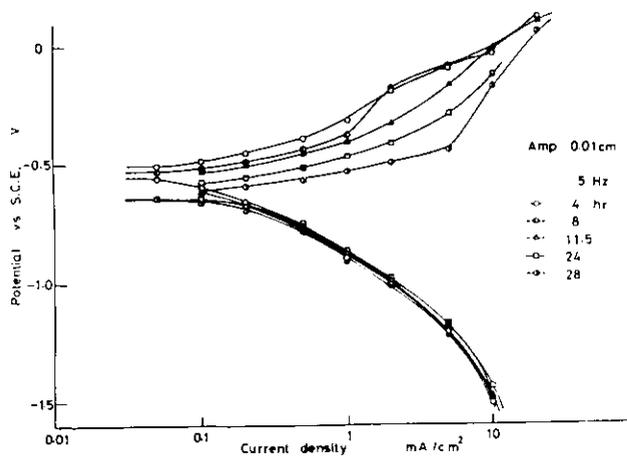
7.3 試験結果ならびに考察

7.3.1 分極特性

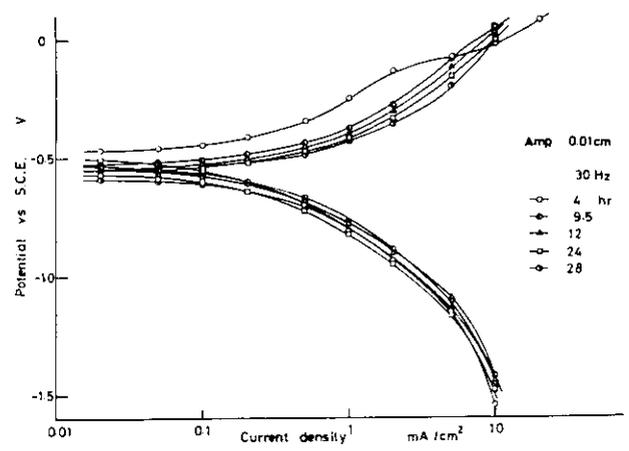
3% 塩水中において無負荷の状態、振幅が 0.01 cm になるように周波数 5、30、40、60、70 Hz の振動をそれぞれ加えた場合の外部分極曲線の変化を図 7.3.1 に、また振幅が 0.02 cm になるように 5、40、70 Hz の振動を加えたときのそれを図 7.3.2 に示す。これらの分極曲線のうち、アノード分極曲線は時間の経過に伴つて卑に移行するとともにそのこう配が減少する傾向がみられ、これは主として腐食時間の経過によつて活性点数が増すことに起因すると考えられる。他方、カソード分極曲線は、周波数によつては初期に若干貴になる傾向がみられるが、ほとんどは時間の経過に伴つて卑方向へほぼ平行移動しており、この傾向は振幅が 0.01 cm のときよりも 0.02 cm の方が著しいことがうかがえる。このカソード分極曲線の卑方向への移行は材料表面の酸化皮膜の生成によるものと思われる。なお、腐食時間が 30 時間を過ぎるとある卑な曲線に漸近する傾向を示す。

図 7.3.3 に示す試験片を静止させた状態 (0 Hz) における分極曲線と上記の振動を与えた場合のそれを比較すると、アノード分極曲線の傾向に明りような差はみられないが、カソード分極曲線には若干の相違が認められる。すなわち静止状態のときは酸素拡散反応の限界電流を示す領域が $0.05 \sim 0.2 \text{ mA/cm}^2$ にみられるのに対して、振動を加えた場合のカソード分極曲線は上向きに凸の滑らかな曲線となり、酸素の拡散限界電流値が明りようには現われない。また、振動を与えた場合のカソード分極曲線は静止した場合のそれに比べて若干貴方向へ移行しており、分極抵抗は振動によつて減少することがうかがえる。このことは、振動によつて拡散境界が薄くなることと、時間経過によつて材料表面にできた酸化皮膜の触媒作用による影響と考えることができる。

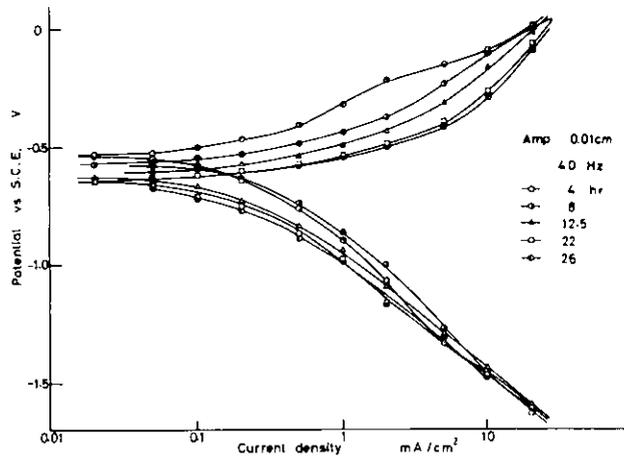
図 7.3.4 は、3% 塩水中において試験片に静的曲げ応力 $\sigma = 15 \text{ Kg/mm}^2$ を作用させた状態で加振しない場合 (0 Hz) の外部分極曲線の経時変化を示したものである。この場合のカソード分極曲線にも図 7.3.3 にみられたような酸素拡散反応を示す領域は現われず、上記の加振した場合の分極曲線の経時変化とほとんど同じ傾向を示している。すなわち、静的応力が作用した状態における分極特性は、酸素の拡散による影響よりも酸素の還元反応の影響をより支配的に受け



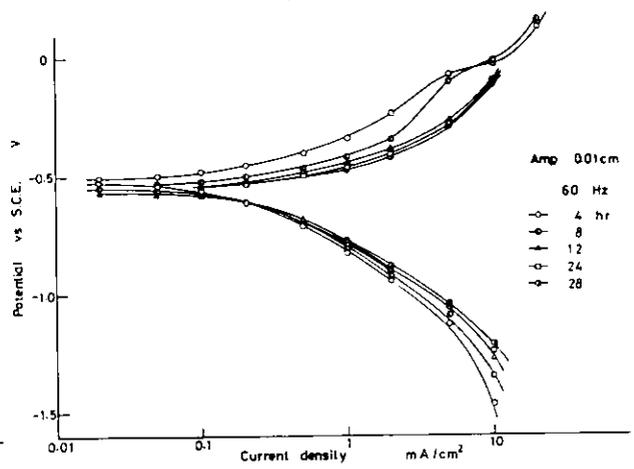
(a)



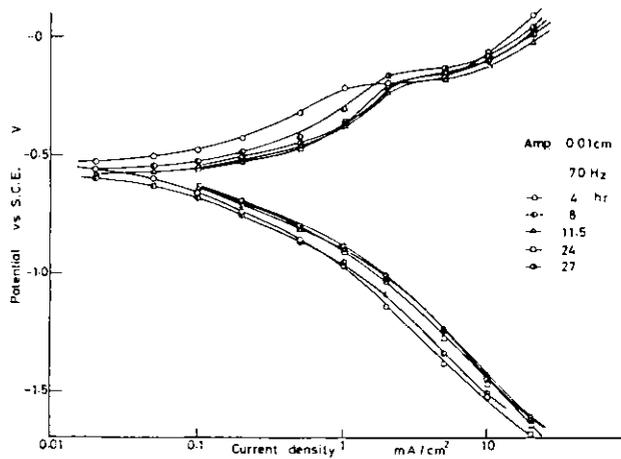
(b)



(c)

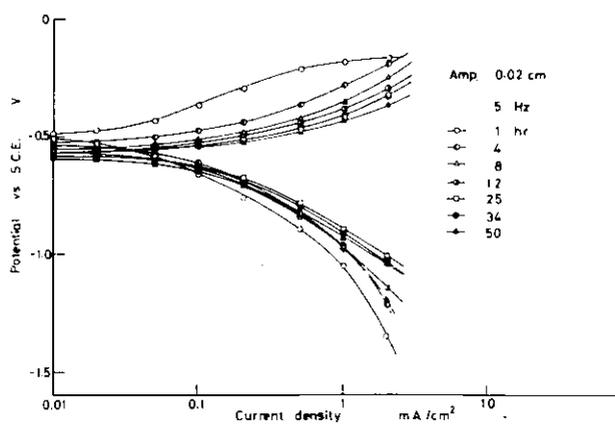


(d)

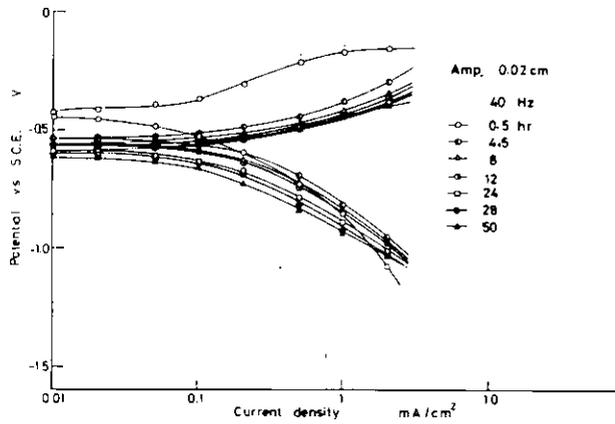


(e)

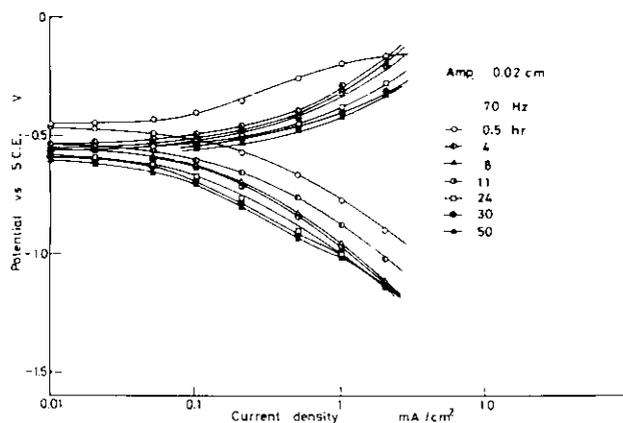
図 7.3.1 無負荷の状態において振幅 0.01 cm の振動を加えた場合の分極曲線



(a)



(b)



(c)

図 7. 3. 2 無負荷の状態において振幅 0.02 cm の振動を加えた場合の分極曲線

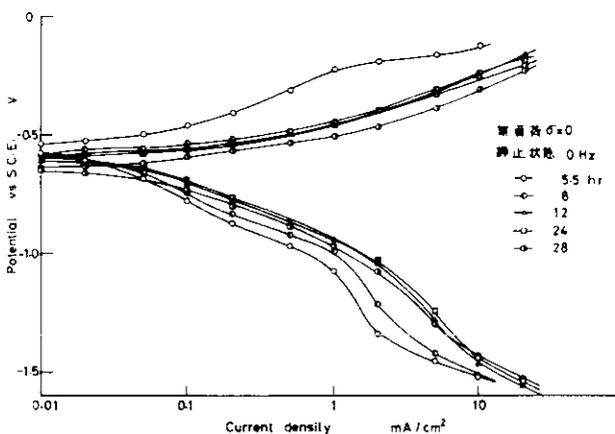


図 7. 3. 3 無負荷の状態において加振しない場合 (静止状態) の分極曲線

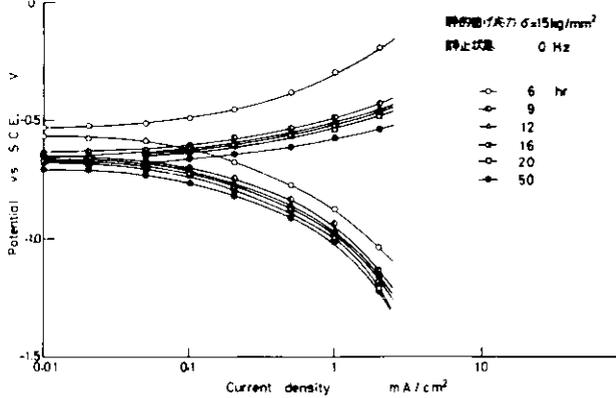


図 7. 3. 4 静的負荷の状態において加振しない場合 (静止状態) の分極曲線

るものと解される。試験片に静的曲げ応力 $\sigma = 1.5 \text{ Kg/mm}^2$ を加えた状態に周波数 5、40、70 Hz の振動をそれぞれ重畳させた場合の分極曲線を図 7.3.5 に示す。この場合の振幅は 0.01 cm としたが、70 Hz においては加振器の容量の限度として振幅を 0.006 cm にとどめざるをえなかつた。静的負荷の下で加振した場合の分極特性は、図 7.3.2 に示す無負荷の下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ものと想像できる。

7.3.2 自然腐食電流の経時変化

分極曲線から自然腐食電流（以後腐食電流とよぶ）を求めるにあつては、図 7.3.3 に示す静止の場合にみられた酸素拡散の限界電流値を基準にして両分極曲線に接線を引き、その交点の電流密度を腐食電流として採用することにした。このようにして求めた各試験条件における腐食電流の経時変化を図 7.3.6～図 7.3.9 に示す。すなわち図 7.3.6 は、無負荷の状態で振幅 0.01 cm に加振したときの各周波数における腐食電流の変化を、図 7.3.7 は振幅 0.02 cm の場合の変化をそれぞれ示したもので、図中には静止状態（0 Hz）の腐食電流の変化が比較のために記入してある。いずれの周波数においても初期の約 12 時間までは腐食電流は増加し、その後減少してある一定な電流値に収束する傾向がみられ、この腐食電流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、いずれの振幅における腐食電流も加振しない場合に比べて増加しており、明らかに振動によつて腐食は促進することを示している。図 7.3.10 は図 7.3.6 および図 7.3.7 を別の形で表示したもので、振幅が 0.01 cm と 0.02 cm の場合の腐食電流と周波数の関係を時間をパラメーターとして表している。いずれの振幅においても 12 時間における腐食電流は 40 Hz において最大となつている。この周波数が試験片の固有振動数に近いことを実験的に確認しているが、各周波数において振幅 0.01 cm と 0.02 cm における振動応力範囲 $\Delta\sigma$ をひずみゲージによつて測定した。その結果を図 7.3.11 に示す。いずれの振幅においても振動応力範囲は 40 Hz で最大となり、本実験に用いたテーパ型試験片では、振幅一定の条件の下に加振するときには共振状態で最大の振動応力を生じることが示している。したがつて、上述の 40 Hz で最大の腐食電流を生じる原因としてこの振動応力を考えることができる。

図 7.3.8 は、加振しない状態で静的曲げ応力を負荷した場合と無負荷のときの腐食電流を比較して示したもので、静的応力によつても腐食電流は増加することがうかがえる。

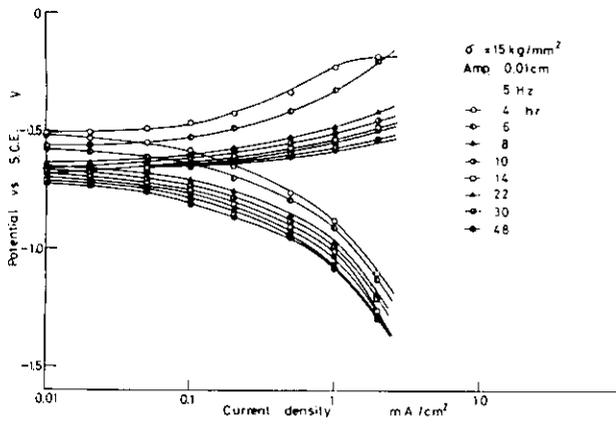
図 7.3.9 は、静的曲げ応力 $\sigma = 1.5 \text{ Kg/mm}^2$ を作用させた状態において 5、40、70 Hz の周波数でそれぞれ加振したときの腐食電流の変化を示したもので、図中には比較のため周波数 0 Hz の結果も記入してある。40 Hz における腐食電流は明らかに他の周波数に比べて大きい、5 Hz と 70 Hz における腐食電流は加振しない場合とほぼ同程度である。静的曲げ応力を負荷した状態で加振した場合の振動応力は計測していないので明らかかなことは云えないが、このことは、5 Hz と 70 Hz における振動応力が小さいことに起因すると解せられる。

7.4 結 言

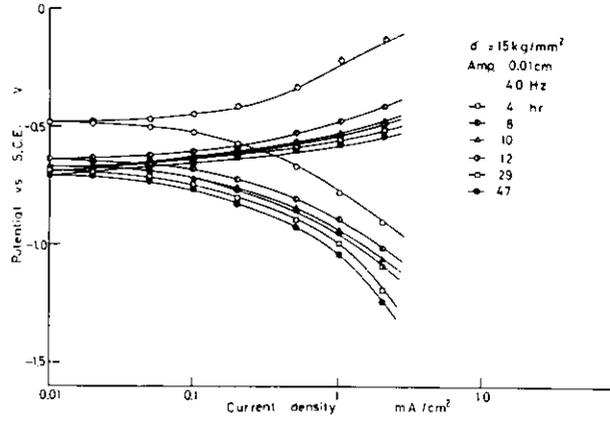
構造用軟鋼を用いて、20℃における塩水中において振動を加えた状態で腐食試験を行ない、塩水腐食に及ぼす振動の影響を検討した結果、次のことが明らかになつた。

- (1) 無負荷の状態に加振した場合の腐食形態は加振しない場合と相違し、そのカソード分極抵抗は振動によつて減少し、腐食速度は促進される。
- (2) 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。
- (3) 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。
- (4) 静的負荷の下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。

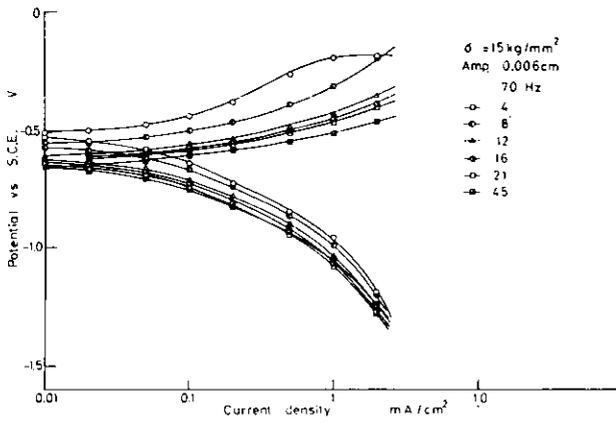
なお、本実験に用いた加振器は容量が小さいために、降伏点以上の静的応力の下で加振することができなかつた。したがつて、今後このような観点からの研究を行なう必要がある。



(a)



(b)



(c)

図 7. 3. 5 静的負荷の状態において振幅 0.0 1 cm の振動を加えた場合の分極曲線

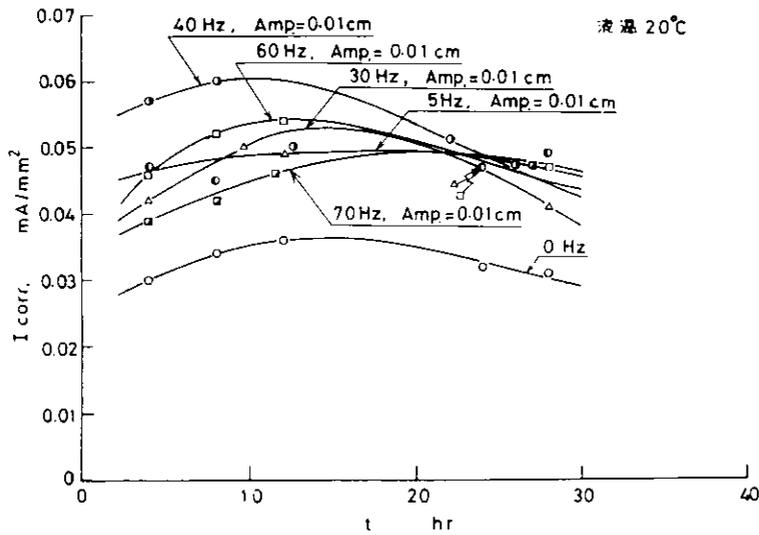


図 7. 3. 6 無負荷の状態において振幅 0.0 1 cm の振動を加えた場合の腐食電流の変化

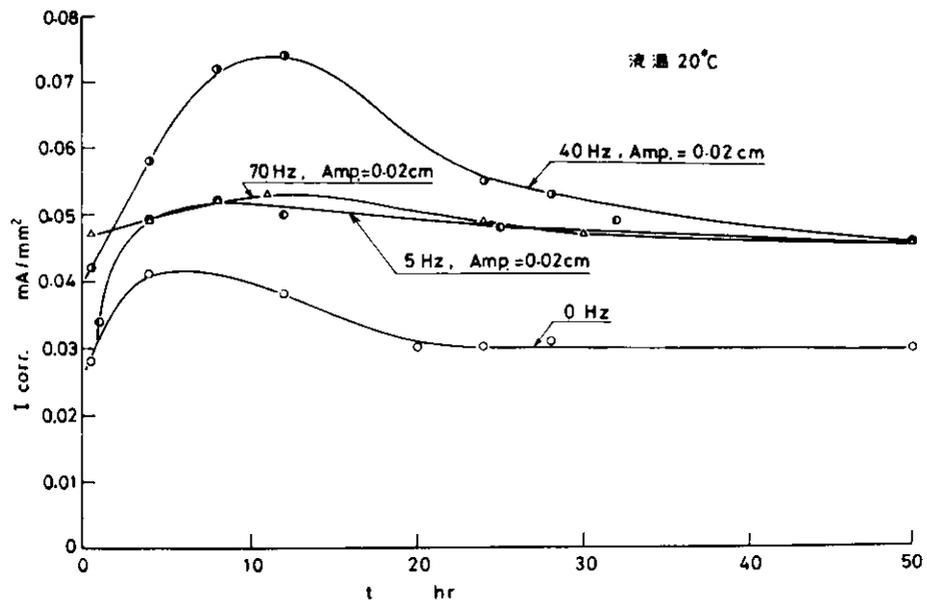


図 7. 3. 7 無負荷の状態において振幅 0.0 2 cm の振動を加えた場合の腐食電流の変化

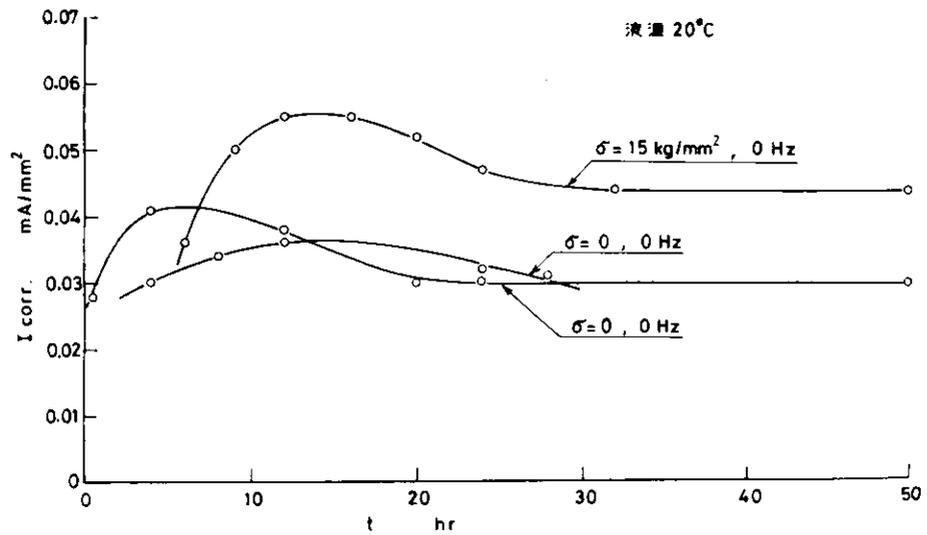


図 7. 3. 8 加振しない状態で静的曲げ応力を負荷した場合と無負荷の場合の腐食電流の変化

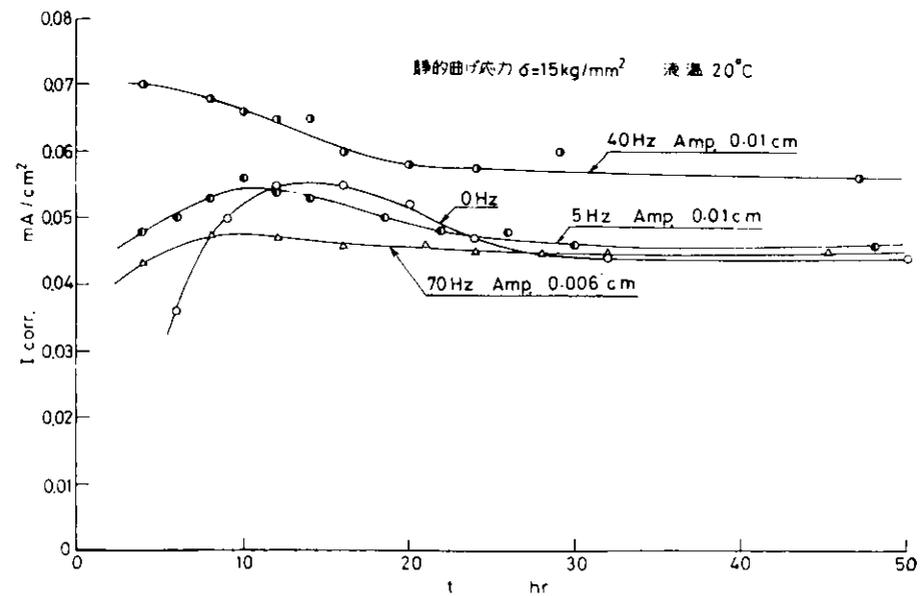


図 7. 3. 9 静的曲げ応力を負荷した状態に振幅 0.0 1 cm の振動を加えた場合の腐食電流の変化

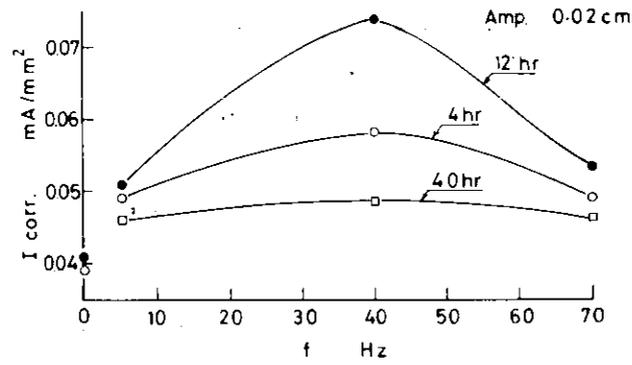
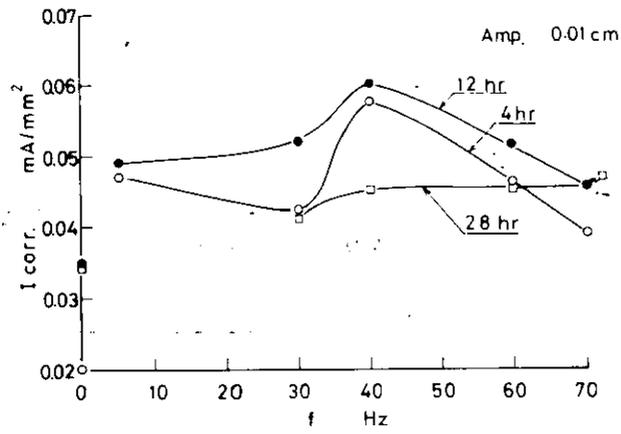


図 7. 3. 1 0 腐食電流と周波数の関係

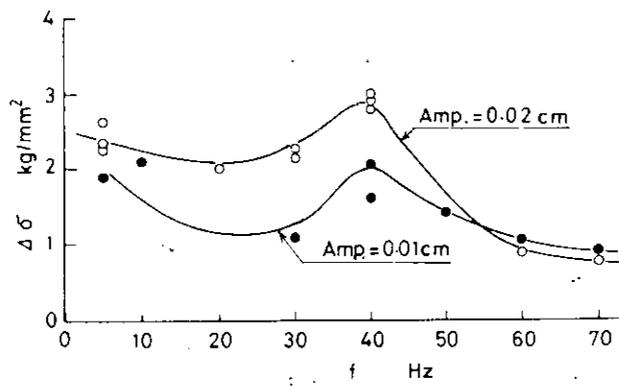


図 7. 3. 1 1 周波数と振動応力の関係

8. 腐食低サイクル疲労強度に及ぼす歪波形の影響

8.1 目 的

海水環境にある軟鋼の低サイクル疲労強度に及ぼす腐食効果を把握することを本研究の目的とした。

8.2 試験方法

8.2.1 試験装置

試験片に両振り曲げの変位を加えて疲労破壊させるための試験機を製作した。試験装置の概略形状を図 8.2.1 に示す。本装置の容量は、曲げ荷重 ± 1 ton、曲げ変位 ± 50 mm であり、一方 ON-OFF 方式によつて準三角波ならびに台形波の制御波形が得られる。

腐食試験の際は、自動的に温度調整された人工の 3% NaCl 溶液を、試験片の最小断面付近を囲つたプラスチック製の小箱の中に流入させた。流入のための圧力は約 1 m 水柱とした。なお、油圧フローシートを図 8.2.2 に示す。

8.2.2 試験片

供試材は S M 4 1 B であり、ミルシートによる化学成分と機械的性質は表 8.2.1、表 8.2.2 に示すとおりである。

板厚 2.5 mm \times 幅 1.5 \times 2.4 mm \times 長さ 3.0 \times 4.8 mm の圧延材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に母材試験片 (Code : 4 B B) を加工した。

突合せ溶接継手試験片を得るため、供試鋼板のロール方向と直角方向に図 8.2.3 に示す開先を加工し、表 8.2.3 の条件で自動溶接を行ない、その後全溶接長にわたつて X 線撮影を行ない無欠陥であることを確めた。溶接による角変形を防止するよう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。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 (Code : 4 B H) および溶接金属試験片 (Code : 4 B W) を加工した。

各試験片の形状、寸法を図 8.2.4、図 8.2.5 に示す。

8.2.3 試験方法

試験片系列および試験条件をまとめて表 8.2.4 に示す。

疲労試験は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 (Y F - 5 : G.L. = 5 mm) を貼付して試験中歪記録を行ない、試験部における動的歪挙動を調べた。また試験片に与えられる曲げ荷重の変化も記録した。

試験片の切欠から生長した亀裂が約 0.5 mm に達した際の繰り返し数を N_c とし、一方試験片に加わる曲げ荷重がほぼ零になつた状態の寿命を N_f とした。

8.3 試験結果と考察

試験中の荷重変動の例を図 8.3.1 に示す。

荷重は初期にやや増加し、その後はほぼ一定値を保ち、亀裂発生後は上面にある切欠亀裂を開く方向に働らく荷重が低下し始める。その後、上面での亀裂がほぼ全幅の $\frac{1}{2} \sim \frac{2}{3}$ 程度を伝播したとき、切欠を加工していない下面に mesh crack が発生し、これがやがて生長を始めるとともに下面を引張り力状態とする荷重も低下し始める。

切欠加工面の裏面 (R 部) に貼付した歪計により得られた歪挙動の例を図 8.3.2 に示す。各試験片ともこれと同様な挙動を示した。歪ゲージが途中で剝離した際には圧縮歪の急変が見られた。一般に歪範囲は試験中はほぼ等しい値を示すのに対し、平均歪は疲労損傷の進行につれて顕著に増加するようである。ただし曲げ変位振幅が大きいほど平均歪の増加量は大きく、また増加し始めるまでの繰り返し数は少なかつたことから推定して、図のような挙動すなわち平均歪の増加は、本研究の試験法特有の問題と考えられるが、なお歪ゲージの特性自体をさらに検討する必要がある。曲げ変位制御によ

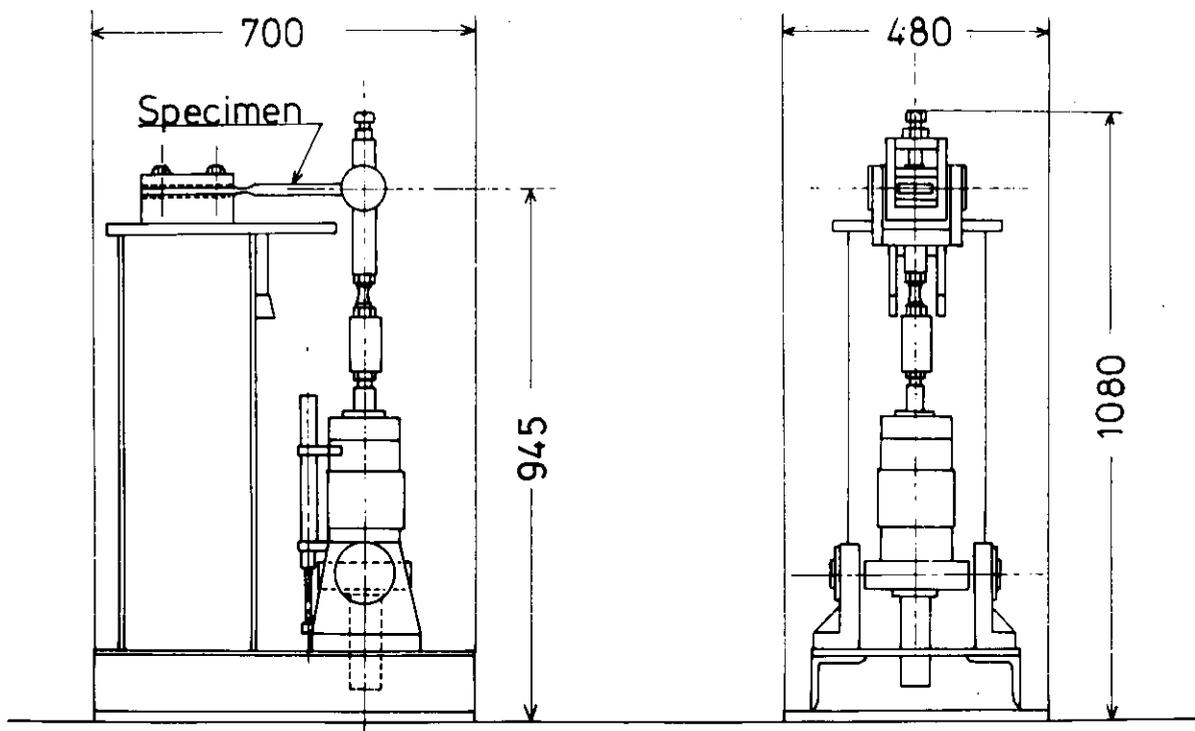


图 8.2.1 Testing Machine

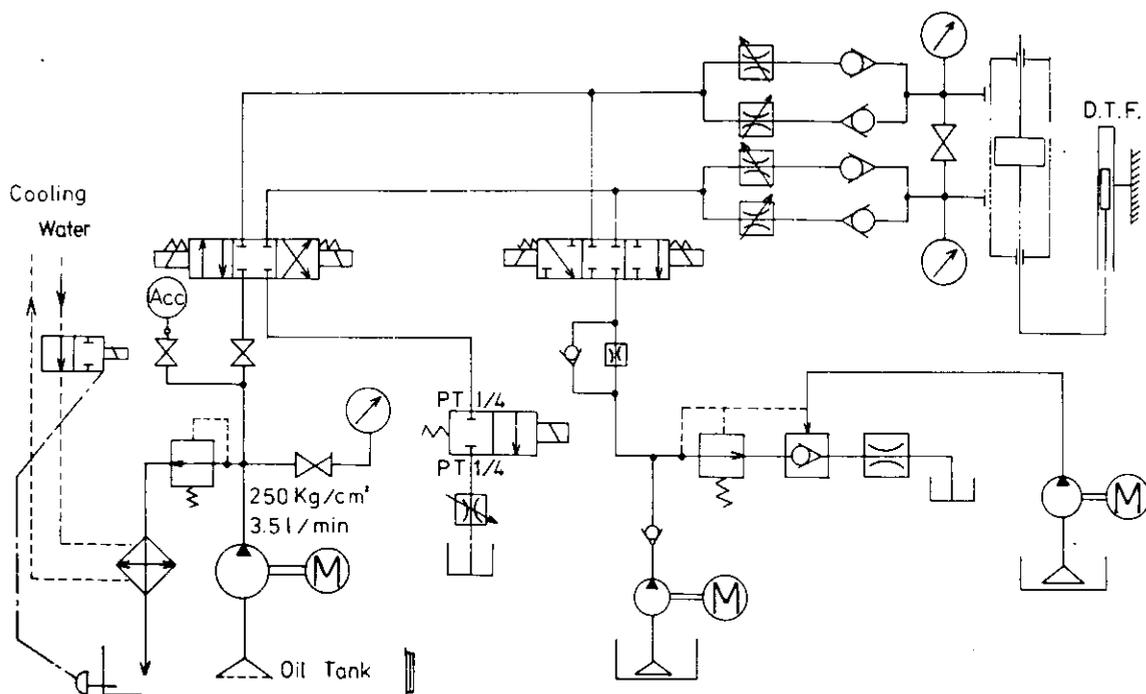


图 8.2.2 Flow Sheet

表8.2.1 Chemical Composition of a SM41B Steel
(%) (Mill Sheet)

C	Si	Mn	P	S
0.17	0.24	0.71	0.014	0.009

表8.2.2 Mechanical Properties of a SM41B Steel
(Mill Sheet)

Tensile Test (G.L. = 200 mm)			Impact Test
Y.S.	U.T.S	Elong.	2V Charpy
Kg/mm ²		%	0°C (Kgm)
28.0	46.0	26.0	11.2

表8.2.3 Welding Conditions

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

- 1) 0.12% C, 0.02% Si, 1.50% Mn (Catalogue)
- 2) After welding the 2nd pass, deposited metal 4 mm in depth was removed by gas gouging.

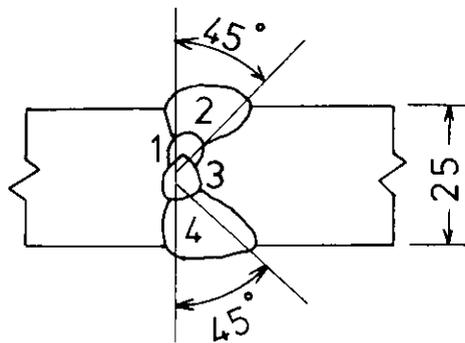
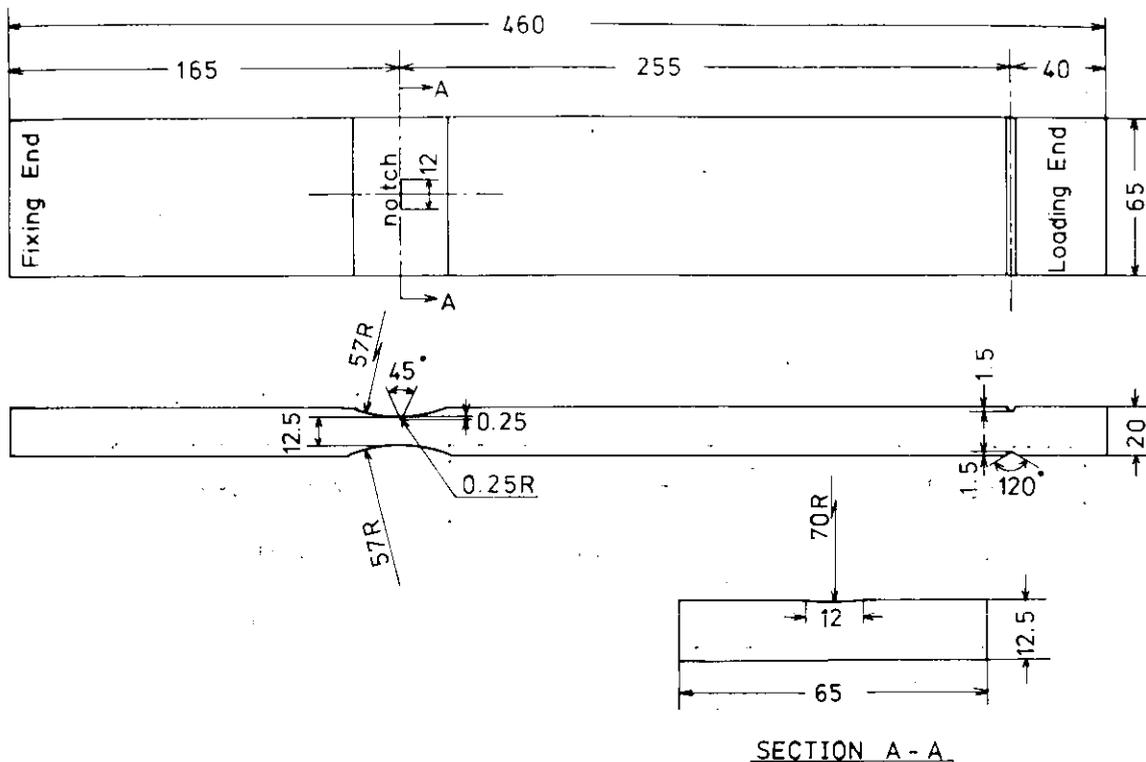


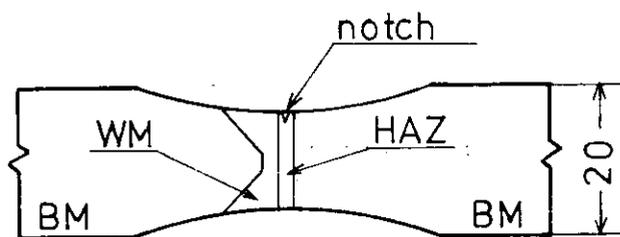
图8.2.3 Details of edge preparation



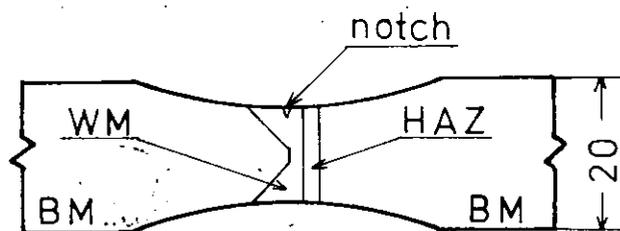
SECTION A - A.

☒ 8.2.4 Base Metal Specimen (Code: 4BB)

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



HAZ Specimen (Code 4BH)



WM Specimen (Code 4BW)

☒ 8.2.5 Test sections of HAZ and Weld Metal Specimens

表 8.2.4 Test Conditions

Series No.	Specimen Code	Material of Test Section	Environment	Wave Shape	Cycling Velocity
1	4BB	Base Metal	in air	Tri*	5~7 cpm
2				Trz*	2 sec. keep
3					5 min. keep
4			in salt water	Tri	5~7 cpm
5				Trz	2 sec. keep
6					5 min. keep
7	4BH	H.A.Z.	in air	Tri	5~7 cpm
8				Trz	2 sec. keep
9					5 min. keep
10			in salt water	Tri	5~7 cpm
11				Trz	2 sec. keep
12					5 min. keep
13	4BW	Weld Metal	in air	Tri	5~7 cpm
14				Trz	2 sec. keep
15					5 min. keep
16			in salt water	Tri	5~7 cpm
17				Trz	2 sec. keep
18					5 min. keep

Note: Tri Triangular
 Trz Trapezoidal

る $\epsilon - N$ 線図の勾配が、軸力による歪制御試験の $\epsilon - N$ 線図の勾配よりも小さくなるとされているが、あるいは平均歪の増加による疲労損傷の随伴がこの原因かも知れない。

図 8.3.3 に 4 B B 系列の $\epsilon - N$ 線図の例として空中における三角波形のデータを示す。縦軸は図 8.3.2 に例示した歪範囲対繰り返し数における歪範囲の平均値とした。

図より次式が得られる。

$$\epsilon_R \cdot N^{0.435} = 0.202 \quad \dots \dots \dots (8.3.1)$$

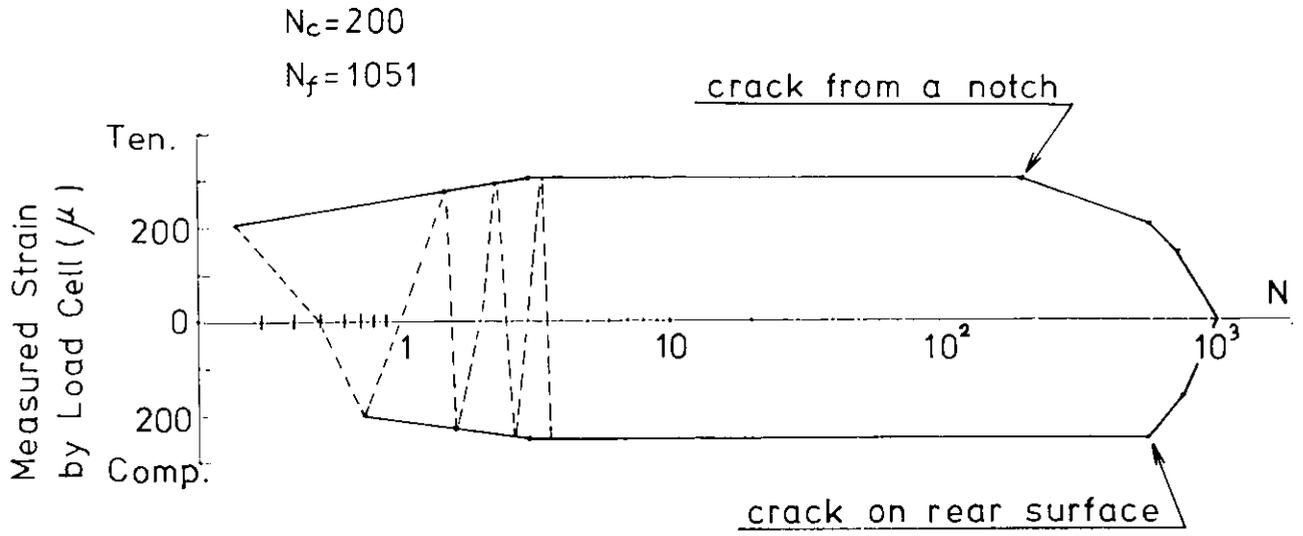
波形および環境の影響については試験片数が少なかつたため断定的には言えないが、室温空气中においては、三角波、台形波 2 秒保持、台形波 5 分保持ともに効果は認められなかつた。また塩水環境においては、5 分保持の台形波によるものが長寿命領域でやや顕著な影響を受けたが、三角波および台形波 2 秒保持のものではあまり効果が見られなかつた。

材質の影響については、母材、熱影響部、溶接金属の各試験片ともにあまり差が見られなかつた。しかし、試験片数が少なかつたため、明確なことは言えない。

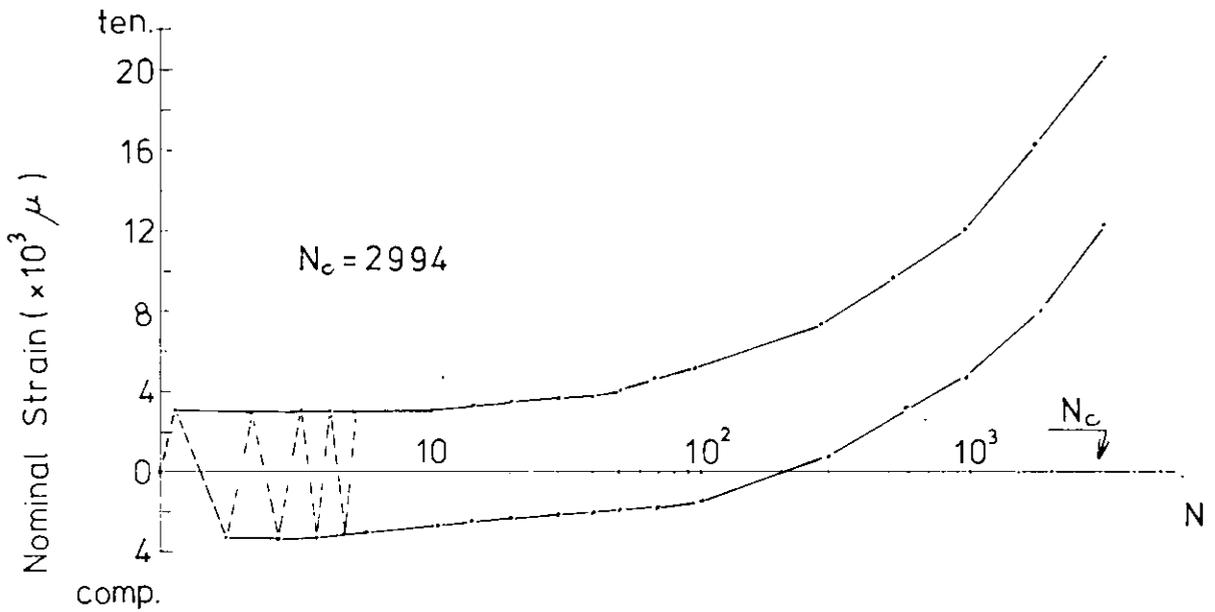
図 8.3.4 に破面写真の 2 例を示す。(a)図は曲げ変位 $\pm 2.0 \text{ mm}$ 、(b)図は $\pm 7 \text{ mm}$ の場合であり、ともに三角波形によるものである。双方の写真ともスケールのある内側の面がノッチのある上面で、外側が下面となつている。亀裂は当然まず切欠側から伝播を開始するが、伝播挙動は変位量によつて若干異なる。曲げ変位量が小さい場合には、表面亀裂の方が板厚方向の亀裂よりも伝播速度が速く、表面全幅の伝播を完了してから亀裂前面がほぼ直線状となつて板厚方向に伝播した。これに対して曲げ変位量が大きい場合には、むしろ同心円状に伝播した。このため、破面写真に見られるように、試験片が最後まで切れずに残つている線に違いが見られ、曲げ変位量が大きいものでは、その線が下面側に寄り、変位量が小さい場合にはその線は試験片板厚のほぼ中央に位置した。

8.4 結 論

- (1) 塩水環境が曲げ疲労亀裂の発生に及ぼす影響は長寿命領域において見られる。
- (2) 5 分保持の台形波による亀裂発生寿命は、室温空气中においては三角波によるものとほぼ同等であるが、塩水中においては三角波によるものより短寿命となるようである。
- (3) 試験片数が少なかつたため断定的なことは言えないが、母材、熱影響部、溶接金属の疲労強度の差はあまり認められなかつた。



☒ 8.3.1 Cyclic Characteristics of Bending Load
 (Specimen: 4BB-12)



☒ 8.3.2 Cyclic Characteristics of Strain Range on
 Surface of the Test Section (Specimen: 4BB-1)

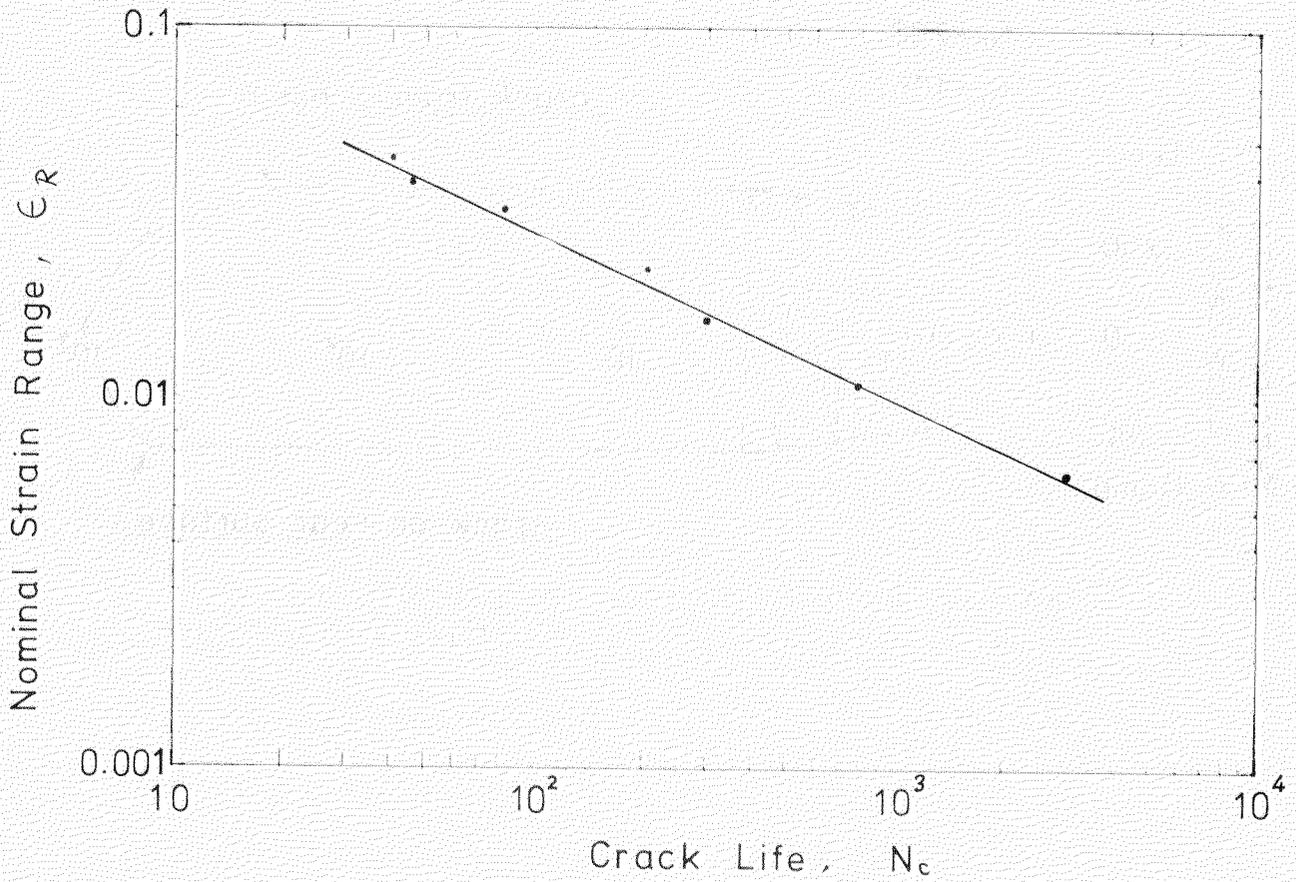


图 8.3.3 ϵ - N Diagram (Base Metal)

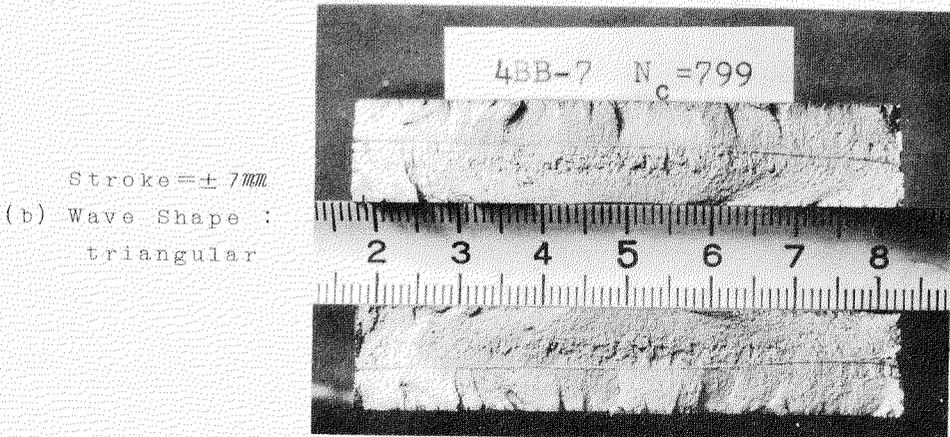
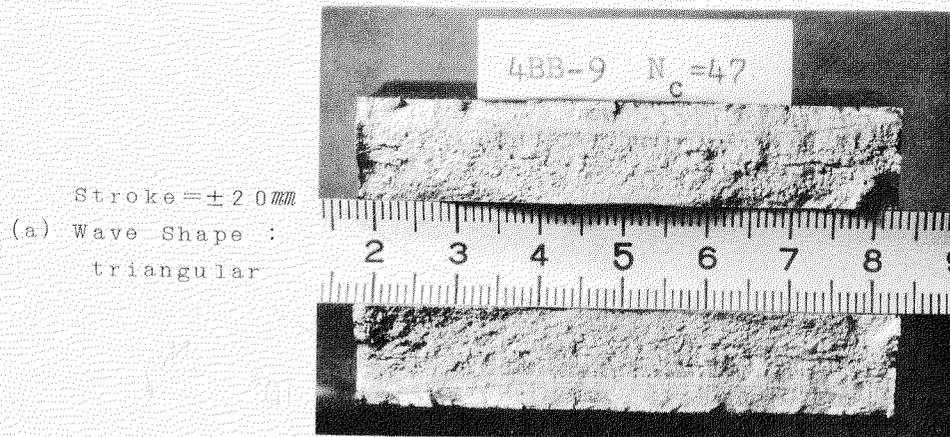


图 8.3.4 Fracture Surface