

Volume 10  
Number 1

# 造船研究

昭和43年6月

社団法人 日本造船研究協会

The Shipbuilding Research Association of Japan

目 次

資 料

第95研究部会「高張力鋼の低サイクル疲労強度に関する研究」……………1  
(昭和41年度研究成果中間報告)

行 事 表……………64  
(昭和43年1月～昭和43年3月)

# 資料

## 第95研究部会 「高張力鋼の低サイクル 疲労強度に関する研究」

### 昭和41年度研究成果中間報告

委員名簿（五十音順，敬称略）

部会長	寺 沢 一 雄（大阪大学）	委 員	仰 木 盛 綱（佐世保重工業）
幹 事	安 藤 良 夫（東京大学）	”	大 谷 勇（舞鶴重工業）
”	飯 田 国 広（東京大学）	”	笠 原 宏（日本作業船協会）
”	井 上 壘（船舶技術研究所）	”	金 井 一十三（昭和海運）
”	大 井 浩（日本原子力船開発事業団）	”	久津間 裕 良（運輸省）
”	金 沢 武（東京大学）	”	越 川 滋（三井造船）
”	高 橋 幸 伯（東京大学）	”	小 林 三 蔵（名村造船所）
”	西 牧 興（日立造船）	”	真 田 良（日本船主協会）
”	長谷川 進（大阪大学）	”	恒 成 利 康（川崎重工業）
”	町 田 進（東京大学）	”	塚 本 周 吉（函館ドック）
”	南 義 夫（横浜国立大学）	”	塚 本 睦 世（川崎製鉄）
”	八 木 順 吉（大阪大学）	”	中 野 毅（藤永田造船所）
”	山 口 勇 男（日本海事協会）	”	中 村 昭 和（川崎重工業）
”	山 越 道 郎（九州大学）	”	西 岡 邦 夫（住友金属工業）
”	矢 田 敏 夫（石川島播磨重工業）	”	野 村 純 一（日本製鋼所）
委 員	安 藤 文 隆（船舶技術研究所）	”	服 部 堅 一（浦賀重工業）
”	今 井 保 穂（防衛庁）	”	堀 岡 正 毅（日本鋼管）
”	岩 瀬 喜八郎（富士製鉄）	”	三 浦 致 知（興造船所）
”	臼 田 誠 二（八幡製鉄）	”	森 口 恍 次（海上自衛隊）
		”	森 正 浩（三菱重工業）

### 目 次

緒 言	3
第1章 高張力鋼の溶接接手の疲労強度ならびにそれらの接手間および切欠部との干渉が疲労強度におよぼす影響	
1.1 突合せ溶接接手の干渉が疲労強度におよぼす影響	3
1.2 溶接接手と切欠が干渉する場合の疲労強度	4
第2章 高張力鋼の切欠部の疲労強度ならびに切欠部間の干渉が疲労強度におよぼす影響	
2.1 開口試験片の疲労強度	7
2.2 切欠部の疲労強度	11
第3章 加工された鋼材の疲労強度	
3.1 引張予歪を受けた突合わせ接手の疲労強度	16
3.2 引張または圧縮予歪を受けた板材の曲げ疲労強度	18
3.3 切欠を有する加工材の疲労強度	23

第4章	工作誤差の疲労強度におよぼす影響	
4.1	突合わせ溶接部における目違いが疲労強度におよぼす影響	28
第5章	強度部材への他物体の取付けが部材の疲労強度におよぼす影響	
5.1	附加物をもつ平板の疲労強度	34
第6章	Bracket Connection ならびに Bracketless Connection の疲労強度におよぼす影響	37
第7章	耐候性鋼板の疲労および腐食疲労	39
第8章	軟鋼の低サイクル疲労強度と脆性破壊強度との関連	41
第9章	船体の累積被害強度	50
第10章	溶着金属および熱影響部の疲労強度	53

## 緒 言

近年、特に船舶の大型化とともに船殻重量軽減のため高張力鋼が採用されることになり、高張力鋼を含む各種造船用鋼材およびそれらの溶接接手ならびに切欠材の疲労強度について数多くの研究が行われてきた。

本研究は、これらの研究成果の実船構造への適用性について検討するとともに船体構造に見られるように多くの切欠が存在し、しかもそれらが互いに干渉するような場合あるいは構造物として加工された状態での不連続部の疲労強度ならびに工作誤差の疲労強度におよぼす影響などを究明し船体構造の合理化を図ることを目的として各種の研究を実施した。

また一方、基礎研究として疲労亀裂と脆性破壊との関連を究明し船体損傷防止対策をも検討し、さらに近年観測された多くの海洋波に対する累積被害強度についても調査を行ない構造設計の基礎資料を得た。

本研究部会は、以上のような目的として軟鋼ならびに各種高張力鋼について実験的研究を実施している。本年度は主として軟鋼と一部高張力鋼について、その実験および研究の諸計画が完了したので以下にとりまとめて報告する。

## 第1章 高張力鋼の溶接接手の疲労強度ならびにそれらの接手間の干渉が疲労強度におよぼす影響

### 1.1 突合わせ溶接接手間の干渉が疲労強度に及ぼす影響

#### 1.1.1 目 的

船体構造部材においては、縦横の突合わせ接手が存在し、この縦横突合わせ接手交叉部においては、溶接線の接近に伴う疲労強度の低下をおそれ、横突合わせ接手、あるいは縦突合わせ接手間の距離を一定の間隔以上に保つよう留意している。

本研究においては、これら縦横突合わせ接手間の干渉が疲労強度に及ぼす影響を調査するため、溶接線の間隔を種々変えて、その疲労強度を試験した。本年度は軟鋼の試験を行ない、本年度以降、高張力鋼溶接接手の疲労試験を行なう予定である。

#### 1.1.2 試 験

今回試験した試験片の供試材は SS 41 で、その化学成分および機械的諸性質を Table 1.1.1 に示す。

試験片は Fig. 1.1.1 に示すように全長 500mm、平行部の長さ 300mm、幅 50mm、厚さ 10mm のもので、

Table 1.1.1 Chemical Composition and Tensile Properties of Steel (Mill Sheet Data)

Chemical Composition (%)					Tensile Properties			
C	Si	Mn	P	S	$\sigma_Y$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_B$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\epsilon$ (%)	Bend Test
/	/	/	0.013	0.024	26	44	31	Good

横突合わせ接手の間隔 D を 0, 50mm, 100mm, 150mm の 3 種類に変えたものである。

本試験片は実際の構造に近いものを得るため、ビードだけ置いたものではなく、実際に溶接して製作したものである。製作順序はまず横突合わせ接手を作り、最後に縦突合わせ接手を作った。この場合の溶接は両面一層の自動溶接であって、その溶接条件を Table 1.1.2 に示す。

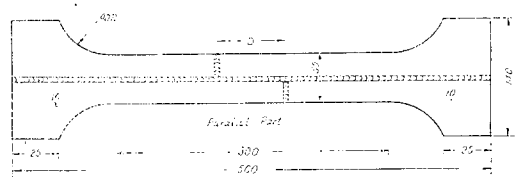


Fig. 1.1.1 Form and Dimensions of Specimen

Table 1.1.2 Welding Conditions

Welding Conditions	Transvers Butt Welding		Longitudinal Butt Welding	
	Right Side	Reverse Side	Right Side	Reverse Side
Current(Ap)	550	650	600	750
Voltage(Volt)	32	35	28~30	31~34
Travel Speed (mm/min)	380	350	500	500
Flux	YF-15 20×D			
Wire	YC-4.8mm			

また母材の強度および横突合わせ接手のみの疲労強度を調査するため、平滑試験片およびバット接手試験片を製作し、疲労試験を行なった。その試験片の形状は Fig. 1.1.1 と大体同じであるが、全長および平行部の長さがそれぞれ 100mm 短かく全長が 400mm 平行部の長さが 200mm であって、その他は Fig. 1.1.1 の寸法と同じである。また、溶接条件も Table 1.1.2 の横突合わせ接手のものと同じである。

本疲労試験に使用した試験機は、アムスラー製パルセーターと東京衡機 KK 製低サイクル疲労試験装置とであ

る。これらの2つの疲労試験機を次の基準で使いわけた。すなわち、引張り強さに近い高応力で破断までの繰返数が約 $2 \times 10^4$ 回以下と予想される試験片は低サイクル試験装置（繰返速度毎分10回程度）を使用し、降伏応力以上で、その破断までの繰返数が約 $2 \times 10^4 \sim 10^5$ 回と予想される試験片はパルセーターを毎分250回の繰返速度で使用し、降伏応力以下の試験はパルセーターを毎分500回の繰返速度で使用した。試験は破断まで昼夜兼行で行ない、破断しないものは $2 \times 10^6$ 回で試験を中止した。

荷重はすべて片振引張りの繰返し荷重であって、この場合の最低荷重は約1 ton（公称応力に換算すると約 $2 \text{ kg/mm}^2$ ）とした。このような小さな最低荷重では、ほぼ完全片振りの状態に近いと考えて差支えない。

### 1.1.3 試験結果および考察

これらの試験結果を最大応力—破断までの繰返数のS-N曲線にまとめると Fig. 1.1.2 のようになる。

Fig. 1.1.2のS-N曲線からわかるように母材がもっとも強くバット接手のみの試験片がもっとも弱い結果となっている。ここで注目すべきことは $D=0$ の試験片（突合わせ接手が十字に交叉した試験片）でもバット接手試験片よりかなり高い強度を示していることである。この原因としてまず考えられることは縦突合わせ接手による断面積の増加である。Fig. 1.1.2における応力の値は、荷重を試験片の幅と厚さの積で除した値を採用しているもので縦突合わせ接手のビードの断面積は考慮していない。縦横突合わせ試験片においては縦ビードの余盛の断面積があるので、その断面積はかなり増加し、その公称応力は小さくなる筈である。このような考慮の下で実験結果を再整理してみる。

縦突合わせ接手の余盛りの断面積を正確に計測することはかなり面倒なので、余盛の幅とその高さを各試験片ごとに測定し、余盛りの形状を円弧状と仮定して、余盛りの断面積を推定し、この面積で荷重を除した値をS-N曲線であらわしたものが Fig. 1.1.3 である。このような有効断面積を基準とした応力を採用すると応力の値は約20%低くなる。

Fig. 1.1.3のS-N曲線からわかるように、バット接手は縦横十字突合わせ接手（ $D=0$ 試験片）と大体同等の強度を示し、前述の疑問の点は解決した。

Fig. 1.1.2 および Fig. 1.1.3のS-N曲線の結果からわかるように、横溶接線間の距離 $D$ の値により疲労強度が少し異なっている。すなわち、 $D$ の値が小さい程、疲労強度が弱くなっている。

本試験においては、疲労クラックはすべて横突合わせビード端から発生し、幅の中央に向かって進行している。すなわち、縦横接手の交叉部からはクラックは発生しな

いで、幅方向の端部から発生しているので、 $D$ の大きさにより疲労強度が異なっている実験結果については、その原因を説明することは現段階では困難である。

次に破面について説明する。

前にも述べたように、疲労クラックは横突合わせ接手の試験片外端部から発生し、中央へ進展している。 $D$ の値が $50\text{mm} \sim 150\text{mm}$ の試験片では、大体離れた2つのところからクラックが発生し徐々に進展し、ある程度進展すると一方のクラックは停止し、片方のクラックだけ成長し、中央の縦ビードをこえ、破断に到るという経過を示している。例外として引張り強さに近い高応力の場合には、静的試験と同様に横突合わせ接手の溶接部からは破断しないで試験片の長さ方向の中央部附近から“くびれ”を生じ、横突合わせ接手と全然無関係なところから破断している。

### 1.1.4 結論

軟鋼試験片により溶接線交叉の疲労強度に及ぼす影響を調査するため、横溶接線間隔 $D$ を変えて実験した結果、大略次のような結論を得た。

- (1) 縦横に突合わせ溶接のある試験片の疲労強度は横突合わせ接手の強度と平滑材の強度との中間の強度を有する。しかし縦ビード余盛の断面積を考慮して整理すると縦横十字突合わせ接手（ $D=0$ ）とバット接手とは大体同等の強さを有する。
- (2) 横突合わせ溶接線間の距離 $D$ が大きくなると疲労強度は少し向上する。

以上の結論は本試験片の範囲内のものであって、実船の構造ではかなり広幅のものであり、溶接線の交叉部が応力集中箇所となりここからクラックが発生することも考えられる。このような場合は当然上述の結論とは異なったものになるかもしれないので、実船に適用するには別の試験を行ない、その実情を調査する必要がある。

## 1.2 溶接接手と切欠が干渉する場合の疲労強度

### 1.2.1 目的

船体に生ずる疲労亀裂は部材の不連続部、開口隅部、部材結合部などの高応力集中域に多く認められるが、特に溶接接手部に切欠が存在するような個所が多い。これらに対して昨年度までは、切欠あるいは突合せ溶接が単独に存在する場合について研究が行なわれた。本研究は、これら2つが同時に存在する場合、これらの相互干渉が疲労強度におよぼす影響を調査するために実施したものである。

### 1.2.2 試験

#### a. 試験機

使用試験機は東京衡機製油圧式低速度繰返し荷重試験機である。

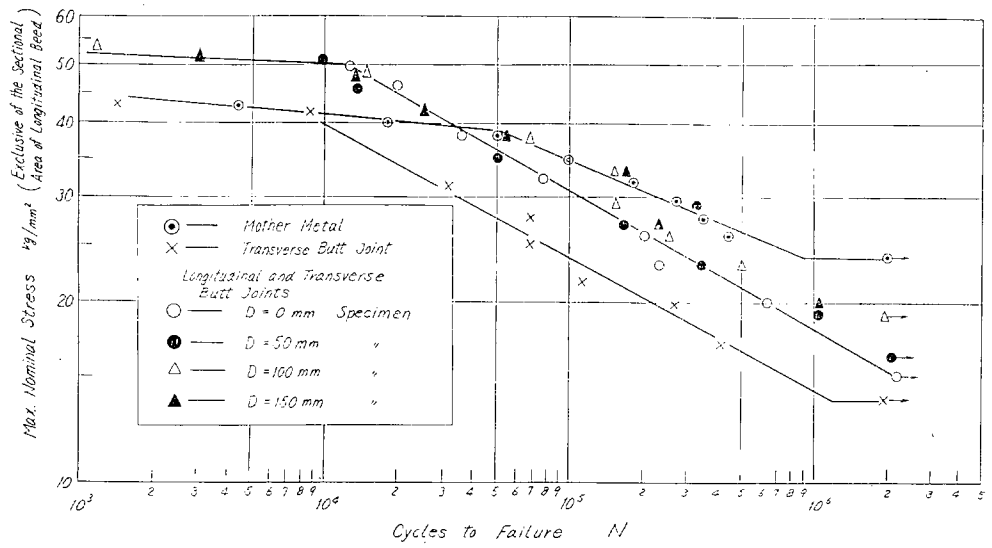


Fig. 1.1.2 S-N Curves (Exclusive of the Sectional Area of Longitudinal Bead)

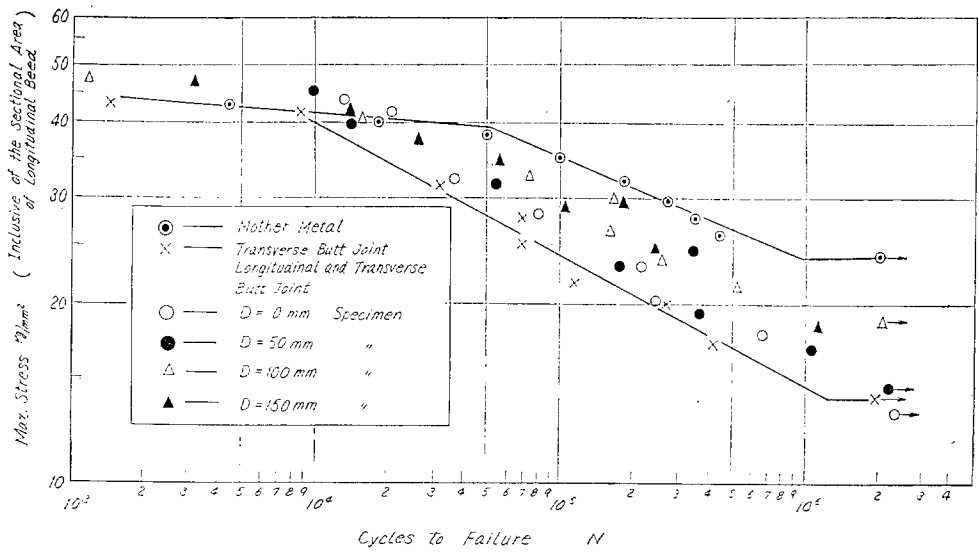


Fig. 1.1.3 S-N Curves (Inclusive of the Sectional Area of Longitudinal Bead)

## b. 試験片

供試材は造船用鋼材の軟鋼 SS41 で圧延のまま使用した。公称板厚は 6mm でその化学成分および機械的性質を Table 1.2.1 および Table 1.2.2 に示す。試験片は切欠と突合わせ溶接を有する試験片 3 種類およびそれから表面の余盛を削除した試験片 3 種類ならびに突合わせ溶接試験片の表面の余盛を削除した試験片の計 7 種類である。各試験片の形状および寸法は Fig. 1.2.1 に示す。切欠の形状係数  $\alpha$  の値は Number Chart より求めた。

突合わせ溶接は溶接開先  $90^\circ$  の X 型で溶接条件を Table 1.2.3 に示す。

## c. 試験方法

試験方法はすべて荷重一定の完全両振り引張り圧縮試験で、静的引張り試験 ( $N=1/4$ ) から破壊までの繰返し数  $N$  が  $10^4$  回程度までのきわめて高い応力域で実施した。荷重波形はほぼ三角波形で毎分繰返し数はおよそ 20 回である。

なお、突合わせ溶接を含む試験片の疲労破壊はすべて余盛の跡端部から生じたが、静的引張り試験では母材から破壊した。

### 1.2.3 試験結果

#### a. S-N 線図

S-N 線図は縦軸に公称応力振幅 ( $\sigma_a$ ) と横軸に破壊までの繰返し数  $N$  をとり両軸とも対数表示したものである。

Fig. 1.2.2 は切欠と突合わせ溶接を有する試験片 3 種類と平滑試験片突合わせ溶接試験片およびその余盛を削除した試験片の結果を比較した線図である。Fig. 1.2.3 ~ Fig. 1.2.5 は、切欠の形状係数が同じ試験片各種について比較した線図である。

実験点は主として今回の実験で得られた実験値を示した。

#### b. $\beta$ -N 線図

$\beta$  および  $\beta'$  を次のように定義する。

$$\beta = \frac{\text{平滑試験片の時間強度}}{\text{切欠, 突合わせ溶接または切欠と突合わせ溶接を有する試験片の時間強度}}$$

$$\beta' = \frac{\text{切欠と突合わせ溶接を有する試験片の時間強度}}{\text{切欠または突合わせ溶接試験片の時間強度}}$$

Fig. 1.2.6 に  $\beta$ -N 線図を Fig. 1.2.7 に  $\beta'$ -N 線図を示す。

#### c. $\beta$ - $\alpha$ 線図

$\beta$ - $\alpha$  線図は b 項で定義した  $\beta$  と形状係数  $\alpha$  との関係を  $N$  をパラメータとして表わしたもので、それを Fig. 1.2.8 に示す。

### 1.2.4 考察

#### a. S-N 線図

Fig. 1.2.2 から突合わせ溶接試験片の表面の余盛を削除すると、ほとんど平滑試験片と同じ疲労強度まで回復することがわかる。すなわち軟鋼は溶接しても余盛を削除すれば、静的強度と同様疲労強度も母材の強度まで回復するといえる。したがって突合わせ溶接による疲労強度の低下は、余盛の形状影響が大きいが推定される。さらに切欠と突合わせ溶接を有する試験片の疲労強度は、それらの切欠形状の差異による強度差はほとんどなく、しかも突合わせ溶接試験片のそれとほぼ同じである。したがって切欠と突合わせ溶接が共存する場合の疲労強度の低下は主として突合わせ溶接すなわち余盛の存在に支配され、切欠の有無あるいは切欠の形状には、ほとんど左右されないと考えることができる。また平滑試験片の強度とこれらの切欠と突合わせ溶接を有する試験片のそれとは、低応力域になるに従って差が大きくなり、余盛の形状影響が顕著となって疲労強度がかなり低下している。

次に切欠と突合わせ溶接を有する試験片の余盛の影響を調べるために、余盛を削除した試験片の強度を検討する。Fig. 1.2.3 ~ Fig. 1.2.5 によると余盛を削除しても疲労強度の上昇は認められない。とくにスリット型の切欠を有する場合はむしろ強度が少しではあるが低下している。これは余盛の形状影響は消えても切欠の形状影響が残存しているため、これが疲労強度低下の原因をなしていると考えられる。結局、切欠と突合わせ溶接を有する試験片においては、余盛は削除しても、これが疲労強度におよぼす影響はほとんどない。ところが余盛を削除したことにより幾何学的に相似（切欠による形状係数が同じ）になった切欠試験片とくらべると前者の強度が円孔切欠を除いてかなり高い。すなわち溶接の熱影響による材質の硬化が疲労強度を上昇させていることが推察される。

以上の結果から切欠と突合わせ溶接が干渉しても疲労強度は切欠形状には、ほとんど支配されず、突合わせ溶接のみの強度とほぼ同じであり、余盛を削除してもその影響が、ほとんどないことが認められた。

#### b. $\beta$ -N 線図

Fig. 1.2.6 によれば、切欠が疲労強度におよぼす影響は  $N$  が大きくなるほど、すなわち低応力域になるに従って大きくなるのが認められる。また切欠試験片では切欠が鈍いものほど時間強度比 ( $\beta$ ) が小さくなっているが、切欠と突合わせ溶接を有する試験片では、 $\beta$  の減少の程度がわずかである。

Fig. 1.2.7 では、切欠と突合わせ溶接を有する試験片、その余盛を削除した試験片、突合わせ溶接試験片共に疲労強度上同じような性質を有することがわかる。

c.  $\beta$ - $\alpha$  線図

Fig. 1.2.8 によれば、切欠試験片では  $\beta$  と  $\alpha$  は比例しているが、切欠と突合わせ溶接を有する試験片は  $\alpha$  に無関係に  $\beta$  の値は、ほぼ一定である。すなわち疲労強度は切欠形状には左右されないことが、ここでも認められる。また  $N$  が大きくなるに従い、切欠（突合わせ溶接も含む）が、疲労強度におよぼす影響が大きいことがわかる。また余盛を削除しても切欠と突合わせ溶接を

有する試験片では、疲労強度はほとんど変化しないことが判明した。

Table 1.2.1 Chemical Components of Material(%)

Material	C ×100	Si ×100	Mn ×100	P ×100	S ×100
SS 41	19	8	72	2	19

Table 1.2.2 Mechanical Properties of Material

Material	t × b (mm)	Gauge length (mm)	$\sigma_Y$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_B$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\epsilon$ (%)
SS 41	6×100	200	34.89	47.17	24.5

Table 1.2.3 Welding Conditions

Material	Electrode (Shinko)		Number of Beads	Voltage (V)		Current (A)	Travel Speed (mm/min)
	Kind	Diameter (mm)		Unload	Arc		
SS 41	B-17	4	1	76	30	135	130

## 第2章 高張力鋼の切欠部の疲労強度ならびに切欠部間の干渉が疲労強度におよぼす影響

### 2.1 開口試験片の疲労強度

#### 2.1.1 目的

船体構造の不連続部特にハッチコーナ等の疲労強度研究の第一歩として、さきに第62研究会において、中央部に開口を有する板材の定荷重両振り疲労試験を実施し、平滑材と開口材および開口周辺を高張力鋼で補強したものなどの疲労強度の比較を行なっている。

本研究はこれをさらに発展して、疲労寿命だけでなく、疲労過程の途中における変形またはひずみに注目して、サイクリッククリープの現象を解析すること、および変動荷重に対する累積被害の検討を行なうことを目的としたものである。

#### 2.1.2 試験

##### a. 試験機

試験機はアムスラー型材料試験機に低サイクル荷重繰返しの制御ユニットを附した装置を用いた。試験は約30cpmの引張り試験である。

##### b. 試験片

供試材は第62研究会で試験したものと同種材を入手することができなくなったので、板厚だけ同じ(6mm)

の軟鋼材を用いた。その機械的性質を Table 2.1.1 に示す。

Table 2.1.1 Mechanical Properties of Material

Gauge Length (mm)	$\sigma_Y$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_B$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\epsilon$ (%)
100	32	51	35

試験片は Fig. 2.1.1 に示す形のものを用いた。平行部および孔の寸法は第62研究会の試験片と同じとしたが、試験機チャックの関係でつかみ部は細長いものとした。

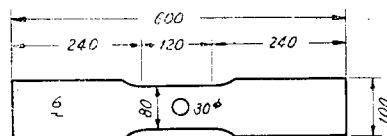


Fig. 2.1.1 Dimension of Test Specimen

##### c. 試験方法

試験は荷重振幅一定の引張り片振り試験とし、試験途中で随時中央の孔の変形量および最小断面の変化などを

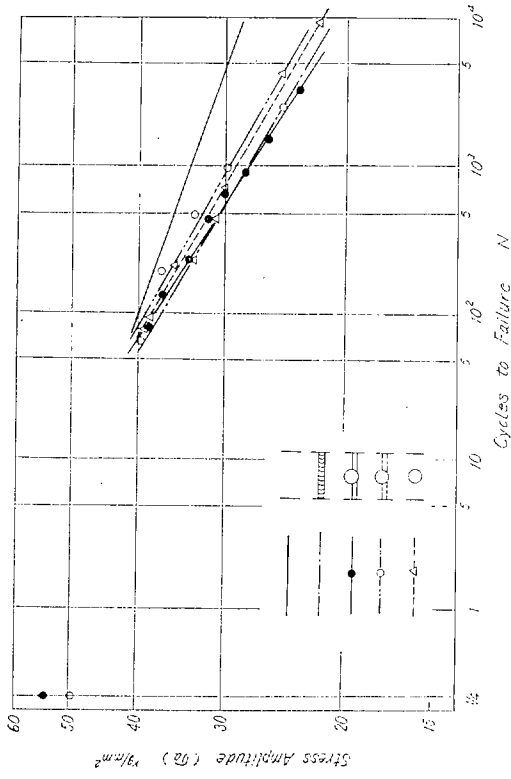


Fig. 1.2.3 S-N Curves

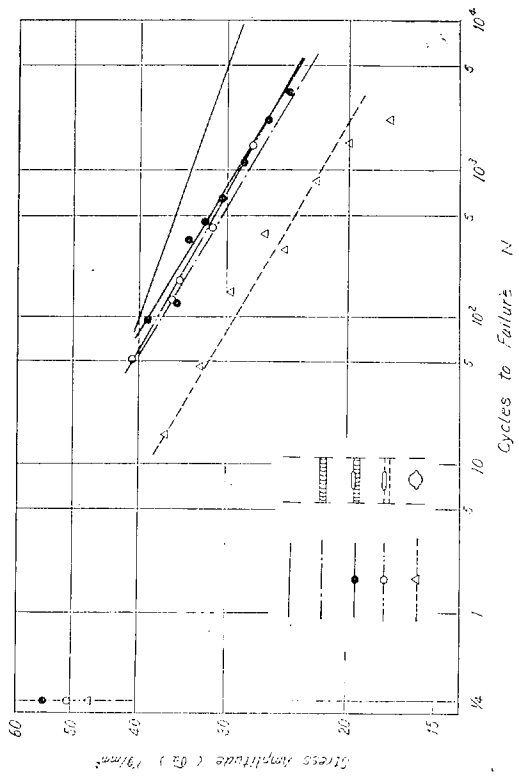


Fig. 1.2.4 S-N Curves

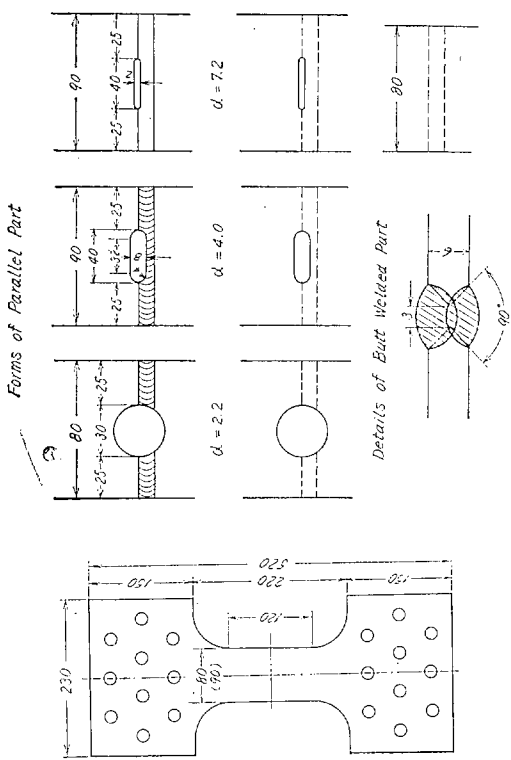


Fig. 1.2.1 Types and Dimensions of Specimens

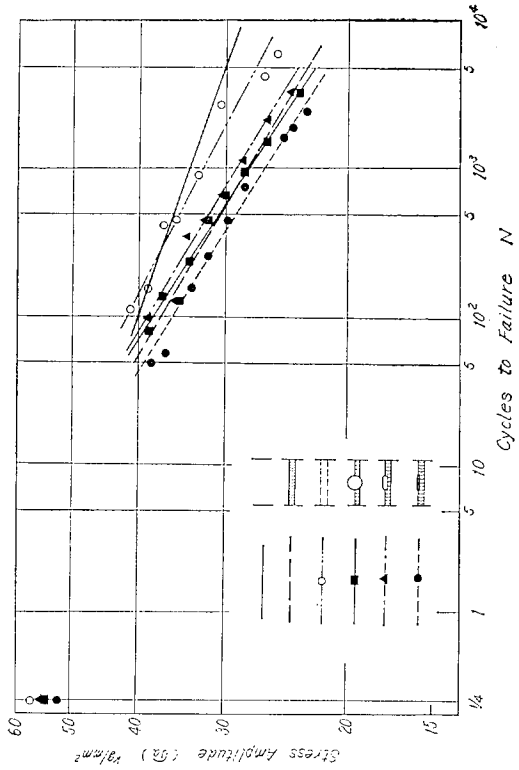


Fig. 1.2.2 S-N Curves

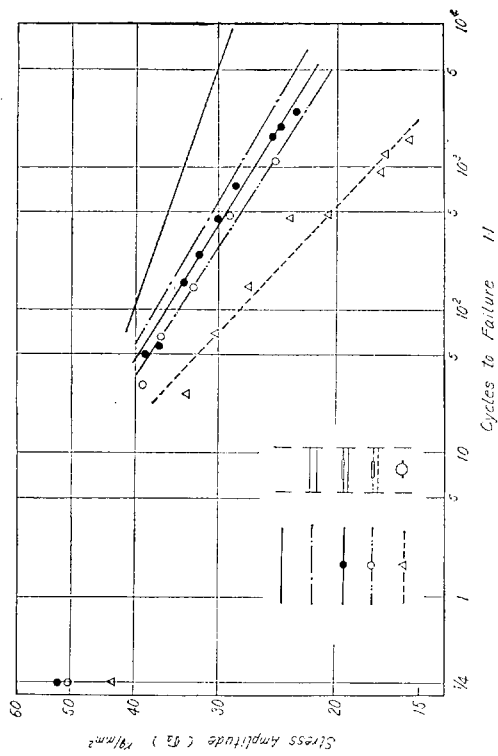


Fig. 1.2.5 S-N Curves

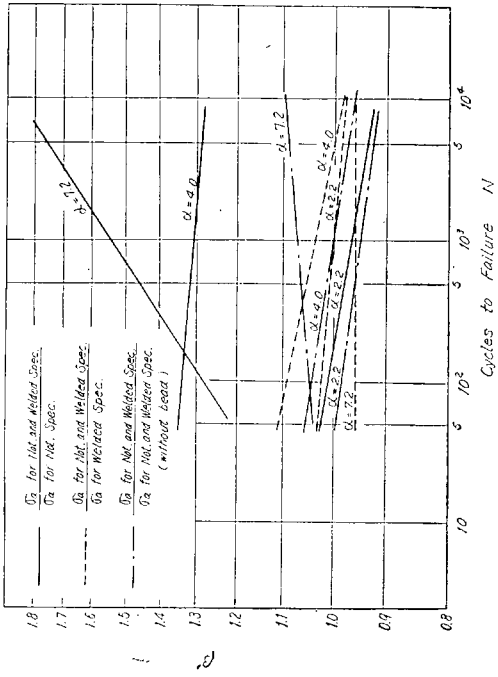


Fig. 1.2.7  $\beta$ -N Curves

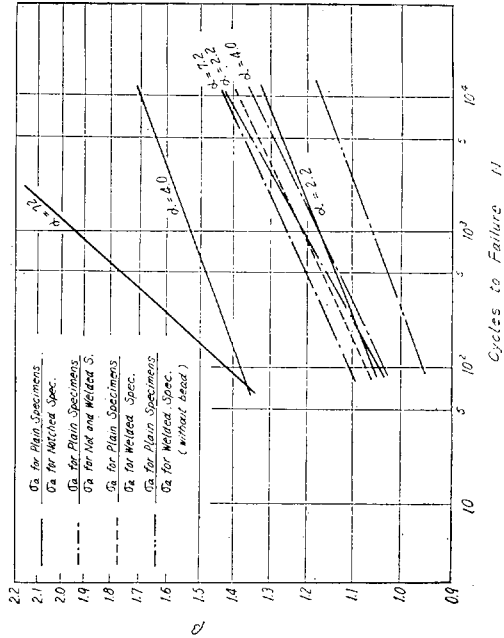


Fig. 1.2.6  $\beta$ -N Curves

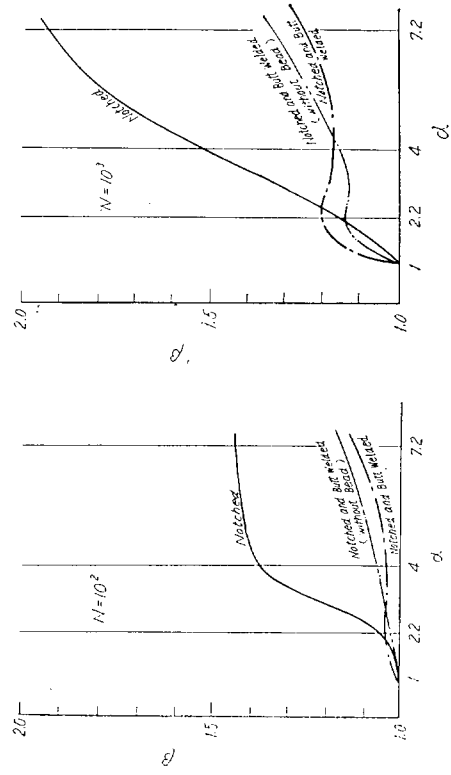


Fig. 1.2.8  $\beta$ - $\alpha$  Curves

ダイヤルキャリパーを用いて計測した。

引張り片振りの S-N 線図を求めるための破断まで振幅一定の試験と、途中で荷重振幅を変化する 2 段 2 重重複荷重試験とを行なった。

亀裂発生寿命  $N_c$  を求めるため、亀裂検出法をいくつか試みたが、この試験片形状では  $N_c$  と破断寿命  $N_f$  との差はきわめて小さく、亀裂発生が認められると直ちに破断するものが大部分であった。

### 2.1.3 試験結果

#### a. 孔の変形とひずみ

試験片の孔の周辺の弾性応力集中係数は約 2.2 である。塑性域におけるひずみ分布を正確に最後まで計測すること、およびこれから塑性域の応力集中係数を求めることはきわめて厄介であるので、ここでは巨視的に最小断面の平均ひずみを用いることとした。

変動荷重試験のものも含めて各試験片の試験途中における孔の変形と最小断面の断面収縮率との関係をプロットすると Fig. 2.1.2 のようになり、概略的には 1 本の曲線にのっていると考えてもよさそうである。そこで以後は孔径の変化  $\Delta D/D$  の計測値からこの曲線を用いて断面縮率  $\Delta A/A$  および体積一定と仮定して最小断面の平均ひずみ  $\epsilon$  を推定することにした。

#### b. S-N 線図

本試験片の S-N 線図を Fig. 2.1.3 の太線に示す。第 62 研究部会における両振り試験との比較検討は、材料の機械的性質 ( $\sigma_y$ ,  $\sigma_B$  など) が大幅に異っているので次年度の追加試験に譲ってここでは行なわないことにした。

#### c. サイクリックリーブ

繰返数と a 項で述べた最小断面の平均ひずみとの関係を Fig. 2.1.4 に示す。

破断時のひずみ  $\epsilon_f$  は第 62 研究部会の平滑材について試験結果と同様に、低サイクル域では静的破断の場合よりも増加し、寿命  $N_f$  の増加とともに増加する傾向が見られるが、今回の試験ではその傾向が少なく、しかも  $N_f = 10^3$  附近をピークとして再び下りはじめようである。

破断面の様相はほとんどすべて静的引張破壊の場合と同様で、わずかに  $2\sigma_a = 41 \text{ kg/mm}^2$  で破断したものに疲労クラックらしいものが見られただけである。

サイクリックリーブ曲線の横軸を Linear Scale とすると、Fig. 2.1.5 に例示したように、ある区間ほぼ定期的にクリーブの進行する段階が存在する。応力振幅が大きくなるとこの区間の占める割合がいくらか減少する。この定常クリーブ曲線の傾斜からクリーブ速度 (1 サイクル当りのひずみ量)  $\Delta \epsilon_p$  をとってプロットすると Fig. 2.1.6 の太線のようにほぼ応力振幅  $2\sigma_a$  と直線関

係にある。

#### d. 変動荷重試験におけるクリーブ

変動荷重試験におけるクリーブ速度は Fig. 2.1.6 に示したように、途中から Step-up ( $\sigma_2 > \sigma_1$ ) したものは、はじめから  $\sigma_2$  で連続したもののクリーブ速度よりも大きく、Step-down ( $\sigma_2 < \sigma_1$ ) したものは小さくなる傾向が見られる。

#### e. 変動荷重試験における累積被害

変動荷重に対する累積疲労被害については、Miner の仮説が一般的で、しかも実用上価値も高く評価されているようである。これは Fig. 2.1.3 の図中の模式図に示したように、応力  $\sigma_1$  で  $n_1$  回繰返した試験片の第 2 段階荷重による S-N<sub>2</sub> 曲線は ( $N_1 - n_1, \sigma_1$ ) の点を通ってもとの S-N 線図に平行な直線 ( $A_2$ ) となり、 $\frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} = 1$  を満足するというものである。これに対して Manson ら (Proceedings ASTM 61, 1961) は、Step-up したものは Miner 説よりも寿命が延び、Step-down したものは短くなるという説 (直線  $A_3$ ) をとなえ、Valluri (U. S. Air Force Report ARL 182, 1961) はこれと反対に S-N<sub>2</sub> 線図は S-N 線図よりも傾斜がゆるやかになるといっている。いずれも実験例を掲げてはいるが、どちらかといえば、Manson 型に近い計測結果の方が多くようである。

今回の試験のうち、 $\sigma_1 = 47 \text{ kg/mm}^2$  で  $n_1/N_1 = 0.3$  のものと  $n_1/N_1 = 0.7$  のもの 2 シリーズについて S-N<sub>2</sub> 線図を示すと図のようになり Varulli 型の傾向を示した。

この結果を第 2 次と第 1 次の応力比  $\sigma_2/\sigma_1$  と  $\frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2}$  の関係で示すと Fig. 2.1.8 のようになり、Step-down で寿命の増大、Step-up で寿命の低下の傾向がよくわかる。  $\frac{n_1}{N_1}$  と  $\frac{n_2}{N_2}$  の関係で示すと Fig. 2.1.8 の破線

(Step-down) および鎖線のようになる。いずれの図においても太い実線が Miner 説に対応するものである。

Fig. 2.1.8 にはこの 2 シリーズ以外の点もプロットしてあるが (□印および■印)、若干の例外はあるけれども大体において Valluri 型の傾向を示すと考えてよいようである。

しかし、全く同一条件で試験しても疲労寿命にはきわめて大きいばらつきのあるのがふつうであるから、ここに示した範囲の  $\frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2}$  の 0.7~2.0 という値は、概略的には Miner 説に合っているといても実用上は差支えないとも考えられる。

ただし、きわめて高い応力振幅を加えたのち、比較的

サイクル域の低い応力振幅に切換えた場合は寿命が増大する傾向があること、また、第1次の高応力を比較的少数回の繰返しで止めた場合は、第2次の低応力繰返しに対する疲労強度増大が顕著であることは注目に値するものと思われる。

#### 2.1.4 考 察

試験片個数が限られていたのに、さきに第62研究部会で試験した同型の試験片と同一材種のものが得られなかったために、引張圧縮両振り試験を片振り引張り試験との比較および平滑材と有孔材の比較などができなかったのは残念である。後者の比較については従来の試験とほぼ同傾向を示すと思われるので、前者の比較のみについて、次年度若干の追試を行ないたいと考えている。

サイクリッククリープおよび変動荷重による累積被害については軟鋼についてのみは大体の傾向を知ることができた。次年度は引続いて若干の補足試験と新たに高張力鋼についての実験を行う予定である。累積被害については大体 Valluri 型の傾向が認められたが、実用上は最も簡便な Miner 型と考えても大差ない程度であった。

最近では切欠部の塑性域における応力-歪関係、応力集中度などについても二、三の新説がでてきているようであるが、さらに実験を追加したのちこれらの解析法の応用を試みたいと考えている。

## 2.2 切欠部の疲労強度

### 2.2.1 目 的

船体の不連続部、あるいは局部的に過大応力が加わると見られる所にはしばしばクラックが発生する。このようなクラックの発生した後の強度については、いろいろ議論のあるところであるが、本研究はこれを解明する一段階として人工的に鋭いクラックを発生させた試験片の強度を疲労の立場から検討するのが目的である。

### 2.2.2 試 験

#### a. 供試材

供試材は 60kg/mm<sup>2</sup> 高張力鋼板で、その成分、機械的性質を Table 2.2.1 に示す。板厚は 18mm である。

#### b. 試験片

試験片の寸法、形状を Fig. 2.2.1 に示す。供試材の圧延方向が試験片の軸方向と一致するように試験片を採取した。鋭いクラックを発生させるために、Fig. 2.2.1 に示すように周辺にそって予め 60°V 型溝（溝底の径 10mm）をつけた。

#### c. 試験方法

実施した試験の種類は定荷重回転曲げおよび定荷重片振り引張り疲労試験である。

#### (1) 回転曲げ試験

片持梁型回転曲げ疲労試験の回転数は 3.5cpm とし、また切欠部の最大曲げ公称応力を 60, 80 および 100 kg/mm<sup>2</sup> とした。試験片の V 型溝底に鋭いクラックを発生させる方法として、海水による回転曲げ腐食疲労試験法を用いた。海水は人工海水で Table 2.2.2 の成分を有し、これを試験片の溝の部分に 10c./min の割合で滴下した。

#### (2) 片振り引張り試験

上記の方法で鋭いクラックを発生させた試験片について、10cpm の繰返し速度で空気中で試験を行なった。使用試験機は、油圧型 20t 万能試験機に荷重制御装置を取りつけたものである。

### 2.2.3 試験結果

#### a. 回転曲げ試験

まず、空気中および海水滴下時の  $\sigma$ -N 線図を Fig. 2.2.2 に示す。また、この時の破断までに生じた疲労クラック深さと N の関係図が Fig. 2.2.3 の実線で示される。さらにクラック深さと公称応力の関係図が Fig. 2.2.4 である。次に、 $\sigma$ -N 線図にもとづき、60, 80 および 100kg/mm<sup>2</sup> を 1 次応力として腐食疲労破壊までの繰返し数  $N_1$  の 40~80% の繰返し数  $n_1$  で試験を中止し、そのまま海水滴下を継続して約 20 時間放置して、鋭いクラックを持った試験片をつくった。この試験片について、60, 80 または 100kg/mm<sup>2</sup> を 2 次応力として空気中で試験を行なった。応力の組合せは Table 2.2.3 のとおりである。その結果が Fig. 2.2.5 である。

海水腐食疲労時に調べた各応力によるクラック進展の割合を C-N 線図として Fig. 2.2.3 の点線で、また、 $C-n_1/N_1$  図として Fig. 2.2.6 に示す。

第1次応力  $\sigma_1$  より第2次応力  $\sigma_2$  に移るとき、その試験片の残留断面の断面係数に対して第2次応力  $\sigma_2$  に対応する荷重によって生ずる応力を計算して  $\sigma_b$  とし、 $\sigma_b$  と N および公称応力  $\sigma$  と N の間の関係を示したものが Fig. 2.2.7 である。

#### b. 片振り引張り試験

回転曲げによって鋭いクラックを入れた試験片について引張り振疲労試験を行なった結果を Fig. 2.2.8 に示す。Fig. 2.2.6 からわかるように、同じ  $n_1/N_1$  でもクラック深さに相当の差があるので、Fig. 2.2.8 ではクラック深さに着目して、 $\sigma$ -N の線を引き出した。ただし  $\sigma$  は原断面積に対するものである。クラックを除いた試験開始時の断面に対する応力と N の関係を示すと Fig. 2.2.9 のようになる。

### 2.2.4 考 察

#### a. 回転曲げ試験

Fig. 2.2.2 により、繰返し応力が低くなれば海水腐食の影響が大きいことがわかる。Fig. 2.2.4 によれば、

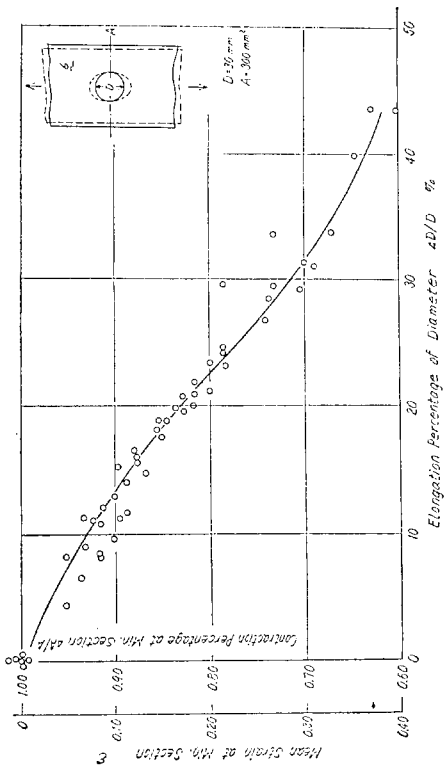


Fig. 2.1.2 Relation between  $\Delta D/D$  and  $\epsilon$

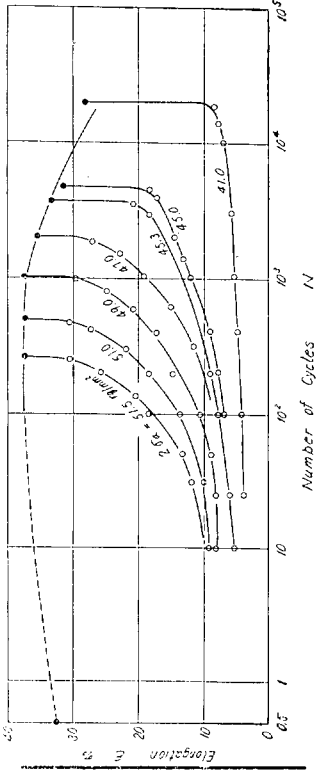


Fig. 2.1.4  $\epsilon$ -N Diagram (Cyclic Creep Diagram)

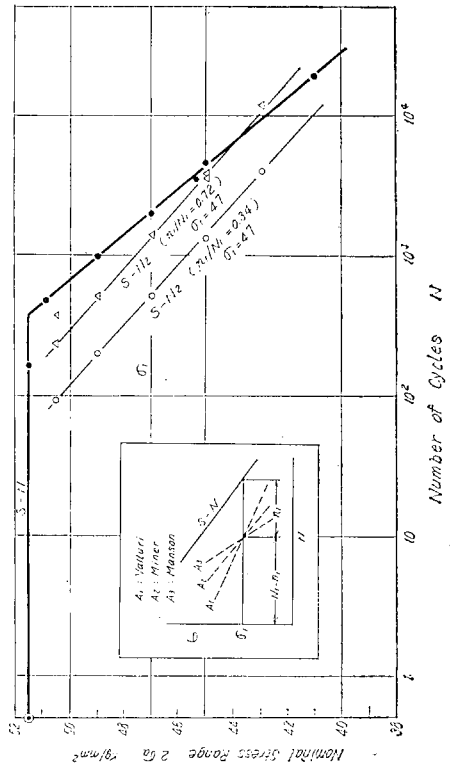


Fig. 2.1.3 S-N Diagram and S-N<sub>2</sub> Diagram

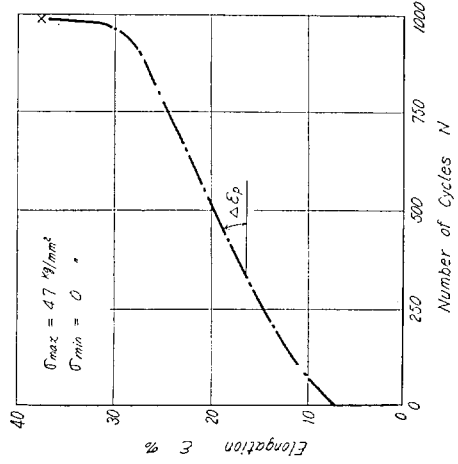


Fig. 2.1.5  $\epsilon$ -N Diagram

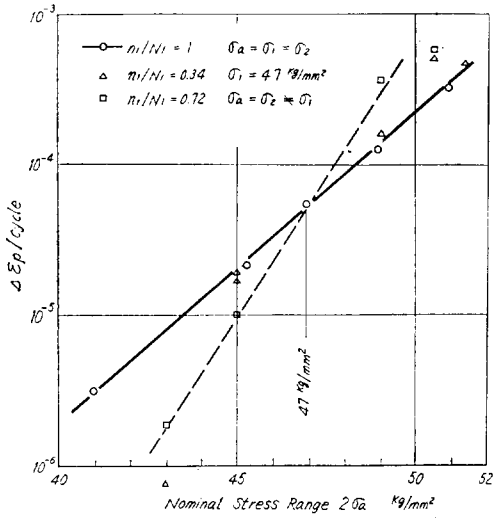


Fig. 2.1.6 Variation of Rate of Steady State Flow with Stress Range

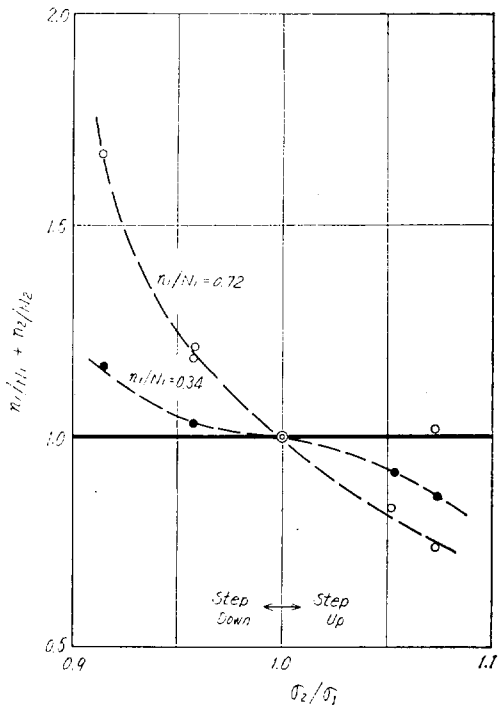


Fig. 2.1.7 Cumulative Damage

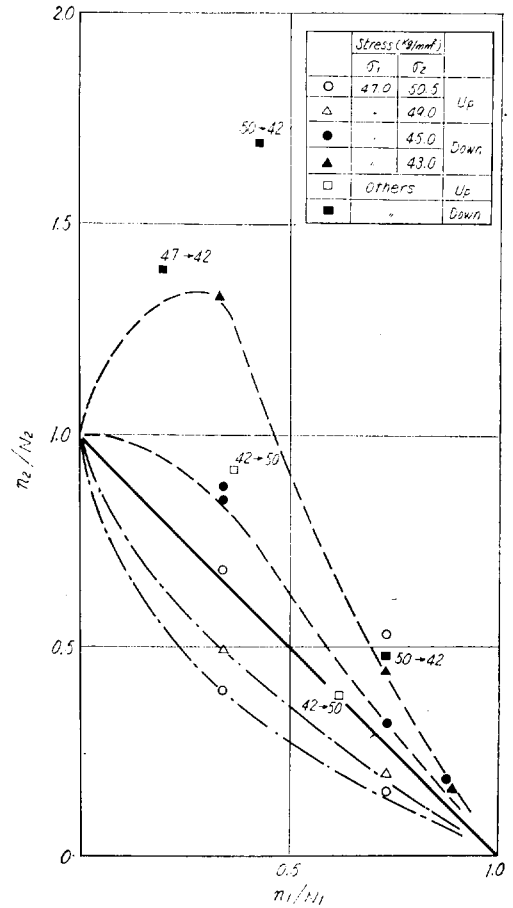


Fig. 2.1.8  $\frac{n_1}{N_1} \sim \frac{n_2}{N_2}$  Diagram

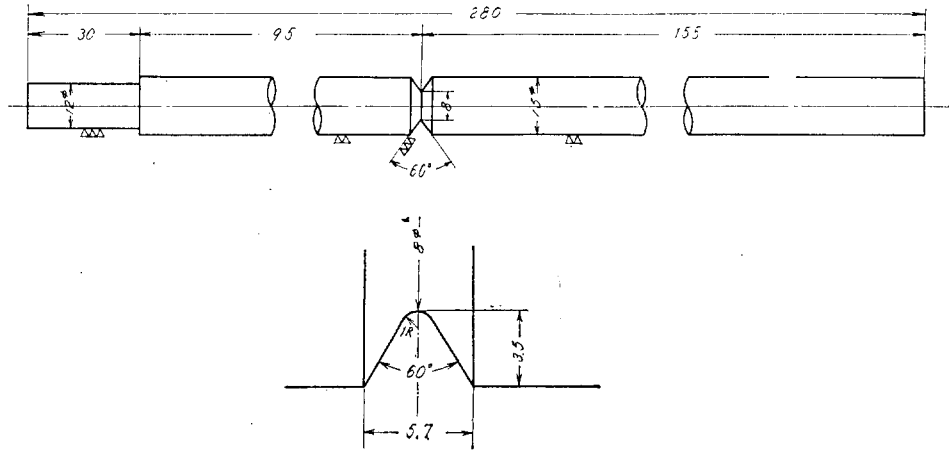


Fig. 2.2.1 Form and Dimensions of Specimen

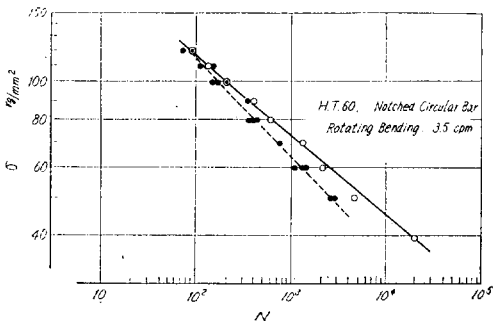


Fig. 2.2.2  $\sigma$ -N Curves

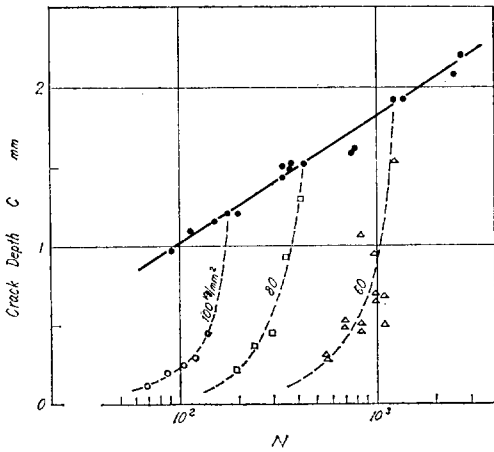
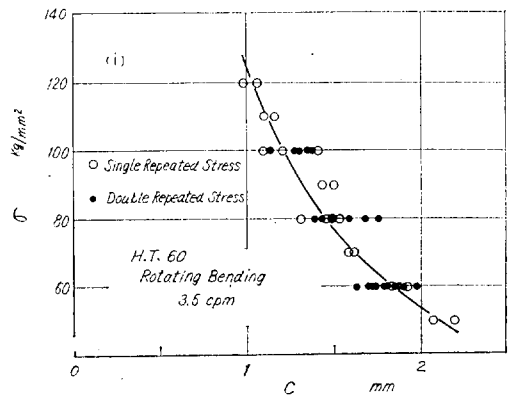


Fig. 2.2.3 C-N Curves

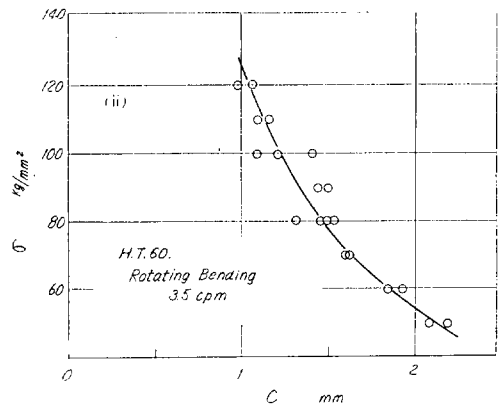


Fig. 2.2.4  $\sigma$ -C Curves

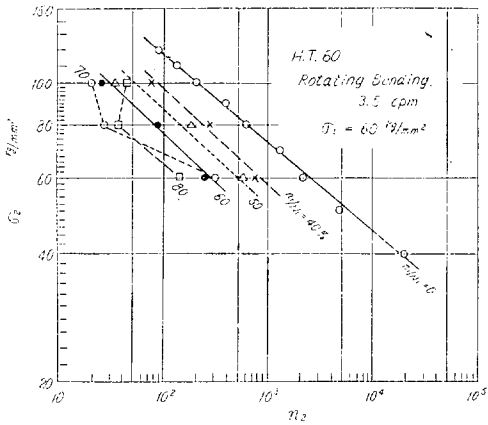


Fig. 2.2.5  $\sigma_2$ - $n_2$  Curves

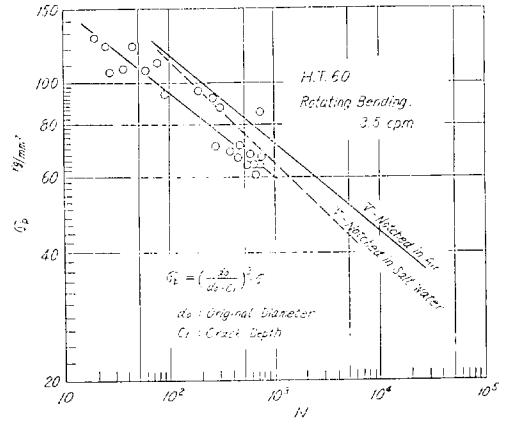


Fig. 2.2.7  $\sigma_1$ - $N$  Curves

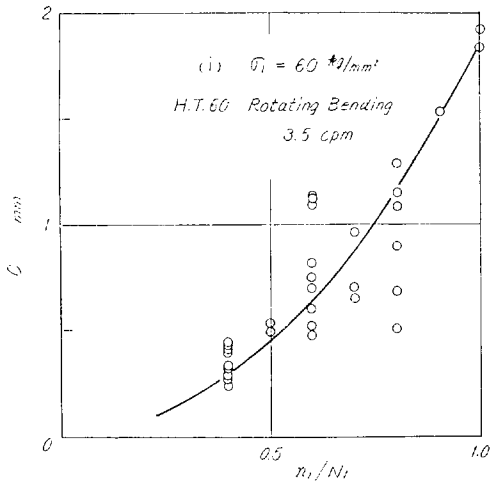


Fig. 2.2.6 C- $n_1/N_1$  Curves

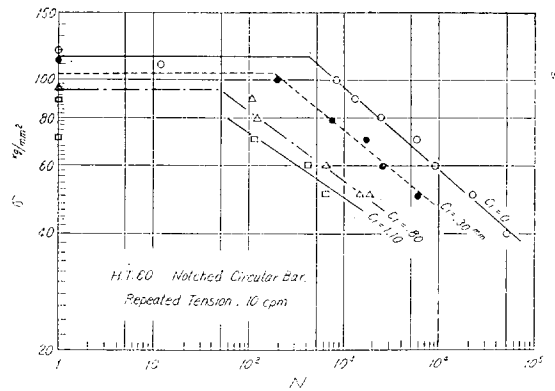


Fig. 2.2.8  $\sigma$ - $N$  Curves

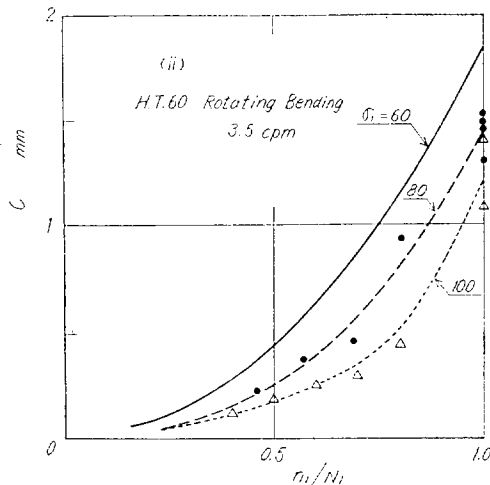
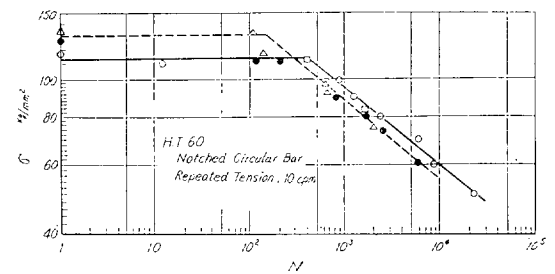


Fig. 2.2.9  $\sigma$ - $N$  Curves



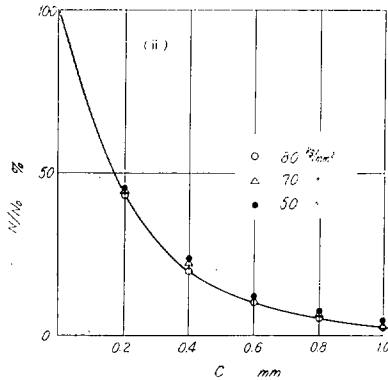
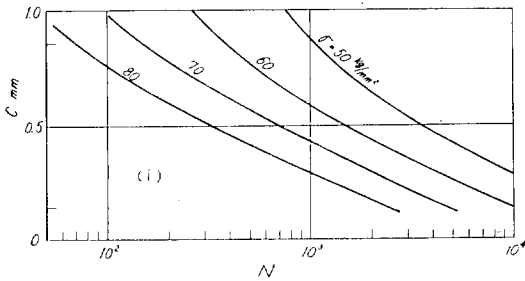


Fig. 2.2.10 C-N and N/N<sub>0</sub>-Curves

図示の曲線によって  $\sigma$  と  $C$  の関係をあらわすことができる。海水腐食下に1次応力を  $n_1$  回加えた後20時間放置し、さらに空気中で2次応力を与えて破断させた試験片の破面は、1次応力の疲労クラックの進行によってできた破壊部と2次応力による破壊部分および最終破断部分とが同心円状になり明らかに識別される。

鋭いクラックをつけた試験片に2次応力を与えた時、クラックがあっても圧縮側はなお抵抗力を持つものとして  $(d_0 - C_1)$  を径とする円形断面の断面係数から求めた応力を  $\sigma_b$  とし、 $\sigma_b$  と  $N$  の関係を図示したものが Fig. 2.2.7である。ただし  $d_0$  はクラックが入る前の直径である。これによってみれば鋭いクラックを有する棒のS-N線図はV切欠のS-N線図にほぼ平行したものとなる。

#### b. 片振引張試験

Fig. 2.2.8によれば、クラック無しの時の荷重がそのまま加わるとすれば、寿命は発生したクラックの深いほど短くなる。このクラックによる寿命の減少を示したものが Fig. 2.2.10で、同図(i)は  $C \sim N$  の関係を、同図(ii)は寿命の低下率を示すものである。しかしクラック発生後の残留断面に対して求めた応力と  $N$  の関係は Fig. 2.2.9に示すようになり、Fig. 2.2.7の曲げの場合と同じく、クラックの深さには関係なく1本の  $\sigma-N$  曲線となり、これは、クラック無しの  $\sigma-N$  曲線よりやや低寿命側にある。この差はV型溝と鋭いクラックの

形状の差に因るものと思われる。

Table 2.2.1 Chemical Composition and Tensile Properties of Steel

C	Si	Mn	P	S	Cr	V	$\sigma_y$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_B$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\epsilon$
(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)	53	63	(%)
0.14	0.44	1.18	0.018	0.012	0.21	0.05			38

Table 2.2.2 Chemical Composition of Salt Water

NaCl	MgCl <sub>2</sub>	MgSO <sub>4</sub>	CaCl <sub>2</sub>	KCl
g/kg	g/kg	g/kg	g/kg	g/kg
26.726	2.260	3.248	1.153	0.721

Table 2.2.3 Test Conditions

	In Salt Water Primary Stress $\sigma_1$	In Air Secondary Stress $\sigma_2$
A <sub>1</sub>	60kg/mm <sup>2</sup>	60kg/mm <sup>2</sup>
A <sub>2</sub>	60	80
A <sub>3</sub>	60	100
B	80	60
C	100	60

### 第3章 加工された鋼材の疲労強度

#### 3.1 引張り予歪を受けた突合わせ継手の疲労強度

##### 3.1.1 目的

引張り予歪を受けた突合わせ接手の疲労強度を調査するため、予歪の値を0%、5%、10%と変えて余盛り付き突合わせ接手の疲労試験を行なった。

今回は軟鋼について試験を行なったが、高張力鋼については、明年度以降に試験を行なう予定である。

##### 3.1.2 試験

今回試験した試験片の供試材はSS41で、その化学成分および機械的諸性質をTable 3.1.1に示す。

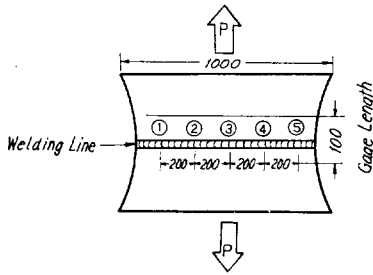
Table 3.1.1 Chemical Composition and Tensile Properties of Steel (Mill Sheet Data)

Chemical Composition (%)						Tensile Properties			
C	Si	Mn	P	S	$\sigma_y$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_B$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\epsilon$ (%)	Bend Test	
/	/	/	0.013	0.024	26	44	31	Good	

まづ、Table 3.1.2 の図に示すような広幅のバット接手を製作し、これを引張り試験機で引張り、5%および10%の予歪を与えた後、機械加工により Fig. 3.1.1 のような形状に仕上げたものである。この場合余盛部は溶接のままになっている。

予歪を与えるとき、中央溶接部を含む標点距離 100 mm の間で、各個所の歪量を測定した。歪量の測定値を Table 3.1.2 に示した。

Table 3.12 The Measured Value of Pre-strain



Tsst Peace	Elongation (%)					Mean
	①	②	③	④	⑤	
A	10.5	10.0	9.8	9.9	10.0	10.0
B	10.1	10.1	10.0	9.9	10.5	10.1
C	8.9	8.6	9.4	9.3	9.4	9.1
D	4.5	4.7	4.9	5.0	4.8	4.8
E	5.9	5.7	6.0	5.3	5.3	5.6
F	5.0	4.9	4.9	5.1	4.9	4.9

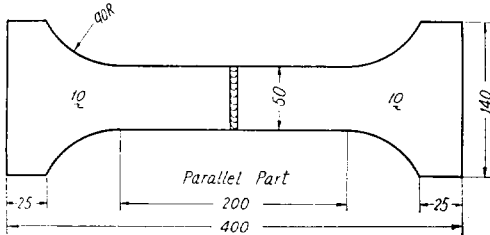


Fig. 3.1.1 Form and Dimensions of Specimen

また、母材の強度を調査するため、平滑試験片を製作し、疲労試験を行なった。試験片の形状は Fig. 3.1.1 のものと同様である。

バット接手の溶接は両面一層の自動溶接であって、その溶接条件等を Table 3.1.3 に示す。

Table 3.1.3 Welding Conditions

Welding Conditions	Current	Voltage	Travel Speed (mm/min)	Flux	Wire
Right Side	550	32	380	YF-15 20×D	YC- 4.8φ
Reverse Side	650	35	350	"	"

本疲労試験に使用した試験機はアムスラー製パルセーターと東京衡機製低サイクル疲労試験装置である。これらの疲労試験機を次に示す基準で使いわけた。すなわち、引張り強さに近い高応力で、破断までの繰返数が約  $2 \times 10^4$  回以下と予想される試験片は、低サイクル試験装置（繰返速度毎分10回程度）を使用し、降伏応力以上で、その破断までの繰返数が約  $2 \times 10^4 \sim 10^5$  回と予想される試験片は、パルセーターを毎分 250 回の繰返速度で使用し、降伏応力以下の試験は、パルセーターを毎分 500 回の繰返速度で使用した。試験は昼夜兼行で行ない、破断しないものは  $2 \times 10^6$  回で試験を中止した。

荷重はすべて片振り引張りの繰返し荷重であって、この場合の最低荷重は約 1 ton（公称応力に換算すると約  $2 \text{ kg/mm}^2$ ）とした。このような小さな最低荷重では、ほぼ完全片振りの状態に近いと考えて差支えない。

### 3.1.3 試験結果および考察

試験結果を最大応力—破断までの繰返数の S-N 曲線にまとめると Fig. 3.1.2 のようになる。

Fig. 3.1.2 の S-N 線図からわかるように、予歪のある試験片の S-N 線図は母材や予歪のないバット接手の S-N 線図と異なった傾向を示している。すなわち、引張り強さに近い高応力の領域では予歪のない試験片よりかなり高い疲労強度を示しているが、 $10^6$  位の繰返数の低応力領域ではそれほど高い疲労強度を示していない。結局予歪のある場合は供試材が異なったときの疲労特性を示している。

このことは静的試験の結果からも明らかである。すなわち、予歪のある試験片の引張り強さは予歪のない場合に比べてかなり高くなっている。これは予歪により歪硬化をおこしたものである。

次に、予歪量と時間強度との関係を図示すると Fig. 3.1.3 のようになる。横軸は予歪量を示し、縦軸は時間強度を示す。 $10^3$ ,  $10^4$ ,  $10^5$ ,  $10^6$  の各サイクルについての時間強度を比較した。

同図からわかるように、比較的繰返数の少ない場合は予歪によりその時間強度がかなり向上するが、繰返数の多い場合は 0% と 5% 予歪との差はほとんどなくなってくる。

疲労クラックは大半の試験片で余盛の止端部から発生した。引張り強さに近い高応力領域では静的破断と同様にくびれを伴う破断を示し、余盛とは無関係な所で破断した。

### 3.1.4 結論

軟鋼試験片により予歪を有する溶接突合わせ接手の疲労試験を行ない、予歪が疲労強度に及ぼす影響について調査した結果、大略次のような結論を得た。

(1) 引張り予歪をうけた横突合わせ接手は予歪をうけない横突合わせ接手よりも疲労強度が向上する。こ

れは、予歪による歪硬化が供試材の引張り強さを向上させたものである。平滑素材においても同様の結果が発表されている。

(2) 予歪をうけた横突合わせ接手は比較的繰返数の少ない範囲、すなわち、高応力の領域では、予歪をうけない横突合わせ継手に比べて高い時間強度を示すが、低応力の領域では、その差が少なくなる。本試験では  $10^6$  回付近では、5%予歪のものと、予歪のない場合とはほとんど同等の強度を示している。

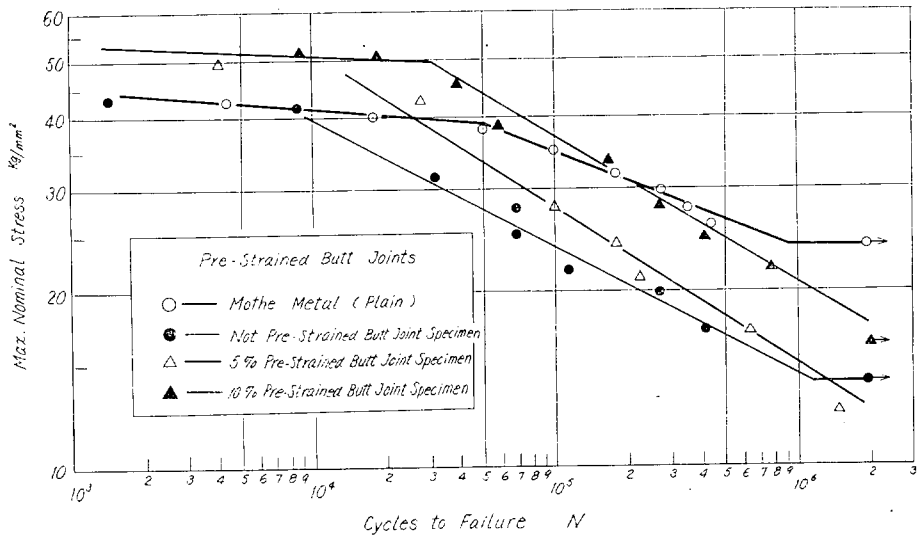


Fig. 3.1.2 S-N Curves (Pre-strained Butt Joints)

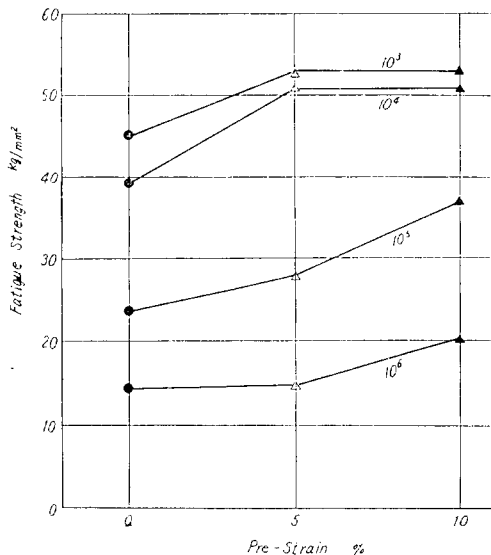


Fig. 3.1.3 The Relation between Pre-strain and Fatigue Strength

## 3.2 引張りまたは圧縮予歪をうけた板材の平面曲げ疲労強度

### 3.2.1 目的

構造物は大部分塑性加工をうけた部材によって構成される。これらの部材に繰返し応力が作用する場合の疲労強度を推定するためには、母材の疲労強度の資料のみでは不十分である。したがって、塑性加工された構造部材の繰返し荷重に対する疲労強度を究明するため素材に各種の予歪を与え、その大きさおよび方向が疲労強度におよぼす影響を実験的に調査した。

### 3.2.2 試験

#### a. 試験機

使用試験機は、容量 3.5kg-m 標準回転数毎分1700回転のシェンク式繰返し平面曲げ疲労試験機である。

#### b. 試験片

供試材は造船用鋼材の軟鋼 SS41 で母材は圧延のまま使用した。公称板厚は 6 mm で、その化学成分およ

び機械的性質を Table 3.2.1 および Table 3.2.2 に示す。与えた予歪は引張予歪 5% (49%), 10% (9.5%), 15% (14%), 20% (18.2%), 圧縮予歪 5% (5.1%), 10% (10.5%), 15% (16.3%), 20% (22.3%) である。(カッコ内は対数歪)

試験片の形状および寸法を Fig. 3.2.1 に示す。試験片は、まづ (b) に示されるような試験片表面(片側)に 10mm 間隔の格子模様の標線を描き、その間隔の変化量から予歪を求め、その結果、所定の予歪分布が均一な部分から (a) に示すシェンク用試験片を 2 枚程度切出した。なお圧縮予歪の場合は、(b) の代りに、長さ 240mm、幅 90mm、板厚 6mm の長方形平板を用いて、座屈防止治具を用い所定の圧縮予歪を与えたのち試験片(a)を切出した。

#### c. 試験方法

試験は平均歪が 0 の両振り繰返し平面曲げを目標とした。所要の歪振幅は試験片平行部表裏に抵抗線歪計(共和電業製 KP-3A-1)を貼布し、その歪値を測定すると同時に、応力棒の捩れによるたわみ量  $\delta$  を  $1/100$  mm Dial Gauge を用いて測定しその捩れ角から試験片にかかる曲げモーメントを求めた。与えた曲げ歪が増加するに従い、初回の曲げ変形により圧縮側(または引張側)が降伏し、これにより生ずるバウシinger 効果や、予歪のため、必ずしも平均歪は 0 とはならなかったが、今回は最初の  $1/4$  サイクルで与えた引張側の歪  $\epsilon_t$  が逆方向の曲げにおいても同じ値になるように、試験機を調節し、数回の繰返しを与えたのちにおける定常状態での歪の値を基準量とした。すなわち Fig. 3.2.2 に示すように、最初の  $1/4$  サイクルで  $\epsilon_t$  を決めて、数回の繰返しを与えたのち、曲線  $C_2 O_2 D O_3 C_2$  に落着いてから  $\epsilon_t$ 、 $\epsilon_c$  を測定しそれを資料の整理の基準量とした。

#### 3.2.3 試験結果

##### a. 予歪分布

Fig. 3.2.3 に予歪分布の一例を示す。なお Longitudinal Nominal Strain の分布は Fig. 3.2.1(b) の試験片の幅方向 1.5.9 の 3 個所について測定した歪の平均値である。

##### b. 予歪と静的強度

各予歪材の静的引張り試験の結果から縦軸に公称応力、横軸に対数歪を採って、予歪と降伏応力  $\sigma_Y$ 、引張強さ  $\sigma_B$  の関係を Fig. 3.2.4 に示す。

なお試験片に予歪を与えたのち静的試験を実施するまでの日数は 3~4 日である。

##### c. 予歪と硬度

予歪による材料の歪硬化度を検討するため、ショア

ーおよびピッカース硬度試験機を用いた。両試験結果の差は、ほとんど認められなかったので、以下はピッカース硬度で整理した。計測は幅方向に 5mm 間隔で約 20 個所について行ない、これらから硬度の平均値を求め母材の硬度を 1 として縦軸に予歪材と母材との硬度比、横軸に対数歪を採って各予歪材の硬度の関係を Fig. 3.2.5 に示す。

##### d. 予歪と疲労強度

Fig. 3.2.6 は縦軸に引張応力と圧縮応力の絶対値の和の  $1/2$  を横軸に破壊までの繰返し数  $N$  を両対数表示した S-N 線図である。引張応力および圧縮応力は測定した歪  $\epsilon_t$ 、 $\epsilon_c$  から各予歪材の応力歪線図を用いて  $\epsilon_1$  または  $\epsilon_2$  (Fig. 3.2.2 参照) を求め、これらに対応する応力を求めた。ただし圧縮予歪材については、静的圧縮試験を実施していなかったため、圧縮予歪材の応力歪線図は、引張り予歪材の応力歪線図と反対称であると仮定し圧縮応力を求めた。Fig. 3.2.7 は縦軸に引張り歪  $\epsilon_t$  と圧縮歪  $\epsilon_c$  の絶対値の和の  $1/2$  を横軸に破壊までの繰返し数  $N$  を両対数表示した e-N 線図である。Fig. 3.2.8 は縦軸に Fig. 3.2.6 から求めた時間強度(応力)を横軸に予歪を採って  $N$  をパラメータとして予歪と時間強度との関係を示したものである。

##### e. 硬度と疲労強度

Fig. 3.2.9 は縦軸に Fig. 3.2.6 から求めた時間強度(応力)を横軸に予歪材と母材との硬度比を採って、硬度と疲労強度との関係を示したものである。

#### 3.2.4 考察

##### a. 予歪分布

Fig. 3.2.3 によれば予歪分布は、各断面で、ほぼ一様であることがわかる。また塑性域における縦歪と横歪の大きさからポアソン比の値は、およそ  $\nu=0.45 \sim 0.55$  となり、塑性域では  $\nu=0.5$  と考えてよい。

##### b. 予歪と静的強度

Fig. 3.2.4 から予歪と静的強さ、すなわち予歪量と歪硬化度が比例することが認められる。また予歪が大きいものほど  $\sigma_Y$ 、 $\sigma_B$  が高くなっている。

##### c. 予歪と硬度

Fig. 3.2.5 によれば、予歪量と硬度が比例すること、また硬度上昇の程度は絶対値が同じ予歪でも引張り予歪材に比べて圧縮予歪材が大きい。なお圧縮予歪を与える際、座屈を防ぐために座屈防止棒を用いたことによる表面硬化の影響で硬度が上昇したことは認められなかった。

##### d. 予歪と疲労強度

Fig. 3.2.6 によれば予歪材は高応力域を除いてす



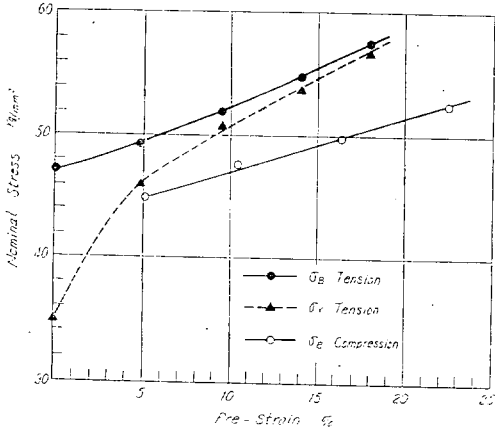


Fig. 3.2.4 Relation between  $\sigma_v$ ,  $\sigma_B$  and Pre-Strain

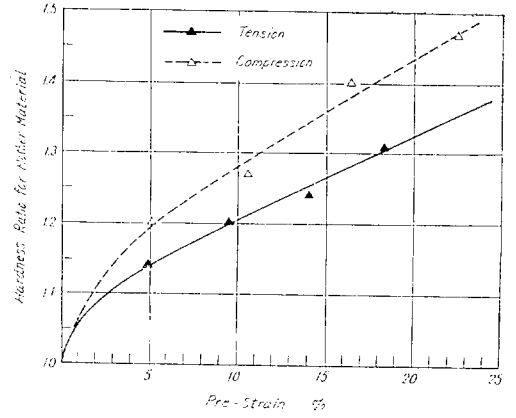


Fig. 3.2.5 Relation between Hardness Ratio and Pre-Strain

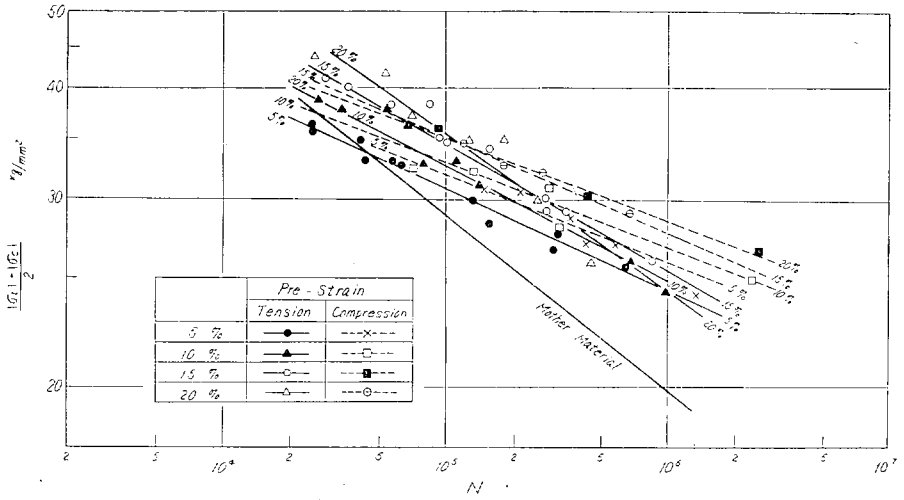


Fig. 3.2.6  $\frac{|\sigma_t| + |\sigma_c|}{2}$  - N Curves of Pre-strained Specimens

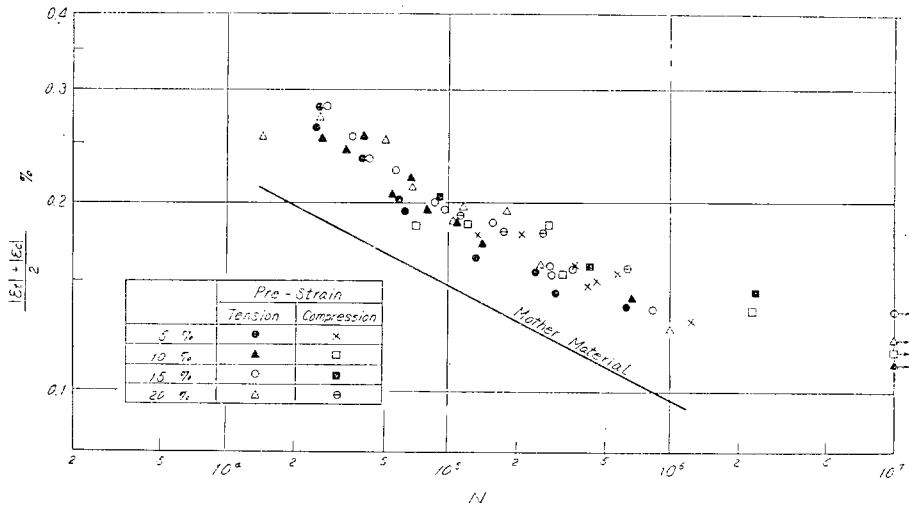


Fig. 3.2.7  $\frac{|\epsilon_t| + |\epsilon_c|}{2}$  - N Curves of Pre-strained Specimens

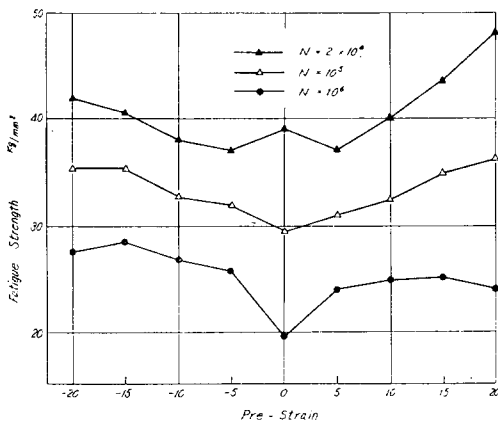


Fig. 3.2.8 Relation between Fatigue Strength and Pre-Strain

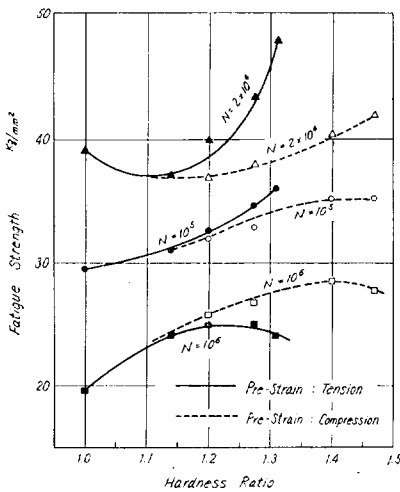
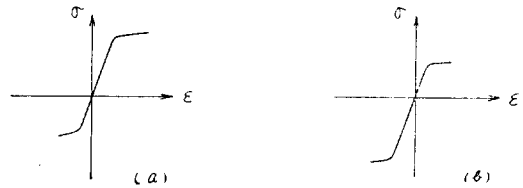


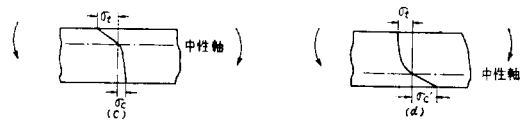
Fig. 3.2.9 Relation between Fatigue Strength and Hardness Ratio

べて母材よりも疲労強度が上昇している。その上昇の様子は引張り予歪材の低応力域を除いて予歪に比例している。次に引張り予歪材と圧縮予歪材相互間の関係を比較すれば、同じ予歪量に対しては、低応力域になるにしたがい、圧縮予歪材の疲労強度のほうが、引張り予歪材のそれよりも高くなっている。この理由は次のように考えられる。

各予歪材の応力-歪線図が引張り予歪材と圧縮予歪材とで、それぞれ図(a)および図(b)に示めされるように反対称になると仮定した。



このように仮定すればある曲げモーメントが加わったときの曲げ応力の分布は引張り予歪材と圧縮予歪材とで、それぞれ図(c)および図(d)に示めされるようになる。



$$\text{したがって、} \frac{|\sigma_t| + |\sigma_c|}{2} = \frac{|\sigma'_t| + |\sigma'_c|}{2} \text{ となり、}$$

同じ曲げモーメントが加わったとき、引張り予歪材と圧縮予歪材で応力振幅は同じであるが、 $\sigma'_t < \sigma_t$  であるため圧縮予歪材の疲労強度が上昇すると思われる。

Fig. 3.2.7 の  $\epsilon$ - $N$  線図をみると各予歪材共に母材に比べて疲労強度が上昇しているが、各予歪材相互には、ほとんど差が認められず、ほぼ同じ疲労強度を有していることがわかる。これは次に述べるような理由によると考えられる。

すなわち各予歪材の応力-歪線図から同じ歪量を与えときのそれに対応する応力(引張り応力と圧縮応力の絶対値の和の  $\frac{1}{2}$ )は、予歪に比例するため、たとえば  $N=10^5$  の時間強度に対応する応力を 15% 予歪材  $\sigma_{15}$ 、5% 予歪材  $\sigma_5$  とすると  $\sigma_{15} > \sigma_5$  となるが、これを歪に換算すると、ほぼ  $\epsilon_{15} = \epsilon_5$  となり、疲労強度の差がなくなると推定できる。

Fig. 3.2.8 に前述の予歪と疲労強度との関係がいっそう明らかに示されている。

以上の結果から部材に引張りまたは圧縮の予歪が存在し、繰返し平面曲げ荷重をうける場合には、予歪がない場合よりも疲労強度は上昇する。引張り予歪と圧縮予歪では高応力域を除いては、圧縮予歪がその上昇率は大きい。

#### e. 硬度と疲労強度

Fig. 3.2.9 から材料のうけた歪履歴が同じであれ

ば、ほぼ硬度と疲労強度は比例していることがわかるが、歪履歴が異なれば、硬度と疲労強度との関係は明確でない。

Table 3.2.1 Chemical Components of Material (%)

Material	C ×100	Si ×100	Mn ×100	P ×1000	S ×1000
SS 41	19	8	72	2	19

Table 3.2.2 Mechanical Properties of Material

Material	t×b (mm)	Gauge length (mm)	$\sigma_Y$ (kg/ mm <sup>2</sup> )	$\sigma_B$ (kg/ mm <sup>2</sup> )	$\epsilon$ (%)
SS 41	66×100	200	34.89	47.17	24.5

### 3.3 切欠を有する加工材の疲労強度

#### 3.3.1 目的

構造物として、加工された状態で繰返し荷重を受ける場合での強度と、素材そのものの疲労強度との関係を知るために、素材に各種の予ひずみを与え、その大きさ・方向等が各種繰返し荷重に対する疲労強度におよぼす影響を究明し、船体構造の疲労強度上の安全性を検討する。

#### 3.3.2 試験

##### a. 試験機

本実験に使用した試験機は次の2種類である。

大型試験片については(幅450mm, 長さ600mm)

東京衡機製造所製作, 低速繰返し油圧発生装置付  
40t 厚板引張試験装置(動的240t)

小型試験片については(幅90mm, 長さ450mm)

東京衡機製造所製作, 低速繰返し油圧発生装置付  
50t 引張試験装置(動的40t)

##### b. 供試材

供試材は日本鋼管製 SM 41A (板厚10mm) で、ミル・シートによる機械的性質及び化学成分を Table 3.3.1 に示す。

試験片寸法は Fig. 3.3.1 に示す。

予ひずみを与えた試験片はすべて小型試験片で、大型試験片に予ひずみを与えたものはない。引張予ひずみは標点距離を 50mm に罫書き、所定の予ひずみまで伸ばした。また圧縮予ひずみは、荷重と直角方向に

試験片を引張りポアソン比による横収縮によって与えた。

試験片の名称について次のように定める。

最初の文字は試験片寸法を表わし、L は大型試験片、S は小型試験片のことである。次の数字は繰返し応力が抗張力(板材で 46kg/mm<sup>2</sup> を示した。)の何%であるかを表わし、続く文字は予ひずみの種類(C は圧縮予ひずみ、T は引張り予ひずみ)を、次の文字は予ひずみの大きさ(%)を表わしている。

(例) S-87-T-05

5%の予ひずみ(引張り)を興えた小型試験片に最大 0.87  $\sigma_B$  の繰返し応力をかけたもの。

##### c. 試験方法

試験片を試験機にセットして片振り繰返し荷重をかける。クラック断面の平均最大応力を一定に保つため、試験片に加える荷重を調節しなければならない。

クラック長さを正確に計測する事は非常に困難であるが、クラックにインキを流し込み、これをルーペで、のぞいて計測する方法をとった。

正確を期するため大体クラックが 1mm のびるごとに荷重を調節した。

##### 3.3.3 試験結果

予ひずみなしの大型と小型の試験結果の一例を Fig. 3.3.2 に示す。試験片幅の違いによるクラック伝播の差が顕著であるため、同じ図において亀裂長さを試験片幅で無次元化したものを Fig. 3.3.3 に示す。

これによるとなお大型試験片のクラック伝播の方が速い。

予ひずみなしの素材の試験結果を Fig. 3.3.4 に、

5%引張予ひずみ材の試験結果を Fig. 3.3.5 に、

10%引張予ひずみ材の試験結果を Fig. 3.3.6 に、

15%引張予ひずみ材の試験結果を Fig. 3.3.7 に、

5%圧縮予ひずみ材の試験結果を Fig. 3.3.8 に示す。

これからわかるように、切欠断面の平均応力が高いほど、亀裂の伝播は速いが予ひずみ量が大きくなるに従い、その差は少なくなっている。

また同じ応力で予ひずみの差による比較を Fig. 3.3.9 ~13 に示すが、本試験の主目的である予ひずみの影響については、予ひずみのある方が、ないものよりも伝播が遅く、また予ひずみの量が多ければ多いほど、その効果が著しい。これは一度降伏を起した材料では、降伏点付近の繰返し応力を加えても、それが弾性限内での繰返しとなるためと思われる。

予ひずみの種類では、同じ応力・同じ量の予ひずみの場合、引張予ひずみよりも、圧縮予ひずみの方が良好

な、すなわち遅い伝播を示している。全体的に予ひずみを受けたものは、予ひずみを受けない母材よりも低サイクル疲労のクラック伝播に関しては、良い効果をもたらすといえよう。

### 3.3.4 考 察

#### a. 解析方法

この試験結果で使った解析方法を次に示す。

以前の疲労クラック伝播速度については低応力の繰返しによるものが多かったが、高応力（試験片が全面降伏を起すような）での繰返しによるものは少い。そこでクラック先端において、ある限界ひずみ  $\epsilon_{cr}$  をこえた領域にまで、クラックが1回ごとに進むとする。

塑性域（線型弾性体における）における応力集中係数  $K_\sigma$  と歪集中係数  $K_\epsilon$  の間に、Neuber は純粋剪断を受ける鋭い切欠について、次のような関係を示している。

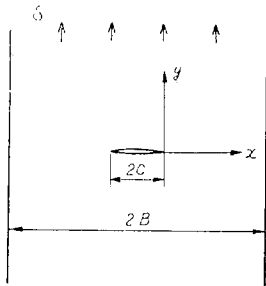
$$K_t^2 = K_\sigma \cdot K_\epsilon \quad (3.1)$$

ただし、 $K_t$  : 理論的弾性応力集中係数

$K_\sigma$ ,  $K_\epsilon$  : 真の応力および歪集中係数

Grewal および Weiss は (3.1) 式の関係が垂直応力の場合にも成立することを示した。さらにこの関係をクラック先端の分布状態に対してまで拡張すると

$$\{K_t(x)\}^2 = K_\sigma(x) \cdot K_\epsilon(x) \quad (3.2)$$



$x$  : 上図のようにクラック先端からの距離

Westerguard によると無限板中の、クラック先端の応力のうち  $y$ -方向の応力  $\sigma'_y$  は (3.3) 式で表わされる。

$$\sigma'_y = \frac{\sigma \sqrt{C}}{\sqrt{2x}} \quad (3.3)$$

これに有限幅の修正を施すと次のようになる。

$$\sigma'_y = \frac{\sigma \sqrt{C}}{\sqrt{2x}} \sqrt{\frac{2B}{\pi C} \tan \frac{\pi C}{2B}} \quad (3.4)$$

$$= \frac{\sigma_N \left(1 - \frac{C}{B}\right) \sqrt{C}}{\sqrt{2x}} \sqrt{\frac{2B}{\pi C} \tan \frac{\pi C}{2B}} \quad (3.5)$$

ただし  $\sigma$  : Gross Stress (無限遠での応力)

$\sigma_N$  : 切欠断面の正味平均応力

$2C$  : クラック長さ

$2B$  : 板 幅

(3.5) 式により弾性応力分布  $K_t(x)$  は (3.6) 式のようになる。

$$K_t(x) = \frac{\sigma'_y}{\sigma_N} = \frac{1}{\sqrt{x}} \left(1 - \frac{C}{B}\right) \sqrt{\frac{B}{\pi} \tan \frac{\pi C}{2B}} \quad (3.6)$$

材料の応力-ひずみ関係を ( $\sigma_0$ ,  $n$  : 材料定数)

$$\sigma = \sigma_0 \epsilon^n \quad (3.7)$$

とすれば次の諸関係が出てくる。

$$\left. \begin{aligned} K_\sigma(x) &= \sigma_y / \sigma_N & K_\epsilon(x) &= \epsilon_y / \epsilon_N \\ \text{および } \sigma_y &= \sigma_0 \epsilon_y^n & \sigma_N &= \sigma_0 \epsilon_N^n \end{aligned} \right\} \quad (3.8)$$

(3.8) 式より

$$K_\sigma(x) = \{K_\epsilon(x)\}^n \quad (3.9)$$

(3.9) 式と (3.2) 式より

$$K_\epsilon(x) = \{K_t(x)\}^{\frac{2}{n+1}} \quad (3.10)$$

すなわち塑性域におけるひずみ分布は

$$K_\epsilon(x) = \frac{\epsilon_y}{\epsilon_N} = \left( \frac{1}{\sqrt{x}} \left(1 - \frac{C}{B}\right) \sqrt{\frac{B}{\pi} \tan \frac{\pi C}{2B}} \right)^{\frac{2}{n+1}} \quad (3.11)$$

とかける。ただし  $\epsilon_N$  :  $x$  軸上での平均ひずみ

$\epsilon_y$  :  $x$  軸上での  $y$  方向のひずみ

(3.11) 式より  $y$  方向のひずみが  $\epsilon_y$  に達している所までの切欠底からの距離  $x$  は



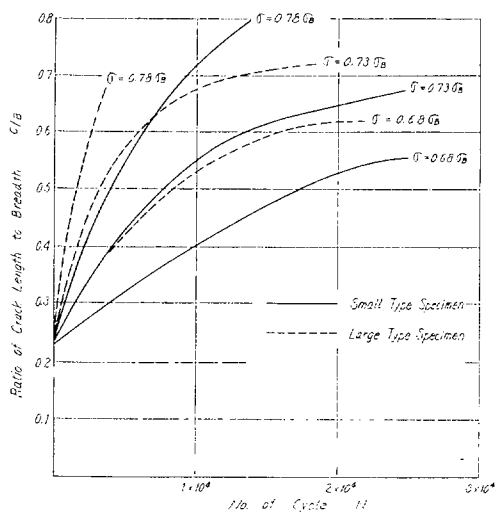


Fig. 3.3.3 No. of Cycles vs. C/B of base metal

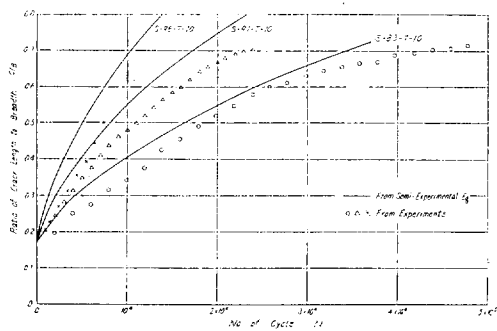


Fig. 3.3.6 No. of Cycles vs. C/B of T-10 Series

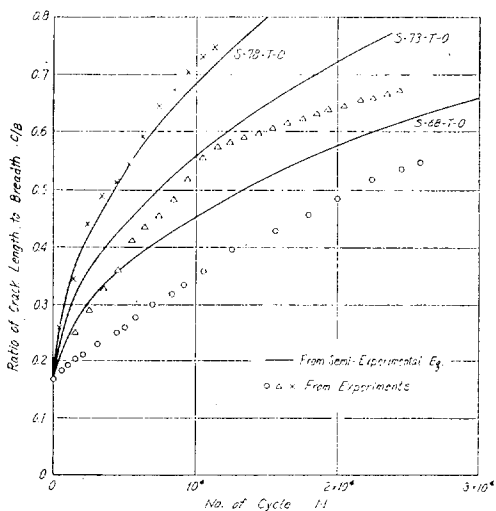


Fig. 3.3.4 No. of Cycles vs. C/B of T-00 Series

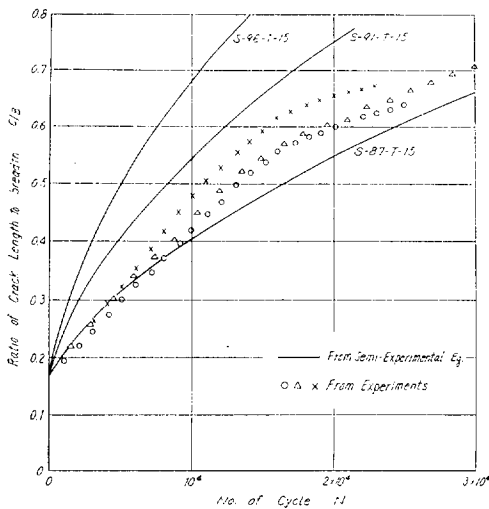


Fig. 3.3.7 No. of Cycle vs. C/B of T-15 Series

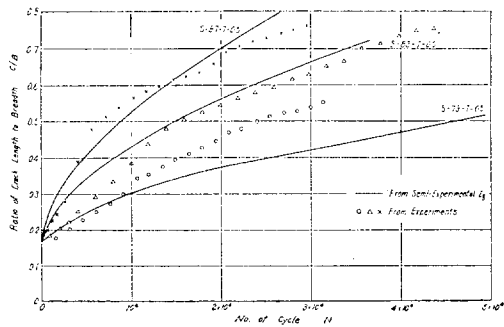


Fig. 3.3.5 No. of Cycles vs. C/B of T-0.5 Series

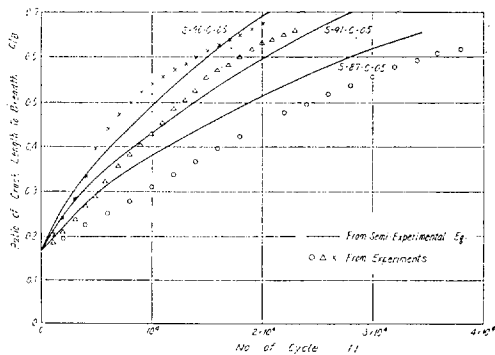


Fig. 3.3.8 No. of Cycle vs. C/B of C-5 Series

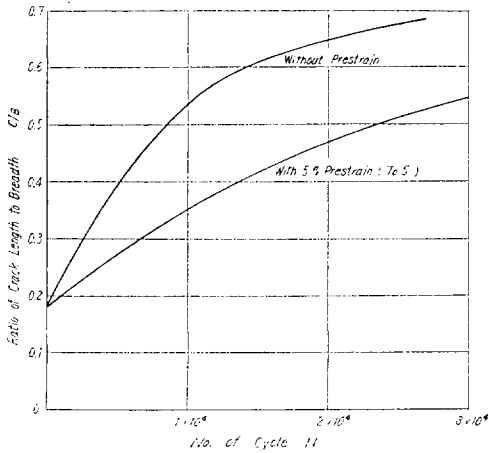


Fig. 3.3.9 No. of Cycle vs. C/B  
( $\sigma_N=0.73 \sigma_B$ )

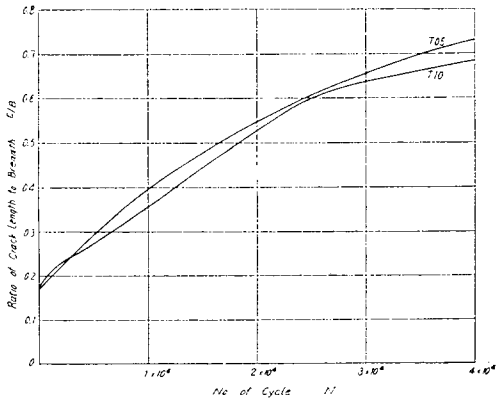


Fig. 3.3.10 No. of Cycle vs. C/B  
( $\sigma_N=0.83 \sigma_B$ )

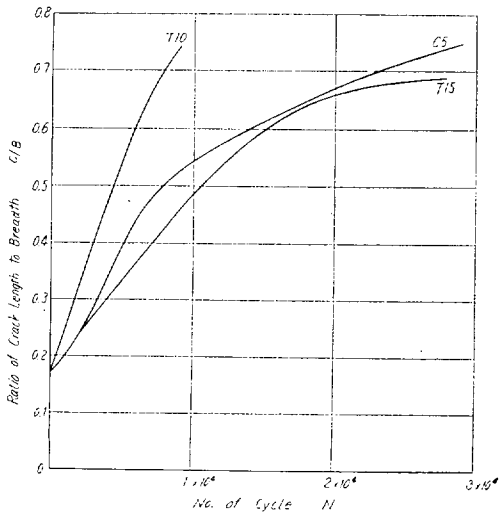


Fig. 3.3.11 No. of Cycle vs. C/B  
( $\sigma_N=0.96\sigma_B$ )

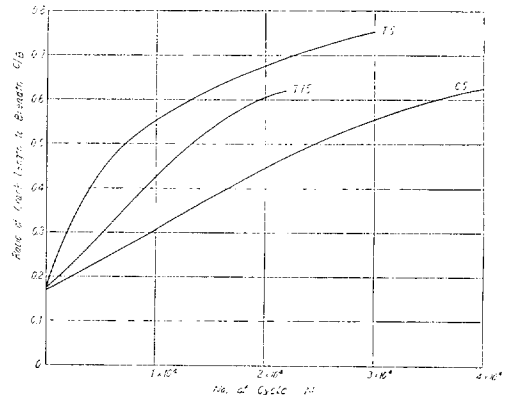


Fig. 3.3.12 No. of Cycle vs. C/B  
( $\sigma_N=0.87 \sigma_B$ )

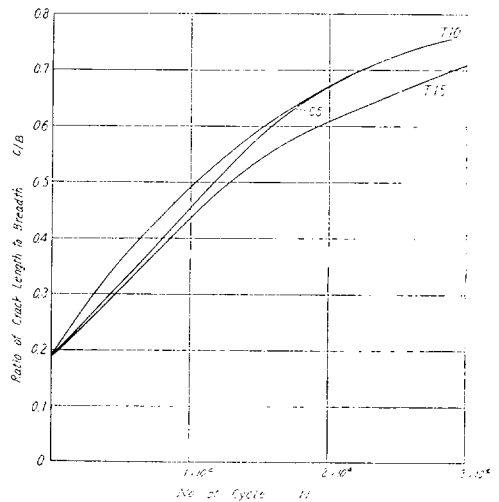


Fig. 3.3.13 No. of Cycle vs. C/B  
( $\sigma_N=0.91 \sigma_B$ )

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_{cr} &= (7.2P+0.4) N^{-10P+0.4} \\ \text{圧縮予ひずみに対して} \\ \epsilon_{cr} &= (-70P+0.4) N^{6P+0.4} \end{aligned} \right\} (3.15)$$

(3.15) 式を (3.14) 式に代入して積分し、それを縦軸に C/B をとり横軸に N をとってプロットしたのが Fig. 3.3.4~8 の実線である。△, ○, × の鎖のように示したのが実験点である。

#### b. 考 察

##### (1) クラック長さと繰返し数

Fig. 3.3.4~Fig. 3.3.8 が示すように半実験式による値と実験値が良い一致をみているとはいえない

が、他の理論による曲線が実験値とは逆に、むしろ下に凸であることを考えれば、かなり良い一致といえるであろう。

クラック先端が試験片の端近くに達すると  $\epsilon_{cr} = \lambda N^b$  の形が保たれなくなり、飽和の傾向に行くように思われる。

(2) クラック伝播速度におよぼす板幅の影響

これは先に示した Fig. 3.3.2 についての考察である。従来の理論においては応力とクラック長さが同じ

なら  $\frac{dC}{dN}$  も同じであることになっているが、本実験では、応力とクラック長さが同じでも、板幅が異ると  $\frac{dC}{dN}$  は大きく異っている。

(3) クラック伝播速度におよぼす板幅と板厚の比の影響

(2)の考察を考えに入れて行なった、クラック長さの板幅による無次元でもなお、大型試験片の伝播の方が速い。これは大型・小型試験片ともに板厚が同じであるのに対し、板幅は5:1の比になっており、相対的に大型試験片は薄板、つまり平面応力状態に、小型試験片は厚板、つまり平面ひずみ状態に近くなっているためと思われる。したがって全く相似な試験片ではクラック伝播速度も相似であろう。

また大型試験片では平面応力状態からみクラック破面が進展とともに傾斜し、最大 30° 付近にも達する。このことも大型および小型試験片の伝播の差に関係ありそうである。

(4) 限界ひずみ  $\epsilon_{cr}$

本実験の解析の手段として、限界ひずみ  $\epsilon_{cr}$  を仮定し、実験結果より  $\epsilon_{cr}$  の値を決定したが、残念ながら  $\epsilon_{cr}$  の物理的意味があいまいである。

しかしながら半実験式ではあるが (3.14), (3.15) 式によって表わされるクラック伝播速度の定量的表示を得ることができた。

Table 3.3.1 Mechanical Properties and Chemical Composition

Mechanical Properties				Chemical Composition (%)					
Temp	$\sigma_y$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_B$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\epsilon$ (%)	Gauge Leng. th (mm)	C	Si	Mn	P	S
R.T. 13°C	28.2	45.0	25.5	200	0.16	0.04	0.89	0.020	0.024

第4章 工作誤差の疲労強度におよぼす影響

4.1 突合わせ溶接部における目違いが疲労強度におよぼす影響

4.1.1 目的

船体構造には、ほとんど溶接構造が使用されており、この溶接部材の疲労強度は形状あるいは冶金的に種々な問題を含んでいる。たとえば、余盛り形状、工作誤差などによって接手の疲労強度は異なる。

本研究は溶接工作上、目違いなどの避けえない誤差による不連続部の疲労強度におよぼす影響を究明し、その許容誤差範囲などを決定するための資料を得る目的で行なったものである。

4.1.2 試験

a. 供試材料

供試材料は SS41 (板厚 6 mm および 16 mm) である。供試材料の化学成分および機械的性質を Table 4.1.1 に示す。引張試験片は JIS 1号試験片を用いた。

Table 4.1.1 Chemical Composition and Mechanical Properties of Materials

Plate Thickness (mm)	Chemical Composition (%)					Mechanical Properties		
	C	Si	Mn	P	S	$\sigma_y$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_B$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\epsilon$ (%)
6	0.16	0.05	0.53	0.023	0.032	27.8	43.7	24.0
16	0.17	T <sub>r</sub>	0.38	0.012	0.031	23.8	41.8	24.5

b. 試験片

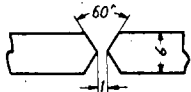
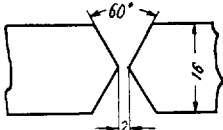
目違い接手の疲労試験片は平行部の幅 60mm, 平行部の長さ 100mm の中央部に突合わせ溶接を行ない、表面は黒皮のままとした。目違い量は各板厚のそれぞれ 0%, 20%, 40% および 60% として突合わせ部は×開先を施して Table 4.1.2 に示すような条件で溶接を行なった。板厚 16mm の試験片は溶接部の水素除去のため 250°C, 4.5時間加熱後、炉中冷却の熱処理を施した。試験片の形状寸法を Fig. 4.1.1 に示す。

c. 試験方法

引張試験は、400 ton アムスラ型試験機で試験片各 3枚づつについて試験を行ない、応力-ひずみ線図を求めた。

疲労試験は容量 150 ton、毎分 120~12 回の定変位型疲労試験機を使用して、片振り引張疲労試験を行なった。試験中は試験片全長 (280mm) の伸びを差動ト

Table 4.1.2 Welding Conditions

Thickness (mm)	Groove Shape	Rod		Ampere (A)	Voltage (V)	No. of Layer
		Rod Type	Rod Dia			
6		B 17	4	130~140	32~35	2
16		B 17	4	130~150	32~35	4

ランスによってとりだし、荷重は試験機付属の荷重計から直接 X-Y レコーダーに入れて各繰返し数のヒステリシス・ループを描かせた。

定変位型の試験における荷重は繰返し数によって多少異なる。軟鋼の場合は軟化型の性質を示し、最初の数回で最高荷重に達し、その後は繰返し数の増加とともに荷重は減少する。したがって応力で整理する場合は破断繰返し数  $N$  の  $1/3$  における荷重を原断面積で除した値を使用した。

板厚 6mm の数枚の試験片については予歪を 5% (ただし平行部 100mm の範囲にて計測) 与えたのちに疲労試験を行なっている。

#### 4.1.3 試験結果

Fig. 4.1.2 に引張試験によってえられた応力-ひずみ線図の一例を示す。引張試験を行なった場合の破断は板厚 16mm の目違い量が 9.6mm を除いて他のものはすべて試験片平行部の母材から起っている。Table 5.1.3 は目違い接手の引張強さを示す。板厚 6mm の引張試験は JIS 1 号引張試験片を用いて行ない、板厚 16mm は、疲労試験片を用いて引張試験を行なった。

Fig. 4.1.3 に板厚 16mm の引張試験後の伸び分布を示す。また Fig. 4.1.4 に突合わせ接手部の硬さ分布を示す。硬さの測定は板表面から 1mm の位置の横断面に 2mm~1mm 間隔でビッカース硬度計を用いて、圧痕荷重 10kg で行なった。

これらの結果から目違い接手には応力集中があるが板厚 16mm の  $\delta/t=0.6$  を除いて引張強さに関する限り母材強度と同程度であると考えられる。なお、板厚 6mm の接手材の引張強さが母材の強度よりも高いのは、平行部が 100mm の疲れ試験片を使用したので接手の拘束の影響と思われる。

Table 4.1.3 Tensile Strength of Weld Joint with a Discrepancy in Positions  
(unit : kg/mm<sup>2</sup>)

Joint Type	Plate Thickness(mm)	
	6	16
Plain Specimen	43.7	41.8
Butt Welded Specimen	43.0	43.8
$\delta/t : 0.2$	44.0	43.2
$\delta/t : 0.4$	43.2	43.2
$\delta/t : 0.6$	43.3	37.7

疲労試験は定変位型片振引張疲労試験を高応力域で行なうため最初の繰返しで材料は塑性域に達し、つぎに圧縮の荷重が負荷するため試験片には座屈防止装置を取付けて実験を行なった。

Fig. 4.1.5 および 4.1.6 は試験片全長 280mm (平行部は 100mm) の変位量  $\lambda_a$  を縦軸に、横軸には破断繰返し数を表わした。

Fig. 4.1.7 および 4.1.8 は、垂直荷重を原断面積で除した値を縦軸に応力振幅  $\sigma_a$  として対数目盛で示した。

Fig. 4.1.9 は、応力振幅  $\sigma_a$  を引張強さ  $\sigma_B$  で除して無次元化した値を縦軸にとり  $\sigma_a/\sigma_B-N$  線図を示した。板厚 6mm と 16mm を一本の曲線で表わしたが、目違い比 60% において、板厚の差が明瞭に表われている。

Fig. 4.1.10 は、板厚の影響を除いた Fig. 4.1.6 から各繰返し数における突合わせ接手の強度をそれぞれの接手強度で除したものを切欠係数  $\beta$  として、目違い比  $\delta/t$  との関係を示した。  $N=10^4$  における疲労強度減少率は目違い比が 0.2, 0.4 および 0.6 の場合それぞれ

9%, 18%, 33%となっている。なお、このような目違いができた場合、化粧溶接を行なって突合わせ接手の強度まで改善することができる。

#### 4.1.4 結 言

軟鋼の板厚 6 mm および 16 mm について板厚のそれぞれ 60% までの目違い接手の引張試験および疲労試験を行った結果をまとめると、つぎのとおりである。

(1) 静的強度は、板厚 6 mm の場合、目違い量が板厚

の 60% に達しても十分な強度を有するが、16 mm は 60% で約 15% 低下する。

(2) 疲労強さは、各繰返し数で異なるが、 $N=10^4$  において目違い比が 0.2, 0.4, 0.6 に対して、それぞれ 9%, 18%, 33% 低下する。

なお、このような目違い接手部は化粧溶接を行なうことによって強度を改善することができる。

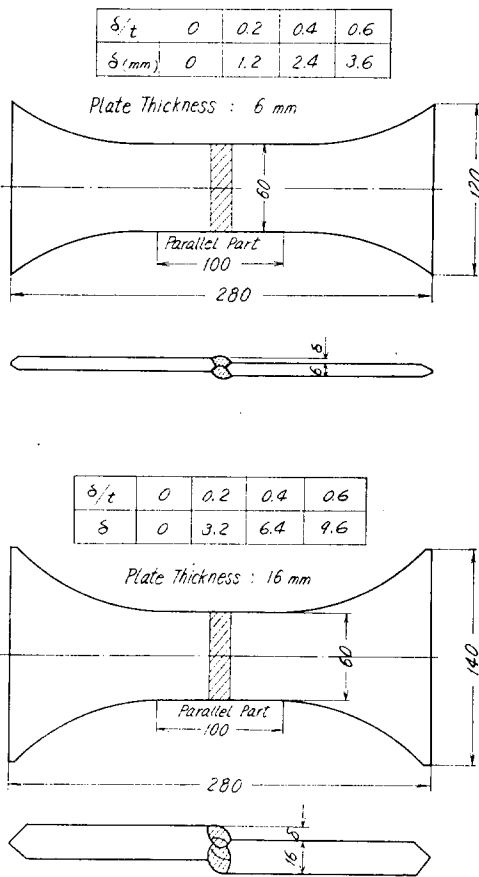


Fig. 4.1.1 Shapes and Dimensions of Test Specimen

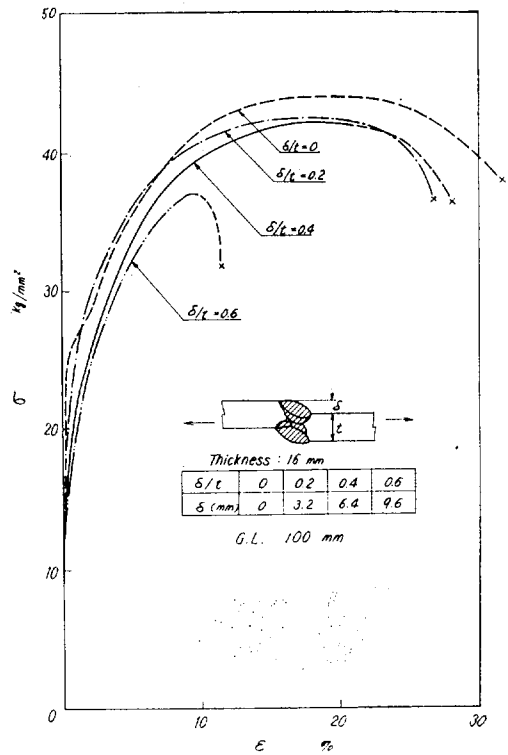


Fig. 4.1.2 Stress-Strain Diagrams for Various Discrepancies

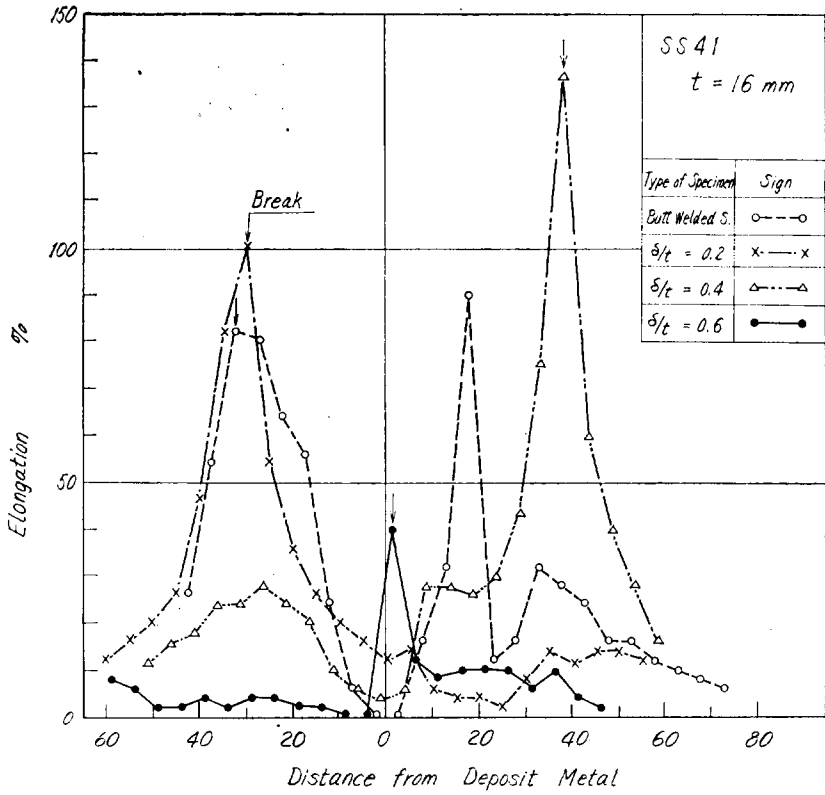


Fig. 4. 1. 3 Distribution of Elongation after Tensile Test

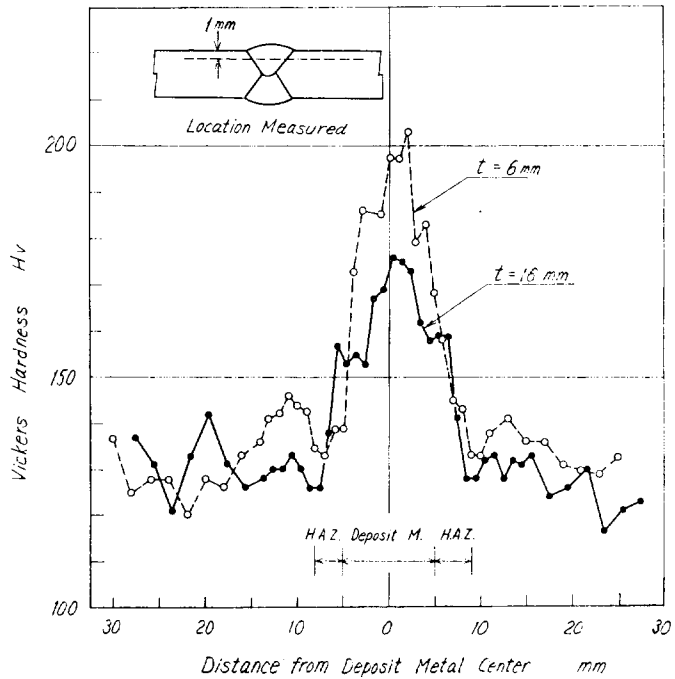


Fig. 4. 1. 4 Hardness Distribution near Weld Zone (Mild Steel)

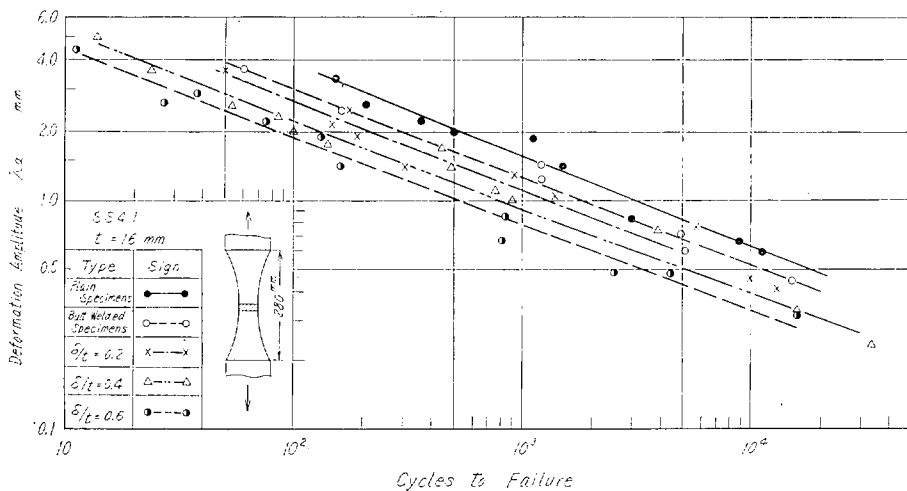


Fig. 4.1.5  $\lambda_a$ -N Diagrams for Various Discrepancies

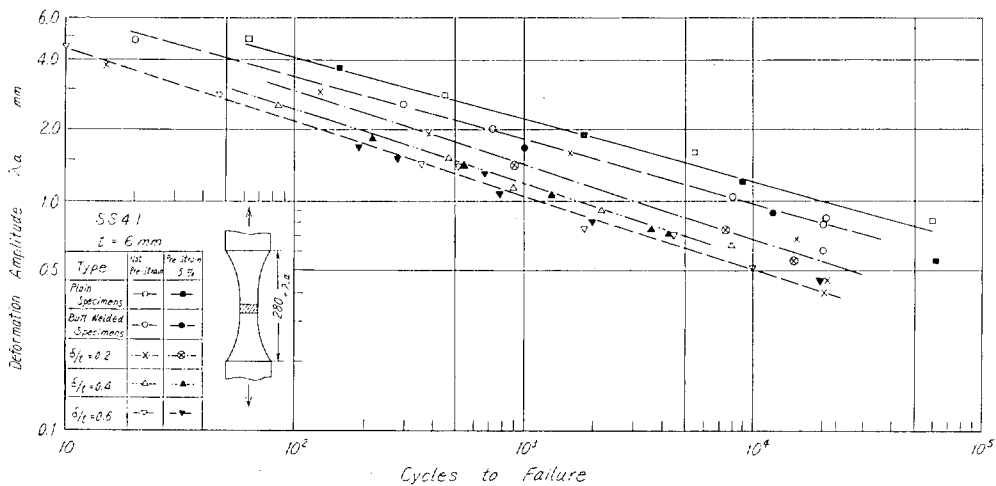


Fig. 4.1.6  $\lambda_a$ -N Diagrams for Various Discrepancies

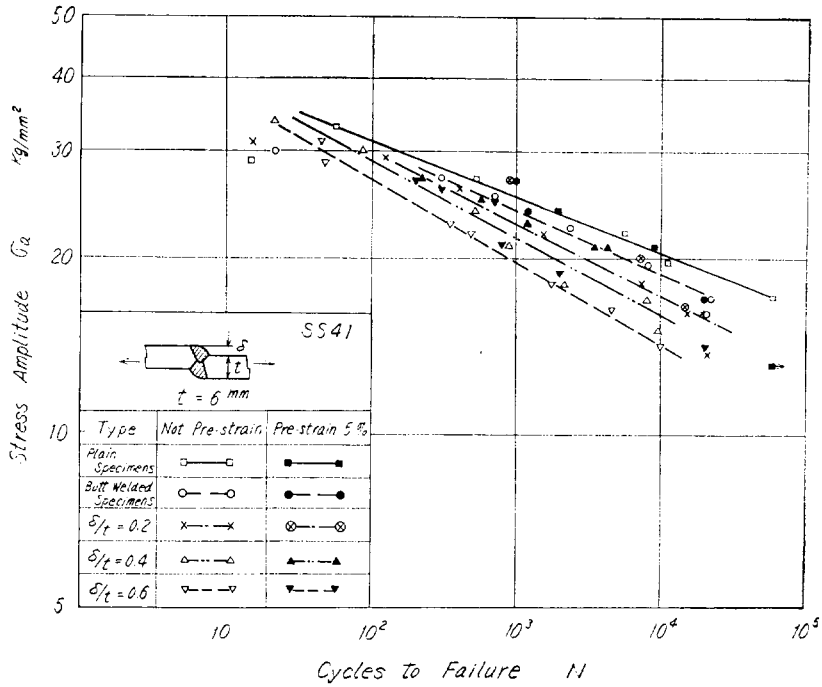


Fig. 4.1.7 S-N Diagrams for Various Discrepancies

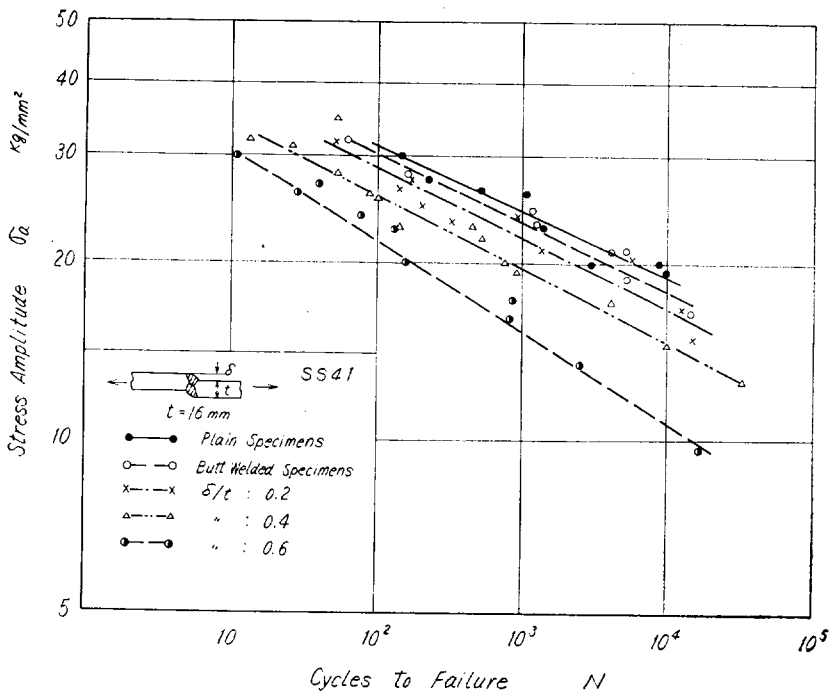


Fig. 4.1.8 S-N Diagrams for Various Discrepancies

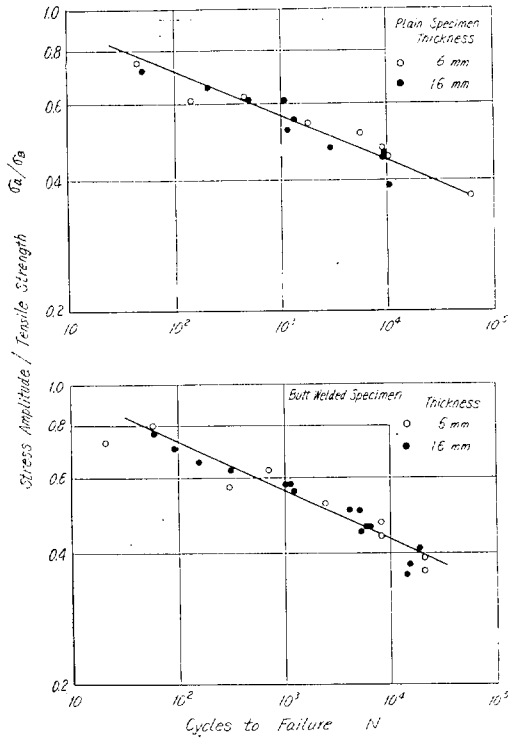


Fig. 4.1.9 (1)  $\sigma_a/\sigma_B$ -N Diagrams for Various Discrepancies

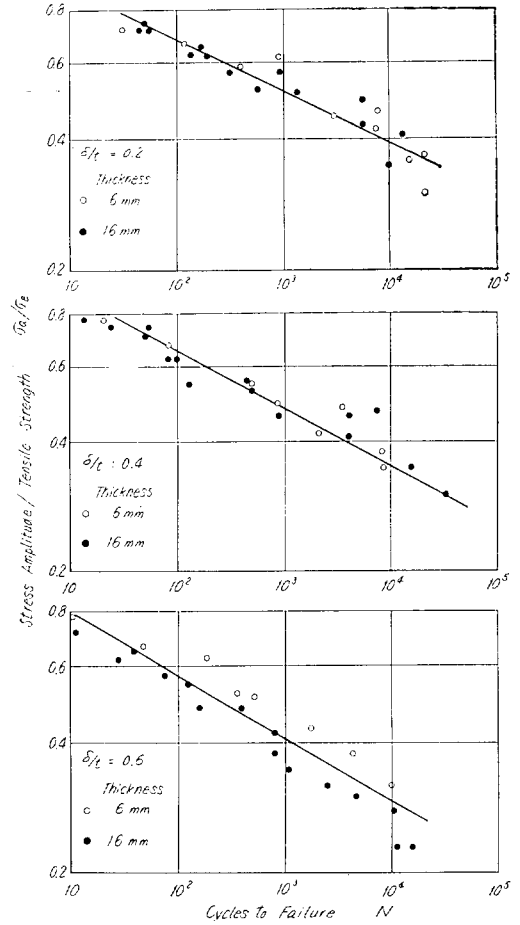


Fig. 4.1.9 (2)  $\sigma_a/\sigma_B$ -N Diagrams for Various Discrepancies

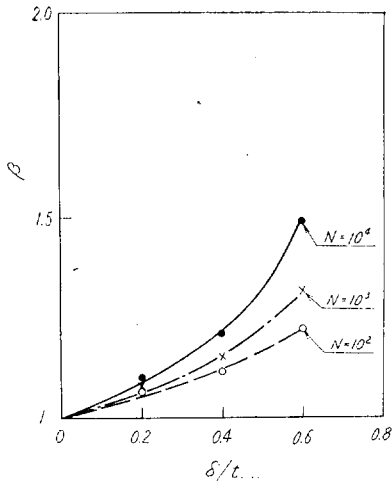


Fig. 4.1.10 Relation between  $\beta$  and Discrepancies

## 第5章 強度部材への他物体の取付けが部材の疲労強度におよぼす影響

### 5.1 付加物をもつ平板の疲労強度

#### 5.1.1 目的

船体構造上、主要強度部材に局部的に他物体を取付けることがある。このために応力集中が起り疲労強度低下の一原因と考えられている。

本研究は強度部材に他物体を溶着する場合、付着物の形状を変えて、定変位片振引張疲労試験を行ない、疲労強度におよぼす影響を究明することを目的として行った。

#### 5.1.2 試験

##### a. 供試材料

供試材料は軟鋼の無規格材で化学成分と機械的性質

を Table 5.1.1 に示す。これによると SS41 の規格と比較して引張強さ  $\sigma_B$  が  $2 \text{ kg/mm}^2$  程度低い値となっている。

Table 5.1.1 Chemical Composition and Mechanical Properties of Material

Plate Thickness (mm)	Chemical Composition (%)					Mechanical Properties		
	C	Si	Mn	P	S	$\sigma_y$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_B$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\epsilon$ (%)
16	0.182	Tr	0.49	—	—	23.2	39.5	30.8

b. 試験片

疲労試験片の形状は平行部の長さ 100 mm, 幅 60 mm, 板厚 16 mm の中央部の両面に付着物の端部がくるように溶接して取付けた。

試験片中央部の溶接はまわし溶接とし, 中央のビードは立上り角度が約  $20^\circ$  になるようにグラインダー仕上げを施した。

付着物の形状は長さ 100 mm, 高さ 30 mm, 板厚 16 mm の端部を  $60^\circ$  と  $45^\circ$  の直線に削ったものと 25R および 60R と円弧状に仕上げたものの合計 4 種類について試験を行なった。

試験片の形状および付着物の形状を Fig. 5.1.1 に示す。

c. 試験方法

第 4 章と同じく, 定変位型疲れ試験機を使用し, 繰返し数は 12 cpm で, 片振り引張疲労試験を行なった。

疲労試験に際しては実験中の荷重と変位を X-Y レコーダに記録させて, ヒステリシス・ループを描かせた。

応力で資料を整理するにあたっては, 破断繰返し数  $N$  の  $1/3$  における荷重を原断面積で除した値を使用した。

5.1.3 試験結果およびその考察

Fig. 5.1.2 は変位振幅を縦軸にとり, 横軸に破断繰返し数を表わしたものである。Fig. 5.1.3 は, 縦軸に応力振幅をとって S-N Curve を示した。これらの結果より Type S5 は母材(黒皮付)とほとんど同程度の疲労程度を示している。これは破断状況からも観察できる。すなわち, 破断繰返し数  $N$  が  $10^4$  程度の応力振幅の場合 Type S5 の試験片においてクラックの発生は, はじめ試験片中央部のビードに起ったが, それが直接破断に達せず, 中央部から離れた母材にクラックが発生し, ここから破断している。Type S2, S3 および

S4 は, 相当のパラツキを示すが, 一本の線で表わすことができる。

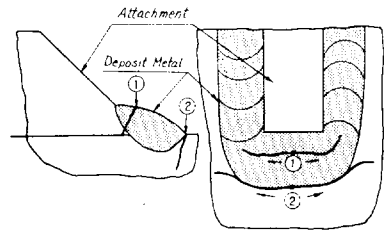


Fig. 5.1.4 Propagation of Fatigue Crack

平滑試験片に付着物を溶接し, 軸力による疲労試験を行なった場合, 亀裂の発生は Fig. 5.1.4 に示す, (1)にまず起り, これが付着物母材を貫通すると強度部材には進展せずにここで止る。つぎに溶接止端部(2)の位置に発生したものが, 溶接止端部にそって伝播し, やがて破断にいたる。

強度部材に他物体を溶着した場合, すなわち, Type S2, S3 および S4 の  $N=10^4$  における疲労強度減少率は, 約 10% である。したがって高応力域における疲労強さについては, それほど問題にすることはない。

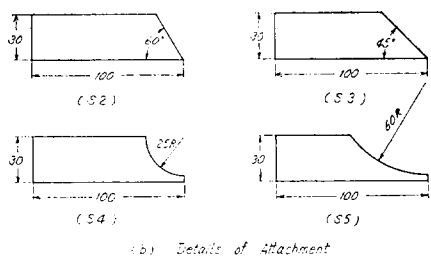
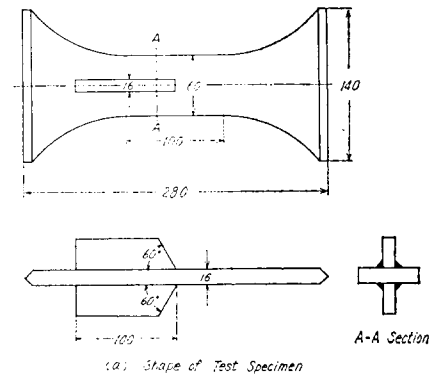


Fig. 5.1.1 Shape and Dimension of Test Specimen

5.1.4 結 言

強度部材に他物体を溶着する場合の形状を4種類選んで実験したところ次の結論を得た。

(1) 溶着部の形状によって疲労強度の減少をほとんど

示さないものもあるが、Type S2, S3 および S4 は  $N=10^4$  において、約10%の減少を示している。

(2) 亀裂の発生はビード部に起るが、破断はビード止端部に発生した亀裂から起る。

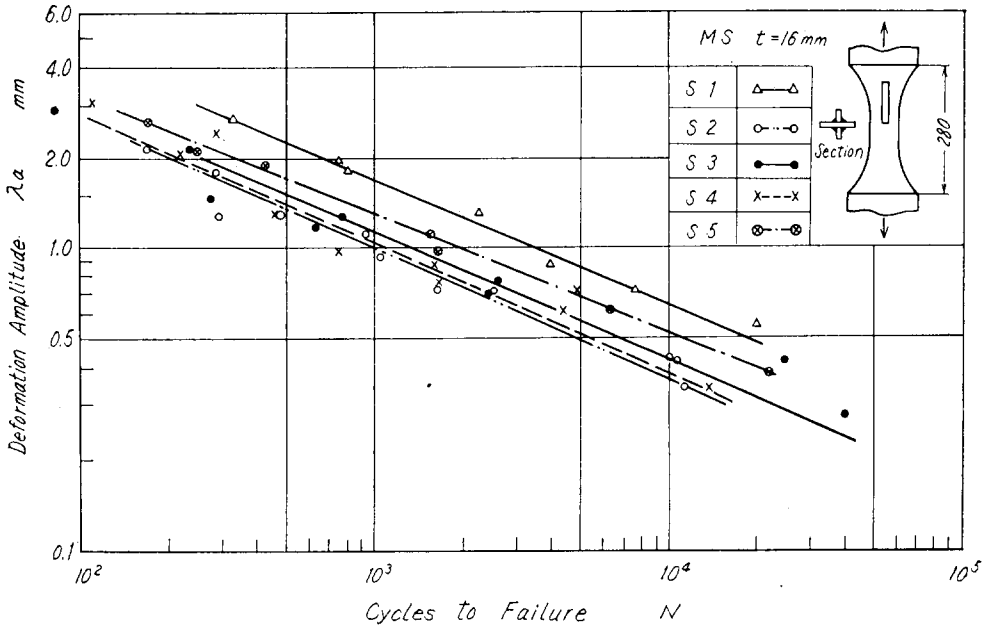


Fig. 5.1.2  $\lambda_a$ -N Diagrams of Fatigue Specimen with Attachments

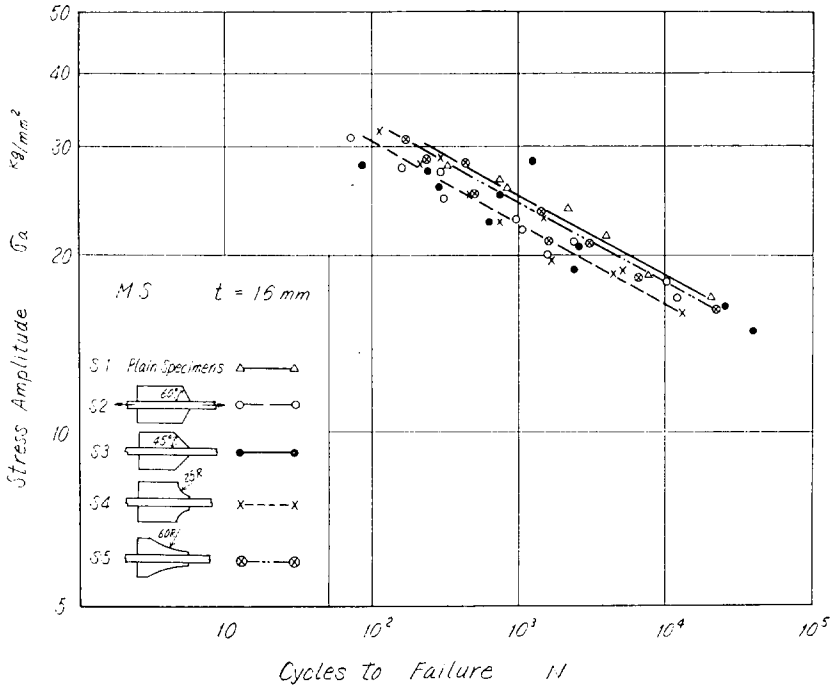


Fig. 5.1.3 S-N Diagrams of Fatigue Specimen with Attachments

## 第6章 Bracket Connection および Bracket-less Connection の疲労強度におよぼす影響

### 6.1 目的

船体の Bracket Connection について今日までかなりの亀裂損傷例が報告されているにもかかわらず、その疲労に関する研究は少ない。しかるに現実ではより疲労強度を低下させると思われる構造、たとえば Bracket を Tank Top 上に出さない構造、あるいはこれを全廃した Tank Side Connection 等が要望されている。それゆえ、これら種々の結合部に対し、その疲労強度を調査

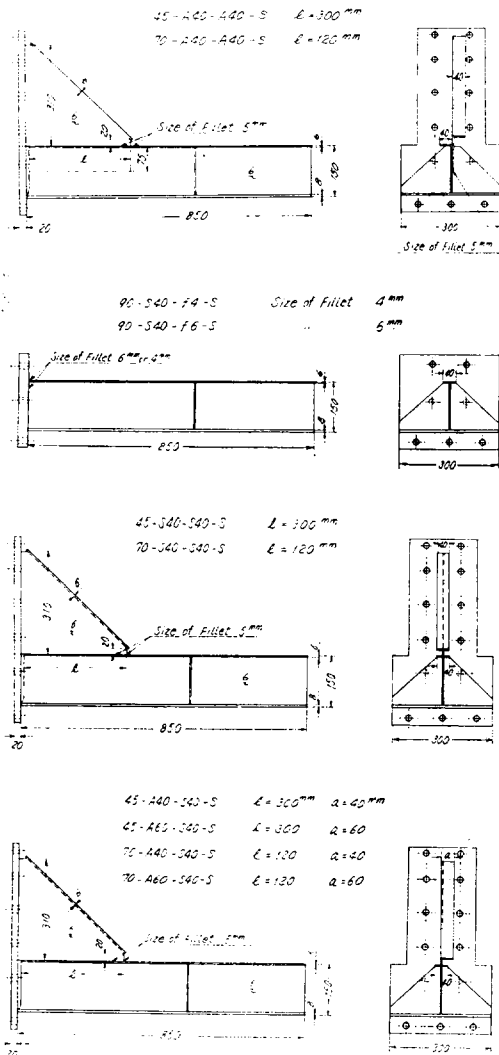


Fig. 6.1. Details of Models

する必要がある。本章では Ordinary Type の Bracket Connection と、 Tank Top Plate 上に Bracket が現われない構造を Bracket-less Connection と称して、これらの低サイクル疲労強度を求めめるために行なった試験結果を示した。なお、本年度は軟鋼製の単純化した模型について部材形状の影響を調査した。

### 6.2 試験

#### a. 供試材料

供試材料は SS 41 (板厚 6 mm および 8 mm) で、その機械的性質を Table 6.1 に示す。

#### b. 供試模型

模型形状を Fig. 6.1 に示す。供試鋼板の切断面はすべて機械加工を施し、模型の溶接は無開先でその条件は Table 6.2 に示すとおりである。

これら模型のうち、45-A40-A40-S と 70-A40-A40-S の Bracket と Beam の結合部は Bracket を Web に Lap して溶接しており、45-S40-S40-S、45-A40 (または A60) -S40-S、70-S40-S40-S および 70-A40 (または A60) -S40-S は Bracket を Beam の上部フランジに隅肉溶接している。なおこれら模型で溶接脚長は 5 mm にしており、Bracket 前端では回し溶接して、その近傍をヤスリとエメリー紙で仕上げている。

#### c. 試験方法

試験は模型の端板をボルトで治具に取付け、他端に片振り定変位を加え、亀裂発生と伝播状況、荷重の変化等を観察した。

使用した試験機はレバー式の定変位型疲労試験機で、毎分10回の繰返し速度で負荷した。

### 6.3 試験結果および考察

#### a. 亀裂発生と伝播状況

模型 45-A40-A40-S と 70-A40-A40-S において亀裂は Bracket 前端の隅肉止端の Beam 材に生じ、Web の隅肉止端と上部フランジの幅方向に伝播した。

90-S40-f4-S と 90-S40-f6-S は上部フランジと端板との結合部の隅肉溶接喉厚部に亀裂を生じ、幅方向に伝播後 Web の溶接部を急速に伝播した。

その他の模型で亀裂は Bracket 前端の溶接止端の Bracket 材に生じ、深さ方向および溶接方向に熱影響部を通して伝播した。この場合、溶接方向では亀裂が上記の状態、4~5 mm 進展後溶接の喉厚を走るように変化し、亀裂は溶接の Root 部から生じていた。

さらに上述の亀裂の他に 2 次的な亀裂も観察された。たとえば、45-A40-A40-S らでは上記の亀裂の発生後、Bracket 前端の溶接止端の Bracket 材に亀裂を生じたが、伝播速度は非常に遅かった。

b. モーメントと亀裂発生寿命

Fig. 6.2~6.3 は、これら模型の試験結果をモーメントと亀裂発生寿命との関係で表わしたものである。図中のモーメントは第 1 回目の負荷サイクルでの荷重全振幅に負荷点から、Bracket 前端までの距離を乗じた値、ただし 90-S40-f 4-S5 は端板までの距離を乗じた値である。横軸は可視される亀裂検出時の繰返し数で、浸透探傷剤によりこの亀裂を求めた。なお試験中の荷重変化は比較的小さく、繰返し数が10回程度までで一定となった。

Fig. 6.2 は Bracket と Beam が 45° をなす模型（以下45系列と称する）の試験結果である。これによると、Bracket の非対称なフランジ幅の影響は明確でないが、その影響はさらに高寿命域になると現れるようである。これらの系列のうち、A40-A40-S の寿命は一般に他の模型に較べ著しく短寿命である。ただし図中、 $6 \times 10^2$  回付近にこの種の実験点があるが、これは亀裂発生個所となる隅肉止端を溶接で化粧盛りし、ヤスリで仕上げて応力集中を非常に減少させた

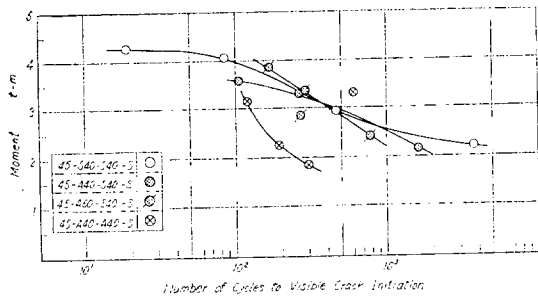


Fig. 6.2 M-N Curve

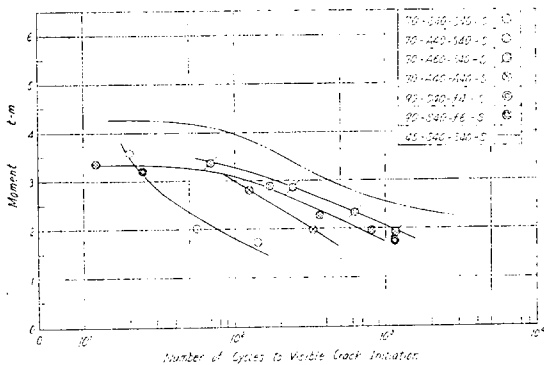


Fig. 6.3 M-N Curve

たもので、この種の模型が低サイクル域でも局部形状の影響をかなり受けることを示し、寿命の増加を期待できることを意味している。

Fig. 6.3 は Bracket と Beam が 70° をなす模型（以下70系列と称する）と Bracket のない模型（以下90系列と称する）の試験結果である。70系列で A40-A40-S は 45 系列のそれと同じ寿命を示し、Bracket 寸法の影響はみられない。（両系列で亀裂発生個所の溶接止端の形状はほぼ同じ）、70系列と45系列とを較べると寿命は一般に短くなっている。また Bracket のフランジ幅の影響も逆の傾向を示し、S40-S40-S の寿命が特に低く、この原因を現在検討中である。90系列の実験点は各 1 点づつしかないので明らかでないが、f6 の場合、亀裂発生寿命は 70-A40-S40-S と同程度である。しかし、亀裂発生後破壊までの残存寿命は非常に短かく、破壊に対しては他の模型より著しく劣っている。

6.4 結 言

定変位曲げ負荷で10種の軟鋼製の結合部について疲労試験を行なった結果、現段階で下記の事項が判った。

- (1) Bracket と Beam に Lap させた構造で亀裂は Beam に生じ、疲労寿命は一般に他の構造に較べて低いが、溶接止端の形状を滑らかにすることにより寿命の増加を計れる。
- (2) Bracket のない構造の亀裂発生寿命は 70-A40-S40-S と同等程度であるが、残留寿命が著しく短かい。
- (3) 45系列は70系列に較べ亀裂発生寿命は長い。

Table 6.1 Mechanical Properties of Materials

$\sigma_Y$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_B$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\epsilon$ (%)
29	45	25

Table 6.2 Welding Conditions

Rod		Ampere (A)	Voltage (V)	No. of Layer	Travel Speed (mm/ min)
Type	Dia (mm)				
D4301	4	160	28	1	270

## 第7章 耐候性鋼板の疲労および腐食疲労

### 7.1 目的

最近の陸上構造物には耐候性鋼板が多く使用されるが、船舶用としても使用可能かどうかを低サイクル疲労の立場から検討するのが本研究の目的である。

### 7.2 試験

#### a. 供試材

材料は八幡製鉄耐候性鋼板(3.2×930×2,350mm)で、ミルシートによる化学成分および機械的性質を Table 7.1 に示す。

#### b. 試験片

試験片は板より圧延方向と試験片の軸が一致するように採取した。その形状および寸法を Fig. 7.1 に示す。

#### c. 試験方法

試験の種類は片振り引張り疲労試験および板両振り曲げ疲労試験である。

##### (1) 片振り引張り疲労試験

使用試験機は、アムスラ型万能試験機(容量50T)に荷重制御装置をとりつけたものである。実験は空気中および人工海水中で行ない、海水中の実験では、試験片の試験部をビニール袋に包み、中に海水を満した。荷重繰返し速度は 10cpm である。使用した人工海水の成分を Table 7.2 に示す。

##### (2) 両振り曲げ疲労試験

試験機としてはシェンク型試験機を用いた。海水腐食試験では試験片を常に海水中で腐食させるため、パラフィン漬けにして水密とした布の袋で試験片の試験部をつつみ、中に海水を入れた。電位計測には Dual-Meter PM-1 型を用いた。Fig. 7.2 に腐食疲労試験装置の概略を示す。

### 7.3 試験結果

片振り引張り疲労試験の結果を Fig. 7.3 に、また両振り曲げ疲労試験の結果を Fig. 7.4~7.6 に示す。

### 7.4 考察

#### a. 片振り引張り疲労試験

Fig. 7.3 の S-N 曲線を見ると、人工海水中の強度と空気中の強度とは、引張強さの約85%程度以上では、ほとんど等しいことがわかる。後に示す両振り曲げの場合と異り、片振り引張りに対して腐食の影響がほとんど見られないのは、応力により、表面上の陰極

陽極の分布に変化が少ないためと思われる。

#### b. 両振り曲げ疲労試験

Fig. 7.4 に示す曲線からわかるように、腐食疲労においては空気中における S-N 曲線に比べ時間が大きく影響する。空気中の寿命  $N_a$  に対する海水中の寿命  $N_s$  の比が応力によりどのように変化するかを示したものが Fig. 7.6 である。これから明らかなように試験片の降伏点近くでは海水中の寿命が空気中のその約半分となっている。Fig. 7.5 は  $\epsilon$ -N 線図である。

Fig. 7.6 に  $N_s/N_a$  と  $\epsilon_p$  の関係も示してあるが、これによれば  $\epsilon_p=6,000 \times 10^{-6}$  のとき  $N_s/N_a=0.76$  であるが、寿命の比較的長い  $\epsilon_p=1,000 \times 10^{-6}$  に対しては、この比は 0.59 となり  $\epsilon_p$  の影響が大きいことを示している。

比較のために H. T. 50 について上記と同一の試験を行なったが、低サイクル領域では、片振り引張りでも、両振り曲げでも、全く同様の傾向を示す。参考として S-N 曲線及び  $\epsilon_t$ -N 曲線を Fig. 7.7 および 7.8 に示す。

Table 7.1 Chemical Composition and Mechanical Properties of Material

Chemical Compositions (%)						Mechanical Properties		
Cu	C	Si	Mn	P	S	$\sigma_y$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_B$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\epsilon$ (%)
0.34	0.11	0.22	0.69	0.71	0.15	48	59	30

Table 7.2 Chemical Composition of Salt Water

NaCl	MgCl <sub>2</sub>	MgSO <sub>4</sub>	CaCl <sub>2</sub>	KCl
26.726	2.260	3.248	1.153	0.721

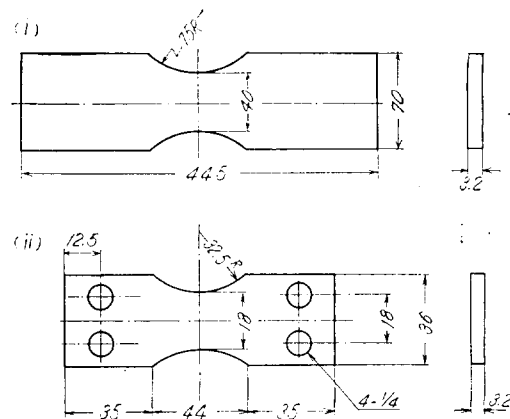


Fig. 7.1 Form and Dimensions of Specimen

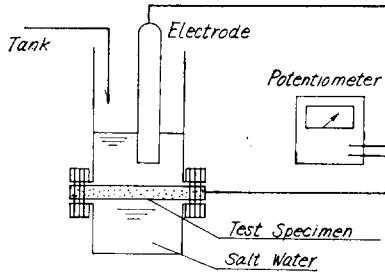


Fig. 7.2 Equipment of Corrosive Fatigue Test

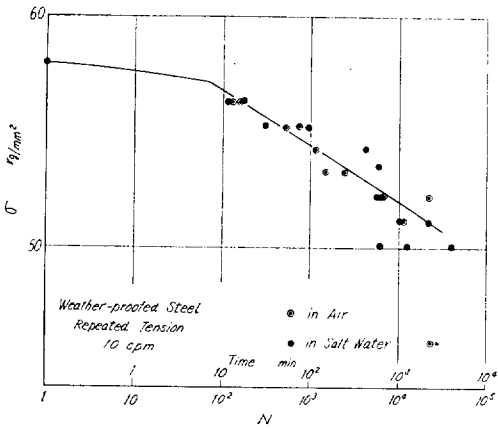


Fig. 7.3  $\sigma$ -N Curves

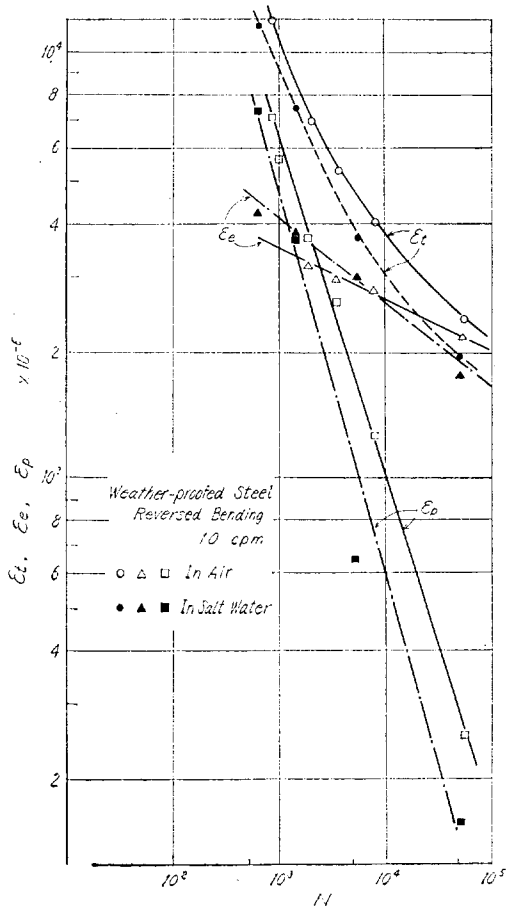


Fig. 7.5  $\epsilon_t, \epsilon_e, \epsilon_p$ -N Curves

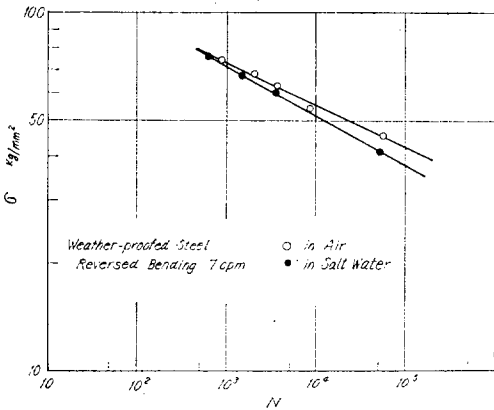


Fig. 7.4  $\sigma$ -N Curves

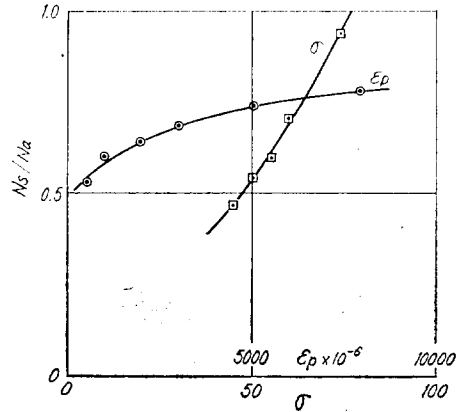


Fig. 7.6  $N_s/N_a$ - $\sigma$  Curves

## 第8章 軟鋼の低サイクル疲労強度と脆性破壊強度との関連

### 8.1 目的

鋼構造では、低サイクル高応力疲労によって生じた亀裂が、脆性破壊に転化することが考えられる。そこで本研究は、低サイクル疲労が鋼材の脆性破壊特性に、いかなる影響を与えるかについて調査することを目的とする。

### 8.2 試験

#### a. 試験機

(1) 低速繰返し油圧発生装置付 400t 厚板引張試験装置、横型、静的最大容量 400t、動的 maximum 容量 240t、東京衡機製

(2) 400t 構造物試験機 (縦型)

大型試験片の繰返し試験には(1)を、脆性破壊試験には(1)および(2)を用いた。他に付加的試験には、アムスラ試験機 (50t) およびシャルピ衝撃試験機を用いた。

#### b. 試験片

八幡製鉄製 SM41A (板厚15mm) である。

その機械的性質と化学成分を Table 8.1 に示す。試験片形状については次項の c 項で各場合に分けて説明する。

#### c. 試験方法

(1) 低サイクル疲労被害が鋼板の脆性破壊発生特性におよぼす影響について

低サイクル疲労被害を受けた材料について Fig. 8.1 (b) に示すような幅 400 および 500mm、切欠長さ 100 および 150mm の中央深切欠試験片の脆性破壊発生強度を調べ、素材の強度と比較する。疲労被害試験片は Fig. 8.1(a) に示すように  $2C_0 = 40\text{mm}$  の人工切欠から繰返し荷重のもとで、疲労亀裂を成長させて  $2C = 100$  または  $150\text{mm}$  としたもの、はじめに高応力の繰返しによる予ひずみを与えた後に、上記の長さの鋭い人工切欠を入れたものとの2種類を用いた。繰返し応力は上限を降伏点前後の高応力とした片振り引張りであるが、荷重条件は荷重一定 ( $\sigma_{\text{gross}} = \text{const}$ ) の繰返しを与えたものと、疲労亀裂の成長に応じて、荷重を減少させ亀裂断面の正味平均応力が一定 ( $\sigma_{\text{net}} = \text{const}$ ) の繰返しを与えたものとある。各試験片の条件は Table 8.2 と Table 8.3 に示した。

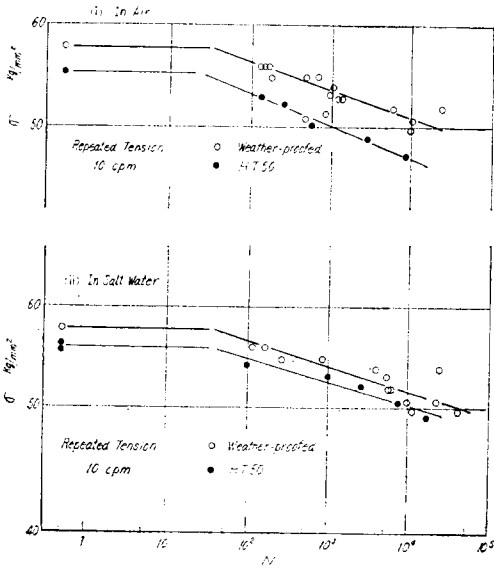


Fig. 7.7  $\sigma$ -N Curves

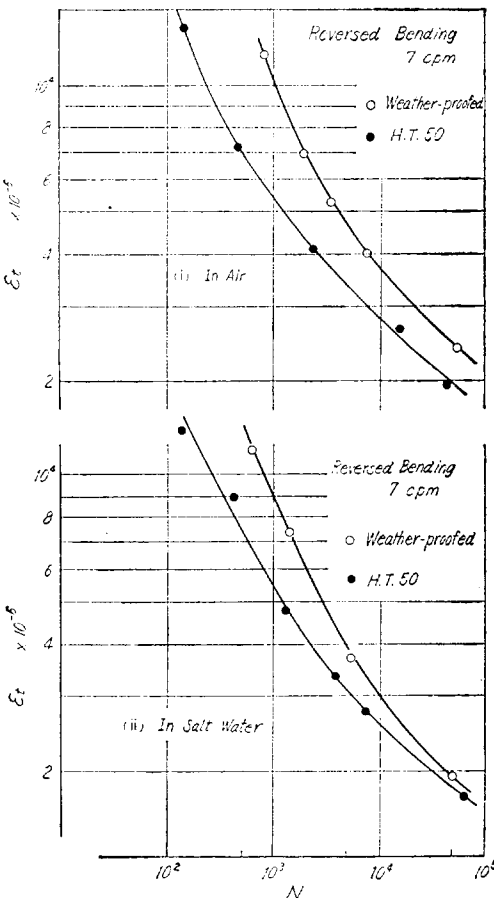


Fig. 7.8  $\epsilon_t$ -N Curves

上記のようにして用意した素材および疲労被害材の試験片に、低温下で引張荷重により脆性破壊を起させた。

また、参考のために素材および繰返し予ひずみ材について V ノッチ・プレスノッチの各シャルビ試験を行なった他、JIS 1号試験片の低温引張試験（-78°C）も行なった。それから引張強さ  $\sigma_B$ 、降伏点  $\sigma_V$  および伸びの変化を調べた。

(2) 低サイクル疲労被害が鋼板の脆性破壊伝播停止特性におよぼす影響

高応力下の繰返し塑性予ひずみを受けた材料の二重引張を行ない、素材の結果と比較する。

繰返し予ひずみは二重引張試験片（幅 460mm）を引張試験機により手動にて、片振り引張荷重を与え、試験片表裏に描いたケガキ線からひずみ量を計測した。ひずみを与えた条件は Table 8.6 に示したとおりである。原則として、あるひずみ量に対し、1回の荷重によるものと、50~220回程度の繰返し荷重によるものを作製した。

脆性破壊試験については通常の二重引張試験と何ら変わらないので省略する。

参考のため、上記のいくつかの試験片から V および P シャルビ試験片を採取してシャルビ試験も行なった。

### 8.3 試験結果

#### a. 発生特性について

与えた疲労被害データおよび脆性破壊試験の結果を疲労亀裂材については Table 8.2 に、繰返し予ひずみ材については Table 8.3 に示した。

Fig. 8.2 および Fig. 8.3 には素材の結果（曲線のみ）と Table 8.2 および Table 8.3 の結果を同時に示してある。

Fig. 8.2 は破壊発生時の正味平均応力  $\sigma_{net}$  と温度の関係を、Fig. 8.3 は破壊発生のエネルギー条件にもとづく脆性破壊発生特性値としてのいわゆる Fracture Toughness Value  $K_C$  ( $\text{kg}/\text{mm}^2 \cdot \sqrt{\text{mm}}$ ) と温度の関係を示したものである。

$K_C$  値は次式により計算されエネルギー条件中の塑性表面エネルギーに対応するものである。

$$K_C = \sigma \sqrt{\frac{2B}{\pi} \tan\left(\frac{\pi C}{2B}\right)} \quad (8.1)$$

ただし、 $\sigma$ : 破壊発生時の Gross Stress ( $\text{kg}/\text{mm}^2$ )

B: 試験片幅の  $1/2$ (mm)

C: 切欠長さの  $1/2$ (mm) である。

Fig. 8.3 中、素材の結果の高温側の水平線に相当する温度領域では、全面降伏の後に破壊が生じているので (8.1) 式の適用範囲外であり、 $K_C$  値の比較は、これより低温側の領域でのみ可能である。

また常温で繰返し予歪を与えた試験片の引張り試験および繰返し応力-ひずみ関係、与えた予歪の大きさに対する引張り試験特性の変化などを Table 8.4、Fig. 8.4 に、シャルビ試験の結果を Table 8.5 に示す。

#### b. 伝播停止特性について

各試験に与えた疲労被害データと二重引張試験による脆性破壊伝播停止特性量としての  $K_C$  値、停止温度などを Table 8.6 にまとめた。 $K_C$  値は次式によって算出する。

$$K_C = \sigma \sqrt{\frac{2B}{\pi} \tan\left(\frac{\pi C}{2B}\right)} \quad (8.2)$$

(8.2) 式は (8.1) 式と同じ形であるが (8.2) 式の場合は

$\sigma$ : 伝播部応力

C: 停止亀裂長さ

$K_C$  は停止温度 T における伝播停止の表面塑性エネルギーに対応するものである。

$K_C$ -T の関係を Fig. 8.5 に示す。図中黒丸は素材のデータを示す。

### 8.4 考 察

#### a. 発生特性について

##### (1) 疲労亀裂を含む試験片の脆性破壊発生特性

疲労亀裂の成長と亀裂先端付近の大きな繰返し塑性変形による材質変化により、破壊発生強度が低下するものと予想したが、Fig. 8.2 や Fig. 8.3 にみるように、 $\sigma_{net}$ 、 $K_C$  値とも疲労亀裂材の方が素材より全般的に高い値を示した。この理由は明確には分らないが、およそ次のような事によると推定される。

(i) 疲労亀裂は平均応力が降伏点前後の高応力のため Fig. 8.6 に示すように成長とともに板面に対し傾斜し、これが脆性破壊する際には、急激に板面に対し、垂直な破面に移行するため、脆性破壊発生に要する荷重が大きくなる。

(ii) 疲労亀裂先端付近のかかなりの範囲にわたり圧縮残留応力が存在していた。

(iii) 繰返し塑性ひずみによる材質劣化は、引張・圧縮のひずみの繰返しであればかなり大きいものと予想されるが本試験の場合は、引張塑性ひずみの繰返し連増であったため、さほど顕著な劣化

は生じなかった。

上記の要因のうち、主なものと思われる (i) の影響についての一つの単純な補正として、Opening Mode の脆性破壊に関与するのは亀裂面上の直応力成分であると仮定し、疲労亀裂の傾斜からこれを算出して、Fig. 8. 2, Fig. 8. 3 を補正すると矢印で示したような結果となる。この補正の裏付けは板面に對し、斜に人工切欠を入れた追加実験によっている。しかし  $\sigma_{net}$ , Kc とともに  $-80^{\circ}\text{C}$  以上では素材より小さくなるが、それ以下の低温ではやはり疲労亀裂材の方が大きい。

疲労亀裂を含む板の脆性破壊発生は亀裂の形状や亀裂先端の複雑なひずみ履歴・分布などによる材質の不均一など、多くの因子が関与しているものと思われ、それらを逐一明らかにしていく必要がある。

### (2) 繰返し予ひずみ材の脆性破壊発生特性

上記のような結果から、疲労における繰返しひずみによる影響をみる意味で行なったものである。

定荷重の片振り引張の繰返しを受けた時の応力-ひずみ関係は Fig. 8. 4 に示されるように最初のサイクルを除き静的引張試験による曲線と一致せず、荷重によって異なった関係を示す。

実験点は少ないが、Fig. 8. 2, Fig. 8. 3 の結果だけからみると、予ひずみ量の少ない MF-13 が低い強度を示しており、繰返し数の影響があるのではないかと思われる。後述する脆性破壊伝播停止特性に関する実験からは加工硬化仕事で疲労被害を定める要因となっているようにみられ、それは第 1 回目のサイクルでの値が以後のサイクルによる値より、はるかに大きいので繰返し数はあまり影響を与えないような結果が得られた。本実験における第 1 回目のサイクルのひずみは MF-13 は小さく、MF-14, 15 はほぼ同じであった。各サイクルごとにえがく応力-ひずみ ループの面積と最初の加工硬化仕事を考えることにすれば、繰返し数がかかなり多いときは、1 回目以後の繰返しによる被害も影響してくるとは考えられる。

上記のような違いは発生・伝播停止両特性の本質的な差かもしれない、今後もっと多くの実験で確かめる必要がある。

### (3) 疲労被害材の COD

破壊発生条件として最近亀裂先端の塑性開口変化 (COD-Crack Opening Displacement) を Criterion とする考え方が出されている。これは近似的に次式により計算できる。すなわち COD を  $\delta$  で表わせば

$$\left. \begin{array}{l} \sigma_{net} > \sigma_Y \text{ の破壊に対して} \\ \delta = 4 Kc^2 / E\sigma_Y \\ \sigma_{net} \leq \sigma_Y \text{ の破壊に対して} \\ \delta = 8 \epsilon_t \cdot C \end{array} \right\} \quad (8.3)$$

ただし、 $\sigma_Y$  : 降伏応力

$\epsilon_t$  : 試験片の全体的引張ひずみ

Kc : 発生した Kc 値

C : crack 長さ

E : ヤング係数

である。

$\sigma_Y$  はひずみの大きさ  $\epsilon$ 、試験温度 T によって定まるものであるが、これは予ひずみを与えた引張試験の結果 (Fig. 8. 4) から推定し、さらに全面降伏 ( $\sigma_{net} \leq \sigma_Y$ ) を生じた後に脆性破壊したものに対しては Fig. 8. 7 中に示したように、単純な模型化を行なって  $\epsilon_t$  を推定して、前述の各試験片に対する COD を求め、温度に対してプロットすると Fig. 8. 7 のようになる。

温度の低下とともに、COD は急激に減少し、疲労被害材は疲労亀裂材、繰返し予ひずみ材とも、ごく低温を除き素材に比してかなり小さい値を示している。

### (4) 繰返し予ひずみが材料の降伏点、引張強度、延性および切欠靱性におよぼす影響

降伏点  $\sigma_Y$  は SM-5 が最も小さく、SM-4 が最も大きいことから、同程度のひずみを与えた場合は繰返し応力の低い方、したがって繰返し数の多い方が降伏点が高くなっている。しかしその差は小さく Fig. 8. 4 (b) に示すように予ひずみ量で整理すると、繰返し数の影響は小さく、予ひずみの大きさで定まるものようである。

引張強度  $\sigma_{max}$  ( $\sigma_B$  を真応力で表わしたもの) は応力レベルあるいは繰返し数および予ひずみ量の大きさによっては、あまり変化しない。

破断までの延性のび、残留延性いずれも予ひずみ量の大きさが支配的であり、繰返し数の影響は明確にはとらえがたい。

Table 8. 5 に示すとおり、切欠靱性に関しては一般に繰返し予ひずみを与えることにより、遷移温度が上昇するが、上昇度は比較的小さい。すなわちプレスノッチで最大  $20^{\circ}\text{C}$ 、V ノッチで最大  $40^{\circ}\text{C}$  程度である。しかし遷移温度の上昇順位は、ほぼ加工硬化仕事の大きさの順となっていることに注目される。

### b. 伝播停止特性について

類似の実験が三菱重工業で行われている。すなわち素材の片振り引張疲労試験から S-N 曲線を求めておき、 $\sigma_B$  に近い応力レベルで Fatigue Ratio  $n/N$

(N= 破断までの繰返し数) を各種に変えた材料について、二重引張試験を行なった。その結果は疲労により Kc 値の低下が明瞭にみられた。しかし低下の度合はかなりバラツキがあるが、すべて同程度で Fatigue Ratio や全塑性ひずみに対し、明確な傾向がみられず、Kc-T 関係の図では素材と不連続的にはなれた領域に実験点が存在している。このことは、実験された条件では疲労による影響が飽和状態に達していたと考えられること、また疲労被害のパラメータとしては、Fatigue Ratio や全塑性ひずみは必ずしも適当でないことを示唆する。

本実験でも Fig. 8.8~Fig. 8.9 にみられるように疲労により明らかに Kc 値の低下をきたしているのがわかるが、以下被害のパラメータとして支配的なものはどのような量であるかを検討してみる。

劣化に関する尺度として、同一温度における素材の Kc 値に対する疲労材の Kc 値の比をとることにする。先ず繰返し応力により与えられた最終ひずみ  $\epsilon$  をとったものが Fig. 8.8 である。 $\epsilon$  の増大により Kc 値低下の度合が大きくなる傾向は認められるが、バラツキが大きい。これに対し1回目のサイクルのひずみ  $\epsilon_1$  をとってみるに、Fig. 8.9 に示すようにならかなりまとまりがよくなり、繰返し数による漸増的なひずみの進行にあまり影響がないことがわかる。

疲労被害度に対しては種々の考え方があるが、Fig. 8.10 (a) に模式的に示すように加工硬化による仕事率が疲労の被害度に関連するとする考え方が本実験の結果をよく説明するようである。Fig. 8.10 (b) は加工硬化仕事によって整理した結果で、まとまりのよさは Fig. 8.9 と大差ないが物理的意味の点でこの方が優れているといえる。

$D \leq 0.8 \text{ kg}\cdot\text{mm}/\text{mm}^3$  では劣化がほぼ飽和しており素材の Kc 値の約4割程度となる。

Fig. 8.11 は二重引張試験片から採取したシャルピ試験片 (V および P) による遷移温度の変化の様子を加工硬化仕事に対して示したものである。被害をうけることにより、遷移温度は上昇し、 $D \leq 0.4 \sim 0.6 \text{ kg}\cdot\text{mm}/\text{mm}^3$  で飽和する傾向を示している。遷移温度の上昇度、飽和する D の値は二重引張試験の結果から予測されるより小さいようである。参考までに "WES" の判定基準にしたがって、算出した  $\sigma_{Tc}$  における Kc の推定値を Fig. 8.5 中に示した。

さらに Fig. 8.12 は "WES" 規格 A 種 (設定亀裂長さ 100mm) に相当する脆性破壊停止温度の変化の様子を D に対して示したものである。疲労により最大 30~35°C 程度の停止温度の上昇がみられる。

以上の結果は先にふれた三菱重工業のデータをも説明しうるものと考えられる。

Table 8.1 Mechanical Properties and Chemical Composition (SM41A)

Mechanical Properties					Chemical Composition (%)				
Temp.	$\sigma_Y$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_B$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\epsilon$ (%)	Gauge Length (mm)	C	Si	Mn	P	S
R. T. 13°C	26.0	45.4	28	200	0.18	0.02	0.84	0.021	0.022
-78°C	37.5	54.5	23						

Table 8.2 Experimental Results of Fatigue Crack Specimens

Spec. No.	Fatigue Tests					Brittle Fracture Tests			
	Test Cond.	Repeated Stress $\sigma_{gross}$ (kg/mm <sup>2</sup> )	Crack Length 2C(mm)	No. of Cycle N	Mean Cycling Rate (1/min)	Temp. (°C)	Fracture Stress		K (kg√mm/mm <sup>2</sup> )
							$\sigma_{gross}$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_{net}$ (kg/mm <sup>2</sup> )	
MF-1	Load Const.	1~27	100	1675	6.0	-50	32.6	41.9	230
MF-2		1~27	100	1268	5.8	-92	20.6	26.5	146
MF-3		1~27	100	1125	5.3	-70	26.2	34.2	185
MF-4		1~27	215	1317	7.5	-40	23.5	45.2	270
MF-5		1~27	150	1653	9.0	-105	11.3	17.3	99
MF-6		1~27	150	2194	9.7	-70	23.3	34.8	204
MF-8		1~22.5	150	7835	10.9	-75	24.7	36.0	214
		Stress const.	$\sigma_{net}$ (kg/mm <sup>2</sup> )						
MF-10	1~27		150	9400	10.0	-60	26.6	38.2	230
MF-11	1~31.5		150	3800	10.2	-53	30.5	43.8	264

Table 8.3 Experimental Results of Prestrained Specimens

Spec. No.	Fatigue Tests						Brittle Fracture Tests			
	Test Cond.	Repeated Stress $\sigma_{nom}$ (kg/mm <sup>2</sup> )	No. of Cycle N	Strain at 1st Cycle $\epsilon_1$	Total Strain $\epsilon$ (%)	Mean Cycling Rate (1/min)	Temp (°C)	Fracture Stress		K <sub>C</sub> (kg√mm/mm <sup>2</sup> )
								$\sigma_{gross}$ (kg/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_{net}$ (kg/mm <sup>2</sup> )	
MF-13	Load Const	1 ~ 36	3500	5.0	8.9	9.5	-80	15.6	20.0	110
MF-14		1 ~ 40.5	455	7.1	18.8	6.0	-80	14.9	20.4	106
MF-15		1 ~ 40.5	150	7.0	9.5	5.2	-80	18.8	25.4	133

Table 8.4 Tensile Test Results of Prestrained Specimen at Low Temp (-78°C)

Spec. Code	Cond. of Prestrain (Room Temp.)				Tensile Tests (-78°C)		
	Repeated Stress $\sigma_{nom}$ (kg/mm <sup>2</sup> )	No. of Cycle N	Strain at 1st Cycle $\epsilon_1$ (%)	Total Strain $\epsilon$ (%)	Yield Point (kg/mm <sup>2</sup> )	Tensile Strength (kg/mm <sup>2</sup> )	Elongation (%) GL=200
SM-3	Base Plate				37.5	54.5	23
SM-4	1 ~ 40.5	380	6.8	18.3	48.8	59.6	9.5
SM-5	1 ~ 36	3500	3.2	8.8	44.4	56.5	13.8
SM-6	1 ~ 40.5	51	7.6	9.7	47.2	56.2	12.4

Table 8.5 Charpy Test Results of Prestrained Specimens

Spec. Code	Cond. of Prestrain				Transition Temp (°C)				Max. Absorbed Energy of V-charpy (kg-m)
	$\sigma_{nom}$ (kg/mm <sup>2</sup> )	N	1st Cycle $\epsilon_1$ (%)	Total $\epsilon$ (%)	pT <sub>C</sub>	vT <sub>rs</sub>	pT <sub>rE</sub>	vT <sub>rE</sub>	
C-0	Base Plate				42	15	42	7	12.0
C-1	1 ~ 32.1	930	3.2	4.3	45	35	42	32	10.0
C-2	1 ~ 31.5	10000	2.8	5.0	35	30	37	28	10.4
C-3	1 ~ 42.8	220	7.4	17.0	53	50	51	43	10.2
C-4	1 ~ 40.5	55	5.4	11.0	51	51	43	44	11.0

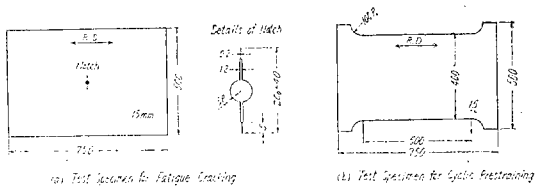


Fig. 8.1 Test Specimens

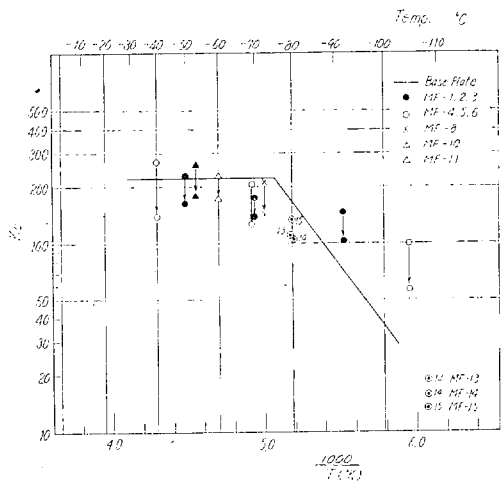


Fig. 8.3 Brittle Fracture Initiation Test Results of Fatigue Damaged Specimens

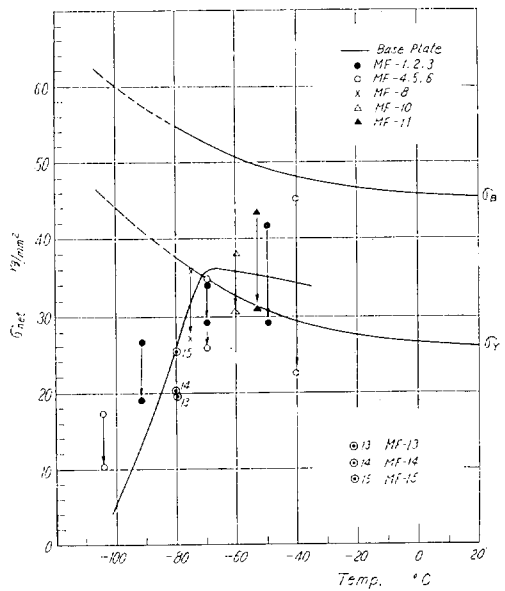


Fig. 8.2 Brittle Fracture Initiation Test Results of Fatigue Damaged Specimens

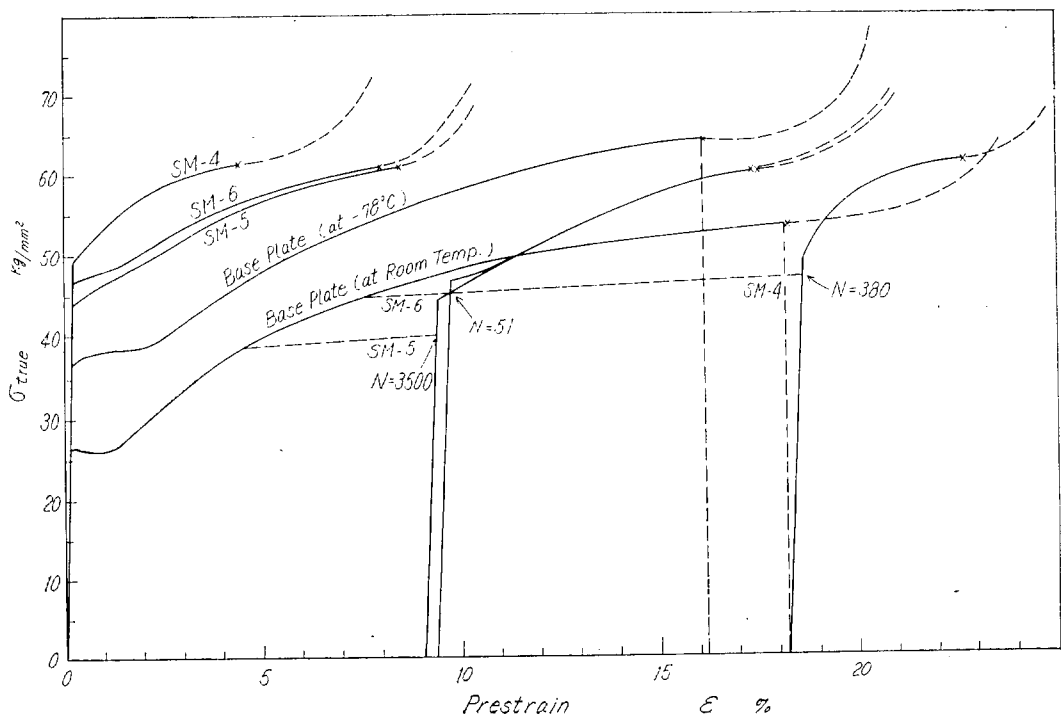


Fig. 8.4 (a) Tensile Test Results of Prestrained Specimens at Low Temp. (-78°C)

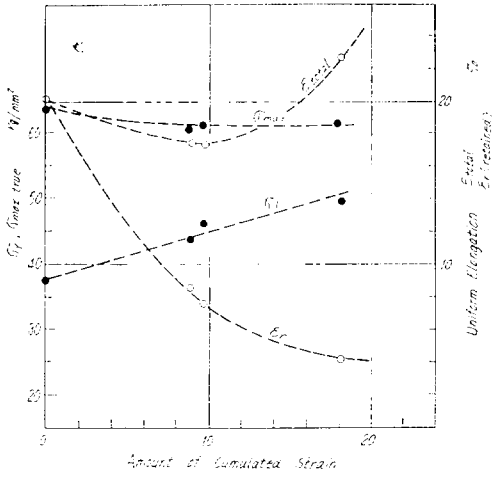


Fig. 8.4 (b) Tensile Properties (at  $-78^\circ\text{C}$ ) vs. Amount of Cumulated Prestrain

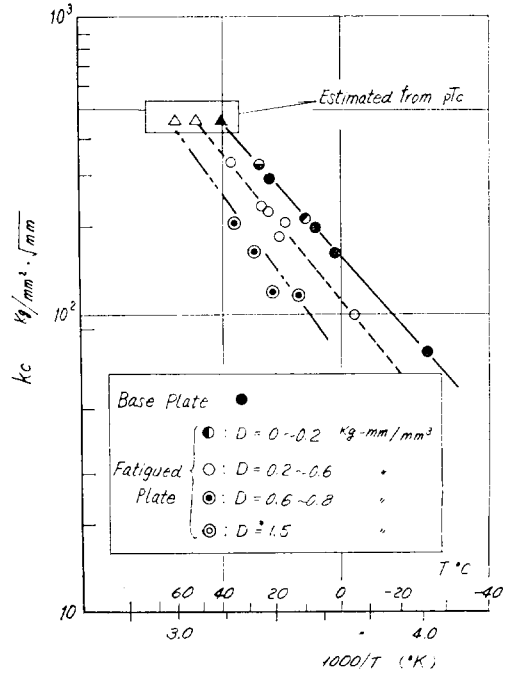


Fig. 8.5 Change of Brittle Fracture Propagation-Arrest Characteristics of Specimens Damaged by Low Cycle Fatigue

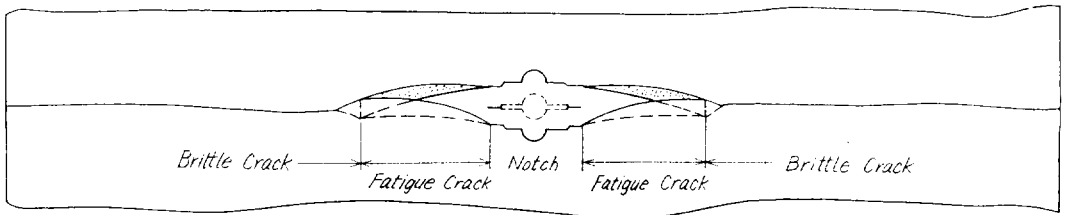


Fig. 8.6 (a) Schematic Description of Fracture

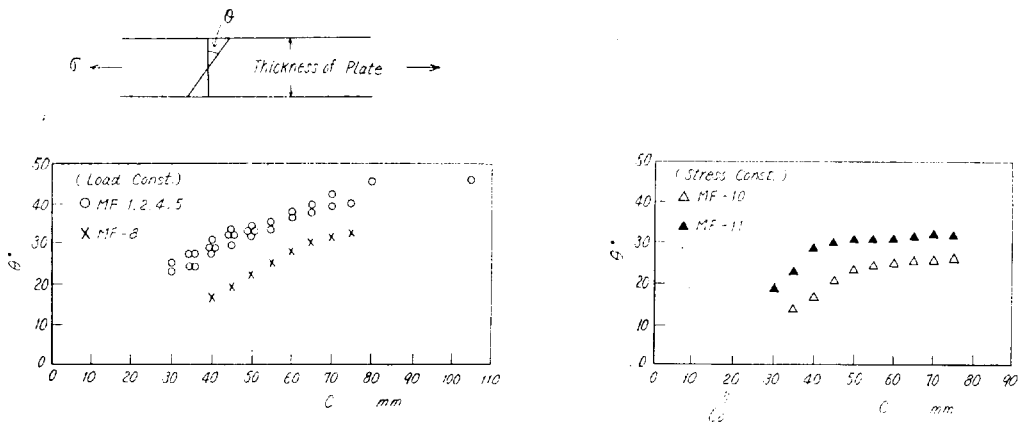


Fig. 8.6 (b) Slope Change of Fatigue Crack Surface

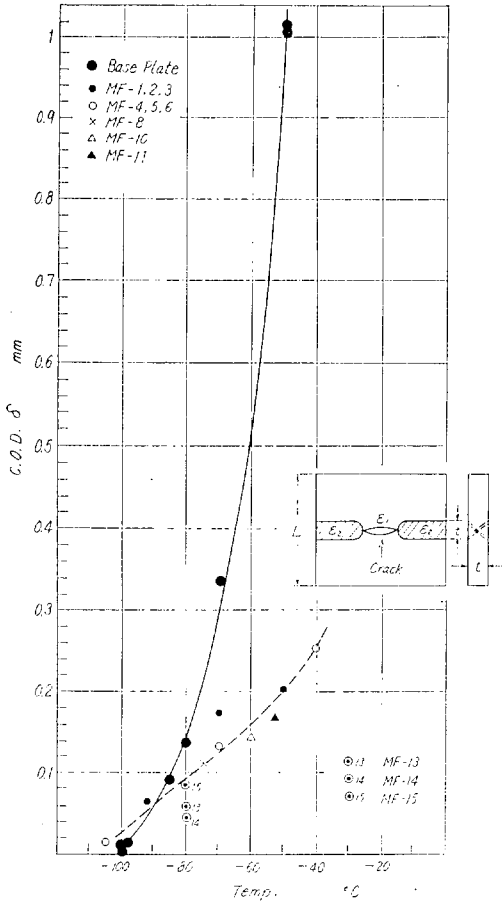


Fig. 8.7 Crack Opening Displacement (C.O.D.)

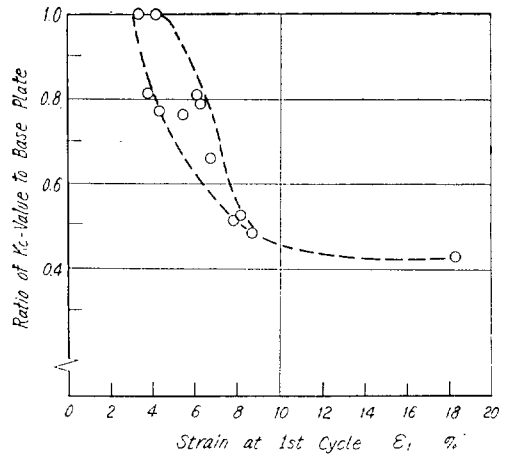


Fig. 8.9 Ist Cycle Strain vs. Drop of Kc-Value

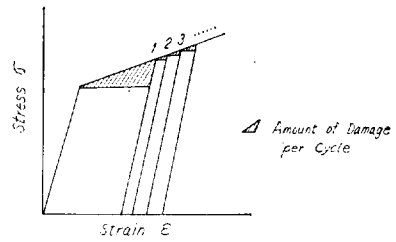


Fig. 8.10 (a) Low Cycle Fatigue Damage Concept Associated with Work Hardening (Schematic Diagram)

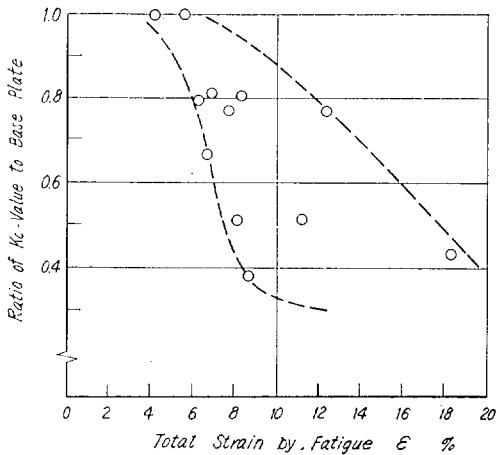


Fig. 8.8 Total Strain by Fatigue vs. Drop of KC-Value

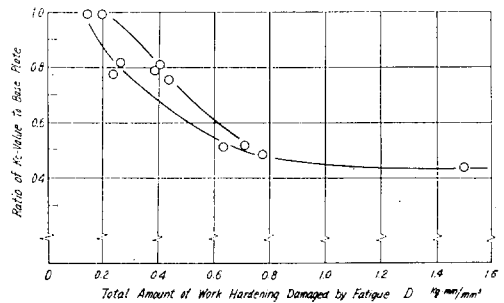


Fig. 8.10 (b) Change of Kc-Value vs. Low Cycle Damage D

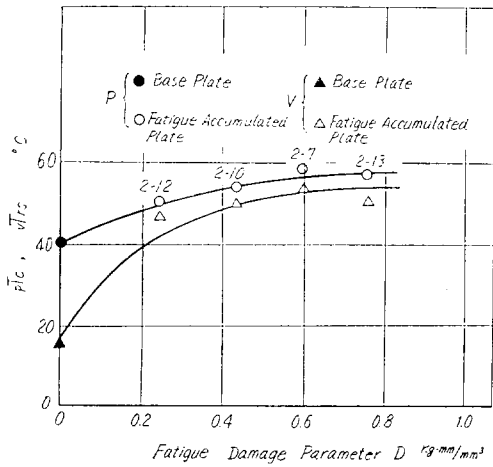


Fig. 8.11 Change of Charpy Transition Temp. vs. Fatigue Damage

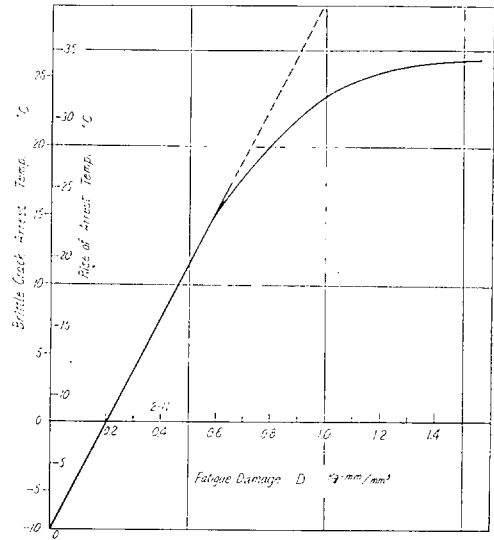


Fig. 8.12 Rise of Brittle Fracture Propagation-Arrest Temp. due to Fatigue

Table 8.6 Brittle Fracture Propagation-Arrest Characteristics of Specimens Damaged by Low Cycle Fatigue

Spec. No.	Data on Low Cycle Fatigue Damage					Brittle Fracture Propagation-Arrest Tests		
	Repeated Stress (kg/mm <sup>2</sup> )	No. of Cycle N	Strain at 1st Cycle $\epsilon_1$ (%)	Total Strain $\epsilon$ (%)	Amount of Work Hardening D (kg-mm/mm <sup>3</sup> )	Arrest Temp. (°C)	Resistance Value to Arrest Kc (kg/mm <sup>2</sup> · √mm)	Ratio of Kc-Value to Plain Spec.
2-1	35.9	51	3.30	5.50	0.141	9	207	1.0
2-6	39.7	120	4.20	7.76	0.225	25	231	0.77
2-9	42.9	84	7.80	11.25	0.637	35	200	0.51
2-10	42.6	220	5.40	12.37	0.445	24	225	0.76
2-11	40.4	111	5.90	8.23	0.410	37	320	0.80
2-12	40.5	55	3.70	6.93	0.259	-5	101	0.81
2-13	44.7	2	8.72	8.72	0.637	35	200	0.48
2-14	36.0	1	4.04	4.04	0.200	27	317	1.0
2-15	38.9	1	6.32	6.32	0.396	18	206	0.79
2-16	44.0	1	8.09	8.09	0.702	12	115	0.52
2-17	39.5	1	6.63	6.63	0.429	21	184	0.66
2-18	44.0	1	18.35	18.35	1.50	21	120	0.43

## 第9章 船体の累積被害強度

### 9.1 目的

各船級協会の縦強度基準を比較すれば、Still Water Bending Moment  $M_s$  と Wave Bending Moment  $M_w$  との断面係数  $Z$  に影響する比率が相違しており、ある船級協会では  $M_s$  を非常に重要視して  $M_s$  がある限界値  $M_{sc}$  をこえると  $Z$  の値を  $M_s$  の増加に伴い非常に大きくとり、また他の協会ではそれほど  $M_s$  を重要視していないようである。これらの協会の要求する  $Z$  の決定法を批判するため Fatigue Damage の見地から  $M_w$  と  $M_s$  の比率を検討する。

### 9.2 Still Water Bending Moment が 0 の場合の Fatigue Damage

まず Still Water Bending Moment が存在しない場合について、Wave Stress のみによる Fatigue Damage を検討する。

Fig. 9.1 は SS41 材の平板の引張り圧縮両振り荷重に対する S-N 曲線と Ocean Vulcan の変動応力の片振

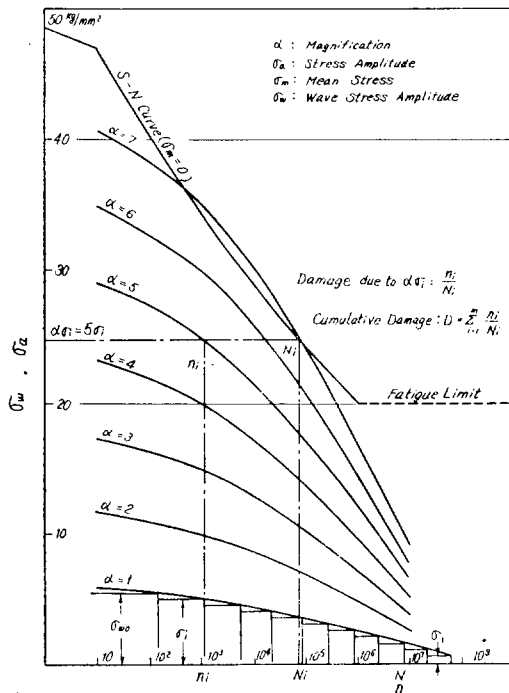


Fig. 9.1 Fatigue Life of SS41 and Frequency Distribution of Wave Stress

幅の頻度分布を示したものである。

図中の最下の曲線が Ocean Vulcan の応力頻度分布曲線であり、これをみると、最大応力が  $5.5 \text{ kg/mm}^2$  であり、材料の Fatigue Limit 以下である。したがって Ocean Vulcan において、応力集中、その他の強度低下の要素を考えなければ、本船は Fatigue Failure を生じないことになる。それゆえいまかりに Ocean Vulcan の断面係数  $Z$  を減少させたと考え、それが  $1/\alpha$  になったと仮定すると、応力頻度の分布形状はそのまま、応力の絶対値が  $\alpha$  倍に上昇することになる。この  $\alpha$  がどれほどの大きさに達すれば Fatigue Damage が生ずるか、またそれによって疲労破壊が生じるかを検討してみる。Fatigue Damage については、かりに Miner の法則が成立つものとして、 $D = \sum n_i/N_i = 1$  のときに Fatigue Failure が生じると仮定する。

ここで  $n_i$  はある繰返し応力  $\sigma_i$  の発生回数であり、 $N_i$  はその応力によって疲労破壊を生じるまでの繰返し回数である。そのため図中には  $\alpha = 1, 2, 3, \dots, 7$  までの応力頻度曲線を示した。これらの各曲線について被害度  $D$  を求め、 $D$  と  $\alpha$  との関係を図示したものが Fig. 9.3 の  $\beta_0 = 0$  の曲線であり  $\alpha = 4$  程度から  $D = 0.001$  となり  $\alpha = 6$  で  $D = 1$  に達している。

したがって本船では不連続部の応力集中を考えない場合は断面係数を  $1/6$  に減少しなければ Wave Stress による Fatigue Failure は生じないことになる。

あるいは逆に本船は構造の不連続等による応力集中、その他の欠陥を考慮しなければ Fatigue Strength に対して約 6 倍の安全率を持っていることになる。

### 9.3 Still Water Bending Moment が存在する場合

Still Water Bending Stress を考慮する場合は、それに対応して各種の Mean Stress を持つ場合の S-N 曲線が必要になる。Fig. 9.2 は軟鋼板の平均応力  $\sigma_m$ 、応力振幅  $\sigma_a$  とそれらの組合せによる破壊までの繰返し回数  $N$  との関係を示す曲線群であり、図中のパラメータ  $\beta$  は平均応力  $\sigma_m$  と応力振幅  $\sigma_a$  との比  $\sigma_m/\sigma_a$  を示す。一方船体の Wave Stress  $\sigma_w$  と Still Water Bending Stress  $\sigma_s$  の関係は図中の  $\sigma_s + \sigma_{wi} = n$  曲線に示されるようになり、 $\sigma_s$  は波浪に無関係に一定であるが、 $\sigma_w$  の方は図に示されるような頻度分布をする。したがって Still Water Stress  $\sigma_s$  と Wave Stress  $\sigma_w$  の比は頻度  $n_i$  に応じて変化する。それゆえここでは Still Water Stress  $\sigma_s$  と Max. Wave Stress  $\sigma_{w0}$  との比  $\beta_0 = \sigma_s/\sigma_{w0}$  を一つのパラメータとし、 $\beta_0$  の値を種々に変化させた場合の Fatigue Damage を検討する。

このような方法によれば、仮定したある  $\alpha$  および  $\beta_0$  に対する被害度  $D$  が次のような手順で求められる。

まず Fig. 9.1 においてパラメータが  $\alpha$  である曲線と縦軸の交点より  $n_i=1$  に対応する  $\sigma_w$  の値、すなわち  $\sigma_{w0}$  が求められ、したがって  $\beta_0$  の定義の式より Still Water Stress  $\sigma_s$  が

$$\sigma_s = \beta_0 \sigma_{w0}$$

と求められる。

次に  $\sigma_w$  を  $\sigma_{w0}, \sigma_{w1}, \dots, \sigma_{wi}, \dots$  と次々に変えたときの  $\sigma_{wi}$  ( $i=1, 2, \dots$ ) に対する繰返し数  $n_i$  ( $i=1, 2, \dots$ ) が Fig. 9.1 より求められる。

一方軟鋼の S-N 線図 Fig. 9.2 の縦軸の変動応力に  $\sigma_{wi}$  ( $i=1, 2, \dots$ ) をとり、パラメータ  $\beta$  に

$$\beta_i = \sigma_s / \sigma_{wi} \quad (i=1, 2, \dots)$$

をとれば、各  $\sigma_{wi}$  に対する時間強度  $N_i$  が求められる。

こうして求められた  $n_i$  と  $N_i$  の比  $n_i/N_i$  をすべての  $\sigma_{wi}$  について合計すれば  $D = \sum n_i/N_i$  が求められる。

このような方法により  $\beta_0$  の値を 0.2, 0.4, 0.6, ..., 1.0 に変化させた場合について Fatigue Damage  $D$  と倍率  $\alpha$  との関係を求め、図示したものが Fig. 9.3 の  $\beta_0=0$  以外の各曲線群である。

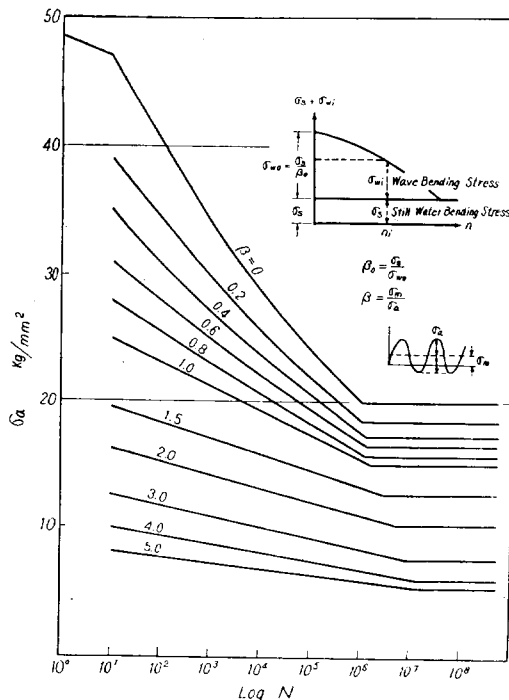


Fig. 9.2  $\sigma_a - \sigma_m - N$  Diagram for SS41 ( $\beta=0 \sim 5, \sigma_B=49.0 \text{ kg/mm}^2$ )

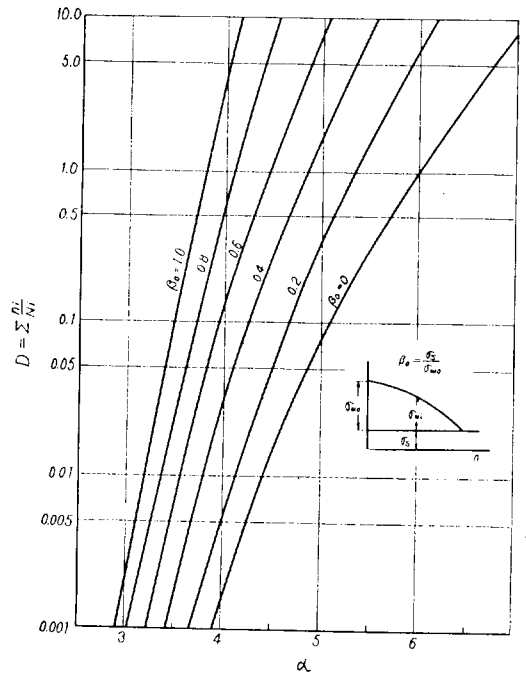


Fig. 9.3  $D - \alpha$  Curves

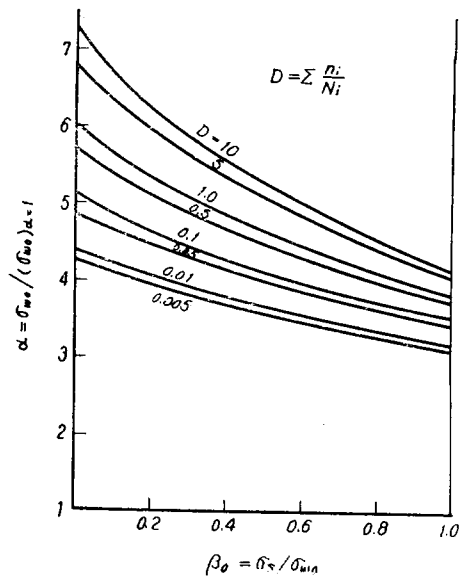


Fig. 9.4  $\alpha - \beta_0$  Curves

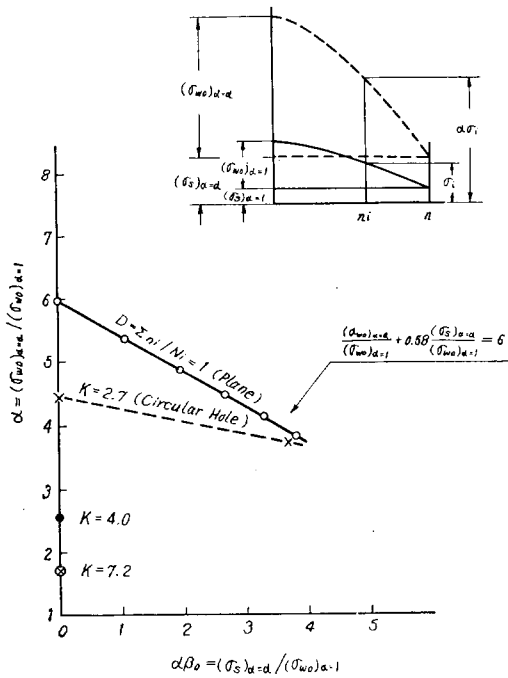


Fig. 9.5 Effect of  $\sigma_{w0}$  and  $\sigma_s$  on Fatigue Damage of Ship Structure

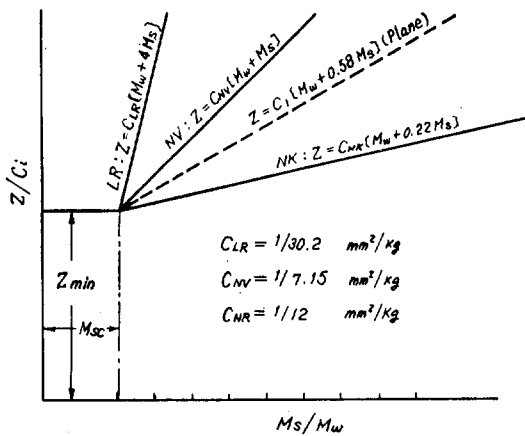


Fig. 9.6 Comparison between Required Section Modulus and Proposed.

これらの曲線によれば当然のことではあるが、 Still Water Stress  $\sigma_s$  の増加するほど、すなわち  $\beta_0$  の値が大きいほど Fatigue Damage は小さい  $a$  から発生しており、 Fatigue Failure を生ずる場合の  $a$  も  $\beta_0$  の値が大きいほど小さくなっている。

極端な場合を考え、統計上期待される Wave Stress の最大値  $\sigma_{w0}$  と Still Water Stress  $\sigma_s$  とが等しい場合に対応する曲線  $\beta_0=1$  の場合を見ると、  $a \approx 3$  程度から Damage  $D=0.001$  となり  $a \approx 3.8$  で  $D=1$  となって Fatigue Failure が発生することになる。

#### 9.4 Wave Stress $\sigma_w$ と Still Water Stress $\sigma_s$ との Fatigue Damage に与える比

以上の結果から Wave Stress  $\sigma_w$  と Still Water Stress  $\sigma_s$  との Fatigue Damage に及ぼす影響を調べるため、倍率  $\alpha$  と Max. Wave Stress  $\sigma_{w0}$  と Still Water Stress  $\sigma_s$  との比  $\beta_0$  との関係を図示すると Fig. 9.4 に示された曲線群のようになる。図中の  $D=1$  曲線が Miner の法則による Fatigue Failure の生じる限界を示すものである。

同図は縦軸が  $\alpha = (\sigma_{w0})_a=a / (\sigma_{w0})_a=1$  なる倍率であり、横軸は各  $a$  に対する  $\beta_0 = (\sigma_s)_a=a / (\sigma_{w0})_a=a$ 、すなわち Still water Stress と Max. Wave Stress との比である。

$D=1$  の曲線から  $\sigma_w$  と  $\sigma_s$  との関係を調べるため、 Fig. 9.4 の横軸を  $\alpha\beta_0 = (\sigma_s)_a=a \cdot (\sigma_{w0})_a=a / (\sigma_{w0})_a=a \cdot (\sigma_{w0})_a=1 = (\sigma_s)_a=a / (\sigma_{w0})_a=1$  として  $D=1$  の曲線を図示すれば Fig. 9.5 の実線のようになり、ほぼ直線で、近似的に次式で表わされる。

$$\frac{(\sigma_{w0})_a=a}{(\sigma_{w0})_a=1} + 0.58 \frac{(\sigma_s)_a=a}{(\sigma_{w0})_a=1} = 6 \quad (9.1)$$

Max. Wave Bending Moment を  $M_w$ 、Still Water Bending Moment を  $M_s$ 、断面係数を  $Z$  とすれば (9.1) 式より

$$Z = \frac{1}{6} \frac{1}{(\sigma_{w0})_a=1} [M_w + 0.58M_s] = C_i [M_w + 0.58M_s] \dots \dots \dots (9.2)$$

したがって Fatigue Damage の見地からは、Notch 其他による歪集中を考慮しなければ、 $Z$  に及ぼす Bending Moment の影響は  $M_s$  は  $M_w$  の約半分であると考えられる。

以上の結果を各国船級協会の要求する  $Z$  の与え方と比較すれば Fig. 9.6 のようになる。

これまでは歪集中の存在しない場合についての

Fatigue Damage を検討した。ところが実際に Fatigue Crack の発生する箇所は歪集中の存在する不連続部に多いので、次に切欠材の S-N 曲線を用いて Fatigue Damage を検討する。

現状では各種の切欠試験片についての  $\sigma_a$ - $\sigma_m$ -N 曲線は得られておらず、単に両振り荷重および一部のものについては片振り荷重のみに対する実験結果のみであるので、Still Water Stress  $\sigma_s$  を考慮した場合の Fatigue Damage を算定することはできない。

K=2.7 の円孔試験については、完全ではないが、一部の  $\sigma_a$ - $\sigma_m$ -N 曲線があるので、これらの曲線を用いて Still Water Stress が 0 の場合と、Still Water Stress と Max. Wave Stress が等しい場合について前節までの平滑材に対する場合と全く同様な方法により Fatigue Damage を算定した。

この場合の D=1 に対する Wave Stress と Still Water Stress との関係は Fig. 9.6 の点線で示すようになり、近似的に次式で表わされる。

$$\frac{(\sigma_{w0})_{\alpha=a}}{(\sigma_{w0})_{\alpha=1}} + 0.19 \frac{(\sigma_s)_{\alpha=a}}{(\sigma_{w0})_{\alpha=1}} = 4.4 \quad (9.3)$$

$$Z = \frac{1}{4.4 (\sigma_{w0})_{\alpha=1}} [M_w + 0.19 M_s] \quad (9.4)$$

$$= C_2 [M_w + 0.19 M_s] \dots\dots\dots (9.4)$$

この場合は  $\sigma_a$ - $\sigma_m$ -N 曲線が不十分であり、Fatigue Limit 付近の値を推定して D を求めたので、精度は十分とは考えられないが、(9.4)式で表わされ、 $\beta_0 = \sigma_s / \sigma_{w0}$  の値が大きい場合は平滑材による  $\alpha$  に近づいている。

また溶接接手の Fatigue Damage を検討する必要があるが現状では平均応力を持つ場合の完全な S-N 曲線がないので Damage の算定ができない。

Required Section Modulus

$$NV : Z = \frac{1}{2} \left( \frac{M_w}{\sigma_w} + \frac{M_s}{\sigma_s} \right) = \frac{1}{2 \sigma_w} [M_w + M_s]$$

$$(\sigma_w = \sigma_s = 7.15 \text{ kg/mm}^2)$$

$$NK : Z = \frac{1}{\sigma_a} (M_w + 0.22 M_s) \quad (\sigma_a = 12 \text{ kg/mm}^2)$$

$$LR : Z = \frac{Z_{min} + 2 M_s / \sigma_s}{3} = \frac{1}{3 \sigma_w} \left( M_w + 2 \frac{\sigma_w}{\sigma_s} M_s \right)$$

$$= \frac{1}{3 \sigma_w} [M_w + 4 M_s]$$

$$(\sigma_w = 6.4 \text{ T/in}^2, \sigma_s = 3.2 \text{ T/in}^2)$$

9.5 考 察

平滑材による S-N 曲線から算定した Fatigue Damage を用いて  $M_w$  と  $M_s$  との Z に及ぼす比率を検討すれば  $M_w / M_s = 1/0.58$  となり  $M_s$  の方が  $M_w$  に比べて Z に与える影響は小さく  $M_w$  の約半分である。

ところが LR Rule では  $M_w / M_s = 1/4$ , NV Rule では  $M_w / M_s = 1$ , NK Rule では  $M_w / M_s = 1/0.22$  であり、LR および NV Rule は  $M_s$  の比重を過大評価しているようである。

またいずれにしても歪集中を考えなければ Ocean Vulcan を基準にとると Safety Factor は 4~6 であり、Fatigue Failure はまず生じ得ないことになる。

次に歪集中を考慮するため円孔 (K=2.7) 試験片による S-N 曲線により Damage を算定し、 $M_w$  と  $M_s$  の比重を求めると Fig. 9.6 に示されるように  $M_w / M_s = 0.19$  となり、NK Rule の与えている比率にほぼ近い値となる。この場合は  $M_s$  の影響はさらに小さくなっており  $\beta_0$  の大きな範囲では安全率は平滑材とほとんど同じ値になっている。切欠形状がさらに鋭く、K=4.0, 7.2 の場合は両振り荷重に対する安全率は小さくなり K=4.0 で 2.55, K=7.2 の場合は 1.7 で Fatigue Damage を無視し得ない状態になる。

第10章 溶着金属および熱影響部の疲労強度

10.1 目 的

SS 41 材の母材ならびに溶着金属および熱影響部の歪制御による低サイクル疲労挙動を明らかにし、よって構造切欠部における低サイクル疲労破壊の発生特性に関する基礎資料を求めることを目的とする。

10.2 試 験

a 供試材

供試材は板厚 26mm の SS 41 鋼で、ミルシートによる供試材の化学成分および機械的性質を Table 10.1 に示す。

b 試験片

母材試験片は受納状態の供試鋼より採取した。溶着金属試験片と熱影響部試験片は供試材の突合わせ溶接接手法より得た。まず母材をロール方向に約 75mm, ロールと直角方向に 1,500mm の帯板にガス切断し、端面に 45°あるいは 90°の開先面を機械加工した後、ルートギャップ 6mm の V 型開先とし、さらに裏当金を開いて、手溶接を施行した。溶接条件を Table 10.2 に示す。

パス数は図に示すように13であり層数は9であった。手溶接に先立ち逆ぞりをとって注意深く溶接したにもかかわらず溶接接手は Fig. 10. 1 のように  $6.0^\circ \sim 9.7^\circ$  および  $8.5^\circ \sim 11.0^\circ$  の角度形を生じた。前者からは、寸法上溶接金属試験片が採取できたが、後者から試験片の最小断面と H-H 線を完全に一致させて熱影響部試験片を採取することはできなかった。そこで、あらためて幅 250mm (ロール方向) 長さ 15,000mm の帯板を2枚、同様な溶接条件で突合わせ溶接し、角度形量が僅少な事を確認してから熱影響部試験片は、あらかじめ接手材より、角棒を機械加工によって切り出し、その側面を鏡面研磨してからマクロエッチし試験片の中央線を溶接金属中心あるいは熱影響部中心にけがいた後、加工を行なった。試験片の軸方向端面には試験片の符号番号をポンチし符号中の M. HN (後述) の正立方向が板厚方向となるように留意した。

試験片の形状は Fig. 10. 2~3 に示すような砂時計型および円周切欠型の2種である。低サイクル疲労試験結果に対する前者の切欠効果はほとんど無視し得る。砂時計型試験片の  $K_t (=1.06)$  は Peterson の線図より求めた。円周切欠試験片の  $K_t$  はまず切欠角度  $0^\circ$  の円周切欠として Peterson の線図より  $K_0$  を求め、ついで次式により切欠角度の修正を行なって  $K_t = 2.1$  を得た。

$$K\beta = 1 + (K_0 - 1) \left\{ 1 - \left( \frac{\beta}{180} \right)^{1+2.4\sqrt{R/h}} \right\} \quad (10.1)$$

- $K_0$  : 切欠角度  $0^\circ$  に対する弾性応力集中度
- $K\beta$  : 切欠角度  $\beta^\circ$  に対する弾性応力集中度
- $h$  : 平行部の半径と切欠部の半径との差
- $R$  : 切欠半径

試験片はいずれもロール方向によって採取し、バクで最終研磨を行なった。

### c 試験方法

直径方向対数歪を制御歪とし完全両振 (歪比 = -1) の試験を行なった。試験片の初期状態および最大引張荷重ならびに最大圧縮荷重状態における直径をそれぞれ  $d_0$ ,  $d_t$ ,  $d_c$  とすれば、制御歪は次のようになる。

$$\ln \frac{d_0}{d_t} = \ln \frac{d_c}{d_0} \quad (10.2)$$

径方向歪を軸方向歪に換算するには次の方法によった。

まず直径方向の全歪範囲  $\epsilon_{tR}^d$  を弾性歪分  $\epsilon_{eR}^d$  と塑性歪分  $\epsilon_{pR}^d$  とに分ける。

真応力範囲  $\sigma_R$  と  $\epsilon_{eR}^d$  との間にフックの法則が成立す

ると仮定すれば

$$\epsilon_{eR}^d = \nu \sigma_R / E \quad (10.3)$$

が成立し、さらに

$$\epsilon_{pR}^d = \epsilon_{tR}^d - \epsilon_{eR}^d \quad (10.4)$$

が成立する。

塑性変形について通常なされる体積一定という仮定が成立するとすれば、軸方向の塑性歪範囲  $\epsilon_{pR}^e$  および塑性歪振幅  $\epsilon_{pPa}^e$  はそれぞれ

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_{pR}^e &= 2 \epsilon_{pR}^d = 2 \left( \epsilon_{tR}^d - \frac{\nu}{E} \sigma_R \right) \\ \epsilon_{pPa}^e &= \left( \epsilon_{tR}^d - \frac{\nu}{E} \sigma_R \right) \end{aligned} \right\} \dots (10.5)$$

となり、

また、軸方向全歪範囲  $\epsilon_{tR}^e$ 、全歪振幅  $\epsilon_{ta}^e$  は

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_{tR}^e &= \epsilon_{pR}^e + \epsilon_{eR}^e = 2 \left( \epsilon_{tR}^d + \frac{\sigma_R}{E} (1 - 2\nu) \right) \\ \epsilon_{ta}^e &= \epsilon_{tR}^d + \left( \frac{1}{2} - \nu \right) \frac{\nu}{E} \end{aligned} \right\} \dots (10.6)$$

と与えられる。ここで  $E = 21,000 \text{ kg/mm}^2$   $\nu = 0.3$  とし計算した。試験片の直径変化は、レバーにより拡大または縮少し DTF で検出した。レバー先端には、先端を角度  $20^\circ$ 、先端半径約  $0.2 \text{ mm}$  にといた  $3 \text{ mm}\phi$  の真鍮製の接触子をねじ込み、この先端が試験片の直径を挟むようにした。検出器の検出電圧を増幅してサーボ増幅器のフィードバック回路に入れるとともに  $10 \text{ mV}$  ペンオシロおよび X-Y の入力とした。

試験片に加わる荷重は油圧系の油圧より検出し電気信号に変換して、 $10 \text{ mV}$  ペンオシロおよび X-Y レコーダに導いた。以上のようにして、試験片の径方向変位と荷重の連続記録とヒステリシスループの断続記録を求めた。

$N_f \leq 12$  の試験片を除き歪繰返しはサーボ式の油圧装置で行なった。歪波形は正常な三角波であり、また歪繰返し速度は  $3 \sim 15 \text{ cpm}$  の範囲内である。 $N_f \leq 12$  の試験片は手操作により行なった。歪サイクルはつねに引張側より開始した。

## 10.3 試験結果

### a 静的引張試験結果

静破壊対数歪を求めるため疲労試験に先立って静引張

試験を行なった。試験結果を Table 10.3 に総括した。 $K_t=1.06$  の母材試験片の静破壊対数歪  $\epsilon_f$  の平均値は 1.117 であった。先に行った実験によれば Welten 80 で  $\epsilon_f=0.807$  ( $K_t=1.11$ ) Welten 60 ( $K_t=1.11$ ) で  $\epsilon_f=1.03$ , A=302 B 鋼 ( $K_t=1.06$ ) で  $\epsilon_f=1.055$  であった。破面はすべて Cup and Cone 型であった。一方  $K_t=2.1$  の母材試験片の  $\epsilon_f$  の平均値は 0.559 であった。 $K_t=1.06$  の溶接金属試験片の  $\epsilon_f$  は 1.119 で  $K_t=2.1$  については  $\epsilon_f=0.578$  であった。 $K_t=1.06$  の熱影響部試験片の  $\epsilon_f$  は 1.042 であり,  $K_t=2.1$  の場合は  $\epsilon_f=0.469$  となった。そこで  $K_t=1.06$  の  $\epsilon_f$  に対する  $K_t=2.1$  の  $\epsilon_f$  の比は母材試験片では 47.8%, 溶接試験片で 51.6%, 熱影響部試験片では 45.0% であって, これらの減少比率の値は飯田が求めた値にきわめて近いといえる。

#### b 歪制御低サイクル疲労試験結果

母材の砂時計型試験片の結果を図示すると Fig. 10.4 が得られる。

同図より  $K_t=1.06$  の場合は塑性歪振幅に関しては

$$\epsilon_{pa} N_c^{0.67} = 0.3217$$

であり, したがって, 全歪振幅に関しては

$$\epsilon_{ta} = 0.3217 N_c^{-0.67} + 0.0047 N_c^{-0.11}$$

が得られる。

溶接金属の砂時計型試験片の結果を図示すると Fig. 10.5 が得られる。

同図より  $K_t=1.06$  の場合は塑性歪振幅に関しては

$$\epsilon_{pa} N_c^{0.64} = 0.2790$$

また弾性歪振幅に関しては

$$\epsilon_{ea} N_c^{0.13} = 0.0057$$

であり, したがって全歪振幅に関しては  $\epsilon_{ta} = 0.2790 N_c^{-0.64} + 0.0057 N_c^{-0.13}$  が成立する。熱影響部の砂時計型試験片の結果を図示すると Fig. 10.6 が得られる。

同図より  $K_t=1.06$  の場合は塑性歪振幅に関しては

$$\epsilon_{pa} N_c^{0.645} = 0.400$$

また弾性歪振幅に関しては

$$\epsilon_{ea} N_c^{0.0963} = 0.0048$$

であり全歪振幅に関しては

$$\epsilon_{ta} = 0.400 N_c^{-0.645} + 0.0048 N_c^{-0.0963}$$

が得られる。

溶接金属試験片の疲労強度は母材, 熱影響部の各試験片に比べて  $N_c < 100$  では高く  $N_c > 100$  では低くなっ

ている。いい換えると溶接金属砂時計型試験片の疲労曲線は母材, 熱影響部試験片の疲労曲線に比べて傾斜が小さく  $N_c \approx 100$  で交叉している。

切欠型試験片の疲労曲線を Fig. 10.7~9 に示す。切欠型母材試験片の  $\epsilon-N$  曲線は次式で与えられる。

$$\epsilon_{pa} N_c^{0.80} = 0.0762$$

$$\epsilon_{ea} N_c^{0.12} = 0.0053$$

$$\epsilon_{ta} = 0.0762 N_c^{-0.80} + 0.0053 N_c^{-0.12}$$

切欠型熱影響部試験片の  $\epsilon-N$  曲線は次式で与えられる

$$\epsilon_{pa} N_c^{0.76} = 0.0527$$

$$\epsilon_{ea} N_c^{0.12} = 0.0057$$

$$\epsilon_{ta} = 0.0527 N_c^{-0.76} + 0.0057 N_c^{-0.12}$$

切欠型溶接金属試験片の  $\epsilon-N$  曲線は次式で与えられる。

$$\epsilon_{pa} N_c^{0.86} = 0.0614$$

$$\epsilon_{ea} N_c^{0.074} = 0.0057$$

$$\epsilon_{ta} = 0.0614 N_c^{-0.86} + 0.0057 N_c^{-0.074}$$

図より明らかなように熱影響部試験片と母材試験片との間には砂時計型試験片と同じように顕著な相違は見られない。また砂時計型試験片の場合と同じように, 溶接金属の疲労曲線は母材熱影響部のそれと  $N_c \approx 10$  の近くで交叉している。そして,  $N_c > 10$  では溶接金属は母材, 熱影響部に比べて低い強度を示し,  $N_c < 10$  では高い強度を示している。

#### C 繰返し荷重特性曲線

Fig. 10.10 に砂時計型試験片の Fig. 10.11 に切欠型試験片の典型的な繰返し荷重特性曲線を示す。Fig. 10.14 より明らかなように砂時計型試験片は実験した範囲内では加工軟化型である。(母材は表示していないが同様の傾向を示すものと思われる。) Fig. 10.10 に示した砂時計型の繰返し荷重特性曲線は加工軟化型である。Fig. 10.11 に示す繰返し荷重特性曲線は歪振幅の比較的小さい母材(切欠)試験片の加工硬化型特性曲線である。Fig. 10.15 より明らかなように母材試験片は歪の小さな領域では加工硬化型である。

加工硬化もしくは加工軟化を示す材料は始めの数サイクルで硬化もしくは軟化を完了して, それから亀裂発生までは一定の繰返し荷重を保つ。亀裂発生後は引張側の荷重は次第に減少して最終破断に到るが圧縮側の荷重は引張側の荷重よりは遅れて減少する傾向が見られる。

#### d 低サイクル疲労強度減少係数

まず歪振幅に関する疲労強度減少率を次のように定義する。

$$K_{fe} = \frac{K_t=1.00 \text{ の試験片の } N_i \text{ における } \epsilon_{ta}}{K_t=K_t \text{ の試験片の } N_i \text{ における } \epsilon_{ta}}$$

本実験結果から  $N_c$  に関して  $K_{fe}$  を求めると次のようになる。

(1) 母材試験片

$N_c=3$   $K_{fe}=4.52$

$N_c=10$   $K_{fe}=4.64$

$N_c=100$   $K_{fe}=4.21$

(2) 熱影響部試験片

$N_c=3$   $K_{fe}=5.00$

$N_c=10$   $K_{fe}=5.71$

$N_c=100$   $K_{fe}=4.14$

(3) 溶接金属試験片

$N_c=3$   $K_{fe}=3.02$

$N_c=10$   $K_{fe}=3.90$

$N_c=100$   $K_{fe}=4.70$

一般に  $K_{fe}$  は  $N_c$  の関数であるが  $N_c$  に無関係と仮定して平均を求めてみると母材で  $K_{fe}=4.46$  熱影響部試験片で  $K_{fe}=4.95$ , 溶接金属試験片で  $K_{fe}=3.54$  となる。したがって溶接金属は母材や熱影響部に比べて切欠鈍感であるといえる。また理論的応力集中係数は  $K_t=2.1$  であるから疲労強度減少係数は大体  $K_T$  の 2 倍になっている。

e 破断寿命と亀裂伝播寿命との関係

Fig. 10.12~13 に砂時計型試験片, 切欠型試験片の  $N_f-N_c$  Vs  $N_f$  曲線を示す。ここで  $N_f-N_c$  は疲労亀裂の伝播寿命を表わしていると考えることができる。破断寿命と伝播寿命との間に線型関係が存在すると仮定して両対数表示して平均線の値を求めてみると砂時計型試験片に対しては

$$N_f - N_c = 0.377 N_f^{0.97}$$

切欠型試験片に対しては

$$N_f - N_c = 0.63 N_f^{0.97}$$

が得られる。

$N_f$  の指数がともに 0.97 となっていることから両者は互いに、平行移動の関係にあることが解る。比較に供するため他の材料により得られた値を Fig. 10.12 に示しておく。

本実験で得られた  $k$  の値は同じであるが  $a$  の値は切欠型試験片で 0.63, 砂時計型試験片で 0.38 となっている。破断寿命に対する亀裂伝播寿命の占める割合は砂時計型より切欠型の方が大きいと考えられるが、それは実験結果に一致している。したがって  $a$  の値の差違は切欠の効果を如実に示している。

本実験で得られた  $k$  の値はほぼ 1 に等しいので亀裂発生は破断寿命のほぼ一定の割合の繰返し数において生じると考えても差支えない。

Table 10.1 Chemical Composition and Mechanical Properties of SS 41 Steel Tested (Ladle Analysis)

Code of Steel	Chemical Composition (%)					Tensile Test		
	C	Si	Mn	P	S	$\sigma_y$	$\sigma_B$	$\epsilon$ (%)
SS 41 (E Class)	0.12	0.23	0.91	0.011	0.011	34.5	49.9	32.2

Table 10.2 Welding Conditions

Rod Type	Dia (mm)	Ampere (A)	Voltage (V)	Travel Speed (cm/min)	Mean Thermal Value (Joul/cm)

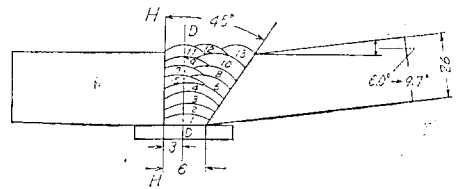


Fig. 10.1 Edge Preparation No. of Pass and Angular Deformation

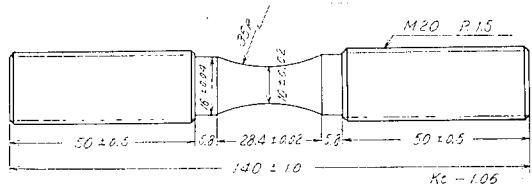


Fig. 10.2 Details of Hour-Glass Shaped Specimen

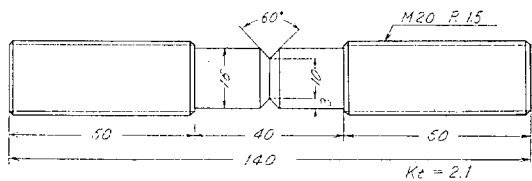


Fig. 10.3 Details of Round Notch Specimen

Table 10.3 Results of Tensile Test for Hour Glass Specimens

Code of Specimen	R. A (%)	$\epsilon_f$ (%)	$\sigma_B$ (psi)	$\sigma_{NB}$ (psi)	$\sigma_{TB}$ (psi)	K <sub>T</sub>
11	6 4.9	10 4.7	—	—	—	—
13	6 7.7	11 3.0	5 1.6	3 5.9	1 10.9	—
15	6 6.4	11 2.4	—	—	—	1.0 6
18	6 8.5	11 3.6	5 1.6	3 5.4	1 13.7	—
22	6 7.9	11 5.0	5 2.2	3 5.9	1 12.0	—
Mean	6 7.1	11 1.7	5 1.8	3 5.7	1 12.2	—
10	6 4.1	10 2.4	5 8.6	4 1.4	1 15.3	—
12	6 6.1	10 8.2	5 8.3	4 0.2	1 18.4	—
14	6 5.5	10 6.4	—	—	—	1.0 6
15	6 3.6	10 1.1	—	—	—	—
19	6 4.3	10 3.0	5 8.1	4 0.2	1 12.6	—
Mean	6 4.7	10 4.2	5 8.3	4 0.6	1 15.4	—
01	7 0.9	12 3.4	6 0.8	4 2.5	1 45.1	—
02	6 9.4	11 8.5	6 2.5	4 3.9	1 49.9	—
09	6 4.4	10 3.3	—	—	—	1.0 6
12	6 6.8	11 0.2	6 0.4	4 0.5	1 22.2	—
15	6 4.5	10 3.9	—	—	—	—
Mean	6 7.2	11 1.9	6 1.2	4 2.2	1 39.1	—

RA: Reduction of Area  $\sigma_{NB}$ : Nominal Breaking Stress  
 $\epsilon_f$ : True Fracture Strain  $\sigma_{TB}$ : True Breaking Stress  
 $\sigma_B$ : Ultimate Tensile Stress

Table 10.3 Results of Tensile Test for Hour Glass Specimens (Continue)

Code of Specimen	R. A (%)	$\epsilon_f$ (%)	$\sigma_B$ (psi)	$\sigma_{NB}$ (psi)	$\sigma_{TB}$ (psi)	K <sub>T</sub>
02	4 3.4 6	5 7.0 4	7 3.4 7	6 2.7 4	1 10.9 6	—
18	4 2.0 3	5 4.5 3	7 3.3 0	6 1.8 4	10 6.6 8	—
19	4 3.9 0	5 7.8 0	7 3.4 4	6 2.8 6	1 12.0 4	2.1
20	4 1.7 6	5 4.0 4	7 3.2 8	6 0.9 6	10 4.6 8	—
Mean	4 2.7 9	5 5.8 5	7 3.3 7	6 2.1 0	10 8.5 9	—
01	4 1.9 2	5 4.3 4	8 8.8 5	7 4.5 3	12 8.3 1	—
02	4 0.8 9	5 2.5 7	8 8.7 5	7 7.6 6	13 1.3 8	—
04	4 5.2 0	6 0.1 5	—	—	—	2.1
05	4 5.2 0	6 0.1 5	—	—	—	—
20	4 6.0 2	6 1.6 5	8 7.4 4	7 3.1 4	13 5.4 9	—
Mean	4 3.8 5	5 7.7 7	8 8.3 5	7 5.1 1	13 1.7 3	—
02	3 6.1 8	4 4.9 2	—	—	—	—
18	3 7.3 1	4 6.7 0	8 3.5 3	7 7.5 7	12 3.7 4	—
19	4 1.6 5	4 7.5 0	8 2.6 8	7 4.3 0	12 7.3 4	2.1
20	3 8.3 2	4 8.3 2	8 5.2 6	7 6.7 4	12 4.4 2	—
Mean	3 8.3 7	4 6.8 6	8 3.8 2	7 6.2 0	12 5.1 7	—

4M,4H,4D mean mother metal, heat affected zone metal, deposite metal respectively.  
A,N mean the hour glass type, the round notch type of specimen respectively.

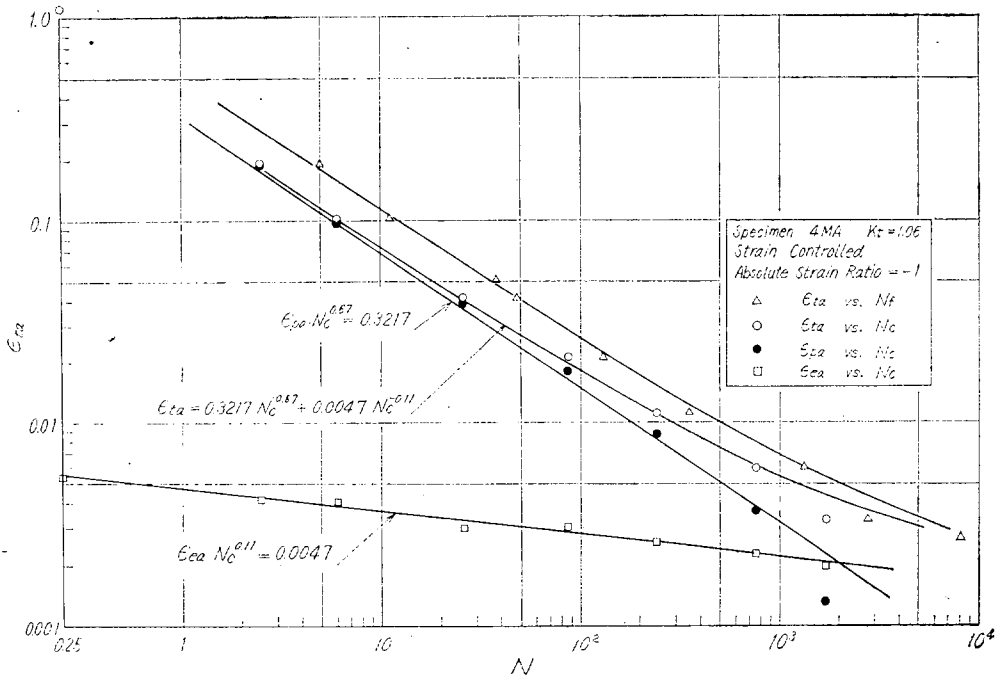


Fig. 10.4 Relation between Cycles and True Strain Amplitude for 4MA Specimens

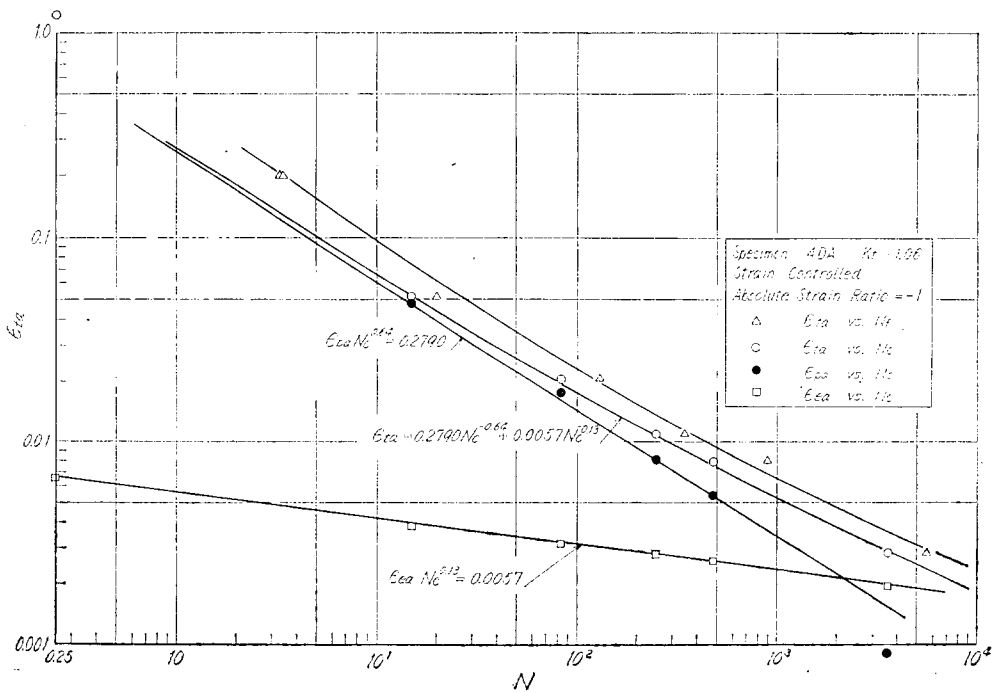


Fig. 10.5 Relation between Cycles and True Strain Amplitude for 4DA Specimens

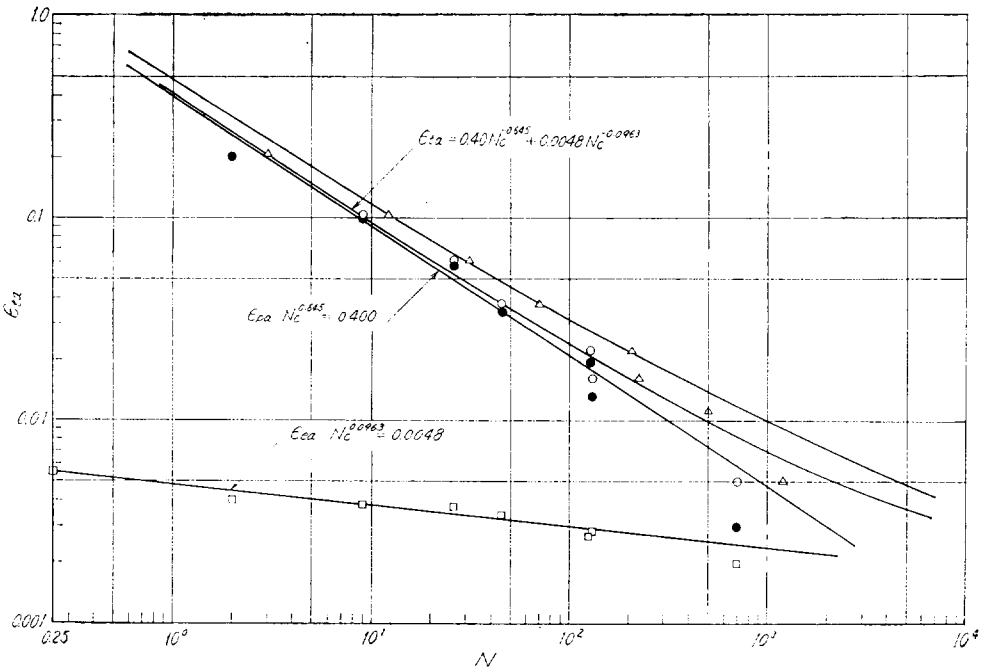


Fig. 10.6 Relation between Cycles and True Strain Amplitude for 4HA Specimen

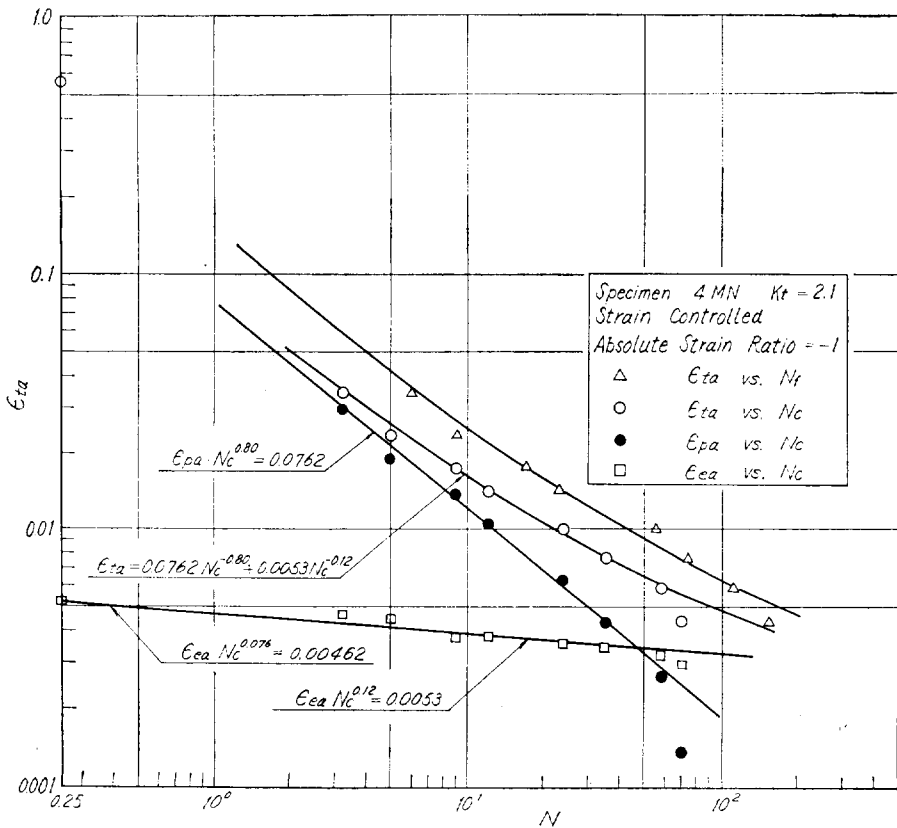


Fig. 10.7 Relation between Cycles and True Strain Amplitude for 4MN Specimens

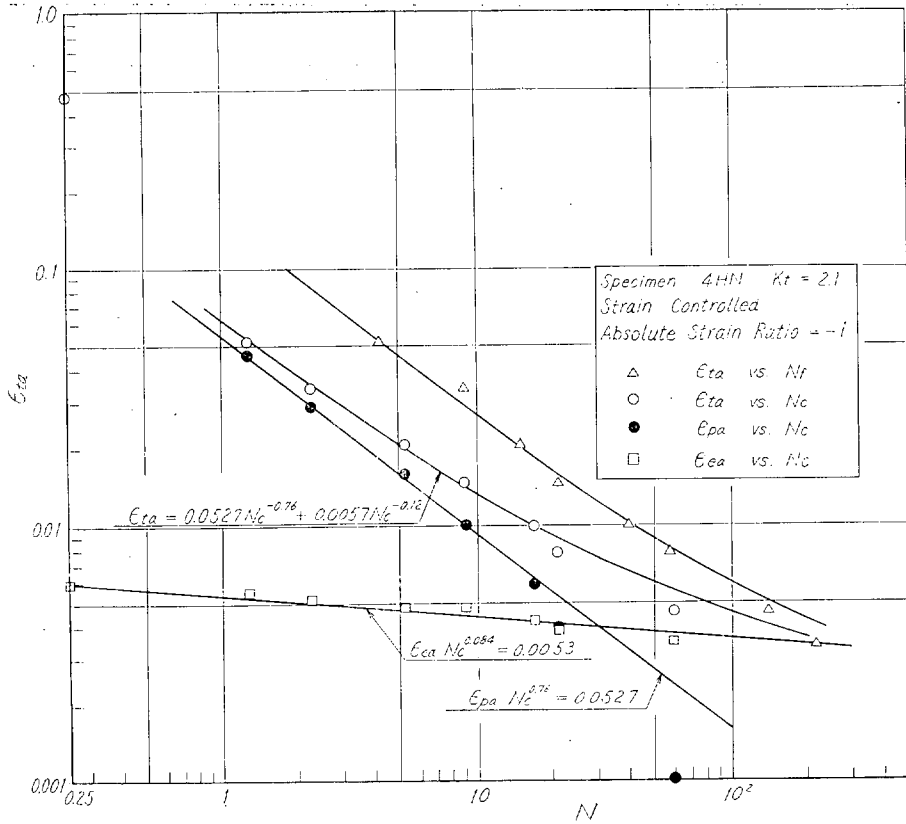


Fig. 10.8 Relation between Cycles and True Strain Amplitude for 4HN Specimens

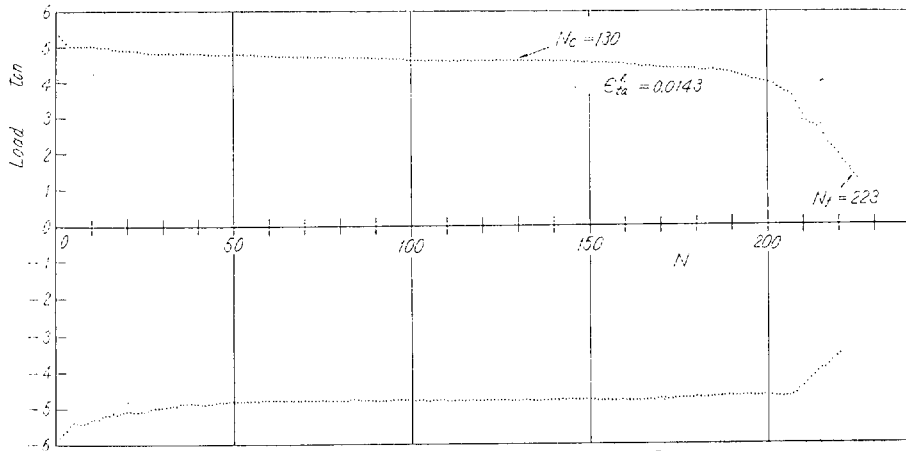


Fig. 10.10 Cycle-Load Characteristics for Hour Glass Specimen (4HA-16)

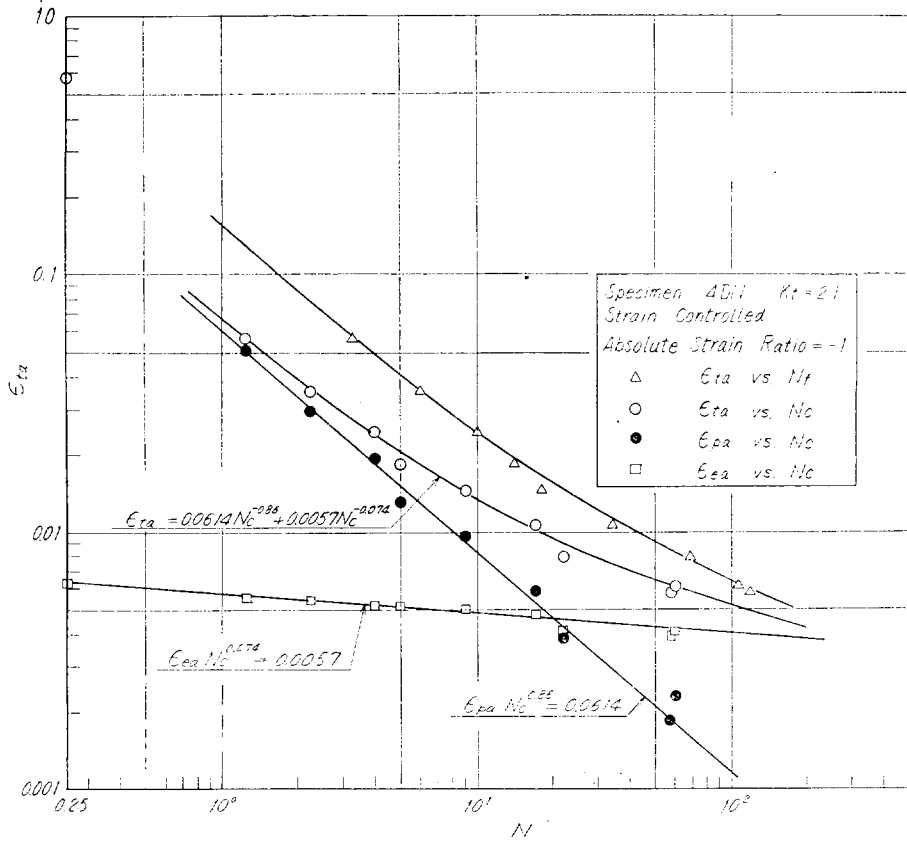


Fig. 10.9 Relation between Cycles and True Strain Amplitude for 4 DN Specimens

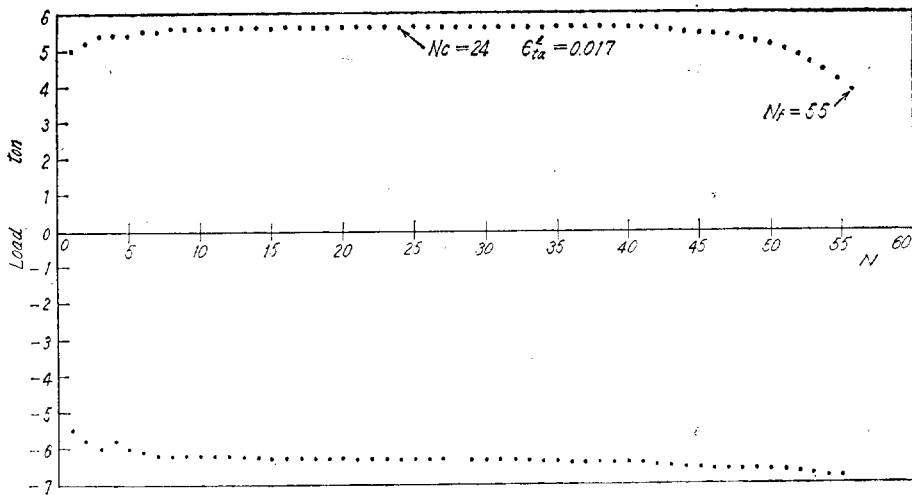


Fig. 10.11 Cyclic Load Characteristics for Round Notch Specimen  $\epsilon_{ta} = 1.70\%$

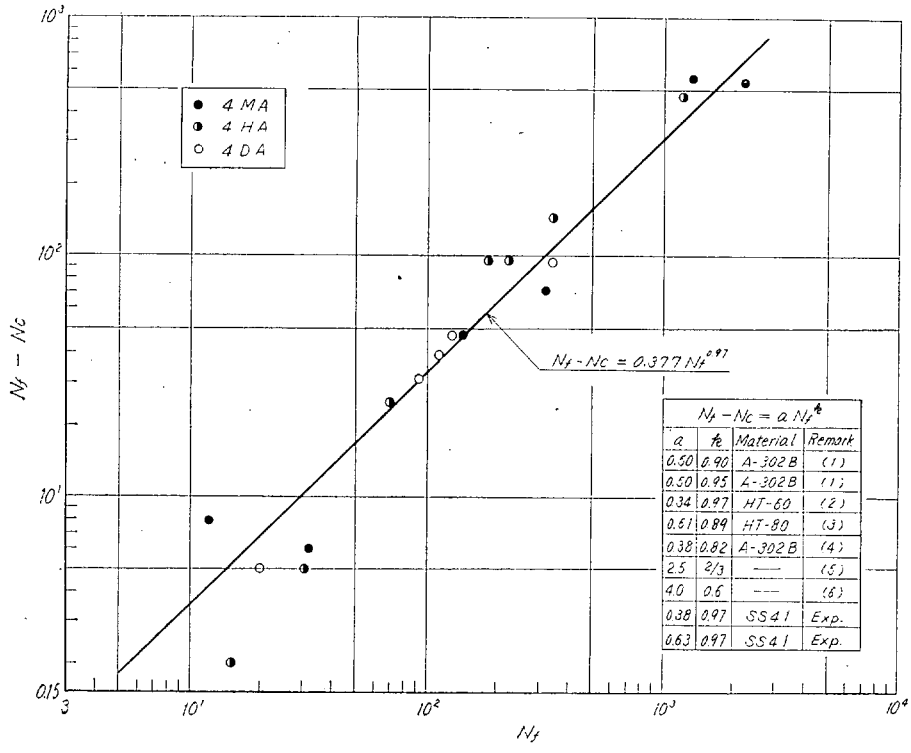


Fig. 10.12  $N_f - N_c$  vs.  $N_f$  Relation

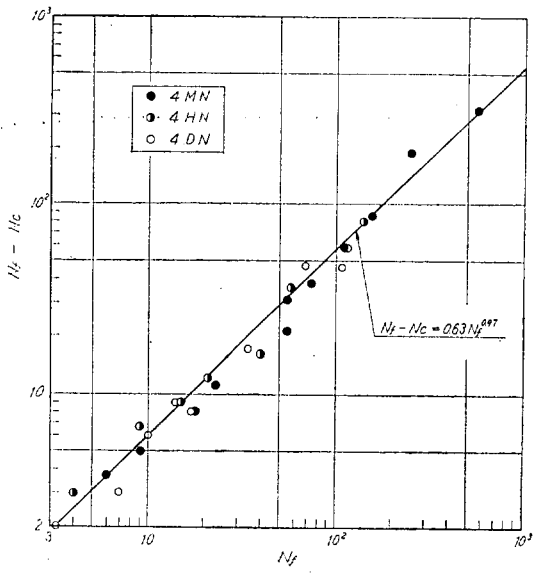


Fig. 10.13  $N_f - N_c$  vs.  $N_f$  Relation

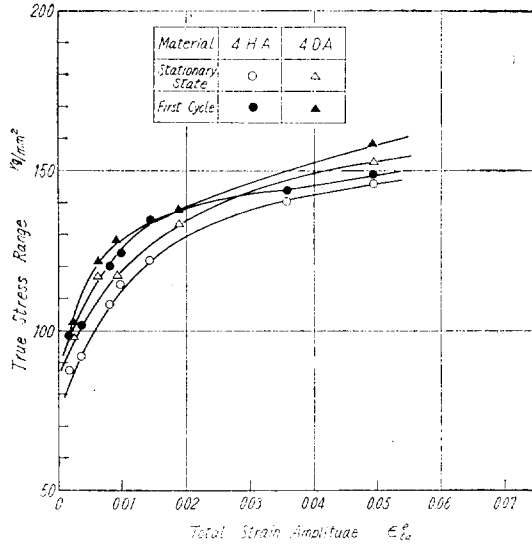


Fig. 10.14 Cyclic True Strain Characteristics

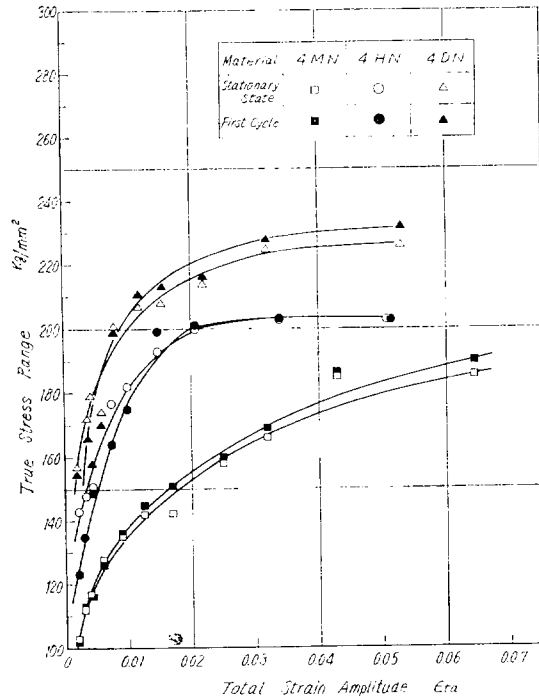


Fig. 10.15 Cyclic True Strain Characteristics

行 事 表 (昭和43年1月～昭和43年3月)

＊ 略語説明

SR ……研究部会  
 NSR ……原子力船研究部会  
 W. G. ……Working Group

1月8日 「船舶の高度集中制御方式の研究」第3回準備会  
 10日 SR 85 解析小委員会 C 丸解析グループ打合せ会  
 16日 SR 99 第11回幹事会  
 17日 SR 85 第7回解析小委員会  
 18日 SR 304 第3回第3分科会議装小委員会  
 高度集中制御方式タービンプラント打合せ会  
 企画調整部会第3回第1分科会  
 高度集中制御方式ディーゼンプラント打合せ会  
 19日 SR 304 第3回第3分科会船体小委員会  
 高度集中制御方式コンピュータ打合せ会  
 “ 機装打合せ会  
 “ 航法打合せ会  
 20日 高度集中制御方式打合せ会  
 22日 企画調整部会の運営に関する打合せ会  
 23日 NSR 3 第11回委員会  
 24日 SR 102 第6回 W. G. 委員会  
 25日 SR 90 第9回委員会  
 SR 85 船用計器小委員会  
 26日 SR 83 第20回委員会  
 SR 83 第26回トランスリング W. G. 打合せ会  
 27日 SR 100 第8回幹事会  
 29日 SR 304 第3回第3分科会機関小委員会  
 SR 85 第18回幹事会  
 30日 SR 94 第16回船体分科会  
 2月1日 SR 301 第29回委員会  
 5日 NSR 4 第3回幹事会  
 6日 SR 103 第5回幹事会  
 7日 企画調整部会第4回第1分科会  
 8日 SR 96 第4回幹事会  
 10日 SR 93 第5回委員会  
 11日 SR 97 第6回幹事会  
 12日 企画調整部会幹事会  
 SR 304 第3分科会打合せ会

2月15日 SR 99 第12回幹事会  
 16日 SR 105 第3回委員会  
 17日 SR 83 第27回トランスリングW. G. 打合せ会  
 19日 SR 97 「みょうじょう」工事仕様打合せ会  
 SR 100 第6回委員会  
 SR 304 第3回委員会  
 20日 SR 85 第3回船用計器小委員会  
 SR 96 実船試験塗料打合せ会  
 高度集中制御方式ディーゼンプラント関係打合せ会  
 高度集中制御方式タービンプラント関係打合せ会  
 21日 高度集中制御方式機装関係打合せ会(第2回)  
 高度集中制御方式航法関係打合せ会(第2回)  
 22日 高度集中制御方式コンピュータ関係打合せ会(第2回)  
 23日 SR 94 第9回機関分科会  
 24日 SR 92 第10回委員会  
 26日 SR 83 第21回委員会  
 SR 83 第28回トランスリングW. G. 打合せ会  
 27日 SR 97 みょうじょう工事打合せ会  
 SR 102 第4回委員会  
 SR 301 第30回委員会  
 28日 SR 94 第5回委員会  
 SR 94 第17回船体分科会  
 29日 SR 98 第10回委員会  
 SR 95 第4回委員会  
 3月2日 SR 103 第2回委員会  
 NSR 4 第3回委員会  
 第5回原子力船委員会  
 5日 SR 85 第14回委員会  
 8日 NSR 5 第3回委員会  
 9日 SR 101 第6回幹事会  
 13日 高度集中制御方式第2回打合せ会  
 18日 造船技術政策に関する関係者の打合せ会  
 23日 “将来の海洋輸送形式”委員会  
 26日 造船所の無人化、ワーキンググループ委員会  
 第21回研究委員会  
 28日 SR 97 第4回委員会  
 29日 NSR 3 第12回委員会

昭和43年6月23日印刷  
昭和43年6月25日発行

造船研究  
Vol. 10, No. 1

発行所 社団法人日本造船研究協会  
発行人 菅 四 郎  
東京都港区芝罘平町35  
「船泊振興ビル」8階  
電話(502)2371~80  
内線(421~426)

印刷所 株式会社青光社  
電話(441)0006・2020・4444