

第170研究部会

船体構造不連続部の疲労設計法に 関する研究

報 告 書

昭和 53 年 3 月

社 団 法 人
日 本 造 船 研 究 協 会

本研究は、船体構造不連続部の疲労強度上の設計に必要な資料を得る目的で本年度より3ヶ年計画で実施するものである。

初年度である本年度は

1) 基礎試験片の疲労強度

切欠疲労強度に及ぼす応力分布の影響、ランダム荷重による疲労被害則

2) 基礎継手試験片の疲労強度

十字隅肉継手の片振り両振り疲労強度、平均応力の影響

3) 構造要素模型の疲労強度

二重殻斜交々差部模型および肋骨直交々差部模型による疲労試験および応力解析

について研究を行なった。

本報告書は上記3項目の研究結果についてとりまとめたものである。

はしがき

本報告書は、日本船舶振興会の昭和52年度補助事業「船舶の構造・性能に関する基礎的研究」の一部として、日本造船研究協会が第170研究部会においてとりまとめたものである。

第170研究部会委員名簿(敬称略、五十音順)

部会長	八木順吉(大阪大学)	
副部会長	高橋幸伯(東京大学)	
幹事	飯田国広(東京大学)	池田一夫(神戸製鋼所)
	石黒隆義(新日本製鉄)	井上肇(船舶技術研究所)
	内野和雄(石川島播磨重工業)	仰木盛綱(佐世保重工業)
	川原正言(日本鋼管)	北村勝英(石川島播磨重工業)
	沢柳政弘(三井造船)	鈴木充(住友重機械工業)
	恒成利康(川崎重工業)	寺沢一雄
	富田康光(大阪大学)	永井欣一(広島大学)
	服部堅一(住友重機械工業)	原洋一(日立造船)
	真能創(防衛大学校)	的場正明(三菱重工業)
委員	石橋敬男(佐野安船渠)	岡実(日本海事協会)
	奥本泰久(石川島播磨重工業)	金井良助(三菱重工業)
	川井興一(日本鋼管)	黒岩道昌(名村造船所)
	堺由輝(川崎重工業)	鈴木省輔(函館ドック)
	中本昭(大阪造船所)	服部陽一(日立造船)
	守都常晴(三保造船所)	

目 次

緒 言	1
1. 基礎試験片の疲労強度	2
1. 1 切欠疲労強度に及ぼす応力分布の影響	2
1. 1. 1 目 的	2
1. 1. 2 試 験	2
1. 1. 3 試験結果	3
1. 2 ブロック荷重による累積疲労被害	10
1. 2. 1 目 的	10
1. 2. 2 試 験	10
1. 2. 3 試験結果および考察	10
1. 2. 4 結 論	13
2. 基礎継手試験片の疲労強度	22
2. 1 十字すみ肉溶接継手の両振り疲労強度	22
2. 1. 1 目 的	22
2. 1. 2 試 験	22
2. 1. 3 試験結果および考察	23
2. 2 十字すみ肉溶接継手の片振り引張疲労強度	41
2. 2. 1 目 的	41
2. 2. 2 試 験	41
2. 2. 3 試験結果	41
2. 2. 4 考 察	42
2. 2. 5 結 論	43
2. 3 十字すみ肉溶接継手の疲労強度におよぼす平均応力の影響	59
2. 3. 1 目 的	59
2. 3. 2 試 験	59
2. 3. 3 試験結果および考察	60
3. 構造要素模型の疲労強度	69
3. 1 二重殻斜交々差部模型の疲労強度(その1)	69
3. 1. 1 目 的	69
3. 1. 2 実 験	69
3. 1. 3 実験結果および考察	70
3. 1. 4 結 論	73
3. 2 二重殻斜交々差部模型の疲労強度(その2)	87
3. 2. 1 目 的	87
3. 2. 2 弹性応力解析および試験	87
3. 2. 3 弹性応力解析および試験結果と考察	88
3. 2. 4 結 論	91
3. 3 肋骨直交交差部模型の疲労強度	105
3. 3. 1 目 的	105
3. 3. 2 試験および結果	105

3. 3. 3 (弾性) 応力計算結果と考察	106
結 言	136
付 錄 上甲板の座屈実験	137
1. まえがき	137
2. 実験の概要	137
2. 1 試験模型	137
2. 2 実験方法	137
3. 実験結果および考察	137
3. 1 耐荷力	138
3. 2 各部材の座屈	138
3. 3 断面の歪量	138
3. 4 破壊の状況	138
4. むすび	138

緒 言

本部会で実施する研究の主目的は、従来報告された膨大な疲労強度に関する研究成果を検討すると共に、残された諸問題を解明し、それらの成果を総合して船体構造不連続部の疲労強度上の設計に必要な資料を提供することである。

すなわち、造船用鋼材、それらによる各種溶接継手及び船体構造要素模型等の疲労強度に関する研究は非常に盛に行なわれており、日本造船研究協会においても多くの実験的研究及び調査研究が実施されて来た。最近では第200研究部会第2分科会においても5ヶ年に亘って内外の疲労強度に関する多くの文献の調査研究が行なわれ、その成果の一部として船体縦強度部材の疲労強度に関する許容応力の算定式が提案されている。これらの多くの研究成果はそれぞれ船体構造の疲労設計資料として有用であり、また実際に利用されているが、これらの成果を更に有効に精度よく設計に適用するためには、それらを総合整理すると共に各研究結果の間の関連について詳細な検討を行ない、残された問題点を究明する必要がある。

先ず基本となる鋼材の溶接継手に関する膨大な疲労試験結果に関しては、それらの殆どのは与えられた応力又は歪に対する破断までの時間強度、すなわち $S-N_f$ 又は $\epsilon-N_f$ の関係であり、疲労亀裂発生までの回数 N_c と亀裂伝播寿命 $N_f - N_c$ とを明確に区別して報告されているものは少ない。船体構造の疲労強度を検討するためには、亀裂の発生と伝播とに分けて考える必要がある。それ故、従来の疲労試験結果から得られた $S-N_f$ 線図に対して亀裂伝播則を適用して修正を施すと共に、チェックのための追加実験を行ない溶接による基礎継手の亀裂発生に対する $S-N_c$ 線図を求めておく必要がある。

次に構造要素模型の疲労試験結果と上記の基礎継手の疲労強度との関連を求め、基礎継手の $S-N_c$ 線図を基にして構造要素の応力解析結果から構造要素模型の $S-N_c$ 線図を推定する方法を確立する必要がある。

更に実船の構造要素と構造模型の疲労強度の相関を求めるため実船の疲労損傷部の解析を行ない、構造要素模型の強度との比較検討を行う必要がある。

以上の研究成果を総合して船体局部構造に対する疲労設計資料を作成することが本研究の目的である。

本研究は一応3ヶ年計画で実施される予定であり、昭和52年度においては上記の諸研究の中、主として基礎継手及び一部の構造要素模型に対する疲労強度の研究を実施した。以下にそれらの研究結果を報告する。

1. 基礎試験片の疲労強度

1.1 切欠疲労強度に及ぼす応力分布の影響

1.1.1 目的

曲げ荷重および軸荷重による疲労亀裂の発生寿命(N_c)に対する効果は充分明らかではない、問題の船体構造部では曲げと軸力の重畠した場合も多いため、本研究では、切欠試験片を用いて、ピン荷重により、荷重点の位置をかえ、疲労き裂発生部すなわち切欠底部に応力勾配を与えた偏心引張曲げおよび中心引張試験により、疲労き裂の発生寿命を比較するものである。尚、静的引張による歪分布の測定、有限要素法(FEM)、および梁理論による応力計算を行い相互の比較検討を行った。また亀裂の発生状況の観察を行い、応力分布形状と疲労き裂の発生寿命の関係を論じた。

1.1.2 試験

(1) 試験片

試験材は委員会供試の板厚14mmの軟鋼(SM41B)であり、その化学組成および機械的性質を表1.1.1に示す。また試験片形状および寸法を図1.1.1に示す。同図で偏心引張曲げ試験片はピン孔が実線の場合であり、中心引張試験片は破線で示す。

(2) 切欠線上の応力分布および弾性応力集中係数の計算

(a) 有限要素法(FEM)による弾性解析

計算は平面応力問題として弾性解析を行い、荷重条件は各要素が弾性変形するような荷重をとって計算した。図1.1.2及び図1.1.3に偏心引張曲げおよび中心引張試験片の要素分割および切欠近傍の要素分割の仕方を示した。切欠底の最小メッシュの寸法は1mmとした。尚中心引張用試験片はピン孔の位置が変るだけで他は偏心引張曲げと同様である。

(b) 静的歪分布測定要領

歪ゲージ(G.L.=1mm、2軸)は図1.1.1に示すような黒丸および白丸の各14点に貼付し、ピン孔を介して荷重を負荷して歪分布を測定した。荷重は最も応力集中の大きいところでも弾性範囲となるよう偏心引張曲げ3.5TON、中心引張16TONを選んだ。

(c) 梁理論による弾性応力計算

上記(a)(b)の方法による応力分布と比較するために次式により応力値を求めた

$$\text{中心引張試験片} : \sigma_T = \frac{P}{A} \dots \dots \dots (1.1.1)$$

$$\text{偏心引張曲げ試験片} : \sigma_{T.B} = \frac{P}{A} + \frac{M}{Z} \dots \dots \dots (1.1.2)$$

P ……荷重

A ……最小断面積

M ……曲げモーメント

Z ……断面係数

(d) 応力集中係数(K_t)の算出

次の式により算出した。

$$\text{中心引張試験片} K_{t.T} = \frac{\sigma_{tmax}}{\sigma_T} \dots \dots \dots (1.1.3)$$

$$\text{偏心引張曲げ試験片} K_{t.T.B} = \frac{\sigma_{tmax}}{\sigma_{T.B}} \dots \dots \dots (1.1.4)$$

σ_{tmax} ……切欠底でのFEMによる最大応力値

(3) 疲労試験方法

動的容量 10 ton のサーボ油圧式および 50 ton アムスラー・バルセーター型疲労試験機を用いて、繰返速度 180 ~ 400 c. p.m.、応力比 $R = 0$ (下限応力 0.4 ~ 0.5 kg/mm²)、正弦波、荷重制御で試験した。疲労試験中 10 倍の拡大鏡を用いて、切欠底の板表裏面から疲労き裂の伝播長さの測定を行った。本研究では亀裂発生寿命 (N_c) を、板表裏面の亀裂長さが 1 mm となった繰返し数の平均値と定義した。

1.1.3 試験結果

(1) 応力解析および歪測定結果

図 1.1.4 に偏心引張曲げおよび中心引張による切欠底の応力分布を、また既述の 1.1.2(a), (b), (c) の FEM、梁理論による応力および歪ゲージによる計測値から求めた応力を比較して示した。ここで歪ゲージによる計測値は σ_T 、 $\sigma_{T,B} = 100 \text{ kg/mm}^2$ に換算した値である。これらの三つの応力値はほぼ一致しているが、詳細にみると切欠底から 2 ~ 5 mm の範囲で、FEM による値と梁理論による応力値はやや異り、前者の方がかなり大きくなり、中心引張に対して $K_t = 3.2$ 、偏心引張曲げに対して $K_t = 3.6$ になる。尚この FEM の計算値の傾向からメッシュ寸法を更に細かくすることにより、高くなることも考えられる。また歪ゲージによる計測値から求めた応力値も丸印および四角印で記したように、両タイプの試験片とも FEM 解析による計算とほぼ近い。以上のように切欠底近傍で両タイプの試験片とも同じような応力分布を持っていることがわかった。

(2) 疲労試験結果

偏心引張曲げ及び中心引張試験結果をそれぞれ表 1.1.2 及び表 1.1.3 に示す。表中の切欠部の歪の値は疲労試験に先立って行った静的負荷による歪値である。そのゲージ貼付位置は図 1.1.1 に示した切欠底表裏面 (④, ⑥ 点) の値である。図 1.1.5 は表 1.1.2 および表 1.1.3 の結果から応力範囲 (σ_R) と疲労き裂の発生寿命 (表面のき裂長さが 1 mm となった繰返し数の平均値 N_c) (および破断寿命 (N_f)) の関係でプロットしたものである。これらの結果は、 N_c 、 N_f ともバラツキが少く、 $\sigma_R = C_1 N_c^{-k_1}$ 、 $\sigma_R = C_2 N_f^{-k_2}$ の関係式で両対数グラフで直線で示すことができる。試験数は少いが中心引張の場合にはき裂発生寿命 (N_c) は偏心引張曲げの場合よりやや長く、破断寿命 (N_f) はやや短かい結果となった。したがってき裂の伝播寿命 $N_p = N_f - N_c$ と応力範囲の関係をプロットしてみると図 1.1.6 のようになり、伝播寿命は偏心引張曲げの方がやや大となる。この疲労き裂の伝播について応力分布の影響が大きいことは当然予想されるが、き裂先端の応力拡大係数のき裂の進展に伴う変化などの面からも検討してみる必要があろう。

図 1.1.7 は 1.1.2(d) による切欠先端での応力集中係数 (K_t) と応力範囲 (σ_R) の積と N_c との関係を示したが、これによると、両タイプの試験結果がほぼ一本の直線に載ることがわかる。これは図 1.1.4 に示した切欠底部の応力分布形態からも妥当な結果であろう。すなわち N_c については、切欠先端での応力集中係数、歪集中係数および塑性域寸法に基づく、Neuber¹⁾、Walker²⁾、Kuhn & Hardrath³⁾ らの研究にもあるように、今回の N_c に関する限り、両タイプの試験片では、ほぼ同様な切欠底での条件となったことは妥当であろう。

また写真 1.1.1 に偏心引張曲げ及び中心引張における破壊様相の一例を示す。

参考文献

- 1) Neuber, H., Trans ASME Dec. 1961, 544~550
- 2) E. K. Walker, J. of Testing and Evaluation, Vol. 5, No. 2, March 1977, 106~113
- 3) P. Kuhn, H. Hardrath, NACA, Tec. Note 2805

表 1.1.1 試験片の化学成分及び機械的性質

鋼種	板厚 (mm)	化 学 成 分(%)					機 械 的 性 質		
		C	Si	Mn	P	S	降伏点 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	伸び (%)
SM41B	14	0.13	0.24	0.98	0.013	0.01	28	44	33

表 1.1.2 疲労試験結果(偏心引張り曲げ)

試験片 NO.	切欠底寸法		実断面公称応力			切欠底部の歪 ϵ_{IR} (静的)	両面の歪の 平均	N_c 電製長: 1mm	両面の N_c の平均	破断寿命 N_f
	板幅 (mm)	板厚 (mm)	上限 応力 σ_u (kg/mm ²)	下限 応力 σ_l (kg/mm ²)	応力範囲 σ_R (kg/mm ²)					
1	100.8	14.2	24.3	0.4	23.9	測定なし	—	3.30×10^3 5.70×10^3	4.50×10^3	2.48×10^4
2	100.3	14.2	17.2	0.4	16.8	961×10^{-6} 964×10^{-6}	963×10^{-6}	2.40×10^4 1.26×10^4	1.83×10^4	9.19×10^4
3	100.3	14.2	14.7	0.4	14.3	476×10^{-6} 1269×10^{-6}	873×10^{-6}	測定なし	—	1.54×10^5
4	100.5	14.2	11.7	0.4	11.3	512×10^{-6} 657×10^{-6}	585×10^{-6}	8.00×10^4 4.40×10^4	6.20×10^4	3.49×10^5
5	100.9	14.2	7.8	0.4	7.4	204×10^{-6} 615×10^{-6}	410×10^{-6}	6.60×10^5 1.21×10^5	3.91×10^5	1.41×10^6
6	100.4	14.2	15.7	0.4	15.3	1133×10^{-6} 272×10^{-6}	703×10^{-6}	1.07×10^4 4.60×10^4	2.84×10^4	1.35×10^5
7	100.7	14.0	6.9	0.4	6.5	440×10^{-6} 298×10^{-6}	369×10^{-6}	1.678×10^6 片面 2mm	1.67×10^6	破断せず

表 1.1.3 疲労試験結果(中心引張)

試験片 NO.	切欠底寸法		実断面公称応力			切欠底部の歪 ϵ_{IR} (静的)	両面の歪の 平均	N_c 電製長: 1mm	両面の N_c の平均	破断寿命 N_f
	板幅 (mm)	板厚 (mm)	上限 応力 σ_u (kg/mm ²)	下限 応力 σ_l (kg/mm ²)	応力範囲 σ_R (kg/mm ²)					
1	99.8	14.4	25.5	0.5	25.0	1.012×10^{-6} 2.219×10^{-6}	1.616×10^{-6}	1.57×10^4 1.74×10^4	1.66×10^4	1.92×10^4
2	99.9	14.3	20.0	0.5	19.5	1.038×10^{-6} 6.55×10^{-6}	847×10^{-6}	未測定	—	3.34×10^4
3	99.8	14.3	15.0	0.5	14.5	3.94×10^{-6} 9.02×10^{-6}	648×10^{-6}	4.41×10^4 4.62×10^4	5.21×10^4	9.73×10^4
4	100.0	14.3	10.0	0.5	9.5	6.29×10^{-6} 1.08×10^{-6}	3.69×10^{-6}	1.74×10^5 3.19×10^5	2.12×10^5	4.59×10^5
5	99.8	14.0	7.0	0.5	6.5	6.7×10^{-5} 8.71×10^{-6}	4.69×10^{-6}	—	—	2.11×10^6 破断せず

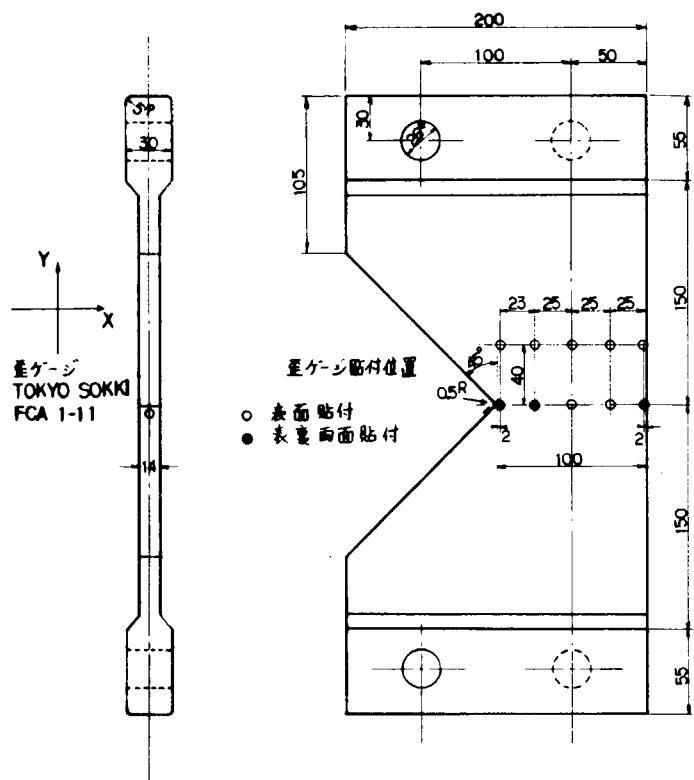


図 1.1.1 試験片形状と歪ゲージ貼付位置

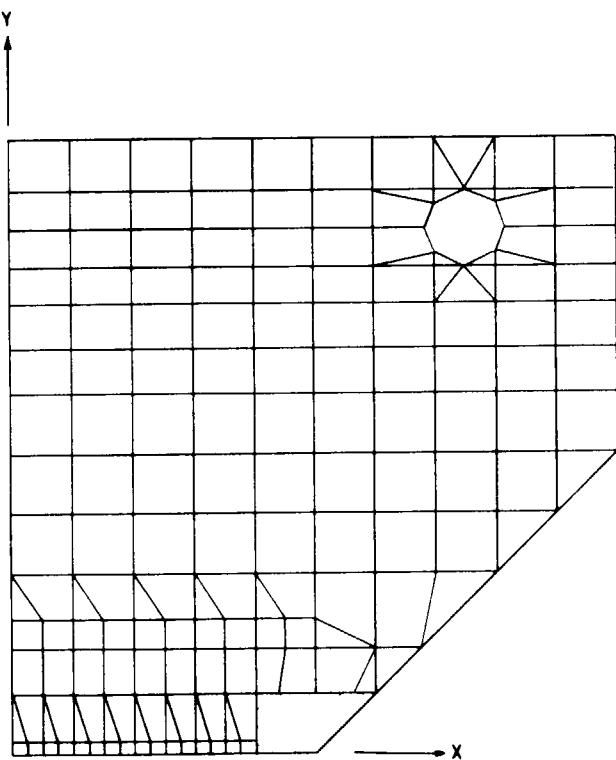


図 1.1.2 試験片の要素分割

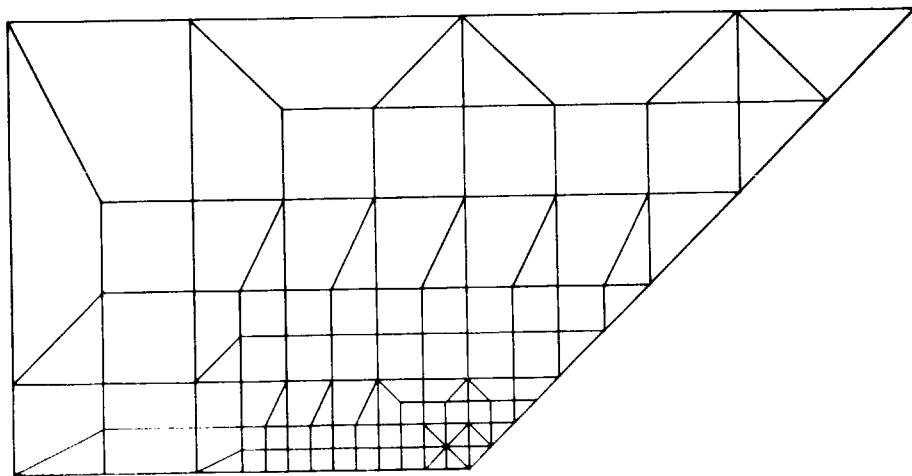


図 1.1.3 切欠底近傍の要素分割

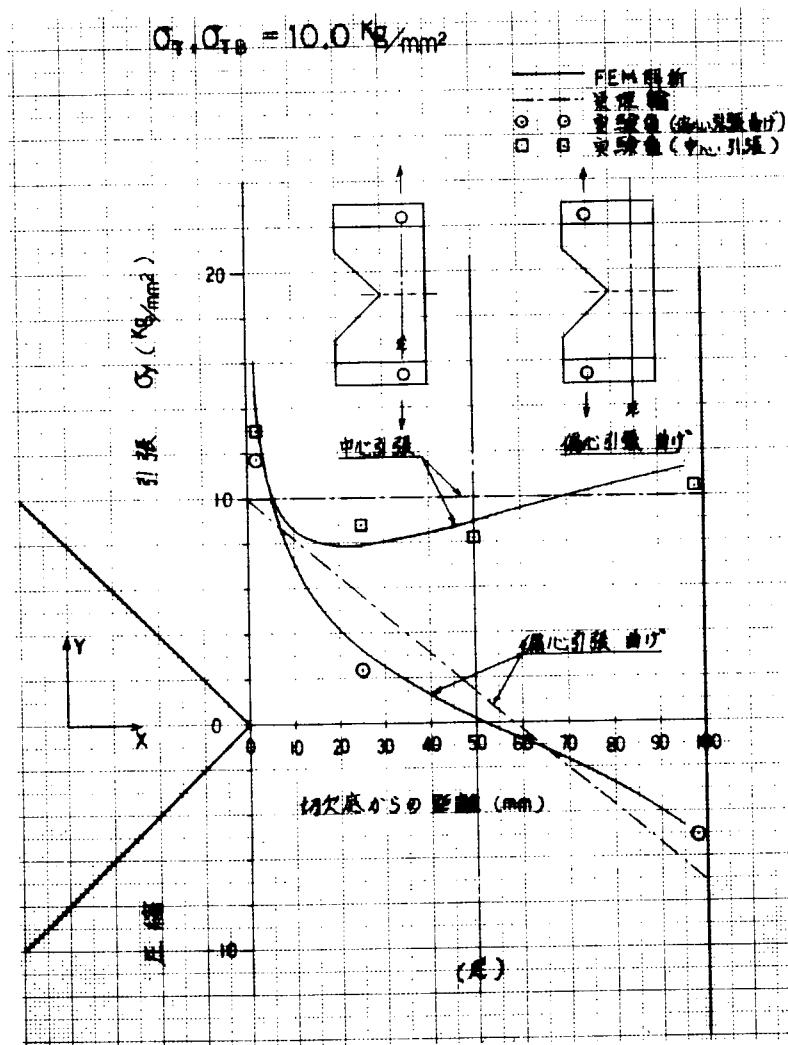


図 1.1.4 切欠線上の応力分布 (Y 軸方向)

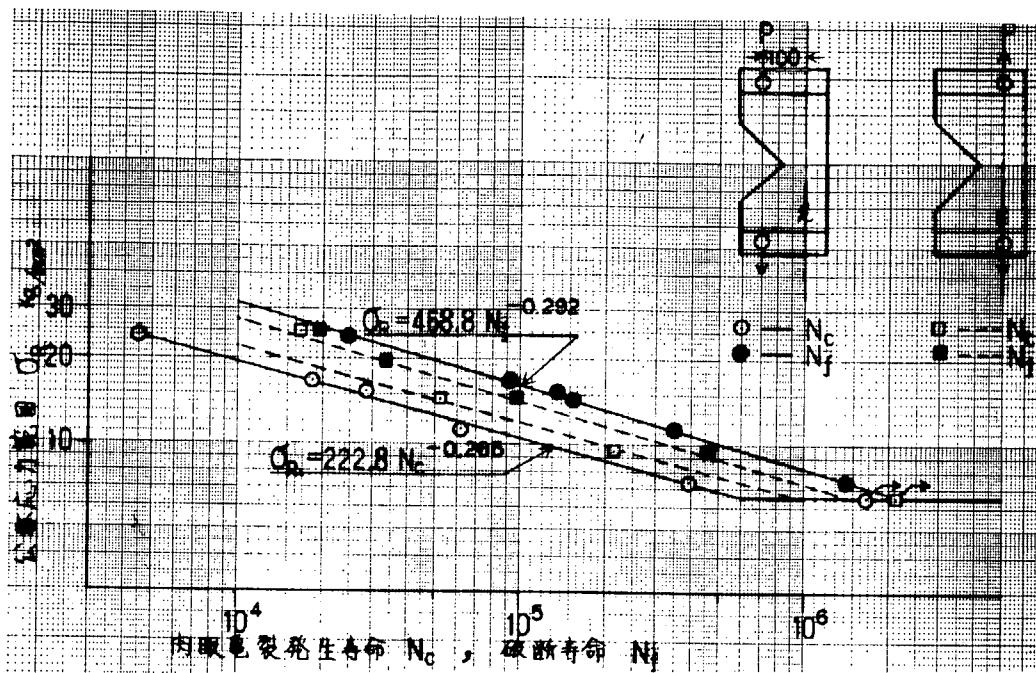


図 1.1.5 S - N 線 図

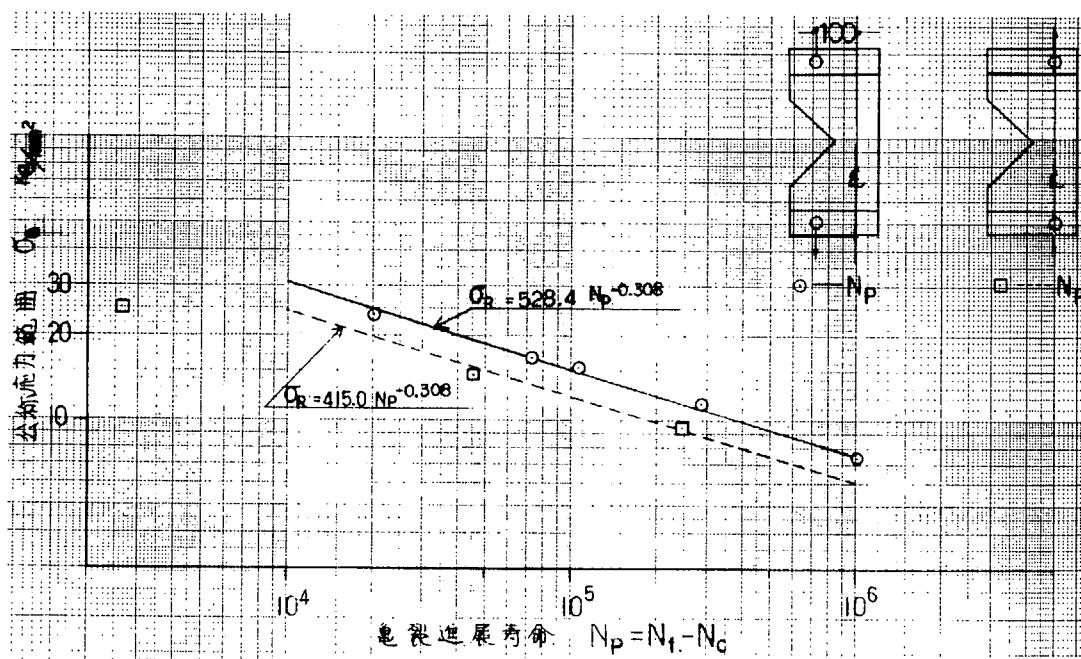


図 1.1.6 S - N_P 線 図

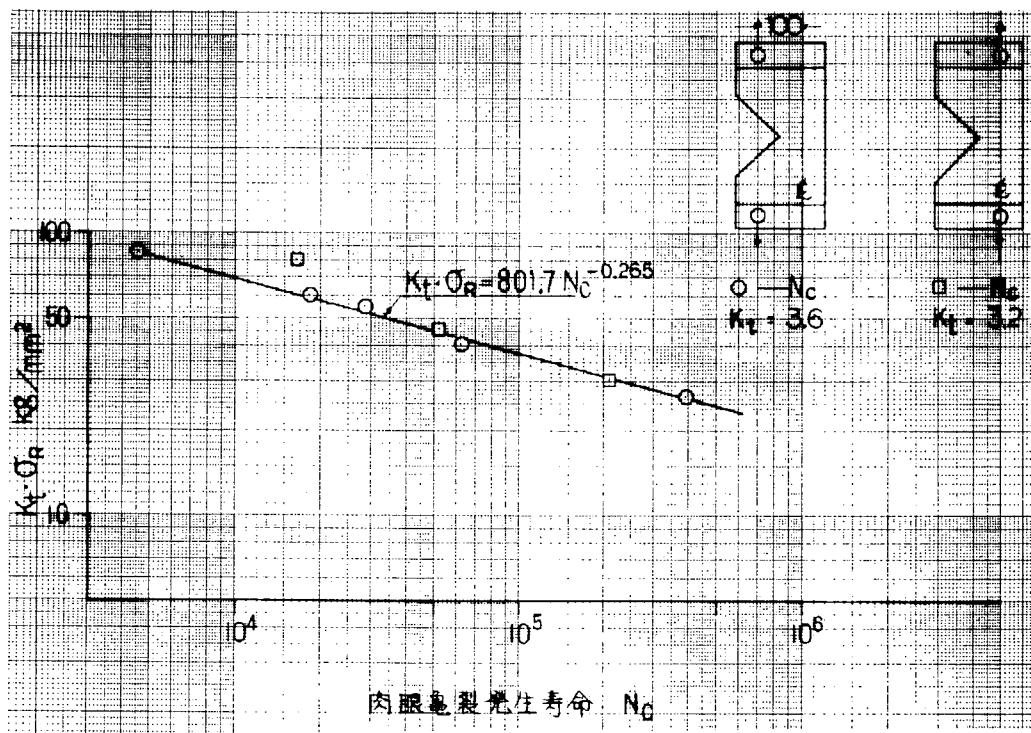


図 1.1.7 $K_t \cdot \sigma_R = N_c$ 線図

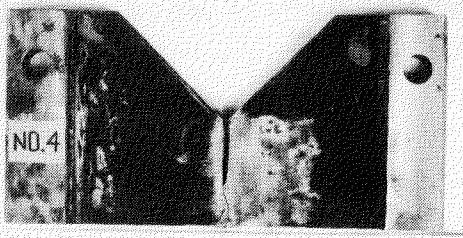
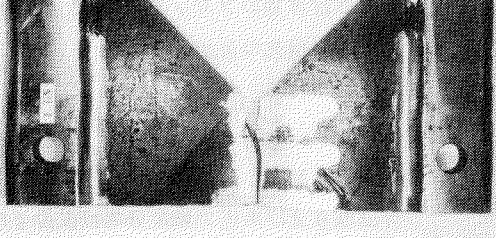
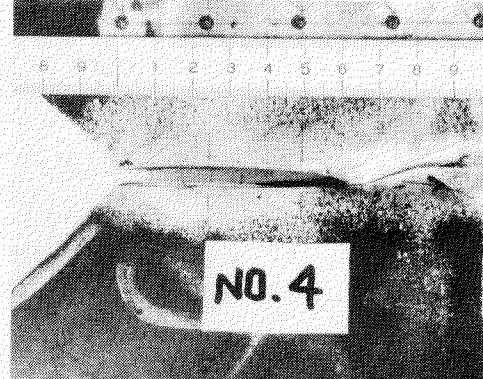
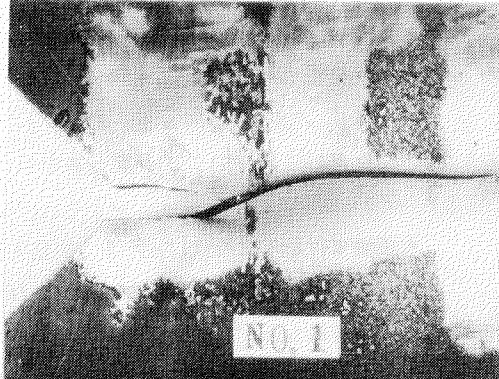
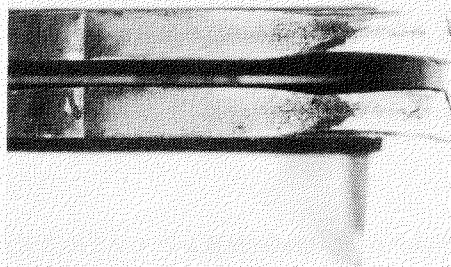
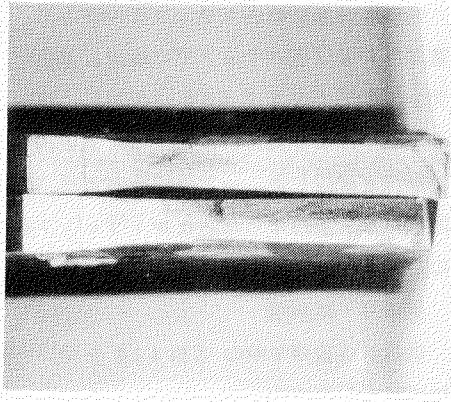
偏心引張り曲げ	中心引張り
$\sigma_R = 11.3 \text{ kg/mm}^2$ $N_c = 6.20 \times 10^4$ $N_f = 3.49 \times 10^5$	$\sigma_R = 25.0 \text{ kg/mm}^2$ $N_c = 1.66 \times 10^4$ $N_f = 1.92 \times 10^4$
	
破断状態	破断状態
	
亀裂進展経路	亀裂進展経路
	
破断面	破断面

写真 1.1.1 疲労試験終了後の試験片状態

1.2 ブロック荷重による累積疲労被害

1.2.1 目的

船体をはじめ実際の構造物に働く荷重は多くの場合ランダムなものであり、したがって構造物の疲労設計をする際にはその応力頻度分布を考慮する必要がある。このため従来から変動応力下での疲労試験が多く行なわれてきたが、それらの大部分は破断寿命を基準とし、そしてランダム分布による疲労寿命とブロック分布による疲労寿命との相関性を調べるために研究が主体であり、亀裂発生寿命に着目した試験データはほとんどないし、また試験対象とされた鋼種も少ない。

そこで8段多重のブロック荷重疲労試験を亀裂発生寿命基準で行ない、適当な疲労寿命推定法を模索することを、本研究の目的とした。

1.2.2 試験

(1) ブロック波形

今回取り上げた応力頻度分布は次の4種類である。

- (a) 定応力振幅
- (b) ある応力レベル $p\bar{S}_a$ を越えた応力が繰返し数に対し Gauss 分布するような頻度分布
- (c) 応力が繰返し数に対し Gauss 分布する頻度分布
- (d) 応力が繰返し数に対し直線分布する頻度分布

Haibachは(a)～(c)を p 分布と称し¹⁾、(b)の各応力レベルでの応力振幅を(c)の $p = 0$ の場合から次のように決定している。

$$(\frac{S_{ai}}{\bar{S}_a})_p = p + (1-p)(\frac{S_{ai}}{\bar{S}_a})_p = 0 \quad (1.2.1)$$

ただし \bar{S}_a : 応力頻度分布中の最高応力振幅。 10^6 回に1回の割合で生じるものとする。

S_{ai} : ステップ i での応力振幅。

本試験で行なったのは、 $p = 1$ (定応力振幅)、0.75、0.5、0.25、0、および直線分布の6ケースであるが、その応力頻度分布、および8段のステップの切り方を図1.2.1に示す。このステップの切り方はHaibach²⁾が提唱し、現在欧州の各研究機関で広く用いられている方法なので、これを踏襲した。なお直線分布に関してはHaibachの方法を準用し、各ステップの応力振幅を次のように決定した。

$$S_{ai} = (9-i)\bar{S}_a \quad (1.2.1)$$

各頻度分布での各ステップにおける S_{ai}/\bar{S}_a および繰返し数を表1.2.1に示す。試験片に与えた荷重順序および各ステップでの繰返し速度を図1.2.2および図1.2.3に示す。すなわち p 分布では第4ステップの応力をまず680回負荷し、次いで第3ステップの応力を70回負荷する。以下同図に示すような順序により負荷し、約 0.5×10^6 回で1ブロックパターンを終了するが、試験片が破断するまでこの操作を繰返した。一方直線分布では、第4ステップの応力をまず81回負荷し、以下 p 分布の場合と同様に試験を行なった。なお1ブロック終了前に亀裂が発生した試験片もあるが、それらは試験片番号の前に*印をつけて示す。

(2) 試験片・試験機

供試材は板厚5mmのSM41Aを用いたが、その化学成分および機械的性質を表1.2.2に示す。この供試材から板厚中心が一致するように図1.2.4に示す試験片を作製した。ここで片側にのみ同図に示すようなノッチを入れたのは、試験機能力を考慮し、また亀裂発生位置を限定し、かつその発見を容易にするためである。

試験機は容量4.0Kg/mのシェンク型曲げ疲労試験機を用い、完全両振り($R = -1$)条件で面内曲げ

疲労試験を行なった。なお試験は手動、および繰返し速度 30 cpm (低速運転)、3000 cpm (高速運転) で行なった。

1.2.3 試験結果および考察

(1) 定応力振幅試験

疲労寿命推定を行なうときの基礎となる基本 S-N線図を決定するために、定応力振幅試験 ($p=1$) をまず行なった。繰返し速度 3000 cpm での亀裂発生寿命 N_c と 30 cpm での N_c との間に有意差が認められたので、3000 cpm で 12 本、また 30 cpm で 7 本の試験片について試験した。その結果を表 1.2.3 に示す。これらより、基本 S-N 線図の式は最小自乗法を用いて

$$N_c = (3.428 \times 10^{13}) S_a^{-6.708} \cdots \cdots 3000 \text{ cpm} \quad (1.2.3)$$

$$N_c = (1.700 \times 10^{13}) S_a^{-6.676} \cdots \cdots 30 \text{ cpm} \quad (1.2.4)$$

と求められる。今回用いたブロック波形では、3000 cpm で負荷されるステップの損傷が比較的大きいと思われ、また計算の都合上両 S-N 線図の傾きが等しい方が便利なので、(1.2.4) 式を次のように修正する。

$$N_c = (1.897 \times 10^{13}) S_a^{-6.708} \cdots \cdots 30 \text{ cpm} \quad (1.2.5)$$

(1.2.3) 式と (1.2.5) 式が任意の応力頻度分布での疲労寿命を推定する際の基本式となる。また N_c と N_f の間の関係を図 1.2.5 に示す。 N_c を N_f で表わすと

$$N_c = 0.0954 N_f^{1.11} \quad (1.2.6)$$

となる。

(2) 疲労限決定試験

疲労限を決定するために、疲労限と予想される応力付近で、19 本の試験片について繰返し速度 3000 cpm で定応力振幅試験を行なった。試験は約 10^7 回で打ち切り、その時点で亀裂の入っていない試験片は未破断とした。試験結果を表 1.2.4 に示す。また疲労限決定試験には計 4 台の試験機を用いたが、試験機別の試験順序、および破断・未破断の様子を図 1.2.6 に示す。この試験順序は厳密にはステアケース法³⁾ではないが、便宜的には同法による疲労限決定式

$$S_e = S_0 + d \left(\frac{A}{N} + \frac{1}{2} \right) \quad (1.2.7)$$

ただし S_0 : 最低応力振幅 ($= 1.20 \text{ Kg/mm}^2$)

d : 応力振幅きざみ ($= 0.5 \text{ Kg/mm}^2$)

A : $i N_i$ ($= 21$)

N : 未破断試験片数 ($= 9$)

を用い、疲労限を 13.4 Kg/mm^2 と決定した。

(3) ブロック荷重試験

ブロック荷重による $p = 0.75, 0.5, 0.25, 0$ 、直線分布の試験結果を表 1.2.5 に示す。表中試験片番号の前に *印がついているものは、1 ブロックを負荷する前に亀裂が発生した試験片であることを示す。

基本 S-N 線図から任意の応力頻度分布での疲労寿命を推定する方法はいくつか提案されているが、設計段階では簡便さが要求されるために、一般的には線型被害則を用いているようである。そこで実際の設計に応用できる疲労寿命推定法を検討するという立場から、今回は線型被害則に基づく方法のみを

とり上げる。

いわゆる Miner の方法は、基本 S-N 線図に対して線型被害則を用いて疲労寿命を推定するものであり、疲労限 (S_e) 以下の応力振幅をもつステップでは $n_i/N_i = 0$ となるため、このようなステップの影響は無視される。なお N_i は、繰返し速度 3000 cpm のステップでは (1.2.3) 式から、また 30 cpm および手動のステップでは (1.2.5) 式から算出する。基本 S-N 線図からある応力頻度分布での疲労寿命曲線を描くのは次のような経過による。各応力振幅 S_{ai} での疲労寿命 N_i を (1.2.3) および (1.2.5) 式から計算し、また 1 ブロック中の各ステップの繰返し数 n_i を求める。すると 1 ブロック中 (約 0.5×10^6 回) の損傷は $\frac{1}{2} (n_i/N_i)$ で表わされる。線型被害則は損傷が 1 になったときに破壊が起こると考へるので、推定疲労寿命は

$$N_{cal} = \frac{\sum_1^8 n_i}{\sum_1^8 (n_i/N_i)} \quad (1.2.8)$$

で表わせる。このようにして求めた疲労寿命曲線は基本 S-N 線図に平行となるが、最低応力ステップ (すなわちステップ 8) が疲労限に等しくなると、このステップの影響はまったく無視されるため、推定寿命は急に長寿命側に移り、階段ができる。さらに最高応力が下がって 2 番目に低い応力ステップ (ステップ 7) が疲労限に等しくなると再び階段が表われる。従って Miner の方法による寿命曲線は階段状の形状となる。同法による疲労寿命曲線と試験結果の比較を図 1.2.7 に示す。なお同図の縦軸はブロック中の最高応力振幅 (すなわちステップ 1 の応力振幅) である。図 1.2.7 によれば、各頻度分布で低応力側のデータは Miner の方法による推定寿命より短寿命側にくる傾向にあり、同法が非安全側の推定となることを示している。これは疲労限以下の応力でも損傷を与えることにはかならない。

疲労限以下の応力の影響を考慮するためには、この領域で新たな仮想 S-N 曲線を考え、これに基づいて n/N を計算すればよい。 $\log - \log$ 座標上での基本 S-N 線図の傾きを $-k$ としたときに、疲労限以下の領域では $(-2k+1)$ の傾きをもつ直線を仮想 S-N 線図とする方法が Haibach により提案されている。基本 S-N 線図が時間強度領域から疲労限領域に遷移する点での寿命を N_e とすれば、本試験における仮想 S-N 線図の式は、 $N > N_e$ で繰返し速度 3000 cpm の S-N 線図の延長として

$$N_c = (9.302 \times 10^{19}) S_a^{-1.2416} \quad (1.2.9)$$

30 cpm に対する $N > N_e$ での仮想線図の式も同様に求まるが、この領域の応力振幅を 30 cpm で負荷することはないので省略した。 $S_{ai} > S_e$ のステップでは、3000 cpm に対しては (1.2.3) 式から、また 30 cpm に対しては (1.2.5) 式から N_i を決定する。一方 $S_{ai} \leq S_e$ のステップでは (1.2.9) 式から N_i を決定する。これらの N_i を用いて (1.2.8) 式により疲労寿命を推定する。この方法により描いた疲労寿命線図は、すべてのステップの応力が S_e より大きいときには基本 S-N 線図に平行な直線であるが、最低応力振幅が S_e より小さくなると曲線となり、下に凸の緩やかな曲線で表わされる。Haibach の方法による疲労寿命曲線と試験結果の比較を図 1.2.8 に示す。同図によれば、推定寿命は全般的に Miner の方法を用いたときより試験結果に近づいているが、低応力側ではまだ非安全側の評価となる傾向にある。

次に基本 S-N 線図を疲労限以下の領域にまで直線延長した仮想 S-N 線図に基づいて、疲労寿命を推定してみる (修正 Miner の方法)。すなわち応力振幅の大きさにかかわらず、繰返し速度が 3000 cpm のステップに対しては (1.2.3) 式により、また 30 cpm のステップに対しては (1.2.5) 式により N_i を決定し、(1.2.9) 式により疲労寿命を推定する。修正 Miner 法により描いた疲労寿命線図は、すべて基本 S-N 線図に平行な直線で表わされる。同法による疲労寿命線図と試験結果の比較を図 1.2.9 に示す。この図によれば、修正 Miner 法は一応安全側の中央線を与えているようである。

最後に Miner, Haibach, 修正Miner の各方法について、(実験値／各方法による推定寿命)を計算した結果を表 1.2.6 に示す。

1.2.4 結論

- (1) 本試験のブロック形状では、疲労限以下の応力も損傷に寄与する。
- (2) 基本 S-N 線図を直線延長したいわゆる修正Miner 法においては計算線図がほぼデータの中央値曲線となり、このことから線型被害則による変動応力下での疲労寿命の推定には本方法が良いようである。

参考文献

- 1) E. Haibach
"The allowable stresses under variable amplitude loading welded joints"
Proceedings of the Conference on Fatigue of Welded Structures, 6-9 July 1970, The Welding Institute, U. K. (1971).
- 2) E. Haibach, W. Lipp
"Employment of a Standard Spectrum in Variable Amplitude Tests"
LBF Tech. Note TM 15/65 (1966).
- 3) "A Guide for Fatigue Testing and the Statistical Analysis of Fatigue Data"
ASTM Special Technical Publication No. 91-A, 1963.

表 1.2.1 各ステップの繰返し数および応力振幅

Step No.		<i>p</i> -type Distributions					Straight Line Distribution
		Stress Cycles Imposed	S_{ai}/\bar{S}_a				
Step No.			$p=1$	$p=0.75$	$p=0.5$	$p=0.25$	$p=0$
1		1	1	1	1	1	1 1
2		4	1	0.988	0.975	0.963	0.950 4 0.875
3		70	1	0.963	0.925	0.888	0.850 16 0.750
4		680	1	0.932	0.863	0.794	0.725 81 0.625
5		5000	1	0.895	0.788	0.682	0.575 500 0.500
6		23000	1	0.857	0.713	0.568	0.425 2700 0.375
7		70000	1	0.820	0.638	0.456	0.275 15200 0.250
8		302500	1	0.782	0.563	0.344	0.125 463000 0.125

表 1.2.2. 化学成分・機械的性質

Chemical Composition (%)				
C	Si	Mn	P	S
0.06	0.25	1.39	0.021	0.008

Mechanical Properties (Mill Sheet)		
Yield Stress (kg/mm ²)	Ultimate Tensile Strength (kg/mm ²)	Elongation (%)
44	51	52

表1.2.3 定応力振幅試験結果

High Speed Drive (3000cpm)				Low Speed Drive (30cpm)			
Specimen No.	Stress Amplitude S_a (kg/mm ²)	Crack Initiation Life N_c	Failure Life N_f	Specimen No.	Stress Amplitude S_a (kg/mm ²)	Crack Initiation Life N_c	Failure Life N_f
HS-1	26.3	8.00×10^3	2.19×10^4	LS-1	29.5	2.53×10^3	1.16×10^4
HS-2	26.3	1.36×10^4	4.56×10^4	LS-2	28.0	4.03×10^3	1.58×10^4
HS-3	23.7	1.70×10^4	5.69×10^4	LS-3	26.3	6.50×10^3	1.81×10^4
HS-4	23.7	2.30×10^4	6.38×10^4	LS-4	25.0	7.40×10^3	2.48×10^4
HS-5	22.4	3.40×10^4	1.10×10^5	LS-5	23.7	8.39×10^3	4.01×10^4
HS-6	20.6	6.00×10^4	1.40×10^5	LS-6	22.4	1.96×10^4	6.12×10^4
HS-7	19.7	8.50×10^4	1.73×10^5	LS-7	19.7	6.58×10^4	2.15×10^5
HS-8	18.8	1.20×10^5	2.90×10^5				
HS-9	17.0	1.90×10^5	4.60×10^5				
HS-10	15.9	4.00×10^5	8.92×10^5				
HS-11	15.1	2.15×10^5	4.78×10^5				
HS-12	14.6	5.00×10^5	1.37×10^6				

表1.2.4 疲労限決定試験結果

Stress Amplitude S_a (kg/mm ²)	Specimen No.	N_f	N_r^*
14.5	3		1.30×10^7
	4	1.02×10^6	
14.0	2		1.10×10^7
	6	1.28×10^6	
	7	2.87×10^6	
	15	1.51×10^6	
	17	1.84×10^6	
13.5	1	6.46×10^6	
	5	1.75×10^6	
	9	4.21×10^6	
	14		1.00×10^7
	16		1.00×10^7
	18	2.85×10^6	
13.0	8		1.00×10^7
	13		1.00×10^7
	19	3.68×10^6	
12.5	10		1.00×10^7
	12		1.00×10^7
12.0	11		1.00×10^7

* N_r : 試験打切時の繰返し数

表1.2.5 プローラ荷重試験結果

Specimen Number	Distribution Type	$S_{\alpha i}$ (kg/mm ²)						Percent of cycles under original fatigue limit	Crack Initiation Life N_c	Failure Life N_f
		1	2	3	4	5	6			
* P-75-1	$p=0.75$	26.3	26.0	25.3	24.5	23.5	22.5	21.5	20.5	1.01×10^5
* P-75-2		23.7	23.4	22.8	22.1	21.2	20.3	19.4	18.5	9.95×10^4
* P-75-3		20.6	20.3	19.8	19.2	18.4	17.7	16.9	16.1	2.51×10^5
* P-75-4		18.8	18.6	18.1	17.5	16.8	16.1	15.4	14.7	9.47×10^5
* P-75-5		18.8	18.6	18.1	17.5	16.8	16.1	15.4	14.7	3.04×10^5
P-75-6		18.0	17.8	17.3	16.8	16.1	15.4	14.8	14.1	4.86×10^5
P-75-7		17.0	16.8	16.4	15.9	15.3	14.6	14.0	13.3	1.40×10^6
P-75-8		15.9	15.7	15.3	14.8	14.2	13.6	13.0	12.4	1.80×10^6
P-75-9		15.9	15.7	15.3	14.8	14.2	13.6	13.0	12.4	-
* P-50-1	$p=0.5$	26.3	25.6	24.3	22.7	20.7	18.7	16.8	14.8	1.00×10^7
* P-50-2		23.7	23.1	21.9	20.4	18.7	16.9	15.1	13.3	6.00×10^5
P-50-3		22.4	21.8	20.7	19.3	17.7	16.0	14.3	12.6	1.00×10^6
P-50-4		20.6	20.1	19.1	17.8	16.2	14.7	13.1	11.6	4.00×10^6
P-50-5		18.8	18.4	17.4	16.2	14.8	13.4	12.0	10.6	4.85×10^6
P-50-6		17.8	17.3	16.4	15.3	14.0	12.7	11.3	10.0	-
* P-25-1	$p=0.25$	33.0	31.8	29.3	26.2	22.5	18.7	15.1	11.4	5.48×10^5
P-25-2		30.0	28.9	26.6	23.8	20.5	17.0	13.7	10.3	8.02×10^5
P-25-3		26.3	25.3	23.3	20.9	17.9	14.9	12.0	9.0	1.86×10^6
P-25-4		23.7	22.8	21.0	18.8	16.2	13.5	10.8	8.2	2.00×10^6
P-25-5		22.4	21.6	19.9	17.8	15.3	12.7	10.2	7.7	3.50×10^6
P-25-6		20.6	19.8	18.3	16.3	14.0	11.7	9.4	7.1	3.50×10^6
P-00-1	$p=0$	39.0	37.1	33.2	28.2	22.4	16.6	10.7	4.9	6.76×10^5
P-00-2		36.0	34.2	30.6	26.1	20.7	15.3	9.9	4.5	1.59×10^6
P-00-3		33.0	31.4	28.1	23.9	19.0	14.0	9.1	4.1	8.03×10^5
P-00-4		30.0	28.5	25.5	21.8	17.3	12.8	8.3	3.8	1.10×10^6
P-00-5		26.3	25.0	22.3	19.1	15.1	11.2	7.2	3.3	1.68×10^6
SL-1 Straight Line		43.0	37.6	32.3	26.9	21.5	16.1	10.8	5.4	5.06×10^6
SL-2		42.0	36.8	31.5	26.3	21.0	15.8	10.5	5.3	1.01×10^6
SL-3		41.0	35.9	30.8	25.6	20.5	15.4	10.3	5.1	5.00×10^6
SL-4		40.0	35.0	30.0	25.0	20.0	15.0	10.0	5.0	7.00×10^6

表 1.2.6 各方法における（実験値／推定値）

Specimen Number	Experimental Crack Initiation Life N_c	$N_{exp.}/N_{cal.}$		
		Miner	Haibach	Modified Miner
P-75-1	2.95×10^4	0.67	0.67	0.67
P-75-2	9.95×10^4	1.13	1.13	1.13
P-75-3	4.02×10^5	1.78	1.78	1.78
P-75-4	2.02×10^5	0.49	0.49	0.49
P-75-5	3.00×10^5	0.73	0.73	0.73
P-75-6	6.00×10^5	1.08	1.08	1.08
P-75-7	1.00×10^6	0.63	1.20	1.25
P-75-8	1.00×10^7	1.52	5.95	7.86
P-75-9	1.15×10^7	1.75	6.84	9.03
P-50-1	3.20×10^5	1.30	1.30	1.30
P-50-2	4.02×10^5	0.57	0.80	0.82
P-50-3	9.95×10^5	0.97	1.26	1.39
P-50-4	1.47×10^6	0.44	0.91	1.17
P-50-5	3.50×10^6	0.22	0.92	1.52
P-50-6	3.50×10^6	0.15	0.49	1.03
P-25-1	3.43×10^5	0.98	1.00	1.05
P-25-2	8.03×10^5	1.21	1.23	1.30
P-25-3	1.10×10^6	0.52	0.61	0.73
P-25-4	3.00×10^6	0.41	0.77	0.99
P-25-5	3.50×10^6	0.33	0.54	0.80
P-25-6	6.00×10^6	0.32	0.45	0.78
P-00-1	5.01×10^5	1.06	1.07	1.10
P-00-2	5.10×10^5	0.63	0.64	0.65
P-00-3	1.50×10^6	1.04	1.04	1.07
P-00-4	2.50×10^6	0.74	0.87	0.94
P-00-5	4.00×10^6	0.49	0.53	0.62
SL-1	2.50×10^6	0.71	0.72	0.75
SL-2	2.50×10^6	0.60	0.61	0.64
SL-3	4.00×10^6	0.82	0.83	0.87
SL-4	6.00×10^6	1.04	1.05	1.11
$\sqrt[m]{\prod_1^m (N_{exp.}/N_{cal.})}$		0.70	0.95	1.10

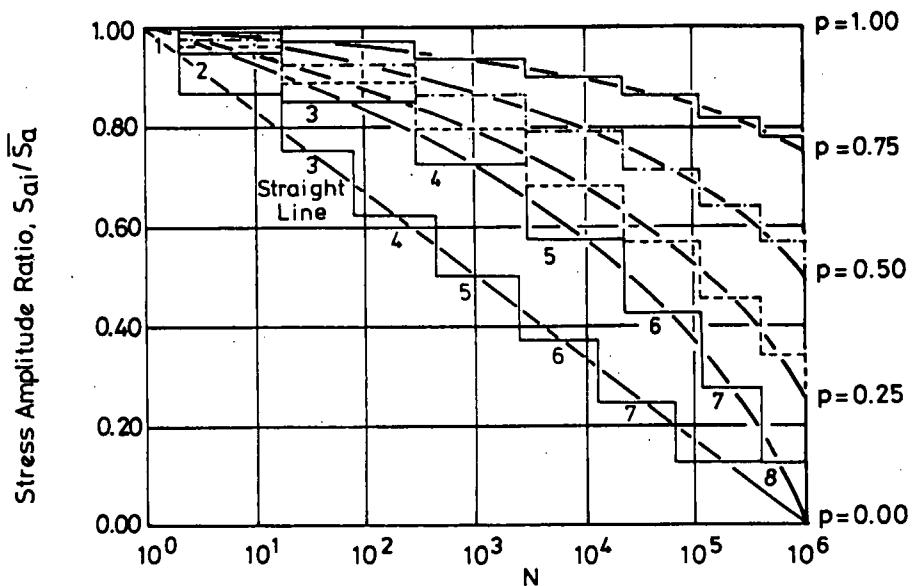


図 1.2.1 応力頻度分布とブロック形状

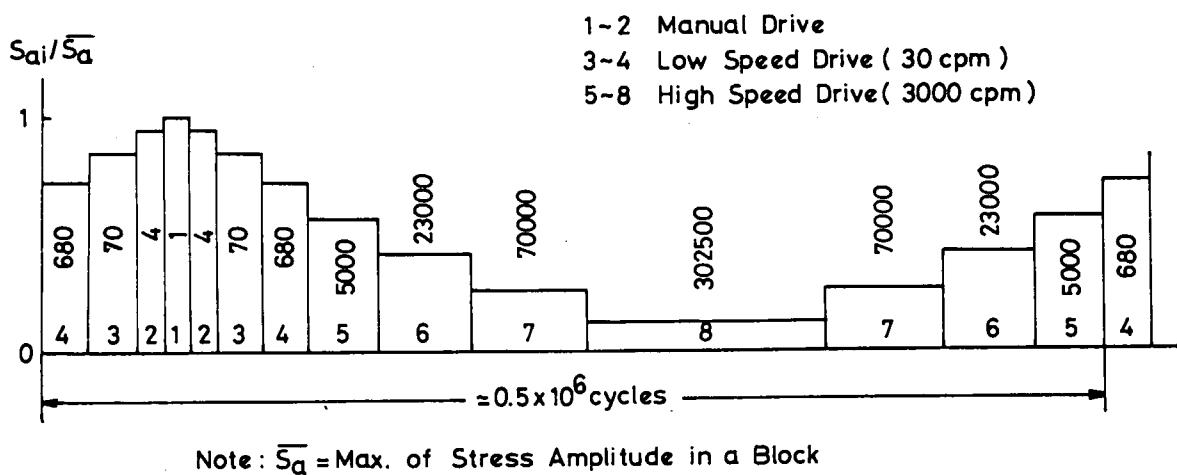
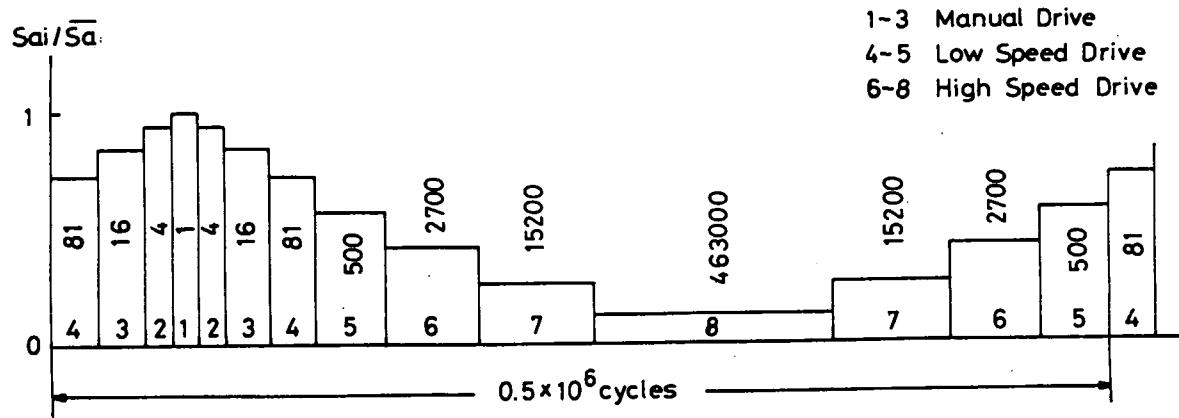


図 1.2.2 荷重順序および繰返し速度 (p 分布)



Note: \bar{S}_a = Max. of Stress Amplitude in a Block

図 1.2.3 荷重順序および繰返し速度 (直線分布)

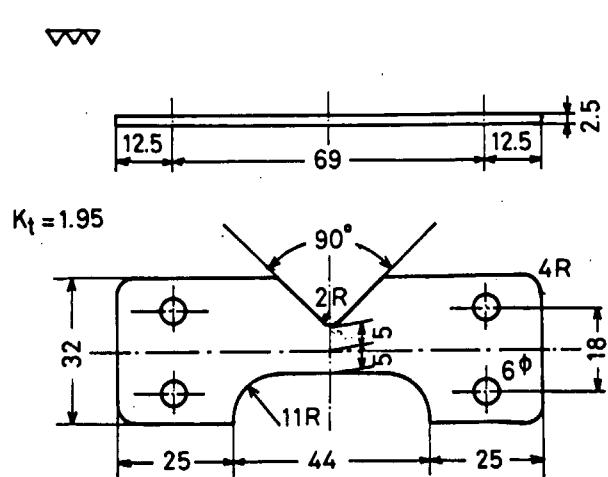


図 1.2.4 試験片の概要

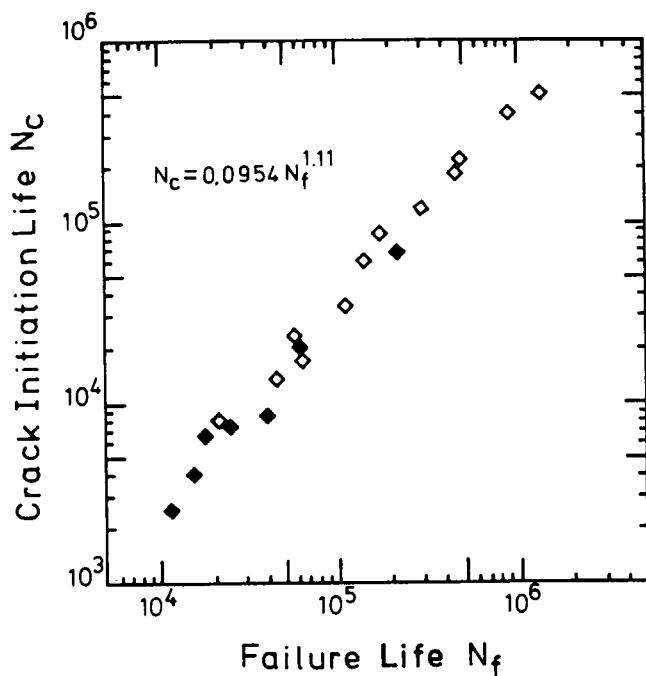


図 1.2.5 $N_c - N_f$ 線図 ($p = 1$)

Machine	Failure	Runout
A	■	□
B	▲	△
C	◆	◇
D	●	○

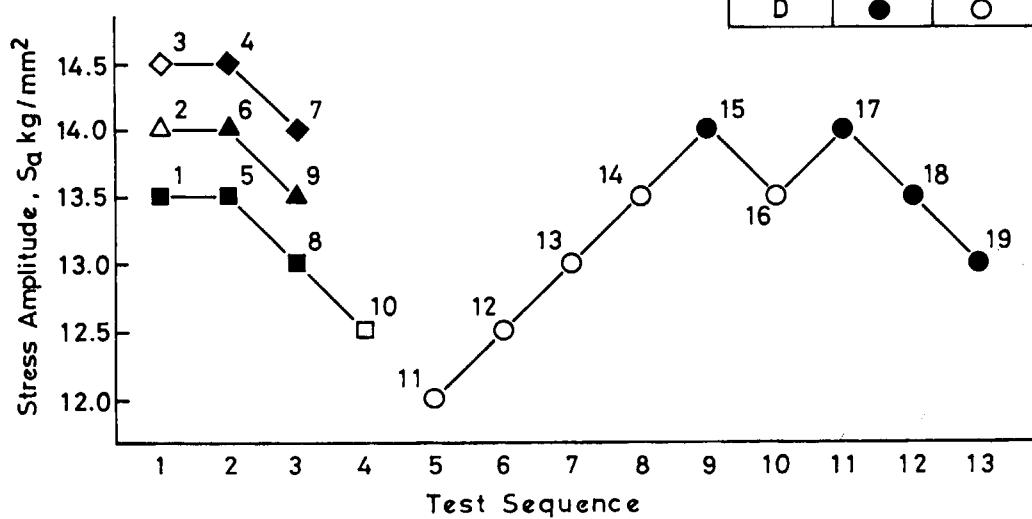


図 1.2.6 疲労限決定試験順序

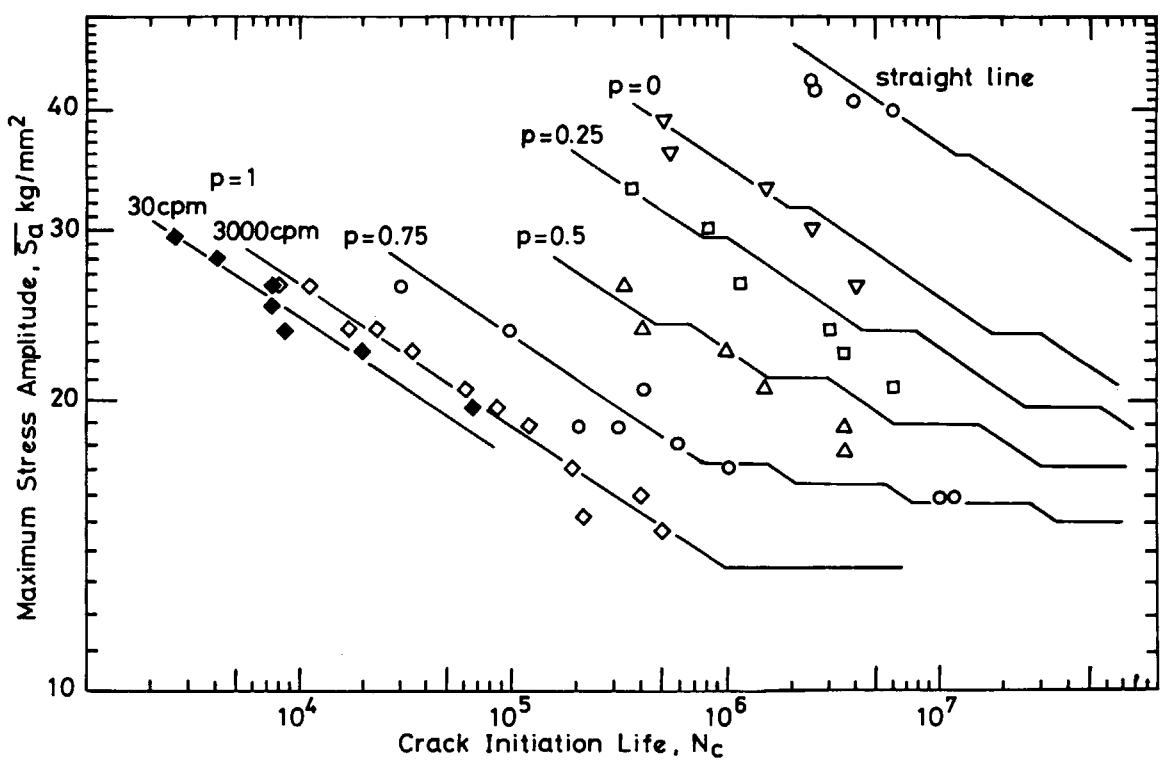


図 1.2.7 Miner則による疲労寿命線図と試験結果の比較

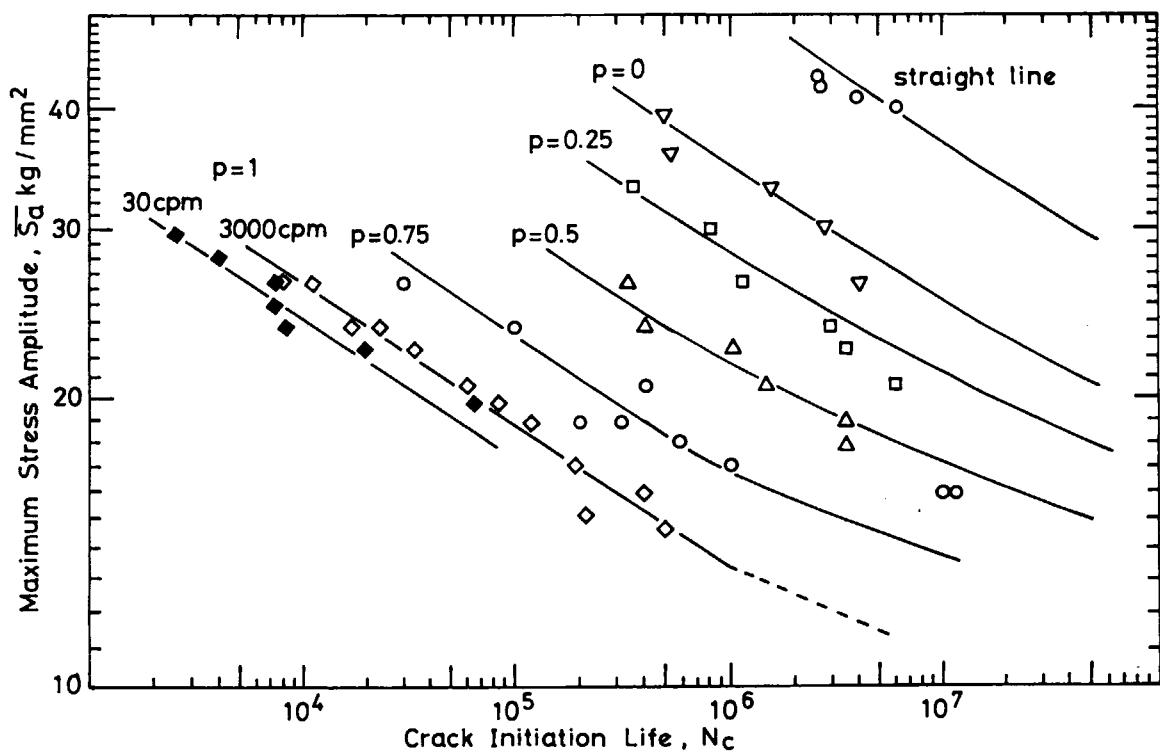


図 1.2.8 Haibachの方法による疲労寿命線図と試験結果の比較

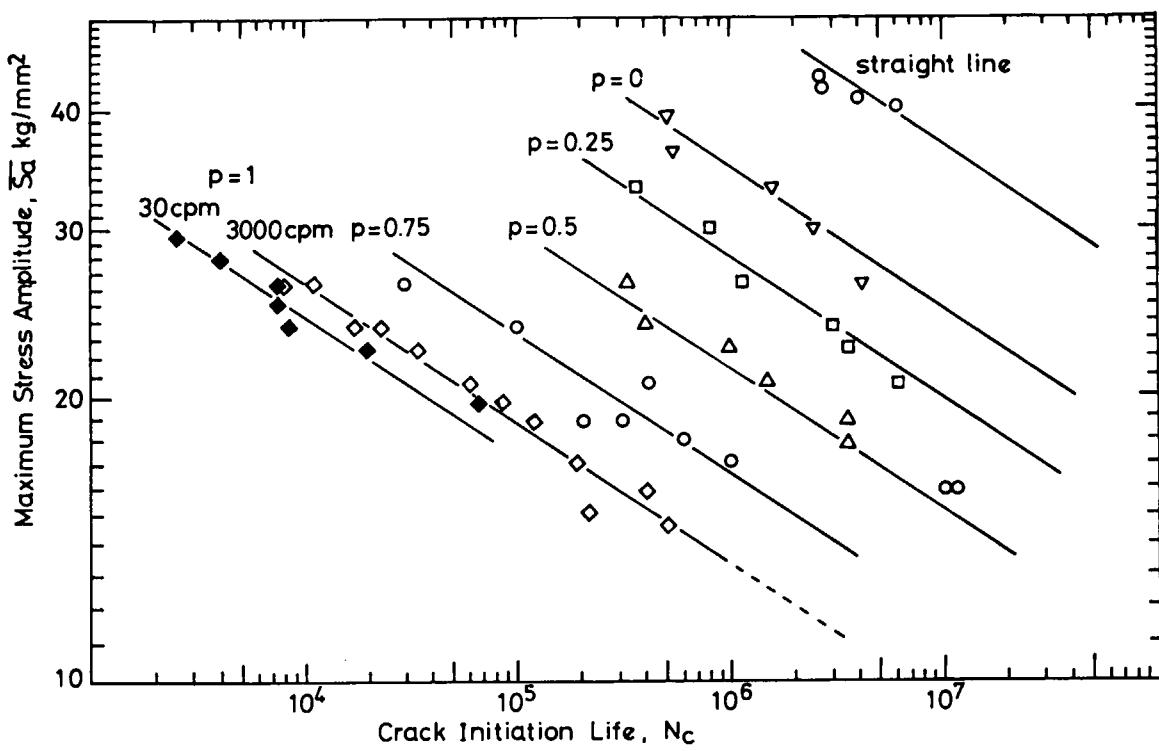


図 1.2.9 修正Miner法による疲労寿命線図と
試験結果の比較

2. 基礎継手試験片の疲労強度

2.1 十字すみ肉溶接継手の両振り疲労強度

2.1.1 目的

船体構造部材には溶接継手部が数多く存在し、その部材の位置あるいは荷重分布により、平均応力が零または圧縮で、変動応力が重複している場合がある。

現在までに、溶接継手の疲労強度に関する実験的研究は極めて多数報告されているが、すみ肉溶接継手の低サイクル領域においては、とくに圧縮荷重が負荷された場合の疲労強度は、ほとんど明らかにされていない。

そこで、本研究は、構造部材の疲労強度を推定するための基礎的実験として、荷重分担型の十字すみ肉溶接継手の軸力両振り疲労強度を求め、溶接継手部形状（目違い、角変形）および余盛形状と寿命の関係、ならびに寿命推定法等について研究することを目的とする。

2.1.2 試験

(1) 試験片

実験に使用した鋼材は、公称板厚10mmの構造用軟鋼KAK鋼板で、ミルシートから引用した化学成分、およびJIS 1号引張り試験片による機械的性質を表2.1.1に示す。

静的引張り試験に用いた丸棒試験片、および疲労試験に用いた丸棒試験片、平板試験片、十字すみ肉溶接継手試験片の形状および寸法を、それぞれ図2.1.1(a)、(b)、(c)、(d)に示す。

疲労試験に用いた丸棒試験片のチャック部は、溶接肉盛りで板厚を厚くし、応力除去焼鈍したのち所定の形状寸法に機械加工した。平滑平板試験片の形状はI.I.W.13委員会制定のものに準じた。溶接継手試験片は、図2.1.2(a)に示すように板幅1200mm KAK鋼を板厚25mmのSS41鋼交叉板にすみ肉溶接し、片側は圧縮荷重による座屈防止のため板厚25mmのSS41鋼板とし、両縁を100mm程度削除して、所定の形状・寸法に機械加工した。

溶接は炭酸ガス自動溶接で完全溶込みとし、その開先形状および溶接順序をそれぞれ図2.1.2、(b)、(c)に示す。

溶接条件を表2.1.2に示す。

(2) 試験方法

平滑平板試験片および十字すみ肉溶接継手試験片の疲労試験には、油圧式低速度繰返し荷重試験機を用い、破断寿命 N_f が $N_f \leq 10^5$ の範囲で軸力の完全両振り試験を行った。毎分の繰返し数は約20回、荷重波形は三角波形で、第1サイクルはすべて引張り側から始め圧縮サイクルの際の座屈防止には、ローラ付座屈防止治具を試験片両面に取付けた。十字すみ肉溶接継手試験片の治具取付け状態を図2.1.3に示す。

平滑平板試験片の繰返し中の歪の測定は、平行部中央板幅方向に歪ゲージ（KLM6-A9）を中央部表裏および片面の板幅縁の計4点に貼付し、亀裂発生まで連続的に計測した。なお、板縁と中央部ならびに中央部表裏の歪挙動は繰返し中ほぼ同じであったので、以後の疲労試験は中央部1点のみ歪挙動を計測した。

十字すみ肉溶接継手試験片の繰返し中の歪の測定は、余盛止端から2.6mmの位置に図2.1.4に示すように板両縁から3点および板幅中央部の3点、ならびに反対側面には板幅中央部に1点の計4点に2方向歪ゲージ（KFC-2-D16-11）を貼付し、亀裂発生まで連続的に計測した。

平滑丸棒試験片の疲労試験には島津サーポバルサを用い、破断寿命 N_f が $N_f \leq 10^6$ の範囲で軸力の

完全両振り歪制御試験を行った。毎分の繰返し数は1～30回程度で、荷重波形は三角波形である。歪制御は、試験片平行部の長さ方向に貼付した歪ゲージ(YF-2b)の歪値を繰返し中一定値になるようにした。

疲労亀裂の発生および進展の観察は肉眼またはルーペによった。

丸棒の静引張り試験には、島津オートグラフを用い、ネッキング開始以前は長さ方向の伸びを、開始後は最小断面の直径を測定し歪を求めた。またJIS1号試験片の静引張り試験には、アムスラー型万能試験機を用いた。

2.1.3 試験結果および考察

(1) 静的試験

丸棒試験片の静引張り試験によって得られたKAK鋼の相当応力-相当塑性歪曲線を図2.1.5に示す。

これはJIS1号試験片によって得られる応力-歪曲線とほぼ同じである。

(2) 十字すみ肉溶接継手試験片の継手部形状および余盛形状

(a) 継手部形状

すみ肉溶接継手試験片の作製には、できるだけ角変形および目違いが無いようにしたが、実際には表2.1.6に示すような角変形、目違いが計測された。また、これらの角変形、目違いにより、試験片は表2.1.6に示されているような、A、Bの2つのタイプに大別できる。

(b) 余盛形状

継手部の余盛形状を歯科用型取材料(GC-フレキシコン)を用いて型取りし、図2.1.6に示す止端半径 ρ 、立上り角 θ 、脚長 l 、のど厚 d を各試験片につき表裏板幅方向のそれぞれ22～26ヶ所において測定した。

全試験片に対する標本数477について ρ 、 θ 、 l 、 d についてのヒストグラムを図2.1.7に示す。

図から、止端半径および立上り角は対数正規分布、脚長およびのど厚は正規分布をすることが判る。

次に、図2.1.6に示す継手部の弾性応力集中係数 K_t を計算するHeywoodの式を用いて、継手部の軸力および曲げについての応力集中率を求め、標本全体に対するヒストグラムを図2.1.8に、各試験片の軸力に対する応力集中率の板幅方向への分布状態を図2.1.9に示す。止端半径、立上り角と同様弹性応力集中係数も対数正規分布をするようである。

そこで、標本全体に対する ρ 、 θ 、 l 、 d 、 K_t の平均値および標準偏差ならびに各試験片の表裏それぞれに対する ρ 、 θ 、 l 、 d 、 K_t の統計量を表2.1.3に示す。

表から、各々の試験片について継手部の余盛形状には明確な差は認められないようである。

これらの結果は2.2節の溶接継手試験片の場合も同様である。

(3) 疲労試験

平滑平板試験片、平滑丸棒試験片および十字すみ肉溶接継手試験片の疲労試験結果をそれぞれ表2.1.4、表2.1.5および表2.1.6に示す。

(a) 疲労亀裂発生および伝播状況

(i) 平滑平板試験片

疲労亀裂の発生は、必ずしも試験片長手方向の中央部からではないが、いずれの場合も試験片平行部であった。

亀裂発生点は負荷応力が最大の場合に板幅中央部で、他はすべて板縁近傍であった。

亀裂発生後は、はじめ板表面に発生したものが、板幅方向へ進展すると共に板厚方向に貫通し、その後板幅方向へ進展し破断に至った。

亀裂の発生は1個または数個の場合が観察されたが、後者でもその内の1つのみが進展して破断

に至り、他の亀裂は数mm以上には進展しなかった。

(ii) 十字すみ肉溶接継手試験片

疲労亀裂は、すべて試験片片側の溶接止端部からのみ発生し、その発生点は板幅中央部および板縁近傍の2通りあるが、そのいずれの場合も亀裂発生後は、まず溶接止端部にそって板幅方向へ進展し、板厚方向へ貫通する例は極めて少なかった。

全試験片に対する上述した亀裂発生、伝播ならびに破断の様子の模式図を図2.1.10に示す。

今回の実験で観測された疲労亀裂の発生点および伝播経路は、荷重条件および試験片継手形状（角変形、目違い、寸法など）により、繰返し中の板厚、板幅方向への歪分布ならびに変形の拘束度（応力の多軸性）に依存するものと推定されるが詳細については検討中である。

(b) 疲労亀裂発生寿命 N_c および破断寿命 N_f

(i) 平滑平板試験片および平滑丸棒試験片

平滑試験片中央部に貼付した歪ゲージで繰返し中の歪挙動を亀裂発生まで計測し、一例として、塑性歪幅 $\Delta \epsilon_p$ の繰返し中の様子を図2.1.11に示す。図から、各応力レベルにおいて寿命のごく初期に軟化を示し、以後亀裂発生に至るまで、わずかながら繰返し硬化が進んでいる。これは負荷応力に依存し、負荷応力が小さくなれば繰返しの初期から歪挙動は安定し、亀裂の発生まではほぼ一定の状態が続くものと推定できる。

図2.1.12には平滑丸棒試験片および平滑平板試験片の $\epsilon - N_c$ 線図を示す。縦軸には繰返し中の範囲、横軸には亀裂発生寿命 N_c が両対数表示してある。歪制御の平滑丸棒試験片に対する結果は従来報告されているものと定性的にも定量的にもほぼ一致している。

両振り荷重制御の平滑平板試験片の繰返し歪範囲は、亀裂発生寿命のほぼ半分での値を選んだ。図2.1.11に示したように繰返し中の歪挙動は、負荷応力が大きいほど変動が大きいため、歪制御試験片の $\epsilon - N_c$ 線図と一致しないが、負荷応力が小さく繰返し中の歪挙動が定常になれば、当然のことながら丸棒試験片の歪制御試験結果と平板試験片の両振り荷重制御結果は、一致するものと考えられる。

図2.1.13には縦軸に公称応力片振幅 S_a 、横軸に亀裂発生寿命 N_c および破断寿命 N_f を両対数表示した、両振り荷重制御の平滑平板試験片に対する $S - N$ 線図を示す。この場合にも前述した歪制御の丸棒試験片結果と同様、従来報告されているものと定性的にも定量的にもほぼ一致している。

(ii) 十字すみ肉溶接継手試験片

十字すみ肉溶接継手試験片での繰返し中の歪の計測は前述のように2方向歪ゲージを用い、図2.1.4に示す計4点で行った。

図2.1.14に板両面の繰返し中の荷重方向の歪範囲 $\Delta \epsilon_y$ の分布挙動を示す。これらは次の3つに分けることができる。すなわち、繰返しの初期では両面の歪幅 $\Delta \epsilon_y$ の差は小さく、繰返しとともに両面の歪幅の差が大きくなるタイプ、繰返しの全期間を通して比較的差が小さいタイプ、および繰返しの全期間を通して差が大きいタイプである。これらの相違は試験片に軸力のほかに曲げ荷重が作用しているためと考えられる。

本試験に用いた十字すみ肉溶接継手試験片には、表2.1.6に示したように目違いと角変形があり、それらの平均値はそれぞれ0.5°および1°程度であるが、両者の関係によりA、B両タイプの試験片に大別できる。このような試験片を疲労試験機に取付ける場合、試験機チャック構造、試験機型式あるいは負荷条件などの荷重端での境界条件の差異により、たとえ同一形状の継手試験片でも繰返し中の応力一歪挙動に差があることは十分考えることができる。

本研究に使用した疲労試験機はローゼンハウゼン型であり、Aタイプ試験片の場合には取付け時

にチャック中心と溶接止端断面中心との偏心距離が小さくなり、Bタイプ試験片では逆に大きくなる。一般に、目違い、角変形のある非対称型試験片に軸力を負荷した場合には、面外曲げ荷重も加わるが、この大きさはAタイプに比べてBタイプが大きく、さらに圧縮荷重が負荷されると、この傾向がさらに大きくなるものと考えられる。

図2.1.14に示した板両面の歪分布で、繰返しの全期間を通じて差が大きいのはBタイプ試験片であった。

また、このような歪分布形状が、前述したように亀裂の発生および伝播経路に影響を与える一つの因子と推定できる。

図2.1.15(a)～(c)には、各試験片において疲労亀裂が発生した側の板幅方向の歪範囲 $\Delta \epsilon_y$ の分布状態を、試験開始直後、亀裂発生のほぼ半分、および亀裂発生直前について示す。図から試験開始直後は、すべての試験片についてはほぼ一様に分布しているが、繰返しに伴って、歪範囲 $\Delta \epsilon_y$ が大きくなるとともに分布状態も変化している。分布状態の変化はAタイプ試験片において著しく、Bタイプ試験片では繰返しの全期間を通して比較的一様である。このような各試験片による板幅方向への歪分布状態の差異の理由は未だ明らかでない。

疲労亀裂が発生した側の歪範囲 $\Delta \epsilon_y$ の繰返し中の挙動の一例をAタイプ試験片について図2.1.16に、Bタイプ試験片について図2.1.17に示す。すでに図2.1.15に示したように、それぞれ繰返し中に歪幅 $\Delta \epsilon_y$ は漸増している。

十字すみ肉溶接継手試験片のS-N線図を図2.1.13に示す。縦軸の公称応力片振幅は、負荷荷重をリブ板の断面積で除したものである。

図から応力振幅と寿命の関係は高寿命側と低寿命側の2つに分かれ、その差は応力で 5kg/mm^2 、寿命で10倍程度である。低寿命側の試験片はBタイプであり、従って板両面の歪分布形状の差が大きく、板幅方向の歪分布形状は比較的一様であるグループに属し、疲労亀裂はすべて板幅中央部から発生している。高寿命側の試験片はほとんどAタイプであり、従って板両面の歪分布形状は差が比較的小さいかまたは繰返し中漸増し、板幅方向の歪分布形状は繰返しとともに板縁側が大きくなるグループに属し、疲労亀裂はすべて板縁近傍から発生している。板幅方向での疲労亀裂発生点を図2.1.9に・印で示してあるが、必ずしも溶接止端形状の悪いすなわち、弹性応力集中率の大きいところから発生しているとはいえないようである。

溶接止端部（亀裂発生点近傍）の局部歪幅を、止端から2.6mm離れた歪幅に試験片全体の軸力に対する応力集中率の最頻値を掛けることにより近似的に求め、十字すみ肉溶接継手試験片の ϵ -Nc線図を図2.1.12に示す。

図から亀裂発生点近傍の局部歪幅と寿命の関係も、S-N線図と同様に2つのグループに分かれることが認められる。

図2.1.18に繰返し中の板幅方向の歪幅 $\Delta \epsilon_x$ と、荷重方向の歪幅 $\Delta \epsilon_y$ との比 $|\Delta \epsilon_x| / |\Delta \epsilon_y|$ の繰返し中の挙動の一例を、亀裂が発生した側の中央部と両板縁についてAタイプ試験片の場合を図2.1.18に、Bタイプ試験片について図2.1.19に示す。図から、板縁から亀裂が発生したAタイプ試験片では中央と板縁での歪比の差異は少なく、逆にBタイプ試験片では大きく、中央部が小さく応力の多軸性が強いことが推定できる。

本実験から、十字すみ肉溶接継手の両振り疲労強度に関し、公称応力振幅あるいは溶接止端（亀裂発生点近傍）部の局部歪幅と寿命との関係が2つのグループに分かれることが明らかになった。この現象に対する定性的ならびに定量的な根拠は今のところ明らかでない。

十字すみ肉溶接継手の両振り疲労強度は、力学的には亀裂発生点近傍の繰返し歪、応力の多軸性、および応力-歪関係すなわちヒステリシス・ループ形状に依存するものと考えられ、これらの諸量

は試験片継手部形状、疲労試験機、負荷条件等に左右され、定量的な結論を得るまでには至っていないが、今後引き続き解析的な検討を行いこれらの現象を究明する予定である。

表 2.1.1 材料の化学成分および機械的性質

鋼種	化 学 成 分 分 %					機 械 的 性 質			
	C	Si	Mn	P	S	σ_y Kg/mm ²	σ_B Kg/mm ²	伸び %	絞り %
KAK	0.16	0.26	0.61	0.016	0.011	30.0	46.7	30.1	59.4

表 2.1.2 溶接条件

溶接法	溶接ワイヤ	姿勢	層 数	電流、電圧および速度
CO_2 自動溶接 $\text{CO}_2 20\ell/\text{min.}$	神鋼 MG 50T $\phi 1.2\text{mm}$ $\sigma_y = 44 \text{Kg/mm}^2$ $\sigma_B = 56 \text{Kg/mm}^2$	下向	板厚 10mm のもの 1 パス	280A×32V×320mm/min.
			板厚 25mm のもの 2 パス	1 パス目 300A×36V×300mm/min. 2 パス目 300A×38V×250mm/min.

表 2.1.3 十字すみ内溶接継手試験片形状の総合計量

試験片番号	応力片振幅 S_a (kg/mm ²)	平均						\bar{x}	標準偏差 S				
		Kt(軸力)	Kt(曲げ)	ρ (mm)	θ (degree)	ℓ (mm)	d(mm)		Kt(軸力)	Kt(曲げ)	ρ (mm)	θ (degree)	ℓ (mm)
全 体		2.45	2.20	0.656	4.33	7.58	3.84	0.758	0.796	0.473	1.452	0.972	0.574
		2.80	2.04	0.650	4.45	6.43	2.98	0.427	0.362	0.285	1.125	0.524	0.379
1 (B) 裏		2.06	1.84	0.758	3.23	6.95	4.40	0.671	0.623	0.462	1.287	0.289	0.117
		2.28	2.04	0.650	4.03	7.60	4.16	0.797	0.774	0.748	1.128	0.345	0.178
2 (A) 裏		2.33	2.04	0.882	4.03	7.60	4.16	0.797	0.774	0.748	1.128	0.345	0.178
		2.42	2.17	0.611	4.71	6.99	4.23	0.439	0.496	0.256	7.95	0.290	0.169
3 裏		2.57	2.31	0.663	4.33	6.35	3.78	0.805	0.830	0.584	1.332	0.361	0.500
		2.55	2.33	0.633	4.55	9.03	3.54	0.775	0.857	0.441	1.206	0.496	0.396
4 (A) 裏		2.44	2.20	0.542	4.25	7.95	3.84	0.650	0.622	0.200	1.407	0.456	0.171
		2.93	2.66	0.513	5.60	7.54	3.71	0.673	0.694	0.347	1.230	0.359	0.208
5 (A) 裏		1.94	1.69	0.973	3.33	6.90	3.74	0.487	0.457	0.626	9.13	0.368	0.147
		2.78	2.49	0.593	4.98	7.70	3.65	0.763	0.752	0.472	1.510	0.406	0.138
6 (A) 裏		2.28	2.04	0.898	4.31	6.15	3.13	0.705	0.680	0.634	1.438	0.520	0.298
		2.36	2.09	0.714	4.97	7.45	4.55	0.618	0.657	0.465	1.705	0.382	0.182
7 (B) 裏		2.55	2.24	0.524	4.64	7.64	3.66	0.506	0.620	0.151	1.138	0.417	0.228
		2.35	2.09	0.592	4.15	8.60	3.74	0.588	0.539	0.198	1.319	0.312	0.212
8 (B) 裏		2.34	2.08	0.792	4.36	6.19	2.88	0.769	0.817	0.422	1.438	0.652	0.204
		1.91	1.67	1.13	3.50	8.15	5.04	0.589	0.536	0.791	1.387	0.308	0.182
9 (B) 裏		2.43	2.18	0.506	4.14	7.27	4.12	0.657	0.730	0.304	1.118	0.403	0.210
		2.30	2.05	0.515	3.27	9.49	3.13	0.600	0.585	0.182	8.72	0.423	0.332
10(B) 裏		3.19	3.07	0.371	5.06	7.10	3.61	1.07	1.18	0.213	1.793	0.683	0.257
		2.90	2.69	0.645	5.14	7.48	4.31	1.16	1.18	0.691	1.792	0.400	0.200

* 龟裂発生側表面を表とした。

** 試験片番号の(A)と(B)は試験片形状を表わす。詳細は表2.1.6参照。

表 2.1.4 平滑平板試験片の完全両振り荷重試験結果

試験片番号	公称応力片振幅 S_a (kg/mm^2)	歪範囲 $\Delta \epsilon_y$ ($\frac{1}{2} N_c$)	弾性歪範囲 $\Delta \epsilon_{ye}$	塑性歪範囲 $\Delta \epsilon_{yp}$	N_c (cycles)	N_f (cycles)	亀裂発見時の長さ (mm)
1	32.0	0.0086	0.0032	0.0054	2600	3000	8.0
2	31.0	0.0064	0.0030	0.0034	5900	7000	2.0
3	29.1	0.0068	0.0031	0.0037	14600	15800	2.0
4	27.0	0.0051	0.0024	0.0027	26000	27600	5.0
5	25.0	0.0041	0.0022	0.0019	46000	56000	1.0
6	23.0	0.0035	0.0023	0.0012	125000	143000	3.0

表 2.1.5 丸棒平滑試験片の完全両振り歪試験結果

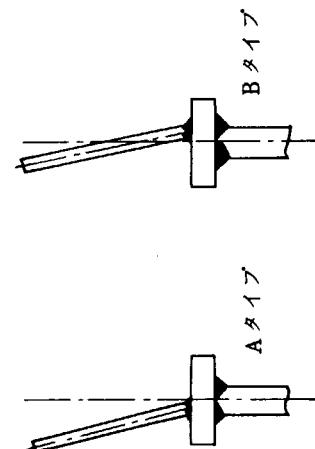
試験片番号	制御歪範囲 $\Delta \epsilon_y$	弾性歪範囲 $\Delta \epsilon_{ye}$	塑性歪範囲 $\Delta \epsilon_{yp}$	N_c (cycles)
1	0.010	0.0029	0.0071	2300
2	0.008	0.0027	0.0053	8400
3	0.006	0.0024	0.0036	12000
4	0.004	0.0022	0.0018	60000
5	0.003	0.00195	0.00105	105000
6	0.0025	0.0017	0.0008	140000

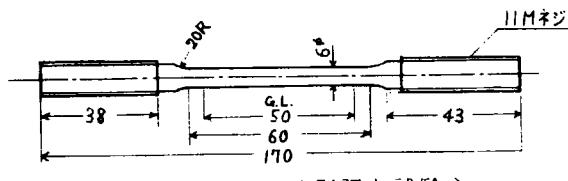
表2.1.6 十字すみ内溶接継手試験結果および継手形状

試験片番号	応力片振幅 S_a (Kg/mm^2)	歪範囲 $\Delta \epsilon_y$ (μ)	N_c (cycles)	N_f (cycles)	亀裂発生位置	亀裂発見時の 長さ	目違い(mm)		角変形(°)
							右	左	
1 (B)	2.8.0	8.000	1.400	2.300	板幅縁右	板厚方向へ0.8 mm	0.8	0.1	2.5
2 (A)	2.6.2	5.400	4.800	6.800	板幅縁左	板厚方向へ2.0 mm	0.1	0.7	0.9
3	2.6.1	3.100	6.100	8.600	板幅縁右	板厚方向へ3.5 mm			
4 (A)	2.4.5	4.900	5.000	9.500	1.1800	板幅縁右、左			
5 (A)	2.3.1	3.150	2.2000	2.2000	操作ミスにより28000で破断	板幅縁右	板厚方向へ0.5 mm	0.1	0.6
6 (A)	2.3.0	3.700	1.7800	2.2000	板幅縁左	板厚方向へ1.0 mm	1.2	0.8	0.1
7 (B)	2.1.5	1.900	2.400	6.3000	9.4800	板幅縁右			
8 (B)	2.0.5	3.750	7.200	1.2100	板幅中央	板幅方向へ1.0 mm			
9 (B)	2.0.0	2.950	1.1000	1.5500	板幅中央	板幅方向へ1.5 mm	0.0	1.2	1.9
10 (B)	1.8.0	2.600	2.2000	3.8000	板幅中央	板幅方向へ6 mm	1.1	0.5	0.6
									0.4

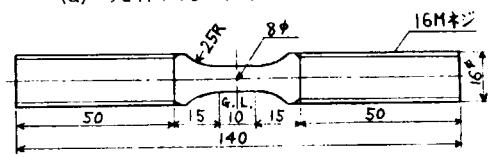
十字すみ内溶接継手試験片には左に示すよう(A、B 2つのタイプがある。

各試験片のタイプを試験片番号中に附記した。

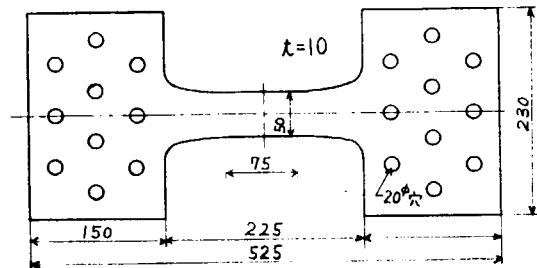




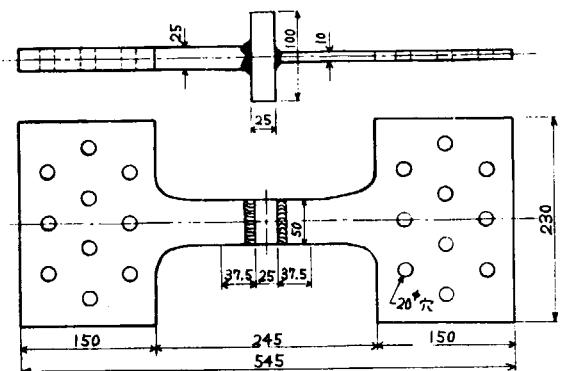
(a) 丸棒試験片(引張り試験)



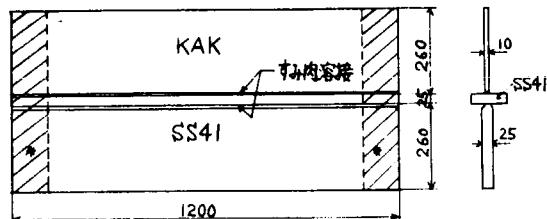
(b) 丸棒試験片(両振り歪制御疲労試験)



(c) 平滑平板試験片(両振り荷重制御試験)

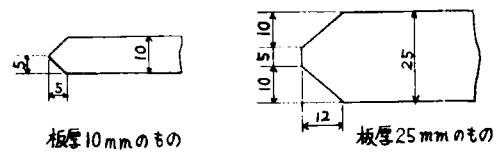


(d) 十字すみ内溶接継手試験片(両振り荷重制御試験)

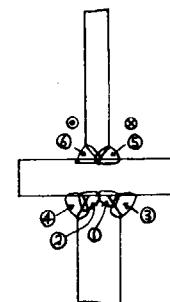


* 溶接終了後縁を 100 mm 幅程度削除した

(a)



(b) 開先加工



(c) 溶接順序

図 2.1.2 十字すみ内溶接継手試験片

図 2.1.1 試験片形状および寸法

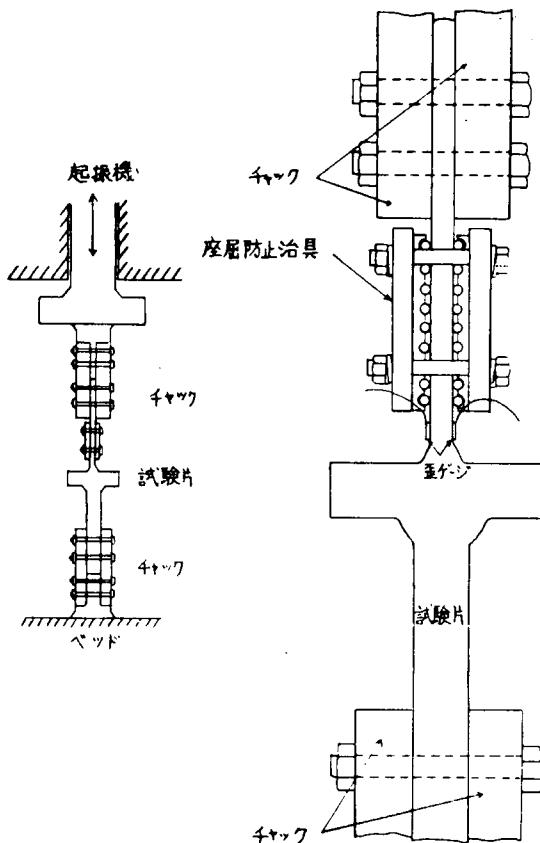


図 2.1.3 試験片取付け状態

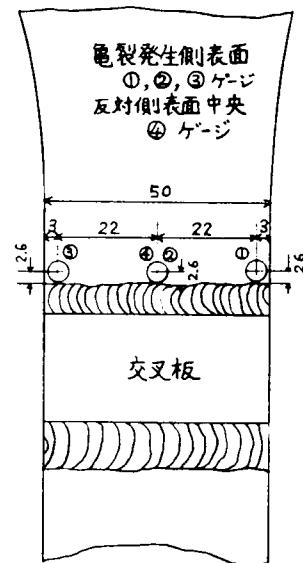


図 2.1.4 歪測定位置

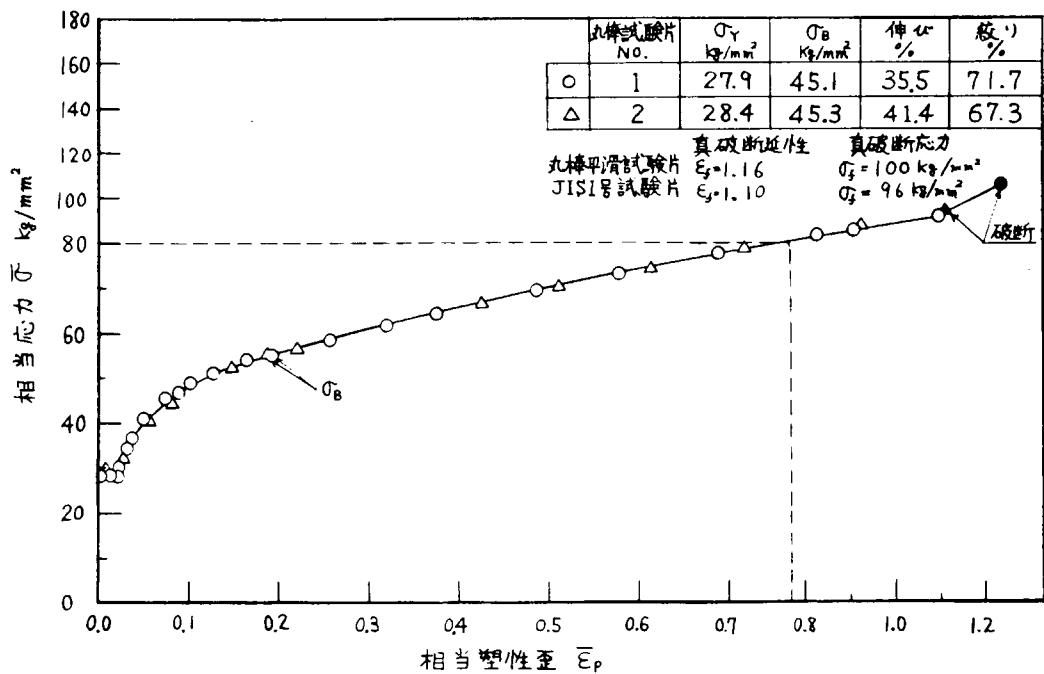
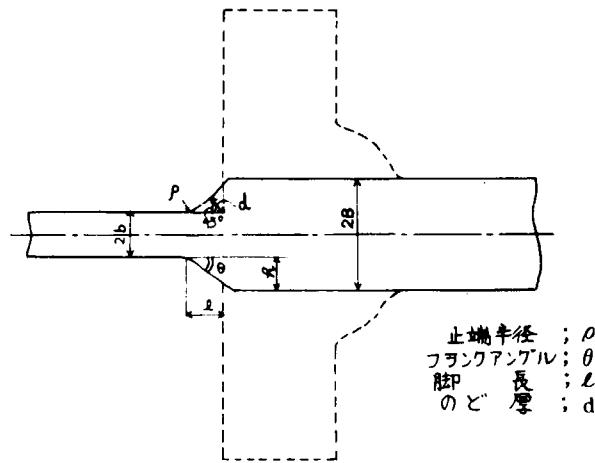


図 2.1.5 丸棒引張り試験片による供試鋼(KAK)の $\bar{\sigma}$ - $\bar{\varepsilon}_p$ 線図



十字すみ肉溶接継手試験片を上の実線の形状として弾性応力集中係数 K_t を求めた。

$$K_t = 1 + f(\theta)(\alpha_\rho - 1)$$

$$f(\theta) = \frac{1 - \exp(-0.9 \sqrt{B/h} \cdot \theta)}{1 - \exp(-0.9 \sqrt{B/h} \cdot \pi/2)}$$

$$\alpha_\rho = 1 + \left[\frac{1}{2.8(B/b) - 2} \cdot \frac{h}{\rho} \right]^{0.65} \quad \text{軸力に対して}$$

$$\alpha_\rho = 1 + \left[\frac{1}{5.37(B/b) - 4.8} \cdot \frac{h}{\rho} \right]^{0.85} \quad \text{曲げに対して}$$

図 2.1.6 止端形状および弾性応力集中係数の計算式

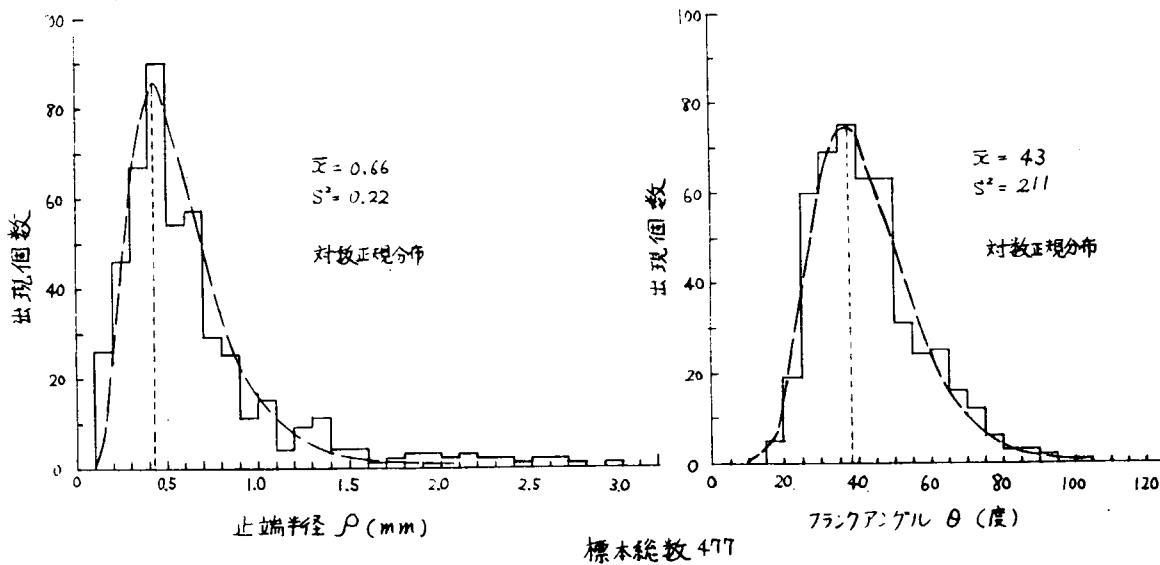


図 2.1.7 十字すみ肉溶接継手試験片の継手形状

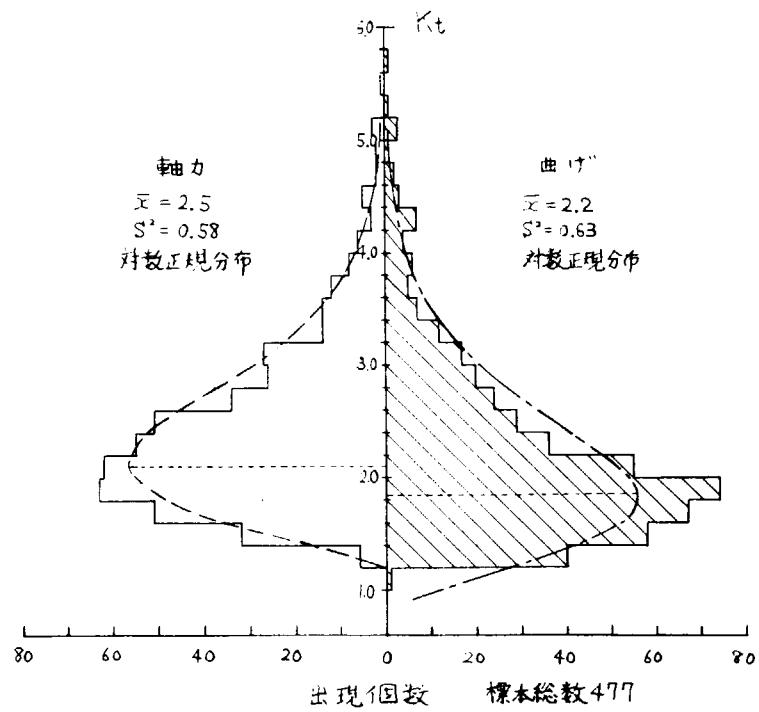


図 2.1.8 十字すみ肉溶接継手試験片の弾性応力集中係数

実線 ——— 龜裂発生側表面
 点線 ——— 反対側表面
 ● ——— 龜裂発生点

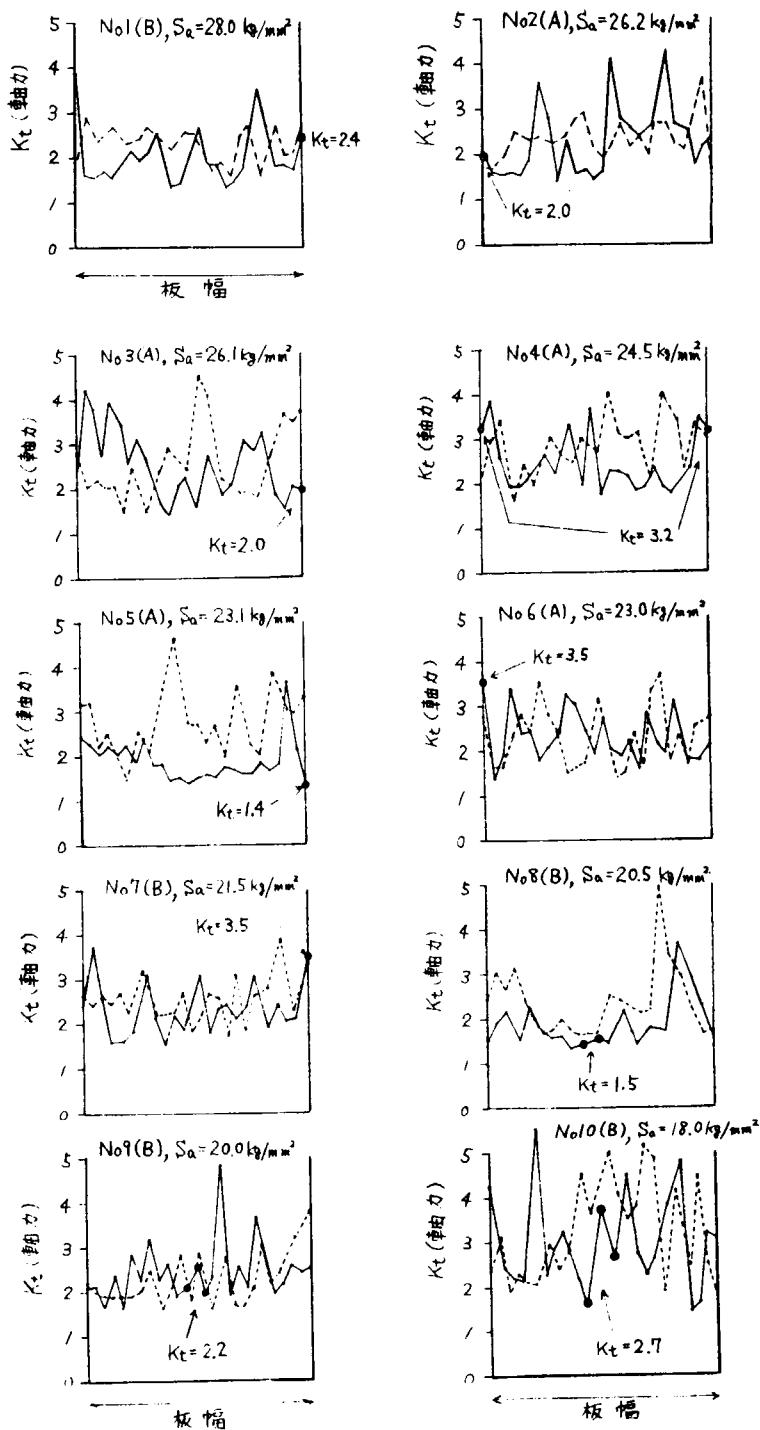
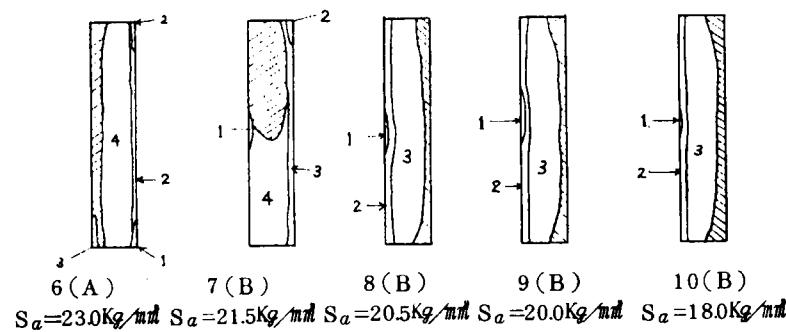
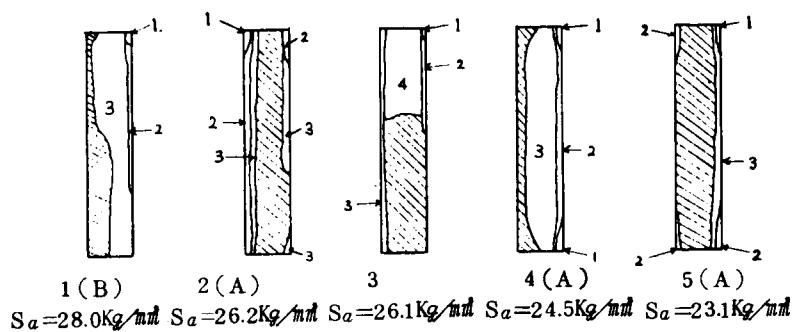


図 2.1.9 十字すみ内密接継手試験片の余盛形状による
応力集中率の板幅方向の分布



1. 龜裂発生点 せん断破面

伝播径路 疲労破面

図 2.1.10 十字すみ肉溶接継手試験片の破面形状

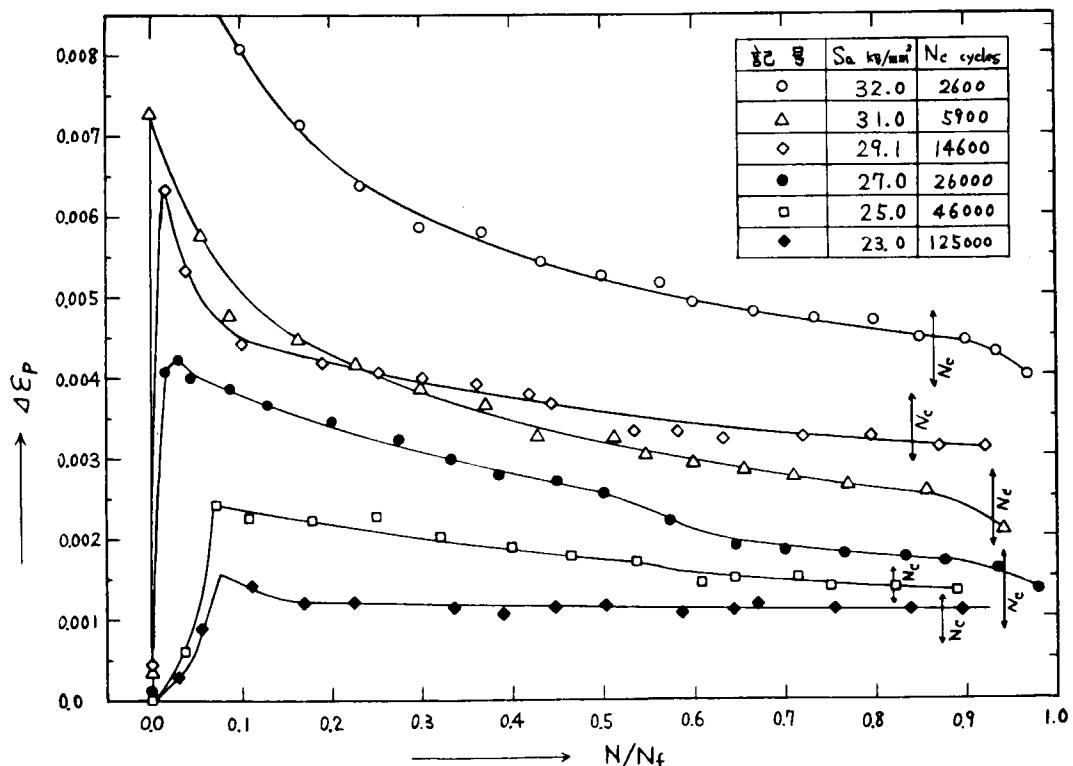


図 2.1.11 荷重の繰返しに伴う $\Delta\epsilon_p$ の変化 (平滑平板試験片)

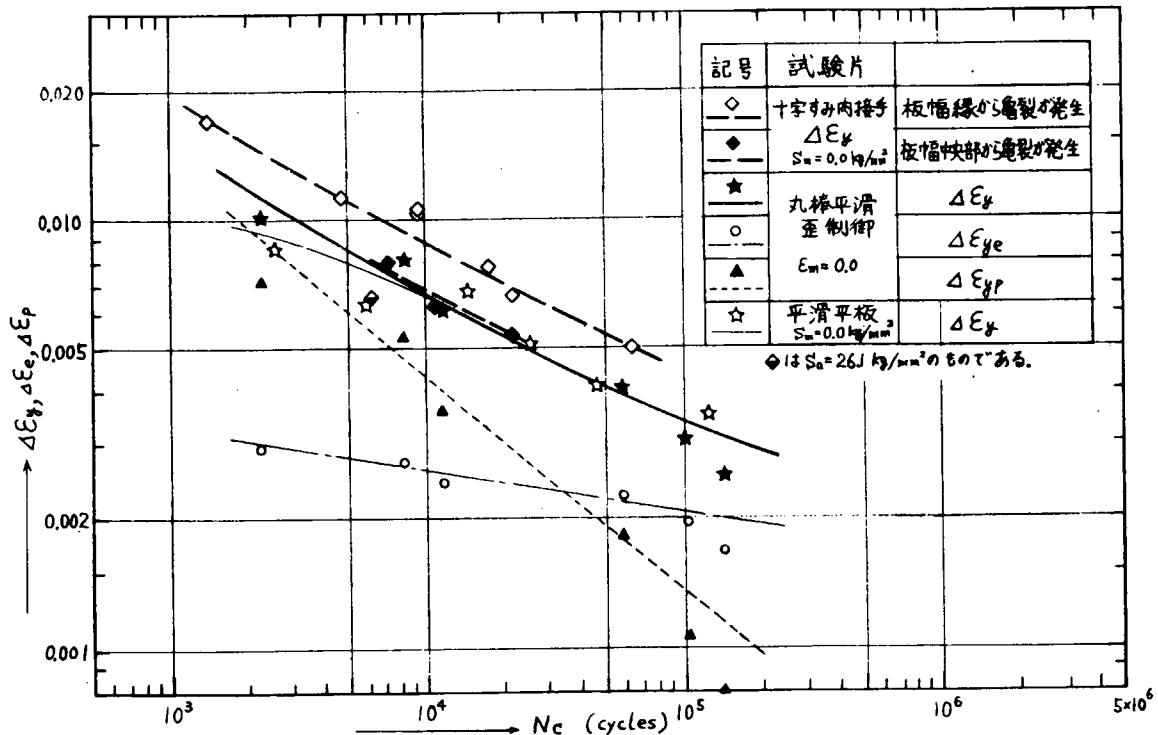


図 2.1.12 平滑試験片および十字すみ肉接手試験片の $\Delta \epsilon_y, \Delta \epsilon_e, \Delta \epsilon_p - N_c$ 線図 (歪は $1/2 N_c$ のものを用いた。)

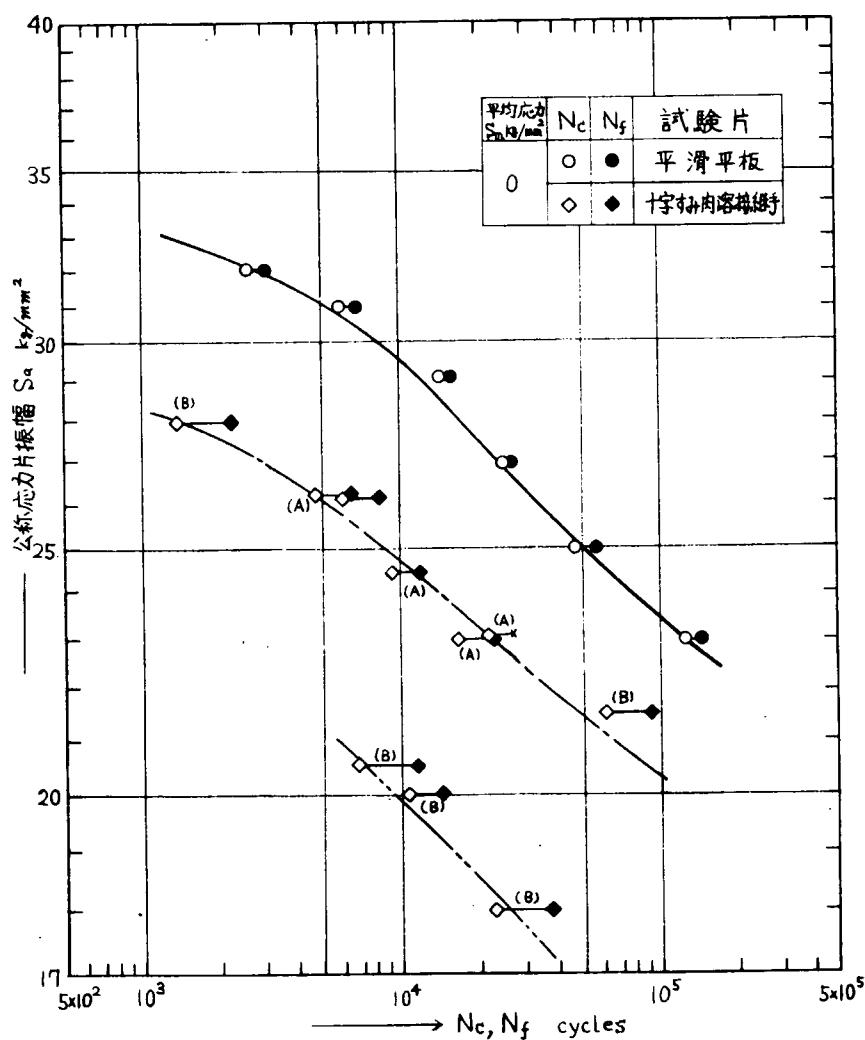


図 2.1.13 平滑平板, 十字すみ肉溶接接続手試験片の $S_a - N_c, N_f$ 線図

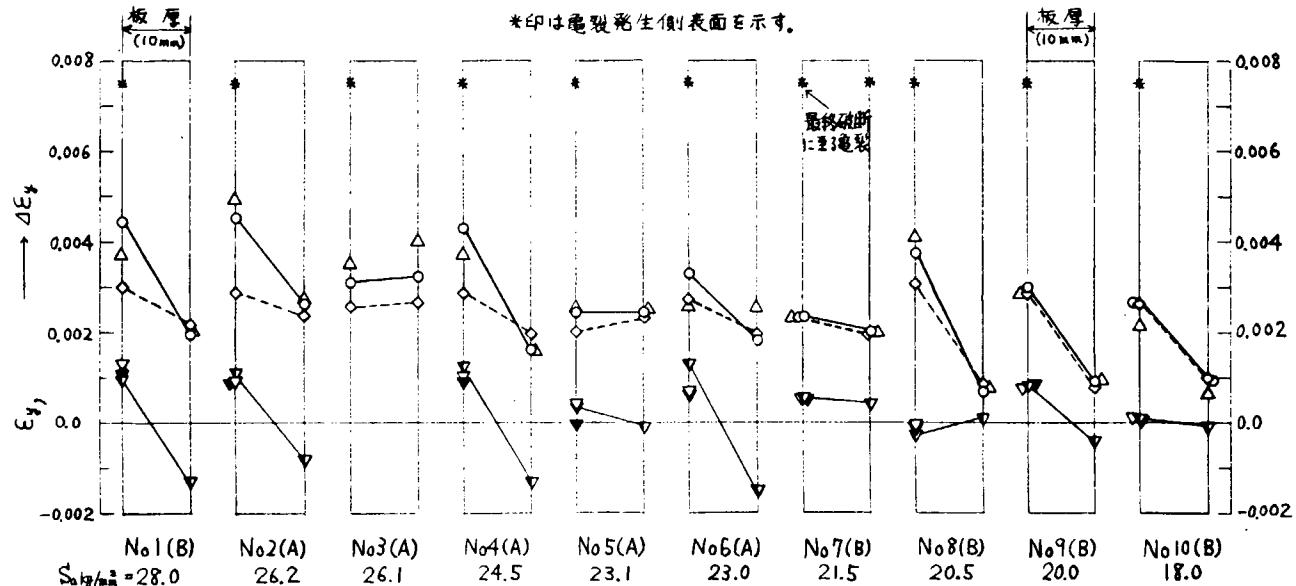


図 2.1.14 試験片両側表面における取付時および疲労試験中の歪値の比較

	試験取付時の歪	疲労試験中の $\Delta\epsilon_y$
▽	板幅縁(①ゲージ)	--◇-- 試験開始直後
▼	板幅中央(④ゲージ)	—○— $1/2 N_c$
▼	板幅縁(③ゲージ)	△ 亀裂発生直前

$\Delta\epsilon_y$ は板幅中央の値

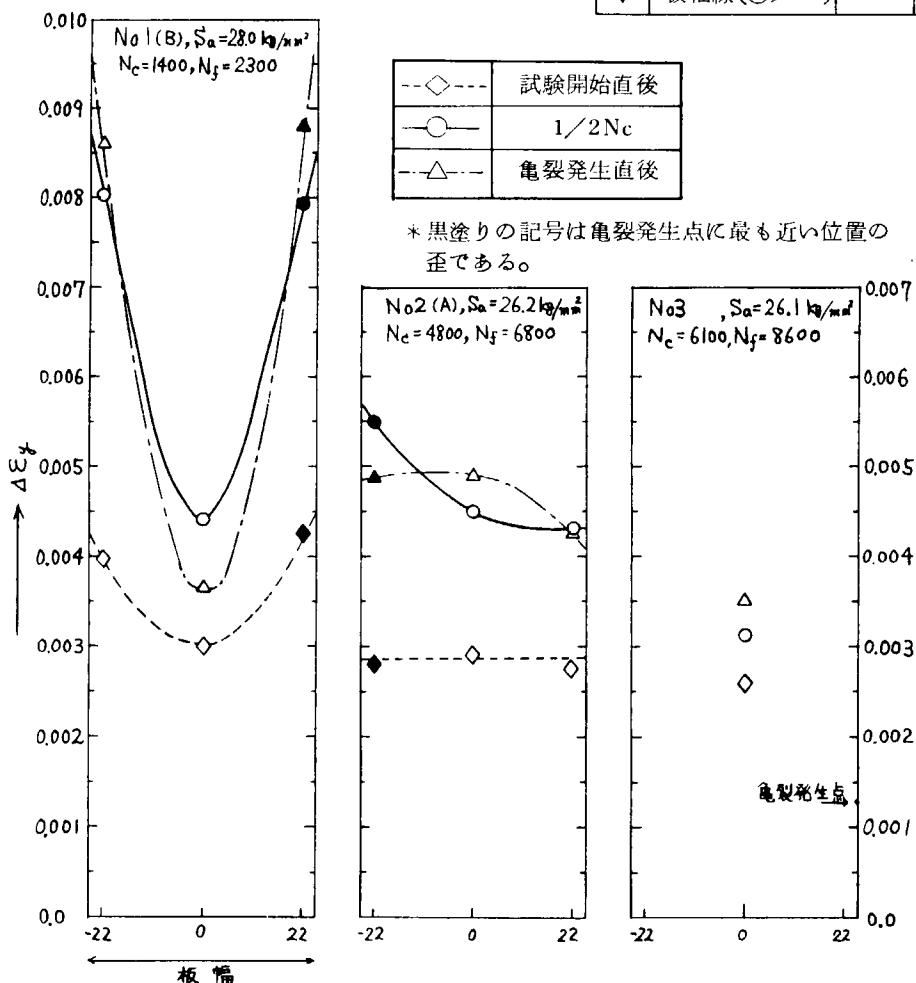


図 2.1.15(a) 亀裂発生側表面の荷重方向の歪範囲 $\Delta\epsilon_y$ の分布

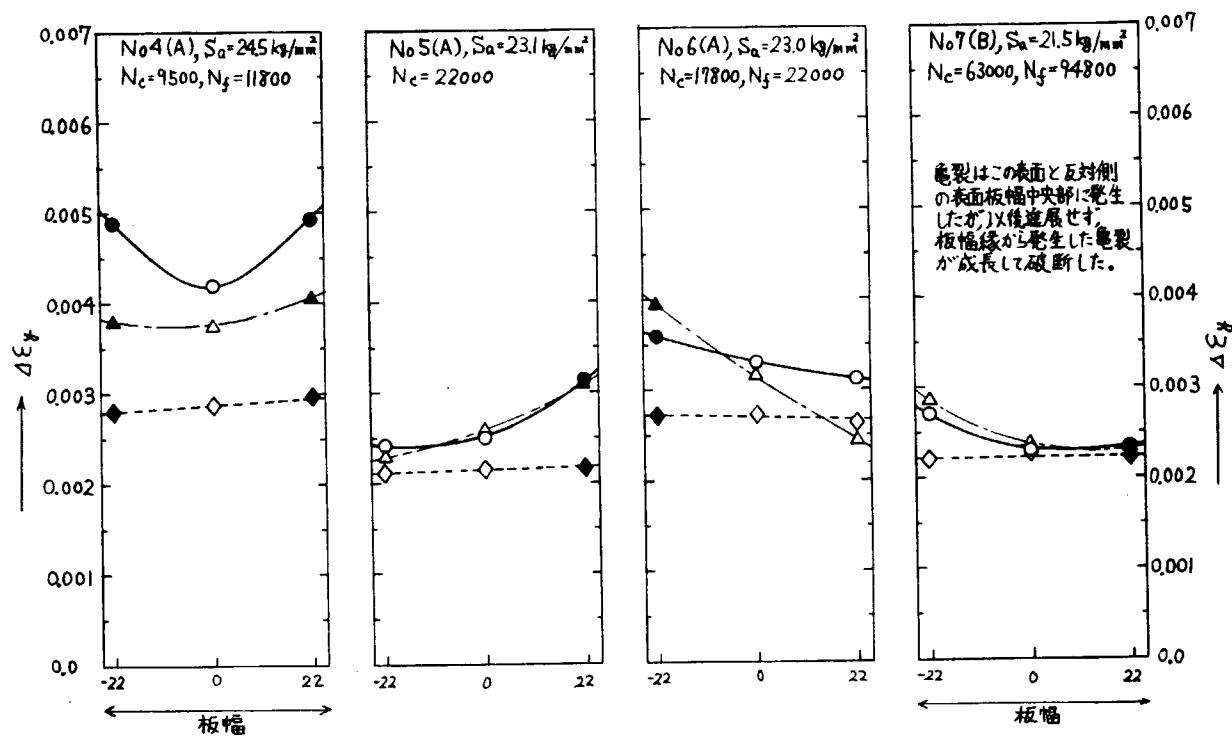


図 2.1.15(b) 亀裂発生側表面の荷重方向の歪範囲 $\Delta \varepsilon_y$ の分布

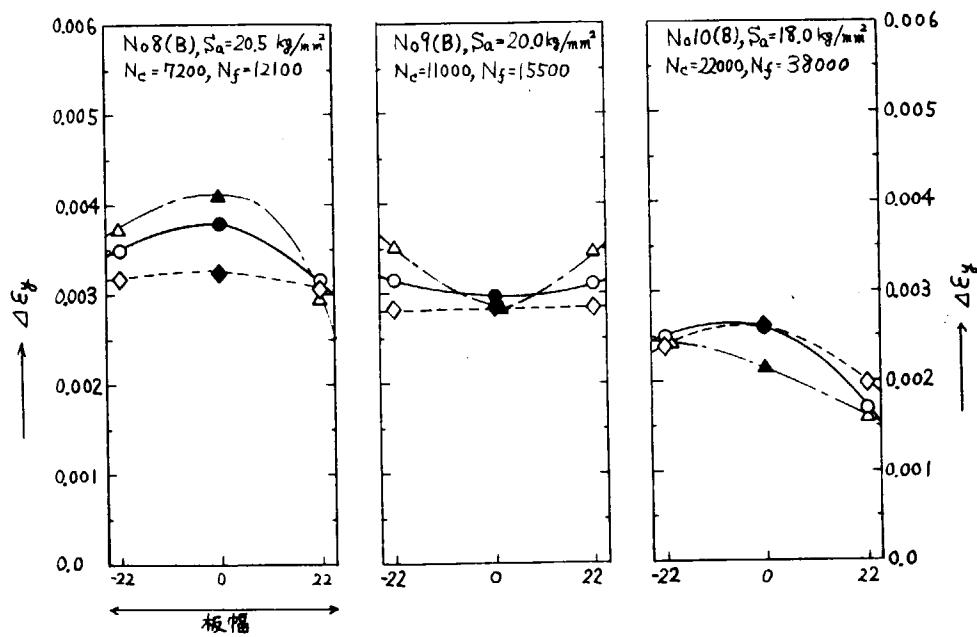


図 2.1.15(c) 亀裂発生側表面の荷重方向の歪範囲 $\Delta \varepsilon_y$ の分布

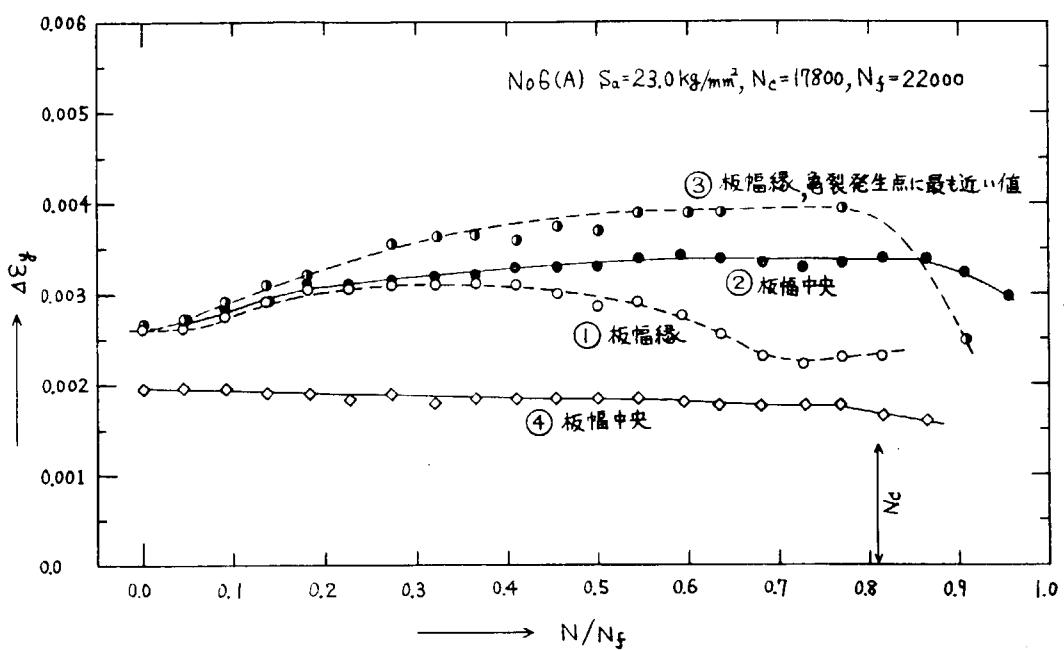


図 2.1.16 繰返しに伴う荷重方向の歪範囲 $\Delta\epsilon_y$ の挙動
(十字すみ内溶接継手試験片)

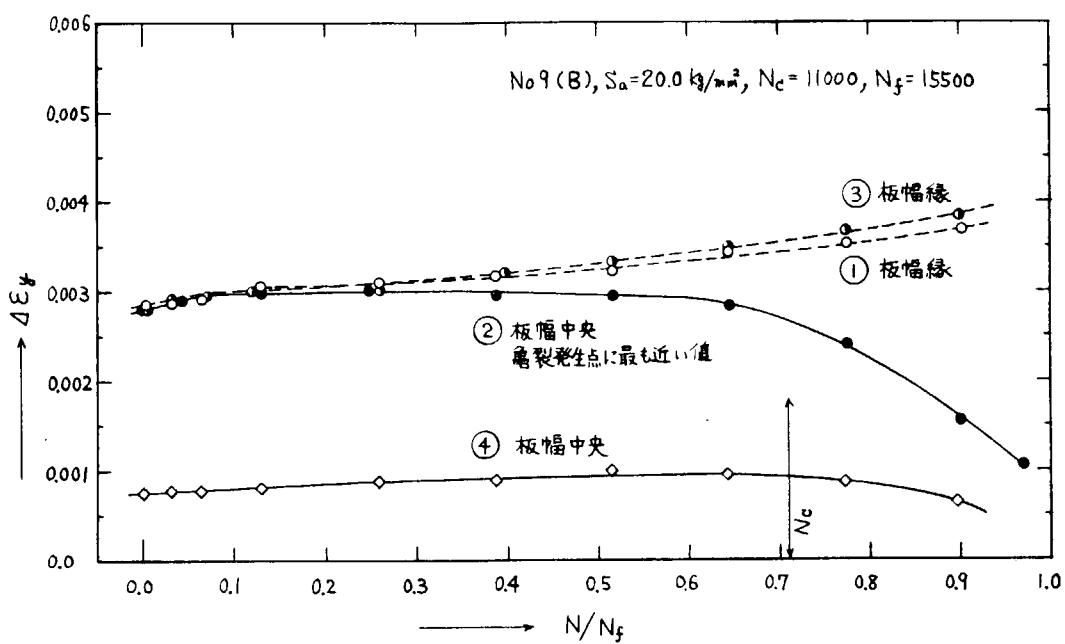


図 2.1.17 繰返しに伴う荷重方向の歪範囲 $\Delta\epsilon_y$ の挙動
(十字すみ内溶接継手試験片)

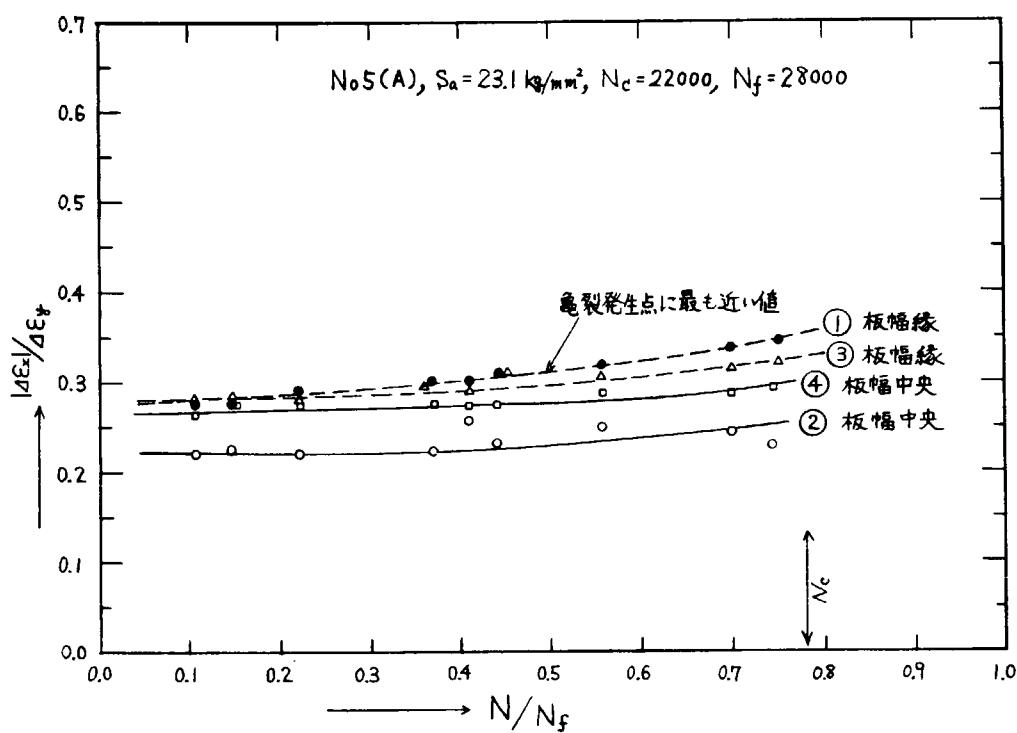


図 2.1.18 繰返しに伴う板幅方向の歪範囲 $\Delta \varepsilon_x$ と荷重方向の歪範囲 $\Delta \varepsilon_y$ との比

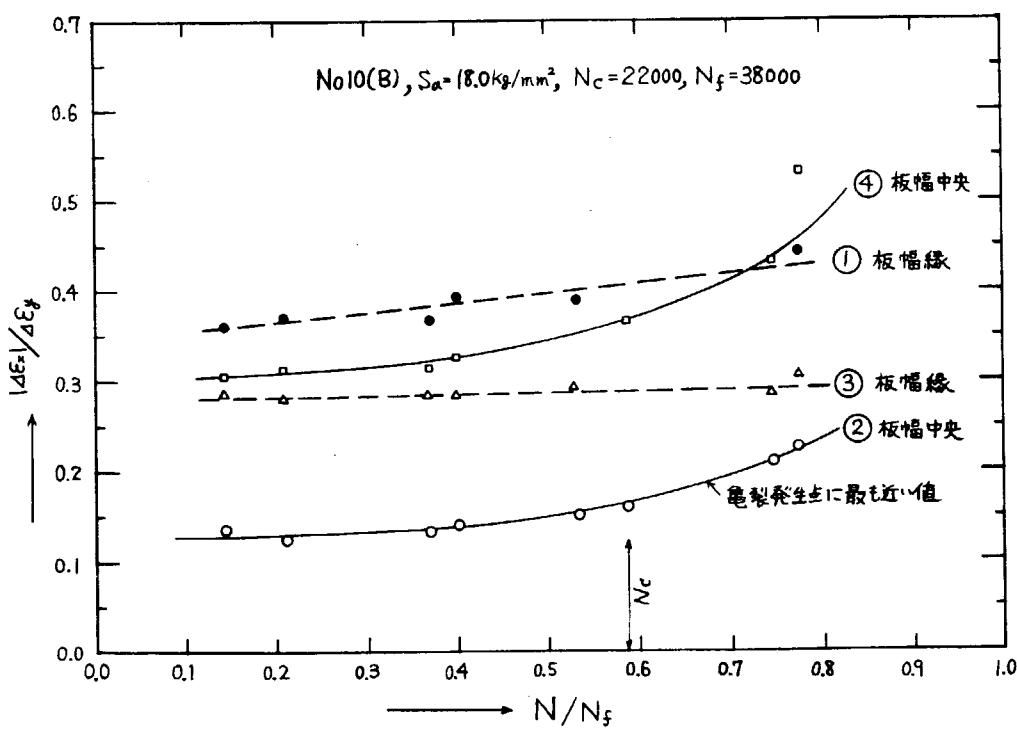


図 2.1.19 繰返しに伴う板幅方向の歪範囲 $\Delta \varepsilon_x$ と荷重方向の歪範囲 $\Delta \varepsilon_y$ との比

2.2 十字すみ肉溶接継手の片張り引張疲労強度

2.2.1 目的

船体構造部材には溶接部があり、その溶接部およびその近傍の母材部に疲労亀裂が発生する場合が多い。構造部材における疲労亀裂の発生寿命を推定する方法を確立するためには基礎継手の S-N 線図について検討しておく必要があり、本節では 2.1 の十字すみ内溶接継手の両振り疲労試験と同一材料を用いて片張り引張疲労試験を行い、その亀裂発生寿命推定法を検討することを目的とする。

2.2.2 試験

(1) 供試材

供試材は、板厚 10 mm の KAK 鋼で 2.1 の両振り疲労試験に供した材料と同一である。

(2) 試験片

試験片は図 2.2.1 に示す平滑試験片と十字すみ肉継手試験片の 2 種類である。すみ内溶接は CO₂ アーク溶接によって 2.1 と同一の溶接方法および条件のもとで行った。また、溶接はレ型開先を設けて突合せ溶接によって行ったが、若干の溶込み不足をルート部に生じていた。しかし、疲労亀裂はルート部のスラグ巻き込みから発生してのど断面で破断した 1 体の試験片を除いてすべて主板側のすみ肉趾端部に発生し母材破断を起こした。なお、十字すみ肉継手試験片は図 2.2.1 にみられるように試験ビードと反対側のビードには化粧溶接を施し、そのビード面をドレッシングした後ピーニングして強化し、試験ビード側に疲労亀裂が発生するよう配慮した。

(3) 試験方法

静的引張および片張り引張疲労試験は、50 トンアムスラー万能試験機を用いて行った。片張り引張疲労試験は上限応力（主板断面の最大公称応力）を種々に変え、下限応力は 1 kg/mm² と一定とし、応力比が 0.1 以下となるようにした。また、そのときの荷重繰返し速度は 30 cpm である。なお、試験片を試験機にチャッキングしたとき過大な偏心荷重が負荷されないようにするために、すべての試験片の表裏および左右に歪ゲージを貼付し、チャッキングしたときの歪を測定し各位置の歪の差が 20 ~ 30 μ 以下になるようにした。また、疲労試験時にも上記の歪ゲージを使用して各位置の歪を測定した。そのときの平滑試験片における歪の測定位置は、平行部のほぼ中央で板幅の中心、十字すみ肉継手試験片は図 2.2.2 に示すⅢ断面である。荷重の繰返し中にゲージが剥れた場合は新しいゲージをはりかえて亀裂が発生するまで計測を行った。十字すみ肉継手試験片における疲労亀裂の探知には超音波探傷機を使用し、70.5° の斜角探触子によって 1 スキップの距離の反射エコーをとらえることによって亀裂の発生を確認した。なお、このときの亀裂深さは約 0.5 mm であることを着色法によって破断後に観察した破面から確認している。

2.2.3 試験結果

(1) 静的引張試験

十字すみ肉継手試験片の試験ビード側における主板の表裏面に歪ゲージを貼付し、負荷の各段階における歪を測定した。歪の測定位置は図 2.2.2 に示すⅠ、Ⅱ およびⅢ断面で、Ⅰ断面には標点距離 2 mm の単軸ゲージを、Ⅱ およびⅢ断面には標点距離 2 mm の 2 軸ゲージを用いた。図 2.2.3 は各断面における荷重方向の歪 ε_y の試験片幅方向の分布を、図 2.2.4 はⅡ およびⅢ断面の荷重に直角方向の歪 ε_x の分布をそれぞれ示したものである。公称応力 S が 2 kg/mm² ではいずれの断面における歪も一様に分布しており、試験片のチャッキングが良好な状態にあることがうかがえる。S が大きくなると負荷の偏心のため試験片の左右、表裏の ε_y に若干の差を生じるようになるが、S = 2.6 kg/mm² まではほぼ一様とみな

すことができる。他方、Ⅲ断面における ϵ_x の分布はいくぶん板幅中央で小さくなる傾向にあり板幅方向の拘束が認められる。図2.2.5および図2.2.6はⅡおよびⅢ断面における荷重方向の応力 σ_y および直角方向の応力 σ_x の分布を示したものである。この応力分布は後述の疲労亀裂発生位置と密接な関係がある。

(2) 片張り引張疲労試験

平滑試験片の片張り引張疲労試験結果をまとめて表2.2.1に示す。図2.2.7および図2.2.8に平滑試験片において測定した塑性歪範囲 $A\epsilon_y^P$ および平均歪 ϵ_m の荷重繰返しに伴う変化の状況をそれぞれ示す。公称応力範囲 AS が 3.7Kg/mm^2 以上では $A\epsilon_y^P$ 、 A_m のいずれも繰返し数とともに漸増しており、サイクリッククリープを起こしていることが認められる。しかし AS が 3.55Kg/mm^2 以下では $A\epsilon_y^P$ および ϵ_m は寿命の大半を通じてほぼ一定である。図2.2.9は平滑試験片の亀裂発生位置および進展状況を示したものである。疲労亀裂が試験片の板幅端部から発生したP-55試験片を除けばいずれの試験片においても亀裂は板幅端部から中央によった位置に発生し、その後板厚方向に進展したのちに剪断破壊を起こしている。

十字すみ肉継手試験片の溶接部形状と片振り引張疲労試験結果を一括して表2.2.2に示す。表中の応力範囲 AS は疲労亀裂の発生伝播箇所がすみ肉趾端部であったので、主板の公称応力範囲で示してある。また、試験片の目違いと角変形の相互関係によってA、Bに分類したが、この定義の仕方は2.1と同じである。図2.2.10～図2.2.21は各試験片において測定した全歪範囲 $A\epsilon_y$ および ϵ_m の荷重繰返しに伴う変化の状況をそれぞれ示したものである。十字すみ肉継手試験片において、 N_c が 10^4 サイクル以上の疲労では平滑試験片にみられたようなサイクリッククリープは起こらず亀裂の発生まで $A\epsilon_y$ および ϵ_m はほぼ一定で亀裂の発生後に歪の低下を起こしている。図2.2.22は亀裂が発生したビード側の表面と反対側の表面のチャッキングによる初期歪および歪範囲を比較して示したもので、試験片は目違いと角変形によって曲げを受けるために両面の歪に差がみられ、いずれの試験片も歪の大きい側のビード趾端から亀裂は発生した。したがって、十字すみ肉継手では目違いと角変形を測定することによって疲労亀裂の発生する側をあらかじめ予測することが可能である。図2.2.23に破面の外観を示す。

AS が 2.8Kg/mm^2 以下では板幅端部よりもむしろ中央によった箇所から亀裂は発生し、その亀裂が互に連って板幅方向に進展したのちに剪断破壊を起こした。それに対し降伏点以上の荷重レベルに相当する AS が 3.3 および 3.5Kg/mm^2 の場合は、亀裂は板幅端部から発生し進展するとともに中央によった箇所からも亀裂が生じ、これらの亀裂は合体して板幅方向に進展し破断した。図2.2.6に示した σ_y の分布からこの荷重レベルでは板幅中央部に比べて端部の応力が大きく、降伏点以上の荷重レベルでは亀裂は最初に端部に発生することが了解できる。亀裂の伝播寿命(表2.2.2の N_f と N_c の差)は AS が 2.8Kg/mm^2 以下の場合 $4.3 \sim 7.0 \times 10^4$ で、 AS によって顕著な差が認められない。これは趾端部の数箇所に発生した亀裂が板幅方向に進展して破断するためと考えられる。

2.2.4 考 察

十字すみ肉継手試験片の片張り引張疲労における N_c の評価を2.1の完全両振り定歪試験の結果から得られる応力・歪関数¹⁾を用いて試みた。片張り引張におけるすみ肉趾端切欠き部の歪挙動が歪制御に近いことから完全両振り定歪試験による定常状態のヒステリシス曲線が応力・歪関係を与えるものとして取扱った。図2.2.24は完全両振り定歪試験の定常時におけるヒステリシス曲線を示したものである。このヒステリシス曲線にStowell式を適用し、切欠き部の真応力範囲 $A\sigma$ および真歪範囲 $A\epsilon$ を逐次近似計算²⁾によって求め各 AS における応力・歪関数 $D (= \sqrt{E \cdot A\epsilon \cdot A\sigma})$ を推定した。図2.2.25は完全両振り定歪試験の $A\epsilon - N_c$ 曲線をもとに $D - N_c$ 曲線を示したものである。切欠き材の片張り引張疲労における D と N_c の関係は上記の完全両振り定歪疲労の $D - N_c$ 曲線とほぼ一致することがすでに明らか

にされている¹⁾ので、この D-Nc 曲線を用いて十字すみ肉継手試験片の Nc を推定した。以上の計算のフローチャートを図 2.2.2.6 に示す。図 2.2.2.7 はこのようにして推定した十字すみ肉継手試験片の AS-Nc 曲線を実験結果と比較して示したものである。なお、図中には平滑試験片の実験結果を一緒に示してある。弾性応力集中率 Kt を 2.3 としたときの推定曲線は実験結果とほぼ一致しており、2.1 においてすみ肉趾端の幾何学的形状から求めた Kt とほぼ一致することから上記の推定方法が妥当なことがわかる。AS = 1.7 Kg/mm² の実験点だけは Kt が 2.3 よりも 2.8 の推定曲線に一致しているが、これはこの継手試験片の趾端半径が他の試験片に比べてとくに小さく Kt が大きいことと符合している。

2.2.5 結論

一般造船用軟鋼の突合せ十字溶接継手の趾端部について片振り引張荷重条件での疲労亀裂発生強度を実験的に把握し、応力・歪関数を使用して推定した強度と比較した。その結果、丸棒平滑試験片による完全両振り定歪疲労試験結果が得られていれば、溶接趾端部の片振り引張疲労における亀裂発生寿命が推定可能であることが明らかになった。

参考文献

- 1) 永井欣一、森 正浩、矢島 浩、山本 豊、藤本由紀夫：軟鋼切欠平板の腐食疲労亀裂発生寿命推定に関する研究、日本造船学会論文集、第 142 号（1977）、pp239～250
- 2) R. E. Peterson: Fatigue of Metals in Engineering and Design, Edgar Marburg Lecture, Material Research and Standards, Feb. (1963)、pp123～139

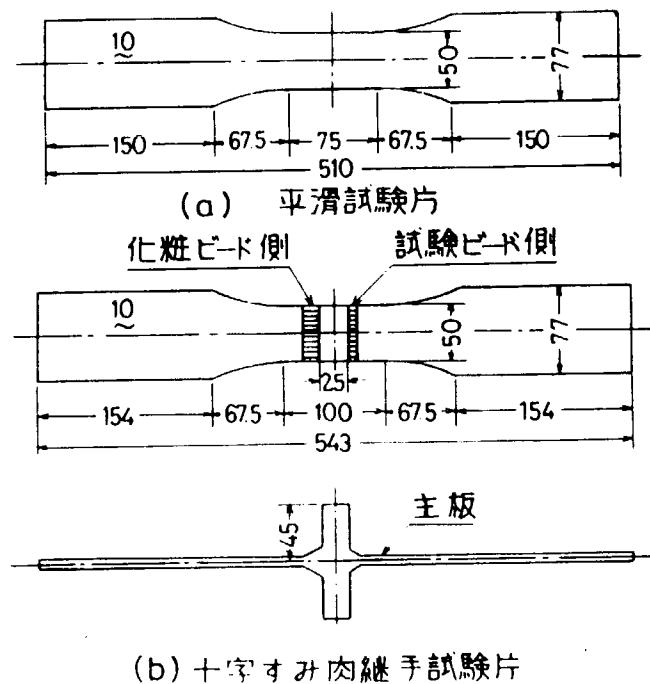


図 2.2.1 試験片の形状および寸法

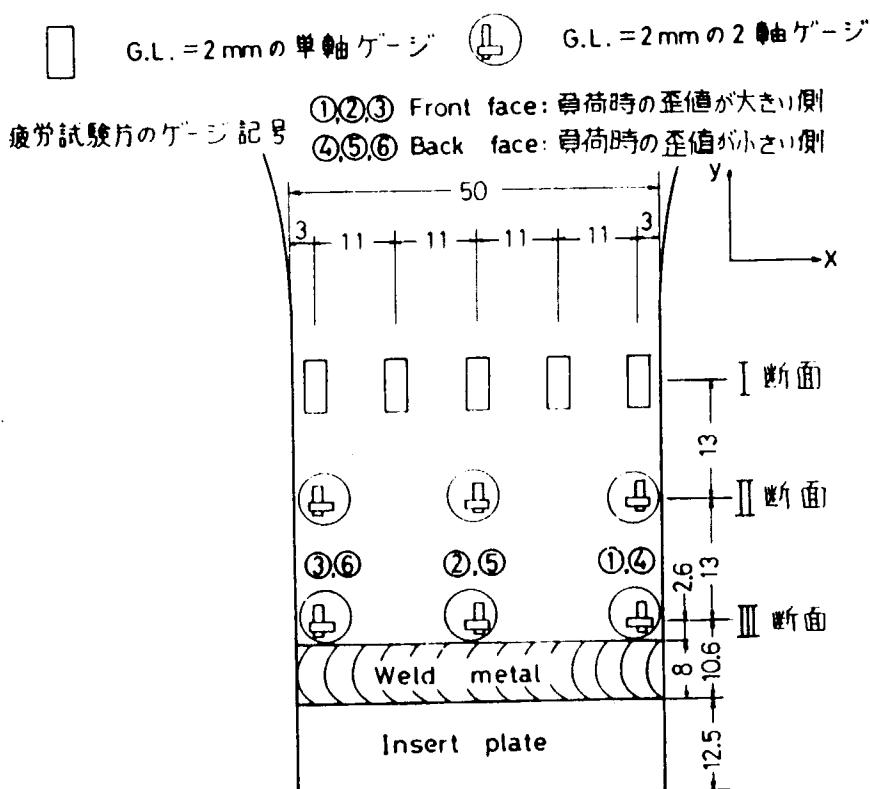


図 2.2.2 十字すみ肉継手試験片のゲージ貼付位置

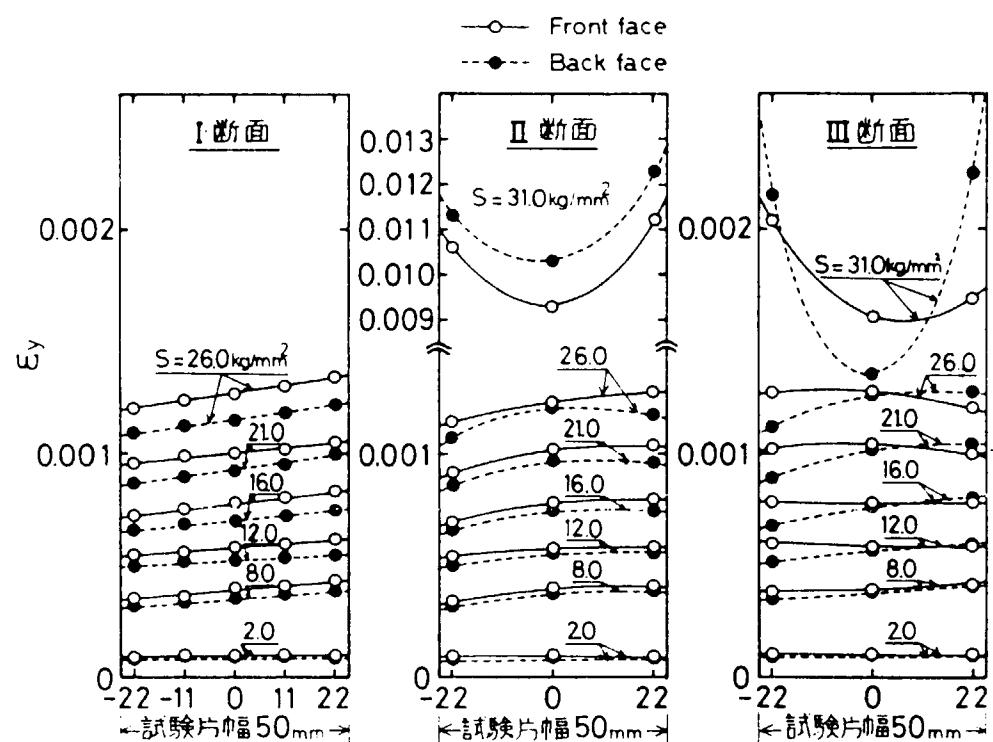


図 2.2.3 十字すみ肉継手試験片の静的引張試験における ϵ_y の分布

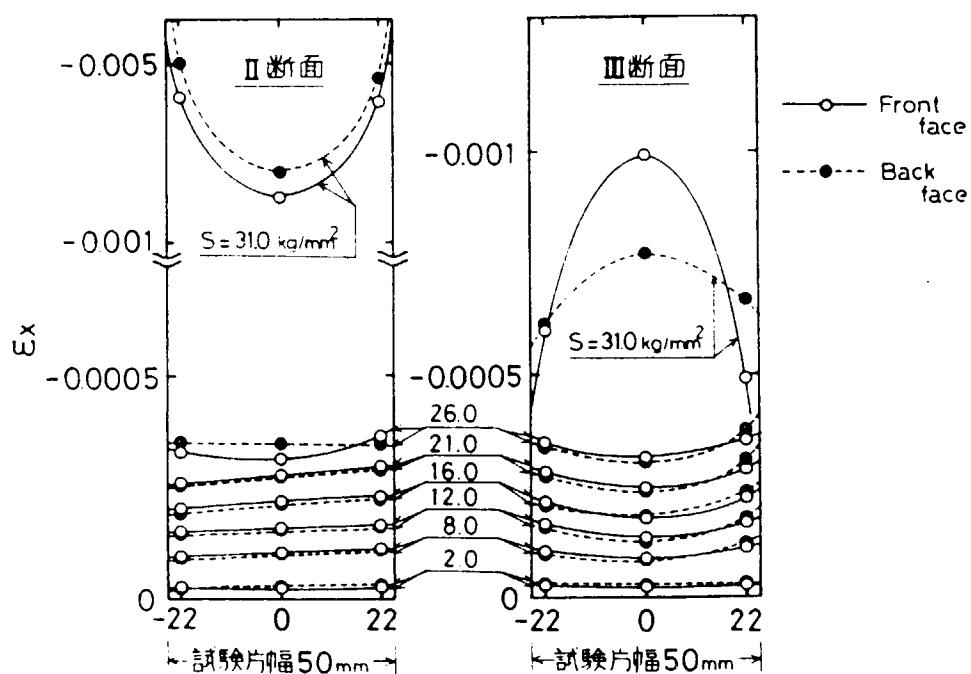


図 2.2.4 十字すみ肉継手試験片の静的引張試験における ϵ_x の分布

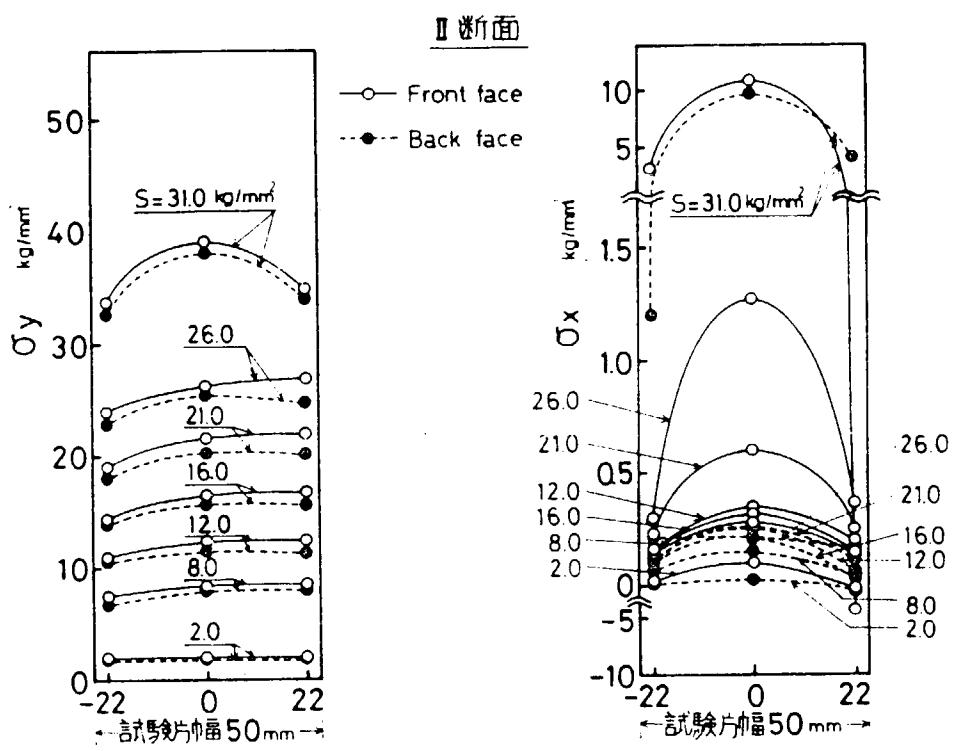


図 2.2.5 十字すみ肉継手試験片の静的引張試験
における応力分布

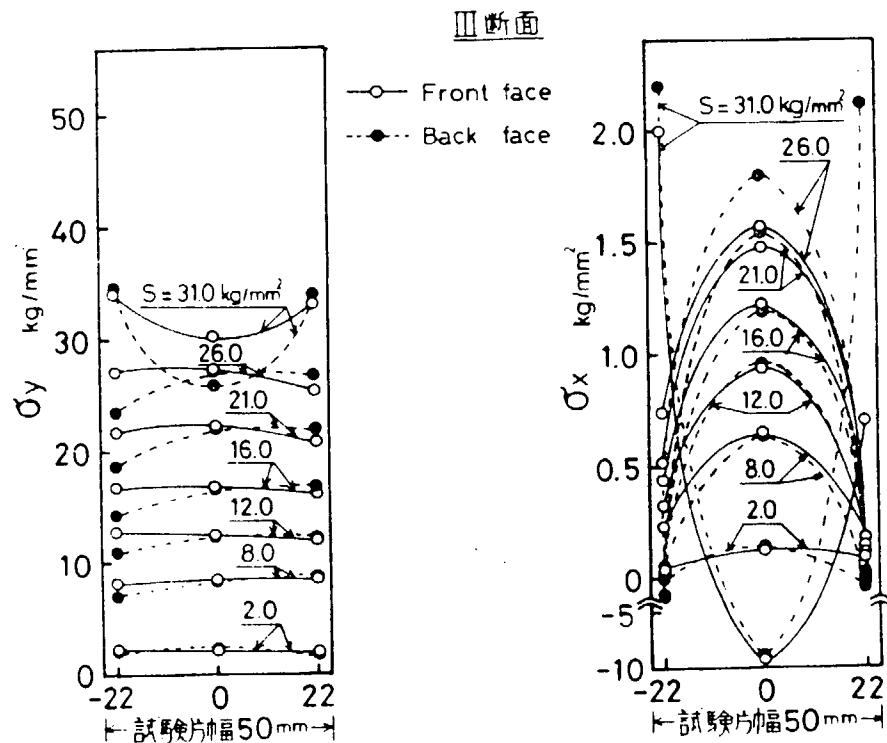


図 2.2.6 十字すみ肉継手試験片の静的引張試験
における応力分布

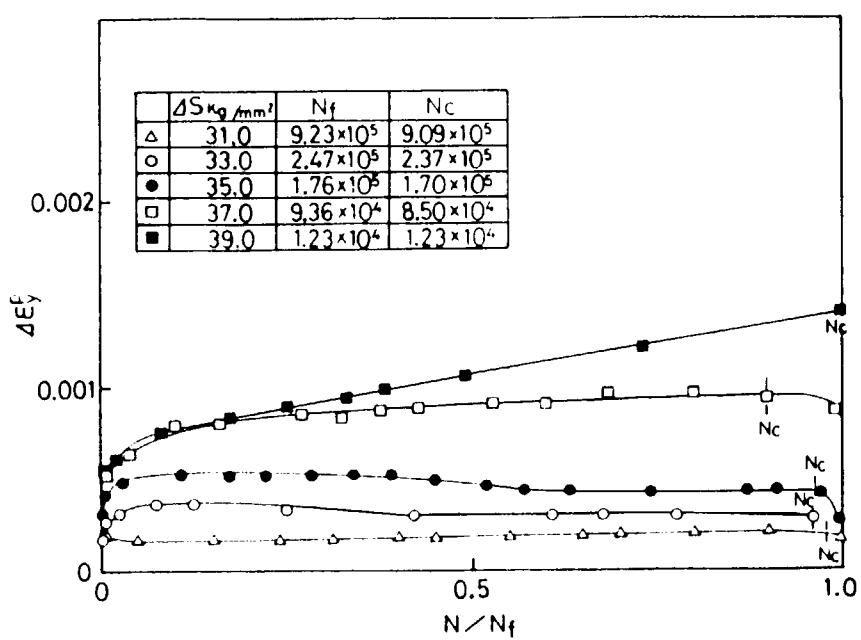


図 2.2.7 平滑試験片の荷重の繰返しに伴う塑性歪範囲 $\Delta \epsilon_y^p$ の変化

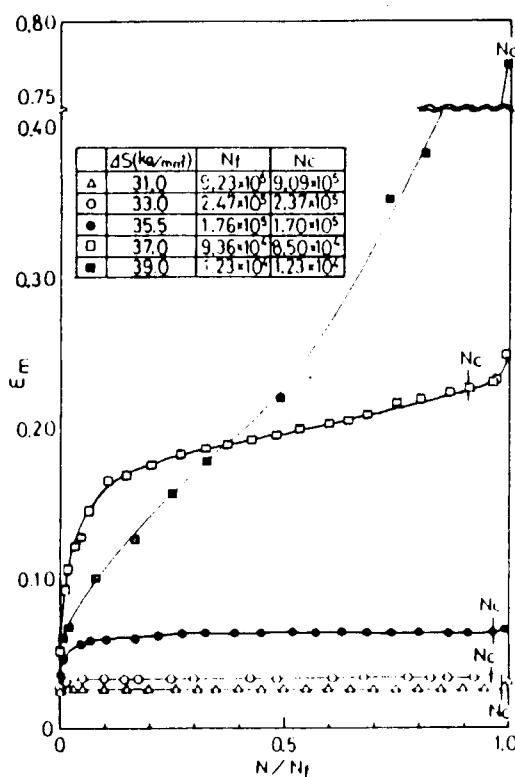


図 2.2.8 荷重の繰返しに伴う平均ひずみ ϵ_m の変化

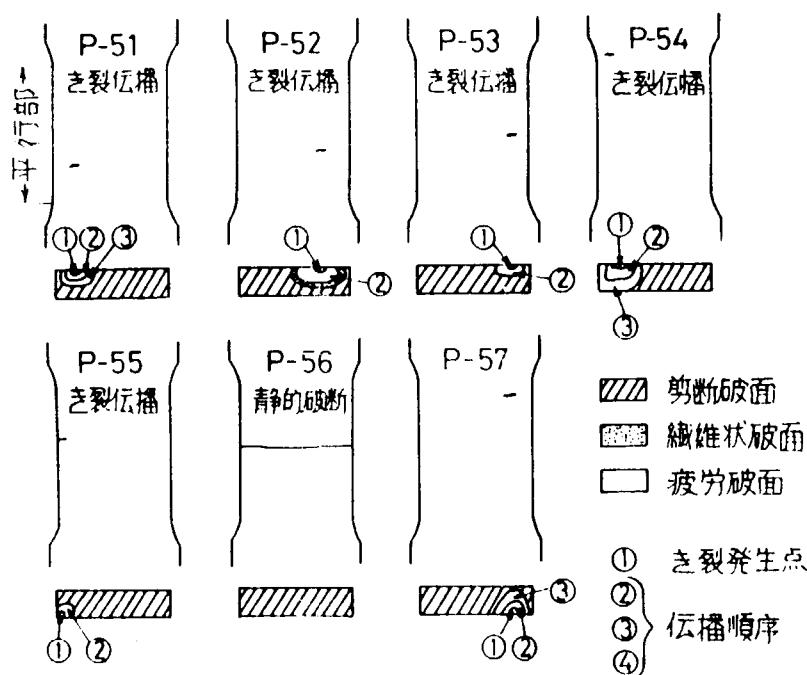


図 2.2.9 平滑試験片の疲労き裂の発生位置および進展状況

表 2.2.1 平滑試験片の片振り引張疲労試験結果

試験片番号	応力範囲 kg/mm ²	歪範囲 Nc/2	Nc cycles	Nf cycles	freq c.p.m.
P-51	34.0	—	1.07×10^5	1.09×10^5	30
P-52	33.0	0.00167	2.37×10^5	2.47×10^5	30
P-53	35.5	0.00220	1.70×10^5	1.76×10^5	30
P-54	31.0	0.00164	9.09×10^5	9.23×10^5	30
P-55	37.0	0.00258	8.50×10^4	9.36×10^4	30
P-56	39.0	0.00280	1.23×10^4	1.23×10^4	30
P-57	29.6	(0.00157)	1.03×10^6	—	420

(); 1回目の歪範囲

表2.2.2 十字すみ肉継手試験片の片振り疲労試験結果および接合部の形状

* 磁粉探傷試験結果
 ** 錐手の目違いと角変形
 図の2つのTypeがある
 A Type: 目違いと角変形
 モーメントが逆位
 B Type: 目違いと角変形
 モーメントが同位

①ゲージ③ゲージで全変位の大きい方を(上)、小さい方を(下)で表わした。

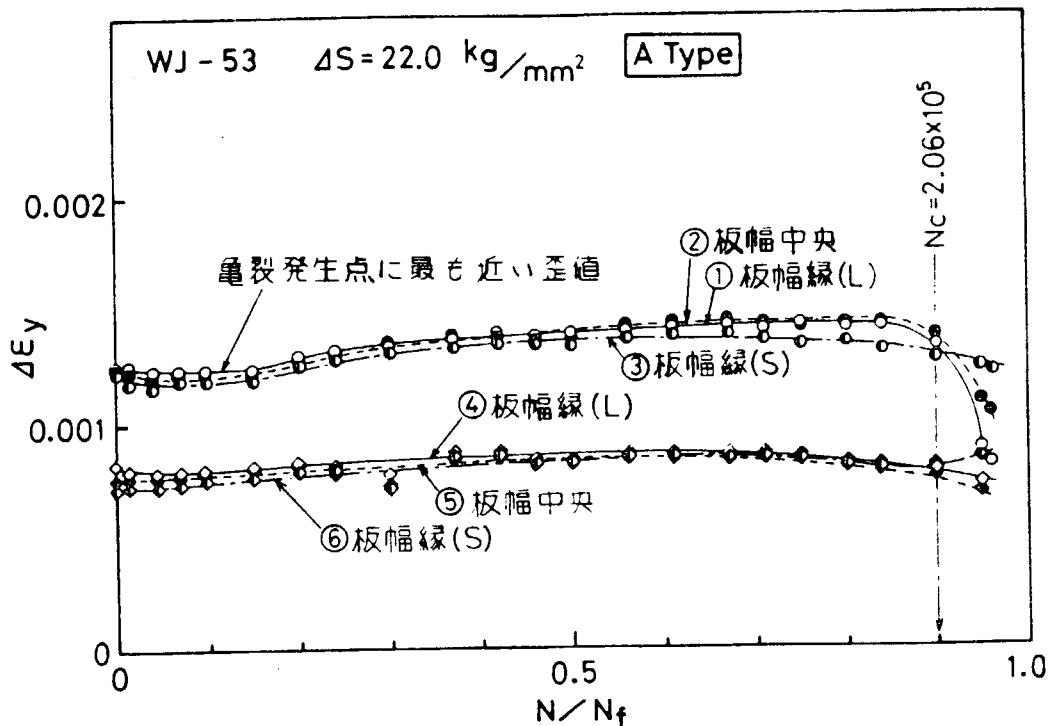


図 2.2.10 十字すみ肉継手試験片の荷重の繰返しに伴う $\Delta \epsilon_y$ の変化

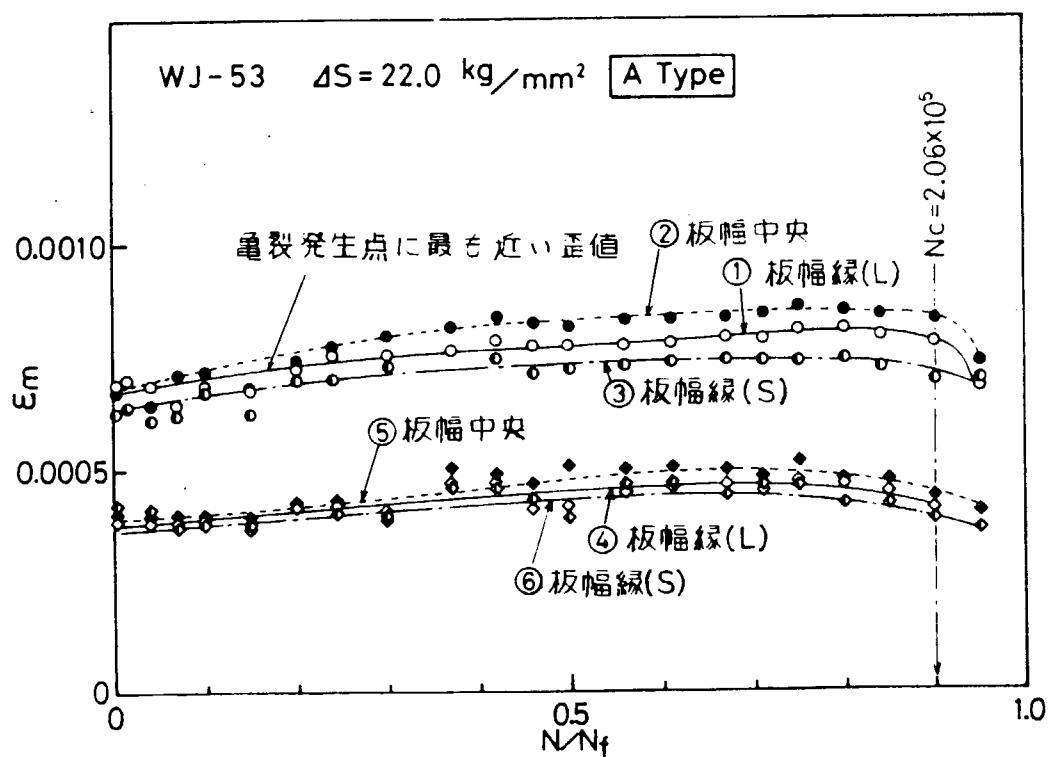


図 2.2.11 十字すみ肉継手試験片の荷重の繰返しに伴う ϵ_m の変化

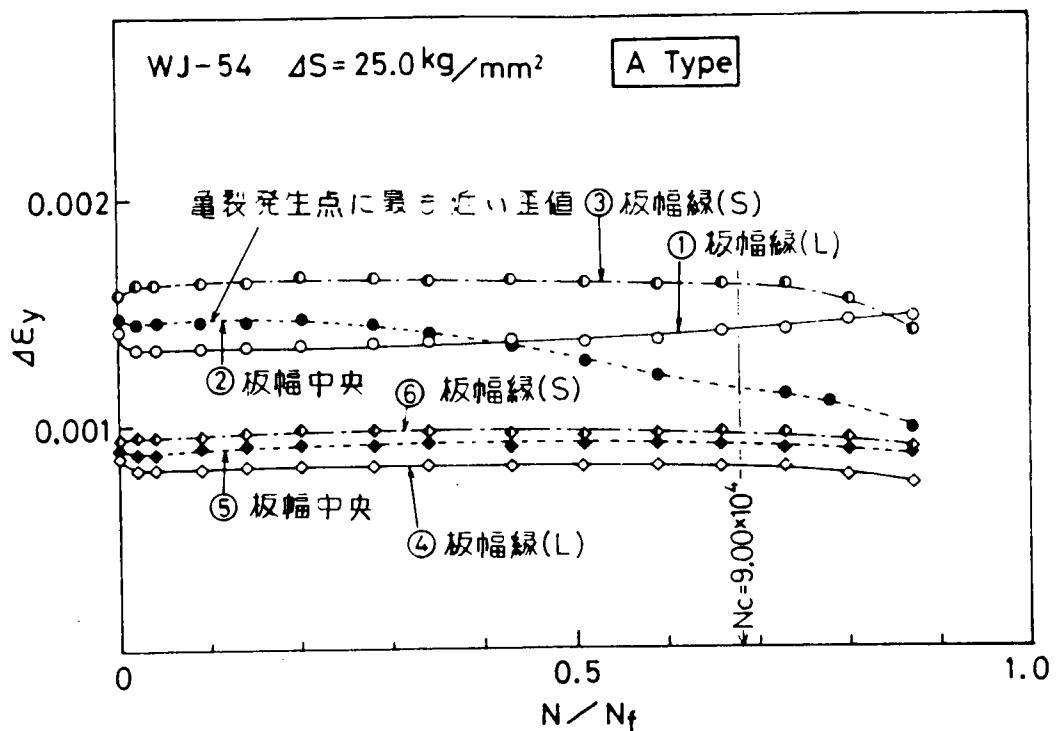


図 2.2.12 十字すみ肉継手試験片の荷重の繰返しに伴う $\Delta \epsilon_y$ の変化

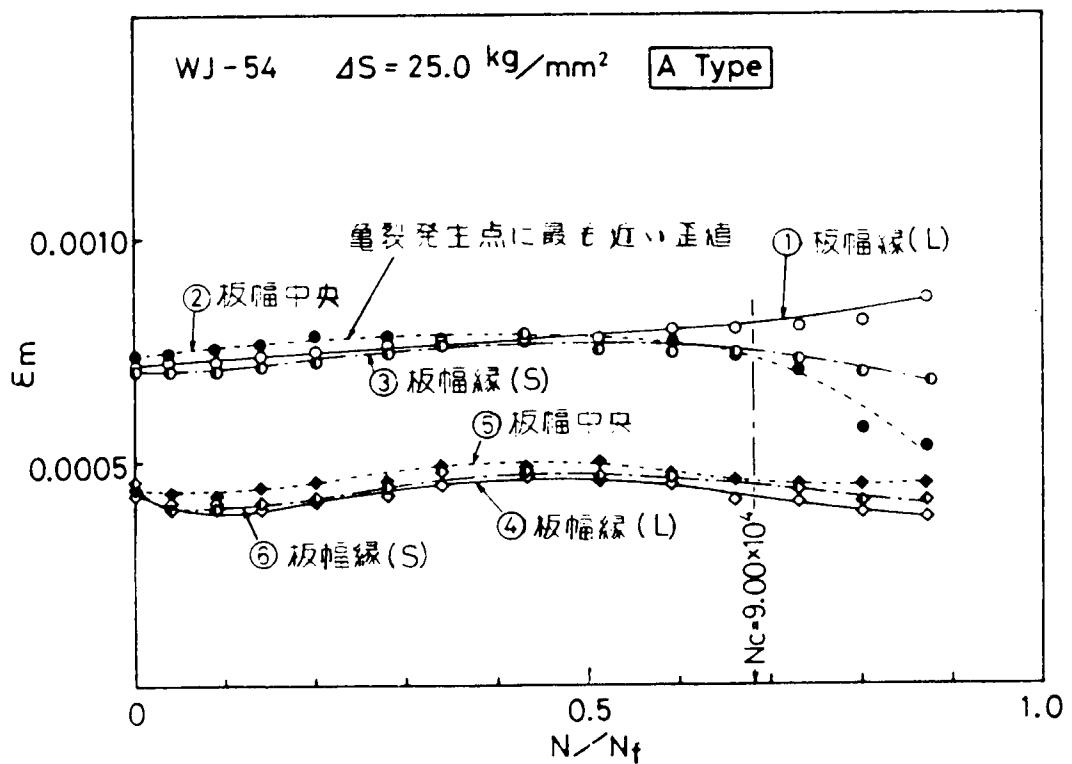


図 2.2.13 十字すみ肉継手試験片の荷重の繰返しに伴う ϵ_m の変化

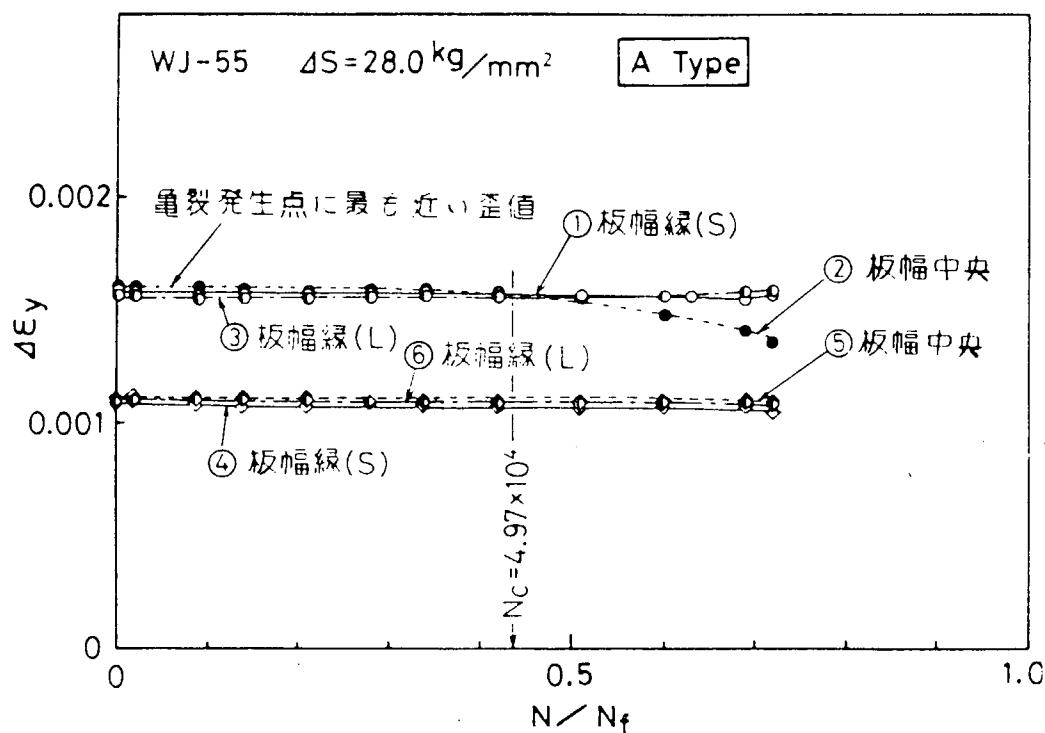


図 2.2.14 十字すみ肉継手試験片の荷重の繰返しに伴う $\Delta\epsilon_y$ の変化

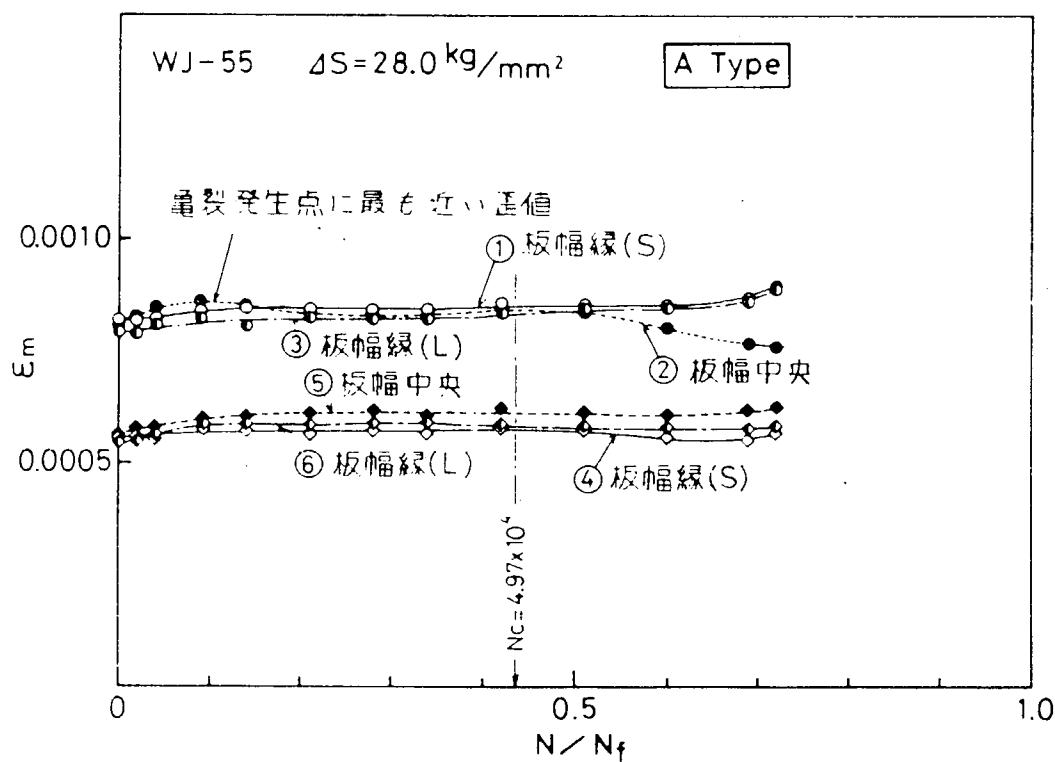


図 2.2.15 十字すみ肉継手試験片の荷重の繰返しに伴う ϵ_m の変化

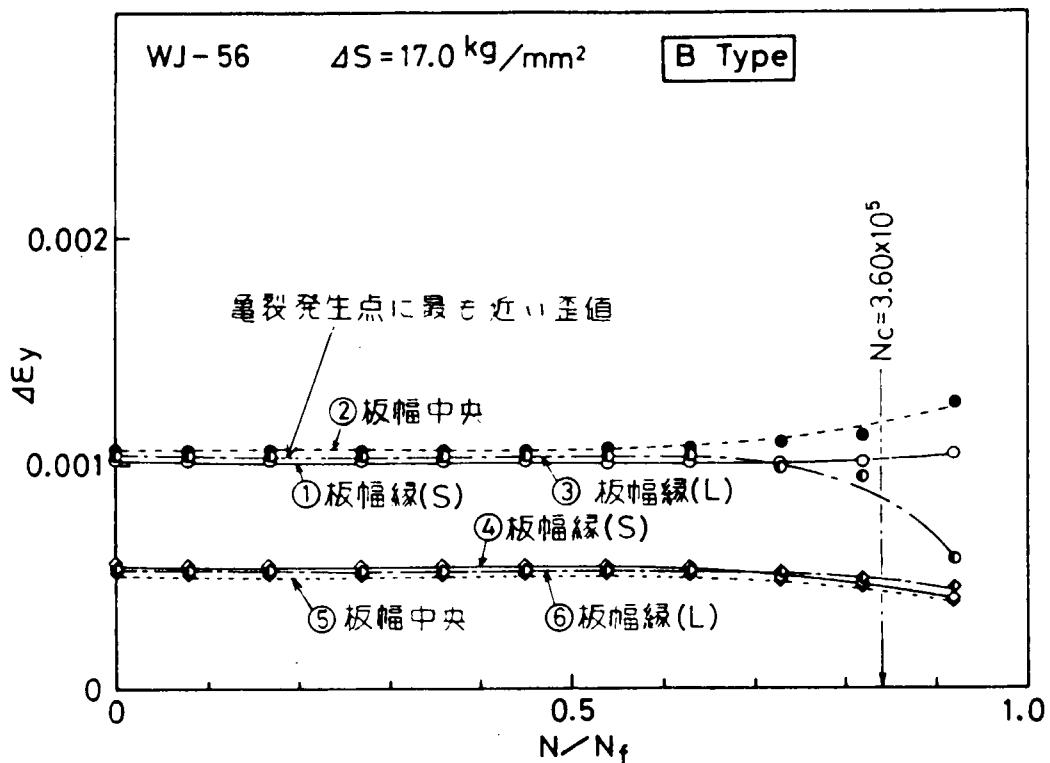


図 2.2.16 十字すみ肉継手試験片の荷重の繰返しに伴う $\Delta \epsilon_y$ の変化

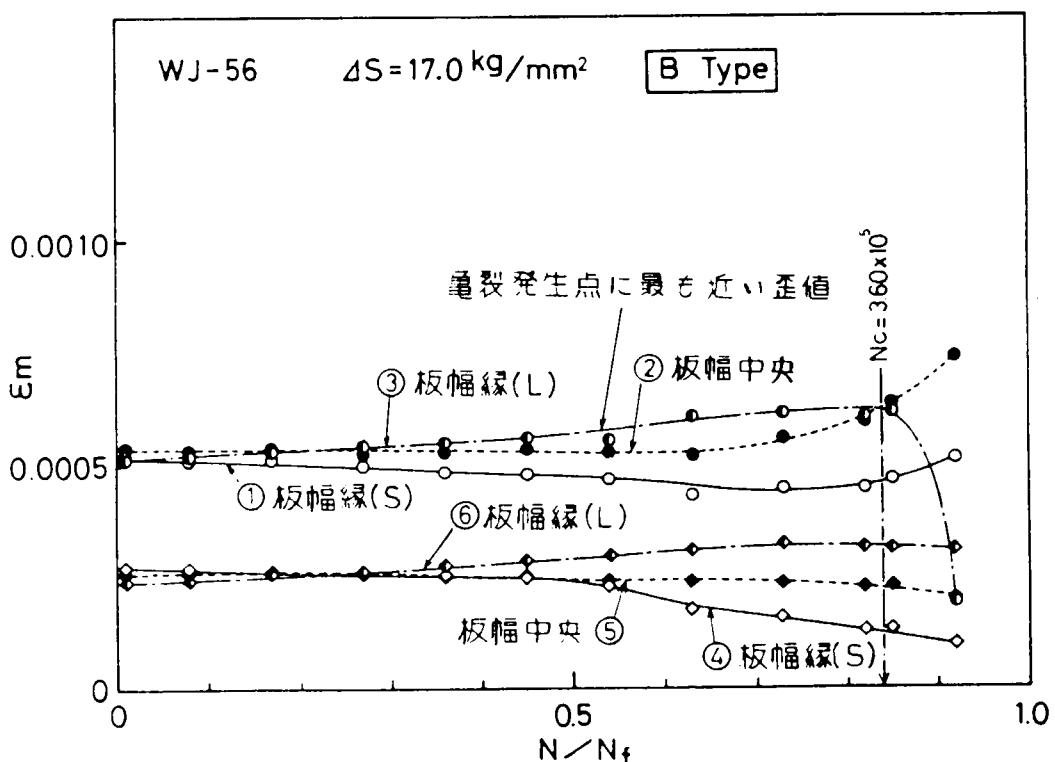


図 2.2.17 十字すみ肉継手試験片の荷重の繰返しに伴う ϵ_m の変化

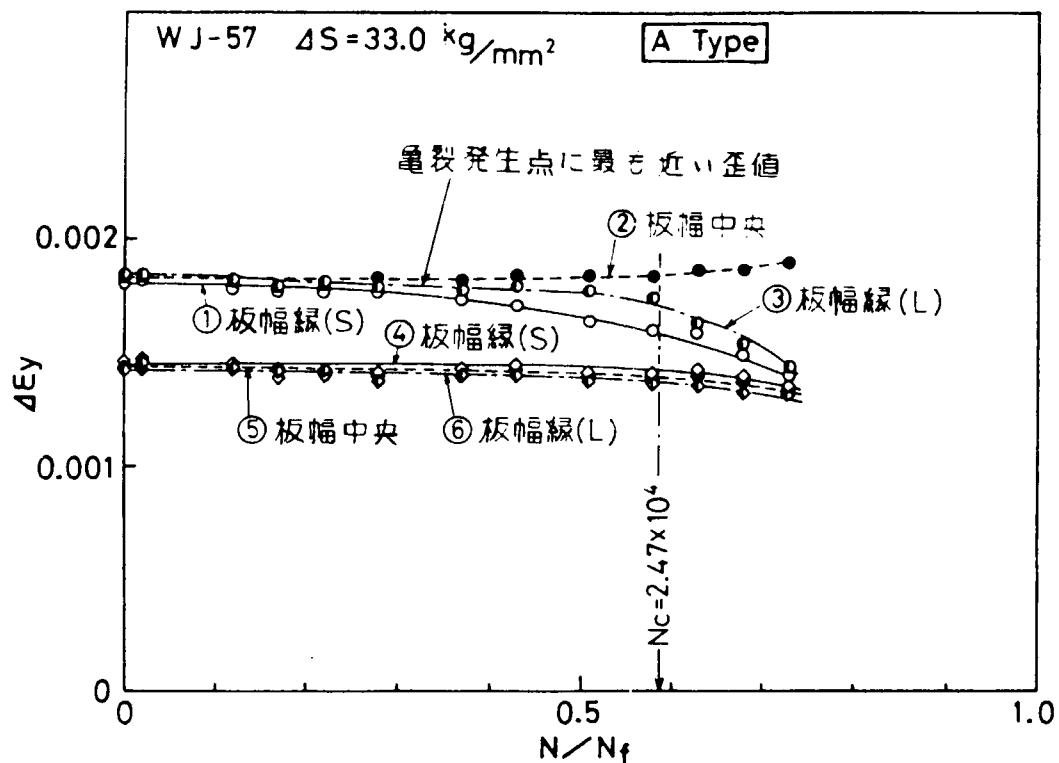


図 2.2.18 十字すみ内継手試験片の荷重の繰返し
に伴う $\Delta \epsilon_y$ の変化

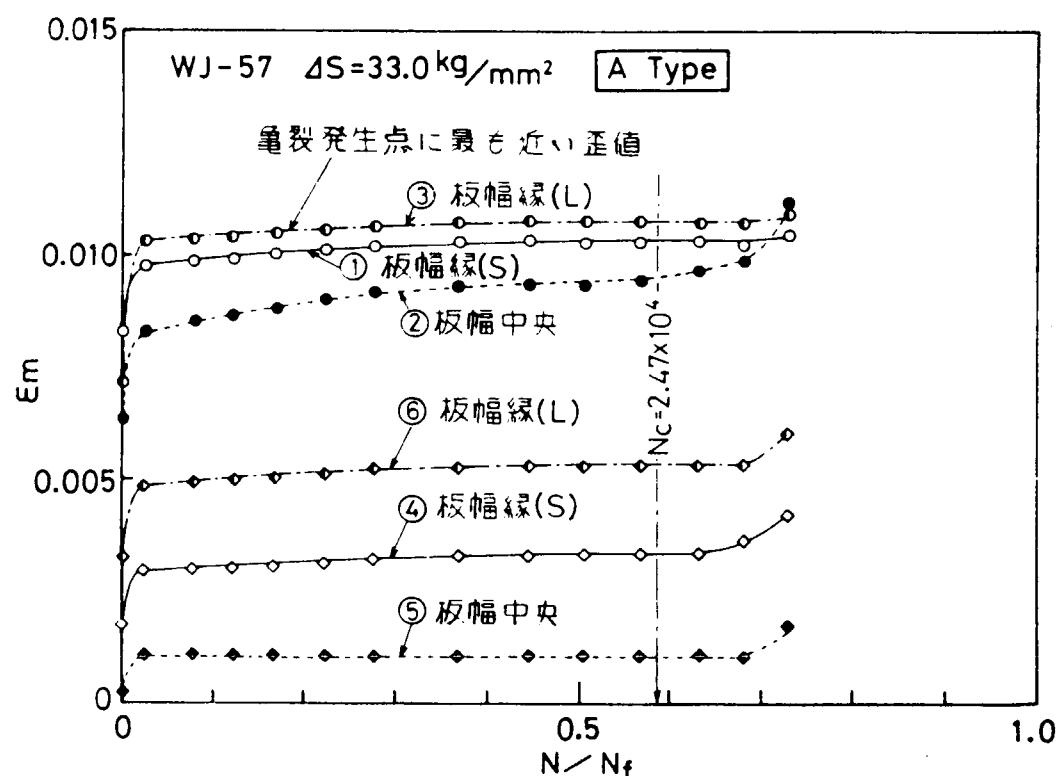


図 2.2.19 十字すみ内継手試験片の荷重の繰返し
に伴う ϵ_m の変化

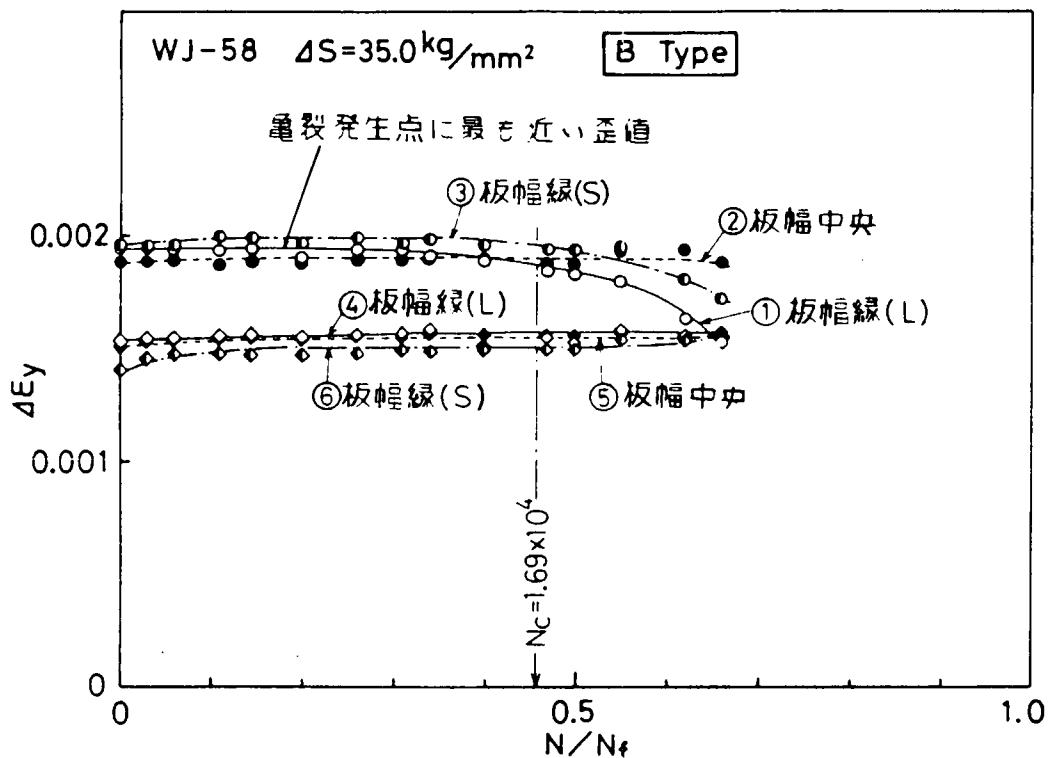


図 2.2.20 十字すみ肉継手試験片の荷重の繰返しに伴う $\Delta \epsilon_y$ の変化

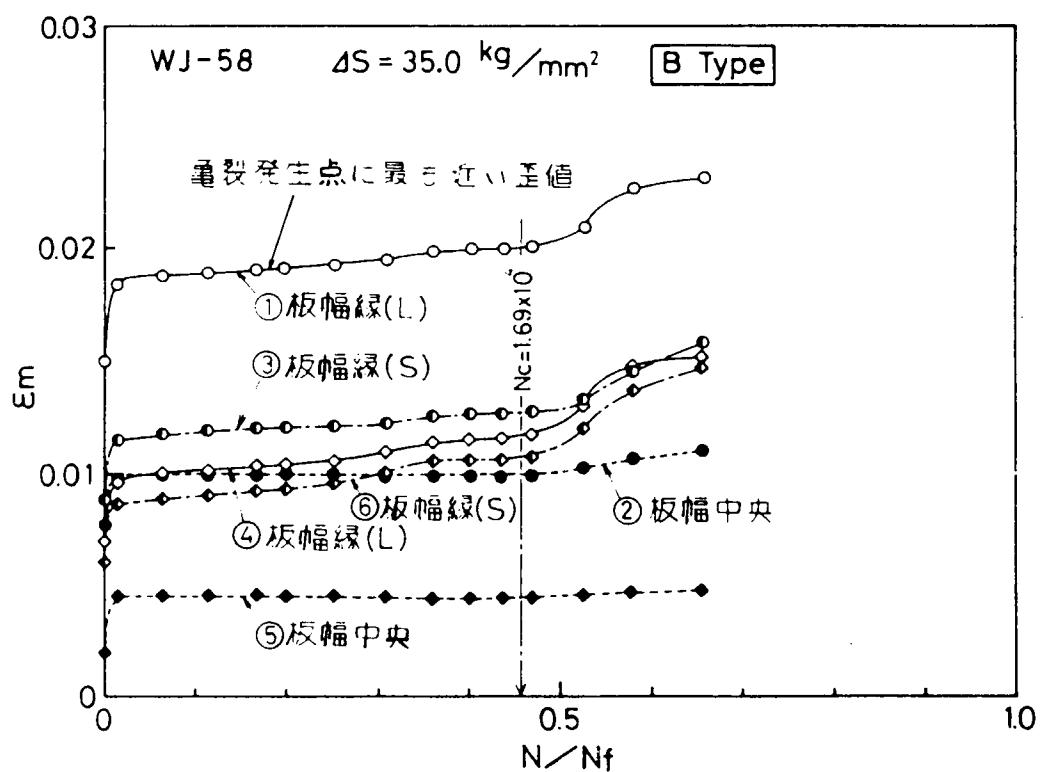


図 2.2.21 十字すみ肉継手試験片の荷重の繰返しに伴う ϵ_m の変化

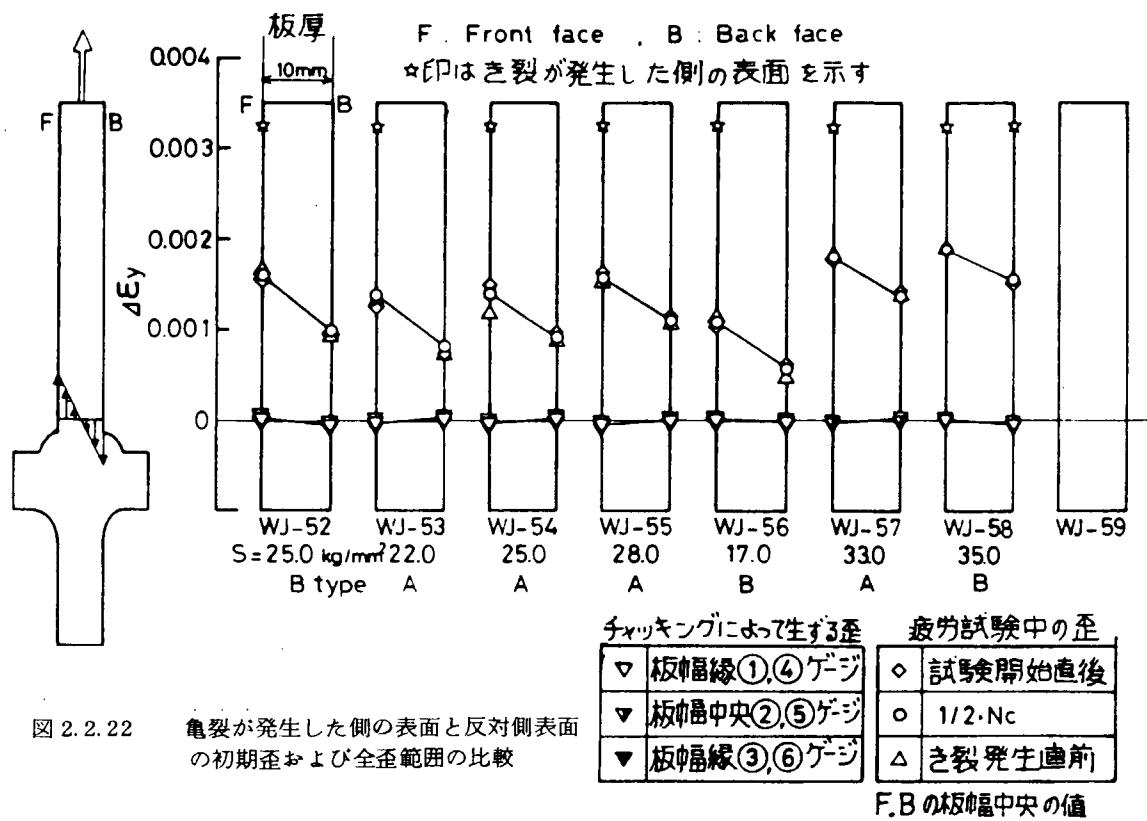


図 2.2.22 亀裂が発生した側の表面と反対側表面の初期歪および全歪範囲の比較

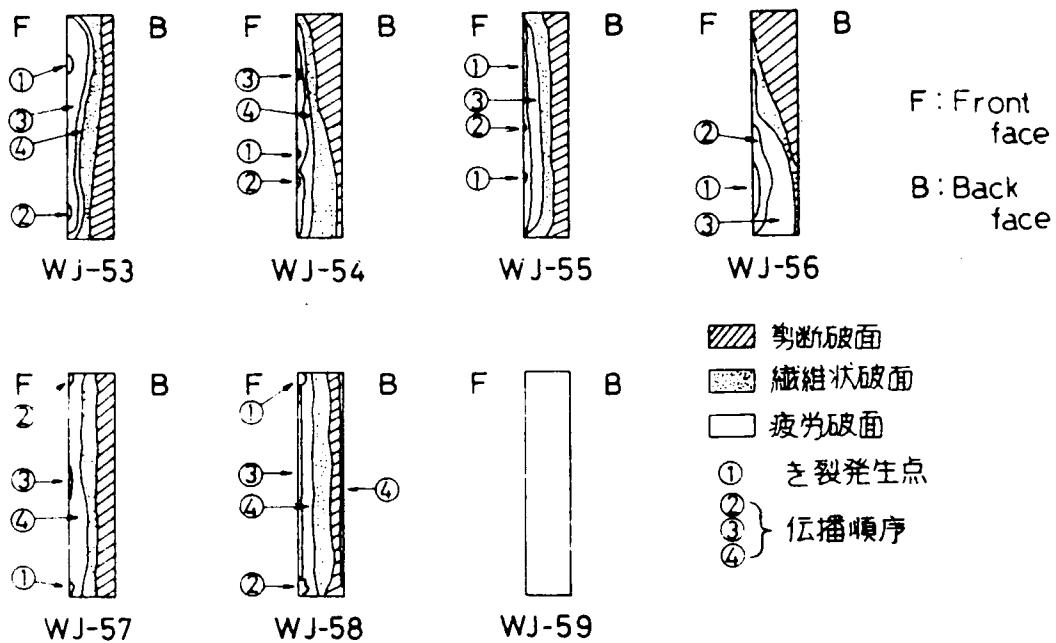


図 2.2.23 十字すみ肉継手の疲労き裂の発生位置および進展状況

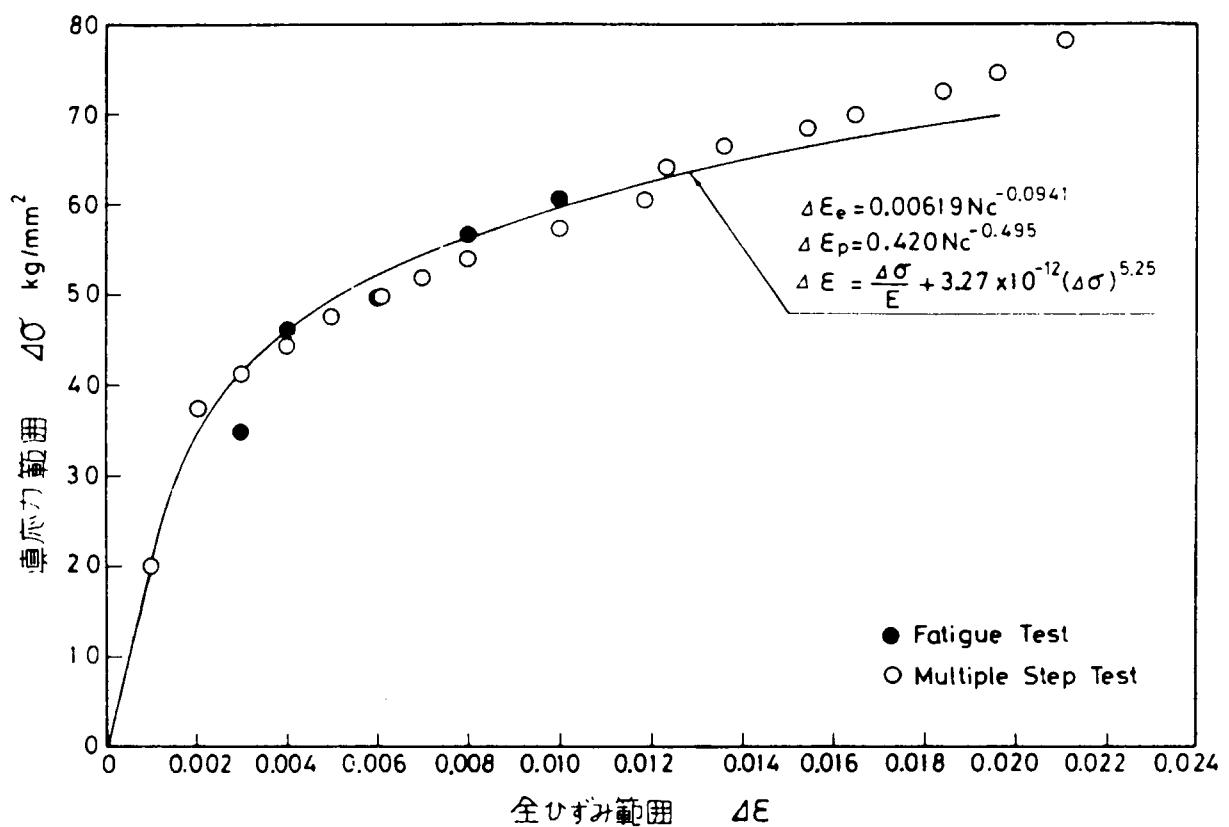


図 2.2.24 $\Delta\sigma - \Delta\epsilon$ 線図

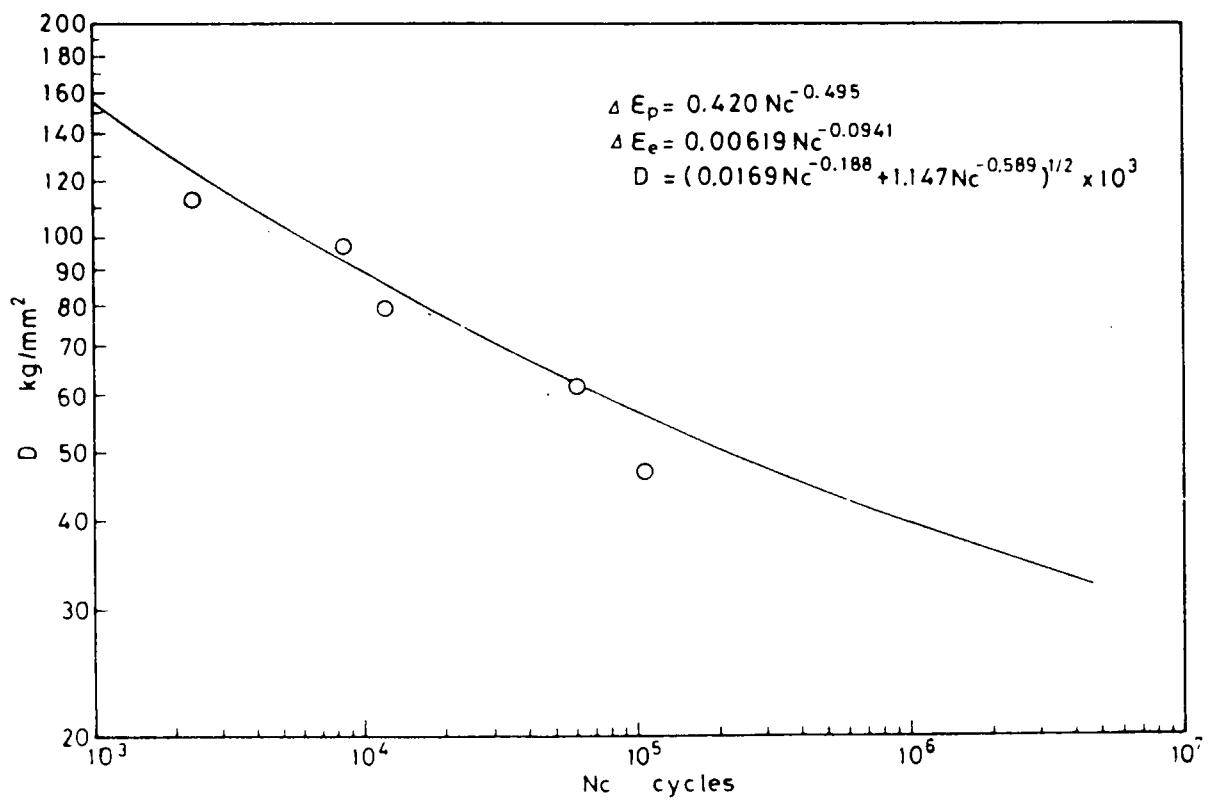


図 2.2.25 D - Nc 線図

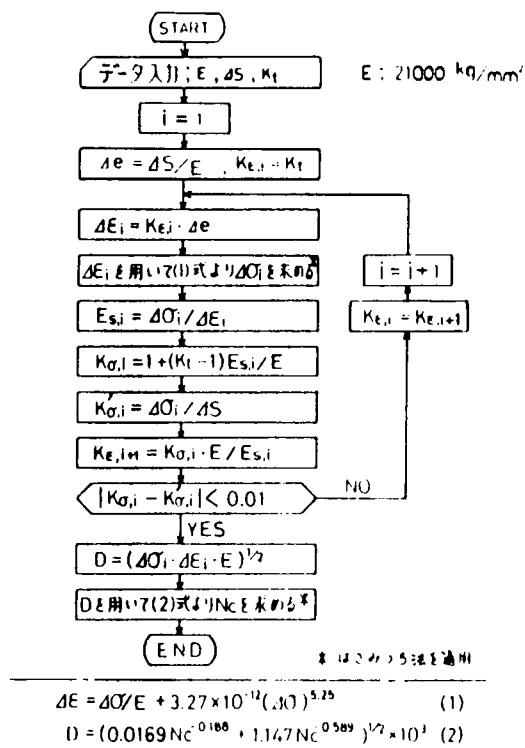


図 2.2.26 き裂発生寿命 N_c の推定方法

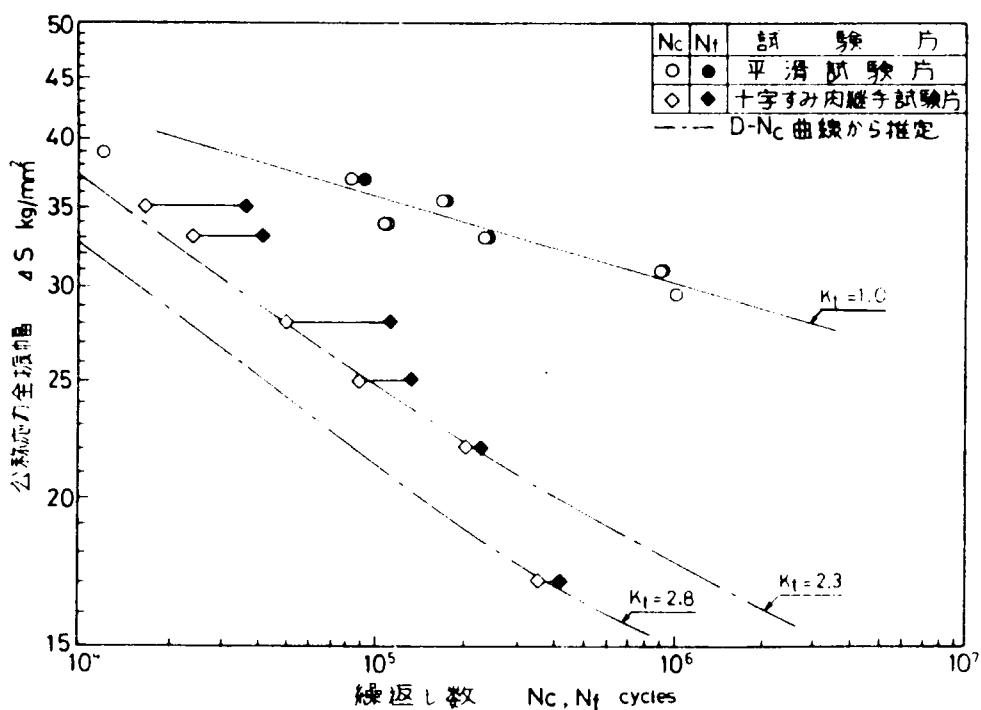


図 2.2.27 $\Delta S - N_c, N_f$ 線図

2.3 十字すみ肉溶接継手の疲労強度におよぼす平均応力の影響

2.3.1 目的

船体では、随所に十字すみ肉溶接継手が用いられているが、それらの継手には航海中、圧縮の軸応力が働いている場合も多い。しかし、圧縮荷重下における疲労強度については、いまだ十分に解明されていない。

したがって、本研究ではおもに圧縮の平均応力が働いている場合の疲労強度について試験を実施し、船体部材の疲労設計基準の改善に供することを目的とする。

2.3.2 試験

(1) 供試材および試験片

供試材は、板厚 25mm の SM41B 鋼を使用した。ミルシートによる化学成分および機械的性質を表 2.3.1 に示す。

試験片の形状および寸法は、座屈防止のため図 2.3.1 に示す形状のものを用いた。十字すみ肉溶接部は、開先加工を施さない不溶着部を有する十字形継手（以後、Fillet 試験片と呼ぶ）および開先加工を施した完全溶着十字形継手（以後、Fully penetrated weld 試験片と呼ぶ）の 2 種類とした。

溶接は特別な治具を用いて手溶接にて行い、Fillet 試験片に対しては、2 層盛、Fully penetrated weld 試験片に対しては 3 層盛とした。溶接棒は JIS D4301 軟鋼用イルミナイト系溶接棒を使用した。この時の溶接条件を表 2.3.2 に示す。

図 3.2.2(a) に溶接組立後の試験片 (Fully penetrated weld 試験片) の写真を示す。

溶接後、各試験片について溶接部形状の測定を行った。溶接止端部の形状測定は、ビード部を歯料医用シリコンゴムにて型取りし、き裂発生箇所に相当する部分を溶接線と直角の方向に 1mm 厚に切断し、拡大投影機で 15 ~ 20 倍に拡大したものについて行った。表 2.3.3 はき裂が発生し破断に至った溶接手部について、試験前の溶接部形状を測定した結果を示したものである。表中の試験片番号の頭のアルファベットは次の如く定めた。

S : 静的引張・圧縮試験片

F : Fillet 試験片（疲労試験用）

P : Fully penetrated weld 試験片（疲労試験用）

(2) 試験方法

静的引張および圧縮試験は 600 Ton 構造物試験機を用いて行った。疲労試験は、電気油圧式 100 Ton 疲労試験機を使用し、単軸引張圧縮の荷重制御にて行った。

静的引張および圧縮試験には Fillet 試験片および Fully penetrated weld 試験片各 1 本ずつ計 4 本を試験した。

疲労試験では平均応力をパラメータとして Fillet 試験片 14 本および Fully penetrated weld 試験片 12 本を使用した。繰返し速度は、12Hz を常用とした。

なお、試験片を試験機に取付けてチャッキングする際、過大な偏荷重が負荷されないようにひずみ分布の測定を行い、各部のひずみ分布をチャッキング後、無負荷状態にて 100μ 以下に押えた。ひずみ分布の測定には、ひずみゲージ（ゲージ長 1mm）を用いた。ひずみゲージ貼付位置は図 2.3.1 に併記してある。図 2.3.2(b) は、ひずみゲージを貼り付けて静的引張試験をしている時の試験片写真を示す。

疲労試験時にも上記ひずみゲージを使用して、各部のひずみ振幅を測定し偏荷重が負荷されないように監視した。

疲労き裂の発生およびき裂長さの測定には、き裂部に赤インキを滲み込ませた後 10 倍のルーペで観

察した。

2.3.3 試験結果および考察

(1) 静的引張・圧縮試験結果

Fully penetrated weld 試験片および Fillet 試験片についてそれぞれ静的引張試験および静的圧縮試験を行った。静的引張試験の場合、Fully penetrated weld 試験片は溶接止端部で破断したが、Fillet 試験片ではルート部即ち不溶着先端から溶着金属を貫通して破断した（表 2.3.5 の脚注の図参照）。一方静的圧縮試験の場合は、Fully penetrated weld 試験片の引張強さおよび座屈応力の算出には、次式（2.3.1）を用いた。

$$\text{公称応力: } S = \frac{P}{t \cdot w} \quad (2.3.1)$$

ここで P : 荷重

t : 試験部の母材板厚 ($t = 10 \text{ mm}$)

w : 試験部の板幅 ($w = 75 \text{ mm}$)

Fillet 試験片の引張強さおよび座屈応力の算出には、JIS Z 3131 の考え方へ従って、次式（2.3.2）を用いた。

$$\text{公称応力: } S = \frac{P}{(a_1 + a_2)W} \quad (2.3.2)$$

ここで a_1 、 a_2 : のど厚（表 2.3.3 参照）

静的引張および圧縮試験結果を表 2.3.4 に示す。表中には参考として、（2.3.1）式により算出した Fillet 試験片の引張強さおよび座屈応力を併記した。

試験回数が、各試験条件に対して 1 回のみという試験結果ではあるが、Fully penetrated weld 試験片と Fillet 試験片とを敢えて比較すると最大引張荷重および座屈荷重、あるいは（2.3.1）式により算出した引張強さおよび座屈応力においては Fillet 試験片の方が 3～6 % 小さい。これを破断面積に対する応力、即ち（2.3.1）式で算出した Fully penetrated weld 試験片の引張強さおよび座屈応力と（2.3.2）式で算出した Fillet 試験片の引張強さおよび座屈応力を比較すると Fillet 試験片の方が、13～17 % も小さくなっていることが判る。

(2) 疲労試験結果

表 2.3.5 に試験条件および試験結果を示す。Fillet 試験片の平均応力 S_m および応力振幅 S_a については（2.3.1）式および（2.3.2）式より算出した値をそれぞれ併記した。き裂発生寿命は、き裂発見時の繰返し数を記入したが、き裂の早期発見が非常に困難なため発見時のき裂長さがまちまちとなった。従って発見時のき裂寸法をも併記した。表中の ℓ は、板幅方向のき裂長さ、d は、板厚方向のき裂深さを示す。いずれも試験片の表面あるいは側面に現われた長さを測定したものである。

破断は、Fully penetrated weld 試験片の場合、全て止端部から、Fillet 試験片の場合は全てルート部から生じた（図 2.3.5 の脚注の図参照）。0→圧縮完全片振りの F4 試験片の場合は、繰返し数が 2×10^6 回に至ってもき裂が発生しなかった。図 2.3.3 は Fully penetrated weld 試験片の応力振幅 - 破断寿命曲線 ($S_a - N_f$ 曲線) を示す。

図 2.3.4 および図 2.3.5 は Fillet 試験片の $S_a - N_f$ 曲線を示し、それぞれ（2.3.1）式および（2.3.2）式により算出した S_a 、 S_m についてプロットしたものである。Fully penetrated weld および Fillet 両試験片に対して平均応力 S_m が負から正に増加するに従い、同じ応力振幅 S_a に対する破断寿命 N_f は短くなっている。また $S_m = -10$ および 10 Kgf/mm^2 の場合、 $S_a - N_f$ 曲線は非常に良く直線に載るが、両振り ($S_m = 0 \text{ Kgf/mm}^2$) の場合は、両試験片ともかなりばらつ

ている。

Fully penetrated weld 試験片の場合、 $S_a - N_f$ 曲線を直線で近似した場合の直線の傾きは、平均応力が変ってもほぼ一定である。しかし、Fillet 試験片の場合は、平均応力が大きくなる程直線の傾きの絶対値は大きくなる傾向を示した。

図 2.3.6～図 2.3.8 は平均応力が疲労時間強度に及ぼす影響をより明確にするために、また応力比が変わった場合の疲労時間強度を求めるのに便利なように N_f をパラメータとしてプロットした時間強度曲線($S_a - S_m$ 曲線)である。

Fully penetrated weld 試験片(図 2.3.6)の場合も Fillet 試験片(図 2.3.7 および図 2.3.8)の場合も共に平均応力が減少するに伴って、疲労時間強度は増加する傾向にあることが判る。また、各継手の引張強さ S_u を S_m 軸上にとると、 S_u は $N_f = 10^8$ 回の時間強度曲線の外挿点にはほぼ一致した。

表 2.3.1 化学成分および機械的性質

鋼種	板厚 (mm)	化 学 成 分 (%)					機 械 的 性 質		
		C	Si	Mn	P	S	降伏点 (Kgf/mm ²)	引張強さ (Kgf/mm ²)	伸び (%)
SM41B Hot Rolled	25	0.13	0.24	0.97	0.015	0.005	32	45	35

表 2.3.2 熔接条件

パス	Fillet 試験片		Fully penetrated weld 試験片	
	溶接棒	電流(A) × 電圧(V)	溶接棒	電流(A) × 電圧(V)
1パス	Φ3.2 住金01A	120 × 20	Φ3.2 住金01A	120 × 20
2パス	Φ4.0 住金01A	180 × 30	Φ4.0 住金01A	180 × 30
3パス	—	—	Φ4.0 住金01A	180 × 30

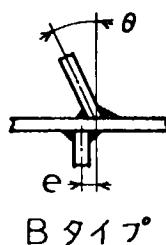
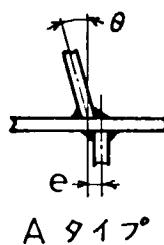
表 2.3.4 静的引張・圧縮試験結果

試験片 番号	試験片の種類	座屈応力 (Kgf/mm ²)		引張強さ s_u (Kgf/mm ²)	
		$\frac{P}{t \cdot w}$	$\frac{P}{(a_1 + a_2)w}$	$\frac{P}{t \cdot w}$	$\frac{P}{(a_1 + a_2)w}$
S 1	Fully penetrated weld	63.5	—	—	—
S 2	Fillet	60.0	52.6	—	—
S 3	Fully penetrated weld	—	—	52.3	—
S 4	Fillet	—	—	50.7	45.7

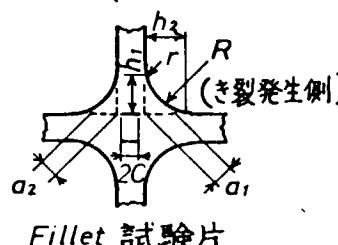
表 2.3.3 十字すみ肉継手試験片の溶接部形状(き裂発生・破断箇所のみ)

試験片番号	目違いe (mm)	角変形θ (°)	タイプ	脚長		のぞき厚		余盛曲率半径R (mm)	止端部曲率半径r (mm)	不完全溶込み幅2C (mm)
				h ₁ (mm)	h ₂ (mm)	a ₁ (mm)	a ₂ (mm)			
S 1	0.15	0.60	B	12.0	12.5			18.0	0.55	0
S 2	0.38	0.75	A	12.5	11.5	5.8	5.6	16.7	0.42	8.90
S 3	0.55	1.00	B	12.0	10.0			49.0	0.62	0
S 4	0.55	1.15	B	8.0	10.0	5.0	6.1	32.2	0.57	9.65
F 1	0.05	0.55	B	10.8	10.6	5.2	5.2	14.5	0.35	9.70
F 2	0.45	0.60	A	11.0	10.5	5.2	5.5	12.0	0.43	8.30
F 3	0.40	0.45	B	9.7	10.5	6.0	6.0	-25.0	0.94	7.65
F 4	0.45	0.45	B	10.3	8.9	5.5	5.5	19.5	0.76	7.25
F 5	0.40	0.55	B	9.7	10.0	5.1	5.8	14.4	0.50	8.10
F 6	0.65	0.70	B	11.0	11.0	5.5	5.8	13.4	0.33	8.40
F 7	0.25	0.10	B	11.8	10.5	5.7	5.9	26.0	0.58	8.10
F 8	0.25	1.25	A	9.8	10.8	6.0	6.5	32.0	0.35	8.35
F 9	0.35	1.70	B	9.2	9.5	6.2	6.2	36.0	0.44	6.15
F 10	0.30	0.95	A	9.0	9.1	5.0	5.2	33.0	0.31	8.70
F 11	0.15	1.30	A	10.2	8.0	6.0	5.8	66.2	0.48	7.85
F 12	0.05	0.10	A	11.0	10.5	5.9	5.9	19.7	0.69	9.00
F 13	0.25	0.20	A	8.5	9.0	5.4	6.5	55.6	0.58	8.20
F 14	0	0	AB	8.5	7.7	5.1	5.1	53.0	0.48	8.60
P 1	0.35	0.40	B	10.6	10.3			14.5	0.64	0
P 2	0.65	0.65	A	11.1	10.0			17.0	0.19	0
P 3	0.45	0.10	A	10.8	13.0			18.4	0.52	0
P 4	0.30	0.80	A	9.5	13.0			21.9	0.65	0
P 5	0.45	1.35	A	9.5	10.6			14.0	0.59	0
P 6	0.20	0.30	A	9.1	10.4			15.2	0.22	0
P 7	0.70	0.90	A	9.9	9.4			15.0	0.56	0
P 8	0.65	1.35	A	9.1	9.0			64.0	0.58	0
P 9	0.65	0.50	A	9.5	9.6			15.0	0.35	0
P 10	0.05	0.05	A	9.2	9.4			17.2	0.19	0
P 11	0.45	0.70	A	12.0	12.0			30.8	1.15	0
P 12	0.05	0.10	A	9.2	10.3			47.0	0.66	0

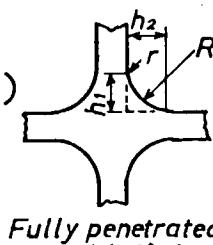
注1) 目違い(e), 角変形(θ)およびタイプは下図の如く定めた。



注2) 脚長(h₁, h₂), のぞき厚(a₁, a₂), 余盛曲率半径(R), 止端部曲率半径(r)および不完全溶込み幅(2C)は下図の如く定めた。



Fillet 試験片



Fully penetrated weld 試験片

表 2.3.5 疲労試験結果

試験片 番号	平均応力*		応力振幅*		応力比 R**	き裂発生寿命*** Nc (Cycles)	破断寿命 Nf (Cycles)	破断場所†
	S_{m1} (Kgf/mm ²)	S_{m2} (Kgf/mm ²)	S_{a1} (Kgf/mm ²)	S_{a2} (Kgf/mm ²)				
F 1	-10.0	-9.62	15.0	14.4	-0.20		9.22×10^5	ルート部
F 2	0	0	15.0	14.0	-1		8.76×10^4	ルート部
F 3	10.0	8.33	15.0	12.5	-0.20		1.86×10^4	ルート部
F 4	-15.0	-13.6	15.0	13.6	0		$>2.00 \times 10^6$	破断せず
F 5	-10.0	-9.17	20.0	18.4	-0.33		4.20×10^4	ルート部
F 6	-10.0	-8.85	25.0	22.1	-0.43	970 ($d = 4$)	7.40×10^3	ルート部
F 7	0	0	20.0	17.2	-1		1.26×10^4	ルート部
F 8	0	0	12.0	9.60	-1		1.47×10^5	ルート部
F 9	0	0	10.0	8.06	-1		1.96×10^5	ルート部
F 10	0	0	10.0	9.80	-1		2.27×10^5	ルート部
F 11	10.0	8.47	20.0	17.0	-0.33		1.20×10^4	ルート部
F 12	10.0	8.47	10.0	8.47	0		1.04×10^5	ルート部
F 13	10.0	8.40	6.0	5.04	0.25		8.49×10^5	ルート部
F 14	0	0	7.0	6.86	-1		1.33×10^6	ルート部
P 1	10.0		15.0		-0.20	$1.27 \times 10^5 (l=25)$	1.29×10^5	止端部
P 2	0		15.0		-1	$1.71 \times 10^5 (l=30)$	1.82×10^5	止端部
P 3	-10.0		25.0		-0.43	2.81×10^4	3.92×10^4	止端部
P 4	10.0		20.0		-0.33		2.48×10^4	止端部
P 5	0		20.0		-1		9.55×10^4	止端部
P 6	0		25.0		-1	$1.37 \times 10^4 (d=25)$	1.40×10^4	止端部
P 7	0		12.0		-1	$9.86 \times 10^5 (d=7.5)$	1.04×10^6	止端部
P 8	10.0		12.0		-0.09	$2.03 \times 10^5 (d=2.2)$	2.63×10^5	止端部
P 9	-10.0		20.0		-0.33	$1.88 \times 10^5 (d=2.5)$	2.65×10^5	止端部
P 10	10.0		10.0		0		4.64×10^5	止端部
P 11	-10.0		16.0		-0.23	9.20×10^5	1.59×10^6	止端部
P 12	0		20.0		0	$2.37 \times 10^4 (d=4)$	2.37×10^4	止端部

* S_{m1} および S_{a1} は(2.3.1)式で算出した値を示す。

S_{m2} および S_{a2} は(2.3.2)式で算出した値を示す。

** $R = \pm |S|_{min} / |S|_{max}$; + は S_{min}, S_{max} が同符号, - は異符号を示す。

*** ()内は、発見時のき裂寸法: l = き裂長さ(板幅方向, 単位 mm)
 d = き裂深さ(板厚方向, 単位 mm)を示す。

† 典型的破断例:



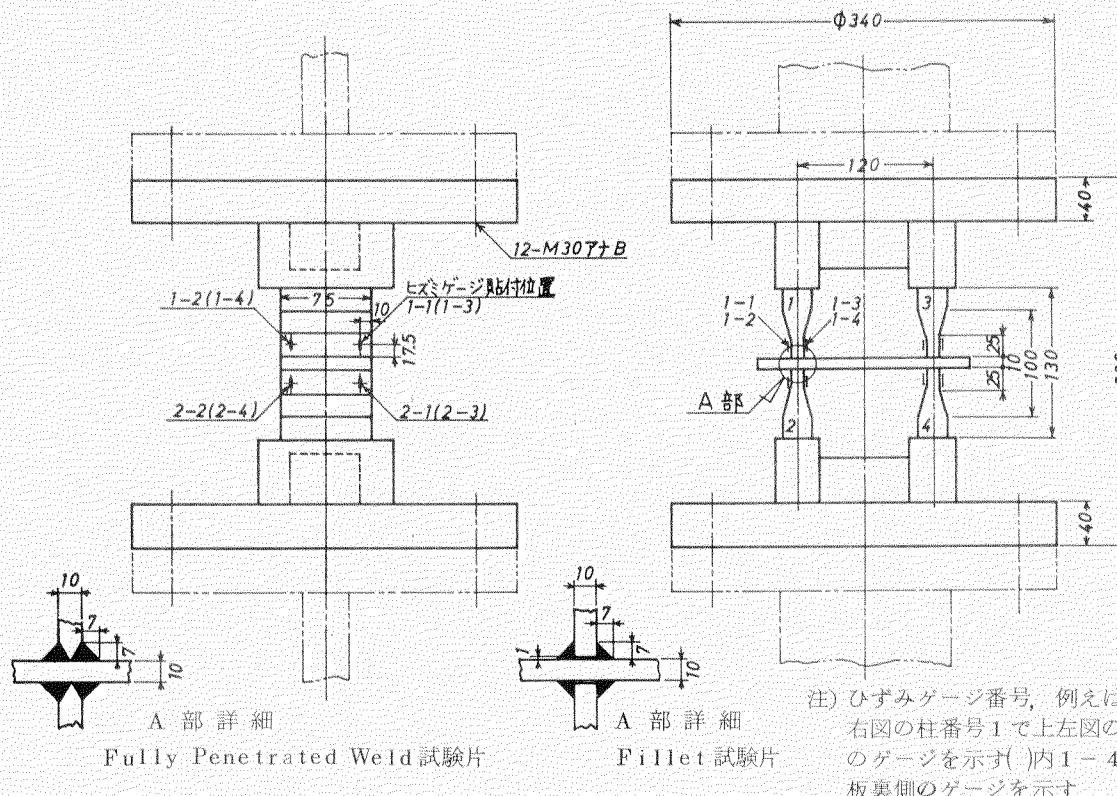
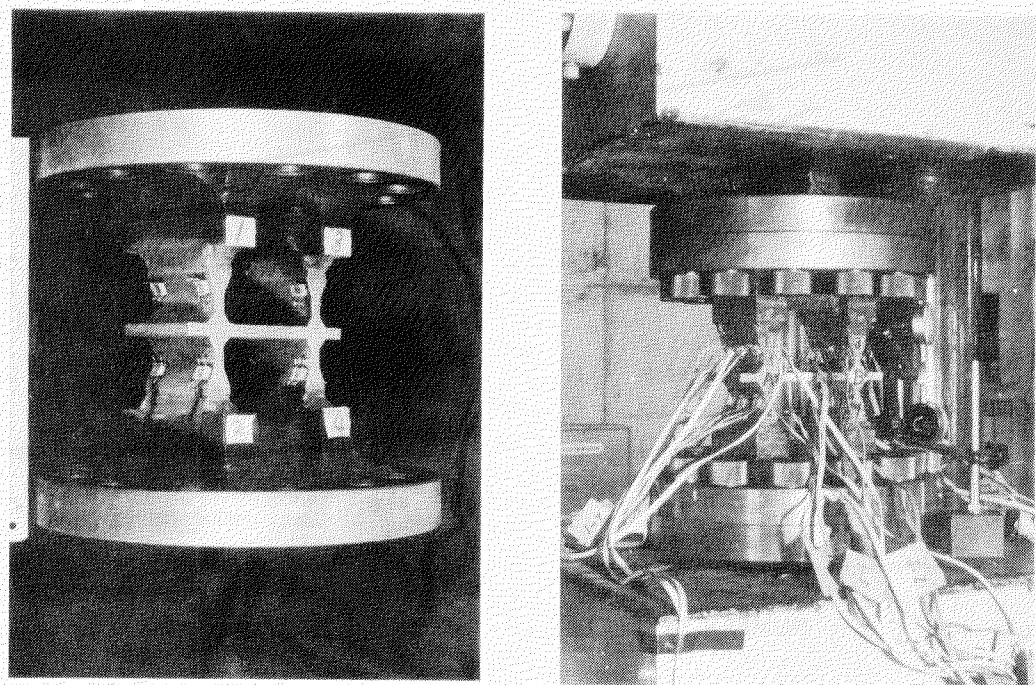


図 2.3.1 十字すみ内溶接継手試験片形状およびひずみゲージ貼付位置(計16枚)



(a) 溶接組立後の試験片

(b) 静的引張試験中の試験片

図 2.3.2 試験片の写真

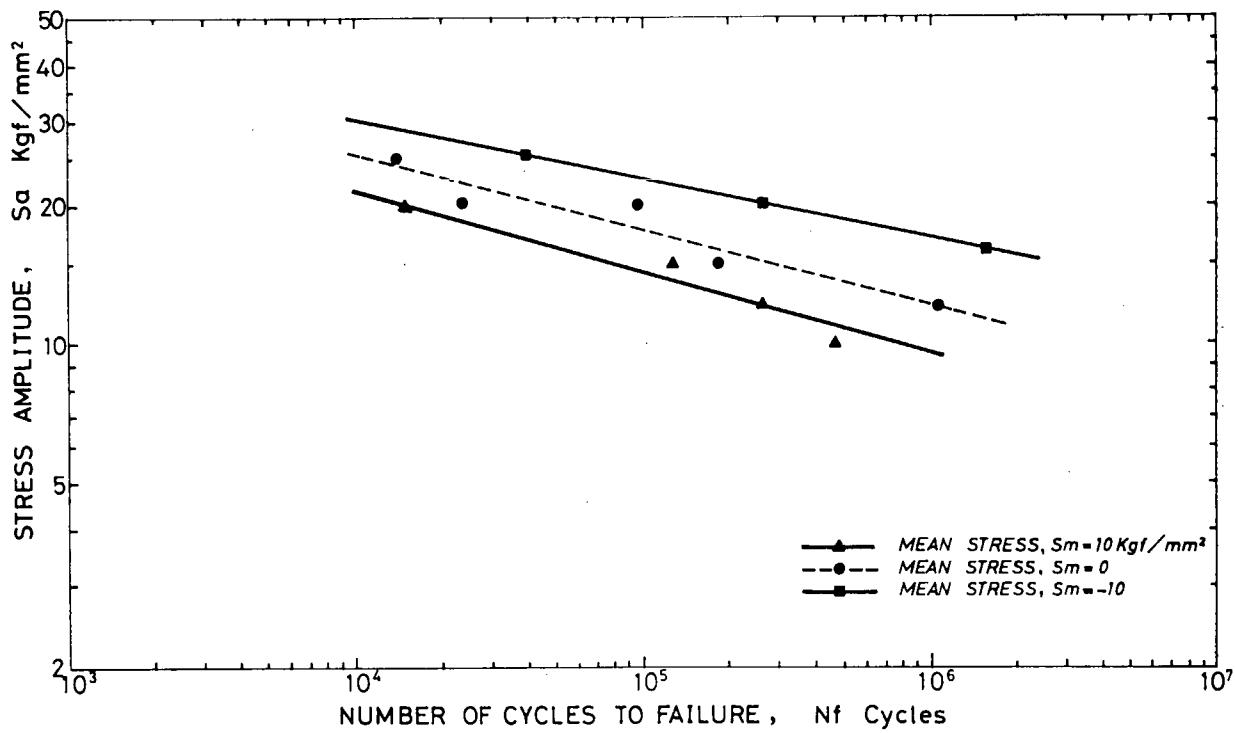


図 2.3.3 Fully penetrated weld 試験片の S_a-N_f 曲線

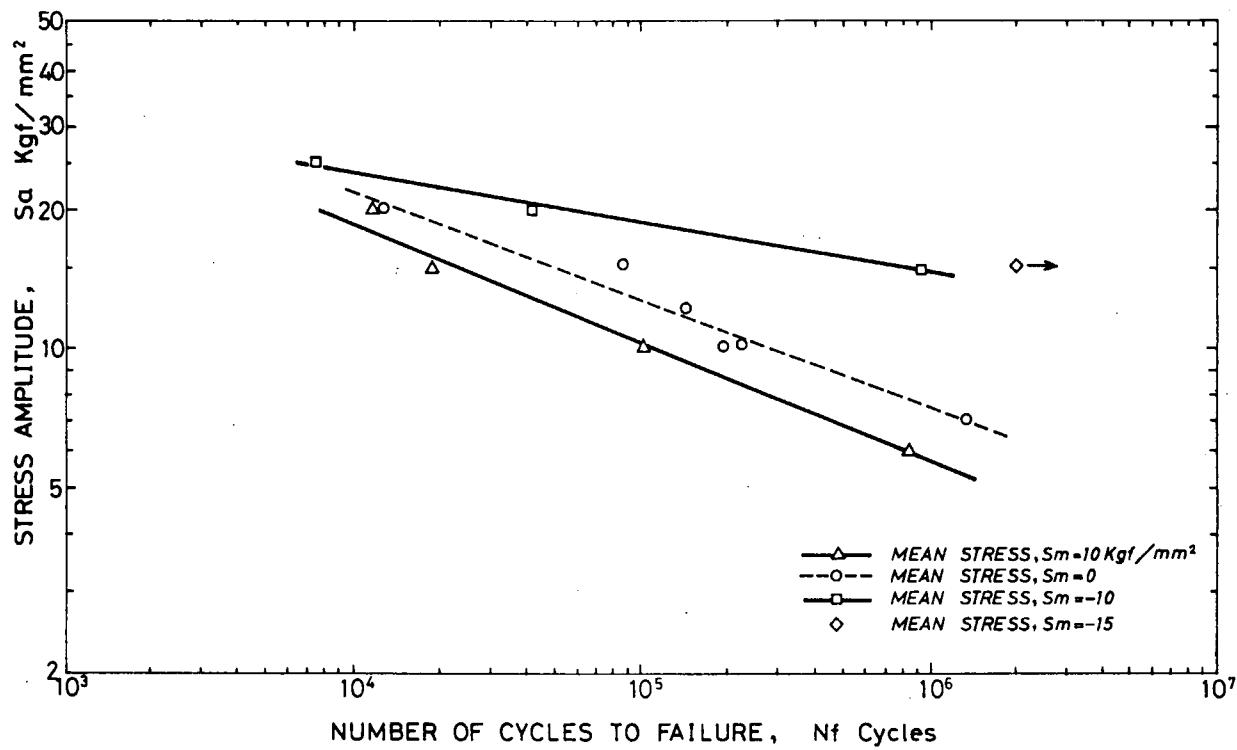


図 2.3.4 Fillet 試験片の S_a-N_f 曲線 [S_a, Sm を (2.3.1) 式で算出した場合]

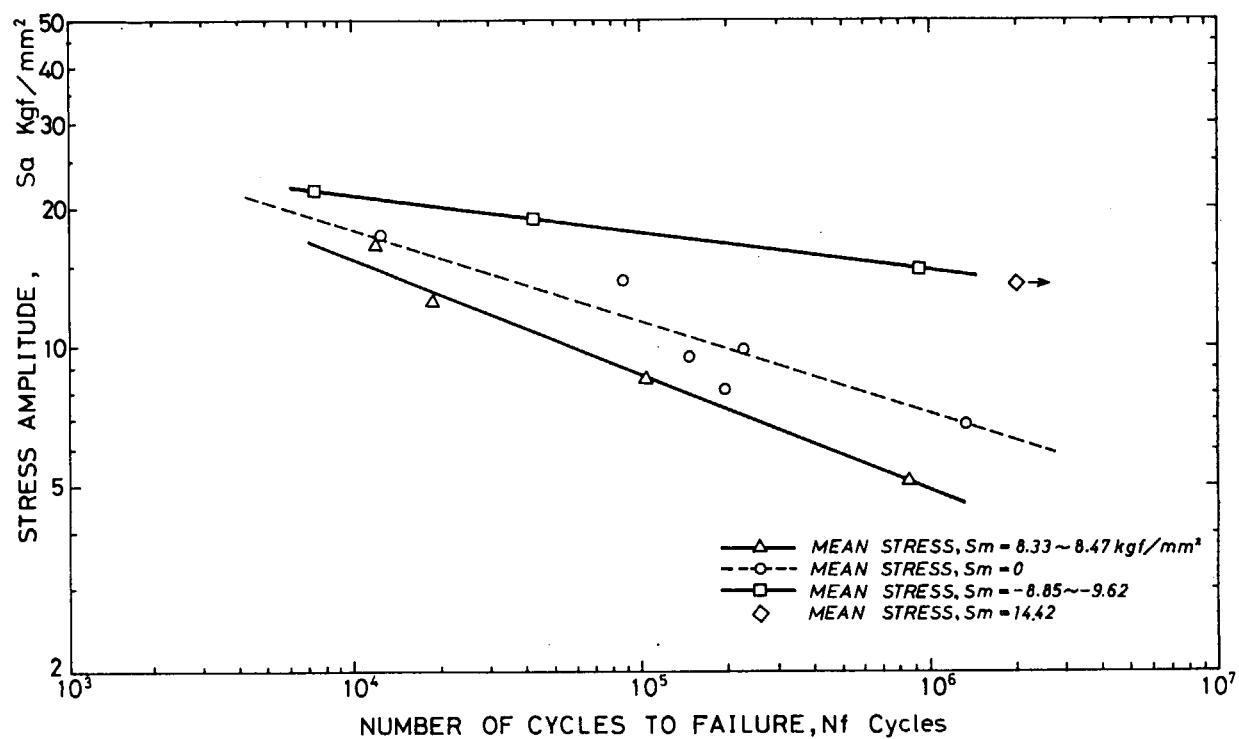


図 2.3.5 Fillet 試験片の $S_a - N_f$ 曲線 [S_a, S_m を (2.3.2) 式で算出した場合]

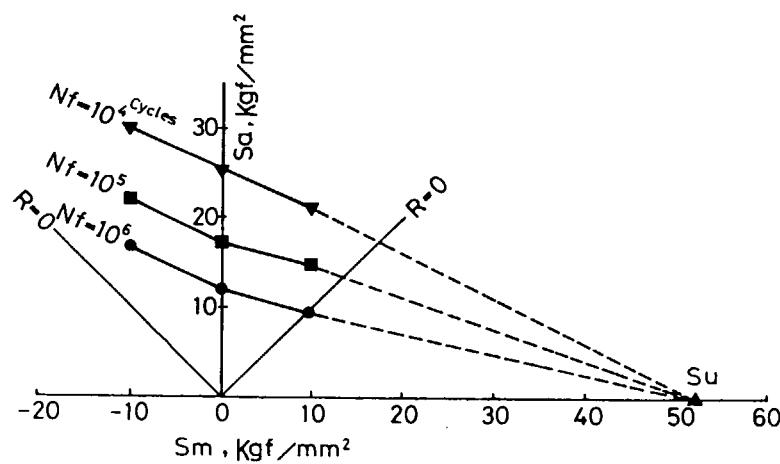


図 2.3.6 Fully penetrated weld 試験片の時間強度曲線

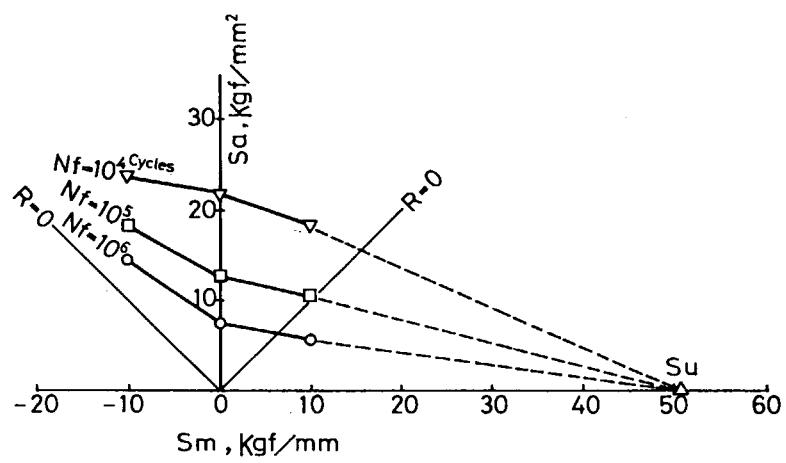


図 2.3.7 Fillet 試験片の時間強度曲線 [S_a , S_m および S_u を (2.3.1.) 式で算出した場合]

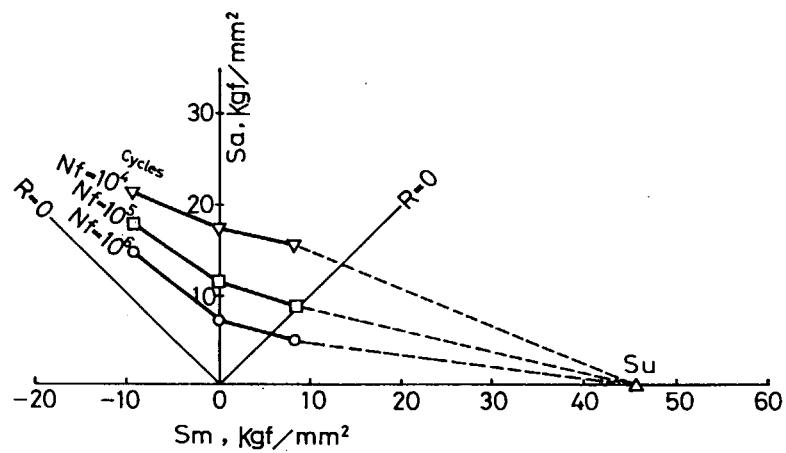


図 2.3.8 Fillet 試験片の時間強度曲線 [S_a , S_m および S_u を (2.3.2) 式で算出した場合]

3. 構造要素模型の疲労強度

3.1 二重般斜交差部模型の疲労強度(その1)

3.1.1 目的

本部会の最終的な目的は疲労設計のアルゴリズムを確立することにあると思われ、これは、実構造の疲労強度が丸棒や、基礎継手試験片より得られた基礎データを基に定性的、定量的に説明できることによって実現するものと思われる。そこでここでは、実構造に近い構造模型を作成しその疲労強度を求め解析に供するためのデータを求めた。実験では解析に必要な応力計測、溶接止端部のヒステリシスの計測などを行なった。又対象とする構造模型に対し応力計算を行い応力計測結果を確認すると共にその結果によって疲労解析を試みた。

3.1.2 実験

(1) 供試模型

本研究の目的から言えば、対象構造はどのようなものであってもよい訳であるが、一方実験を行うからには、実際に疲労強度が問題となる構造であることが望ましい。そこでB/Cや、O/B/Oに表れる二重底とホッパータンクが結合する部分を想定し、模型を作成した。この部分は溶接施工の都合上、開口をもうけざるを得ない事、構造上応力レベルの高い領域にあることなどから、従来からクラックの発生頻度が高い構造である。

図3.1.1に実験模型の概要を示す。図にみるとく本研究ではホッパータンクの傾斜が45°のものを対象としている。模型は全て板厚10mmのSM41B材で作られており、スカラップの形状、溶接脚長などは実船の工作基準に準拠している。模型は左右対称でスカラップ部は左右二ヶ所あるが、一方は比較のためバッチをあてスカラップをふさいでいる。このバッチのあて方も実船の工作基準に準拠している。

(2) 歪ゲージの貼付

図3.1.2に応力計測のために貼付した歪ゲージの貼付位置を示す。歪ゲージはその目的により二つに分類でき、一つは模型全体の応力の分布を見るためのものであり合計24点のゲージを貼付している。他の一つは溶接止端部近辺の歪ヒステリシスを計測するためのもので合計6点のゲージを貼付している。

ところで歪ゲージによる応力の評価は技術的にかなり難しい問題であり、正確な評価を行うためにはFEMなどといった数値実験の手段を用いるのが普通である。したがって、前者の歪ゲージはその計測値により応力を直接評価するのではなく、FEMによる計算において構造のモデル化や境界条件の設定などにおいて重大なミスを犯していないかどうかを確かめるためのものである。従って、ゲージ貼付位置をきめるに当っては、上記の目的を満足し且つ、貼付が容易であり、その計測値について信頼が持てる場所を選んだ。

後者について言えば、理想的にはクラック発生部における歪を計測することが望ましいが、溶接止端部といふいわばあいまいな部分を対象としていること、スカラップ部などでは非常に狭隘な場所での貼付ということで、実際には非常に難しく、計測された値は一つの目安とみた方がよい。

(3) 実験方法

実験は、テストベッド上に図3.1.3に示す治具を設置し30tonサーボジャッキにより負荷することによって行なった。

以下に一般的な実験手順を示す。

(i) クラック発生が予想される溶接部の型どり(図3.1.2参照)

- (ii) 歪ゲージ貼付
- (iii) 負荷荷重の設定(本実験の場合 Zero-tension $R=0$ で実験を行なっている。) 1. この負荷に対し、5~10 cycles 繰り返し負荷を行い歪の計測を行う。
- (vi) crack 発生はダイチェックを用い目視で行なった。
- (v) crack 発生後の伝播は、目視、クラックケージ、ピーチマークなどによって計測した。

3.1.3 実験結果および考察

(1) 実験結果

(a) 応力分布

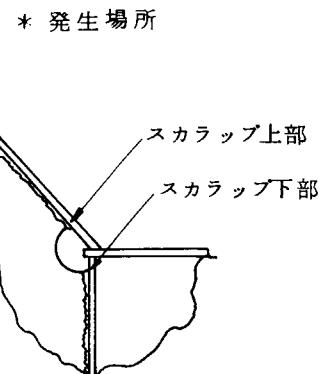
図 3.1.4 に、フランジ中心線上で計測した応力値を、FEM などによる計算値と比較している。両者はかなりよい一致をみせているものと思われる。図 3.1.5 に、スカラップ部溶接近傍で計測した応力値(歪に単純にヤング率をかけた値)を計算値と比較している。図によれば、計算値はかなりバラツクが、該当部が非常に狭隘な場所で、ゲージ貼付が非常に難しい事、応力集中の度合が非常に大きい場所であることなどを考えるとこのような結果も理解でき、計算値ともかなりよく合っているといいうことができる。図 3.1.6 に、フランジの中方向の応力(歪)の分布を示す。この図では計算値と計測値の間にかなりの相違がみられる。これは計算におけるモデル化にやや問題があるためでこれについてでは後述する。

(b) クラック発生

本実験の 3 体の試験片による結果では図 3.1.2 に示す DL-3, DL-4 の二つの場所でクラックが生じ、他の場所ではその後のクラック伝播の期間を通じクラックの発生はみられなかった。

表 3.3.1 クラック発生

模 型	* 発生場所	発生形式 **	発生サイクル
Model 1	スカラップ上部	ルートクラック	3,000
	" 下部	ルートクラック	2,000
Model 2	" 上部	ルートクラック	38,000
	" 下部	ルートクラック	60,700
Model 3	" 上部	止端クラック	70,000
	" 下部	"	79,000



**発生形式 止端クラック；溶接止端部に表れるクラック

ルートクラック；溶接ルート部に表れるクラック、溶接不溶着部からの
クラックが伝播して表面に表れたものと思われる。

クラック発生の場所、形式、サイクルを表 3.3.1 に示す。発生形式では止端部に生じるクラックとルート部に生じるクラックが半ばしているが実験を通じての観察ではルート部にクラックが入る可能性の方が大きいように思われる。参考のため、溶接止端部近傍のヒステリシスの例を図 3.1.7 に示す。

(c) クラック伝播

図 3.1.8 にクラック伝播の挙動を示した。図では、3 つの方法で得られた結果について比較を行な

っているが、ほぼ同様の結果を与えていたのが判る。スカラップ上部、下部のクラックの一般的傾向は、crack発生がどちらに早く表れるかいかに関係なく、上部の伝播速度に比べ、下部の伝播速度がはるかに大きくさらに下部の伝播に従い、上部の伝播がほとんど止ってしまうのが観察された。これは試験片内の応力分布によるものと考えられる。

(2) 考 察

(a) 応力計算

図3.1.9にF.E.M計算用の要素分割の概要を示す。本計算に関し以下のような考慮を行なった。

- (i) 本計算の目的はクラックの発生が予想される溶接部のグロスの応力評価を行うことにある。そして計算では当然のことながら溶接余盛の影響を考慮することができない。このことは溶接近傍の脚長より小さくしても意味がないことを示す。したがって計算における最小のメッシュの大きさとして略々溶接脚長をとった。
- (ii) 模型の形状より明らかのようにウェブに面外曲げが加わることはない。従ってウェブは面内要素で表わした。
- (iii) フランジ部では面外曲げの影響を無視しない。そこで、フランジ部は面内および面外の剛性を共に有するシェル要素を用いた。この際フランジは中心線について巾方向に対称であるので、中心線を境に一方のみを考慮し、フランジとウェブの接合線ぞいに

$$v = 0, \frac{\partial w}{\partial \eta} = 0$$

なる条件を与えた。(右図座標参照)

- (iv) 模型の底板(実船で船底外板、船側外板にあたる部分)および、スカラップ部の垂直板(実船ではロンチガーダーにあたる部分)はその軸剛性のみを考え該当部にトラス部材として挿入した。結果からいえば図3.1.6で判るようにフランジに働く応力評価に関しては、(iv)の仮定のうち、垂直板に関するものは適当ではなかった。つまり垂直板はフランジの面外変形を拘束する効果を持っており、この効果を無視することはできない。一方本実験の場合、クラックが発生したのはウェブのスカラップ周辺であり、これらの場所における応力に対しては上記のモデル化はあまり影響を与えないものと思われる。

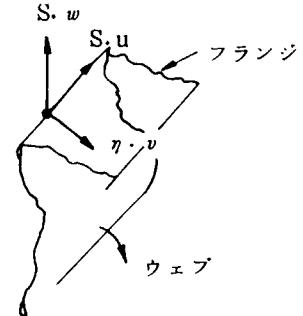
変形図を図3.1.10に、図3.1.11にwebの主応力のコンターカープを、図3.1.12、

図3.1.13にフランジ上面、下面の主応力を示す。

(b) クラック発生強度

クラックの発生強度に関し以下のようないくつかの考慮を行なった。

- (i) クラック発生強度のestimatorとして何を用いるかについてはいろいろ議論のある所であるが、本部会の方針に従い、先づ該当部の全歪振巾 $\Delta\varepsilon$ をestimatorとしてみた。
- (ii) しかし、現実にはこの全歪振巾 $\Delta\varepsilon$ を求めるることは非常に難しく、以下のようないくつかの方法を類推した。
- (iii) まず歪の目安となる値を溶接止端から溶接脚長ぶんだけ離れた所の歪の計算値(FEM)から読みとった。 $(\bar{\Delta\varepsilon})$ つまり計算では溶接が存在することを無視しており、溶接近傍については信頼性に乏しく、逆に脚長ぶん離れれば、溶接部の影響が無視できるであろうとの判断に基づいている。
- (iv) クラック発生部の全歪振巾 $\Delta\varepsilon$ は $\Delta\varepsilon = \alpha \bar{\Delta\varepsilon}$ として求めた。ここで α はいわゆる弾性応力集中率 K_t のみによってきまるものではなく、構造自体が有する該部の応力集中、溶接が存在することの影響などを含んでいる。又この仮定は、該部において歪が塑性域に入るとしても構造全体は弾性域にあり、該部における残留応力の解放がなされた後は弾性計算で得られた歪にほぼ一致するであ



らうという仮定を含んでいる。

(v) (iv)における α は溶接の形状、止端部形状など不確定な要因の関数と考えられ元来確率的なものであって決定論的に求めることには無理があるが、ここではとりあえず $\alpha = 3$ として計算した。

(vi) 図 3.1.1.4 にこのようにして求めた $\Delta \sigma$ をもとに実験結果をまとめた。図には比較のため本部会（又は前身の S R 2 0 0）で求めた丸棒についての実験結果、川重での実験結果を示した。

(vii) 以上の解析には若干無理がある。つまり実験結果にはルート部に亀裂が入ったものが多く、止端から発生したものについても破面検査によれば、未溶着部からのクラック発生がみうけられる。

(viii) そこで、クラック伝播解析を基に与えられた参考文献 3 の破壊曲線との比較を行なった。（図 3.1.5）この図の縦軸は一種の相当応力で次のように与えられる

$$\Delta \sigma^* = \Delta \sigma \cdot \beta, \quad \beta = \left(\frac{\sqrt{W}}{I} \right)^{1/3}$$

$\Delta \sigma$; Nominal stress
 W ; 脚長
I ; final crack 長さを W とした場合の応力拡大係数積分値。
(単位応力下での)

本実験の場合に適用すると、スカラップ上端において、 $\beta \approx 2.5$ 下端で $\beta \approx 1.9$ となる。

(c) クラック伝播

クラック伝播解析は本部会の主なる目的ではないので、特に解析を行わず、結果を示すにとどめた。

図 3.1.1.6 に破面を示す。

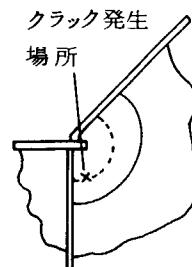
(d) メクラ板の効果

メクラ板部でクラックを発生させるため M1 模型および M2 模型において、メクラ板による補強を施した方の半分をそれぞれ切り出し、両者を中央で溶接し、荷重振巾 10 ton で実験を行なった。

本実験に入る以前に M1 模型のメクラ板部は 10 ton の荷重振巾を 0.9×10^4 cycles 経験しており、M2 のメクラ板部は 6 ton の荷重振巾を 1.6×10^5 cycles 経験している。

実験の結果、M1 のものについてはクラック発見の段階でクラックは既にかなり大きくなっている。 crack initiation の cycles をはるかに越した段階にあった。M2 のものについては実験開始後、 1.7×10^4 cycles で crack の発見した。

図 3.1.1.6 に、スカラップをメクラ板で補強した場合の応力計算結果を示す。図から荷重 10 ton 下でクラック発生場所（右図参照）における応力を求めると、およそ 2.5 Kgf/mm^2 であることが判る。この部分での応力集中係数を前と同様 3 とし、その歪値から、図 3.1.4 に示す丸棒の S-N curve より疲労発生寿命を類推すると 5.2×10^4 cycles をうる。荷重 6 ton 下では、 10^6 cycle 程度の疲労発生寿命であることを考えると、M2 の試片が本実験の前に経験した 1.6×10^5 cycle はほとんど疲労寿命に影響を与えない。これを考慮すると、丸棒の S-N curve より類推した寿命 5.2×10^4 に対し、 1.7×10^5 は若干低目の値であるといえる。つまりメクラ板を施すことによって応力が低減する分だけは疲労強度が上昇していないことがうかがわれる。



(e) 破断破面

図 3.1.1.7 ～ 図 3.1.2.0 に、破断破面を示す。図にみるとおり大部分はルート断面で、クラックが伝播していることが判る。一つの例外は、M3 模型であり、クラックが母材部を伸展しているのが判る。メクラ板部でのクラックは図にみるとおり、はなはだ複雑であり、複数個のクラックが発生しているのが見うけられる。

3.1.4 結 論

実物に近い模型に対し、疲労実験を行い、応力解析の結果および過去の実験データーにより実験結果の解析を行なった。

以下に主要な結論を列記する。

- (i) 実験データーは、丸棒で得られた疲労実験データーと、応力計算から類推した全歪振巾値でかなりよく説明できる。
- (ii) 又、クラック伝播解析を基にした溶接ルート破断強度の実験データーも説明することができる。
- (iii) このことは、本実験に用いた試片では、ルートの破断強度と溶接止端の疲労強度がほとんど同じであることを示しているものと思われる。

参 考 文 献

- 1) 日本造船研究協会第200研究部会第2分会 51年度報告
- 2) B.M. Windt. "Effect of Notches on Low-Cycle Fatigue"
STP490, ASTM, 1966
- 3) H. Petershagen, "Survey of Literature on the Fatigue
Behavior of Cruciform Joints"
溶接学会誌, 1975

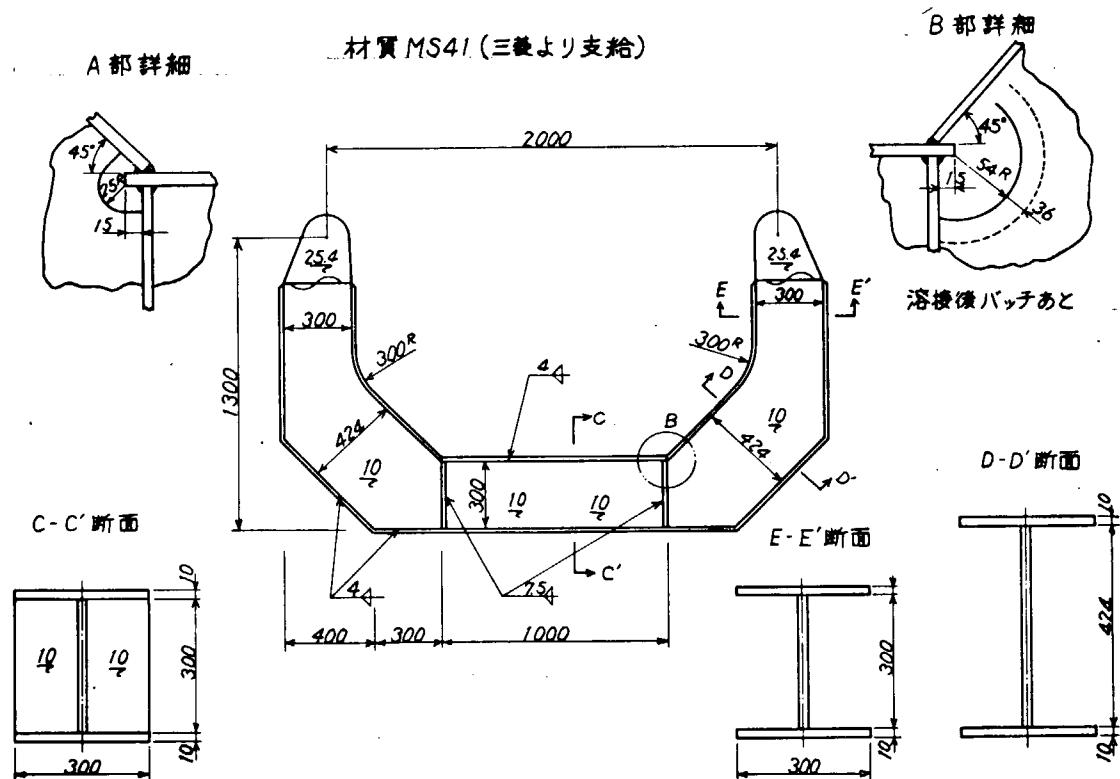


図 3.1.1 供試模型

応力分布用ゲージ S1~S10, SL1~SL5, SR1~SR5 合計 24点

歪ヒスチリシス用ゲージ DL-1~DL-4, DR1, DR2 合計 6点

WF1~WF6 溶接部の型を採取する箇所

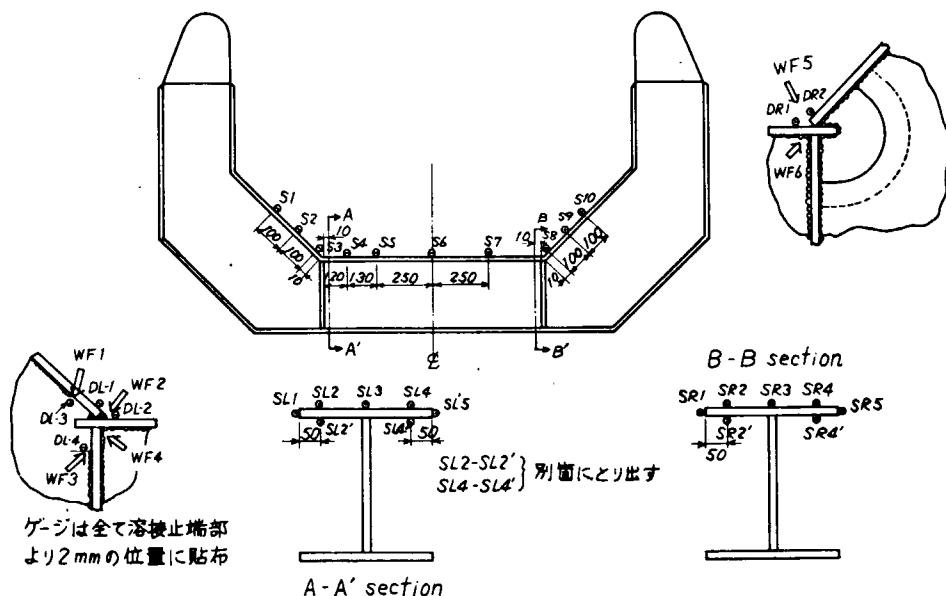


図 3.1.2 ゲージ貼布位置その他

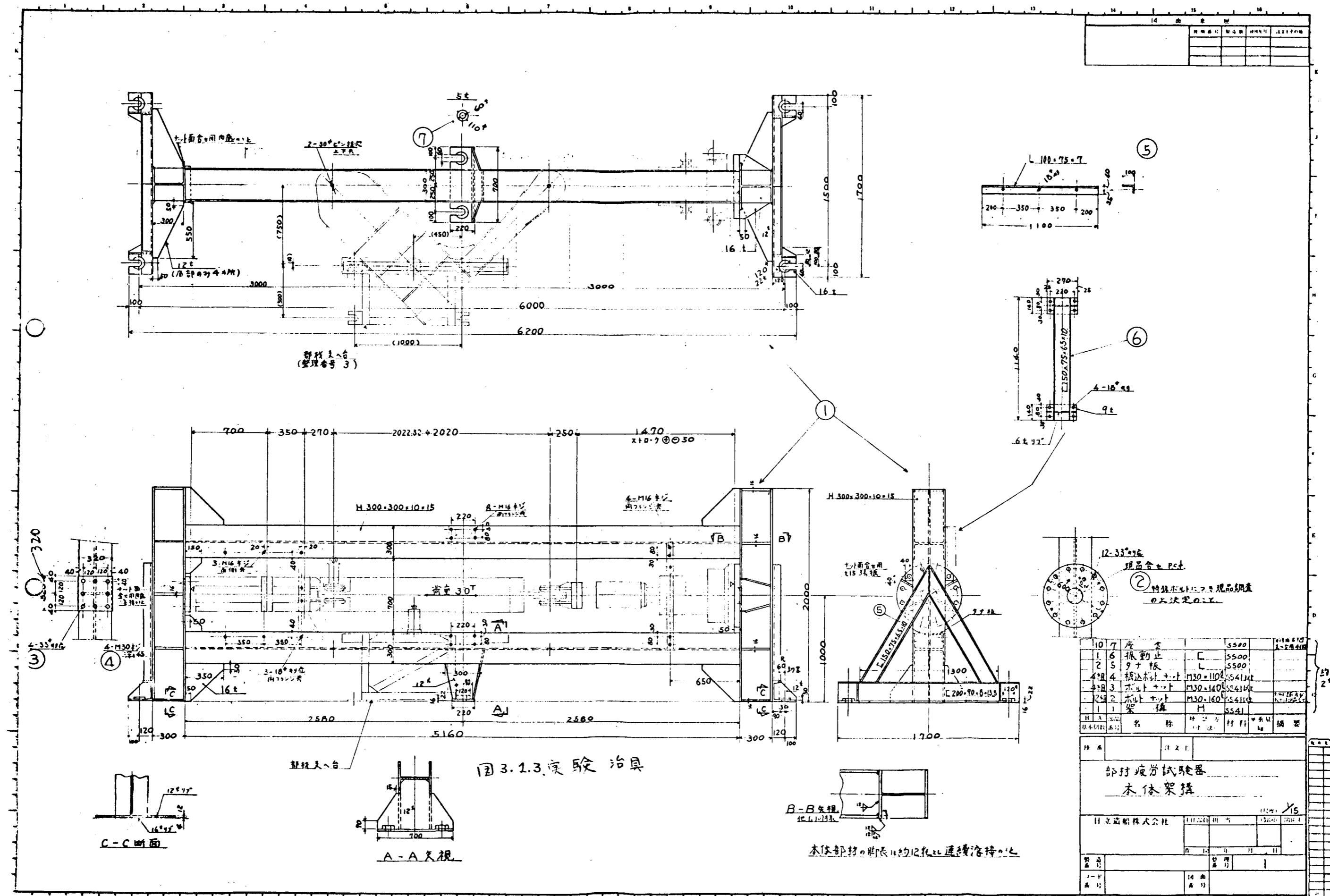


図3.1.3 実験治具

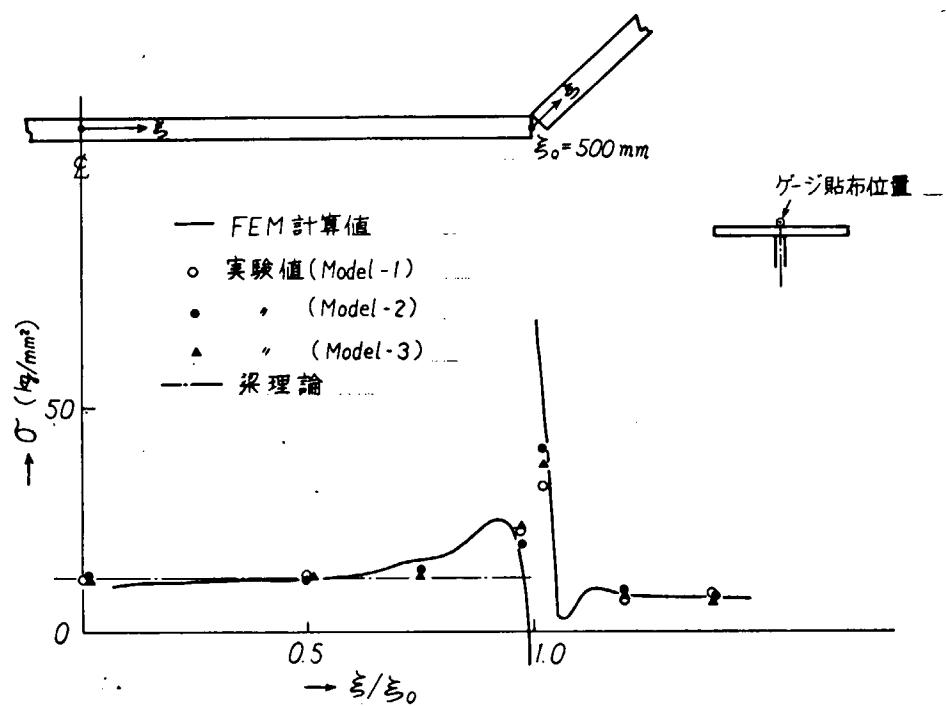


図 3.1.4 実験値との比較(Flange Center Line 上の応力)
Load = 10 ton

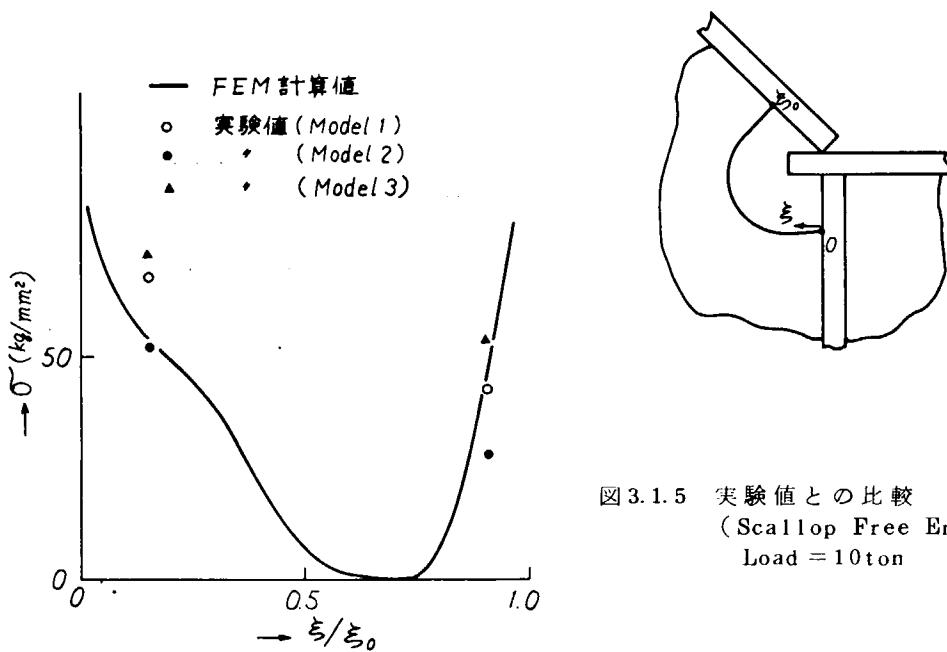


図 3.1.5 実験値との比較
(Scallop Free End 回りの応力)
Load = 10 ton

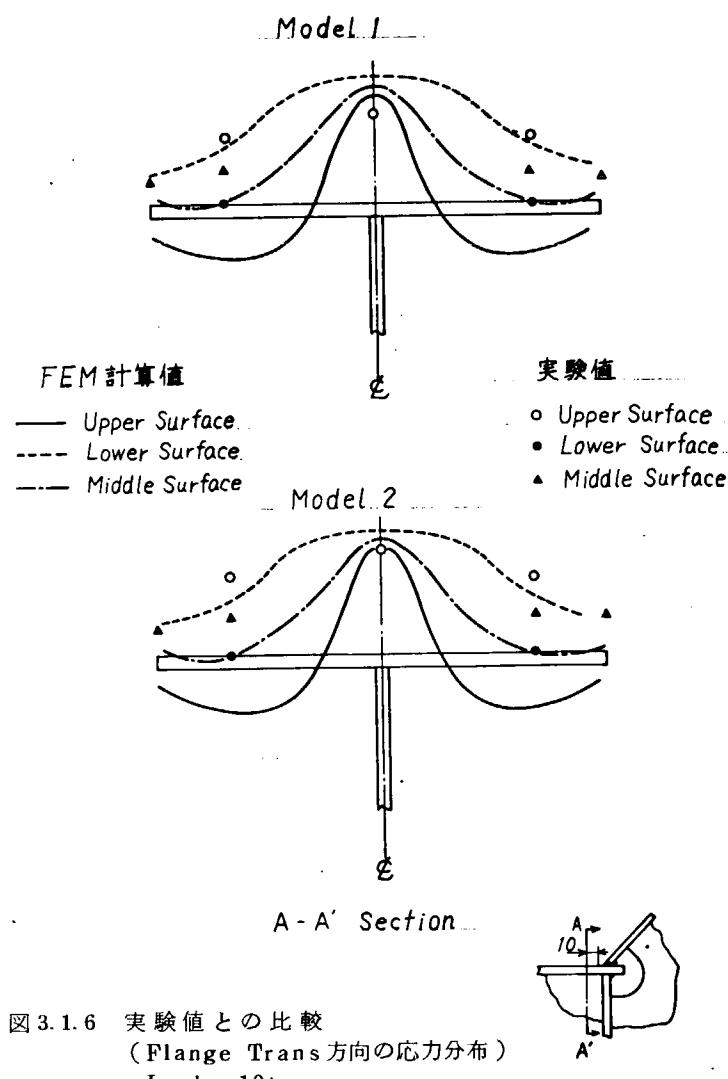


図 3.1.6 実験値との比較
(Flange Trans 方向の応力分布)
Load = 10 ton

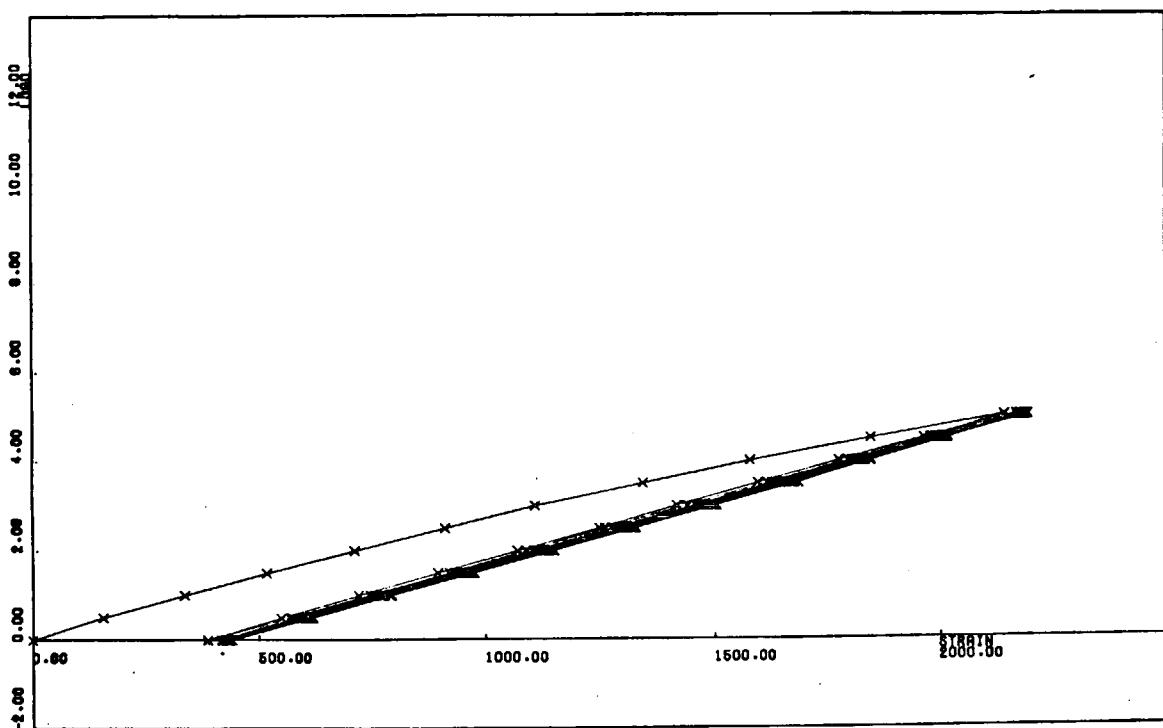


図 3.1.7 溶接止端部ヒステリシス (DL-4)

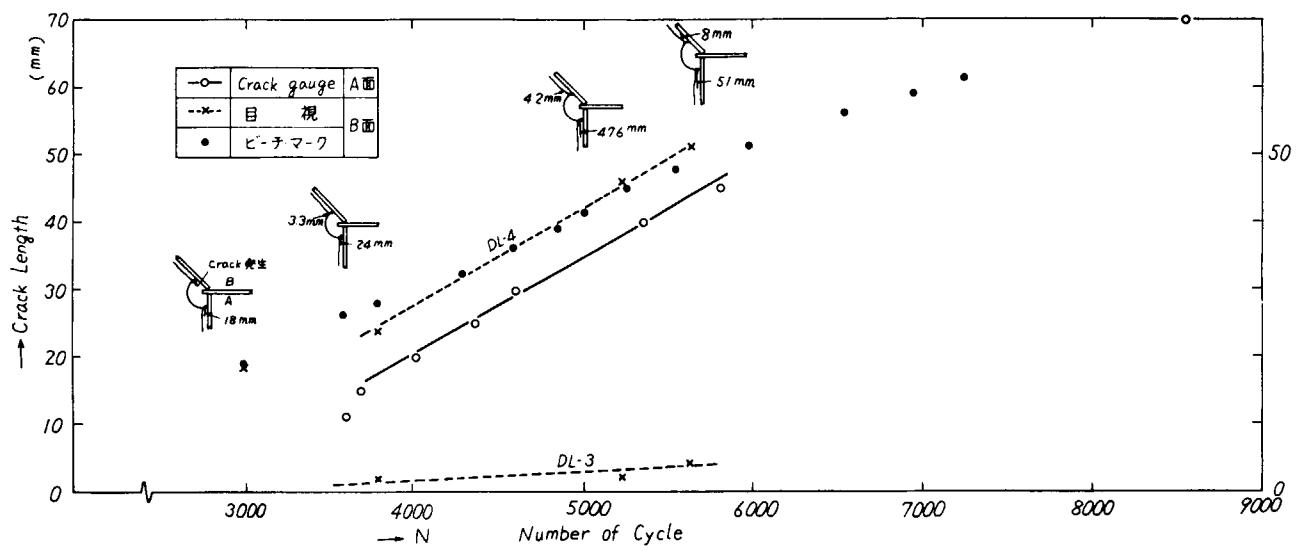


図 3.1.8 Crack 伝播

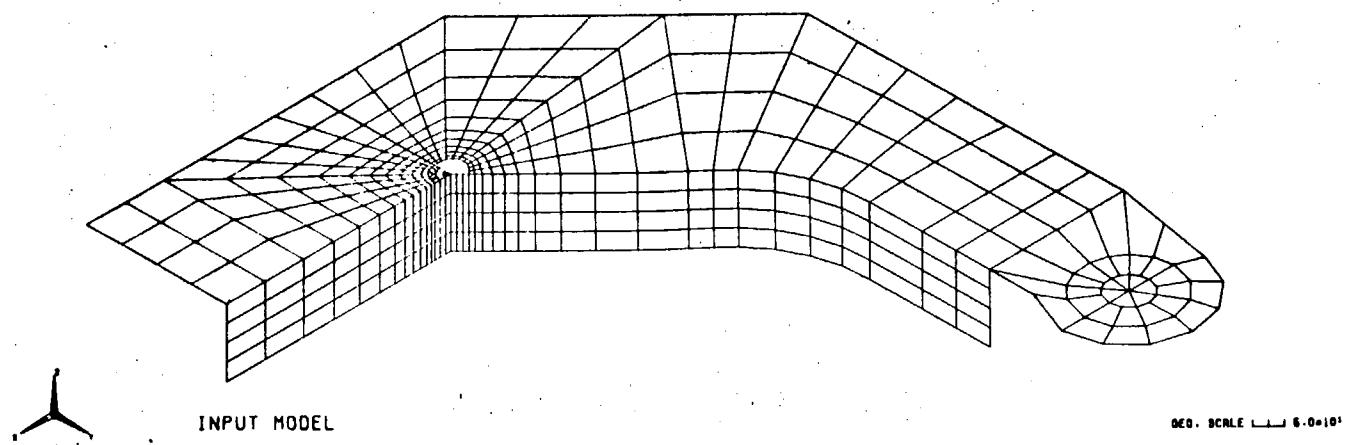


図 3.1.9 要素分割

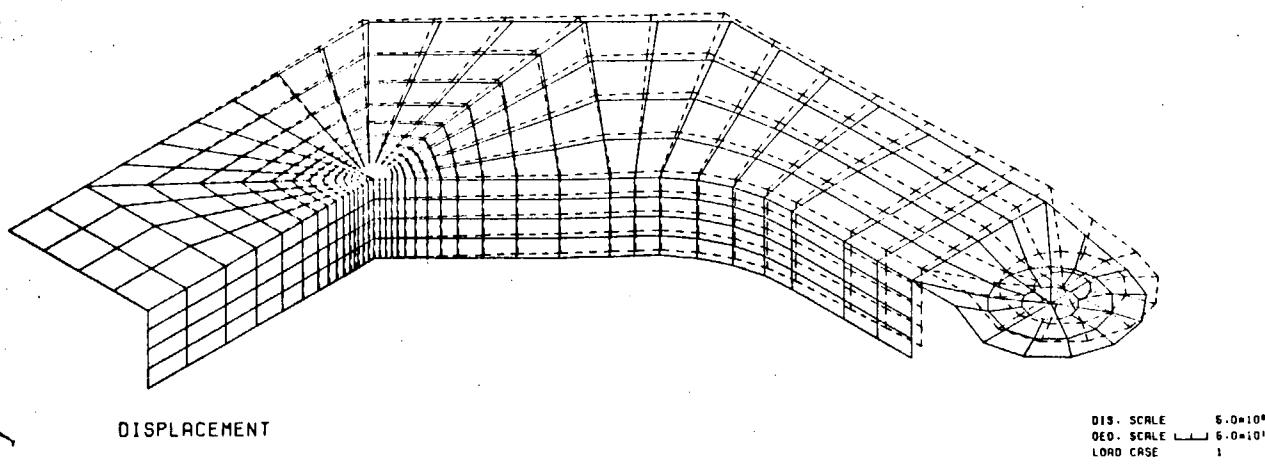


図 3.1.10 変形状態

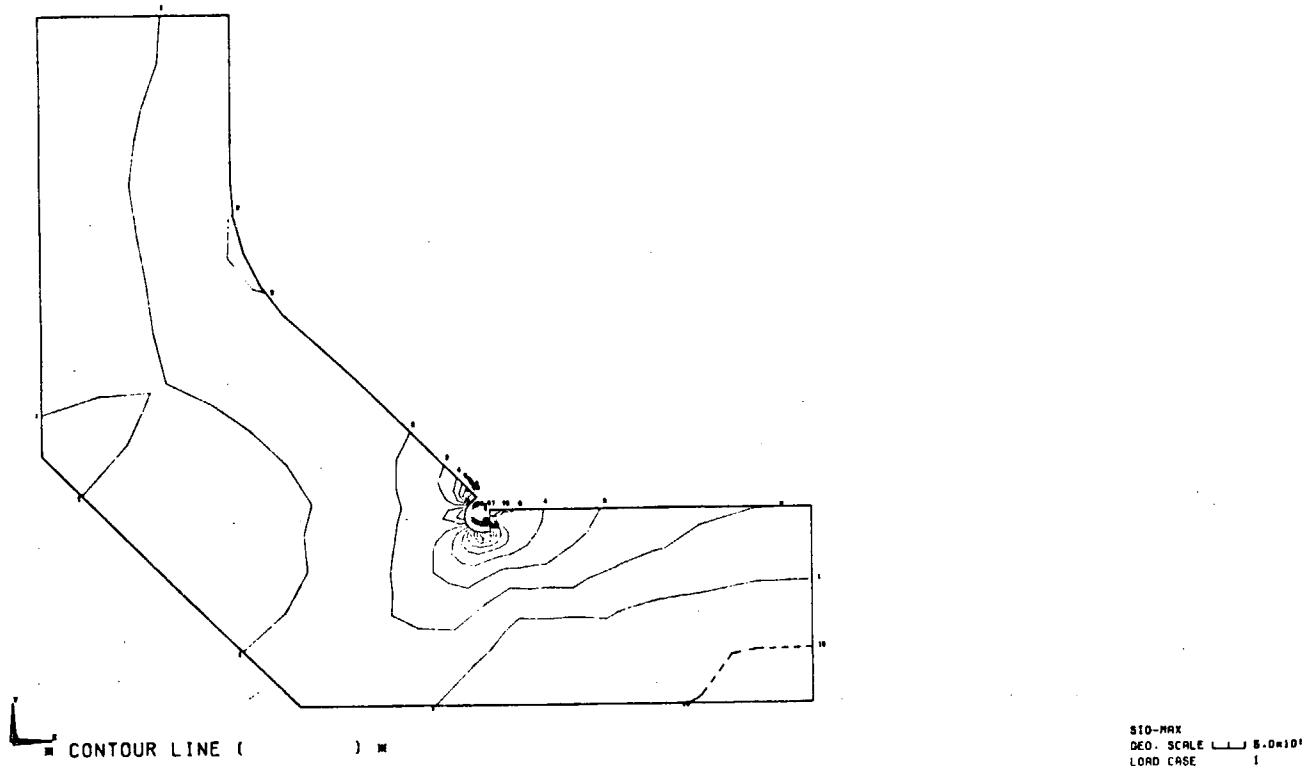


図 3.1.11 Web主応力 $\sigma_1 (> \sigma_2)$ Contour Curve

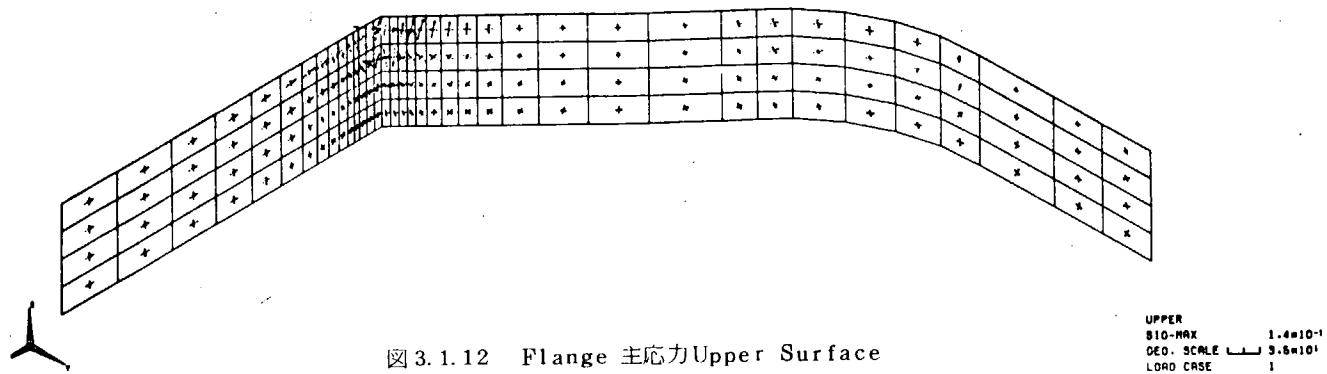


図 3.1.12 Flange 主応力 Upper Surface

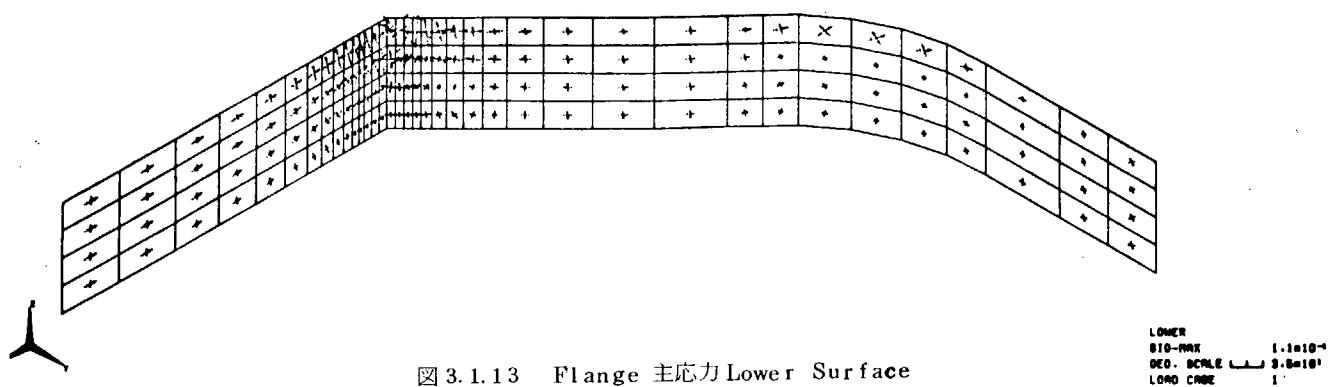


図 3.1.13 Flange 主応力 Lower Surface

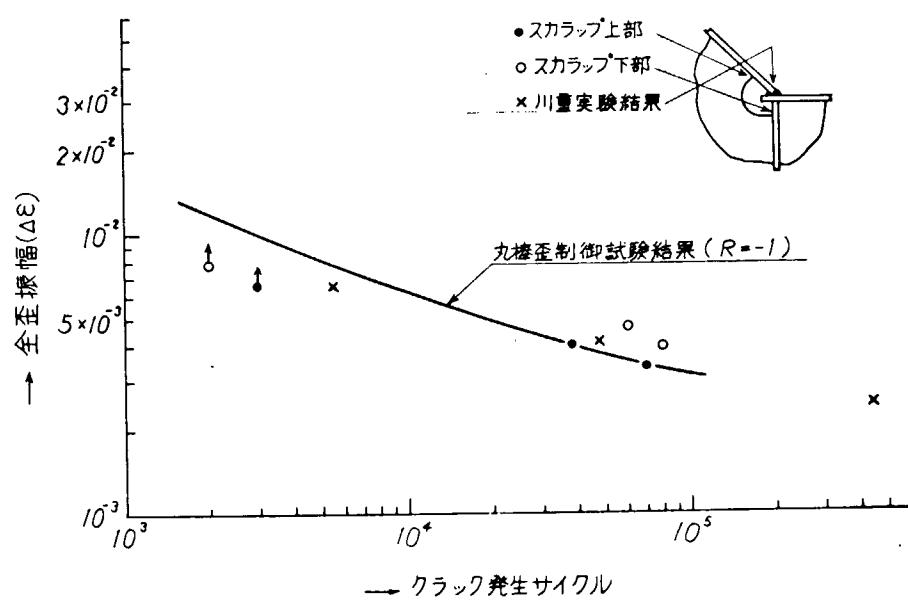


図 3.1.14 疲労強度曲線（全歪曲線による）

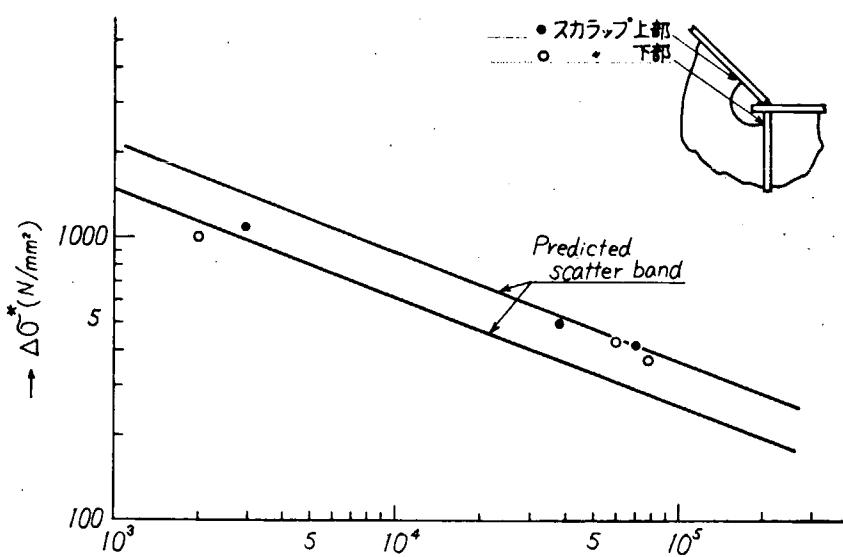


図 3.1.15 疲労強度曲線(伝播解析による)

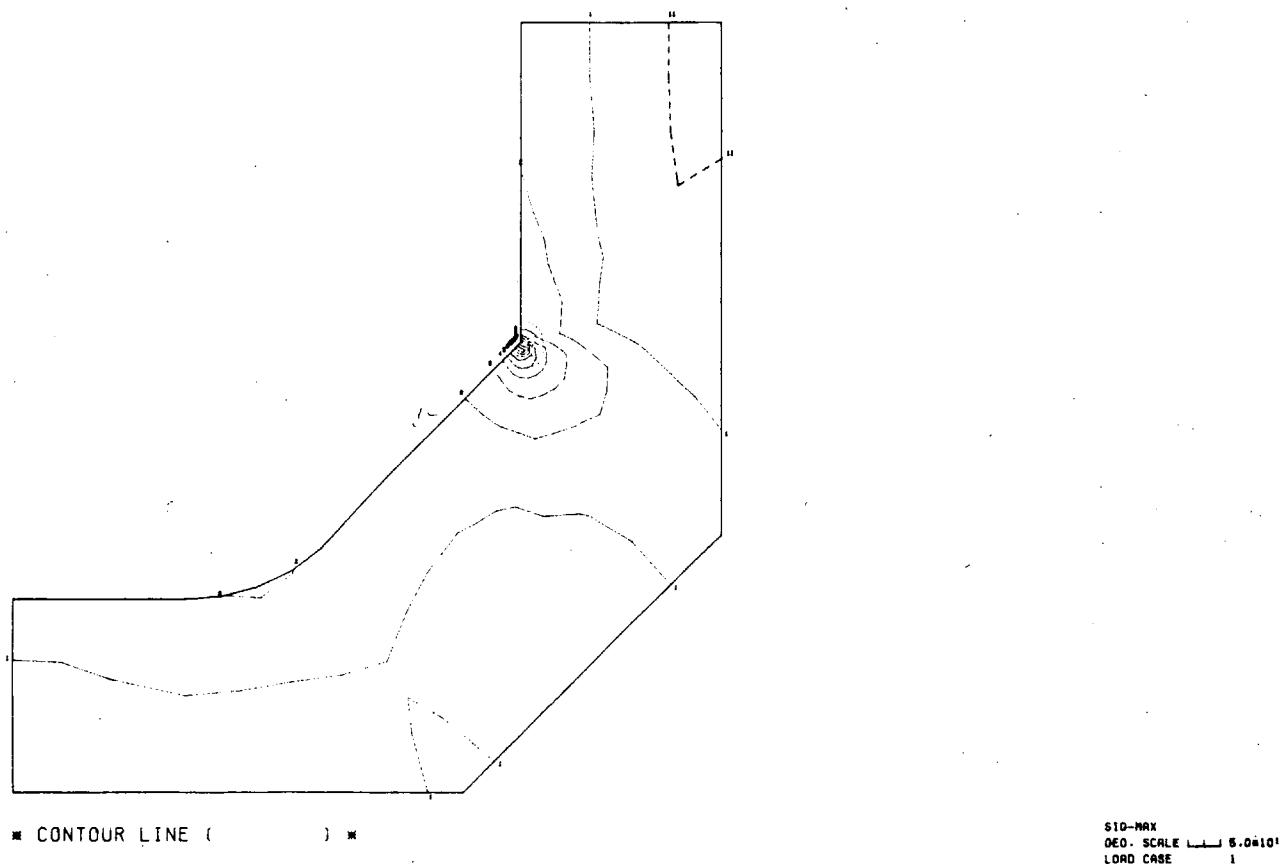


図 3.1.16 ウェブの応力(メクラ板あり)

図 3.1.17 クラック破面 (No. 1 模型)

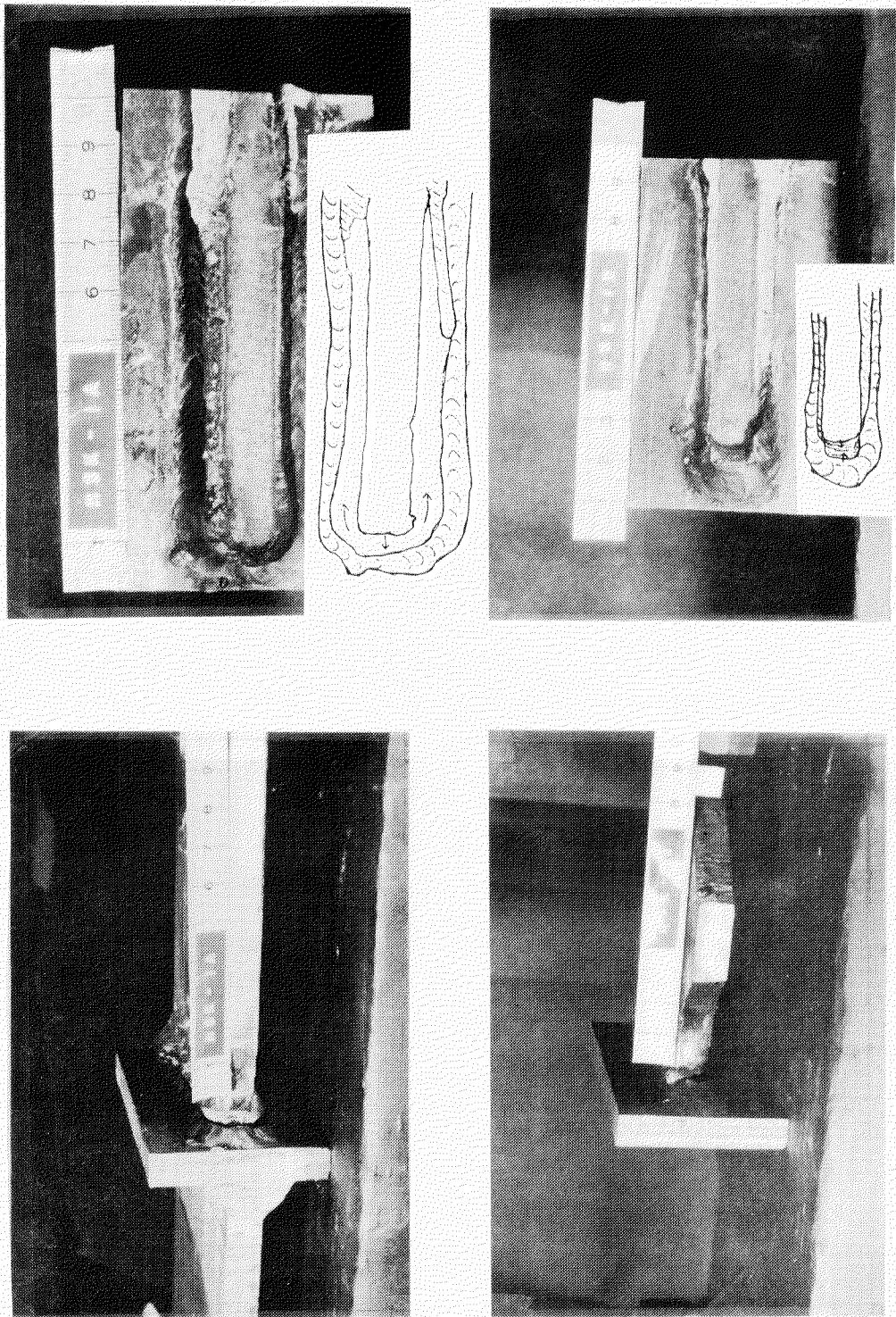


図 3.1.18 クラック破面 (No. 2 模型)

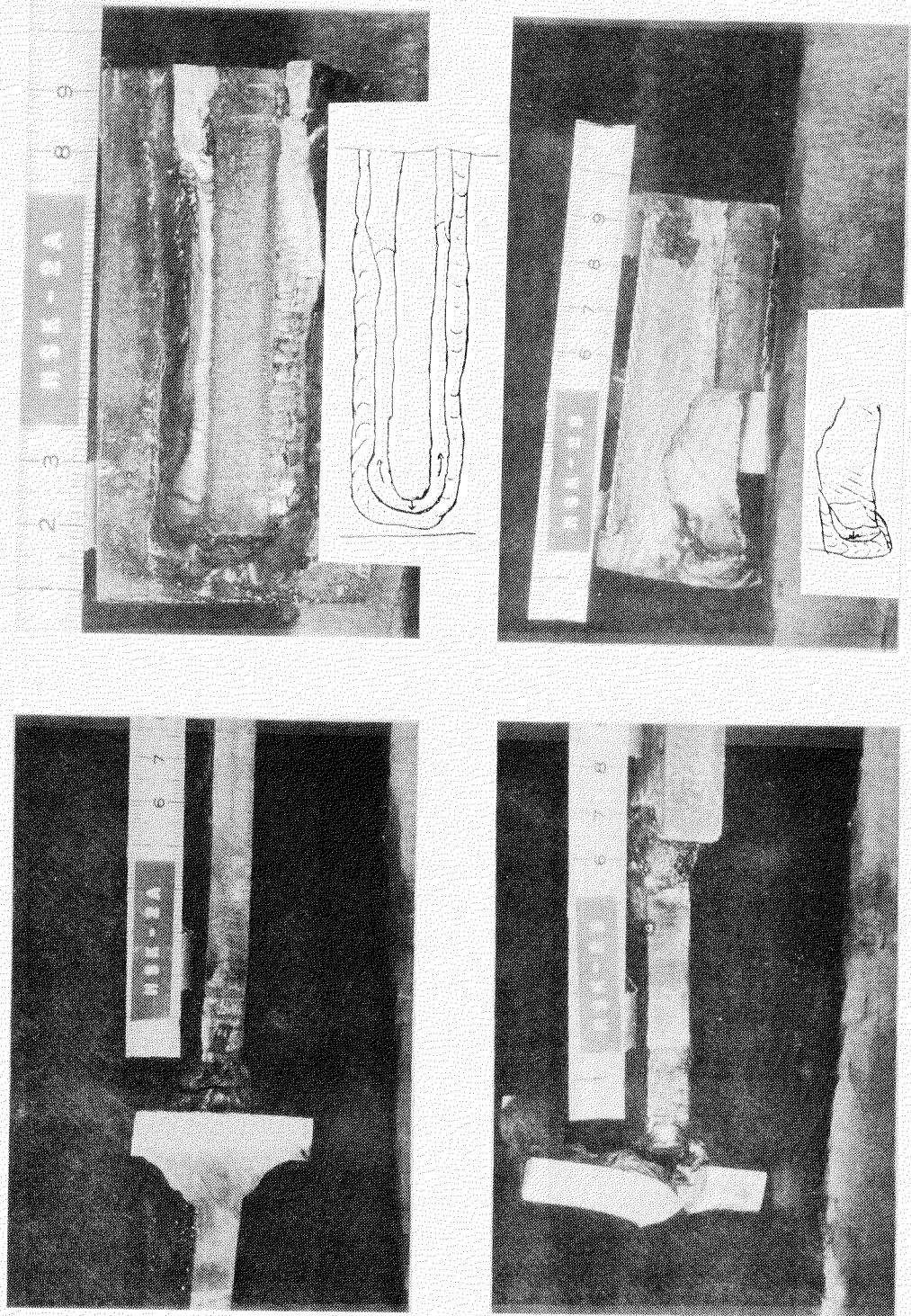


図 3.1.19 クラッシュ破面(No.3 模型)

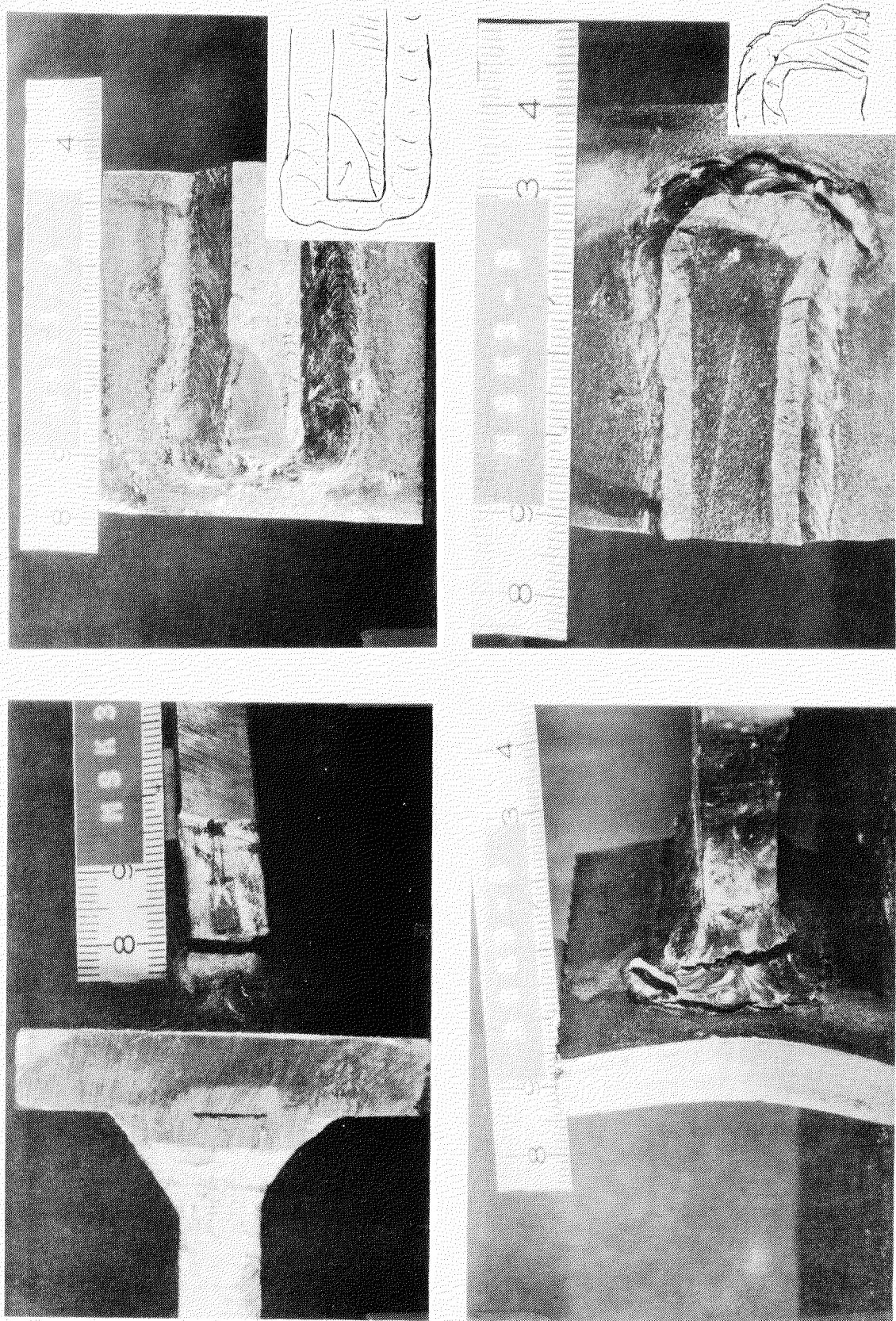
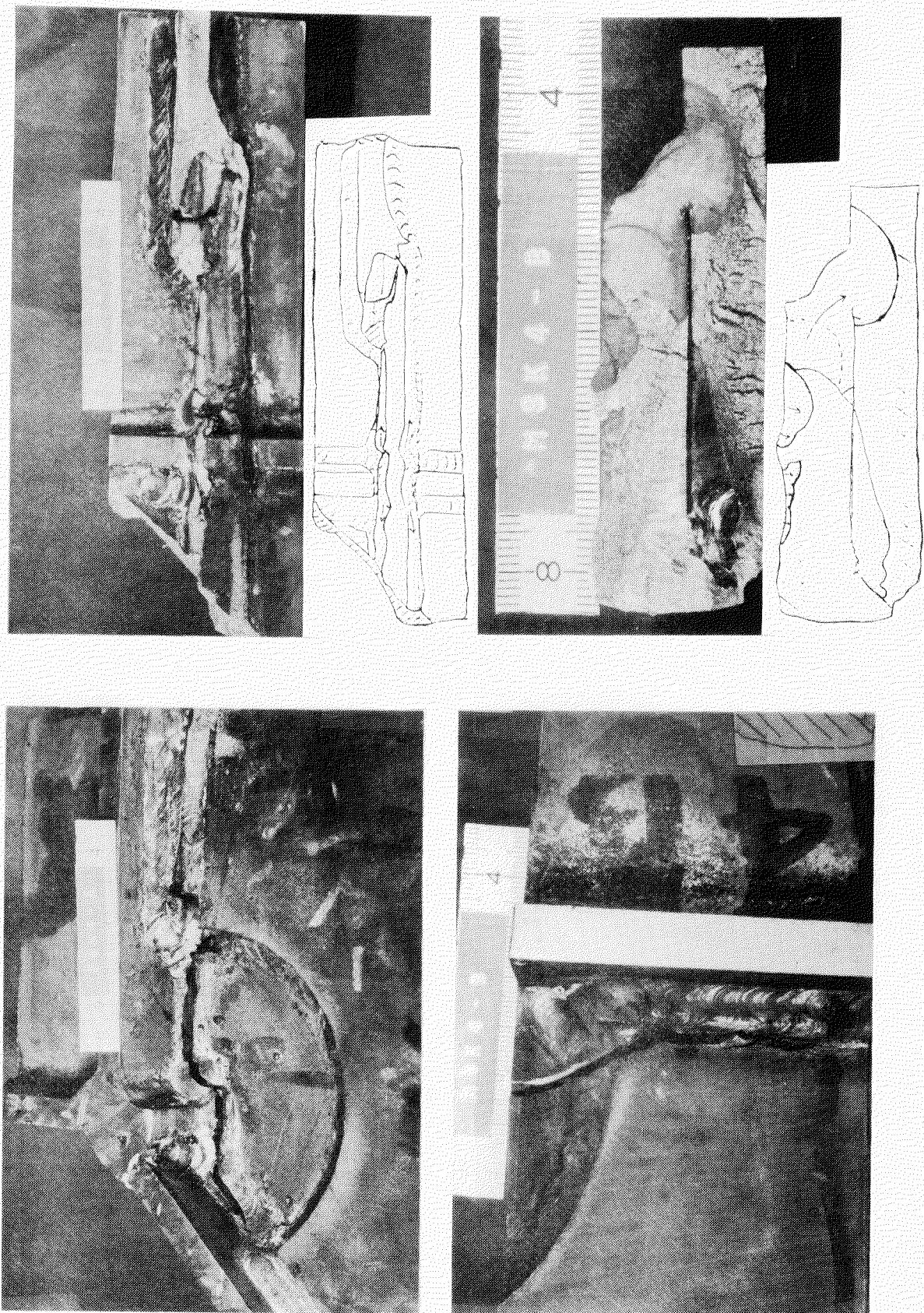


図 3.1.20 クラック破面(メクラ板部)



3.2 二重般斜交々差部模型の疲労強度(その2)

3.2.1 目的

船体横強度部材における斜交々差部は、構造的にハードスポットとなる箇所であって、設計上疲労強度を加味する必要のある箇所とされる。ところでこの箇所の疲労強度は交差部の構造詳細によって変わると考えられる。すなわち斜交々差角、SCALLOP の大小やその有無および斜材とGIRDER の目違いなどによって局部的な応力分布が影響をうけて、交差部の疲労き裂発生箇所が変わったり、疲労強度が異なったりすると推察される。

そこで本研究では斜交々差角度が 60° の場合について SCALLOP や工作誤差の有無が交差部近傍の応力分布におよぼす影響を立体構造弾性 FEM 解析によって検討した。なお、そのうち SCALLOP のある場合について模型による静的歪分布測定を行ない、計算結果と比較した。さらに、この模型3体について疲労試験を行なって、き裂発生やき裂伝播状況を観察し、その S-N 線図を検討した。

3.2.2 弹性応力解析および試験

(1) 弹性応力解析計算モデルおよび計算要領

計算モデルは図 3.2.1 に示す疲労試験模型形状に対して表 3.2.1 のような局部的に構造を変えた 5 caseとした。

表 3.2.1

S C A L L O P		目違ひ (mm)		
		なし	5	10
なし		○	—	—
有	小	●	—	—
	大	○	○	○

注：黒丸印は疲労試験用
模型と同寸法

表中、目違ひ量とは斜材とGIRDER の軸線の「ずれ量」のことであり、目違ひ量 10 mm はGIRDER の板厚に相当する。SCALLOP の小とは図 3.2.1 の C 部詳細に示す SCALLOP 形状の場合で、SCALLOP 大とは同図で D 部詳細に示すバッヂをあてる前の SCALLOP 寸法、54 R の場合である。なお、黒丸印は後述するような歪分布測定および疲労試験を行なった模型に対応する計算モデルを示している。

計算は立体構造弾性 FEM 解析とし、そのプログラムは NASTRAN を用いた。計算に用いた要素分割の一部を図 3.2.2～3.2.4 に示す。なお、図 3.2.1 には境界条件を併記した。SCALLOP 周辺の要素は幅 1 mm の bar 要素を用い、斜材では曲げ要素を用いて、板の両表面の応力が求められるようにした。

(2) 静的歪分布測定要領

板厚 10 mm の軟鋼板を用いて製作した図 3.2.1 に示すような模型を供試体とした。使用した鋼板は、本年度研究に共通して使用されているものと同一ロール材である。

試験は供試体のピン孔を介して引張荷重を 1 ton 間隔で 5 ton まで加え、各荷重において歪を測定した。測定にはワイヤーストレインゲージを用いた。その使用ゲージおよびひずみ計測位置を図 3.2.5 に示す。

(3) 疲労試験要領

供試体は静的歪分布で用いたものと同型同材である。試験は3体について行なった。

負荷は静的試験の場合と同様にピンを介して、荷重比(最小荷重/最大荷重)を0.5とした部分片張り荷重300cpmの繰返し速度で加えた。使用した試験機は荷重容量40tonのローゼンハウゼン型疲労試験機である。

試験中き裂伝播長さを浸透探傷剤を用いて肉眼で測定した。

試験状況を写真3.2.1に示す。

3.2.3 弾性応力解析および試験結果と考察

(1) 応力解析および歪測定結果

図3.2.6～3.2.14に応力解析結果および一部の図に歪測定した結果を示す。これらの図は全て負荷が5tonの場合について示している。図中で歪測定結果に関する応力は測定歪を弾性応力として表わした値である。

図3.2.6は斜板、INN.B^M.PLATE、FLOOR PLATEおよび外板に相当する部材において絶対値の大きい方の主応力を示したものである。これによると応力勾配の急な斜材の交差部では計算値がかなり小さめの値となっているが、これは解析が弾性計算であることや要素分割の粗さに関係があるものと思われる。

図3.2.7は主応力とその方向について計算と実験結果を比較したものである。これによれば計算と実験は非常によく一致しているといえよう。

図3.2.8は船底部中央と交差部近傍のINN.B^M.PLATE部の供試体幅方向の応力分布を示したものである。それぞれ実験結果と計算結果は良く一致しているといえる。

INN.B^M.PLATEの応力分布はSCALLOPがないとWEBからの応力の流入が大きくなるのでWEB直上の応力が、SCALLOPのない場合に比べて高くなる傾向にある。なお、SCALLOPが大きくなつて目違い量が大きくなるほどFLOOR直上の応力は減少する傾向にある。特に目違い量が10mmの場合にはFLOOR直上の幅方向で最も応力は低くなる傾向にある。上においては供試体幅方向にINN.B^M.PLATEではやや両端の応力が低下するが、ほぼ一様に近い。B^M:PLATEではFLOOR PLATE直下での圧縮応力が高くなる傾向にある。

図3.2.9は斜板や外板について供試体幅方向の応力分布を示したものである。これによるとF-F'断面での応力分布において実験値は、WEB直上を除き計算値より若干低めの値を示しているが、他の断面での応力では計算と実験値はよく一致しているといえるようである。SCALLOPがある場合はその大小にかかわらずF-F'断面での中心部で応力が高くなる。そして斜材には曲げ応力が作用している。SCALLOPがない場合のD-D'断面は、それがある場合のF-F'断面と同じ位置にあるが、中心線上すなわちWEB直上の応力が高くなっている。しかしその値はSCALLOPがない場合よりもかなり小さい。SCALLOPが大きい場合にINN.B^M.PLATE上面の応力はSCALLOPが小さい場合に比べると、PLATE幅全体の応力が増加する傾向にある。この傾向は、目違い量が大きくなる程、顕著となる。そしてさらに曲げ応力が大きくなつくることが判る。

SCALLOPから離れたC-C'断面やE-E'断面ではほぼ一様な応力となっている。

図3.2.10はSCALLOPが小さい場合について斜交々差部近傍の応力分布を示したものである。図において、斜材とINN.B^M.PLATEの交差部やGIRDER側のSCALLOP端での計算によるピーク応力は実験値よりやや低い値を示すが、これは前述したようなことが原因であろう。またSCALLOP周辺の応力は両者でほぼ一致している。

図3.2.11はSCALLOPがない場合の交差部近傍の応力分布を示している。これによると斜材が

$I_{NN} \cdot B^M \cdot PLATE$ と交差する箇所の斜材側の応力は小さい SCALLOP がある場合よりも著しく小さくなってしまい、同部の疲労強度が増加することを示唆している。

図 2.2.1 2～14 は SCALLOP が大きい場合について、それぞれ目違いのない場合、目違い量が 5 mm および 10 mm の場合交差部近傍の応力分布を示したものである。目違いのない場合について、

SCALLOP が小さい場合の応力分布（図 3.2.1 0 参照）と比べてみると、斜材では応力勾配が緩やかになっているのがみられる。したがってこの勾配で溶接止端部位置での応力を推定すると、溶接による応力集中を除いて SCALLOP が大きい方が応力値は小さくなる。斜材側の SCALLOP 端の斜材におけるほぼ溶接止端での応力は SCALLOP の大きい場合が約 1.5 倍強大きくなる。さらに GIRDER 側の SCALLOP 端の応力もやや大きくなるようである。また $I_{NN} \cdot B^M \cdot PLATE$ 上面でのピーク応力はやや大きくなるが交差部から離れた箇所での応力は低くなっている。

目違い量が増えると斜材の交差部の応力勾配は次第に急になり、応力値も増加する。すなわち溶接止端位置での溶接による応力集中を含まない応力値を推定すると、目違い量が大きい程大きくなるようである。 $I_{NN} \cdot B^M \cdot PLATE$ 上面のピーク応力は目違い量の増加に伴なって減少し、ピーク値を示さなくなる。なお WEB の SCALLOP 端の応力が目違い量の増加につれて増える傾向にある。さらに、GIRDER 側の SCALLOP 端の GIRDER や SCALLOP に沿った方向に対する応力勾配は目違い量が大きくなると緩やかになり、応力値も減る傾向にある。

(2) 疲労試験結果および考察

(a) 歪の変化の様相

図 3.2.1 5 は各供試体、 $M_1 \sim M_2$ について、E 上の $I_{NN} \cdot B^M \cdot PLATE$ 上面における歪の測定結果と疲労試験時の最大荷重までの荷重との関係を、第 1 回目の負荷サイクルから数回繰返し負荷した場合について記したものである。これによれば同点の荷重と歪の関係は繰返し負荷中で変化することはないと考えられる。なお、 M_2 の第 1 回目の負荷における測定値はやや異常を示しているが、これはストレインゲージと供試体とのなじみに問題があったための零点移動と思われる。また同点の応力は最大の試験荷重でも 1.2 Kg/mm^2 であり、実船で生じうる程度の範囲の応力になっている。

図 3.2.1 6～19 は図 3.2.1 6 に示すに斜材の交差部で溶接止端から 5 mm 離れた位置における WEB 直上の斜板に貼付したひずみゲージによる測定値と荷重サイクルの関係を示したものである。ただし図 3.2.1 7 は SCALLOP にバッヂをあてた側での同点のひずみについて記している。

図 3.2.1 6 は M_1 供試体についての結果である。本供試体では試験荷重を試験の都合上途中で変えている。すなわち、試験荷重を上限 8 ton、下限 3.5 ton で 3×10^3 回加えた後、荷重比が 0.5 となるように上限 8 ton、下限 4 ton に変えている。本図は最初の負荷状態についてのひずみ変化の様相を示すものである。図にみられるように残留ひずみの累積が大きい。

図 3.2.1 7 は M_1 供試体で SCALLOP をうめた側についてのひずみ履歴である。SCALLOP がある場合に比べるとひずみ振幅も小さく残留ひずみの累積も少ないので、SCALLOP を埋めることが同箇所の疲労強度に有益であることを示唆している。

図 3.2.1 8 と 19 はそれぞれ M_2 と M_3 の供試体における SCALLOP 側のひずみ履歴を記したものである。いずれの場合もひずみ振幅は繰返し数に無関係にほぼ一定であるが、残留ひずみは累積する。このようなひずみの変化の様相を最大ひずみについて示したもののが図 3.2.2 0 である。これによると、 M_1 供試体での結果は他の場合と比べて荷重が大きいにもかかわらず、第 1 サイクル目のひずみが小さくなっているがこれは材料のバラツキによる降伏点や応力-歪関係の相違が原因と考えられる。

(b) 破壊の様相

疲労き裂は図 3.2.2 1 および図 3.2.2 2 の付図に示すような溶接止端部に生じている。後者で ℓ_1

ℓ_5' のき裂伝播箇所は斜材と SCALLOP 端の溶接止端から斜板に発生したき裂が斜板の幅方向に沿って伝播している状況を示している。このき裂は試験を中止した時点でのき裂長さ約 3.0 mm に対して No.2 供試体では裏面で約 1.5 mm、No.3 供試体では約 1.0 mm の長さにわたって貫通していた。

No.1 供試体におけるき裂伝播状況を写真 3.2.2 a) b) b') に示す。

図 3.2.2.1～2.3 は各供試体におけるき裂進展長さの測定値と繰返し数の関係を示したものである。なお、No.1 供試体ではき裂発生後（と推測されるが）荷重全振幅が試験機の容量上維持できなくなつたので、その低下の様相を図 3.2.2.1 に併記した。ただし最大荷重は初期値のままである。

図 3.2.2.1 は No.1 供試体についてのき裂進展曲線である。試験では初期のき裂観察の時期を失しているためにき裂発生寿命を点線のように外挿して推定した。ただし、き裂発生寿命は全ての箇所でき裂長さが 1.0 mm になった時の繰返し数 (N_{10}) をとった。なお本供試体の場合には 8 ton～3.5 ton の荷重全振幅で試験した場合の繰返し数 3×10^3 回をこれに加えたものを N_{10} とした。き裂発生した 3 箇所でほぼ同程度の繰返し数と考えられる。

図 3.2.2.2 と 2.3 に No.2 と No.3 供試体のき裂進展曲線を示す。No.2 供試体の場合も箇所別に N_{10} はほぼ同程度と考えられる。それに比べて No.3 模型では箇所別にやや N_{10} が異なっている。これら供試体では上述したように No.1 との場合 ℓ_4 と ℓ_5 のき裂を生じたのに比べて斜板の局部曲げが主因である ℓ'_4 ℓ'_5 のき裂を生じている。また 3 体のき裂の進展状況を比べると ℓ_4 ℓ_5 や ℓ'_4 ℓ'_5 のき裂伝播速度はいずれの場合も他の箇所のそれよりも遅いが、 ℓ_1 や ℓ_2 ℓ_3 はそれぞれの場合で、いずれがき裂長さが長くなるかその傾向が異なっているようである。

(c) 疲労強度

図 3.2.2.4 は荷重全振幅とき裂長さが 1.0 mm となる時の寿命 (N_{10}) の関係を示したものである。

図 3.2.2.5 は ℓ_1 のき裂発生箇所について、ひずみ測定箇所の応力全振幅と N_{10} の関係を示したものである。この応力全振幅は実験値の場合、若干の荷重繰返し後に計測した全歪振幅（図 3.2.1.6、1.8、1.9 参照）にヤング率を乗じた値で、計算値は弾性 FEM 解析によって求めた値である。これらの結果によると、計算値と N_{10} の関係は実験値のそれと全く一致している。このことは、図 3.2.1.6、1.8、1.9 に見られるように同部が塑性域にあっても歪全振幅はほぼ弾性的に変化していることから当然な結果と考えられる。なお図中に示す一点鎖線は本供試体のき裂発生箇所の局部形状が類似している完全すみ肉溶接継手についての疲労試験結果から応力比 (R) が 0.5 の場合の同継手の疲労強度を推定した値である。この結果と本試験結果を比べると、低応力振幅になるほど両者の試験結果は平均歪の影響が無視できるようになるために一致すべきであるが、本試験結果は、最も低い応力振幅の場合においてそれよりも低い疲労強度となっている。これは本図で示した応力全振幅が、き裂発生箇所から離れているためである。そこでき裂発生箇所の歪全振幅が、ひずみ計測位置と同じように、弾性的挙動をすると仮定すれば、その値は FEM 解析で求めた値に大略近いと考えられるので、その値を FEM 解析結果より外挿して求めた応力全振幅と同じであると仮定して、 ℓ_1 および ℓ_2 ℓ_3 のき裂発生についてそれと N_{10} の関係を求めたものが図 3.2.2.6 である。図中歪制御試験結果を $\frac{1}{3}$ 倍してヤング率を乗じた値を実線で、前述した完全すみ肉溶接継手の疲労強度を一点鎖線で示した。歪制御試験結果を $\frac{1}{3}$ にしたのは、溶接による歪集中や、FEM による要素分割の粗さを大雑把に考慮したものである。この結果によると、試験結果は低応力全振幅ではすみ肉溶接継手の疲労強度に近く、高応力全振幅では歪制御試験結果に近くなつておらず、このような表現で供試体の疲労強度を推定しうると考えられる。なお歪制御試験結果は歪比が -1 の場合であり、歪比の影響を考慮していないが、本供試体では溶接趾端による歪集中の仮定など大きな仮定に比べるとその影響は小さいと考えて無視した。

3.2.4 結論

(1) 応力解析について

a) SCALLOPの有無や大きさの影響

- i) SCALLOPがない場合はINN. BM. PLATEと斜材の交差部近傍におけるWEB直上の斜材上面の応力は、SCALLOPがない場合に比べて約半分になる。また、交差部のINN. BM. PLATE上面の応力はWEBやFLOORを通じて流入するために供試体の幅方向における軸方向応力の分布はSCALLOPがある場合に比べてFLOOR直上で応力が高くなり両端で著しく減少する。
- ii) SCALLOPが大きくなると斜材とINN. BM. PLATEの交差部近傍におけるWEB直上の斜材上面の応力勾配は、SCALLOPが小さい場合よりも緩やかになる。そして斜材のSCALLOP端の斜材における曲げ応力はやや増加する。GIRDER側のSCALLOP端のWEBにおける応力はやや増加する傾向を示す。

b) 目違い量の影響について

- i) SCALLOPがある場合に目違い量が大きくなると、斜材とINN. BM. PLATEのWEB直上の交差部近傍の斜材上面の応力勾配は急になってくる。GIRDERのSCALLOP端のWEB側の応力はやや減少する傾向にある。FLOOR直上のINN. BM. PLATE上面の応力もかなり減少する。なお斜材のSCALLOP端のWEB側の応力は僅かに増加する。

(2) 疲労強度について

- a) 疲労き裂の発生箇所は斜材とINN. BM. PLATEの結合部の斜材上面側における溶接趾端、GIRDER側のSCALLOP端のWEB側の溶接趾端、斜材側のSCALLOP端のWEBまたは斜材の溶接趾端であった。
- b) き裂発生箇所の弾性応力解析結果(溶接による形状を無視した)とき裂長さが10mmになる寿命(N_{10})との関係は、高応力側で歪制御試験結果から推定した値に、低応力側ではすみ肉溶接継手の疲労試験結果から推定した値にほぼ一致する結果がえられた。

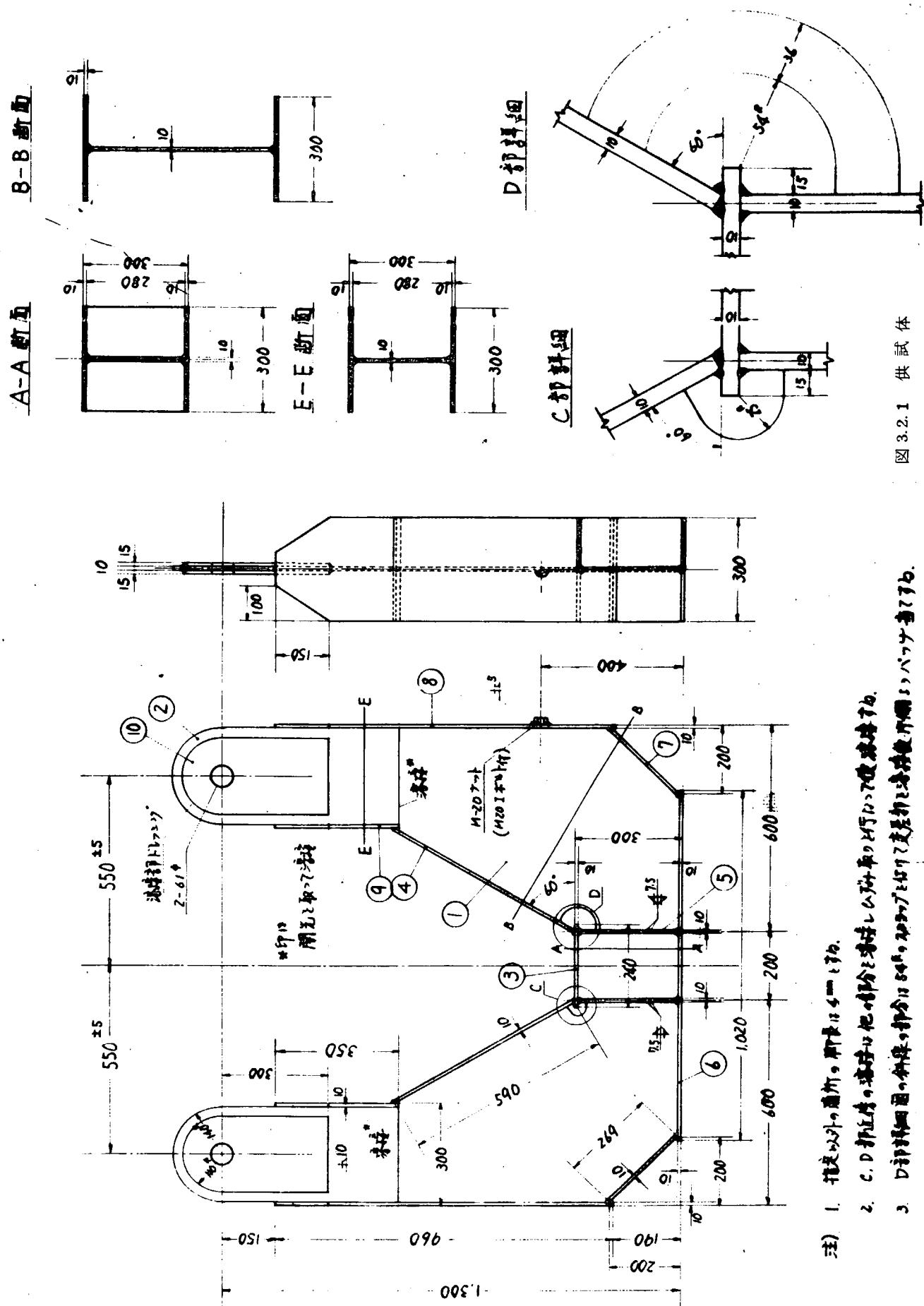


図 3.2.1 供試體

- (注) 1. 長さ以外の通称。脚長は4mmを指す。
 2. C. D部正面の縫合跡と側面と頭部に付けるC. D部側面の縫合跡である。
 3. D部背面側縫合跡、部分は8mm。頭部D部正面側縫合跡である。

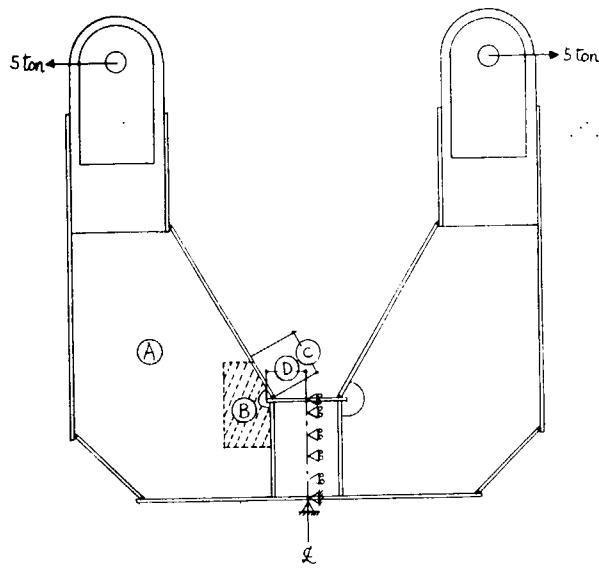


図 3.2.2 境界条件と要素分割図位置指定

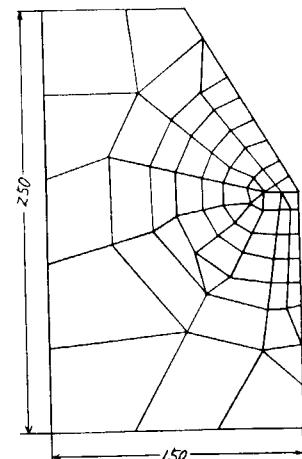
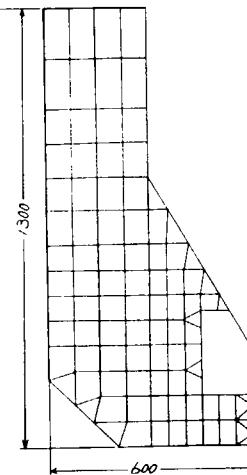
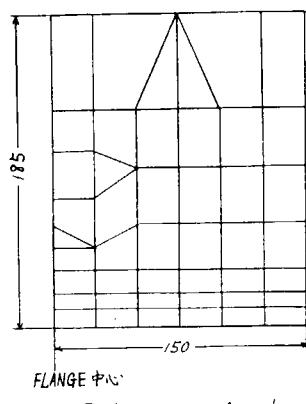


図 3.2.3 要素分割図

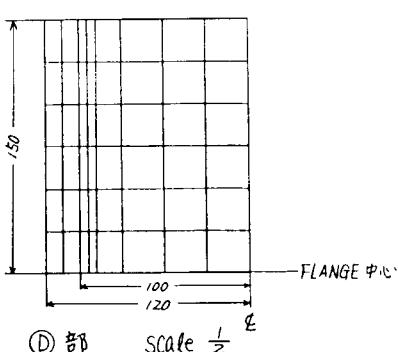


図 3.2.4 要素分割図

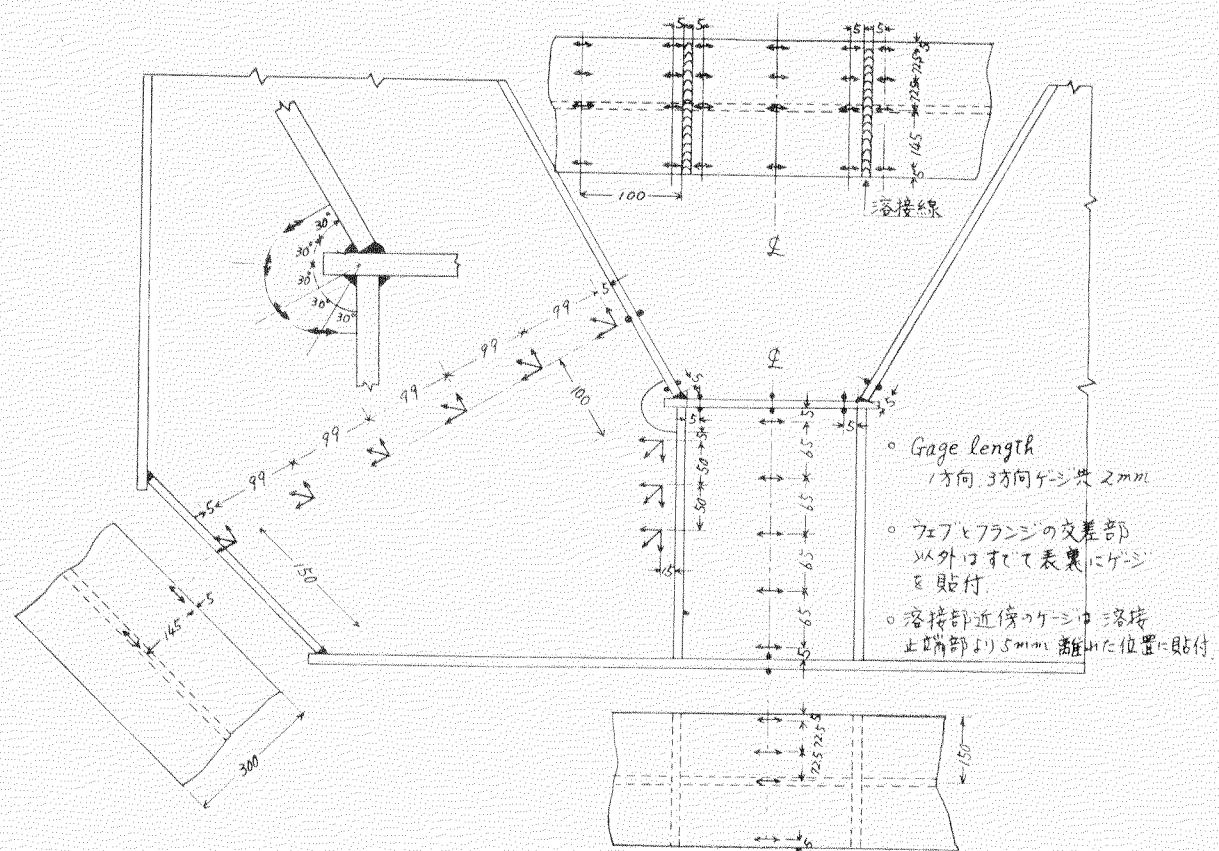


図 3.2.5 ゲージ貼付位置

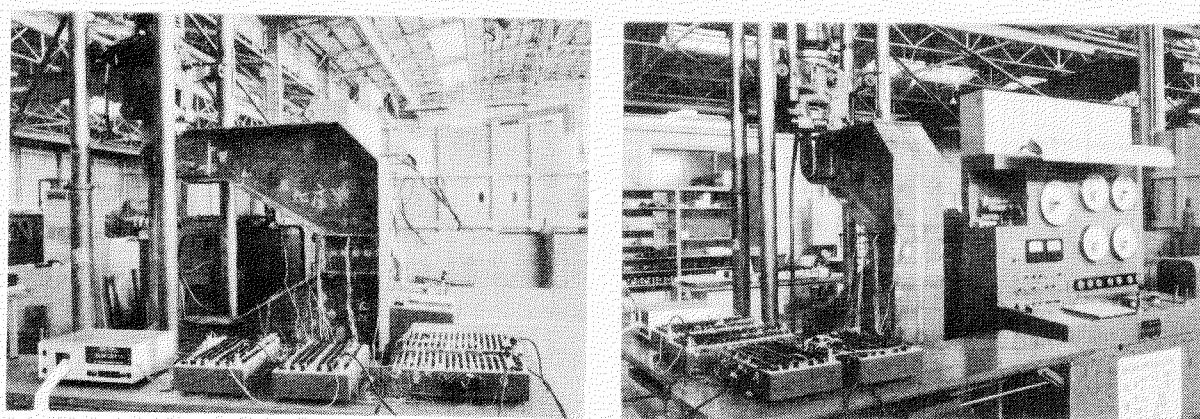


写真 3.2.1 疲労試験状況

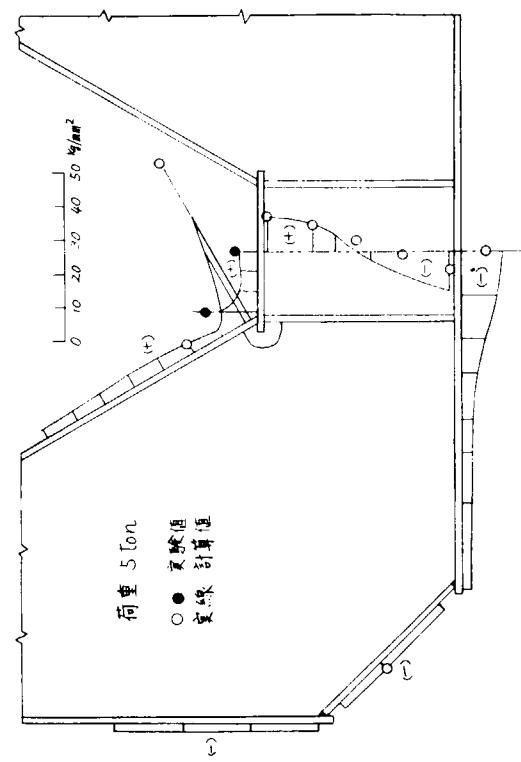
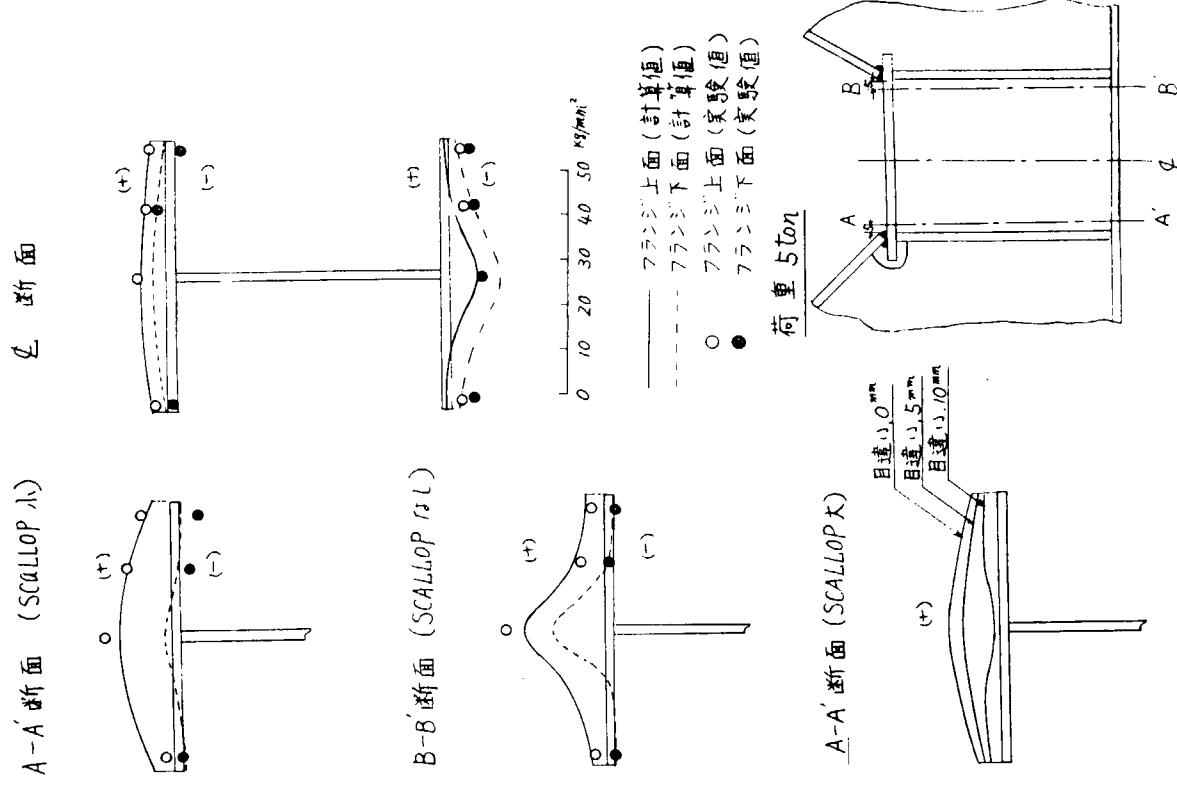


図 3.2.6 応力分布(SCALLOP 小、目違いなし)

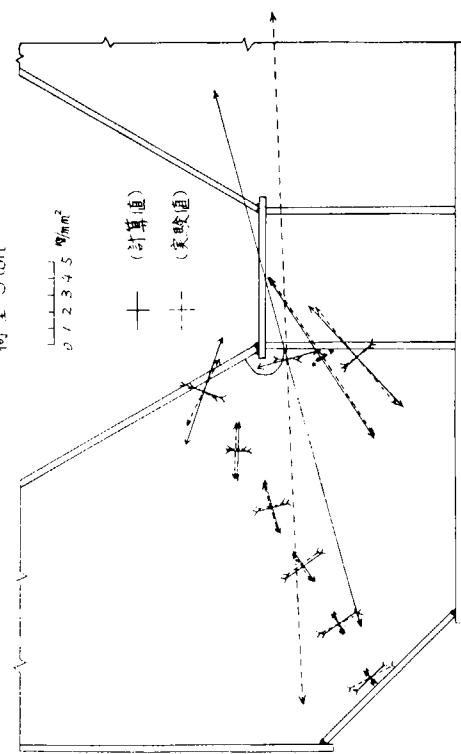
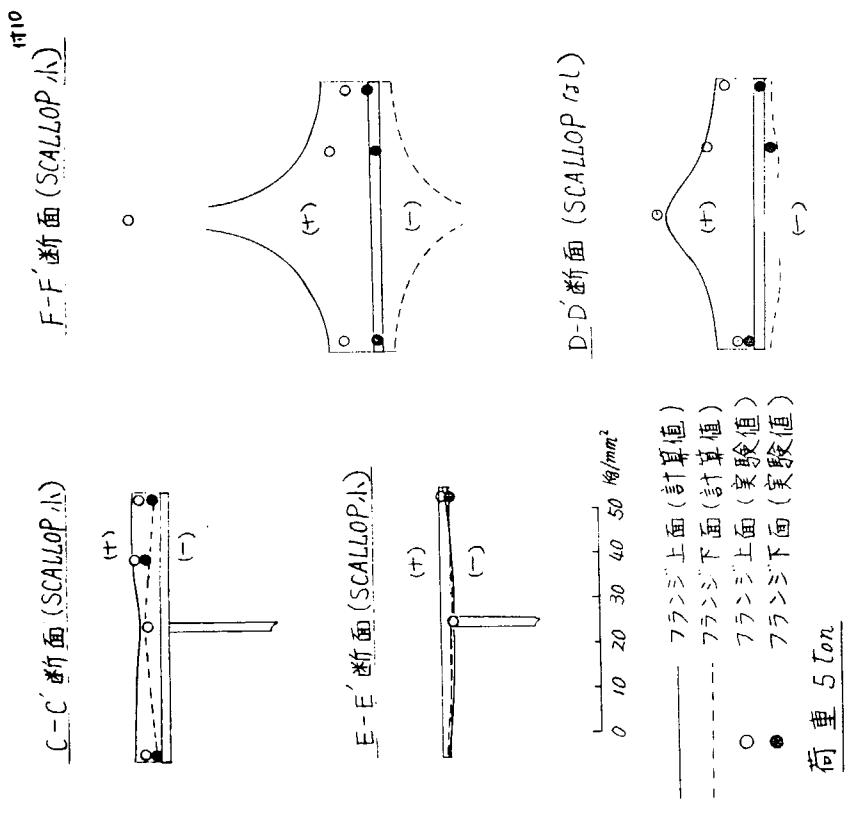


図 3.2.7 主応力方向(SCALLOP 小、目違いなし)

図 3.2.8 船底部の応力分布



荷重 5 ton

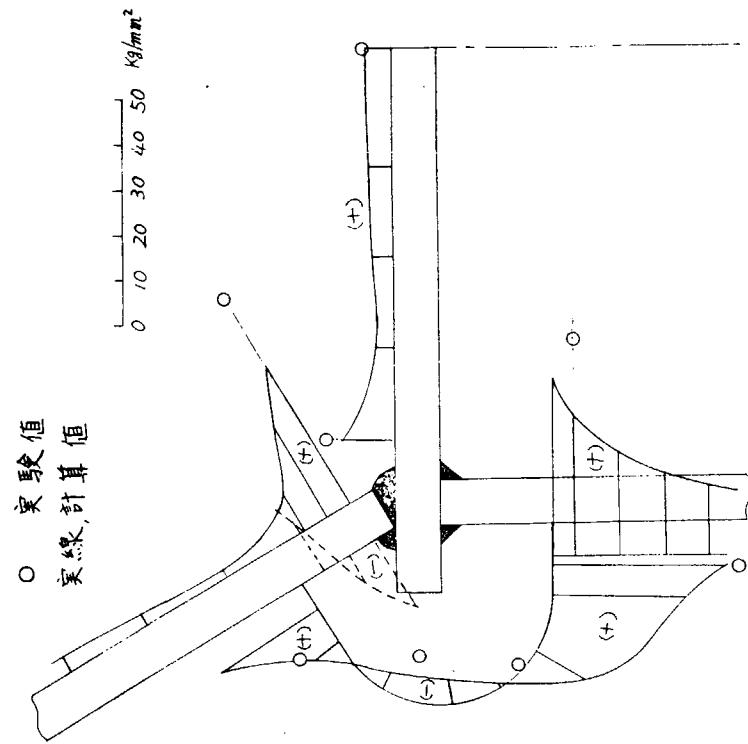


図 3.2.10 斜交々差部近傍の応力分布
(SCALLOP 小, 目違いなし)

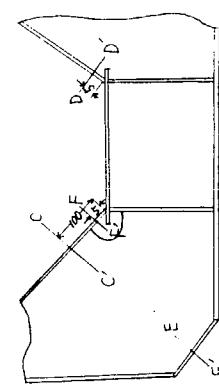
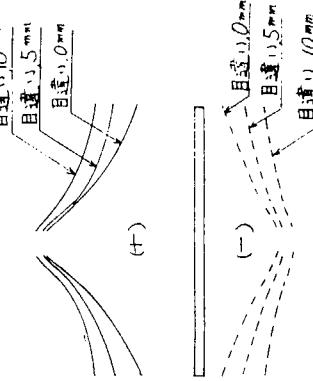


図 3.2.9 斜材, 外板の応力分布

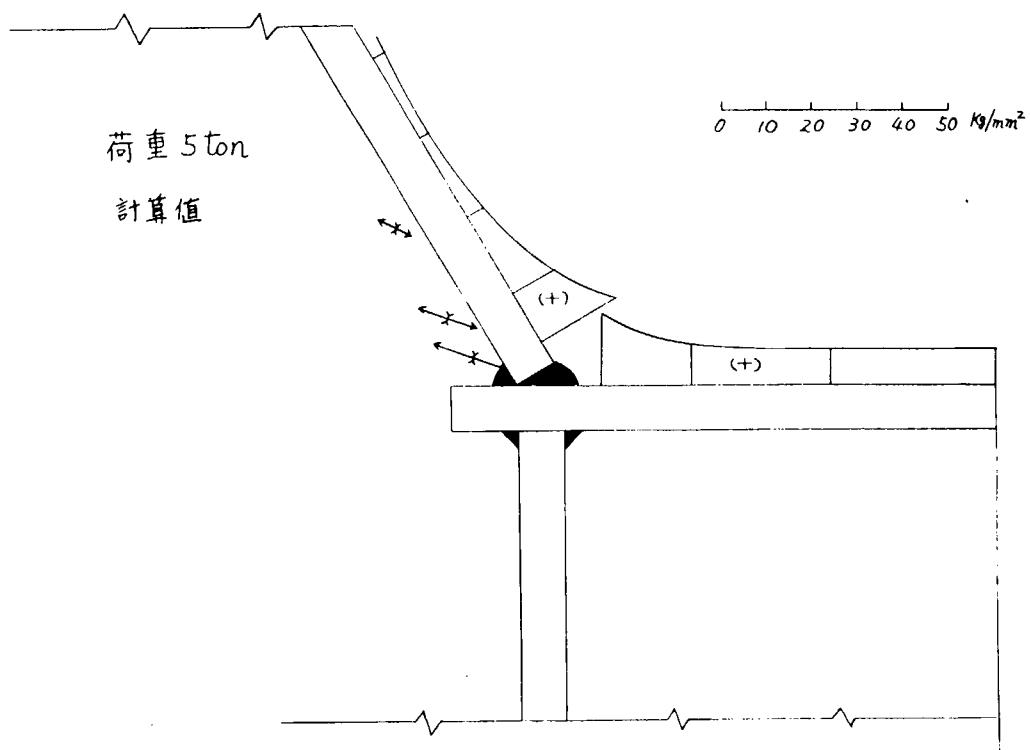


図 3.2.11 斜交々差部近傍の応力分布
(SCALLOPなし, 目違いなし)

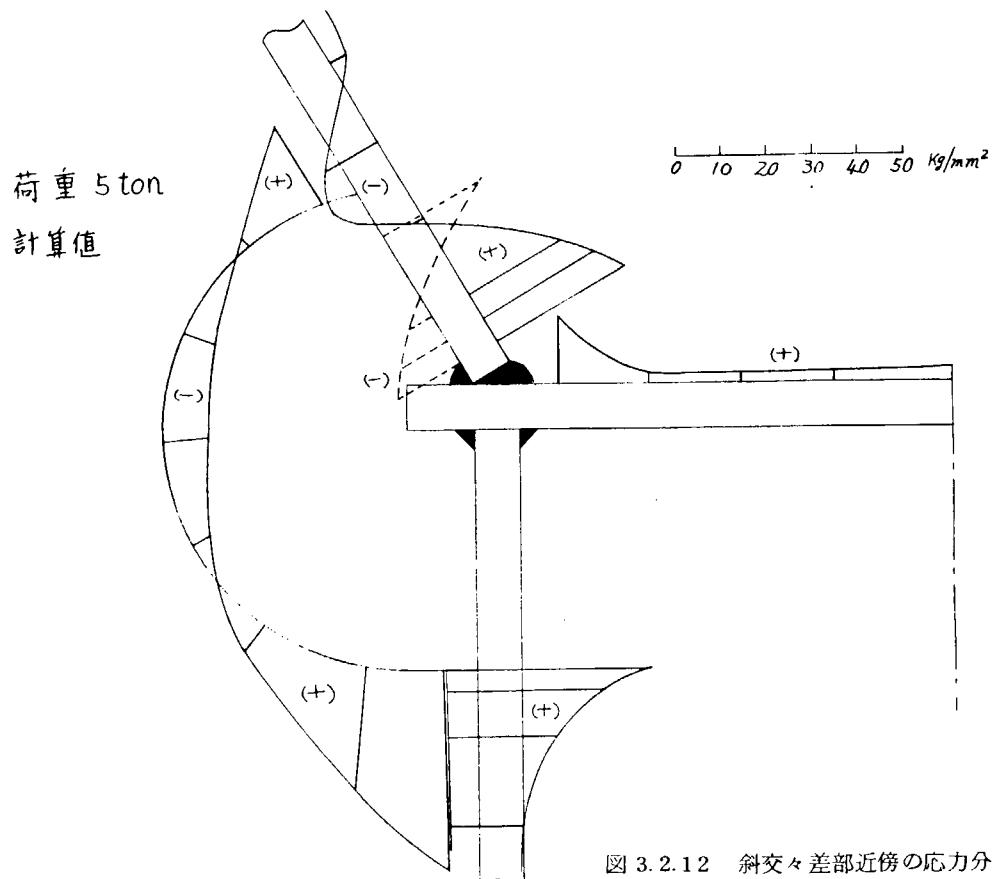


図 3.2.12 斜交々差部近傍の応力分布
(SCALLOP大, 目違いなし)

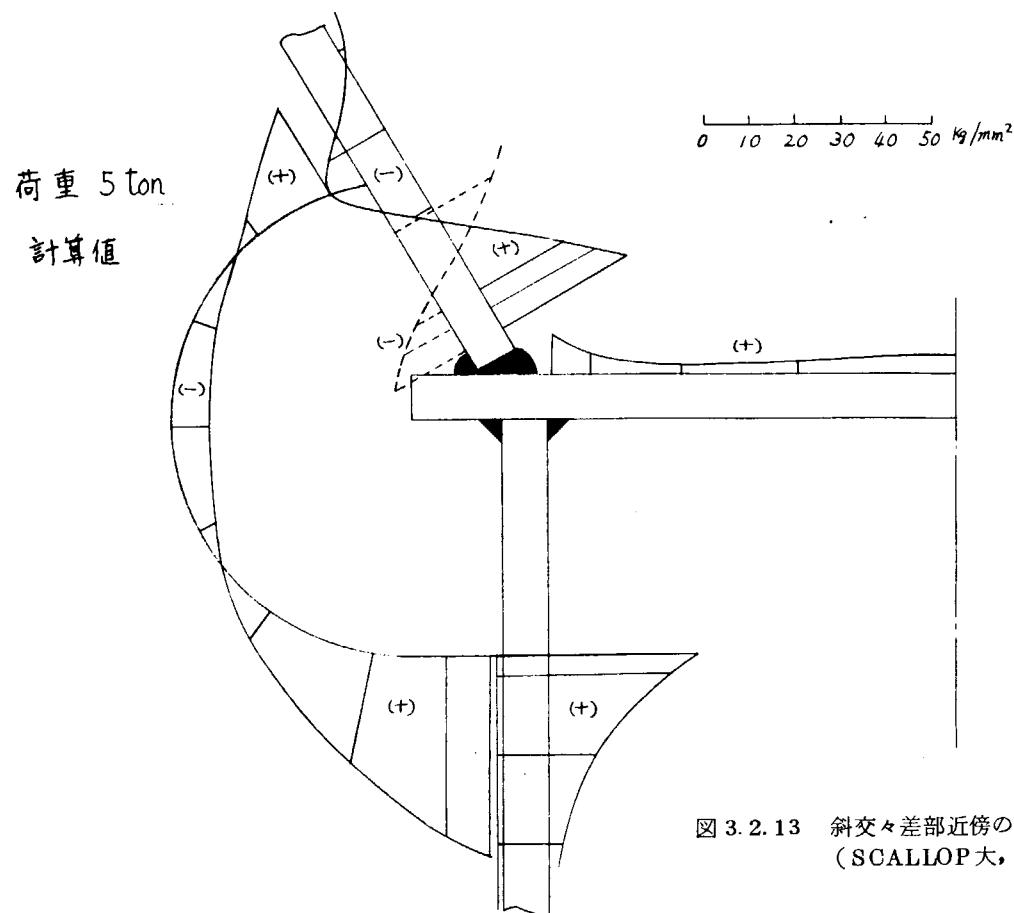


図 3.2.13 斜交々差部近傍の応力分布
(SCALLOP 大, 目違△ 5mm)

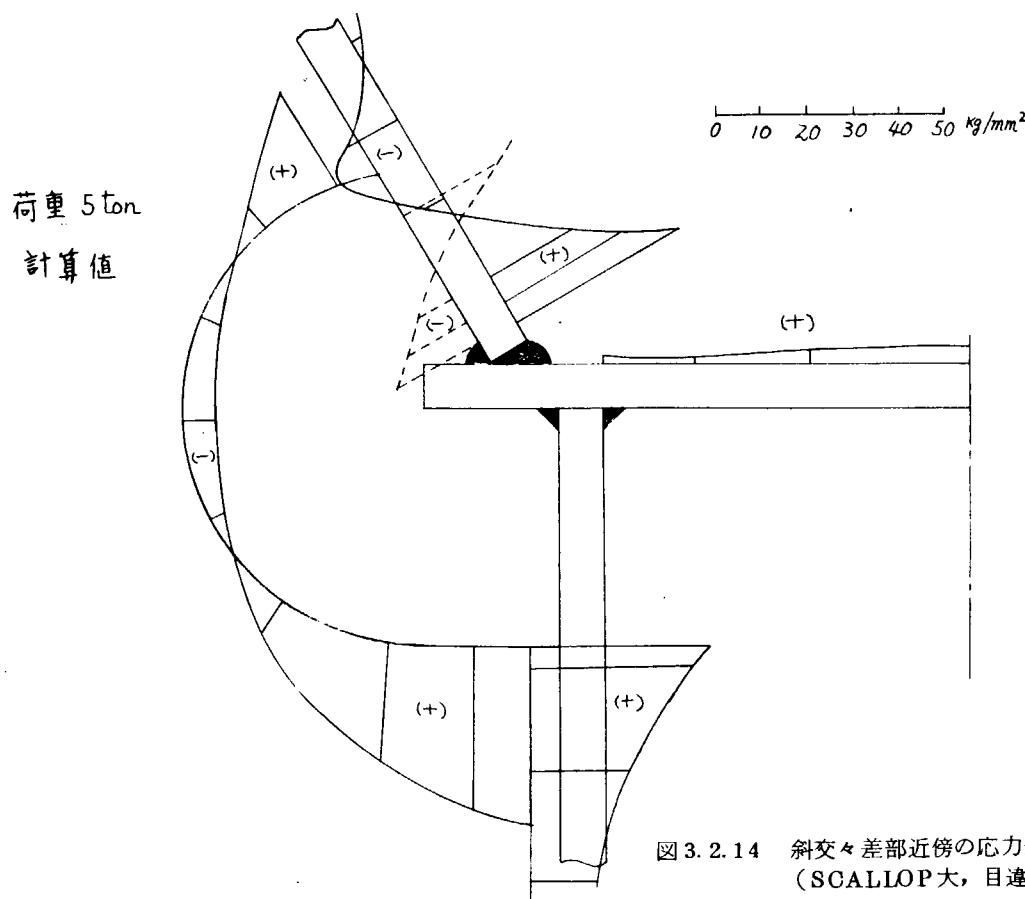
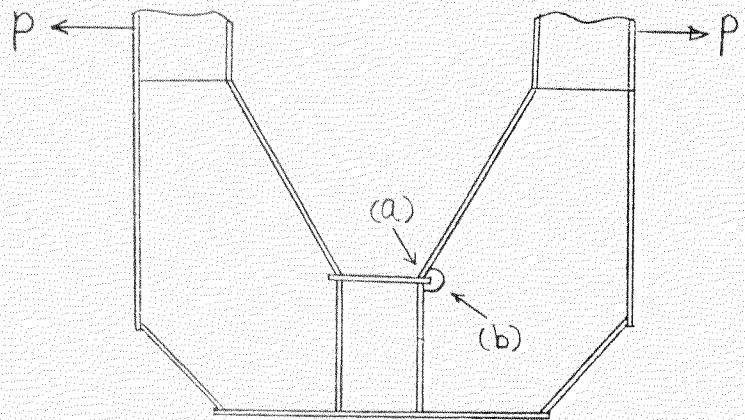
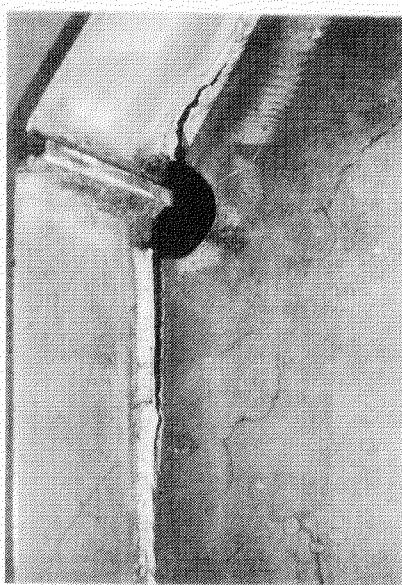


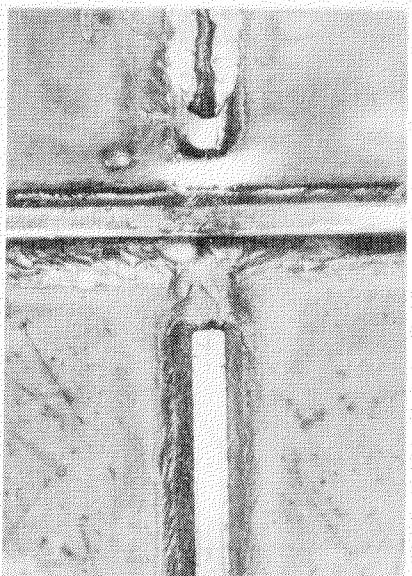
図 3.2.14 斜交々差部近傍の応力分布
(SCALLOP 大, 目違△ 10mm)



(a)



(b)



(b')

写 真 3.2.2 き裂伝播状況の1例

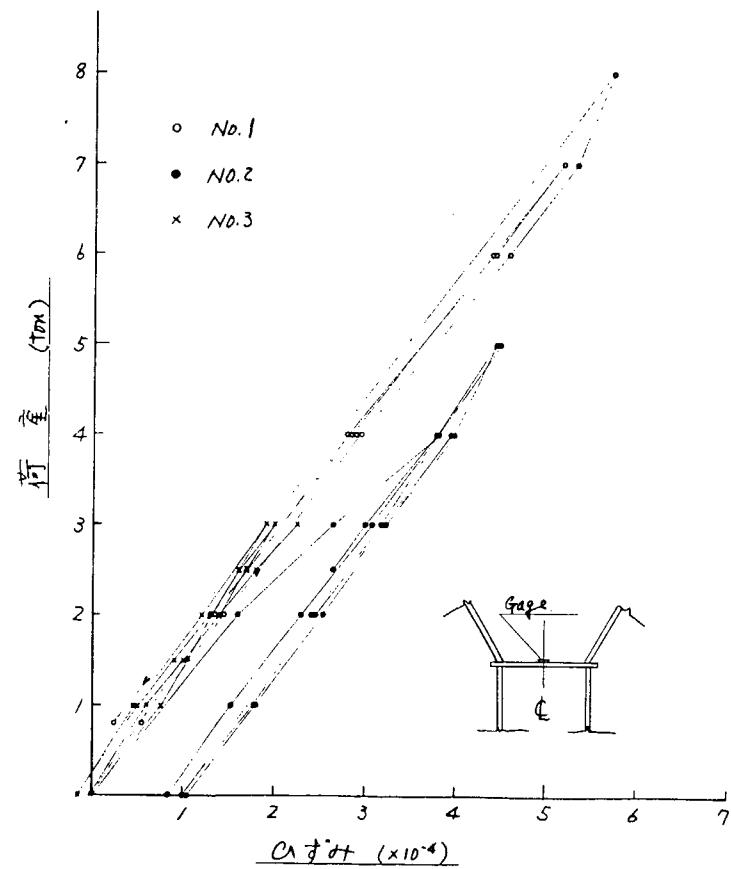


図 3.2.15 荷重一ひずみ線図

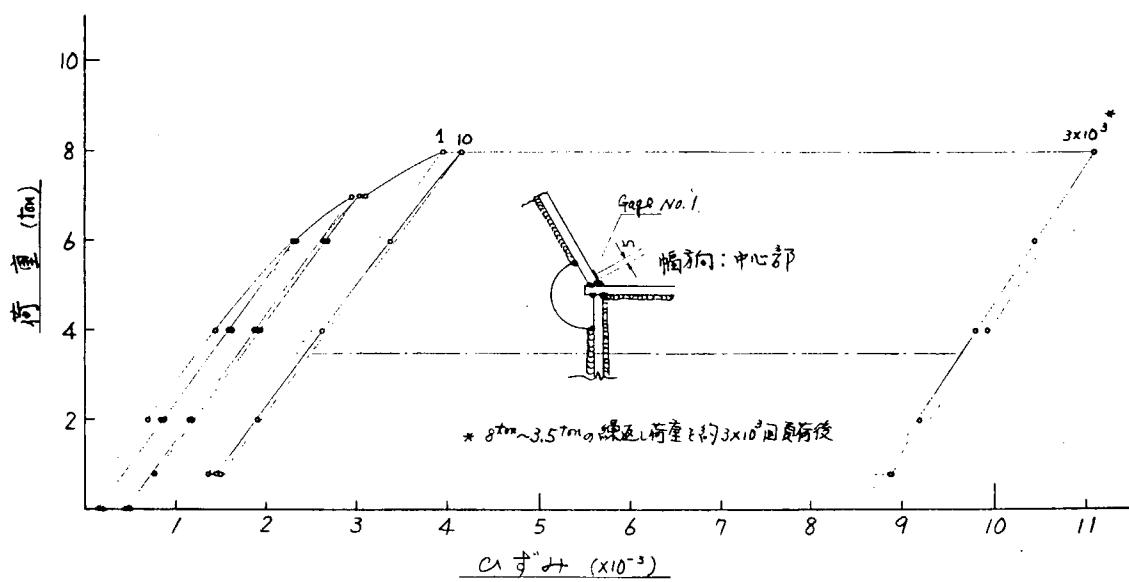


図 3.2.16 繰返し荷重による荷重一ひずみ線図の変化 (No. 1 模型)

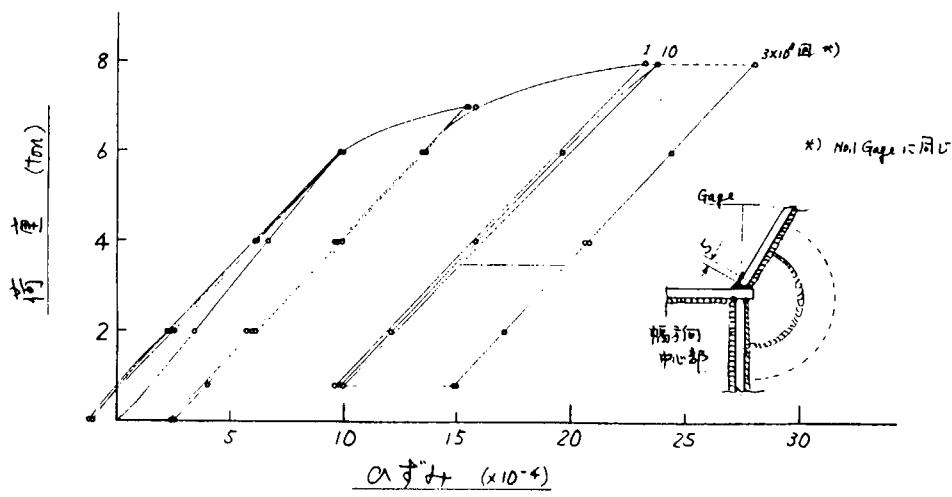


図 3.2.17 繰返し荷重による荷重一ひずみ線図の変化 (No. 1 模型)

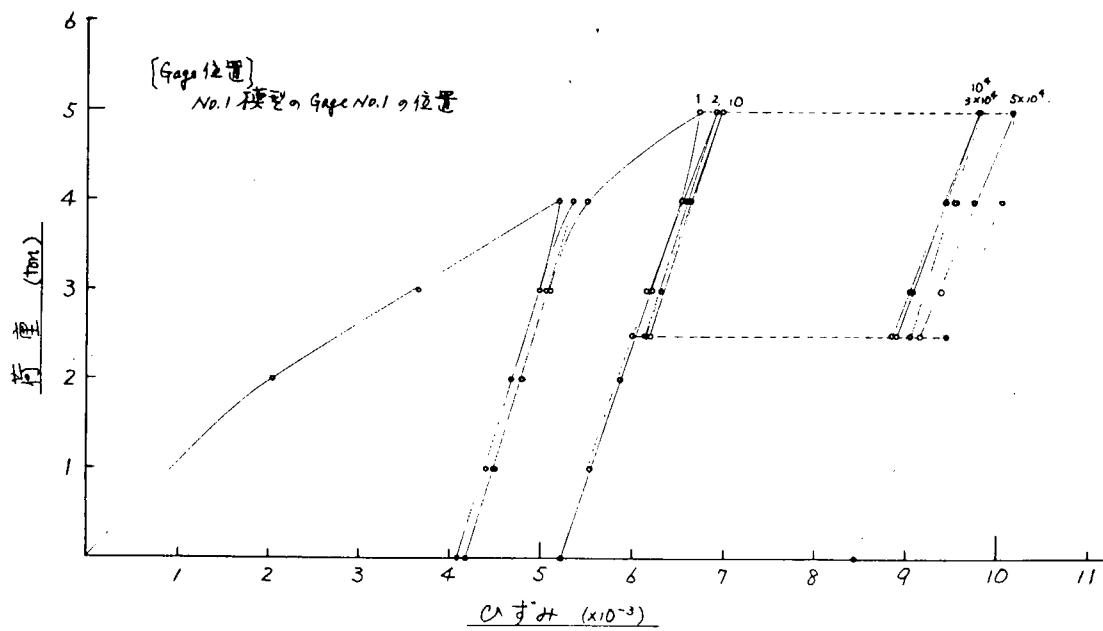


図 3.2.18 繰返し荷重による荷重一ひずみ線図の変化 (No. 2 模型)

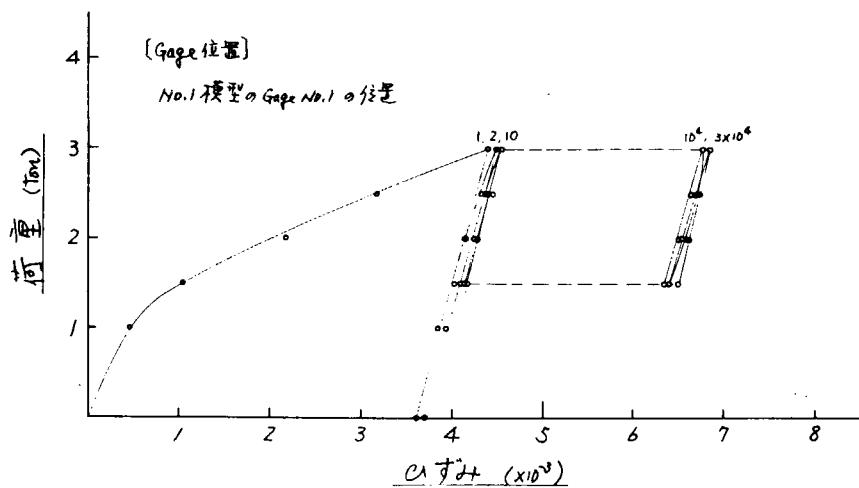


図 3.2.19 繰返し荷重による荷重一ひずみ線図の変化 (No.3 模型)

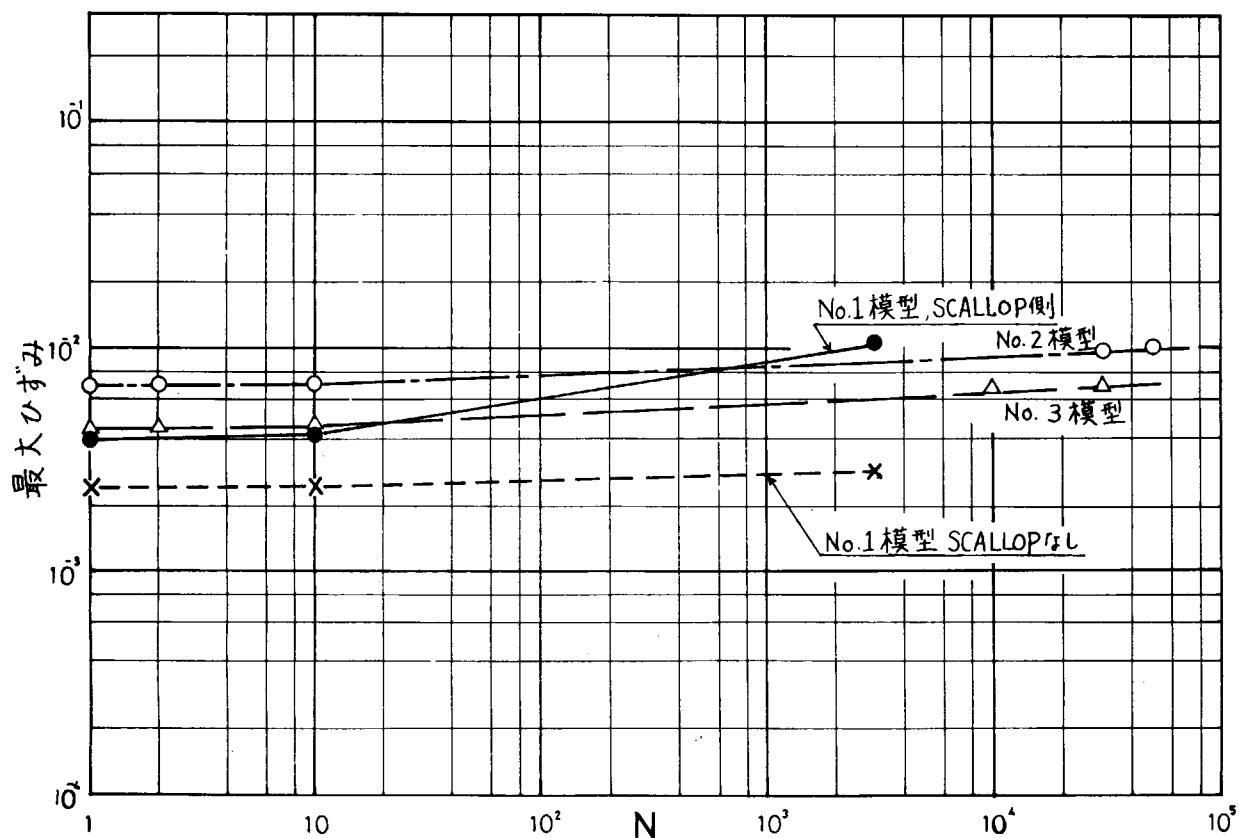


図 3.2.20 最大ひずみの変化の様相

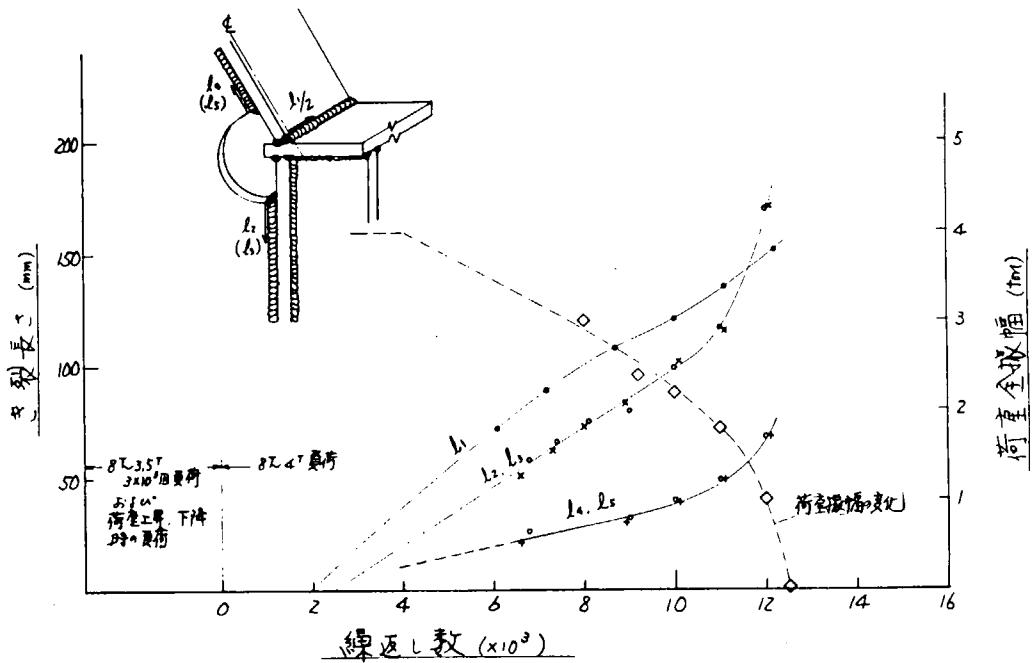


図 3.2.21 き裂進展曲線 (No. 1 模型)

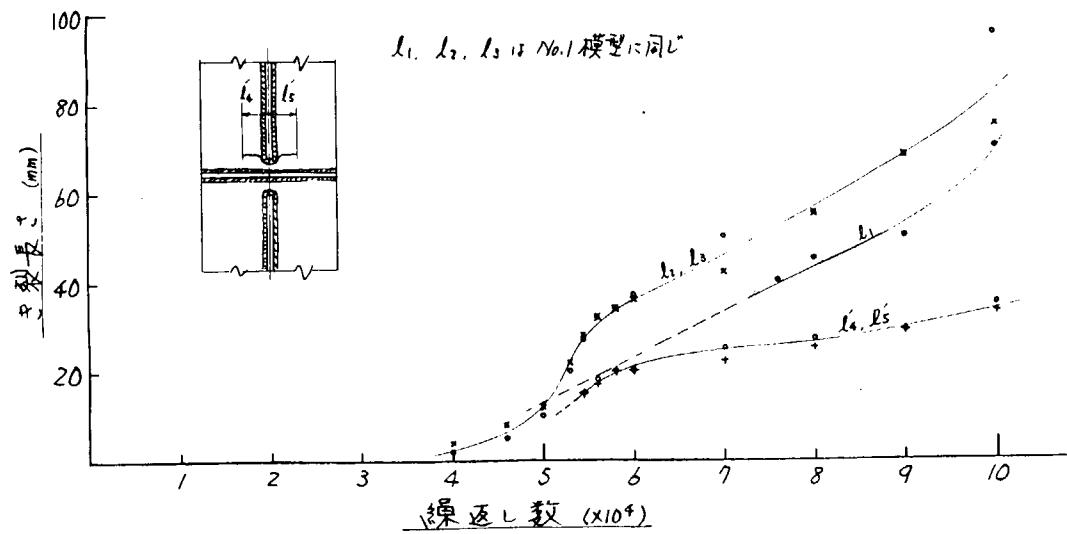


図 3.2.22 き裂進展曲線 (No. 2 模型)

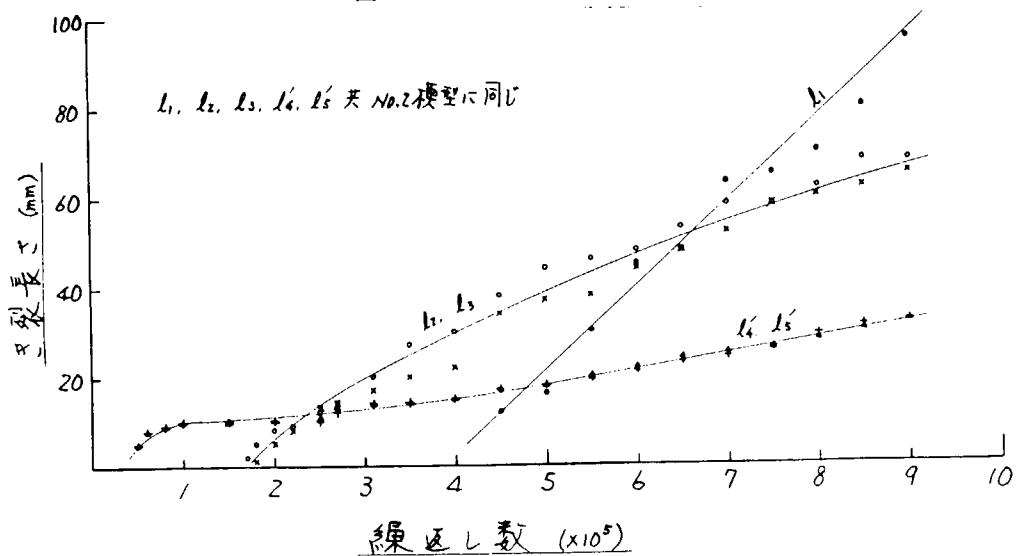


図 3.2.23 き裂進展曲線 (No. 3 模型)

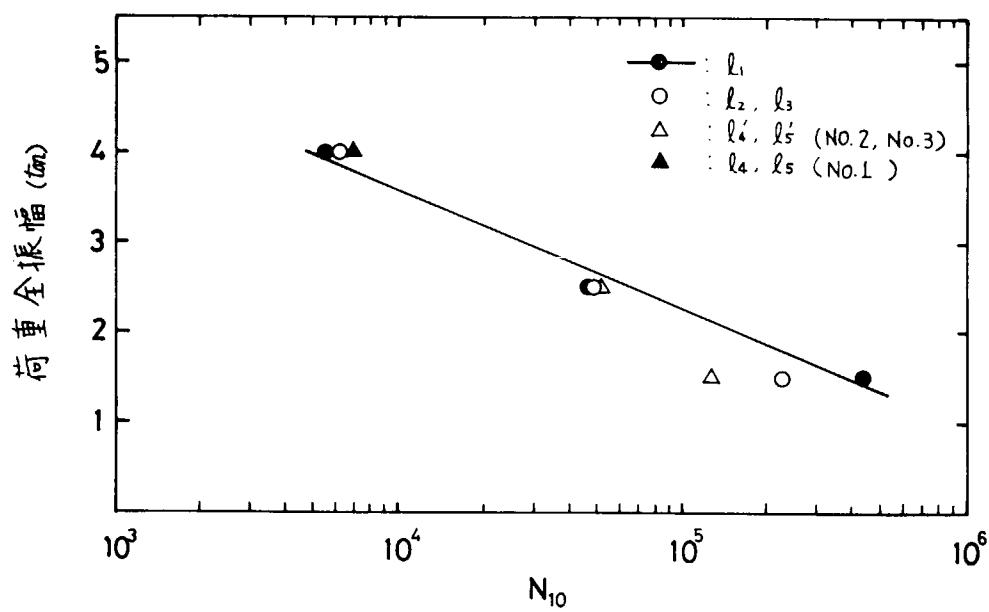


図 3.2.24 荷重全振幅とき裂長さ 10 mmでの寿命の関係

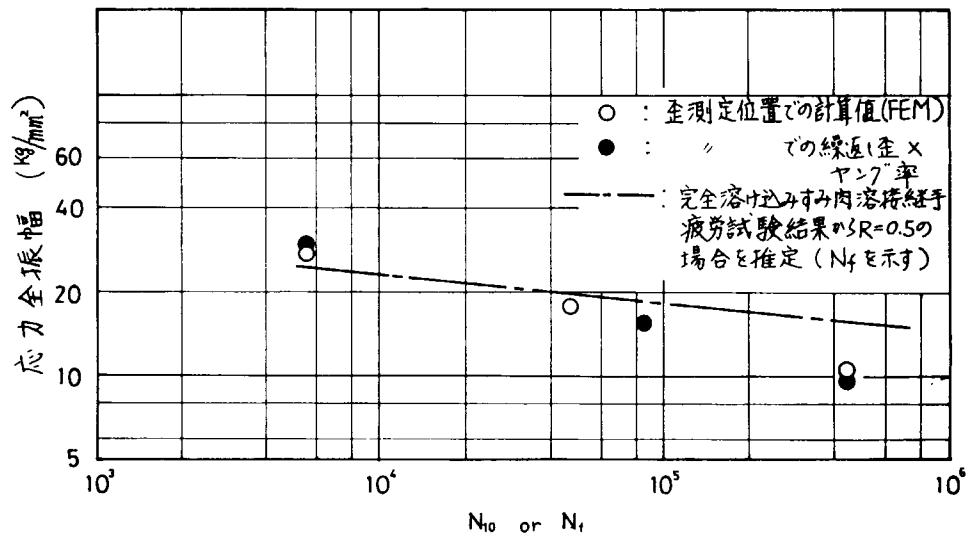


図 3.2.25 斜板と I_{NN}.B^M PLATE 結合部の疲労強度

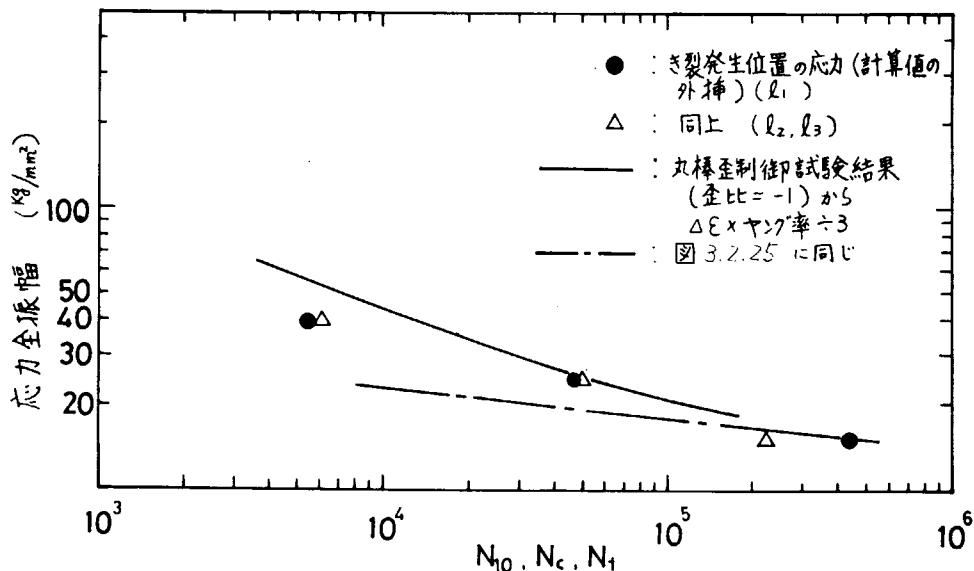


図 3.2.26 斜板と I_{NN}.B^M PLATE 結合部および GIRD ER 側 SCALLOP 端の疲労強度

3.3. 肋骨直交交差部模型の疲労強度

3.3.1 目的

船倉内の肋骨と甲板下梁との交差部等に良く使用される肋骨直交交差は構造的にハーデスポットであり、疲労強度上問題となるところである。

本研究では肋骨直交交差部の模型試験により、応力分布の計測と疲労き裂の発生および伝播状況の観察を行ない、S-N線図を求めた。

さらに有限要素法による応力解析を行なって、その結果と実験結果との比較を行なった。また交差部の詳細構造すなわちスカラップの有無とプラケットの有無の応力値に与える影響を調べた。

3.3.2 試験および結果

(1) 供試模型および試験要領

図 3.3.1 に示すように実船相当もしくはその $\frac{1}{3}$ 縮尺程度の模型を供試した。使用鋼板は本年度研究の共通材で軟鋼板厚 10 mm である。溶接は標準的な手溶接である。

4 体の供試模型についてその面材が交差部分の隅肉溶接の溶接余盛形状を歯科用型取り剤を用いて計測した。試験は供試体のピン孔を介して、引張荷重を加えた。ストレインゲージによる静的な歪分布の計測と面材の交差部近傍の代表的について荷重繰返しに伴う歪の変化の計測を行なった。

疲労試験体に荷重比(最小荷重／最大荷重) $R = 0.1$ の片振り荷重を繰返し速度約 200 c. p. m で加えた。使用した疲労試験機は電気油圧サーボ式 125 ton Hydract である。

試験中は浸透剤として油を行い、10 倍のルーペによってき裂の肉眼観察を行なった。

(2) 溶接余盛形状

各供試体についてアンダーカット量、脚長、余盛立上がり角および趾端半径を計測した。趾端半径は型を 50 倍に拡大し観察した。他の計測項目は 10 倍拡大による観察である。

図 3.3.2 (a) ~ (d) にその計測結果を示す。

4 体分の計測結果をまとめ頻度分布で示すと、図 3.3.3 の通りである。

余盛立上がり角の平均はほぼ 28° 、趾端半径の平均はほぼ 0.2 mm、脚長は 8 ~ 10 mm であり、アンダーカットの出現率は 3 ~ 5 割 ($U:f$) でアンダーカットを有する計測値のその量の平均は 0.1 ~ 0.3 mm であった。念盛形状観察より標準的な隅肉溶接であることがわかる。

(3) 応力分布

試験は応力分布計測、疲労試験共に図 3.3.4 に示す状況で行なった。

静的な応力分布は各模型とも同様であるが、その代表例として M-1 模型の計測値を図 3.3.5 に示す。応力値は面材交差点から 50 mm 離れた断面 B-B の公称曲げ応力に対する比率で示した。

応力集中率 K_t もその比率で定義した。余盛趾端近傍の応力を趾端からの距離を横軸に、縦軸に K_t を対数目盛でとると図 3.3.6 に示すように直線となる。計測点を外挿した趾端からの距離 0 の K_t 値は図 3.3.6 中の表に示すように 2 ないし 3 程度であり、光弾性より求めた余盛形状を考慮した K_t の公式による値と良く一致している。

各供試模型の荷重繰返しに伴う溶接趾端から 2 mm 位置での歪の履歴を図 3.3.7 (a) ~ (d) に示す。

各供試模型とも約 5 ~ 10 回の繰返しで荷重と歪の関係は一定となり直線である。

(4) 疲労試験

疲労試験におけるき裂の発生伝播状況は以下の通りである。

(a) 面材交差部において面材が腹板に貫通する側の隅肉溶接趾端の中央部に図 3.3.8 に示すように 2 ~ 3箇所 (GF_1, CF_2) の浅い表面き裂が発生する。なお、M-2においては貫通しない面材側にもき

裂が(CF')が発生したが停留化した。

- (b) (a)のき裂総長さが約50mmに達すると面材と腹板と裏当て材が交差する点(図3.3.8き裂C B)にき裂が発生し、裏当て材側(図3.3.8のb)と腹板側(図3.3.8のa)に向かってき裂は伝播する。
- (c) (b)のき裂は急速に伝播し最終破壊にいたる。特に腹板側のき裂は面材と腹板の隅内密接のルート割れ形式である。

図3.3.8はき裂長さと繰返し数の関係である。図3.3.9(a)~(d)は各供試模型の最終破壊状況の写真である。

最初にき裂が発生する点は、図3.3.6の2の点である。点2はKt値の最大点であり、応力値とき裂発生点は良い対応を示している。

応力を公称応力範囲(S_{R0})で示したS-N線図を、図3.3.10に示す。公称応力範囲に応力集中率Ktを乗じた最大応力範囲(S_{RM})で示したS-N線図を図3.3.11に示す。両線図のデータはほぼ肉眼観察によるき裂発生(き裂CFの長さ5mm)とほぼ最終破断である $CF = 100\text{mm}$ の値である。特に最大応力範囲で示した S_{RM} -N線図の S_{RM} とNは良い直線関係にある。

(5)まとめ

試験結果をまとめて、表3.3.1に示す。

3.3.3 (弾性)応力計算結果と考察

(1)応力計算の概要

疲労試験ではスカラップ無し且つプラケット無しの場合の肋骨直交交差部を対象とした。応力解析の検討対象としては、このスカラップ無し且つプラケット無しのケースを含めて、スカラップが有る場合およびプラケットが有る場合を対象とする。

板厚やウェブ深さ等の形状寸法は疲労試験体のそれと同一とした。ただしスカラップについては $25R$ とし、プラケットは $150 \times 150 \times 10$ のR型(厚さはウェブ厚と同じ)を想定した。

応力計算は、対象構造の全体計算を第一ステップとし、次にその変位計算結果を用いて疲労亀裂の発生する可能性の高い箇所をとり出して詳細計算(Zooming)を行なった(スカラップ無し且つプラケット無しの場合のみ実施)。

応力計算プログラムとしては、全体計算および詳細計算のいずれも板骨平板構造の弾性応力解析の汎用プログラムを用いており、後述する計算ケースはいずれも1ケース約5分(CPUタイム)を要した。

以下に全体計算と詳細計算に分けて計算結果および考察を記すこととする。

(2)全体計算の結果と考察

全体計算の計算ケースを表3.3.2(a)に一覧する。

対象のモデル化においては、肋骨交差部が主たる検討部分であるから外板部分は梁要素として単純化を計り、外板付き縦通材メンバーは無視して扱った。フェイスプレートには曲げ剛性を有する平板要素を用い、ウェブプレートには膜力のみ想定した要素を使用した。また対称性から $\frac{1}{2}$ 構造(ウェブ板厚は $\frac{1}{2}$ 倍して計算値に使用)のみを計算対象とした。有限要素モデルを図3.3.12(a)、(b)および(c)に示す。

全体計算によるI型断面梁の長手軸方向の直応力成分を図3.3.13(a)、(b)および(c)に図示した。単純なI型梁と考えた梁理論による値と比較した場合には、フェイスプレートが120mm幅の梁では一般に梁理論による値よりも若干大きく、幅100mmの梁では逆の傾向がある。左右の梁のわずかな剛性の相違によるものであろう。中立軸の位置は梁中央付近で、ほぼ梁理論による推定と一致している。

亀裂発生の可能性の高い部分を取り出して、この付近の応力の分布状況を調べた。図3.3.14にはスカラップ無しプラケット無しの計算ケース(TNN)でのフェイスプレート交差部周辺の応力分布を示し、

図 3.3.1 5 (a) および (b) ではスカラップ付きの計算ケース (TSN) でのスカラップ線上応力およびスカラップ近傍のフェイスプレート応力をそれぞれ示した。また、図 3.3.1 6 にプラケット付きの計算ケース (TSN) でのプラケット趾端部付近の応力分布を示した。これら亀裂発生の可能性の高い箇所の応力分布の最大値をもとに、各々の場合の応力集中率 K_t (基準応力は、梁理論による該部の曲げの表面応力) を求めて表 3.3.3 中に記した。全体計算による応力集中率評価の結果によれば、肋骨直交差部にスカラップをとることにより、疲労強度上のハードスポットの応力集中率が増大 ($K_t = 1.40$ を 1.56 に) することがわかる。しかしプラケットを設けることは、応力集中という観点からは余り変化させることにはなっていない。むしろプラケットを設けることにより、直交差部分の(公称)応力レベルを低減させることになり、この意味で疲労強度を改善させ得るものと考えられよう。全体計算の結果をもとに算定した応力集中率は、幾分小さい値であるように思われる。これは、全体計算に用いた有限要素の細かさが必ずしも十分でなく、応力集中部での応力急上昇を的確に捉えることの難しさを示している。しかし、この全体計算によって構造的応力集中の値の大小を比較することは出来るであろう。

(3) 詳細計算の結果と考察

疲労試験に供した試験体をモデル化した計算ケース (TNN) に対しては、肋骨交差部を中心に二枚のフェイスプレートを全長 60 mm だけ切り出して計算対象とし全体計算による変位アウトプットを入力し再び応力計算した。

詳細計算は表 3.3.2 b) に示すようにウェブプレートの板厚中心を通る平面内の問題として二次元化 (十字隅肉継手の問題と) して行なった。

詳細計算では、要素分割は (後述する) 変形図中に併記されているように、三角形および四角形要素 (総数 236) を用いており、十字隅肉継手の四つの端部および交差の中心点の変位と回転角を境界条件として指定している。ただし、四つの端部辺の板厚内変形は常に直線形状を保つこととし、全体計算による Z 軸方向変位および x 軸 y 軸まわりの回転角は零としている。

変形図と主応力 (σ_1 および σ_2) 線図の出力結果を図 3.3.1 7、図 3.3.1 8 および図 3.3.1 9 として表わした。また、これらの結果をもとに隅肉溶接 (脚長 6 mm) 趾端部付近の板表面の直応力分布を求めて図 3.3.2 0 として表わした。同図中には、隅肉溶接趾端部付近に歪ゲージを貼って実測した結果 (図 3.3.5 参照) を破線として併記した。計算値と実測値の間には、絶対値的には若干の隔たりも認められるが応力勾配を含めて或る程度の対応が認められる。隔たりは、Zooming の境界条件 (端部辺の板厚内変形を直線状とした条件) が必ずしも厳密でないこと、隅肉溶接余盛および余盛趾端部の形状・寸法が試験体のそれとは幾分異なっていると考えられることなどによるものであろう。

Zooming 計算から求まる最大応力をもとに、この部分の応力集中率 (K_t) を求めて表 3.3.3 中に記した。この応力集中率 (≈ 3.67) の中には余盛趾端部の曲率半径など趾端部詳細寸法は算入されていないが、全体計算では考察できなかった余盛の存在の影響や板厚内の変形が直線形状からはずれる効果は算入された値であると解釈できる。

ここで示された詳細計算のように、余盛形状や板厚方向の要素分割を実施することにより、全体計算では算入されなかった効果による応力上昇を捉えることは或る程度可能ではある。ただし、この場合でも趾端半径の影響が正しく算入されているとは言えず、この意味で厳密な(弾性の)応力集中率ではない。むしろ計算技術の現状を考えると、厳密な応力集中率を求めようとするのではなく、構造的応力集中を相対評価することに目的を絞るべきであろう。

表 3.3.1 試験結果

模 型	最大荷重 ton	最大公称応力 Kg/mm^2	N_c $C_F = 5 mm$	N_f $C_F = 100 mm$	R	溶接趾端部の応力集中率	
						計測点 1	計測点 2
M - 1	9.73	15.0	1.33×10^4	5.75×10^4	0.1	2.36	3.11
M - 2	7.46	11.5	3.43×10^4	2.22×10^5	0.1	2.99	2.85
M - 3	5.83	9.0	1.65×10^5	6.37×10^5	0.1	1.87	2.59
M - 4	4.86	7.5	3.30×10^5	1.02×10^6	0.1	2.42	2.69

表 3.3.2(a) 全体計算の計算ケース

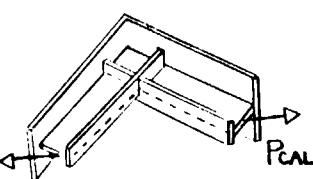
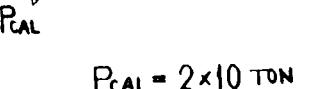
Name	Presence of Scallop, Bracket	Scallop	Calculation Load (P_{CAL})	Note
TNN	No	No		Zooming Calculation made
TSN	Yes	No		Scallop: 25°
TNB	No	Yes	$P_{CAL} = 2 \times 10 \text{ TON}$	Bracket: $150 \times 150 \times 10$

表 3.3.2(b) 詳細計算の計算ケース

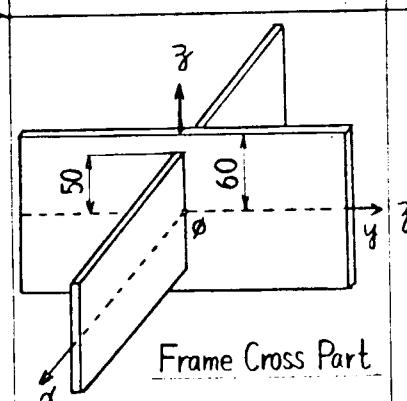
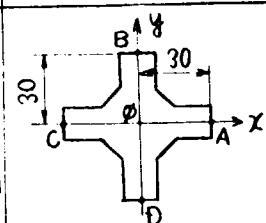
Name	構造詳細	対象平面	境界条件
TW11			点A, B, C, Dおよび ϕ の変位 と回転角を指定。4つの点 を含む端辺は、常に直線 形形状を保つこととする。

表 3.3.3 交差部の応力集中率

計算のトピック 対象部分	全体応力計算	詳細応力計算	基準応力
肋骨直交交差部	1.40	3.67	梁理論による交差部 の曲げ表面応力
交差部にあるスカラップ 周辺部	1.56	—	梁理論による交差部 の曲げ表面応力
交差部にあるブレケット の趾端部	1.37	—	梁理論によるブレケット 趾端位置の曲げ表面 応力

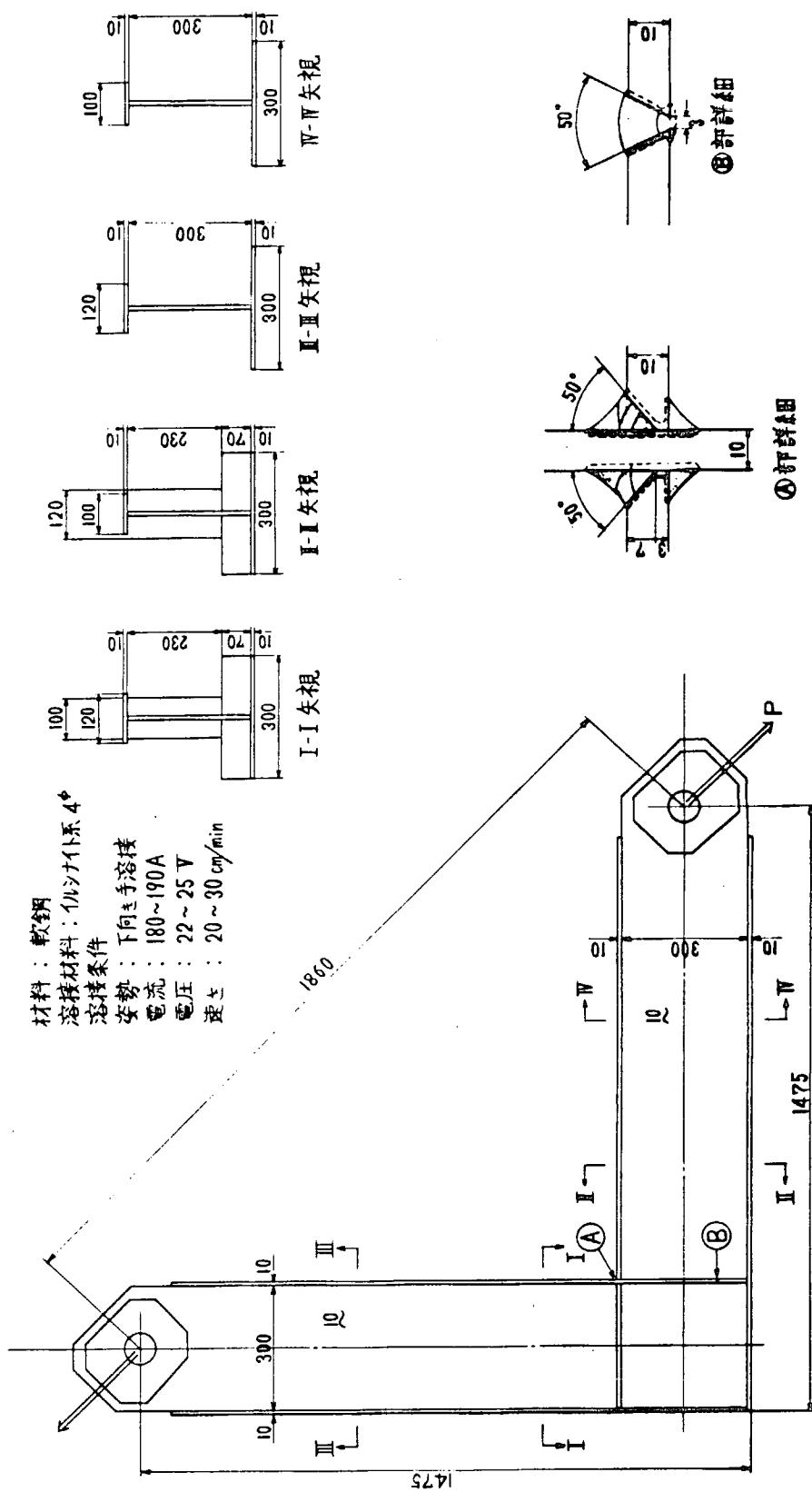


図 3.3.1 模型形状

図 3.3.2(b) 余盛り形状計測結果(M-2)

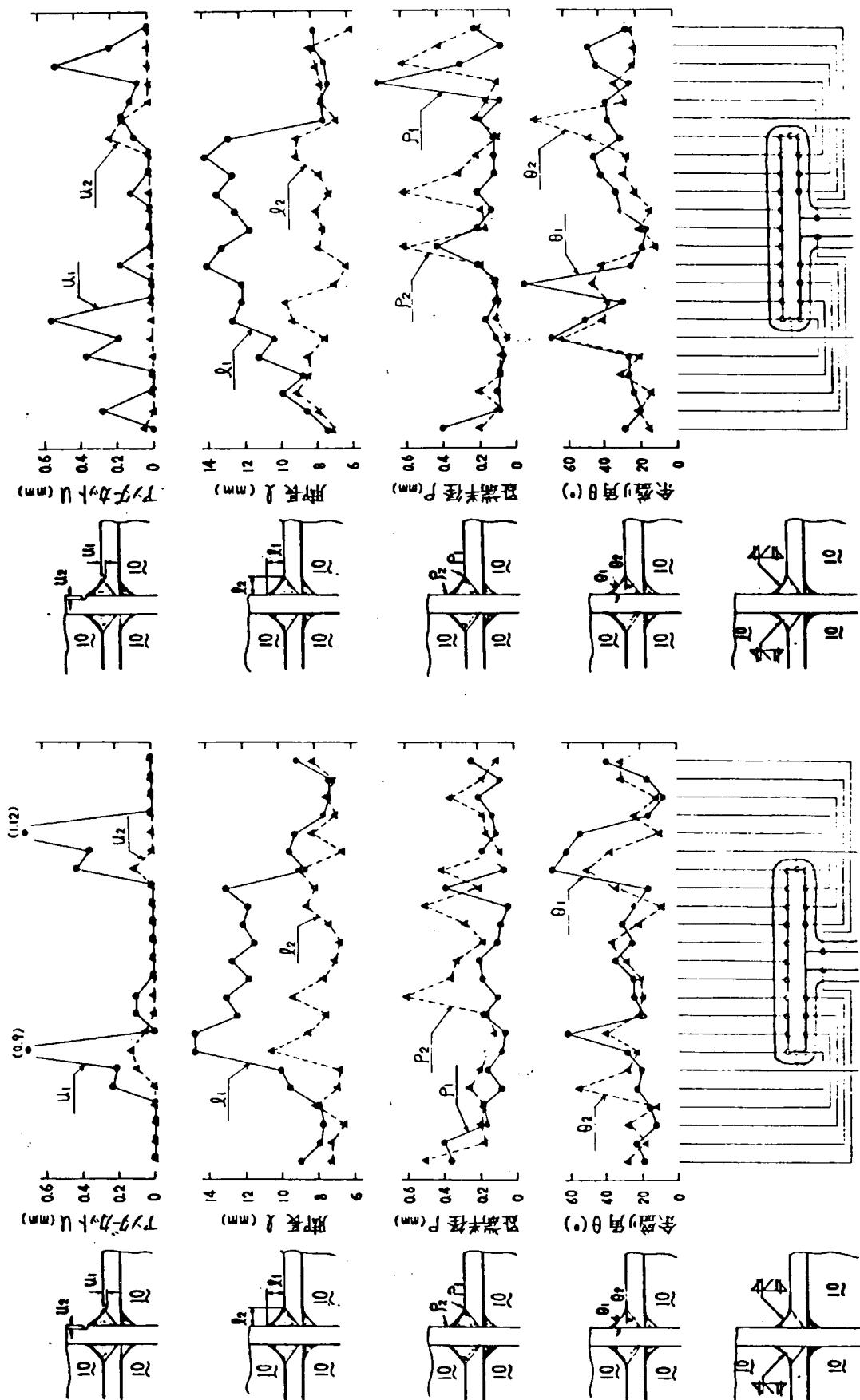


図 3.3.2(a) 余盛り形状計測結果(M-1)

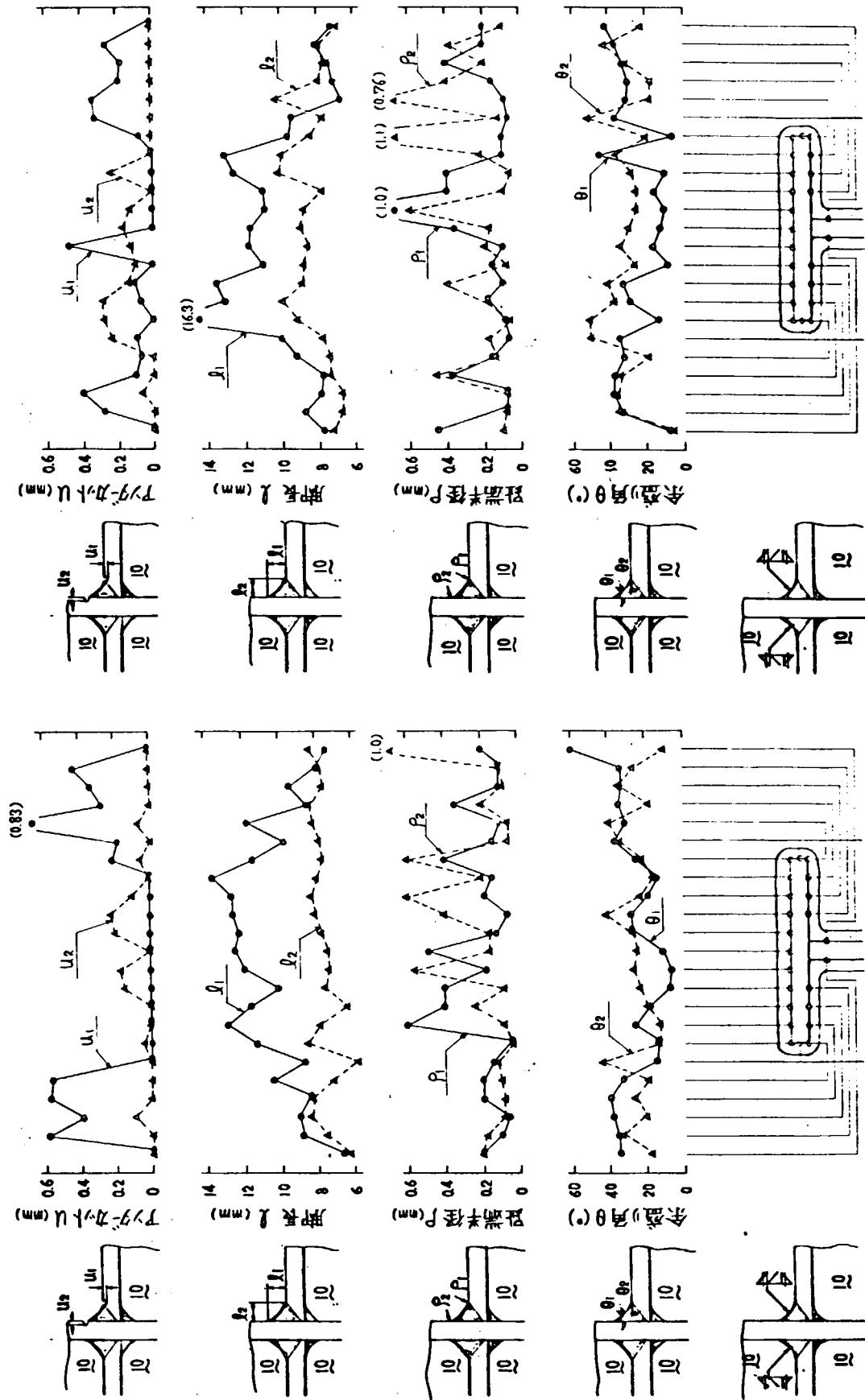


図 3.3.2(c) 余盛り形状計測結果 (M-3)

図 3.3.2(d) 余盛り形状計測結果 (M-4)

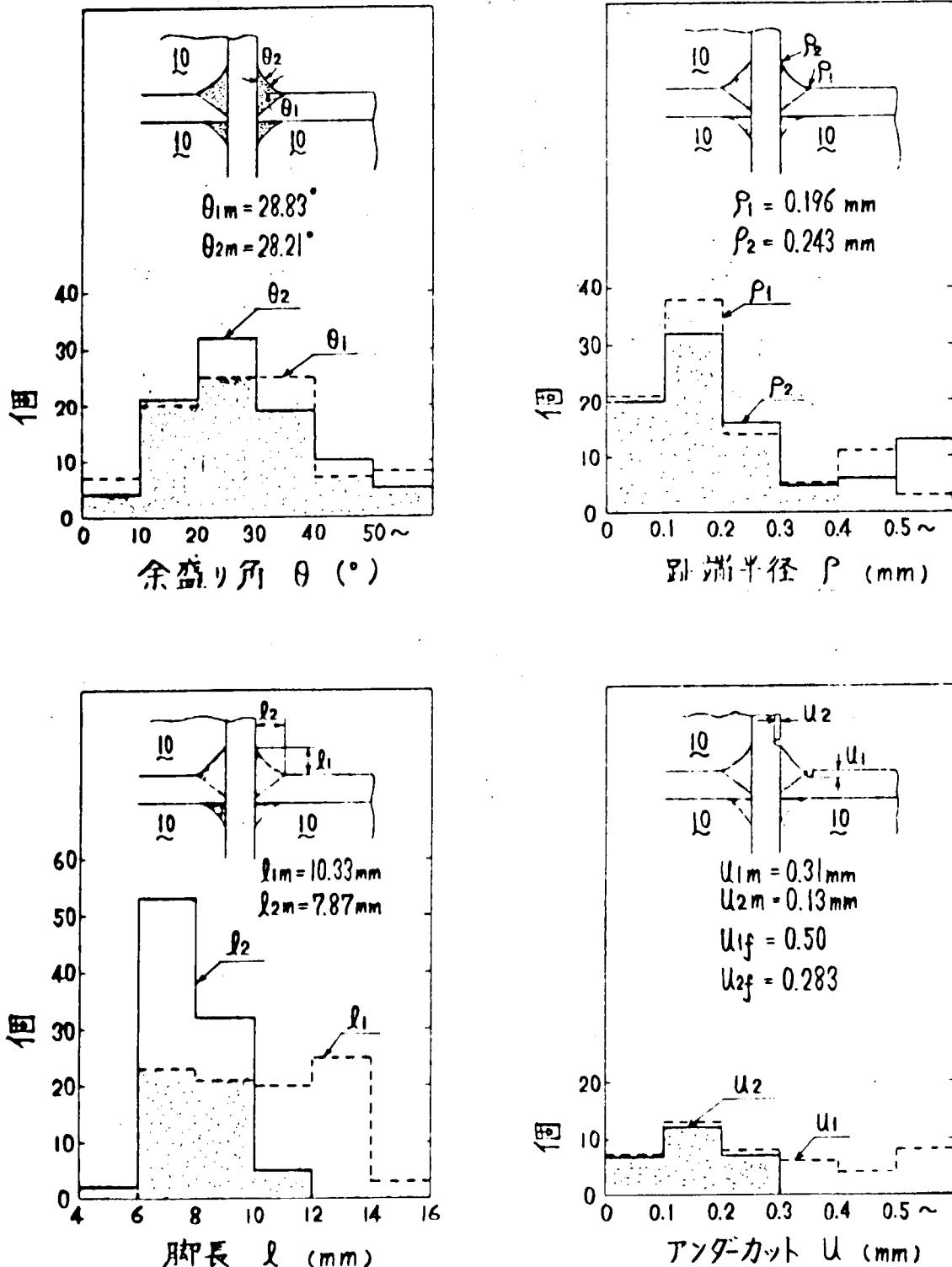


図 3.3.3 余盛り形状計測結果

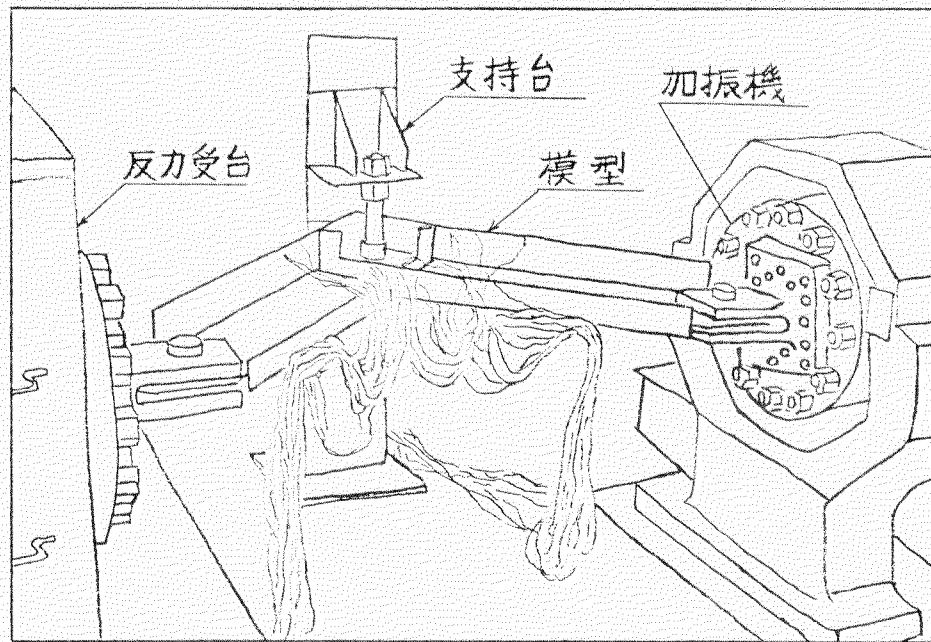
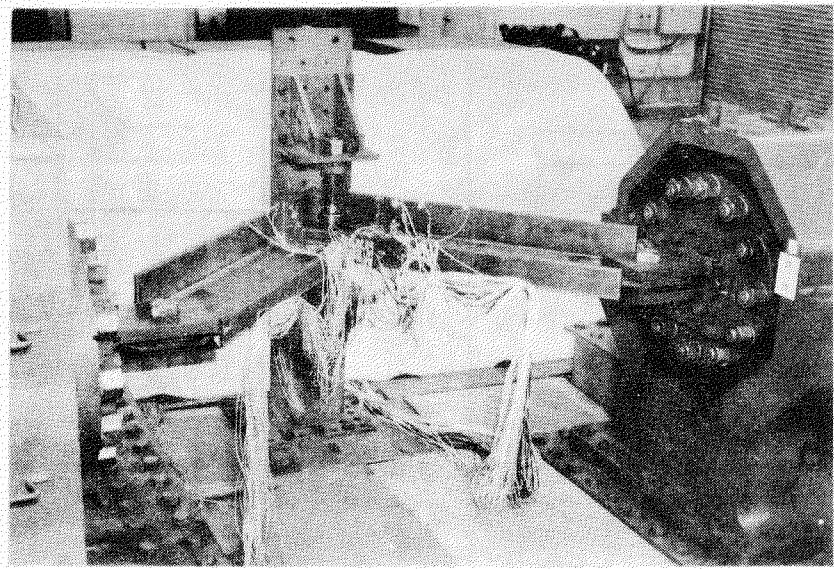


図 3.3.4 試験状況

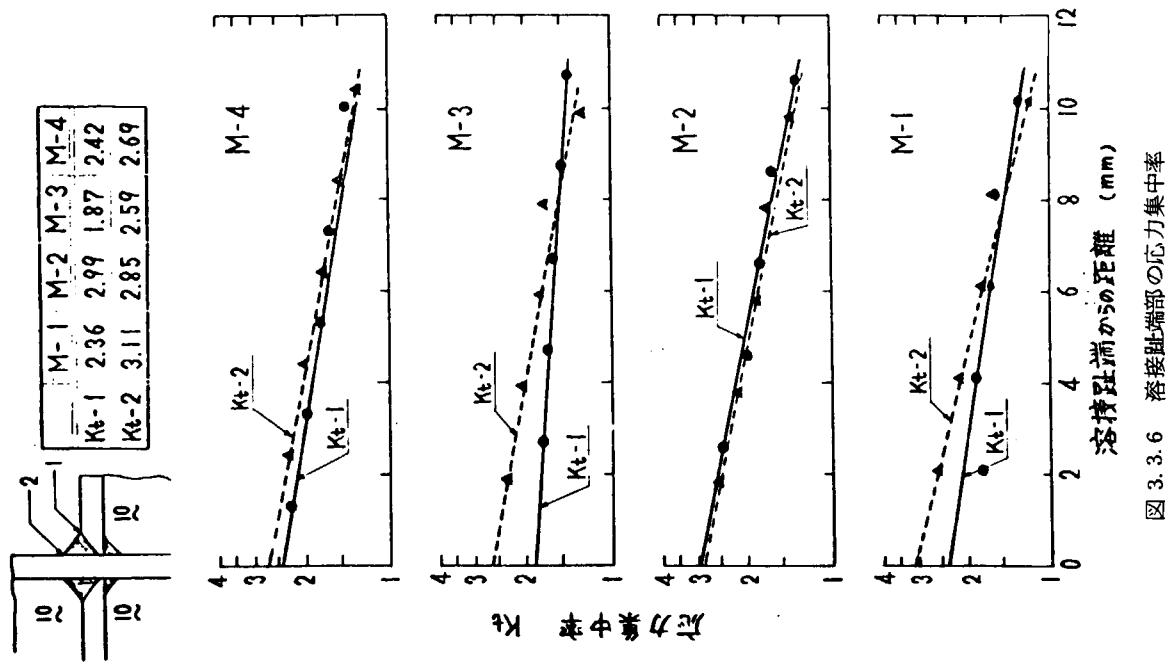


図 3.3.6 溶接趾端部の応力集中率

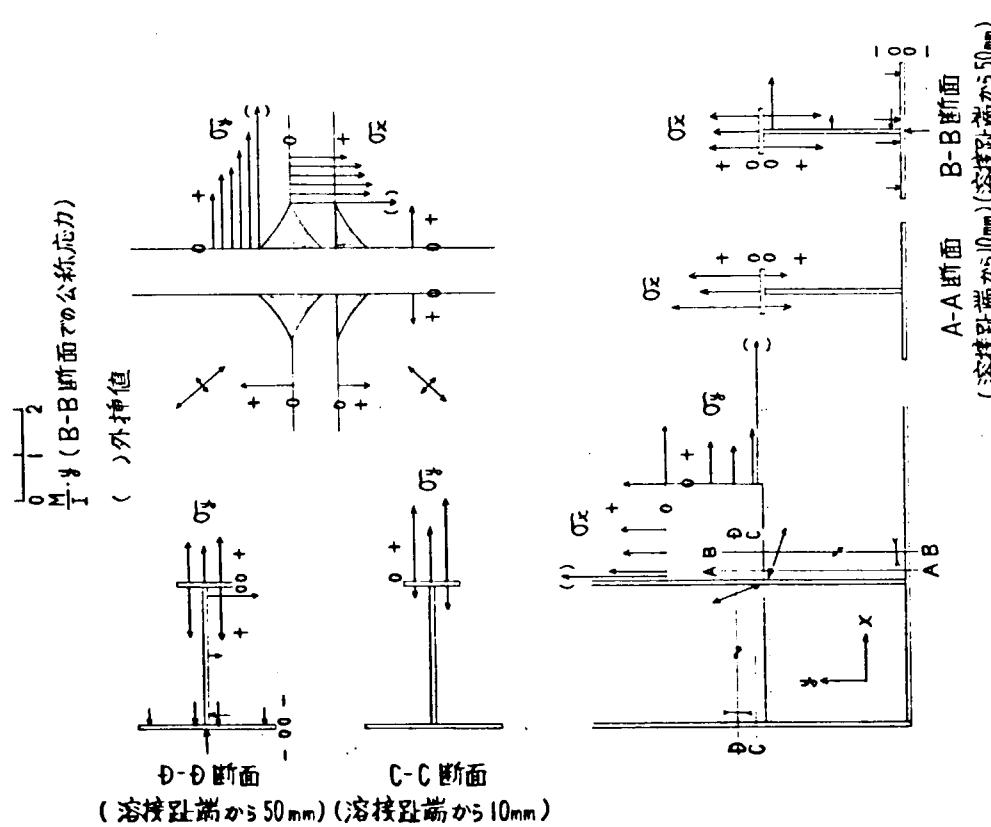


図 3.3.5 応力分布 (M-1)

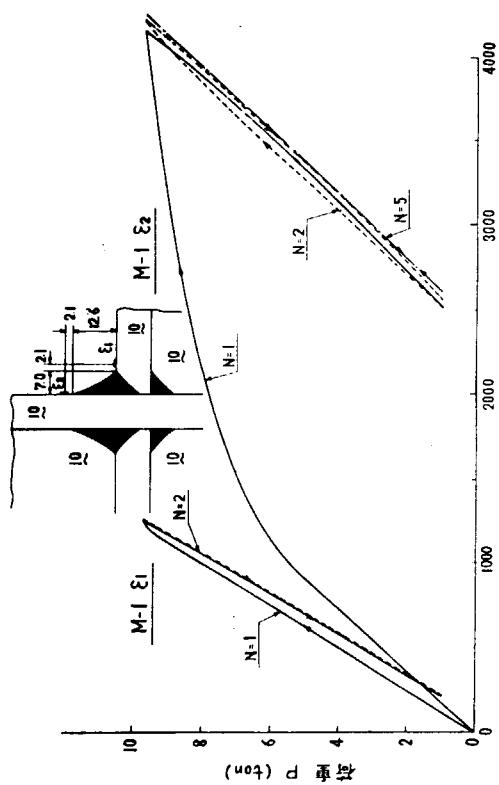


図 3.3.7(a) 荷重とひずみの関係 (M-1)

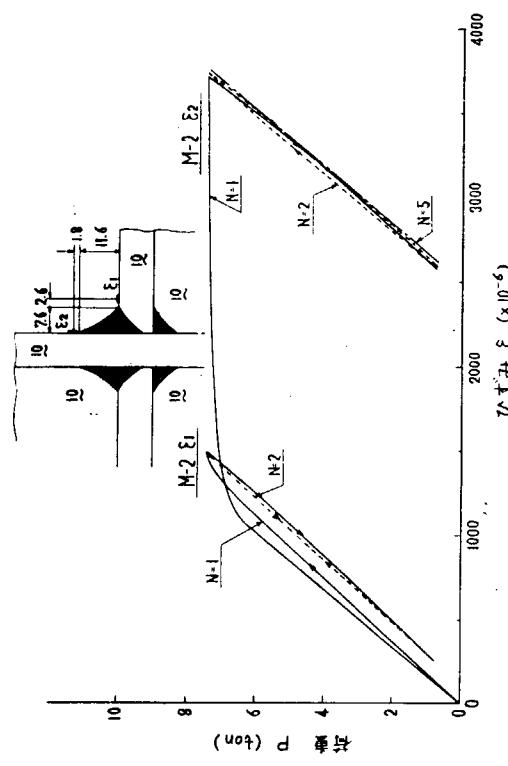


図 3.3.7(b) 荷重とひずみの関係 (M-2)

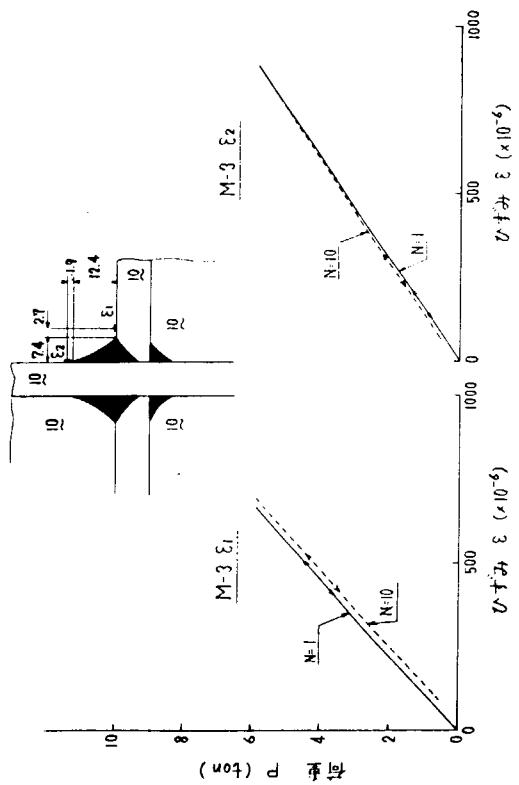


図 3.3.7(c) 荷重とひずみの関係 (M-3)

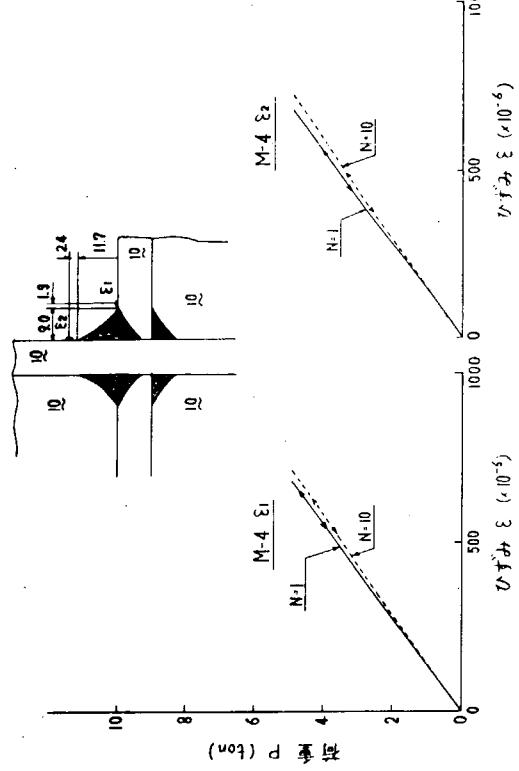


図 3.3.7(d) 荷重とひずみの関係 (M-4)

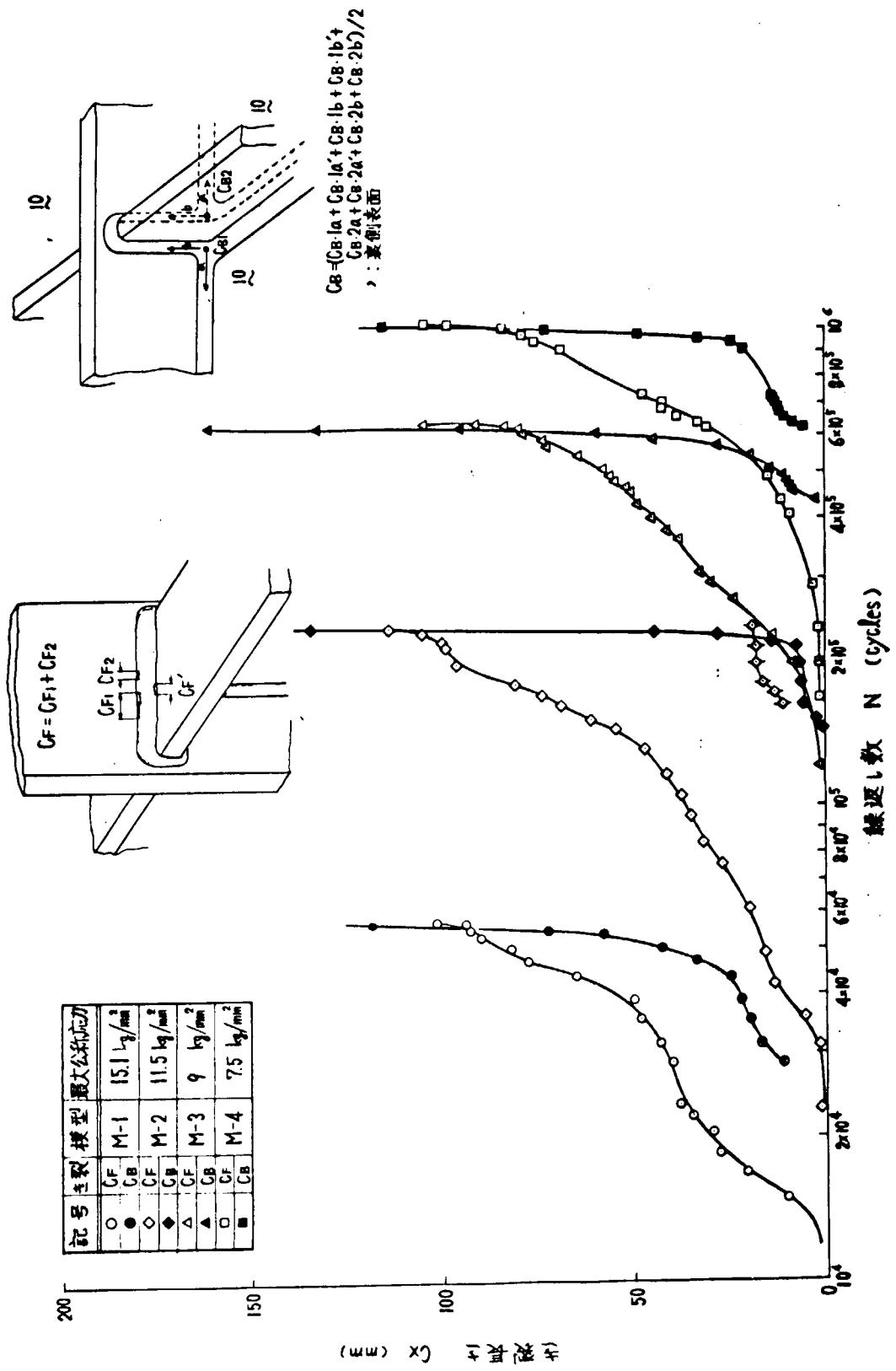
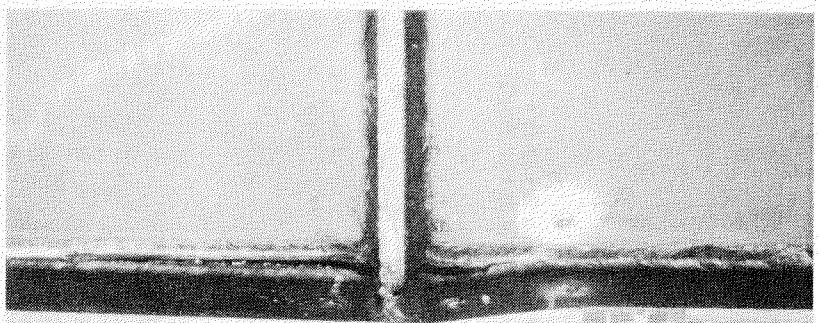
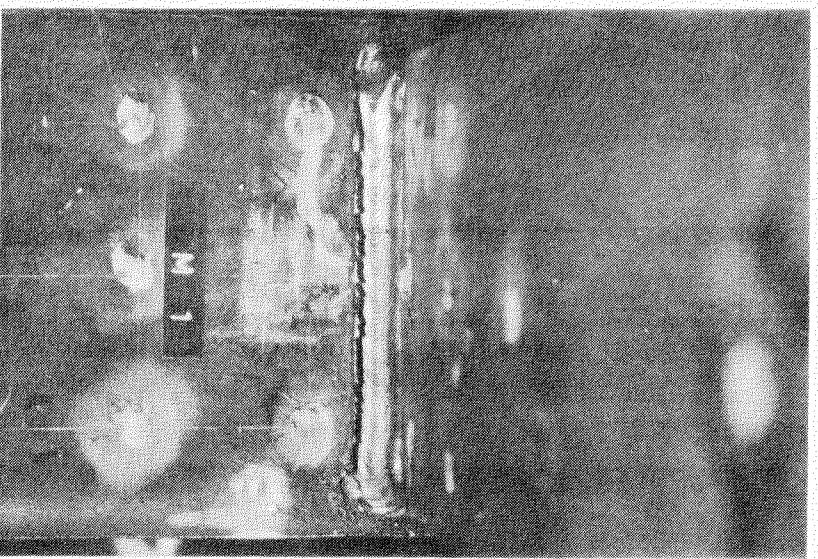


図 3.3.8 き裂長さと繰返し数の関係



A



B

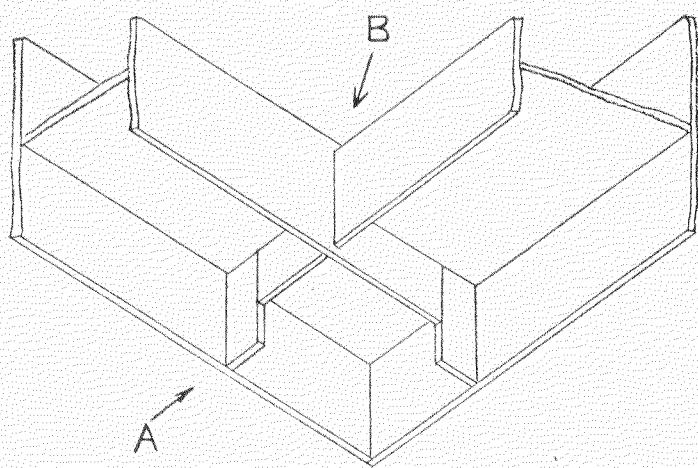
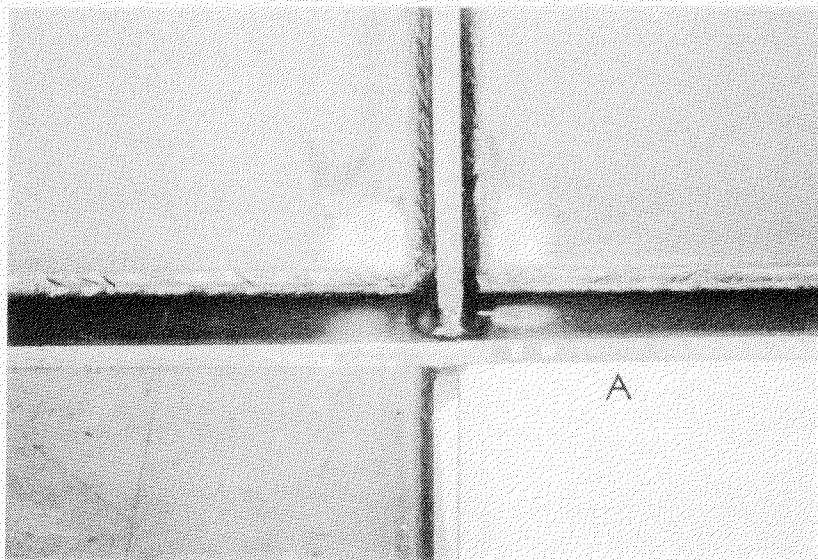
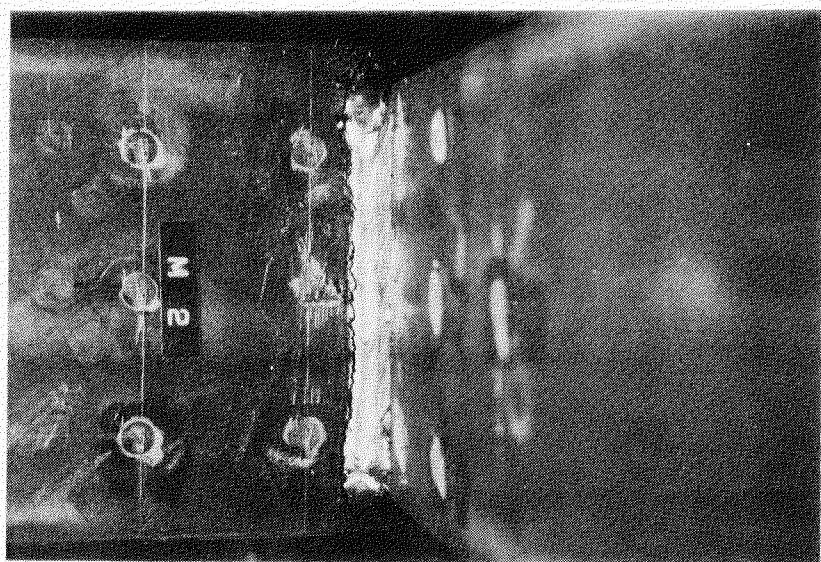


図 3.3.9(a) 破断状況 (M-1)



A



B

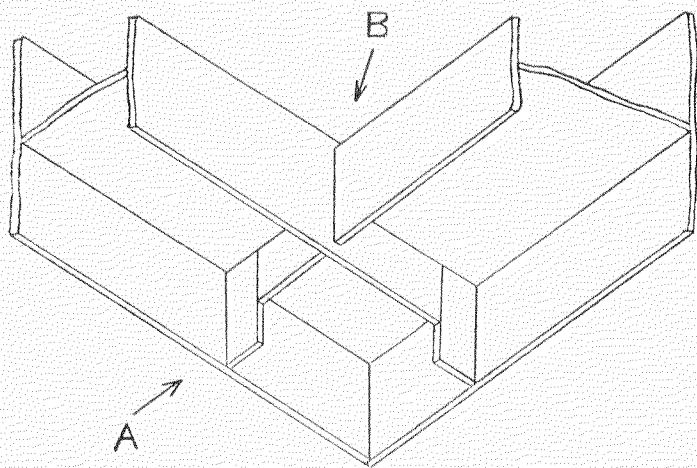
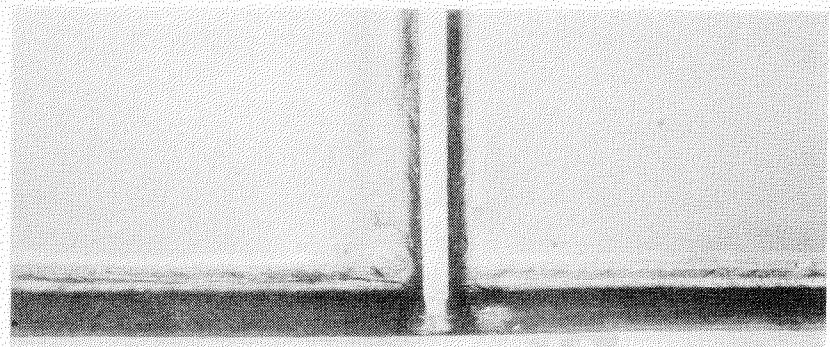
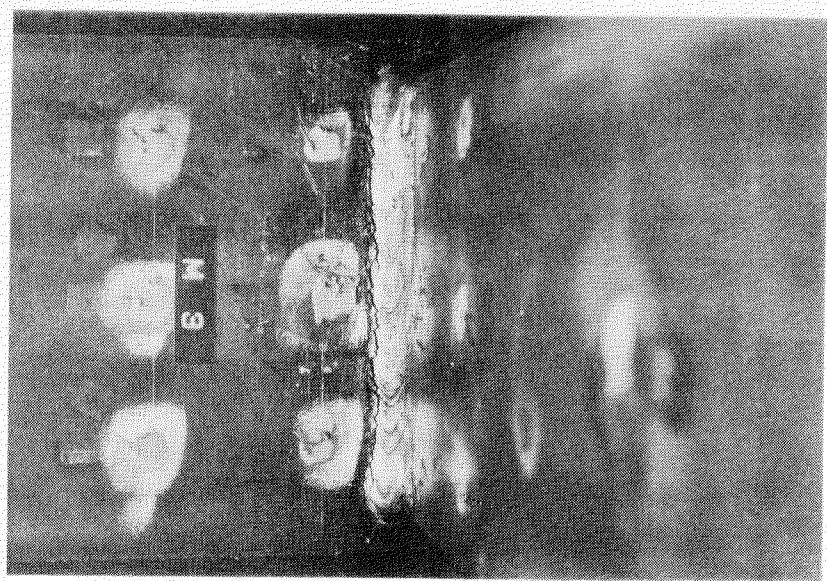


図 3.3.9(b) 破断状況 (M-2)



A



B

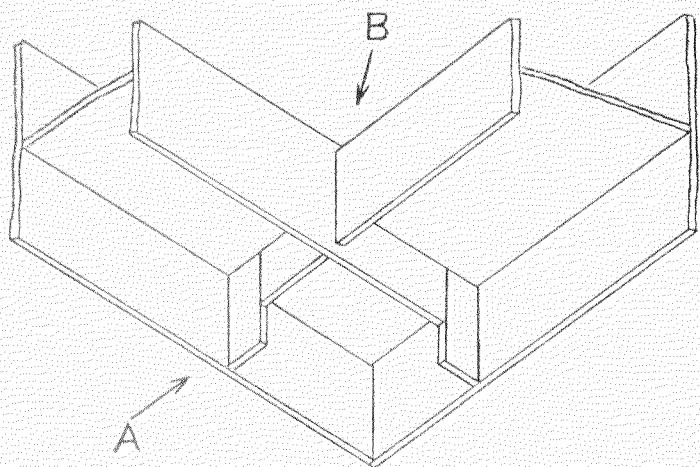
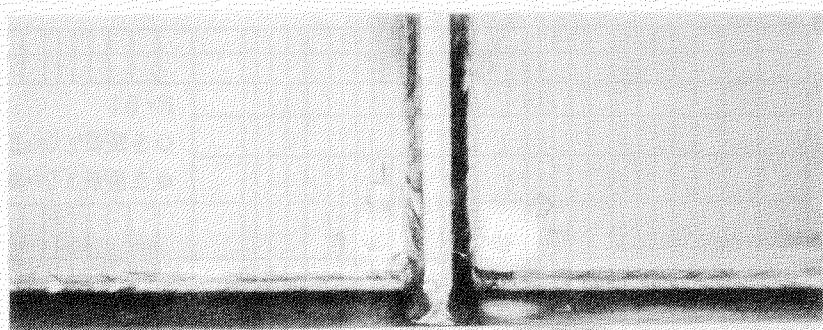
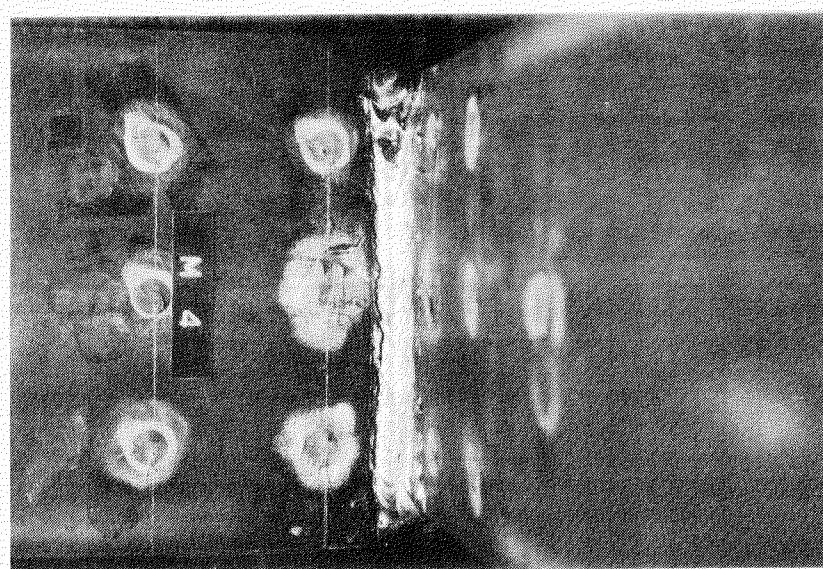


図 3.3.9(c) 破断状況 (M-3)



A



B

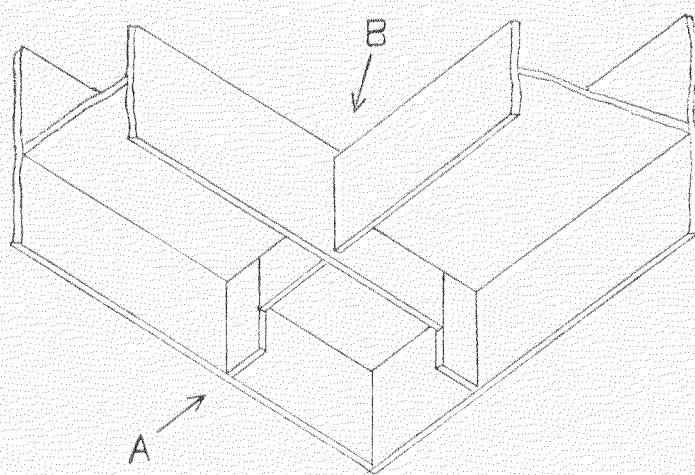


図 3.3.9(d) 破断状況 (M-4)

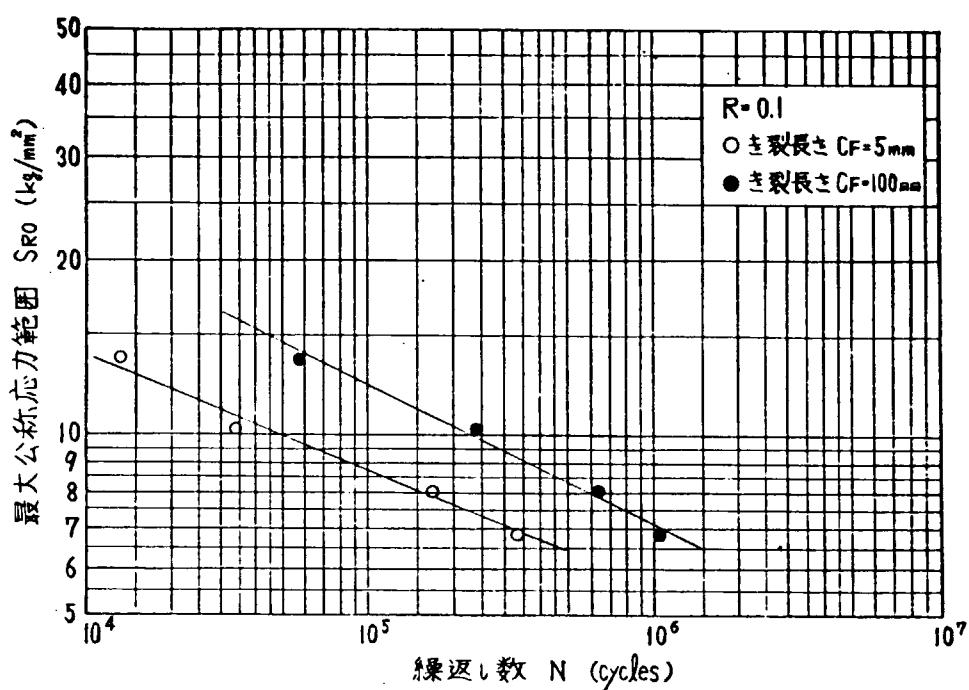


図 3.3.10 $S_{R0}-N$ 線図

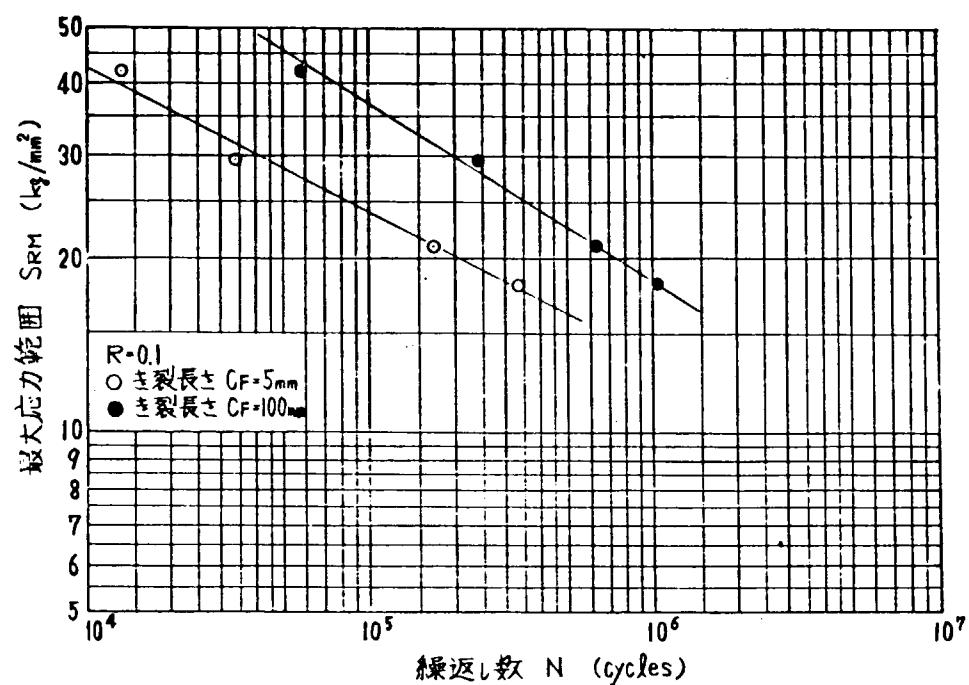


図 3.3.11 $S_{RM}-N$ 線図

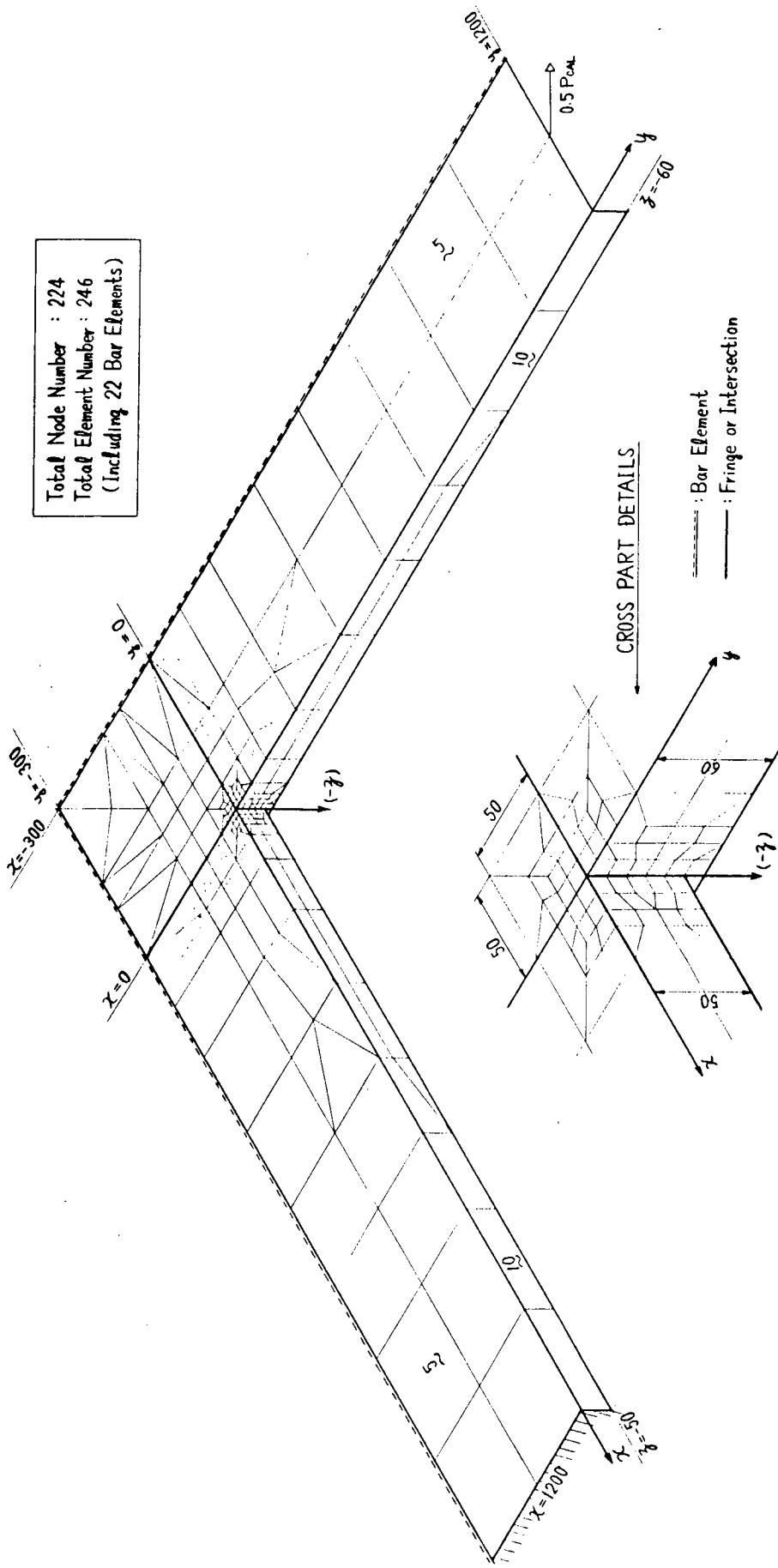


図 3.3.12(a) 有限要素モデル (TNN)
 (スカラップ無し, ブラケット無し)

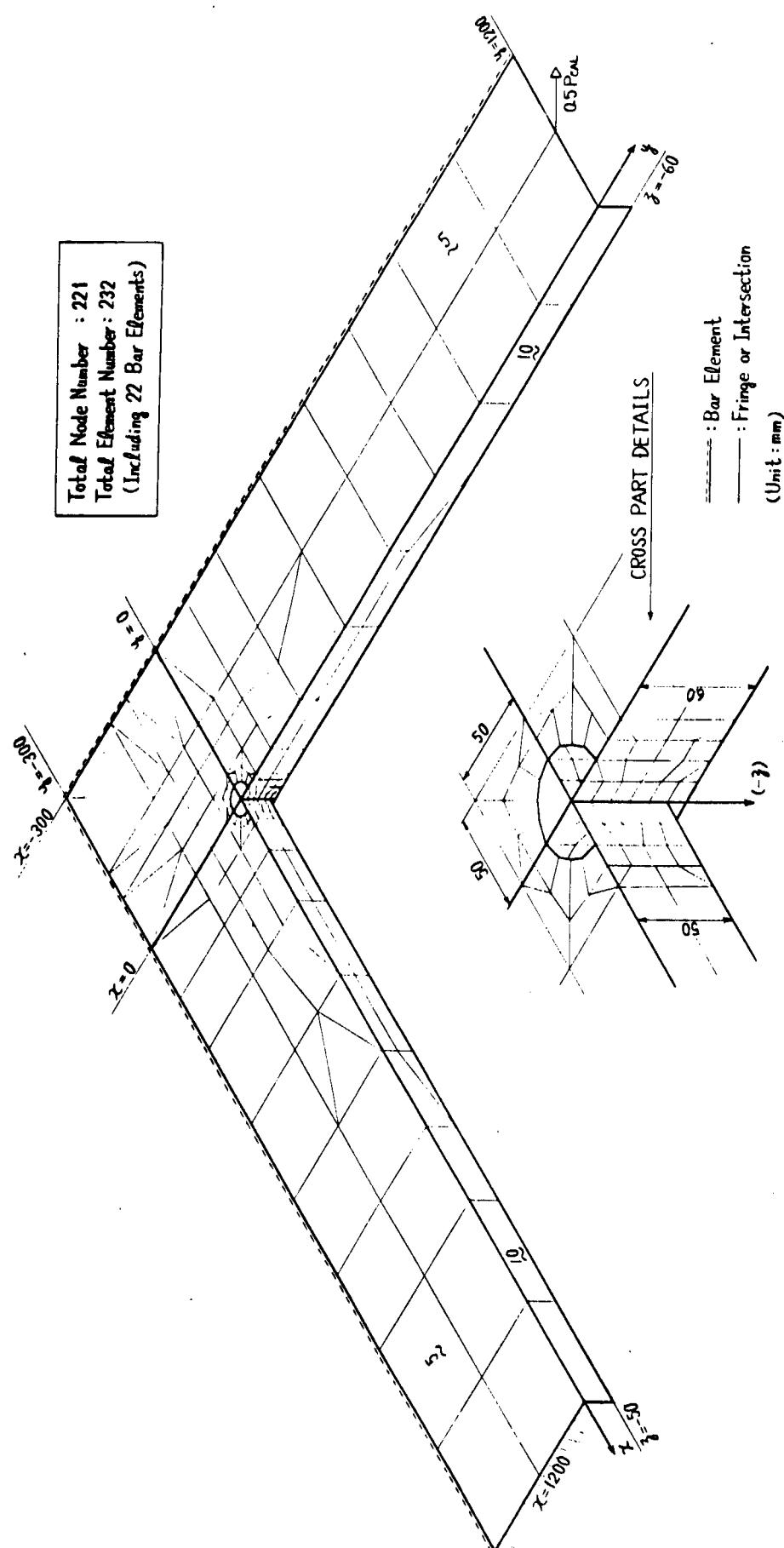


図 3.3.12(b) 有限要素モデル (TSN)
(スカラップ付き)

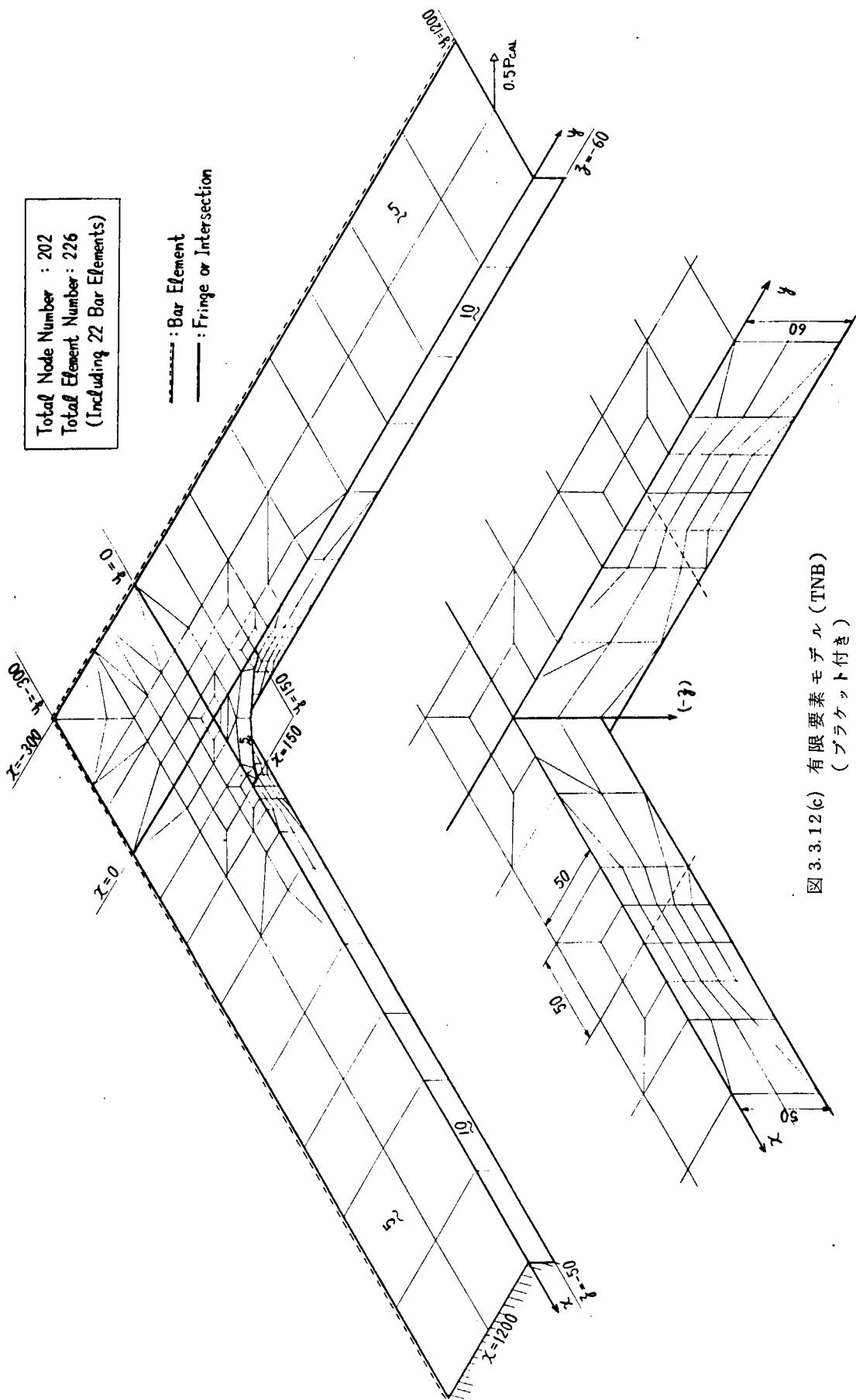


図 3.3.12(c) 有限要素モデル (TNB)
(ブレケット付き)

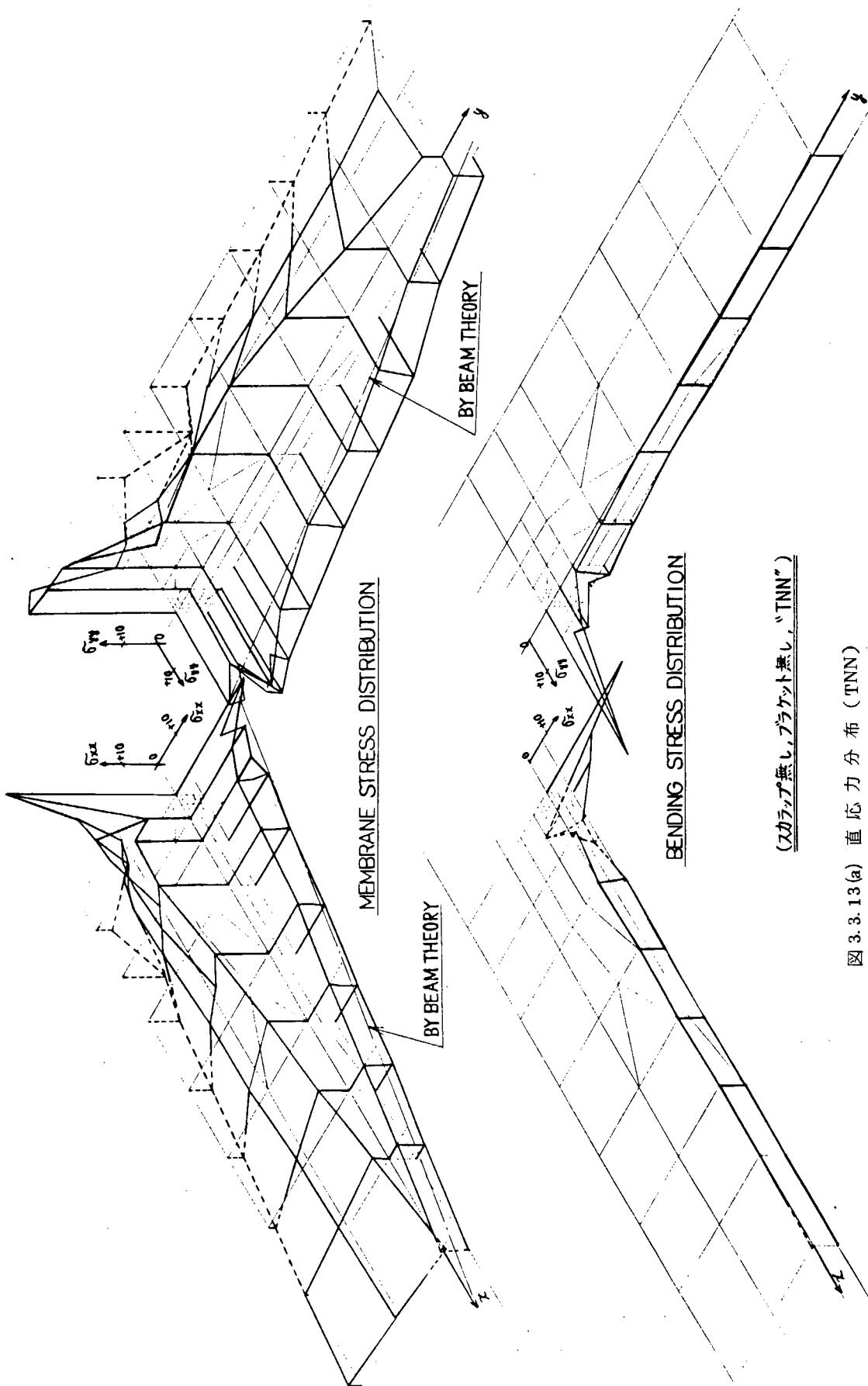


図 3.3.13(a) 直応力分布 (TNN)

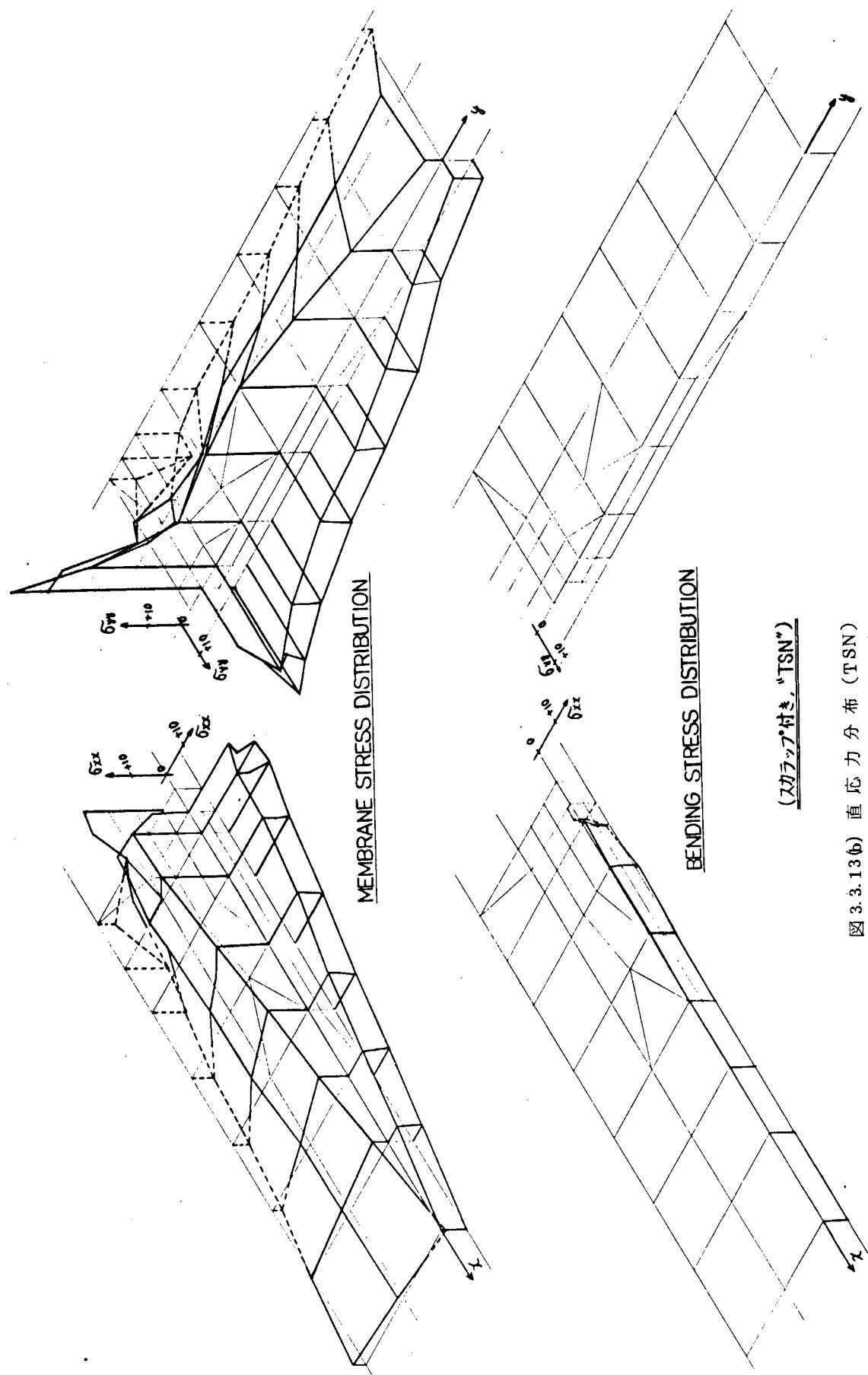


図 3.3.13(b) 直応力分布 (TSN)

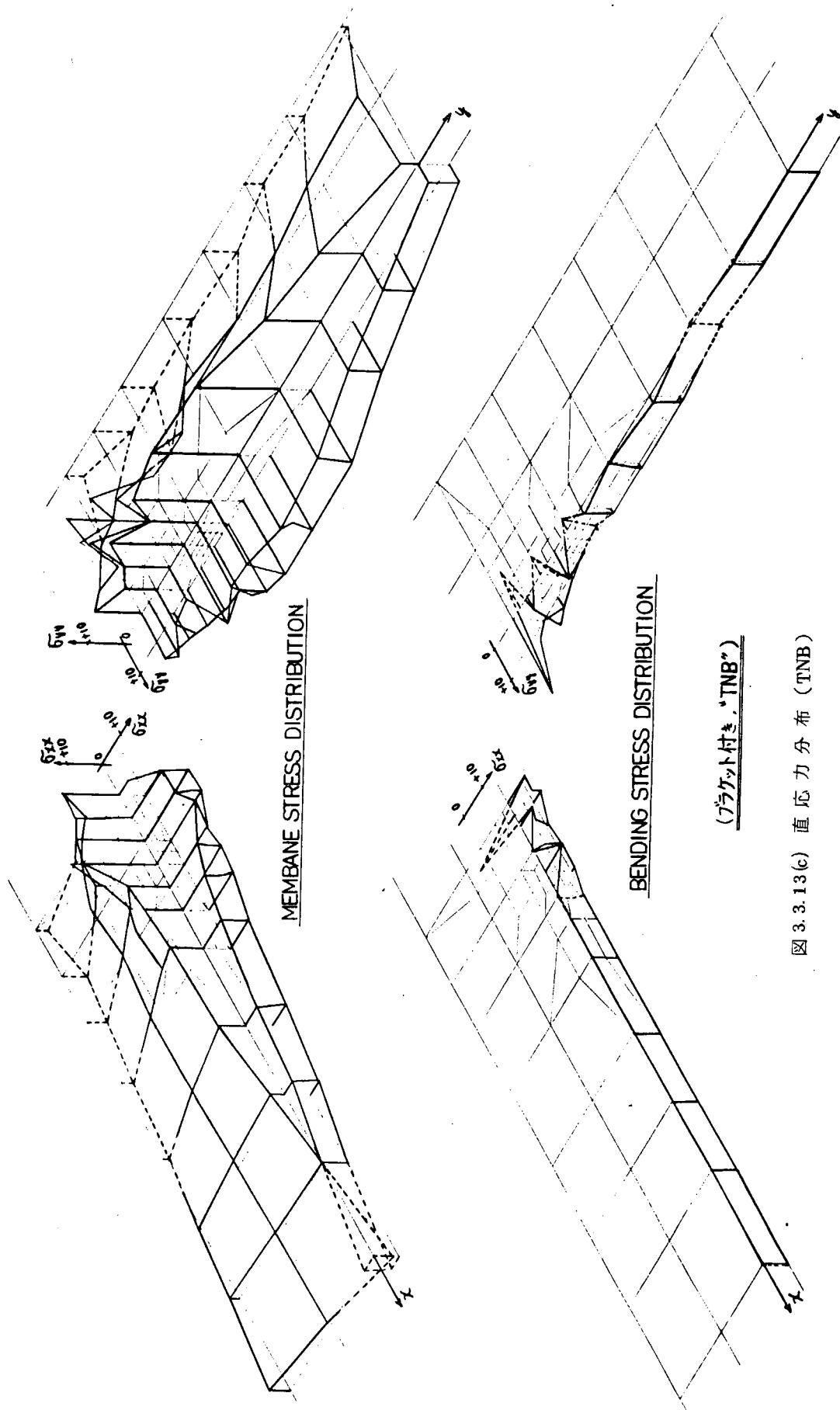


図 3.3.13(c) 直応力分布 (TNB)

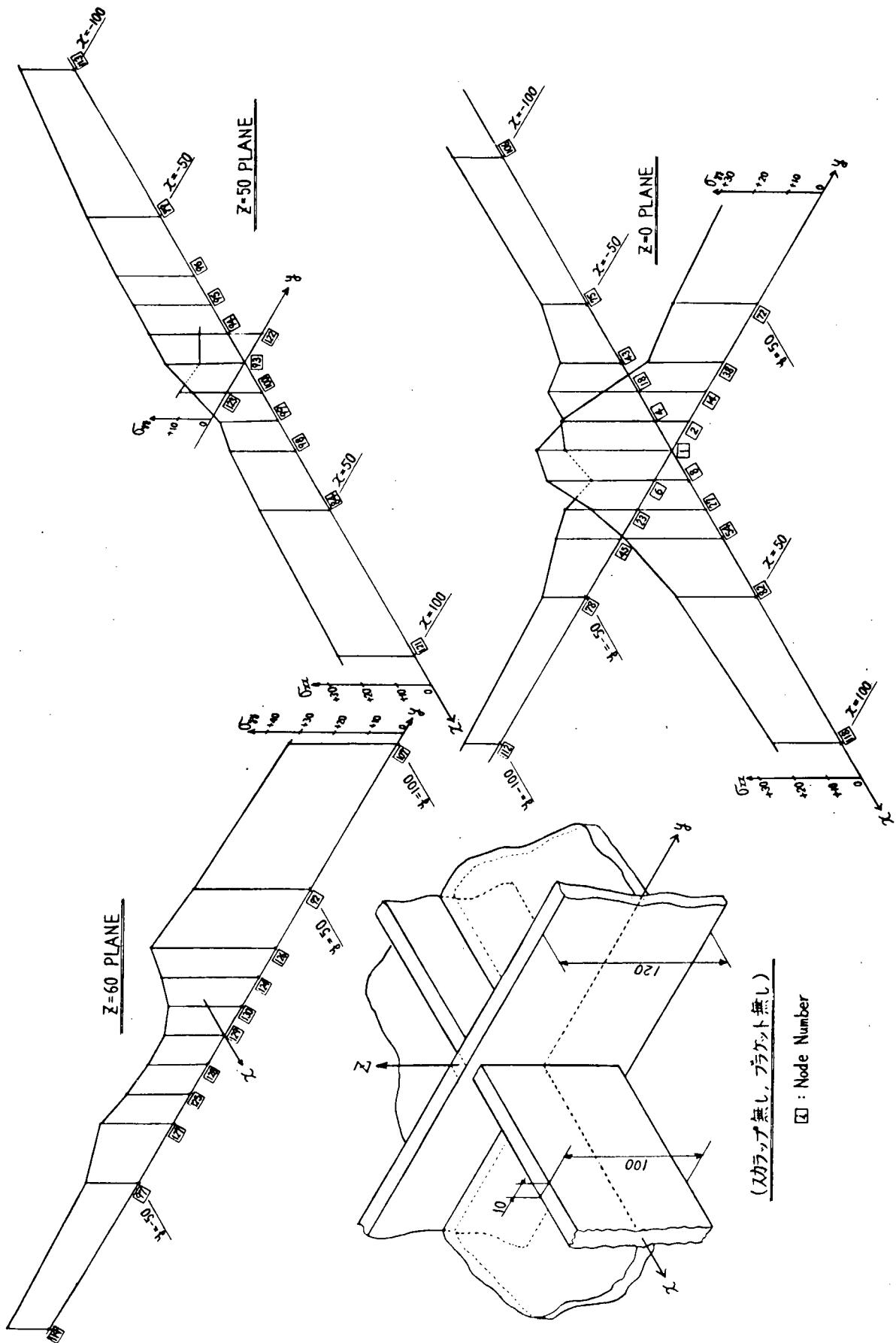


図 3.3.14 交差部での直応力分布 (TNN)

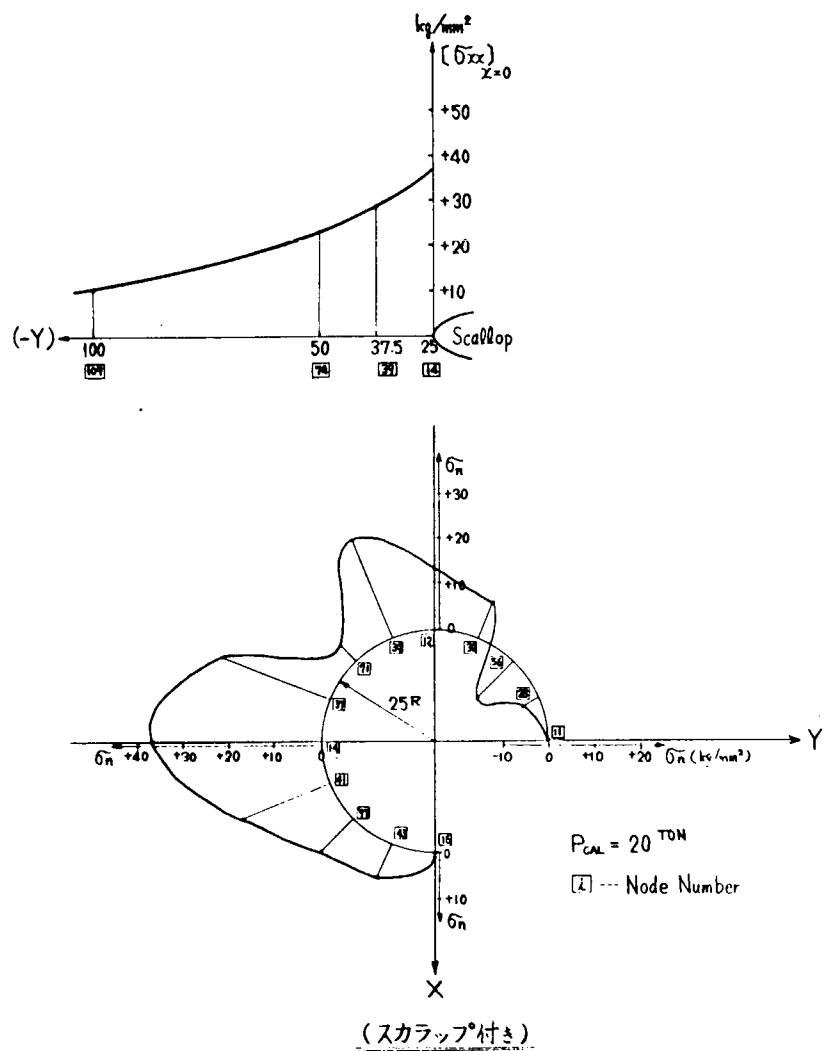


図 3.3.15(a) スカラップの縁応力分布(TSN)

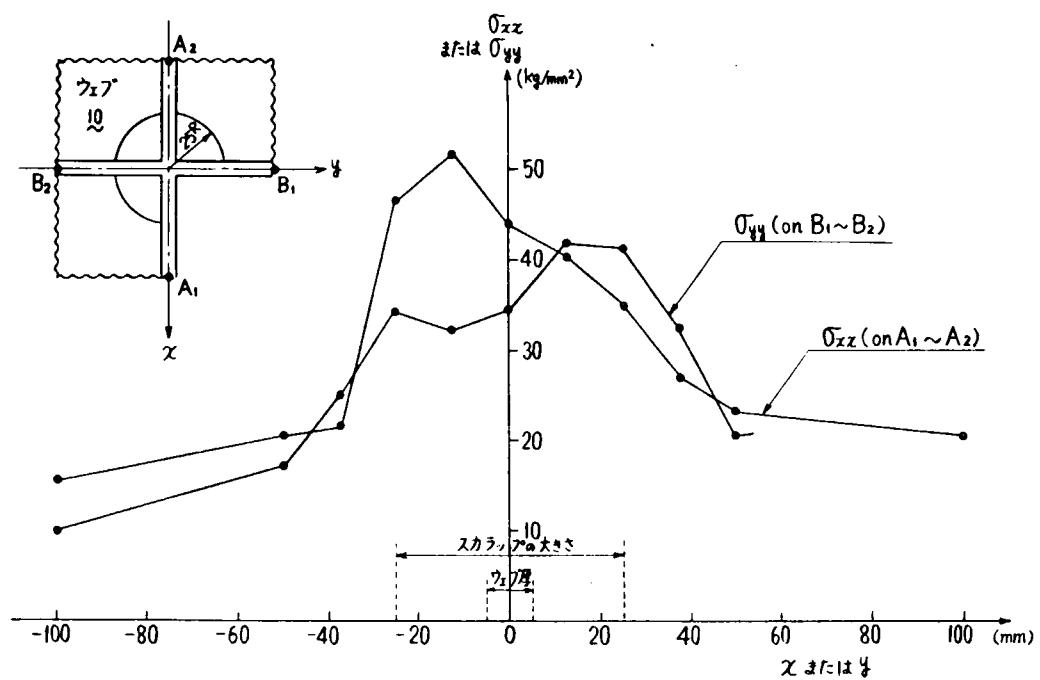
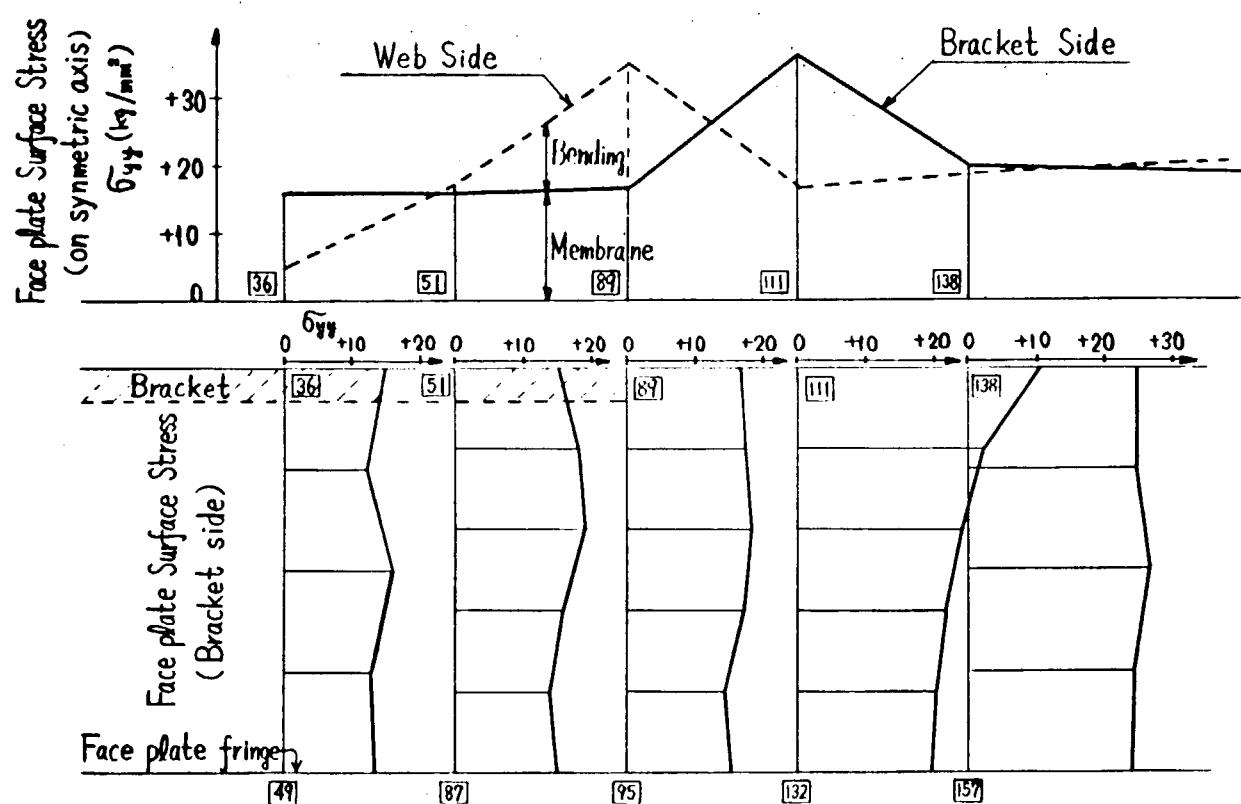
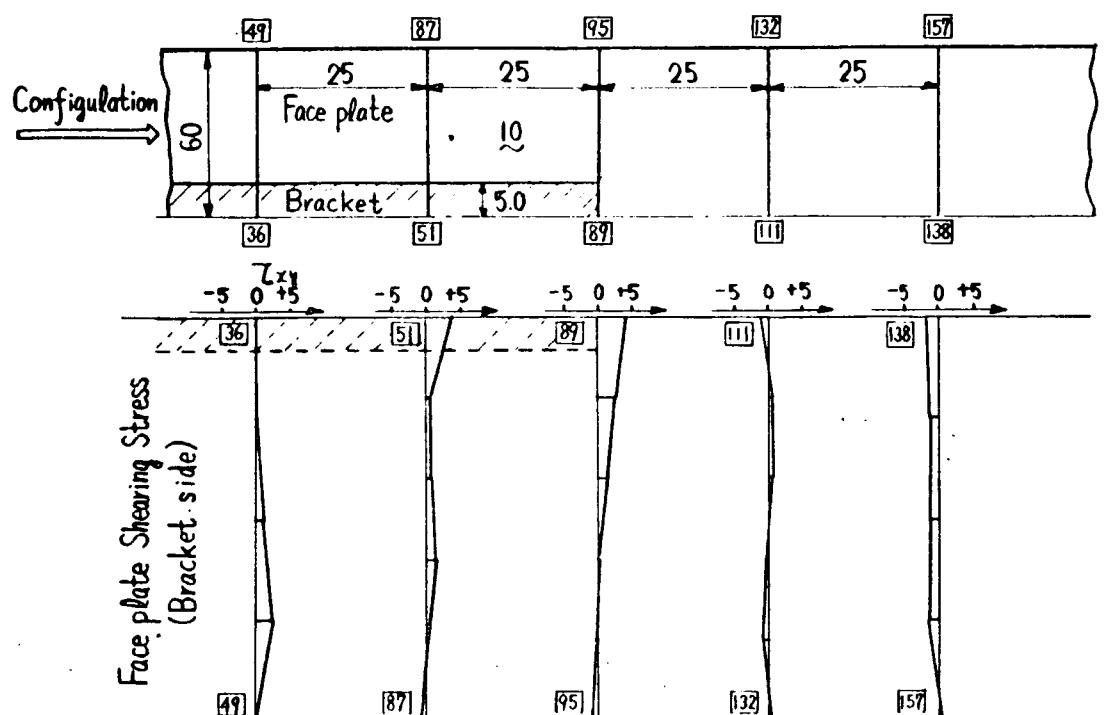


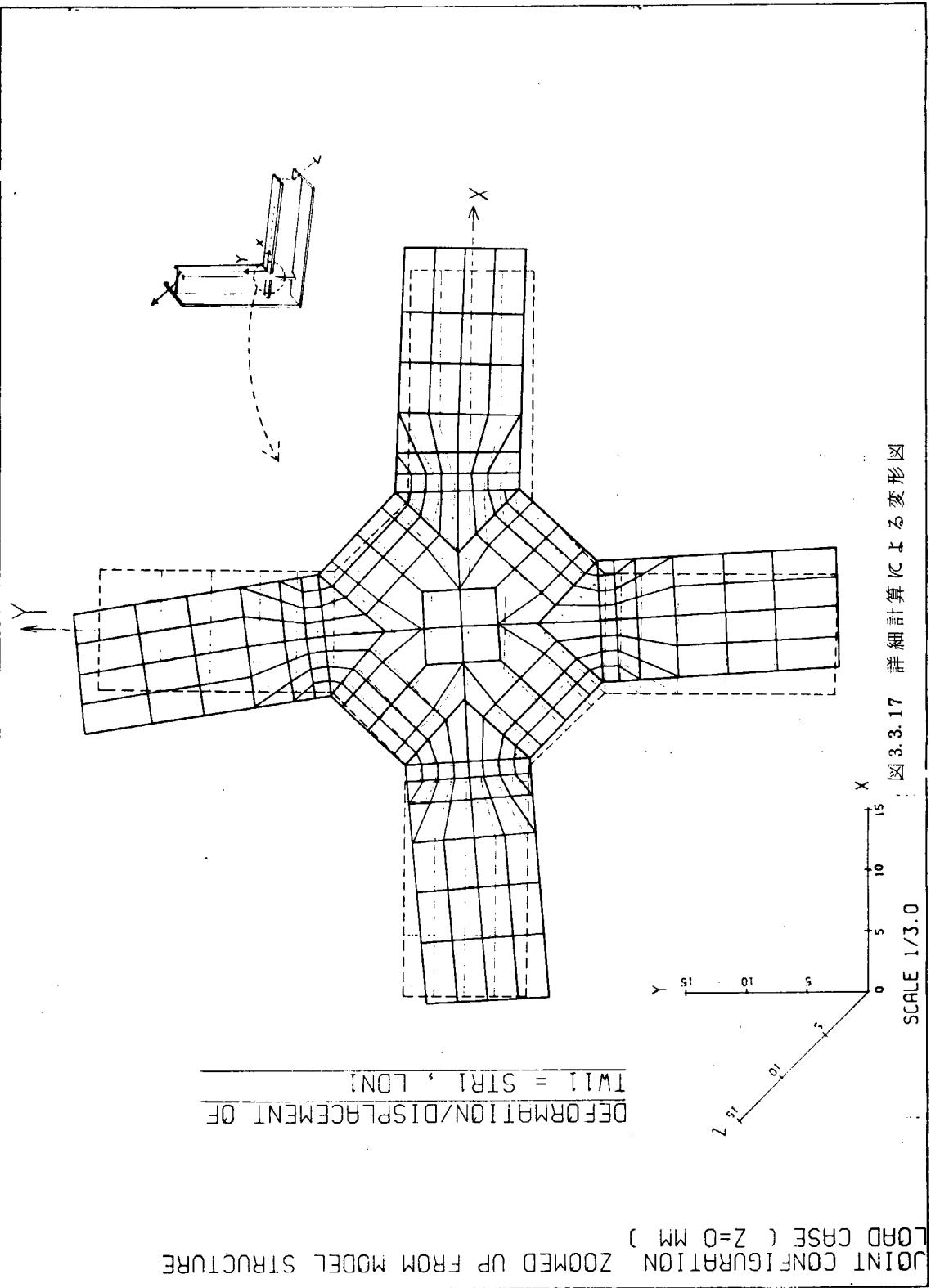
図 3.3.15(b) スカラップ付近のフェイスプレート内の直応力分布(TSN)



(ブレケット付き)

$P_{CAL} = 20 \text{ TON}$
□ --- Node Number

図 3.3.16 ブレケット趾端部まわりの直応力分布(TNB)



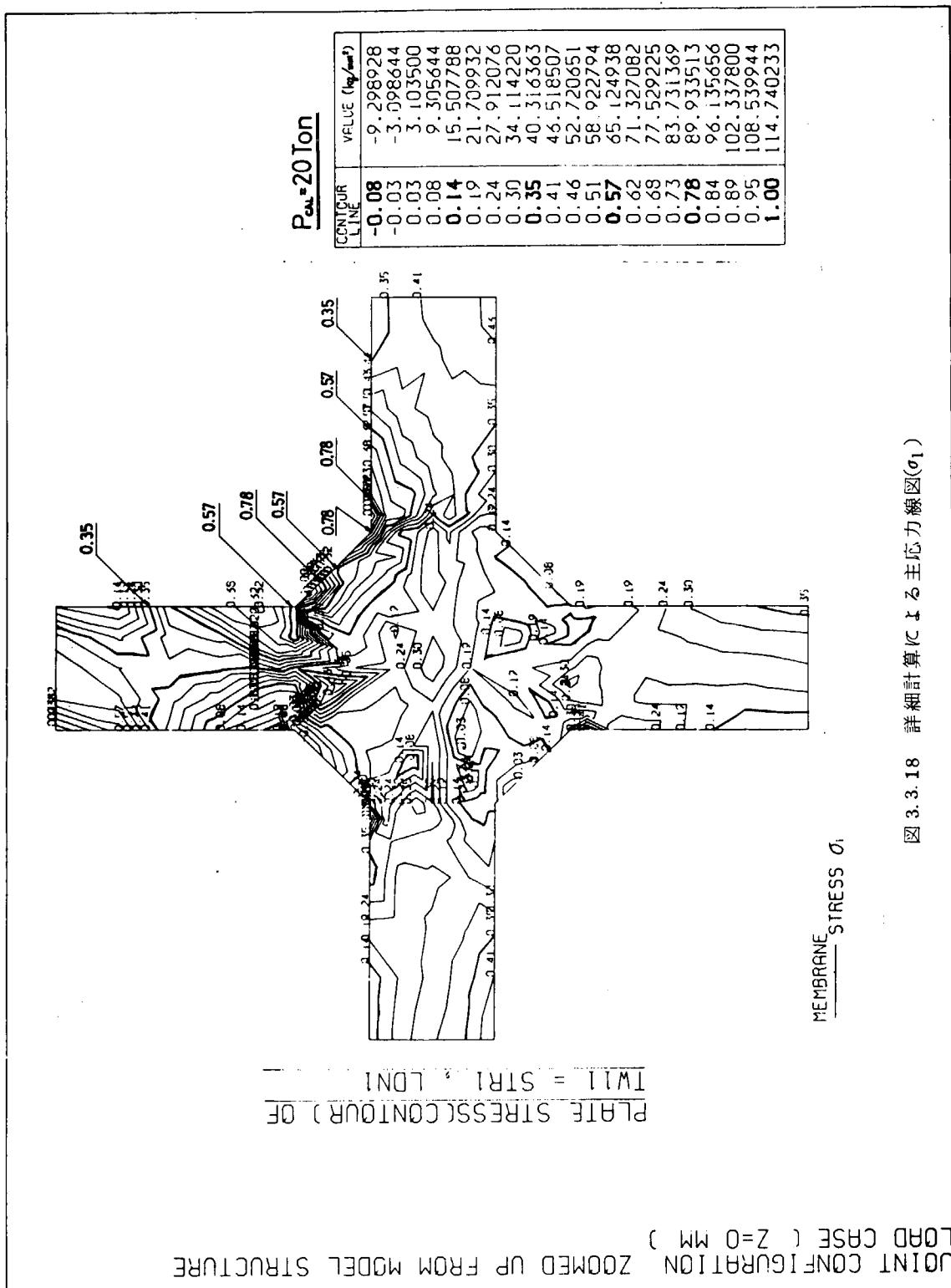


図 3.3.18 詳細計算による主応力線図(σ_1)

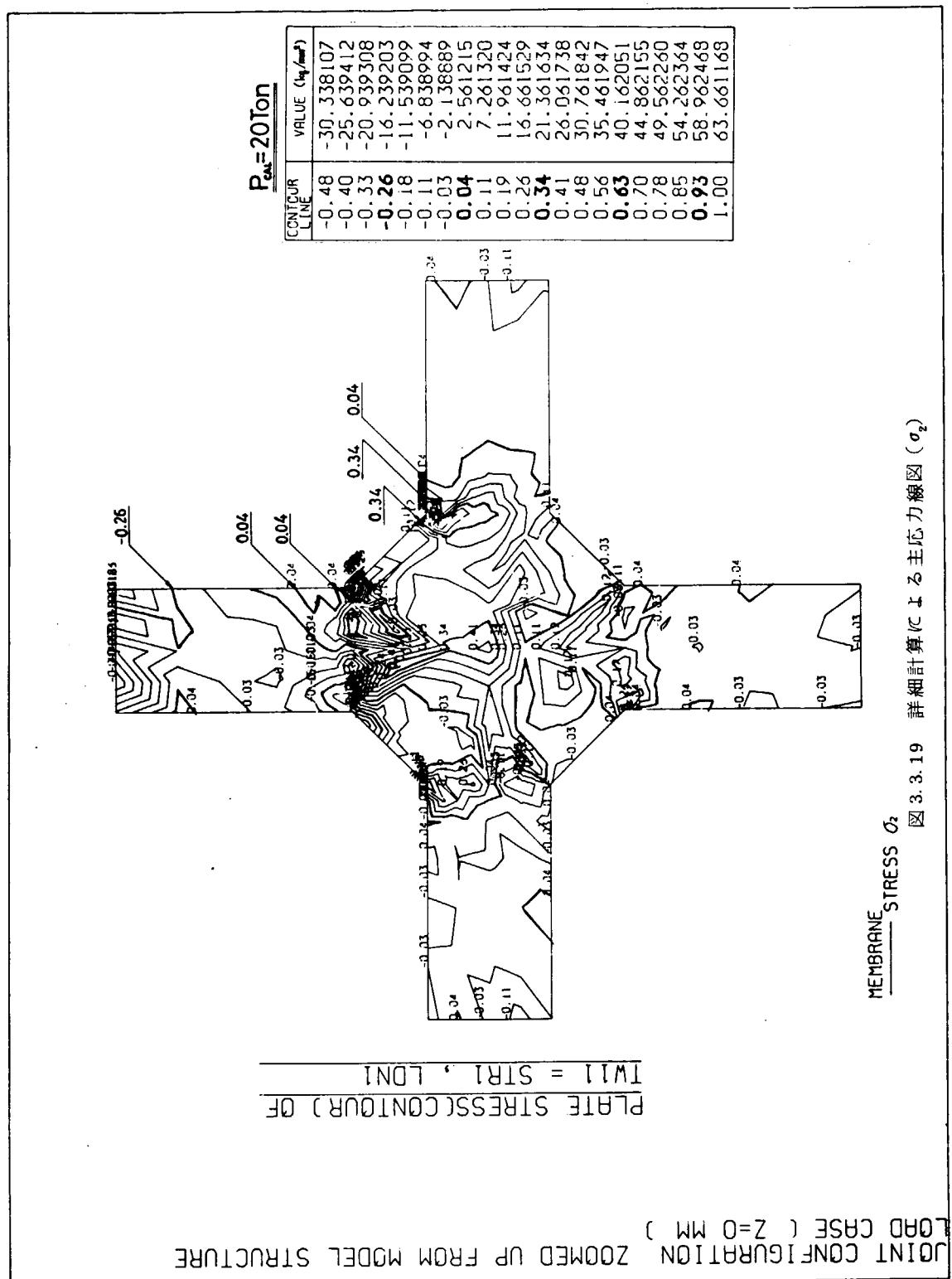


図 3.3.19 詳細計算による主応力線図 (σ_2)

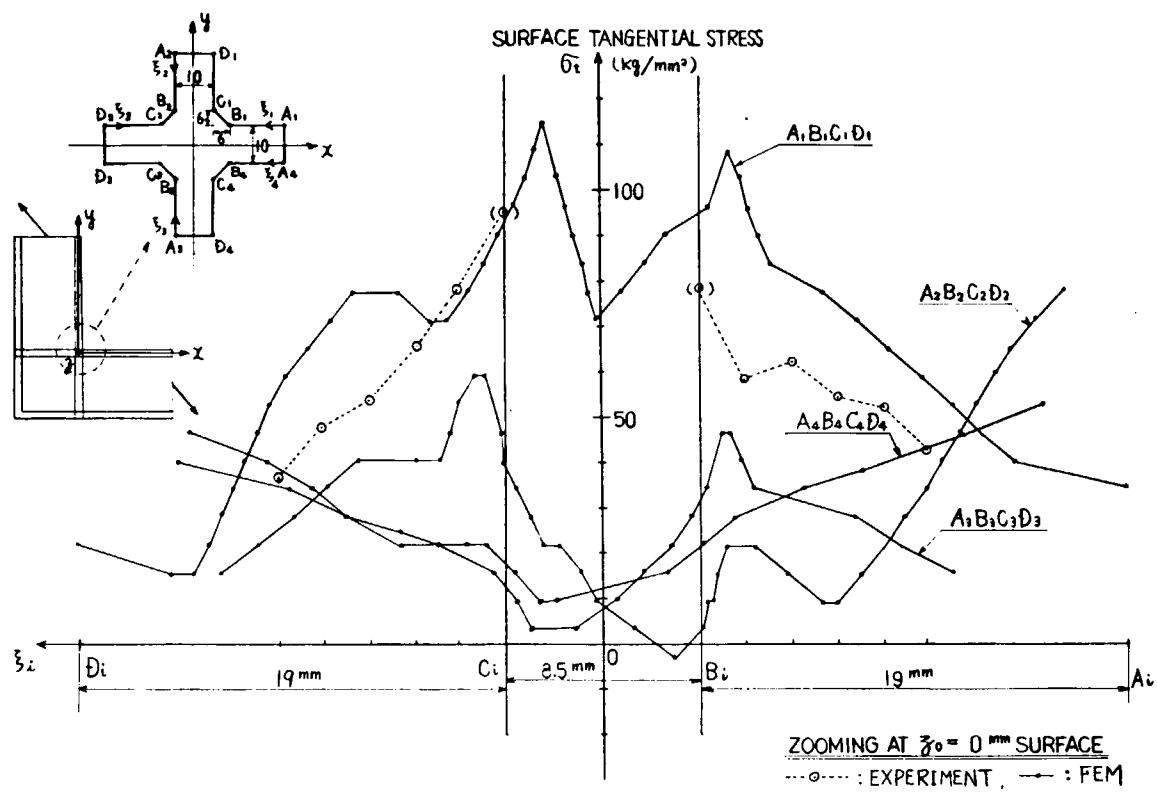


図 3.3.20 板表面での応力の分布(詳細計算)

結 言

本年度においては諸言で述べたように、初年度における基本的研究として、各種の溶接継手および切欠材の疲労強度に関する研究を実施し、応力分布と亀裂発生寿命との関係を求めると共に素材の時間強度とそれによる溶接継手の時間強度との関連を検討した。

また船体構造不連続部の代表的な構造要素に対応する模型についても疲労試験を実施し、応力解析を行って亀裂発生部の応力分布と亀裂発生寿命との関係を検討すると共に解明すべき問題点を求めた。

さらに種々のランダム荷重による亀裂発生寿命に対する累積疲労被害則を求めるため、多段多重のブロック荷重による疲労試験を行い、最適の疲労寿命推定法を検討した。

これらの研究によりそれぞれの課題に対して一応の成果および結論が得られ、所期の目的を達成することができたが、次年度においてはさらに詳細な解析および検討を行うと共に、各研究成果の間の関連についても解析的研究を実施し、素材の時間強度を基にしてその材料による基礎継手の時間強度、さらにそれによる構造要素模型の時間強度を推定するための資料を求めることが主目的として研究を進める予定である。

付録

上甲板の座屈実験

1. まえがき

本報告は、タンカーが波浪中を航海中に、サッギング状態で甲板側に圧縮がかかり、上甲板が座屈崩壊する場合を想定して実験を行なったものである。上甲板は甲板、ビーム、ガーダー、およびデッキランスより成り立っているが、圧縮により上甲板が座屈する場合、各部材にどのような座屈が生じ、それらがどのように上甲板の最終的な崩壊に結びつくかを調べた。

2. 実験の概要

2.1 試験模型

試験模型は図-1～4に示すように、載荷重量10万トン級タンカーの上甲板を考え、船体中央部デッキランス間を切り出した構造で、実船の $\frac{1}{4}$ の縮尺度法にしたものである。ただしガーダーの板厚は、実船の縮尺度法では3.2mmと4.5mmの中間にないので、ガーダーに3.2mmの板厚を採用した試験模型TAD $\frac{1}{4}$ =3.2と4.5mmの板厚を採用したTAD $\frac{1}{4}$ =4.5を製作した。試験模型に使用した鋼材はSS41で、その材料試験結果を表-1に示す。

試験模型の構造は、甲板(DECK)、ビーム(L.BEAM)、ガーダー(ADD.GIRDER)およびデッキランス(DK TRANS)より成り立っていて、試験模型の上下端はデッキランス間の距離の $\frac{1}{2}$ を延長して、平押しができるように、その端部に厚板を取り付けた。試験模型の幅方向は5ビームスペースを切り出し、デッキランスはさらに張り出しを設けて、端部が押さえられるようにした。ロンジビームは甲板の長さ方向(試験模型では上下方向にとっている)にデッキランスを貫通しており、ガーダーはデッキランスで切って、デッキランスに連続隅肉溶接により取り付けた。甲板の四周には、甲板が荷重点および自由縁において局部的な座屈変形を生じないように二重張りをして補強した。なお、試験模型の初期撓みを計測した結果を図-5～7に示してある。

2.2 実験方法

図-8に示すように試験模型の船長方向を上下にして300ton構造物試験機のテーブルにのせ、デッキランスの両端を両端押さえ治具(図-10～12)にさしかんで甲板の面外方向のずれを押さえる。両端押さえ治具の先端には丸鋼がつけられていて、これに沿って試験模型が上下方向にスライドできるようになっている。試験模型の上端の厚板を介して、荷重治具(図-13)により船長方向に一様圧縮荷重をくわえて、試験模型を座屈崩壊させる。

試験模型の中央断面に、図-9のように歪ゲージを船長方向に貼付して各部材に生じる歪を、変位計を横方向に配置して面外変形を計測し座屈値を調べた。また、荷重と船長方向(上下方向)の圧縮量との関係は、各荷重段階で、変位計により、変位量を読み取ることによって求めると同時に、XY記録計によつて連続的に記録させ、試験模型の耐え得る最高荷重値を求めた。

3. 実験結果および考察

試験模型TAD $\frac{1}{4}$ =3.2とTAD $\frac{1}{4}$ =4.5とは全く同じ破壊過程をしたので、TAD $\frac{1}{4}$ =3.2について考察をくわえ、TAD $\frac{1}{4}$ =4.5についてはガーダーの座屈値および最高荷重値を表-2にまとめて示すことにする。

3.1 耐荷力

図-14に荷重と船長方向の圧縮量との関係を示す。縦軸に荷重値および荷重を断面積で除した平均応力値をあわせて示している。○、△印は各荷重段階で変位計により圧縮量を読み取ってプロットしたものであり、実線は記録計によって連続記録させた曲線である。これをみると、荷重が140tonまでは直線関係にあるが、140tonを超えると直線から次第にずれてきて、最高荷重198tonに達して荷重が下がり始めると同時に圧縮量が急に大きくなってくる。

3.2 各部材の座屈

試験模型の中央部ガーダーおよびデッキトランスで囲まれたパネルに注目して面外変形を調べた。図-15は荷重Pと甲板の面外変形量δとの関係、および荷重Pとガーダーの面外変形量δとの関係($P-\delta$ 曲線)をプロットしたものである。ガーダーについて横軸の面外変形量δを2乗して、 $P-\delta^2$ 法による座屈荷重値を求めてみると、一方のガーダーの座屈荷重値 P_{cr} は148ton(平均応力値に換算すると $\sigma_{cr}=1.54\text{Kg/mm}^2$)、他方のガーダーの座屈荷重値 P_{cr} は167ton($\sigma_{cr}=1.73\text{Kg/mm}^2$)になっている。甲板の $P-\delta$ 曲線においては、δが急に大きくなる点はほぼPが最高荷重に達したところであり、したがって甲板の座屈値はこのような上甲板構造の崩壊荷重にほぼ一致することを示している。ガーダーの P_{cr} は、図-14における曲線が最初の直線関係から離れてくる点にほぼ一致しており、最初ガーダーが座屈して後、ロンジビーム付き甲板の座屈によって最高荷重に達することがわかる。

3.3 断面の歪量

図-16～20は各部材の荷重P-歪ε関係を求めたものである。図-16においてわかるように、ガーダーウェブ両面の歪量はガーダーの座屈値付近で差が大きくなるのに対し、甲板の歪量は最高荷重まで差が生じていない。図-17のロンジビームのフランジの歪量と荷重をプロットしたP-ε曲線をみると160tonを超えると、直線から大きく離れ始め、最高荷重値よりわずかに低い190tonで歪量が急激に増えている。その付近で、歪番号⑩、⑪の歪量の差が急に大きくなっていることから、ロンジビームが最高荷重付近で横倒れをしたことがわかる。

図-20は甲板の歪分布を図示したものであるが、170tonまではほぼ一様に分布しているが、それを超えると一様でなくなり、最高荷重付近でかなり差が生じることがわかる。

図-19はガーダーのフランジの自由縁の歪量と荷重をプロットしたものであるが、それぞれのガーダーの座屈値148ton、167tonで両縁の歪の差が大きくなり、フランジ付近で横倒れを生じたことを示している。

3.4 破壊の状況

図-22、23および写真-2に示すように、試験模型の破壊状況は、ガーダーおよびロンジビームがフランジで横倒れをし、甲板がくの字に曲って崩壊に至っている。

4. むすび

タンカーに採用されている縦肋骨式構造の上甲板が圧縮により崩壊する過程を、実船の $1/4$ 縮尺模型を使って実験により明らかにした。実験結果によると、まずデッキトランス間のガーダーがフランジの付近で横倒れを生じる。そのときの荷重値を超えると次第に圧縮量が大きくなり、ロンジビームと甲板にほぼ同時に座屈が生じる。このときロンジビームにはフランジの横倒れが生じ、甲板全体はくの字に折り曲げられる。ガーダー座屈後の甲板構造の耐力はかなりあるが、ロンジビームに横倒れが生じて甲板が座屈すると、圧縮量が急激に増大して崩壊に至る。

本報告は、以上のように上甲板が崩壊に至るまでの過程を実験により追跡していたのであるが、上甲板の圧縮崩壊に対してどのような構造寸法をとるのが最適かという点にまで調査を進めるためには、多くの系統的な実験が必要とされるであろう。

表 1 材 料 試 験 結 果

公称板厚(ミリ)	3.2		4.5		6	
試験片	A 3.2	B 3.2	A 4.5	B 4.5	A 6	B 6
実測板厚(ミリ)	3.0 6	3.0 3	4.4 8	4.4 9	5.8 7	5.8 6
降伏応力(Kg/mm^2)	27.0	28.0	28.2	28.0	27.4	26.4
引張応力(Kg/mm^2)	41.9	43.2	46.1	45.8	43.4	43.2
伸び(%)	30.5	28.8	29.5	30.0	31.0	29.5

表 2 実験結果

試験模型	TAD $\frac{1}{4} = 3.2$		TAD $\frac{1}{4} = 4.5$	
ガーダーの座屈荷重(ton)	167	148	185	175
ガーダーの座屈応力(Kg/mm^2)	17.3	15.4	17.3	16.4
最高荷重(ton)	198		229	

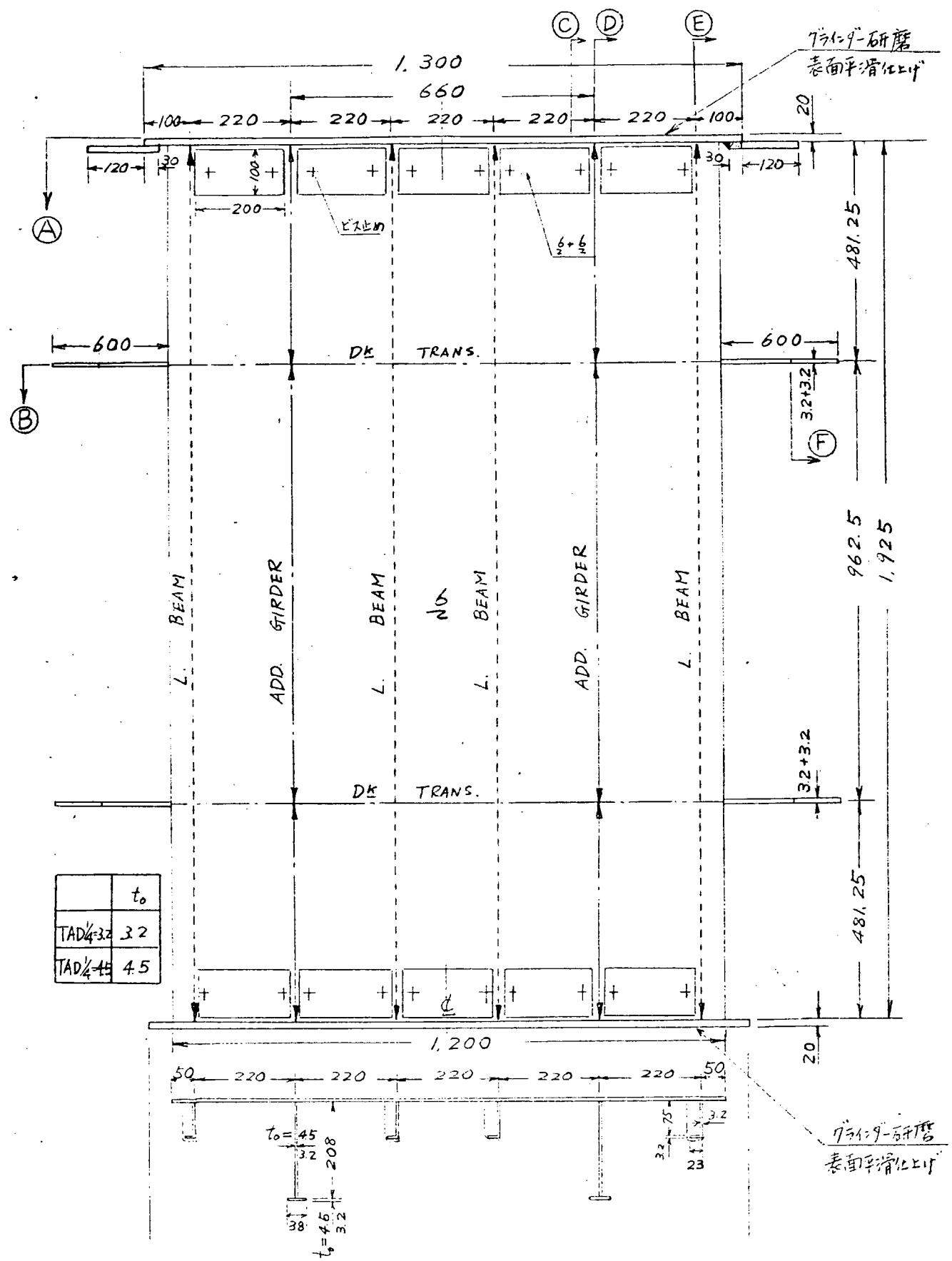


图-1 1/4 甲板部分模型(A)

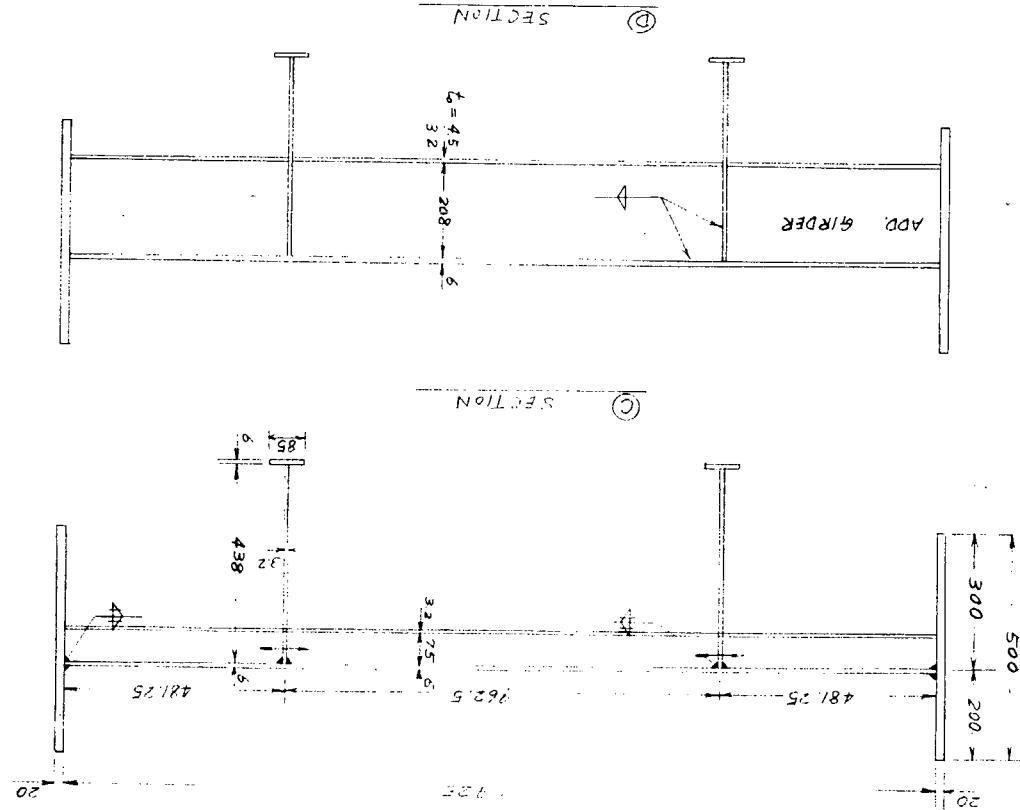


图-3 断面图(2)

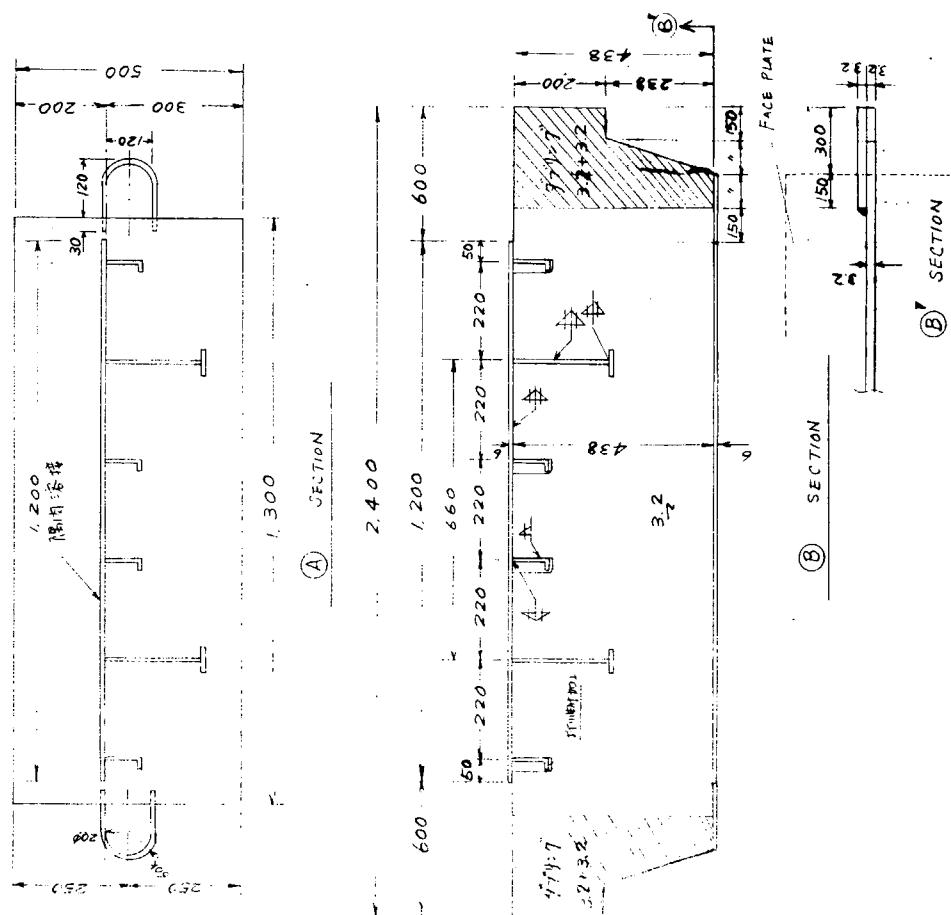


図-2 断面図(1)

図-5 ADD. GIRDER 初期たわみ曲線
(TAD 1/4=3.2)

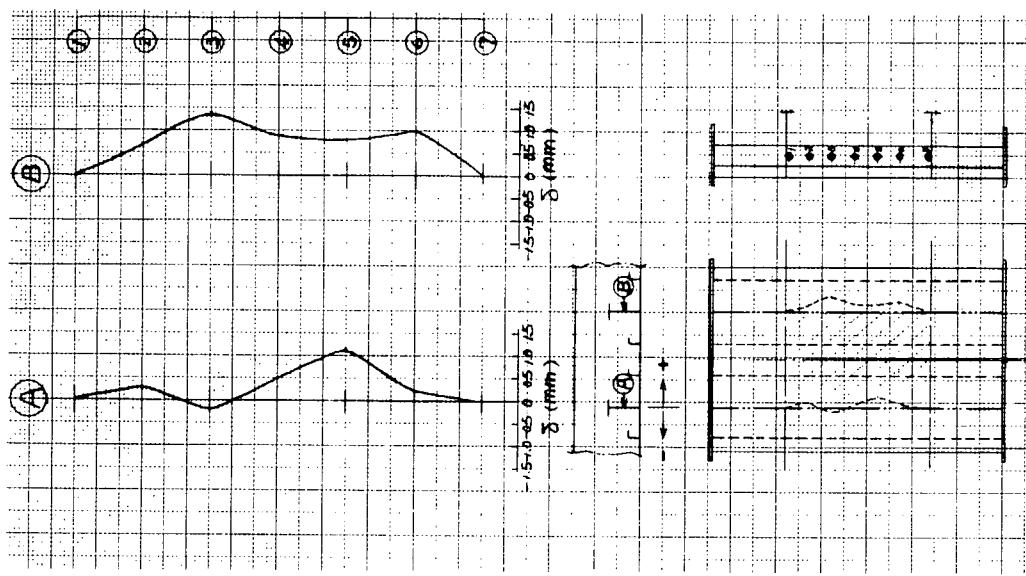
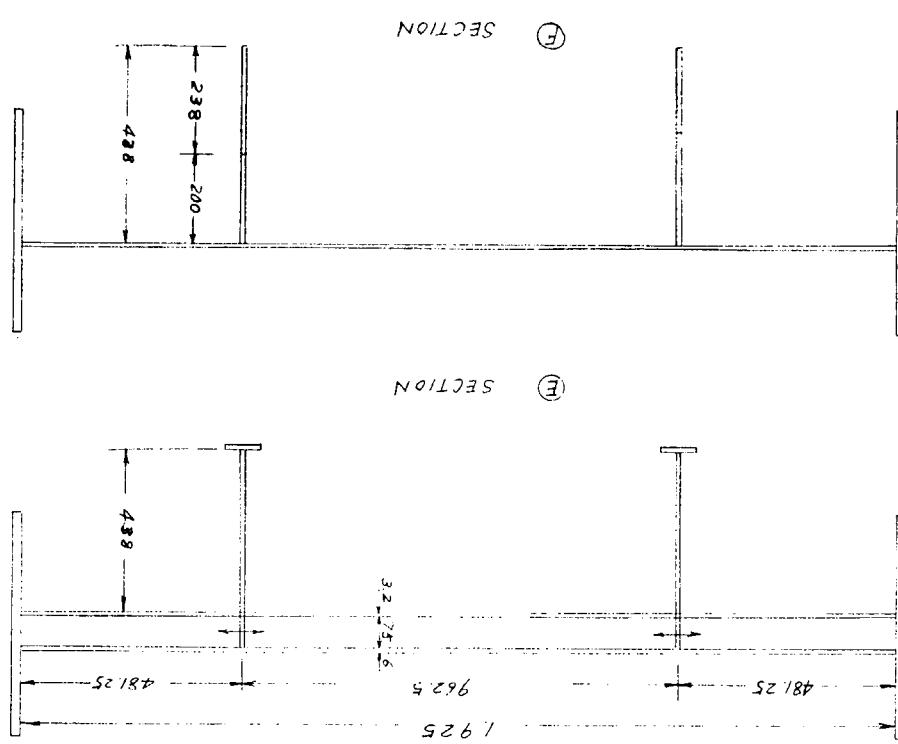


図-4 断面図(3)



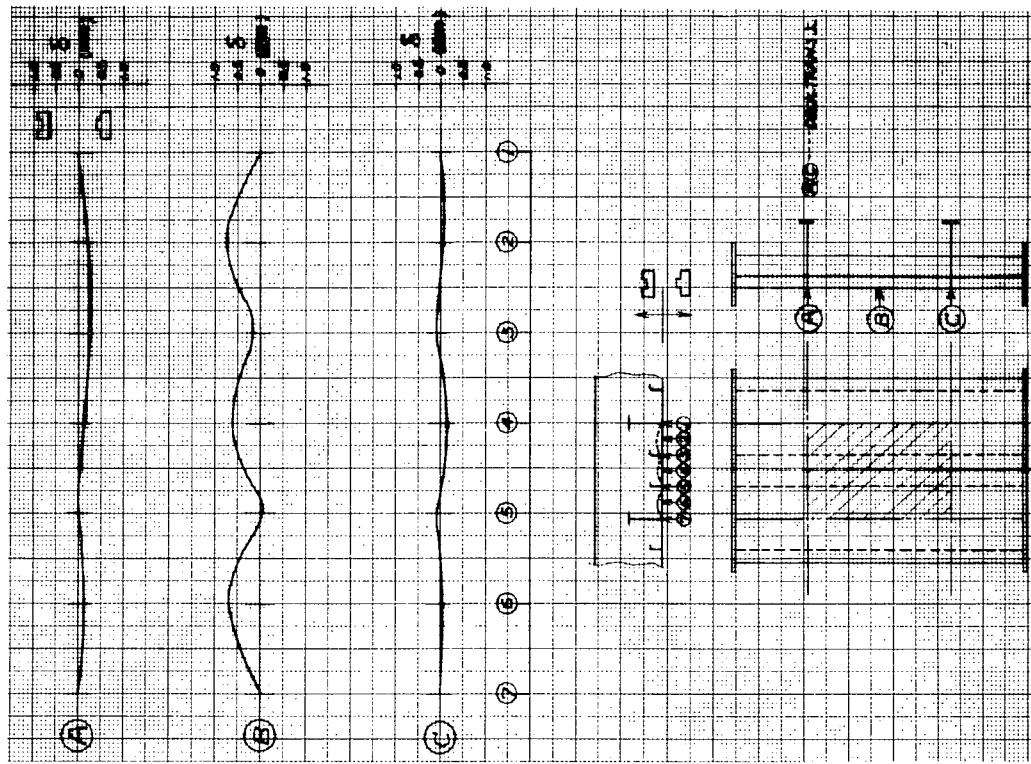


図-7 甲板の初期たわみ曲線
(TAD1/4=3.2)

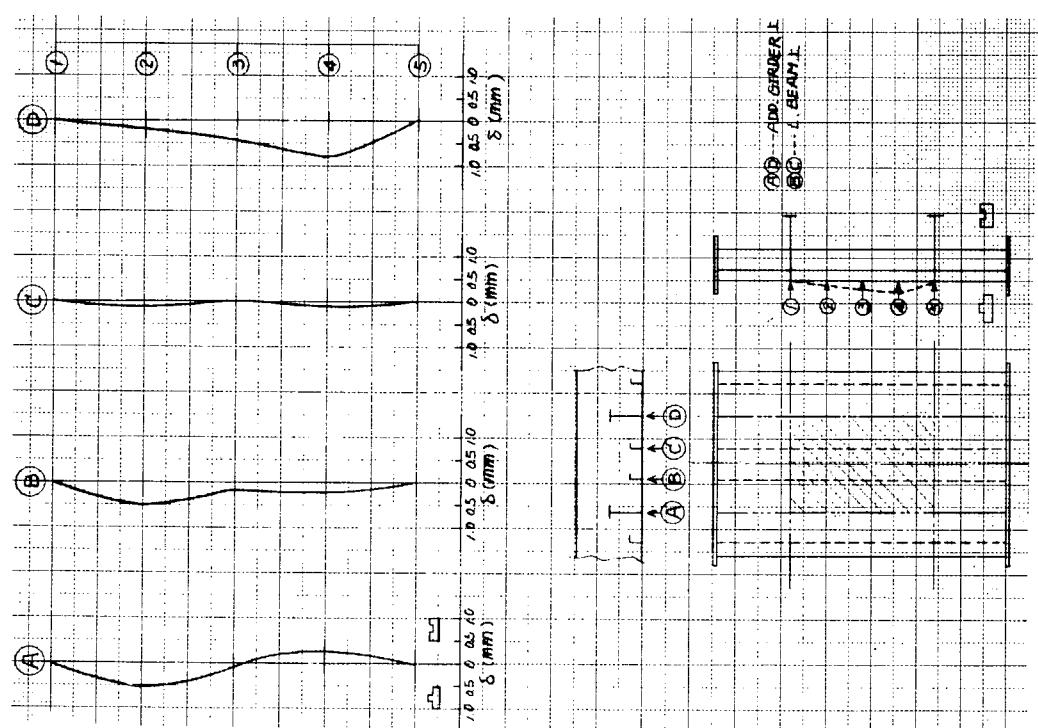


図-6 甲板の初期たわみ曲線
(TAD1/4=3.2)

図-9 変位計および直ゲージ位置

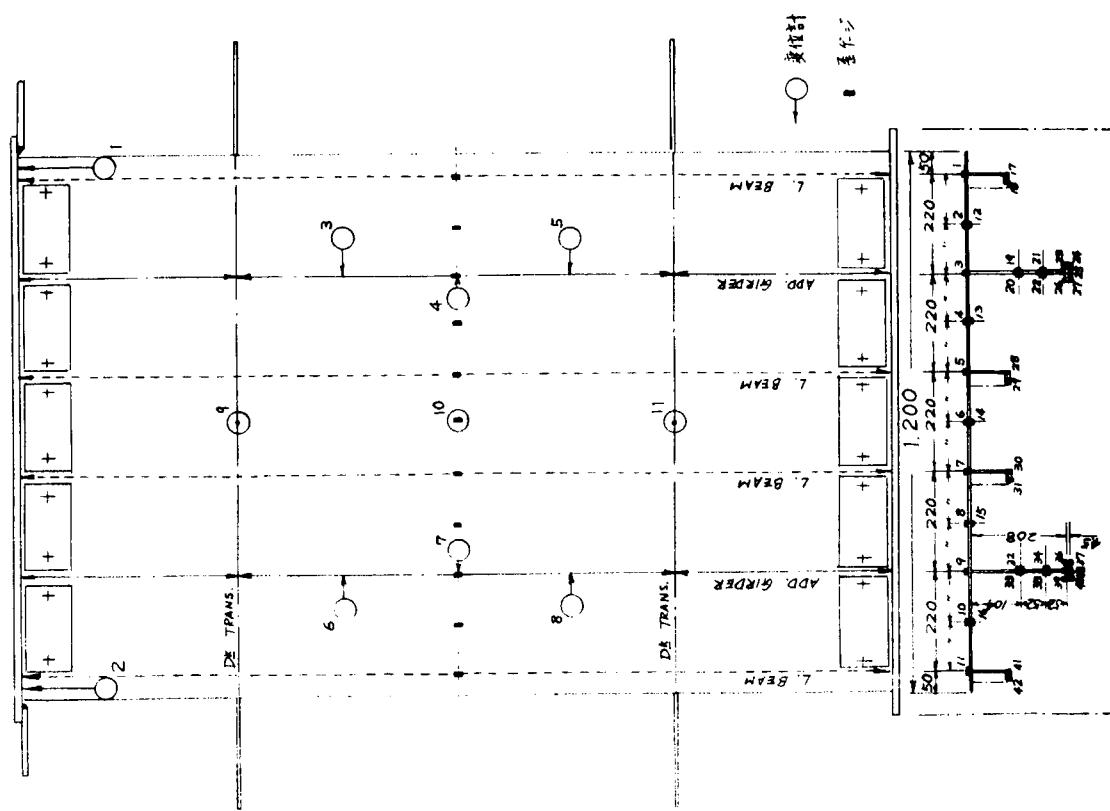
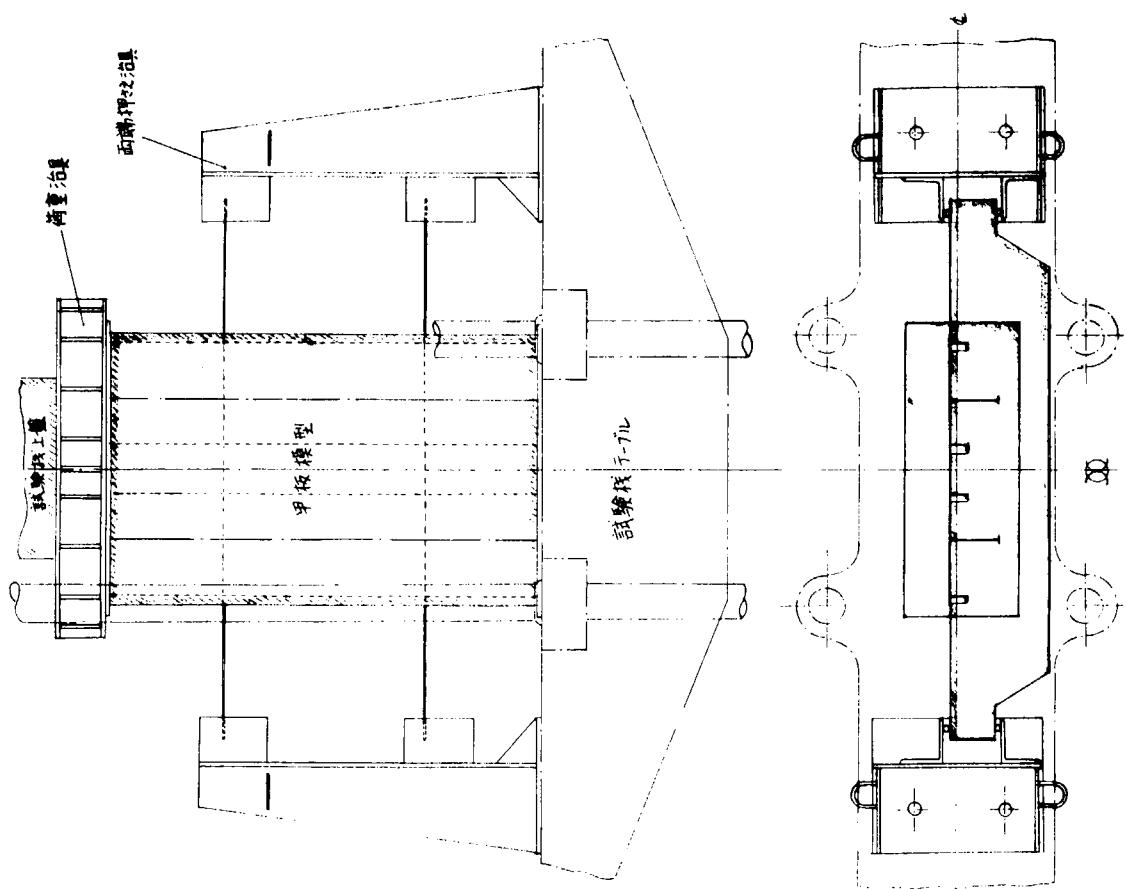


図-8 実験状況図



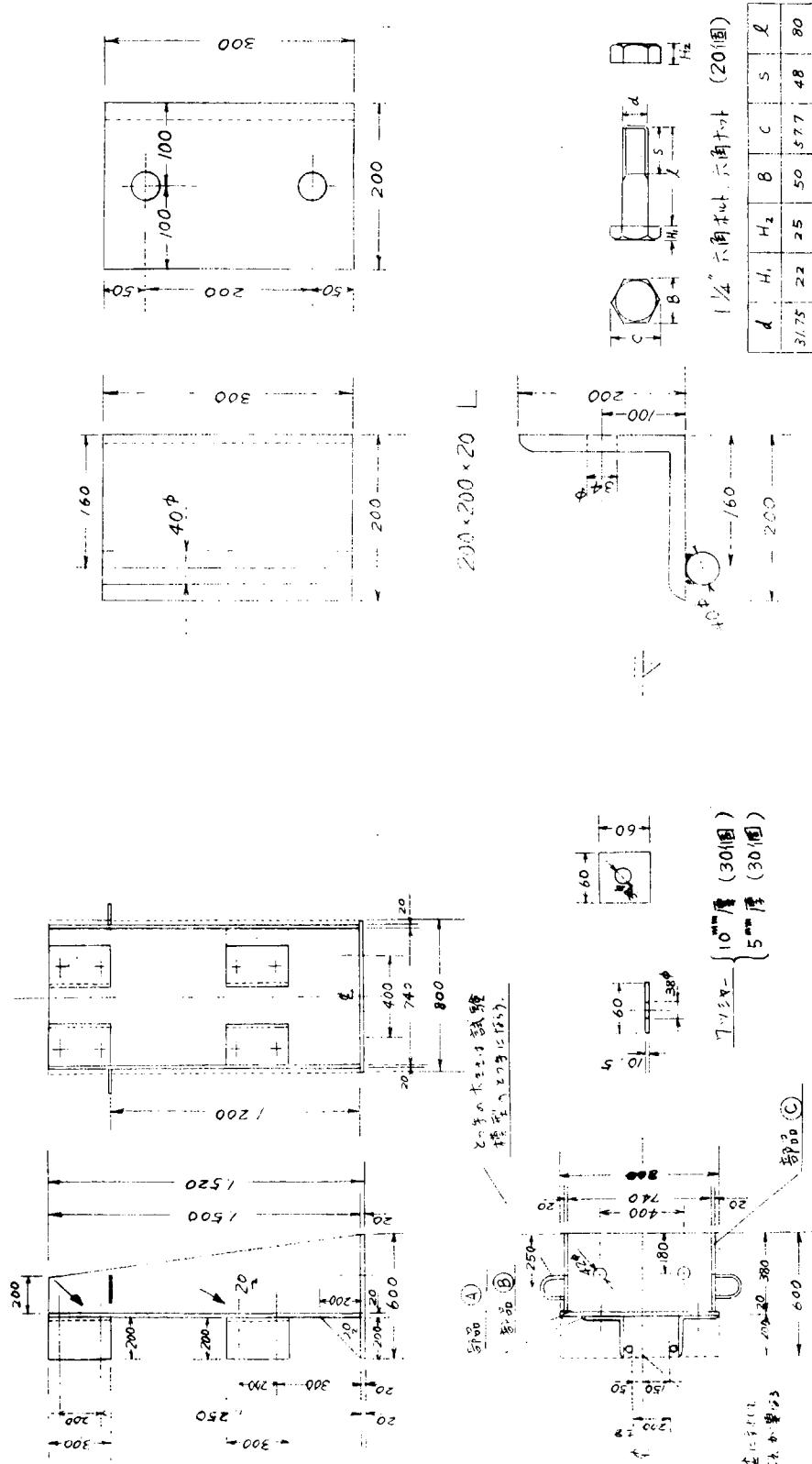


図-10 両端押さえ治具

(2個, ただし1個は(注)※に示す①に對するふり分け寸法を逆にすること)

図-11 両端押さえ治具 部品Ⓐ(8個)

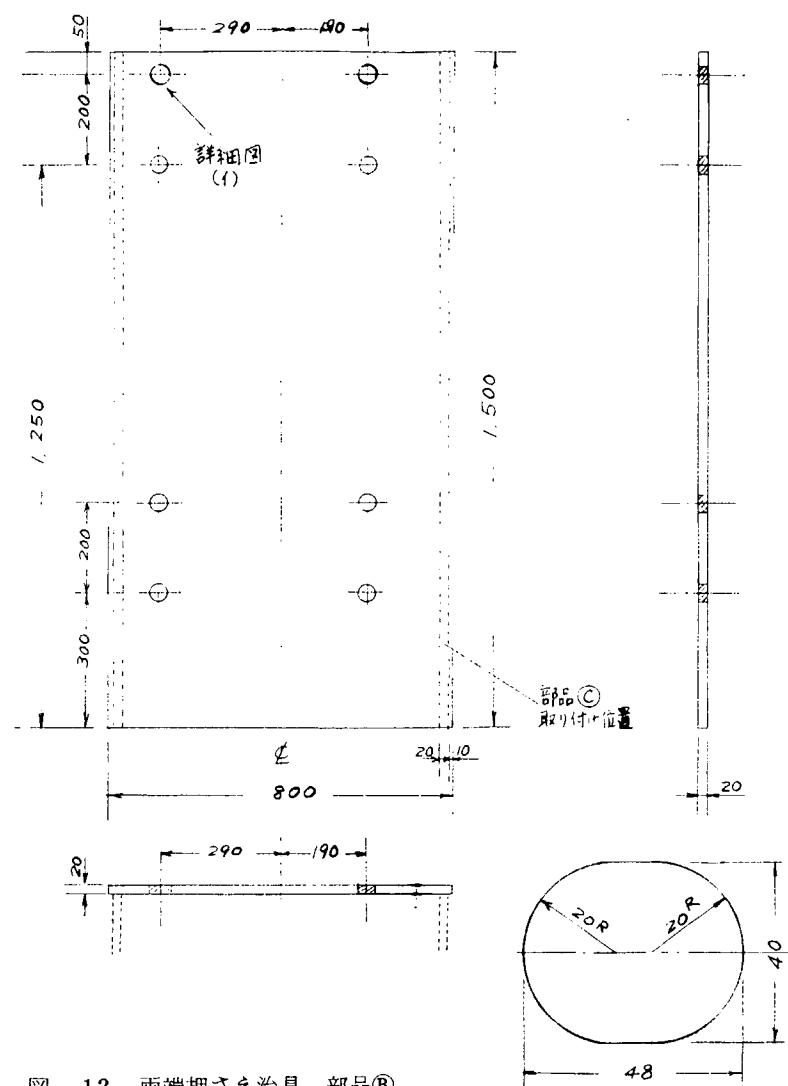


図-12 両端押さえ治具 部品⑧

詳細図 (1)

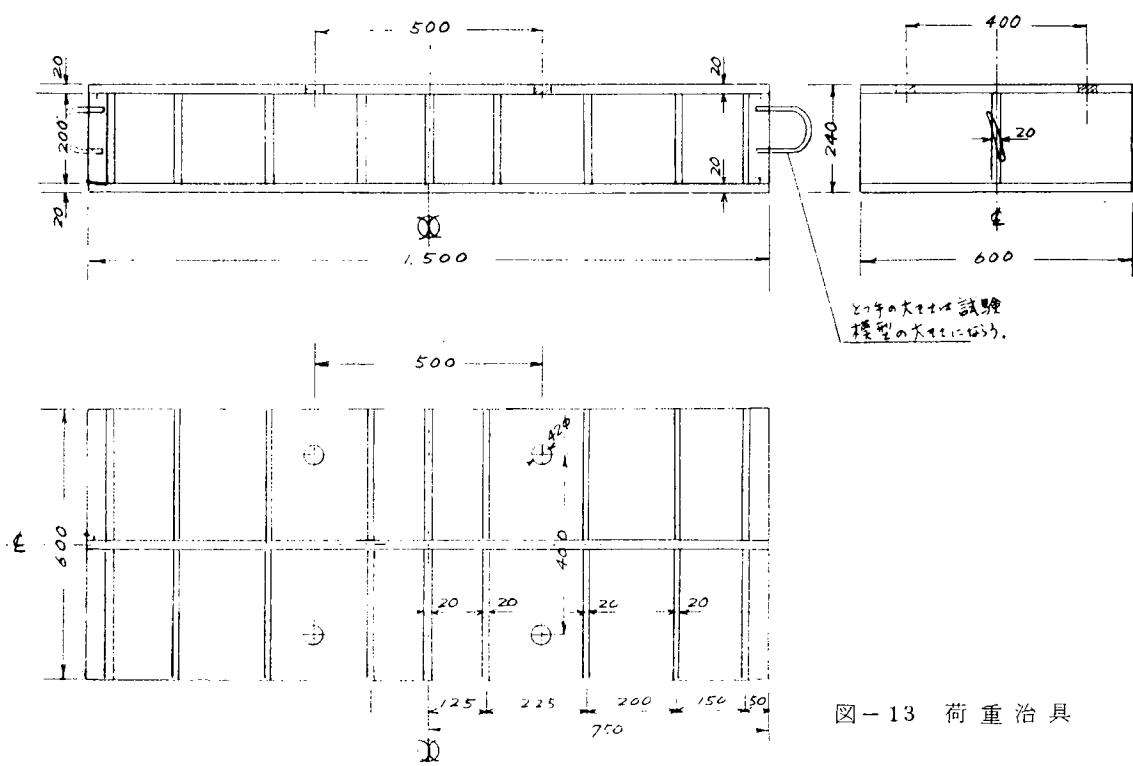


図-13 荷重治具

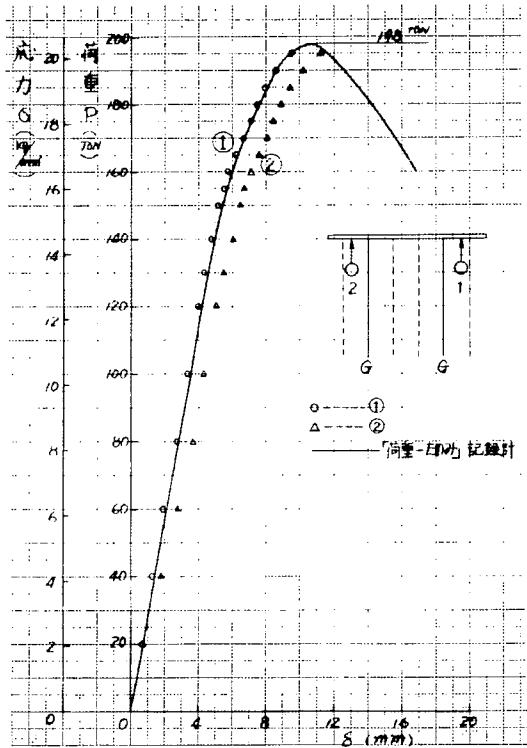


図-14 荷重-たわみ関係(1)
(TAD1/4=3.2)

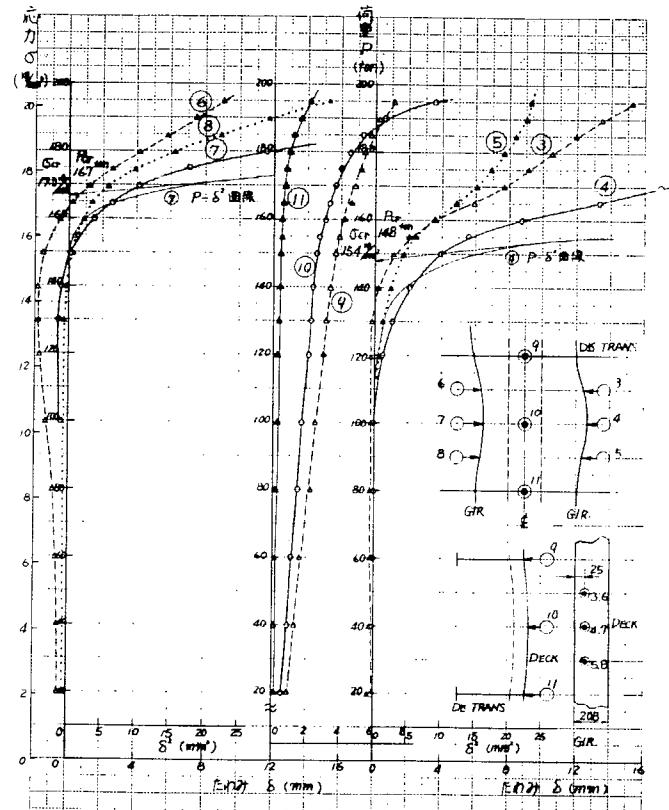


図-15 荷重-たわみ関係(2)
(TAD1/4=3.2)

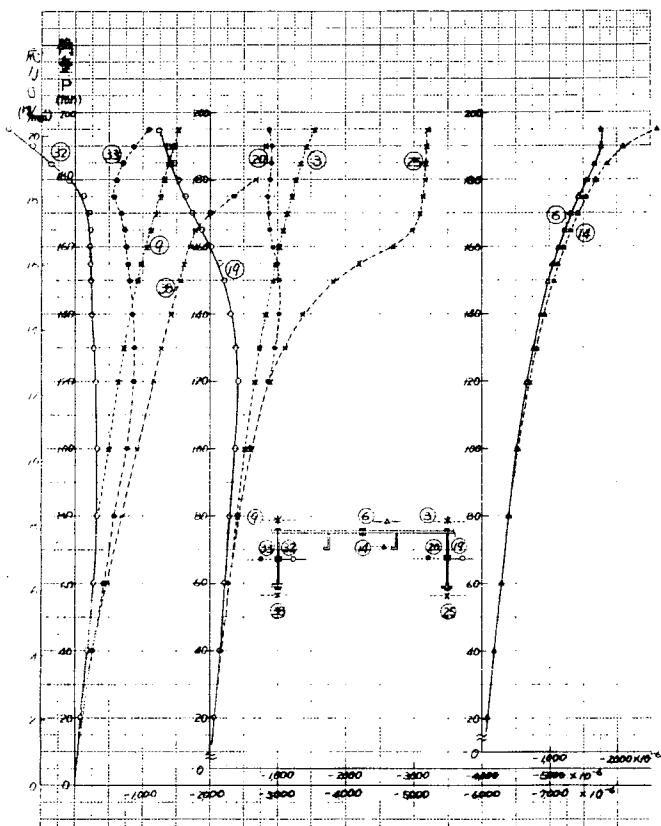


図-16 荷重-歪関係(1)
(TAD1/4=3.2)

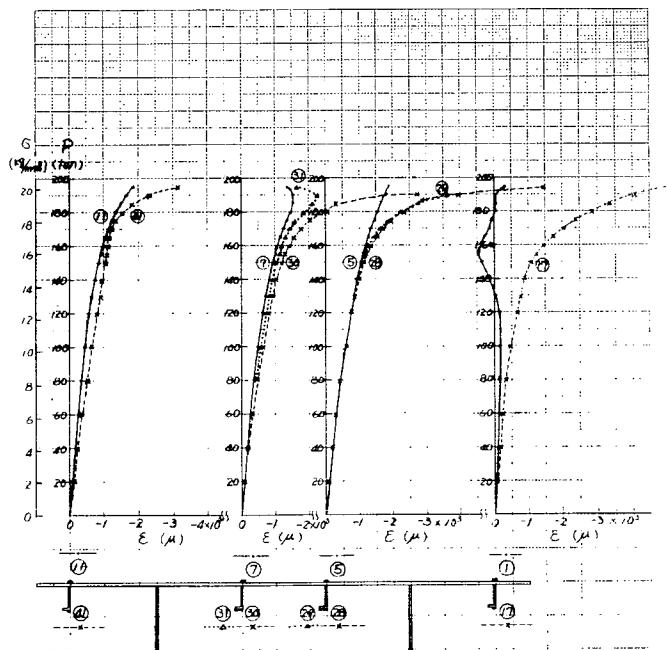


図-17 荷重-歪関係(2)
(TAD1/4=3.2)

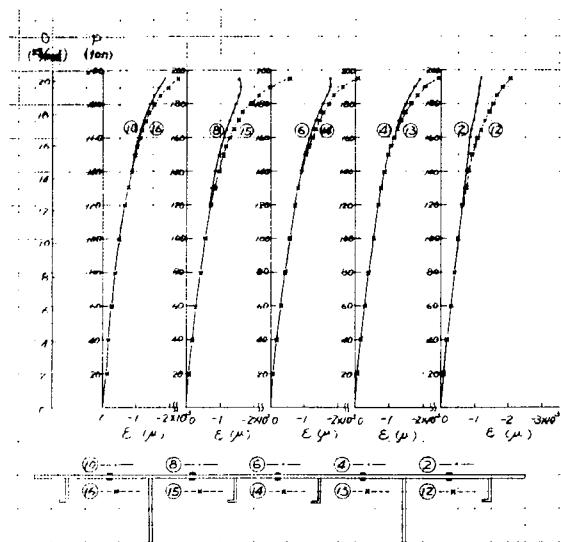


図-18 荷重-歪関係(3)
(TAD1/4=3.2)

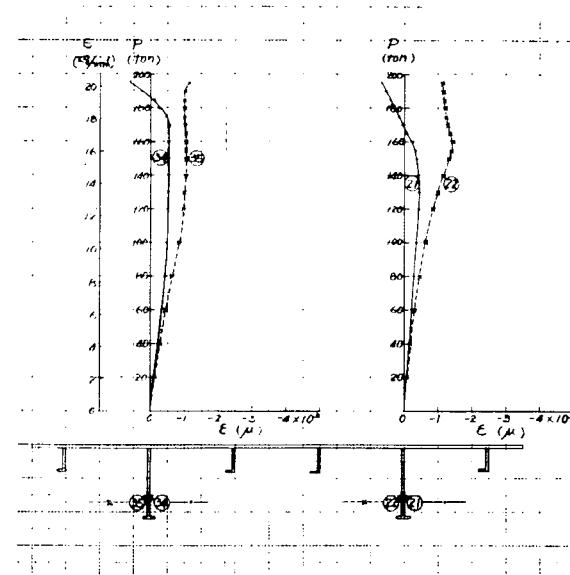


図-19 荷重-歪関係(4)
(TAD1/4=3.2)

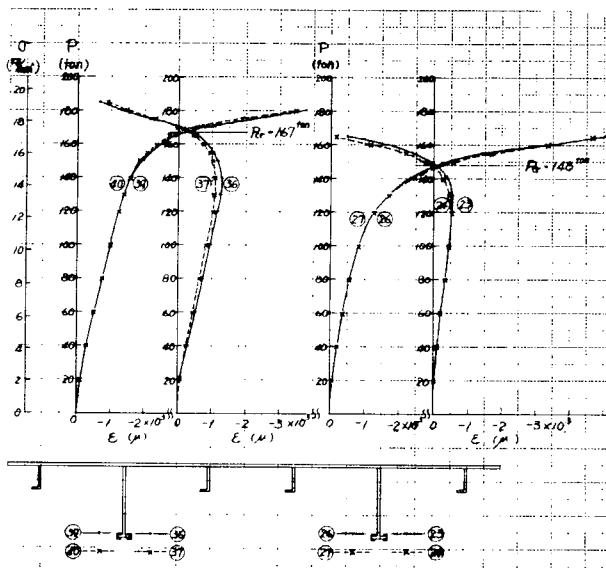


図-20 荷重-歪関係(5)
(TAD1/4=3.2)

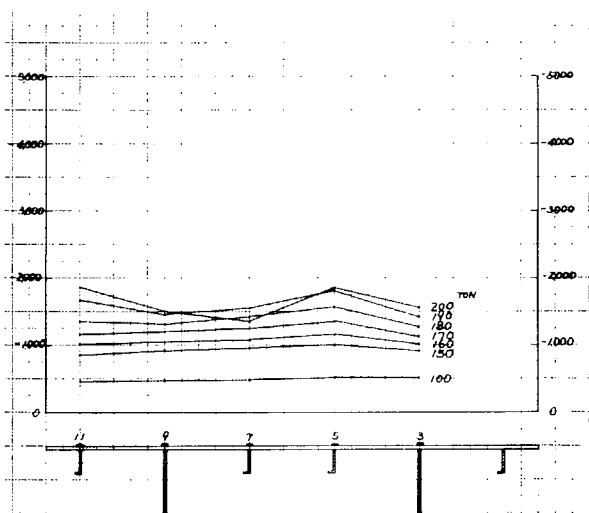


図-21 甲板の歪分布
(TAD1/4=3.2)

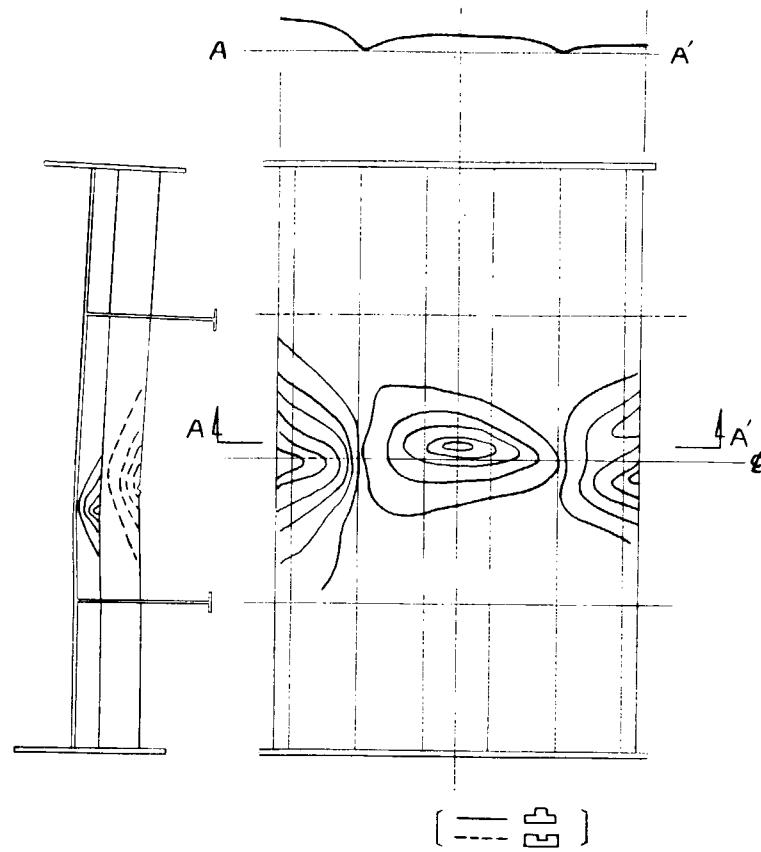


図-22 甲板の圧壊状況

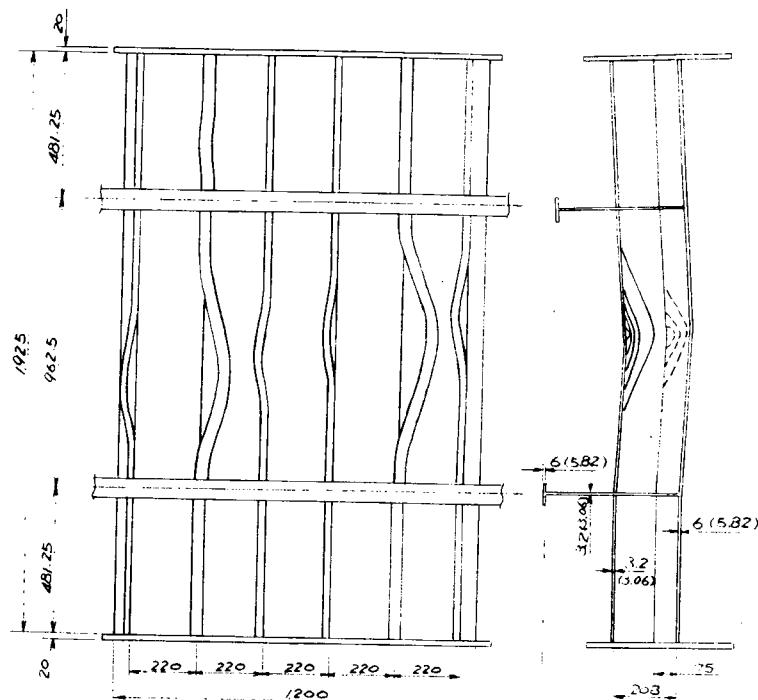


図-23 圧壊状況

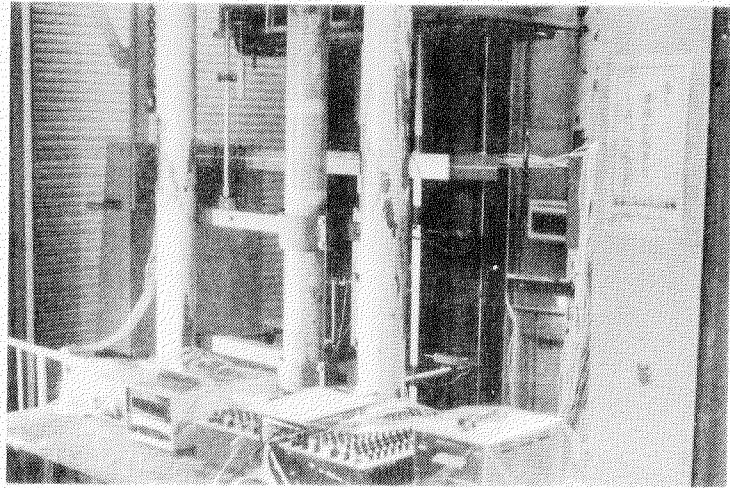


写真-1 実験状況図

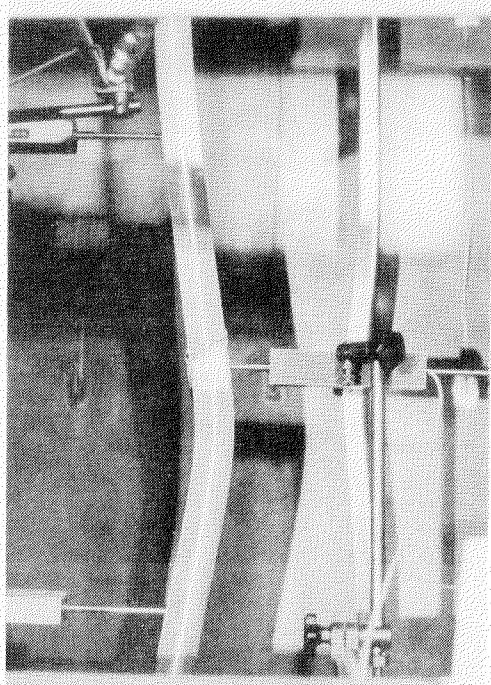


写真-2 ガーダーおよびロンジビームの座屈