

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54年3月

社 団 法 人
日 本 造 船 研 究 協 会

本報告書は、船体局部構造（主として横部材）の最適な疲労亀裂発生寿命推定式を導くために

- (1) 基礎試験として、応力分布の影響、曲げと引張り疲労強度の比較、ブロック荷重およびランダム荷重による疲労被害の検討
- (2) 基礎継手試験として、十字すみ肉溶接継手の片振りおよび両振り疲労試験、十字すみ肉溶接継手を模擬した試験片の疲労試験および応力計算
- (3) 構造要素模型実験として、二重殻直交交叉部模型の疲労試験および応力計算

等について実施し、とりまとめを行なったものである。

はしがき

本報告書は、日本船舶振興会の昭和53年度補助事業「船舶の外力と設計基準に関する研究」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) | 池田一夫(神戸製鋼所) |
| 副部会長 | 高橋幸伯(東京大学) | 井上肇(船舶技術研究所) |
| 幹事 | 飯田国広(東京大学) | 川原正言(日本钢管) |
| | 石黒隆義(新日本製鐵) | 清水作造(石川島播磨重工業) |
| | 内野和雄(石川島播磨重工業) | 恒成利康(川崎重工業) |
| | 沢柳政弘(三井造船) | 寺沢一雄(住友重機械工業) |
| | 鈴木充(住友重機械工業) | 富田康光(大阪大学) |
| | 永井欣一(広島大学) | 野本喬(佐世保重工業) |
| | 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(日本钢管) | 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 | 2 |
| 1.1 切欠き疲労強度に及ぼす応力分布の影響 | 2 |
| 1.1.1 試験の目的 | 2 |
| 1.1.2 試験内容 | 2 |
| 1.1.3 試験結果 | 3 |
| 1.1.4 考 察 | 4 |
| 1.2 引張及び曲げ疲労強度の比較 | 15 |
| 1.2.1 試験の目的 | 15 |
| 1.2.2 試験内容 | 15 |
| 1.2.3 試験結果 | 17 |
| 1.2.4 結 論 | 21 |
| 1.3 ブロック荷重による累積疲労被害則の検討 | 27 |
| 1.3.1 試験の目的 | 27 |
| 1.3.2 試験内容 | 27 |
| 1.3.3 試験結果 | 27 |
| 1.3.4 結 論 | 30 |
| 1.4 ランダム荷重による累積疲労被害則の検討 | 39 |
| 1.4.1 試験の目的 | 39 |
| 1.4.2 試 験 | 39 |
| 1.4.3 試験結果 | 40 |
| 1.4.4 考 察 | 40 |
| 1.4.5 結 論 | 42 |
| 2. 基礎継手試験片の疲労強度 | 47 |
| 2.1 十字すみ肉溶接継手の両振り疲労強度 | 47 |
| 2.1.1 目 的 | 47 |
| 2.1.2 試 験 | 47 |
| 2.1.3 試験結果および考察 | 48 |
| 2.2 完全溶込み十字型溶接継手の片振り引張疲労強度 | 61 |
| 2.2.1 目 的 | 61 |
| 2.2.2 試 験 | 61 |
| 2.2.3 試験結果および考察 | 63 |
| 2.2.4 結 論 | 64 |
| 2.3 基礎継手実験 | 80 |
| 2.3.1 試験の目的 | 80 |
| 2.3.2 試 験 | 80 |
| 2.3.3 応力解析 | 80 |
| 2.3.4 計算結果および考察 | 81 |
| 2.4 直交交差部の疲労強度 | 91 |
| 2.4.1 目 的 | 91 |

| | |
|-------------------------|-----|
| 2.4.2 実験方法 | 91 |
| 2.4.3 実験結果 | 91 |
| 2.4.4 結論 | 93 |
| 3. 構造要素模型の疲労試験 | 114 |
| 3.1 二重殻直交差部模型の疲労強度(その1) | 114 |
| 3.1.1 目的 | 114 |
| 3.1.2 弹性応力解析および試験 | 114 |
| 3.1.3 弹性応力解析結果および試験結果 | 115 |
| 3.1.4 結論 | 116 |
| 3.2 二重殻直交差部模型の疲労強度(その2) | 138 |
| 3.2.1 目的 | 138 |
| 3.2.2 実験の内容および結果 | 138 |
| 3.2.3 弹性応力解析結果および考察 | 139 |
| 3.2.4 まとめ | 140 |
| 結言 | 155 |

緒 言

本研究の主目的は、従来報告されてきた膨大な、素材、継手及び構造要素等の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設計に有用な資料を提供することである。

初年度である昭和52年度においては、主として基本となる鋼材の溶接継手及び切欠試験片に対する疲労試験を実施すると共に一部の構造要素模型による疲労試験が行なわれた。

本年度においては、昨年度に引き続き、基礎的研究としての基礎試験片及び溶接継手の疲労強度に関する研究を継続すると共に、代表的な構造要素として二重殻直交差部の模型による疲労試験が実施された。

すなわち、基礎試験片による研究としては、切欠試験片の応力分布の疲労亀裂発生寿命及び亀裂伝播に対する影響を調査するため、有限要素法及び歪ゲージによって切欠部の応力分布を求めると共に片振り引張荷重による疲労試験を行ない、応力分布の影響が検討された。また基礎的研究として引張荷重と曲げ荷重に対する疲労強度の比較を行なうため、軸力引張疲労試験及び面外曲げ疲労試験が実施され両者の関係が検討された。さらにブロック荷重並びにランダム荷重による累積疲労被害則に関して実験的研究が行なわれた。

一方、基礎継手試験片の疲労強度に関しては、完全溶込み十字隅肉溶接継手試験片による荷重分担型の軸力両振り並びに片振り引張疲労試験を実施し、目違い、角変形及び余盛形状等が寿命に及ぼす影響を調査すると共に、疲労亀裂発生寿命推定法が検討された。さらに溶接継手部または構造不連続部の疲労強度を求めるために必要な亀裂発生部の真応力をどのように推定するのが最適であるか等について検討するため、切欠を有する基礎継手試験片の応力分布を種々の大きさのメッシュ分割によるFEM解析を行うと共に、これらの結果を用いて疲労試験結果を解析し、S-N線図の適切な縦軸値の検討が行なわれた。また十字及び直交十字隅肉溶接継手を模擬した試験片の両振り引張圧縮荷重による疲労試験を実施し、船体構造不連続部にみられるハードスポットでの強度推定法の基礎的検討が行なわれた。

構造要素の疲労強度に関しては代表的なものとしてコンテナー船等にみられる二重殻直交差部をとりあげ、この部を想定した構造要素模型に対して静的試験及び疲労試験を実施し、応力分布の計測及び疲労亀裂の発生並びに伝播状況の観察を行ない、S-N線図を求めると共に、基礎試験片の疲労強度と構造要素模型との対応を求めるため有限要素法による応力解析を行ない両者の関連が検討された。

以下に上記の諸研究結果について報告する。

I 基礎試験

1.1 切欠き疲労強度に及ぼす応力分布の影響

(佐世保重工業)

1.1.1 試験の目的

船体の不連続構造部には軸力と曲げとが重畠して作用する場合が多い。この試験では、この構造不連続部に軸力と曲げ荷重が作用する場合について調べるために、切欠試験片の疲労き裂発生部すなわち切欠底に応力勾配を与えた偏心引張曲げ、および中心引張疲労試験を行い、両者のき裂発生寿命およびき裂伝播挙動を比較した。

試験に先立ち、予備試験片で静引張による歪分布の測定および有限要素法(FEM)による応力計算を行い、これらの結果と梁理論による応力計算値との比較を行った。

1.1.2 試験内容

(1) 試験片

試験片は委員会供試の板厚30mmの軟鋼(SM41B)より機械加工により削り出した。試験片の形状および寸法を図1.1.1に、試験材の化学成分および機械的性質を表1.1.1に示す。中心引張試験片をAFCとし、偏心引張試験片をAFUとして各4本を作成した。

なお試験片加工時に試験片の負荷方向と試験材の圧延方向とが直角となったため、試験材の圧延方向と圧延方向に直角な方向との機械的性質を調べたが両者間には大きな差異はなかった。両方向の機械的性質は同じく表1.1.1に示されている。

(2) 切欠線上の応力分布

疲労試験に先立ち、試験片の切欠近傍の応力分布を知るために、二次元弾性モデルによるFEM解析と歪ゲージ(G.L.=1mm)による歪分布の計測を行った。荷重は応力集中の最も大きいところでも弾性範囲となるような値で、梁理論による最大応力値が10kg/mmとなるように中心引張では14Ton偏心引張では3.5Tonとした。梁理論による応力値は次式により求めた。

$$\text{中心引張試験(AFC)} \quad \sigma_T = \frac{P}{A} = \frac{P}{b \cdot t}$$

$$\text{偏心引張試験(AFU)} \quad \sigma_{T,B} = \frac{P}{A} + \frac{M}{Z} = \frac{P}{b \cdot t} + \frac{3P}{b \cdot t}$$

P …… 荷重

A …… 最小断面積

M …… 曲げモーメント

Z …… 断面係数

b …… 切欠底間の板幅

t …… 切欠底での板厚

平行して行ったFEM計算のための要素分割を図1.1.2に示す。

(3) 疲労試験方法

図1.1.3～4に示す位置に歪ゲージ(G.L.=1mm)を貼付して、試験中、特にき裂の進展に伴なって変化する試験片の歪を測定した。

試験には動的最大荷重容量60Tonのサーボ油圧式疲労試験機を用い、試験片にはピンを介して、

繰返し速度 120~300 CPM、応力比 $R = 0$ (下限応力 0.5 kg/mm^2)、正弦波形の荷重制御で負荷した。

図 1.1.5 に試験片取付の様子を写真で示す。

疲労試験中倍率 10 倍のルーペを用いて、疲労き裂発生およびき裂伝播長さの測定を行った。切欠底に発生したき裂が試験片の表面に到達したときの繰返し回数をき裂発生寿命 N_c とした。

1.1.3 試験結果

(1) 応力解析および歪測定結果

FEM 計算、梁理論および歪ゲージを用いた計測による中心引張時および偏心引張時の切欠き底の応力分布を図 1.1.6 ~ 7 に示す。歪ゲージ計測による応力値は FEM による解析値とほぼ一致しているが、梁理論で求めた応力値より切欠に近い部分で急激に大きくなり、中央部ではやや低い値となっている。なお疲労試験時に切欠線から 40 mm 離れた線上で試験片の平行部の応力を測定したが、ここでは梁理論による計算値と一致した。

(2) 疲労試験結果

中心引張および偏心引張疲労試験により表 1.1.2 ~ 3 の結果が得られた。この結果の S-N 線図を図 1.1.8 に示す。中心引張および偏心引張試験のき裂発生寿命 N_c および破断寿命 N_f はそれぞれ

$$\sigma_{T,a}(N_c) = 83.6 N_c^{-0.134}$$

$$\sigma_{T,a}(N_f) = 130.5 N_f^{-0.116}$$

$$\sigma_{T,B,a}(N_c) = 133.8 N_c^{-0.153}$$

$$\sigma_{T,B,a}(N_f) = 213.9 N_f^{-0.185}$$

で表わされる。

また繰返し回数 10^5 での偏心引張に対する中心引張の応力比 ($\sigma_{T,a}(N_c)/\sigma_{T,B,a}(N_c)$) = 0.78、($\sigma_{T,a}(N_f)/\sigma_{T,B,a}(N_f)$) = 0.75 となり中心引張の方が偏心引張より約 20% 応力集中が大きい。

梁理論を用いたとき、中心引張と偏心引張による最大応力 σ_T 、 $\sigma_{T,B}$ が共に 10 kg/mm^2 となるように試験片に負荷したとき、それと同一の荷重に対する FEM 計算による最大応力値をそれぞれ $\sigma_{T,FEM}$ 、 $\sigma_{T,B,FEM}$ として、応力集中係数 K_t を

$$K_{t,T} = \frac{\sigma_{T,FEM}}{\sigma_T} = 3.76$$

$$K_{t,B} = \frac{\sigma_{T,B,FEM}}{\sigma_{T,B}} = 3.11$$

で定義する。この応力集中係数 K_t を用いて、 $K_t \cdot \sigma_a$ (すなわち、仮想弾性応力 $K \epsilon \times \sigma \times E$) - N 線図を求めれば図 1.1.9 のようになる。なお R.E.PETERSON の線図によれば、この試験片の応力集中係数は 3.28 である。

(2) 疲労き裂の発生と伝播

中心引張、偏心引張試験のいずれにおいても、き裂は FEM 計算で最も応力が高かった試験片の切欠底の板厚中央部付近に発生した。中心引張試験では荷重点を結ぶ線に対して対称な二つの切欠にはほぼ同時にき裂が発生したが先に進展したき裂のみが破断き裂となった。

発生したき裂は切欠底部を板厚方向に進展して、板表面に到達し、その後板幅方向に進展した。き裂が板幅方向に進展するとき、き裂は一旦二つの切欠を結ぶ線を斜に横切り、その後この線に近づき、この線の近傍を進展した。図 1.1.10 ~ 11 にき裂の進展による応力分布の変化の例を、図 1.1.12 にき

裂進展経路と破断面の例を写真で示す。

負荷回数と板幅方向へのき裂進展長さの関係を図1.1.13～20に示す。同一公称応力振幅でのき裂進展挙動は中心引張の方が偏心引張よりも大きく、応力振幅が小さく破断寿命の長い方が破断までの寿命に占めるき裂伝播部分の寿命の割合が小さい。

1.1.4 考 察

応力集中係数および応力勾配が異なる中心引張試験と偏心引張試験では、同一公称応力振幅でのき裂発生寿命 N_c と破断寿命 N_f には差が生じることが認められた。しかしFEMで求めた切欠底の応力集中係数 K_t と公称応力振幅との積と N_c 、 N_f の関係を見ると中心引張と偏心引張とでは近い値となった。

結局、この試験では、応力勾配の影響は、切欠がある場合には、曲げと引張荷重による応力の差異よりも切欠が存在するための勾配の方が支配的であるため、曲げ荷重と引張荷重との差異が顕著にはあらわれなかった。

表 1.1.1 化学成分および機械的性質

| 鋼種 | 化 学 成 分 (%) | | | | | 機械的性質(ミル・シートによる) | | |
|---------|-------------|------|------|-------|------|------------------------------|-------------------------------|-----------|
| | C | Si | Mn | P | S | 降伏点 (kg/mm ²) | 引張強さ (kg/mm ²) | 伸び (%) |
| SM 41 B | 0.13 | 0.26 | 1.03 | 0.016 | 0.01 | 28 | 45 | 33 |

| 方 向 (ロール方向 に對して) | 機械的性質(静引張試験による) | | |
|------------------------|------------------------------|-------------------------------|-----------|
| | 降伏点 (kg/mm ²) | 引張強さ (kg/mm ²) | 伸び (%) |
| 平行 | 28.5 | 45.2 | 37.8 |
| 垂直 | 28.6 | 44.8 | 36.4 |

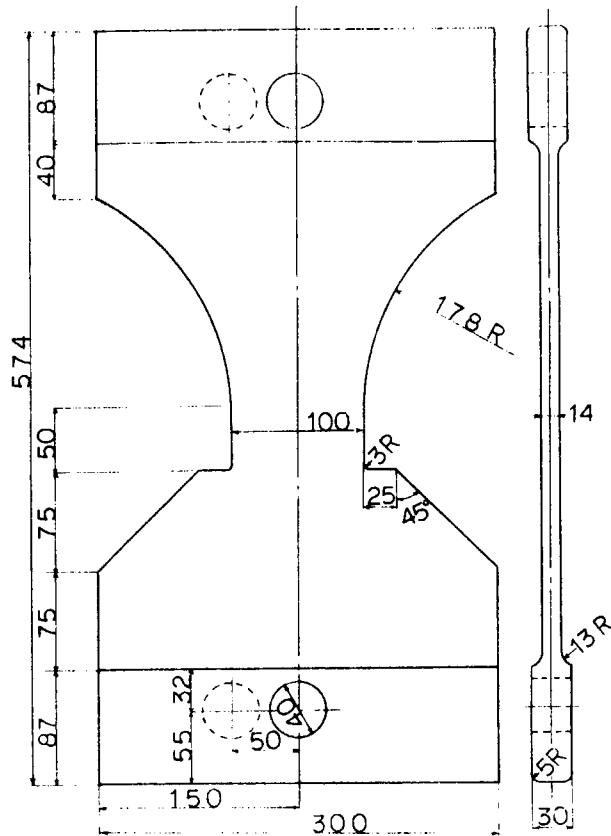


図 1.1.1 試験片形状と寸法

○は偏心引張試験用

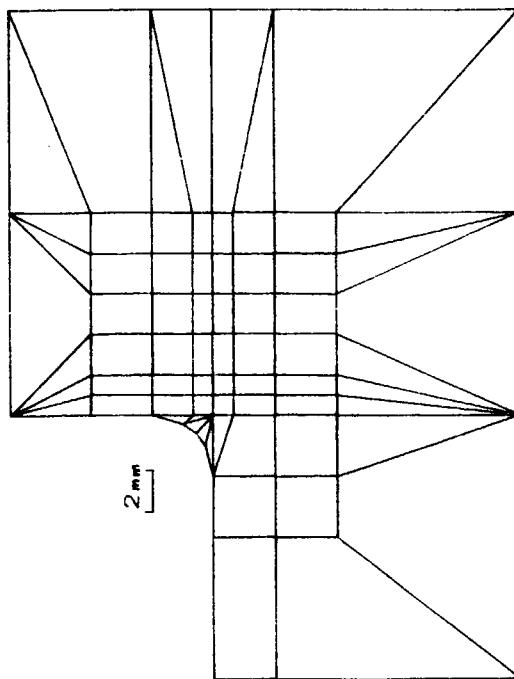


図 1.1.2 (B) 有限要素法計算のための要素分割
切欠部の Zooming

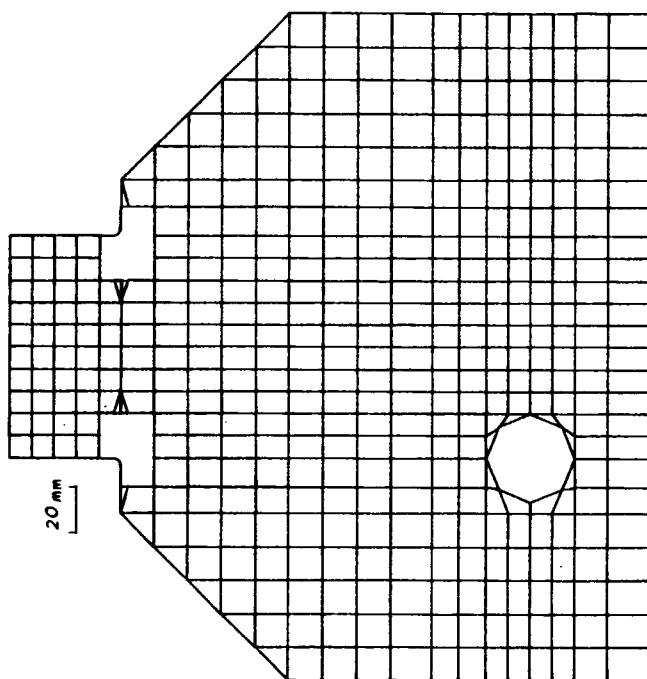


図 1.1.2 (A) 有限要素法 (FEM) 計算のための要素分割

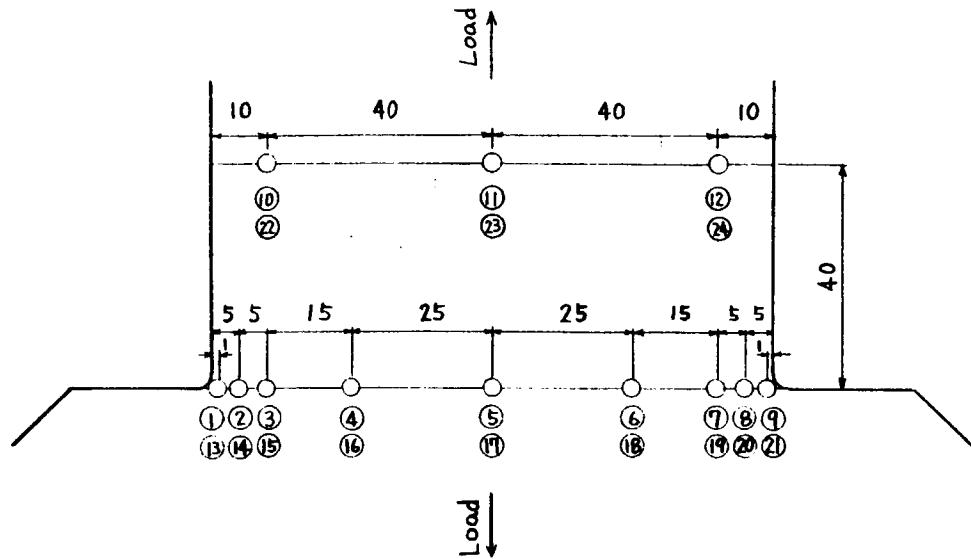


図 1.1.3. ゲージ貼付位置(中心引張)

使用ゲージは FLE-1-11 (G.L.=1mm, G.F.=1.99)、東京測器
⑬～⑭は裏面のゲージ

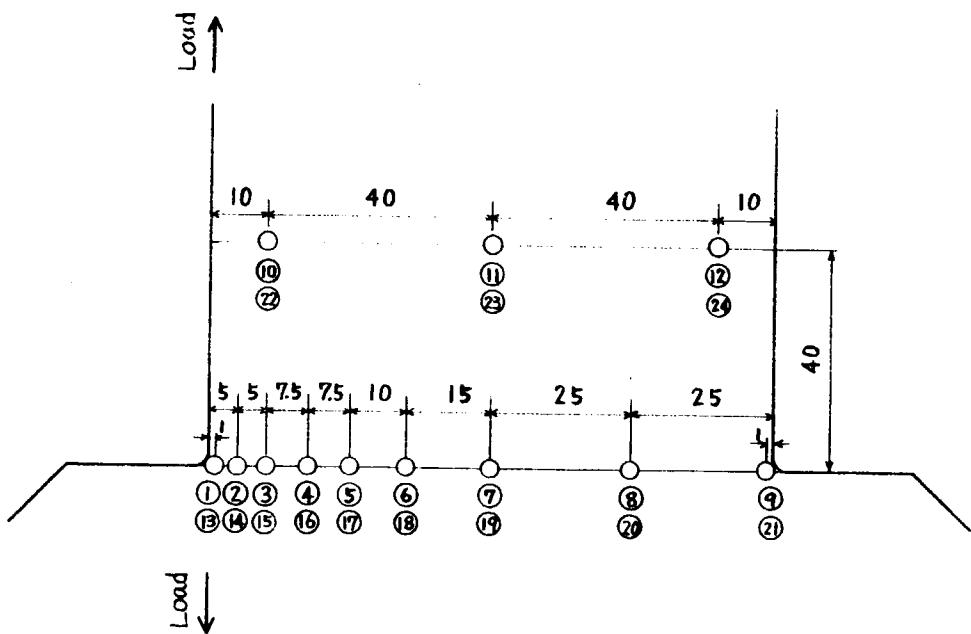


図 1.1.4 ゲージ貼付位置(偏心引張)

使用ゲージは FLE-1-11 (G.L.=1mm, G.F.=1.99)、東京測器
⑬～⑭は裏面のゲージ

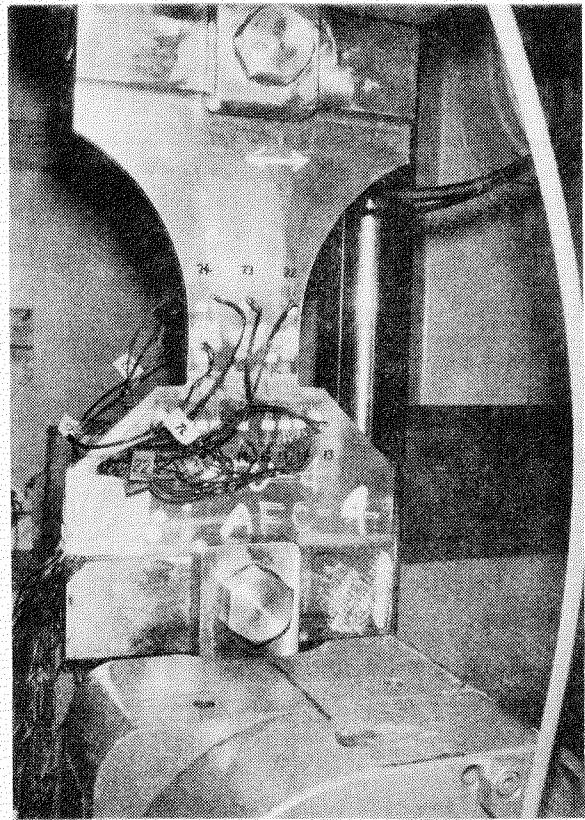


図 1.1.5 試験片取付と試験の状況

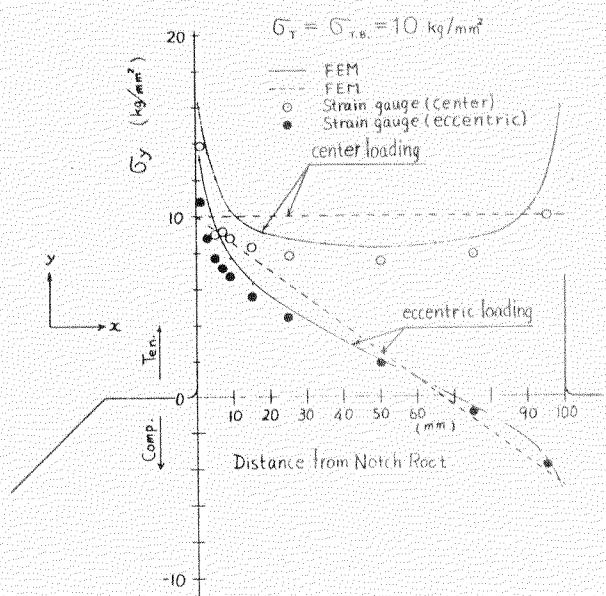


図 1.1.6 切欠線上の応力分布

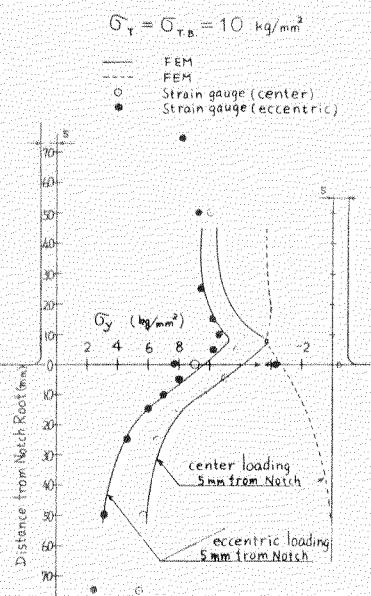


図 1.1.7 切欠の近くの応力分布

表 1.1.1 疲勞試驗結果（中心引張）

| 試驗片 | 切欠底寸法 (mm) | 板厚 (mm) | 美斷面公稱應力 | | | 切欠底部歪 $\epsilon_{td} (\mu)$ | Nc (切欠底) | Nc (表 面) | 破断寿命 N_f |
|-------|---------------|------------|-----------------------|-----------------------|------------------------------|--------------------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|
| | | | 上限應力 (Kg/mm^2) | 下限應力 (Kg/mm^2) | 應力範圍 $\sigma_a (Kg/mm^2)$ | | | | |
| AFC-1 | 9.9.9 | 1.4.0 | 2.0.0 | 0.5 | 1.9.5 | 1.0.6.6 | 3.1.4×10 ⁴ | 5.8.6×10 ⁴ | 1.0.5×10 ⁵ |
| AFC-2 | 1.0.0.0 | 1.4.0 | 1.7.1 | 0.5 | 1.6.7 | 1.0.4.6 | 9.7.6×10 ⁴ | 2.0.0×10 ⁵ | 2.5.6×10 ⁵ |
| AFC-3 | 9.9.9 | 1.4.0 | 2.2.9 | 0.5 | 2.2.4 | 1.5.8.7 | 1.2.3×10 ⁴ | 1.7.2×10 ⁴ | 3.7.2×10 ⁴ |
| AFC-4 | 9.9.9 | 1.4.0 | 1.4.3 | 0.5 | 1.3.8 | 8.6.7 | 3.1.8×10 ⁵ | 5.9.5×10 ⁵ | 6.6.0×10 ⁵ |

表 1.1.3 疲勞試驗結果（偏心引張）

| 試驗片 | 切欠底寸法 (mm) | 板厚 (mm) | 美斷面公稱應力 | | | 切欠底部歪 $\epsilon_{ta} (\mu)$ | Nc (切欠底) | Nc (表 面) | 破断寿命 N_f |
|-------|---------------|------------|-----------------------|-----------------------|------------------------------|--------------------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|
| | | | 上限應力 (Kg/mm^2) | 下限應力 (Kg/mm^2) | 應力範圍 $\sigma_a (Kg/mm^2)$ | | | | |
| AFU-1 | 9.9.7 | 1.4.0 | 2.2.9 | 0.5 | 2.2.4 | 1.0.7.3 | 4.4.9×10 ⁴ | 1.0.4×10 ⁵ | 1.7.9×10 ⁵ |
| AFU-2 | 1.0.0.0 | 1.4.0 | 2.7.6 | 0.5 | 2.7.1 | 1.5.0.8 | 2.2.3×10 ⁴ | 4.7.6×10 ⁴ | 9.5.1×10 ⁴ |
| AFU-3 | 9.9.9 | 1.4.0 | 1.8.5 | 0.5 | 1.8.0 | 9.7.2 | 1.5.2×10 ⁵ | 2.8.8×10 ⁵ | 4.7.0×10 ⁵ |
| AFU-4 | 9.9.9 | 1.4.0 | 1.6.0 | 0.5 | 1.5.5 | 8.0.6 | 9.1.6×10 ⁵ | 1.7.2×10 ⁶ | 1.8.7×10 ⁶ |

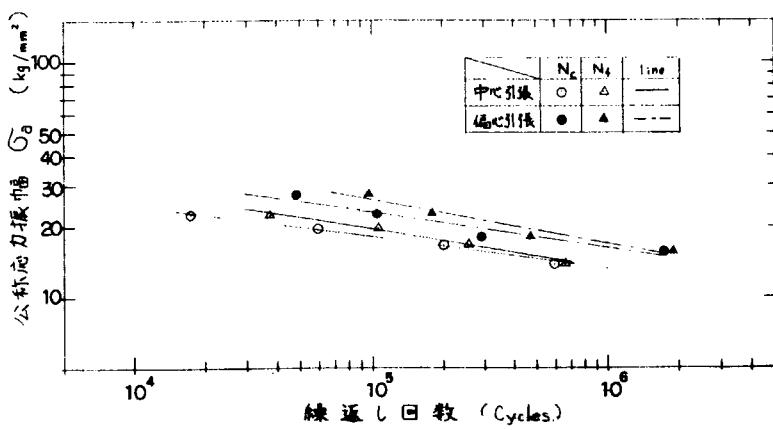


図 1.1.8 公称応力振幅とき裂発生および破断寿命の関係

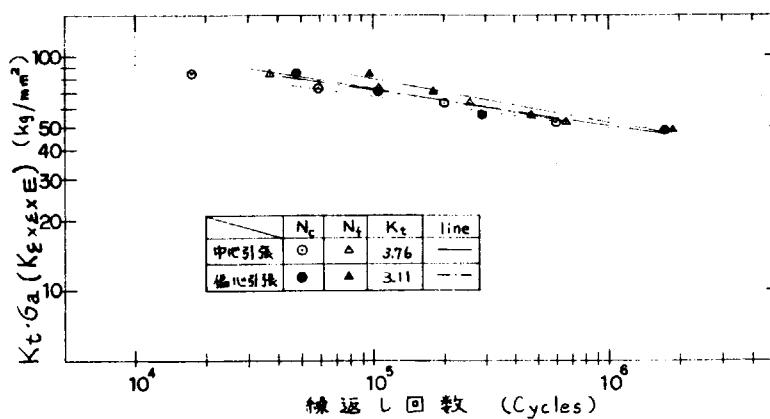


図 1.1.9 $K_t \cdot \sigma_a$ とき裂発生および破断寿命の関係

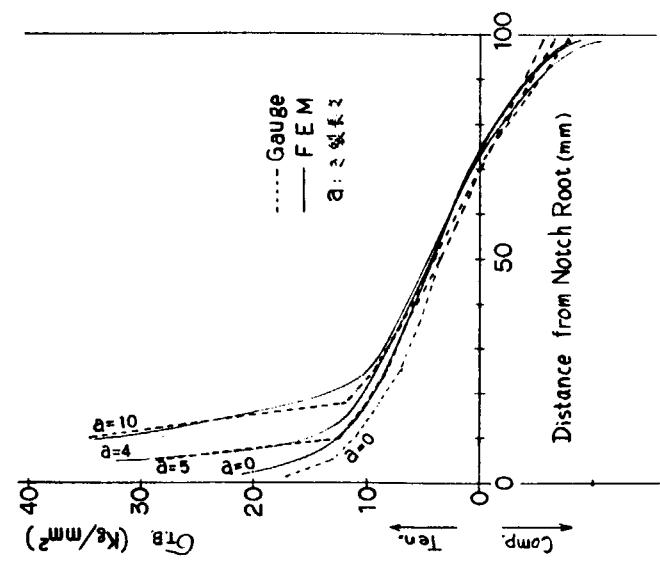


図 1.1.11 き裂進展による応力分布の変化
(AFC-4)

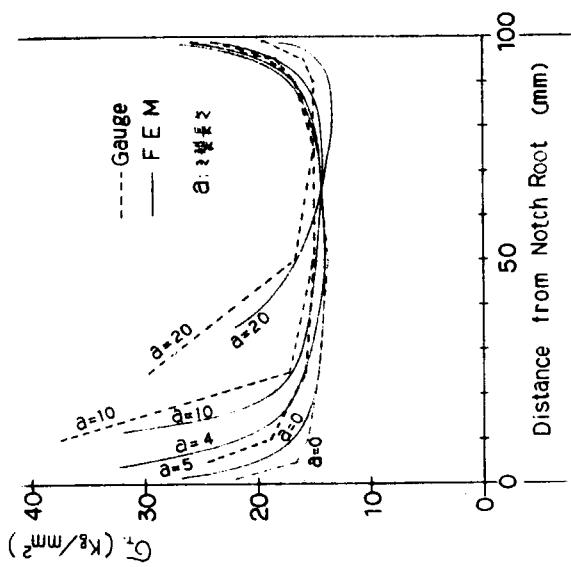


図 1.1.10 き裂進展による応力分布の変化
(AFC-2)

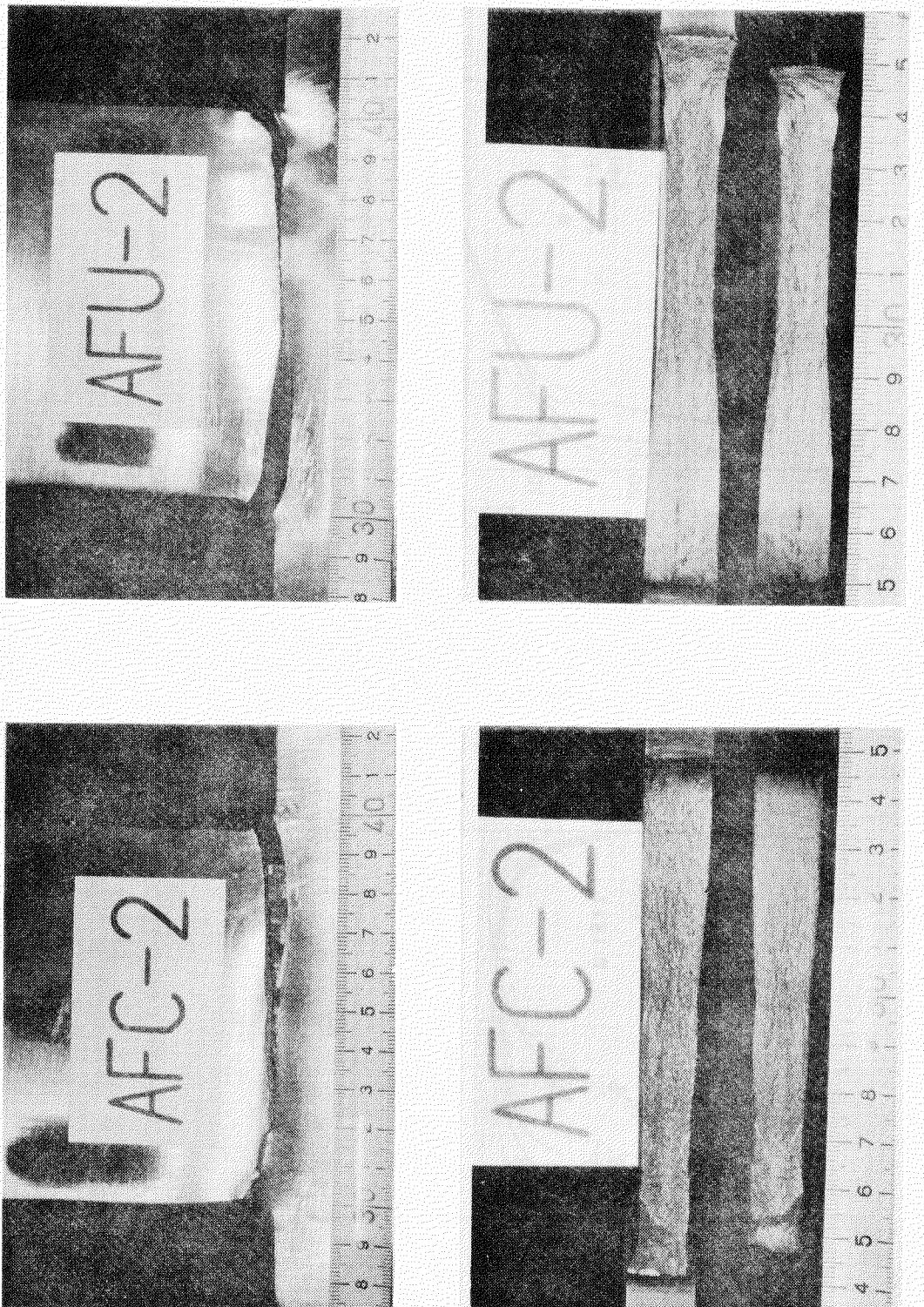


圖 1.1.12 每裂進展經路之破斷面

偏心引張試驗

裂進展方向

中心引張試驗

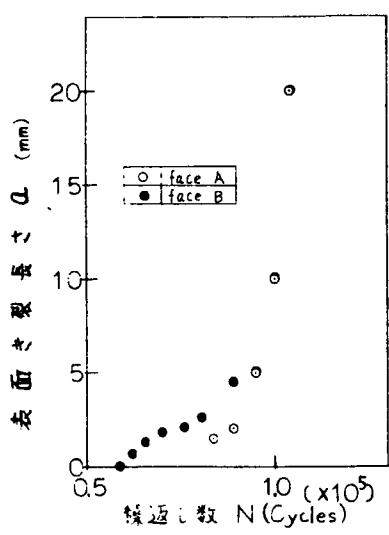


図 1.1.13 き裂進展挙動(AFC-1)

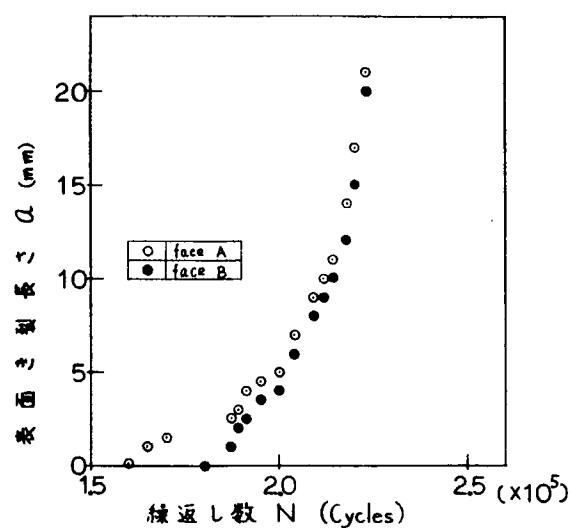


図 1.1.14 き裂進展挙動(AFC-2)

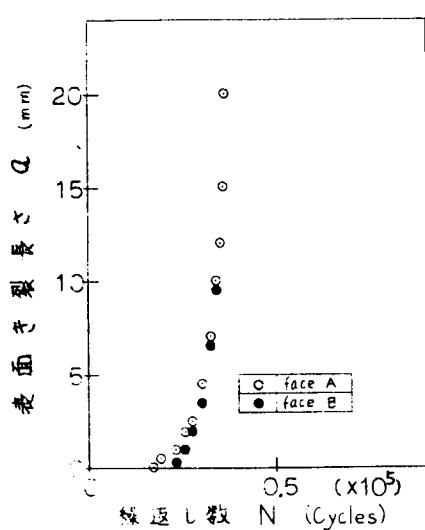


図 1.1.15 き裂進展挙動(AFC-3)

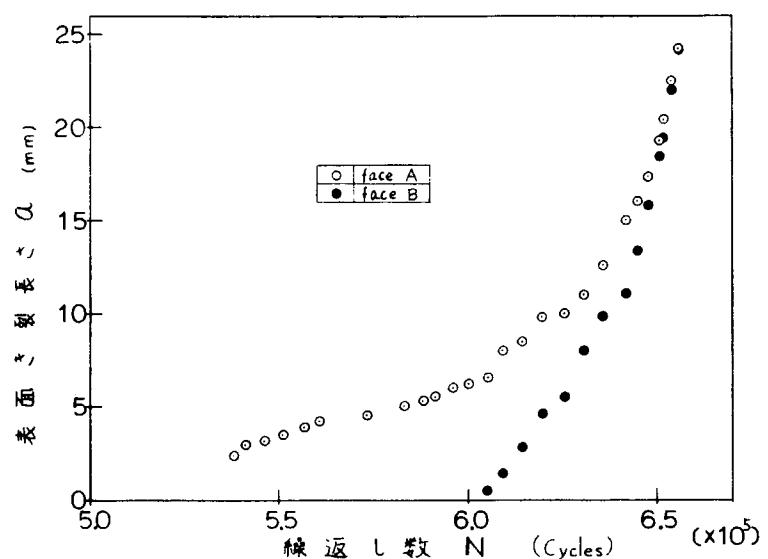


図 1.1.16 き裂進展挙動(AFC-4)

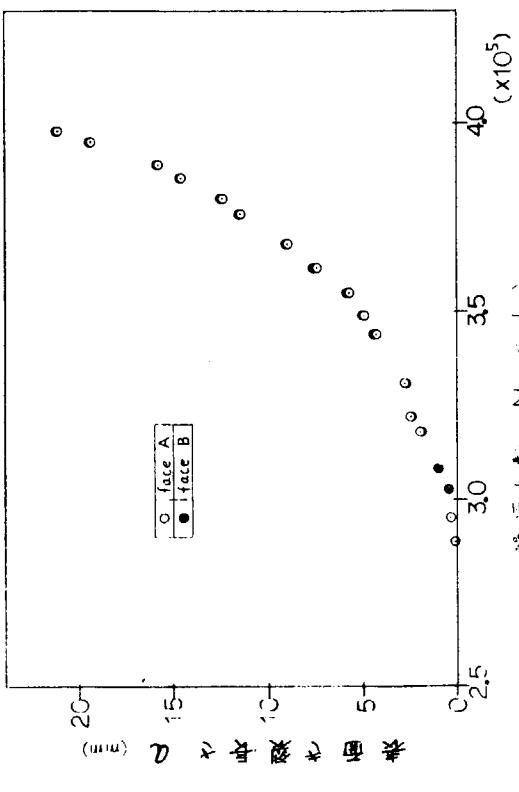


図 1.1.17 き裂進展挙動(AFU-1)

図 1.1.19 き裂進展挙動(AFU-3)

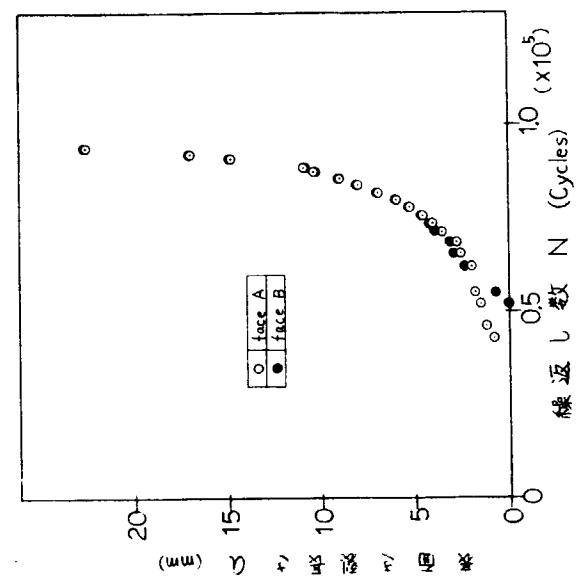


図 1.1.18 き裂進展挙動(AFU-2)

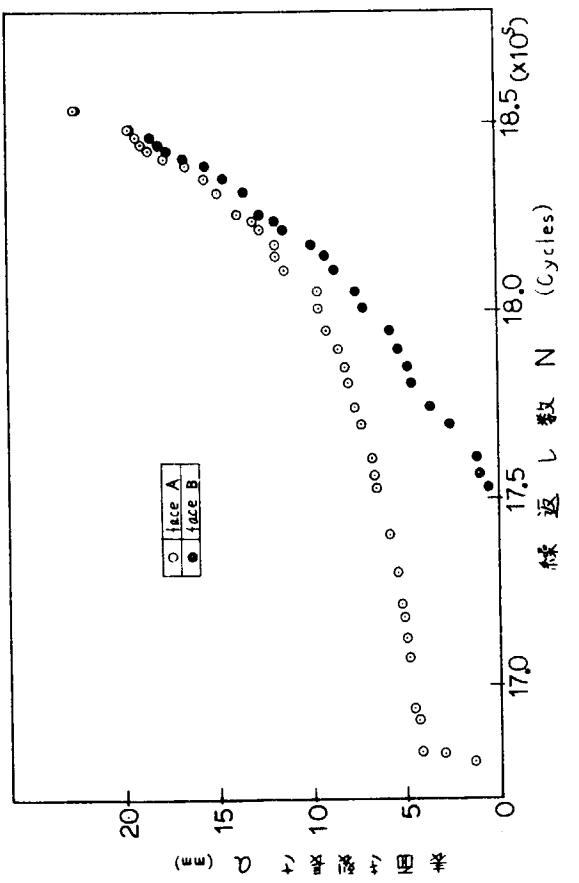


図 1.1.20 き裂進展挙動(AFU-3)

1.2 引張および曲げ疲労強度の比較

(東京大学)

記号

| | |
|----------------|----------------------------------|
| N | 繰り返し数 |
| N _c | 原則として長さ約0.5 mmの表面亀裂発生寿命 |
| d ₀ | 軸力引張疲労試験片原直径 (mm) |
| d | 軸力引張疲労試験片変形時の直径 (mm) |
| $\epsilon(d)$ | 軸力引張疲労試験片径方向対数歪 |
| ϵ | 試験片長軸方向対数歪 |
| σ | 試験片長軸方向真応力 (kg/mm ²) |
| 添字A | 軸力引張疲労試験を表わす |
| 添字B | 面外曲げ疲労試験を表わす |
| 添字t | 全成分(弹性成分と塑性成分の和)を表わす |
| 添字e | 弹性成分を表わす |
| 添字p | 塑性成分を表わす |
| 添字R | 範囲(Range)を表わす |
| 添字a | 振幅(Amplitude)を表わす |
| ν_e | 弹性歪に関するボアソン比 |
| ν_p | 塑性歪に関するボアソン比 |
| E | ヤング係数 (kg/mm ²) |
| K _t | 弹性応力集中係数 |

1.2.1 試験の目的

通常、面外曲げ疲労試験は軸力引張疲労試験にくらべ小容量の試験機で実施可能である。また、例えば溶接金属と母材との適合性を調べる際など、適切な軸力引張疲労試験片を作製できない場合がある。こうした背景から、曲げ疲労試験は軸力疲労試験と同規模ないしそれ以上に広く行なわれている。

一方従来より、少なくともいわゆる疲労限に関し、曲げ疲労限は軸力疲労限より常に高く、両者の比は材料により1.2～1.5の値を示すことが認められている。

さて疲労限にとどまらず、低・高サイクル疲労域での時間強度が広く疲労設計上の基準値として評価される現状にあって、これら低・高サイクル疲労域での曲げ疲労と軸力疲労の強度比を、疲労寿命との関係において把握しておくことは重要である。なぜなら、曲げ疲労試験から得た疲労曲線を軸力のみ受ける構造部材の疲労設計に利用する際の適合性について知る必要が生ずるからである。

本節に述べる試験研究の分担者らは、先に低サイクル疲労域¹⁾と高サイクル疲労域について夫々異なる材料を供試材とした別個の実験研究を行ない、その結果曲げ／軸力疲労強度比は、低サイクル域においては寿命の増加につれて上昇し、一方高サイクル域においては減少する傾向にあることを認めた。そこで今回は、面外曲げ疲労及び軸力引張疲労に関し、低サイクル域から高サイクル域まで一貫した条件のもとに同一供試材を用いた試験を行ない、両者の疲労強度の比較について論ずることを目的とした。

1.2.2 試験内容

(1) 試験片

供試材はSM41Bであり、その機械的性質及び化学成分をミルシートに基づいて表1.2.1に示す。

試験片形状を図1.2.1～1.2.3に示す。図1.2.1が軸力引張疲労試験片であり、図1.2.2及び図1.2.3が面外曲げ疲労試験片である。面外曲げ疲労試験では、次項で述べる試験方法の選択に伴って、2種

の形状の試験片を使い分ける必要が生じた。ただし、図1.2.2と図1.2.3とで試験部の形状は全く同一である。

すべての試験片は、厚さ2.5mmの一枚の圧延板よりその板厚方向中央部を用いて採取した。すべての試験片の長手方向は圧延方向に等しい。

試験部表面は、原則として鏡面仕上げとした。

なお試験部には、歪の設定位置並びに亀裂の発生位置を限定する目的で曲率を持たせているが、弾性応力集中係数は1.04～1.06の範囲であるから、本研究では疲労寿命に対する応力集中の影響は議論しない。

面外曲げ疲労試験片の試験部における板幅と板厚の比は5.2であるが、これは従来の報告^{2) 3)}に基づき、少なくともいわゆる低サイクル領域での亀裂発生を板幅方向中央に限定すべく考慮したためである。

(2) 試験方法

すべての試験は、試験片試験部の表面歪を引張り側の原則として完全片振り、即ち振幅比1に統一することを目標にした。ただし、変位振幅と繰り返し速度を考慮することにより引張と曲げ各々についてさらに2種類づつの試験方法を使い分ける必要が生じた。以下に、個々の試験方法を概説する。

(a) 軸力引張疲労試験

(i) 径方向変位制御試験

歪レンジ3,000μ以上、予想亀裂発生寿命30,000回以下の設定に用いた。

試験部最小断面位置に径方向変位を検出するための差動トランスを取り付け、繰り返し波形が径方向変位に関し定振幅の正弦波となるよう制御した。なお初期設定を、軸方向歪について振幅比1となるよう調節した。

繰り返し速度は5～25cpmとした。

試験中、軸方向荷重をペンレコーダで連続記録する傍、径方向変位一軸方向荷重のヒステリシスループをX-Yレコーダで適宜記録した。

試験部表面を30倍拡大鏡で適宜観察し、亀裂の発見に努めた。

(ii) 軸方向歪基準荷重制御試験

歪レンジ3,000μ以下、予想亀裂発生寿命30,000回以上の設定に用いた。

試験部表面軸方向に抵抗線歪ゲージを貼付し、その出力をプラウン管オシロスコープで観測しながら試験機の繰り返し荷重を断続的に調節した。この方法は軸方向歪制御試験に準じたものと考えられるが、繰り返し波形はあくまで荷重に関して正弦波に制御されるので、とりあえず軸方向歪基準荷重制御試験と呼ぶことにする。軸方向歪について振幅比1が保たれるよう、調節した。

繰り返し速度は600～1,800cpmとしたが、試験部表面を観察する時に限り30cpmに減速した。

試験部表面の観察には50倍拡大鏡を用いた。

(i), (ii)2種の試験方法を使い分けた理由を記す。

まず、仮により小振幅且つ繰り返し速度の大きな試験にも差動トランスによる径方向変位制御を施せば、第1に微小変位を検出する際の精度に疑問が生ずる。第2に機械的な構造を有し可動部にかなりの質量を持つ差動トランスが繰り返し速度の増加に追従しきれない可能性がある。以上の理由から、小振幅且つ繰り返し速度の大きな試験に径方向変位制御は不適当と判断した。

また、逆に、大振幅試験に抵抗線歪ゲージを用いようとすれば、大歪用と称する抵抗線歪ゲージを用いる必要が生じ、これは繰り返し変形に伴う出力特性の変化が著しいため制御の基準にならない。

よって、大振幅試験に抵抗線歪ゲージは採用できないと判断した。

因みに、今回の軸方向歪基準荷重制御試験に用いた抵抗線歪ゲージ（箔フェステルゲージ）は、少な
くとも 4000μ レンジ完全片振りの繰り返しにおいて特性変化が充分小さいことを確認した。これは、
抵線歪ゲージを貼付した試験片を(1)と同じく径方向変位制御で繰り返し変形させ、その時の抵抗線歪
ゲージの出力を、径方向変位から換算される軸方向歪と比較することで確認できた。

(b) 面外曲げ疲労試験

(iii) 摻み変位制御片持梁型試験

歪レンジ $2,500\mu$ 以上、予想亀裂発生寿命 40 万回以下の設定に用いた。

試験片取り付けの概略を図 1.2.4 に示す。図中、Load の矢印は荷重を上下どちらにも自在に
作用させ得ることを示す。

試験部表面板幅方向中央に大歪用抵抗線歪ゲージを貼付し、得られる測定値が第一サイクルにお
いて完全片振りとなるよう静的に撻み変位を設定した。以後は、撻み変位に関して振幅一定の正弦
波となるよう制御して動的に続行した。

繰り返し速度は $5 \sim 60 \text{ cpm}$ とした。

大歪用抵抗線歪ゲージは繰り返し変形につれてその平均抵抗値が増加し続けるが、一方検出され
る刻々の歪レンジは初期の精度を保つので、これをペンレコーダで連続記録した。

歪レンジ $4,000\mu$ 以下の試験について、軸方向歪基準荷重制御軸力引張疲労試験に採用したもの
と同じ抵抗線歪ゲージを貼付したところ、平均抵抗値の変化もなく極めて安定な出力が得られた。

試験部表面を 30 倍拡大鏡で適宜観察し、亀裂の発見に努めた。

(iv) 表面歪基準荷重制御四点曲げ試験

歪レンジ $2,500\mu$ 以下、予想亀裂発生寿命 40 万回以上の設定に用いた。

試験片取り付けの概略を図 1.2.5 に示す。図中、Load の矢印は荷重を下向きにのみ作用させ
得ることを示す。

試験部表面板幅方向中央に抵抗線歪ゲージを貼付し、その出力をブラウン管オシロスコープで観
測しながら試験機の繰り返し荷重を断続的に調節した。この場合、設定歪レンジが試験片の降伏歪
を越せば再び表面歪が 0 にもどることは無くなるので、歪に関する完全片振りは実現されない。今
回の試験では、事実降伏歪を越したため、歪の完全片振りを断念し荷重の完全片振りを実施した。

繰り返し速度は $600 \sim 1,000 \text{ cpm}$ とした。

試験部表面を 30 倍拡大鏡で適宜観察し、亀裂の発見に努めた。

(iii), (iv) 2 種の試験方法のうち、振幅比 1 なる原則を尊重すれば(iv)は不適当である。高サイクル領域
における平均歪の影響については議論の余地を残すが、今回は片持梁型試験の長寿命側データを補う
ために 2 本の試験片を(iv)の方法による試験に供した。

1.2.3 試験結果

(1) 軸力引張疲労試験

径方向変位制御を施した 7 本の試験片は、表面亀裂の発見が非常に困難であった。表面亀裂は、試験
部周上の数箇所でほぼ同時期に、複雑な分岐を持つ皺状を呈して発生した。30 倍拡大鏡で観察する限
り、繰り返しに同期する亀裂の開閉がほとんど認められないばかりか、一出現された分岐が明瞭な成長
を続けることも希であった。皺状亀裂のまま繰り返しが続行されると、ある時急激にどこかの亀裂が鋭
く口を開き、たちまち全周に伝播して試験片を完全破断した。今回は、長さ 0.5 mm に達する皺状亀裂
の発見をもって Nc とした。

軸方向歪基準荷重制御を施した4本の試験片では、表面亀裂は或る箇所に鋭く発生し、周方向に伝播し始めた。亀裂は最初から繰り返し同期する開閉を示した。今回は、亀裂長さ 0.5 mm をもって N_c とした。

さて、径方向変位制御試験での繰り返しに伴う軸方向応力レンジの変化を図 1.2.6 に示す。試験片番号 1, 2 のように短寿命の場合は繰り返し硬化挙動を呈し、6, 7 のように長寿命の場合は繰り返し軟化挙動を呈した。

後述する(1.2.3)式に示す通り、 $\varepsilon_{A t R}$ は σ_{AR} の函数であるが、 $\varepsilon_{A t R}$ が大きい場合は σ_{AR} の寄与は小さく、また $\varepsilon_{A t R}$ が小さい場合は繰り返し軟化が N_c の数%で終了しているため、径方向変位制御試験を軸方向歪一定とみなすことができる。よって以後、各試験片の試験結果を N_c の時点の測定値で代表せることにする。

径方向変位制御試験の結果を表 1.2.2 に、軸方向歪基準荷重制御試験の結果を表 1.2.3 に示す。

ただし、径方向変位から軸方向歪範囲への換算は次の(1.2.1)～(1.2.3)式により、各歪成分の分離は(1.2.4)～(1.2.5)式によった。

$$\varepsilon_{At}^{(d)} = \ln \frac{d}{d_0} \quad (1.2.1)$$

$$\varepsilon_{AtR}^{(d)} = \varepsilon_{At}^{(d)} \max - \varepsilon_{At}^{(d)} \min \quad (1.2.2)$$

$$\varepsilon_{AtR} = \frac{\varepsilon_{AtR}^{(d)}}{\nu_p} + \left(1 - \frac{\nu_e}{\nu_p}\right) \frac{\sigma_{AR}}{E}^4 \quad (1.2.3)$$

$$\nu_e = 0.3 \quad \nu_p = 0.5 \quad E = 21,400$$

$$\varepsilon_{AeR} = \frac{\sigma_{AR}}{E} \quad (1.2.4)$$

$$\varepsilon_{ApR} = \varepsilon_{AtR} - \varepsilon_{AeR} \quad (1.2.5)$$

ε_{AtR} , ε_{AeR} , ε_{ApR} と N_c の関係をプロセットしたのが図 1.2.7 である。図で、 ε_{AeR} はほぼ全域に渡り、 ε_{ApR} は N_c に関し 3×10^4 回以下で良好な直線を成す。そこで、これらを最小二乗法近似して得たのが図中の 2 本の直線である。

それぞれ(1.2.6)(1.2.7)式で表わされる。

$$\varepsilon_{AeR} = 0.00622 N_c^{-0.0925} \quad (1.2.6)$$

$$\varepsilon_{ApR} = 0.381 N_c^{-0.541} \quad (N_c < 3 \times 10^4) \quad (1.2.7)$$

(1.2.6), (1.2.7)式の和を ε_{AtR} としたが(1.2.8)式であり、これを作図したのが図中の直線である。

$$\varepsilon_{AtR} = 0.00622 N_c^{-0.0925} + 0.381 N_c^{-0.541} \quad (1.2.8)$$

$$(N_c < 3 \times 10^4)$$

(1.2.8)式は、いわゆるManson-Coffin流の表示であるが、(1.2.7)式において 10^5 回オーダーの4点が算入されていないため、当然(1.2.8)式もこの領域 ϵ_{AtR} を正しく評価しているとは言えない。

そこで、 ϵ_{AtR} と N_c の関係を直接に修正ガウスニュートン法を用いて算出したのが(1.2.9)式である。

$$\epsilon_{AtR} = 0.00178 + 0.312 N_c^{-0.488} \quad (1.2.9)$$

右辺の定数項0.00178は、式の上での疲労限を表わしている。

次に、各試験片の N_c における応力と歪の関係を作図したのが図1.2.8である。図中の直線は、各データ点の最小二乗法近似から得られた次式による。

$$\sigma_{AR} = 296 \epsilon_{AtR}^{0.324} \quad (1.2.10)$$

あるいは、

$$\epsilon_{AtR} = 2.36 \times 10^{-8} \sigma_{AR}^{-\frac{1}{0.324}} \quad (1.2.10')$$

(1.2.10)式の関係は、後に曲げ疲労試験の解析に用いる。

(2) 面外曲げ疲労試験

片持梁型試験では亀裂はすべて試験部板幅方向のほぼ中央から発生した。一方四点曲げ試験では試験部板縁から発生した。いずれも、亀裂は明瞭で、繰り返し同期して開閉するのが容易に観察された。亀裂長さ0.5mmの時点をもって N_c とした。

さて、片持梁型試験での繰り返し伴なう表面歪レンジの変化を図1.2.9に示す。大振幅試験では下降傾向を、小振幅試験ではわずかに上昇傾向を示すが、概ね安定した値を維持している。よって、軸力引張疲労試験に倣い、以後は各試験片の試験結果を N_c の時点の測定値で代表させることにする。

片持梁型試験の結果を表1.2.4に、4点曲げ試験の結果を表1.2.5に示す。

ただし、 ϵ_{Ber} 及び ϵ_{Bpr} は次の手続を経て算出された値である。

N_c の時点において面外曲げ疲労試験片の試験部表面長手方向繊維の応力一歪関係が、これと同一歪レンジを有する軸力引張疲労試験片の N_c における応力一歪関係に等しいと仮定する。そこで前記

(1.2.10)式を σ_{BR} と ϵ_{Btr} を使って書き改めれば次式となる。

$$\sigma_{BR} = 296 \epsilon_{Btr}^{0.324} \quad (1.2.11)$$

よって

$$\epsilon_{Ber} = \frac{\sigma_{BR}}{E} \quad (1.2.12)$$

$$\epsilon_{Bpr} = \epsilon_{Btr} - \epsilon_{Ber} \quad (1.2.13)$$

以上の値をプロットしたのが図1.2.10である。図中、右端に位置する○→の印は、この位置において亀裂の発生が認められず、さらに長寿命側にプロットされるべきであることを示している。

図 1.2.10 で ε_{BeR} は N_c が 10^5 回以下の領域で良好な直線関係を成し、 ε_{BpR} は 3×10^4 回以下で良好な直線関係を成す。そこで、これらを最小二乗法近似して得たのが図中の 2 本の直線である。式は次の通り。

$$\varepsilon_{BeR} = 0.00798 N_c^{-0.115} \quad (N_c < 10^5) \quad (1.2.14)$$

$$\varepsilon_{BpR} = 0.298 N_c^{-0.468} \quad (N_c < 3 \times 10^4) \quad (1.2.15)$$

(1.2.14), (1.2.15) 式の和を ε_{BtR} としたのが (1.2.16) 式であり、これを作図したのが図中の曲線である。

$$\begin{aligned} \varepsilon_{BtR} &= 0.00798 N_c^{-0.115} + 0.298 N_c^{-0.468} \quad (1.2.16) \\ &\quad (N_c < 3 \times 10^4) \end{aligned}$$

軸力引張疲労試験の場合と同様、(1.2.16) 式は (1.2.14), (1.2.15) 式に算入されていないデータ点の領域にまで適用することはできない。

当初、 ε_{BtR} に含む N_c を確認した 13 点について近似式を求めたところ次のようになつた。

$$\varepsilon_{BtR} = 0.00141 + 0.276 N_c^{-0.431} \quad (1.2.17)$$

右辺の定数項 0.00141 は疲労限にあたるが、これは軸力引張疲労試験の場合に求めた (1.2.9) 式のそれにくらべ約 400 倍も小さい。そこで試みに $\varepsilon_{BtR} = 0.00180$ の四点曲げ疲労試験を行なつたところ、繰り返し数が 700 万回を越えて亀裂発生が認められなかった。よって、改めてこの値を疲労限と仮定し、最小二乗法より求めたのが次式である。

$$\varepsilon_{BtR} = 0.00180 + 0.369 N_c^{-0.475} \quad (1.2.18)$$

(3) 疲労強度の比較

図 1.2.11 にプロットした各点は試験から得た観測値であり、それらを結ぶ曲線が、先に求めた (1.2.9) 式と (1.2.18) 式である。

データのはらつきを考慮しても、面外曲げ疲労試験の結果が軸力引張疲労試験の結果にくらべ若干長寿命側にあることがわかる。そこで、(1.2.9) と (1.2.18) とから N_c を基準とした ε_{tR} の比を算出し、作図したのが図 1.2.12 である。

$$\frac{\varepsilon_{BtR}}{\varepsilon_{AtR}} = \frac{0.00180 + 0.369 N_c^{-0.475}}{0.00178 + 0.312 N_c^{-0.488}} \quad (1.2.19)$$

図で、 $N_c \rightarrow \infty$ において収束する値は、(1.2.9) 式と (1.2.18) 式の定数項の比の値であるから、実験的に確認されたものではない。図の信頼区間、即ち実験的に確認された区間は $2 \times 10^2 < N_c < 10^6$ の範囲である。

比の値は、 N_c が約 10^3 回の時最大値約 1.26 を取る。これより長寿命側では明らかな単調減少を示し、これより短寿命側でも減少する兆を見せていく。

曾て飯田、松本、永井によって行なわれた低サイクル疲労強度の比に関する報告¹⁾ では、供試材に

今回と同じ SM 41 B を用い軸力引張及び片持梁型面外曲げの歪に関する完全両振り疲労試験を行なった結果が述べられている。そこでは $10^2 < N_c < 10^4$ の範囲において $\epsilon_{Bta}/\epsilon_{Ata}$ が 1.22 ~ 1.45 の単調増加を示し、 $10^4 < N_c < 2 \times 10^4$ では減少の兆を見せている。

彼等の報告における完全両振りと、今回の完全片振りの違いが比の増減に与えた影響は一概に推し測れないが、面外曲げ疲労強度が軸力引張疲労強度よりも高いことでは一致している。今回の、 N_c の増加に伴う疲労強度比の減少傾向は、面外曲げの際に生ずる板厚方向歪勾配の減少から定性的な説明がつけられよう。

さて、本報告に記した試験片、制御方法、 N_c の判定規準等々に従う限り、面外曲げ疲労強度が軸力引張疲労強度を上回ることはまちがいない。が、これだけの内容で、疲労亀裂発生寿命にかかる従来の理論的研究の成果、例えばヒステリシスエネルギーのある部分量が繰返しとともに試験片に蓄積され、蓄積量が静的破壊を要するエネルギー量に到達した際に疲労破壊が生ずるとする諸説に接触するのは多分に早計であろう。本報告に用いた ϵ_A は径方向変位から換算される試験部断面の平均的な歪であり、また ϵ_B は試験部表面一方向の局所的な歪であることに留意せねばならない。実際、同程度の歪に設定していない 3 軸力引張疲労試験と面外曲げ疲労試験とで表面亀裂発生の様子が異なるのは興味深い点である。今後は、試験片形状及び試験方法に基づく多軸歪場の解析を導入することが、疲労強度比の問題を堀り下げる手続のひとつとなるかもしれない。

1.2.4 結論

SM 41 B 鋼を供試材とする本研究から得られた結論は以下の通りである。

- (1) 歪に関する完全片振り（振幅比 1）の条件の下で、 N_c が 10^2 回から 10^6 回程度の範囲において面外曲げ疲労強度は軸力引張疲労強度よりも高く、両者の疲労強度比は N_c の増加につれて減少する傾向にある。本研究の範囲内における疲労強度比の最大値は 1.26 であった。従って、歪に関する完全片振りの条件の下で、面外曲げ疲労試験結果をもって軸力引張疲労強度の代用とする方法は、非安全側の評価を与える危険性がある。
- (2) 歪に関する完全片振り（振幅比 1）の条件の下で、軸力引張疲労試験に関し全歪を弾性成分と塑性成分とに分離して得られる $\epsilon_t = C_e N_c^{-K_e} + C_p N_c^{-K_p}$ 型の実験式は、 N_c が 3×10^3 回以上の範囲では必ずしも実験値を良く近似することができない。この事は、軸力引張疲労試験の亀裂発生時における応力と歪の関係を用いて導いた面外曲げ疲労試験に関する同型の実験式にもあてはまる。一方、全歪と疲労亀裂発生寿命の関係には、曲げ、軸力共に $\epsilon_t = \epsilon_0 + CN_c^{-K}$ 型の実験式が良い近似を示した。
- (3) 一般的な抵抗線歪ゲージ（箔フェステルゲージ）は、充分小さな繰り返し変形 ($4,000 \mu$ レンジ以下の完全片振り)において振幅、平均歪とも信頼に足る計測値を示した。これに対し、大歪用抵抗線歪ゲージは同程度の繰り返し変形において平均歪の計測値が増加を続けた。

参考文献

- 1) 飯田国広、松本善朗、永井英晴：撓み制御平面曲げおよび径歪制御軸力による低サイクル疲労強度の比について、日本造船学会論文集、第 137 号 (1975)
- 2) 八木順吉、富田康光、船木俊彦：鋼材の平面曲げ疲労強度におよぼす試験片形状に関する研究（第一報）日本造船学会論文集、第 139 号 (1976)
- 3) J. H. Gross, S. Tswong and R. D. Stout : Factors Affecting Resistance of Pressure Vessel to Repeated Overloading
Welding Journal Jan. 1953

4) T . Bui-Quoc and A . Biron : Comparison of Low-cycl Fatigue Results With Axial and Diametral Extensometers
 Experimental Mechanics April 1978

表 1.2.1 SM 41 B の機械的性質及び化学成分
 (ミルシートによる)

| 引張試験 G . L . = 200mm | | | 化 学 成 分 | | | | |
|----------------------|--------------------|----|---------|-----|-----|------|------|
| 降伏強さ | 引張強さ | 伸び | 重 量 % | | | | |
| Kg/mm ² | Kg/mm ² | % | C | Si | Mn | P | S |
| 28 | 46 | 26 | .17 | .24 | .71 | .014 | .009 |

表 1.2.2 径方向変位制御軸力引張疲労試験

| 試験片番号 | $\varepsilon_{AtR}^{(d)}$ (at N _c) μ | ε_{AtR} (at N _c) μ | ε_{AeR} (at N _c) μ | ε_{ApR} (at N _c) μ | σ_{AR} (at N _c) Kg/mm ² | N _c cycles |
|-------|--|--|--|--|---|--------------------------|
| 1 | 9000 | 19510 | 3780 | 15730 | 80.8 | 350 |
| 2 | 5800 | 12940 | 3350 | 9590 | 71.5 | 992 |
| 3 | 4160 | 9570 | 3130 | 6440 | 66.8 | 1850 |
| 4 | 3050 | 7220 | 2810 | 4420 | 60.0 | 3750 |
| 5 | 2550 | 6220 | 2790 | 3430 | 59.6 | 5800 |
| 6 | 1910 | 4800 | 2440 | 2360 | 52.1 | 12500 |
| 7 | 1500 | 3950 | 2370 | 1580 | 50.5 | 26400 |

表 1.2.3 軸方向歪基準荷重制御軸力引張疲労試験

| 試験片番号 | ε_{AtR} μ | ε_{AeR} (at N _c) μ | ε_{ApR} (at N _c) μ | σ_{AR} (at N _c) Kg/mm ² | N _c cycles |
|-------|------------------------------|--|--|---|--------------------------|
| 8 | 2800 | 2080 | 720 | 44.4 | 140000 |
| 9 | 3000 | 2090 | 920 | 44.6 | 150000 |
| 10 | 2200 | 1840 | 360 | 39.4 | 800000 |
| 11 | 2000 | 1840 | 160 | 39.4 | 870000 |

表 1.2.4 挽み変位制御面外曲げ疲労試験

| 試験片 番号 | ε_{BtR} (at N_c) μ | ε_{Ber} (at N_c) μ | ε_{BpR} (at N_c) μ | N_c cycles |
|-----------|---|---|---|-----------------|
| 1 | 27880 | 4350 | 23530 | 194 |
| 2 | 20580 | 3940 | 16640 | 695 |
| 3 | 13910 | 3470 | 10440 | 1200 |
| 4 | 11530 | 3260 | 8260 | 2100 |
| 5 | 8010 | 2900 | 5110 | 5500 |
| 6 | 7600 | 2850 | 4740 | 6000 |
| 7 | 6380 | 2700 | 3680 | 14200 |
| 8 | 5400 | 2550 | 2850 | 20000 |
| 9 | 5220 | 2530 | 2690 | 21500 |
| 10 | 3800 | 2280 | 1520 | 63700 |
| 11 | 3170 | 2150 | 1020 | 82000 |
| 12 | 2580 | 2010 | 570 | 402700 |

表 1.2.5 歪基準四点曲げ疲労試験

| 試験片 番号 | ε_{BtR} μ | ε_{Ber} (at N_c) μ | ε_{BtR} (at N_c) μ | N_c cycles |
|-----------|------------------------------|---|---|--------------------------------|
| 1 | 2350 | 1950 | 400 | 500000 |
| 2 | 1800 | (1790) | (10) | 7000000 以上 (亀裂発見 できず) |

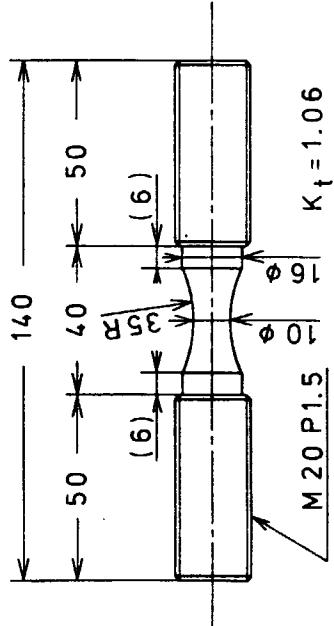
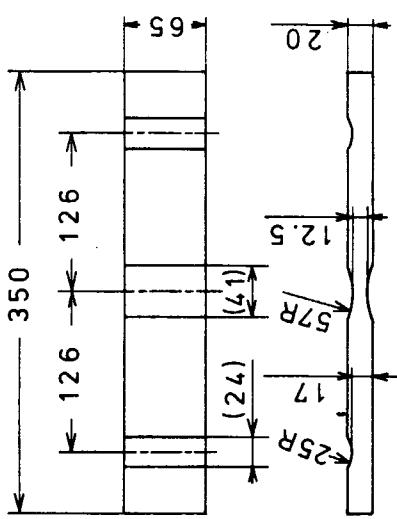


図 1.2.1 砂時計型軸力引張疲労試験片



$K_t = 1.04$

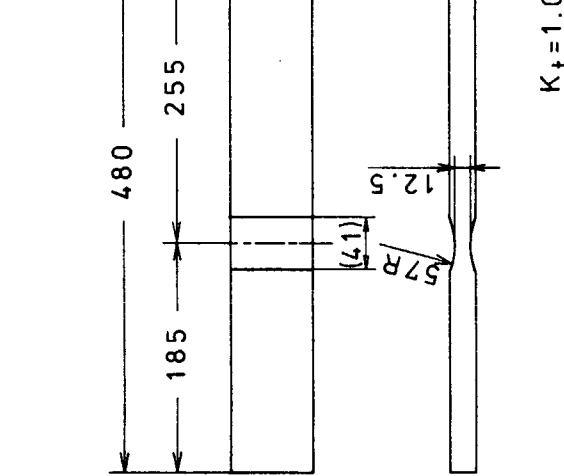


図 1.2.3 四点曲げ疲労試験片

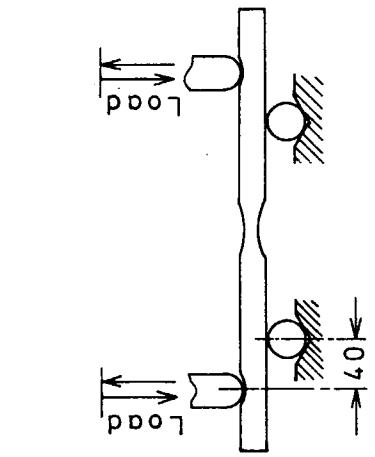


図 1.2.4 片持梁型試験片取付図

図 1.2.5 四点曲げ試験片取付図

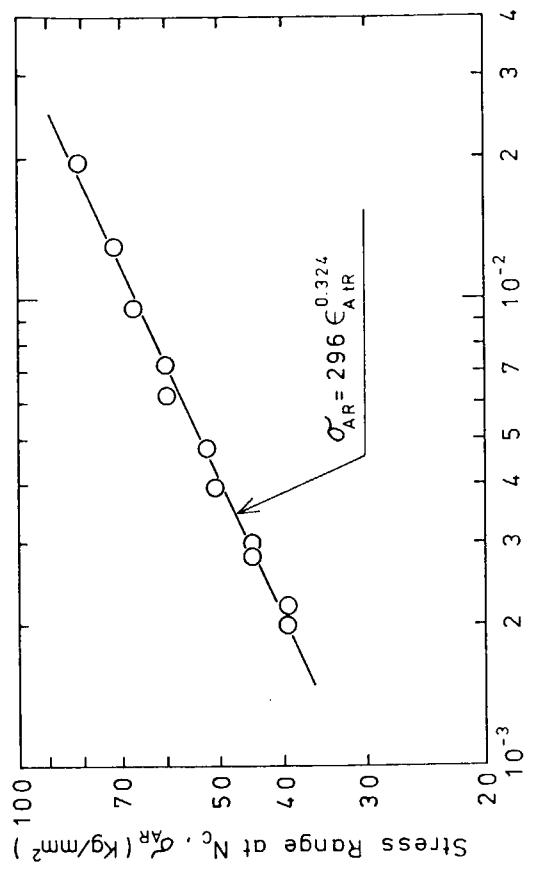


図 1.2.4 軸力引張疲労試験の亀裂発生時における応力と歪の関係

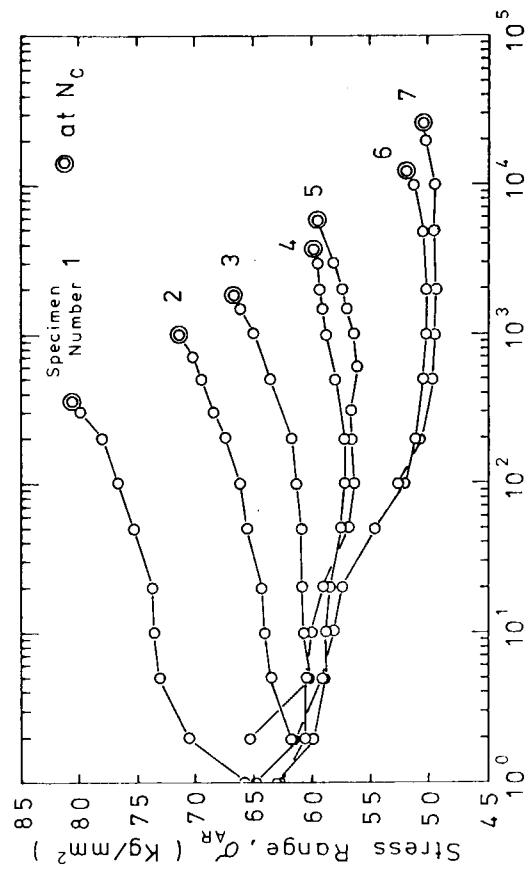


図 1.2.6 垂方向変位制御軸力引張試験の繰返しに伴なう応力変化

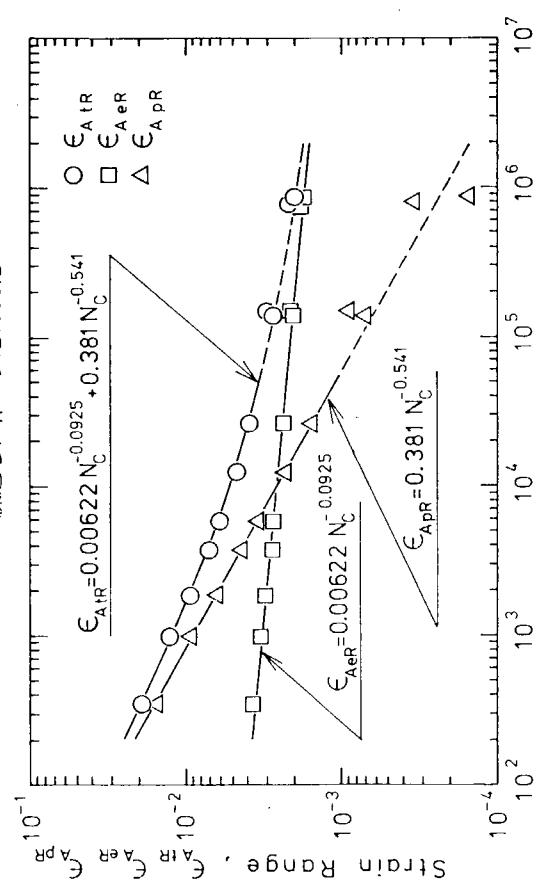
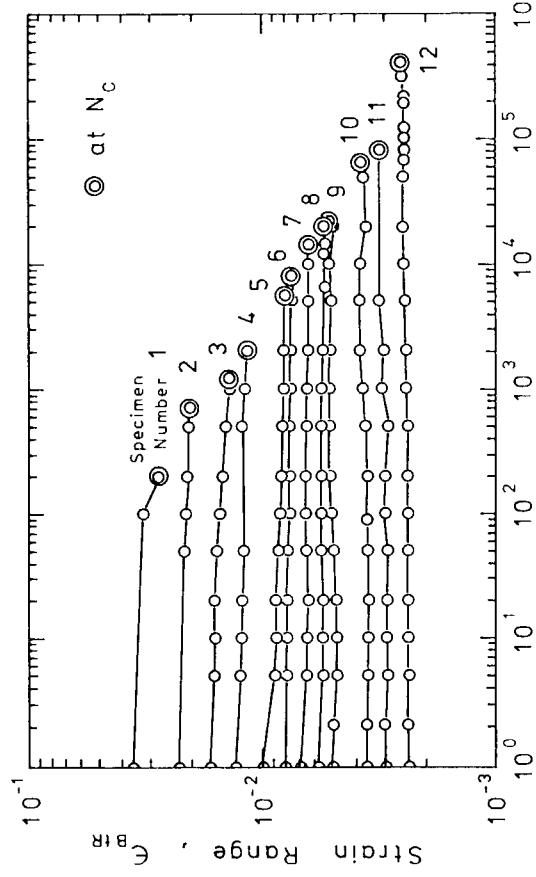


図 1.2.7 軸力引張疲労試験の歪成分と亀裂発生寿命



◎ at Nc

図 1.2.8 軸力引張疲労試験の亀裂発生時における応力と歪の関係

図 1.2.9 摆み変位制御片持梁型面外曲げ疲労試験の繰返しに伴なう表面歪変化

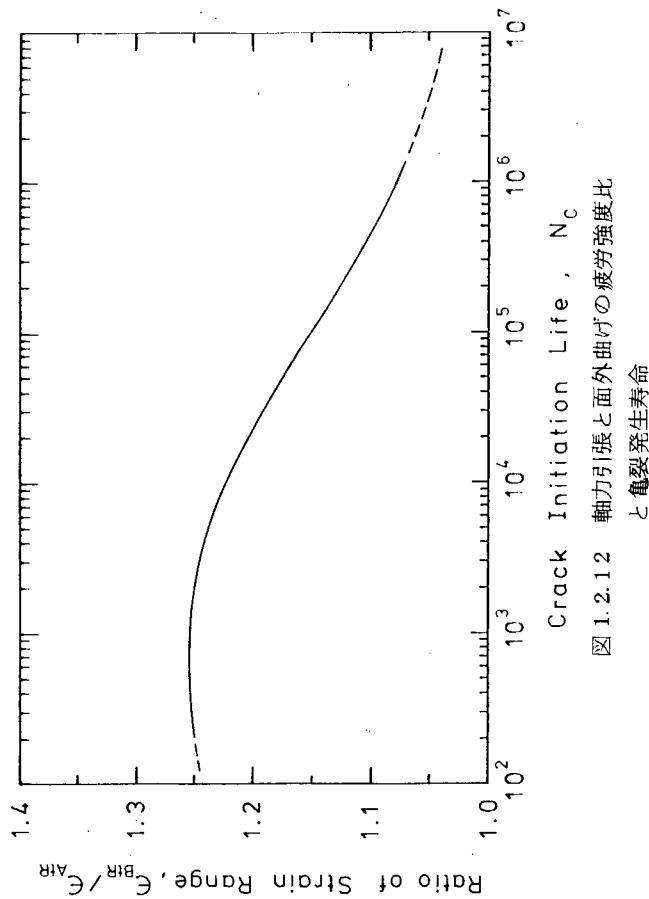


図 1.2.10 面外曲げ疲労試験の歪成分と
亀裂発生寿命

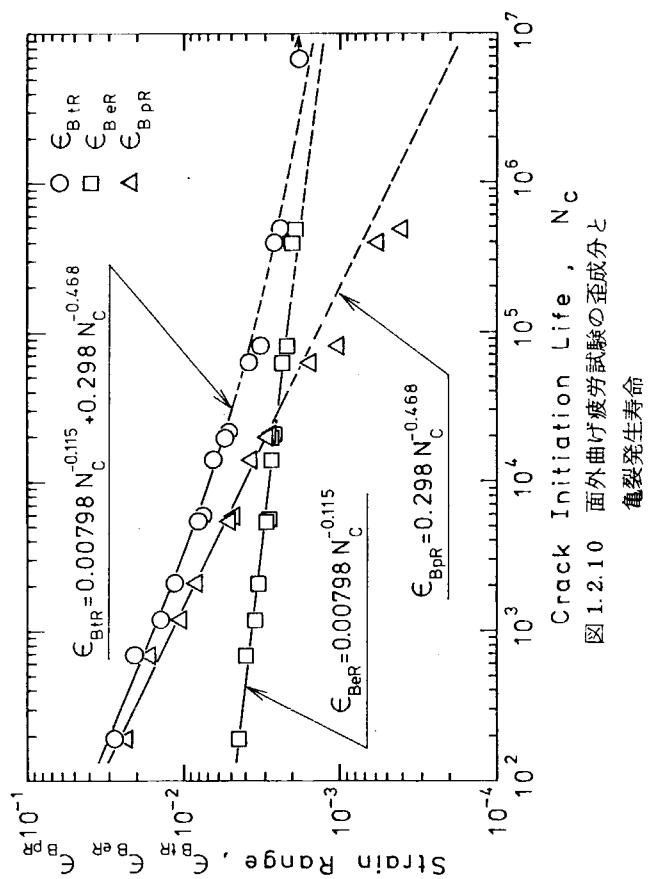
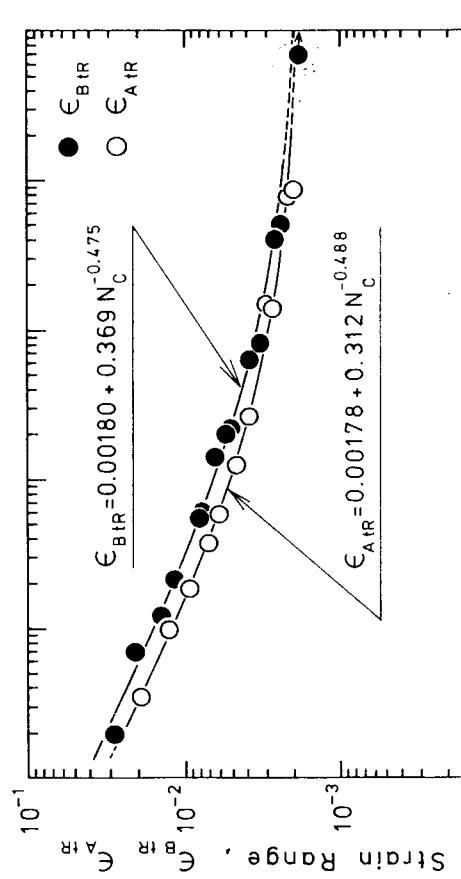


図 1.2.11 軸力引張および面外曲げにおける
疲労強度の比較



1.3 ブロック荷重による累積疲労被害則の検討

(東京大学)

1.3.1 試験の目的

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。このため変動応力による疲労試験の重要さが認識されてきており、近年特に試験例が増加しているようである。そしてこれらの試験の大部分は破断寿命を基準とし、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の研究が主体であり、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SM41Aを供試材とした前報〔1〕に引き続き、供試材を変えて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、適切な疲労寿命推定法を摸索することを、本研究の目的とした。

1.3.2 試験内容

(1) 供試材および試験機

供試材としては50キロハイテンSM50Bを用いたがミルシートによる化学成分および機械的性質を表1.3.1に示す。この供試材の板厚中心と試験片の板厚中心とが一致するように、そしてロール方向に図1.3.1に示す試験片を作製した。ここで片側にだけ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4.0kNmのシエンク型曲げ疲労試験機を行い、完全両振り($R=-1$)条件で面内曲げ疲労試験を行なった。なお繰返し速度は図1.3.3に示すように各ステップの総繰返し数に応じて手動、30cpm(低速)および3,000cpm(高速)とした。

(2) 定応力振幅試験

疲労寿命推定を行うときの基礎となるS-N線図を決定するために、定応力振幅試験($P=1$)をまず行った。繰返し速度3,000cpmでの亀裂発生寿命 N_c と30cpmでの N_c との間には有意差が認められたので、3,000cpmで6本、30cpmで4本の試験片について試験した。ここで N_c はクラックゲージ(共和電業KV5B、ピッチ0.2mm)により検出し、長さ1.5mm程度の亀裂が生じた時の繰返し数で定義した。

(3) 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、26本の試験片について繰返し速度3,000cpmで定応力振幅試験を行なった。試験は約10⁷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。4台の試験機を用いたが試験機による有意差は無視した。

(4) ブロック荷重試験

図1.3.3および表1.3.4に示したGassnerタイプ荷重順序による8段ブロック荷重試験を行なった。ここで S_{ai} はステップ*i*での公称応力振幅を示し S_a は1ブロック中における最高応力振幅、つまり第1ステップの応力振幅である。1ブロックの途中で試験片に亀裂が発生または試験片が破断したときの疲労寿命表現としては、Habibachが用いている累積損傷を考慮した表現もあるが、今回は亀裂発生までに負荷した荷重の回数をもって N_c とした。

1.3.3 試験結果

(1) 定応力振幅試験の結果

定応力振幅試験による結果を表1.3.2に示す。この試験結果により、基本S-N c 線図の式は

$$N_c = (1.825 \times 10^{18}) S_a^{-9.297} \quad \dots \dots \dots 3,000 \text{cpm} \quad (1.3.1)$$

$$N_c = (2.247 \times 10^{17}) S_a^{-0.297} \dots \dots \dots \quad 30 \text{ cpm} \quad (1.3.2)$$

と求められた。ここで S_a は公称応力振幅である。なお 30 cpm でのデータが少ないと仮定した。(1.3.1) 式と (1.3.2) 式が任意の応力頻度分布での疲労寿命を推定する基本の式となる。

(2) 疲労限決定試験結果

試験機別の試験順序、および破断、未破断の別を図 1.3.2 に示す。この試験順序は厳密にはステップ法ではないが、便宜的に同法による疲労限決定式

$$S_e = S_o + d \left(\frac{A}{N} - \frac{1}{2} \right) \dots \dots \dots \quad (1.3.3)$$

ただし

$$\begin{aligned} S_o &\dots \dots \text{ 最低応力振幅 } (= 1.8 \text{ kg/mm}^2) \\ d &\dots \dots \text{ 応力振幅きざみ } (= 0.5 \text{ kg/mm}^2) \\ A &\dots \dots i N_i \quad (= 45) \\ N &\dots \dots \text{ 破断試験片数 } (= 12) \end{aligned}$$

を用い疲労限を 19.6 kg/mm^2 と決定した。

(3) ブロック荷重試験結果

ブロック荷重試験による結果を表 1.3.5 および図 1.3.4 に示す。ここで S_a は、繰返し速度 30 cpm および 3,000 cpm における定応力振幅を示し、 $P = 0.25 \sim 0.75$ の実線においては表 1.3.5 の第 1 ステップにおける応力振幅を示す。

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、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 (1.3.1) 式から、また 30 cpm および手動のステップでは (1.3.2) 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 (1.3.1) および (1.3.2) 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 $\sum_{i=1}^8 (n_i/N_i)$ 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

$$N_{cal} = \frac{\sum_{i=1}^8 n_i}{\sum_{i=1}^8 (n_i/N_i)} \quad (1.3.3)$$

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 線図と平行となるが、最低応力ステップ（すなわちステップ 8）が疲労限以下に等しくなると、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）が疲労限以下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 1.3.4 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 1.3.4 によれば、各頻度分布でデータは Miner の方法による推定寿命より相当程度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。これは実際には疲労限以下の応力でも損傷が与えられるのに拘わらず Miner の方法ではこれが無視されることにほかならない。

疲労限以下の応力の影響を考慮するために、Haibach の方法も試験結果に適応すると次のようになる。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_c とすれば本試験における疲労限以下の領域での仮想 S-N 線図の式は、(3.1.1) 式による S-N 線図の折線延長として

$$N_c = (9.72 \times 10^{28}) S_a^{-17.594} \quad (1.3.4)$$

と表わされる。30cpmに対する $N > N_e$ の仮想S-N線図の式も同様に求まるがこの領域の応力振幅を30cpmで負荷することは本試験ではなかったので省略した。各ステップでの亀裂発生寿命は Miner の方法と同様にして、(1.3.1)、(1.3.2)および(1.3.4)式により求める。これらの N_{ci} を用いて、推定疲労寿命は(1.3.3)式により求める。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1.3.5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それでもなお $P = 0.5$ の $\bar{S}_a = 3.41 \text{ kg/mm}$ 、 $\bar{S}_a = 3.20 \text{ kg/mm}$ および $P = 0.75$ の $\bar{S}_a = 2.24 \text{ kg/mm}$ の3点を除いてはすべて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(すなわち修正Minerの方法)。修正Miner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1.3.6に示す。この図によれば $P = 0.5$ の低応力側ではMinerおよびHaibachの方法を用いたときより試験結果に近づいているが逆に $P = 0.75$ の $\bar{S}_a = 2.24 \text{ kg/mm}$ のデータについては相当安全側の評価を与えている。

次に過小応力に対する新モデル1)を適用して見る。材料の累積損傷Dは線形被害則に従って進行すると仮定する。すなわち

$$D = \sum (n_i / N_i) \quad (1.3.5)$$

で示される。また損傷と疲労限の低下の関係は次の形で表わされるとする。

$$S_e / S_{eo} = (1 - D)^{1/q} \quad (1.3.6)$$

ただし、

S_e : 疲労限 (kg/mm)

S_{eo} : 非損傷材の疲労限 (kg/mm)

そして応力頻度分布形状により、疲労被害度が変化すると仮定する。よって応力頻度分布形状を表わすパラメタとして α を考え、疲労限以下の領域での仮想S-N曲線の傾き K' を

$$K' = K / (1 - \alpha)^m \quad (1.3.7)$$

と表わす。ここで $-K$ は基本S-N線図の傾きであり m は一種の材料定数と考えられるが、今回は前報1)で用いた値すなわち $m = 7$ を採用した。また今回採用した各分布形状に対する α としては、

$$\alpha = 0.236 \quad (P = 0.75)$$

$$\alpha = 0.0423 \quad (P = 0.5)$$

$$\alpha = 0.00682 \quad (P = 0.25)$$

が与えられる。 $m = 7$ に対する疲労寿命曲線と実験結果の比較を図1.3.7に示す。同図によれば本方法による結果 $P = 0.75$ の $\bar{S}_a = 2.24 \text{ kg/mm}$ および $P = 0.5$ の $\bar{S}_a = 3.20 \text{ kg/mm}$ の2点に関しては、Miner, Haibach, 修正Minerらの方法よりも良い推定を与えていていると言えるが他のデータについては、全般的にまだ非安全側の評価となる傾向にある。次に各応力頻度分布における実験値(SM50B)とSM41Aを使った同様な応力頻度分布における実験値の比較を図1.3.8に示す。図中の実線及び点線はそれぞれSM50BとSM41Aを示している。

(4) R M S 法による実験値の比較

R M S 法は疲労寿命推定法とはいえないかもしれないがどのような応力頻度分布に対しても適用することができ、また応力履歴がまったくランダムな場合でも有効であるといわれている。各応力頻度分布での応力振幅の R M S 値は次式により求まる。

$$S_{a \text{ rms}} = \sqrt{\sum_{i=1}^8 n_i S_{a i}^2 / \sum_{i=1}^8 n_i} \quad (1.3.8)$$

ただし、

n_i : ステップ i での繰返し数

$S_{a i}$: ステップ i での公称応力振幅 (kg/mm^2)

$S_{a \text{ rms}}$ と N_c との関係を図 1.3.9 に示す。同図によれば実験点は $\log - \log$ 座標上で左上から右下へ続く帯状で表わされ、全般的に P の値が大きくなるほど実験点は上側にある。この傾向は SM41A で実験を行った場合と一致している。

(5) t 乗平均による頻度分布評価

今まで挙げてきた方法による疲労寿命曲線はすべて応力頻度分布形状が異なれば違う曲線で表わされた。これに対し、応力頻度分布形状によらずすべての実験点を 1 本の S-N 線図で表わそうという考え方がある。先にあげた R M S 法はこのうちの一種であり、応力波形のランダム性が強いときや疲労限以下の応力を含まない場合には有力な方法とされている。しかし Herzog の行なった多段プログラム荷重による実験結果を見ると、Swanson 則 (2 乗平均法) ではまだ十分でなく、これらの結果から Herzog は次のような式を提案している。

$$S_{a, eq} = \sqrt[4]{\sum_{i=1}^r (n_i / N)^2 S_{a i}^4} \quad (1.3.9)$$

しかしこの式によっても、すべてのブロック形状での試験結果と定応力振幅試験結果を狭い分散帶で同一線上に回帰させることはできなかった。そこで一般に $S_{a, eq}$ を次のような形でおいてみる。

$$S_{a, eq} = \sqrt[t]{\sum_{i=1}^r (n_i / N_c) (S_{a i})^t} \quad (1.3.10)$$

ここで材料が SM41A の場合、 $t = 8$ としたときに実験値のはらつきが最小となった¹⁾ ので今回も $t = 8$ として計算を行った。その結果を図 1.3.10 に示す。

1.3.4 結論

実験データが少ないため断定的な結論は導けないが、結果を総括すると次のような事が言える。

- (1) 今回の SM50B 鋼のデータは前回試験した SM41A 鋼と同様な S_a 対 N_c の関係において、ほぼ同様な傾向を示した。
- (2) SM41A の場合とは異なり今回の供試鋼に関しては前回の SM41A の実験データに基づいて提案した Miner, Haibach, 修正 Miner および新しく提案したモデルによる方法はすべて非安全側の推定となる。但し、これらの諸方法の基礎となる定応力振幅の S-N 線図はまだデータが少ないので再検討の余地がある。

今後再検討の結果定応力振幅による S-N 線図が、現在得られているものと大差がないならば、本文中に言っている累積疲労損傷蓄積に関する (1.3.5) ~ (1.3.7) 式を再検討する必要があろう。

- (3) 時間強度領域での疲労寿命は繰返し速度の影響を受け、今回の試験結果では $N_c (3,000 \text{ cpm}) / N_c$

(3 0 c p m) = 8.1 となった。

参 考 文 献

- 1) 飯田国広、金子昭久：P分布プロック荷重による累積疲労被害の一検討、日本造船学会論文集、第144号、(1978)591/598

表 1.3.1 化学成分および機械的性質

| Chemical Composition (%) (Mill Sheet) | | | | |
|---------------------------------------|--|------|-------------------|-------|
| C | Si | Mn | P | S |
| 0.15 | 0.45 | 1.37 | 0.017 | 0.015 |
| Mechanical Properties (Mill Sheet) | | | | |
| Yield Stress (kg/mm ²) | Ultimate Tensile Strength (kg/mm ²) | | Elongation (%) | |
| 43 | 57 | | 26 | |

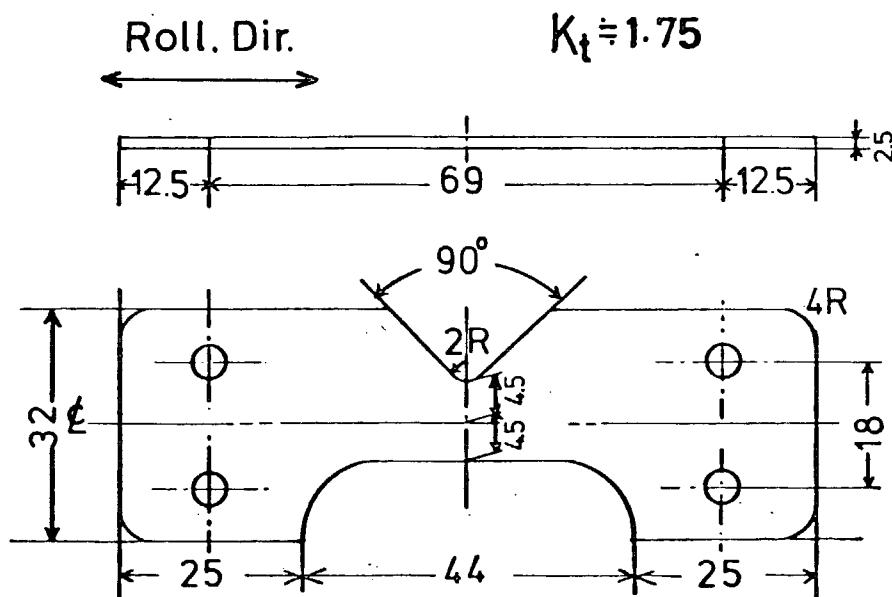


図 1.3.1 試験片形状と寸法

表 1.3.2 定応力振幅試験結果

High Speed Drive (3000cpm)

| Specimen No. | Stress Amplitude S_a (kg/mm ²) | Crack Initiation Life N_c |
|-----------------|--|-----------------------------------|
| HS-1 | 32.0 | 5.00×10^4 |
| HS-2 | 30.0 | 6.41×10^4 |
| HS-3 | 26.6 | 1.80×10^5 |
| HS-4 | 24.5 | 1.60×10^5 |
| HS-5 | 22.4 | 1.20×10^6 |
| HS-6 | 19.7 | 1.77×10^6 |

Low Speed Drive (30cpm)

| Specimen No. | Stress Amplitude S_a (kg/mm ²) | Crack Initiation Life N_c |
|-----------------|--|-----------------------------------|
| LS-1 | 32.0 | 1.11×10^4 |
| LS-2 | 27.0 | 1.96×10^4 |
| LS-3 | 25.0 | 4.32×10^4 |
| LS-4 | 21.0 | 9.28×10^4 |

表 1.3.3 疲労限決定試験結果

| Stress Amplitude S_a (kg/mm ²) | Specimen No. | N_f | $N_r^{1)}$ |
|---|-----------------|------------------------------|--------------------|
| 18.0 | 1 | | 1.00×10^7 |
| 18.5 | 19 | | 1.00×10^7 |
| | 14 | | 1.33×10^7 |
| | 2 | | 1.00×10^7 |
| | 16 | | 1.27×10^7 |
| | 10 | | 1.00×10^7 |
| | 12 | 5.21×10^6 | |
| | 18 | | 1.78×10^7 |
| 19.0 | 13 | 4.49×10^6 | |
| | 20 | | 1.00×10^7 |
| | 9 | 1.71×10^6 | |
| | 15 | 9.29×10^5 | |
| | 3 | | 1.30×10^7 |
| | 11 | 2.94×10^6 | |
| | 17 | 3.39×10^6 | |
| 19.5 | 8 | 1.77×10^6 (N_c) | |
| | 21 | | 1.30×10^7 |
| | 4 | | 1.30×10^7 |
| 20.2 | 22 | | 1.00×10^7 |
| | 5 | | 1.00×10^7 |
| 20.5 | 7 | 1.25×10^6 | |
| | 6 ²⁾ | | |
| 21.0 | 23 | | 1.00×10^7 |
| | 26 | 4.86×10^6 | |
| 21.5 | 25 | 4.50×10^5 | |
| 22.0 | 24 | 9.71×10^5 | |

1) N_r : 試験打切時の繰返し数2) Specimen № 6は 1.00×10^7 以内で破断したが N_c および N_f については確認できなかった。

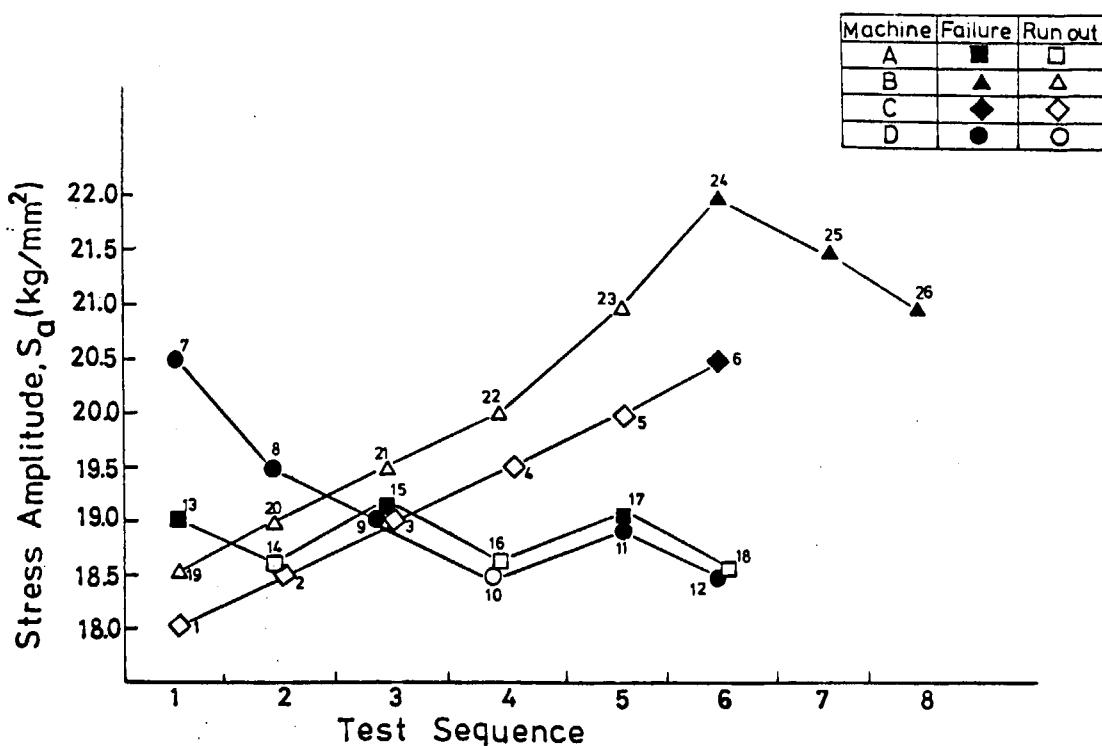


図 1.3.2 疲労限決定試験順序

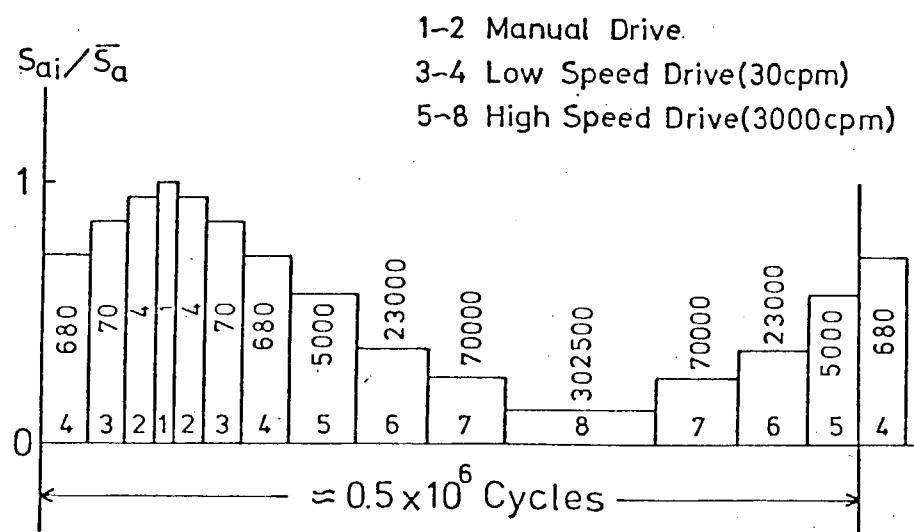


図 1.3.3 荷重順序および繰返し速度

表 1.3.4 各ステップの繰返し数および振幅

| Step No. | Stress Cycles | P-type Distributions | | | |
|-------------|------------------|----------------------|--------|-------|--------|
| | | P=1 | P=0.75 | P=0.5 | P=0.25 |
| 1 | 1 | 1 | 1 | 1 | 1 |
| 2 | 4 | 1 | 0.988 | 0.975 | 0.963 |
| 3 | 70 | 1 | 0.963 | 0.925 | 0.888 |
| 4 | 680 | 1 | 0.932 | 0.863 | 0.794 |
| 5 | 5000 | 1 | 0.895 | 0.788 | 0.682 |
| 6 | 23000 | 1 | 0.857 | 0.713 | 0.568 |
| 7 | 70000 | 1 | 0.820 | 0.638 | 0.456 |
| 8 | 302500 | 1 | 0.782 | 0.563 | 0.344 |

表 1.3.5 プロック荷重試験結果

| Specimen Number | Distri- bution type | S_{ai} (kg/mm^2) | | | | | | | | Crack Initiation Life N_c |
|--------------------|---------------------------|-------------------------------|------|------|------|------|------|------|------|-----------------------------------|
| | | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 | |
| P-75-1 | P=0.75 | 32.0 | 31.6 | 30.7 | 29.8 | 28.6 | 27.4 | 26.2 | 25.0 | 7.10×10^4 |
| P-75-2 | | 28.8 | 28.4 | 27.7 | 26.8 | 25.7 | 24.6 | 23.6 | 22.5 | 1.51×10^5 |
| P-75-3 | | 25.6 | 25.3 | 24.6 | 23.8 | 22.9 | 21.9 | 20.9 | 20.0 | 4.33×10^5 |
| P-75-4 | | 22.4 | 22.1 | 21.5 | 20.8 | 20.0 | 19.2 | 18.3 | 17.5 | 6.81×10^5 |
| P-50-1 | P=0.5 | 34.1 | 33.2 | 31.5 | 29.4 | 26.9 | 24.3 | 21.8 | 19.2 | 7.84×10^5 |
| P-50-2 | | 32.0 | 31.2 | 29.6 | 27.6 | 25.2 | 22.8 | 20.4 | 18.0 | 8.99×10^5 |
| P-50-3 | | 29.8 | 29.1 | 27.6 | 25.7 | 23.5 | 21.3 | 19.0 | 16.8 | 1.48×10^6 |
| P-50-4 | | 27.7 | 27.0 | 25.6 | 23.9 | 21.8 | 19.7 | 17.7 | 15.6 | 2.00×10^6 |
| P-50-5 | | 26.0 | 25.4 | 24.1 | 22.4 | 20.5 | 18.5 | 16.6 | 14.6 | 1.50×10^6 |
| P-50-6 | | 24.0 | 23.4 | 22.2 | 20.7 | 18.9 | 17.1 | 15.3 | 13.5 | 3.99×10^6 |
| P-25-1 | P=0.25 | 35.0 | 33.7 | 31.1 | 27.8 | 23.8 | 19.9 | 16.0 | 12.0 | 1.00×10^6 |

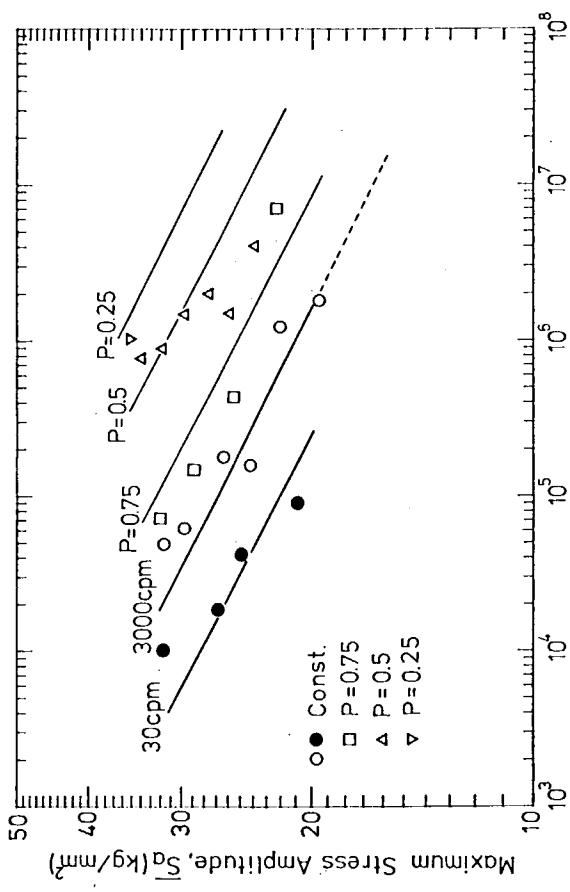


図 1.3.4 Miner 則による疲労寿命線図と
試験結果の比較

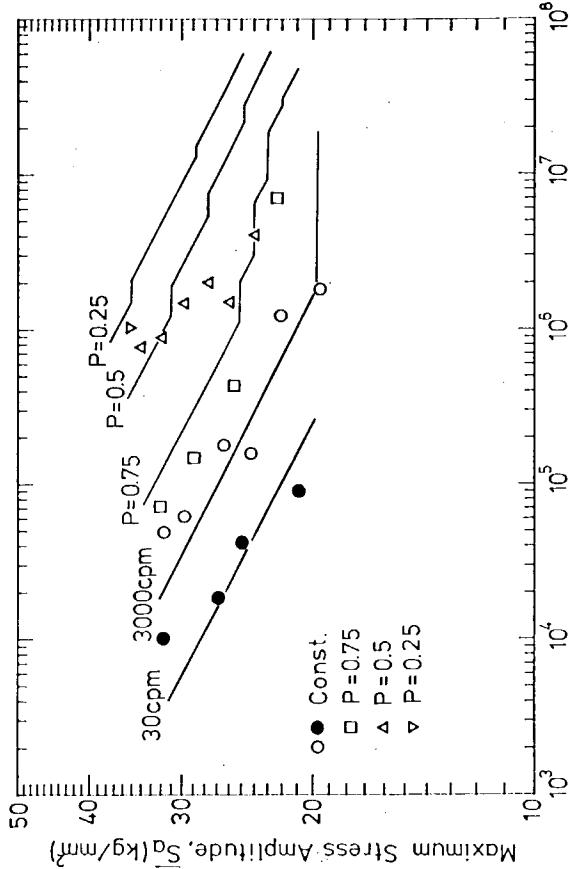


図 1.3.5 Haibch の方法による疲労寿命
線図と試験結果の比較

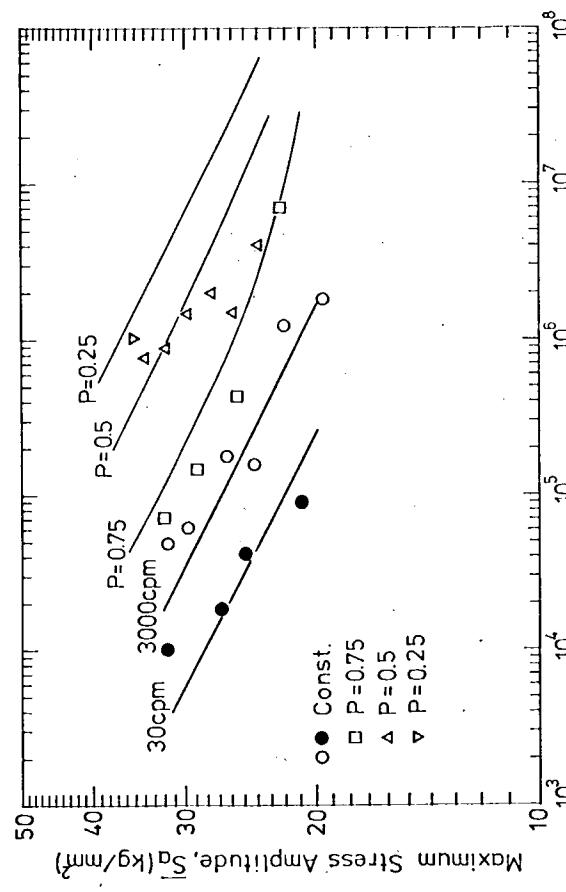


図 1.3.6 修正Miner 法による疲労寿命
線図と試験結果の比較

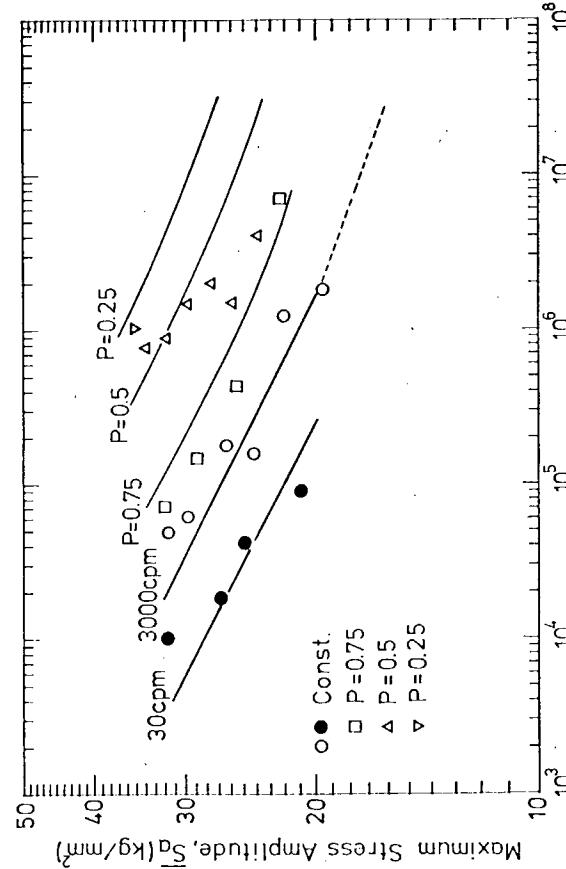


図 1.3.7 新モデルによる疲労寿命線図と
試験結果の比較

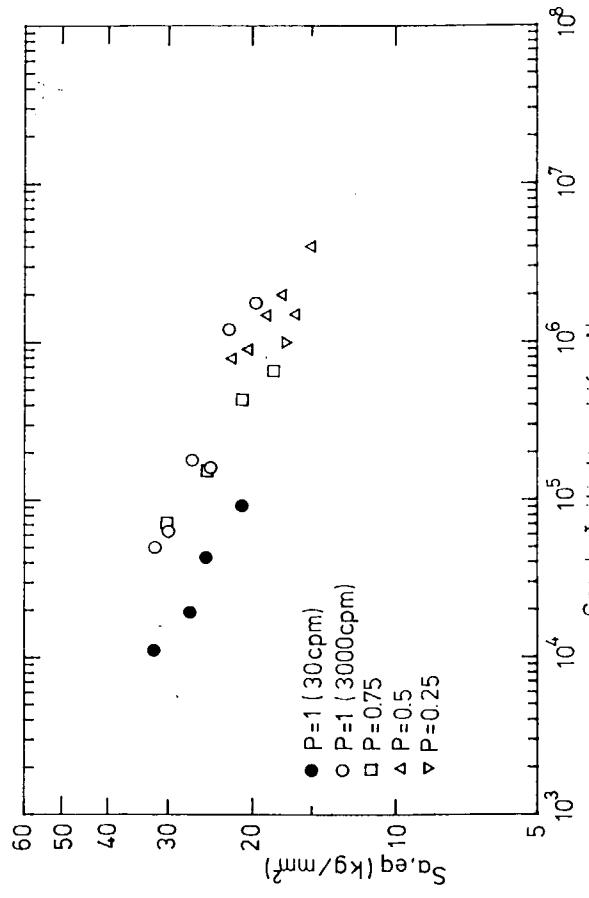


図 1.3.10 t^{λ} 平均によると $S_a - N_c$ 図

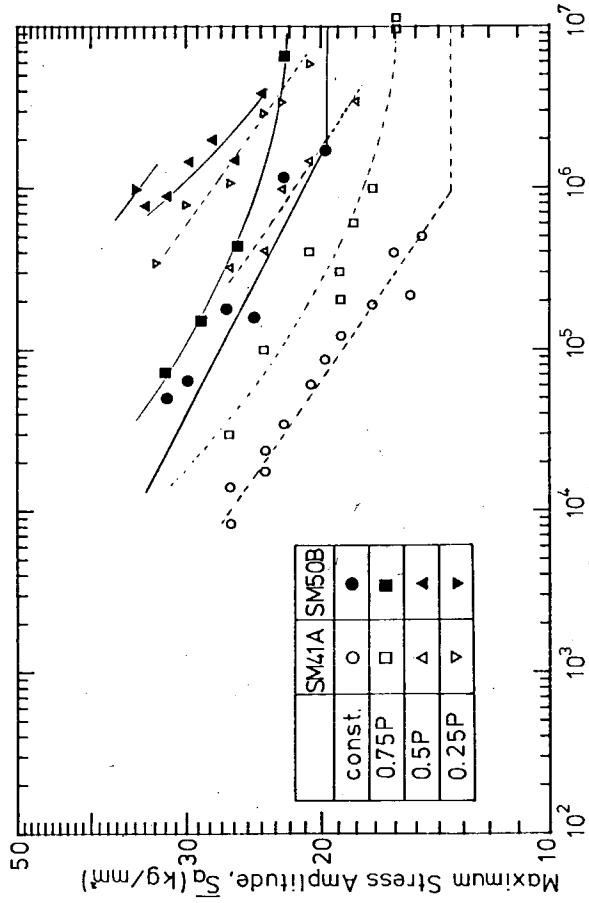


図 1.3.8 SM41A と SM50B の試験結果

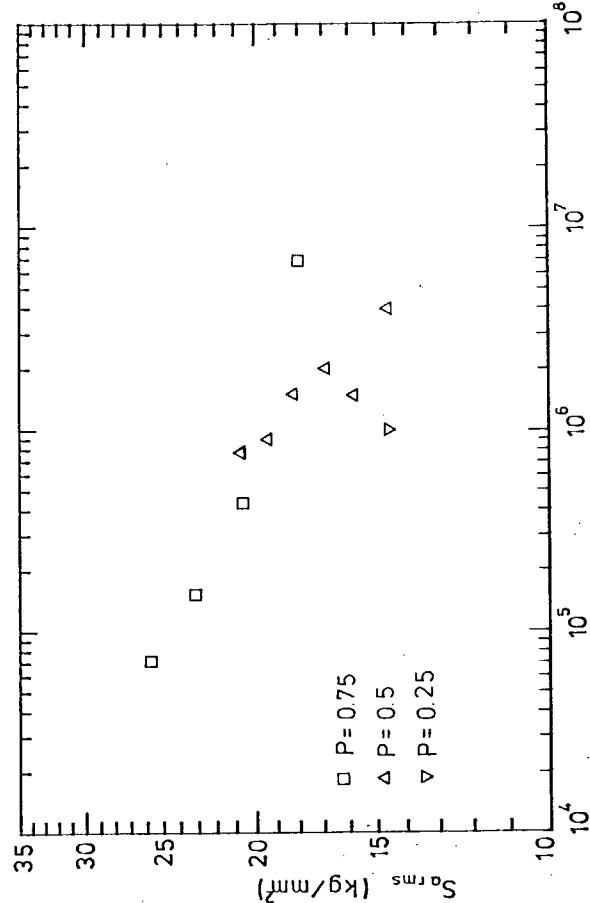


図 1.3.9 RMS 法によると $S_a - N_c$ 図

1.4.1 実験的目的

従来、疲労実験は試験片に一定の振巾をもった応力もしくは歪を与えることによって行なわれることが多い。しかるに実際の構造物に加わる応力又は歪はランダムに変動するものと考えられ、上記のような実験結果から構造物の疲労強度を推定するためには種々の解決すべき問題が残されているものと考えられる。

例えばランダム荷重下の疲労強度推定にはいわゆるマイナー則が使われるのが普通であるが、マイナー則は必ずしも確立した方法ではなく、疲労限の取扱いなど検討すべき問題も多い。

そこで本実験では、できるだけ実際の負荷状態に近いランダム荷重をコンピューターにより作り出し、試験片に負荷することによってランダム荷重下における疲労強度を求めいる。本実験の結果を一定応力(歪)下で得られた実験結果をベースに検討することによってランダム荷重下の疲労強度のアルゴリズムを調べるのが本研究の目的である。

1.4.2 実験

(1) ランダム荷重の作成

ランダム荷重を作り出すため、マイクロコンピューター(ソード社製、CPUはイニテル8080を使用)を中心に図1.4.1に示すようなシステムを構成した。一般にランダム波A(t)は次のように表示できる。

$$A(t) = \sum_{i=1}^{\infty} a_i \cos(w_i t + \epsilon_i) \quad (1.4.1)$$

ここで、t : 時間

a_i : ランダム波において周期 w_i の波が有するエネルギーと解せられ、ランダム波が有するパワースペクトラムから求められる。

ϵ_i : ランダム性を表すパラメータで、一般に乱数より求められる。

コンピューターによるシミュレーションの場合、(1.4.1)式右辺の級数の項数を有限に留めることによって近似するのが普通である。すなわち

$$A(t) = \sum_{i=1}^n a_i \cos(w_i t + \epsilon_i) \quad (1.4.2)$$

このとき、次のような問題がある。

- (i) スペクトラムをどのように分割するか
- (ii) 級数の項数を有限にしたため、必然的に起る周期性をどのように回避するか

本研究では上記二点を解決するために(1.4.2)式にいくつかの改良を加え検討を行なっている。

本システムでは、一定の時間間隔(通常100msec ~ 200msec)毎にランダム波を計算し、D/A変換機を介して疲労試験機に送りこみいわゆるリアルタイムの制御を行なっている。

図1.4.2はこのようにして作られたランダム波のタイムヒストリー例を示したものである。図1.4.3はこのようなランダム波のプロセスとしての確率頻度分布を示している。図より本ランダム波はノーマルランダムプロセスとみなせることを示している。図1.4.4は作成されたランダム波の振巾の確率頻度分布の一例である。図より振巾の分布はRayleigh分布によりよく近似できることが判る。これはランダム波作成のために使用したスペクトラムのnarrownessに起因するものである。本研究では疲労実験に先立ち連続7時間ランダム波を作成し、一時間毎にタイムヒストリーおよび、各確率分布を求め

次の確認を行なった。

(i) 本システムの random 波には周期性がないこと

(ii) 各確率パラメターが時間と共に変動しないこと

(2) 疲労実験

図 1.4.5 に実験に使用した試験片の形状を示す。試験片の材料は本部会の昨年の実験を考慮し KAK 鋼を使い、加工歪を除去するため真空熱処理を行なっている。なお本試験片の応力集中率は 1.09 であった。

実験では平均応力 0 (つまり $R = -1$) のランダム荷重を加えている。計測項目として次の量を一定時間間隔 (通常、1 時間) 毎に計測を行っている。

(i) 入力波形

(ii) ロードセルより実際に加わる力の波形

(iii) 最小断面部の直径変化

1.2.3 実験結果

実験の結果を表 1.4.1 に示す。表には加えられたランダム波形の大きさを表す代表値としてランダムプロセスの標準偏差値を用いた。又亀裂発生回数は最小断面直径変化より求めた。

1.2.4 考 察

(1) 理論的背景

ランダム疲労強度において Miner 則が成立するものとする。このとき、疲労被害度 D は次のように表すことができる。

$$D = \sum \frac{n_i}{N_i} \quad (1.4.3)$$

ここで n_i は振巾 S_i の応力がくり返された回数、 N_i 、振巾 S_i がくり返された時の破断回数 (1.4.3) 式は次のような積分表示で表すことができる。

$$D = \int_1^{N_o} \frac{dn}{N} \quad , N_o : 応力振巾の数 \quad (1.4.4)$$

(1.4.4) 式の N は、応力 S の関数として次のように表わせるものとする。

$$N = K / S^m \quad (1.4.5)$$

ここで、 K , m は材料定数で、定振巾の疲労実験より得られる。S-N 曲線に対応する。

次に応力は narrow なスペクトラムに対応するノルマルランダムプロセスを構成するとすれば、応力振巾の確率密度関数 $P(S)$ は Rayleigh 分布で近似することができる

$$P(S) = \frac{S}{\sigma_s^2} \exp \left\{ -\frac{S^2}{2\sigma_s^2} \right\} \quad (1.4.6)$$

ここで σ_s^2 は応力 Process の分散を表す。

と表すことができる。したがって合計 N_o の応力振巾を考える場合、その振巾が S と $S + ds$ の間にある振巾の個数 dn は次のように表すことができる。

$$dn = N_o \frac{S}{\sigma_s^2} \exp \left\{ -\frac{S^2}{2\sigma_s^2} \right\} ds \quad (1.4.7)$$

(1.4.4) 式の N , d_n に (1.4.5) 式、(1.4.7) 式を代入すれば次式を得る。

$$D = \frac{N_0}{K\sigma_s^2} \int_{S_{th}}^{\infty} s^{m+1} \exp \left\{ -\frac{s^2}{2\sigma_s^2} \right\} ds \quad (1.4.8)$$

ここに S_{th} は疲労限を表す。

(1.4.8) 式の積分は不完全 Gamma 関数で表すことができ

$$D = \frac{N_0}{K} (\sqrt{2}\sigma_s)^m \Gamma \left(\frac{m+2}{2}, \frac{S_{th}^2}{2\sigma_s^2} \right) \quad (1.4.9)$$

もし、疲労限を無視できるとすれば、(1.4.9) 式の Γ は Gamma 関数と/or ことができ

$$D = \frac{N_0}{K} (\sqrt{2}\sigma_s)^m \Gamma \left(\frac{m+2}{2} \right) \quad (1.4.10)$$

(1.4.10) はランダム荷重下においても、荷重の代表値 σ_s とくり返し回数の間に指數関数の関係があることを示している。

(2) 実験結果の検討

図 1.4.6 は、本委員会の 52 年度の研究として阪大において実施された丸棒試験片（形状は本研究のものと同じ）による引張、圧縮疲労実験の結果をプロットしたものである。図の直線は、これらのデータから最小自乗法により実験結果を直線近似したものである。計算の結果 (1.4.5) 式の m 、および K は次のように求められた。

$$K = 1.70 \times 10^{17}, m = 9.3 \quad (1.4.11)$$

以上のようにして求められた K 、 m を (1.4.10) に適用すればストレスランダムプロセスの大きさ (σ_s) に対応した疲労寿命を求めることができる。表 1.4.2 に実験に用いられたストレスランダムプロセスに対応する疲労寿命を求め、実際の破壊寿命との比較を行なっている。

表にみるとおり (1.4.10) 式による寿命予測の結果はあまり実験値とはよく合っていない。これには多くの原因が考えられるがもっとも大きな原因是 (1.4.11) 式の K 、 m 値の評価方法にあるものと考えられる。つまり図 1.4.6 の実験値は全て応力振幅が 20 kg/mm 以上のものであるのに反し、本研究で適用されたストレスランダムプロセスに表れる応力振幅の大半が 20 kg/mm 以下である所で問題がある。(最も Process の標準偏差が大きい $\sigma_s = 15.3$ の場合でも、全体の振幅のうち 56 % のものが 20 kg/mm 以下である。) したがって寿命予測のための K 、 m 値は 20 kg/mm よりかなり低いレベルの応力振幅に対応した実験結果を含めて評価すべきものと考えられる。

次に疲労強度を決定する三つのパラメータ K 、 m 、 S_{th} について、疲労強度に与える影響度について検討を行なってみた。図 1.4.7 は σ_s が 11.3 kg/mm の場合に、疲労限を変化させ、その推測値の変動をみてみたものである。((1.4.9) 式により) 図にみると、 20 kg/mm といった大きな疲労限を考えても推測値にはほとんど変動がないのが判る。つまり、本研究で適用している程度のストレスランダムプロセスの場合は疲労限を無視してもほとんど影響がないことが判る。

次に図 1.4.8 は (1.4.11) 式の m 値の近傍で m 値を変化させてみたものである。図にみると m 値の推測値に与える影響は非常に大きい。ただし S-N 曲線を近似する場合には m を変化させるに従って、自動的に K の値を変化させる必要があり図 1.4.8 のようなドラスチックな変化は起らないが m の値を 9.3 から 8.5 に変えることによって評価された Q 値の相対的なバラツキが半分程度に減ることに注目すべきであって、疲労強度推定において m 値をいかに決定するかは大きな意味をもつているのが判る。

(表 1.4.2 参照)

1.4.5 結論

実際の荷重状態をシミュレートしたランダムプロセスをコンピュータにより作り出し、疲労実験を行なった。実験の結果を要約すると次のようになる。

- (i) 疲労実験から求めた S-N 曲線に Miner 則を適用し、類推した疲労強度は実験値と必ずしもよい一致をしなかった。
- (ii) これにはいろいろな原因があると考えられるが、第一に考えられるのは疲労実験が応力振巾 $20\text{kg}/\text{mm}$ 以上といった比較的高いレベルでのものであるのに反し、本実験のランダムプロセスの場合、大半の応力振巾が $20\text{kg}/\text{mm}$ 以下であり、もう少し低いレベルの応力振巾における実験値を加える必要がある。
- (iii) S-N 曲線の評価に際しては特に m 値の評価が重要であり、疲労強度推定に重要な意味を持っている。
- (iv) 疲労限については、極端に低い応力レベルの場合を除き影響度は低いものと考えられる。

表 1.4.1 実験結果

| Specimen | Load (S.Deviation) | Stress (S.Deviation) | Crack initiation | remark |
|----------|-----------------------------------|-------------------------|---------------------|-----------|
| R-1 | $-350\text{kg} \sim 350\text{kg}$ | 7.6kg/mm | 4.15×10^5 | 応力変動若干あり。 |
| R-2 | $-520\text{kg} \sim 520\text{kg}$ | 11.3 // | 1.50×10^5 | |
| R-3 | $-706\text{kg} \sim 706\text{kg}$ | 15.3 // | 5.63×10^4 | |
| R-4 | $-603\text{kg} \sim 603\text{kg}$ | 12.0 // | 2.64×10^5 | |
| R-5 | $-539\text{kg} \sim 539\text{kg}$ | 10.7 // | 3.74×10^5 | |

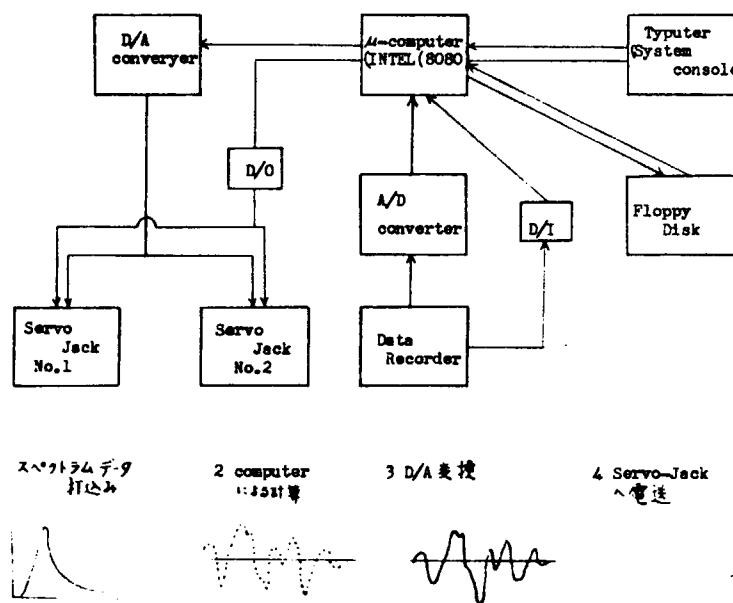


図 1.4.1 Random Motion 発生 System

表 1. 4. 2 疲労寿命の推定

| Specimen | Stress level σ_s (kg/mm ²) | no. of cycles Nc(measured) | no. of cycles Nc(estimated) | Q^{*1} | Q^{*2} Q(modified) |
|----------|--|-------------------------------|--------------------------------|----------|-------------------------|
| R - 1 | 7.6 | 4.15×10^5 | 3.29×10^5 | 1.26 | — |
| R - 2 | 11.3 | 1.50×10^5 | 1.63×10^4 | 9.2 | 0.53 |
| R - 3 | 15.3 | 5.63×10^4 | 9.47×10^2 | 57.8 | 2.61 |
| R - 4 | 12.0 | 2.64×10^5 | 9.33×10^3 | 28.3 | 1.55 |
| R - 5 | 10.7 | 3.74×10^5 | 2.71×10^4 | 13.8 | 8.3 |

*1. $Q = N_c(\text{measured}) / N_c(\text{estimated})$, where $K = 1.7 \times 10^{17}$, $m = 9.3$

*2. $Q = (\text{modified}) = N_c(\text{measured}) / N_c(\text{estimated})$, where $K = 1.7 \times 10^{17}$, $m = 8.5$

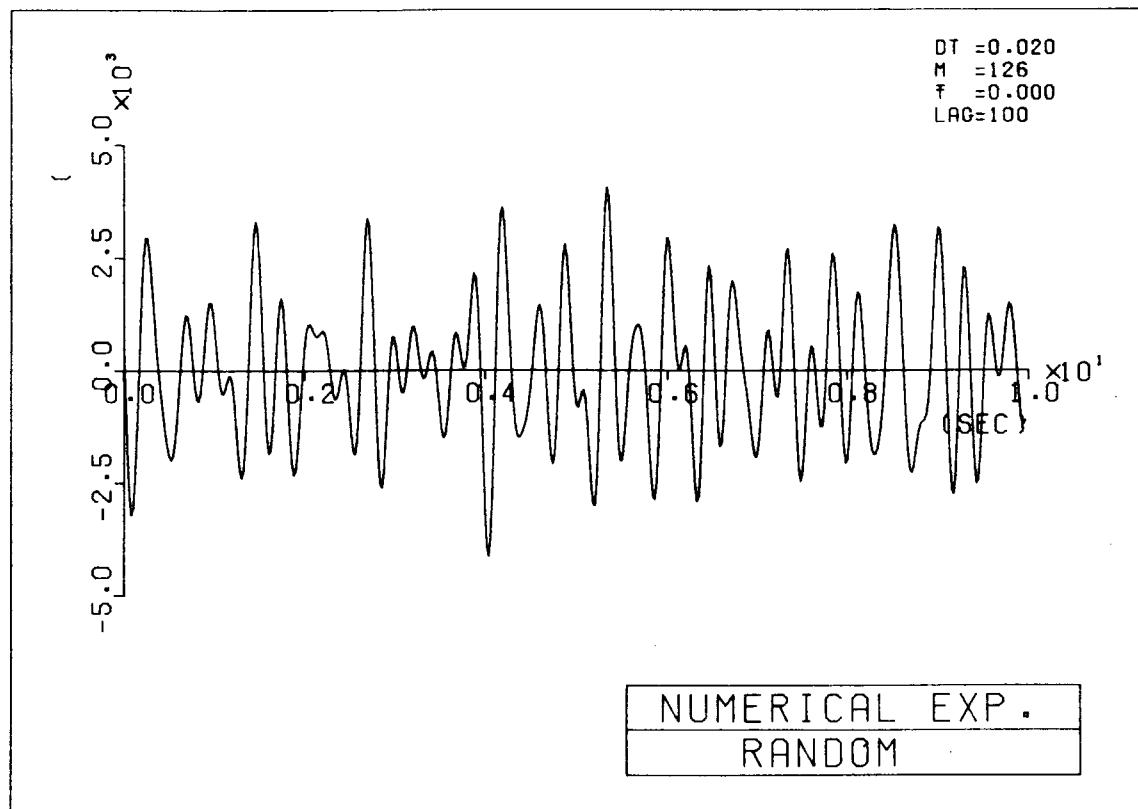


図 1.4.2 Pandom Load Time History

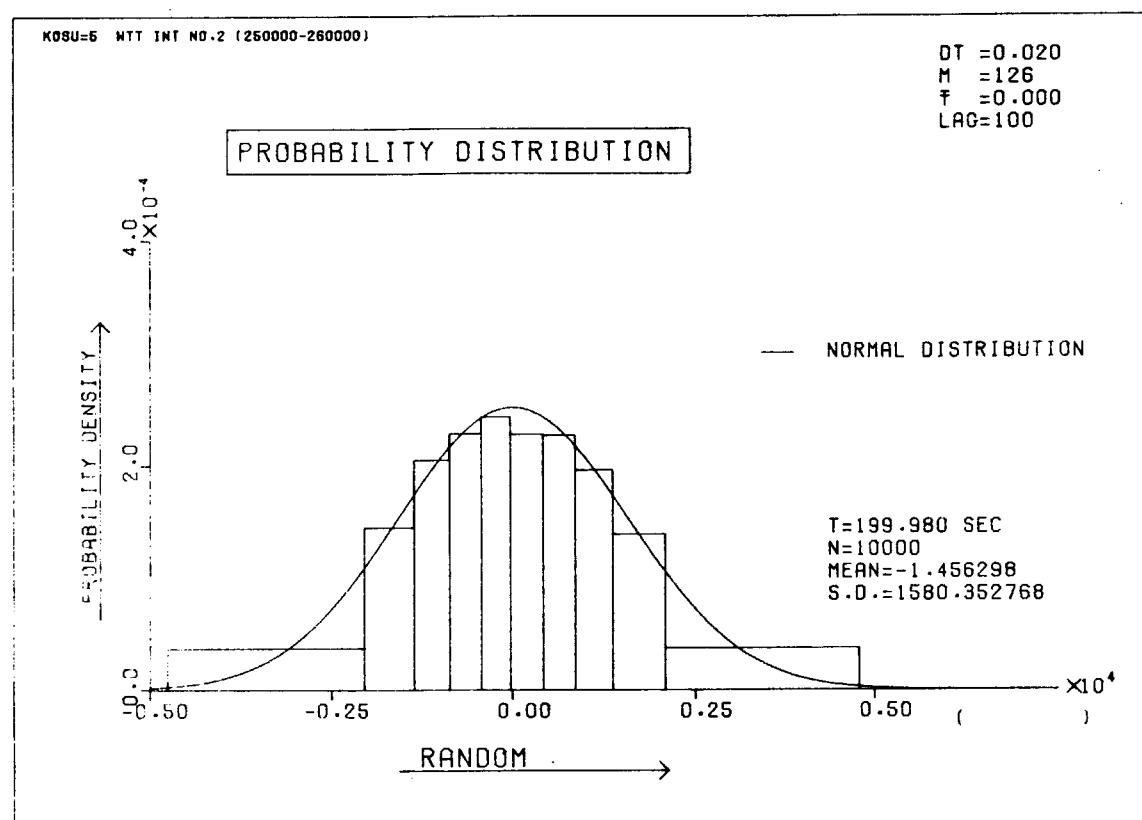


図 1.4.3 Probability Distribution of Process

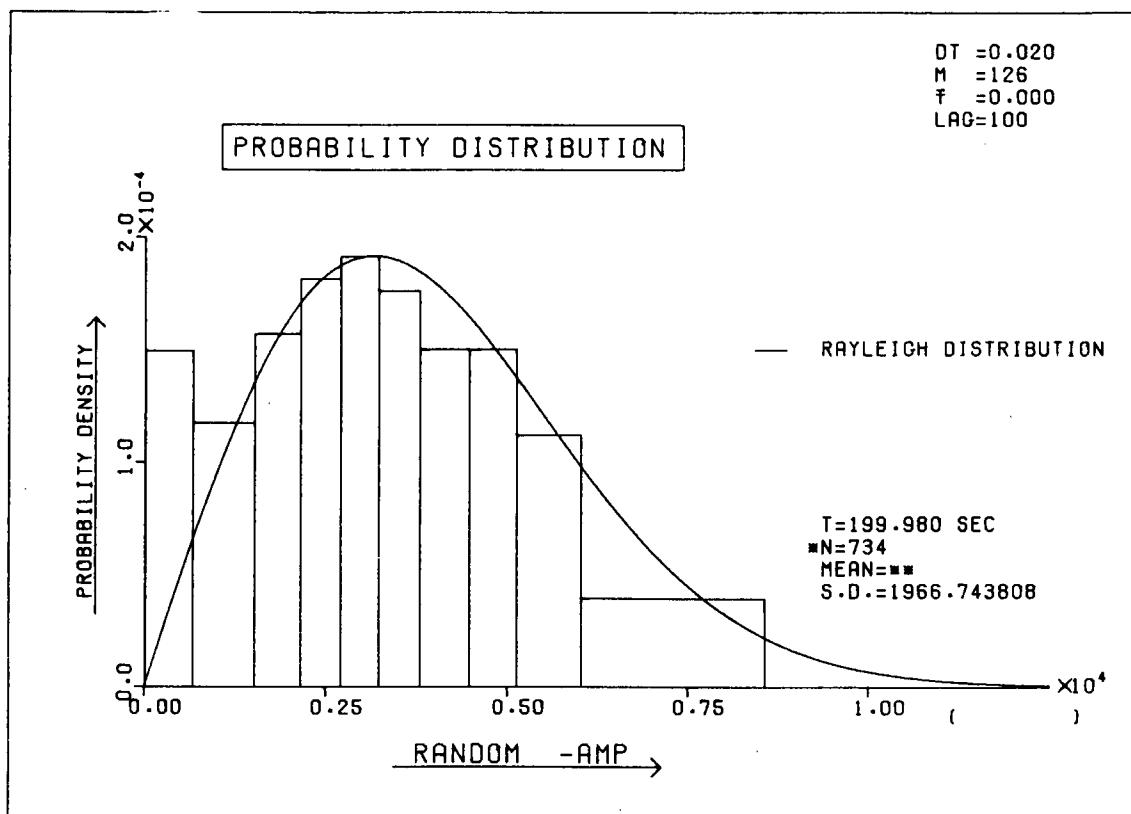


図1.4.4 Probability Distribution of Amplitude

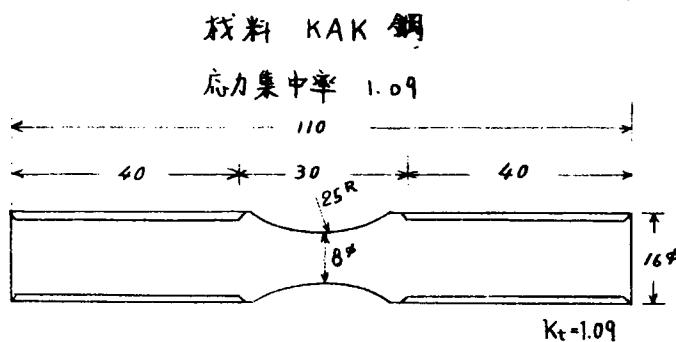


図1.4.5 試験片

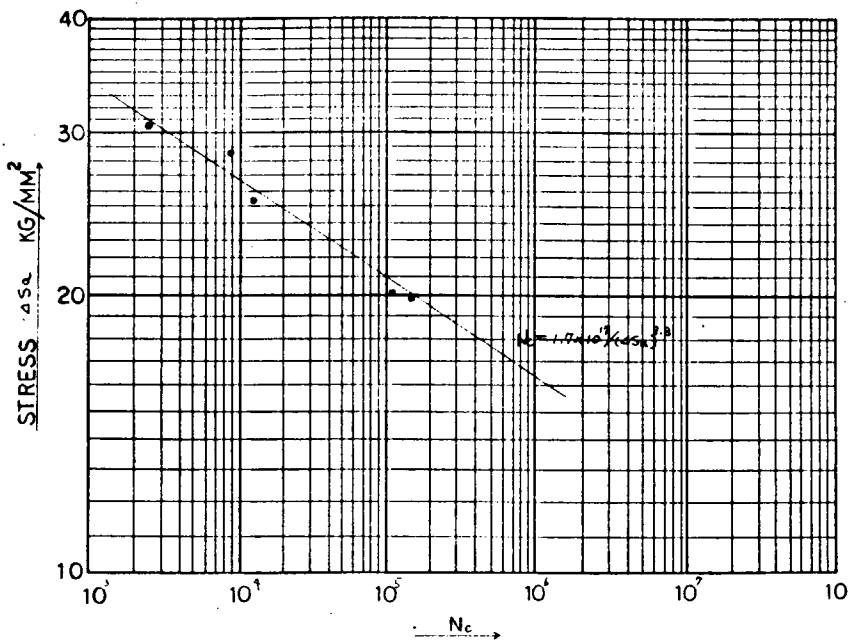


図 1.4.6 丸棒歪制御実験結果 ($R = -1$)

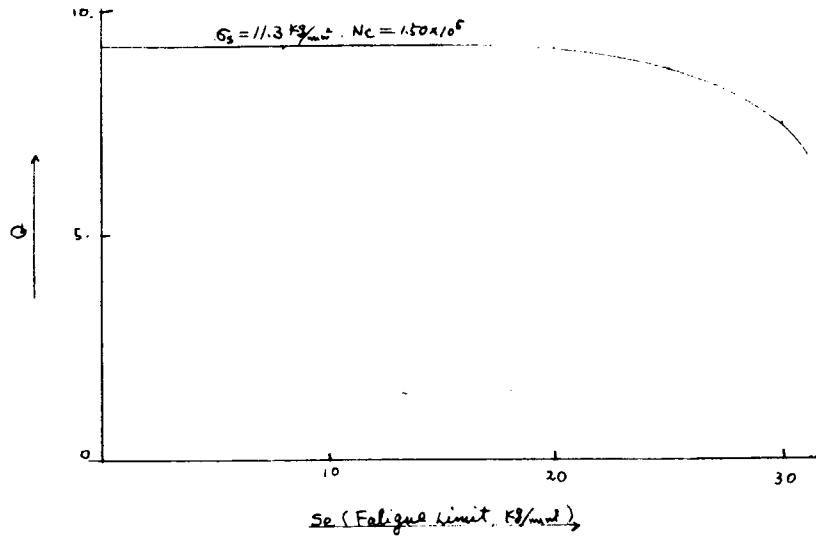


図 1.4.7 疲労限の影響

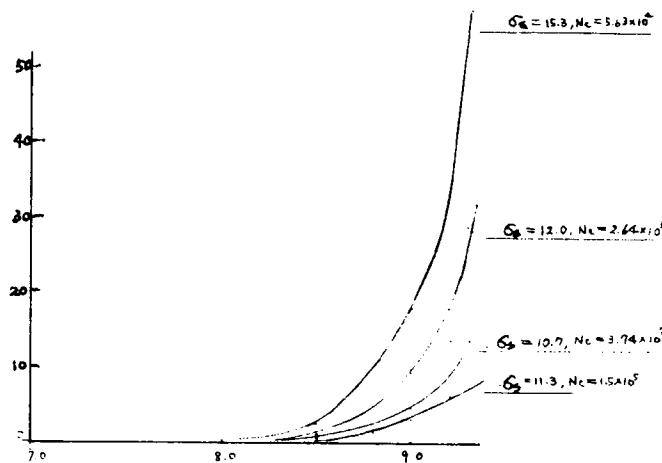


図 1.4.8 m 値の影響

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

(大阪大学)

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明らかにし、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。昨年度の研究結果により、同一の条件で作製した試験片でもその試験片継手部形状(目違い、角変形)に差異があり、そのため疲労強度にかなりばらつきがあることが明らかになった。本年度は主としてこれを解明するために、機械加工により溶接継手試験片と同じ形状の試験片を作製し、実際の溶接継手の疲労強度と比較検討した。

2.1.2 試験

(1) 試験片

実験に使用した鋼材は公称板厚10mmおよび30mm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並びに機械的性質を表2.1.1に示す。試験に用いた試験片は3種類で、それらは疲労試験に用いた切欠試験片(十字すみ肉溶接継手を模擬した切欠試験片)、ステップ・テストに用いた切欠平板試験片、静的引張り試験に用いた切欠平板試験片でこれらの形状および寸法をそれぞれ図2.1.1(a)、(b)、(c)に示す。疲労試験用の切欠試験片(a)は、機械加工により昨年度使用した実際の溶接継手試験片を模擬したものである。切欠部の形状、寸法は、十字すみ肉溶接継手試験片の余盛形状を実測して得た止端半径 ρ 、立上り角 θ などから、それらの最頻値($\rho = 0.5\text{ mm}$ 、 $\theta = 35^\circ$)を用いて決めた。なお、目違いおよび角変形の量はすべて零とした。板幅、板厚は十字すみ肉溶接継手試験片と同じであるが、交叉板は片側の板厚25mmであることから、この形状に対しては疲労強度におよぼす交叉板の影響は少ないと考えて除いた。試験片は板厚30mmの鋼板から機械加工により仕上げた。

(b)、(c)の切欠平板試験片は、溶接継手余盛止端部およびその近傍の歪を測定する目的で、(a)切欠試験片の切欠部を6倍に拡大した相似な切欠形状をもつ試験片で、その切欠部の応力集中係数はすべて同じ値(軸荷重に対して $K_t = 2.24$)である。

(2) 試験方法

十字すみ肉溶接継手を模擬した切欠試験片の疲労試験、および切欠平板試験片のステップ・テストには、油圧式低速度繰返し荷重試験機を用いた。毎分の繰返し数は約20回、荷重波形は三角波形で、第一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。

疲労試験は、破断荷重 N_f が $N_f \leq 10^5$ 回の範囲で軸力の完全両振り定荷重で行ない、ステップ・テストは切欠底歪範囲 $\Delta \epsilon_y$ が $\Delta \epsilon_y \leq 0.02$ の範囲で切欠底歪を一定に制御した軸力の完全両振り定歪で行なった。ステップ・テストでは、まず $\Delta \epsilon_y = 0.0012$ 程度の歪を約2000回加え、以後は荷重がほぼ安定したところで歪幅を少しずつ増加させたが、1ステップ当たりの繰返し数は公称応力 S_a が $S_a \leq 20\text{ kg/mm}^2$ では約1000回、 $20 < S_a \leq 25\text{ kg/mm}^2$ では5000回、 $25 < S_a \leq 30\text{ kg/mm}^2$ では

500回～100回、 $S_a < 30 \text{ kg/mm}$ では数十回であった。

疲労試験の歪の計測は、十字すみ肉溶接継手を模擬した切欠試験(a)の両表面切欠底R止まりから2.6mmの位置に、板両縁から3mm、および板幅中央部の計6点に2方向歪ゲージ(KFC-2-D16)を貼付し、亀裂発生まで連続的に計測した。

試験片(b)を用いたステップ・テストでの歪の計測は、板両表面の切欠中央部の切欠底(歪集中が最大の点)およびその位置から6mm、15mm離れた位置に荷重方向にゲージ長さ1mmの歪ゲージ(KFR-1-C1)を貼付し、切欠底から45mm離れた位置にゲージ長さ2mmの歪ゲージ(KFE-2-C1)を貼付して荷重方向の歪範囲 $\Delta \varepsilon_y$ を測定した。もう一枚の試験片では切欠中央部に荷重と直角方向にゲージ長さ1mmの歪ゲージを貼付して荷重と直角方向の歪範囲 $\Delta \varepsilon_x$ を測定した。

切欠平板試験片(c)の静的引張り試験の歪計測は荷重方向歪 ε_y が0.002程度までは切欠底およびその近傍に貼付した歪ゲージ(KFR-1-C1、KFE-2-C1)で行ない、それ以上の歪に対しては、板側面に貼付したモワレ格子(GS200D)を写真撮影し、それを10倍に引き伸して焼つけた後プロジェクターでさらに10倍に拡大して格子10本分(約1.2mm)の間隔を直接読み取ることにより測定した。

2.1.3 試験結果および考察

(1) 十字すみ肉溶接継手を模擬した切欠試験片の疲労試験

十字すみ肉溶接継手を模擬した切欠試験片の疲労試験結果を表2.1.2に示す。

(a) 疲労亀裂発生および伝播状況

疲労亀裂はすべて余盛止端に相当する切欠底R止まり付近から発生し、その発生点はすべて板外縁からであった。亀裂発生後は切欠(余盛止端)に沿って板幅方向へ進展したが、亀裂長さがかなり短いうちに残りのすべての板外縁からも新たに亀裂が発生し、進展して板幅中央部で連続した。両表面の亀裂が板幅方向に伝播し終えた後は、一方の表面の亀裂が板厚方向に進展して破断に至り、他方の亀裂は板厚方向に1mm程度しか伝播しなかった。昨年度の溶接継手の場合には、今年度と同様な状況を示した試験片の他に、亀裂が片面からのみ発生、伝播し破断に至った試験片の2種類が得られた。

上述した亀裂発生、伝播並びに破断の様子の模式図を図2.1.2に示す。疲労亀裂は繰返しのわずかな間に4隅全部から発生していることから考えて、今回の疲労試験では試験片断面に軸荷重のみがほぼ均等に加わっているものと推定できる。

(b) 疲労亀裂発生寿命 N_c および破断寿命 N_f

図2.1.3に板両表面の繰返し中の荷重方向歪範囲 $\Delta \varepsilon_y$ の分布挙動を示す。図によれば、繰返しの初期から亀裂発生に至るまで、板の面外曲げ歪の割合はほとんどなく、またこの様子が繰返し中ほとんど変化していないことがわかる。

図2.1.4に各試験片の両表面の板幅方向の歪範囲 $\Delta \varepsilon_y$ の分布状態を試験開始直後、亀裂発生のはば半分、および亀裂発生の直前について示す。

試験開始直後は、すべての試験片について $\Delta \varepsilon_y$ は板幅方向にほぼ一様に分布しているが、荷重の繰返しについて幾分分布状態の変化しているものもある。しかし溶接継手試験片の場合と比べると変化の割合はかなり小さい。

図2.1.5に繰返し中の歪範囲 $\Delta \varepsilon_y$ の挙動の一例を、図2.1.6には繰返し中の板幅方向の歪範囲 $\Delta \varepsilon_x$ と荷重方向の歪範囲 $\Delta \varepsilon_y$ との比 $\Delta \varepsilon_x / \Delta \varepsilon_y$ の繰返し中の挙動を示す。図2.1.6によれば、 $\Delta \varepsilon_x / \Delta \varepsilon_y$ の値は0.2から0.3の範囲にあり、これは十字すみ肉溶接継手試験片の面外曲げ歪成分の小さかったAタイプ試験片の値とほぼ等しい。

図2.1.7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 S-N 線図を示す。図中には平滑平板試験片、十字すみ肉溶接継手試験片、および $K_t = 2.2$ の両側切欠付平板試験片（十字すみ肉溶接継手を模擬した切欠試験片とほぼ同じ応力集中係数をもつ平板試験片で、板厚 6 mm、板幅 190 mm の平板の両側から、半径 17.5 mm の U 型切欠を 55 mm の深さで入れたもの）の両振り軸荷重試験結果も合せて示した。

図によれば、十字すみ肉溶接継手を模擬した切欠試験片の $S_a - N_c$ 曲線は、十字すみ肉溶接継手の高寿命側の曲線にはほぼ一致している。十字すみ肉溶接継手試験片のうち低寿命側にあるものは、疲労試験中の面外曲げ歪の割合が高寿命側のものより大きい試験片であった。また余盛止端部形状については高寿命側のものと低寿命側のものとで明らかな差は見られなかった。今年度の試験片は、切欠形状は余盛止端部形状の最頻値とし、面外曲げ歪成分を除くため目違いおよび角変形量を零とした形状としており、その疲労試験結果がほとんどばらつかず高寿命側の結果（溶接継手試験片のうち、曲げ歪成分の少ない試験片）に一致するということは、低寿命側の試験片の寿命の低下が主として、面外曲げ荷重の影響によるものであることが推定できる。（溶接継手試験片のうち、低寿命側にあるものはすべて片側表面からのみ亀裂が発生進展しており、反対側表面からは全く亀裂は発生していないが、高寿命側にある試験片の多くは両表面から亀裂が発生しており、これは今年度の試験結果にはほぼ一致している。）

十字すみ肉溶接継手試験片と両側切欠付平板試験片の疲労強度を比較すると、同じ応力集中係数の試験片であるにもかかわらず、両側切欠付平板試験片の方が応力にして 2 kg/mm^2 程度強度が低下している。この原因としては、U型切欠と Fillet 型切欠という切欠形状の差異あるいは切欠底の応力勾配の相異等が考えられるが、両側切欠付平板試験についてデータ数も少く、この現象に対する定性的ならびに定量的根拠は今のところ明らかでなく、現在も検討中である。

(2) ステップ・テスト

十字すみ肉溶接継手を模擬した切欠試験片の疲労寿命が溶接継手試験片の疲労寿命と一致したことから、模擬切欠試験片の切欠底と溶接継手試験片の余盛止端とはほぼ同じ応力・歪状態が繰り返されているものと考えられる。そこで模擬切欠試験片の切欠底の歪を測定することによって、十字すみ肉溶接継手の公称応力と余盛止端の関係を推定するため、前節で述べた十字すみ肉溶接継手を模擬した切欠試験片(a)の切欠形状を 6 倍に拡大して、切欠底の歪挙動を測定し得るよう相似形状の試験片(b)を用いてステップ・テストを行なった。

図 2.1.8 に切欠底および切欠底から 6 mm、15 mm、45 mm 離れた位置での荷重方向歪の片振幅 $\Delta \varepsilon_y / 2$ と公称応力片振幅 S_a の関係を、図 2.1.9 には切欠底における荷重と直角方向歪の片振幅 $\Delta \varepsilon_x / 2$ と公称応力の関係を示す。図中にはこの切欠試験片とほぼ同じ応力集中率を有する両側切欠付平板試験片 ($K_t = 2.2$) の結果も加えてある。両側切欠付平板試験片については疲労試験結果もプロットしてあるが、公称応力と切欠底歪の関係はステップテストとよく一致している。溶接継手を模擬した切欠試験片と両側切欠付平板試験片では、切欠底歪片振幅 $\Delta \varepsilon_y / 2$ が 0.004 程度となるまでは両者の値はよく一致しており、 $\Delta \varepsilon_y / 2 > 0.004$ では次第に溶接継手を模擬した切欠試験片の歪の方が大きくなる傾向にある。

また公称応力 S_a と相当歪片振幅 $\Delta \varepsilon_{eq} / 2$ の関係は図 2.1.10 に示すようになった。図中の破線、一点鎖線はそれぞれ Neuber の式、Stowell の式を用いて推定した $K_t = 2.24$ に対する公称応力と切欠底相当歪の関係である。実験値は相当歪片振幅 $\Delta \varepsilon_{eq} / 2$ が $\Delta \varepsilon_{eq} / 2 < 0.007$ の場合には両方の推定曲線よりも歪が小さく、 $\Delta \varepsilon_{eq} / 2 > 0.008$ では Neuber の推定曲線と Stowell の推定曲線の中間となっている。なお、Neuber 式、Stowell 式では $K\sigma_{eq}$ 、 $K\varepsilon_{eq}$ を次式で定義した。

$$K\varepsilon_{eq} = \frac{\Delta \varepsilon_{eq} \cdot E}{2 \cdot S_a} \quad , \quad K\sigma_{eq} = \frac{\Delta \sigma_{eq}}{2 \cdot S_a}$$

$K\sigma_{eq}$ 、 $K\varepsilon_{eq}$ と S_a の関係を図 2.1.11 に示す。

図 2.1.12 は十字すみ肉溶接継手試験片および十字すみ肉溶接継手を模擬した切欠試験片について、切欠底から 1.5 mm、4.5 mm 離れた位置での公称応力と荷重方向歪 $\Delta\varepsilon_y/2$ の関係を示したものである。疲労試験での歪の測定位置は切欠底から 2.6 mm 離れた位置であるが、ステップ・テストに用いた試験片寸法に換算すると 1.56 mm 離れた位置に相当する。疲労亀裂発生寿命のほぼ半分の繰返し数での歪値をステップ・テストにおける切欠底から 1.5 mm の歪値と比べると、疲労試験での歪の方が大きいが、疲労試験開始直後の歪値と比べると両者はほぼ一致している。これらの現象の定性的説明ならびに、拡大した模擬切欠試験片を用いて実際の溶接継手の公称応力と余盛止端歪との関係を推定する方法などについては現在検討中である。

(3) 静的引張り試験

図 2.1.1(c) に示した板幅 5 mm、10 mm、30 mm の試験片について静的引張り試験を行なった。

図 2.1.13 にゲージ長さ 1 mm の歪ゲージで測定した公称応力と板幅中央部切欠底歪の関係を示す。

切欠底荷重方向歪が 0.01 程度までは、板幅を変えててもその関係は 3 種類の試験片についてほとんど同じであり、平滑平板の静的応力歪曲線を用いた Neuber、Stowell の推定曲線と実験点との関係は、ステップ・テストの場合の関係とほぼ同じ傾向にある。なお、板側面での切欠底歪と板幅中央部での切欠底歪とは同じである。

図 2.1.14 にモワレ格子で測定した破断に至るまでの公称応力と切欠底歪の関係を示す。図中の模式図に示すように、3 種類の試験片とも最高荷重に達した後、ネッキングを起して破断した位置は切欠底から 40 ~ 100 mm 離れた位置であり、切欠底では最高荷重時の歪 ($\varepsilon_y = 0.3 \sim 0.4$ 程度) 以上には歪は増加しなかった。切欠底に数%以上の歪が生じると、板幅の差異により幾分公称応力と切欠底歪の間に差を生じており、板幅の薄い試験片の方が歪が多く生じている。

図 2.1.15 は切欠底板幅中央部で測定した ε_x と ε_y の比を縦軸に、横軸に ε_y をとって示したものである。図中にはステップ・テストにより得た板幅 10 mm の溶接継手を模擬した切欠試験片の値、および板厚 6 mm の両側切欠付平板試験片の値も示した。板幅 10 mm と 30 mm の切欠試験片の拘束比を比較すると、 ε_y が 0.002 程度となるまでは両者はほぼ等しいが、 ε_y の値が大きくなるにつれ、板幅が 10 mm のものは $14\varepsilon_x/14\varepsilon_y$ が大きくなるが、板幅 30 mm のものは逆に小さくなる傾向があり、板幅中央部での拘束比が強くなっていることがわかる。

図 2.1.16 (a) には、低荷重および高荷重における板幅中央部の切欠底およびその近傍の ε_y の分布の一例を示したものである。図より切欠底から 1.5 mm 以上離れた領域では歪の値は公称歪に等しく、歪集中はほとんど生じていない。また図から、公称歪が弾性域の場合の歪集中が、全断面降伏を起した後の歪集中率よりも大きいことがわかる。このことは、図 2.1.16 (b) に示した切欠底横断面の ε_y の分布においても同様である。

本実験から、十字すみ肉溶接継手の疲労特性および余盛止端の歪挙動を推定するためのいくつかの手掛を得た。今後は更に、これらについての詳細な実験的研究が必要と思われる。

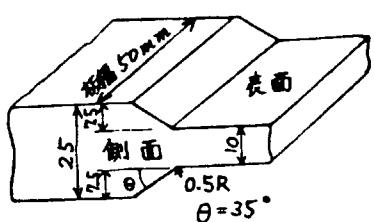
表 2.1.1 材料の化学成分および機械的性質

| 鋼種 | 化 学 成 分 (%) | | | | | 機 機 的 性 質 | | |
|-----|-------------|------|------|-------|-------|-------------------------------------|-------------------------------------|-------------------|
| | C | Si | Mn | P | S | σ_y (kg/mm ²) | σ_B (kg/mm ²) | 伸 δ (%) |
| KAK | 0.12 | 0.20 | 0.99 | 0.015 | 0.009 | 32.0 | 46.0 | 30.0 |

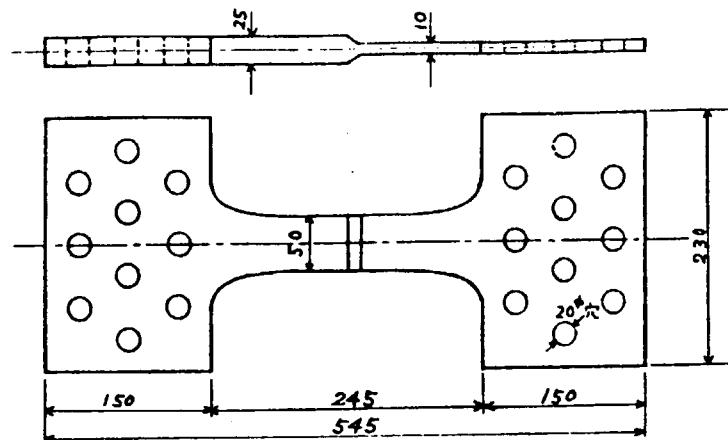
板厚 10 mm、30 mm

表 2.1.2 十字すみ肉溶接継手を模擬した切欠試験片の疲労試験結果

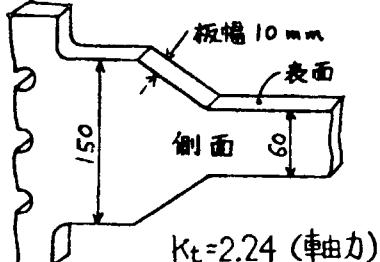
| 試験片番号 | 応力片振幅 S_a (kg/mm ²) | 歪範囲 $4\epsilon_y (1/2N_c)$ (μ) | 亀裂発生線 返し数 N_c (cycles) | 破断線返し 数 N_f (cycles) | 亀裂発生位置 | 亀裂発見時の長さ | 目達 λ (mm) | | 角変形 (°) |
|-------|---|--|-----------------------------------|---------------------------------|--------|----------------|----------------------|------------|------------|
| | | | | | | | 板幅方向へ 4~5 mm | 板幅方向へ 2 mm | |
| 1 | 2.5.0 | 2870 { 3400 | 7800 | 13400 | 板外縁 | 板幅方向へ 4~5 mm | | | |
| 2 | 23.0 | 2300 { 2550 | 16000 | 25800 | 板外縁 | 板幅方向へ 4~5 mm | | | |
| 3 | 21.5 | 2050 { 2300 | 31000 | 47500 | 板外縁 | 板幅方向へ 4~6.5 mm | | | |
| 4 | 19.5 | 1850 { 2000 | 60000 | 83000 | 板外縁 | 板幅方向へ 6~7.5 mm | | | |
| | | | | | | | 0 | 0 | 0 |



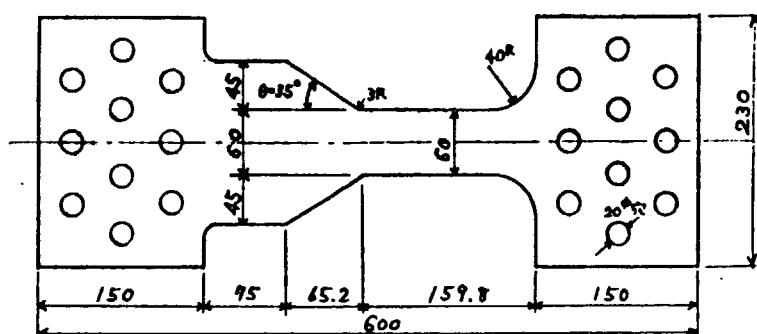
$K_t = 2.24$ (軸力)



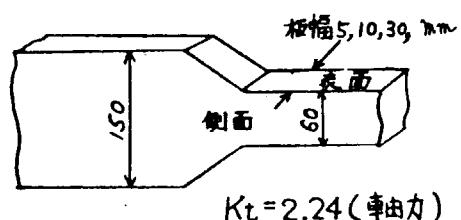
(a) 十字すみ肉溶接継手を模擬した切欠試験片



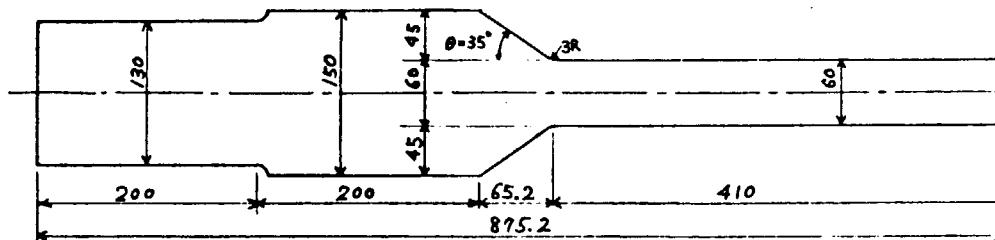
$K_t = 2.24$ (軸力)



(b) 試験片(a)の切欠部を6倍に拡大した形状の試験片(疲労試験用)

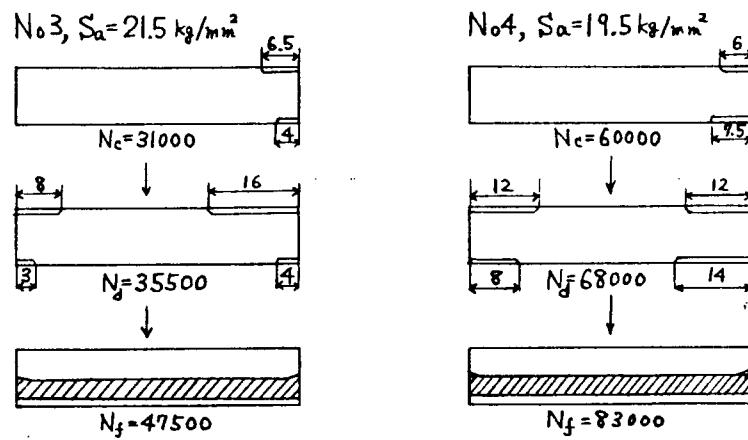
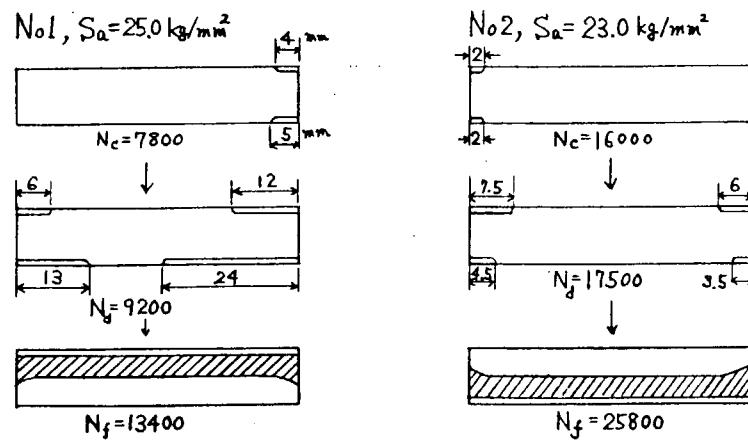


$K_t = 2.24$ (軸力)



(c) 試験片(a)の切欠部を6倍に拡大した形状の試験片(静試験用)

図 2.1.1 試験片形状および寸法



注・ N_d ：亀裂が4隅に発生した時の繰返し数

図 2.1.2 疲労亀裂伝播経路および破断面形状

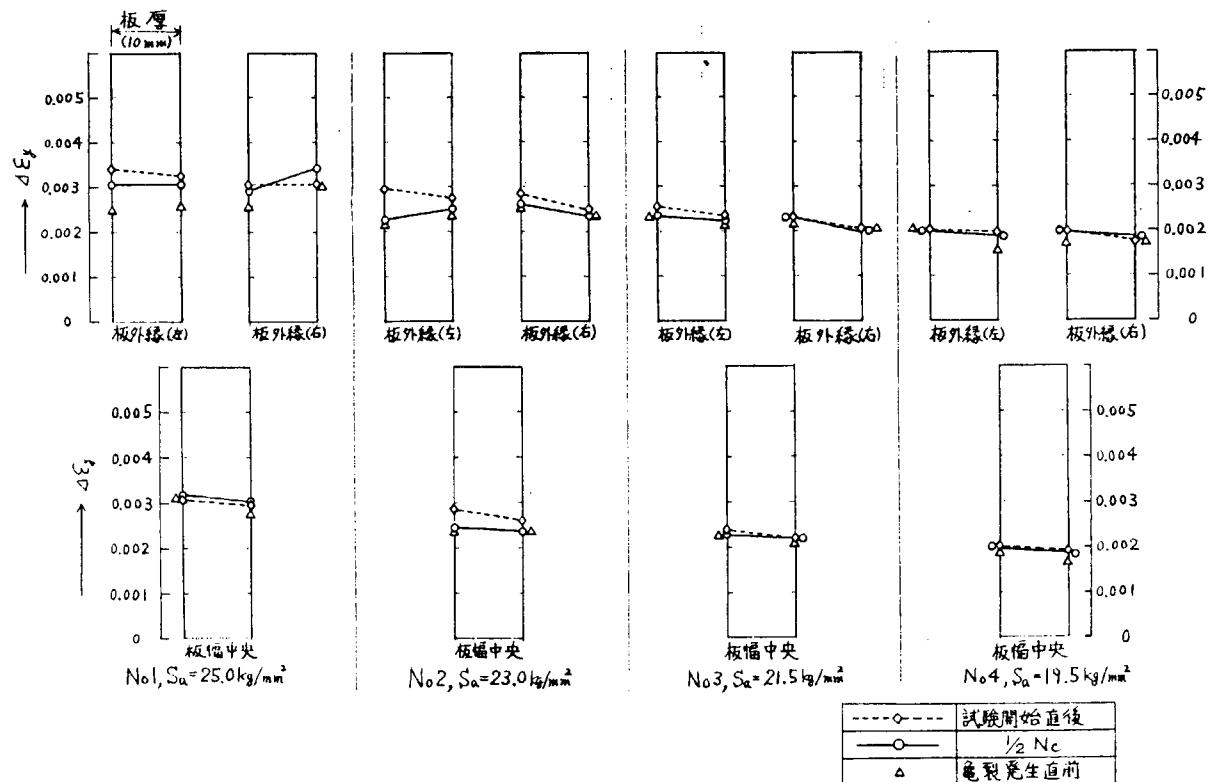


図 2.1.3 試験片面表面における疲労試験中の歪値の比較

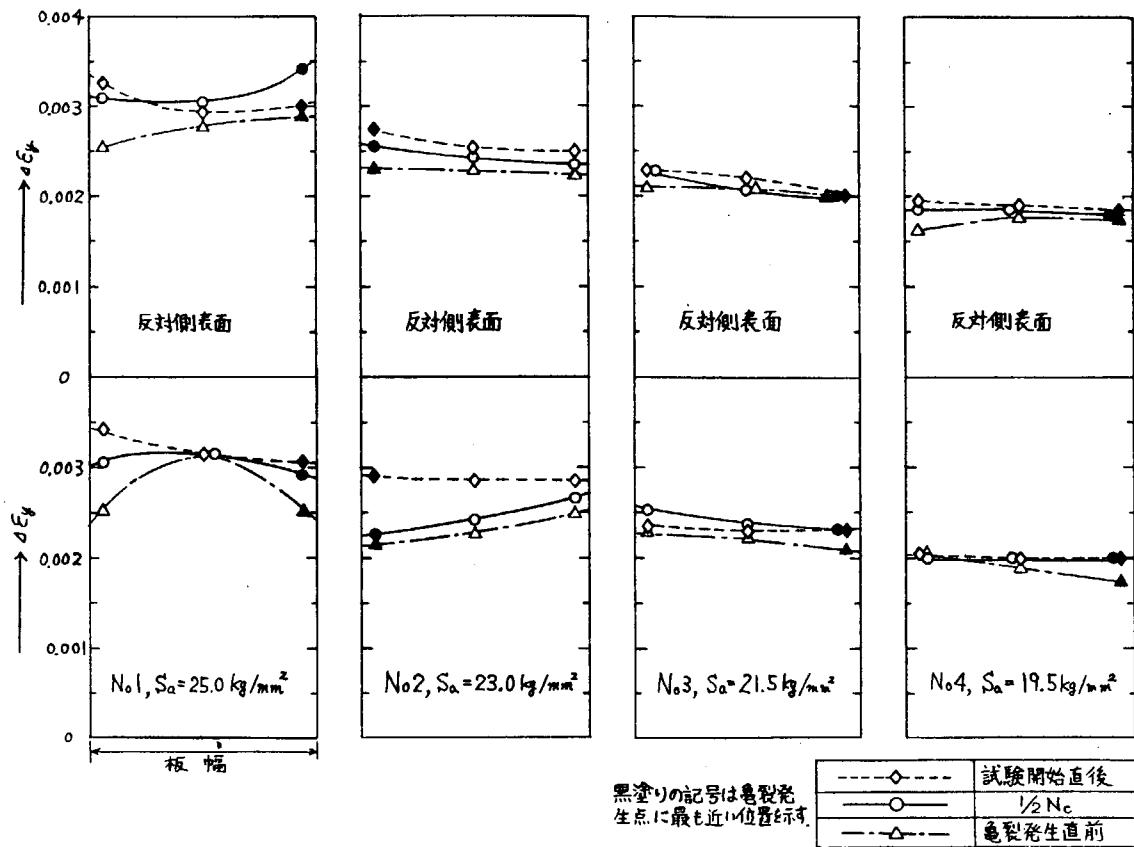


図 2.1.4 荷重方向の歪範囲 $\Delta \varepsilon_y$ の板幅方向の分布

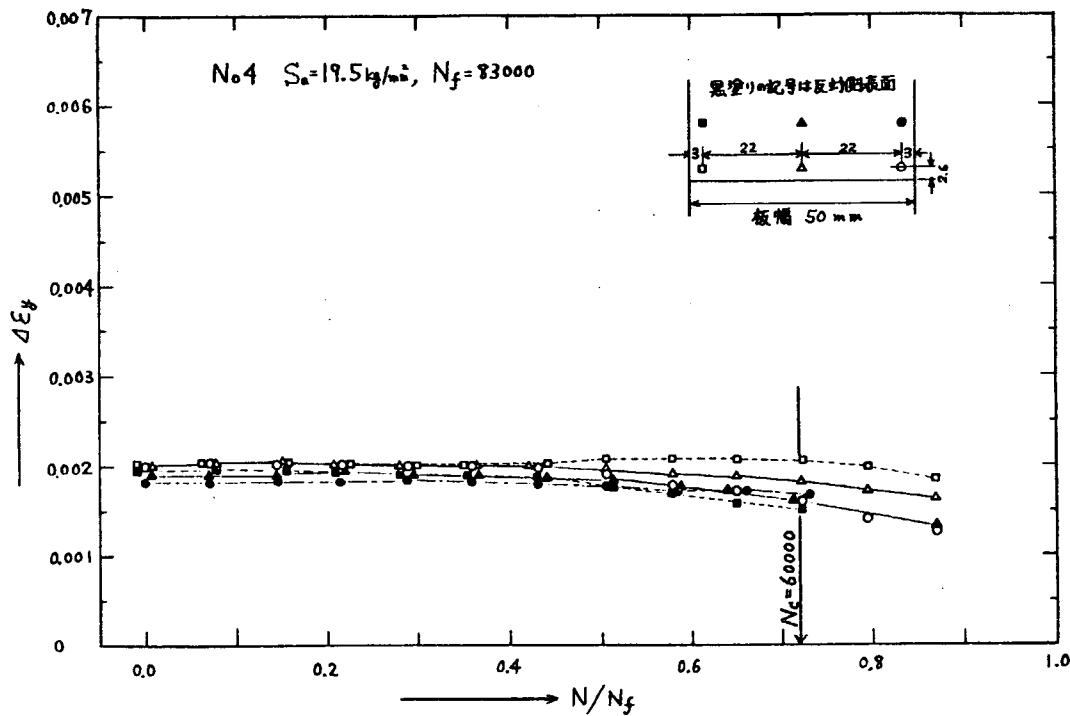


図 2.1.5 繰返しに伴う荷重方向の歪範囲 $\Delta \varepsilon_y$ の挙動
(十字すみ肉溶接継手を模擬した切欠試験片)

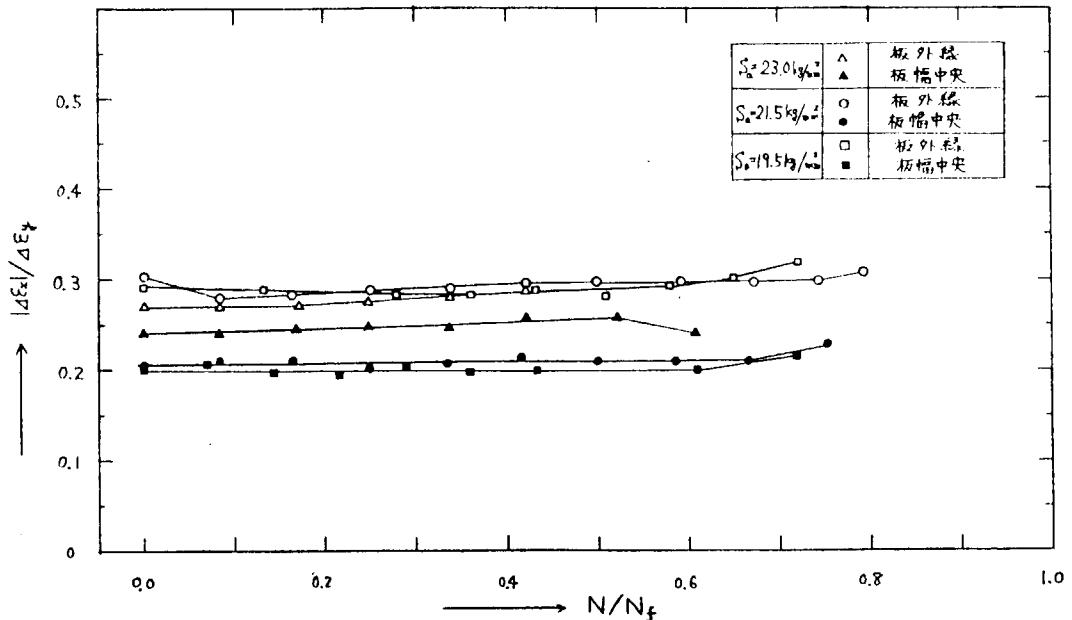


図 2.1.6 繰返しに伴う板幅方向の歪範囲 $\Delta\epsilon_x$ と荷重方向の歪範囲 $\Delta\epsilon_y$ との比

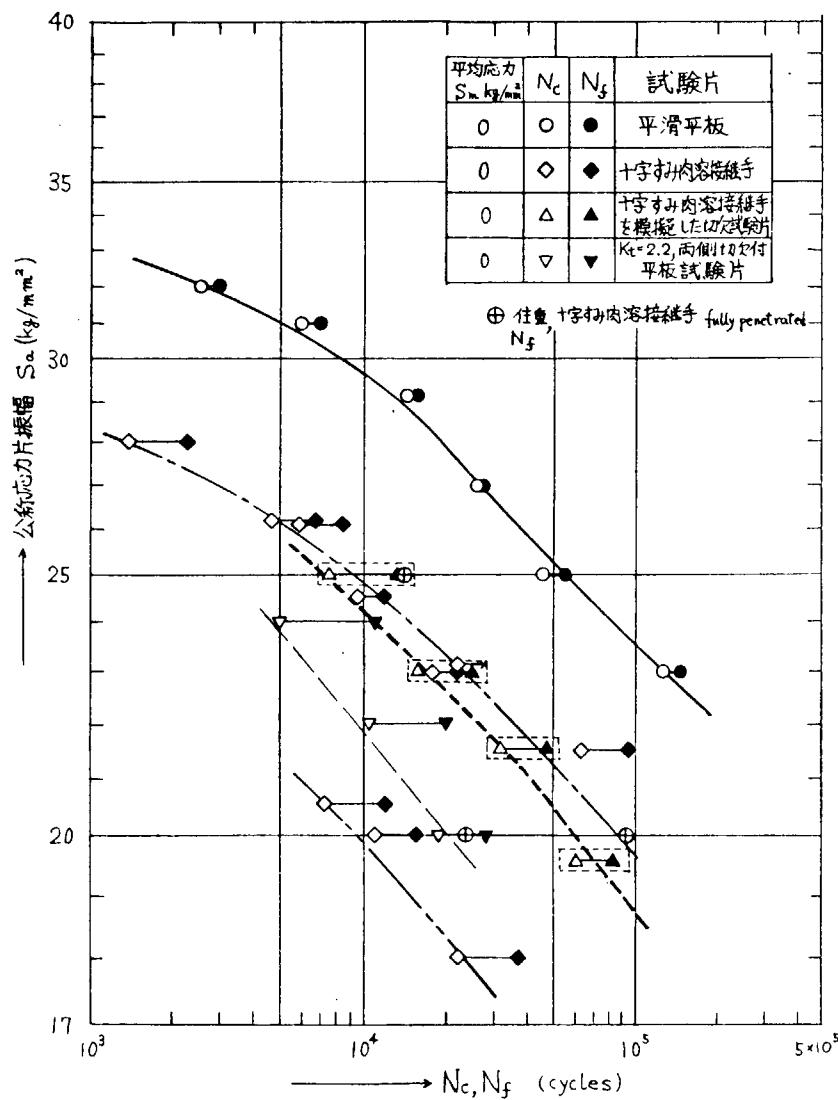


図 2.1.7 平滑平板、十字すみ肉溶接継手、
模擬切欠試験片の $S_a - N_c, N_f$ 線図

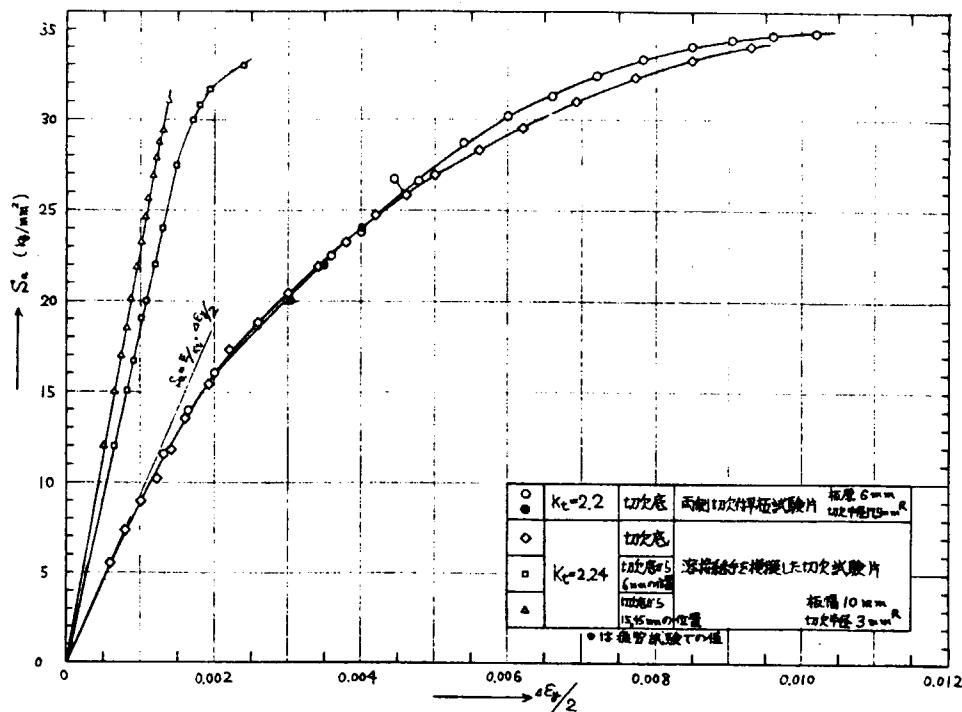


図 2.1.8 切欠試験片の公称応力片振幅 S_a と切欠底歪 $4\epsilon_y/2$ の関係

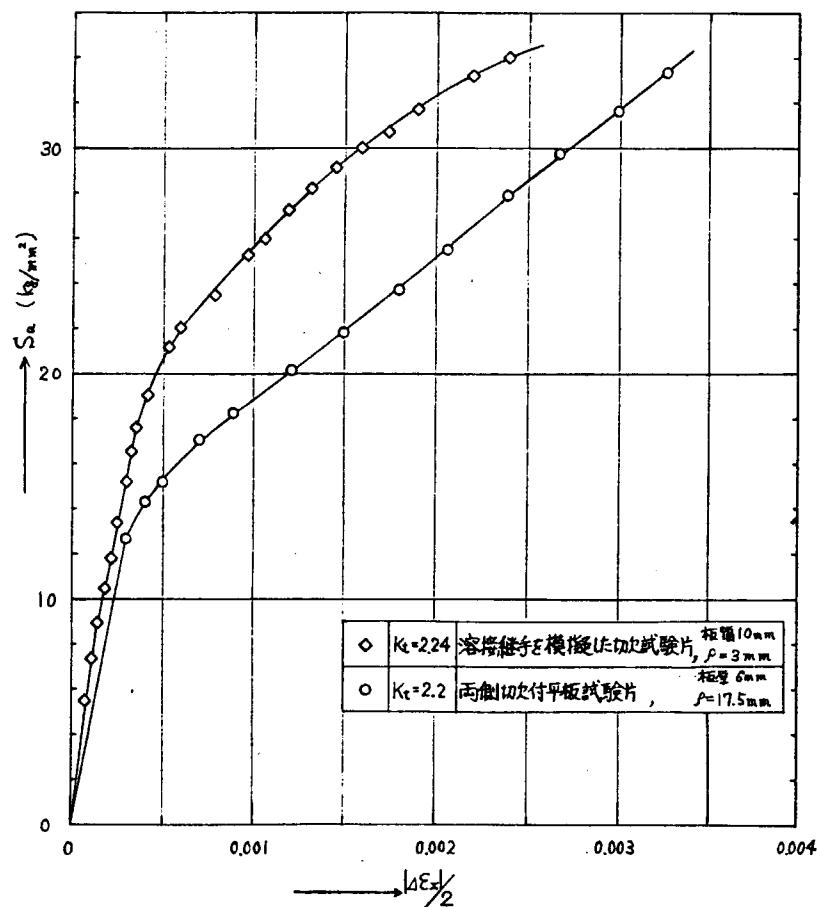


図 2.1.9 切欠試験片の公称応力片振幅 S_a と切欠底 $|4\epsilon_x|/2$ の関係

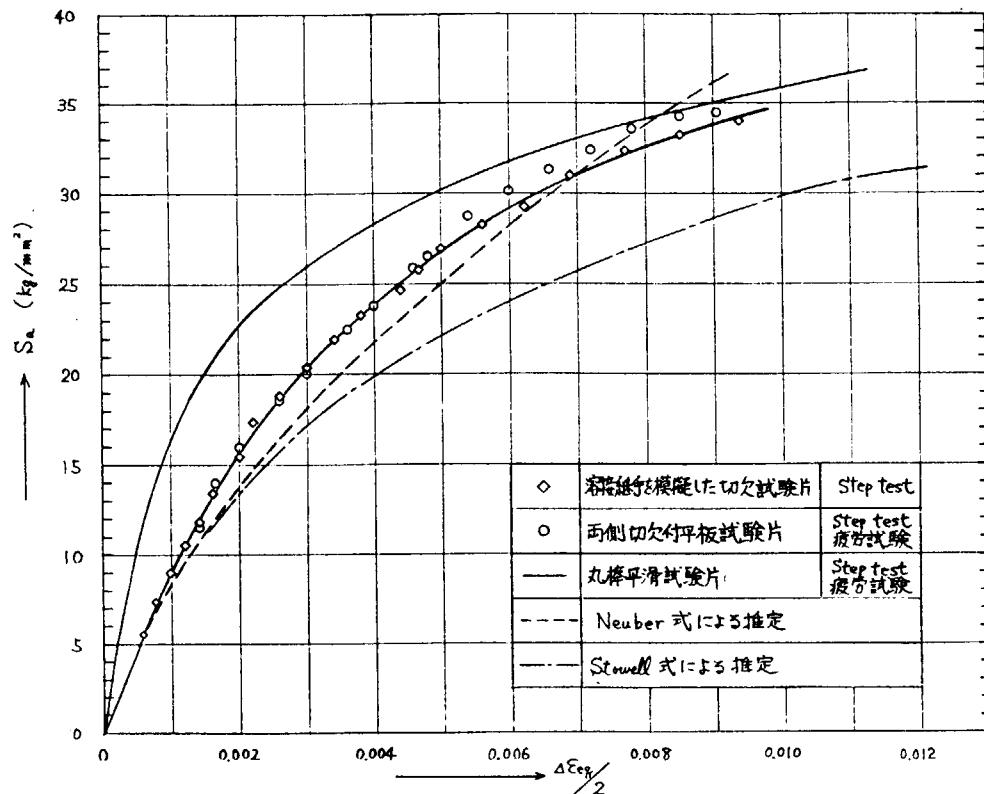


図 2.1.10 平滑試験片および切欠試験片の公称応力片振幅 S_a と切欠底歪 $\Delta \varepsilon_{eq}/2$ の関係

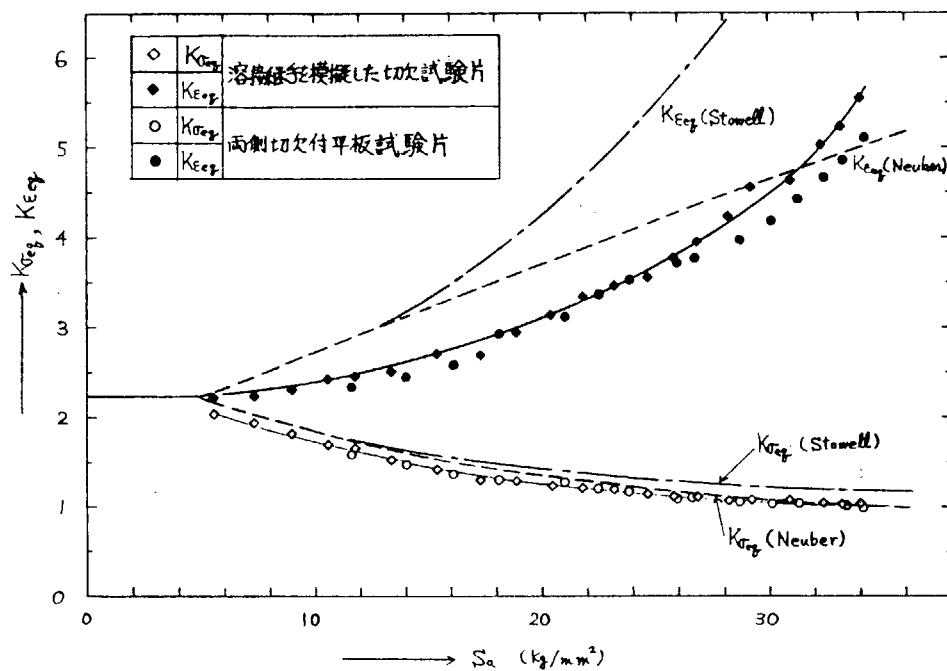


図 2.1.11 塑性応力集中係数 $K\sigma_{eq}$ 、塑性歪集中係数 $K\epsilon_{eq}$ と公称応力片振幅 S_a の関係

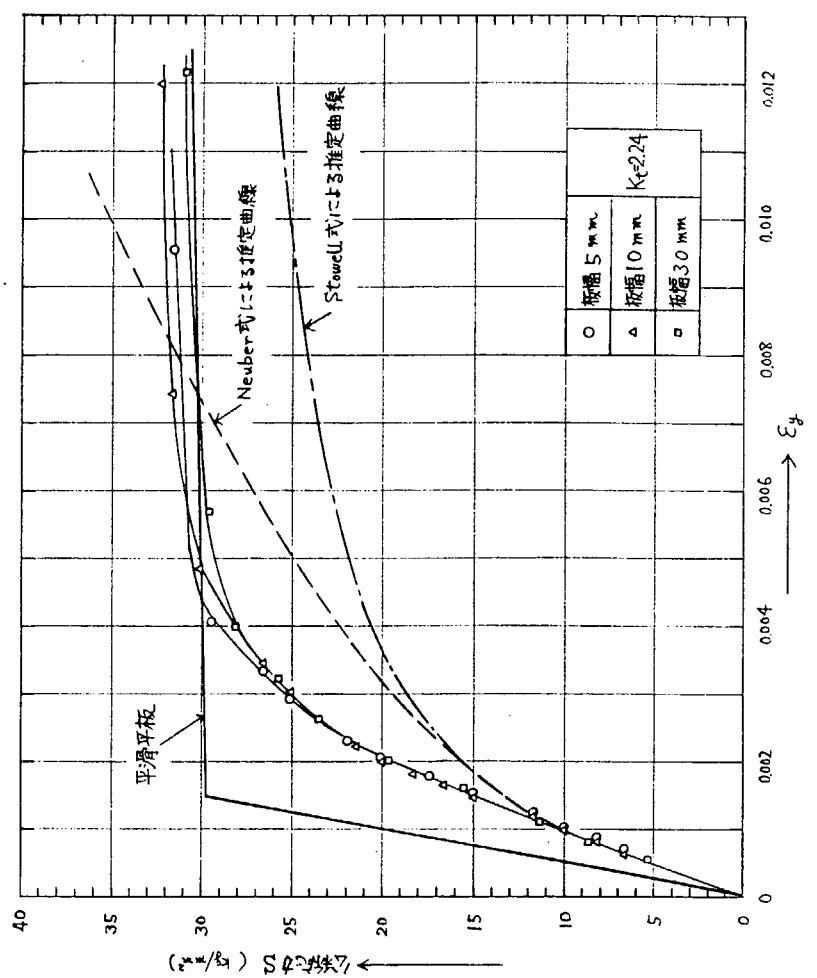


図 2.1.13 切欠試験片の公称応力 S_y と切欠底歪 ϵ_y の関係

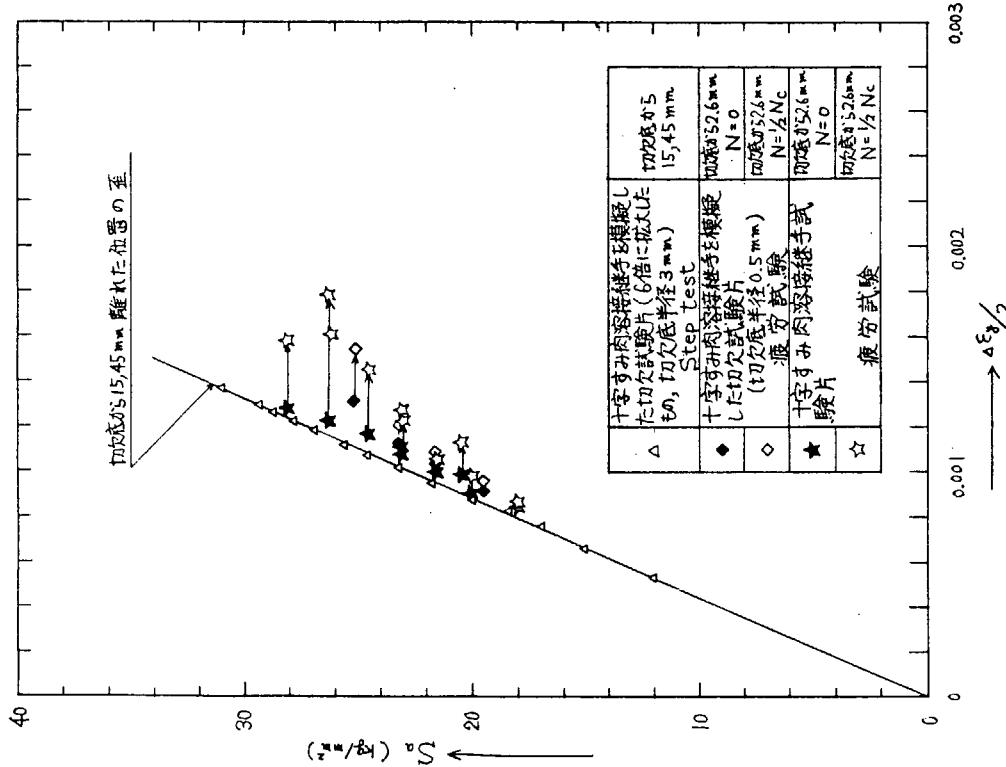


図 2.1.12 疲労試験およびステップ・テストにおける切欠底から離れた位置での歪値の比較

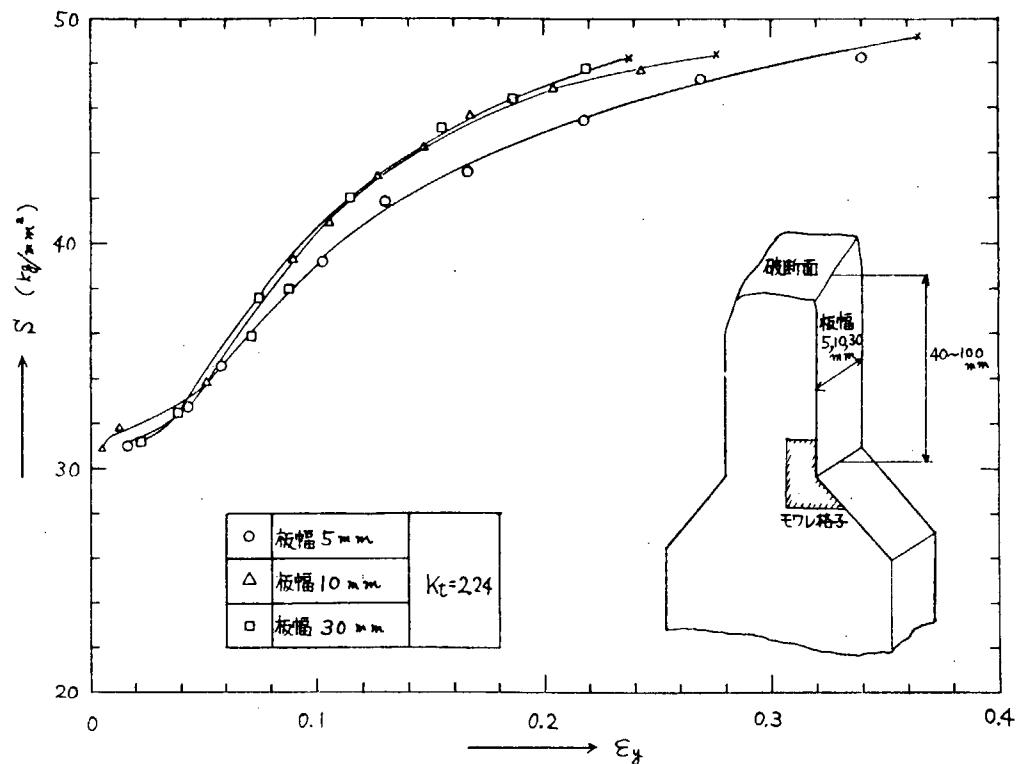


図 2.1.14 切欠試験片の公称応力 S と切欠底歪 ε_y の関係

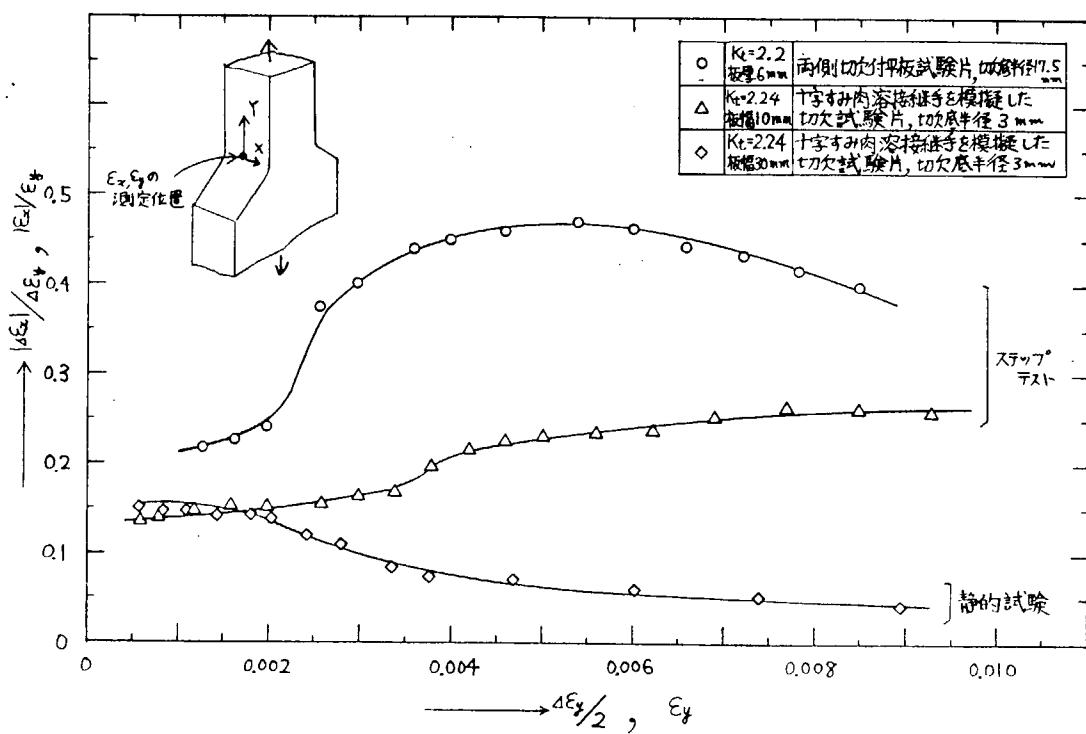


図 2.1.15 切欠底の拘束比 $|\varepsilon_x|/\varepsilon_y$ 、 $|\Delta\varepsilon_x|/\Delta\varepsilon_y$ と荷重方向歪 ε_y 、 $\Delta\varepsilon_y/2$ の関係

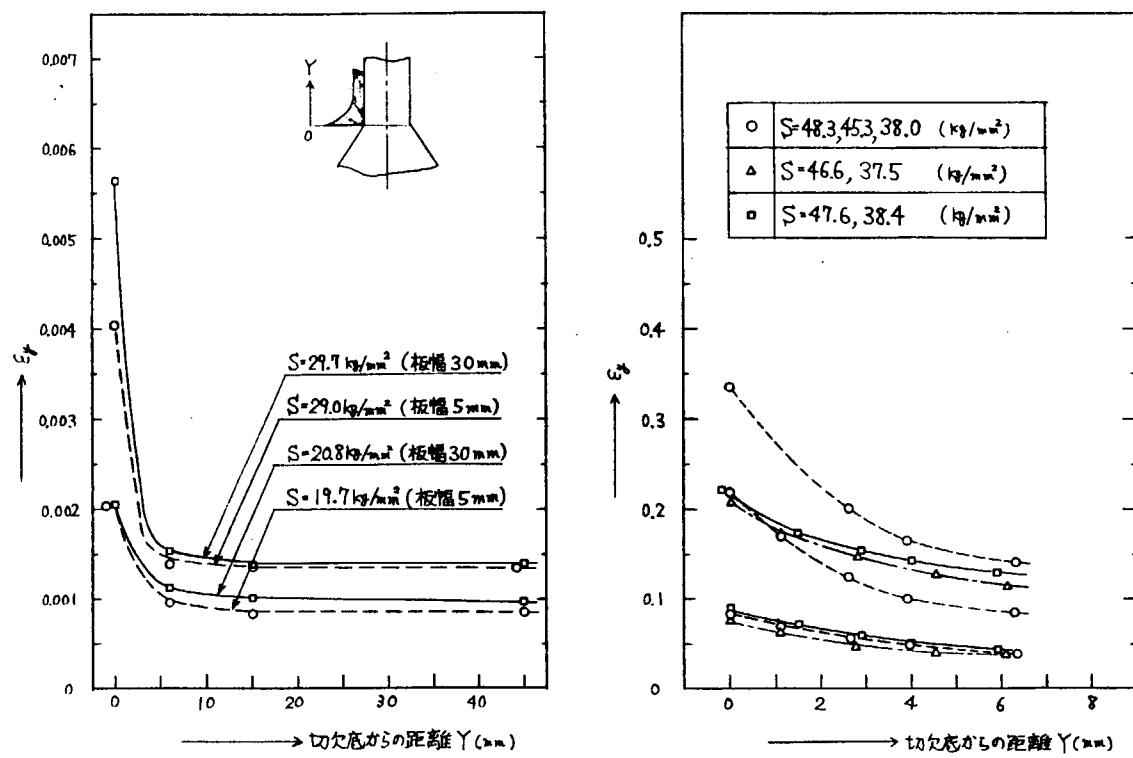


図 2.1.16(a) 切欠底および切欠底近傍の荷重方向歪 ϵ_y の分布

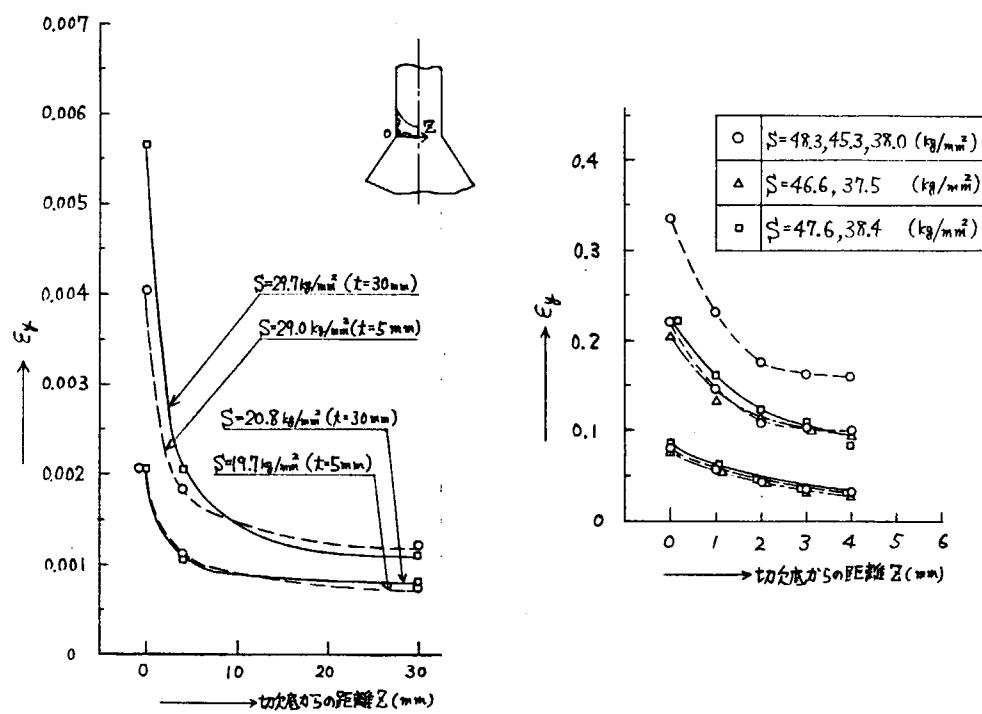


図 2.1.16(b) 切欠底および切欠底近傍の荷重方向歪 ϵ_y の分布

2.2 完全溶込み十字型溶接継手の片振り引張疲労強度

(広島大学)

2.2.1 目的

船体構造部材における疲労き裂の発生寿命推定法を確立し、それに必要な基礎資料を得ることを目的として、昭和52年度には¹⁾、板厚10mmの一般造船用軟鋼(KAK)によるビード長50mmの十字型の溶接継手の趾端部について片振り引張荷重条件下での疲労き裂発生強度を実験的に把握し、Topperらが提案した応力・歪関数を用いて推定した強度と比較した。その結果、丸棒引張試験による完全両振り定歪疲労試験の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き裂発生寿命が推定可能であることを明らかにした。溶接趾端部の疲労強度は母材板厚の影響を受けることが吉田ら²⁾によって示されている。その原因として趾端部における変形拘束が考えられるので、本年度は、ビード長を極端に小さくした完全溶込み十字型溶接継手について片振り引張疲労試験を行うと共に、主板の板厚を厚くした完全溶込み十字型継手についても同様な疲労試験を行い、実験結果と応力・歪関数による推定結果を比較検討した。

2.2.2 試験

(1) 供試材

昭和52年度の供試材(板厚10mm)に近い機械的性質を有する板厚30mmのKAK鋼を用いて片振り引張疲労試験を行った。その機械的性質および化学成分をミル・シートから引用して表2.2.1に示す。

(2) 試験片

図2.2.1(a)および(b)に示した2種類の完全溶込み十字型溶接継手試験片を用いた。同図(a)に示すビード長2.5mmの平板継手試験片は主板板厚10mmの十字型溶接継手よりビード長が2.5mmとなるようにスライスして採取した。この継手の目違ひ量は0.2~0.6mm、角変形量は0.8/130~2.2/130mm/mmであった。また趾端半径およびフランク角は前年度に使用した継手のそれと大差なく、趾端部の応力集中率Ktは2.3であった。なおこの継手の把み部は、主板を狭んでK開先をとった板を突合せ溶接し、14mmφのピン孔を設けてある。(b)のビード長40mm試験片は、主板の厚さが30mm、ビード長が40mmで、CO₂半自動溶接法によるK開先溶接継手から採取したものである。表2.2.2の溶接要領に示すごとく多層盛りを行って完全溶込みとなるようにした。溶接後超音波探傷試験を行った結果2ヶ所に欠陥が認められたが、これを避けて試験片を採取した。前年度と同様に図2.2.1(b)に示すように試験ビードと反対側のビードには表2.2.2の(b)に示す条件で4パス、1層の化粧溶接を行い、そのビード面をドレッシングしたのちピーニングして強化し、試験ビード側から疲労き裂が発生するよう配慮した。この継手から得られた10体の試験片について測定した溶接部の形状を表2.2.3に示す。これらの測定値を前年度の板厚10mmの試験片と比較すると、目違ひ量はほぼ同程度であるが、角変形は、多層盛り溶接を行った本年度の試験片が大きく、前年度のそれの2~3倍である。なお前年度の定義による試験片タイプは、いずれも引張荷重を負荷した際に生ずる目違いと角変形による曲げモーメントが逆向きとなるAタイプであった。

(3) 角変形と目違ひを考慮した応力集中率Kt

完全溶込み溶接継手は、角変形や目違いを伴う場合が多い。従ってこれらの継手に引張荷重を負荷した場合、一様引張応力と曲げ応力が重畠して作用することになり、軸力と曲げを考慮した応力集中率Ktを求める必要がある。そこで目違いおよび角変形を有する継手を図2.2.2(a)および(b)のような不静定梁として取扱うこととする。目違ひ量をe'、角変形量をe''とすると、外力Pが作用するときのB点の曲げモーメントは、梁の長さlに比べてe'、e''が十分小さいとき、近似的に次式で与えられる。

(付録Ⅰ、Ⅱ参照)

$$\begin{aligned} \text{目違いによる曲げモーメント: } M'_B &\doteq \frac{5}{8} P e' \\ \text{角変形による曲げモーメント: } M''_B &\doteq \frac{23}{40} P e'' \end{aligned}$$

したがって目違いと角変形を有する継手が引張負荷を受けるときの試験片長さ中央における曲げモーメント M_0 は

$$M_0 = \frac{1}{40} P + 23e'' \pm 25e' \quad (\text{復号}): \left\{ \begin{array}{l} +: \text{Bタイプ} \\ -: \text{Aタイプ} \end{array} \right.$$

この M_0 が図 2.2.3 のごとく両端固定の梁に作用するときのビード趾端断面における公称曲げ応力 $\sigma_{B_{nom}}$ は、主板の断面係数を Z 、チャックから溶接趾端までの距離を x_0 ($= \frac{4}{9}\ell$) とすると次式で与えられる。(付録Ⅲ参照)

$$\begin{aligned} \sigma_{B_{nom}} &= \frac{3M_0}{2\ell Z} x_0 - \frac{M_0}{4Z} \\ &= \frac{5M_0}{12Z} \end{aligned}$$

ここに、 ℓ はチャック間の距離である。

十字型溶接継手が引張り荷重をうけるときの趾端の応力集中率 K_t^A ³⁾ によって次式で与えられる。

$$K_t^A = 1 + f(\theta) \left(\alpha_{\rho}^A - 1 \right)$$

ここで $f(\theta)$ および α_{ρ}^A は図 2.2.4 に示す記号でもって次式で与えられる。

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

$$\alpha_{\rho}^A = 1 + \left[\frac{1}{2.8(B/b) - 2} \frac{h}{\rho} \right]^{0.65}$$

なお B は図 2.2.4 に示したごとく挿み込んだ板への応力の流れを考慮し、Peterson⁴⁾によって示された次式を用いた。

$$B = \frac{1}{2} (2b + 0.3L)$$

また同継手が曲げ荷重をうける時の応力集中率 K_t^B ³⁾ の式をもとに上述の $f(\theta)$ を用いて次式で表わされる。

$$K_t^B = 1 + f(\theta) \left(\alpha_{\rho}^B - 1 \right) \quad (2.2.2)$$

ここで α_{ρ}^B は次式で与えられる。

$$\alpha_{\rho}^B = 1 + \left\{ \tanh^{-1} \left(\frac{L}{B} + \frac{\rho}{b} \right) \right\} \left\{ \tanh \left[\frac{(B/b - 1)^{1/4}}{1 - \rho/2b} \right] \right\} \left\{ \frac{0.13 + 0.65(1 - \rho/2b)^4}{(\rho/2b)^{1/3}} \right\}$$

したがって目違いおよび角変形を有するために、引張り負荷によって一様引張応力と曲げ応力が重畠して作用する十字型溶接継手の趾端における応力集中率 K_t は、上述の σ_{nom}^B 、 K_t^A および K_t^B を用い、主板における一様引張りの公称応力を σ_{nom}^A とすると次式で与えることができる。

$$K_t = K_t^A + \frac{\sigma_{\text{nom}}^B}{\sigma_{\text{nom}}^A} K_t^B$$

$$= K_t^A + \frac{1}{16 \times (2b)} [23e'' \pm 25e'] K_t^B \quad (\text{復号}) : \begin{cases} +: B \text{ タイプ} \\ -: A \text{ タイプ} \end{cases} \quad (2.2.3)$$

ここで $2b$ は主板の板厚である。

目違いおよび角変形を有しない十字型溶接継手が引張荷重をうけるときの趾端における応力集中率 K_t^A を (2.2.1) 式にもとづいて計算し、主板板厚に対して図示すると、図 2.2.5 の実線のようになる。なおこの計算では、趾端半径 ρ および θ の値は表 2.2.4 に示した WJ-104 試験片の平均値を一例として用いた。また挟み込んだ板の厚さ L は図 2.2.1(b) に示したごとく 2.55 mm とした。図 2.2.5 によると K_t^A は主板厚 $2b$ の増加に伴って増大する傾向にあり、 $2b = 30 \text{ mm}$ の継手 K_t^A は、溶接部形状の等しい $2b = 10 \text{ mm}$ の継手 K_t^A よりも約 0.7 高くなることが了解できる。主板板厚 $2b$ の種々異なる十字型溶接継手が、目違いおよび、角変形を有する場合の引張荷重下における趾端の応力集中率 K_t を (2.2.3) 式より求め、 K_t^A と比較して図 2.2.5 に破線で示す。なおこの計算に用いた目違い量 e および角変形量 e'' は表 2.2.3 に示した全試験片の平均値である。目違いおよび角変形を有する継手の応力集中率 K_t はそれらを有しない継手 K_t^A に比べて大きい。また当然のことながら、目違いによる曲げモーメントと角変形によるそれが重複する B タイプ試験片の K_t が A タイプに比べて大きい。いずれのタイプにおいても、目違いおよび角変形が K_t に及ぼす影響は、主板板厚 $2b$ がある程度厚くなると $2b$ の増加に伴って小さくなる傾向が認められる。 $2b = 30 \text{ mm}$ の試験片が表 2.2.3 に示した程度の目違いおよび角変形を有し、A タイプである場合には、 K_t は 0.2 程度増加している。したがって、図 2.2.1(b) に示した十字型溶接継手 ($2b = 30 \text{ mm}$) の趾端部における K_t が前年度の十字型溶接継手 ($2b = 10 \text{ mm}$) の K_t に比べて大となる主な理由は、主板板厚の効果であると推察される。

(4) 試験方法

図 2.2.1(b) に示した試験片については図 2.2.6 に示す位置に歪ゲージを貼付し、静的引張試験を行って、各断面の歪分布を測定した。片振り引張疲労試験は、容量 2 ton の引張圧縮疲労試験と 50 ton のトーション式パルセータ付疲労試験機を用いて行った。荷重繰返し速度はピード長 2.5 mm の平板継手試験片については 200 cpm 、ピード長 4.0 mm の継手試験片については 15 cpm とした。なお下限応力（主板断面の公称応力）を 1 kg/mm^2 一定とし、応力比が 0.1 以下となるようにした。ピード長 4.0 mm の試験片は、クサビ型チャックでじかに装着したので、過大な偏心荷重が負荷されないようにするために、すべての試験片に対して図 2.2.6 の①～⑥の位置に歪ゲージを貼付し、試験片表面左右の値が $2.0 \sim 3.0 \mu$ 以下になるようにチャッキングを行った。なおこのゲージを用いて繰返し負荷中の歪の変化を追跡した。疲労き裂の探知には前年度と同様に超音波探傷機を用い深さが約 0.5 mm のき裂を検出したときの繰返し数をき裂発生寿命とみなした。またピード長 2.5 mm の平板継手試験片は読み取り顕微鏡を用いて試験片の側面からき裂の発生を直接観察した。

2.2.3 試験結果および考察

(1) 静的引張試験

図 2.2.6 に示した I、II、III 断面の表裏における試験片長さ方向の歪 ϵ_y の分布を図 2.2.7 に、II、III 断面における直角方向の歪 ϵ_x の分布を図 2.2.8 にそれぞれ示す。公称応力 S が低い段階においては、角変形のため Front face では引張歪、Back face では圧縮歪を生じているが、 S が高くなると Back face も引張歪になっており、明らかに板厚方向に大きい曲げ応力の分布が認められる。

なお、いずれの断面においても、Sが比較的低い段階では、 ϵ_y は表裏両面ともそれぞれ一様に分布しており、試験片のチャッキングが正常な状態にあることがうかがえる。また図2.2.8(b)に示すⅢ断面の ϵ_x の分布は板幅方向中央で圧縮歪が小さくなる傾向にあり、板幅方向の拘束が認められる。Ⅲ断面における歪 ϵ_x 、 ϵ_y の測定値をもとに全歪理論によって求めた試験片の長さ方向の応力 σ_y およびそれと直角方向の応力 σ_x の分布を図2.2.9に示す。

(2) 片振り引張疲労試験

片振り引張疲労試験結果をそれぞれまとめて表2.2.5および表2.2.6に示す。同表の応力範囲 ΔS は疲労き裂の発生伝播箇所がビード趾端部であったので主板の公称応力範囲で示してある。ビード長40mmの各試験片においてⅢ断面で測定した全歪範囲 $\Delta \epsilon_y$ および平均歪 ϵ_m の荷重線返しに伴う変化を図2.2.1.0～図2.2.1.5の(a)および(b)にそれぞれ示す。いずれの試験片においても荷重線返しに伴なう $\Delta \epsilon_y$ および ϵ_m の変化はほとんどみられず一定で、サイクリック・クリープは認められない。なお歪の低下はき裂の発生後に生じている。またき裂は $\Delta \epsilon_y$ および ϵ_m とともに大となるFront face側(ゲージ位置①～③)のビード趾端部に生じており、そのき裂の進展状況を示すと図2.2.1.6のようになる。各試験片ともき裂は板幅端部よりもむしろ中央に寄った位置の数箇所に発生し、それらのき裂が互いに連結して板幅方向に進展したのち剪断破壊を起こしている。図2.2.9(a)に示したごとくき裂が発生したFront faceでは板幅端部に比べて中央部における σ_y が大きく、き裂は中央部近くに発生することが σ_y の応力分布からも了解できる。

完全溶込み十字型溶接継手の片振り引張におけるビード趾端部の歪挙動が歪制御に近いことから、前年度¹⁾と同様にき裂発生寿命 N_c の評価を、応力・歪関数 $D (= \sqrt{E \cdot \Delta \epsilon \cdot \Delta \sigma})$ と、丸棒の完全両振り定歪試験によって得られる $D - N_c$ 曲線を用いて試みた。なおビード長40mmの試験片に対しては、主板の機械的性質が前年度に用いた鋼材とほぼ等しいことから、前年度の鋼材の $D - N_c$ 曲線を適用した。すなわち、応力集中率 K_t を2.3および2.8とし、 ΔS の各段階における趾端部の全歪範囲 $\Delta \epsilon$ および全応力範囲 $\Delta \sigma$ を逐次近似計算¹⁾によって求め、 $D - N_c$ 曲線をもとに $\Delta S - N_c$ 曲線を推定した。推定曲線と実験値を比較して図2.2.1.7に示す。なお同図には、主板の板厚を10mm、ビード長を50mmとした前年度の十字型溶接継手の試験結果も比較のために示してある。角変形の大きい主板板厚30mmの本実験の試験片による実験値と推定曲線はほぼ一致しており、このことから上述の一様引張りと曲げを重畠して求めた応力集中率 $K_t (= 2.8)$ を用いれば、完全両振りの定歪試験で求めた $D - N_c$ 曲線をもとに $\Delta S - N_c$ 曲線が推定可能であることが裏付けられた。次にビード長を2.5mmとした平板継手試験の疲労強度はビード長を50mmとした前年度の試験結果に比べてかなり低下している。これは板幅方向の変形拘束が小さくなるためにその強度は低下したものと考えることができる。またこれらの実験値を $K_t = 2.3$ とした推定曲線と比較すると、 ΔS の大きい領域では、ビード長が50mmの継手では安全側の推定を与えるが、ビード長が極端に短い場合には危険側の寿命推定となることが理解できる。

2.2.4 結論

角変形および目違いを有する厚板の十字型溶接継手およびビード長が前年度の十字型溶接継手に比べて極端に小さい継手の趾端部について片振り引張荷重条件下の疲労強度を実験的に把握し、応力・歪関数 D を用いて推定した強度と比較検討した。その結果を要約すると次のようになる。

- (1) 十字型溶接継手の趾端における応力集中率は主板の板厚の増加に伴って大きくなる。
- (2) 角変形および目違いによる曲げモーメントが加わる場合には、一様引張りと曲げを重畠して求めた応力集中率を用いて推定した D を介して丸棒の完全両振り定歪試験の結果から得られる $D - N_c$ 曲線から溶接趾端部の片振り引張疲労のき裂発生寿命が推定できる。

(3) ビード長がごく小さい十字型溶接継手の片振り引張疲労強度は、変形拘束が小さくなるために公称応力範囲の高い領域では、ビード長の大きい溶接継手の疲労強度に比べて明らかに小さくなる。

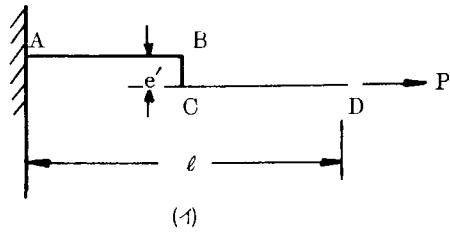
参 考 文 献

- 1) 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、日本造船研究協会、研究資料No 298（昭53.3）、P.41。
- 2) 吉田進也：S M 5 0 B 突合せ溶接継手における疲れ試験条件の影響についての検討、溶接学会全国大会講演概要、第21集（昭52.9）、P.180。
- 3) 西田正孝：応力集中、森北出版
- 4) R. E. Peterson : Fatigue of Metals in Engineering and Design, Materials Research and Standard, (February, 1936) P. 123.~P. 139

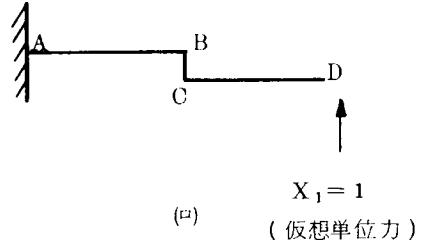
付録 1

目違いによるモーメント : M'_B

本文図 2.2.2(a)を(1)、(2)に分けて考える。



(1)



(2)

$X_1 = 1$
(仮想単位力)

(1)におけるモーメント

$$M_P(D \sim C) = 0$$

$$M_P(C \sim B) = P \cdot x$$

$$M_P(B \sim A) = P \cdot e'$$

(2)におけるモーメント

$$M_1(D \sim C) = x$$

$$M_1(C \sim B) = \frac{\ell}{2}$$

$$M_1(B \sim A) = \frac{\ell}{2} + (\frac{\ell}{2} + x) = \ell + x$$

(1)におけるD点の変位

$$\begin{aligned} \delta_{10} &= \frac{1}{EI} \int_0^{e'} \frac{P\ell x}{2} dx + \frac{1}{EI} \int_0^{\ell/2} (Pe' - \ell + Pe' x) dx \\ &= \frac{1}{EI} \left(\frac{P\ell e'^2}{4} + \frac{P\ell^2 e'}{2} + \frac{P\ell^2 e'}{8} \right) \end{aligned} \quad \dots \dots \dots \quad (1)$$

(2)におけるD点の単位荷重あたりの変位

$$\begin{aligned} \delta_{11} &= \frac{1}{EI} \int_0^{\ell/2} x^2 dx + \frac{1}{EI} \int_0^{e'} \frac{\ell^2}{4} dx + \frac{1}{EI} \int_0^{\ell/2} (x^2 + 2\ell x + \ell^2) dx \\ &= \frac{1}{EI} \left(\frac{\ell^3}{24} + \frac{\ell^2 e'}{4} + \frac{\ell^3}{24} + \frac{\ell^3}{4} + \frac{\ell^3}{2} \right) \end{aligned} \quad \dots \dots \dots \quad (2)$$

$$\text{図 2.2.2(a)におけるD点の変位 } \delta_1 = \delta_{10} + \delta_{11} X_1 = 0 \quad \dots \dots \dots \quad (3)$$

$$(1), (2), (3)より \quad X_1 = -\frac{3e' (5\ell + e')}{2\ell (10\ell + 3e)} P$$

$$\therefore M'_B = Pe' - \frac{3e' (5\ell + e')}{2\ell (10\ell + 3e')} P \cdot \frac{\ell}{2}$$

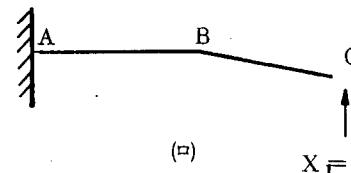
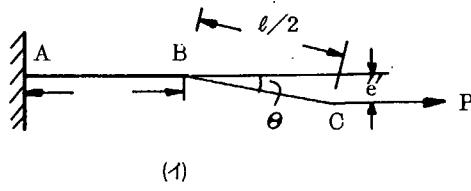
$$e' \ll \ell \text{ であるから } 5\ell + e' \approx 5\ell \quad 10\ell + 3e' \approx 10\ell$$

$$\therefore M_B' \approx Pe' - \frac{3}{8} Pe' \approx \frac{5}{8} Pe'$$

付 錄 II

角変形によるモーメント : M_B''

本文図 2.2.2(b)を(1)、(2)で分けて考える。



(仮想単位力)

(1)におけるモーメント

$$M_P(C \sim B) = P x \sin \theta$$

$$M_P(B \sim A) = P e'$$

(2)におけるモーメント

$$M_1(C \sim B) = x \cos \Theta$$

$$M_1(B \sim A) = \ell \cos \Theta + x$$

(1)におけるC点の変位

$$\begin{aligned} \delta_{10} &= \frac{1}{EI} \int_0^{\ell/2} P x^2 \sin \theta \cos \theta dx + \frac{1}{EI} \int_0^{\ell/2} (P \ell e'' \cos \theta + P e'' x) dx \\ &= \frac{1}{EI} \left(\frac{P \ell^3}{24} \cos \theta \sin \theta + \frac{P \ell^2 e''}{2} \cos \theta + \frac{P \ell^2 e''}{8} \right) \end{aligned} \quad \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (1)$$

(2)におけるC点の単位荷重あたりの変位

$$\begin{aligned} \delta_{11} &= \frac{1}{EI} \int_0^{\ell/2} x^2 \cos^2 \theta dx + \frac{1}{EI} \int_0^{\ell/2} (x^2 + 2\ell x \cos \theta + \ell^2 \cos^2 \theta) dx \\ &= \frac{1}{EI} \left(\frac{\ell^3}{24} \cos^2 \theta + \frac{\ell^3}{24} + \frac{\ell^3}{4} \cos \theta + \frac{\ell^3}{2} \cos^2 \theta \right) \end{aligned} \quad \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (2)$$

図 2.2.2(b)におけるC点の変位 $\delta_1 = \delta_{10} + \delta_{11} X_1 = 0$ (3)
 $e'' \ll \ell$ であるから $\sqrt{\ell^3/4 - e''^2} \approx \ell/2$

(1), (2), (3)より $X_1 = \frac{17pe''}{20\ell}$

$$\therefore M''_B \doteq p e'' - \frac{17pe''}{20\ell} \cdot \sqrt{\ell^3/4 - e''^2}$$

$$\underline{\doteq \frac{23}{40} pe''}$$

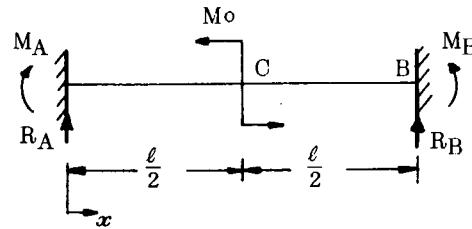
付 錄 Ⅲ

Castigliano の定理による解法

右図において、曲げモーメントは、

$$AC \text{間} \quad M_x = M_A + R_A x$$

$$CB \text{間} \quad M_x = M_A + R_A x - M_o$$



固定端Aにおけるたわみ δ_A は0であるから、歪エネルギーをU、ヤング率をE、断面二次モーメントをIとすると、

$$\begin{aligned}\delta_A &= \frac{\partial U}{\partial R_A} = \frac{1}{EI} \left[\int_0^{\frac{\ell}{2}} M_x \frac{\partial M_x}{\partial R_A} dx + \int_{\frac{\ell}{2}}^{\ell} M_x \frac{\partial M_x}{\partial R_A} dx \right] \\ &= \left[\int_0^{\frac{\ell}{2}} (M_A + R_A x) x dx + \int_{\frac{\ell}{2}}^{\ell} (M_A + R_A x - M_o) x dx \right] \\ &= \frac{1}{EI} \left[M_A \cdot \frac{\ell^2}{2} + R_A \cdot \frac{\ell^3}{3} - M_o \cdot \frac{3}{8} \ell^2 \right] = 0\end{aligned}$$

$$\therefore 3M_A + 2R_A \ell = \frac{9}{4} M_o \quad \dots\dots\dots\dots\dots\dots (a)$$

また、固定端Aにおけるたわみ角 i_A は0であるから、

$$\begin{aligned}i_A &= \frac{\partial U}{\partial M_A} = \frac{1}{EI} \left[\int_0^{\frac{\ell}{2}} M_x \frac{\partial M_x}{\partial M_A} dx + \int_{\frac{\ell}{2}}^{\ell} M_x \frac{\partial M_x}{\partial M_A} dx \right] \\ &= \frac{1}{EI} \left[\int_0^{\frac{\ell}{2}} (M_A + R_A x) \cdot 1 \cdot dx + \int_{\frac{\ell}{2}}^{\ell} (M_A + R_A x - M_o) \cdot 1 \cdot dx \right] \\ &= \frac{1}{EI} \left[M_A \cdot \ell + R_A \cdot \frac{\ell^2}{2} - M_o \cdot \frac{\ell}{2} \right] = 0\end{aligned}$$

$$\therefore 2M_A + R_A \ell = M_o \quad \dots\dots\dots\dots\dots\dots (b)$$

(a), (b)式より

$$M_A = -\frac{1}{4} M_o, \quad R_A = \frac{3M_o}{2\ell}$$

ゆえに、AC間の曲げモーメント M_x は

$$M_x = R_A x + M_A$$

$$= \frac{3M_o}{2\ell} x - \frac{M_o}{4}$$

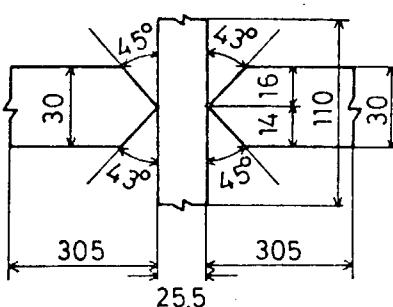
表 2.2.1 供試材の機械的性質と化学成分

| 供試材 | 機 械 的 性 質 | | | 化 學 成 分 % | | | | |
|-------|---------------------------|----------------------------|---------|-----------|------|------|-------|-------|
| | 降伏点 kg/mm ² | 引張強さ kg/mm ² | 伸び % | C | Si | Mn | P | S |
| K A K | 29.0 | 44.0 | 29.0 | 0.12 | 0.20 | 0.99 | 0.015 | 0.009 |

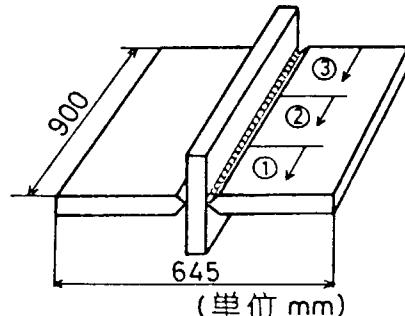
表 2.2.2 十字型継手の溶接要領

(1) 溶接方法
およびワイヤ
 CO_2 半自動溶接 YM-26(日鉄 1.2φ)

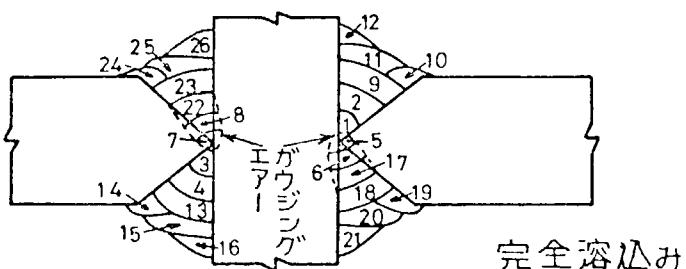
(2) 開先形状



(3) 溶着法；後退法



(4) パス順序



完全溶込み

(5) 溶接条件

| パス | 電流(A) | 電圧(V) | 速度mm/min |
|---------------------------|-------|-------|----------|
| 1-8, 17, 22 | 230 | 25~26 | 20 |
| 9-11, 13-15, 18-20, 23-25 | 300 | 28~30 | 20 |
| 12, 16, 21, 26 | 230 | 25~26 | 25 |

(6) 化粧溶接条件

電流 160(A) 電圧 15~20(V)

溶接ワイヤ B-17(神鋼)

棒径 4mm JISD 4301

(イルビナイト系)

表 2.2.3 ビード長 40mm 試験片の溶接部の形状

| 試験片番号 | 目違い mm | | 角変形 mm/mm | | 脚長 mm | | 試験片 タイプ※ |
|--------|--------|--------|-----------|----------|-------|------|-------------|
| | ①ゲージ側米 | ③ゲージ側米 | ①ゲージ側米 | ③ゲージ側米 | 主板側 | リブ側 | |
| WJ-101 | 0.30 | 0.10 | 5.78/280 | 5.83/280 | 15.0 | 10.9 | A |
| WJ-102 | 0.79 | 0.69 | 5.24/280 | 5.33/280 | 13.9 | 11.1 | A |
| WJ-103 | 0.50 | 0.41 | 5.24/280 | 5.21/280 | 13.4 | 10.2 | A |
| WJ-104 | 0.94 | 0.87 | 4.52/280 | 4.46/280 | 14.6 | 10.6 | A |
| WJ-105 | 1.02 | 0.01 | 4.29/280 | 4.27/280 | 17.2 | 11.4 | A |
| WJ-106 | 1.15 | 1.20 | 4.29/280 | 4.21/280 | 15.3 | 10.7 | A |
| WJ-107 | 1.57 | 1.44 | 5.60/280 | 5.57/280 | 14.8 | 10.5 | A |
| WJ-108 | 1.07 | 1.03 | 4.32/280 | 4.33/280 | 16.0 | 10.7 | A |
| WJ-109 | 1.88 | 0.76 | 4.88/280 | 4.95/280 | 14.5 | 9.9 | A |
| WJ-110 | 1.24 | 1.22 | 4.63/280 | 4.67/280 | 16.0 | 10.2 | A |

※ ①ゲージ、③ゲージは図 2.2.6 を参照

※ 繰手の目違いと角変形には右図の 2 つの Type がある。

A Type : 目違いと角変形による曲げモーメントが
逆向きの場合B Type : 目違いと角変形による曲げモーメントが
同じ向きの場合

表 2.2.4 ビード長 40mm 試験片形状の統計量

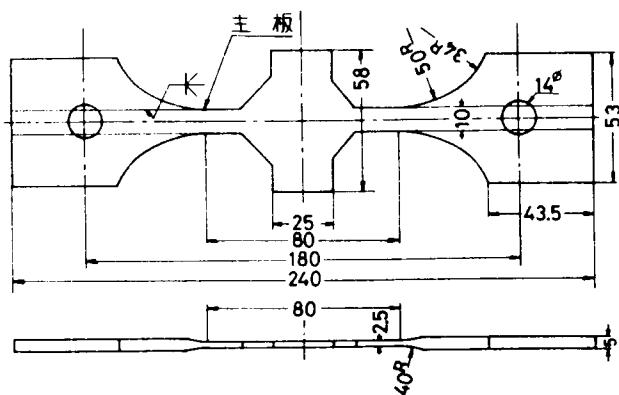
| 試験片番号 | 平均値 \bar{X} | | | 標準偏差 S | | | 応力振幅 ΔS Kg/mm^2 |
|---------|---------------|-----------|--------------|--------|-----------|--------------|---------------------------------|
| | Kt | ρ mm | θ deg | Kt | ρ mm | θ deg | |
| 全 平 均 値 | 2.80 | 0.80 | 32.4 | 0.51 | 0.28 | 5.86 | |
| WJ-101 | 2.85 | 0.76 | 29.5 | 0.30 | 0.23 | 3.64 | 2.80 |
| WJ-102 | 2.89 | 0.87 | 36.6 | 0.52 | 0.35 | 4.51 | 2.60 |
| WJ-103 | 2.76 | 0.88 | 31.9 | 0.44 | 0.31 | 3.10 | 3.00 |
| WJ-104 | 2.81 | 0.78 | 34.0 | 0.37 | 0.19 | 3.68 | 2.20 |
| WJ-105 | 2.85 | 0.73 | 33.7 | 0.53 | 0.26 | 9.56 | 2.40 |
| WJ-106 | 2.82 | 0.72 | 31.3 | 0.58 | 0.24 | 5.68 | 1.80 |
| WJ-107 | 2.94 | 0.78 | 38.7 | 0.44 | 0.22 | 3.98 | |
| WJ-108 | 3.14 | 0.61 | 31.3 | 0.78 | 0.27 | 4.47 | |
| WJ-109 | 2.61 | 0.91 | 31.1 | 0.35 | 0.24 | 5.14 | |
| WJ-110 | 2.35 | 1.00 | 26.5 | 0.32 | 0.28 | 1.25 | |

表 2.2.5 ビード長 2.5 mm の平板継手試験片の
片振り引張疲労試験結果

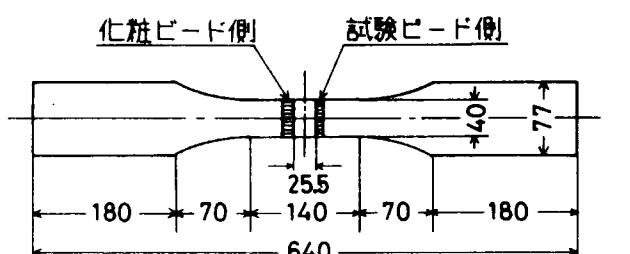
| 試験片番号 | 応力範囲 ΔS kg/mm^2 | N_c cycles |
|----------|--|--------------------|
| WJ - 201 | 20.0 | 3.35×10^5 |
| WJ - 202 | 22.0 | 1.99×10^5 |
| WJ - 203 | 25.0 | 5.70×10^4 |
| WJ - 204 | 27.0 | 3.30×10^4 |
| WJ - 205 | 30.0 | 1.50×10^4 |
| WJ - 206 | 33.0 | 1.03×10^4 |

表 2.2.6 ビード長 4.0 mm 試験片の片振り引張疲労試験結果

| 試験片番号 | 応力範囲 ΔS kg/mm^2 | ひずみ範囲 at $N_c/2$ | N_c cycles | N_f cycles |
|----------|--|---------------------|--------------------|--------------------|
| WJ - 101 | 28.0 | 0.00186 | 1.72×10^4 | 4.97×10^4 |
| WJ - 102 | 26.0 | 0.00176 | 3.01×10^4 | 7.05×10^4 |
| WJ - 103 | 30.0 | 0.00200 | 1.47×10^4 | 4.17×10^4 |
| WJ - 104 | 22.0 | 0.00162 | 6.91×10^4 | 1.23×10^5 |
| WJ - 105 | 24.0 | 0.00150 | 6.26×10^4 | 1.32×10^5 |
| WJ - 106 | 18.0 | 0.00115 | 1.53×10^5 | 2.54×10^5 |



(a) ビード長 2.5mm の平板継手試験片



(b) ビード長 40mm 試験片

図 2.2.1 完全溶込み十字型継手試験片

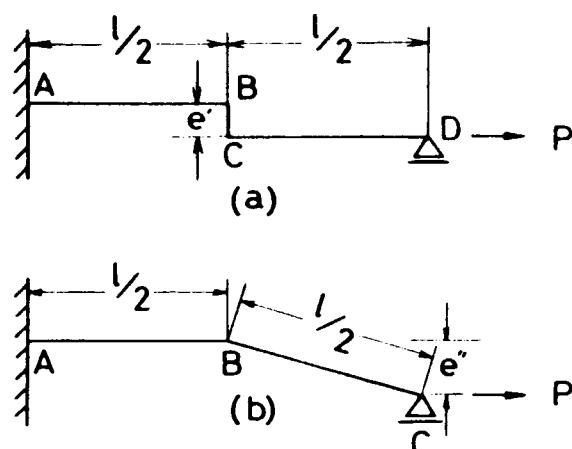


図 2.2.2 目違いと角変形のモデル

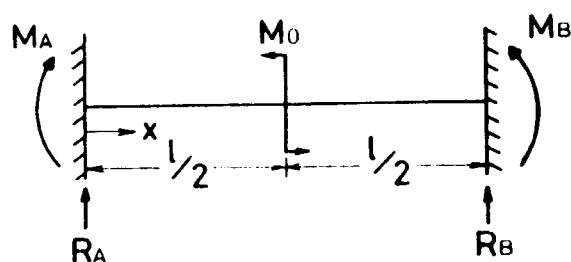


図 2.2.3 公称曲げ応力計算モデル

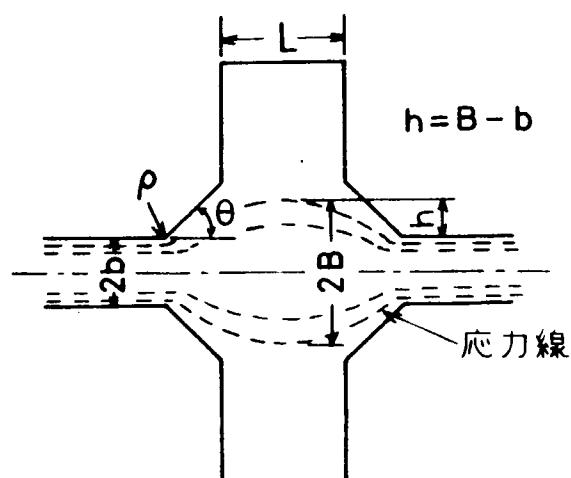
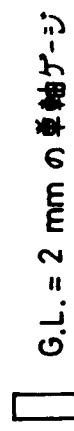


図 2.2.4 応力集中計算モデル

④ G.L. = 2 mm の 2 軸ゲージ



疲労試験のゲージ記号

①②③ Front face: 負荷時の歪値が大きい側

④⑤⑥ Back face: 負荷時の歪値が小さい側

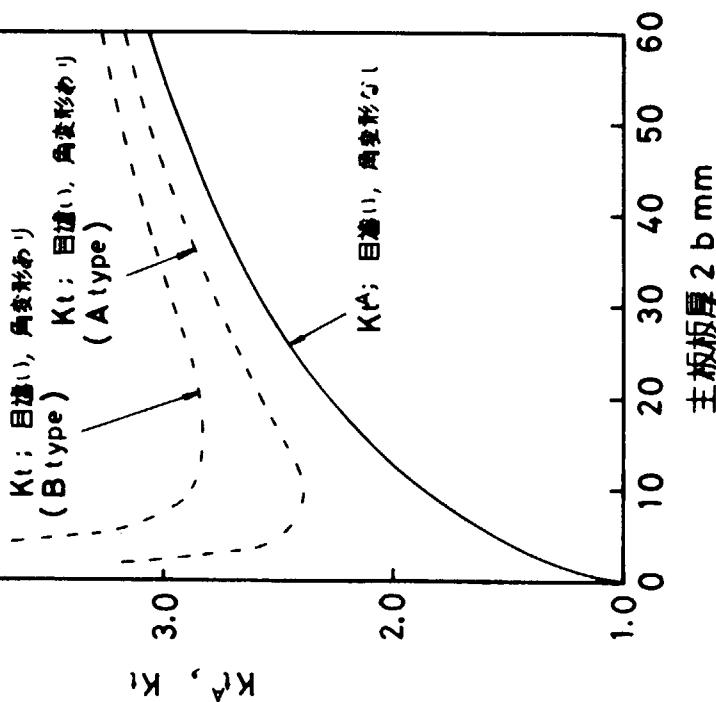


図 2.2.5 K_t に及ぼす主板板厚、目違い
および角変形の影響

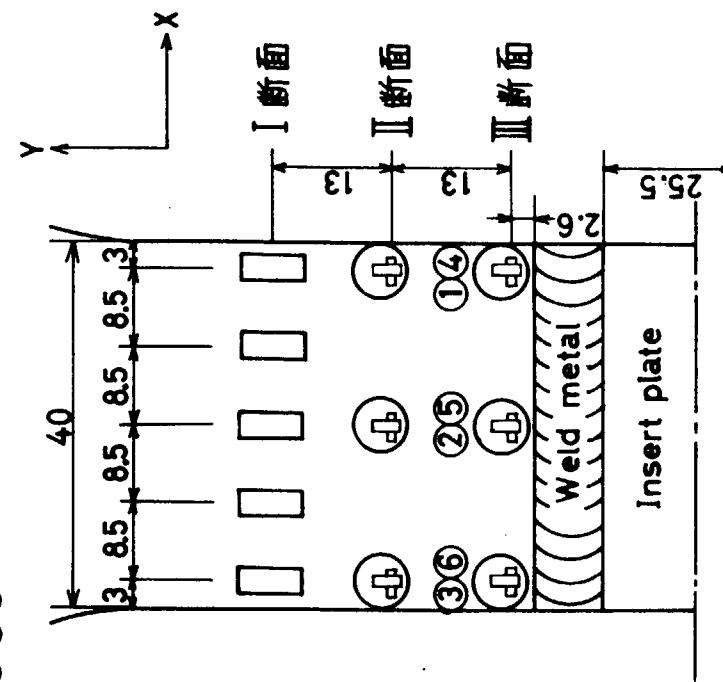


図 2.2.6 ピード長 40 mm 試験片の
ゲージ貼付位置

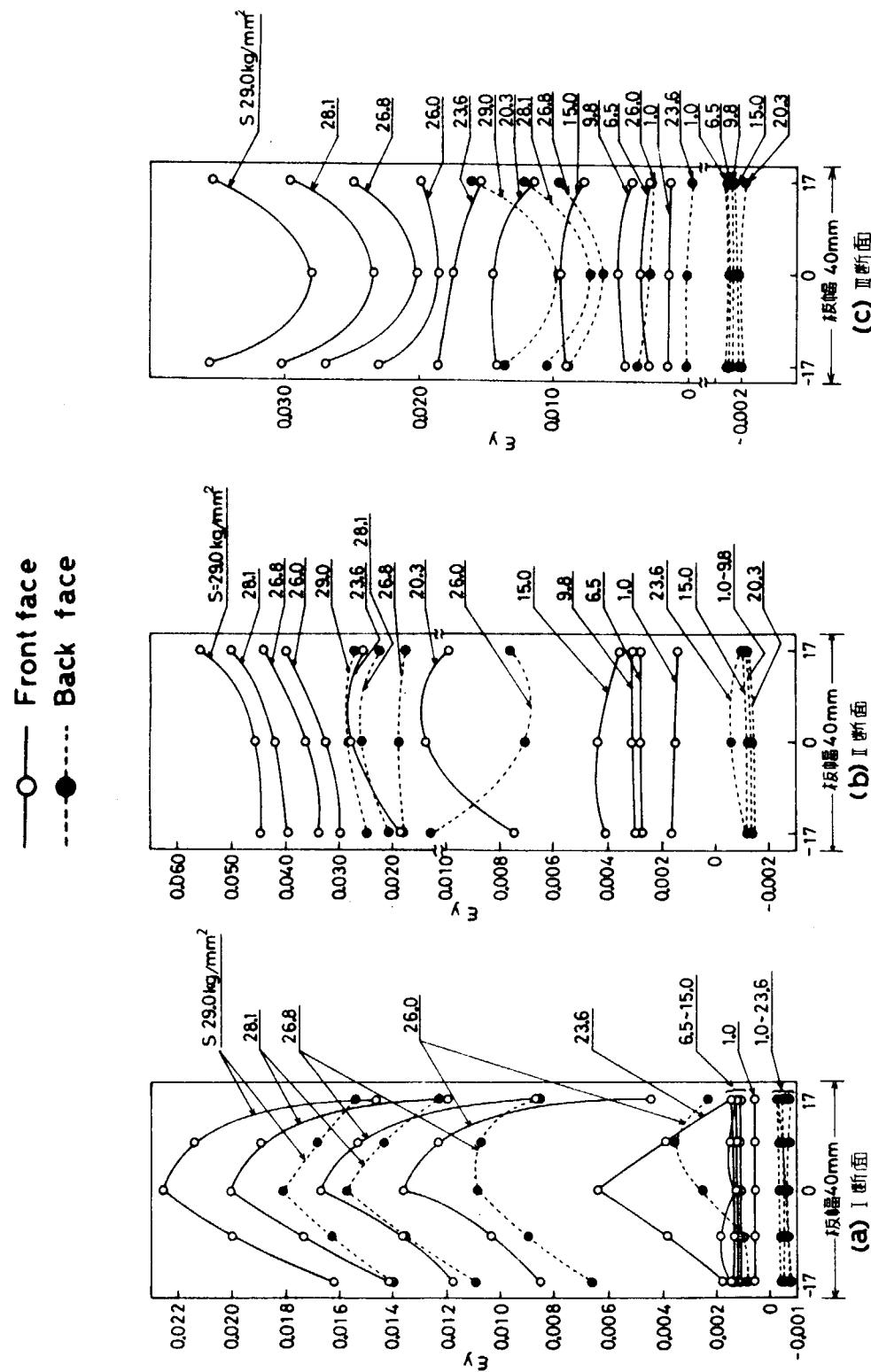


図 2.2.7 ビード長 40 mm 試験片の静的引張試験における ϵ_y の分布

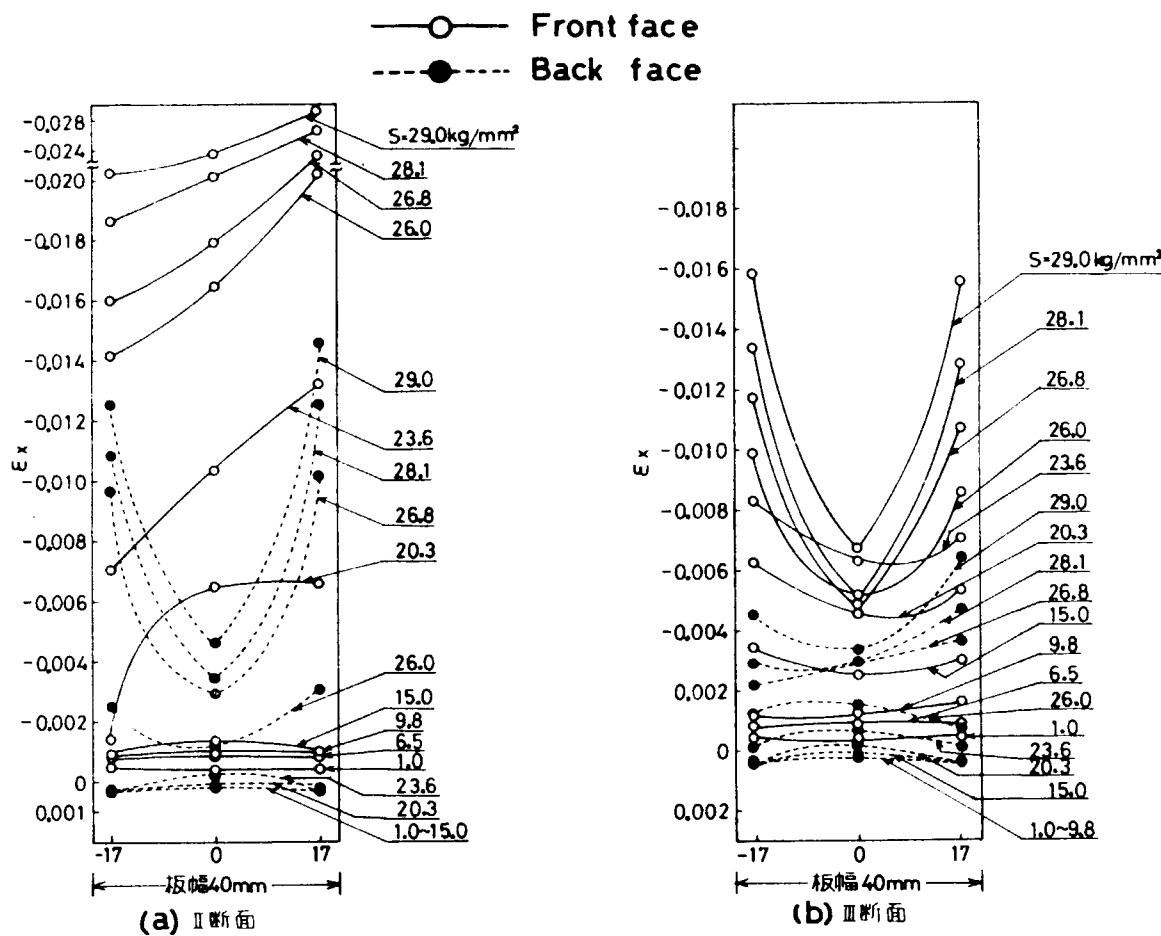


図 2.2.8 ビード長 40 mm 試験片の静的引張試験における ϵ_x の分布

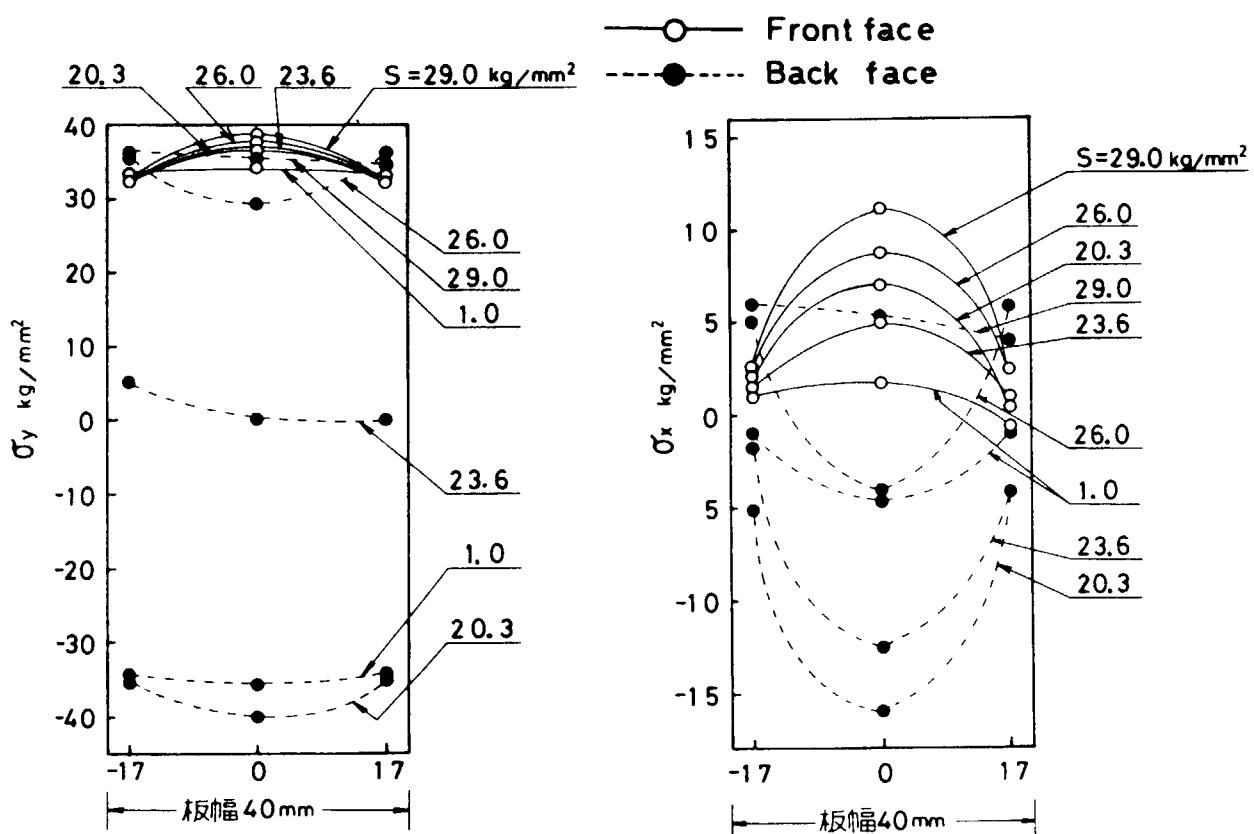


図 2.2.9 ビード長 40 mm 試験片 III断面の静的引張試験における応力の分布

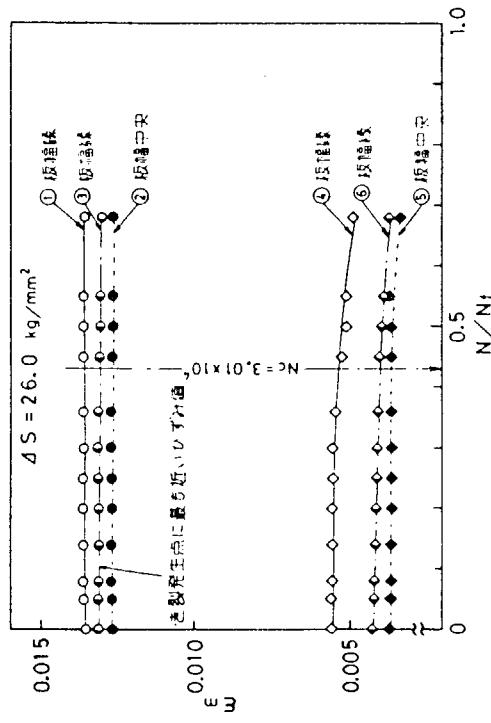
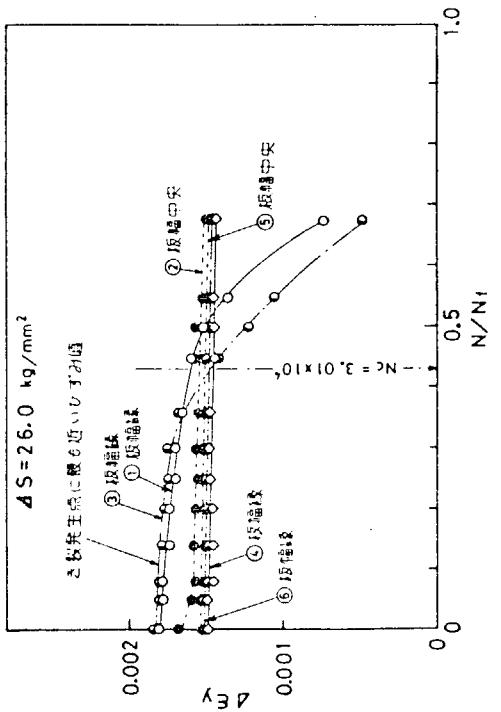
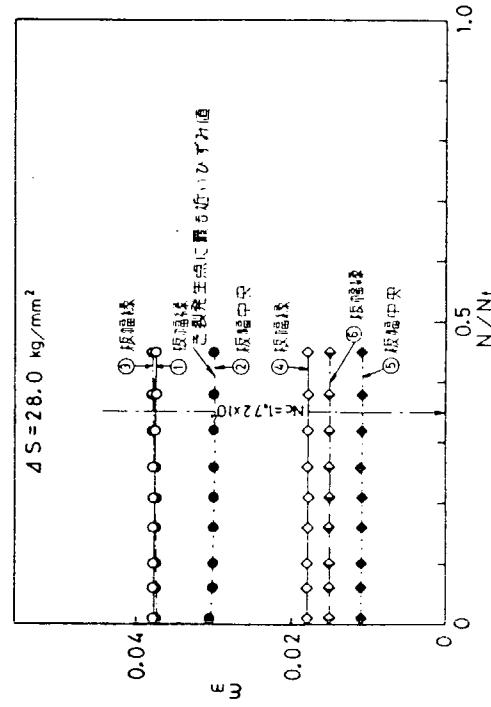
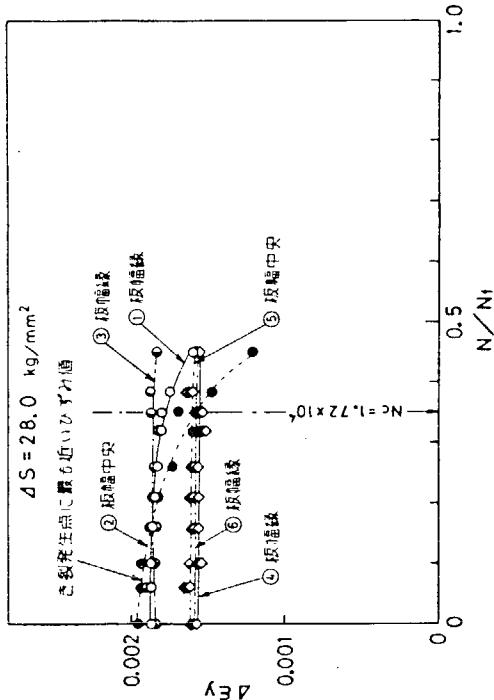


図 2.2.10 WJ-101 試験片の $\Delta \epsilon_y$ および ϵ_m の変化

図 2.2.11 WJ-102 試験片の $\Delta \epsilon_y$ および ϵ_m の変化

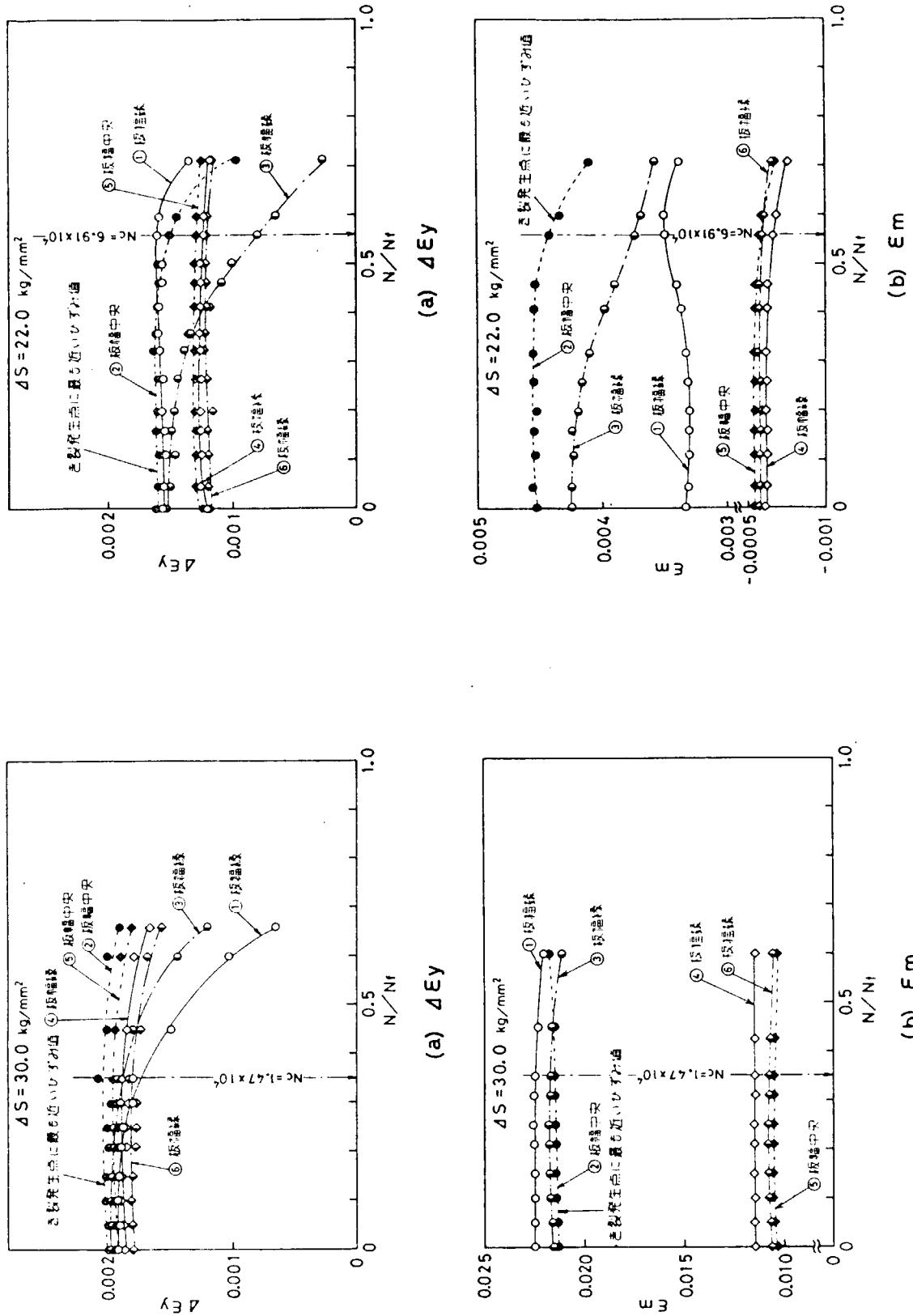


図 2.2.12 WJ-103 試験片の $\Delta \epsilon_y$ および ϵ_m の変化

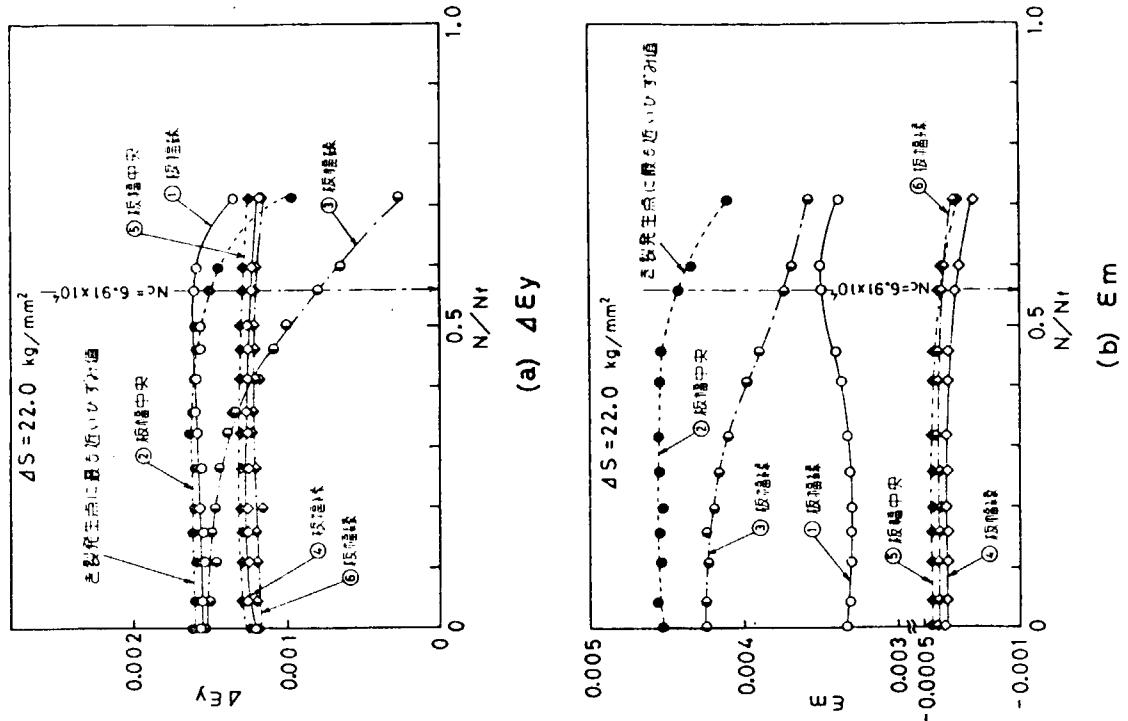


図 2.2.13 WJ-104 試験片の $\Delta \epsilon_y$ および ϵ_m の変化

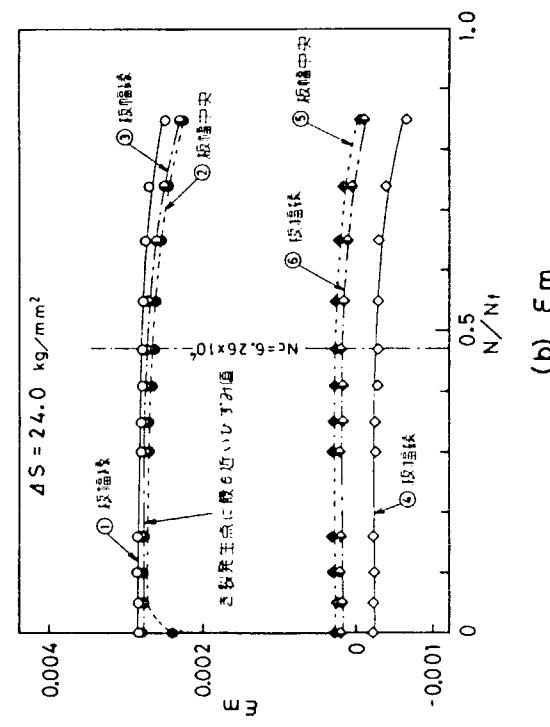
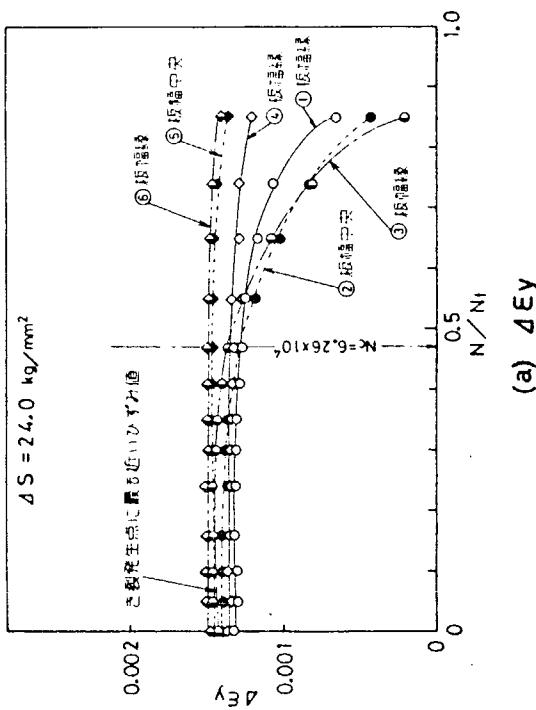
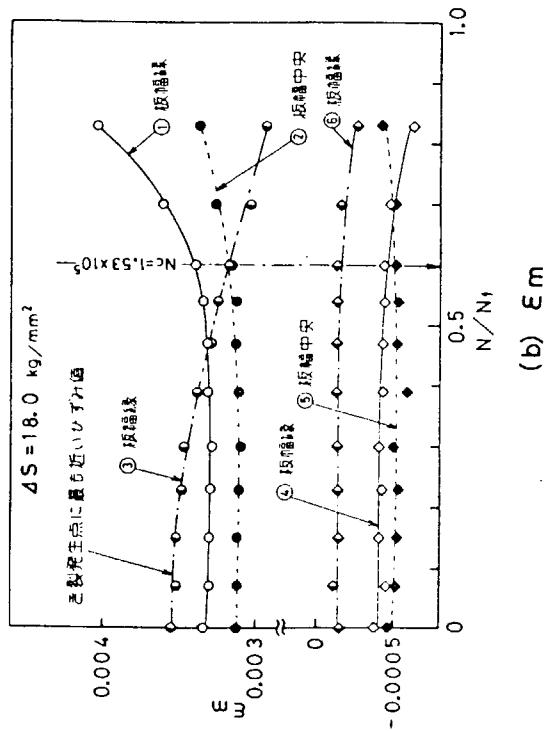
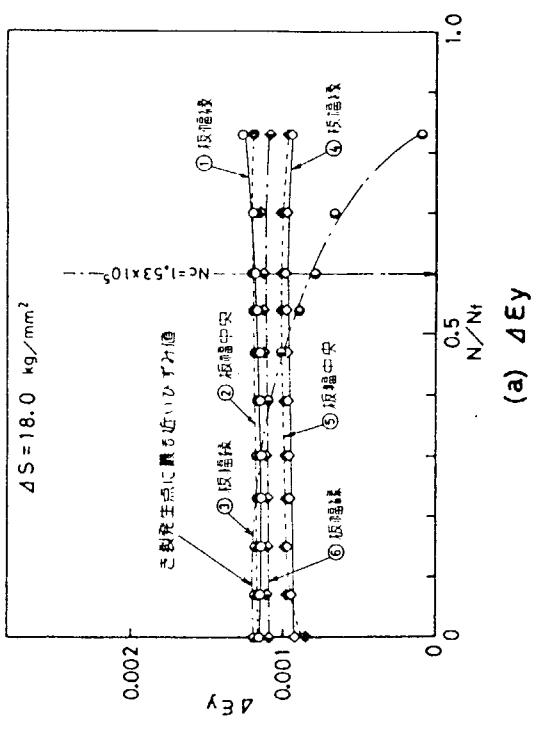


図 2.2.14 WJ-105 試験片の $\Delta \epsilon_y$ および ϵ_m の変化
図 2.2.15 WJ-106 試験片の $\Delta \epsilon_y$ および ϵ_m の変化

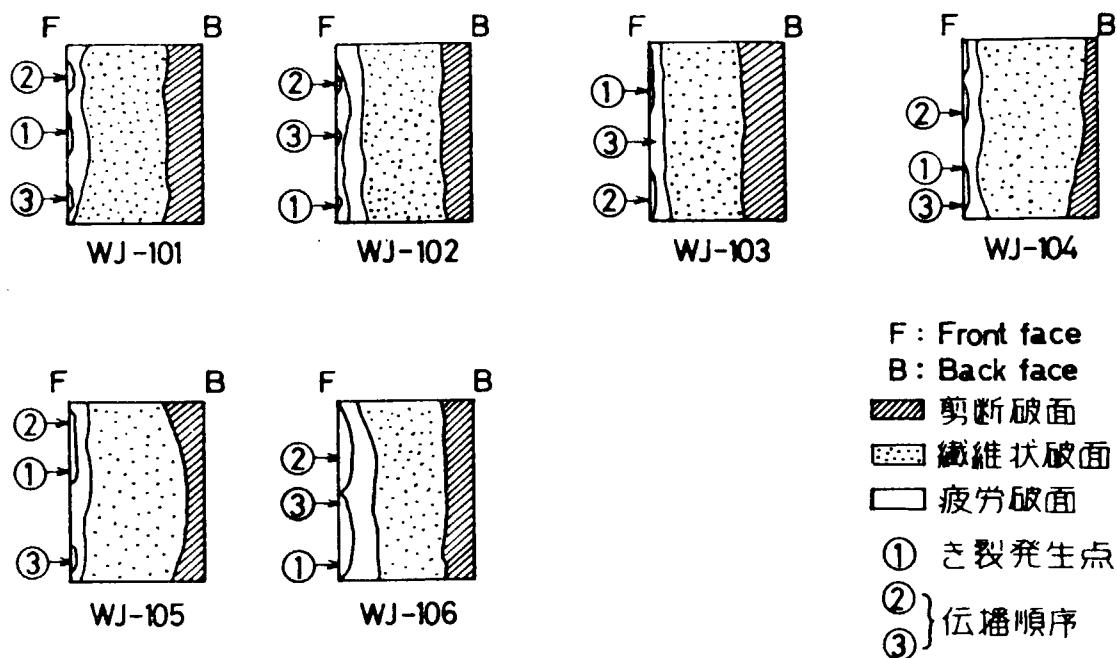


図 2.2.16 ピード長 40 mm 試験片の疲労き裂発生位置および進展状況

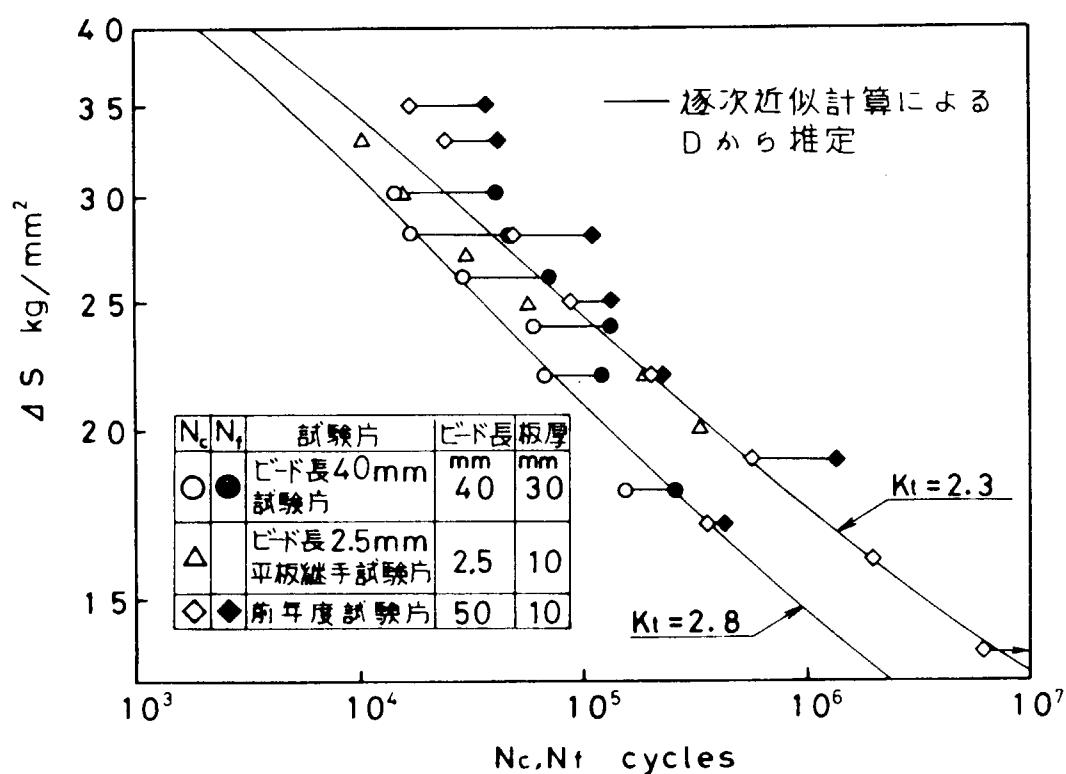


図 2.2.17 完全溶け込み十字型溶接継手の $\Delta S - N_c, N_f$ 線図

2.3 基礎縫手実験

(日立造船)

2.3.1 実験の目的

疲労強度を解析的に行うには、応力計算の結果と疲労実験の結果を結びつけることが必要である。このとき問題点の一つとして次のような点を挙げることができる。

- (i) S-N曲線の縦軸は、いわゆる nominal stressではなく、真の応力(場合によっては歪)である必要がある。
- (ii) クラックの発生が予想される部分の応力を適切な方法で求める必要がある。

本研究では主として(ii)の問題に焦点をあて検討を行なっている。

対象とする構造がある程度以上複雑となれば、解析的な応力計算のみでは不足であり、FEMによる数值実験が必要である。このとき、次のような問題点がある。

- (i) 一般的にいえば、メッシュを細くすれば計算精度をあげることができるが、これは疲労強度の場合必ずしも正しくない。つまり、疲労の発生が予想される部分には溶接が施されているのが普通であり、細いメッシュで計算を行う場合には該当部の溶接の形状を忠実に考慮する必要があるが、これにはほんの少しだけ計算を必要とし実用的ではない。さらに、設計の段階では溶接部の細かな形状を予め知ることが元来不可能であるからである。
- (ii) したがって、適切な計算としては、前記に示したような、ミクロの形状影響を除いた応力値をできるだけ正確に計算する方法を選ぶ必要がある。ミクロの形状の影響は過去の実績などを参考に統計的に評価するのが適切と考えられる。

本研究では、構造としての応力集中部に溶接が施される試験片について疲労実験を行うと同時に、FEMによる応力計算を実施し、上記の問題について検討を行なった。

2.3.2 実験

図2.3.1に実験に供された試験片の形状を示す。材料として、SM41鋼が用いられており、0-tensionの負荷が与えられた。

図2.3.2に疲労実験に先立ち行なわれた応力計測の結果を示す。計測では間隔2mmの応力集中ゲージが用いられ、溶接のトウから2mmの位置を最もトウに近いゲージとするよう貼布した。実験の結果、該部の歪集中率は表2.3.1に示すように各々、2.00, 2.77と求められた。

表2.3.1に実験の各要目、および実験結果をまとめた。

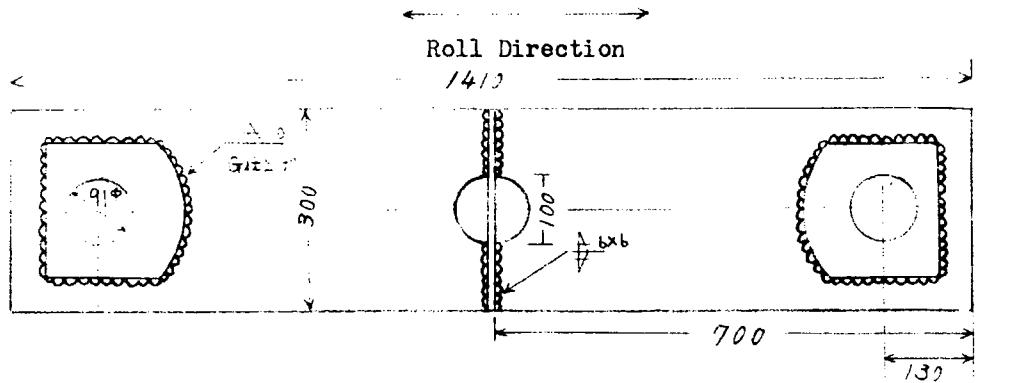
図2.3.3は本実験の結果を過去行なわれた実験の結果と比較したものである。図には昨年度、本委員会で行なわれた疲労実験の結果が併記されている。このうち、川崎重工業、および日立造船で行なわれた実験値は溶接トウ部の歪集中率を3.0としてプロットされている。今回の実験結果はトウ部の歪集中を無視した形で示しているが、本問題については次章で取り扱う。

2.3.3 応力解析

疲労強度解析用の応力計算を考える場合一つのジレンマに直面することが多い。つまり求めようとする応力は応力集中部における極く狭い領域の応力であるのに反し、このような応力は溶接トウ部の形状、該部の初期変形、工作誤差などといった解析に際し対象とするにはふさわしくない諸量の影響を直接うける。このことは、上記のような各種 perturbation を精确に反映した計算でない限りあまりこまかい応力計算をしても意味がないことを示している。本報告では上記を考慮し、該部の応力について次のように考えたい。

$$\sigma_{act} = K \cdot \sigma_{cal}$$

(2.3.1)



Notch Detail

図 2.3.1 Model Specimen

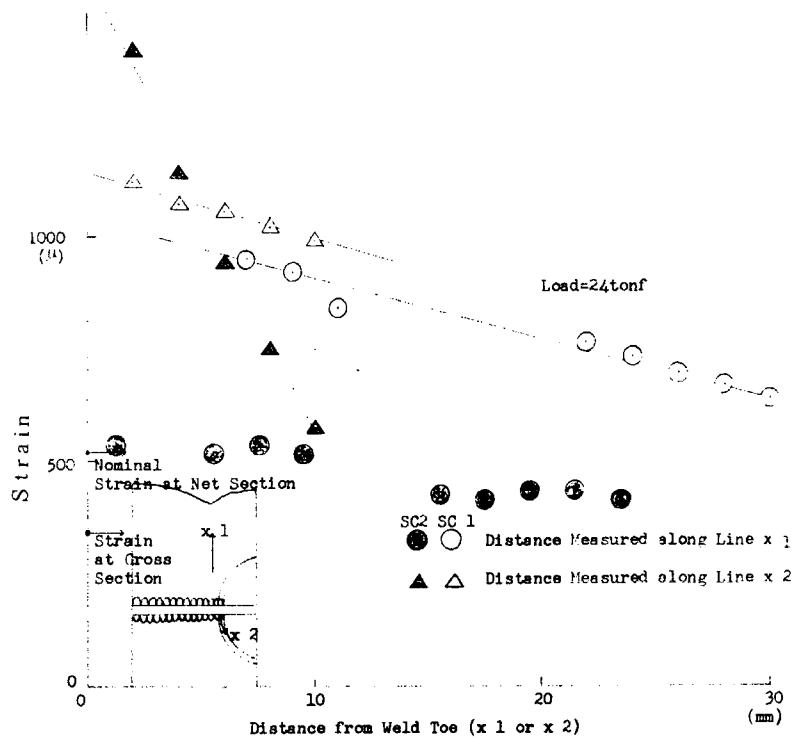


図 2.3.2 Strain Distribution

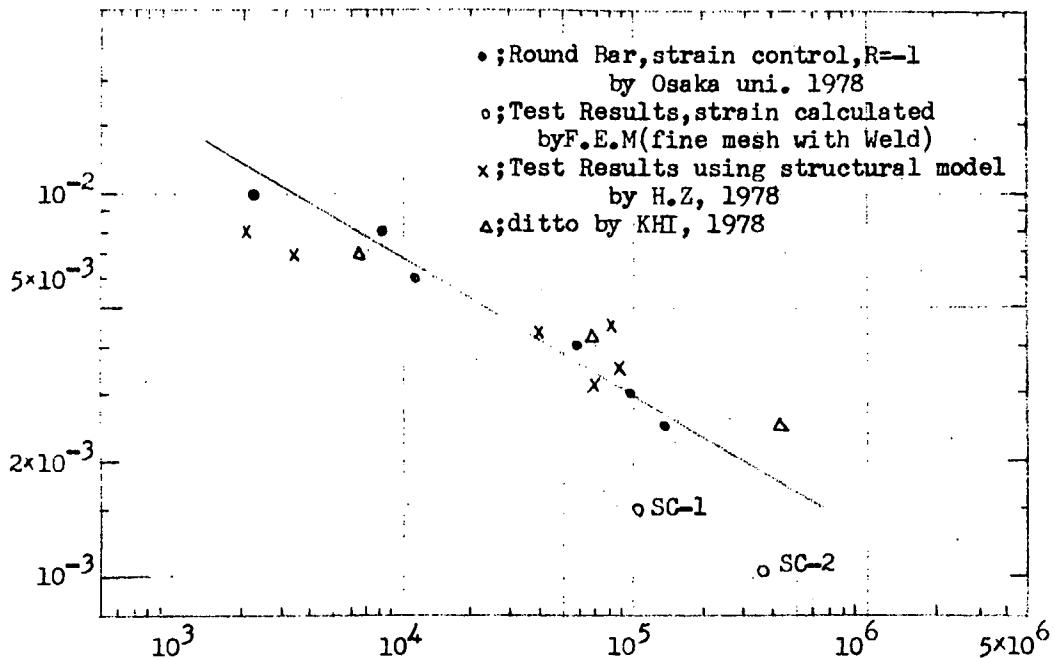


図 2.3.3 Comparison of Test Results

表 2.3.1 Items of Fatigue Tests and Its Results

| Specimen | load | strain amplitude* | No. of cycles (crack initiation) | No. of cycles (total failure) |
|----------|----------|----------------------|-------------------------------------|----------------------------------|
| SC-1 | 1~25 ton | 1,140μ (2.00) | 3.80×10^5 | 8.80×10^5 |
| SC-2 | 1~25 ton | 1,580μ (2.77) | 1.12×10^5 | 4.69×10^5 |

* measured strain at the position of crack, number in bracket shows strain concentration factor.

表 2.3.2 計算ケース

| specimen | mesh | A (thickness) | B (thickness) | C (thickness) | D (thickness) | cal.No. |
|----------|--------|------------------|-----------------------------|-----------------------------|------------------|---------|
| SC-1 | fine | 10 mm | 10 mm | 0 | 200 mm | 1 |
| | | 10 " | 10.8, 12.3, * 13.8, 15.3 | 10.8, 12.3, * 13.8, 15.3 | 200 mm | 2 |
| | coarse | 10 " | 10 | 0 | 200 | 3 |
| | | 10 " | 11.5, 14.5 * | 11.5, 14.5 * | 200 | 4 |
| SC-2 | fine | 10 " | 10 | 0 | 200 | 5 |
| | | 10 " | 10.8, 12.3, * 13.8, 15.3 | 10.8, 12.3, * 13.8, 15.3 | 200 | 6 |
| | coarse | 10 " | 10 | 0 | 200 | 7 |
| | | 10 " | 11.5, 14.5 | 11.5, 14.5 | 200 | 8 |

* 溶接部の影響をあらわしたもので、D部に近づくにつれ、表のとおり、板厚が増すものとする。
上記の計算結果をみたうえで、新たに計算ケースをつけ加える。

表 2.3.4 Strain concentration factor

| | | SC-1 | SC-2 |
|---|--|--|----------------------------------|
| No of cycles (measured) | | 1.1×10^5 | 3.8×10^5 |
| * ¹ Strain (estimated from S-N curve) | | 3.0×10^{-3} | 1.9×10^{-3} |
| K ($\varepsilon_{\text{act}}/\varepsilon_{\text{cal}}$) | fine mesh, considering effect of weld | 2.0 (1.3×10^{-3}) | 1.9 (1.0×10^{-3}) |
| | coarse mesh considering effect of weld | 2.3 (1.3×10^{-3}) * ² | 2.1 (0.91×10^{-3}) |
| | fine mesh, neglecting effect of weld | 2.7 (1.1×10^{-3}) | 2.3 (8.4×10^{-2}) |
| | coarse mesh neglecting effect of weld | 3.0 (1.0×10^{-3}) | 2.3 (8.2×10^{-2}) |

*¹ as S-N curve, the results obtained Osaka Uni. using roundbar under the conditions, strain controlled, R=-1

*² number in bracket shows the calculated strain by F.E.M

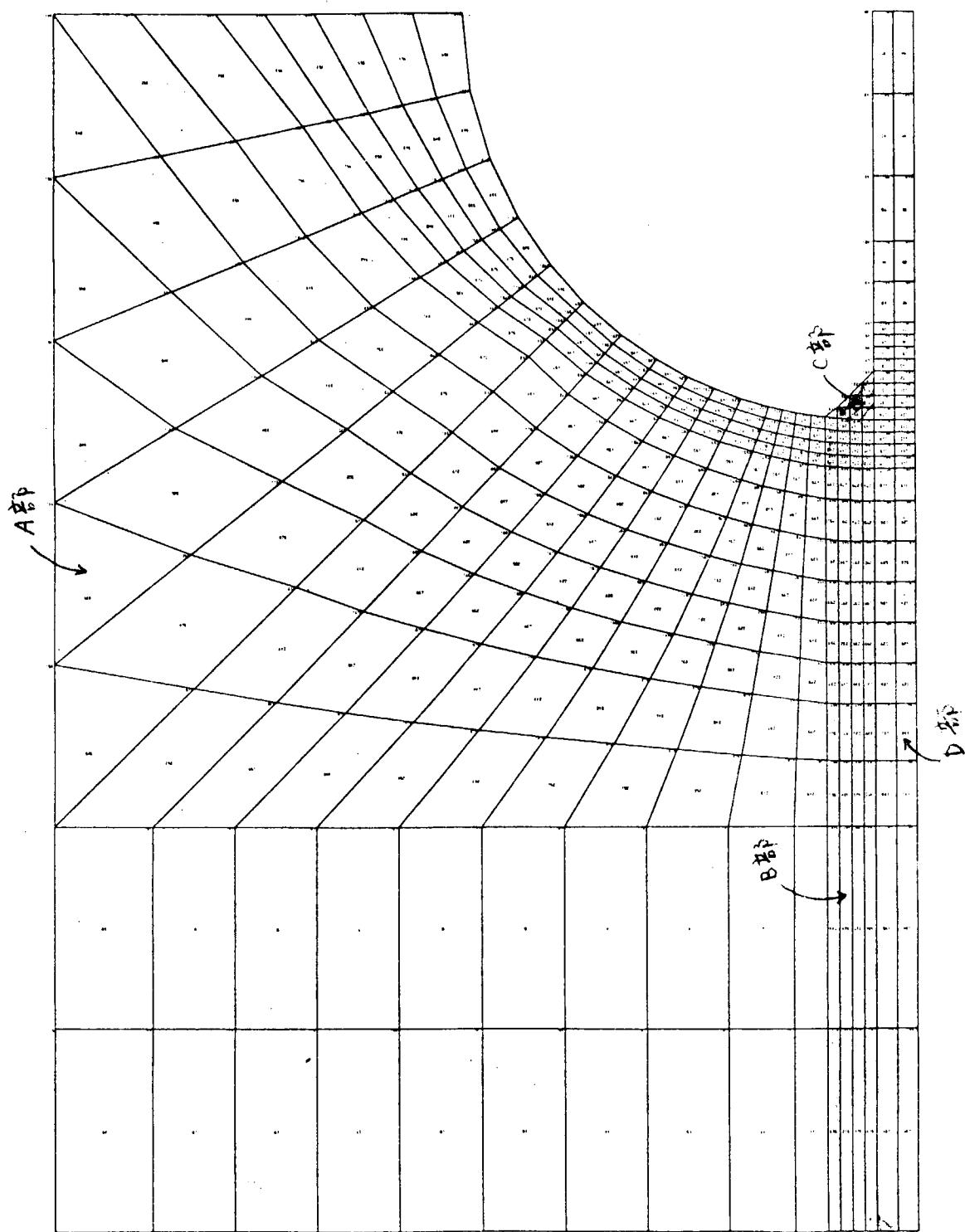


図 2.3.4 Mesh分割 (fine mesh)

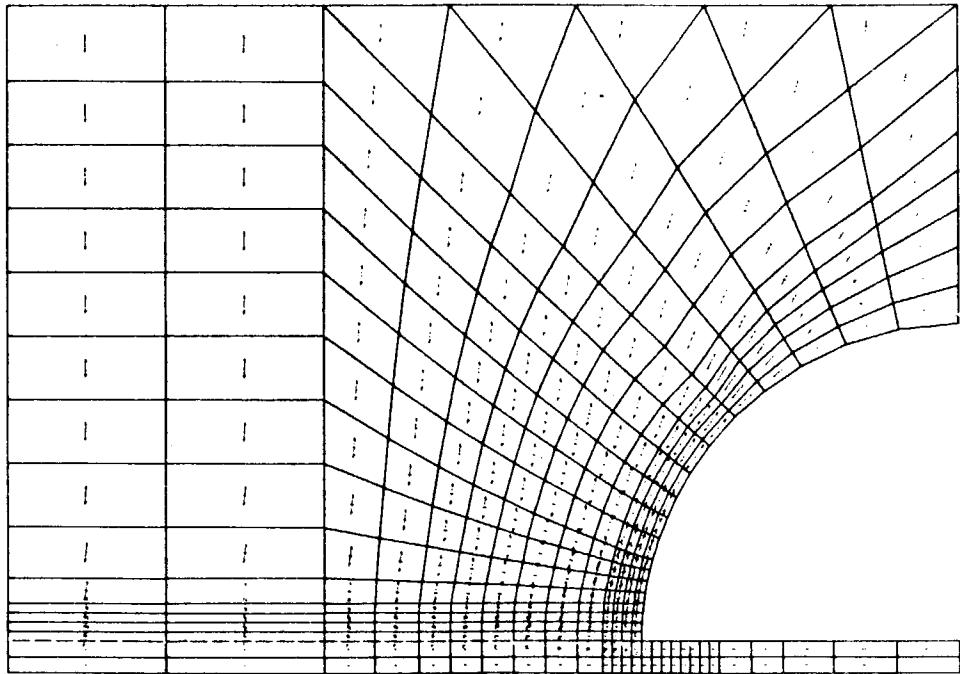


図 2.3.5(2) Calculation Results on SC-1
(fine mesh neglecting effect of welded part)

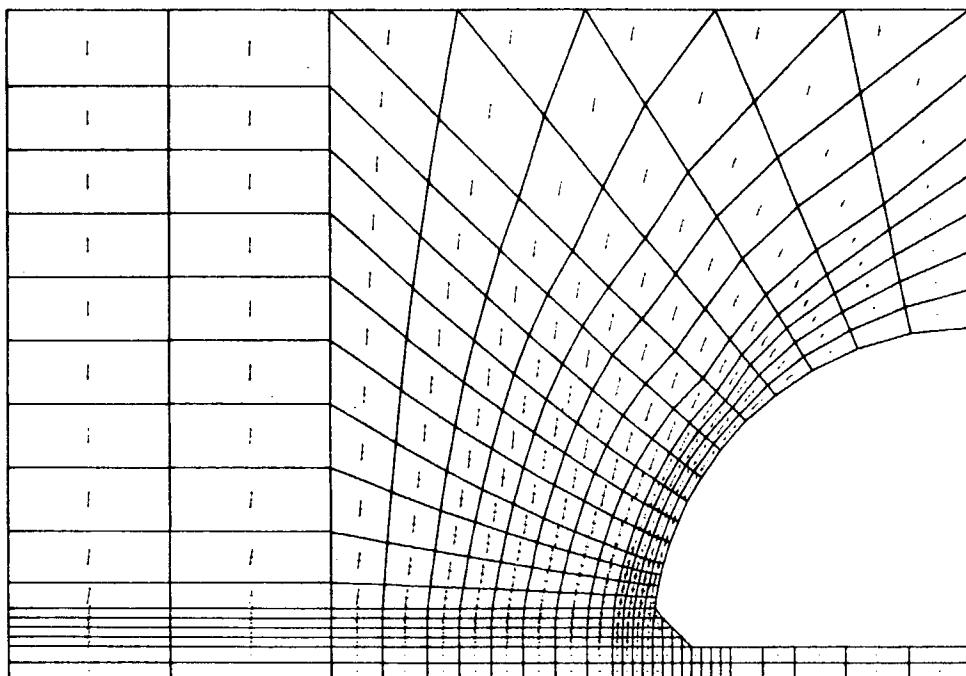


図 2.3.5(1) Calculation Results on SC-1
(fine mesh considering effect of melded pbrts)

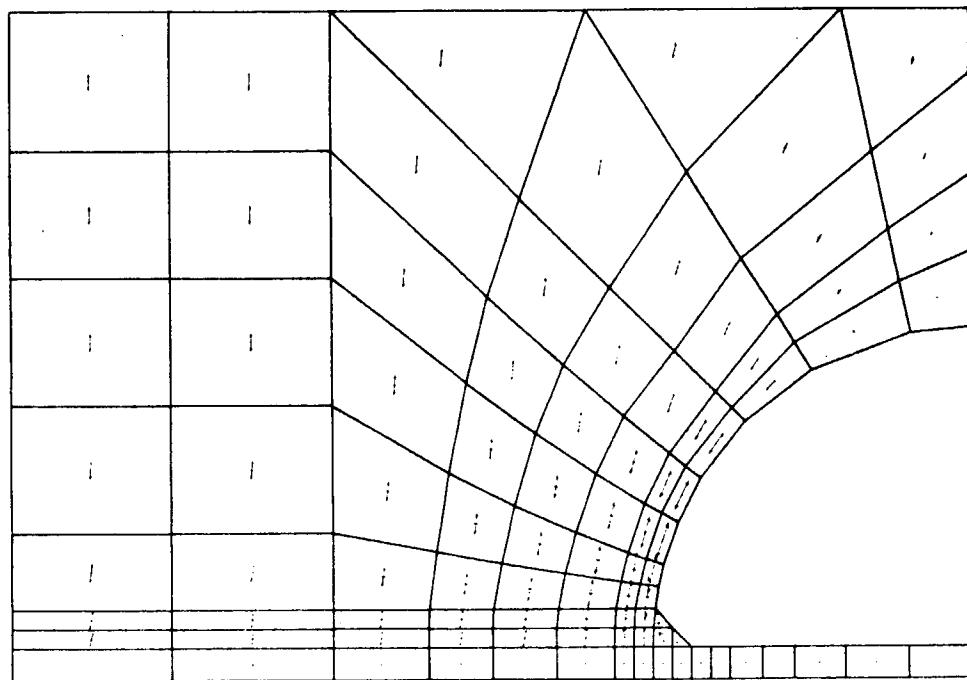


图 2.3.5(3) Calculation Results on SC-1
(coarse mesh considering welded part)

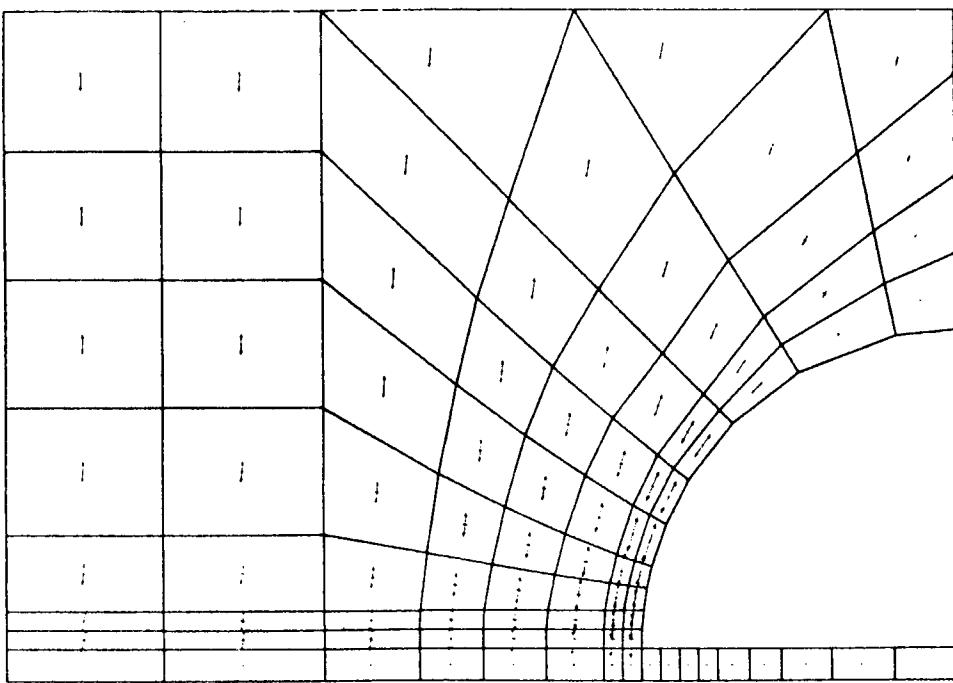


图 2.3.5(4) Calculation Results on SC-1
(coarse mesh neglecting welded part)

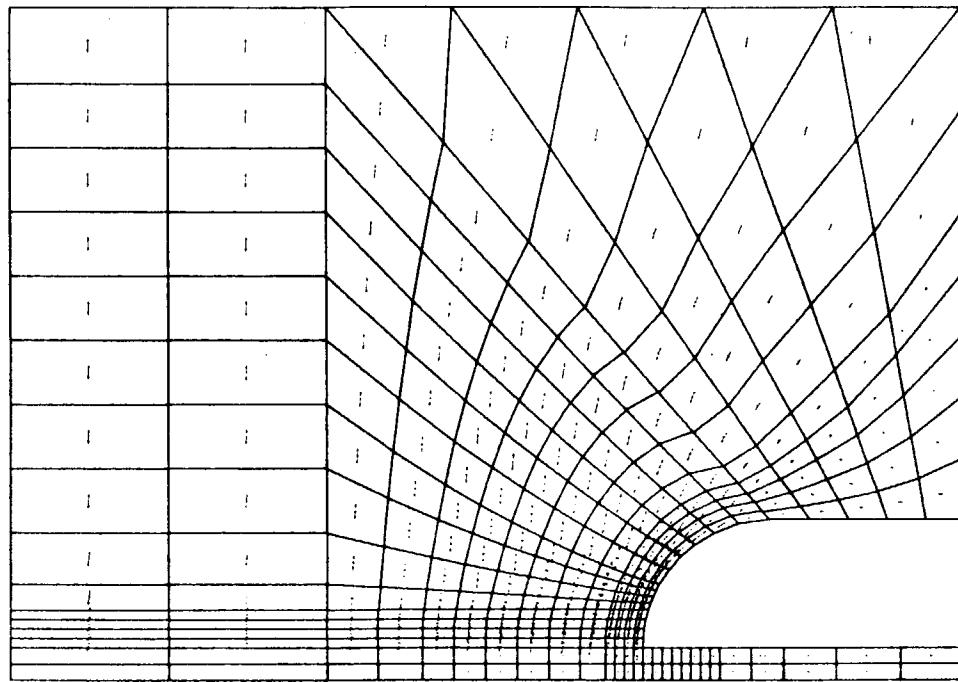


図 2.3.5(6) Calculation Results on SC-2
(fine mesh neglecting welded part)

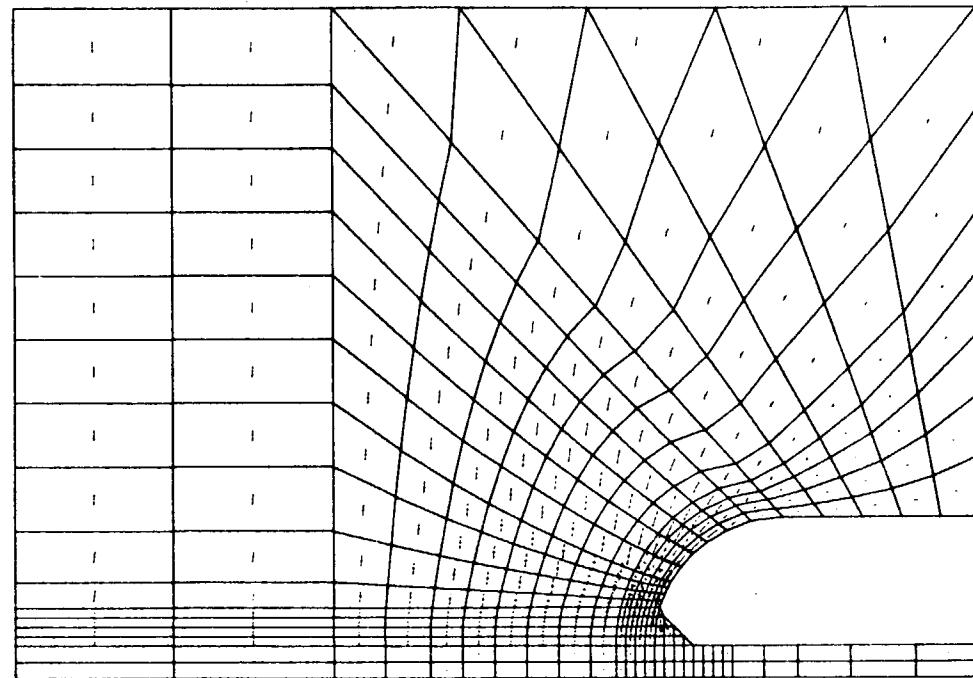


図 2.3.5(5) Calculation Results on SC-2
(fine mesh considering welded part)

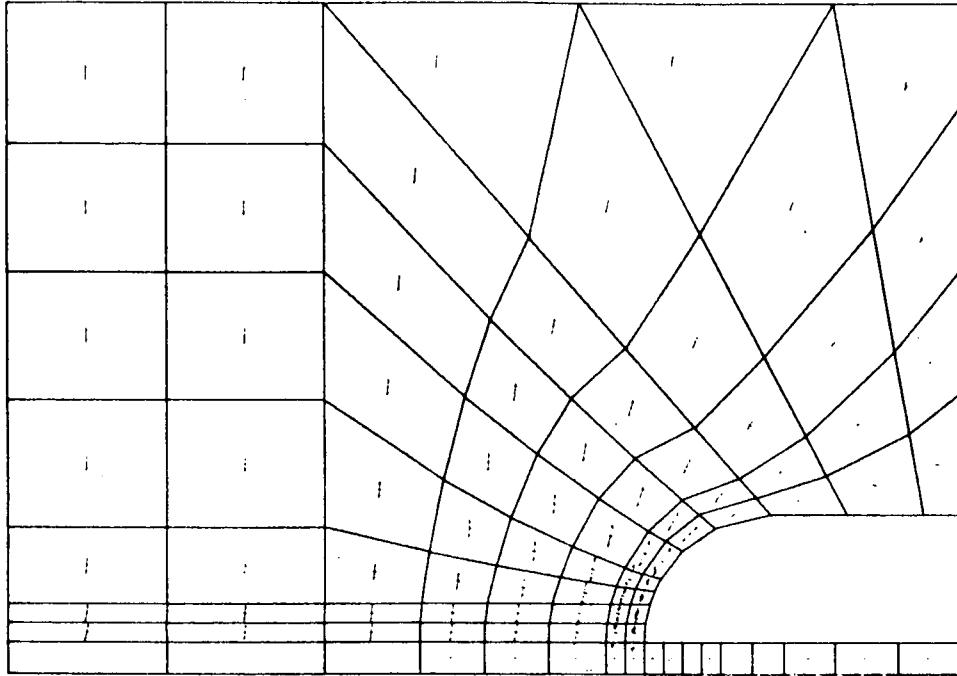


図 2.3.5(8) Calculation Results on SC-2
(coarse mesh neglecting welded part)

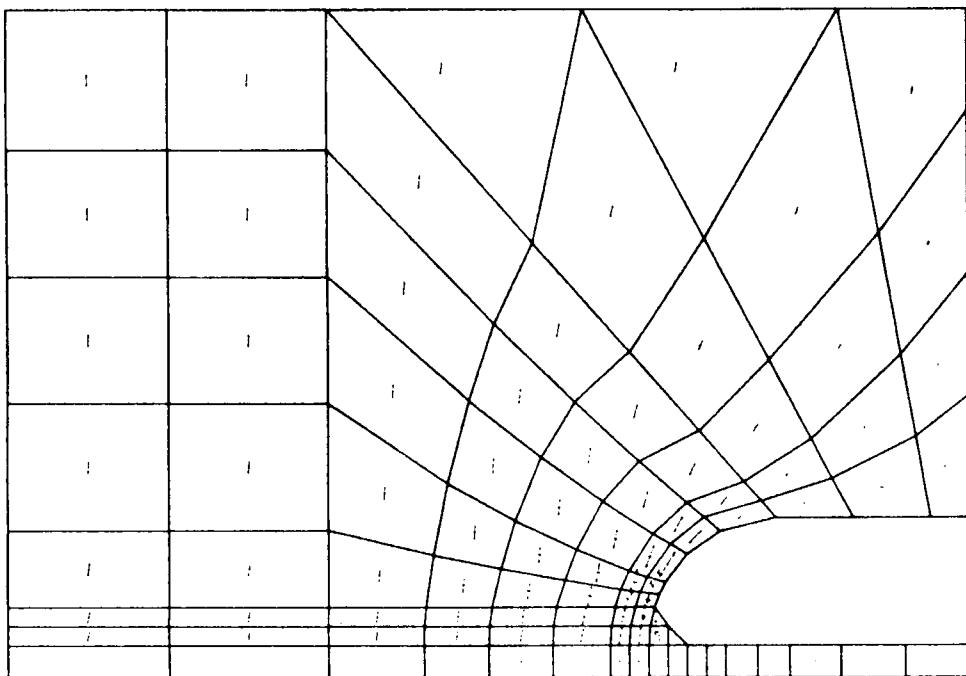


図 2.3.5(7) Calculation Results on SC-2
(coarse mesh considering welded part)

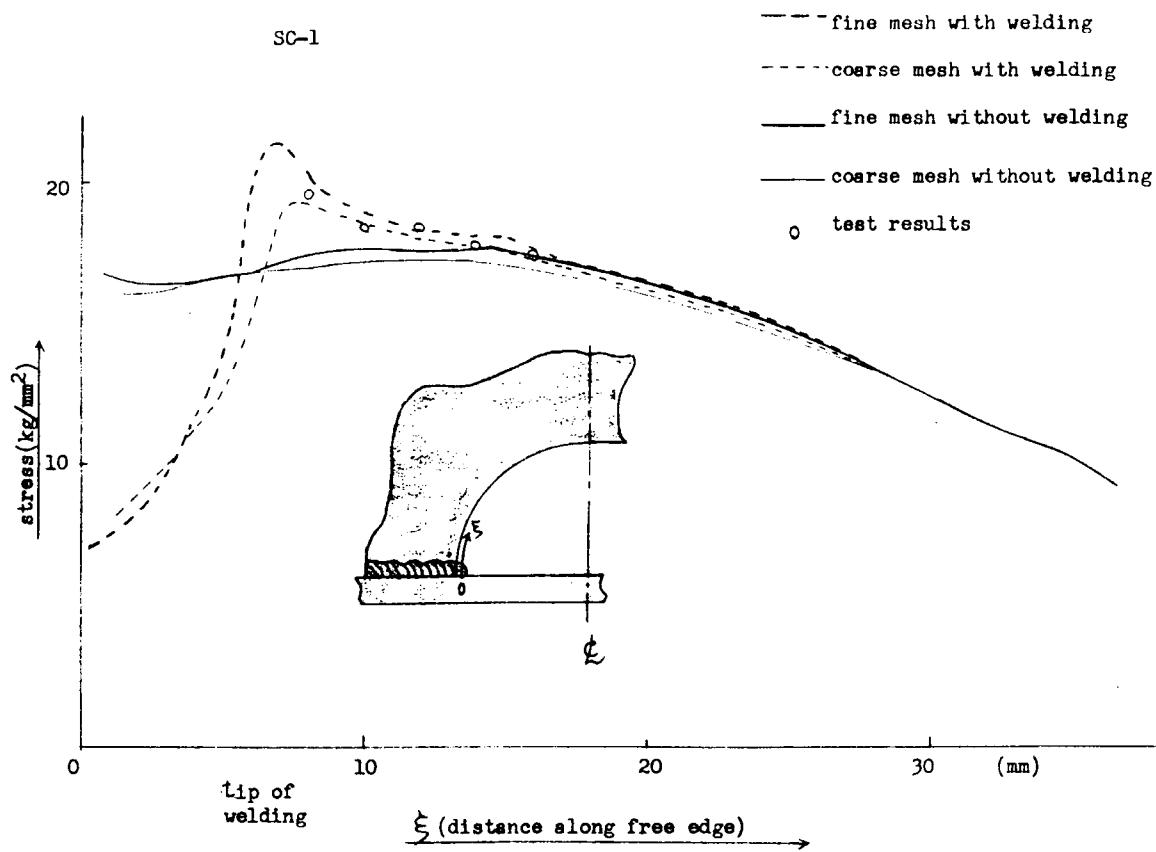


図 2.3.6(a) Comparison of Calculation Results on SC-1

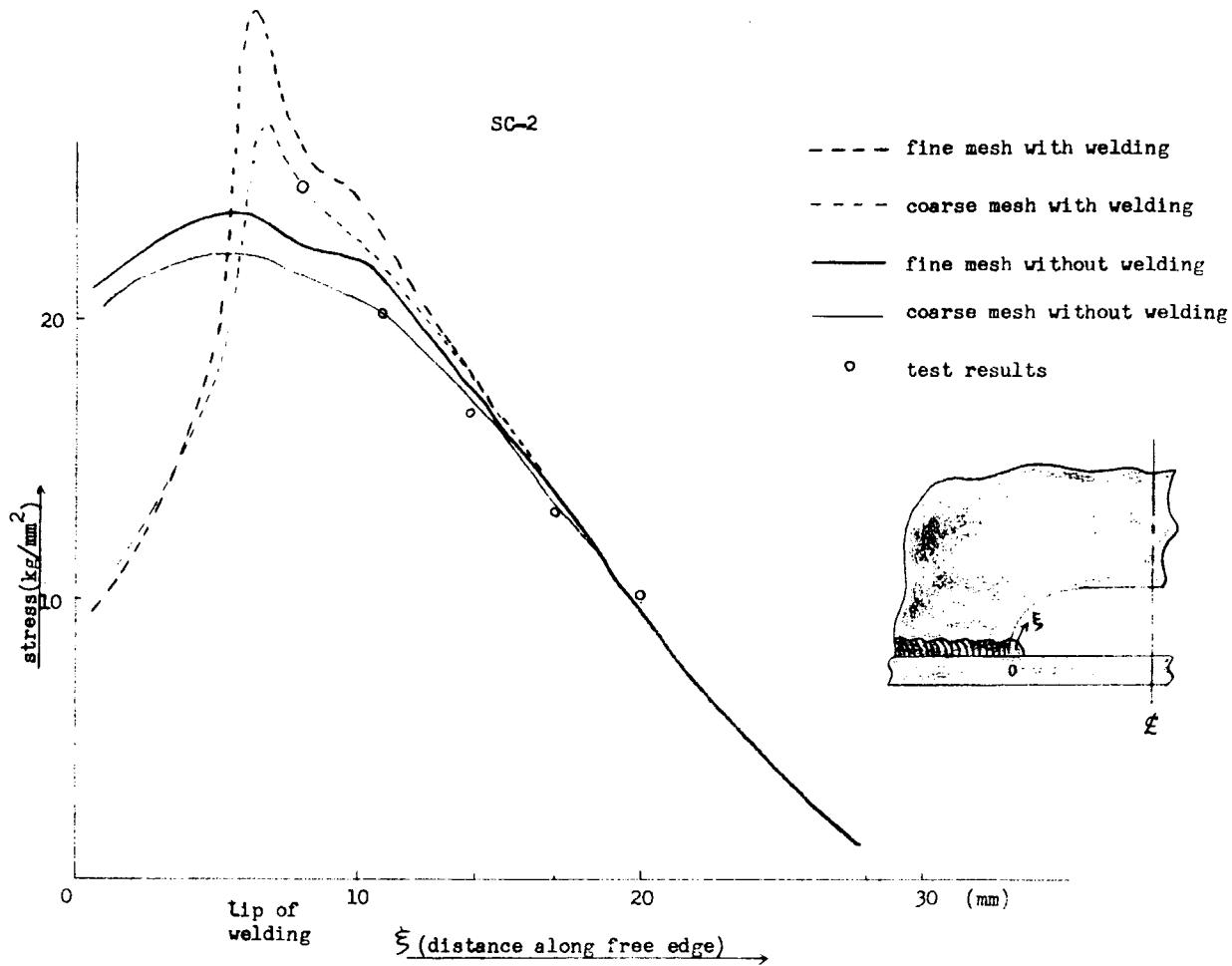


図 2.3.6(b) Comparison of Calculation Results on SC-2

2.4 直交交差部の疲労強度

(川崎重工業)

2.4.1 目的

前年度の研究では、斜交交差部模型試験体の疲労試験を実施し、その疲労強度は平滑材の疲労強度から推定しうることを示した。しかしながら供試体が3体と少ないとあって、その方法が一般的に成立つか否かについては検討課題として残されていた。

この外船体構造では種々の形状の部材が使われているが、それらの疲労試験データは殆んどないので平滑材の疲労強度からそれらの部材の疲労強度を推定することができうるならば非常に有用である。

そこで本研究は、部材が溶接止端部から破壊する場合を対象として、十字すみ肉溶接模型試験片と直交交差すみ肉溶接試験片について有限要素法による応力解析と疲労試験を行ない、溶接止端の応力集中を除いた構造的な応力分布が単純な場合と急変する場合でそれらの疲労強度がどのように表わされるか、またそれらと平滑材の疲労強度との対応を検討し、前年度の試験結果の整理方法に対する妥当性の検証と、その他部材の疲労強度を推定する基にすることを目的とした。

2.4.2 実験方法

(1) 有限要素法による応力解析

a) 計算の対象

計算の対称として直交交差部については脚長が4mmで溶接ルート部に板厚に相当する長さの不溶着部のある場合と、それのない場合の2種類を、十字継手については脚長が4mmと10mmの場合について、溶接ルート部に不溶着部のある場合とした。それらの形状を図2.4.2と図2.4.3中に示す。

b) 要素分割と計算

直交交差部についての要素分割を図2.4.2に示す。計算には6面体20節点要素と5面体15節点要素用い、自社製の計算プログラム(CONTAC-3)にて計算した。

十字継手についての要素分割を図2.4.3に示す。計算は平面問題として扱い、計算プログラムにはNASTRANを用いた。計算はいずれも弾性応力解析である。

(2) 疲労試験

a) 供試材と試験片

供試した材料は、SS41材でその化学成分と機械的性質を表2.4.1に示す。試験片は素材より図2.4.1に示すように機械加工によって切出した。両者の試験片の溶接相当部の形状は同じにしており、その詳細に示すように止端のアールを1mmにした。これは実際の溶接継手に比べるとかなり大きな値であるが、同部のひずみ計測をする必要があるのでその計測が可能となる程度に大きくした。

b) 試験方法

試験は試験片に両振り荷重振幅を加えて行なった。その繰返し速度は直交交差試験片の場合270回/分で、十字試験片については300回/分である。試験中き裂の発生と伝播状況を浸透探傷液を用いて肉眼で観察し、巨視き裂の発生寿命やき裂長さと繰返し数の関係を求めた。なお、試験片には図2.4.4に示すような箇所に二方向ひずみ測定用ゲージやひずみ集中測定用ゲージを貼付し、静的負荷時のひずみ分布や疲労試験中のひずみ振幅の状況を計測した。

2.4.3 実験結果

(1) 応力解析結果とひずみ測定結果

図2.4.5に直交交差試験片についての応力解析結果を示す。図中 σ_y は試験片軸方向の応力で σ_x は σ_y の直角方向の応力を示す。また、計算は試験片の両端に4ton荷重を均一に負荷した場合の値で

ある。溶接部に不溶着部がある場合を想定した場合(図中では無開先として示した)の計算値を点線で、それのない場合(図中では開先として示した)を実線で示した。この図によると溶接止端相当部における σ_y の応力分布は不溶着部の有無による影響をあまり受けないようである。図2.4.6は十字試験片の応力解析結果を示したものである。前図と同様に σ_y は試験片軸方向の応力を表わしている。応力は試験片両端に1tonを負荷した時の値である。この結果によると、溶接止端部近傍の応力分布は脚長が大きい場合の方が急激に増加するようである。また不溶着部近傍の応力分布は当然のことながら脚長が大きい方が小さくなっている。

図2.4.7は直交差試験片についての応力解析結果とひずみの測定結果を比べたものである。計算値は計測値とよく一致しているが要素分割にも問題があり、ひずみ勾配の大きい箇所では計算結果よりも実測結果が大きくなっている。

図2.4.8は十字試験片について、計算結果とひずみ測定値を比べたものである。図中止端近傍のひずみ分布は計測値よりも計算値が著しく高くなっているがひずみ分布の緩やかな箇所では良く一致している。

図2.4.9～10は直交差試験片に関して横板表面から4mmおよび16mm離れた断面の軸方向およびそれに直角方向のひずみ分布を、4tonを静的に負荷した場合および試験荷重を1回負荷した荷重全振幅について示したものである。いずれの試験片においても左右均等に負荷されていることが判る。そして横板表面から4mm離れた断面、すなわち止端のアール止りでは試験片中央部のひずみ振幅は両端に比べてかなり大きくなっている。

図2.4.11～12は、それぞれ直交差部および十字試験片についてひずみ集中ゲージを用いて計測した止端アール部近傍のひずみ全振幅 $\Delta\epsilon_y$ の分布を示している。両者ともアールが1mmと大きいこともあってひずみ分布の勾配は比較的緩かである。

図2.4.12～13はそれぞれ直交差部および十字試験片について横ひずみ全振幅 $\Delta\epsilon_x$ と軸ひずみ全振幅 $\Delta\epsilon_y$ の比を調べたものである。両者の結果は殆んど差がない。すなわち両者の試験片で止端部表面ではひずみの拘束の程度はほぼ等しいといえる。

図2.4.15～16はそれぞれ直交差および十字試験片について疲労試験中の軸方向ひずみ全振幅 $\Delta\epsilon_y$ の計測結果を示す。両者とも荷重が高い場合には初期の荷重繰返しでひずみ全振幅は減少し、逆に荷重が低くなるとわずかに増加する傾向にあるが荷重繰返しの大半の領域で安定したひずみ全振幅を示す。

(2) 破壊の様相

直交差試験片の代表的な破壊の様相を図2.4.19に示す。き裂は最初にひずみの最も高い試験片中央の止端アール止りに発生し、それが板厚方向と幅方向に伝播した後、横板の厚さ方向に曲り始め破断を生じさせる。そのき裂進展の様相が図2.4.17に示すき裂伝播線図に現われて、その線図が滑らかにならない場合も生じている。

十字試験片は止端部で試験片の角部にき裂を生じた。また止端部の中央にき裂を生じているものもあったが、その寿命差はあまりないものと考えられる。これら試験片のき裂伝播線図を図2.4.18に示す。なお各試験片のき裂発生状況の概要を表2.4.2に記した。

(3) S_a-N , $\Delta\epsilon_y-N$, $\Delta\epsilon_p-N$ 線図

図2.4.20は板の断面積で荷重振幅を除した公称応力振幅 S_a と巨視き裂発生または破断寿命の関係を直交差試験片と十字試験片について示したものである。当然のことながら S_a で示すと、ひずみ集中の大きい直交差部の寿命は著しく短くなる。

図2.4.21は軸方向のひずみ全振幅と巨視き裂発生または破断寿命との関係を両者の試験片について示したものであるが、両者の値は殆んど一致している。さらに図中には前年度の研究で得られている丸

棒平滑試験片の両振り歪制御の試験結果をき裂発生寿命について△印で併記しているが、本試験結果はこれらの値と殆んど一致している。このことは複雑な構造物においても破壊点発生点のひずみ全振幅を推定しうるならば、平滑材のひずみ制御の疲労試験結果から近似的にそれら部材の寿命を求めうることを表わしている。

図2.4.2-2は塑性ひずみ幅と巨視き裂発生寿命または破断寿命の関係を両者の試験片について示したものである。この結果では本試験の両試験片については、ほぼ一致した結果がえられるが、平滑試験片の結果とはやや異なり、疲労寿命が低く表わされる。

2.4.4 結論

直交交差試験片と十字試験片について、両振り疲労試験を行ない、直交交差部の疲労強度を求めると共に、複雑な応力分布をもつ構造物の疲労寿命を推定するのに適した疲労強度の表現を検討した結果、破壊発生箇所のひずみ全振幅で表わすのが最も良いとの結果を得た。そしてその値は軟鋼材の場合近似的に次式で表わされる。

$$\Delta \varepsilon_y^{-2.083} = 5.982 N_c$$

但し $\Delta \varepsilon_y$: 軸方向のひずみ全振幅

N_c : き裂発生寿命

表 2.4.1 機械的性質および化学成分

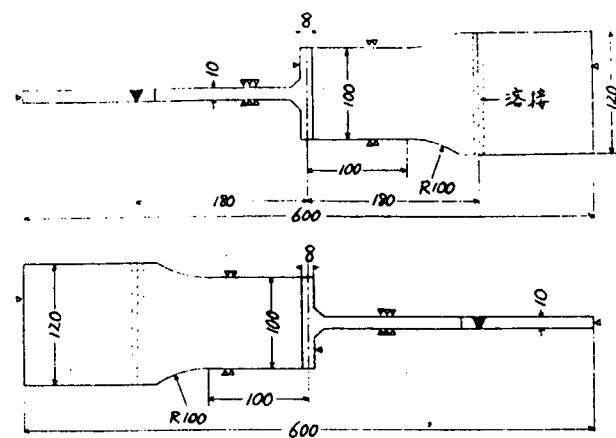
| 材 料 | 化 学 成 分 (%) | | | | |
|-------|-------------|------|------|-------|-------|
| | C | S i | Mn | P | S |
| SS 41 | 0.16 | 0.29 | 0.34 | 0.006 | 0.013 |

| 材 料 | 機 械 的 性 質 | | | |
|-------|-------------------------------|--------------------------------|--------------|--------------|
| | 降伏点 (kg/mm ²) | 引張強さ (kg/mm ²) | 伸 び (%) | 絞 り (%) |
| SS 41 | 24.6 | 44.7 | 35.8 | 56.1 |

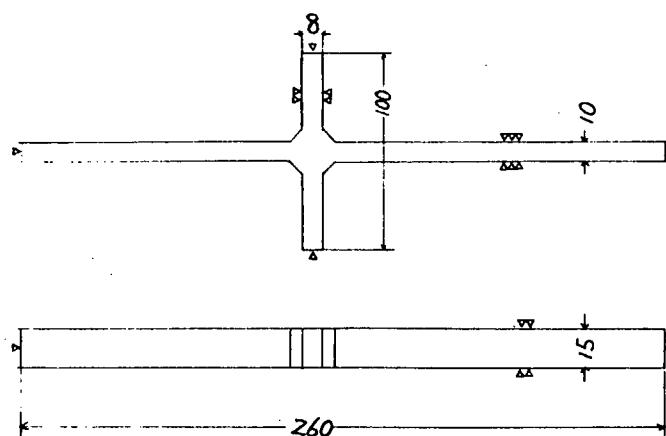
表 2.4.2 疲労試験結果

| 試 験 片 | | 公称応力振幅 | ひずみ全振幅 $\Delta \varepsilon_y (\times \mu)$ | き裂発生繰返し数 Nc | 破断繰返し数 Nf | 備 考 |
|------------------------|-----|---------------------------|---|---------------------|---------------------|-----------------------|
| 種 類 | 番 号 | Sa (kg/mm ²) | | | | (き裂発生状況) |
| 直 交 々 差 試 験 片 | 1 | 16 | 10845 | — | 1.5×10^3 | |
| | 2 | 14 | 11277 | 1.7×10^3 | 4.8×10^3 | 中央部 (端より 48mm), 2mm |
| | 3 | 12 | 7031 | 5.6×10^3 | 1.46×10^4 | " (" 43mm), 3mm |
| | 4 | 10 | 6018 | 2.4×10^4 | 5.04×10^4 | " (" 47mm), 3mm |
| | 5 | 8 | 3304 | 1.3×10^5 | 3.58×10^5 | " (" 48mm), 3mm |
| | 6 | 7 | 2641 | 5.5×10^5 | 1.48×10^6 | " (" 48mm), 2mm |
| 十 字 試 験 片 | 1 | 23 | 6950 | 11.8×10^4 | 2.63×10^4 | 板幅方向 2mm (端部) |
| | 2 | 21.5 | 4655 | 8.00×10^4 | 1.039×10^5 | " 2mm (端部) |
| | 3 | 20 | 3505 | 6.42×10^4 | 9.20×10^4 | " 4mm (端部) |
| | 4 | 18.5 | 3015 | | 1.027×10^5 | 板厚方向 2mm (端部) |
| | 5 | 18 | 3650 | 1.421×10^5 | 1.964×10^5 | 板幅方向 2mm (端部) |
| | 6 | 17 | 2650 | 6.349×10^5 | 7.840×10^5 | 板幅方向 3.3mm (中央・端部) |

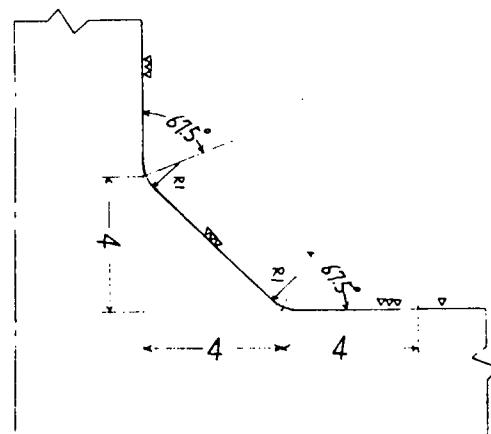
注) $\Delta \varepsilon_y$ は $N/N_f = 0.2 \sim 0.3$ の時の値



注) ③ R止端部詳細を参照
① 直交交差試験片



注) ③ R止端部詳細を参照
② 十字試験片

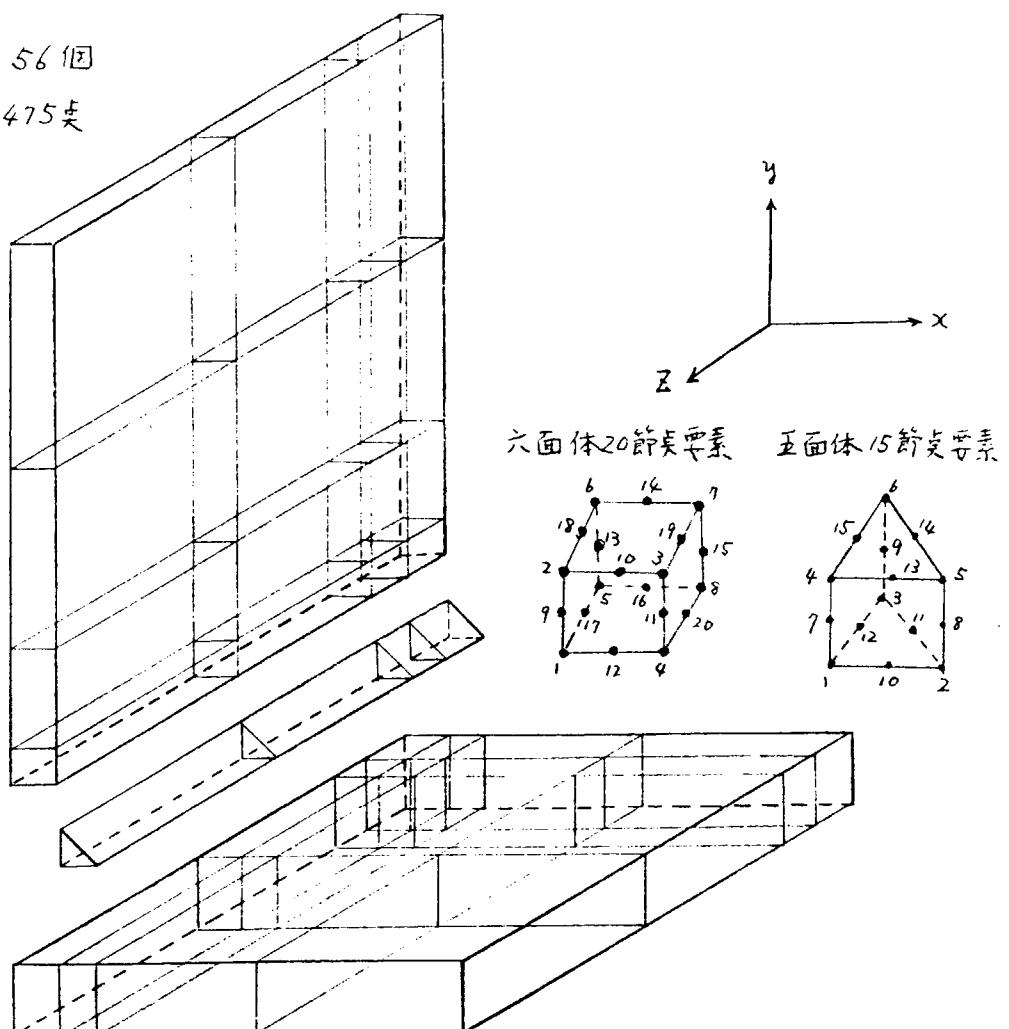


③ R止端部詳細

図 2.4.1 試験片形状

要素数 56個

節点数 475点



脚長4mm { 不溶着部有
無

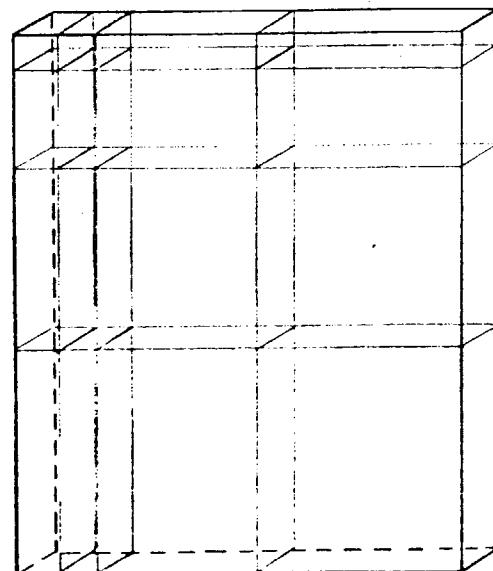
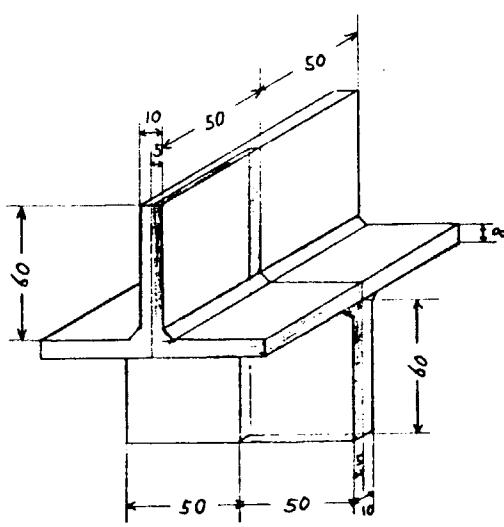
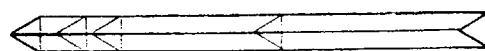


図 2.4.2 要素分割(直交々差試験片、立体要素)

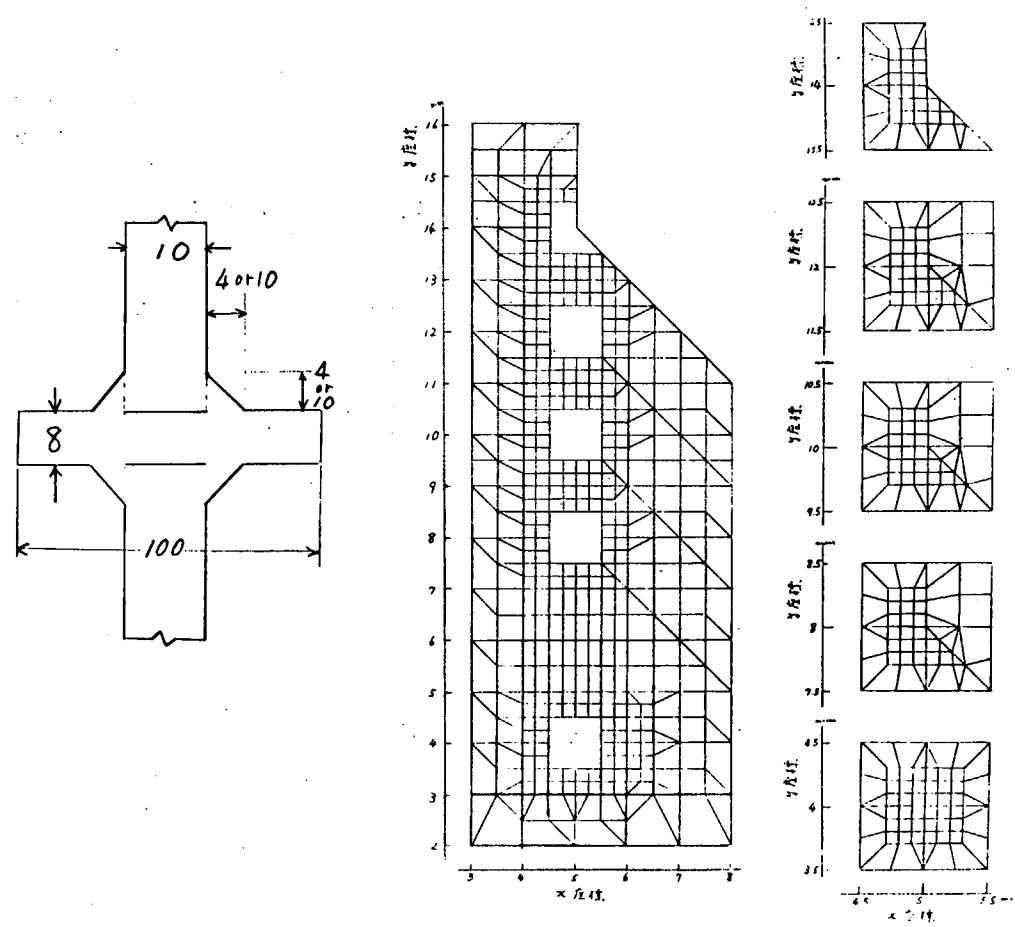
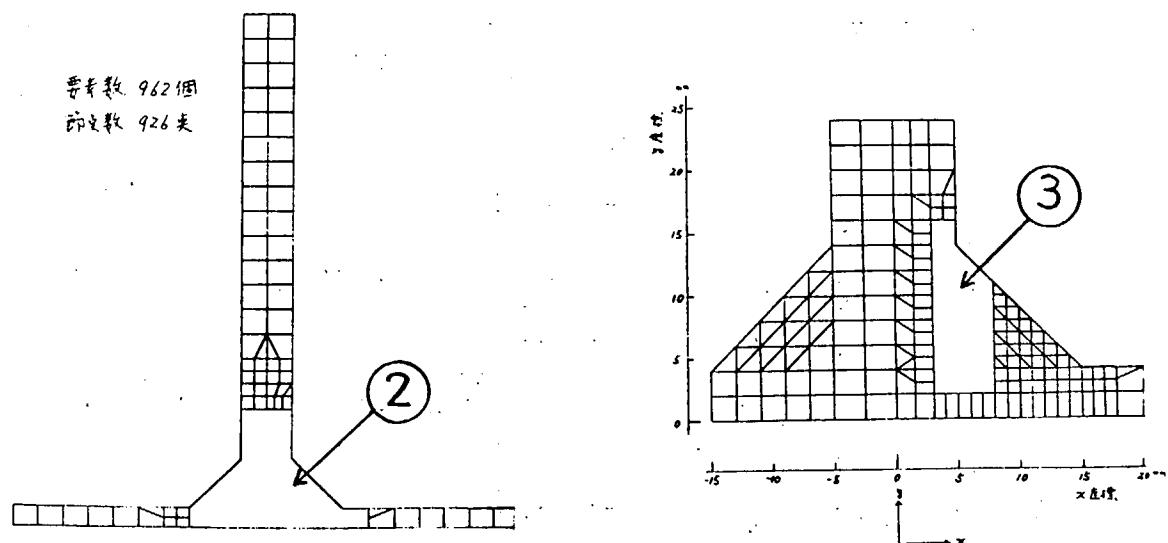
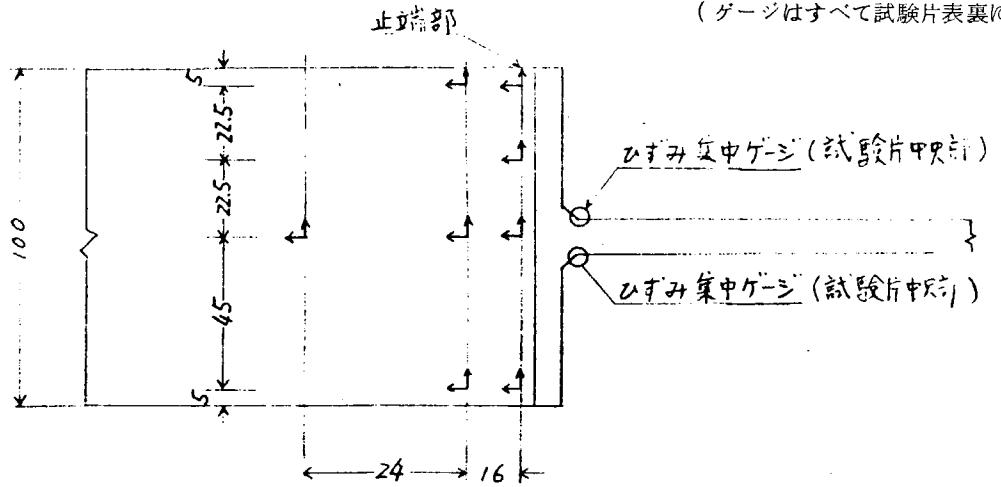


図 2.4.3 要素分割(十字試験片、平面要素)

① 直交々差試験片

$\left\{ \begin{array}{l} \text{二方向ゲージ} \cdots \cdots \text{G.L.} = 2\text{mm} \\ \text{ひずみ集中ゲージ} \cdots \text{G.L.} = 1\text{mm} \\ \text{ピッチ} = 2\text{mm} \end{array} \right.$
 (ゲージはすべて試験片表裏に貼付)



② 十字試験片

$\left\{ \begin{array}{l} \text{二方向ゲージ} \cdots \cdots \text{①と同じ} \\ \text{ひずみ集中ゲージ} \cdots \text{①と同じ} \end{array} \right.$
 (ゲージはすべて試験片表裏に貼付)

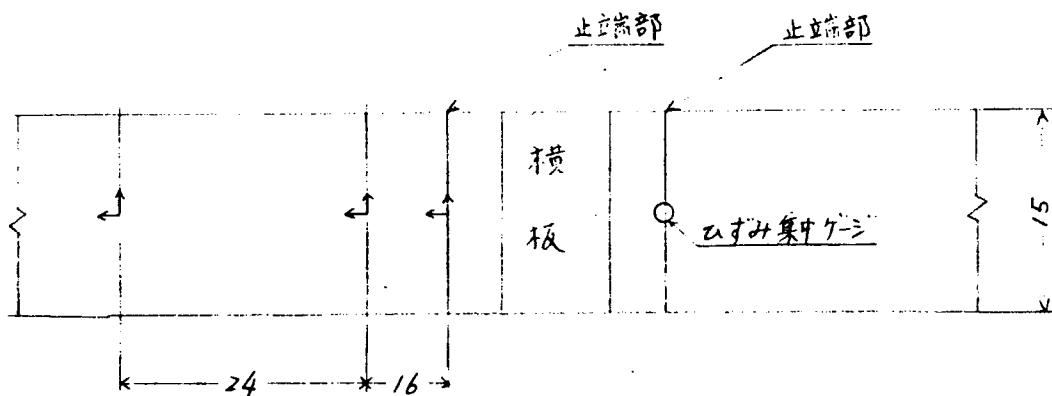


図 2.4.4 ゲージ貼付位置およびゲージの種類

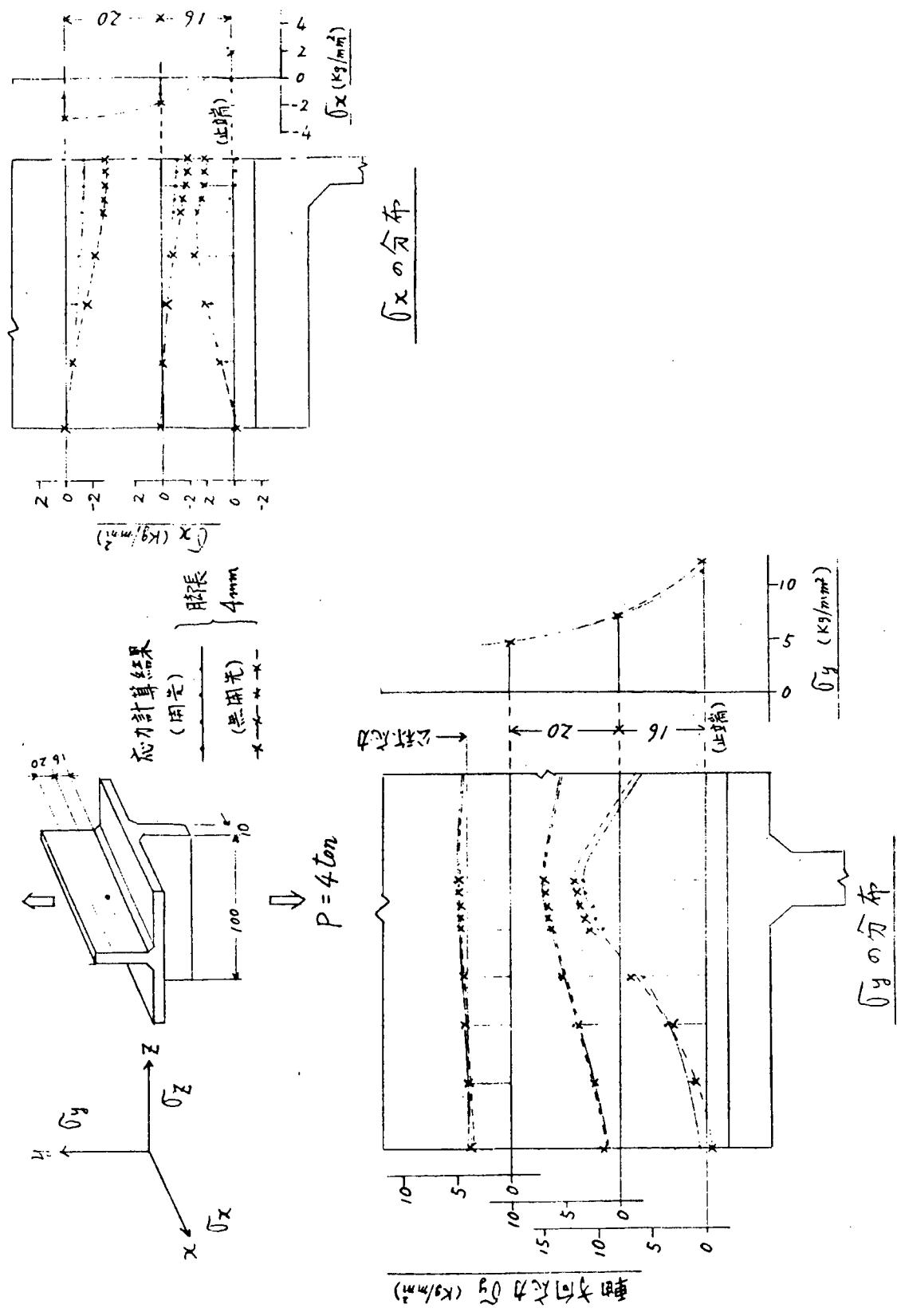
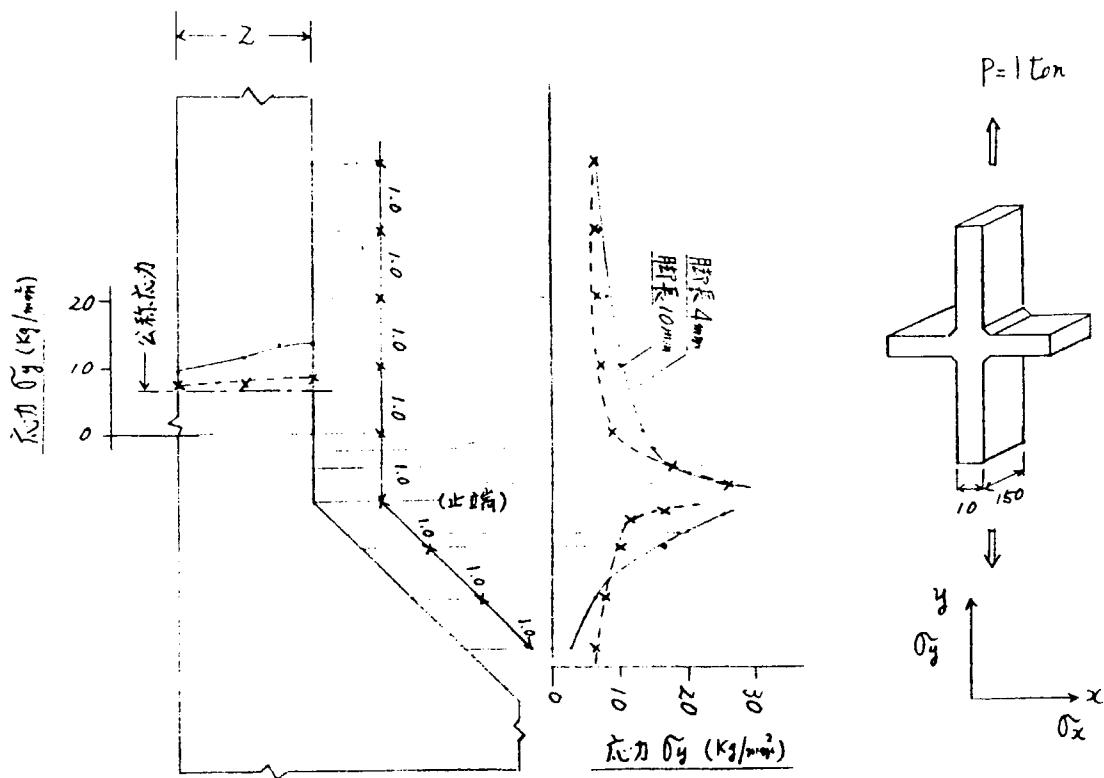
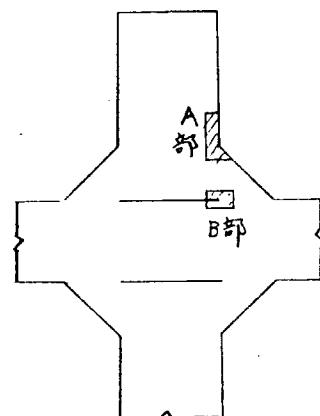
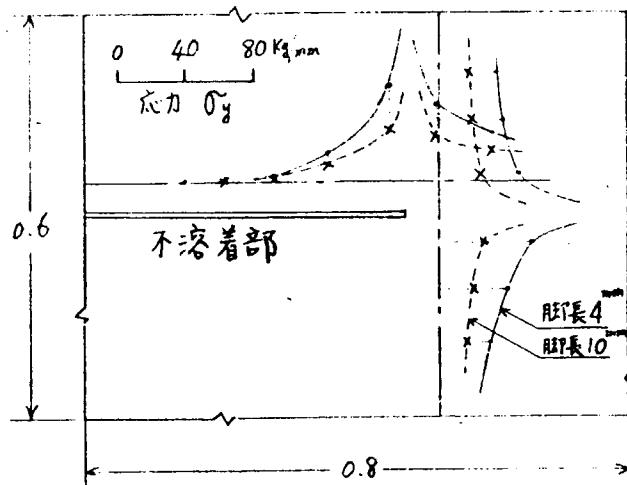


図 2.4.5 応力解析結果（直交々差試験片）



溶接止端部近傍の応力分布（A部）



応力分布作成位置

不溶着部先端近傍の応力分布（B部）

図 2.4.6 応力解析結果（十字試験片）

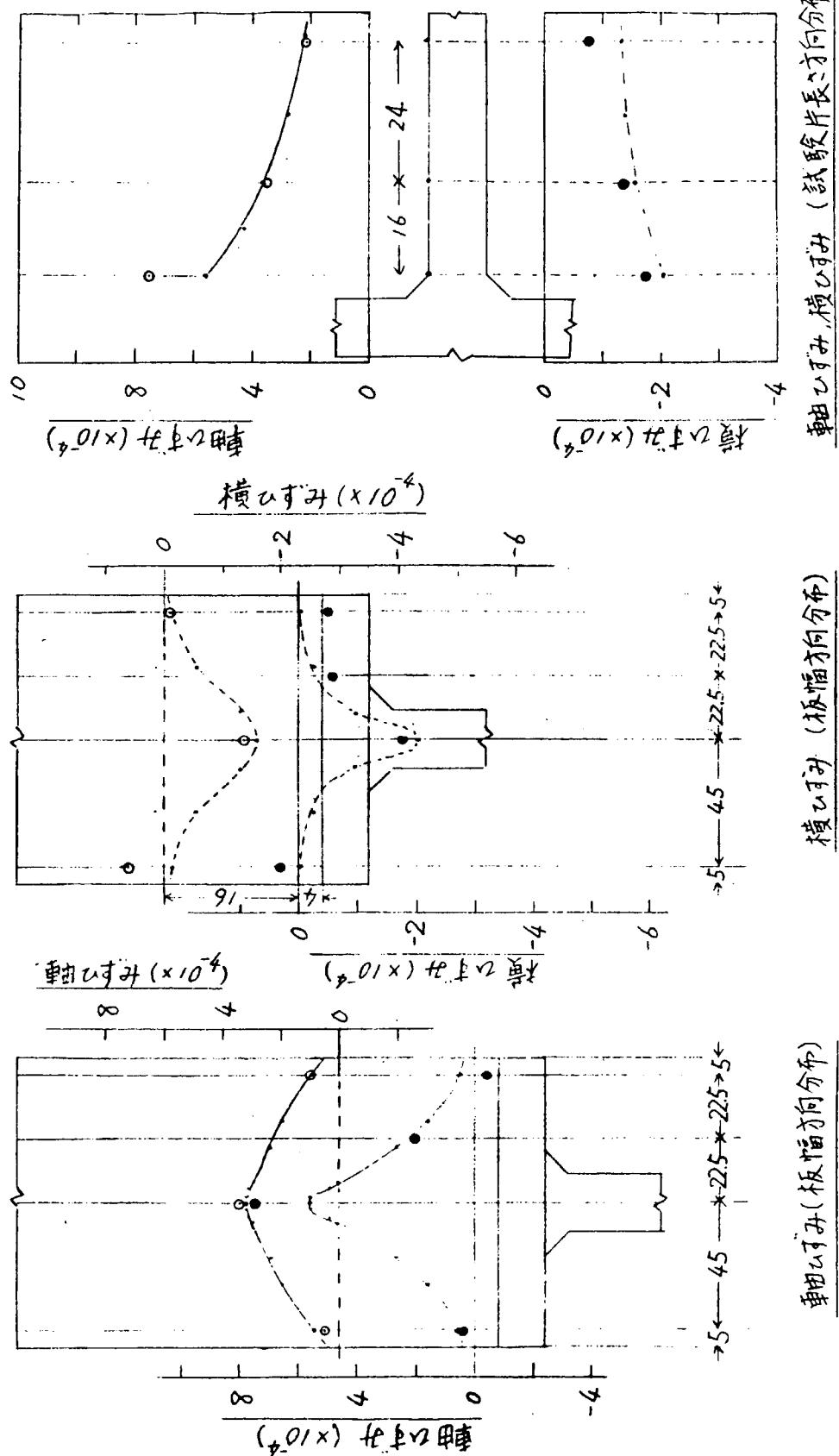


図 2.4.7 ひすみ分布の解析結果と実験結果の比較（直交々差試験）

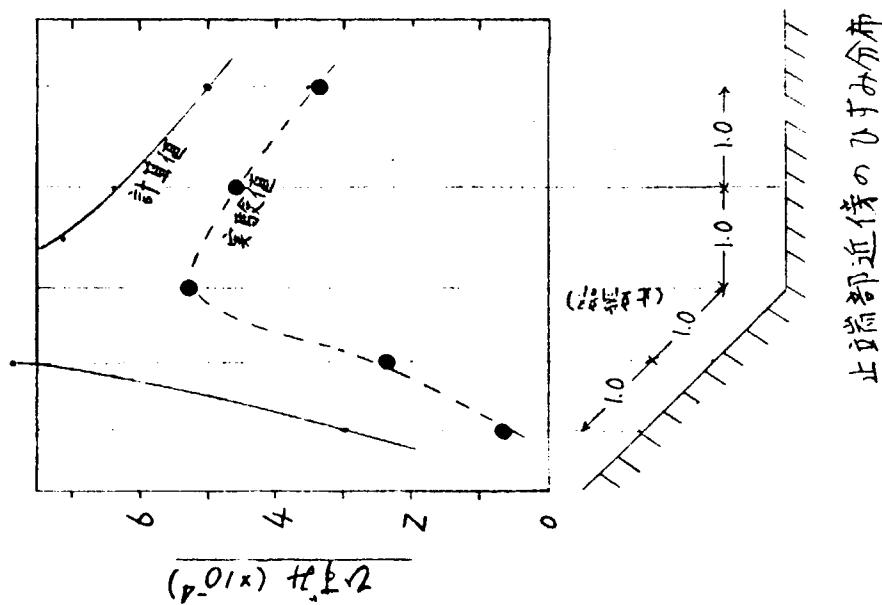
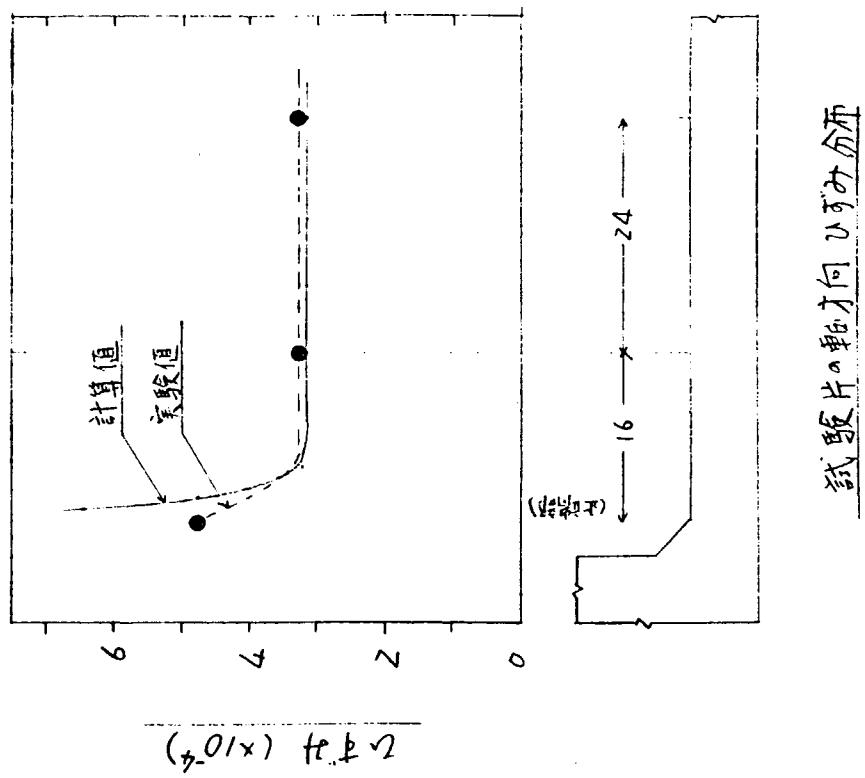


図 2.4.8 ひずみ分布の解析結果と実験結果の比較（十字試験片）

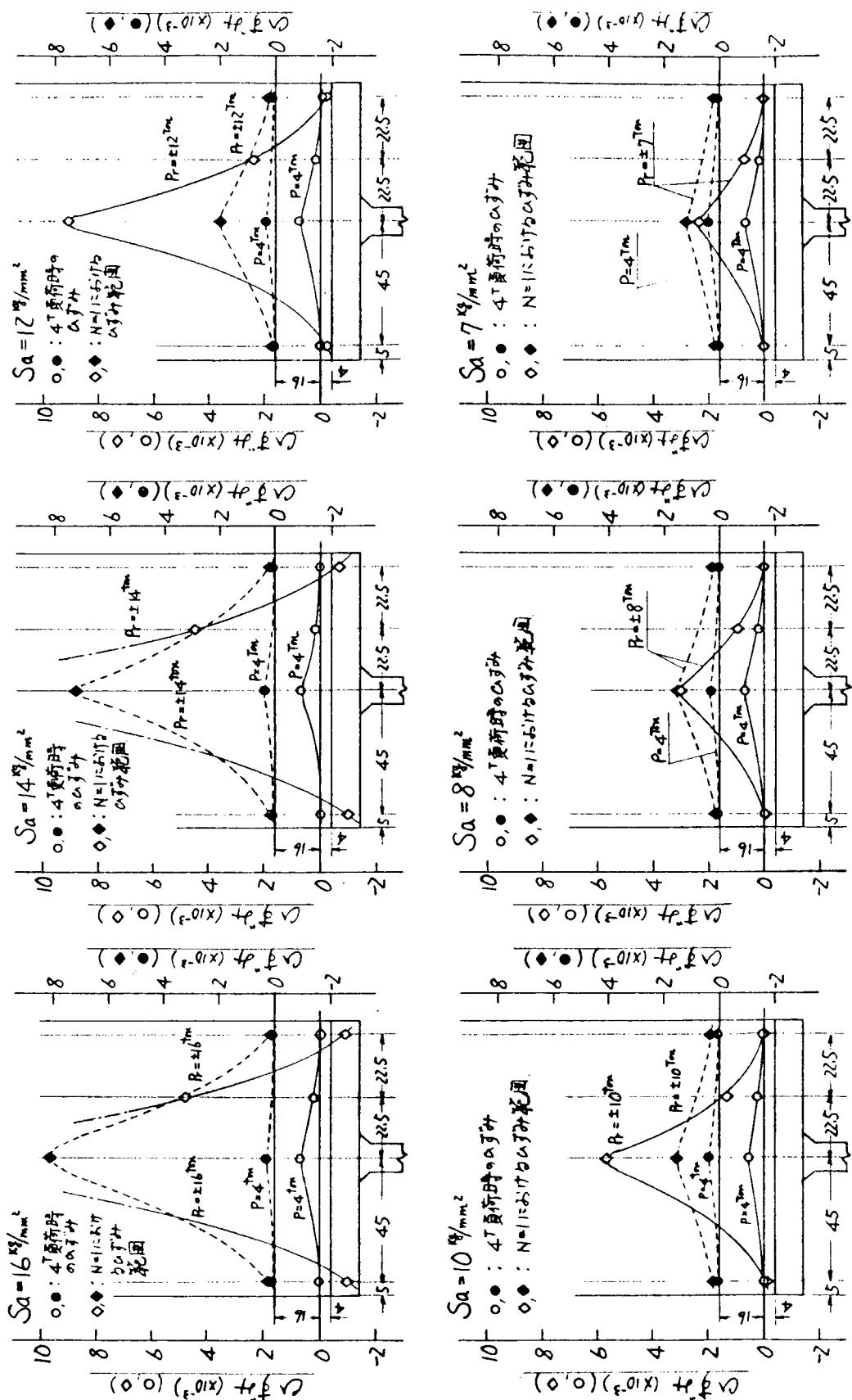
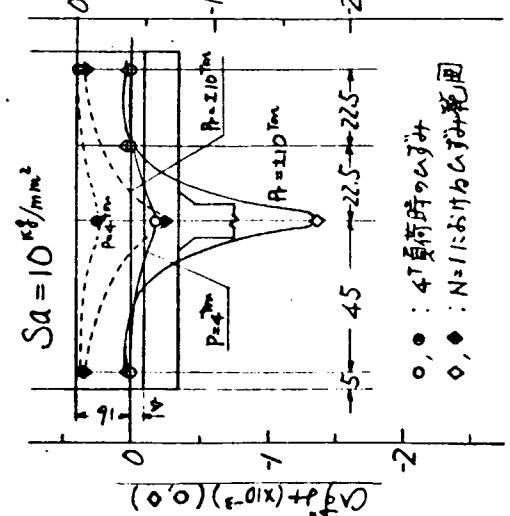
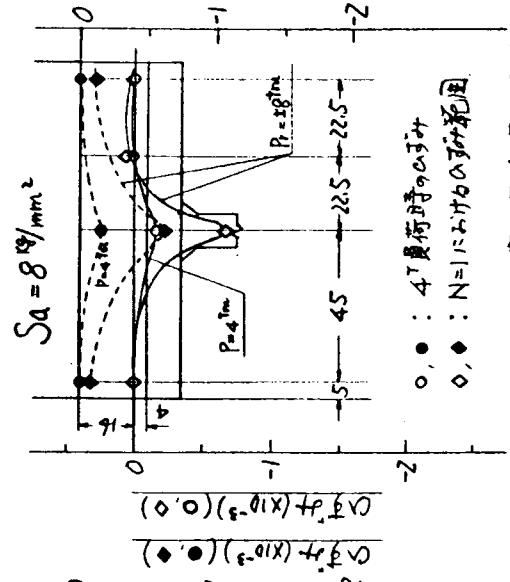
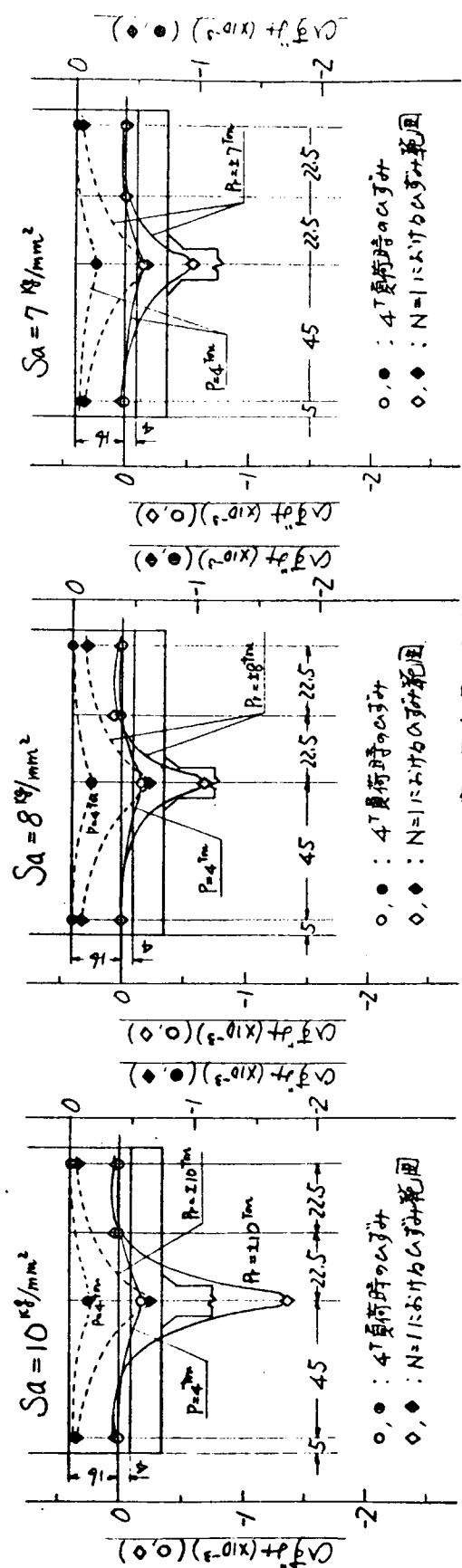
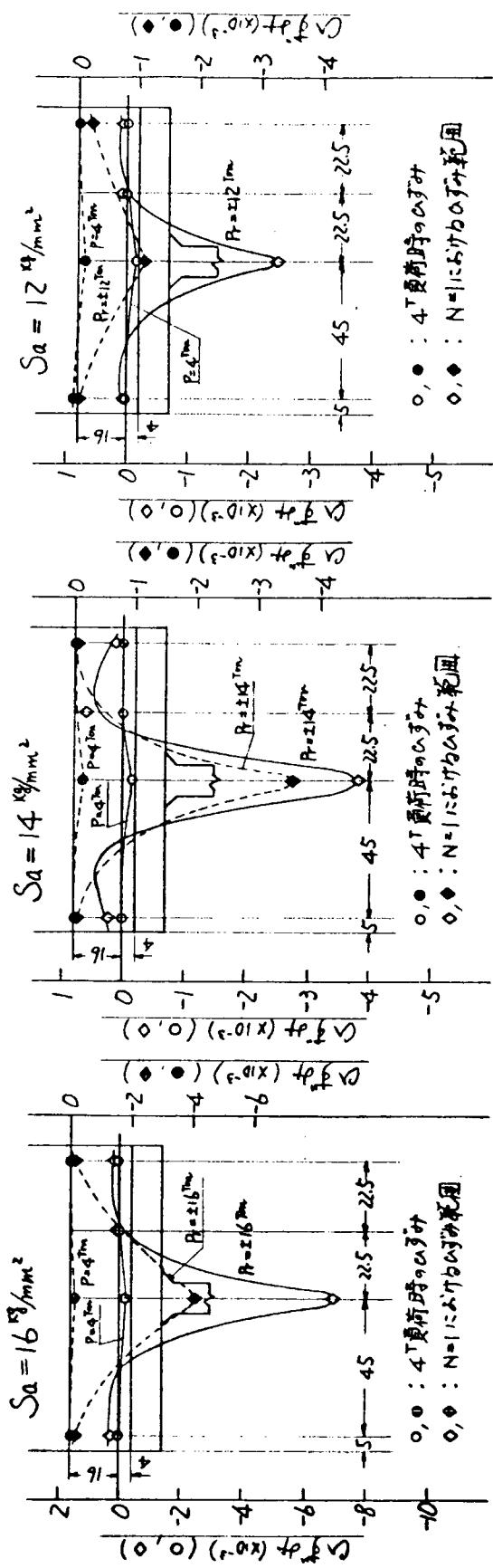


図 2.4.9 軸ひずみ分布（直交々差試験片）

(注) 全7表裏の平均値を示す。



(注) 全て表裏の平均値を示す。

図 2.4.10 横ひずみ分布(直交々差試験片)

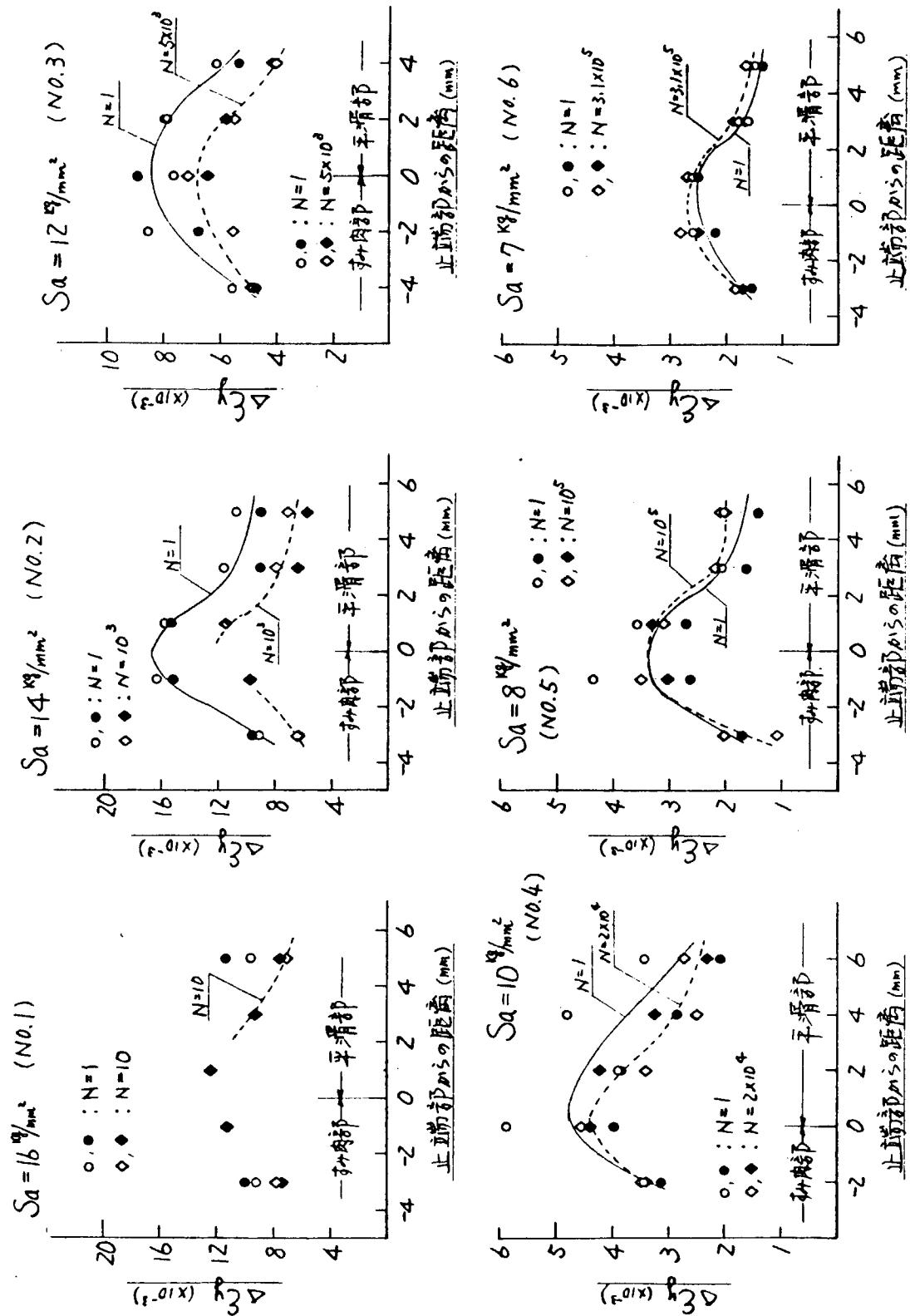


図 2.4.11 $\Delta\epsilon_y$ の R止端部近傍の分布 (直交々差試験片)

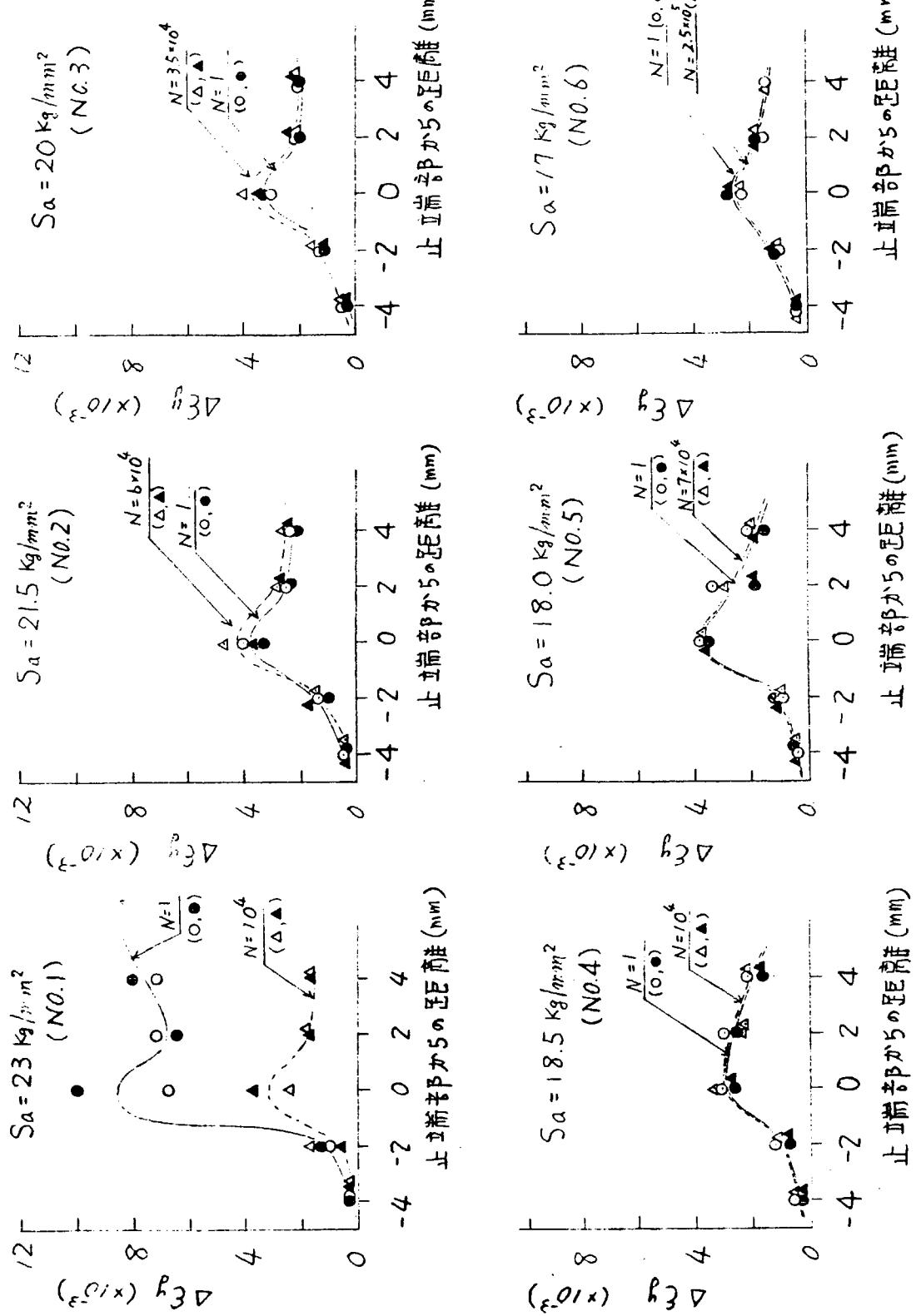


図 2.4.1.2 $\Delta\epsilon_y$ の R止端部近傍の分布 (十字試験片)

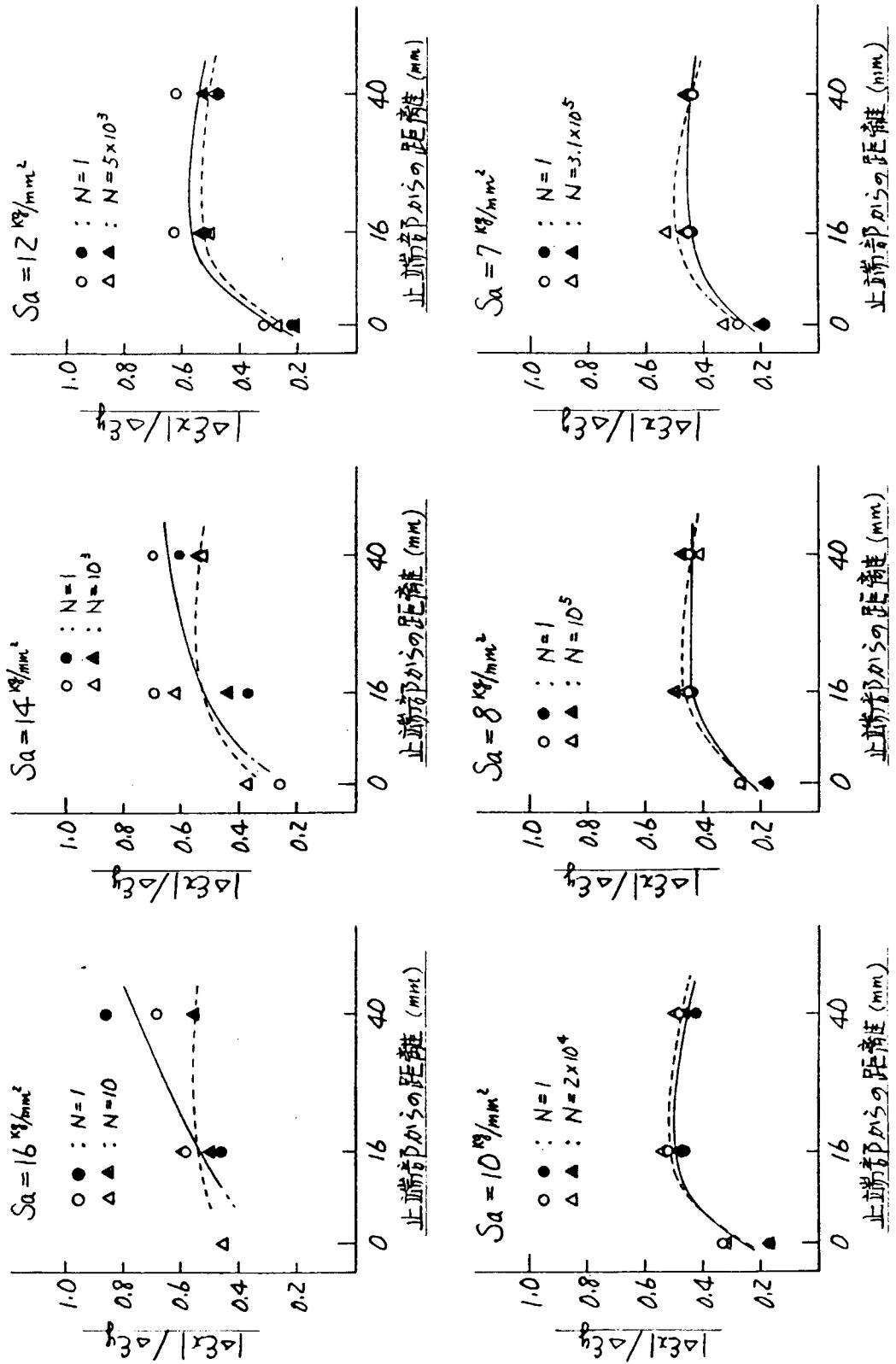


図 2.4.13 $|\Delta\epsilon_x| / \Delta\epsilon_y$ の分布 (直交々差試験片)

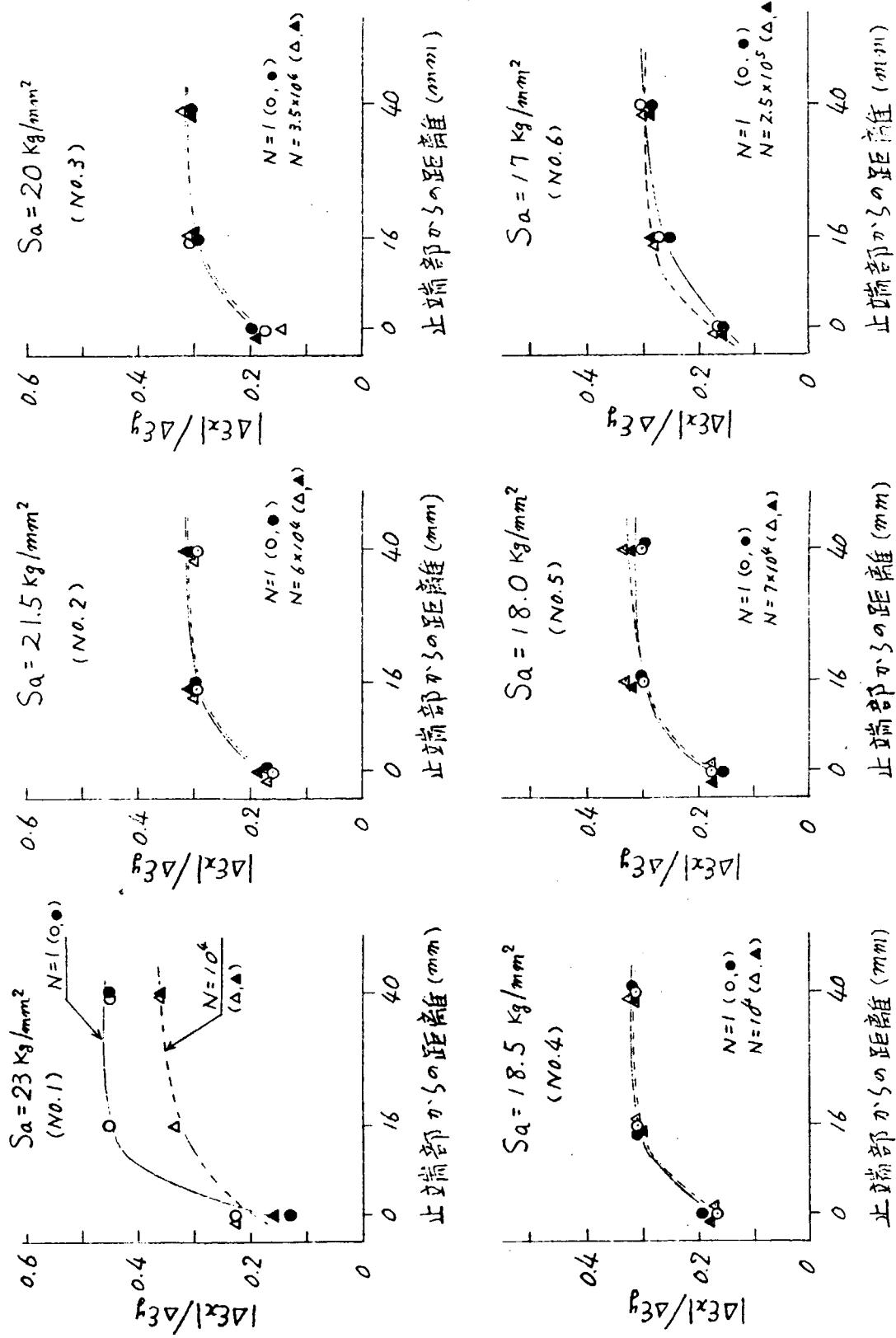


図 2.4.14 $|\Delta\epsilon_x|/\Delta\epsilon_y$ の分布 (十字試験片)

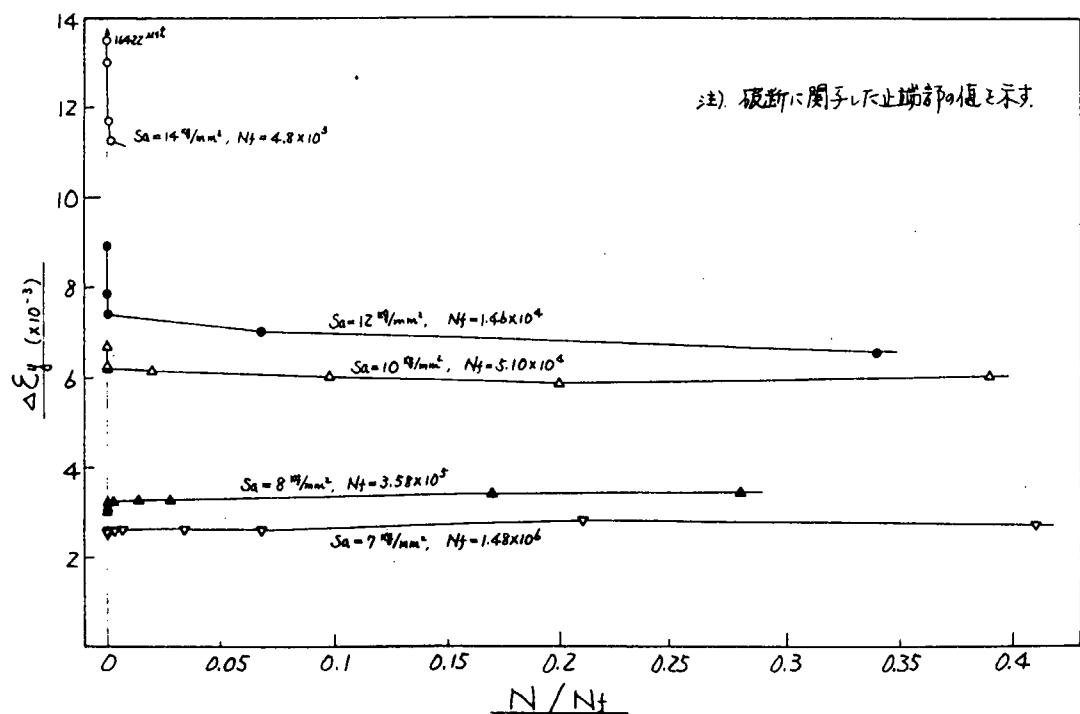


図 2.4.15 荷重方向ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_y$ の繰返し数に伴う挙動（直交々差試験片）

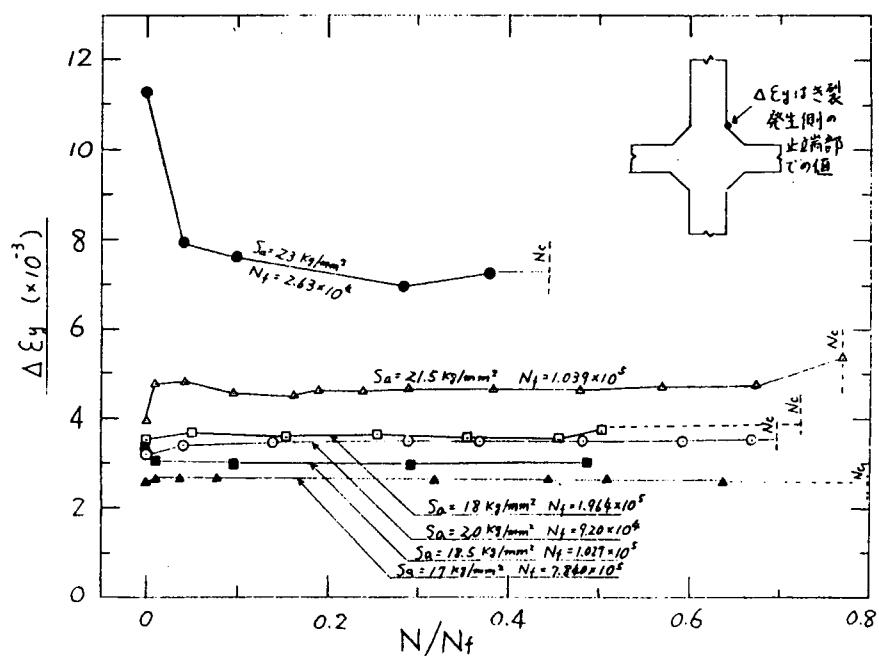


図 2.4.16 荷重方向ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_y$ の繰返し数に伴う挙動（十字試験片）

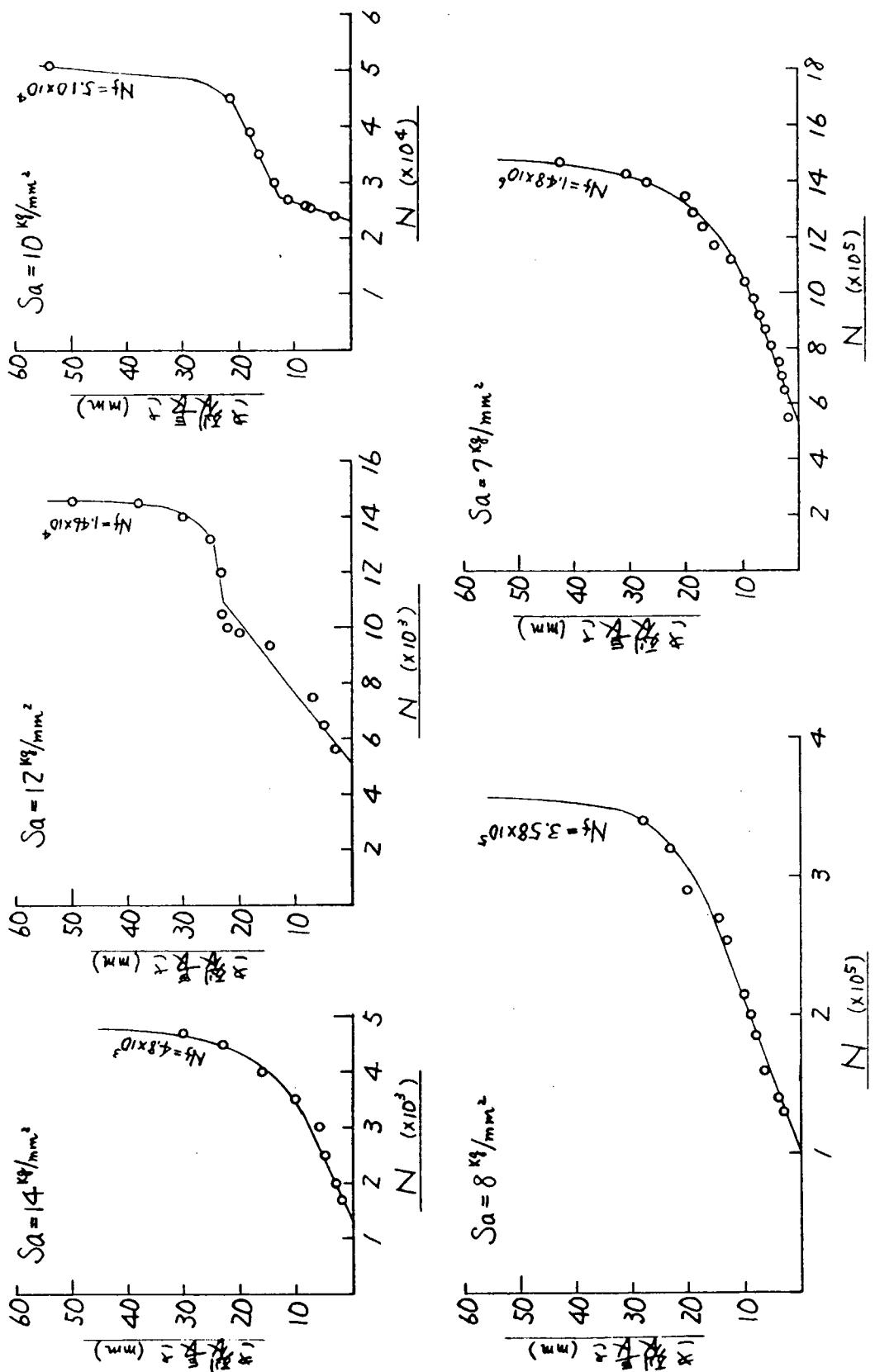


図 2.4.17 き裂伝播線図(直交々差試験片)

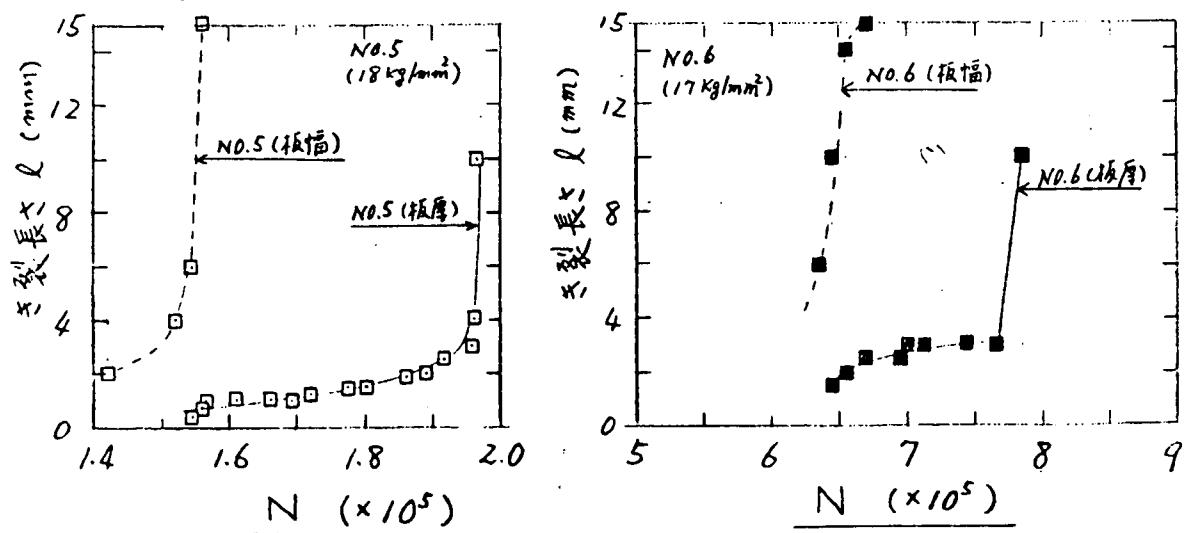
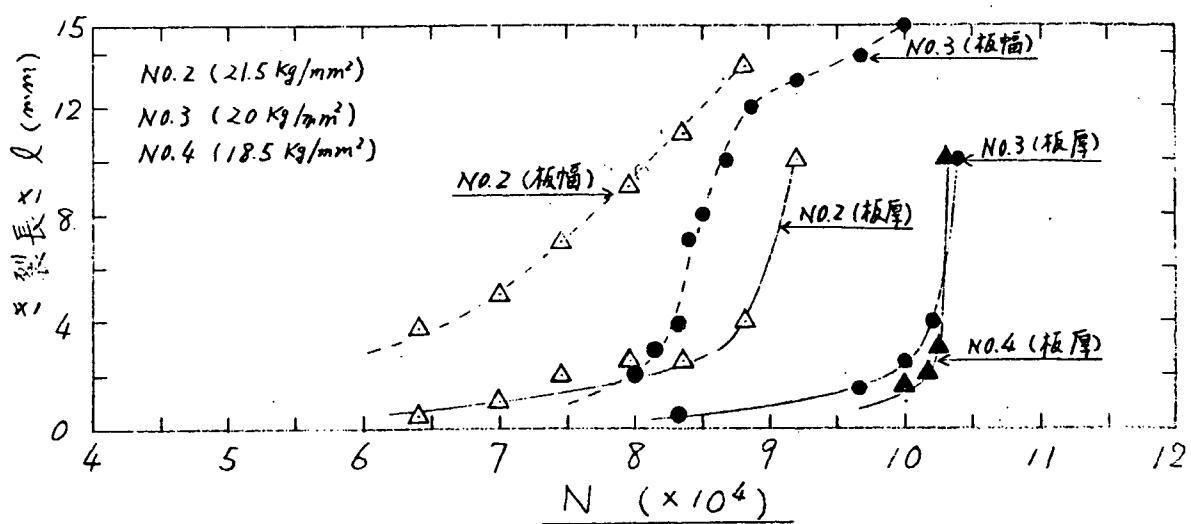
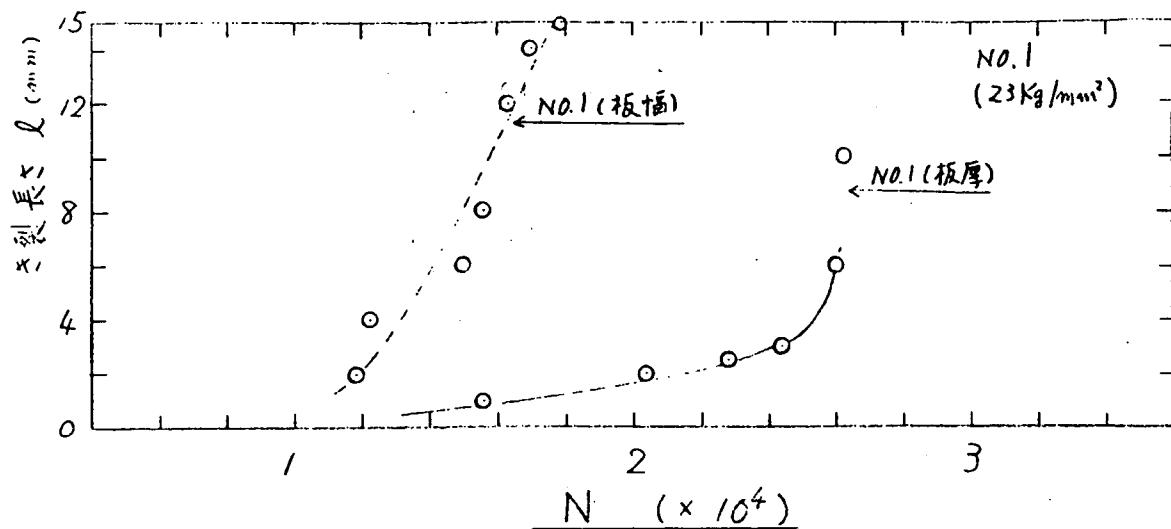
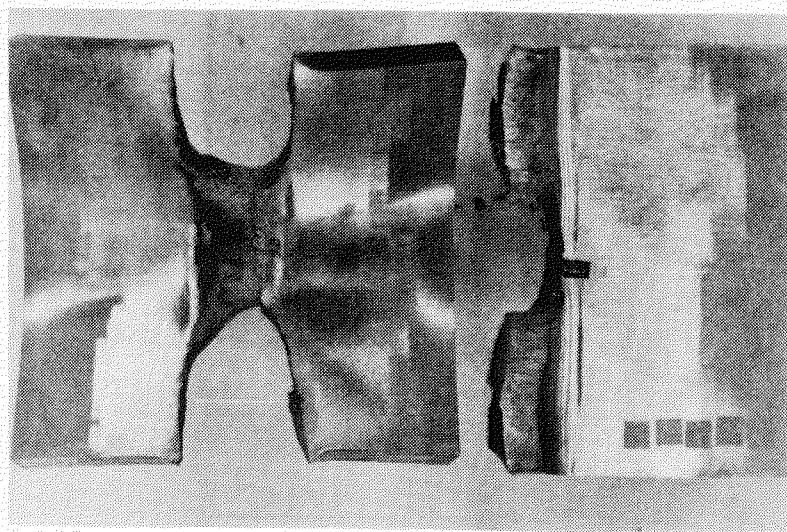
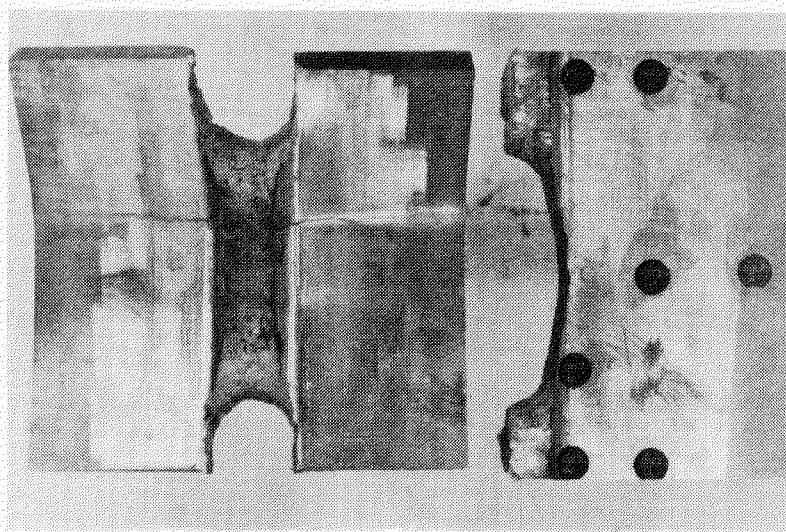


図 2.4.18 き裂伝播線図(十字試験片)



$N_c = 1.7 \times 10^3$
No. 2 $S_a = 14 \text{ kg/mm}^2$ $N_f = 4.8 \times 10^3$



$N_c = 5.6 \times 10^4$
No. 3 $S_a = 12 \text{ kg/mm}^2$ $N_f = 1.46 \times 10^4$

図 2.4.19 試験片の破壊様相の一例(直交々差試験片)

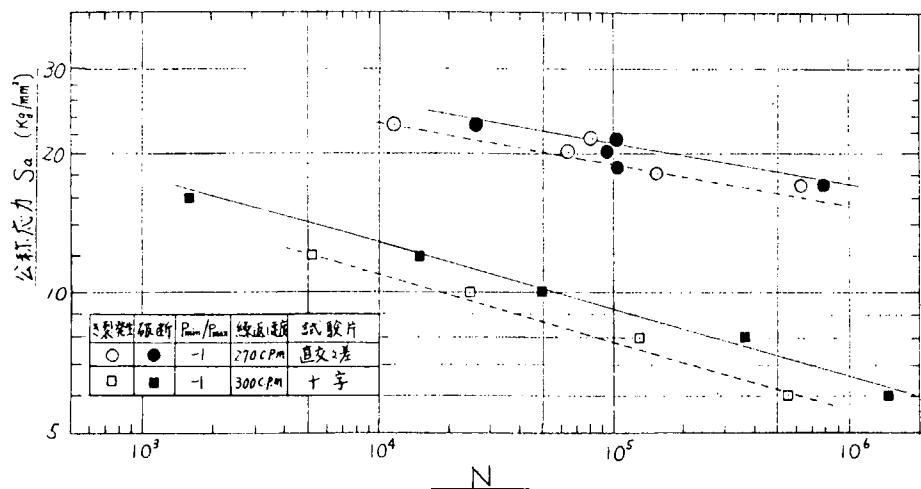


図 2.4.20 S_a-N 線図

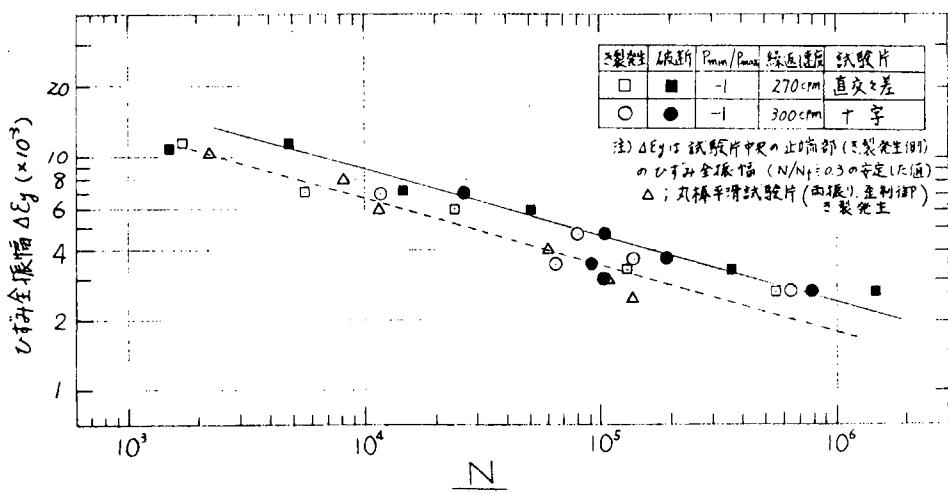


図 2.4.21 $\Delta \varepsilon_y-N$ 線図

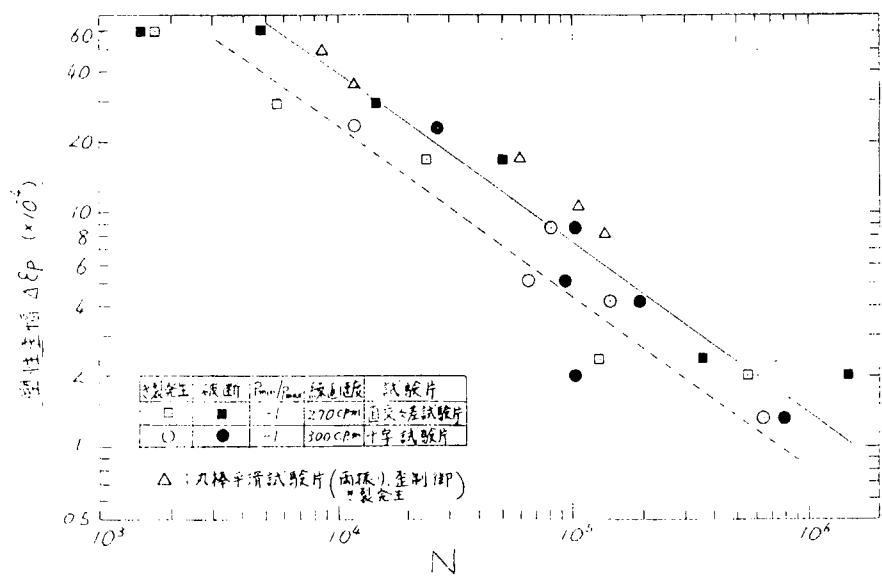


図 2.4.22 $\Delta \varepsilon_p-N$ 線図

3. 構造要素模型の疲労試験

3.1 二重殻直交交差部模型の疲労強度（その1）

（住友重機械工業）

3.1.1 目的

コンテナ船などに用いられている二重殻直交交差部は、構造的に応力集中度が非常に高く、疲労強度上問題となる箇所である。

このため、昭和52年度には¹⁾ 二重殻直交交差部に関する基礎継手試験体として、十字すみ肉溶接継手の疲労強度について調べた。また、スカラップを有さない肋骨直交交差部模型についての疲労試験も行なわれた。

本研究では、更に、コンテナ船などの二重殻ビルジ直交交差部を想定した構造要素模型について、静荷重下でのひずみ分布の測定と繰返し荷重による疲労き裂の発生および伝播状況の観察を行ない、応力繰返し数（S-N）線図を求め、特に、スカラップの有無による影響を調べた。同時に、有限要素法を用いて応力解析を行ない、計算結果と実測値との比較を行なった。

3.1.2 弾性応力解析および試験

(1) 弹性応力解析要領

応力解析に用いた計算モデルは、図3.1.1に示す疲労試験模型と同一の形状寸法を持ったものを使用した。

弾性FEM解析には、薄板構造解析プログラムを用いた。計算に使用した要素分割の一部を図3.1.2および3.1.3に示す。モデル化に際し、外板は、同じ断面積を有するBar elementに置き換え、スカラップ円周等に細いBar elementを入れた。メッシュの大きさは、直交交差部近傍で半径3.5mmのスカラップの1/4円周を6分割する程度（約9.2mm）とした。荷重条件としては、供試模型のピン穴部分に5tonの引張荷重（ピン穴間隔が広がる方向の荷重）が作用した場合を採用した。

(2) 供試材および供試模型

供試材は、板厚1.25mmのKAK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3.1.1に示す。

供試模型は、図3.1.1に示す形状および寸法のものを用いた。溶接は、標準的な手溶接にて行なわれた。供試模型の個数は、3体（No.1, 2および3）である。

(3) 溶接余盛形状の測定要領

各試験に先立ち、各供試模型について直交交差部すみ肉溶接部の余盛形状を歯科用シリコンゴム印象材にて型取りし、溶接線と直角方向に10mm間隔で約1mm厚に切断し、拡大投影機にて15～20倍に拡大したものについて、溶接余盛角止端部曲率半径、脚長およびアンダーカット量を測定した。

(4) 静的ひずみ分布の測定要領

No.1模型について、静的ひずみ分布の測定を行なった。

試験は、供試模型のピン孔を介して±100ton電気油圧式疲労試験機にて静的引張荷重を1ton間隔で5tonまで加え、各荷重におけるひずみ分布を測定した。

ひずみ分布の測定には、ゲージ長2mmの1軸ひずみゲージ（共和電業製KFC-2-C1-11）およびゲージ長5mmの3軸ひずみゲージ（共和電業製KFC-5-D17-11）を使用した。

図3.1.4にひずみゲージ貼付位置の1例（スカラップがある側）を示す。図中の丸で囲んだ数字は、ひずみゲージの接点番号を表わしており、①～⑩は、1軸ひずみゲージの接点を、⑪～⑭は、3軸ひずみゲージの接点を示す。スカラップなしの場合は、図3.1.4と対称な位置で、①～⑩中の⑩および⑭

を除いた場所にひずみゲージを貼付した。

(5) 疲労試験要領

No. 1 ~ 3 の 3 体の模型について疲労試験を行なった。

試験は、模型のピン孔を介して ± 100 ton 電気油圧式疲労試験機により荷重比（最小荷重／最大荷重） $R = 0$ の片振荷重下で行なった。荷重波形は、Sin 波を用い、常用繰返し速度は、1 ~ 3 Hz を使用した。図 3.1.5 に疲労試験状況の写真を示す。

試験中、図 3.1.4 のひずみゲージ⑦および⑮を用いて、ひずみ範囲 $\Delta \epsilon$ の測定およびき裂伝播長さの測定を行なった。き裂伝播長さの測定には、油あるいはインキを浸透剤として用い、10 倍のルーペによる肉眼観察を行なった。

3.1.3 弹性応力解析結果および試験結果

(1) 溶接余盛形状の測定結果

直交交差部すみ内溶接部の余盛形状の測定結果を図 3.1.6 ~ 3.1.8 に示す。脚長 h の平均値は約 10.2 mm、止端曲率半径 ρ の平均値は約 0.41 mm、余盛角の平均値は約 37°、アンダーカット深さ u の平均値は約 0.03 mm であった。図中には、後述する各き裂の発生位置を矢印にて示してある。

(2) 弹性応力解析結果および静的ひずみ分布測定結果

図 3.1.9 および 3.1.10 は、フランジ（INNER BTM PLATE, BTM PLATE, LONGI^L B^{HD} および SIDE SHELL PLATE）表面の応力分布の計算結果と測定結果を示したものである。

計算値および実測値は、共に 5 ton の引張荷重が作用した場合で、応力値は、すべてフランジ中心線上の値を示す。

INNER BTM PLATE および LONGI^L B^{HD} PLATE 上の応力分布は、スカラップ半径内の点を除けば、実測値と計算値は、非常に良く一致しているといえる。スカラップ半径内の点での実測値は、フランジの表側が計算値より非常に大きく、逆にフランジ裏側では、非常に小さくなっている。両者を平均すると、ほぼ計算値に近い値となっている。これは、この部分で曲げが生じるためと思われる。

図 3.1.11 および 3.1.12 は、INNER BTM PLATE 表面の幅方向の応力分布を調べたものである。板の中央に近い程、表側と裏側との応力の実測値の差は大きくなっているが、両者の平均値は、計算値と良く一致している。

図 3.1.13 および 3.1.14 は、ウェブの応力分布を示したものである。スカラップ近傍の実測値が計算値より非常に小さくなっているが、これは、計算モデルでは考慮しなかったスカラップ端部でのまわり溶接の影響やゲージ長の長いひずみゲージを使用したためによるものと考えられる。

図 3.1.15 は、スカラップ縁上の応力分布の計算結果を示したものである。

計算により求めた直交交差部周辺の応力値と弹性応力集中係数 K_t を表 3.1.2 および 3.1.3 に示す。

表中の K_t は、有効幅を 100 % として梁理論により求めた公称応力で各応力値を割った値である。
(表の脚注 1 参照)。

(3) 疲労試験結果

疲労試験に用いた荷重条件および疲労試験の結果を表 3.1.4 に示す。表中の公称応力範囲 ΔS は、全断面有効として梁理論により求めた直交交差部の公称応力範囲を用いてある。また、表中の疲労き裂発生寿命 N_c および破断寿命 N_f は、便宜上、それぞれき裂長さが 5 mm および 100 mm に達した時の繰返し数とした。ここで対象としたき裂長さは、直交交差部の INNER BTM PLATE あるいは LONGI^L B^{HD} 上の溶接止端に沿って発生し、溶接線に平行に伝播したき裂の表面き裂長さである。

図 3.1.16 ~ 3.1.18 は、各模型について、疲労試験開始直後から繰返し数 N が 3 回までのひずみと荷重との関係をプロットしたものである。ひずみ測定位置は、LONGI^L B^{HD} 表面の板幅中心線上で

直交交差部の溶接止端部から 5 mm 離れた場所である。各模型ともスカラップ有りの方が無い方より大きいひずみが生じた。

図 3.1.1.9 は、各模型について、図 3.1.1.6 ~ 3.1.1.8 と同じ場所でのひずみ範囲が繰返し数と共に変化してゆく様子を示したものである。繰返し数 30 回目以降からき裂長さが約 50 mm に達するまでの間は、ほぼ安定したひずみ範囲が観察された。

スカラップが有る方が無い方よりひずみ範囲は大きいが、き裂が伝播して、き裂長さが約 50 mm に達すると、スカラップが有る方のひずみ範囲は急激に減少した。

図 3.1.2.0 は、本試験において観察された疲労き裂発生箇所と各き裂長さに付けた記号を表示したものである。き裂長さ ℓ に付けた数字の添字は、き裂発生の順番を同時に表わしている。即ち、 ℓ_1 のき裂が最初に発生し、 ℓ_5 が最後に発生した。また、数字の次の添字は、A が図の手前(表)側を、B が裏側の対称な位置に生じたき裂を表わしている。

ℓ_1 や ℓ_2 は、A 部詳細に示されているようにスカラップ線上のまわし溶接した溶接止端部から発生し、溶着金属中を伝播したき裂の表面長さを示す。

ℓ_3 は、C 矢視の如くスカラップが無い方の直交交差部で、INNER BTM PLATE 上の溶接止端部に沿って発生し、伝播したき裂の表面き裂長さを示す。

ℓ_4 や ℓ_5 は、B 矢視の如く、スカラップが有る方の直交交差部で、それぞれ、INNER BTM PLATE および LONGI L B^{HD} 上の溶接止端に沿って発生し、伝播したき裂の表面き裂長さを示す。

図 3.1.2.1 ~ 3.1.2.3 は、疲労試験終了後の各模型についての疲労き裂伝播状況の写真である。繰返し荷重を加えてない時のき裂の判別は、写真の如く非常に困難であった。

図 3.1.2.4 ~ 3.1.2.6 は、各模型について、き裂長さと繰返し数との関係をプロットしたものである。 ℓ_1 や ℓ_2 のき裂は、早く発生しても、き裂伝播速度が遅く、やがて停留化する傾向にある。一方、 ℓ_3 や ℓ_4 や ℓ_5 のき裂は、き裂発生は遅いが、き裂伝播速度は非常に速く、模型を破壊に至らしめるき裂であった。No.2 模型において、 ℓ_4 は 55 mm 前後で停留したが、これは、 ℓ_5 のき裂が生じたためで、代りに ℓ_5 が伝播していった。

図 3.1.2.7 や 3.1.2.8 は、それぞれ荷重範囲および公称応力範囲(表 3.1.4 参照)と ℓ_3 、 ℓ_4 あるいは ℓ_5 のき裂長さが 5 mm および 100 mm に達した時の繰返し数との関係を示したものである。スカラップ無しの方が有る方よりも若干早くき裂が発生し、若干遅くき裂長さが 100 mm に達する傾向にあるが、両者は、あまり差がないように思われる。

図 3.1.2.9 は、直交交差部近傍のひずみ範囲にヤング率を掛けて求めた局部弹性応力範囲とき裂長さが 5 mm および 100 mm に達した時の繰返し数との関係を示したものである。ここで用いたひずみ範囲は、図 3.1.1.9 において、ひずみ範囲が比較的安定している 5×10^4 cycles 時のひずみ範囲である。図 3.1.1.9 で明らかのように、フランジ表面でのひずみ範囲は、スカラップ有りの方が無い方よりもかなり大きいので、局部弹性応力範囲で比較した場合は、スカラップが有る方が無い方より同じ局部弹性応力範囲に対して疲労寿命が長くなっている。

3.1.4 結論

二重殻ビルジ直交交差部を想定した構造要素模型について、弹性応力解析、静的ひずみ分布の測定および疲労試験を行ない下記のことが判った。

(1) 弹性応力解析および静的ひずみ分布測定について

- (i) INNER BTM PLATE および LONGI L B^{HD} PLATE 中心線上の板表面の応力分布について、FEM 計算結果と実測値とは、スカラップ半径内の点を除けば、良く一致致した。
- (ii) スカラップ半径内の点における応力分布の実測値は、板の表側と裏側との平均値で比較すると、

FEM計算結果に近い値となった。

(2) 疲労試験について

- (i) 最初に発生した疲労き裂は、スカラップ線上のまわし溶接止端部から発生し、溶着金属中を伝播するき裂であったが、き裂伝播速度が遅く、停留化した。
- (ii) 直交交差部の INNER BTM PLATEあるいはNONGI L B^{HD}上の溶接止端に沿って発生し、溶接線と平行に伝播するき裂は、遅く発生したが、き裂伝播速度が速く、模型を破壊に至らしめるき裂であることが判った。
- (iii) 荷重範囲あるいは公称応力範囲で比較した場合、スカラップ無しの方が有る方よりも若干き裂が早く発生し、若干遅く破壊する傾向にあるが、ほとんど差はなかった。
- (iv) き裂発生点近傍の局部弹性応力範囲で比較した場合は、スカラップが有る方が無い方より、同じ局部弹性応力範囲に対して疲労寿命が長くなった。

参考文献

- 1) S R 1 7 0 研究部会、「船体構造不連続部の疲労設計法に関する報告書」、日本造船研究協会
(昭和53年3月) 研究資料No.298

表 3.1.1 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 (kgf/mm²) | 引張強さ (kgf/mm²) | 伸び (%) |
| KAK鋼 | 12.5 | 0.14 | 0.18 | 0.59 | 0.019 | 0.018 | 30 | 45 | 28 |

表 3.1.2 隅角部周辺の要素の応力(スカラップ有り)

| (注2) LOCATION | | X-STRESS (kgf/mm²) | (注1) Kt(σ_x) | Y-STRESS (kgf/mm²) | (注1) Kt(σ_y) | SHEARING STRESS (kgf/mm²) | (注1) Kt(τ_{xy}) |
|-----------------|---|-----------------------|--------------------------|-----------------------|--------------------------|---------------------------------|---------------------------|
| FLOOR | ① | 2.60 | — | 1.98 | — | 4.11 | 1.41 |
| | ② | -1.20 | — | -24.50 | 6.96 | 1.99 | 0.68 |
| | ③ | -11.90 | — | -14.60 | 4.15 | 10.10 | 3.47 |
| | ④ | -11.10 | — | -12.00 | 3.41 | -15.00 | — |
| | ⑤ | 0.94 | — | -22.90 | 6.50 | -5.93 | — |
| | ⑥ | -21.30 | 5.14 | 0.97 | — | -5.52 | — |
| | ⑦ | -11.30 | 2.73 | -9.36 | — | -13.80 | — |
| | ⑧ | -15.40 | 3.72 | -10.60 | — | 6.09 | — |
| | ⑨ | -23.60 | 5.70 | -2.23 | — | -0.63 | — |
| | ⑩ | 0.97 | — | 1.84 | — | 2.44 | — |
| LONGI L BHD | ⑪ | — | — | -9.18 | 1.88 | — | — |
| | ⑫ | — | — | -8.08 | 1.65 | — | — |
| | ⑬ | — | — | -16.80 | 3.43 | — | — |
| INNER BTH PL | ⑭ | -9.42 | 1.71 | — | — | — | — |
| | ⑮ | -9.32 | 1.69 | — | — | — | — |
| | ⑯ | -20.71 | 3.76 | — | — | — | — |

注1) $K_t = \frac{\sigma}{\sigma_0}$ or $K_t = \frac{\tau}{\tau_0}$

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_0 = \frac{M}{1/y} + \frac{N}{A}, \\ \tau_0 = S/As \end{array} \right.$$

NORMAL STRESS

注2) LOCATION

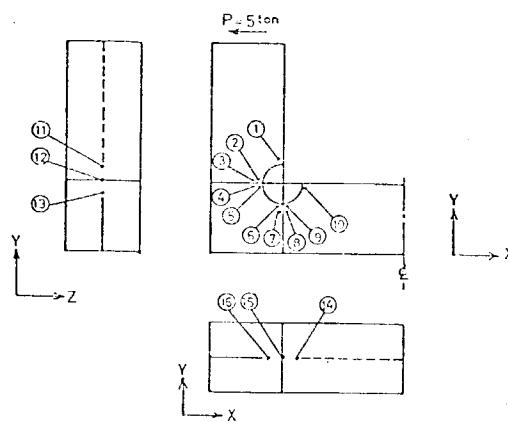


表 3.1.3 隅角部周辺の要素の応力(スカラップ無し)

| (注2) LOCATION | | X-STRESS (kgf/mm ²) | (注1) K _t (σ _x) | Y-STRESS (kgf/mm ²) | (注1) K _t (σ _y) | SHEARING STRESS (kgf/mm ²) | (注1) K _t (τ _{xy}) |
|------------------------|---|------------------------------------|--|------------------------------------|--|--|---|
| FLOOR LONGI. BHD | ① | 17.5 | — | 19.1 | 3.90 | -14.2 | 5.68 |
| | ② | 16.5 | — | 15.8 | — | -12.0 | — |
| | ③ | 20.1 | 3.65 | 16.9 | — | -11.5 | — |
| | ④ | — | — | 13.8 | 2.82 | — | — |
| | ⑤ | — | — | 10.9 | — | — | — |
| | ⑥ | 15.0 | 2.72 | — | — | — | — |
| | ⑦ | 11.8 | — | — | — | — | — |

注1) $K_t = \frac{\sigma}{\sigma_0}$ or $K_t = \frac{\tau}{\tau_0}$ NORMAL STRESS

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_0 = \frac{M}{L/y} + \frac{N}{A} \\ \tau_0 = \frac{S}{A_s} \end{array} \right.$$

注2) LOCATION

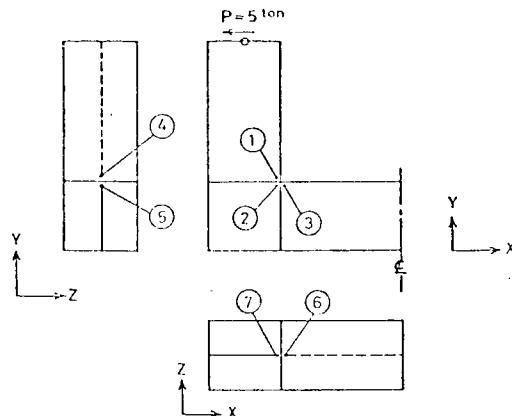


表 3.1.4 疲労試験結果

| 模 型 | 最 大 荷 重 P _{max} (ton) | 最 小 荷 重 P _{min} (ton) | 荷 重 范 围 ΔP (ton) | 公 秤 応 力 范 围 (注1) ΔS ₀ (kgf/mm ²) | N _c [$\ell=5\text{mm}$] (cycles) | | N _f [$\ell=100\text{mm}$] (cycles) | |
|------|-----------------------------------|-----------------------------------|---------------------|---|---|--------------------|---|--------------------|
| | | | | | ℓ_4 [スカラップ有り] | ℓ_3 [スカラップ無し] | ℓ_4 [スカラップ有り] | ℓ_3 [スカラップ無し] |
| NO・1 | 9.2 | 0.2 | 9.0 | 8.8 0 | 5.00×10^4 | 3.15×10^4 | 1.14×10^5 | 1.35×10^5 |
| NO・2 | 7.2 | 0.2 | 7.0 | 6.8 5 | 3.12×10^5 | 9.00×10^4 | 2.75×10^5 ^(注2) | 3.10×10^5 |
| NO・3 | 5.2 | 0.2 | 5.0 | 4.8 9 | 3.70×10^5 | 3.40×10^5 | 9.40×10^5 | 1.14×10^6 |

注1) ΔS_0 : 全断面有効として梁理論により求めた隅角部の公称応力範囲注2) これのみ ℓ_5 の値を示す。 ℓ_3 , ℓ_4 および ℓ_5 については、図 3.1.2.0 に示す。

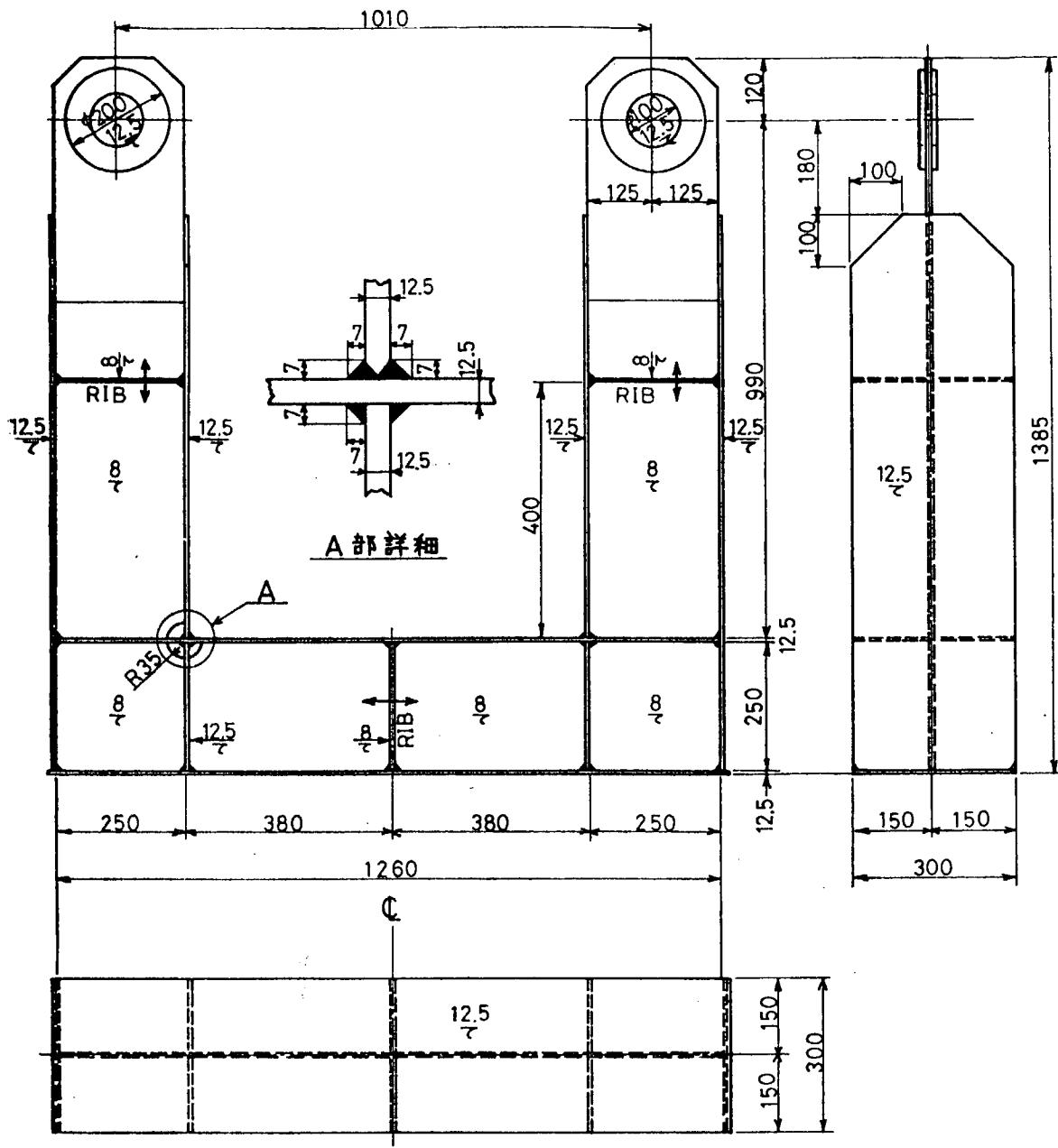


図 3.1.1 供試模型

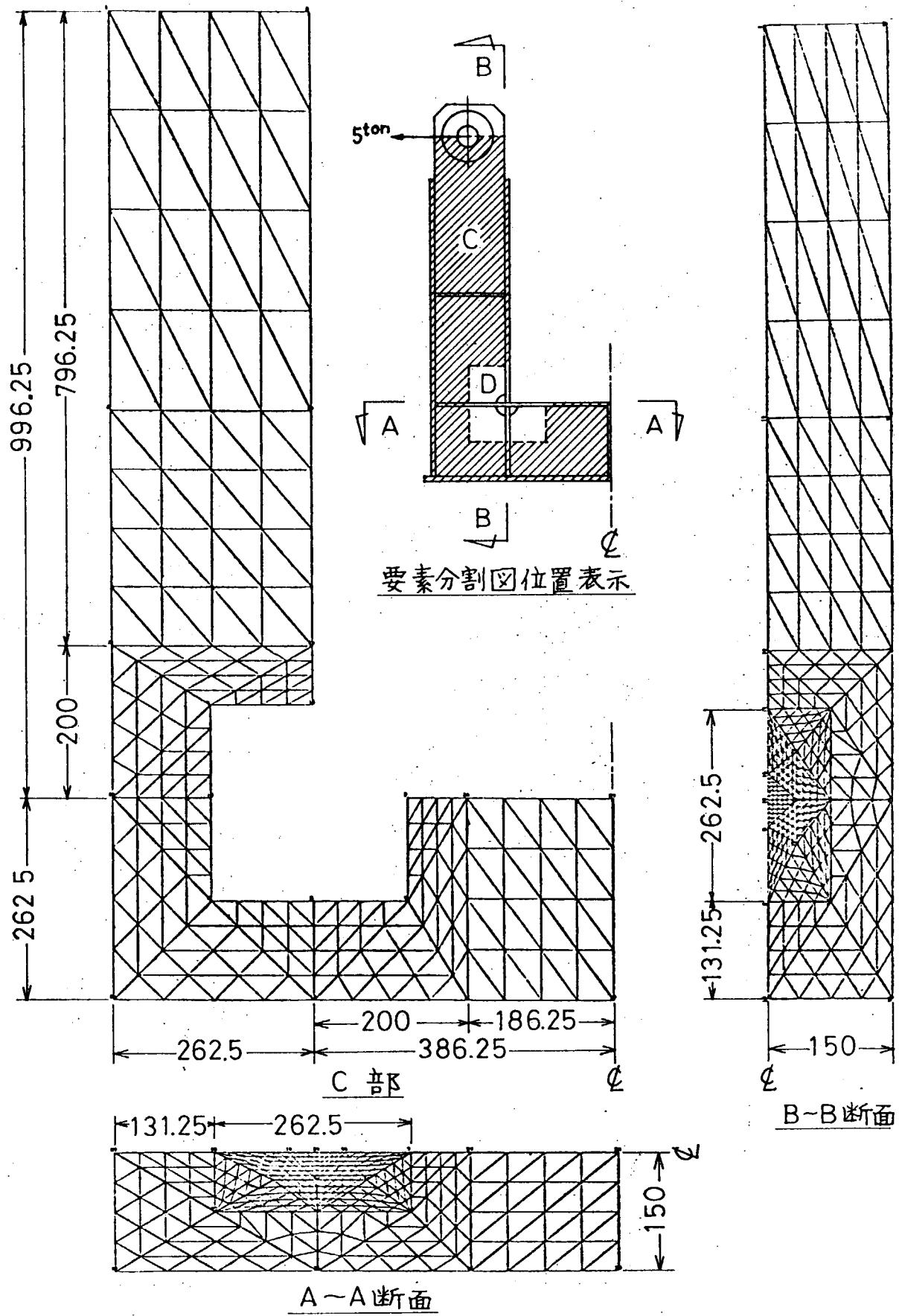
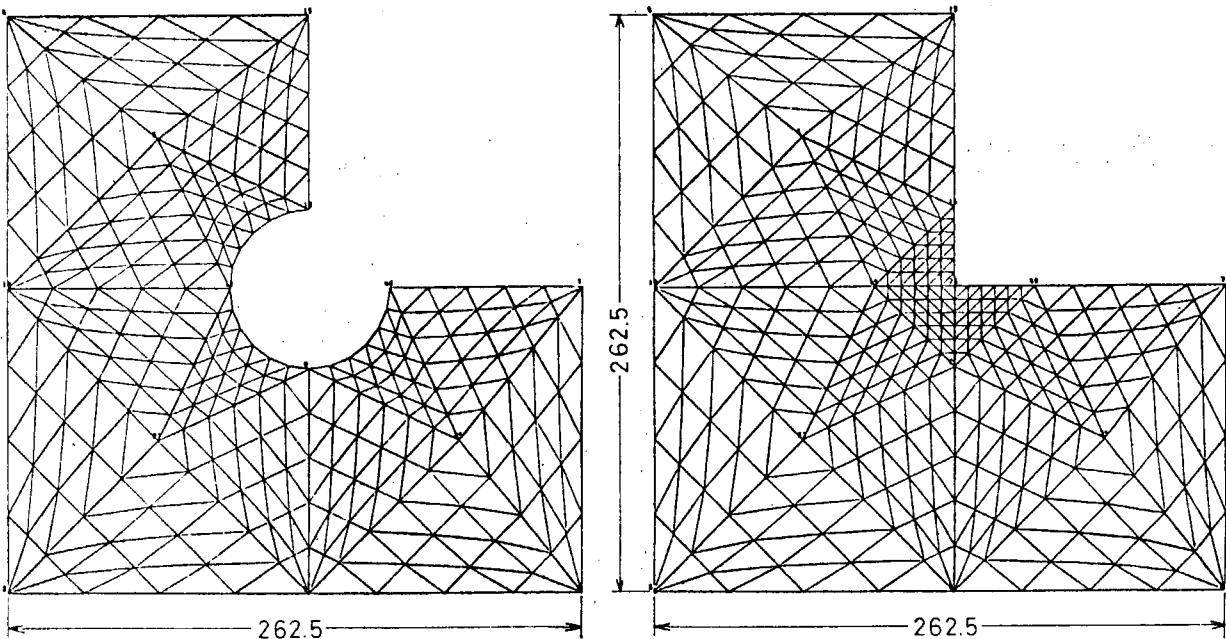


図 3.1.2 要素分割図



D部(スカラップ有り)

D部(スカラップ無し)

図 3.1.3 要素分割図

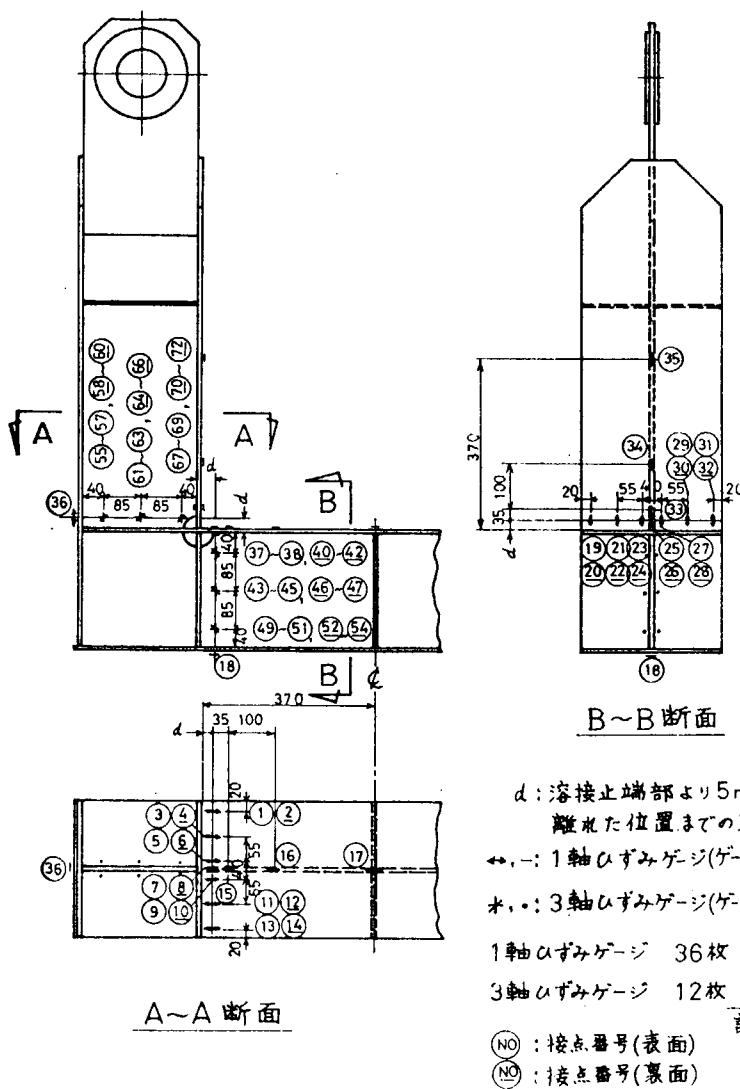
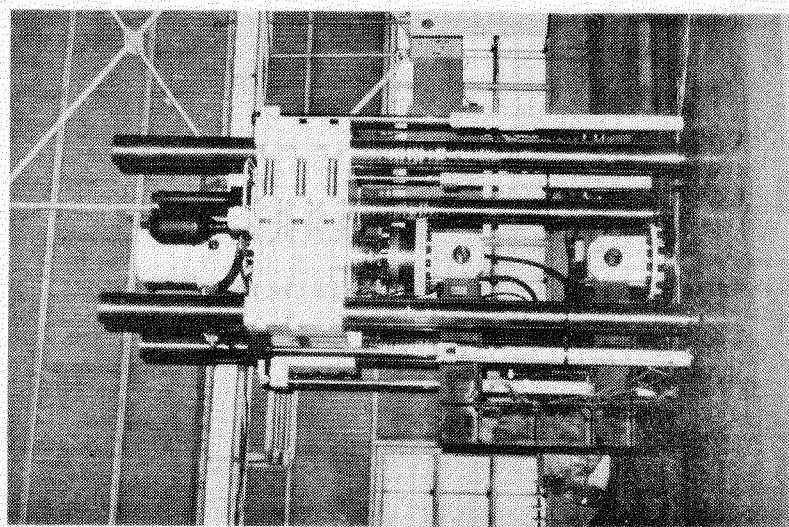
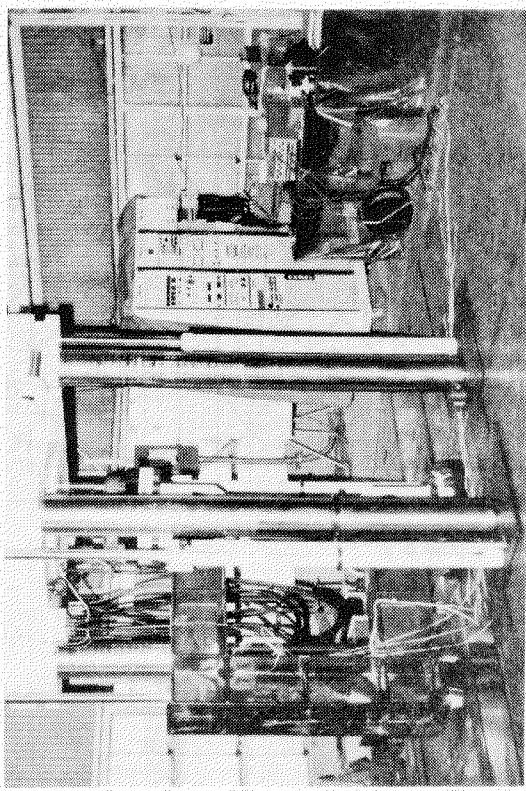
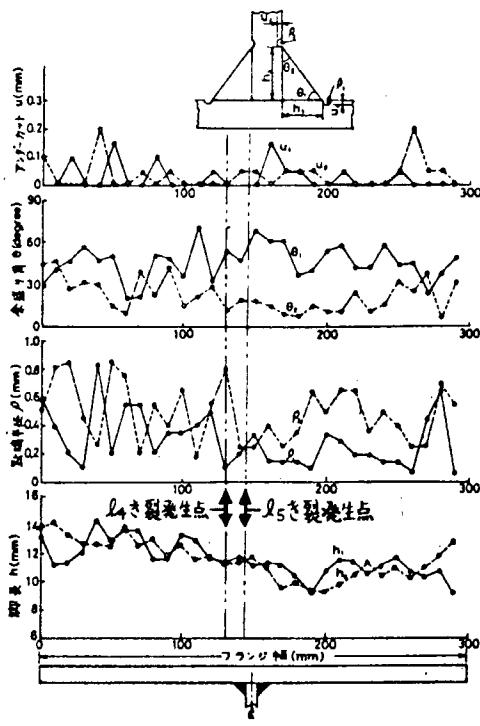


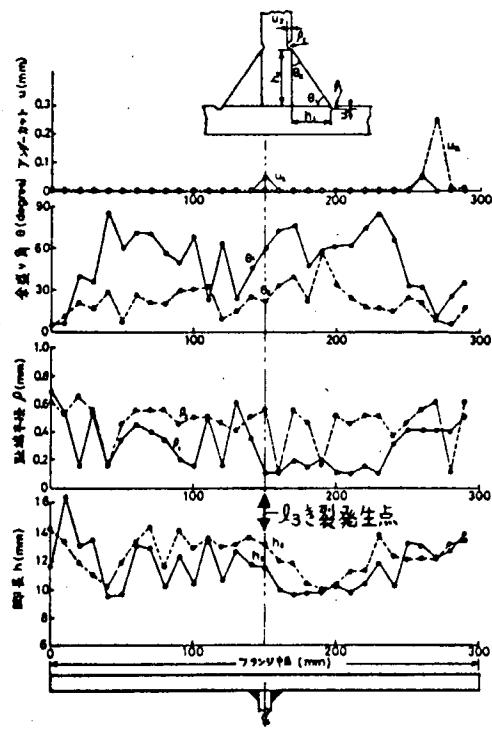
図 3.1.4 ひずみゲージ貼付位置

図 3.1.5 疲労試験状況



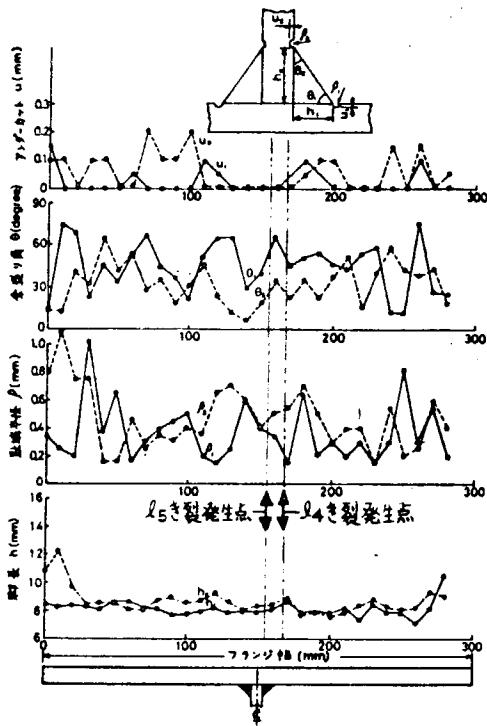


(a) カラップ有り

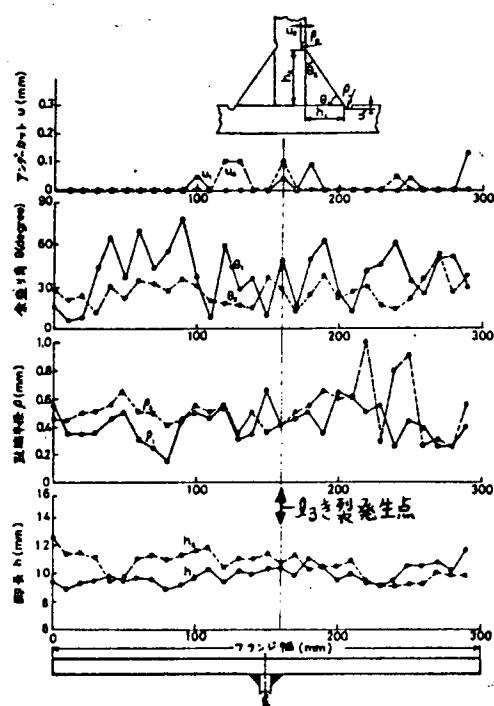


(b) カラップ無し

図 3.1.6 溶接余盛形状測定結果 (No. 1 模型)

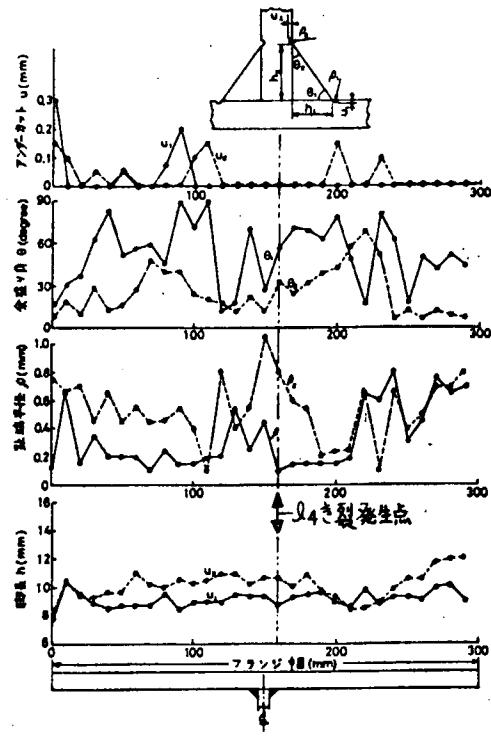


(a) カラップ有り

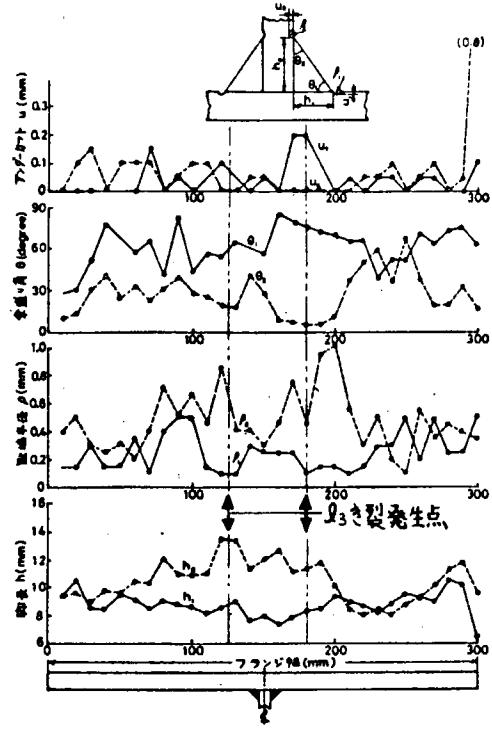


(b) カラップ無し

図 3.1.7 溶接余盛形状測定結果 (No. 2 模型)



(a)スカラップ有り



(b)スカラップ無し

図 3.1.8 溶接余盛形状測定結果 (A63 模型)

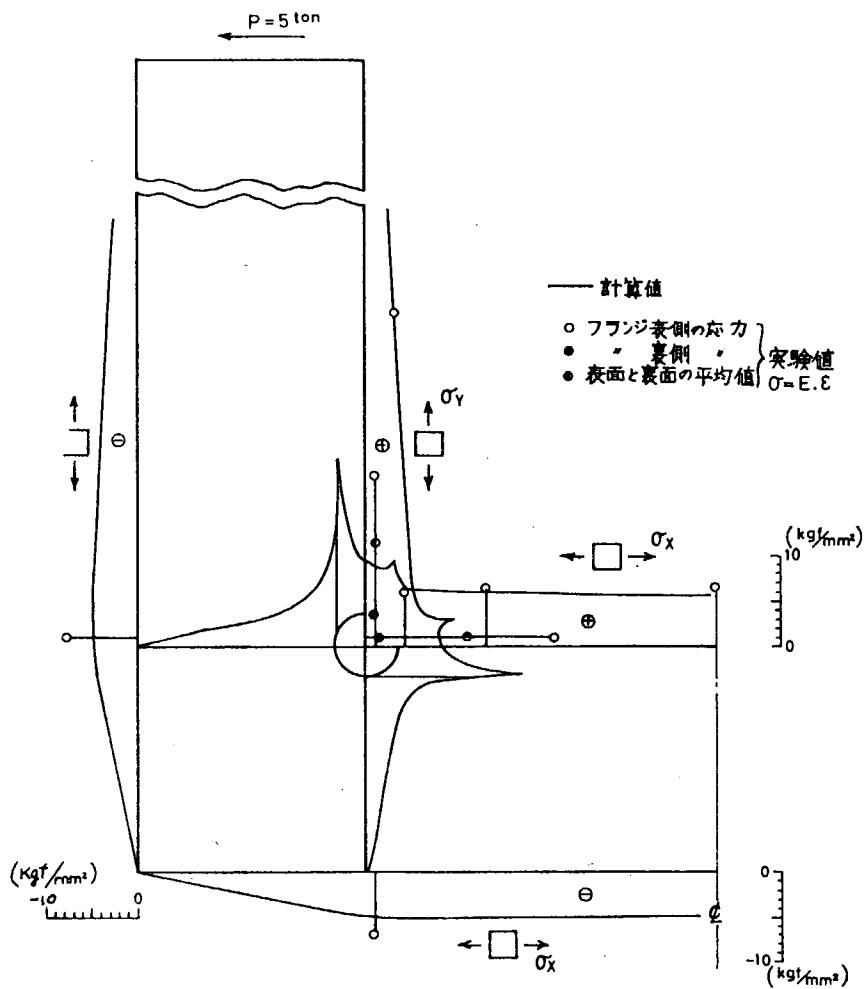


図 3.1.9 フランジ表面の応力分布
(スカラップ有り)

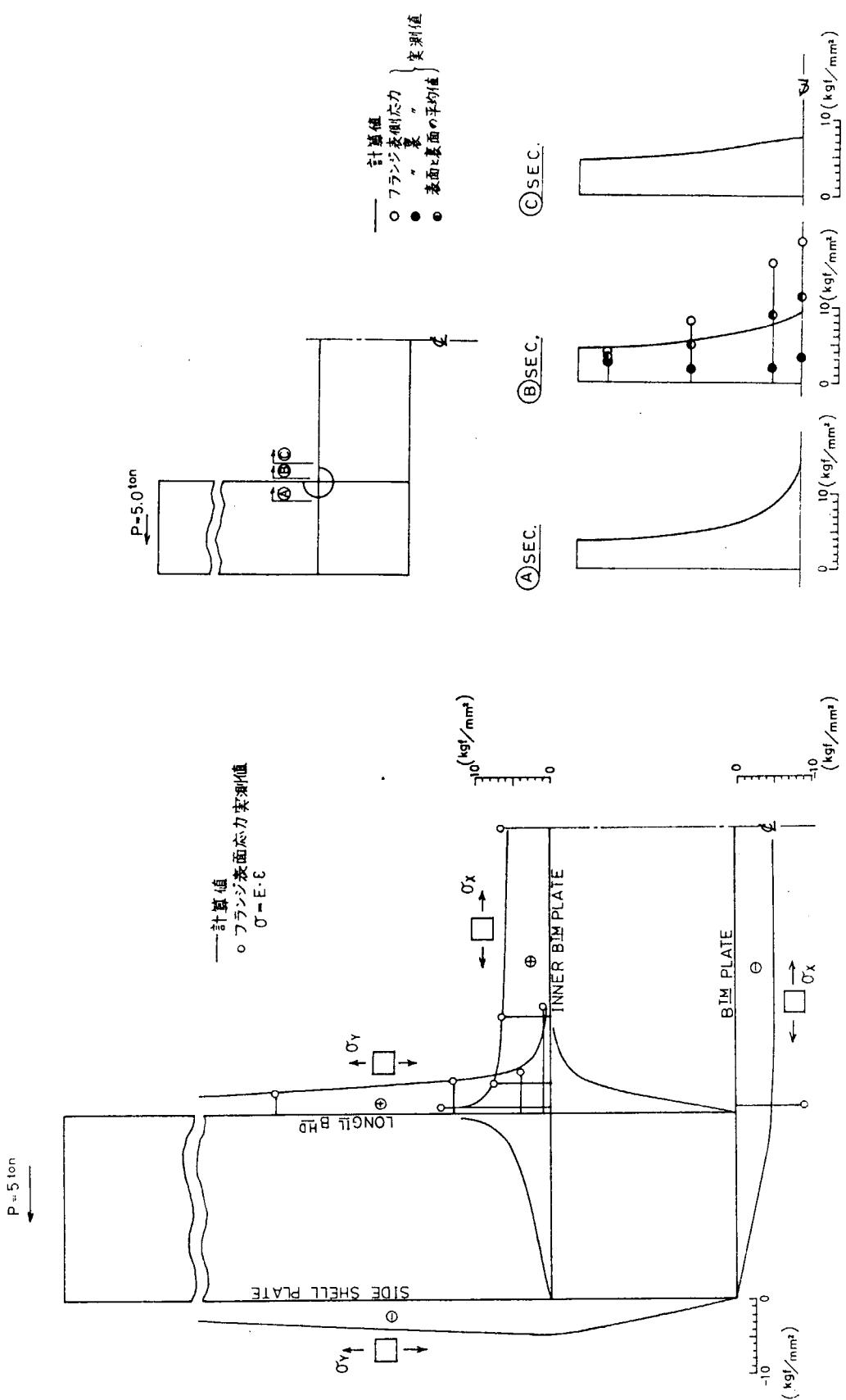


図 3.1.10 フランジ表面の応力分布
(スカラップ無し)

図 3.1.11 INNER BTM PLATE 表面の応力分布
(スカラップ有り)

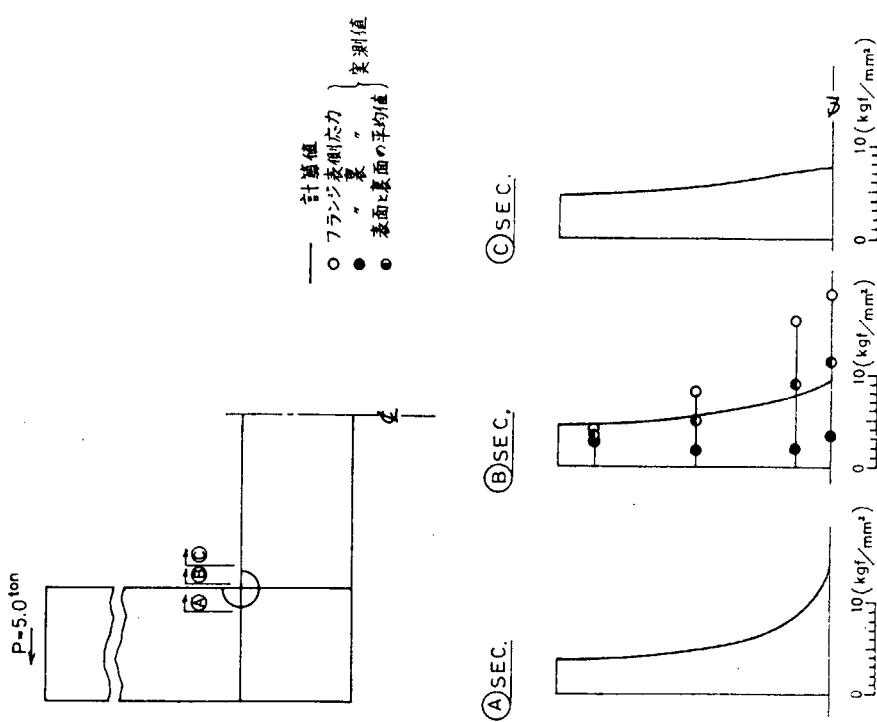


図 3.1.11 INNER BTM PLATE 表面の応力分布
(スカラップ有り)

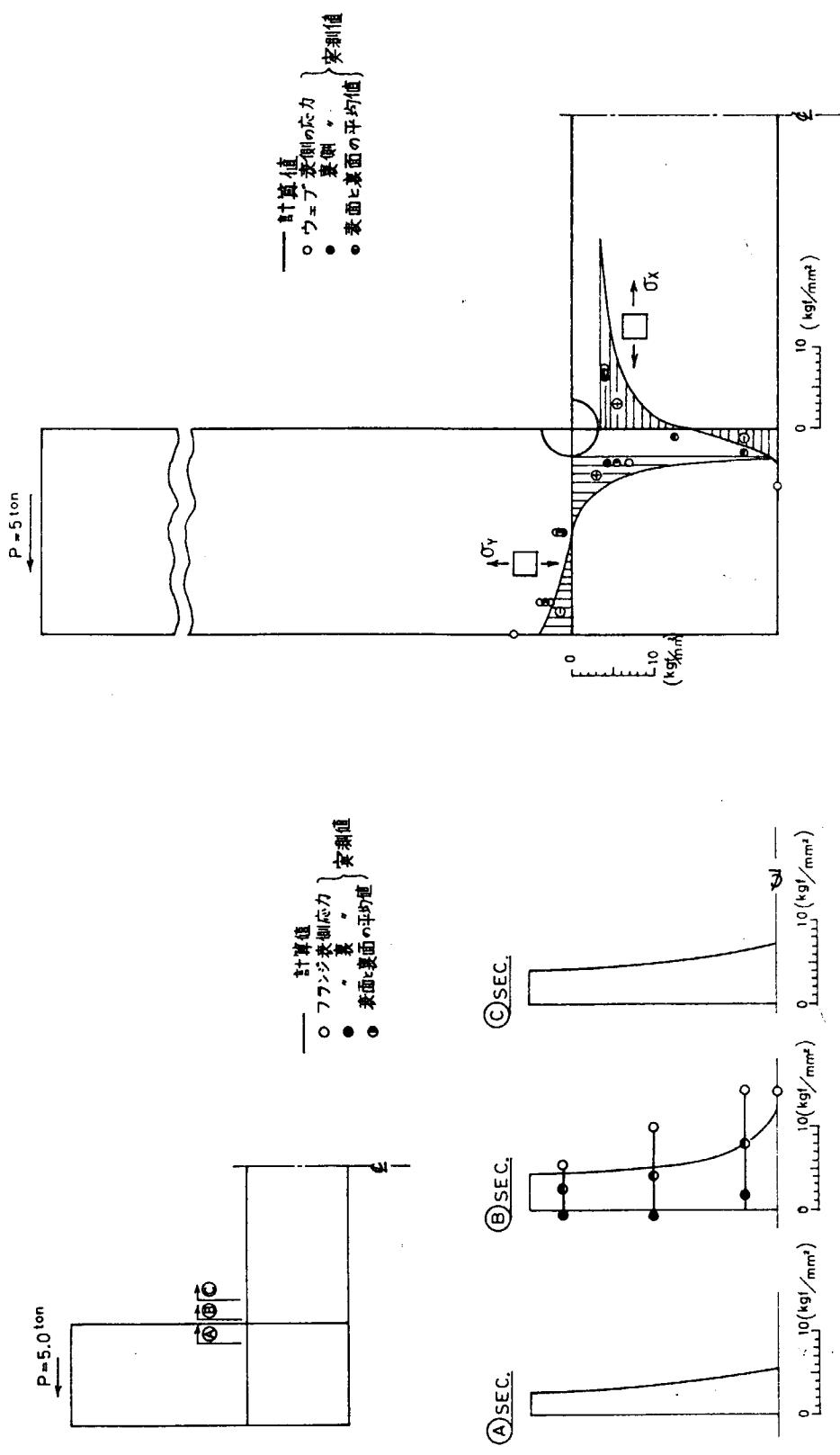


図 3.1.12 INNER BTM PLATE 表面の応力分布
(スカラップ無し)

図 3.1.13 ウェーブの応力分布
(スカラップ有り)

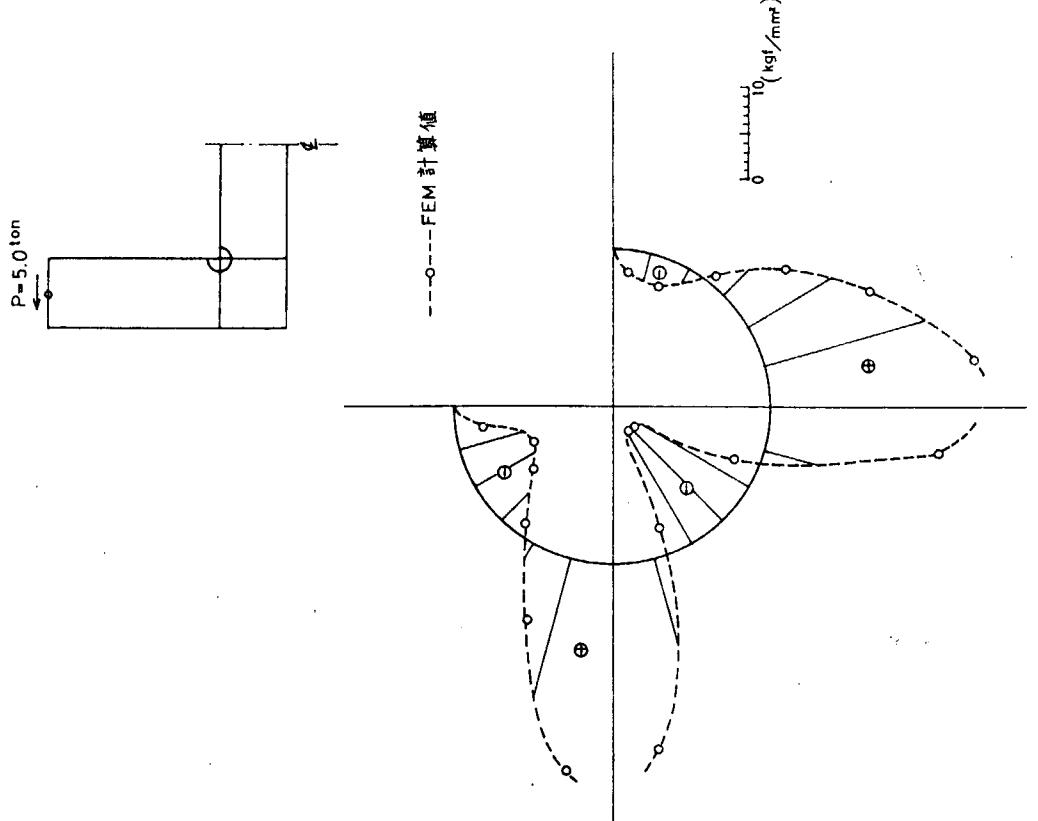


図 3.1.15 スカラップ線上の応力分布

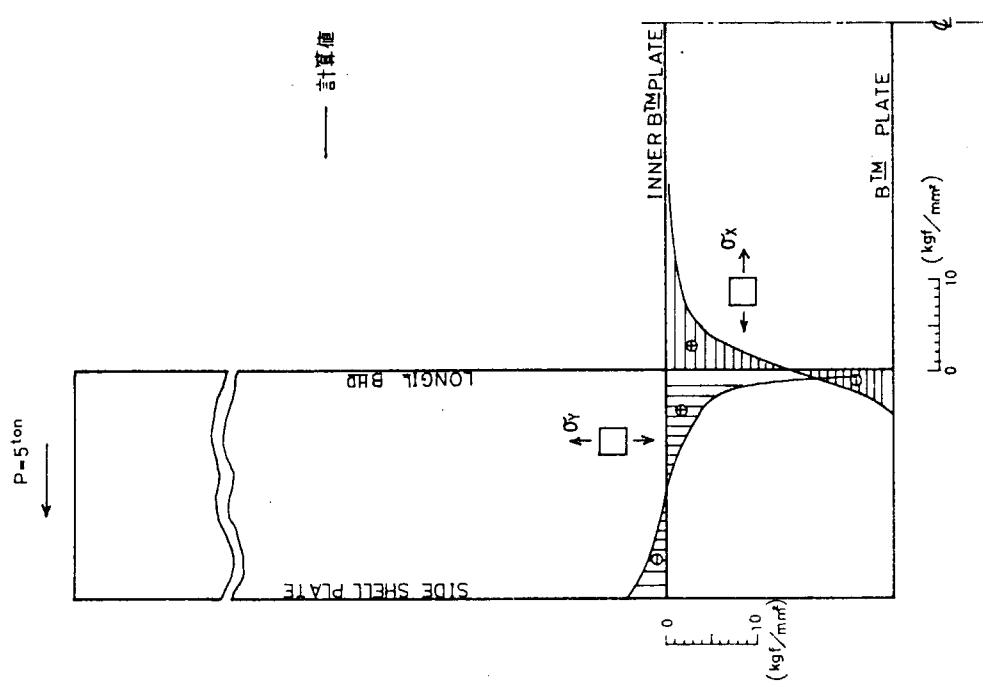


図 3.1.14 ヴェニアの応力分布
(スカラップ無し)

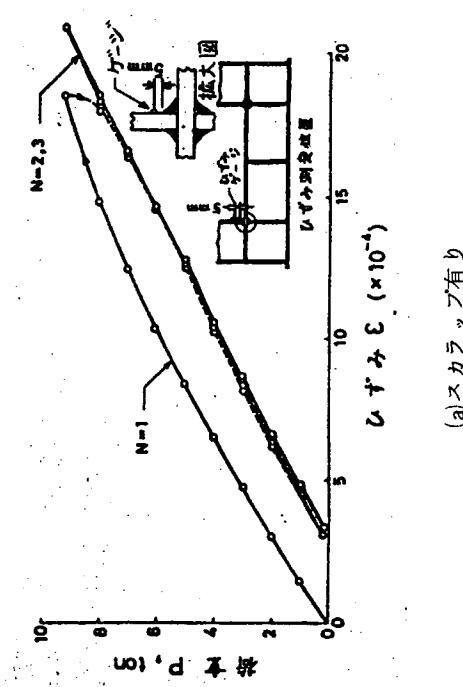


図 3.1.16 荷重とひずみの関係(16.1模型)

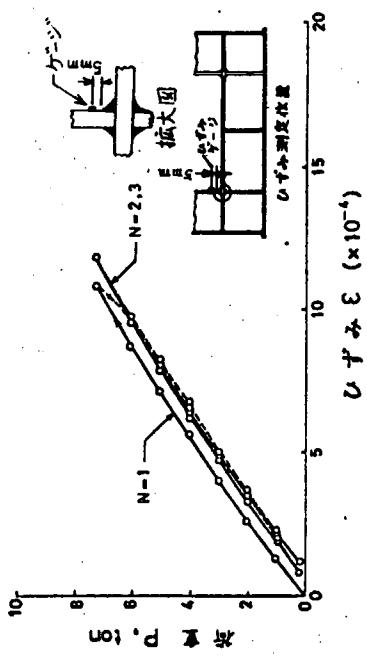
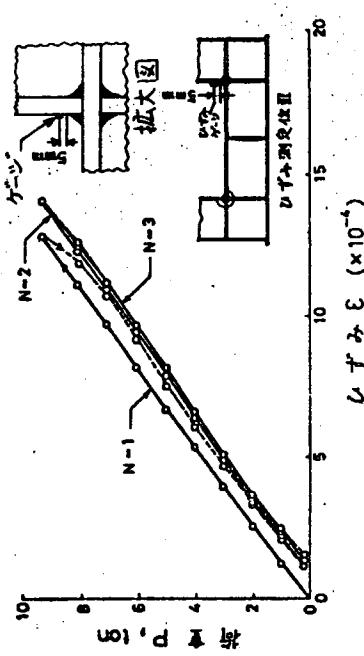


図 3.1.17 荷重とひずみの関係(16.2模型)



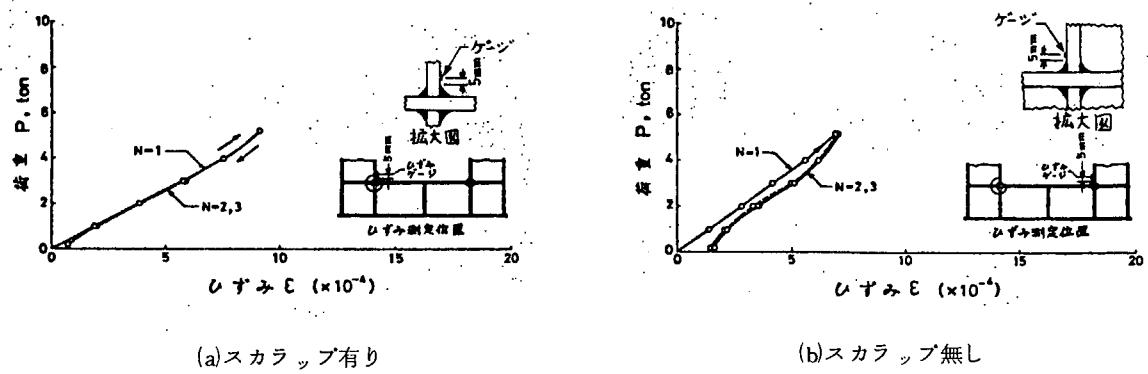


図 3.1.18 荷重とひずみの関係 (No.3 模型)

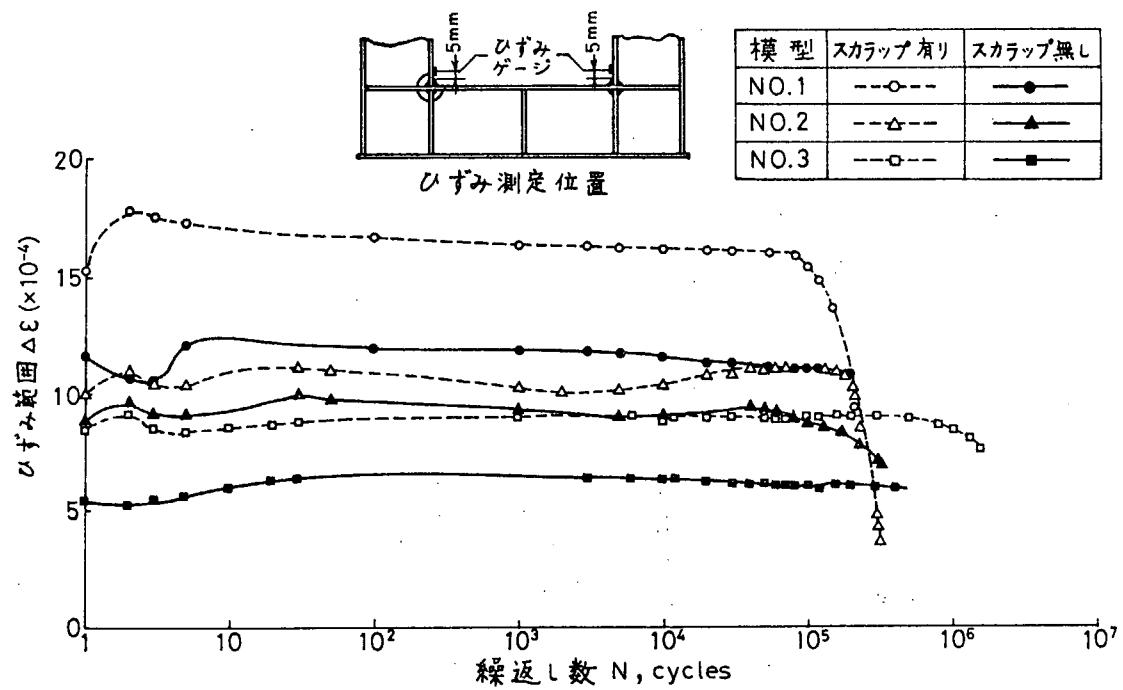
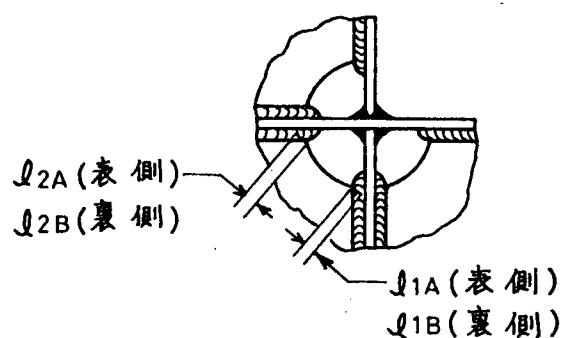
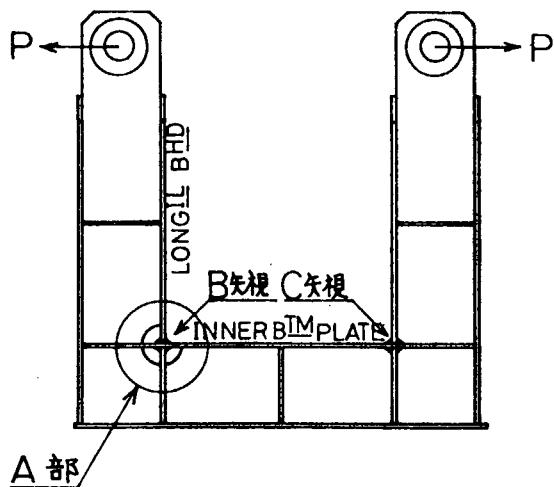
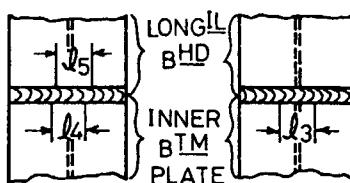


図 3.1.19 ひずみ範囲と繰返し数の関係



A部詳細

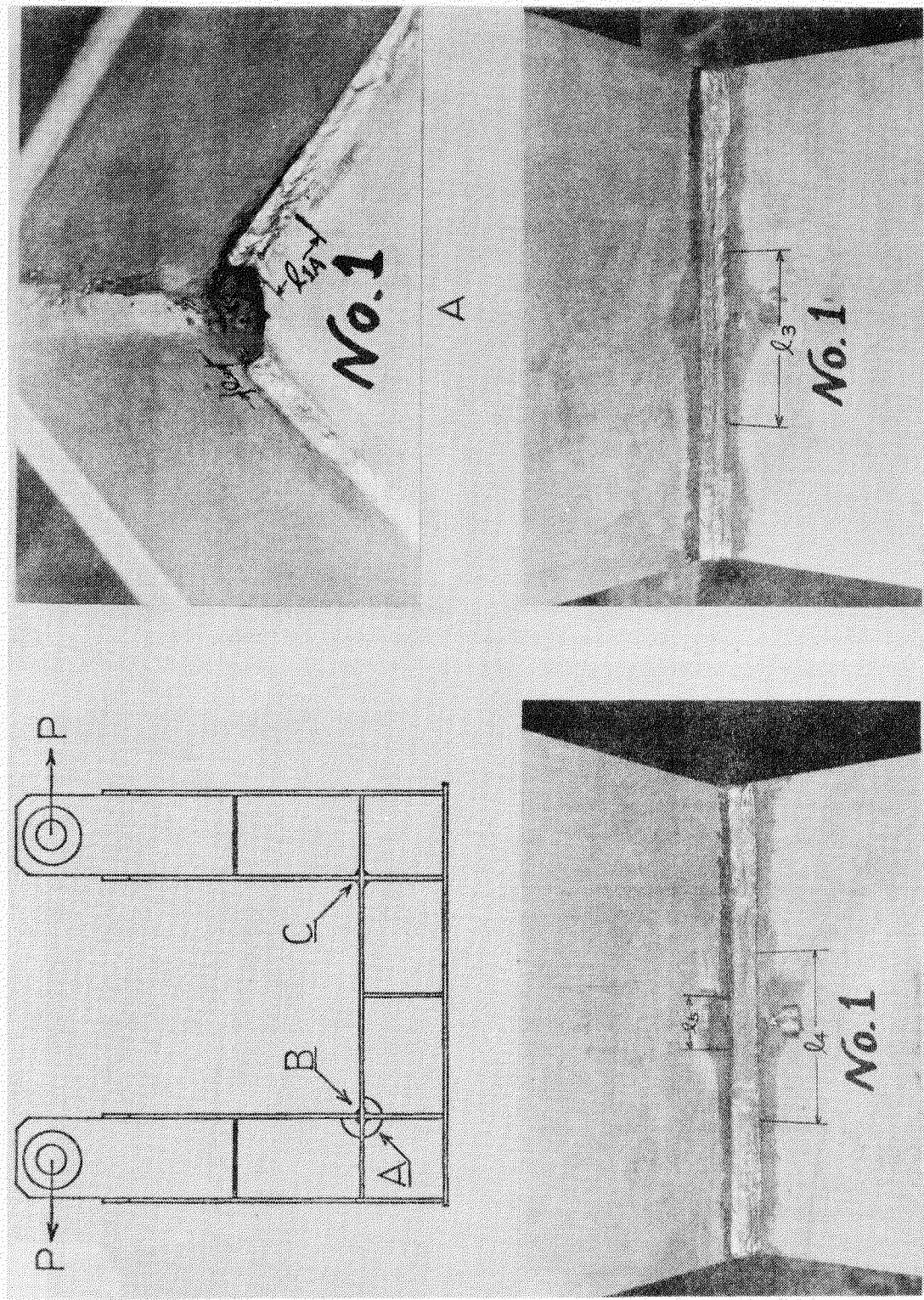


B 矢 規
(スカラップ有り)

C 矢 規
(スカラップ無し)

図 3.1.20 き裂発生箇所およびき裂長さの表示

図 3.1.21 疲労き裂伝播状況（No.1 模型）



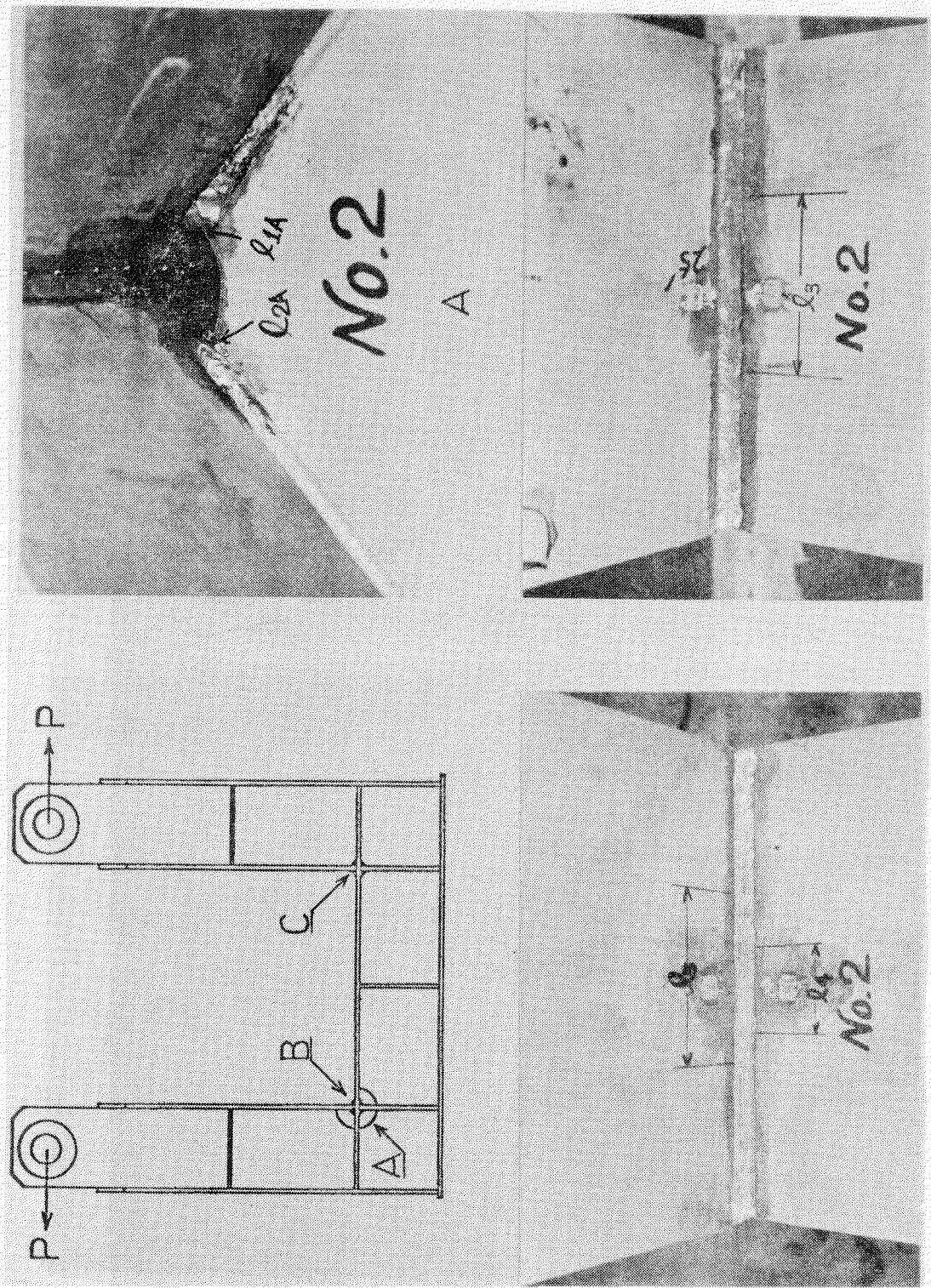


图 3.1.2 疲劳裂纹扩展状况(No.2 模型)

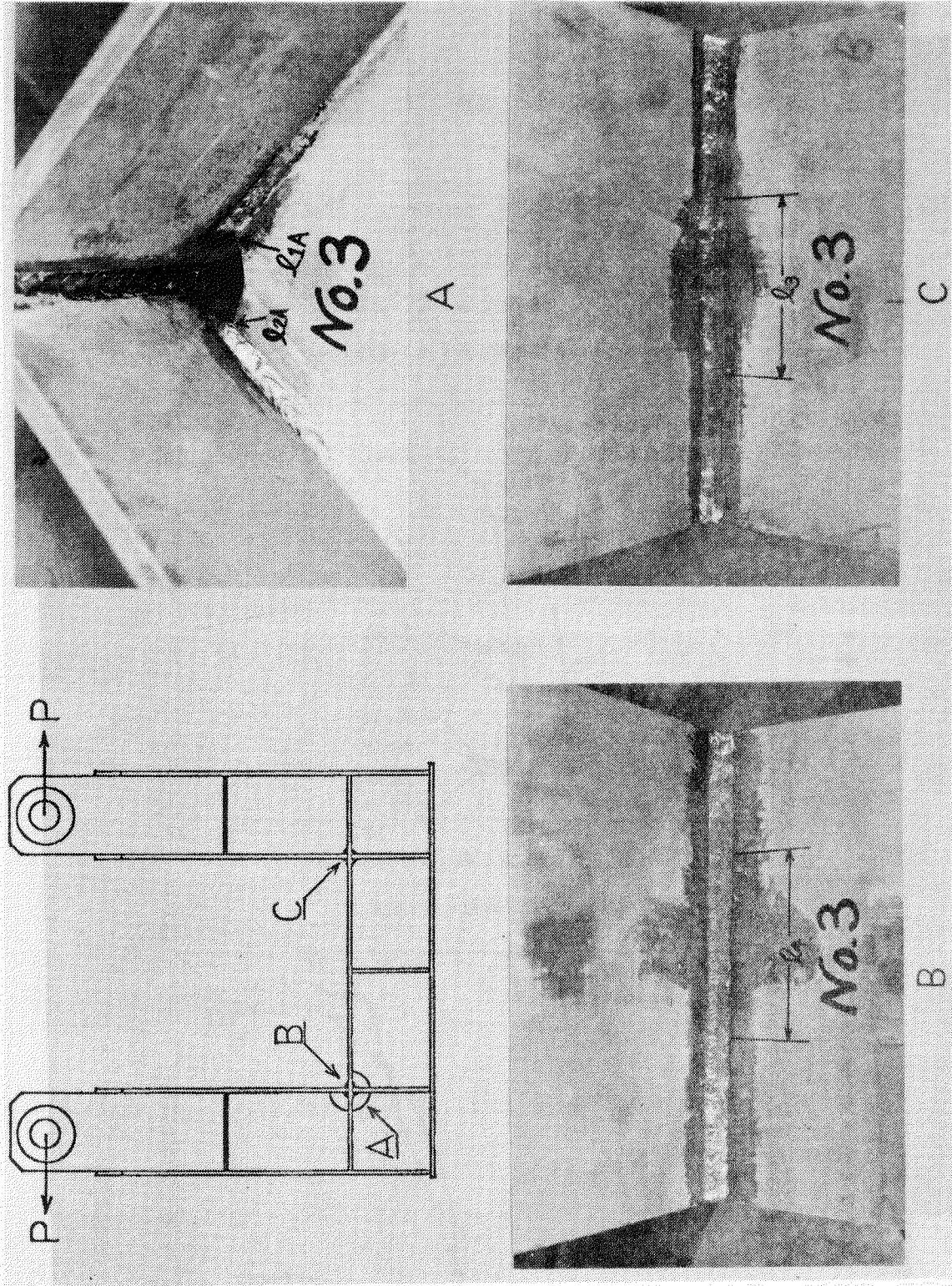


图 3.1.23 疲劳裂纹传播状况(No.3 模型)

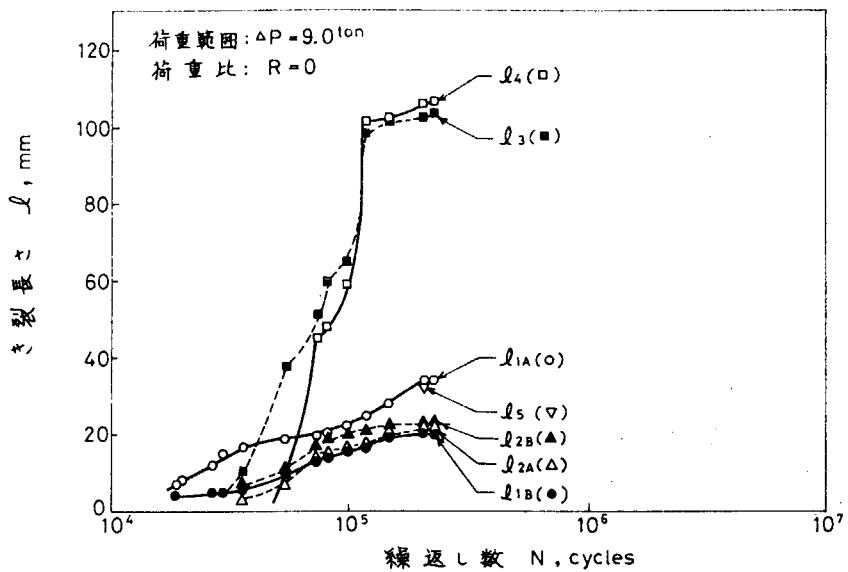


図 3.1.24 き裂進展曲線 (A1 模型)

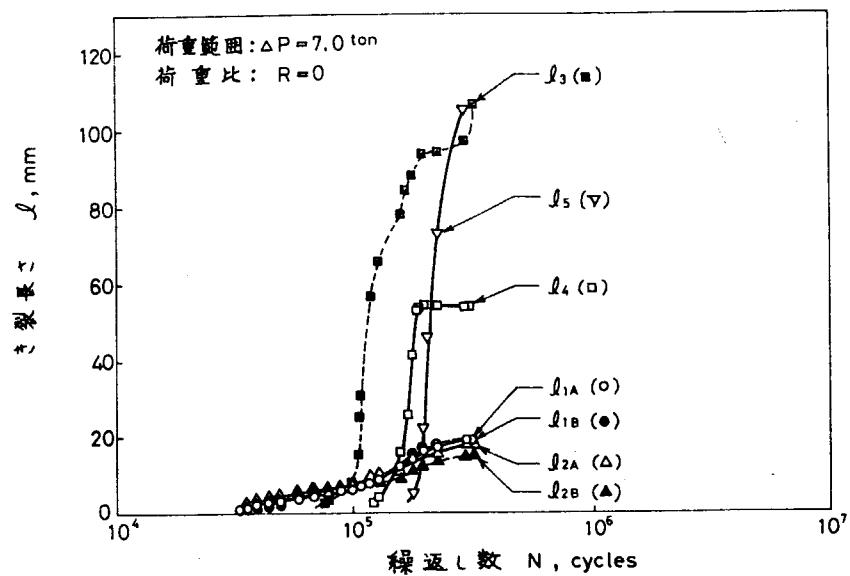


図 3.1.25 き裂進展曲線 (A2 模型)

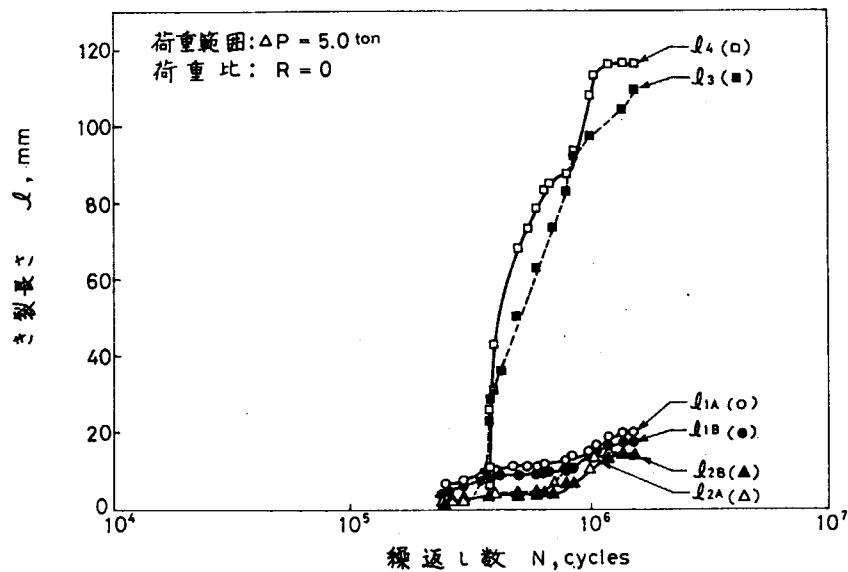


図 3.1.26 き裂進展曲線 (A3 模型)

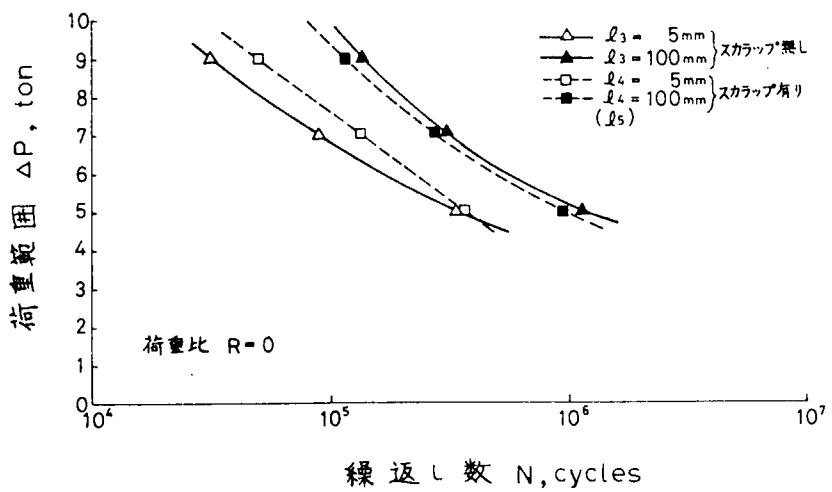


図 3.1.27 荷重範囲とき裂長さが 5 mm および 100 mm 時の繰返し数との関係

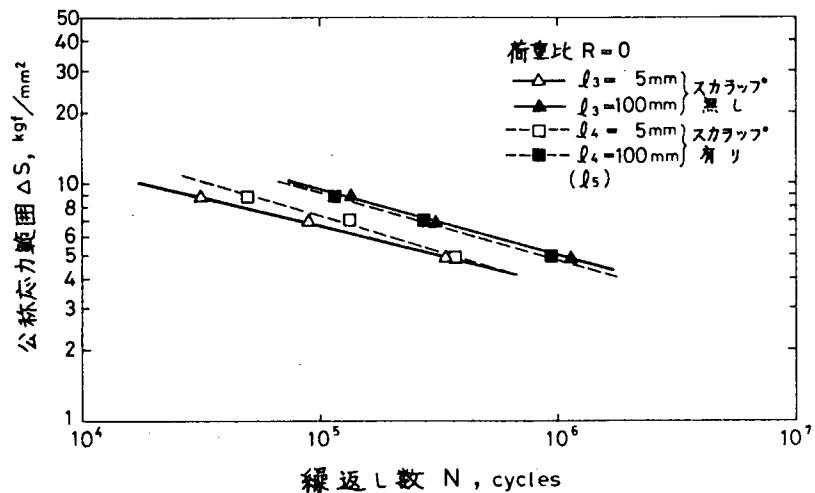


図 3.1.28 き裂長さが 5 mm および 100 mm 時の ΔS - N 線図

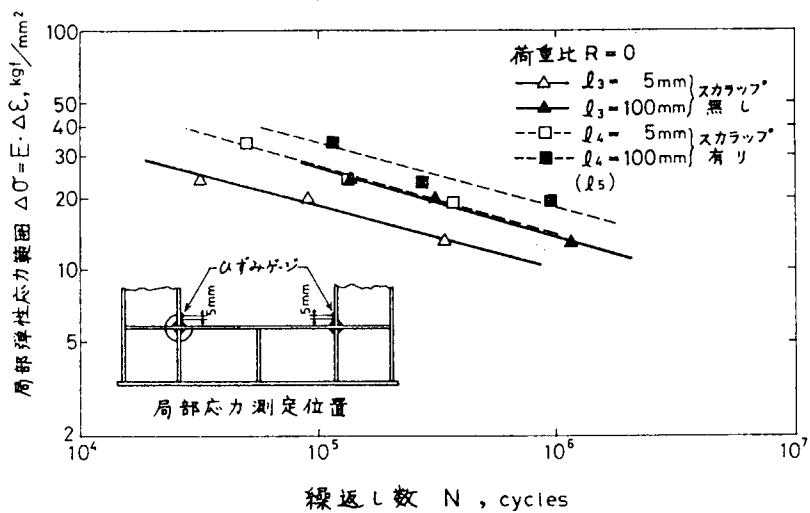


図 3.1.29 き裂長さが 5 mm および 100 mm 時の $\Delta \sigma$ - N 線図

3.2 二重殻直交交叉部模型の疲労強度（その2）

（三菱重工業）

3.2.1 目的

船体構造不連続部の中でも、二重殻直交交叉部は最も代表的な構造ハーネス・スポットである。構造は張り詰め平板が複雑な形で交叉しており、その応力分布形状および疲労寿命を単純に評価することは難しい。

本報告では、二重殻直交交叉部の模型を用いた静試験および疲労試験の実施により、応力分布の把握および疲労き裂の発生モードと発生寿命（S-N線図）の把握を行なった。その際、交叉部ウェブ隅肉のscallopsの有無をパラメータとして考慮した。また、この部分の主き裂モードについて模型実験によって得られた強度特性と基礎試験片との対応を検討する目的から有限要素法による（弾性）応力解析を行なった。

3.2.2 実験の内容および結果

(1) 供試模型および試験要領

実船相当もしくはその2/3縮尺程度に相当する二重殻直交交叉部模型（図3.2.1）を2体供試した。

供試鋼板は本年度研究の共通材で軟鋼板厚10mmである。溶接は標準的な手溶接であり、Inn.

Side PLとInn. Bott. PLの交叉部は開先をとってfull penetrationとした。

模型は2floor space分をモデル化しており、1つのfloor webにはscallops(50R)を設けているが、他のfloorにはscallopsは無い。

製作された2体の模型は、試験開始前に各部寸法の計測（図3.2.2）および隅肉溶接部の余盛形状の計測を行なった（図3.2.3）。止端部半径および余盛角の計測に際しては、歯科用型取り剤を用いて採取した凹型を拡大投影機にかけてスクリーン上で寸法計測するという方法をとった。拡大率は止端半径に対しては50倍、余盛角については10倍とした。

模型にはピン孔を介して内底板側から引張り応力となるような引張り荷重を加えた。ストレインゲージによる静歪分布計測を行ない、疲労試験においては交叉部近傍の代表点の負荷繰返しに伴う歪変化計測を行なった。

疲労試験は、荷重比（最小荷重／最大荷重） $R = 0.1$ の条件で、負荷繰返し速度約200cpmで実施した。用いた疲労試験機は電気油圧サーボ式125TON Hydractである。疲労試験中は、浸透剤として油を点滴しながら10倍ルーベでき裂発生の有無を肉眼観察すると同時に発生したき裂については、デバイダとスケールによるき裂の（表面）長さ計測を実施した。

(2) 溶接余盛形状および模型（実）寸法の計測

前述のように、溶接余盛形状寸法は、採取した凹型の拡大投影像から求めた。凹型の厚みは5mmだったので、概ねこの範囲の平均値寸法を計測したことになると判断される。最も代表的な疲労き裂発生位置すなわち後述する“BCタイプ”的き裂の発生位置周辺を例にとって、余盛形状寸法の代表値を示すと次のようになる（図3.2.3(b)の①, ③下位置の18個のデータ平均値）。

余盛角($\bar{\theta}$)：154°、止端半径(\bar{r})：0.24mm、脚長(\bar{B})：8.30mm

また、模型全体形状の出来上りは、図3.2.2にあるとおり良好であった。

(3) 応力分布

試験は応力分布計測・疲労試験ともに写真3.2.1に示す状況で行なった。応力分布計測のために貼付したゲージの位置を図3.2.4、図3.2.5に示す。さらに、応力分布計測結果を図3.2.6に示す。ただし、模型試験体（2体）に実際に負荷した荷重は異なるので、表示を共通化するために単位荷重当たりの応力値で表わした（計測応力値を荷重P:TONで除して示した）。

(4) 疲労試験

疲労試験におけるき裂の発生および伝播状況は次のとおりである。

- (a) 内穀材の交叉部隅内溶接線上のうち、*floor web* が通っている位置に先ず最初にき裂（図 3.2.7 参照）。“BC タイプ”および“FC タイプ”（き裂と称す）が発生する。また、このき裂が二重穀交叉部の最終破壊を支配することになる。ただし、2つある隅内止端部のうちの Inn, Bott, PL 側（すなわち“BC タイプ”き裂）が Inn, Side PL 側より優先して成長することが認められた。
- (b) 上記以外にもいくつかの箇所から疲労亀裂が、散発的に続いて発生する。その主なものとして、交叉部隅内溶接余盛のルート割れき裂（図 3.2.7 の“RC タイプ”）および scallop のまわし溶接止端部のき裂（図 3.2.7 の“SC タイプ”および“WC タイプ”）である。しかし、これらのタイプのき裂は概ね板厚の 2 倍程度の（表面）長さの状態で停留化する傾向が一般的に観察された。
- (c) 試験体の最終破断（き裂長さが試験体の全幅にほぼ達する時点）は、交叉線に沿ったき裂のうち Inn, Bott, PL 側の隅内止端部に発生したき裂（“BC タイプ”）によって起こる。試験体 M-1（負荷 25 TON）では、scallop のある floor web と無い web では殆どき裂（表面）長さの成長速度に差は認められなかった（図 3.2.8 参照）。試験体 M-2（負荷 30 TON）では、若干ではあるが scallop の無い floor web 位置に発生したき裂（“BC-1 タイプ”）の方が scallop のある web 位置のき裂（“BC-2 タイプ”）よりき裂成長が速かった。

メインのき裂である“BC タイプ”き裂について、静歪計測による（板表面）交叉線から 5 mm 位置での局部応力および梁理論による公称応力ベースの S-N 線図表示したものをそれぞれ図 3.2.9(a) および図 3.2.9(b) に示した。

3.2.3 (弹性) 応力解析結果および考察

(1) 応力計算の概要

応力計算は、対象模型の全体計算（図 3.2.10 参照）を第 1 ステップとし、次にその変位計算結果を用いて、交叉部周辺の詳細計算（ズームアップ）を行なうという 2 段階から成っている。

応力計算プログラムとしては、全体計算（Primary Calculation）および詳細計算（Zooming Calculation）のいずれも板骨平板構造の弾性応力解析汎用プログラムを用いた。

(2) 全体計算・詳細計算の結果と考察

全体計算としては、図 3.2.10 に示すように模型試験体の上半分構造を対象とした。内穀材および外板に相当する平面には、面内剛性だけでなく面外曲げ剛性をも有する要素を用いた。全体計算に用いた要素分割を図 3.2.11 に示すが、全体計算には scallop の無い場合を想定して計算している。

詳細計算では、内穀材の交叉線を中心にして、これより ±150 mm 以内の領域を切り出して計算対象とした。全体計算との接続は境界部分の変位によった。内穀材の長手方向応力（板表面での値）について有限要素法による値と実験計測値の比較を図 3.2.12（scallop 有りの場合）および図 3.2.12（scallop 無しの場合）に示した。ただし、両図とも負荷 20 TON に対応する応力値が記されている。この図から、交叉部より 100 ~ 150 mm 以上離れた位置での応力値は梁理論によても有限要素法によっても大差ないが、交叉部周辺では梁理論では局部応力上昇がとらえられないという一般的の傾向が確認できる。

しかし、有限要素法による局部応力上昇のとらえ方も隅内溶接止端部付近に沿った歪ゲージ出力を的確には表現していない。

図 3.2.14 には、scallop 孔まわりの接線応力分布について、有限要素法による推定値と実測値との比較が記されている。大略的な応力の増減傾向は有限要素法でもとらえられているが、実測値の方が鋭い増減傾向を示している。

有限要素法では、幾何学的形状としての板厚・隅肉溶接余盛形状などは当然のことながら算入されてはいない。図3.2.14から推測する限りでは、これら詳細形状が局部歪の絶対値に支配的な役割を果しているようである。

次に、二重殻直交交叉部に付随する構造的な問題すなわち内殻材の有効幅減少について調べてみた。

図3.2.15 (scallop有りの場合)および図3.2.16 (scallop無しの場合)には、交叉部近傍での(内殻材の幅方向)応力分布が記されている。内殻材の有効幅はfloor depthやfloor spacingそれに内殻材の板厚などに大きく依存するはずであるが、今回供試した寸法条件下では $\frac{1}{1.63}$ (scallop有り) $\sim\frac{1}{1.66}$ (scallop無し)程度であった。

(3) 構造的応力集中率(K_E , K_t)の評価

構造的不連続部などに発生する疲労き裂の強度評価をするためには、き裂発生位置近傍の最大応力 S_{max} (例えば、図3.2.9(b)の縦軸の値)を単純な梁計算などから推定する必要がある。二重殻直交交叉部などを想定してこのき裂発生位置近傍の最大応力 S_{max} は、次の算法により評価するのが実際的である(SR200-2報告書参照)。

$$\frac{S_{max}}{\sigma_0 K_E} = K_t \quad \dots \dots \dots \quad (3.2.1)$$

ここに、 S_{max} :き裂近傍の最大応力

σ_0 :全断面有効とした梁理論による該部応力

K_t :構造的応力集中

K_E :有効巾減少に伴う応力上昇率

である。

図3.2.9に示した局部応力最大値(板表面の交叉線より5mm位置での応力)を S_{max} として採用することにすれば、表3.2.1に示すように、前述の有効幅減少に伴う応力上昇率等を用いることにより構造的応力集中率 K_t として、計測歪ベースで約3.1(scallop有り) \sim 2.4(scallop無し)程度が逆算される。

3.2.4 まとめ

二重殻直交交叉部模型を用いて疲労試験を実施し、また模型のFEM応力解析を行なうことにより、次の様な知見が得られた。

- (i) 二重殻直交交叉部の疲労き裂強度は内殻板交叉部隅肉トウ部に沿って発生するき裂モードによって決まり、S-N線図として図3.2.9(a)および(b)が得られた。き裂発生箇所としてはスカラップまわりにも幾つかの箇所から微少亀裂が生ずるが、これらは停留化する事が観察された。
- (ii) スカラップの有無による疲労き裂強度の違いについては、実験データとしては、スカラップ有りの場合の方が極く僅か強いという結果が得られた。しかし、その差は極微であり、明瞭な優劣の解釈を与えるには更に詳細な考察が必要と思われる。
- (iii) 二重殻直交交叉部の構造的特色から生ずる有効巾減少効果の有効な考慮の仕方を探った。すなわち、静歪計測およびFEM応力解析により、き裂発生強度整理法として(3.2.1)式を前提とした場合の介在パラメータ(有効巾減少に伴う応力上昇率(K_E)および構造的応力集中率(K_t))についてのデータが得られた。

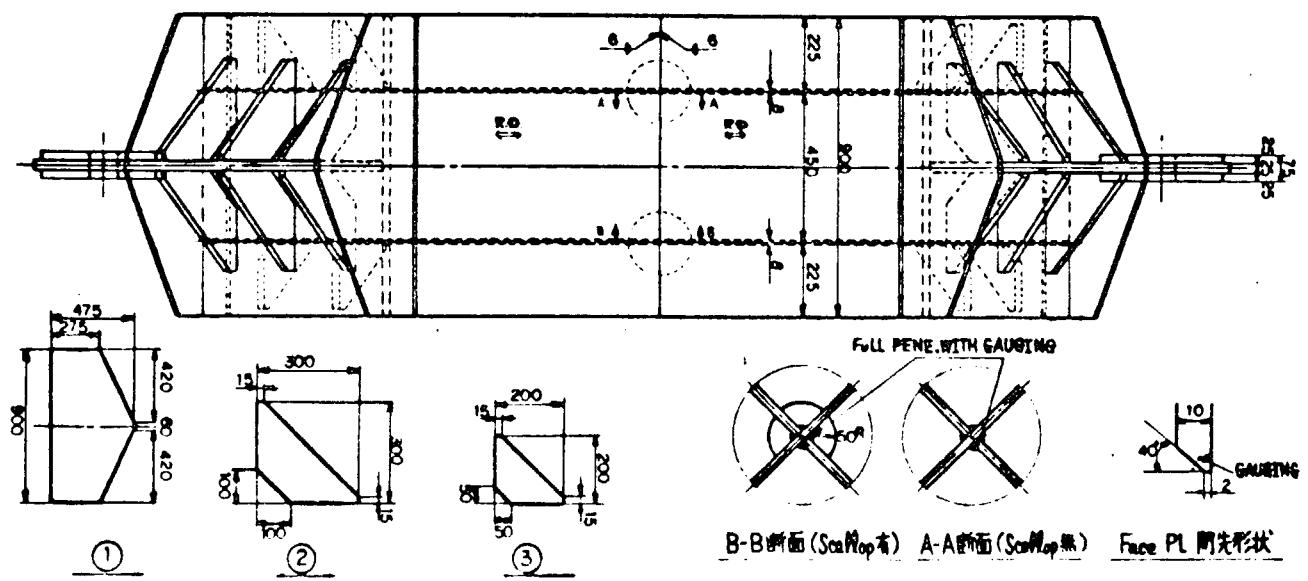
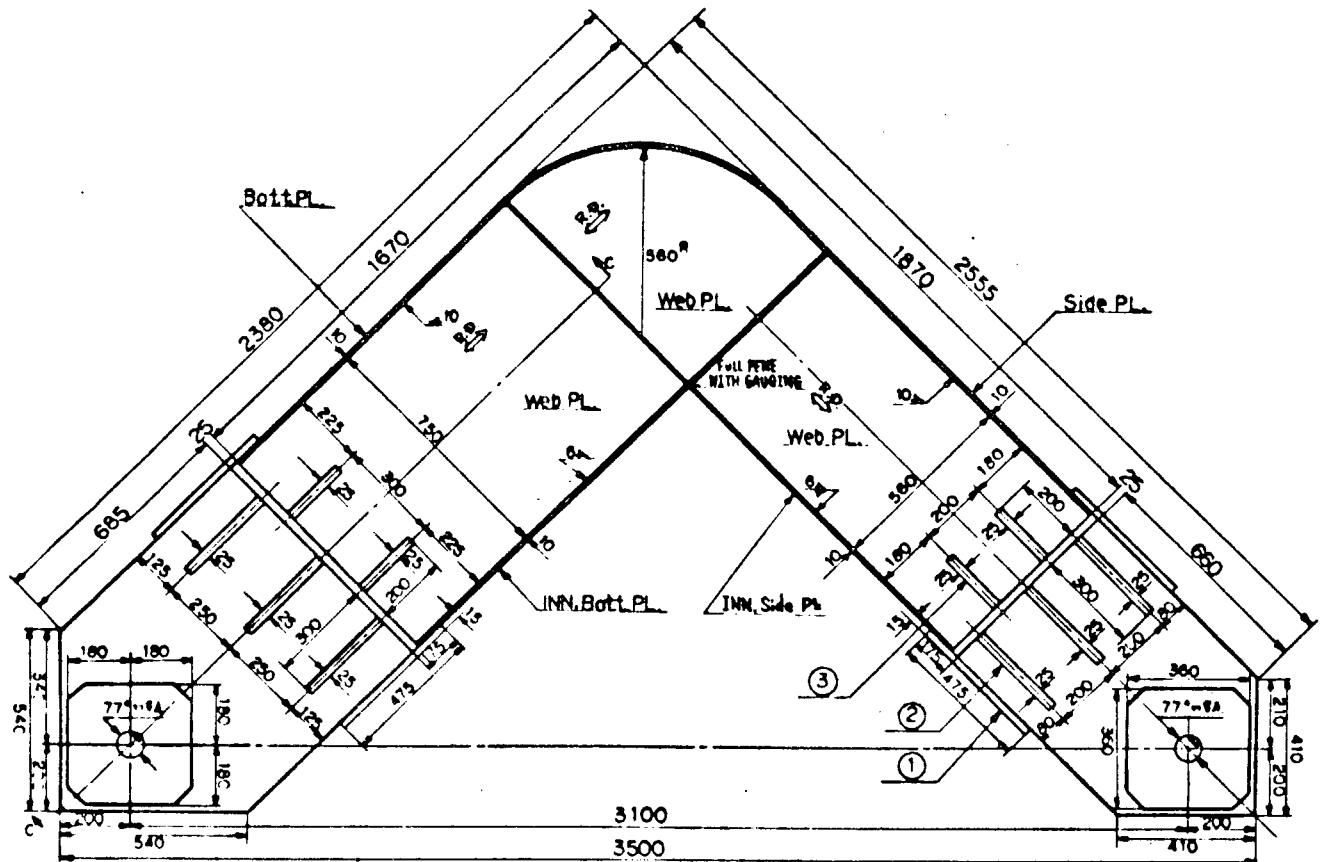


図 3.2.1 二重殻直交差部の疲労試験模型形状

モデル形状実測寸法一覧表

| モデル | 寸法計測 (mm) | | | | | | | | | | | | | | |
|-----|-----------|-------|-------|-----|-------|-------|-------|-------|------|------|--------|-------|-------|-------|-------|
| | A | B | C | A' | B' | C' | D | E | F | G | H | I | J | K | L |
| M-1 | 898 | 220 | 224 | 896 | 222.5 | 219.5 | 576 | 768.5 | — | — | — | 10.1 | 10.17 | 10.30 | |
| M-2 | 899.8 | 222.1 | 220.9 | 898 | 221.1 | 221.4 | 555.5 | 645.5 | 1800 | 1900 | 3098.5 | 10.38 | 10.17 | 10.51 | 10.22 |

| モデル | 溶接脚長寸法計測 (mm) | | | | | | | | | | | | | | | | | |
|-----|---------------|------|------|------|-----|------|-----|-----|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|
| | a | b | c | d | e | f | g | h | i | j | (i) | (j) | l | l | (k) | (l) | m | n |
| M-1 | 7.6 | 10.0 | 11.2 | 9.3 | 8.6 | 9.5 | 9.5 | 9.2 | 7.5 | 10.0 | 9.0 | 6.9 | 10.8 | 8.5 | 10.0 | 7.7 | 8.5 | 10.0 |
| M-2 | 9.5 | 8.5 | 10.0 | 10.0 | 9.0 | 10.0 | 9.0 | 9.5 | 8.0 | 9.5 | 8.5 | 7.5 | 8.0 | 7.5 | 7.0 | 6.5 | 9.5 | 8.5 |
| | 0 | P | g | r | S | t | u | v | w | X | y | z | ア | イ | ウ | 工 | 才 | 力 |
| M-1 | 10.5 | 7.0 | 9.0 | 8.5 | 7.5 | 10.0 | 7.9 | 9.7 | 10.8 | 7.5 | 11.2 | 7.2 | 13.0 | 12.5 | 15.0 | 12.0 | 14.5 | 13.0 |
| M-2 | 9.5 | 9.5 | 10.0 | 7.0 | 9.0 | 9.5 | 8.0 | 9.0 | 7.5 | 8.5 | 6.0 | 10.5 | 14.0 | 11.5 | 11.0 | 15.0 | 12.5 | 13.5 |

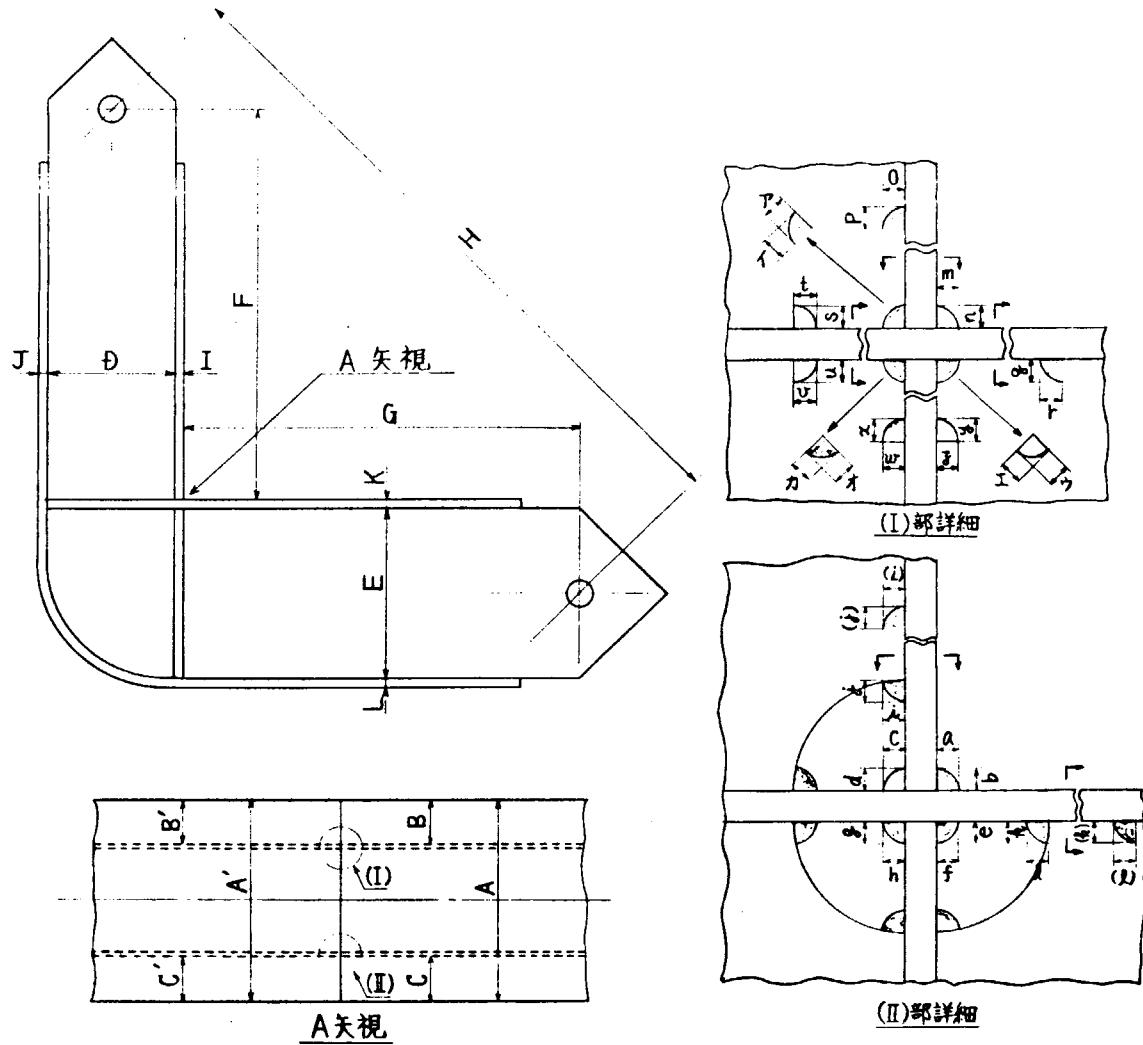
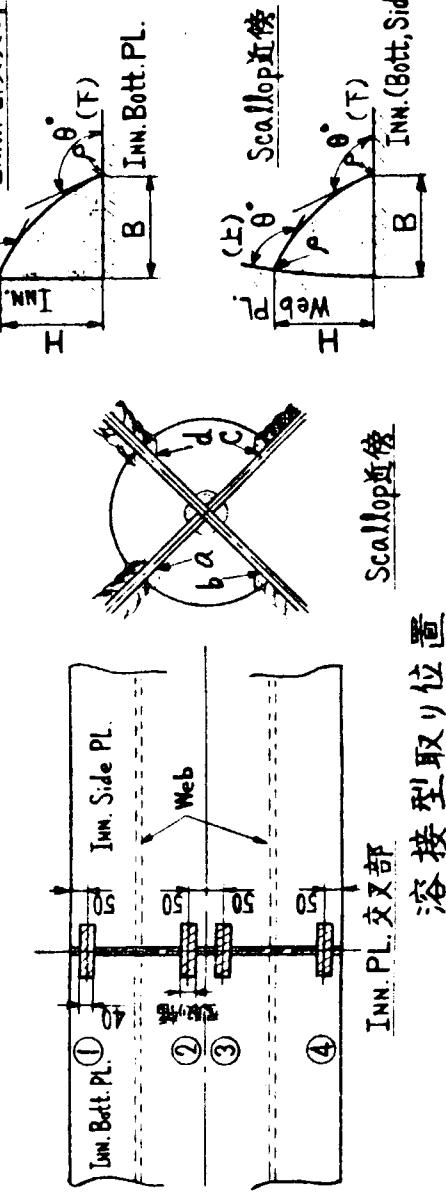


図 3.2.2 試験片各部寸法実測値

| 型取り位置 | ① | | | | ② | | | | ③ | | | | ④ | | | | |
|-------|-------|-------|----------------|--------|--------|--------|----------------|--------|--------|--------|----------------|--------|--------|--------|----------------|--------|--------|
| | No.* | 上端部 | θ (deg) | B (mm) | H (mm) | P (mm) | θ (deg) | B (mm) | H (mm) | P (mm) | θ (deg) | B (mm) | H (mm) | P (mm) | θ (deg) | B (mm) | H (mm) |
| 1 (上) | 138.5 | 12.50 | 8.60 | 0.3 | 157.7 | 9.45 | 8.35 | 0.25 | 144.6 | 8.78 | 7.80 | 0.23 | 159.1 | 8.30 | 7.70 | 0.406 | |
| 1 (下) | 145.8 | | | 0.09 | 147.6 | | | 0.138 | 147.4 | | | 0.064 | 142.0 | | | 0.18 | |
| 2 (上) | 141.8 | 13.50 | 8.50 | 0.202 | 156.0 | 9.90 | 8.30 | 0.288 | 154.2 | 9.05 | 7.85 | 0.202 | 161.2 | 8.81 | 8.00 | 0.242 | |
| 2 (下) | 144.4 | | | 0.368 | 149.3 | | | 0.374 | 144.0 | | | 0.244 | 141.0 | | | 0.22 | |
| 3 (上) | 135.0 | 9.60 | 8.50 | 0.222 | 147.0 | 9.90 | 8.05 | 0.168 | 153.8 | 9.60 | 7.85 | 0.266 | 151.0 | 9.20 | 8.15 | 0.192 | |
| 3 (下) | 149.6 | | | 0.226 | 161.0 | | | 0.21 | 143.2 | | | 0.232 | 139.4 | | | 0.3 | |
| 4 (上) | 150.0 | 9.05 | 8.67 | 0.744 | 133.5 | 9.45 | 8.03 | 0.336 | 157.6 | 9.80 | 7.90 | 0.134 | 127.4 | | | 0.1 | |
| 4 (下) | 165.3 | | | 0.166 | 160.8 | | | 0.216 | 144.8 | | | 0.212 | 146.6 | | | 0.254 | |
| 5 (上) | 139.3 | 8.60 | 8.51 | 0.306 | 156.5 | 9.40 | 8.68 | 0.516 | 143.7 | 9.80 | 7.95 | 0.178 | 158.9 | 10.22 | 10.85 | 0.096 | |
| 5 (下) | 158.2 | | | 0.172 | 142.6 | | | 0.25 | 145.1 | | | 0.196 | 139.8 | | | 0.156 | |
| 6 (上) | 140.0 | 9.00 | 8.35 | 0.57 | 153.6 | 9.60 | 8.22 | 0.28 | 159.4 | 9.73 | 7.30 | 0.24 | 149.9 | | | 0.18 | |
| 6 (下) | 164.0 | | | 0.192 | 132.2 | | | 0.336 | 145.5 | | | 0.354 | 155.8 | | | 0.24 | |
| 7 (上) | 148.1 | 8.95 | 8.17 | 0.178 | 154.2 | 9.59 | 8.18 | 0.356 | 139.2 | 9.40 | 7.50 | 0.352 | 155.7 | 9.60 | 8.57 | 0.492 | |
| 7 (下) | 147.5 | | | 0.196 | 134.5 | | | 0.16 | 143.1 | | | 0.178 | 155.9 | | | 0.118 | |
| 8 (上) | 145.6 | 8.90 | 8.40 | 0.092 | 160.4 | 9.65 | 8.16 | 0.14 | 146.7 | 9.50 | 7.48 | 0.282 | 137.4 | | | 0.118 | |
| 8 (下) | 156.3 | | | 0.19 | 137.0 | | | 0.16 | 145.6 | | | 0.344 | 149.1 | | | 0.36 | |

* : 型取りと8分割した断面番号を示す(5mm間隔)。



| スキラップ接合形状 | | | | | | | | |
|-----------|-------|----------------|--------|--------|--------|--|--|--|
| 位置 | 上端部 | θ (deg) | B (mm) | H (mm) | P (mm) | | | |
| a (上) | 140.0 | 10.8 | 7.75 | 0.12 | | | | |
| a (下) | 137.0 | | | 0.59 | | | | |
| b (上) | 162.6 | 10.2 | 10.68 | 0.16 | | | | |
| b (下) | 151.2 | | | 0.36 | | | | |
| c (上) | 160.9 | 13.33 | 9.66 | 0.08 | | | | |
| c (下) | 162.9 | | | 0.346 | | | | |
| d (上) | 145.6 | 9.42 | 9.12 | 0.212 | | | | |
| d (下) | 143.5 | | | 0.34 | | | | |

図 3.2.3 (a) 溶接型取り結果 (M-1)

| 型及び位置 | ① | | | | ② | | | | ③ | | | |
|-------|-------|------|----------------|--------|--------|----------|----------------|--------|--------|----------|----------------|--------|
| | No. | 端部 | θ (deg) | B (mm) | H (mm) | P (mm) | θ (deg) | B (mm) | H (mm) | P (mm) | θ (deg) | B (mm) |
| 1 (上) | 167.5 | 8.95 | 9.85 | 0.23 | 157.3 | 7.73 | 7.7 | 0.165 | 144.8 | 8.9 | 8.05 | 0.08 |
| 1 (下) | 160.0 | | | 0.15 | 158.8 | | | 0.46 | 150.1 | | 0.18 | |
| 2 (上) | 147.1 | 8.1 | 8.7 | 0.11 | 150.0 | 7.35 | 7.56 | 0.17 | 142.7 | 7.75 | 7.6 | 0.21 |
| 2 (下) | 159.5 | | | 0.215 | 144.3 | | | 0.21 | 153.0 | | 0.285 | |
| 3 (上) | 135.7 | 7.55 | 8.35 | 0.125 | 142.1 | 7.42 | 7.86 | 0.135 | 134.4 | 9.17 | 8.02 | 0.095 |
| 3 (下) | 142.7 | | | 0.12 | 153.8 | | | 0.22 | 170.2 | | 0.1 | |
| 4 (上) | 134.0 | 8.0 | 8.0 | 0.12 | 140.3 | 7.7 | 8.0 | 0.2 | 132.9 | 9.4 | 8.4 | 0.19 |
| 4 (下) | 155.4 | | | 0.2 | 149.0 | | | 0.1 | 169.6 | | 0.34 | |
| 5 (上) | 124.5 | 8.35 | 8.1 | 0.095 | 162.5 | 9.1 | 9.8 | 0.22 | 129.7 | | 0.09 | |
| 5 (下) | 162.5 | | | 0.29 | 147.4 | | | 0.24 | 162.4 | | 7.1 | 0.18 |
| 6 (上) | 127.4 | 7.7 | 8.2 | 0.2 | 168.5 | 9.3 | 8.9 | 0.16 | 136.2 | 7.94 | 7.15 | 0.22 |
| 6 (下) | 141.2 | | | 0.37 | 167.0 | | | 0.09 | 157.7 | | 0.275 | |
| 7 (上) | 169.5 | 7.5 | 9.0 | 0.175 | 163.5 | 7.3 | 8.2 | 0.19 | 120.7 | 8.6 | 7.2 | 0.14 |
| 7 (下) | 145.3 | | | 0.31 | 137.5 | | | 0.16 | 159.3 | | 0.275 | |
| 8 (上) | 165.2 | 8.65 | 8.3 | 0.195 | 121.6 | | | 0.13 | 131.8 | 8.45 | 7.5 | 0.14 |
| 8 (下) | 150.5 | | | 0.41 | 170.3 | 9.65 | 9.05 | 0.37 | 146.4 | | 0.09 | |
| 9 (上) | 138.6 | 8.2 | 8.5 | 0.11 | 133.6 | 7.4 | 8.3 | 0.26 | 131.4 | 8.53 | 7.92 | 0.16 |
| 9 (下) | 134.6 | | | 0.225 | 160.7 | | | 0.59 | 145.1 | | 0.33 | |

*: 型取りと9分割した断面番号を示す(5mm間隔)。

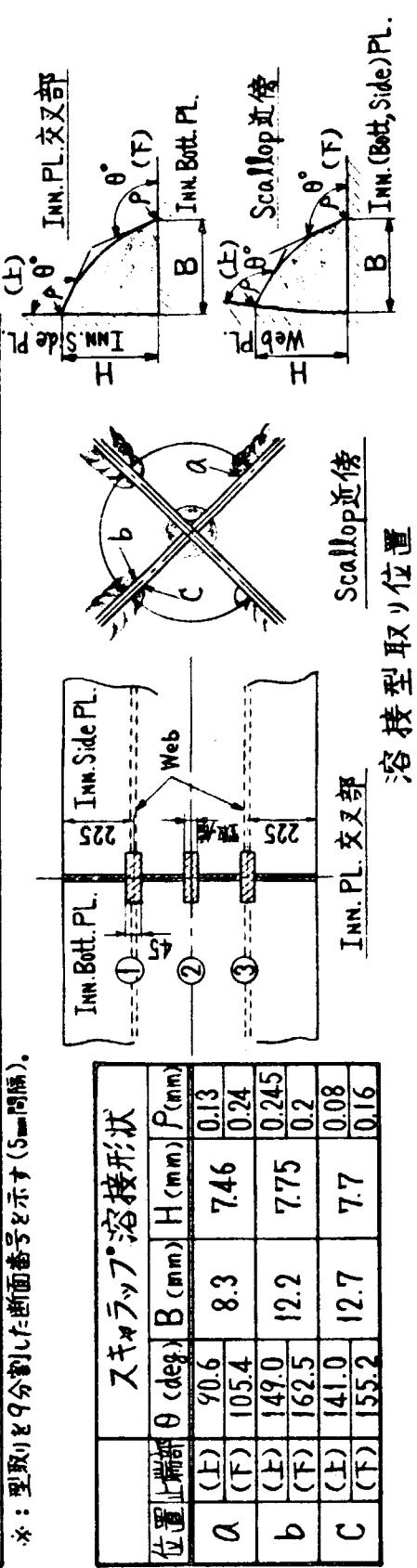
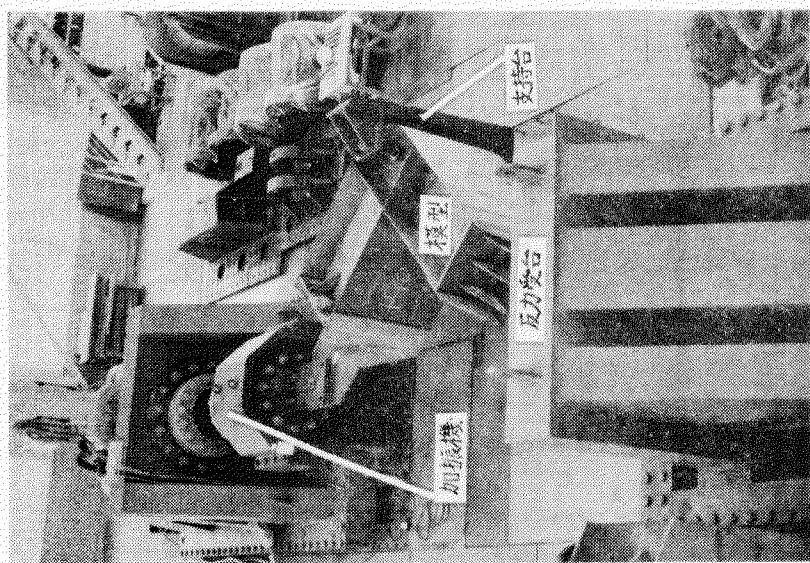
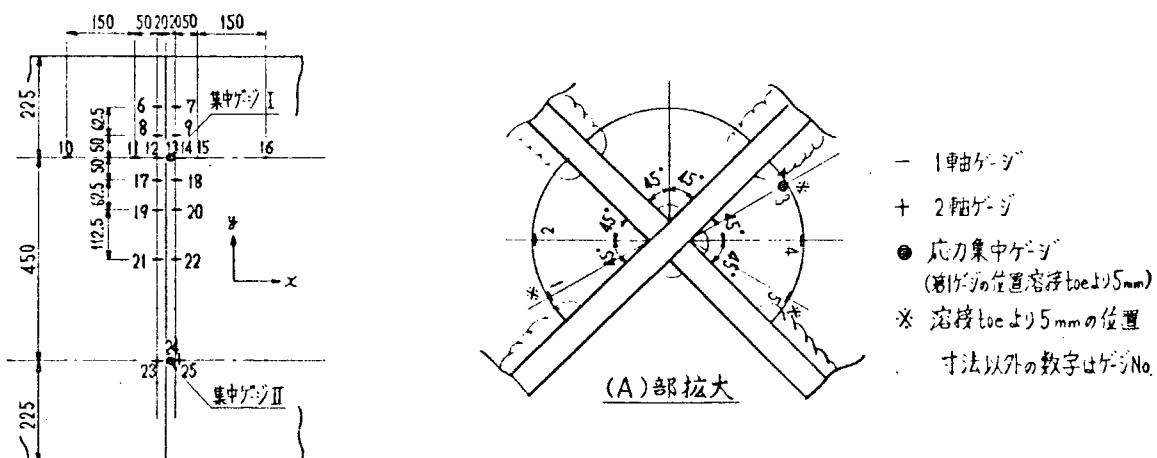
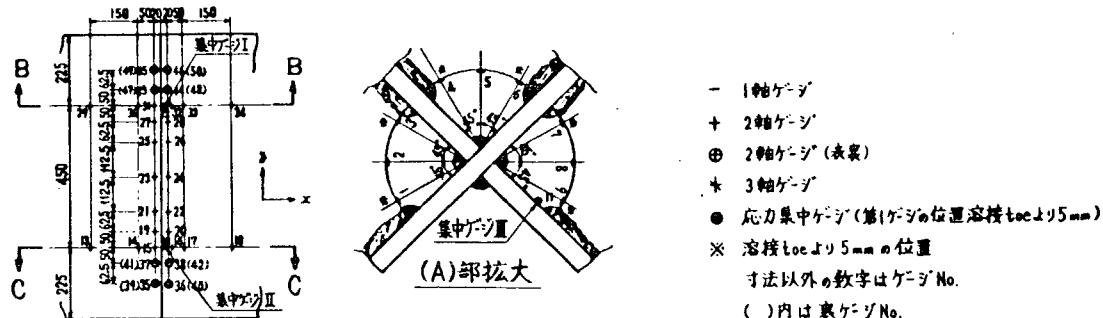
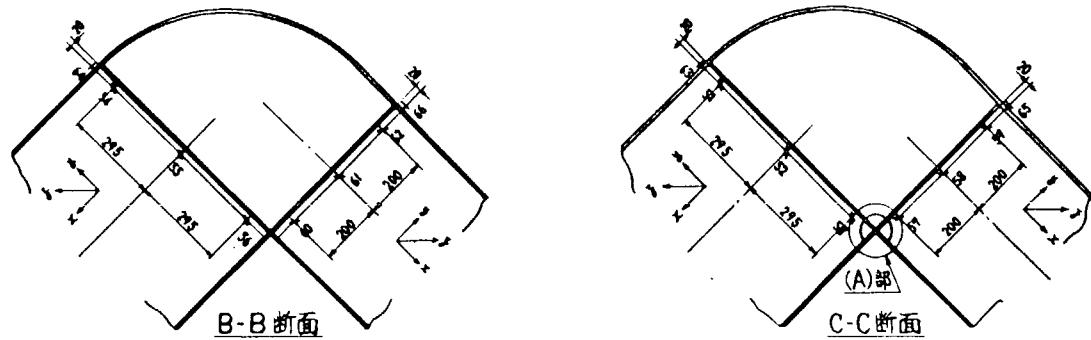


図 3.2.3 (b) 溶接型取り結果 (M-2)

写真 3.2.1 試験状況





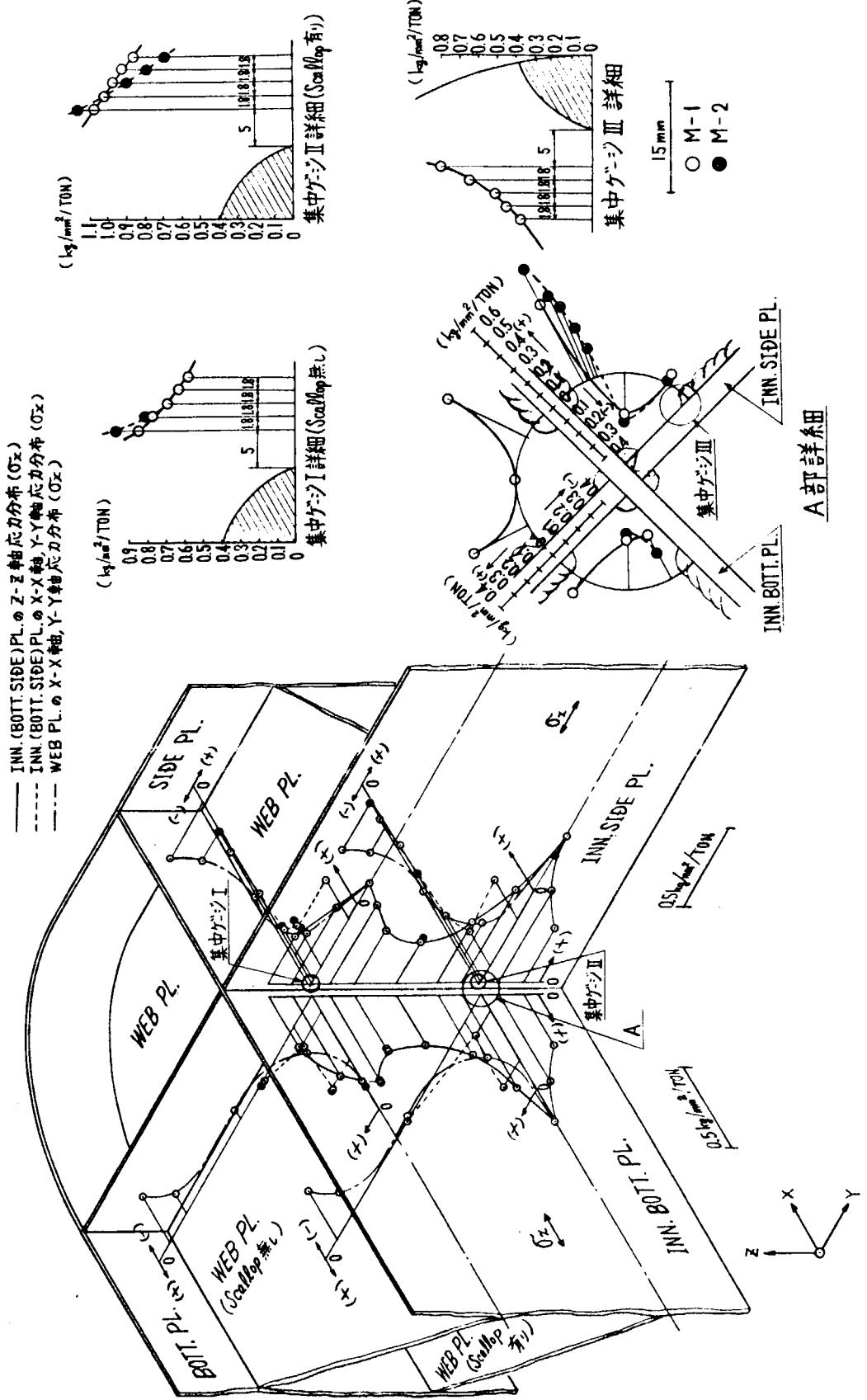
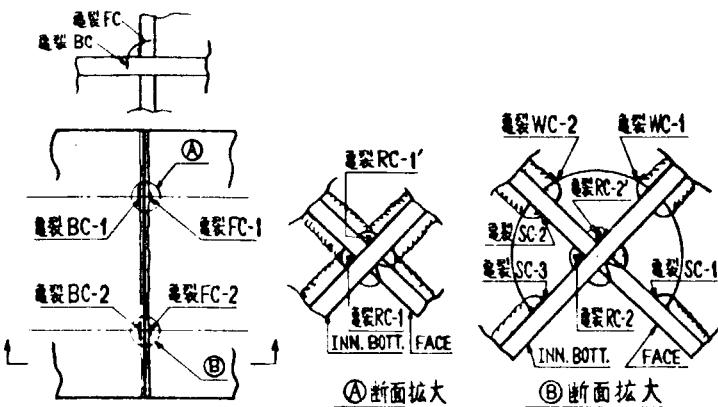


図 3.2.6 応力計測結果（数値は計測値を負荷重（ $P: \text{TON}$ ）で除したものである）

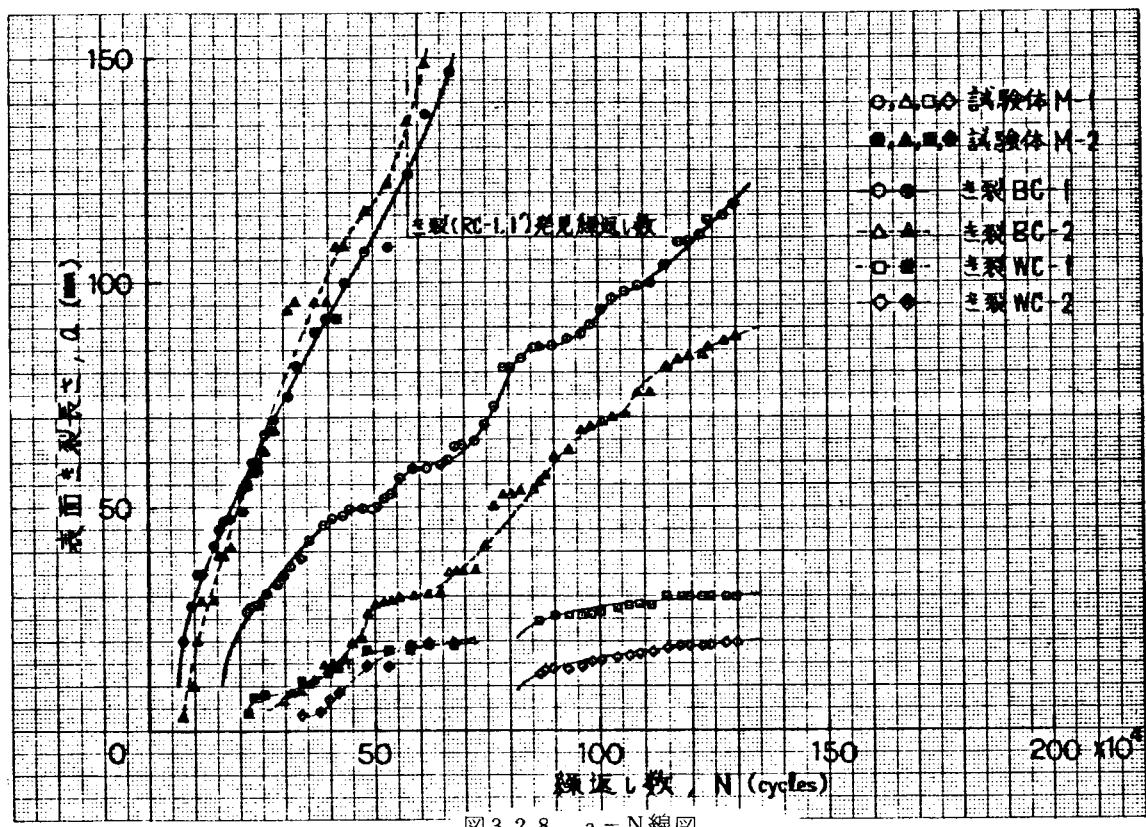
| 亜裂名称 | 亜裂の位置 | 備考 |
|--------------|------------------------------|------------------------------|
| BC- <i>j</i> | Cargo Hold (側) からの亜裂 | Inn. Bott. 側 |
| FC- <i>j</i> | | Inn. Side PL 側 |
| RC- <i>j</i> | Floor Web または Trans Web 側 | 交叉部のルートから |
| SC- <i>j</i> | | スカラップアーリ溶接 Toe (Inn. PLへ) |
| WC- <i>j</i> | | スカラップアーリ溶接 Toe (Webへ) |



| 試験機 総荷重 P_{max} (ton) | 応力比 R | 繰返し数 (cycles) | 亜裂発生位置 (亜裂長さ (mm)) | | | | | | | | | | | | | |
|----------------------------------|------------|------------------|---------------------------|---------------------|---------------------|---------------------|--------------------|---------------------|---------------------|---------------------|--------------------|--------------------|--------------------|---------------------|--------------------------------------|-----------------------------------|
| | | | BC-1 | BC-2 | FC-1 | FC-2 | SC-1 | SC-2 | SC-3 | RC-1 | RC-2 | RC-1' | RC-2' | WC-1 | WC-2 | |
| M-1 | 25 | 0.1 | N _c (26.5) | 2.14×10^5 | 2.99×10^5 | 5.20×10^5 | — | 2.99×10^5 | 8.68×10^5 | 2.32×10^5 | — | — | — | 8.68×10^5 | 8.68×10^5 (24.2) (12.5) | |
| | | | N _s (117.6) | 12.97×10^5 | 12.97×10^5 | 12.97×10^5 | — | 12.97×10^5 | 12.97×10^5 | 12.97×10^5 | — | — | — | 12.97×10^5 | 12.97×10^5 (30.0) (19.2) | |
| M-2 | 30 | 0.1 | N _c (20.0) | 8.76×10^5 | 0.76×10^5 | 0.95×10^5 | 0.44×10^5 | 1.42×10^5 | 6.19×10^5 | 1.42×10^5 | 5.78×10^5 | 5.78×10^5 | 6.73×10^5 | — | 2.18×10^5 | 3.37×10^5 (4.0) (3.5) |
| | | | N _s (170.0) | 6.98×10^5 | 6.98×10^5 | 6.98×10^5 | 6.98×10^5 | 6.98×10^5 | 6.98×10^5 | 6.98×10^5 | — | — | 全面破断 (9000) | 6.98×10^5 | 6.98×10^5 (19.0) (19.5) | |

* N_c: 亜裂発見継返し数, N_s: 試験停止継返し数

図 3.2.7 疲労亜裂の発生モード



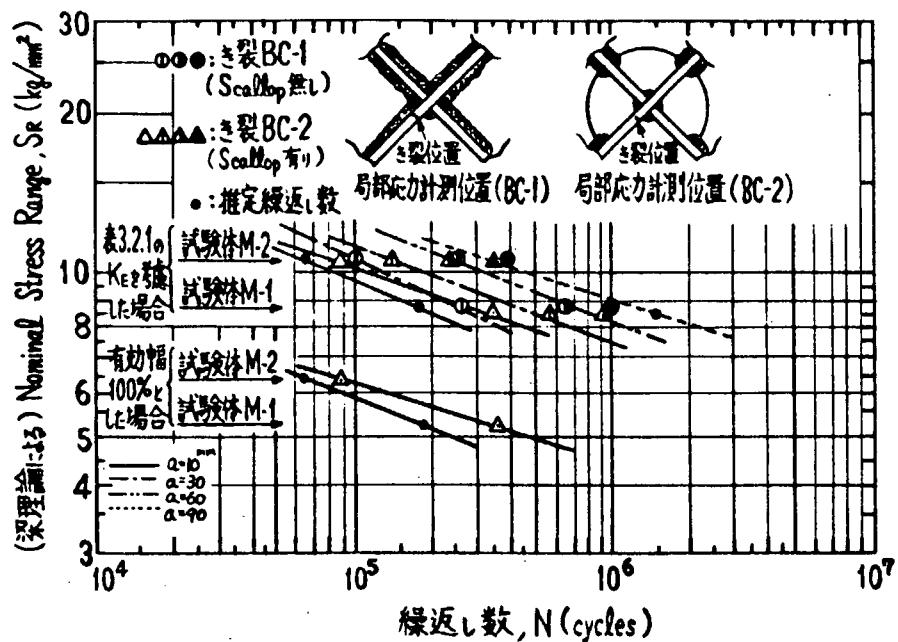


図 3.2.9(a) S_R-N 線図(公称応力表示)

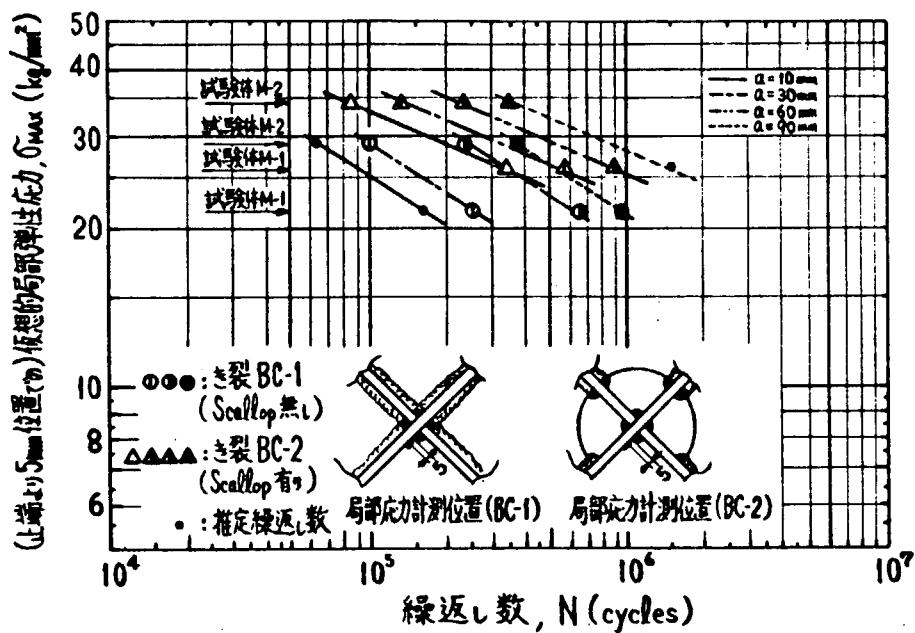


図 3.2.9(b) $\sigma_{max}-N$ 線図(局部応力表示)

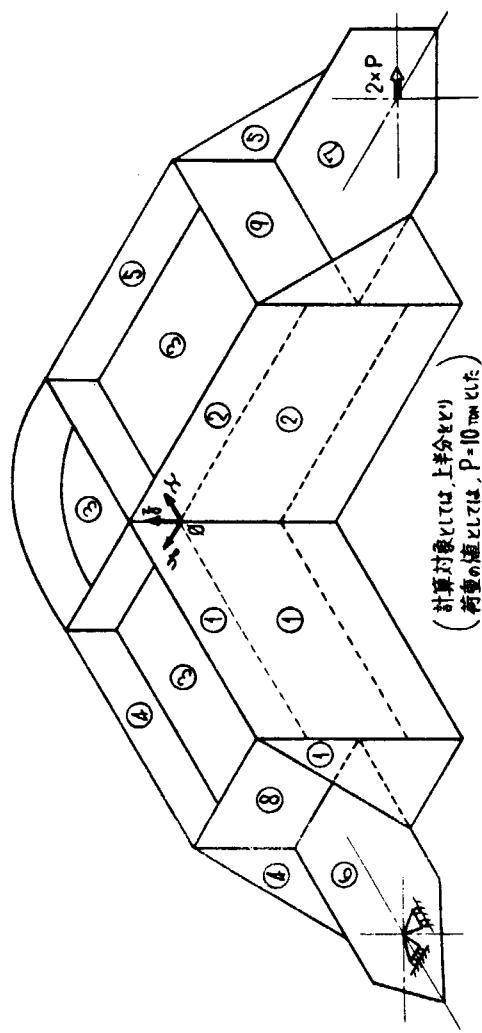


図 3.2.10 計算モデル

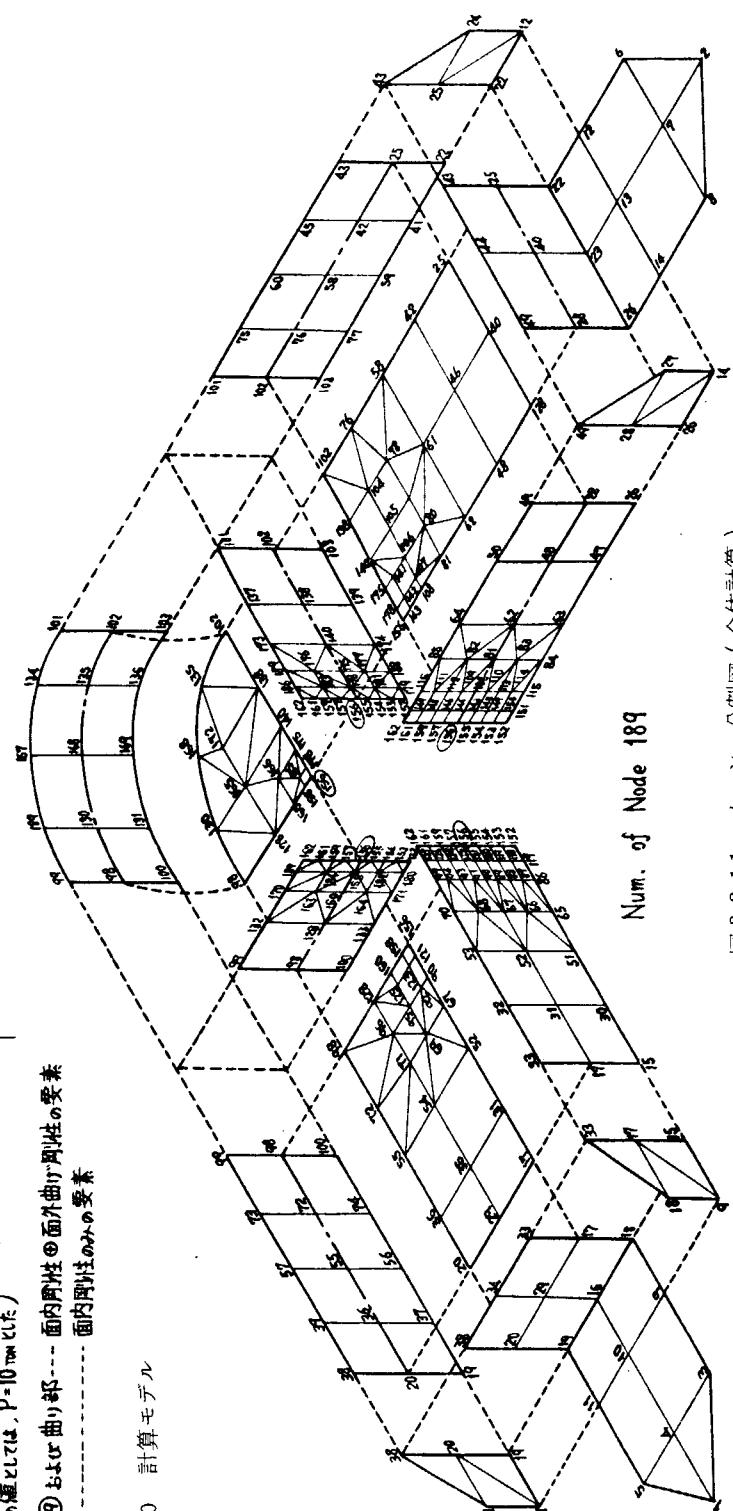


図 3.2.11 メッシュ分割図（全体計算）

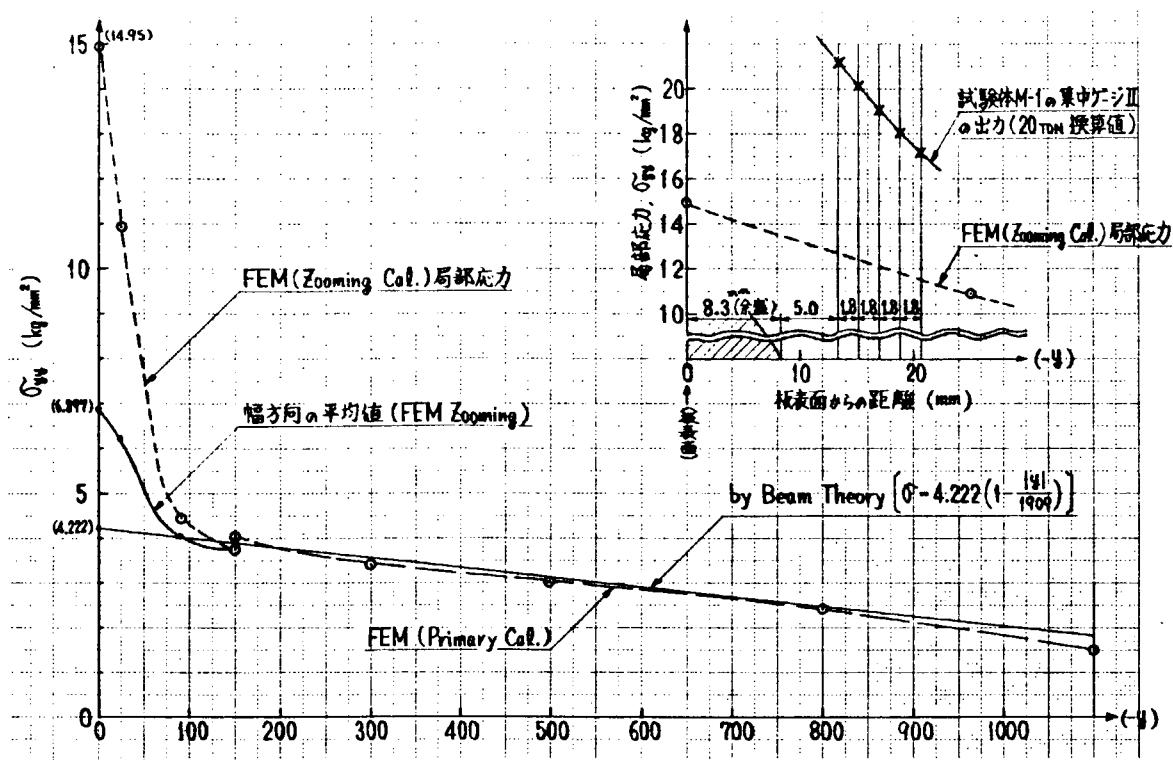


図 3.2.12 FEM 値と梁理論による値の比較（その 1）
(Scallop 有り、PL②内の直応力)

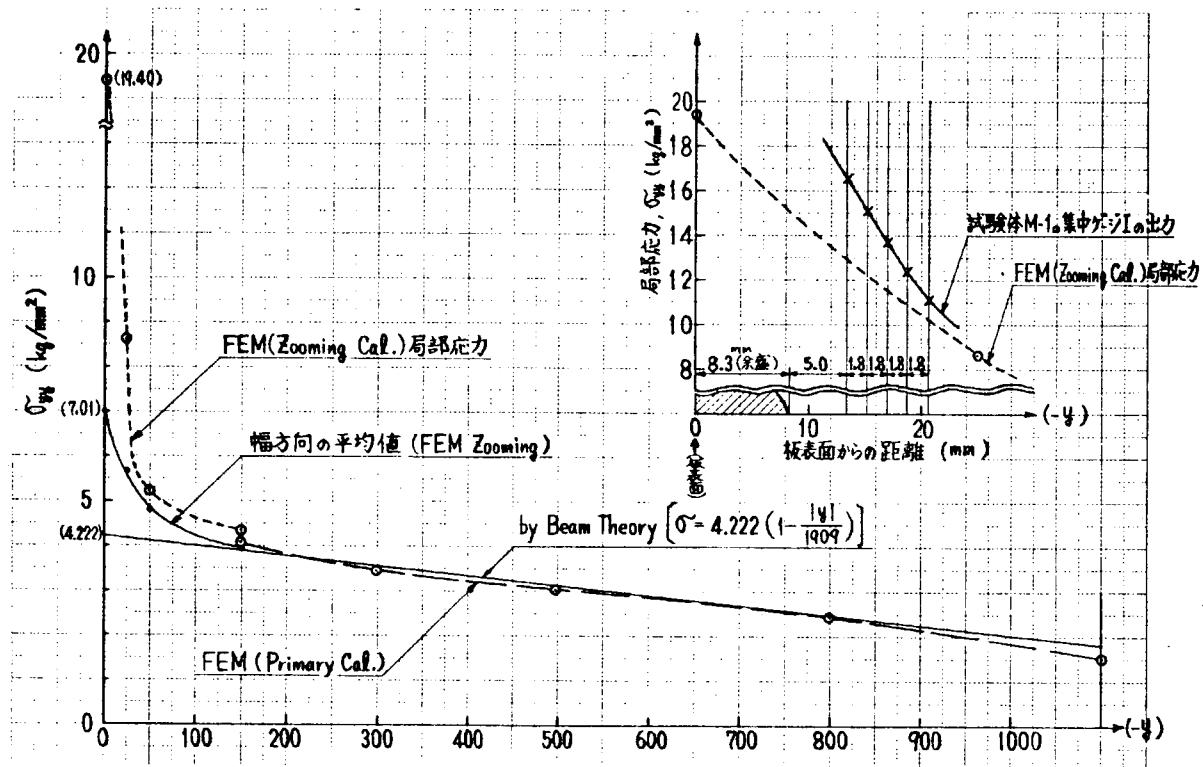


図 3.2.13 FEM 値と梁理論による値の比較（その 2）
(Scallop 無し、PL②内の直応力)

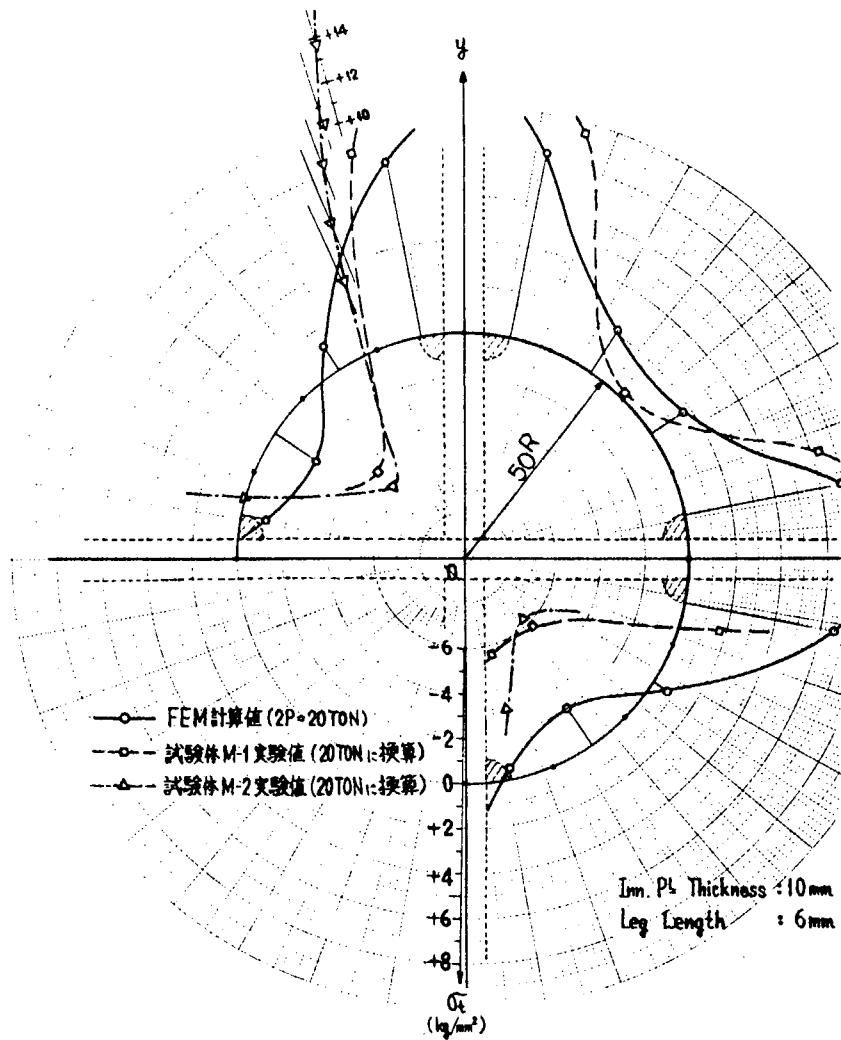


図 3.2.14 スカラップ縁に沿っての接線方向応力 (σ_t) 分布

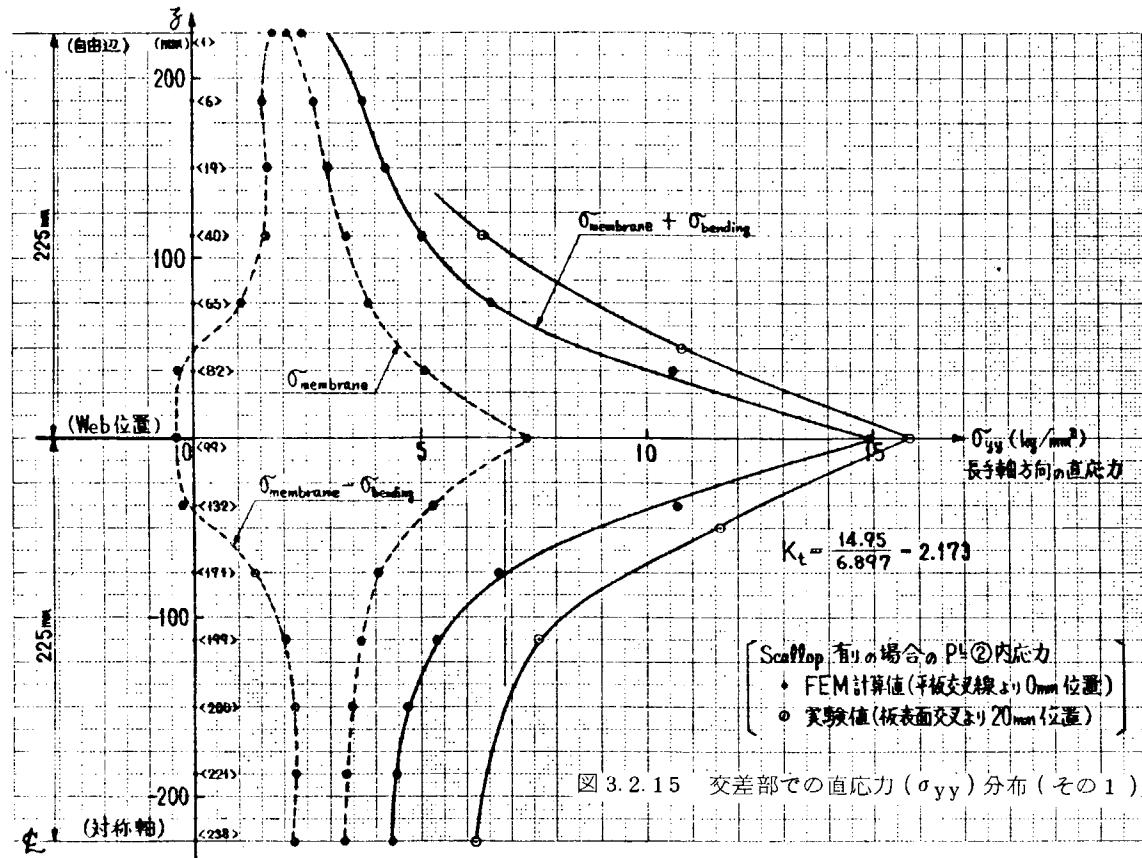


図 3.2.15 交差部での直応力 (σ_{yy}) 分布 (その 1)

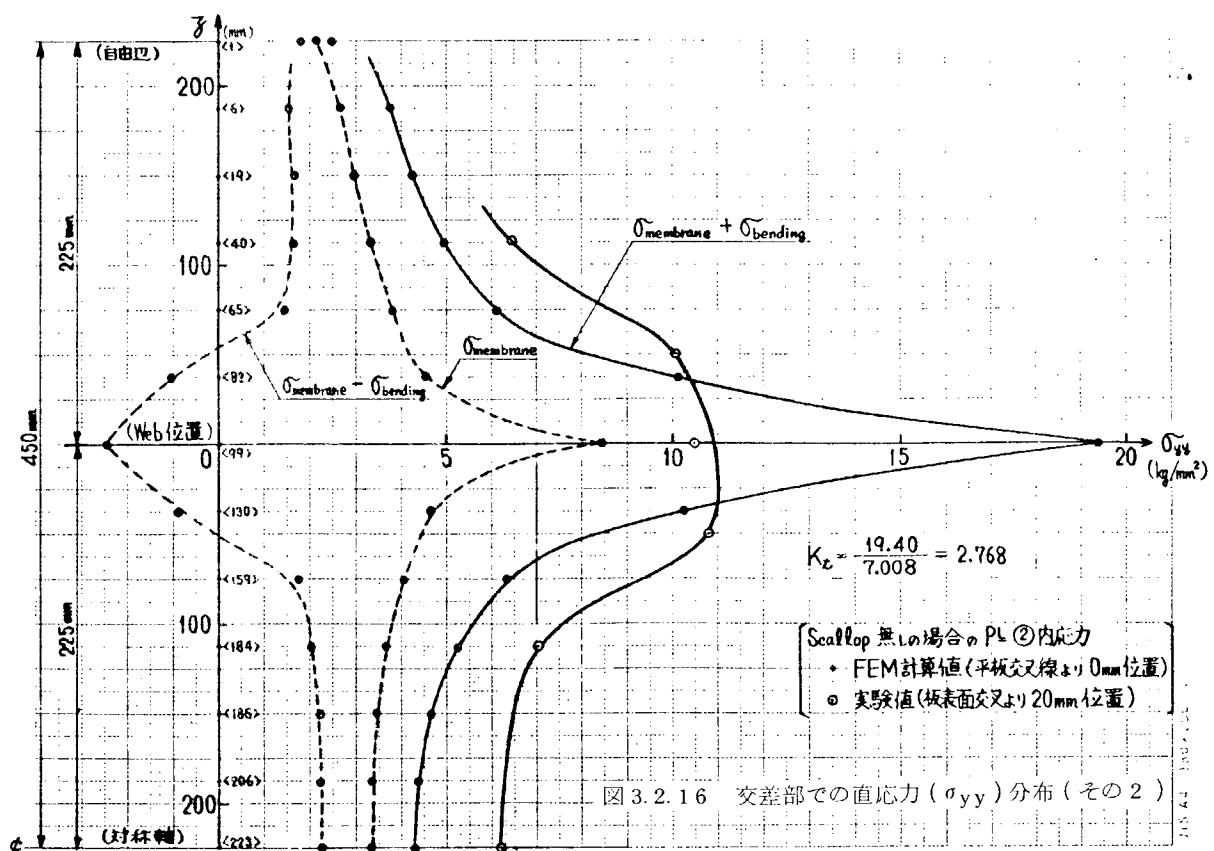


図 3.2.16 交差部での直応力 (σ_{yy}) 分布 (その 2)

表 3.2.1 構造的応力集中率 K_t の算定

| | | $\frac{S_{max}}{\sigma_0 \cdot K_E} = K_t$ S_{max} : き裂近傍の最大応力 σ_0 : 全断面有効とした梁理論応力 | |
|------------|-----------|---|---|
| | | S_{max} として実測値（隅肉余盛止端より 5 mm 位置）をとる場合 | S_{max} として FEM Zooming 計算値（交叉線上の節点の出力値）をとる場合 |
| Scallop 無し | S_{max} | 1 6 . 8 6 | 1 9 . 4 0 |
| | K_E | $\frac{7.01}{4.22} = 1.66$ (※3) | $\frac{7.01}{4.22} = 1.66$ (※3) |
| | K_t | $\frac{16.86}{7.01} = 2.41$ | $\frac{19.40}{7.01} = 2.76$ (※1) |
| Scallop 有り | S_{max} | 2 1 . 4 0 | 1 4 . 9 5 |
| | K_E | $\frac{6.90}{4.22} = 1.63$ (※2) (※3) | $\frac{6.90}{4.22} = 1.63$ (※3) |
| | K_t | $\frac{21.40}{6.90} = 3.10$ | $\frac{14.95}{6.90} = 2.17$ (※2) |

注) 応力の絶対値は、負荷 20 TON に対応する値である。

(※1) 図 3.2.1 6 参照

(※2) 図 3.2.1 5 参照

(※3) 有効幅 100% の前提で梁理論より算出した公称応力 (σ_0)

結 言

以上、昭和 53 年度において実施された研究成果の報告を行なったが、昭和 54 年度においては、一部の追加実験を実施すると共に、本研究部会で行なわれた研究成果のみならず、本研究協会の諸研究部会において実施された疲労強度に関する研究成果、特に第 200 研究部会第 2 分科会において行なわれた実験及び調査研究結果、さらに国内外で報告された研究成果等を総合、検討して船体構造の疲労設計に有用な資料の作成を行う予定である。