

日本船舶振興会昭和48年度補助事業  
“船舶の構造・性能に関する基礎的研究”

研究資料 No. 189

## 第127研究部会

# 船殻部材歪量の船体強度に 及ぼす影響に関する研究

## 報告書

昭和49年3月

社団法人

日本造船研究協会

## はしがき

本報告書は日本船舶振興会の昭和48年度補助事業「船舶の構造・性能に関する基礎的研究」の一部として日本造船研究協会第127研究部会においてとりまとめたものである。

本研究部会の委員は次のとおりである。

### 第127研究部会委員名簿（敬称略、順不同）

|          |            |        |            |
|----------|------------|--------|------------|
| 部会長 木原 博 | (大阪大学)     | 宅岐 哲夫  | (三菱重工業)    |
| 幹事 藤田 謙  | (東京大学)     | 池田 一夫  | (神戸製鋼所)    |
| 磯野 誠四郎   | (三菱重工業)    | 大勝 孝司  | (東京大学)     |
| 上田 幸雄    | (大阪大学)     | 桑山 則男  | (住友金属工業)   |
| 栗田 剛利    | (三菱重工業)    | 佐藤 邦彦  | (大阪大学)     |
| 三村 道夫    | (日本鋼管)     | 土屋 九一  | (三井造船)     |
| 田代 新吉    | (日本海事協会)   | 堀岡 正毅  | (日本鋼管)     |
| 長沢 準     | (船舶技術研究所)  | 松石 正克  | (日立造船)     |
| 満喜 良男    | (日本鋼管)     | 矢田 敏夫  | (石川島播磨重工業) |
| 三浦 致和    | (石川島播磨重工業) | 梁毅     | (石川島播磨重工業) |
| 安川 度     | (川崎重工業)    | 山越 道郎  | (九州大学)     |
| 山口 勇男    | (日本海事協会)   | 吉田 宏一郎 | (東京大学)     |
| 矢口 弘道    | (三井造船)     | 有田 喜久雄 | (船舶技術研究所)  |
| 委員 仰木 盛綱 | (佐世保重工業)   | 笠井 眷次  | (佐野安船渠)    |
| 井下 重光    | (石川島造船化工機) | 相馬 宏二  | (函館ドック)    |
| 小林 三蔵    | (名村造船所)    | 永元 隆一  | (三菱重工業)    |
| 中井 茂     | (三井造船)     | 宮崎 精治  | (川崎重工業)    |
| 三沢 敏夫    | (住友重機械工業)  |        |            |

# 目 次

|                                   |     |
|-----------------------------------|-----|
| 1. 概要 .....                       | 1   |
| 2. 船殻部材の歪量に関する調査研究 .....          | 4   |
| 2.1 船殻部材の歪量に関する調査研究 .....         | 4   |
| 2.1.1 目的 .....                    | 4   |
| 2.1.2 歪量計測実施方法 .....              | 4   |
| 2.1.3 集計の方法 .....                 | 4   |
| 2.1.4 考察 .....                    | 4   |
| 2.1.5 まとめ .....                   | 6   |
| 2.2 熔接歪防止工作法に関する研究 .....          | 23  |
| 2.2.1 熔接変形に関する研究 .....            | 23  |
| 2.2.2 歪取りに関する研究 .....             | 40  |
| 2.3 外観による歪基準の決定に関する研究 .....       | 55  |
| 2.3.1 試験目的 .....                  | 55  |
| 2.3.2 肉眼判定実験 .....                | 55  |
| 2.3.3 肉眼判定結果 .....                | 59  |
| 2.3.4 モアレ法による表面歪測定実験 .....        | 66  |
| 2.3.5 結論 .....                    | 73  |
| 3. 船殻部材の歪量と構造強度に及ぼす影響に関する研究 ..... | 74  |
| 3.1 板材の工作歪と強度に関する研究 .....         | 74  |
| 3.1.1 まえがき .....                  | 74  |
| 3.1.2 実験概要 .....                  | 74  |
| 3.1.3 実験結果および考察 .....             | 79  |
| 3.1.4 統計的手法の検討 .....              | 88  |
| 3.1.5 あとがき .....                  | 90  |
| 3.2 桁材の工作歪と強度に関する研究 .....         | 92  |
| 3.2.1 まえがき .....                  | 92  |
| 3.2.2 模型実験 .....                  | 92  |
| 3.2.3 実験結果および考察 .....             | 92  |
| 3.2.4 解析 .....                    | 94  |
| 3.2.5 結論 .....                    | 96  |
| 3.2.6 付録：帯板要素法による理論解析 .....       | 117 |
| 3.3 柱部材の工作歪と強度に関する研究 .....        | 121 |
| 3.3.1 はじめに .....                  | 121 |
| 3.3.2 実験概要 .....                  | 121 |
| 3.3.3 解析 .....                    | 122 |
| 3.3.4 結果および考察 .....               | 122 |
| 3.3.5 結論 .....                    | 122 |

|                               |     |
|-------------------------------|-----|
| 3.4 初期不整柱の圧縮・二軸曲げ強度に関する研究     | 128 |
| 3.4.1 はじめに                    | 128 |
| 3.4.2 実験                      | 129 |
| 3.4.3 解析                      | 130 |
| 3.4.4 おわりに                    | 131 |
| 3.5 二次部材の工作歪と強度に関する研究         | 136 |
| 3.5.1 目的                      | 136 |
| 3.5.2 試験モデル並びに試験法             | 136 |
| 3.5.3 試験結果                    | 136 |
| 3.5.4 考察                      | 137 |
| 3.5.5 結論                      | 138 |
| 3.6 初期変形と平板の強度・剛性に関する理論解析と実験  | 151 |
| 3.6.1 緒言                      | 151 |
| 3.6.2 実験概要                    | 151 |
| 3.6.3 実験桁の座屈強度、降伏強度および最終強度の計算 | 151 |
| 3.6.4 実験結果および考察               | 152 |
| 3.6.5 理論解析                    | 153 |
| 3.6.6 結論                      | 154 |
| 4. 船殻部材の歪量と材料強度に関する研究         | 170 |
| 4.1 初期歪が継手の疲れ強さに及ぼす影響に関する研究   | 170 |
| 4.1.1 試験方法                    | 170 |
| 4.1.2 実験結果                    | 171 |
| 4.2 建造中に発生する歪の解析と防止法に関する研究    | 173 |
| 4.2.1 目的                      | 173 |
| 4.2.2 実験                      | 173 |
| 4.2.3 実験結果と考察                 | 174 |
| 4.2.4 まとめ                     | 174 |
| 4.3 隅肉溶接部におけるギャップ処理法の研究       | 183 |
| 4.3.1 研究目的                    | 183 |
| 4.3.2 実験的研究                   | 183 |
| 4.3.3 弾性応力解析                  | 205 |
| 4.3.4 ギャップ処理法                 | 214 |
| 4.3.5 結論                      | 216 |

# 1 概 要

船殻部材の歪量が船体強度に及ぼす影響は、かなり重要な問題であるが、今まで、これに関する系統的な研究結果は少ないようである。たとえば、船殻構造部材に関する J S Q S (Japan Shipbuilding Quality standards) は、主として、従来の実績をもとに定められた数値であり、最近のように急速に大型化したいわゆる巨大船に対しては、必ずしも妥当でない場合もある。

そこで、日本造船研究協会第 127 研究部会は、最近の歪量を調査し、その実態を分析し、また、船殻部材の強度の面から部材の許容歪量を理論的に検討し、合理的な許容歪量を決定することを目的として、一昨年および昨年度に引き続き下記の項目について研究を行なった。なお、本研究は、本年度を第 3 年度として、4 カ年間にわたって継続される予定のものであり、最終年度にはこれらの結果をまとめて基準作成に必要な資料を作成する予定である。

## (1) 船殻部材の歪量に関する調査研究

### (a) 船殻部材歪量に関する調査研究

昨年度までに計測した建造中の船殻部材の歪量に関するデータを補なうため、ストラット部材の歪量の追加計測を行なった。また、今までに得られた計測結果について部材寸法と歪量との相関関係を調査したところ次の事柄が判明した。

- (イ) パネル部材においては、隅肉溶接による折れと突合わせ縫手の折れとは、板厚による影響が同じである。
- (ロ) 上部構造部材のように歪取りを施すパネル材と厚板の部材のように歪取りを行なわない部材とでは、歪の傾向が異なる。
- (ハ) 面材の折れは、板厚や板幅の影響はあまり顕著ではない。

### (b) 溶接歪防止および歪取工作法に関する研究

昨年度行なった溶接変形に関する実験について理論解析を行ない、突き合わせあるいは隅肉溶接において、各種拘束条件下の変形状態等を計算した。この結果、T型ロンジのたわみ量は、部材の  $e/I$  で整理すると直線で近似できることがわかった。

また、歪取りに関する研究として、板厚 4.5、6.0、9.0 mm の鋼板を対象に各種溶接パネルを作成し、パネルの凹変形の歪取りに関する実験を行ない、大略、次のような結論を得た。

- (イ) パネルの凹変形の歪取りのうち、もっとも有効な方法は、スチフナ部に角変形をおこさせることである。
- (ロ) スチフナ部から離れたところを加熱すると、どのような冷却方法でも折れが生ずる。この折れはパネルの残留応力分布の影響によるものである。
- (ハ) “わかめ状変形”の歪取りに関しては、凸部を加熱急冷して歪取りを行なった後、凹部について前述の(イ)の方法を使用すればよい。

### (c) 外観による歪基準決定に関する研究

外観による肉眼判定に及ぼす要因として“色相”、“明度”、“観察位置”、“スケールファクター”等をとりあげその影響を調査し、多人数の歪判定試験を行なった。

また、光学的歪計測法として、モアレ法について調査および実験を行ない、現場使用の適否について検討した。その結果は大略次のようである。

- (イ) 色相および観察位置による影響はほとんどなく、明度、光源位置および光沢度の影響があることがわかった。
- (ロ) 0 ~ 9 mm の 9 種類の歪量を有するパネルを 72 名に観察させたところ、大半の人が 2 mm 以上の歪が大きいと答えた。
- (ハ) モアレの精度は ± 1 mm であるが、現場で使用するにはかなりの問題点があるようである。

## (2) 船殻部材の歪量と構造強度との関連に関する研究

#### (a) 板材の工作歪と強度

板材の初期撓みが強度に及ぼす影響を解明するため、曲げあるいはせん断を受ける板材の力学的挙動を実験的に求め、理論値との比較検討を行なった。また、信頼性理論を適用して、初期撓と強度との関係を確率的に調査し、工作基準作成のための検討を行なった。

#### (b) 桁材の工作歪と強度

桁材の工作歪がその強度に及ぼす影響を調査するため、タンカーの船底横桁の縮尺模型について、実船相似型、桁の面材の幅が狭い場合およびウエブの板厚が厚い場合の3種類の計12個の模型実験を行なった。これらの実験において、ウエブや面材の局部座屈や桁の横倒れ座屈および桁の崩壊に対する挙動を観察し、工作歪の影響および面材の幅やウエブの板厚の影響について検討した。

#### (c) 柱部材の工作歪と強度

柱部材の工作歪と強度との関係を調査するため、H型鋼による基礎実験とストラット部の模型試験を行なった。H型鋼による基礎実験は、初期撓みと偏心位置とを変え計18個の試験片について二軸曲げの圧縮試験を行ない、また、弾塑性解析の解析結果と比較検討を行なった。その結果、初期撓みによる崩壊荷重の低下は偏心量が小さい場合に最も大きく、偏心量が大きくなるに従がい、その影響は相対的に減少することが判明した。

また、ストラット部の模型試験では、通称“連続フェイス型”と“直線型”的2種類の実船縮尺模型10個について、初期歪の形をZ型および台形の2種として圧縮試験を行なった。また、平面骨組構造物の弾塑性有限変形プログラムを作成し、理論解析を行ない、実験結果と比較検討した。この結果、今回実験した型のストラットで、実験に使用した荷重や拘束条件下では、圧縮強度に及ぼす初期撓みの影響は少なかった。

#### (d) 二次部材の歪量に関する研究

二次部材の工作歪が強度に及ぼす影響を調査するため、12万トンおよび20万トン型タンカーのデッキランスの模型6個について模型試験を行ない、倒れ止め肘板の初期撓みがその強度に及ぼす影響について検討した。この結果、現在のデッキランス程度の寸法では、桁の最高荷重は面材の降伏できまり、倒れ止め肘板の初期撓みの影響は少ないことがわかった。

#### (e) 初期変形と平板の強度・剛性に関する理論解析と実験

平板が面内荷重を受ける場合に、初期変形が剛性および強度に及ぼす影響を実験的、理論的に研究した。実験は桁模型で、ウエブの板厚を2種、初期撓み量を3種類変え、両端支持中央集中荷重の状態で行なわれた。実験結果によると、初期撓みは剛性をやや低下させるが、最終強度にはほとんど影響を及ぼさないようである。

### (3) 船殻部材の歪量と材料強度に関する研究

#### (a) 初期歪が継手の疲れ強さに及ぼす影響

初期角変形が継手の疲れ強さに及ぼす影響を調査するため、裏当金を有する片面突合させ溶接継手試験片による疲れ試験を行ない、大略、次の結果を得た。

(1) 疲れき裂は裏当金の遊刃側角変形凹面部から発生する。

(2) 継手の母材にSM41とSM50の2種の鋼種を使用したが、継手の時間強度はSM50のほうが多少強いが疲れ限度は両者ほぼ同じであった。

#### (b) 建造中に発生する歪の解析と防止法に関する研究

突合させ溶接継手における初期角変形が溶接面外変形に及ぼす影響を求めるため、初期角変形量を6種変え、片面ユニオンメルト溶接を行ない、角変形、縦曲り変形および横収縮について計測を行なった。計測結果を検討したところ、次の事柄がわかった。

(1) 溶接による角変形は、初期角変形の発生している方向と同方向に発生し、その大きさは初期角変形量の大きさに関係しない。

(d) 初期縦曲り変形量と溶接角変形量には明確な関係は認められない。

(e) 隅肉溶接部のギャップ処理法に関する研究

十字隅肉溶接のギャップ量とその処理法により変化する継手の強度を調査した。これらの研究より、継手強度およびギャップ処理法の作業性の面を考慮して、もっとも適した処理法を検討した。その結果、次のような暫定的結論を得た。

(イ) ギャップ量が 3mm 以下の場合は規定脚長で溶接してよい。3mm を超す場合は、3mm を超した分だけ増し脚長とする。

(ロ) ギャップ量が 5mm を超える場合は、チルプレートを除き裏溶接するのが望ましい。

(ハ) ライナー挿入処理法の場合の工作基準を作成した。

## 2 船殻部材の歪量に関する調査研究

### 2.1 船殻部材の歪量に関する調査研究

#### 2.1.1 目的

船殻構造を構成する船殻部材に発生する歪量の実績を定量的に把握し、発生した歪量とその部材の構造強度ならびに材料強度との関連を調査するための資料を作成する。

その目的に沿って最近建造された、あるいは建造中の船舶の部材の歪量を全国の造船所において計測し、そのデータを電子計算機を利用して統計的に集計し、歪量の分析を行なった。

#### 2.1.2 歪量計測実施方法

(1) 計測実施造船所：28造船所

(2) 計測実施期間：昭和46年 8月～12月  
昭和47年10月～12月  
昭和48年11月

(3) データ数：30,300個

データはあらかじめ造船所に上記計測実施期間内に計測しうる船舶数および部材等の調査をアンケート形式にて行ない、部材ごとに各造船所に割当て計測を実施した。

#### 2.1.3 集計の方法

今年は、部材寸法と歪量の相関関係を見い出すことに重点をおき、集計を行なった。

- (1) 各部材寸法の分布状態を集計した。すなわち、歪量との相関関係を統計的に扱う上で、部材寸法の不足している個所の有無をチェックした。
- (2) 上記のチェックの結果、ストラットの部材寸法の一部にデータ不足を見い出し今年度の追加計測により充足した。
- (3) 部材寸法および寸法比の分布の最大最小間を三等分し、これら3区分ごとに歪量の平均値、標準偏差を算出し、横軸に各区分の部材寸法および寸法比の中位値を取り、縦軸にそれぞれの歪量平均値、標準偏差をプロットした図を作成した。
- (4) 昨年実施した、計測実施時期、船の大きさ別に分けるとデータ母集団の数不足で集計できる部材が少くなるため、各部材の計測データ総合計について前述の図を作成した。
- (5) グラフについて
  - (1) 縦軸の上部は歪量の平均値、下部は標準偏差を示す。
  - (2) 隅肉溶接による折れ、突き合わせ継手の折れおよびFACE PLATEの折れの歪量の単位はRADIANである。  
他の歪量の単位はM/Mである。
  - (3) グラフ中の( )内数字はデータ数を示す。

#### 2.1.4 考察

(1) パネル部材

(a) ヤセ馬

(i) 板厚(t)一歪量( $\delta$ ) 図2.1.1～図2.1.2

厚板を使用している部材、すなわち、外板上甲板については、板厚が大きくなるにつれて歪量は平均も標準偏差もやや減少している。

一方、10mm台の板を使用している上部構造については、板厚による歪量への影響は著しく大である。

GIRDER WEB, TRANS WEBについては、小組時に歪取りが十分施されているためか、板厚の影響は外板等のものに近い。

(ii) スペース(s)一歪量( $\delta$ ) 図 2.1.3～図 2.1.4

スペースの影響は、二重底頂板や上部構造甲板非裸部等の一部を除いてあまり顕著でない。これはほとんどの部材がスペースの増大につれ板厚が大になるためであろう。

(iii)  $s/t - \delta/t$  図 2.1.5～図 2.1.6

このように無次元化すると  $s/t$  の増大につれて  $\delta/t$  も大きくなっている部材が多い。一部の部材、上部構造、室壁等ではその変化が顕著でない。

(b) 隅肉溶接による折れ

(i) 板厚一歪量 図 2.1.7～図 2.1.8

厚板を使用している部材、外板や上甲板については板厚の増大につれ、歪量はやや小さくなっているが、一方、薄板の上部構造では 7mm 付近の歪取り、いわゆる背焼きを施すためかヤセ馬の場合と異り、むしろ板厚の小さいほうが小さくなっている。

(c) 板の継ぎ折れ 図 2.1.9～図 2.1.10

(i) 板厚一歪量

厚板を使用している部材についてはやや板厚による影響は少くなっているが、隅肉溶接による折れと非常に似た傾向である。上部構造その他の部材については、隅肉溶接による影響と同程度の傾向であり値も似ている。

(2) 骨部材

(a) WEB の倒れ

(i) WEB の深さ一歪量 図 2.1.11

TRANS 等の大骨にしても LONG<sup>L</sup> 等の小骨にしてもあまり WEB の深さによる影響は少ない。図によると DECK TRANS や BOTTOM TRANS はやや表われているように見えるが、LONG<sup>L</sup> の横軸の縮尺にあわせるとあまり WEB の深さの影響があるとは思われない。

(ii) WEB 板厚一歪量 / WEB 板厚 図 2.1.12

部材寸法の分布が悪い部材は除外すると、大骨類の T 型は WEB 板厚の増大とともに歪量 / (WEB の板厚) はやや減少している。小骨類は、T 型についてはあまり影響は少いが、L<sup>2</sup> 型のものは、ここでは SIDE LONG<sup>L</sup> のみ示されているが、減少が顕著である。

(b) FACE PLATE の折れ

(i) 板厚一折れ (RADI AN) 図 2.1.13

板厚の増大につれ折れは減少しているが、その影響は大きくない。値そのものは、パネル部材の隅肉溶接による折れの 2 倍～3 倍の値を示している。これは拘束の程度の差であると思われる。

(ii) 巾一折れ 図 2.1.14

巾の影響のほとんどない部材もあるが、一部巾の増大につれ、折れが減少している部材がある。多少巾による拘束が有効であると思われる。

(3) 柱部材 STRUT(連続 FACE型) 図 2.1.15

(a) スパン一前後撓み

スパンの増大につれやや歪量は増大している。標準偏差はほとんど変化がない。

(b) スパン一上下撓み

前後撓みの場合と異り、歪量は減少している。特に標準偏差の減少が著しい。これはスパンの増大とともに断面 2 次モーメントが比較的大きいためと断面形状が上下バランスされているためであろう。

(c) 真直度 全巾一真直度

タンク全巾の増大とともに平均値も標準偏差も増大している。特に 12M 付近のものまでは変化がないが、それ

以上になると変化が著しい。丁度3点でカーブを作成したため、このように記したが、12Mから16Mの間に表われやすい点があるのであろう。

#### (4) 2次部材 図 2.1.1 6

##### (a) 板厚-歪量

板厚の影響は少い。もっとも板厚の分布の巾もせまいため差が出ないのであろうが、内業から船台までの間に十分歪取りが施されているためであろう。

##### (b) FREE EDGEの長さ-歪量

FREE EDGEの長さの影響も顕著でないが、一部TRIPPING BRACKET フランジなしと、端部BRACKET フランジ付に変化が表われているが、データ数も少く信頼性に欠ける。

##### (c) (FREE EDGEの長さ)/板厚-歪量/板厚

板厚の分布の巾がせまいためか、FREE EDGEの長さの影響と同傾向を示している。

#### 2.1.5まとめ

本年度の追加計測を含めた結果から明らかになった事項は以下の通りである。

- (1) 昨年ヤセ馬について行った部材寸法の歪量に対する影響を見いだすプログラムをほとんど全部材について行ない、そのプログラムの有効性を確認した。
- (2) 特に今回は、昨年度集計の部材寸法分布の問題から部材寸法のチェックを十分に行ない、誤記によるもの、あるいは一部かけはなれた部材を除外することにより、3区分された部材数の配分が比較的バランスがとれ、部材寸法の歪量との相関関係を示すグラフの信頼性が増した。
- (3) さらに、STRUTの部材寸法の分布の一部不足していたデータを今年度の追加計測により埋めることができ昨年不明確であったことが明らかになった。すなわち、ストラットの真直度の場合タンク全巾の大きい区分でデータ数6個そして歪量は小さく集計されていたが、今年度追加計測によりデータ数104個となり、集計した歪量も大きくなり、タンク全巾の増大につれ歪量が増大することが明らかになった。
- (4) パネル部材の隅内溶接による折れおよび突き合わせ継手の折れに対する板厚の影響が同じ傾向を示している。  
一般に板厚の増大につれ隅内溶接による折れおよび突き合わせ継手の折れは減少する傾向にあるが、上部構造等歪取を十分に施す部材については逆に板厚の小さい区分で歪量が小さくなっている。
- (5) FACE PLATEの折れは板厚や巾の影響はあまり顕著でない、また、FACE PLATEの両端がFREEであるため、パネル部材の隅内溶接による折れより大きい値を示している。

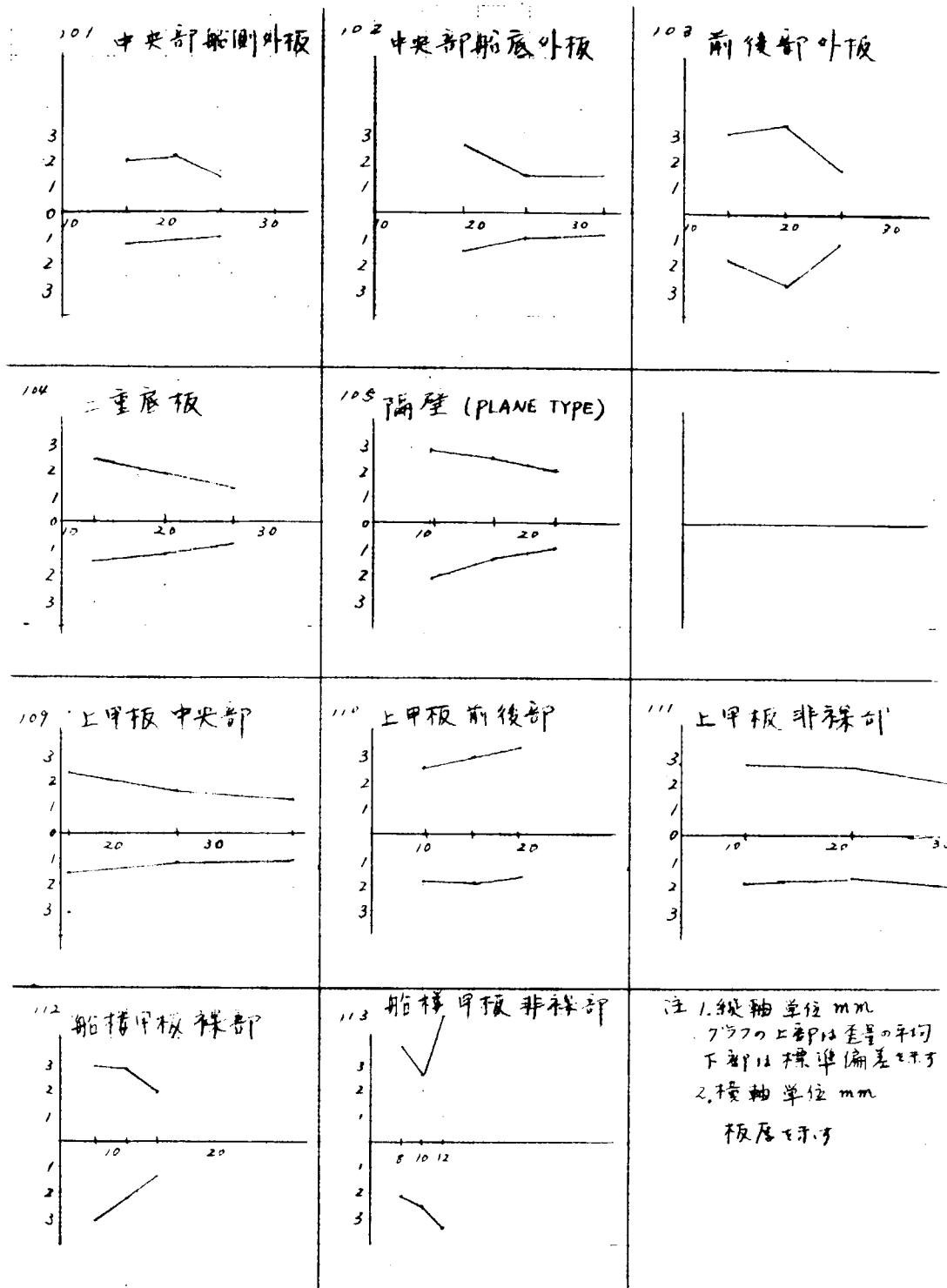
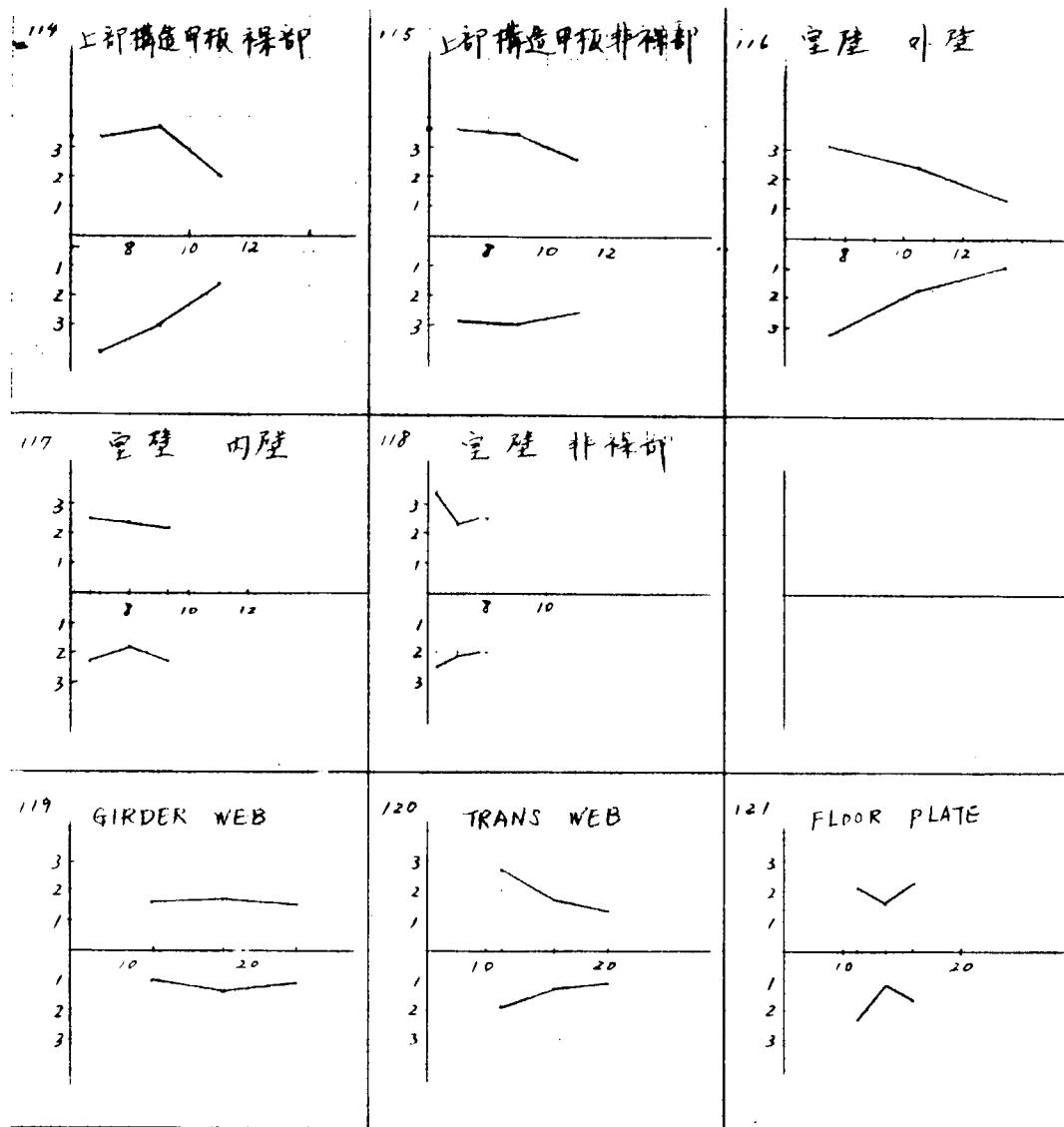


図 2.1.1 パネル部材ヤセ馬  $\tau - \delta$  相関図



注 1. 縦軸 単位 mm  
 フラフの上部の壁厚  
 平均、下部は板厚偏  
 差を示す  
 2. 横軸 単位 mm  
 板厚 E示す

図 2.1.2 パネル部材ヤセ馬  $t - \delta$  相関図

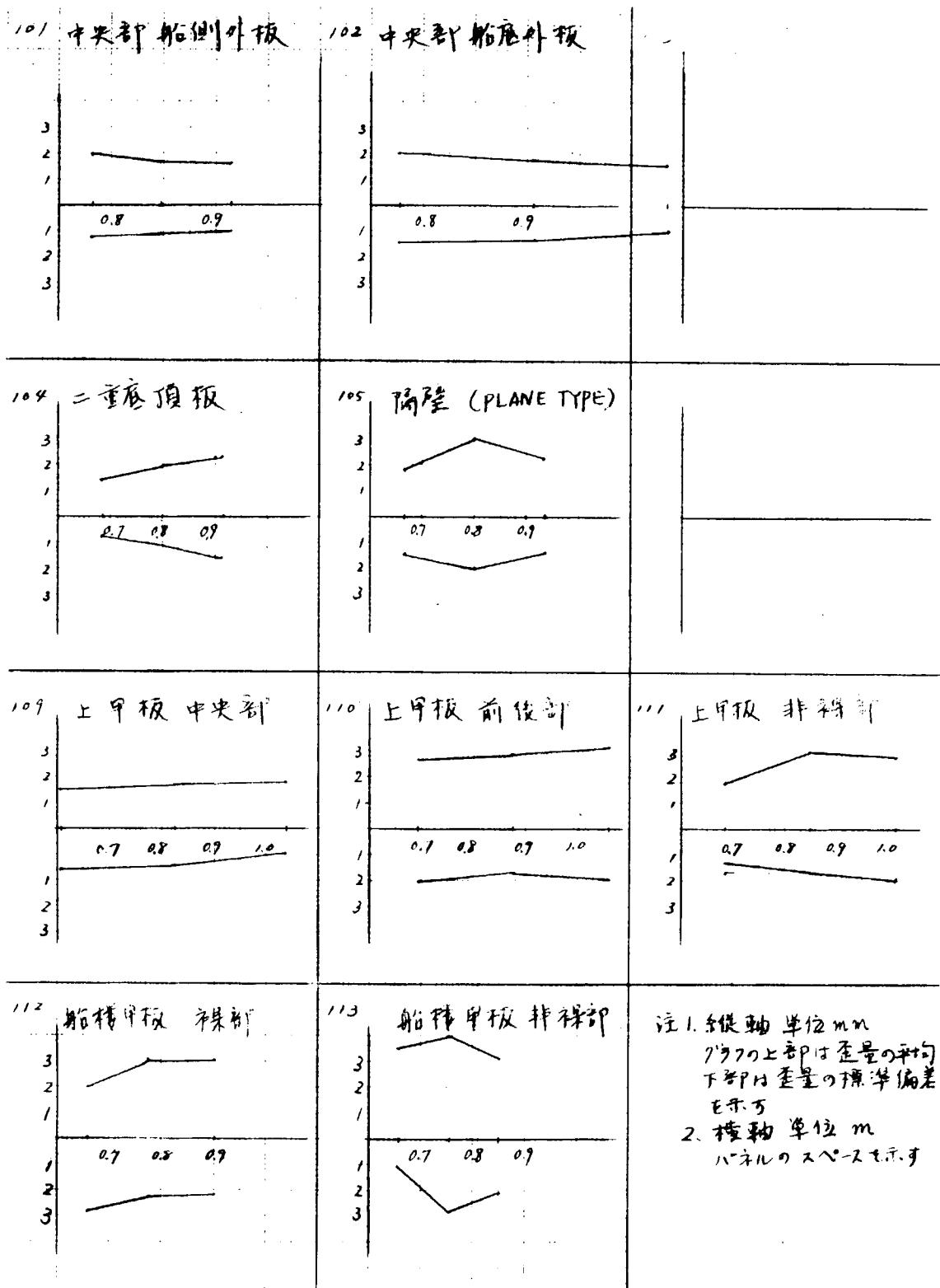
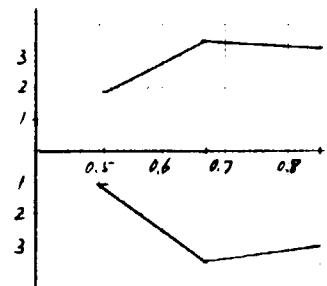
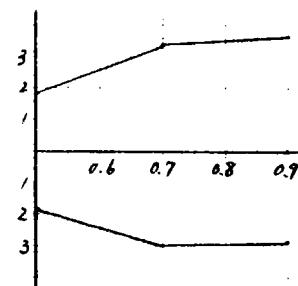


図 2.1.3 パネル部材ヤセ馬 s - δ 相関図

114 上部構造甲板 神脚

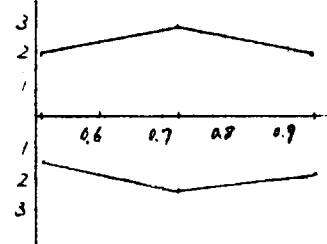


115 上部構造甲板非神脚

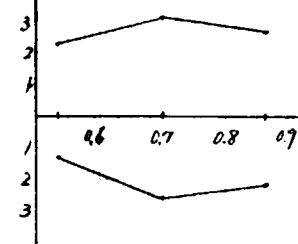


116

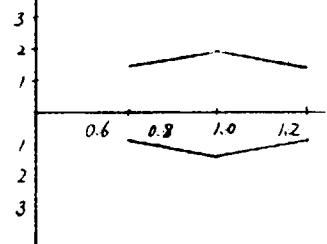
117 室壁 内壁



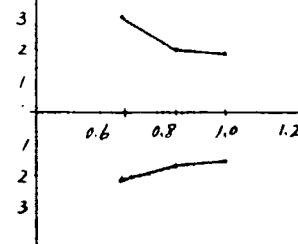
118 室壁 非神脚



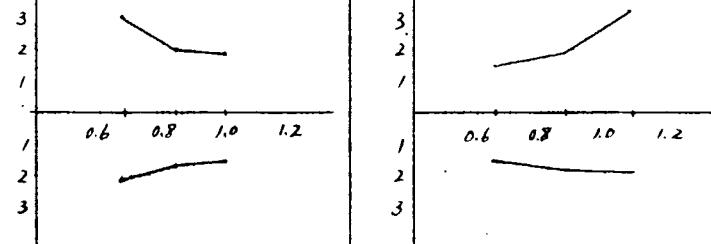
119 GIRDER WEB



120 TRANS WEB



121 FLOOR PLATE



注1 縦軸 単位 mm

1) 2つ上部は重量の平均  
下部は重量の標準偏差を示す

2) 橫軸 単位 m

ハーネルのスペースを示す

図 2.1.4 パネル部材ヤセ馬 S-8 相関図

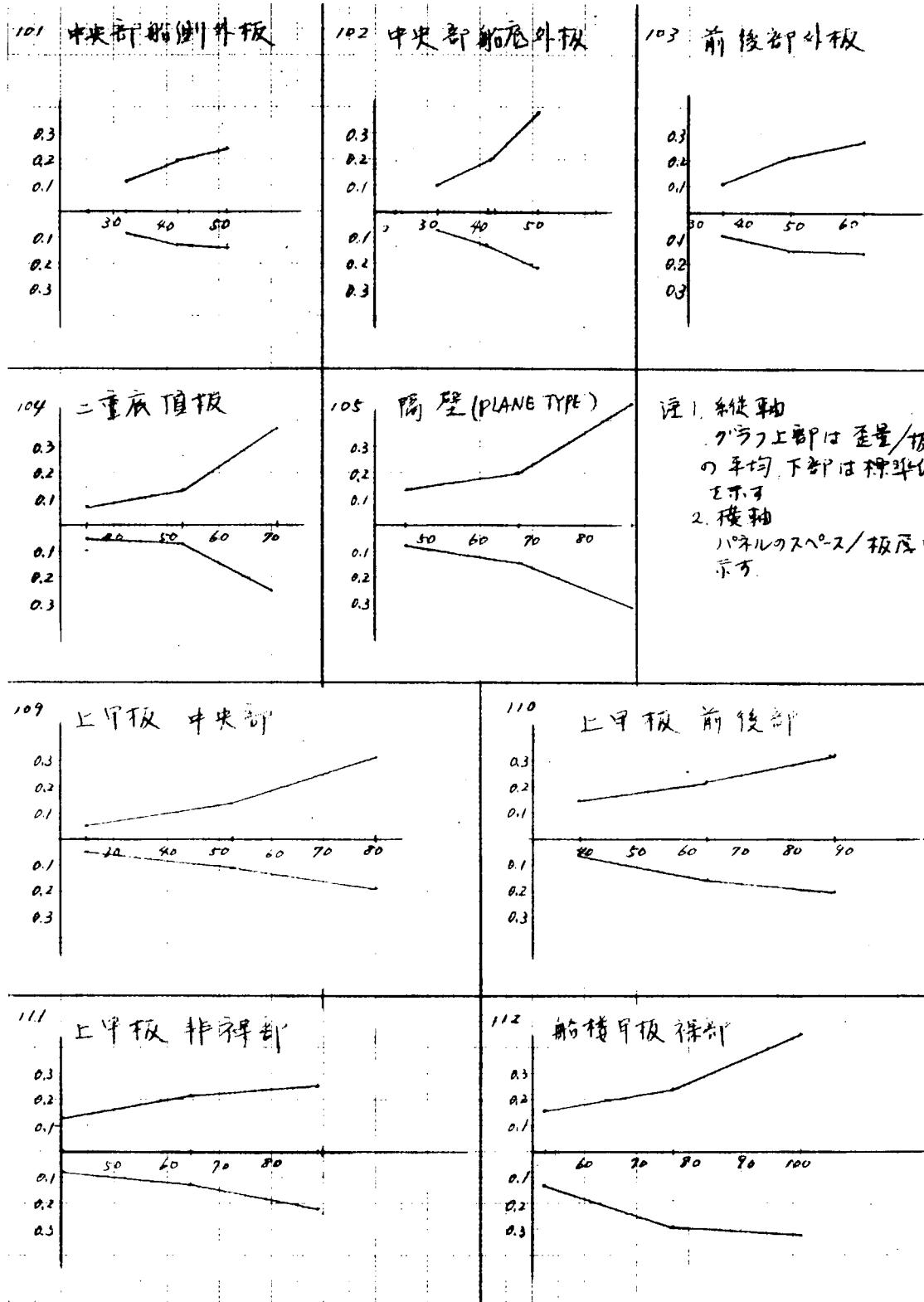
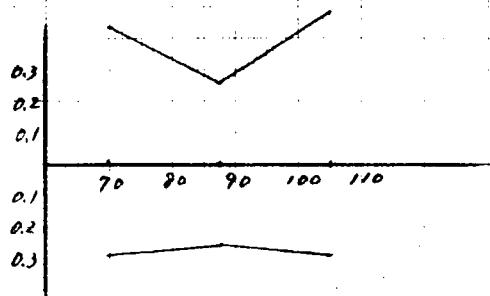
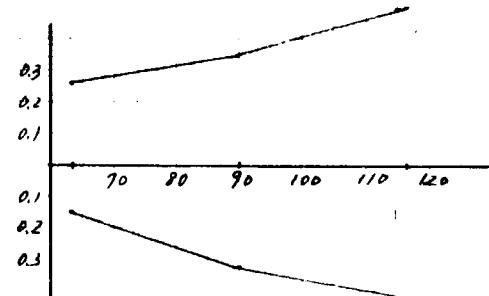


図 2.1.5 パネル部材ヤセ馬  $s/t - \delta/t$  相関図

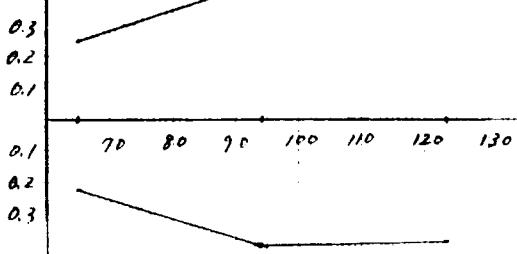
113 船構甲板 非縫部



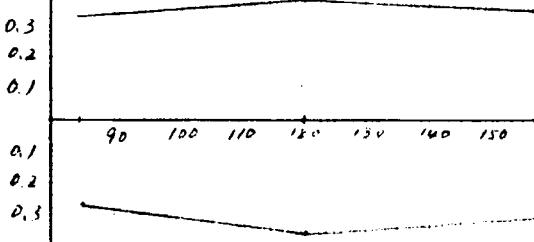
114 上部構造甲板 縫部



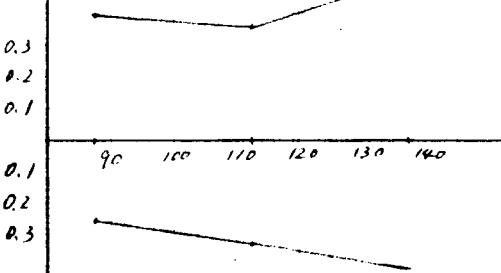
115 上部構造甲板 非縫部



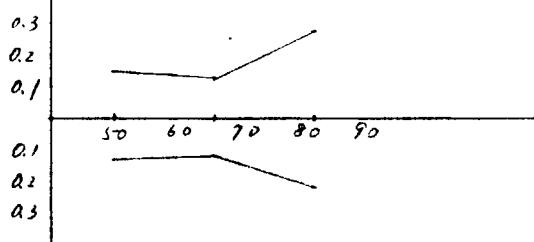
117 室陸 内壁



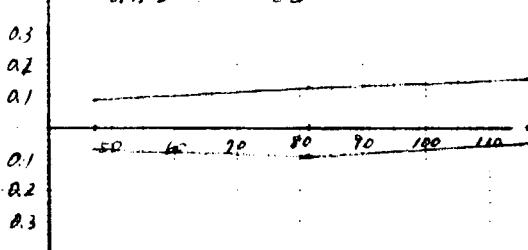
118 室陸 非縫部



120 TRANS WEB



119 GIRDER WEB



121 FLOOR PLATE

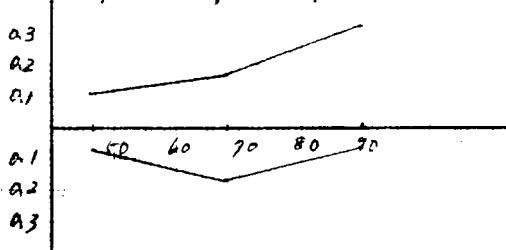


図 2.1.6 パネル部材ヤセ馬  $s/t - \delta/t$  相関図

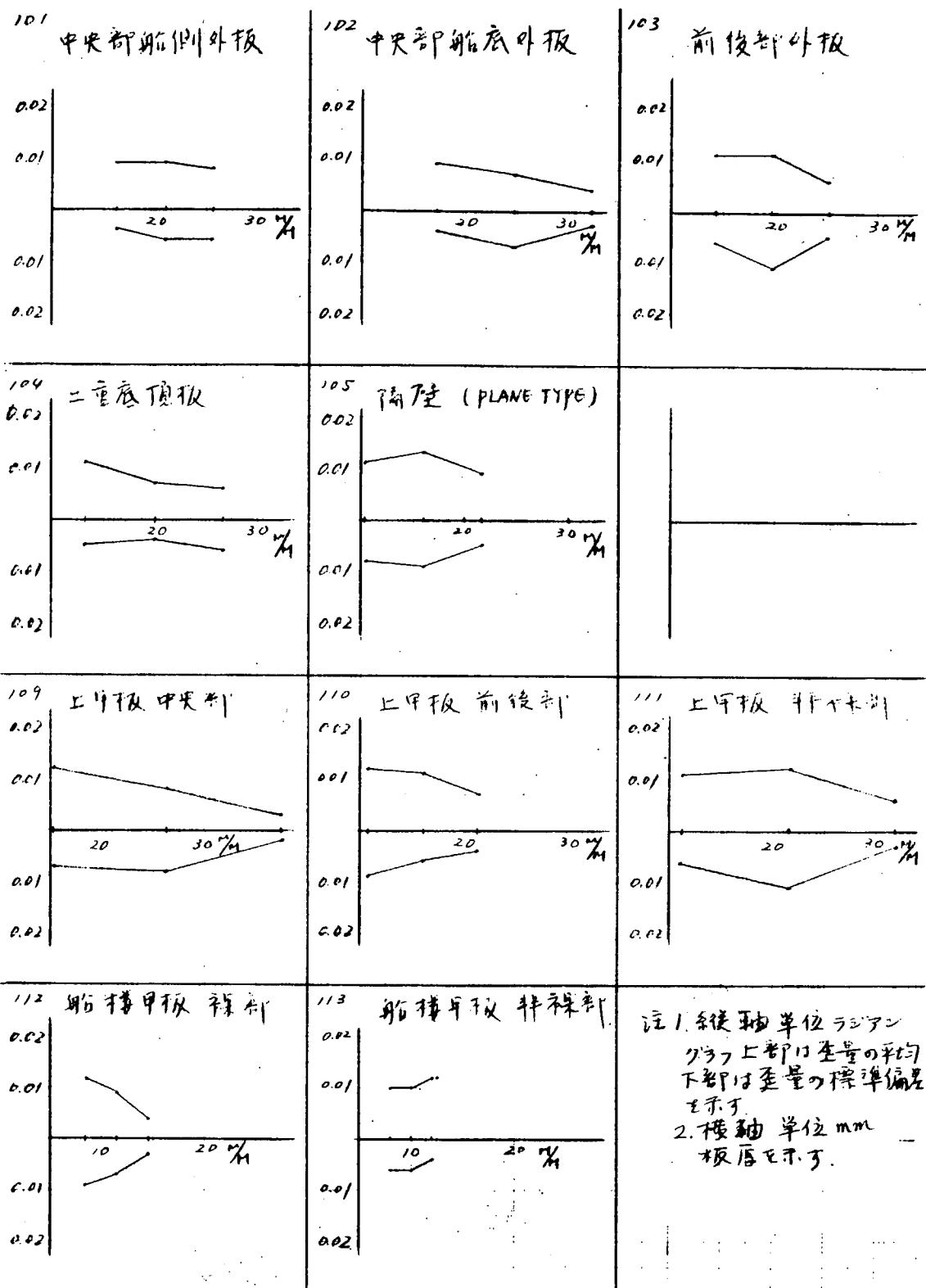
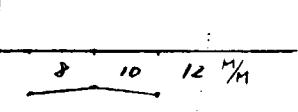
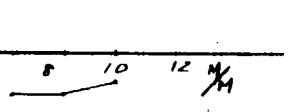
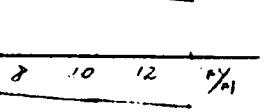
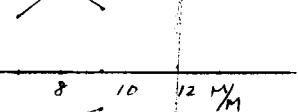
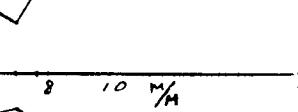
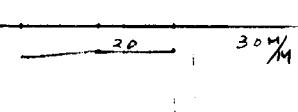
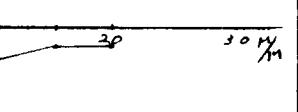
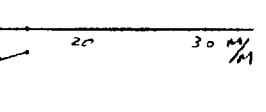


図 2.1.7 パネル部材、隅肉溶接による折れ  $t - \delta$  相関図

|   |   |   |
|---|---|---|
| 114 上部構造甲板 積部   | 115 上部構造甲板非積部   | 116 室壁 外壁   |
| 0.02<br>0.01<br>0.01<br>0.02  | 0.02<br>0.01<br>0.01<br>0.02  | 0.02<br>0.01<br>0.01<br>0.02  |
|    |    |    |
| 117 室壁 内壁   | 118 室壁 非保釘  |   |
| 0.02<br>0.01<br>0.01<br>0.02  | 0.02<br>0.01<br>0.01<br>0.02  |   |
|    |    |   |
| 119 GIRDER WEB  | 120 TRANS. WEB  | 121 FLOOR PLATE   |
| 0.02<br>0.01<br>0.01<br>0.02  | 0.02<br>0.01<br>0.01<br>0.02  | 0.02<br>0.01<br>0.01<br>0.02  |
|  |  |  |

注1. 繼軸 単位 ラミン  
 グラフ上部は重量の平均  
 下部は重量の標準偏差を  
 示す  
 2 横軸 単位 mm  
 板厚を示す

図 2.1.8 パネル部材、隅肉接による折れ  $t - \delta$  相関図

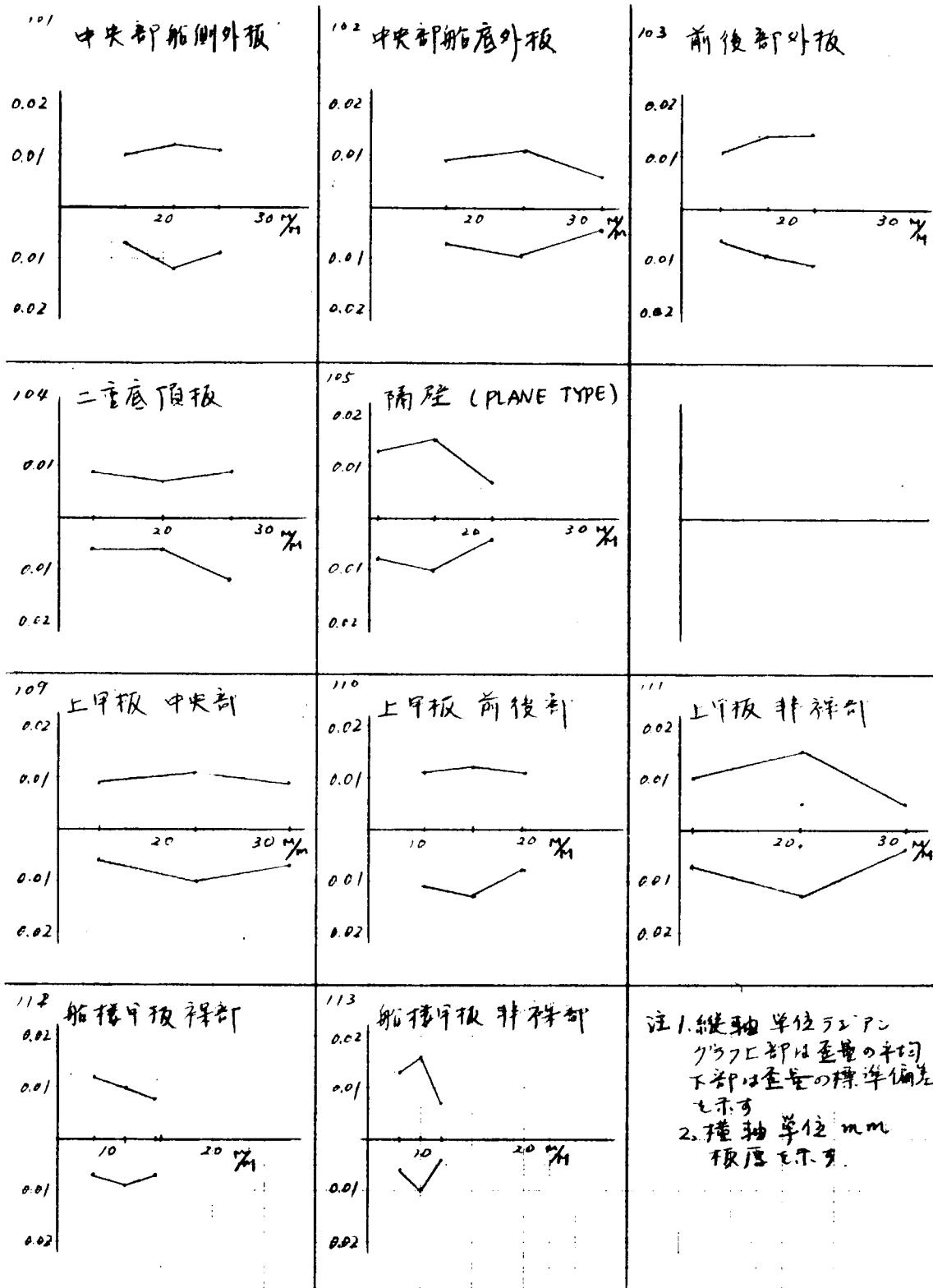
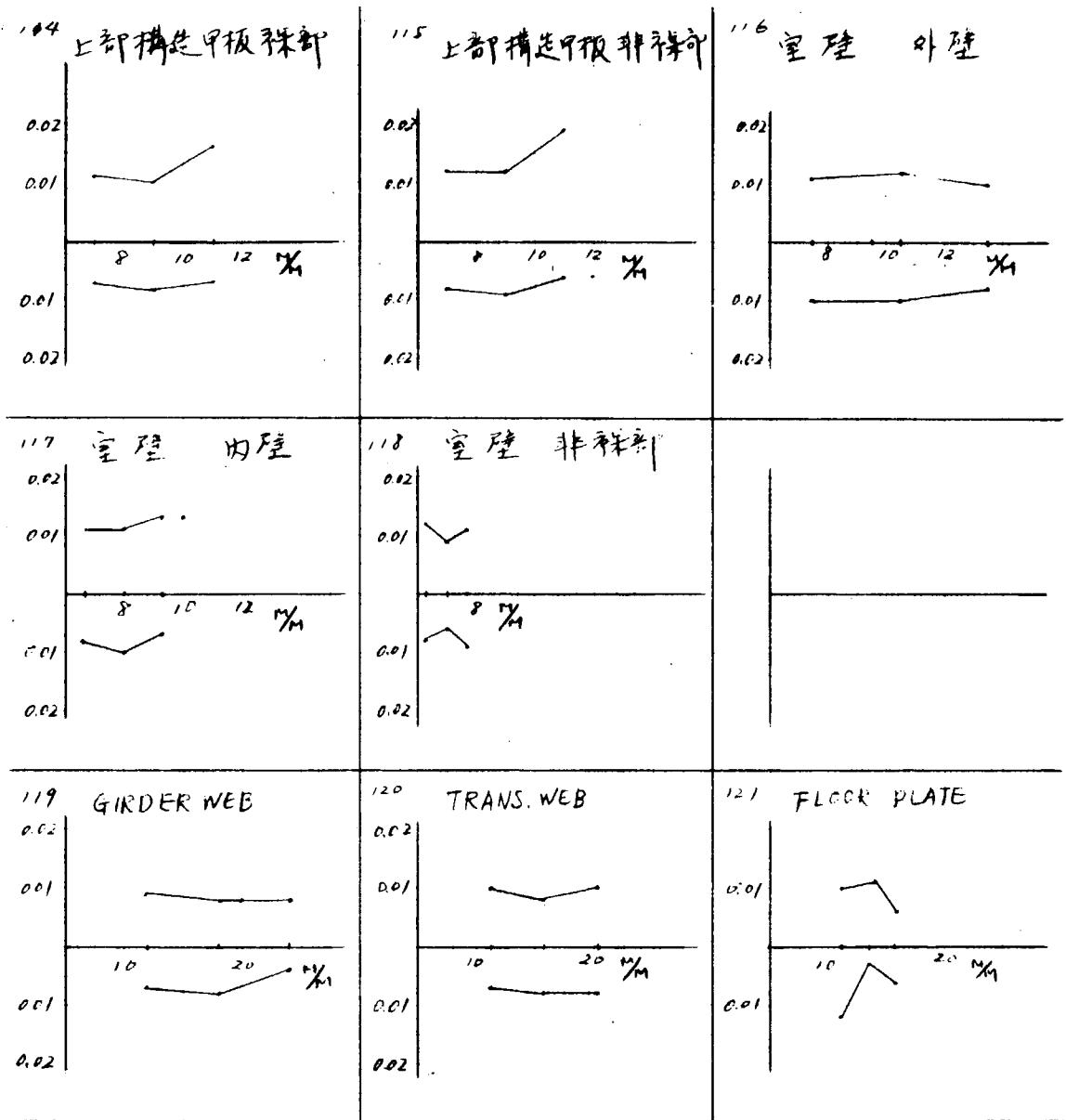


図 2.1.9 パネル部材、板の継ぎ折れ  $t - \delta$  相関図



注1. 縦軸 単位  $\frac{1}{10} \text{mm}$   
 グラフ上部は歪量の平均  
 下部は歪量の標準偏差  
 を示す  
 2. 横軸 単位 mm  
 板厚を示す

図 2.1.1.0 パネル部材、板の継ぎ折れ  $t - \delta$  相関図

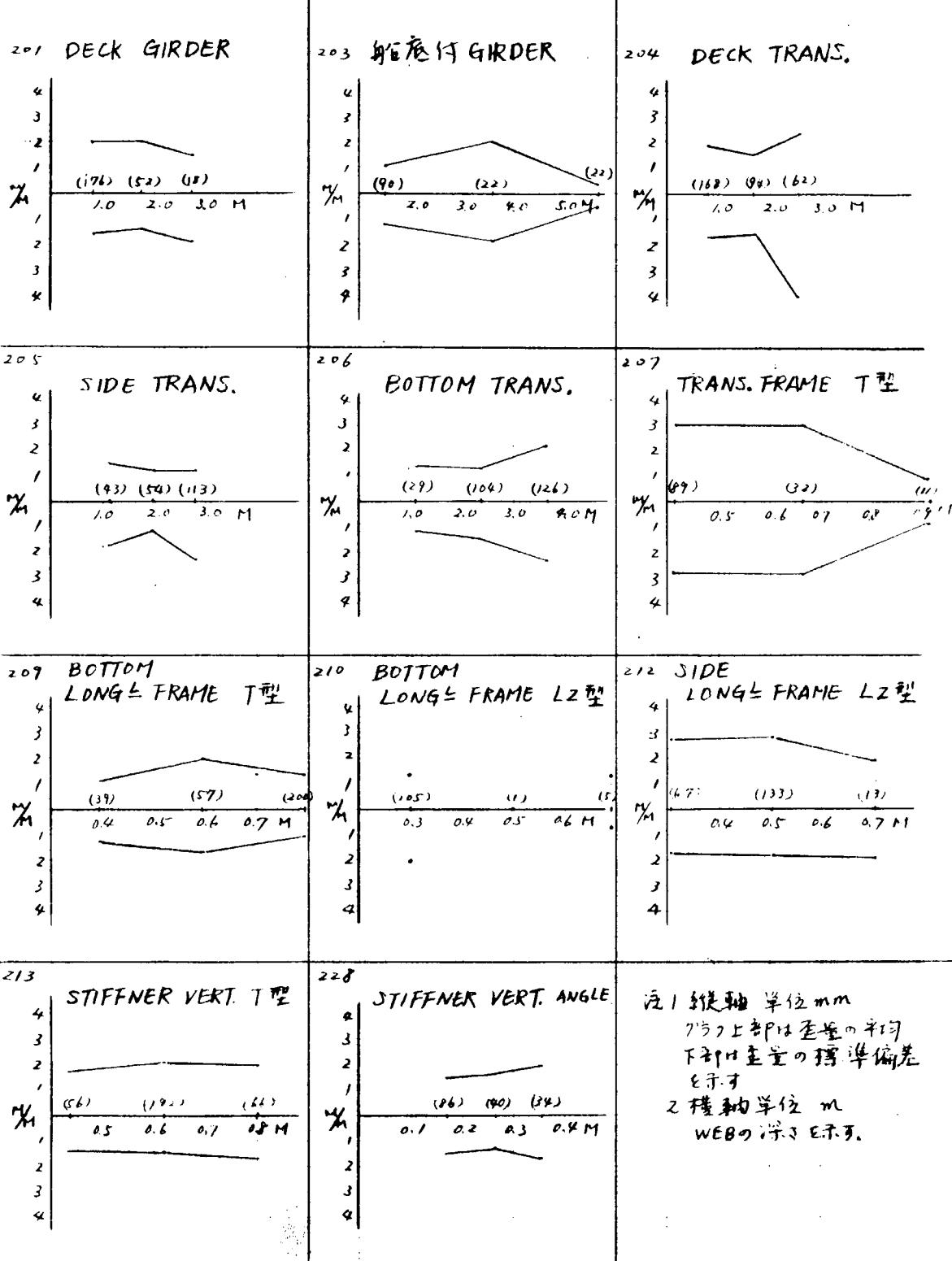


図 2.1.1.1 骨部材、WEBの倒れ D-δ 相関図

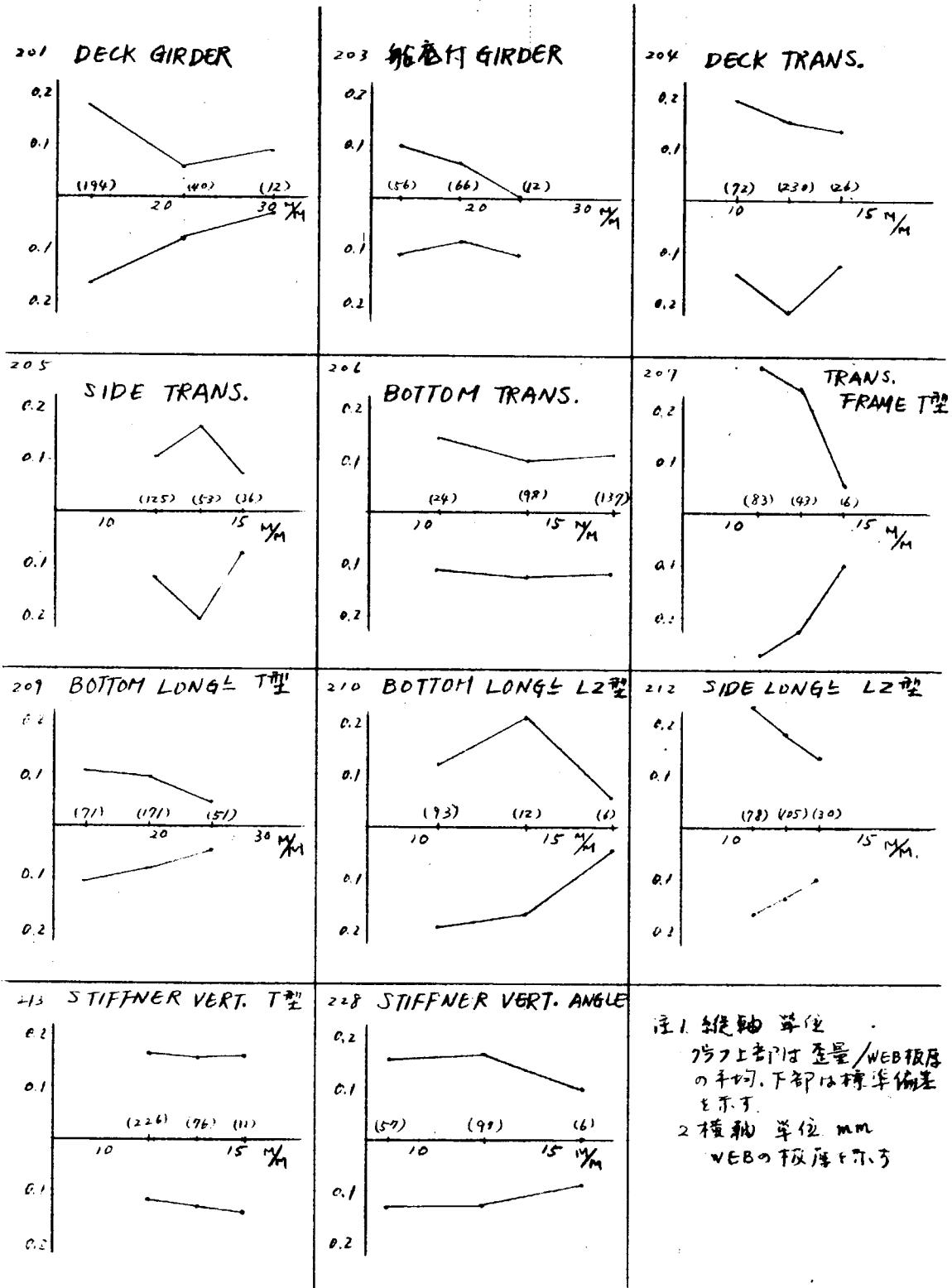
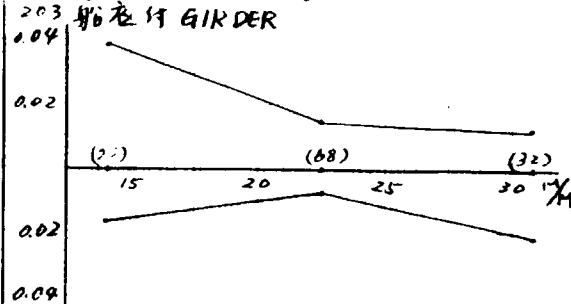
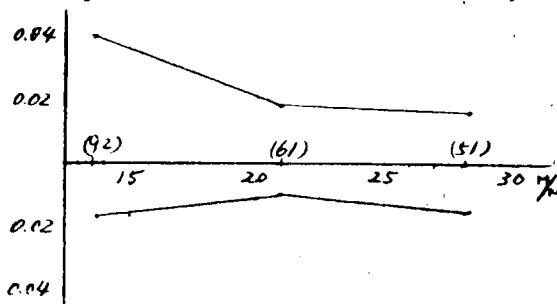


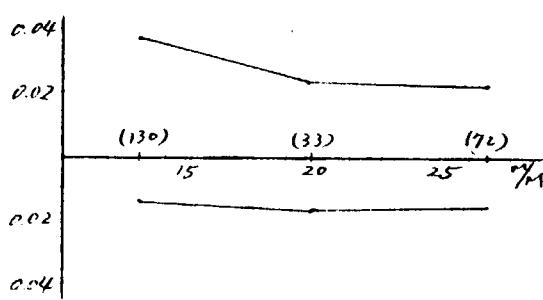
図 2.1.1.2 骨部材、WEBの倒れ  $t_w - \delta / t_w$  相関図

注1. 縦軸 単位ラジアン フラフ上部は歪量の和、下部は標準偏差時子。  
2. 横軸 単位 mm FACE の板厚を示す。  
3. ( ) 内数字はテーブルの行数を示す。

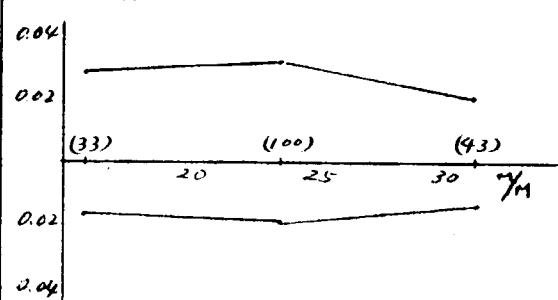
201 DECK GIRDERS



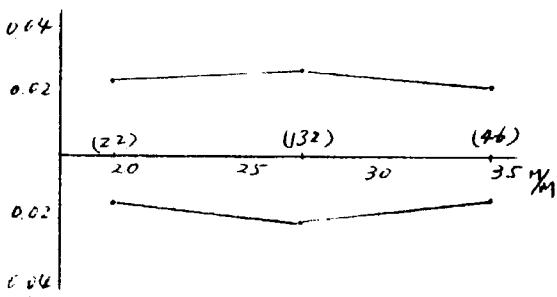
204 DECK TRANS.



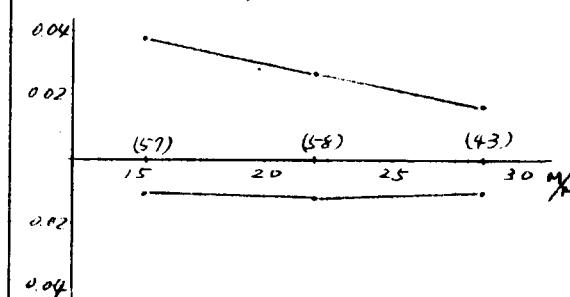
205 SIDE TRANS.



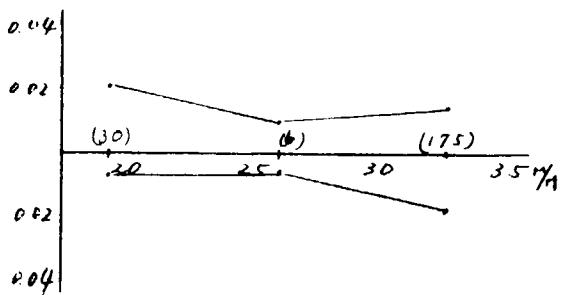
206 BOTTOM TRANS.



207 TRANS. FRAME T型



208 BOTTOM LONGE FRAME T型



209 STIFFENER VERT. T型

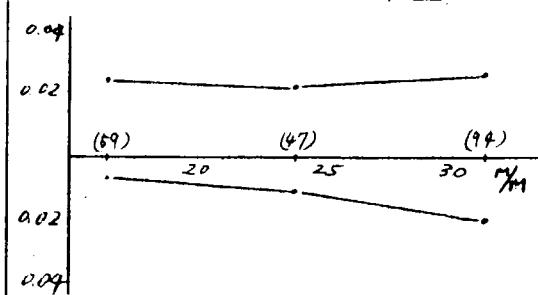


図 2.1.1.3 FACE PLATE の折れ  $t - \delta$  相関図

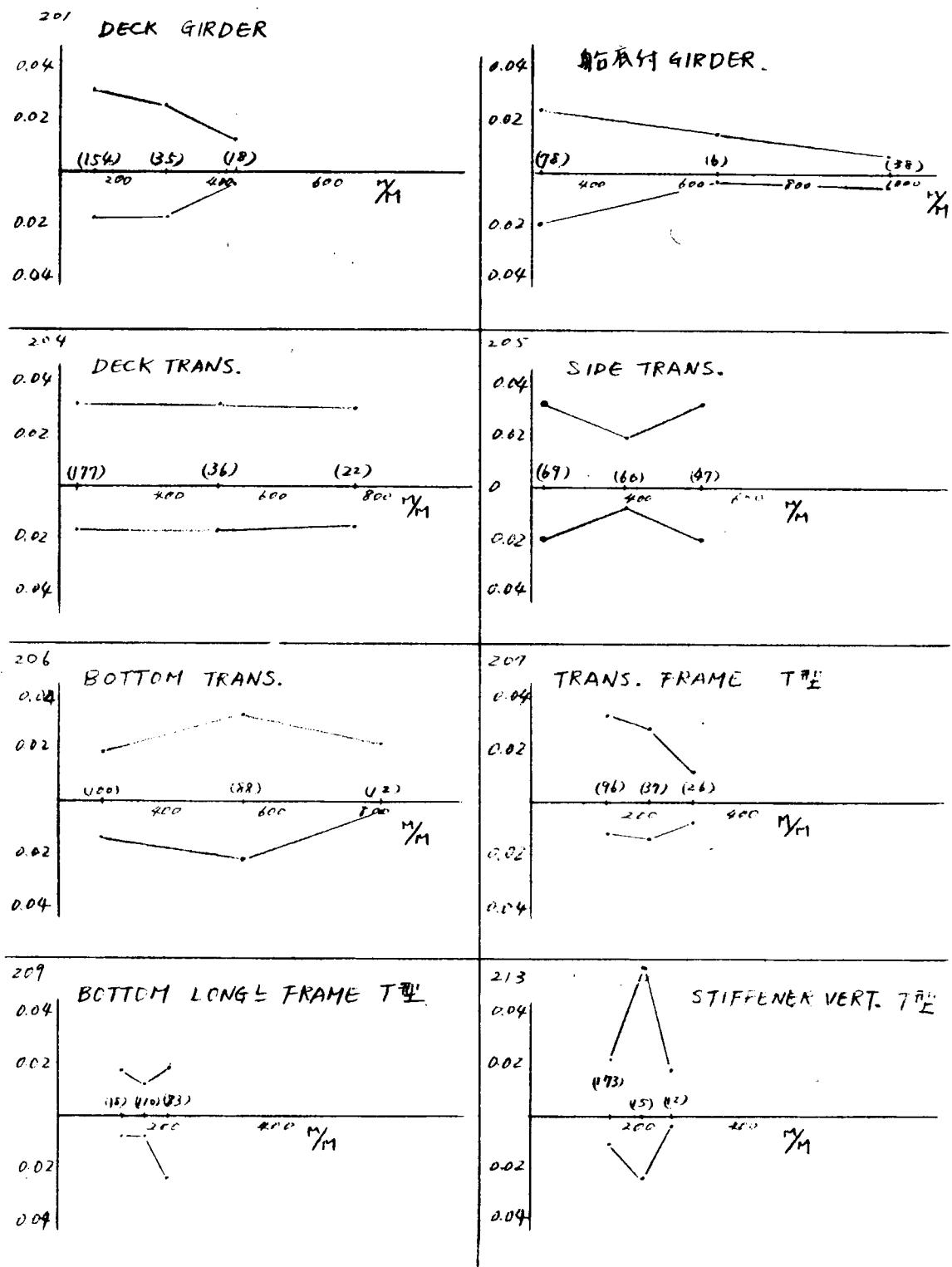
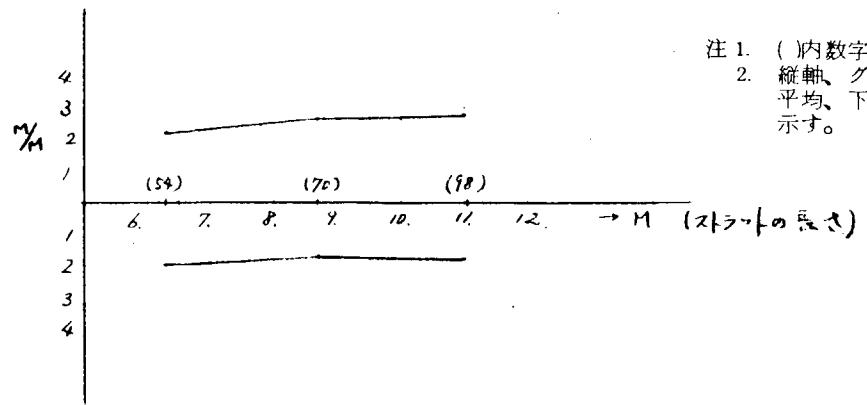
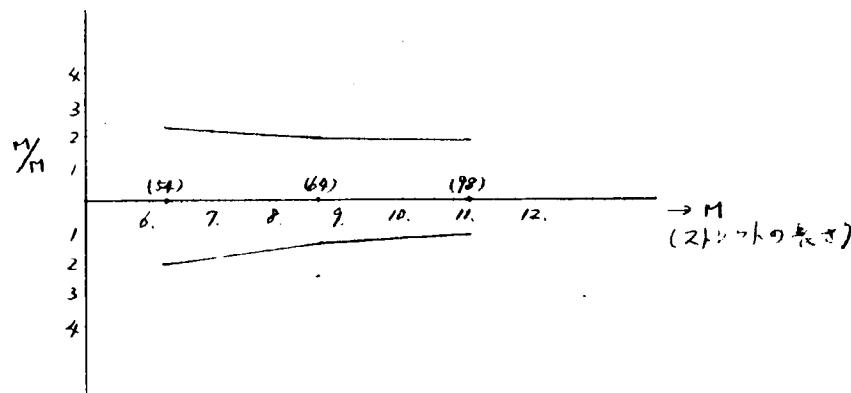


図 2.1.1.4 FACE PLATE の折れ B - δ 相関図



注 1. ( )内数字はデータ数  
2. 縦軸、グラフ上部は歪量  
平均、下部は標準偏差を  
示す。

上下 搾み  $L - \delta$  相関図



直角度 全幅  $- \delta$  相関図

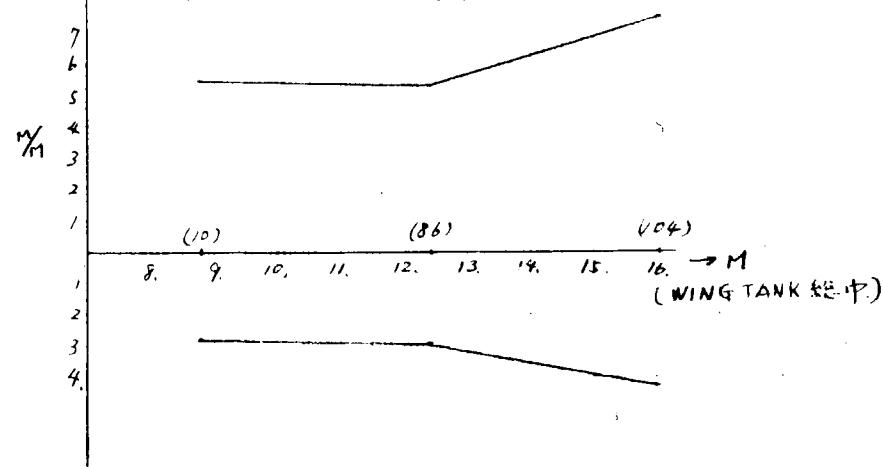


図 2.1.1.5 STRUT (連続FACE型) 前後撲み  $L - \delta$  相関図

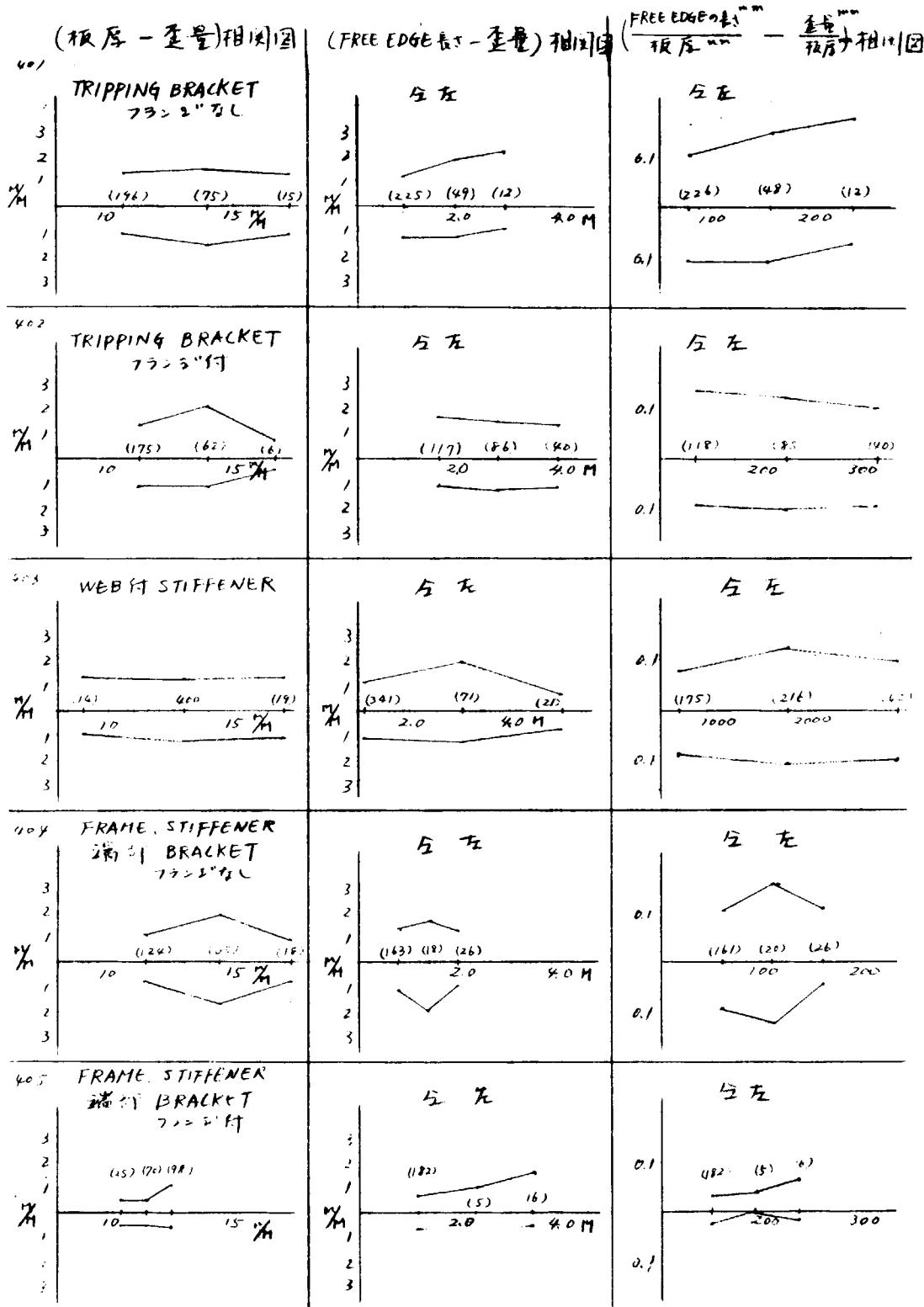


図 2.1.1.6 2 次部材

## 2.2 溶接歪防止工作法に関する研究

### 2.2.1 溶接変形に関する研究

#### (1) 概要

従来より船殻部材に生ずる溶接変形は建造工程を著しく妨げ、その対策は重要な課題の一つである。そこで47年度には、各造船所のアンケートにもとづいて溶接歪防止工作法を確立するための基礎的な実験を行なったが、本年度は、溶接歪除去の研究と併行して、47年度実験結果の理論解析を試み、これより溶接残留歪をなくすための拘束条件を求めた。

- I T型ロンジの縦変形の防止
- II 隅肉溶接における角変形の防止
- III 突き合わせ溶接における角変形の防止
- IV 枠組方式とロンジ先付方式での歪の比較検討

上記4シリーズの実験のうち比較的解析が容易と思われるIを中心にして、計算モデルを1次元問題として数値解析を行なった。

実験シリーズII、III等の横歪角変形（以下単に角変形と言う）に対しては、現実のものと計算モデルとは、かなりの差異を生ずるが、各種拘束条件下での定性的な応力分布および変形状態の過渡的変化を求めた。

T型ロンジにおいても同様に、変形量および応力分布の変化を求めた。

その結果最終変形量は、 $\epsilon / I$ で整理すると、ほぼ直線で近似でき変形量を推測する簡便な方法であることを確認した。また、定曲率拘束下での拘束除荷時間に対する最終変形量は、除荷後の変化を自由変形曲線で近似することにより、簡単に知ることができる。これよりある拘束に対しては、残留歪をなくすための限界の初期歪量および適当な拘束除荷時機が存在することがわかった。

#### (2) 計算モデルとその問題点

溶接変形の解析は、非常に困難な場合が多く一般には、単純にモデル化をして計算を行なっている。

その理由として、

- ① 移動熱源であり、しかも溶接条件によって溶け込み形状が異なる等、温度分布の決定が困難である。
- ② 変形が三次元的であり、かつ時間とともに変化する。
- ③ 溶融温度から常温に至る著しい熱サイクルを受けるため、材料の物理定数の温度依存性が無視し得ない。

等が主な理由であろう。その他、変態、クリープ等も大きな問題である。

本報告では、47年度の実験結果を一次元問題として解析を行なった。

計算モデルを図2.2.1に示す。

a) は角変形、b) は平板の縦曲がりの場合で、ガス切断による変形等は、これに相当する。c) は、T型ロンジの縦曲がりで、いずれの場合も斜線部が、瞬間に溶融温度まで加熱され、熱は矢印の方向にのみ伝わるものとする。また、c) のウェブとフランジは、熱絶縁されているとする。これより、

仮定1. 温度分布は、図2.2.2のa) では、x方向およびz方向に一様で、b) のウェブでは、x、z方向、フランジでは、x、y方向には一様である。

また、応力状態として、

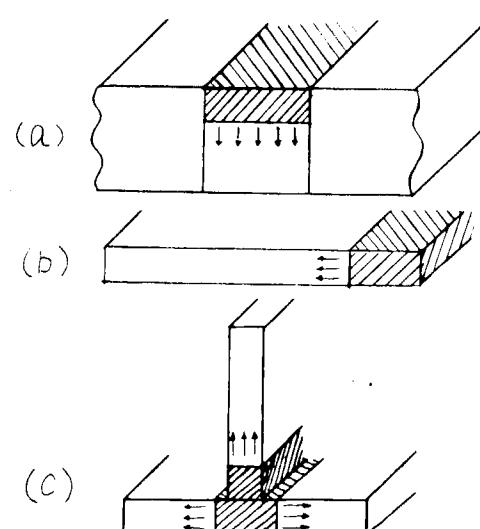


図2.2.1

仮定2.  $x$  方向の応力以外は、0とみなし、また板の横断面は、変形の過程を通じて、平面に保たれるものとする。

仮定2より歪は  $\epsilon_x = a(t) + b(t) \cdot y \dots \dots \dots (2.2.1)$   
とおくことができる。ただし  $a$ 、 $b$  は、時間のみの定数である。

降伏条件として、

$$\sigma_Y = \sigma_{Y0} (1 - \nu \cdot \theta) (1 + \mu \cdot \bar{\epsilon}_p) \dots \dots \dots (2.2.2)$$

$\sigma_Y$  降伏応力

$\sigma_{Y0}$  温度  $\theta = 0$  における降伏応力

$\nu$   $\sigma_Y$  の温度依存性の係数

$\mu$   $\sigma_Y$  の加工硬化依存性の係数

$\theta$  温度 (°C)

$\bar{\epsilon}_p$  塑性歪量  $\bar{\epsilon}_p = \int_0^t \dot{\epsilon}_p dt$   $\dot{\epsilon}_p$  は塑性歪増分

注) Bauschinger 効果は、無視する。

また、軟化温度  $\theta_{so} < \theta$  では  $\sigma_Y = 0$  とした。

$\sigma_Y - \theta$  の関係を図 2.2.3 に示す。

ヤング率  $E - \theta$  の関係を図 2.2.4 に示す。  
上記計算モデルにおいて、仮定1、2を満足するためには、熱伝導方向に垂直な面、例えば、図 2.2.2(a)、および(b)のウェブでは、 $x - z$  面に関して、 $\sigma = 0$  の方向 ( $z$  方向) の板厚が小さいほどよい。

これは、溶接変形に対する拘束状態のみならず、熱源の大きさからも言えることで、T型ロンジの隅肉溶接や、大板のガス切断の場合には、この計算モデルは、かなり現実のものに近いと考えられる。つまり、T型ロンジの縦変形では、溶接速度が速いだけでなく、任意の時刻に対して、溶接進行方向に垂直な各断面内で応力は、ほぼつり合っていると考えられる。ところが突き合わせ溶接の角変形等では、三次元的な変形の影響が著しくなり、各断面内での応力のつり合いが崩れて、仮定2にもとづく計算モデルと現実のものとの差が大きくなる。

また、入熱が大きい場合には、図 2.2.5(a)の定モーメント拘束よりは、(b)の定曲率拘束のほうが精度は良く、板厚が小さく、入熱が大きい場合には、定モーメント拘束における計算モデルは、現実のものと大きな差異を生じる。

### (3) 数値計算例

#### (a) 平板の角変形

角変形については、その傾向を知ることに重点を置いた。

使用した記号およびそれぞれの値を以下に示す。

A 板厚 (20 mm)

w ビード巾 (15 mm)

y 加熱表面からの距離 (mm)

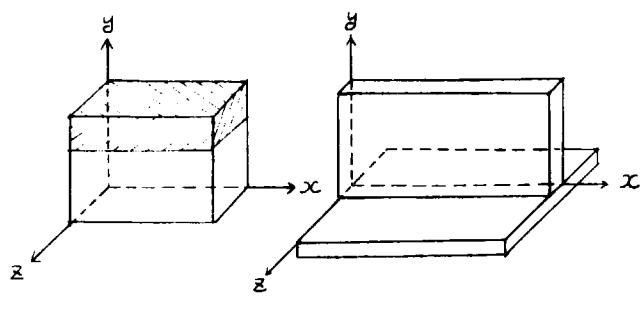


図 2.2.2

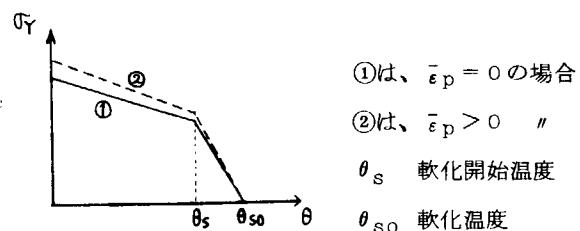


図 2.2.3

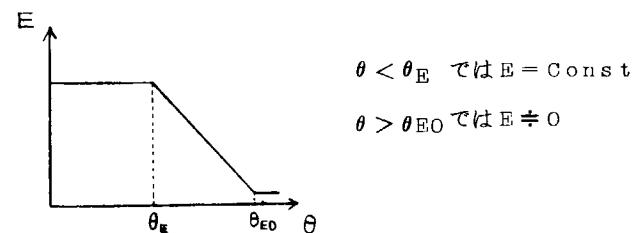


図 2.2.4

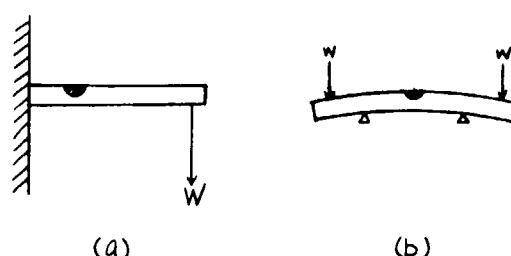


図 2.2.5

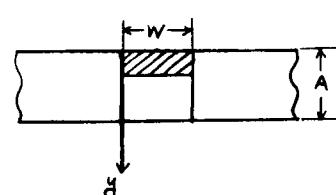


図 2.2.6

|                 |                          |  |
|-----------------|--------------------------|--|
| S               | 応力を無次元化した値               | $S = \sigma / E \cdot \epsilon_{YO}$         |
| e               | 歪                        | "  |
| T               | 温度                       | "  |
| $\epsilon_{YO}$ | 温度 = 0 °C における降伏歪        | ( $\epsilon_{YO} = 0.001$ )                  |
| $\epsilon_0$    | 加熱表面上での初期歪               |  |
| M               | 板巾 1 mm 当りのモーメント         | ( kg · mm / mm )                             |
| Q               | 溶接長 1 cm 当りの入熱           | ( J / cm )                                   |
| $\theta$        | 温度 ( °C )                |  |
| $\theta_M$      | 溶融金属温度 ( 1700 °C )       | OTY  |
| t               | 溶接終了後の時間 ( sec )         |  |
| $t_f$           | 除荷時間 ( sec )             |  |
| $\alpha$        | 線膨張係数 ( 0.0000117 / °C ) |  |
| C               | 比熱 ( 0.11 cal / g · °C ) |  |
| K               | 熱拡散率 ( 5.8 mm² / sec )   |  |
| n               | $\nu$ に対応する値             | $N = \nu \cdot \epsilon_{YO} / \alpha = 0.1$ |
| m               | "                        | $M = \mu \cdot \epsilon_{YO} = 0.01$         |

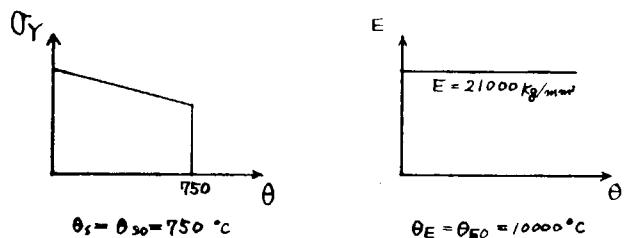


図 2.2.7

$$\sigma_Y = 21 \times (1 - 0.00117 \times \theta) \times (1 + 10 \times \bar{\epsilon}_p) \dots \dots \dots \quad (2.2.3')$$

(b) T型ロンジの縦変形

|                       |          |                |
|-----------------------|----------|----------------|
| <i>a</i> <sub>1</sub> | ウェブの板厚   | ( mm )         |
| <i>b</i> <sub>1</sub> | "      巾 | "              |
| <i>a</i> <sub>2</sub> | フランジの板厚  | "              |
| <i>b</i> <sub>2</sub> | "      巾 | "              |
| <i>l</i>              | ロンジの長さ   | ( 3 0 0 0 mm ) |
| <i>l<sub>m</sub></i>  | 加压点間の長さ  | ( 1 6 8 0 mm ) |

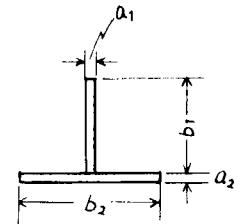
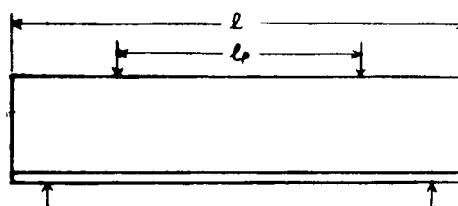


图 2.2.8

## v フランジ裏面からの距離( mm )

3. ウエブ虫虫(対称軸)からの距離(mm)

$\delta$  变形量 (mm)

日本語文庫での変形層 ( 三 )

#### \* 加压点間中央での変形量 (mm)

### 5. ユニゾの座力を舞次元化しを値

卷之三

卷之三

— 1 —

- 2 -

$\sigma_2$                   "                  正                  "

## 12 " 温度 "

$\varepsilon_0$  フランジ表面上の初期歪

$\delta_R^*$  最終變形量(除荷後) (mm)

$\eta$  溶融效率(55%)

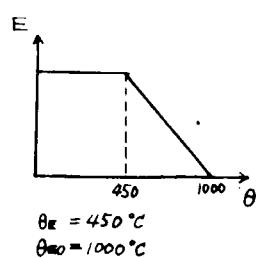
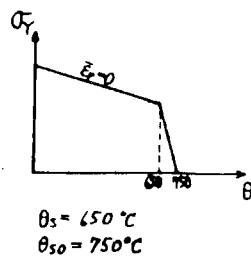


図 2.2.1-0

| TYPE | ウェブの寸法( $a_1 \times b_1$ ) | フランジの寸法( $a_2 \times b_2$ ) |
|------|----------------------------|-----------------------------|
| A    | 150 × 12.7                 | 200 × 12.7                  |
| B    | 150 × 20                   | 200 × 20                    |
| C    | 300 × 12.7                 | 200 × 12.7                  |
| D    | 150 × 12.7                 | 200 × 20                    |
| E    | 150 × 20                   | 200 × 12.7                  |
| F    | 100 × 12.7                 | 150 × 12.7                  |
| G    | 200 × 12.7                 | 200 × 12.7                  |
| H    | 200 × 20                   | 200 × 20                    |
| I    | 100 × 20                   | 200 × 20                    |

47年度実験に使用した鋼種は、軟鋼およびHT. 50である。

下に参考として、47年度に行なった実験における試験片のマクロ写真を示す。

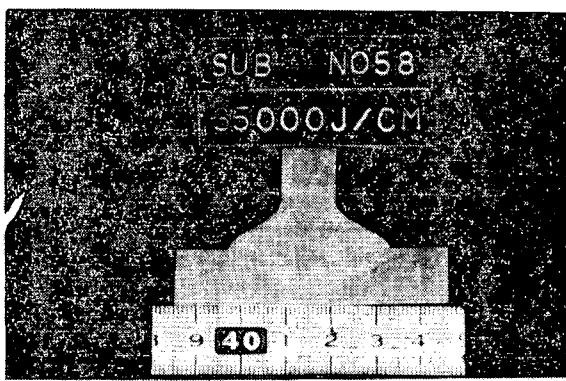


図 2.2.1-1

#### (4) 計算結果とその考察

##### (a) 平板の角変形

計算結果は、まとめて後述する。

図 2.2.1-2 は、各温度における降伏応力  $\sigma_Y$  と歪  $\epsilon$  の関係を (2.2.3') 式にもとづいて示したものである。実際の溶接では、ビード近傍の残留応力が、その母材の降伏応力をはるかに越える場合もまれではないが、この図からも知れるように、降伏応力は、加工硬化による変化よりも、温度の影響を著しく受け、加工硬化係数  $\nu$  を 0 としても、大差は生じないであろう。

図 2.2.1-3 は、各時刻における温度分布を示したものである。計算モデルとして、図 2.2.1(a)の如く仮定したために最終温度が、かなり高くなっている。実際には、熱放散も無視できないが、熱源および一次元問題としての仮定のほうが、重要な問題である。しかし、角変形を生じさせる大部分は、ビード直下領域の X 方向応力であり、板厚方向の温度が一様になるころには、変形もほぼ終了していると考えられるから、定性的には、近い応力分布が得られると思われる。肉盛溶接や、ガス切断の場合には、一層よい近似が得られる。

図 2.2.1-4 は、自由変形における応力分布の変化を示したものである。

図 2.2.1-5、図 2.2.1-6 は、定曲率拘束下での変化で、図 2.2.1-7 は、定モーメント拘束の場合である。

図 2.2.1-7 で、 $t < 0$  とあるのは、初期歪を与えた加熱前の状態である。

図 2.2.1-8 は、定曲率拘束から、自由変形に変化した場合で、実線が除荷前、破線が除荷後の応力分布である。いずれも  $S = 1$  が、0°Cにおける降伏応力である。

図 2.2.1-9 は、最終の応力分布を示したもので、初期歪  $\epsilon_0 = 0, 0.001, 0.005$  は、ほとんど同一曲線上であった。これは、弾性領域が非常に小さい。つまり、応力の勾配が、あまりに急であるために差が見出しきくなつた

ものであろう。いずれの場合も除荷した時のモーメントは、ほぼ同じであるから、除荷後の変形量は、初期歪に対し直線的に変化すると言える。しかし、これは板の寸法と入熱に関係するもので、一概には言えないが、実験結果では、ほぼ直線であった。（47年度報告書図2.2.3-5参照）

破線は、除荷後の応力分布である。

$Q = 3000 \text{ J/cm}$  の曲線の応力が大きいのは、一様になった時の温度が低いからである。

定モーメント拘束の計算結果は、実験値と著しく異なるが、これは、瞬間加熱という仮定に無理があるためである。

図2.2.2-0～図2.2.2-2は、各拘束条件下における弾塑性領域の変化を示したものである。斜線部は、塑性領域を示す。いずれの場合も温度がほぼ一様になった時（この場合は、約  $t = 40 \text{ sec}$ ）には、板表面および裏面は、塑性領域となっているが、溶接条件によっては、一概に言えない。また、ここで言う弾性領域とは、ある点の応力  $\sigma$  が、その時刻における降伏応力  $\sigma_Y$  より小 ( $\sigma < \sigma_Y$ ) であることを意味する。よって  $\theta = 0^\circ\text{C}$  では、全域が弾性となる。

図2.2.2-3は、各拘束条件下における曲率の変化を示したものである。これらの曲線は、定性的には従来より知られていたものと一致する。曲線①は、自由変形の場合で、①'、①''、①'''は、除荷時間  $t_f$  が、それぞれ3.5、10.5、45.0秒の場合である。②の破線は、 $\epsilon_0 = 0.005$ 、 $t_f = 3.5$ 秒の場合である。

①'、①''、①'''を平行移動すると、ほぼ曲線①に一致するが、これは、本質的なものではなく、 $t < t_f$ において、変形が常に弾性的である時のみ成立するものである。ただ塑性歪にもとづく応力分布の値が小さいと、加工硬化による降伏応力の増加が少いために、図2.2.2-3のごとくなるのであろう。

一般に、突き合わせ溶接や隅肉溶接における横歪角変形は、短時間で終了するために、あまり問題とはならないが、大板の溶接やガス切断では、長時間にわたって変形するために現実的には、拘束の除荷時機が重要な問題となる。

図2.2.2-4は、除荷時間  $t_f$  と最終残留曲率  $b_R$  との関係を示したもので、 $t_f < 15$ 秒では、むしろ大きな歪が残ることがわかる。 $t_f = 5$ 秒で極大値を示すが、図2.2.2-3で極小値を示す  $t = 3.5$ 秒とは、少しズレているが、これは、もともと戻り量  $\Delta b_B$  が、温度分布（塑性領域）にも関係する値であり、かつ、塑性変形を生じた場合には、本質的に異った曲線となるのであるから当然である。

図2.2.2-4より、この溶接条件では、 $\epsilon_0 = 0.001$ の時  $t_f = 28$ 秒とすれば、最終残留変形が0となることがわかる。

#### (b) T型ロンジの縦変形

図2.2.2-5は、TYPE A、 $\theta = 35000 \times 2 \text{ J/cm}$ での溶接応力分布の変化を示したものである。ウェブおよびフランジで、 $y = 0$ 、 $z = 0$ 近傍で、多少凸になっているが、これは、加工硬化の影響である。

図2.2.2-6は、TYPE Cにおける残留応力分布の計算値と実験値を示したものである。・は、表面と裏面の平均値をとったもので、 $y = 300$ 付近の○は、上縁部の1点の値である。右中ほどの2つの黒点は、フランジ裏面での値である。

計算値と実験値の差はかなり大きく、 $y > 100$ で、計算値では、直線的に変化しているが、実験値では、あたかも降伏したかのごとき分布を示している。試験片は、ガス加工されたままのものであるため、その影響もかなり大きいと思われるが、明確ではない。

$y = 0$ で、ウェブとフランジの応力の計算値が不連続であるのは、熱絶縁の仮定より生じた温度の不連続性に起因するものである。

温度分布の計算誤差だけでなく、ウェブとフランジの一体性等においても、現実のロンジと相違がある。また、フランジの有効巾も重要な問題である。

図2.2.2-7は、TYPE Fの場合の残留応力分布である。まだ、溶融効率等のパラメータの吟味が十分ではな

いが、定性的には、ほぼ一致している。

図 2.2.2.8 は、変形状態を示したもので、実線は計算値、破線は実験値である。実際のロンジもほぼ円弧を描いて変形している。

図 2.2.2.9 は、中央での変形量  $\delta_c$  をパラメータ  $e/I$  で整理したもので、・は実験値、○は、計算値である。図中の直線は、実験値より求めたもので、詳しくは、47年度報告書の図 2.2.1.5 を参照されたい。

これより  $\delta_c$  は、 $e/I$  に対して直線で近似でき、 $\delta_c$  を推測する簡単な方法であることが確認される。

図 2.2.3.0 は、変形量  $\delta^*$  の時間的变化を示したものである。実線は TYPE A、破線は TYPE F である。

TYPE A の曲線の右端が、不連続となっているのは、ウェブおよびフランジが一様温度になった後、さらに 0°C まで引き下げたために、その温度差によって生じたものである。もし、塑性歪の大部分がかなり初期の段階で進行するとすれば、後は弾性的な変化となり、右端の不連続量は、弾性分である。したがって、右端の値が最終変形量に近いと考えられるが、計算結果では、変形の後期においても塑性変形はかなり生じているようであるから、この計算モデルでは、若干の誤差が生じる。図中実線における左端の不連続部は、除荷時期を示す。

図 2.2.3.1 は、前述の図 2.2.2.4 のとき除荷時間と最終変形量の関係を簡単に算出する方法を示したもので、曲線①は、自由変形曲線、④は、初期変形量である。③は、④のとき初期変形量を与えて、任意の時刻に除荷した時に生じる戻り量の計算値である。よって戻り量  $\Delta \delta_B$  は、

$$\Delta \delta_B = ③ - ④ \quad \dots \dots \dots \quad (2.2.4)$$

で表わされる。今、除荷後の変形曲線を自由変形曲線で近似すると、任意の時刻で除荷した時の最終変形量がわかる。例えば、最終変形量  $\delta_B^*$  が 0 となるような除荷時間  $t_{f0}$  を知りたい時には、曲線(2)のごとく右端が 0 となるように(1)を平行移動する。そうすれば、(2)と(3)の交点が求める  $t_{f0}$  である。

ただ、図 2.2.3.0 にみるように、自由変形曲線と、拘束→除荷曲線とは、厳密には一致しない。

上記計算法を用いて、除荷時間と最終変形量の関係を求めたのが、図 2.2.3.2 である。

実線は  $\epsilon_0 = 0.000360$  を与えた場合、破線は  $\epsilon_0 = 0$  の場合で、図中・は実験値、○は実際に  $t_f$  を与えて計算した結果である。△は、 $\epsilon_0 = 0$  における計算結果である。

この曲線は、図 2.2.2.4 にみるような、明瞭な極大点を持たない。計算値と実験値は、同様な傾向を示しているが、実験値における除荷時間は、溶接終了後の値をとっているため、必ずしも、計算値に近いということはできない。また、実験の際に常に曲率が一定に保たれていたかについても問題はある。

以上に述べたごとく、本計算法には、温度分布等の決定に多少問題はあるが、溶接変形現象を定性的に把握することができると思われる。

## (5) まとめ

- 角変形防止法として、定曲率拘束を行なった場合、除荷時間に対して、残留変形量が極大値を有する場合がある。
- 板厚に対して、入熱がかなり大きい時、残留変形量は、初期歪  $\epsilon_0$  に対してほぼ直線的に変化する。
- T型ロンジの縦変形における中央での変形量  $\delta_c$  は、パラメータ  $e/I$  とほぼ比例関係にあり、 $\delta_c - e/I$  図は、 $\delta_c$  を推測する簡単な方法である。
- 除荷後の変形曲線を自由変形曲線で近似すると、ある初期歪  $\epsilon_0$  を与えた時、任意の時刻における戻り量を計算することにより、除荷時間に対する最終変形量を簡単に知ることができ、計算結果は、定性的に実験結果と一致する。
- 曲率  $\neq 0$  ( $\epsilon_0 \neq 0$ ) なる定曲率拘束では、溶接歪がほとんど除去できない等、残留歪を除去するための限界の曲率（初期歪）が存在し、そのような範囲にある初期歪に対しては、残留歪をなくすための適当な拘束除荷時機が存在する。

## 参考文献

- 渡辺正紀 一次元的温度分布による矩形板の熱応力並に残留応力に関する研究  
 (造船協会論文集 S 2 4.1 1月)
- 辻 勇 一次元温度分布を有する矩形板の熱弾塑性応力問題に関する研究  
 (造船協会論文集 第 1 1 5号)
- 辻 勇 縁を溶接した帯板に生ずる応力と縦曲り変形  
 (西部造船会会報 S 4 6.7月)
- 佐藤邦彦  
 濑尾健二  
 岩井健治  
 高橋大輔 多層盛溶接による熱応力、ひずみに関する熱弾塑性解析  
 (溶接学会誌 第 4 2 卷 10 号)

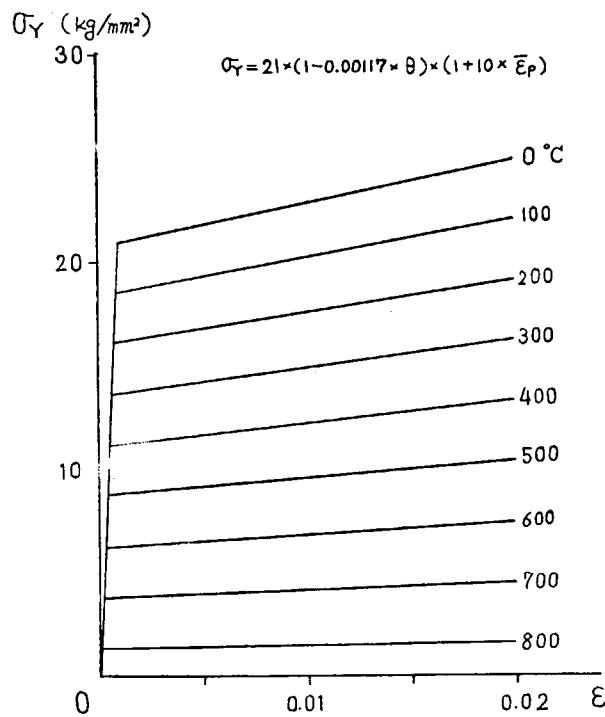


図 2.2.1.2 各温度における  $\epsilon$  と  $\sigma_Y$  の関係

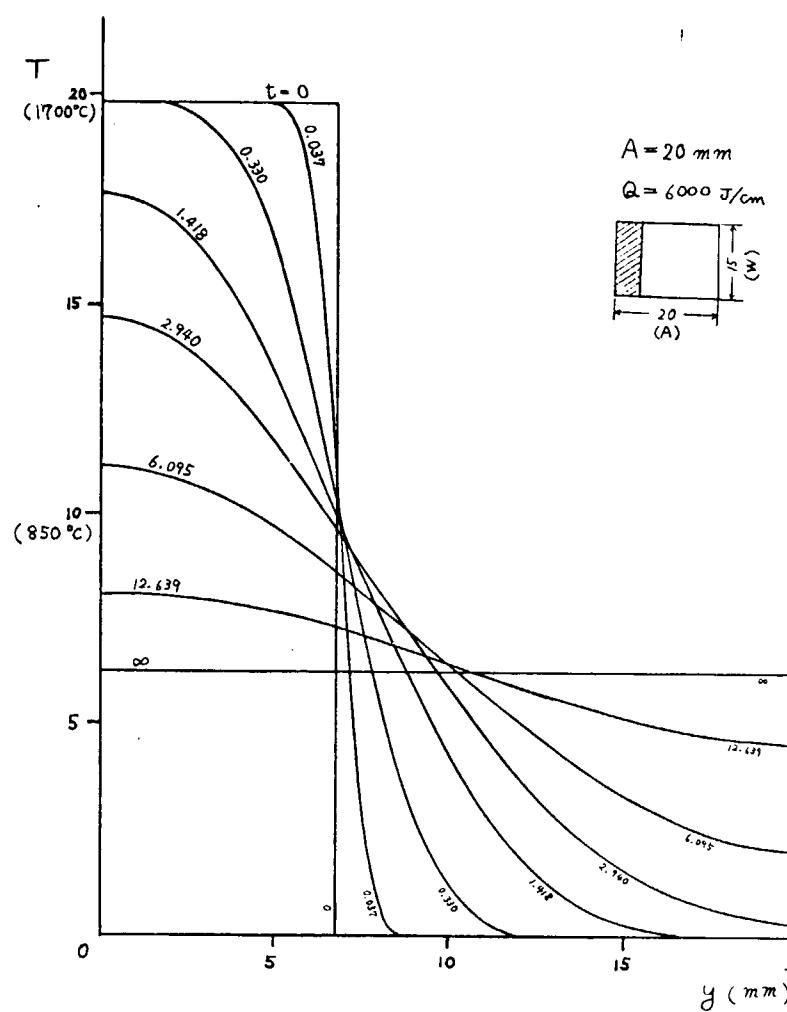


図 2.2.1-3 各時刻における温度分布

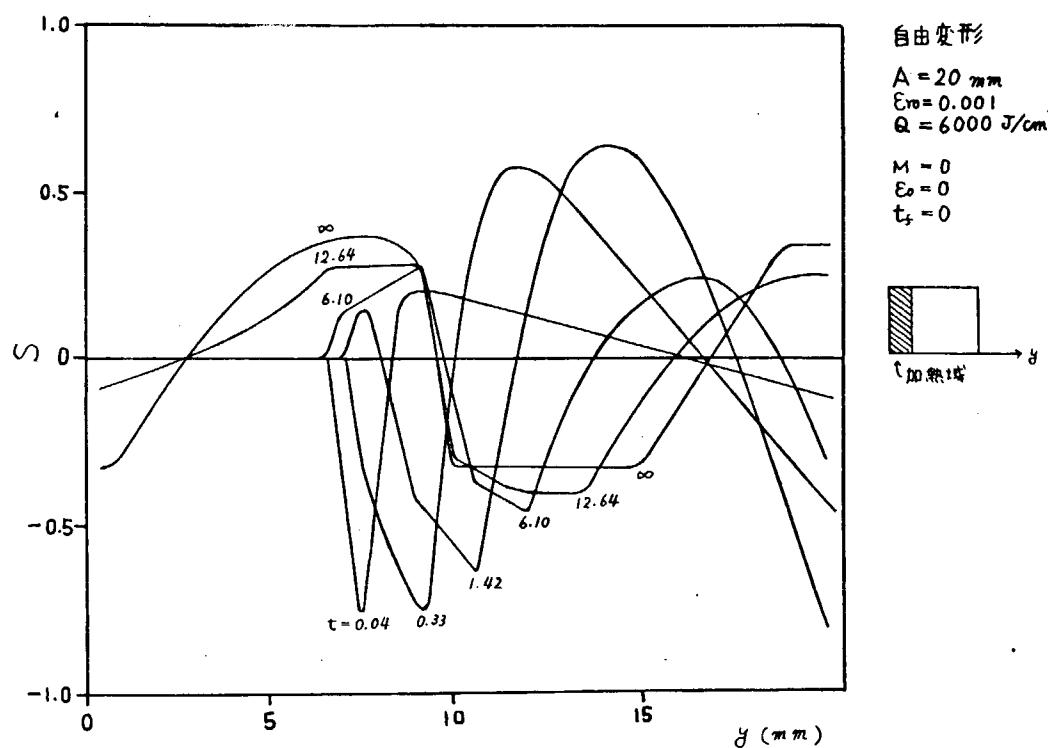


図 2.2.1-4 自由変形における応力分布

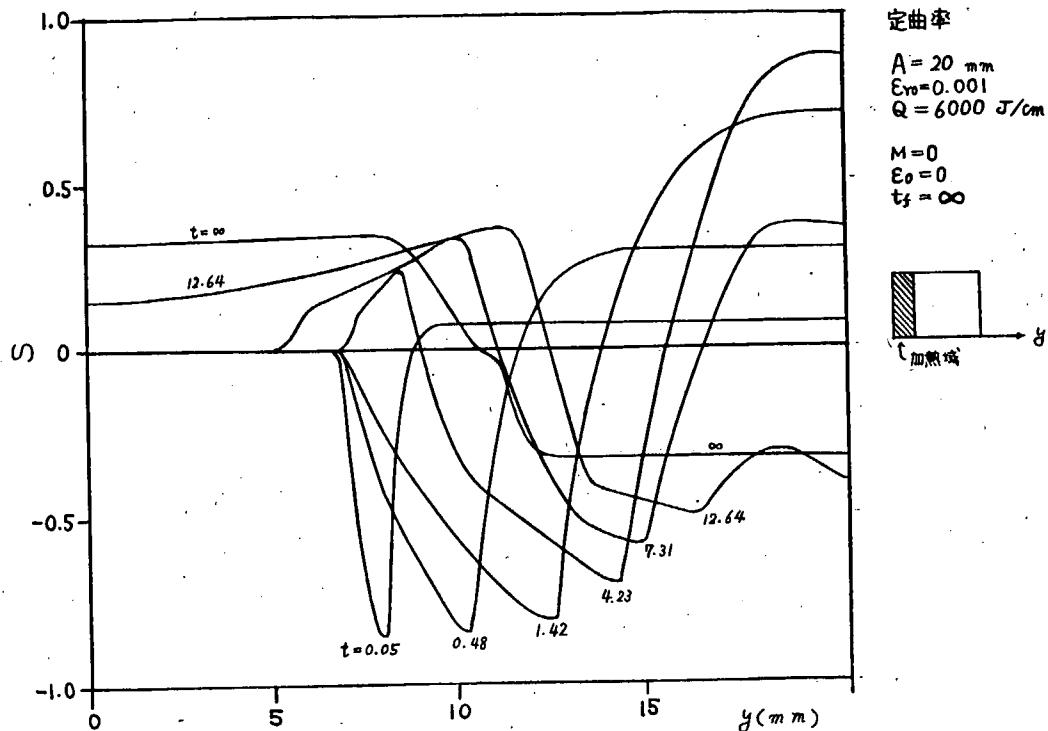


図 2.2.1-5 定曲率(0)拘束における応力分布

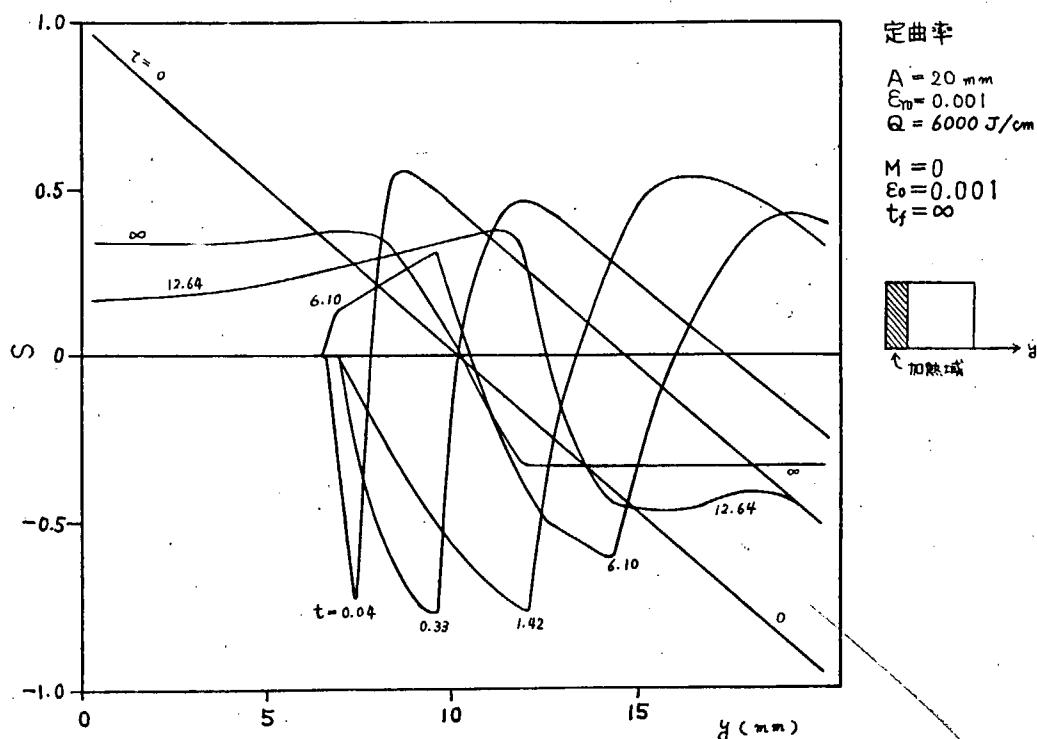


図 2.2.1-6 定曲率拘束における応力分布

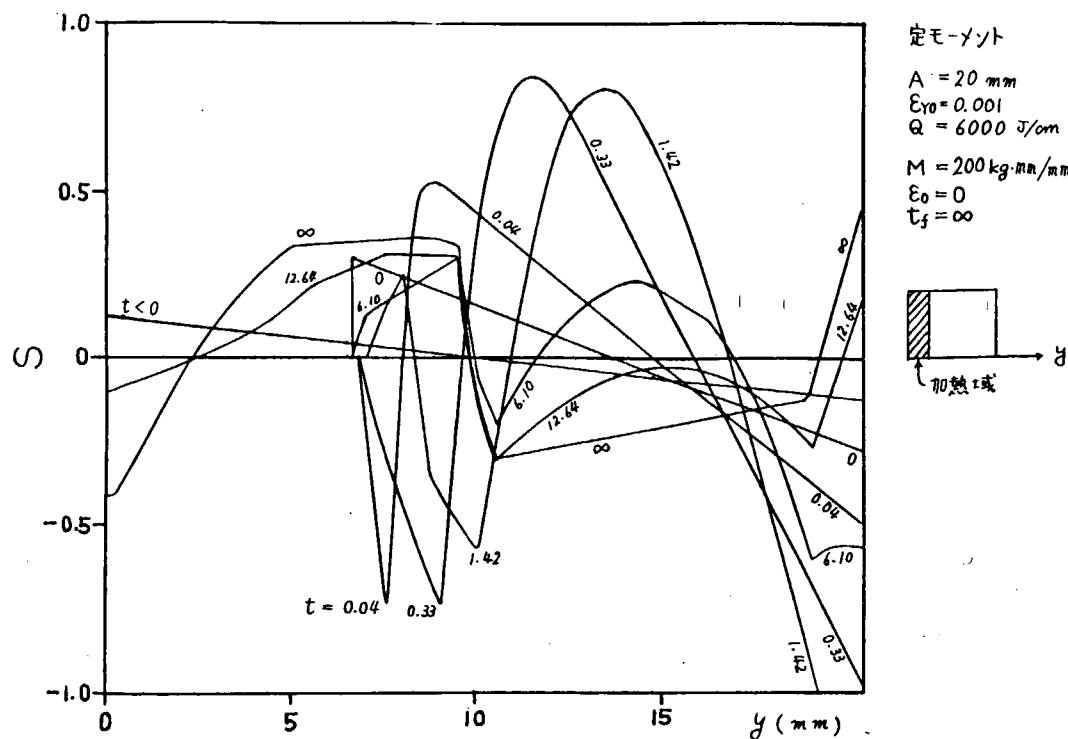


図 2.2.1-7 定モーメント拘束における応力分布

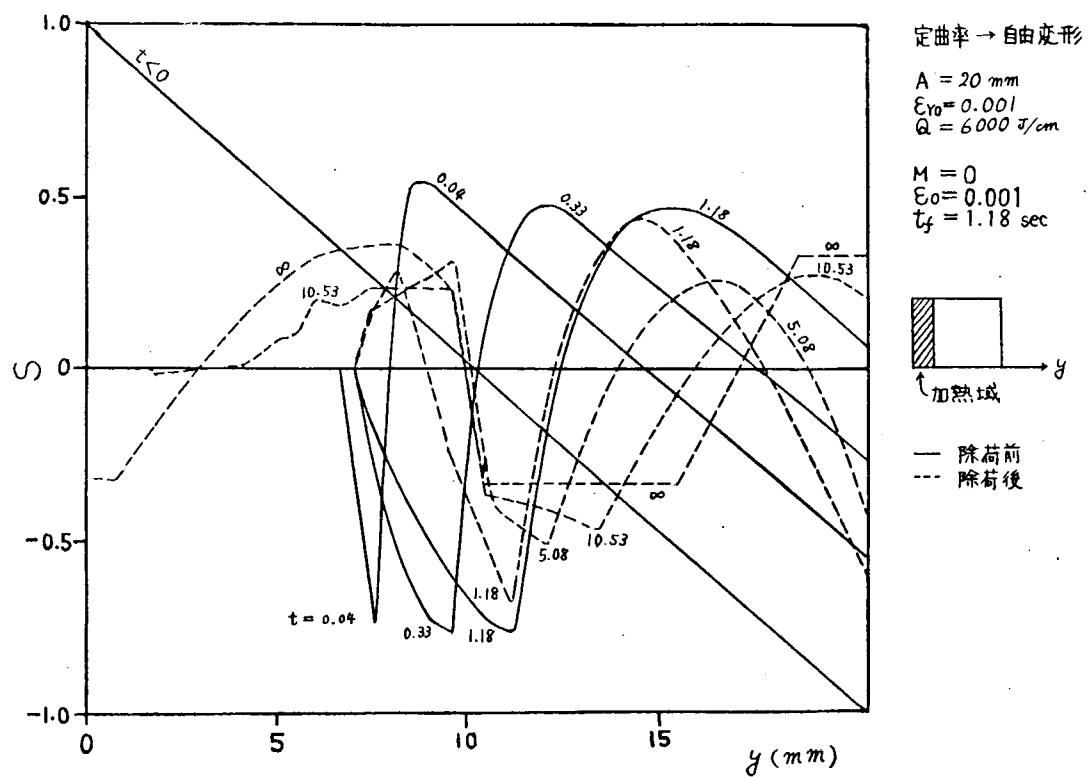


図 2.2.1-8 定曲率拘束から自由変形に変化した場合の応力分布

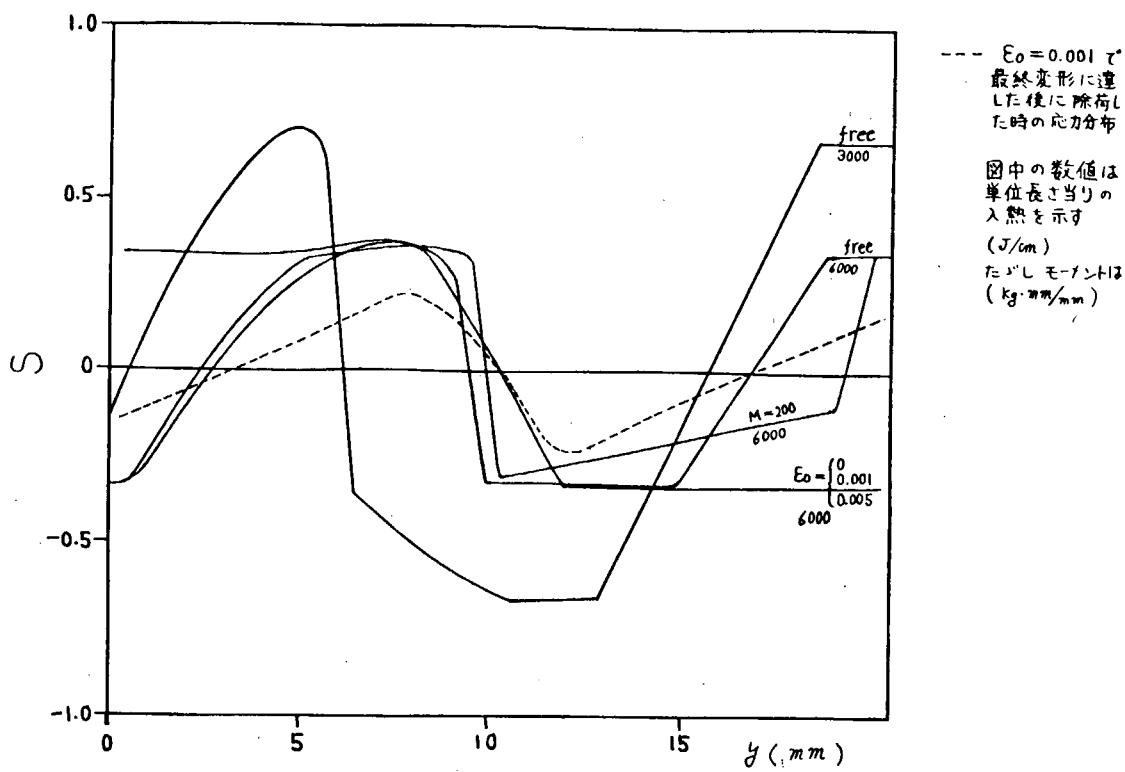


図 2.2.1 9 最終応力分布

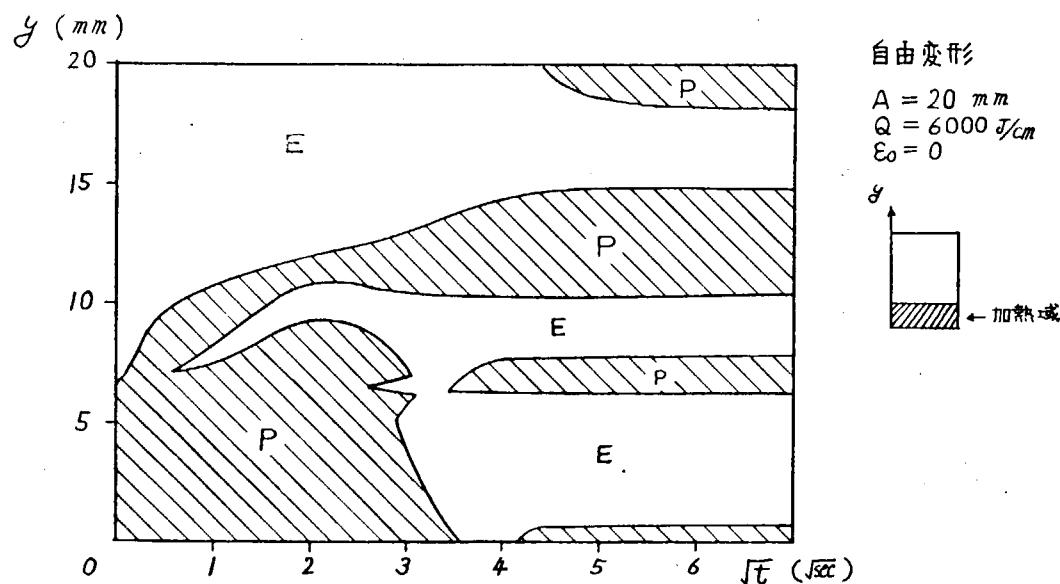


図 2.2.2 0 自由変形における弾・塑性領域の変化

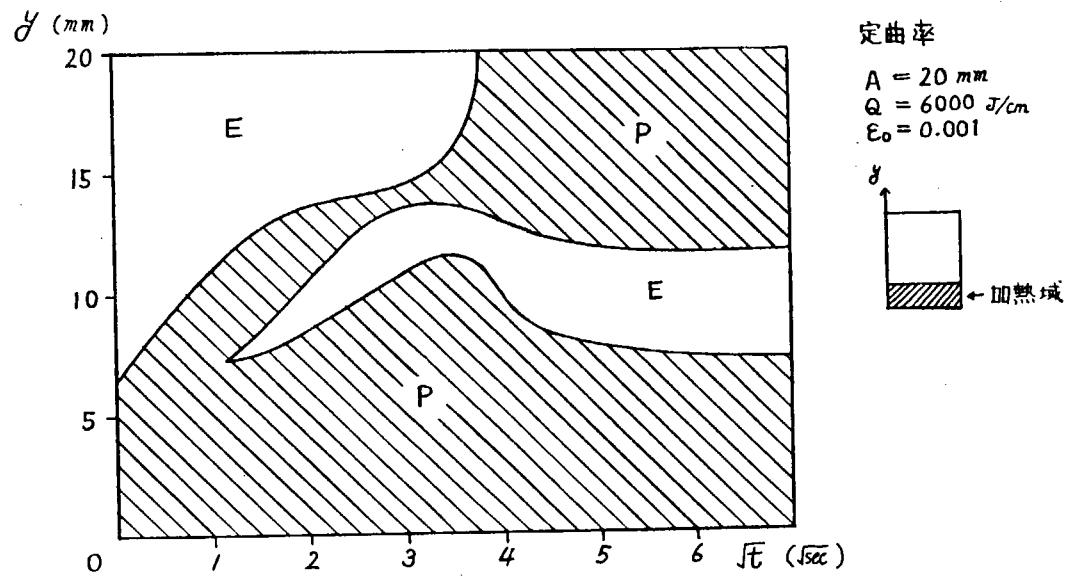


図 2.2.2.1 定曲率拘束における弾・塑性領域の変化

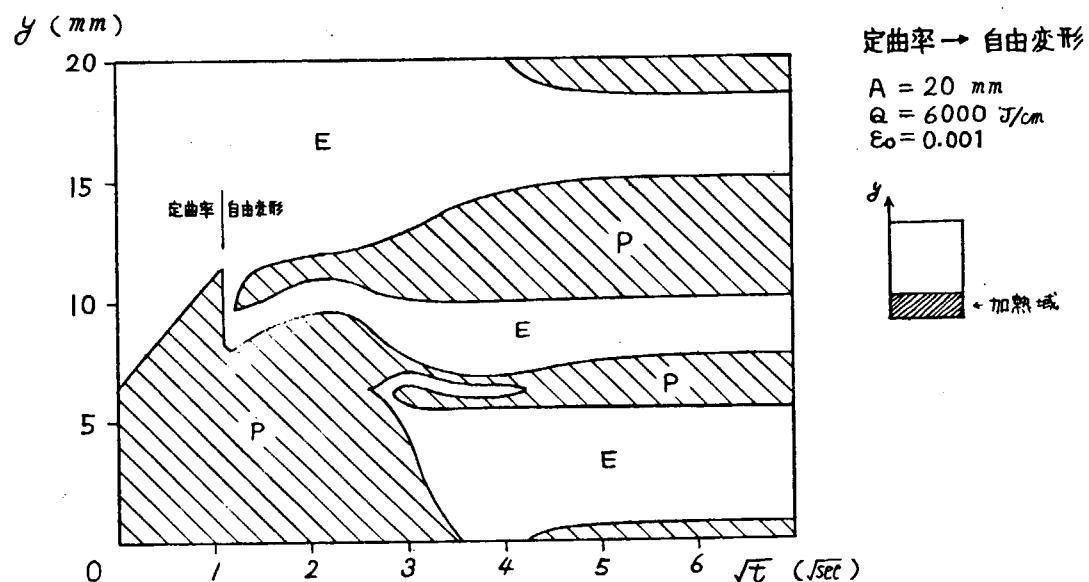


図 2.2.2.2 定曲率拘束から自由変形に変化した場合の弾・塑性領域の変化

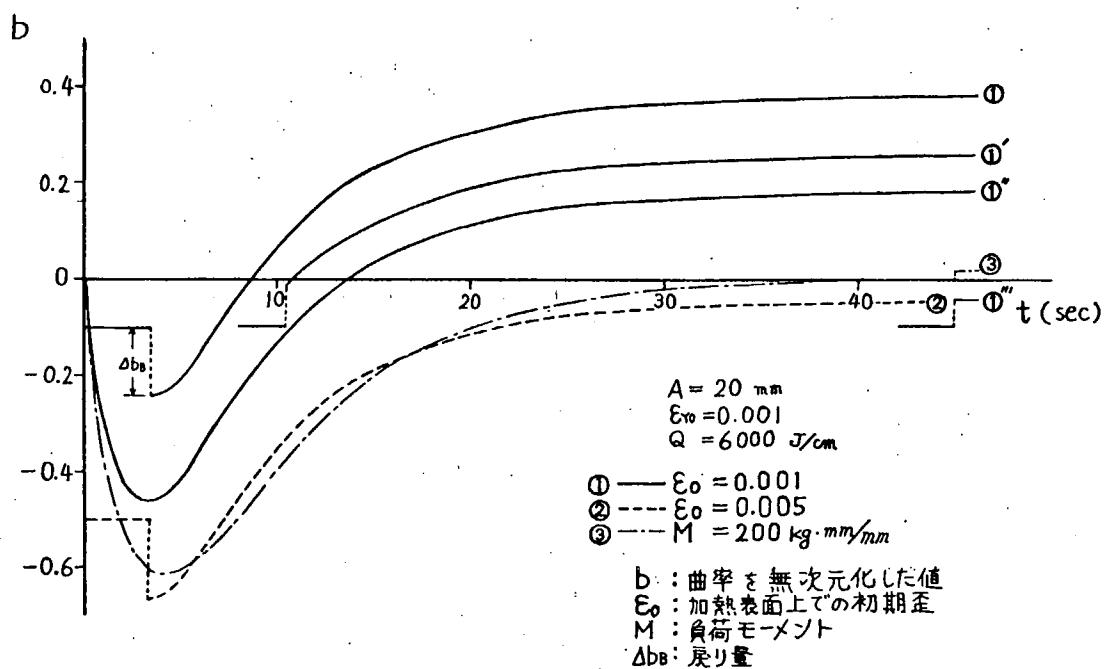


図 2.2.2.3 各除荷時間における曲率の変化

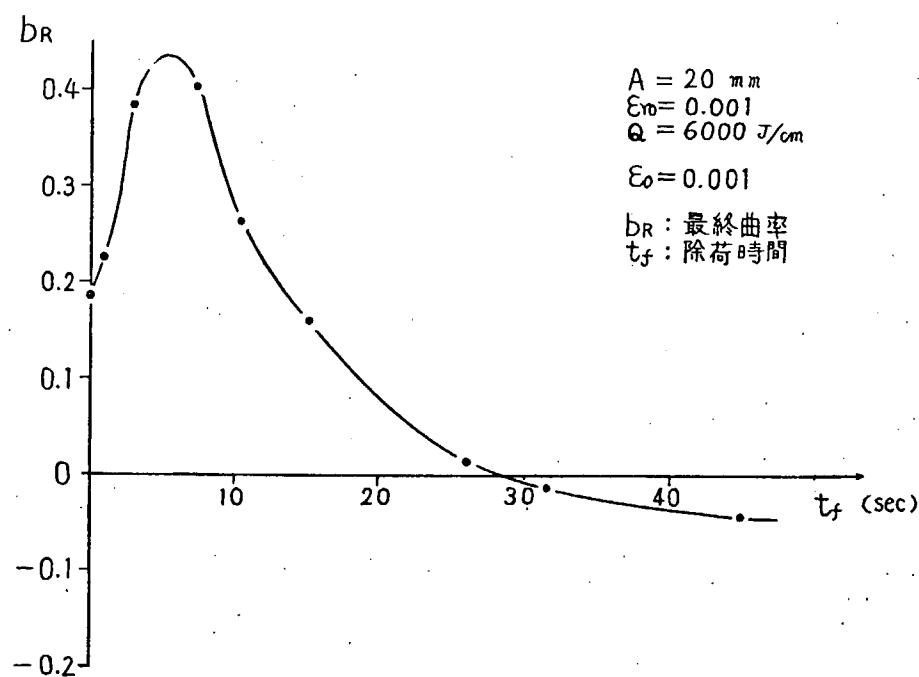
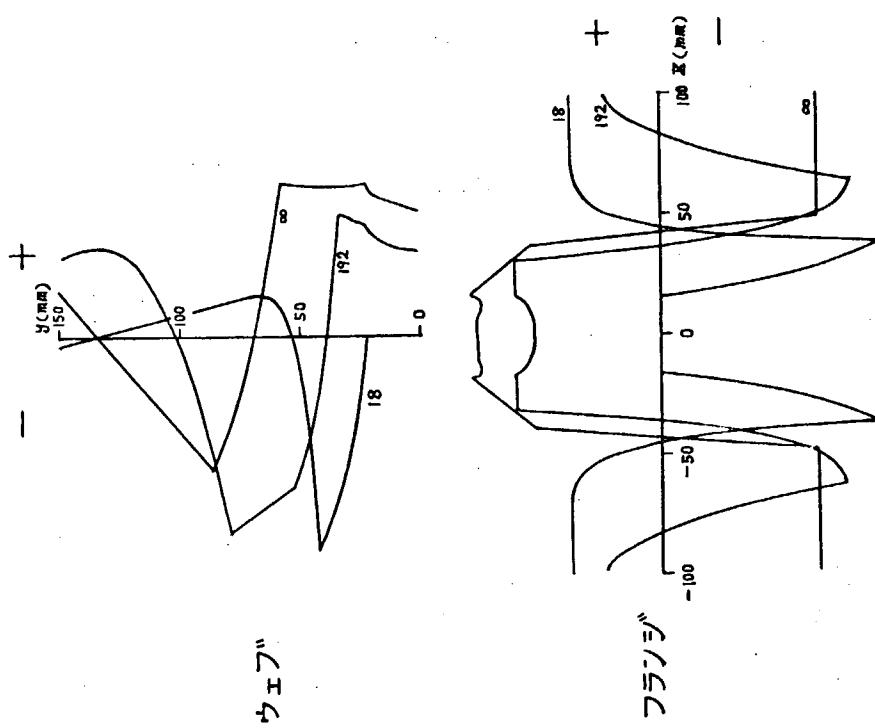
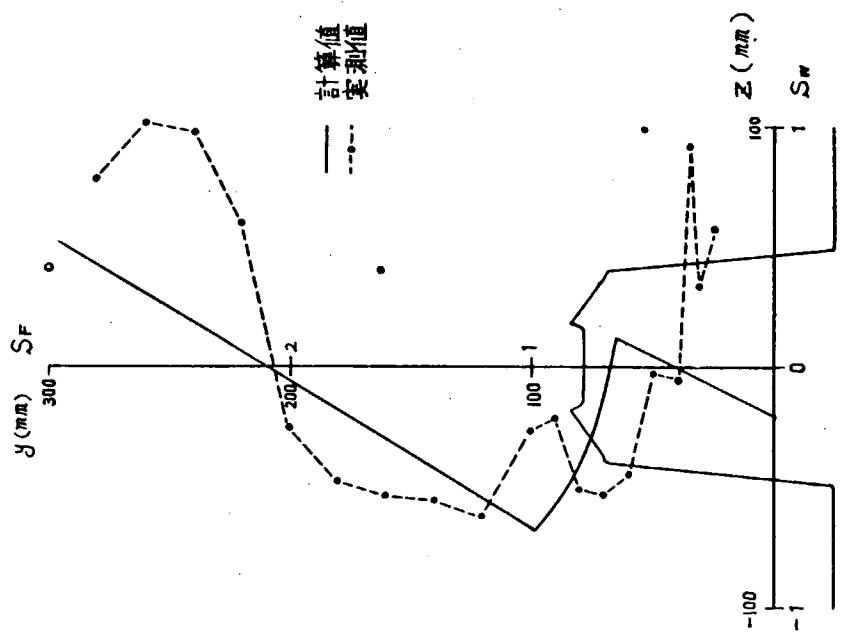


図 2.2.2.4 除荷時間と最終残留歪の関係



自由変形  
TYPE A  
 $Q = 35000 \times 2 \text{ J/m}$   
図中の数字の単位は SCC

1.0  $S$   
0.5  
0



$S_F$ : フランジの応力 (x 方向)  
 $S_W$ : フランジの応力 (y 方向)  
TYPE C  
 $Q = 35000 \times 2 \text{ J/m}$

図 2.2.2.5 T型ロングの応力分布の変化

図 2.2.2.6 T型ロングの残留応力分布

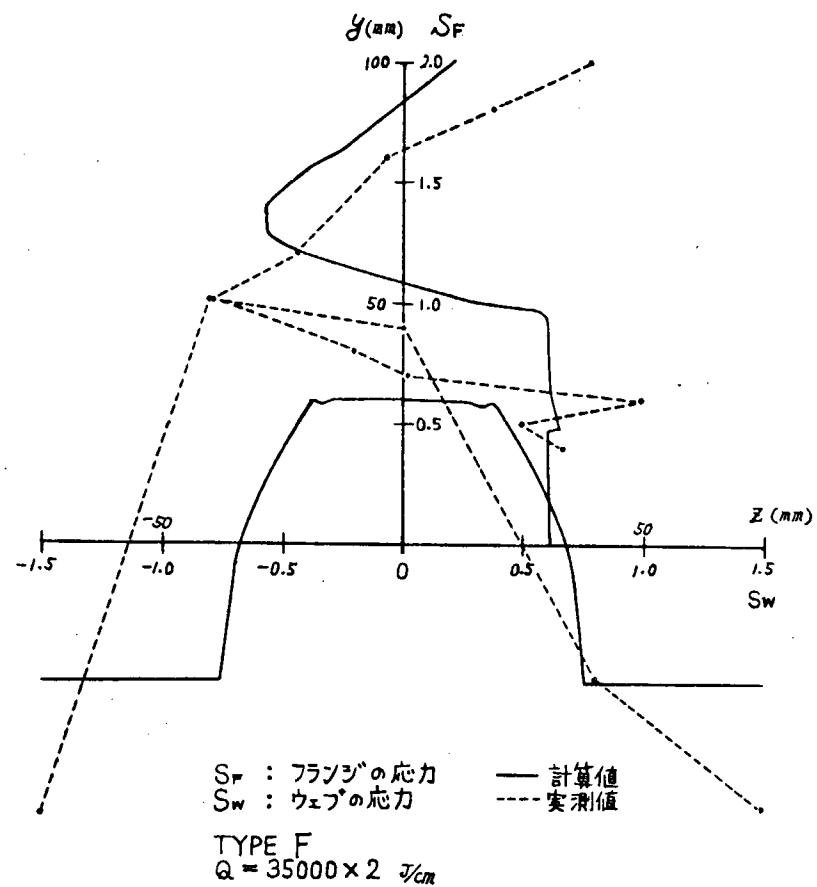


図 2.2.2.7 T型ロンジの残留応力分布

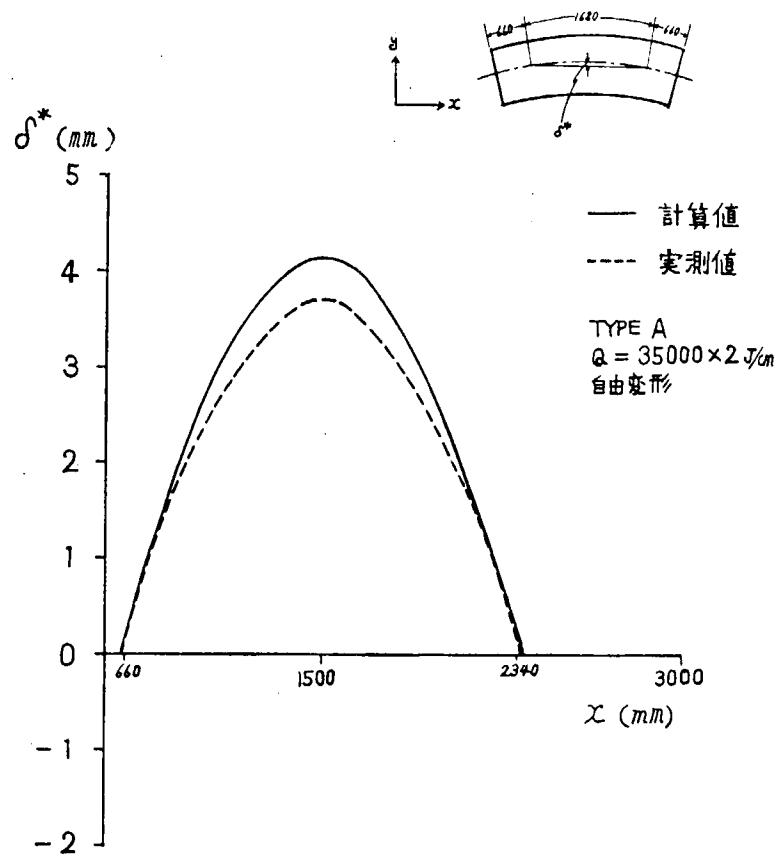


図 2.2.2.8 T型ロンジにおける変形状態の実測値と計算値

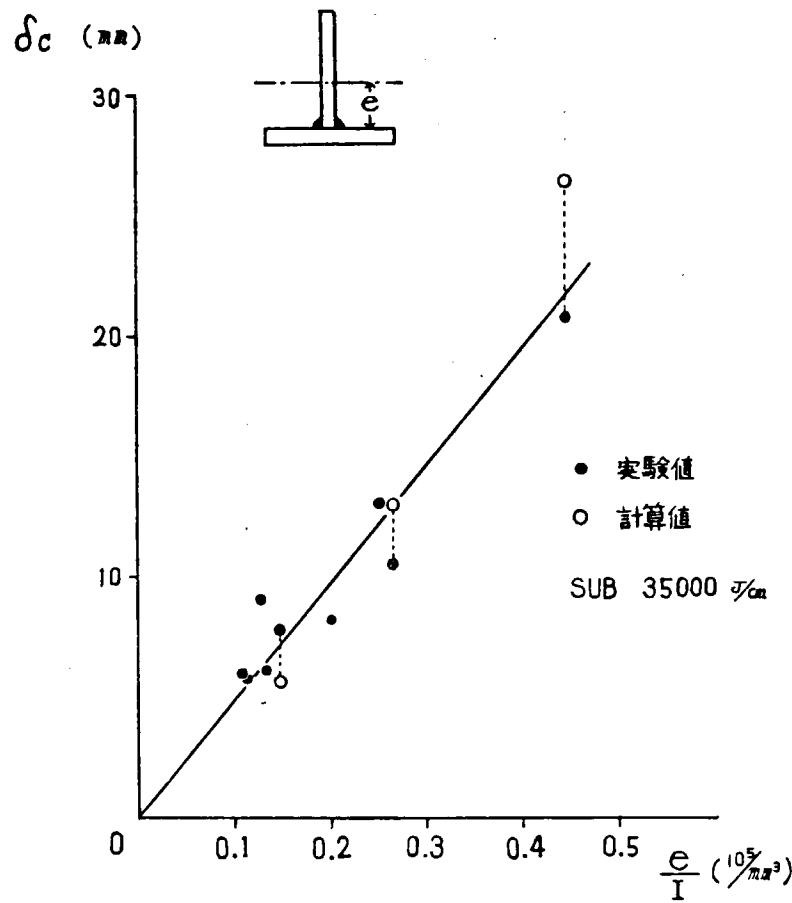


図 2.2.2.9 パラメータ  $e/I$  による実験値と計算値の比較

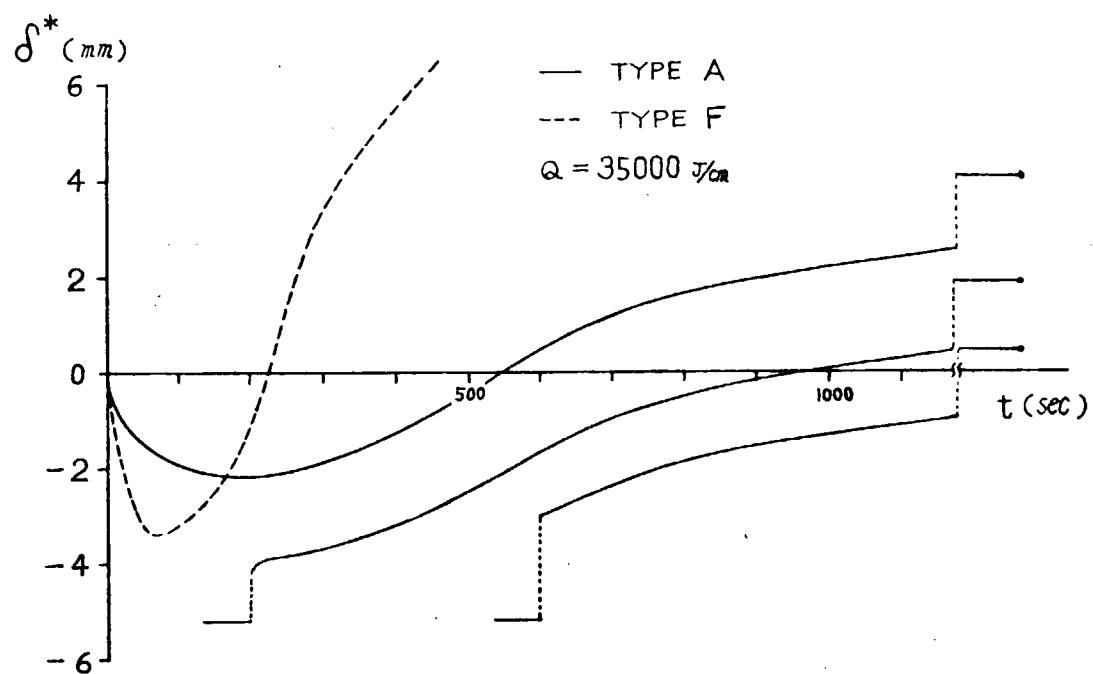


図 2.2.3.0 各試験片および除荷時間における変形量  $\delta^*$  の変化

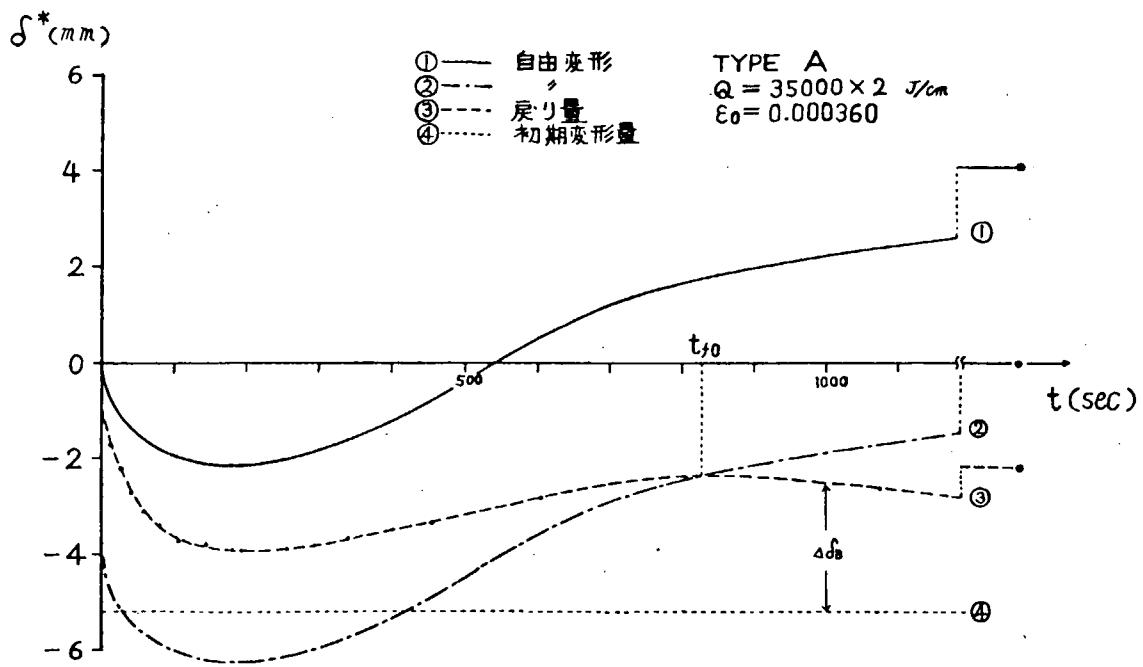


図 2.2.3-1 除荷時間ともどり量および残留変形量の計算例

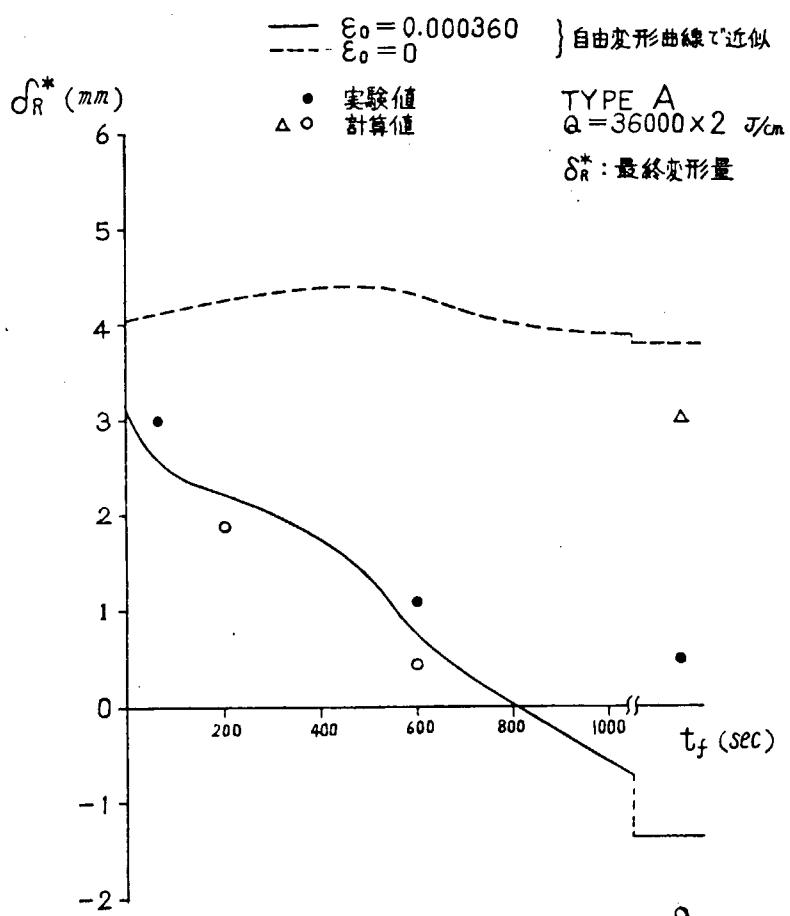


図 2.2.3-2 除荷時間と最終変形量の関係

## 2.2.2 歪取りに関する研究

### (1) はじめに

47年度の研究においてわれわれは、溶接によって発生する歪の防止法について研究を行なってきた。しかしながら歪発生の防止を試みたとしても、最終的には、わずかであるが歪が残存する場合もある。このように残存した歪の除去方法としては、機械的方法とガス加熱による方法との2つに大別される。

現在、造船現場において行なわれている方法は、主にガス加熱による歪取りであり、この方法は作業者個人個人の経験等をもとに行なっており、焼き方、順序等については、各造船所においてまちまちである。

それゆえに48年度においてガス加熱による歪取りを取り上げ、加熱方法、加熱順序について検討し、ガス加熱歪取り工作法の確立を目的とした。研究内容としては下記の5シリーズに分かれている。

#### 1. 予備実験

- (a) 加熱速度、加熱時間と表面温度の関係
- (b) 加熱冷却条件が、鋼板の角変形、縦曲りに及ぼす影響
- (c) 溶接順序が溶接変形に及ぼす影響

#### 2. 標準パネルに関する実験

#### 3. 多数パネルに関する実験

#### 4. 実船パネルに関する実験

#### 5. 実船における歪取り実験

### (2) 使用鋼材

材質：軟 鋼

板厚：4.5 mm 6.0 mm 9.0 mm

### (3) 予備実験

#### (a) 加熱速度、加熱時間と鋼板表面温度の関係

ガス加熱条件を表2.2.1に示す。また、加熱表面温度は板厚方向の各位置での温度測定より求めた温度勾配の結果から推測して求めた。温度測定位置は、各板厚について下記のごとくである。

板厚 4.5 mm：加熱表面下 0.5, 1.0, 2.0, 3.0, 4.0 mm

板厚 6.0 mm： 1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 5.0, 6.0 mm

板厚 9.0 mm： 1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 6.0, 8.0 mm

表2.2.1 ガス加熱条件

| 項目      | 条件                        |
|---------|---------------------------|
| 火口（口径）  | 2.8 mm Ø                  |
| 酸素圧力    | 1.0 kg/cm <sup>2</sup>    |
| 酸素流量    | 1.0 × 10 <sup>3</sup> l/h |
| アセチレン圧力 | 0.5 kg/cm <sup>2</sup>    |
| アセチレン流量 | 3.0 × 10 <sup>3</sup> l/h |
| 火口高さ    | 20.0 mm                   |

加熱速度、加熱時間と表面温度との関係を図2.2.3 3および図2.2.3 4に示す。図2.2.3 3は線状加熱、図2.2.3 4は点状加熱の結果である。

#### (b) 加熱冷却条件が鋼板の角変形、縦曲りに及ぼす影響

各板厚について、加熱冷却条件による変化を明らかにした。加熱冷却条件、加熱表面温度を下記に示す。

(i) 加熱冷却条件

空冷、加熱表面水冷(上水冷)、加熱裏面水冷(逆水冷)

(ii) 加熱表面温度

| 板厚 t = 9.0 mm | 6.0 mm | 4.5 mm |
|---------------|--------|--------|
| 1000 °C       | 900 °C | 900 °C |
| 900           | 800    | 800    |
| 800           | 700    | 700    |
| 700           | 600    | 600    |
| 600           |        | 500    |

また、試験に供せられた試験片寸法および測定要領を図 2.2.3.5 に示す。

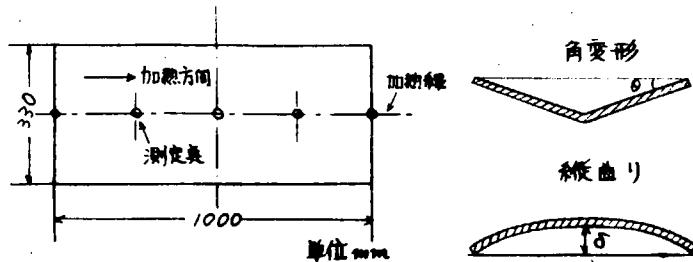


図 2.2.3.5 試験片寸法および測定要領

実験結果を図 2.2.3.6～図 2.2.3.8 に示す。

(c) 溶接順序が溶接変形に及ぼす影響

溶接順序が溶接変形に及ぼす影響を標準パネル (Stiffener 間 800 mm) について調べた。溶接順序、変形測定結果を図 2.2.3.9 に示す。なお、溶接変形は最終変形量を示す。

溶接順序の溶接変形への影響はほとんどなかった。それゆえに、以後のパネル試験片作成において、溶接順序はスパン内側から対称に溶接を行なう(図 2.2.3.9)の溶接順序を採用した。

(4) 標準パネル実験

(a) 実験方法

(i) 試験片寸法

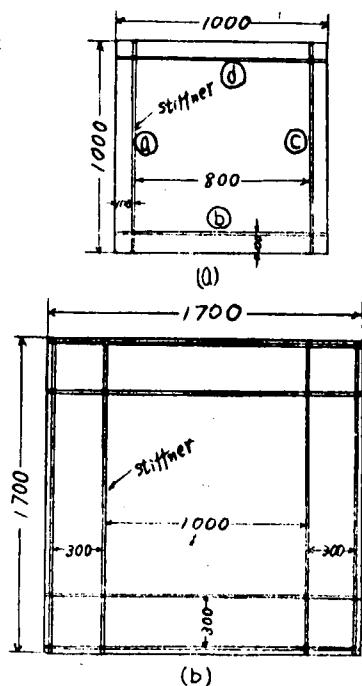


写真 2.2.1

図 2.2.4.0 試験片寸法(単位mm)

図 2.2.4 0 の(a)-type は全周を拘束した状態で加熱を行なう場合の試験片であり、(b)-type は中央スパンを Stiffner で拘束した場合である。(a)-type の拘束状態および残留応力測定用 X 線装置を写真 2.2.1 に示す。

### (ii) 歪測定

歪取りの中央スパンに 100 mm pitch の格子線を描き、全面について歪測定を行なった。測定にはダイヤルゲージを使用し、測定要領は写真 2.2.1 に示されている。

### (iii) 加熱方法

#### (イ) 加熱順序 ②→①→⑥→④

それぞれ対称に加熱を行なった。(図 2.2.4 0、(a)-type 参照)

#### (ロ) 加熱位置

下記の三領域を加熱して、歪取りの効果を調べた。

- Stiffner 部より 30 mm の位置をまず加熱 (a, c, b, d-line)、その後さらに 30 mm 内側を加熱、その概要を図 2.2.4 1 に示す。図 2.2.4 1 の場合、加熱回数は 8 回となる。
- Stiffner より 20 mm の位置を繰返し加熱。
- Stiffner 上を繰返し加熱。

#### (ハ) 加熱温度

- 高温 900 °C (面内収縮による歪取り)
- 低温 600 °C (角変形による歪取り)

#### (二) 冷却方法

- 空冷
- 加熱面側水冷
- 加熱裏面水冷 (逆水冷)

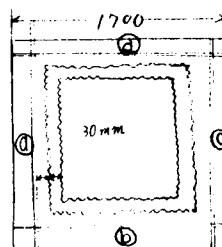


図 2.2.4 1

### (b) 実験結果

図 2.2.4 2 に実験結果を示す。図中における●■◆印部分は折れ発生を示している。測定結果を表 2.2.2 にまとめた。表中において歪取りが可能であると考えられる加熱方法については、黒ぬりとなっている。

図 2.2.4 3 は、板厚 4.5 mm、900 °C 上水冷の場合の折れ状況を示している。5 回目加熱から折れが発生している。標準パネルにおいて発生した折れの外観を図 2.2.4 4 に示す。

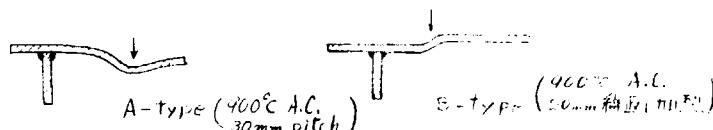


図 2.2.4 4 折れ外観

図 2.2.4 5 は、板厚 4.5 mm の標準パネル (1000 mm Span) における歪取り結果である。前述の 800 mm Span パネルとの相違は、Stiffner 上を繰返し加熱した場合、歪取りが可能であったということである。これは歪取りされるパネルの拘束状態が異なるためと考える。1000 mm Span 試験片は、実船相当の拘束状態と考える。

図 2.2.4 6 は、両パネル試験片の残留応力分布を示す。図中の上部にその場合のたわみ曲線が示されている。また、800 mm Span 試験片については、20 mm 位置を 500 °C A, C で 3 回加熱を行なった場合の残留応力分布を示した。残留応力分布の相違は、たわみ曲線の相違に帰因している。このようなたわみ曲線の相違は、1000 mm Span 試験片は、Stiffner の隣りに別パネルがあるのに対して、800 mm Span 試験片は、free の状態であることに原因している。

また標準パネルにおける折れの原因是、残留応力分布が大きく原因しているものと考える。折れの一例を図 2.2.4 7 に示したが、A-type 900 °C A, C, 30 mm pitch の場合、折れ発生位置は Stiffner より 60 mm で

あり、残留応力分布測定結果(図2.2.4.6)から、

その位置での $\delta_x$ は圧縮応力、裏面は引張応力と考えられる。その概要を図2.2.4.7に示す。



図2.2.4.7 加熱折れの概要

結局、曲げモーメントが働いている状態の中央

を加熱するのでA-typeのような折れが生ずるものと考える。

1回加熱で折れが発生しないのは、Stiffnerに近いので、Stiffnerの剛性によって折れが顕著に現われないものと考える。

また、B-typeの折れの場合は、1回加熱によって加熱位置の $\delta_x$ は引張応力となる(図2.2.4.6参照)。さらに加熱した場合はA-typeとは逆方向の応力作用によって加熱表面側に凸となる。

以上の標準パネル実験から下記の項目が明らかとなった。

(i) Stiffnerより30mm pitchで900°C加熱を行なうとStiffnerより60mmの位置で折れが発生する。この現象は、すべての板厚(4.5~9.0mm)、冷却方法についてみられる。

また、加熱温度を低温600°Cとして、Stiffnerより30mm pitchで90mmの位置を加熱すると、折れが発生する。(表2.2.2板厚6.0mmを参照)

(ii) Stiffnerより20mmの位置を900°C空冷繰返し加熱すると歪取りが可能である。しかしながら何回か加熱を重複すると折れが発生する。

低温の600°Cの場合には、折れは発生せず歪取りが可能である。(表2.2.2板厚9.0mm参照)

また、逆水の場合は、折れは発生せず歪取りが完全に行なわれる。

(iii) Stiffner上を900°Cで繰返し加熱する、空冷、上水冷とも板厚(4.5~9.0mm)にて歪取りが可能である。

## (5) 多数パネル実験

### (a) 3パネル試験片実験

#### (i) 実験方法

(1) 試験片寸法(図2.2.5.0)

(2) 歪測定

A-D、B-C lineにダイヤルゲージ付き尺をわたりして全面にわたって測定を行なった。

(3) 加熱方法

1. 加熱順序

加熱領域のとなりにパネルがある場合と、ない場合との2通りについて行なった。すなわち、

Ⓐ A-D、B-C、A-B、C-D、くり返し

Ⓑ A-B、C-D、A-D、B-C、"

2. 加熱位置、冷却方法

すべて標準パネル実験と同様に行なった。

#### (ii) 実験結果

実験結果を図2.2.4.8に示す。加熱順序によって歪取り効果が異なる。逆水冷の場合は、それほど大きな相違ではなく歪取り効果が大きいのに対して、空冷の場合は、A-D、B-C、lineのように隣りにパネルがある場合歪取り効果が大きい。

図2.2.4.9に歪取りパネル、加熱前の残留応力分布を示す。 $\delta_x$ (接線に直角方向)についてみると、B-B' lineすなわち、となりにパネルがある場合の残留応力分布は、Stiffner近傍においてA-A'より大きな

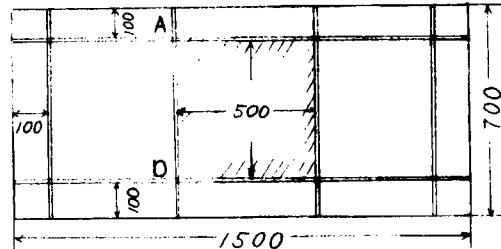


図2.2.5.0 試験片寸法(単位mm)

圧縮応力となっている。この圧縮応力によって収縮するのであるから、A-D、B-C lineを加熱するほうがすなわち、Stiffnerより20mm位置をくり返し900°C A, C, 900°C逆水、Stiffner上900°C A, C,において効果が大きい。

#### (b) 9パネル試験片結果

##### (i) 実験方法

###### (1) 試験片寸法(図2.2.5.1)

###### (2) 加熱方法

###### 1. 加熱順序

中央パネルについて対称であるので、どこから加熱しても同じである。それゆえに下記のごとくした。

A-D、B-C、A-B、C-D、くり返し

###### 2. 加熱位置、冷却方法

すべて標準パネル実験と同様に行なった。

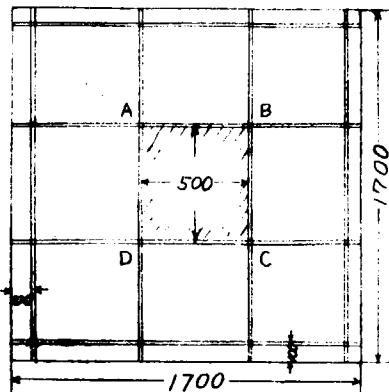


図2.2.5.1 試験片寸法(単位mm)

##### (ii) 実験結果

実験結果を図2.2.5.2に示す。なお板厚9.0mmについては、ほとんど変形が生じないので、4.5mm、6.0mmについて行なった。

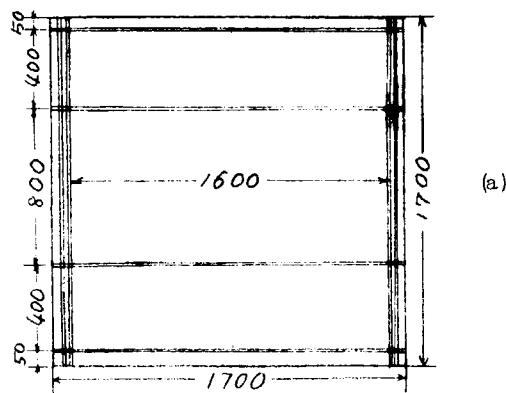
図からも明らかなように、すべての加熱方法について歪取りが可能であった。しかしながらStiffner上を加熱した場合を除いて、すべてに折れが発生した。この折れは、図2.2.4.7で示したB-typeの折れであった。この原因としては、標準パネル実験の項で述べたように残留応力が考えられる。図2.2.5.3に残留応力分布を示すが、 $\delta_x$ は加熱領域(Stiffnerより20mm)において引張応力となっているので、それによって折れが生じたものと考えられる。

#### (6) 実船パネル実験

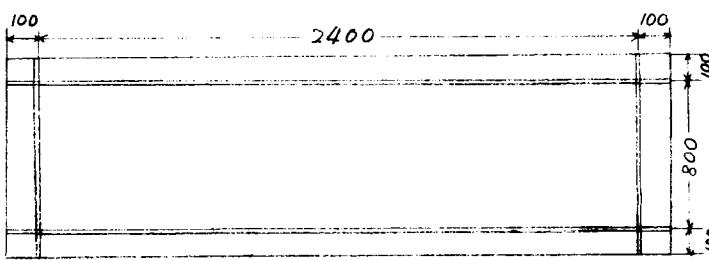
##### (a) 実験方法

###### (i) 試験片寸法

図2.2.5.4に示す2つの試験片について歪取り実験を行なった。(a)試験片は、歪取りパネルが拘束されているのに対して、(b)試験片は、四周自由状態で実験に供せられた。



(a)



(b)

図2.2.5.4 試験片寸法(単位mm)

(1) 加熱順序  
長手方向のStiffnerを中心に行なった。

(2) 加熱冷却方法  
標準パネル、多数パネル実験においては、線状加熱を中心に行なったが、今回はお灸加熱に相当する棒焼きについても行なった。この棒焼きは900°C、長さ100mm、加熱直後を水冷し、面内収縮による歪取りを目的とした。

##### (b) 実験結果

A-typeの試験片の歪取り測定結果を図2.2.5-5に示す。板厚6.0mmについての結果である。逆水冷、Stiffner上加熱は、歪取り効果が大きい。なお、加熱順序はA-B(1回加熱)、C-D(2回目)、D-A(3回目)、B-C(4回目)で、5回目からは長手方向のA-B、C-Dを交互に繰返し加熱を行なった。

B-typeの試験片の歪取り測定結果を図2.2.5-6～図2.2.5-8に示す。このような“わかめ状”の変形の歪取り方法は、種々あると思うが、一つの方法として棒焼きと線状加熱を組合せて歪取りを行なった。歪取りの手順としては、まず凸部を加熱急冷して凸部の歪取りを行なう。その凸部は、加熱急冷により硬化して、Stiffnerが1本入ったような状態となる。例えば、図2.2.5-6の場合、中央にStiffnerが入り2パネルとなる。その後は、今まで標準パネル、多数パネルによって得られた結果をもとに、各パネルについて歪取りを行なう。今回の場合は、もっとも有効なStiffnerより20mm位置の900°C逆水を採用して歪取りを行なった。このtypeの試験片は、四隅がfreeであるので、逆水の効果としては、前述の標準パネル、多数パネルの歪取りほど大きくはないかもしれないが、基本的考え方は同じである。

## (7) 結論

上部構造に使用されている板厚4.5、6.0、9.0mmの鋼板を対象に、溶接によって各種パネルを作成し、凹変形のパネルの歪取りに関する研究を行なった。また、一部“わかめ状変形”の歪取りについても検討した。大要としては次の結論を得た。

- (a) 凹変形を持ったパネルの歪取り方法としてもっとも有効な方法は、Stiffner部に角変形を生じさせることである。そのための加熱水冷方法は、
  - (イ) 900°C逆水
  - (ロ) 600°C近傍の低温加熱空冷
- (b) 面内収縮によって歪取りを行なう場合には、
  - (ア) Stiffner上を900°C A, C
  - (シ) Stiffner部を900°C A, Cしかしながら(シ)の場合は、加熱が繰返されることによって途中で、折れが発生する場合がある。
- (c) Stiffner部から離れた領域たとえば、40mm以上の領域を加熱すると、いかなる冷却方法においても折れが発生する。
- (d) このような折れは、そのパネルの持つ残留応力分布が影響している。この残留応力分布はパネルStiffner間のSpanによって異なり、例えば500mmSpanパネルの場合には、Stiffnerより20～80mmの領域の加熱面側で引張応力となっているので、そこを加熱すると凸変形が生ずる。
- (e) “わかめ状変形”の歪取りとしては、凸部を加熱急冷によって面内収縮を生じさせ歪取り後、次に凹部について標準パネル等の実験で得られた結果を採用すれば、歪取りが容易になる。

なお、49年度の研究としては、今回得られた結果を実船上のパネルにapplyし、実船について歪取りの実験を行なう。また、残留応力分布の熱加工に及ぼす影響についても、さらにミクロ的に求める。

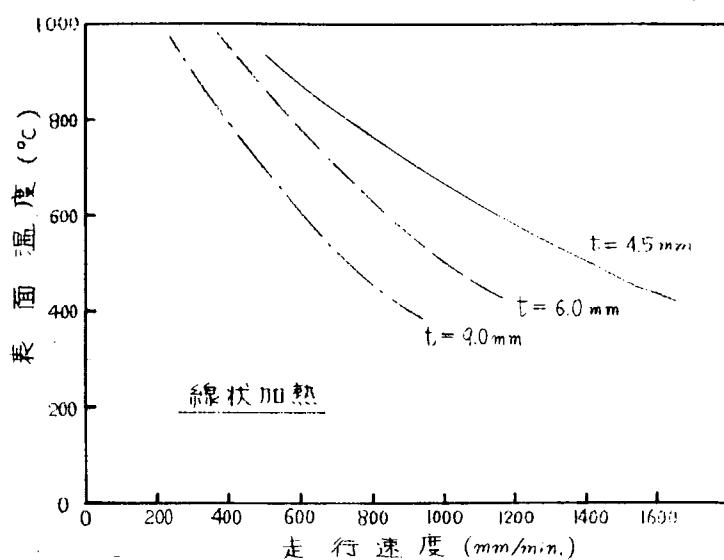


図 2.2.3-3 加熱速度と鋼板表面温度の関係

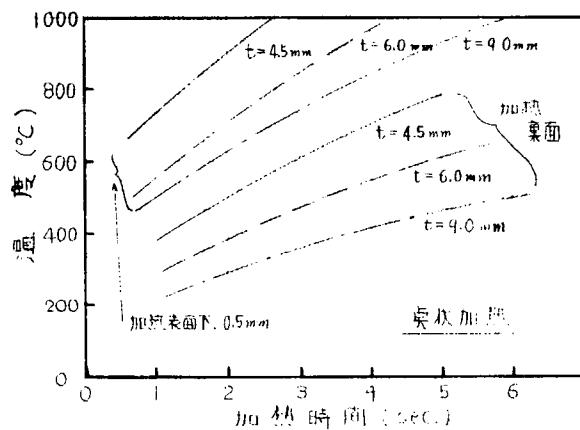


図 2.2.3-4 加熱時間と鋼板表面温度の関係

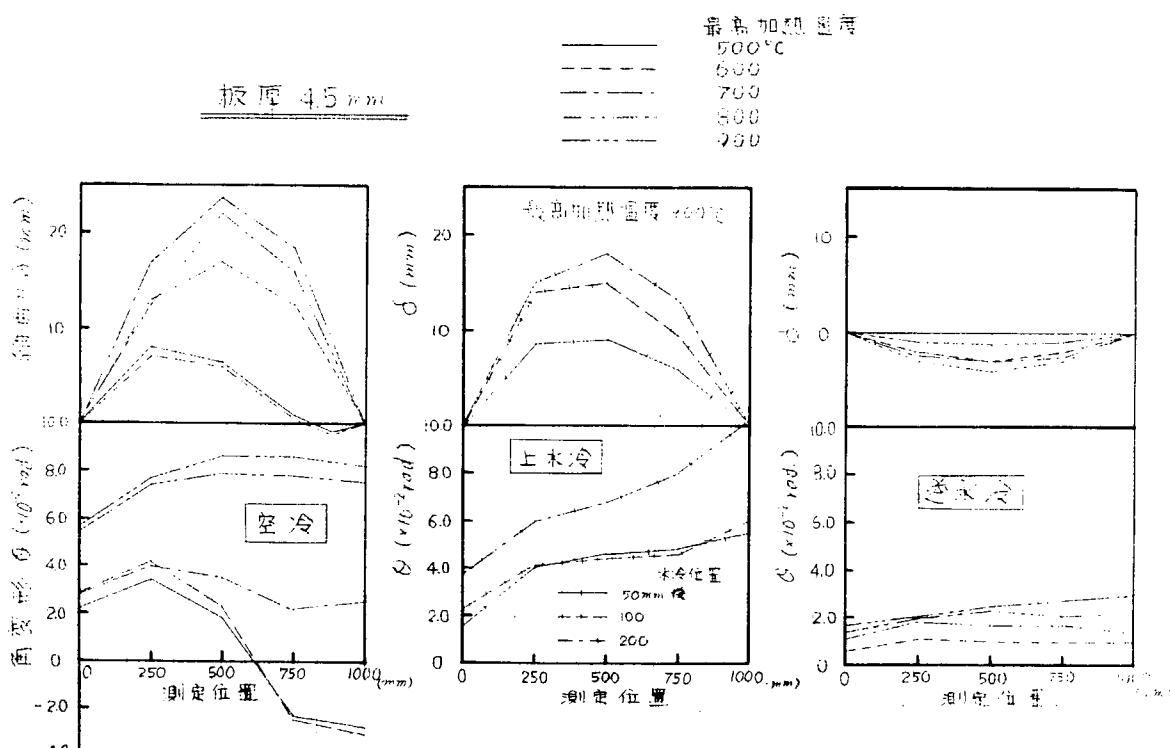


図 2.2.3-6 加熱冷却条件が鋼板の角変形、縦曲りに及ぼす影響(板厚 4.5 mm)

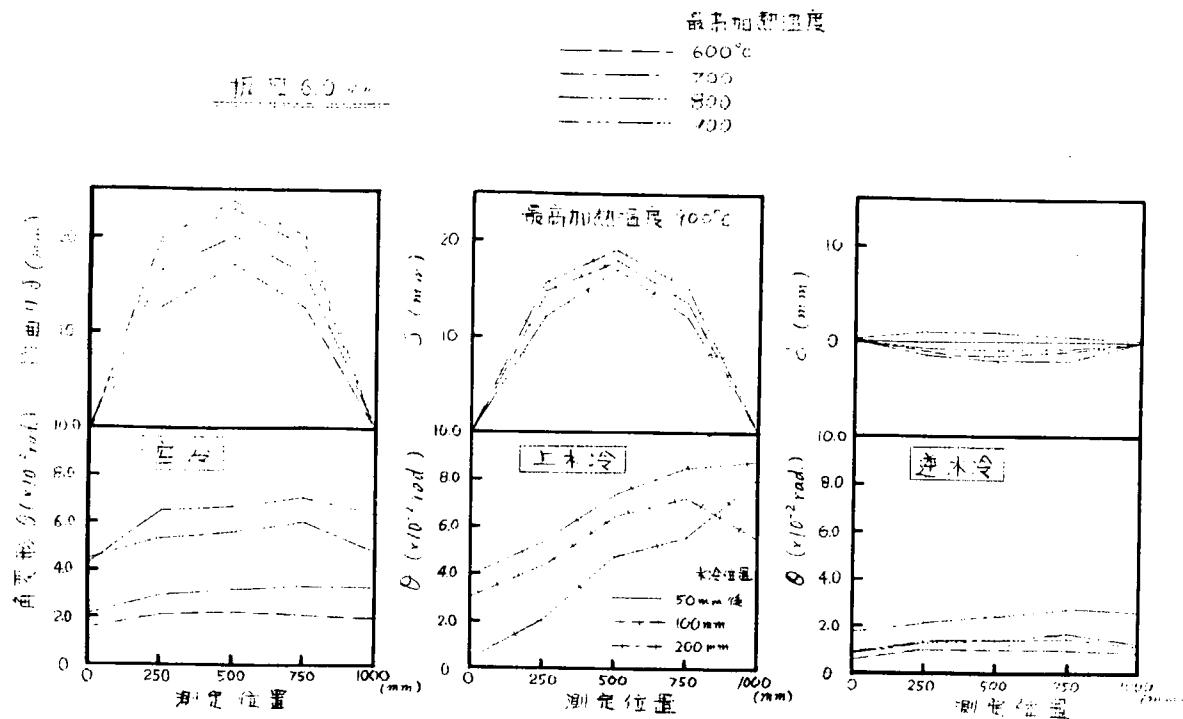


図 2.2.3-7 加熱冷却条件が鋼板の角変形、縦曲りに及ぼす影響(板厚 6.0 mm)

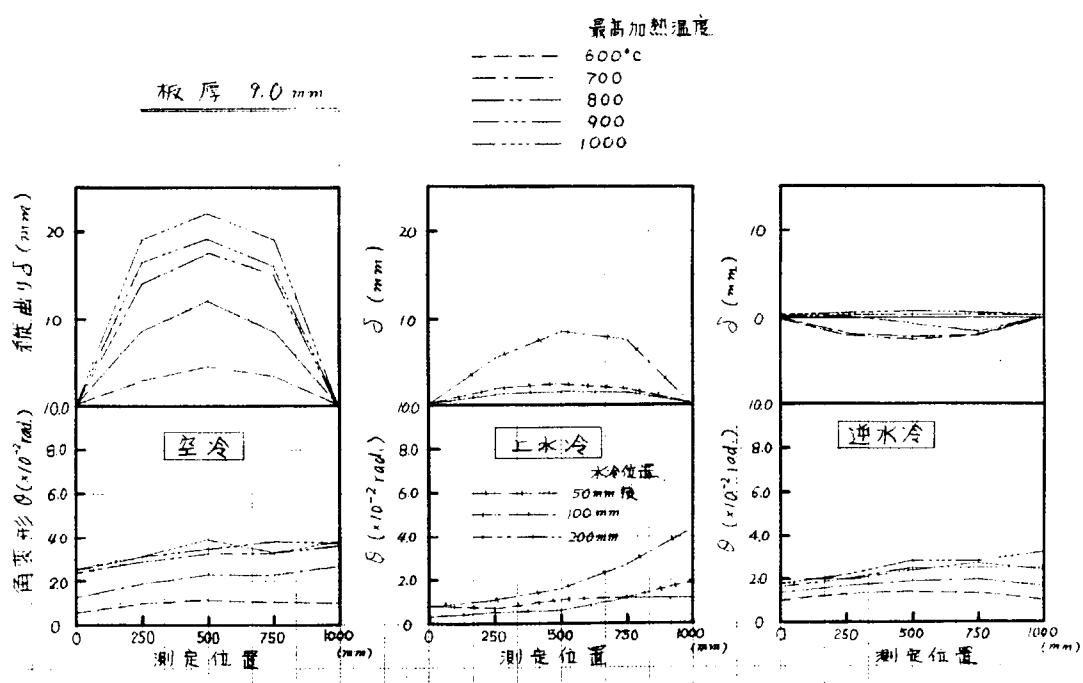


図 2.2.3-8 加熱冷却条件が鋼板の角変形、縦曲りに及ぼす影響(板厚 9.0 mm)

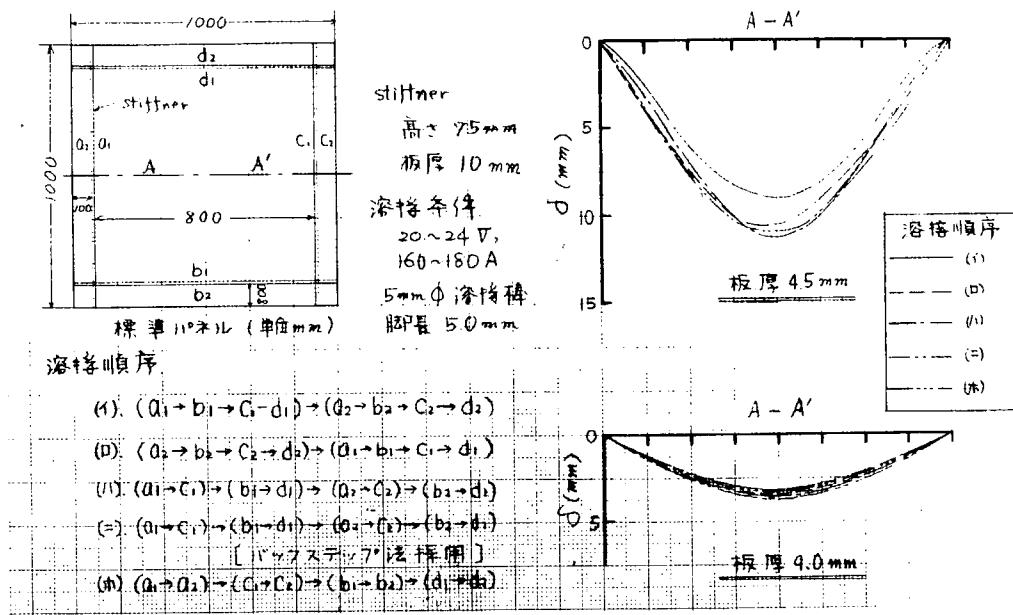


図 2.2.3.9 溶接順序が溶接変形に及ぼす影響

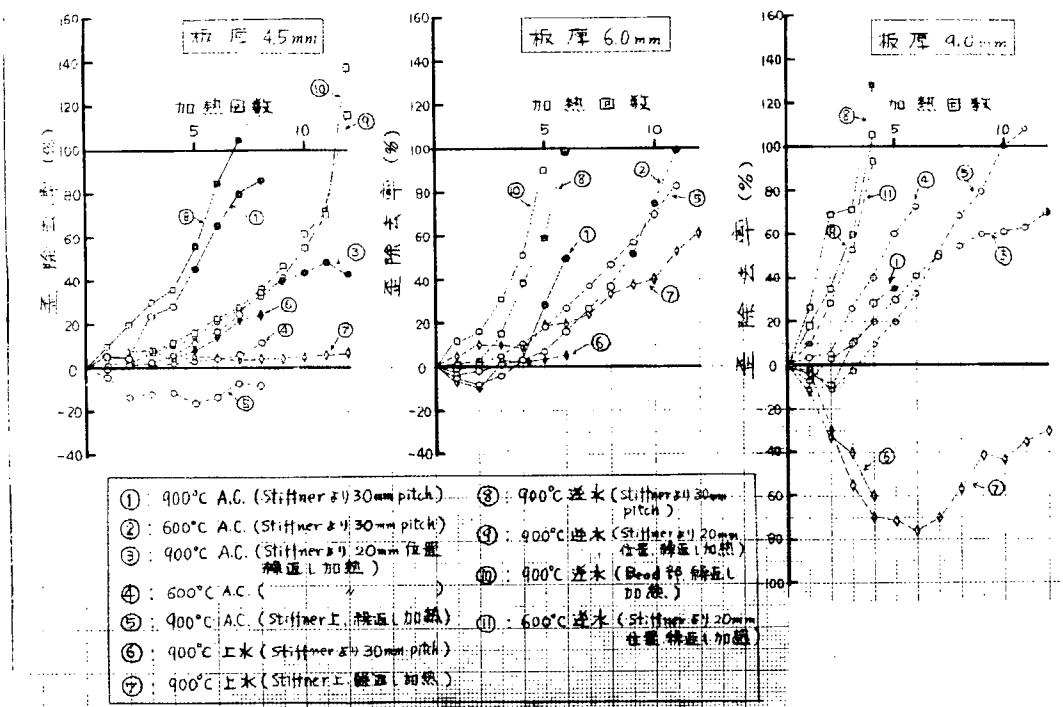


図 2.2.4.2 標準パネル (800 mm span) の歪取り実験結果

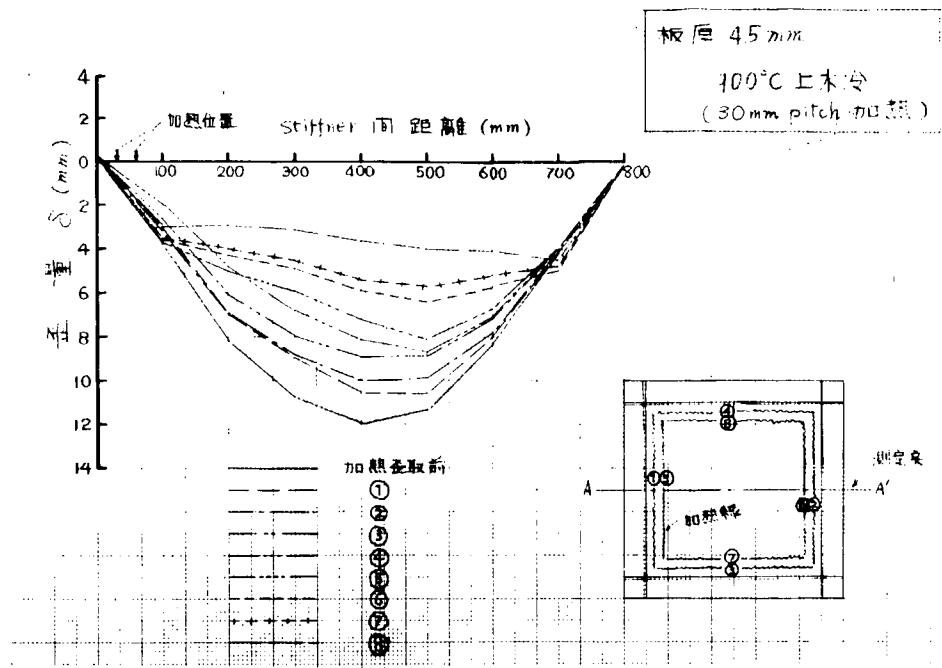


図 2.2.4.3 歪取りにおける折れの状況 (800 mm span)

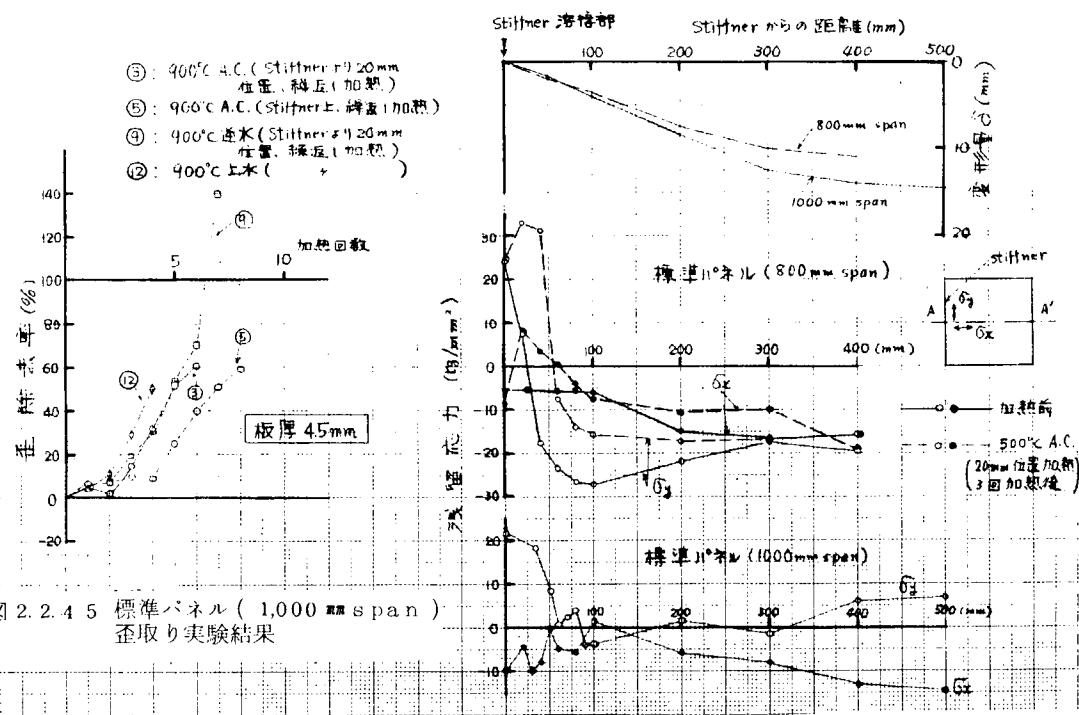


図 2.2.4.5 標準パネル (1,000 mm span)  
歪取り実験結果

図 2.2.4.6 標準パネル残留応力分布 (シャール法による)

表2.2.2 標準ペネル(800mm span)歪取り測定結果

| 冷却方法 | 加熱面温度( $^{\circ}$ C) | 加熱条件         | 板厚 4.5 mm |           | 板厚 6.0 mm |         | 板厚 9.0 mm |            |
|------|----------------------|--------------|-----------|-----------|-----------|---------|-----------|------------|
|      |                      |              | 加熱回数      | 適否        | 加熱回数      | 適否      | 加熱回数      | 適否         |
| 空    | 900                  | 3.0 mm pitch | 8         | ×         | (5回目折れ発生) | 6       | ×         | (5回目折れ発生)  |
|      | 900                  | 2.0 mm縦返し    | 11        | ×         | (9回目折れ発生) |         |           |            |
|      | Stiffener上           | 8            | ×         | (ほとんどれない) | 11        | ○(歪取れる) | 11        | ○(歪完全に除去)  |
|      | 600                  | 3.0 mm pitch |           |           | 11        | ×       | (9回目折れ発生) |            |
| 冷    | 600                  | 2.0 mm縦返し    |           |           |           |         | 6         | ○(歪取れる)    |
|      | 500                  | 2.0 mm縦返し    | 8         | ×         | (ほとんどれない) |         |           |            |
|      | 900                  | 3.0 mm pitch | 8         | ×         | (5回目折れ発生) | 4       | ×         | (ほとんどれない)  |
|      | (1000)<br>後水冷        | 2.0 mm縦返し    |           |           |           |         | 4         | ×(ほとんどれない) |
| 逆水冷  | Stiffener上           | 12           | ×         | (ほとんどれない) | 12        | ○(歪取れる) | 12        | ×(ほとんどれない) |
|      | 900                  | 3.0 mm pitch | 7         | ×         | (5回目折れ発生) | 6       | ×         | (5回目折れ発生)  |
|      | 900                  | 2.0 mm縦返し    | 11        | ○(歪完全に除去) |           |         | 4         | ○(歪完全に除去)  |
|      | 600                  | ビード上縦返し      | 12        | ○(歪完全に除去) | 5         | ○(歪取れる) |           |            |
| 逆水冷  | 600                  | 2.0 mm縦返し    |           |           |           |         | 4         | ○(歪完全に除去)  |

注 ※ 最終加熱において小さい折れが発生した。

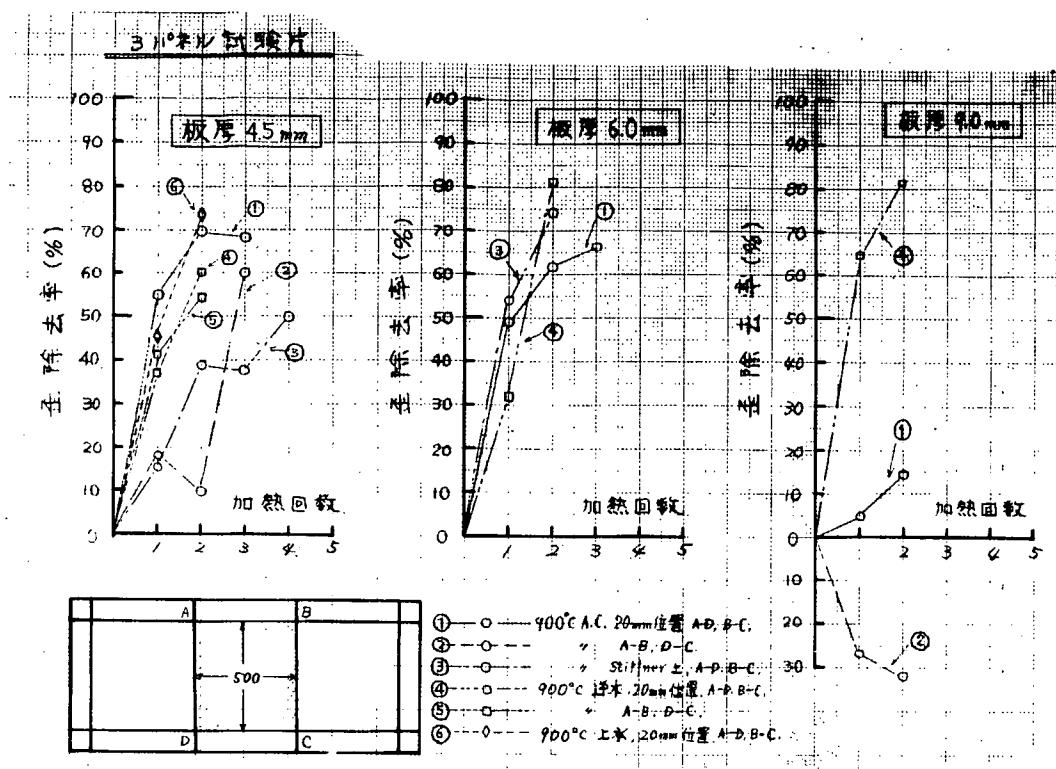


図 2.2.4-8 3 パネル実験結果

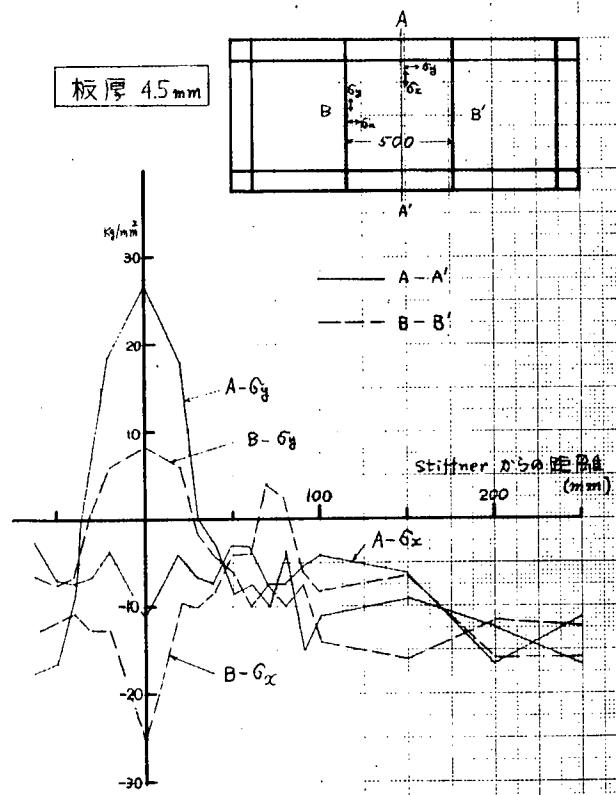
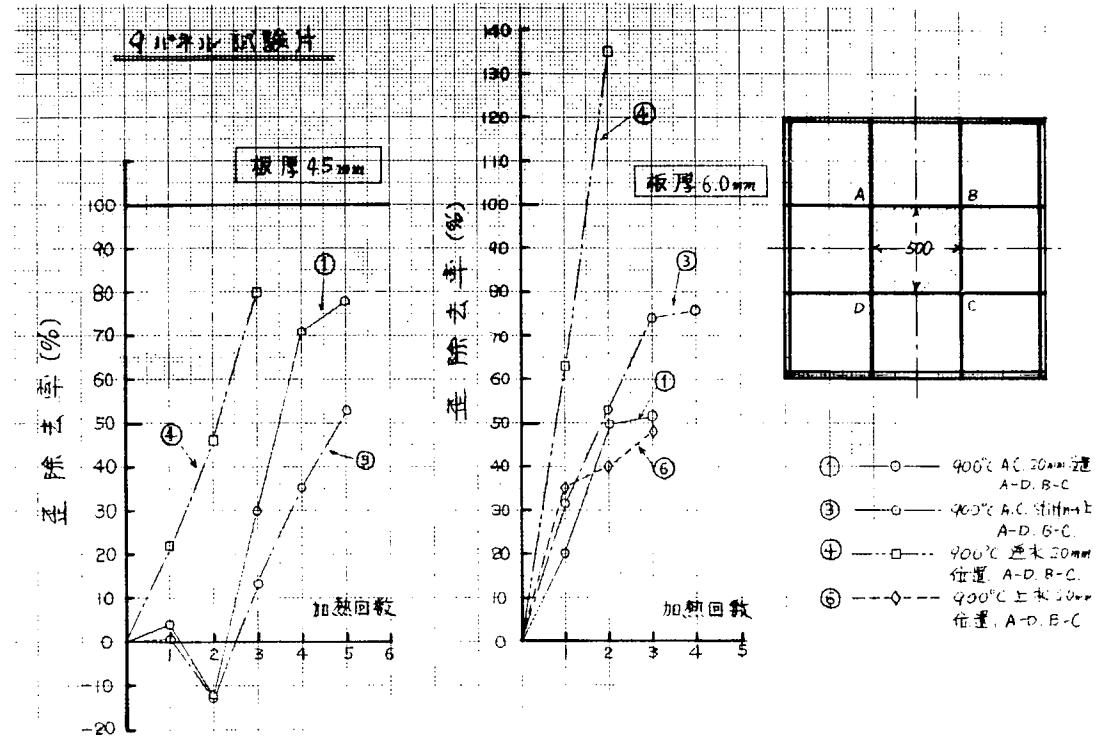


図 2.2.4-9 3 パネル残留応力分布



### 図 2.2.5 2 9 パネル実験結果

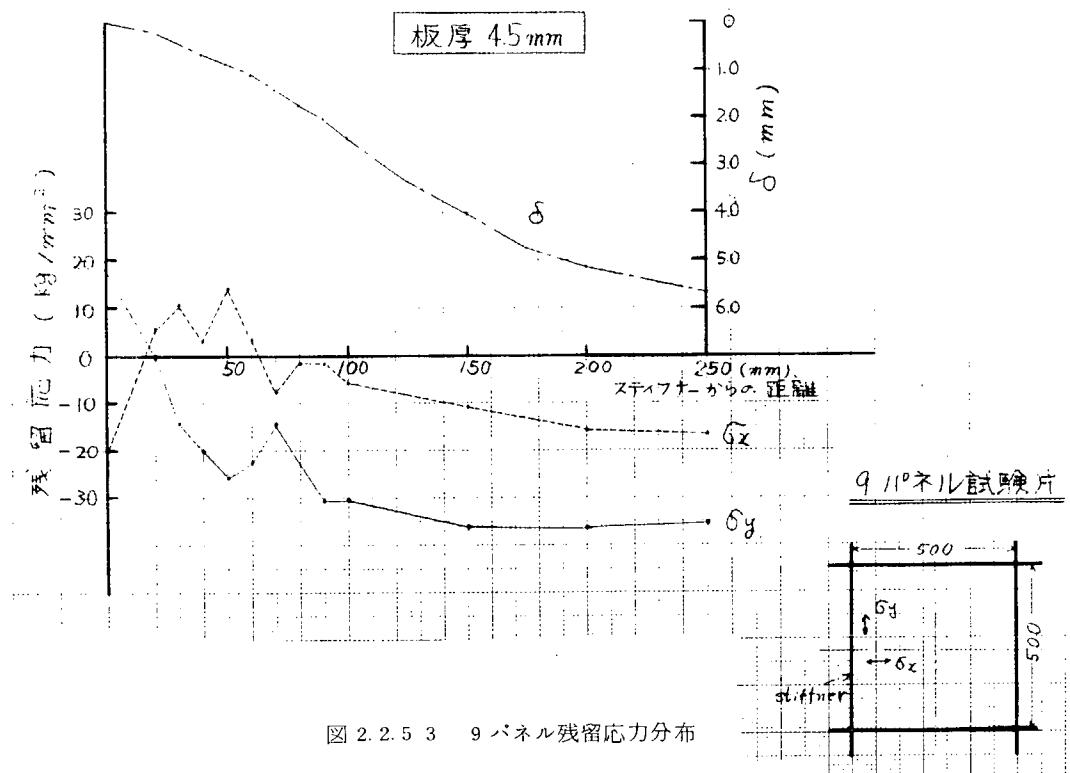


図 2.2.5-3 9 パネル残留応力分布

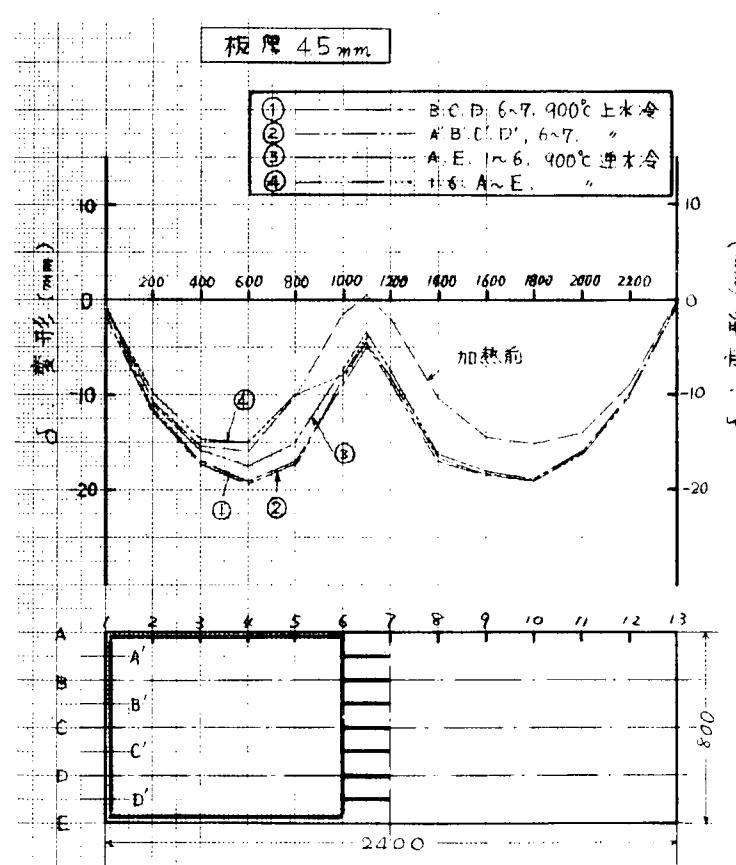
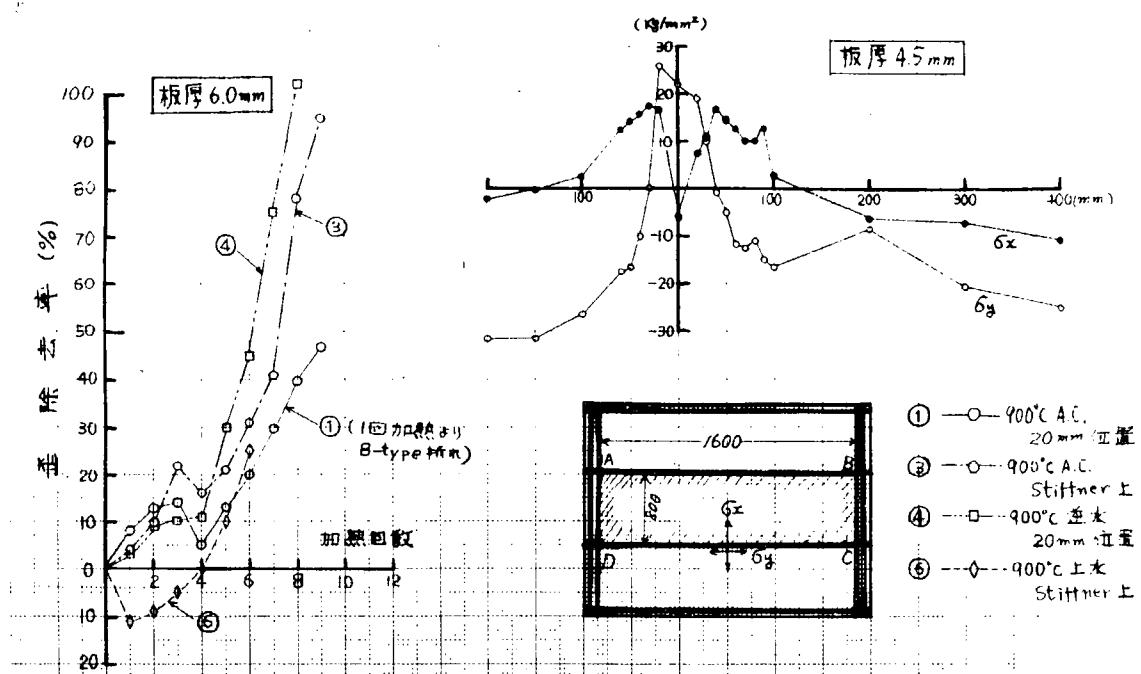


図 2.2.5.6 わかめ状変形の歪取り

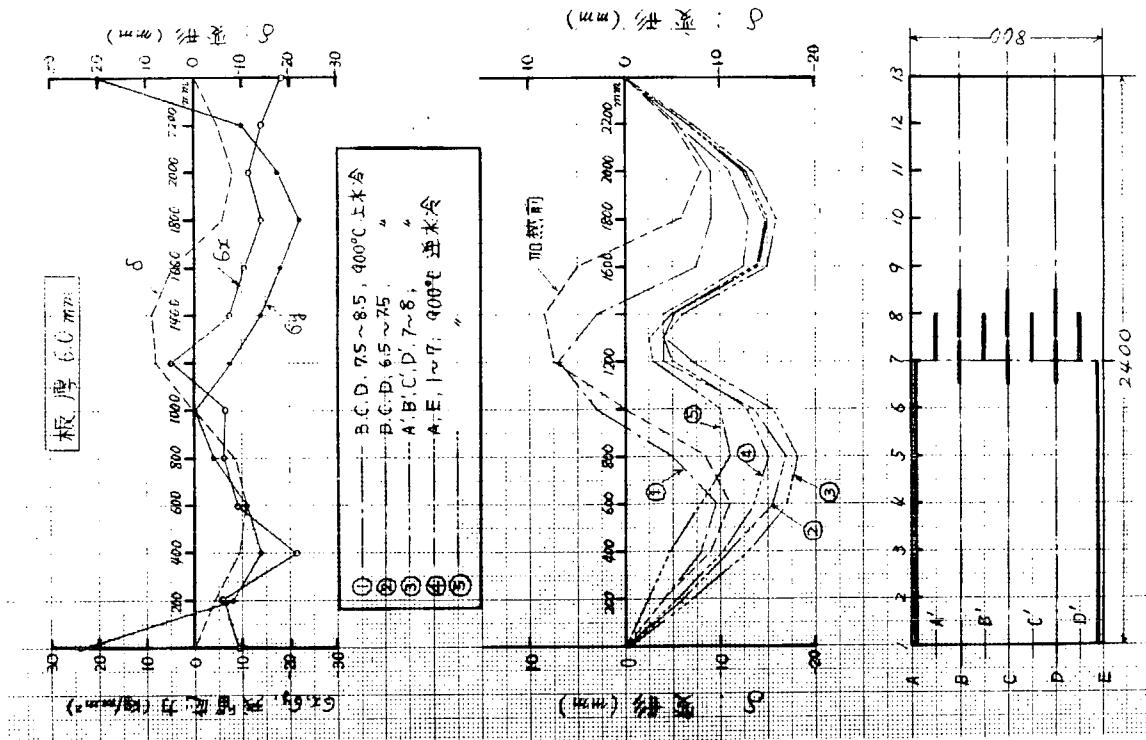


図 2.2.5 7 わかめ状変形の歪取り

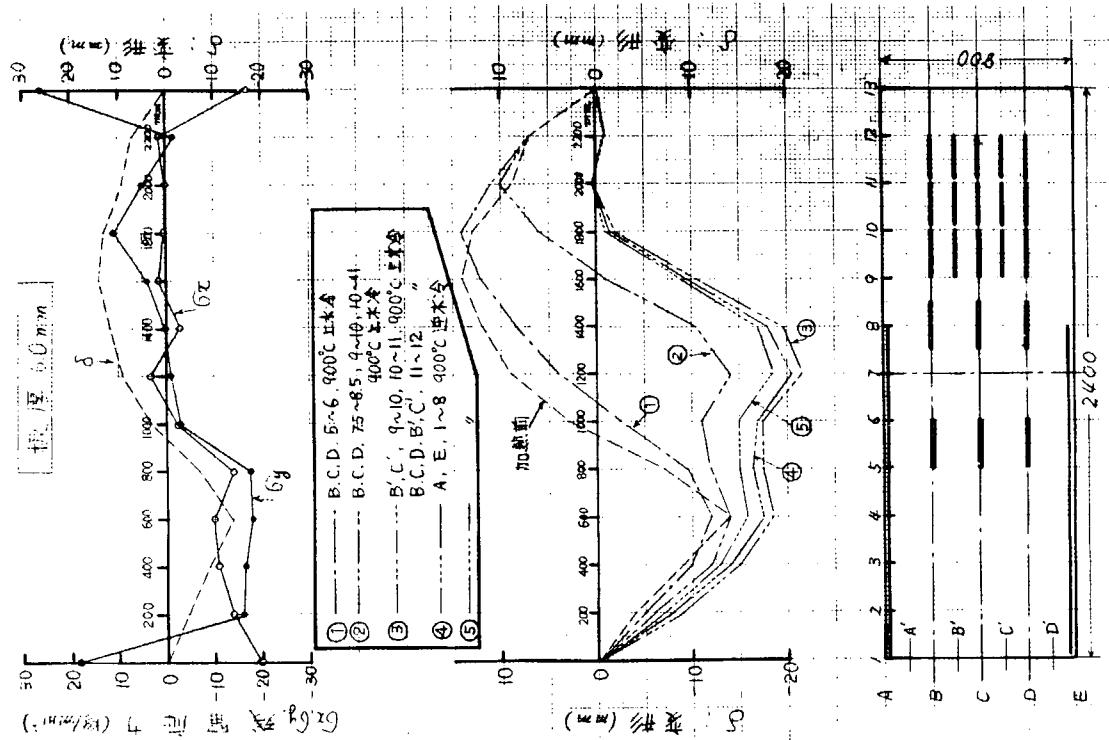


図 2.2.5 8 わかめ状変形の歪取り

## 2.3 外観による歪基準の決定に関する研究

### 2.3.1 試験目的

船殻部材の形成は、溶接構造を大巾に用いているので、溶接による熱変形は避けられない問題である。この熱変形は通称“ヤセ馬歪”と呼ばれており、歪によって船体構造の外観が著しく損ねられ、外観を検査するとき、船主、船級協会および造船所の各立場で意見を異なる場合があった。

現在、このヤセ馬歪は、日本鋼船工作法精度標準（J S Q S）により許容限度を限定されているが、この限界を人間の官能という要因を考慮した場合の許容限界について再検討する。

本研究においては、歪量を簡便にしかもパターン計測法としての光学的手法の調査とステレオ方式による歪計測法についての予備実験、および歪が肉眼判定に及ぼす外的条件－歪み体の陰影の差、照度、ペイントの種類－について予備実験を、昭和47年度に行なった実験結果にもとづいて、今年度は、肉眼判定に及ぼす要因として、明度、色相、観察位置等を取り上げて実験を行ない、その影響を検討し、さらに各要因の実験結果より歪量を最も大きく判定する条件で歪モデルについて、肉眼による歪判定試験を行ない、肉眼判定における許容限界について検討する。また、実船大モデルおよび実船における肉眼判定試験を行ない、スケールエフェクトについての影響を検討する。

歪量の定量的測定法として、ステレオ方式による計測法およびモアレ装置による計測法があるが、ステレオ方式は、47年度実験で計測精度が得られないことが判明したので、計測精度の高いモアレ装置による歪計測について検討する。

なお、昭和47年度の実験実績および昭和48年度の実験方針は次表の通りである。

| 歪の<br>大きさの判定<br>に影響する要因 | 判定方法 | 年度   |        | 47年 | 48年 |
|-------------------------|------|------|--------|-----|-----|
|                         |      | 肉眼判定 | ステレオ方式 |     |     |
| 光源角度 上下                 | ○    |      |        |     |     |
| 〃 左右                    | ○    | ○    | ○      |     |     |
| 照 度                     | ○    | ○    |        |     |     |
| 光 沢 度                   | ○    | ○    | ○      | ○   |     |
| 判定員の職種                  | ○    |      |        |     |     |
| 色                       | 明 度  |      |        | ○   | ○   |
|                         | 彩 度  |      |        |     |     |
|                         | 色 相  |      |        | ○   | ○   |
| 観 察 位 置                 |      |      |        | ○   |     |
| スケールエフェクト               |      |      |        | ○   | ○   |

註 ○印は実験を行なったものを示す。

### 2.3.2 肉眼判定実験

歪量が肉眼判定に及ぼす要因の実験として、今回行なった要因は、色相、明度、観察位置、スケールエフェクトについてである。

#### (1) 明度、色相による影響実験

試験方法として、肉眼判定実験における試験体パネル、塗装色種を図2.3.1に示す。また、光源の位置および判定者の観察位置を図2.3.2に示す。光源と試験体パネルとの距離は3mとし、判定者は、試験体パネルより2mの距離で歪量と外観上の感覚を判定し図2.3.3に示すアンケート用紙に記入した。

このときの計測条件は、

光源角度 0° 観察位置 0° (試験体に直角)

照 度 1000 ~ 1200 LUX

である。

## (2) 観察位置による影響実験

試験方法として、試験体パネル、光源位置および判定者の観察位置を図 2.3.4 に示す。光源と試験体パネルとの距離は 3 m とし判定者は、試験体パネルより 2 m の距離で歪量と外観上の感覚を判定し図 2.3.3 に示すアンケート用紙に記入した。

このときの計測条件は、

試験体パネルの表面状態は、実船での上部構造部材に使用される仕上ペイントとしてライトクリーム色の塗装を施した。このときのパネル表面での光沢度は、

60° 鏡面光沢度 24~26 (つやありペイント)

" 2~4 (つやなしペイント)

である。また

光源角度 観察位置角度: 0° 30° 60° -30° -60°

照 度 : 1000~1200 LUX

である。

## (3) スケールエフェクトの影響実験

試験方法として、試験体パネル、歪量は図 2.3.5 に示す。

このときの計測条件は、

光沢度: 24~26 (つやあり、塗装色はライトクリーム)

光源角度: 0°

観察位置: 0°

照度: 1000~1200 LUX

とし、光源位置と試験体パネルとの距離は 6 m、判定者と試験体パネルとの距離は、判定できる最短距離として 4 m とした。なお、判定要領は明度、色相等と同要領で図 2.3.3 に示すアンケート用紙に記入した。また、実験の様子を写真 2.3.1 および 2.3.2 に示す。

| 色             | 赤 | 黄 | 緑 | 青 | 白 | 灰 | 黒 |
|---------------|---|---|---|---|---|---|---|
| 実歪量           | 4 | 4 | 4 | 4 | 4 | 4 | 4 |
| $U_0$<br>(mm) | 6 | 6 | 6 | 6 | 6 | 6 | 6 |

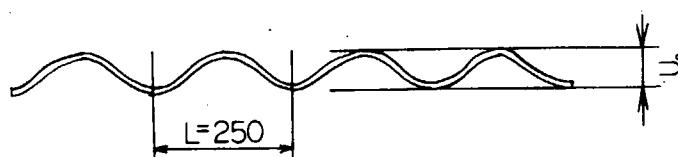
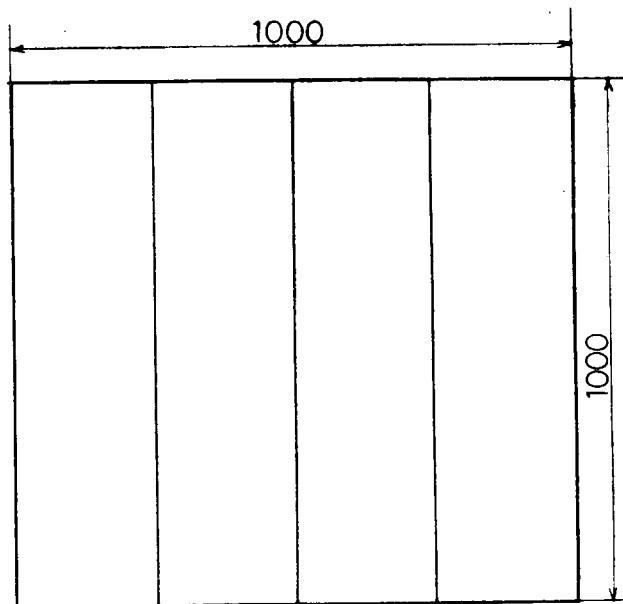


図 2.3.1 試験体パネル

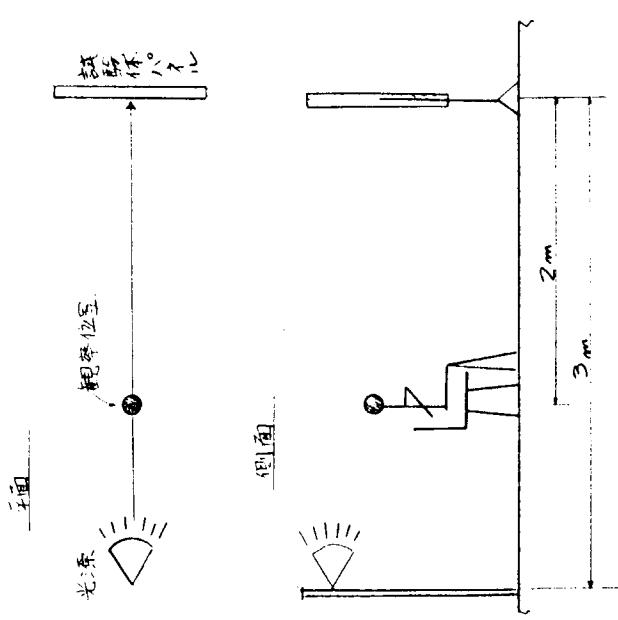


図 2.3.2 試験体と観察位置および光源位置

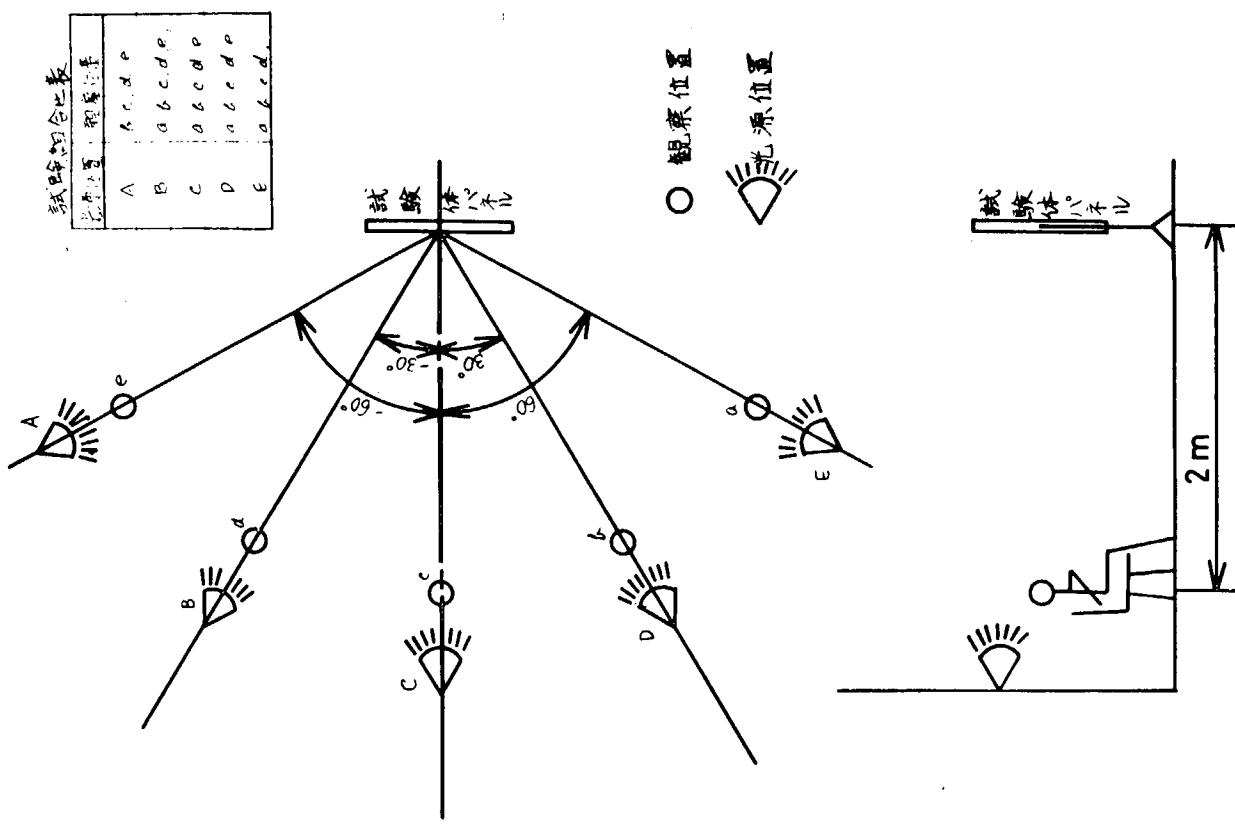
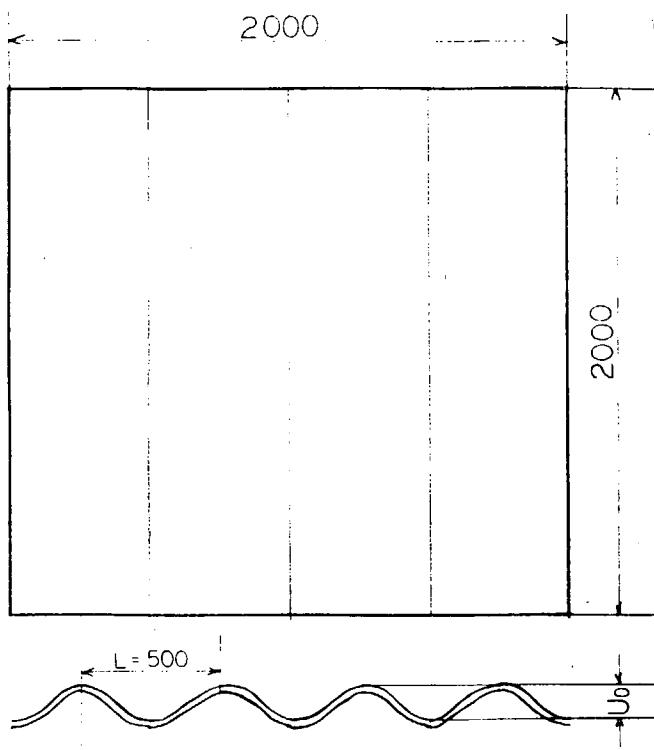


図 2.3.3 肉眼判定試験アンケート用紙

図 2.3.4 観察位置と光源位置



| 歪量            |   |   |   |    |
|---------------|---|---|---|----|
| $U_0$<br>(mm) | 0 | 4 | 6 | 10 |

図 2.3.5 2 m × 2 m 試験体パネル



写真 2.3.1 実験装置

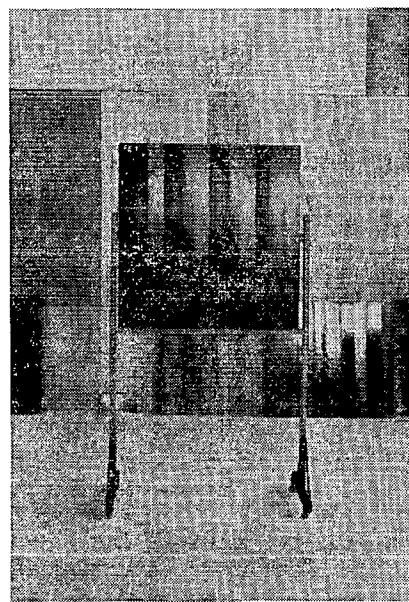


写真 2.3.2 試験体パネル

### 2.3.3 肉眼判定結果

肉眼による判定実験において実歪量 $U_0$ 、および判定歪量 $U$ と明度、色相による影響を分散分析した結果、表 2.3.1 および 2.3.2 に示すとおり、色相による影響は認められず、明度による影響が危険率 1 %で有意と判定された。また、観察位置による影響についての分散分析した結果は表 2.3.3 に示すとおり、昭和 47 年度の結果と同様、光源位置角度と光沢度は有意差が認められたが、観察位置と観察位置と光源角度、および観察位置と光沢度についての交互作用は認められない。

次に、各要因についての考察を述べる。

註) 歪量の判定を代表している実歪量と判定歪量との値についての説明。

$U_0$  : 実歪量

$U$  : 判定歪量

$\frac{U}{U_0} = 1$  : 実歪量と判定歪量と等しく、物理的に正しく判定をしている。

$\frac{U}{U_0} > 1$  : 実歪量より判定歪量が大きく、大きめの判定をしている。

$\frac{U}{U_0} < 1$  : 実歪量より判定歪量が小さく、小さめの判定をしている。

表 2.3.1 色相による影響の分散分析

A : 色相

|   | S         | $\emptyset$ | V     | F       | $\rho \%$ |
|---|-----------|-------------|-------|---------|-----------|
| A | 1 2 1 9   | 3           | 4.0 6 | 1.5 6 6 | 9.6 6     |
| e | 1 1 4.0 6 | 4 4         | 2.5 9 |         |           |
| T | 1 2 6.2 5 | 4 7         |       |         |           |

$$F(4, 4, 3, 0.05) = 2.82$$

表 2.3.2 明度による影響の分散分析

A : 明度

|   | S         | $\emptyset$ | V       | F         | $\rho \%$ |
|---|-----------|-------------|---------|-----------|-----------|
| A | 1 6 0.1 7 | 2           | 8 0.0 8 | 1 0.3 8** | 3 8.6 2   |
| e | 2 5 4.5 8 | 3 3         | 7.7 1   |           |           |
| T | 4 1 4.7 5 | 3 5         |         |           |           |

$$F(3, 3, 2, 0.01) = 5.32 \quad ** : 危険率 1 \% で有意$$

表 2.3.3 光源角度、観察位置角度、光沢度、歪量の主効果とそれらの交絡についての分散分析

A : 光源角度

B : 観察位置角度

C : 光沢度

D : 歪量

|       | S       | $\phi$ | V       | F       | $p\%$   |
|-------|---------|--------|---------|---------|---------|
| A     | 1 8 0.9 | 2      | 9 0.5   | 4 8.8** | 2 1.8   |
| B     | 1.2     | 2      | 0.6     | 0.3     | 0.1 4   |
| C     | 1 7.5   | 1      | 1 7.5   | 9.4**   | 2.1     |
| D     | 1 0 6.3 | 1      | 1 0 6.3 | 5 7.4** | 1 2.8 2 |
| A × B | 2.0     | 4      | 0.5     | 0.3     | 0.2 4   |
| A × C | 9.3     | 2      | 4.7     | 2.5     | 1.1 2   |
| A × D | 9.0     | 2      | 4.5     | 2.4     | 1.0 9   |
| B × C | 3.6     | 2      | 1.8     | 1.0     | 0.4 3   |
| B × D | 2.5     | 2      | 1.3     | 0.7     | 0.3 1   |
| C × D | 0.      | 1      | 0.6     | 0.3     | 0.0 7   |
| e     | 4 9 6.8 | 2 6 8  | 1.9     |         | 5 9.8 7 |
| T     | 8 2 9.7 | 2 8 7  |         |         |         |

$$F(268, 1, 0.01) = 3.88$$

$$F(268, 2, 0.01) = 3.04$$

\*\* : 危険率 1%で有意

### (1) 明度と判定歪量との関係

明度が、肉眼判定に及ぼす影響を図 2.3.6 に示す。ただし、光源位置角度 0°及び観察位置 0°の場合で光沢度等条件を一定にしてある。

明度値が大きい場合は、試験体パネル表面に生ずる乱反射により陰影ができ難くなるため、判定歪量を少なく判定する。また、明度値を減じるほど試験体パネル表面での光線吸収が増すことにより判定歪量を正しく判定する。

### (2) 色相と判定歪量との関係

分散分析結果によると、有意差なしと判定されているが、色相と肉眼判定に及ぼす影響を図 2.3.7 に示す。ただし光源位置角度 0°および観察位置 0° の場合で光沢度等条件を一定にしてある。色相の種類、赤、黄、緑、青の 4 種においての判定では、それぞれの色相による明度差が近似値となる場合には色相による有意がないことがグラフに表わされている。

一例として、各色相の明度値は、赤：5.5、黄：6.0、緑：4.0、青：3.5 である。

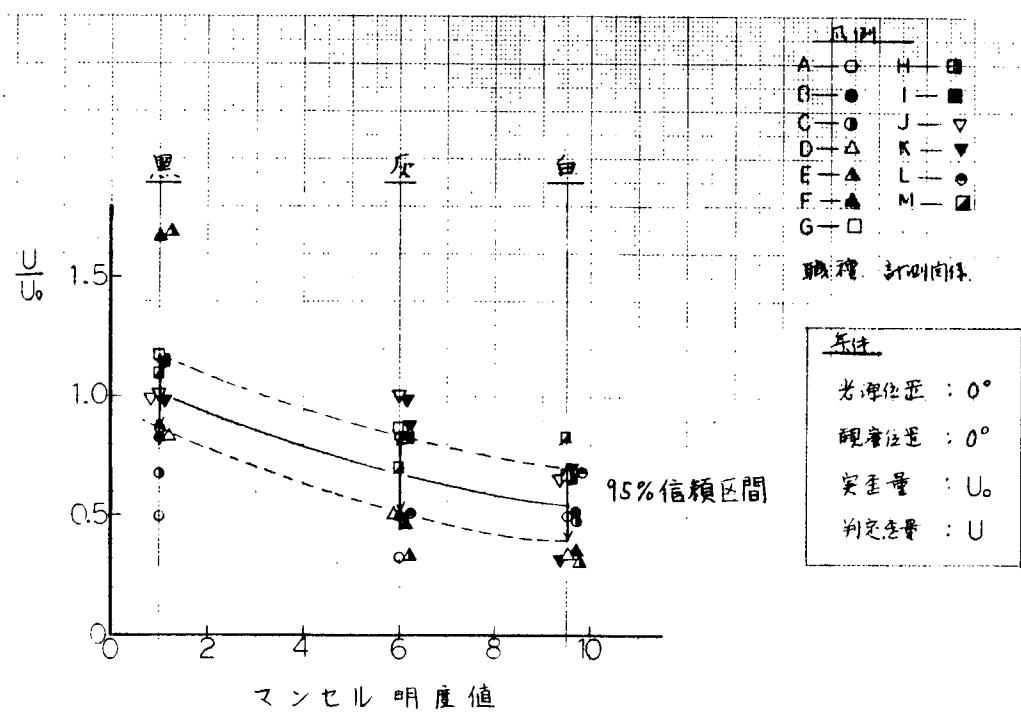


図 2.3.6 明度による影響(実歪量  $U_0 = 6 \text{ mm}$ )

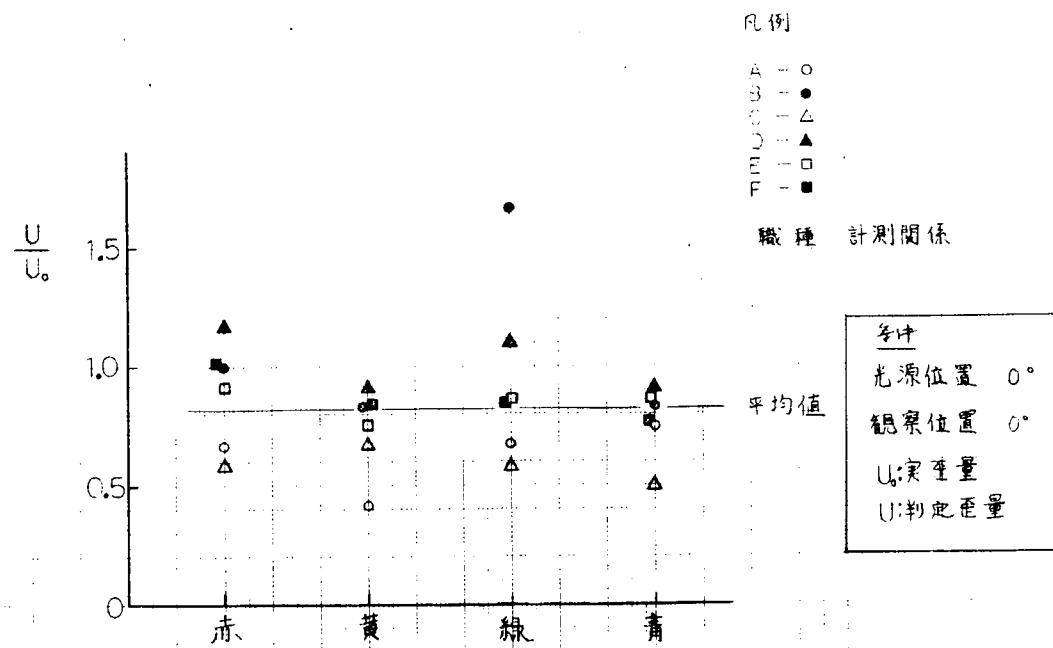


図 2.3.7 色相による影響(実歪量  $U_0 = 6 \text{ mm}$ )

(3) 光源角度と判定歪量との関係

光源の位置により、パネル面上に現われる陰影が歪量判定に及ぼす影響を示した図が、図 2.3.8 および 2.3.9 で、横軸は光源位置角度、縦軸に  $\frac{U}{U_0}$  を取りまとめたものである。つやあり、つやなし試験体いずれの場合にも光源位置角度と  $\frac{U}{U_0}$  について、回帰分析すると 1 次の回帰があると判定される。グラフの直線は、最小二乗法で求めた平均値としての最適なものである。47年度のつやあり試験体では有意差がないと判定されたが、今回の実験では有意差があるという結果が得られた。

(4) 観察位置と判定歪量との関係

分散分析結果により、有意差なしと判定されているが、観察位置により、光源角度を変化した場合の  $\frac{U}{U_0}$  の影響を示した図が図 2.3.10 である。つやあり試験体では、観察位置角度を増加させた場合でも、光源角度の影響により歪の陰影が一定量に判定されるので、有意差がないと判定される。

グラフ上には各光源角度による  $\frac{U}{U_0}$  の平均値を示す。

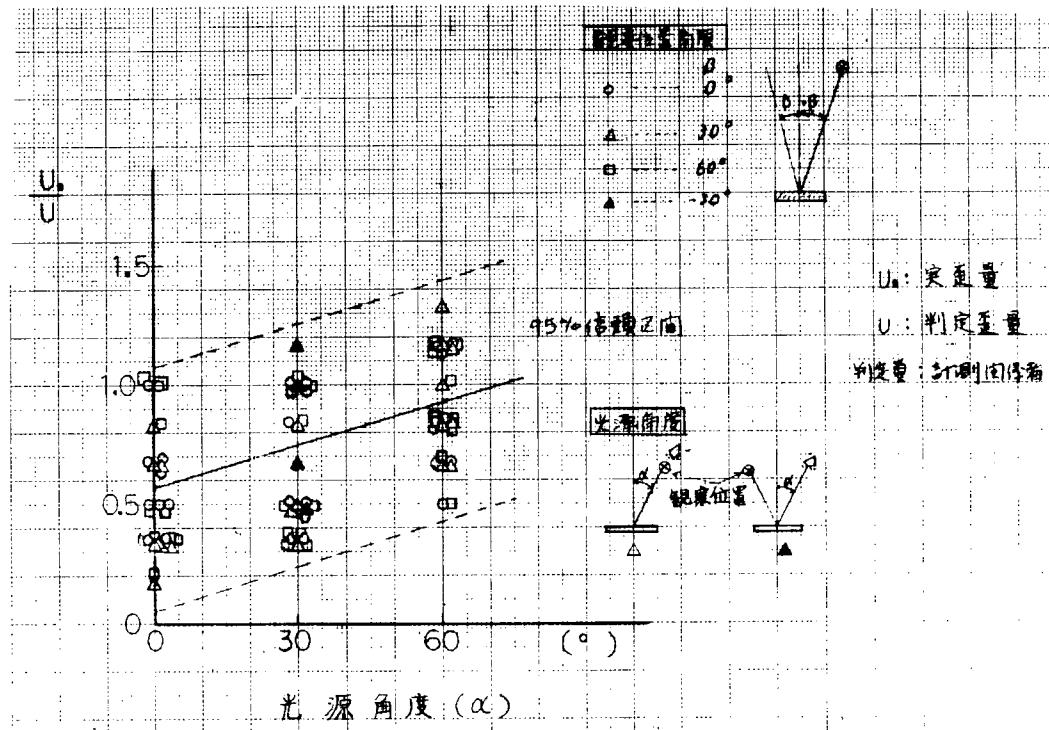


図 2.3.8 光源角度による影響 ( $U_0 = 6 \text{ mm}$  つやあり)

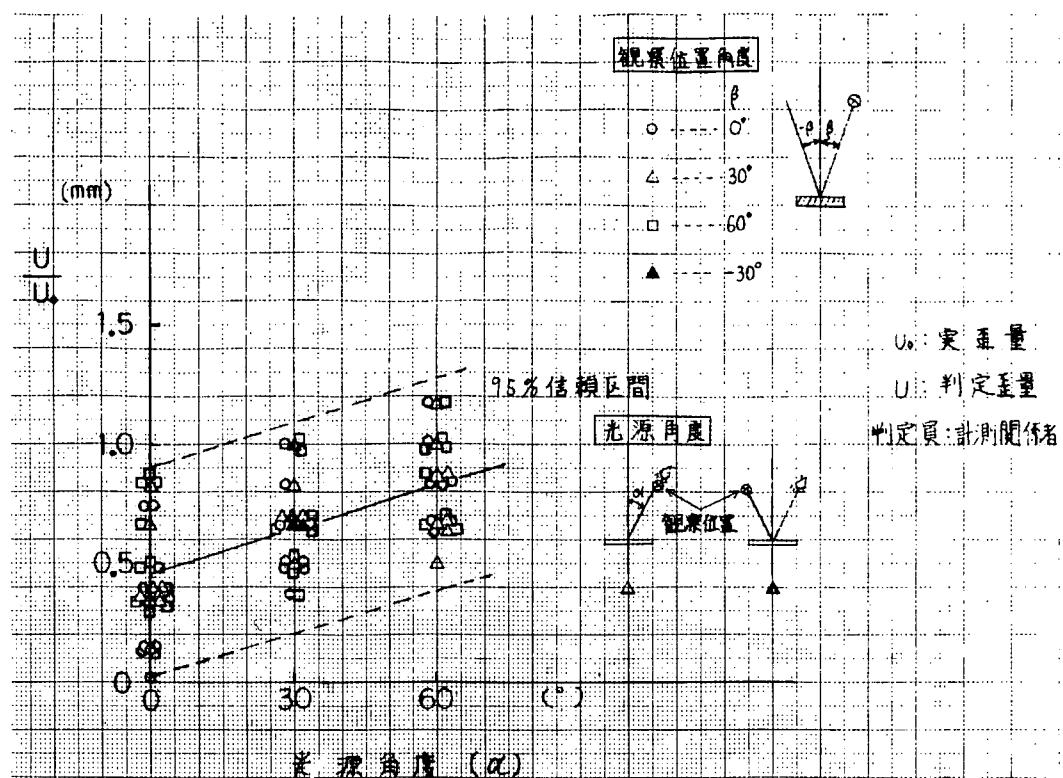


図 2.3.9 光源角度による影響 ( $U_0 = 6 \text{ mmつやなし}$ )

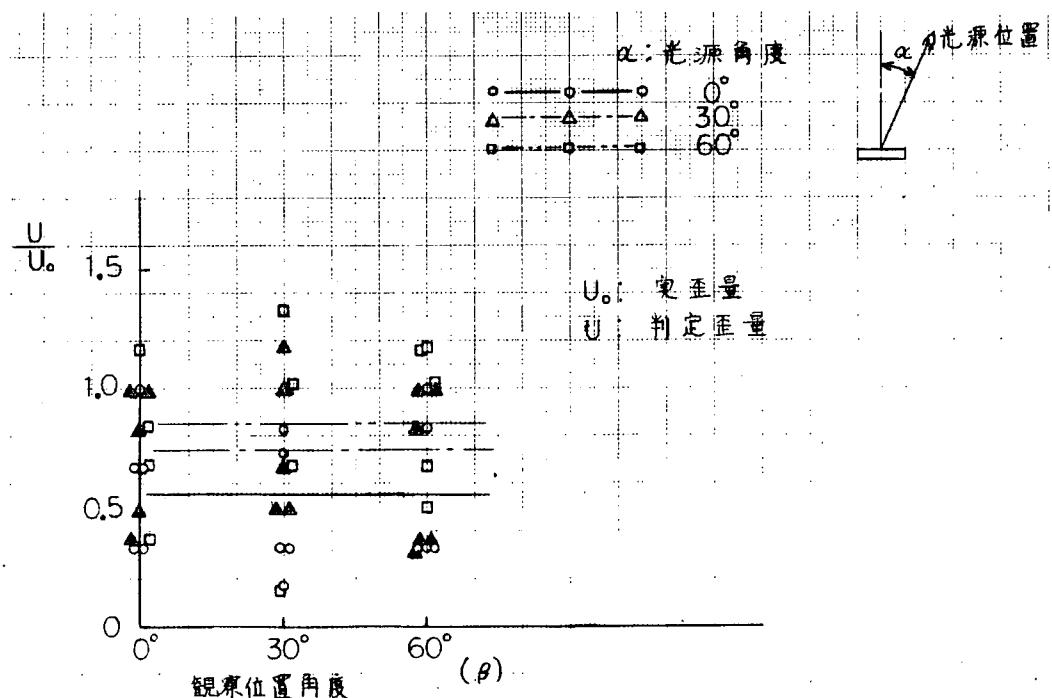


図 2.3.10 観察位置による影響 ( $U_0 = 6 \text{ mmつやあり}$ )

(5) 光沢度と判定歪量との関係

ペイントの光沢度が、肉眼判定に及ぼす影響を図 2.3.1-1 に示す。ただし、光源位置角度および観察位置角度  $0^\circ$  の場合で、パネル面上の陰影等の他の要因は除外してある。

試験点が 2 点であり、それらの間を推定した曲線で結んである。今回の実験においては、光沢度の影響については習熟により、正確に歪量を判定することを示している。この事実は、47 年度の同一職種計測員関係者の判定結果で約 2 倍位判定精度が上っているが、これは最も精度高く判定した検査員の判定値に略等しくなっていることがわかる。

(6) スケールエフェクトと判定歪量との関係

歪角度  $\frac{U_0}{L}$  が、判定歪量に及ぼす影響を図 2.3.1-2 に示す。ただし、光源角度および観察位置角度  $0^\circ$ 、光沢度 2.4 ~ 2.6 の場合で、その他の要因は除外してある。

試験体パネル、 $1\text{m} \times 1\text{m}$ 、実船大パネルでつやありの場合、計測結果を判定歪量  $U$  と  $\frac{U_0}{L}$  との回帰分析を行なうと、一次の回帰性が認められる。グラフの直線は最小二乗法によって求めた最適な直線である。なお、実船での計測値をグラフ上にプロットすると、ほぼ最適な直線上にあり、実験値と同様な傾向を示している。

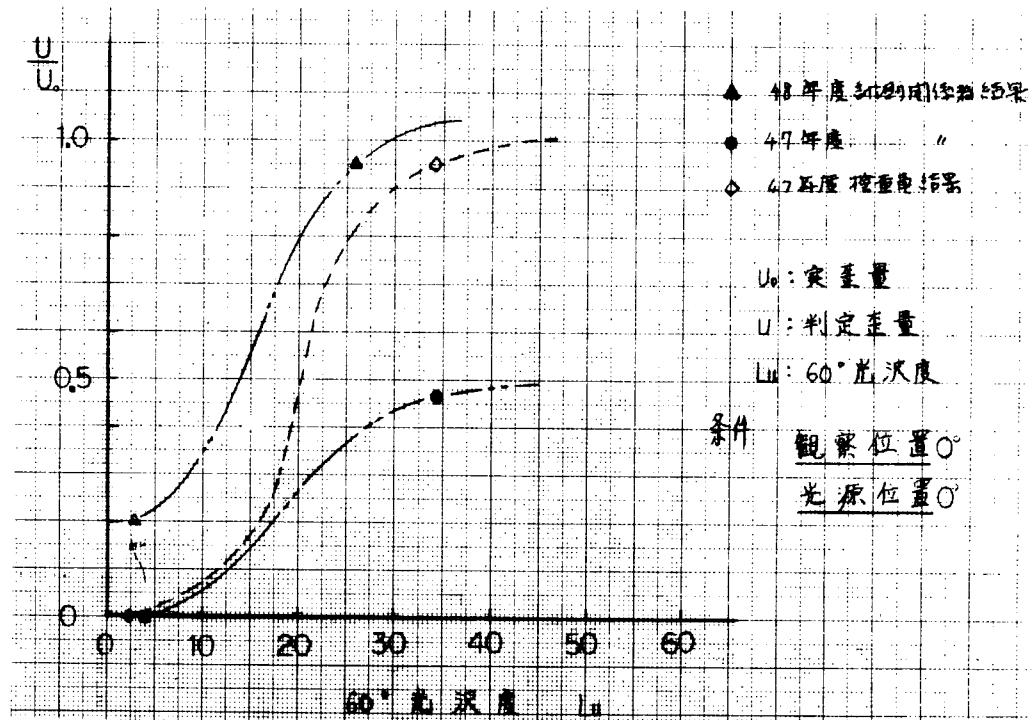


図 2.3.1-1 光沢度による影響

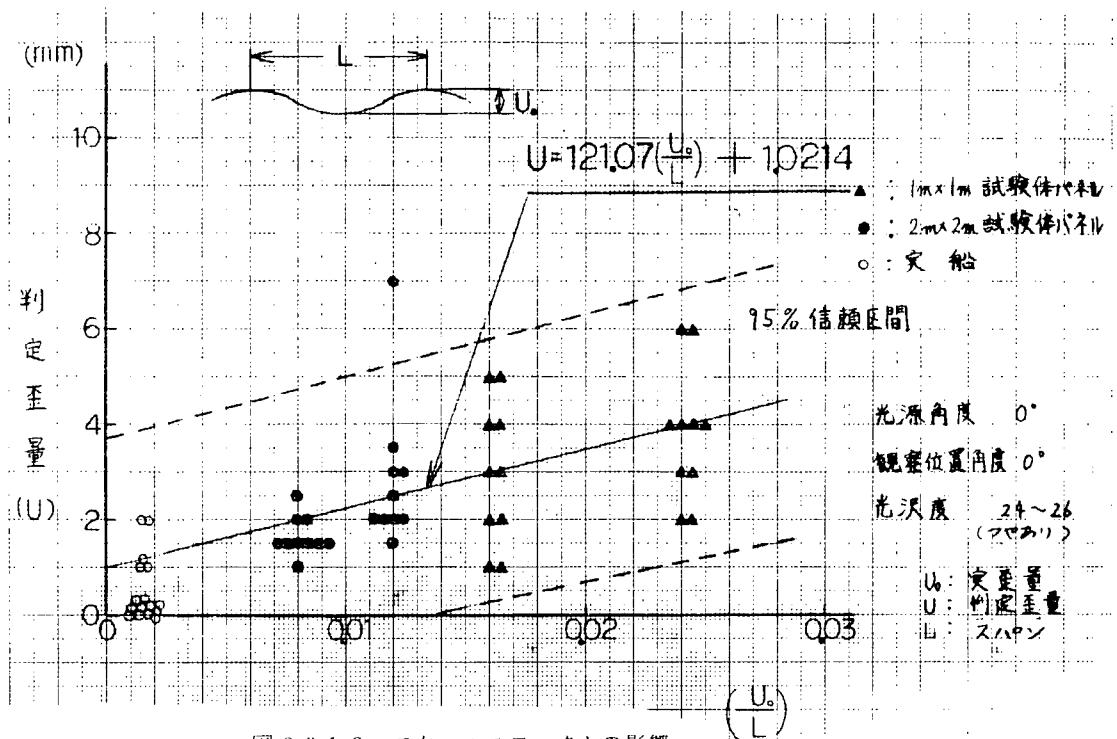


図 2.3.1-2 スケールエフェクトの影響

#### (7) 明度、光源角度、光沢度と判定歪量との関係

歪量の判定については、照度、光源角度、光沢度が微妙に関連し合っているものであることが、47年度の予備実験結果により推定されている。今回の実験結果では、前述のごとく明度が低下し、光源角度が大きくなり、光沢度が増加するほど、歪を最も大きく判定する条件であることが判明した。従って、この条件で歪判定試験を行ない、肉眼判定による許容限界を検討する。

##### (a) 実験方法

試験体パネルは、図 2.3.1-1 に示す。設定条件としては、

実歪量  $U_0$  は 0、1、2、3、4、5、6、7、8、9 mm

明度 は マンセル値 1.0 の黒色ペイントを使用

光沢度 は 50 ~ 60 (60° 鏡面光沢度)

光源角度 は 60°、照度は 1000 ~ 1200 LUXとした。

判定員 は 72名で2回判定を行なった。

光源と試験体パネルとの距離は 3 m、判定員は試験体パネルより 2 m の距離で歪量を判定し、図 2.3.3 のアンケート用紙に記入した。

##### (b) 実験結果

感覚テストにより「歪があり外観上好ましくない」と判定した実歪量  $U_0$  のヒストグラムを図 2.3.1-3 に示す。

これによると、外観上好ましくないと判定した最大値は、実歪量が 2 mm であり、全体の 57% を占めている。

しかし、この判定値は、実験室的に得られた値であり、実船において最悪条件になる確率、および実船に適用する場合、修正係数の把握等の問題について、さらに検討を進める必要がある。

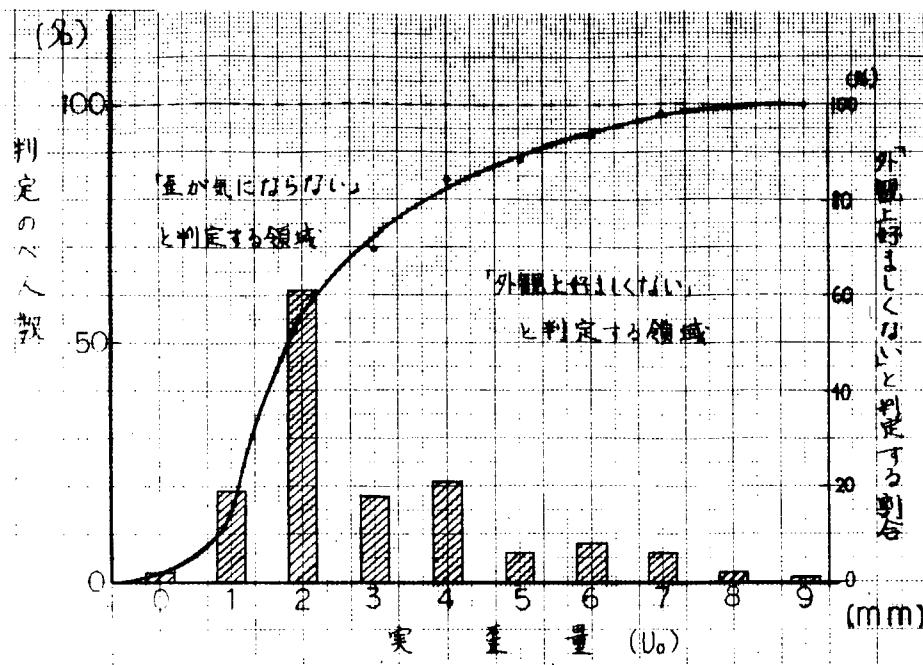


図 2.3.1.3 最悪条件での実歪量と感覚との関係

#### (8) 考 察

- (a) 歪量の肉眼判定には、塗装ペイントの明度、光源位置角度、光沢度の要因が影響を与えることが判明した。一方、観察位置については、光線の整反射位置で判定を行なった結果、影響は認められなかった。これは、光源によって生じる陰影が判定の基準となっているため、塗装ペイントの明度、光沢度が陰影の効果に対し、微妙に作用して肉眼に与えるものと考えられる。
- (b) 光沢度による要因の影響については、習熟によって正確に歪量を判定する。一例として、最も判定値を低く判定する計測関係者の判定結果で初年度と今年度では判定精度が上っており、最も高く精度高く判定した検査員の判定値に略等しい値を示した。

#### 2.3.4 モアレ法による表面歪測定実験

##### (1) 概 要

モアレ法による歪量の定量的測定について調査し、測定感度、測定精度を検定するとともに、実際に表面歪を測定し現場適用の可能性について検討する。

##### (2) 測定感度

図 2.3.1.4 よりモアレ縞深さ(感度)  $hn$  は次式で表わされる。

$$hn = \frac{b(b-f)NP_0}{f\ell - (b-f)NP_0} \quad (2.3.1)$$

$b$  : 測定体までの距離  
 $\ell$  : レンズ光軸幅  
 $f$  : レンズ焦点距離  
 $P_0$  : 格子定数  
 $N$  : モアレ縞番号

レンズ光軸幅  $\ell$  をパラメータとし、基準格子  $200 \mu$  ( $P_0 = 0.2$ )、 $100 \mu$  ( $P_0 = 0.1$ )、 $50 \mu$  ( $P_0 = 0.05$ ) を使用したときの感度曲線を図 2.3.1.5、図 2.3.1.6、図 2.3.1.7 に示す。

##### (3) 測定精度

図 2.3.1.8 に示すように基準格子面より  $15^\circ$  にブロックゲージを置き、これに生じるモアレ縞による等高線を測定した。これと、(式 2.3.1) で求められる等高線間隔  $hn-hn-1$  を比較すると図 2.3.1.9、図 2.3.2.0 のごとくなる。これは、モアレ縞が光の回折等により大きくぼやけるので、縞間隔を測定する場合読み取り誤差を生じ、このようにバ

ラックものと思われる。これを考慮しても測定精度は±1mm以内となる。

#### (4) 表面歪測定装置としてのモアレ装置

##### (a) 測定幅

$$\text{本装置の測定幅 } K \text{ は次式で表わされる。} \quad K = 2b \tan \frac{\theta}{2} - \ell \quad \theta : \text{レンズ画角}$$

これよりレンズ幅  $\ell$  をパラメータとして測定幅  $K$  と、測定体までの距離  $b$  との関係を図 2.3.2.1 に示す。また、

200 μ格子 ( $P_0 = 0.2$ ) を使用したときの測定感度  $h_n$  と測定幅  $K$  との関係を図 2.3.2.2 に示す。

##### (b) 表面歪測定

銅板の表面歪形状をダイヤルゲージ、およびモアレ装置で測定し両者の比較を行なった。その結果を図 2.3.2.3 に示す。これによると歪形状、歪量については、両者はほぼ一致しており表面歪測定装置としてモアレ装置はかなり有効と思われる。

#### (5) 現場適用の問題点

モアレ装置は表面歪測定機器として測定感度、測定精度については申し分ないが、現場適用には次の問題があげられる。

(i) 測定幅が狭い

(ii) 装置を現場向きに改良する必要がある。

なお、今回実験を行なったモアレ装置（モアレトポグラフィカメラ）を写真 2.3.3 に示す。

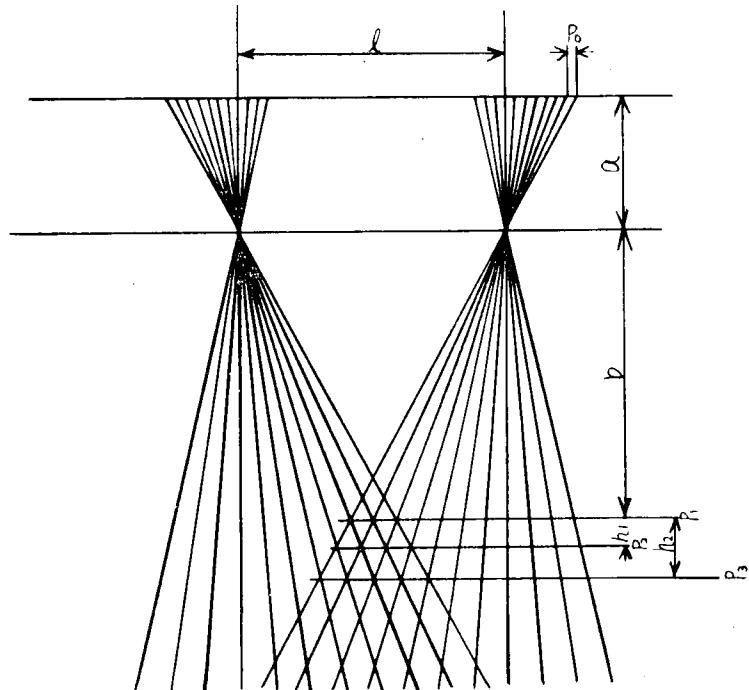


図 2.3.1.4 モアレ縞原理

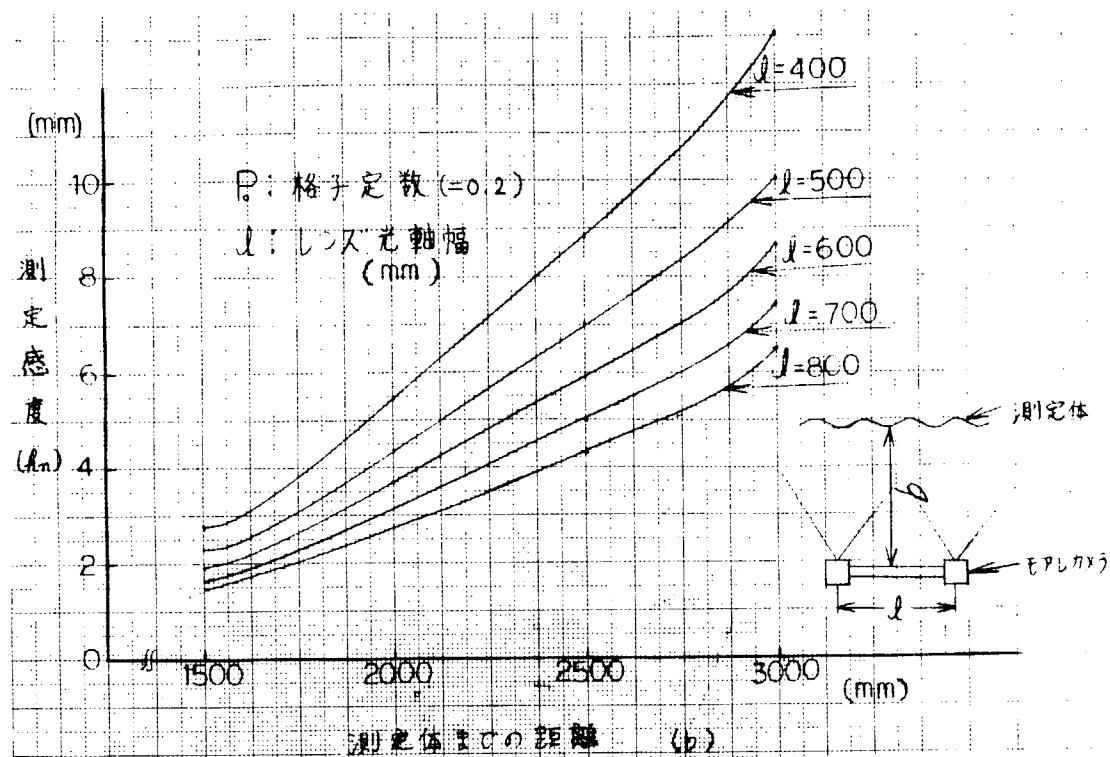


図 2.3.1.5 モアレ装置測定感度について

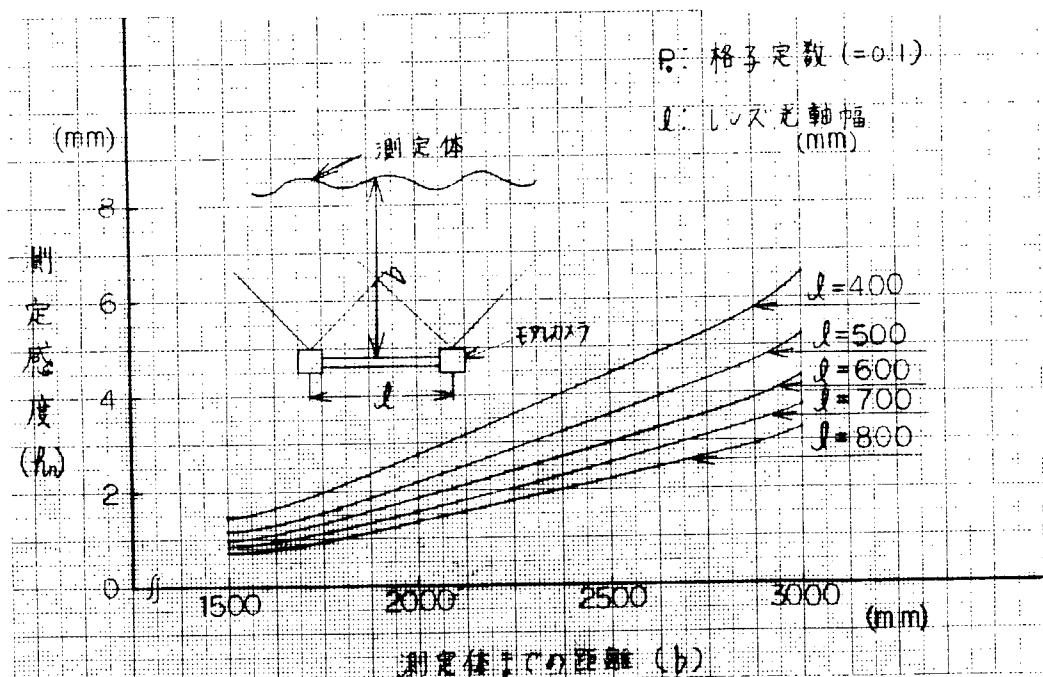


図 2.3.1.6 モアレ装置測定感度について

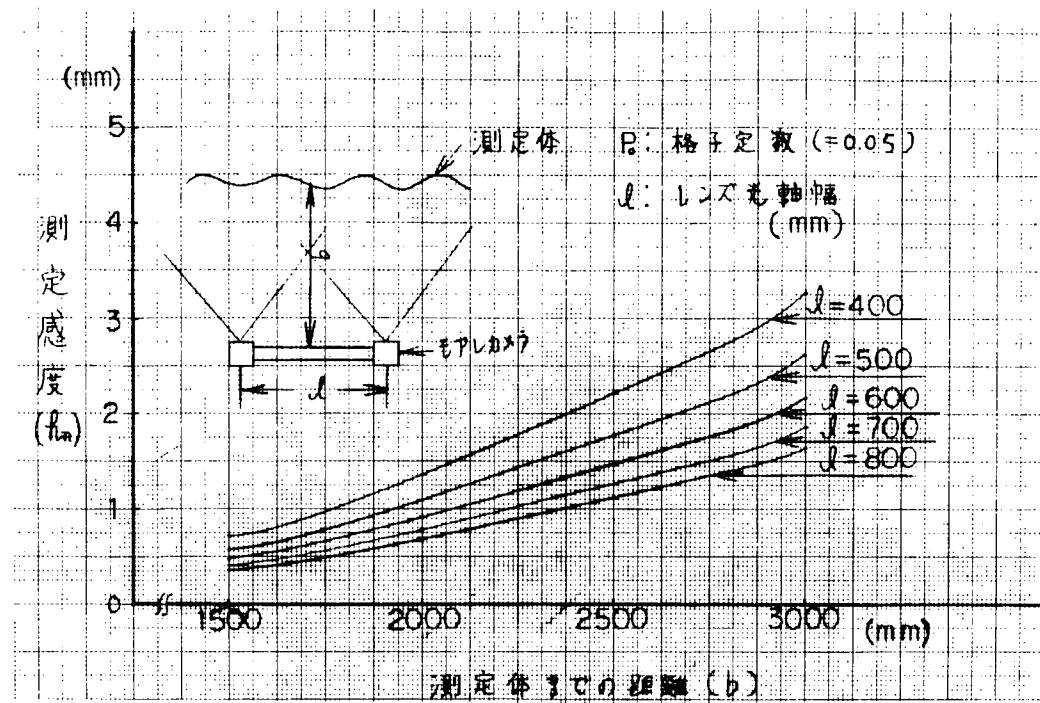


図 2.3.17 モアレ装置測定感度について

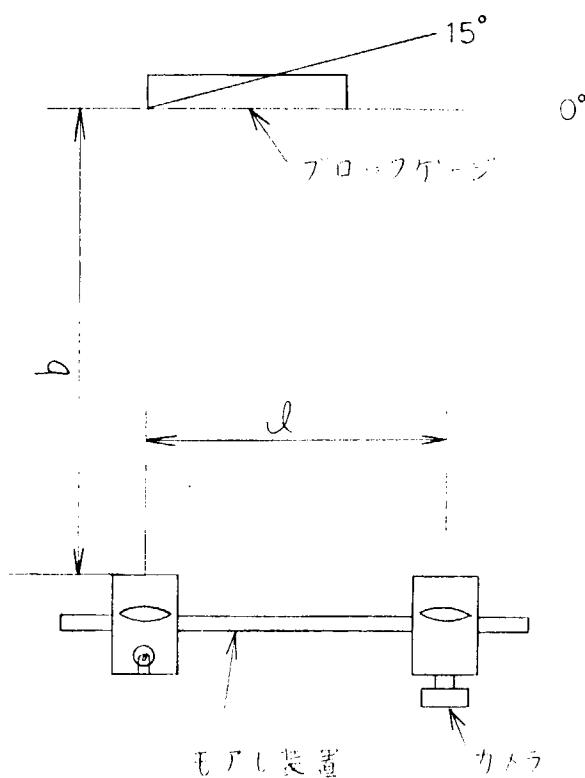


図 2.3.18 モアレ装置精度測定法

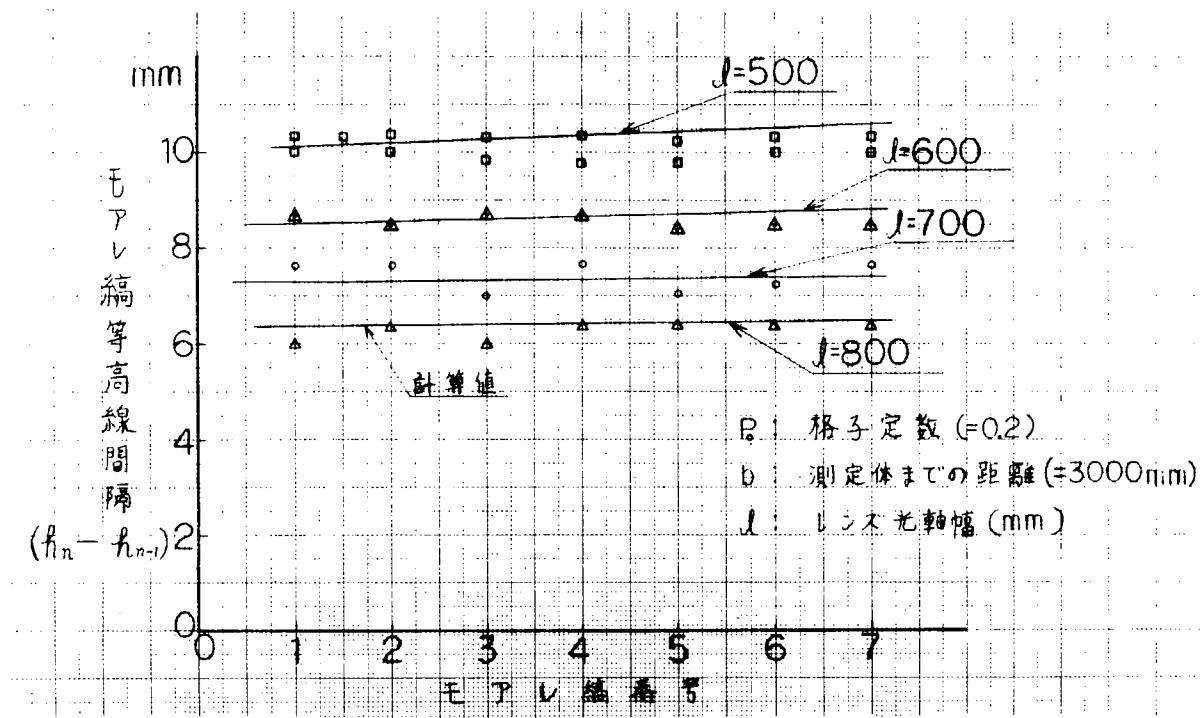


図 2.3.19 モアレ装置精度

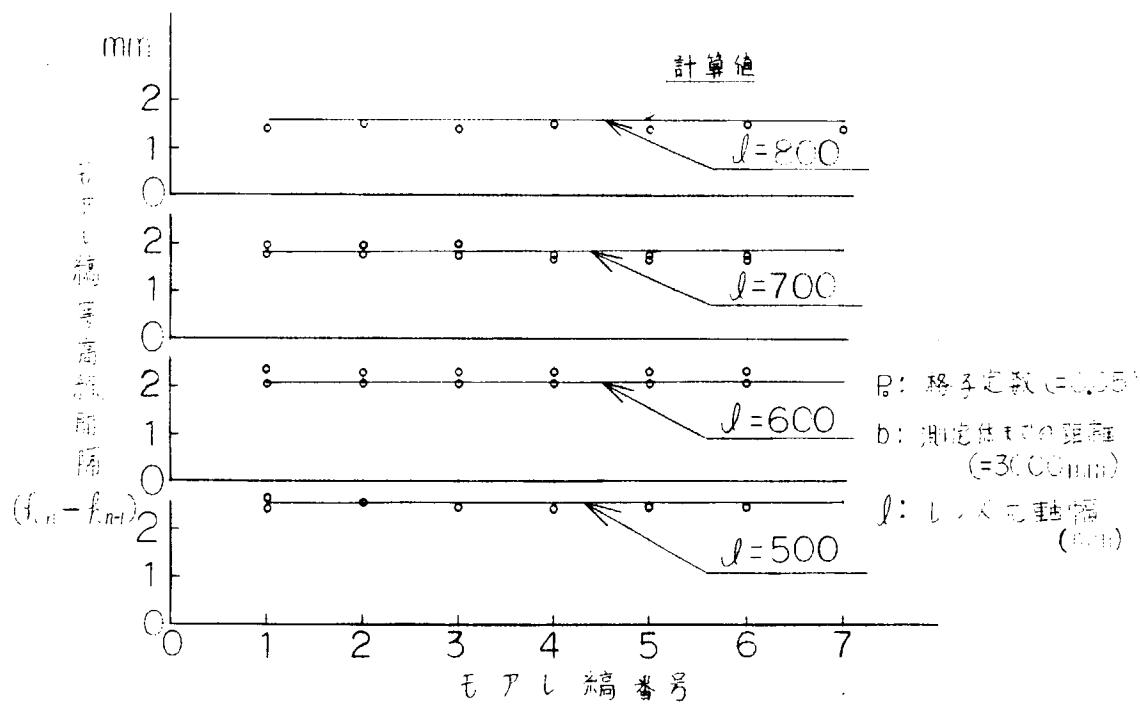


図 2.3.20 モアレ装置精度

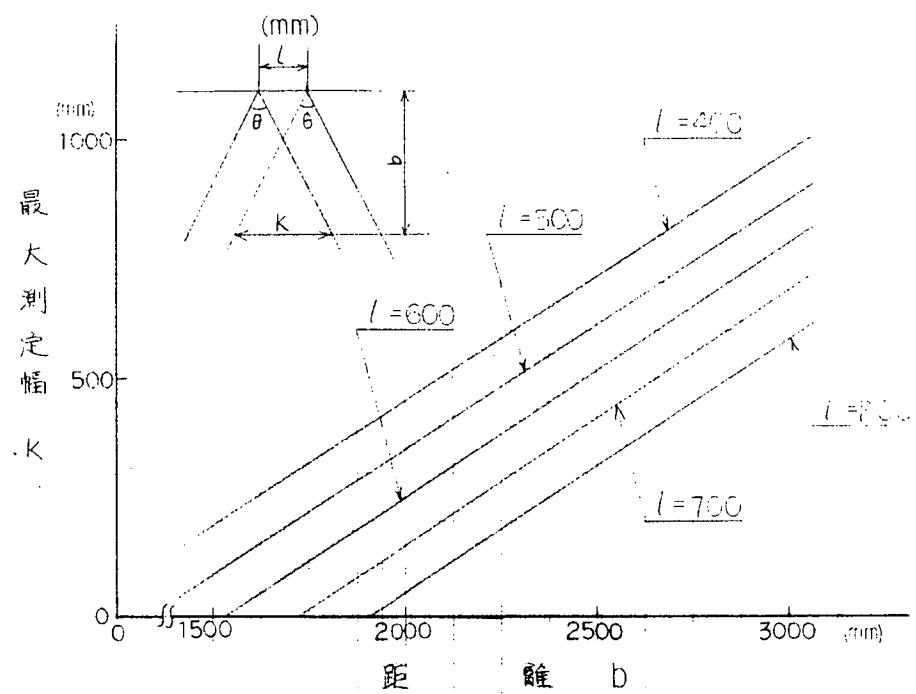


図 2.3.2.1 最大測定幅

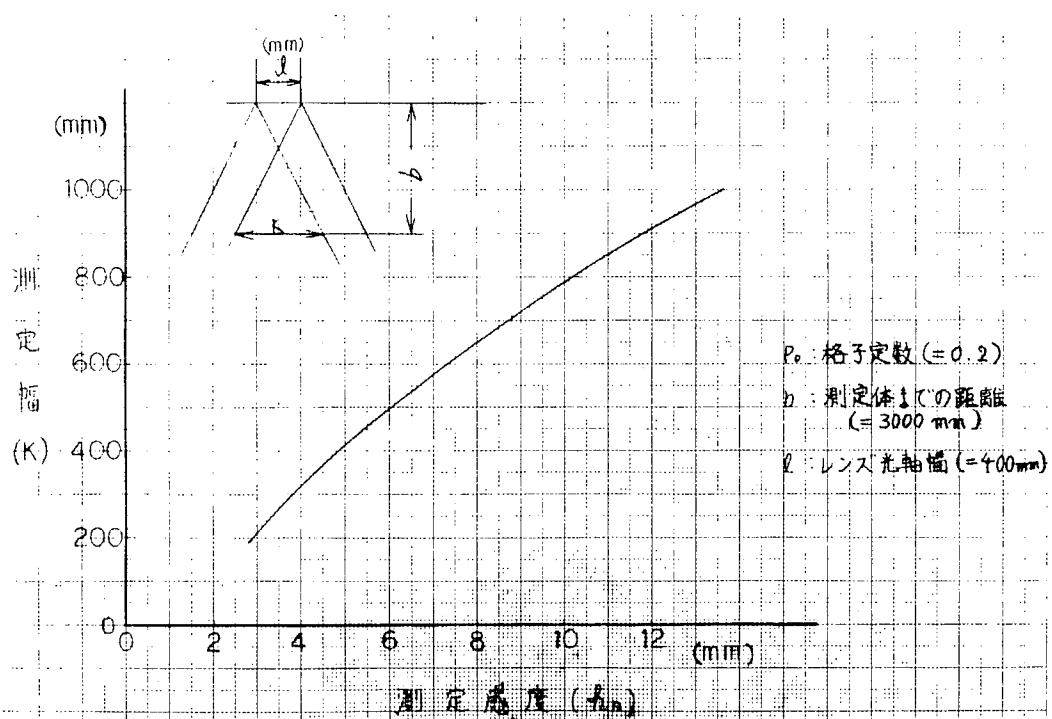
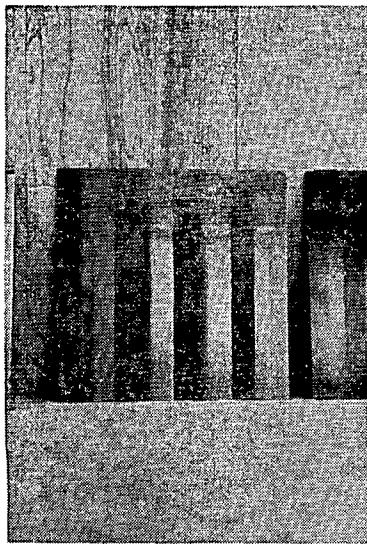
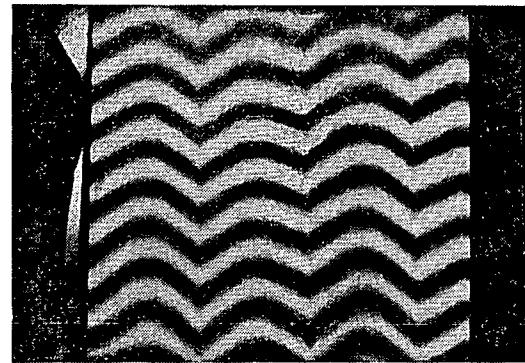


図 2.3.2.2 測定幅と測定感度



実写真



モアレ写真

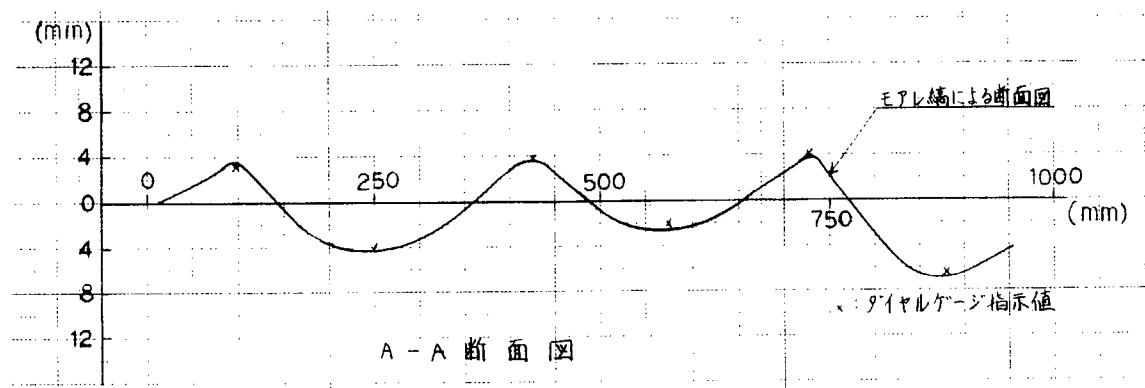


図 2.3.2.3 パネル板表面歪計測

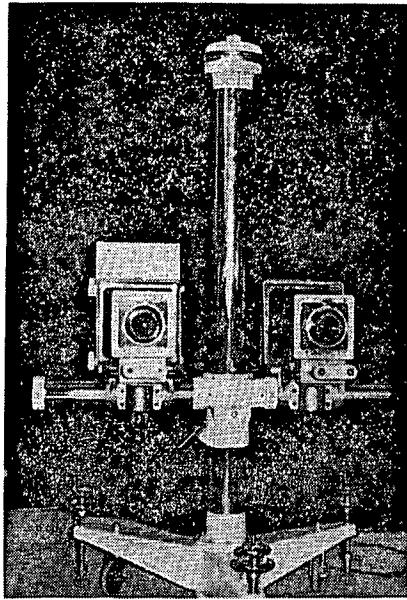


写真 2.3.3 モアレ装置  
(モアレトポグラフィカメラ)

### 2.3.5 結論

昭和47年度および48年度の実験結果より、次の結論を得た。

- (1) 歪量が肉眼判定に及ぼす影響は、塗装ペイントの明度、光源角度、および光沢度の因子が起因する。  
しかし、光沢度  $30 \text{ L.u}$  の場合では、歪量判定の度合 ( $\frac{U}{U_0}$ ) を習熟により正確に判定することが可能である。
- (2) スケールエフェクトについては、判定歪量  $U$  が実歪量  $U_0$  とスパン  $L$  との比  $U_0 / L$  について直線関係がある。
- (3) 肉眼判定に影響を及ぼす因子における最悪条件での実歪量と感覚との関係は実歪量  $2 \text{ mm}$  が限界点である。しかし、この値は実験室に得られた結果であり、実船に適用するにはスケールエフェクト等修正係数の把握の検討が必要である。
- (4) 表面歪測定装置としてのモアレ装置は、感度および精度 ( $\pm 1 \text{ mm}$ ) 上は十分な結果が得られたが、現場適用については装置の機能上、i) 測定用の拡巾、ii) 装置の可搬性、iii) 撮影角度の可動性等、装置自体を現場向きに開発、改良を加える必要がある。
- (5) 次年度(49年度)における本研究のとりまとめとしては、47年度、48年度の実験結果より、歪計測方法、肉眼判定における因子とその影響度より、許容される判定基準を作成し、外観による歪の精度標準を作成する予定である。

### 参考文献

1. ゆがみ検査器 株式会社 理工舎
2. 塗面の外観とユガミ 株式会社 理工舎
3. 球状物体のモアレ縞を中心に出す試験結果 三菱神戸
4. 回折格子とその応用 工業技術院機械試験所
5. モアレ縞とその応用(1) 工業技術院機械試験所
6. モアレ縞とその応用(2) 工業技術院機械試験所
7. モアレ法による形状計測方法の概要 三菱神戸
8. 色彩の心理 並川好夫
9. 視覚の法則 W. メッカー
10. 心理学の認識 ジョージ. A. ミラー
11. 人間工学概論 佐藤方彦

### 3 船殻部材の歪量と構造強度に及ぼす影響に関する研究

#### 3.1 板材の工作歪と強度に関する研究

##### 3.1.1 まえがき

本研究は、板材に初期撓みが存在する場合につき初期撓みが強度に及ぼす影響を実験的並びに理論的に解明し、歪量の統計的資料をもとに工作基準設定のための基礎資料を得ることを目的としたものである。

前年度の一様圧縮に引き続き、本年度は曲げあるいは剪断をうける板材の力学的挙動を実験的に求め、理論値との比較検討を行なった。また、FEM計算により、剪断と圧縮の組み合せ荷重をうける板材の最高荷重を求め、相関曲線を作成した。

さらに、この相関曲線を利用して、2～3の荷重条件の下における破壊の確率を計算し、これが $10^{-6}$ の場合の許容歪量の限界値を試算した。

##### 3.1.2 実験概要

本研究の目的からは、初期撓みを有するパネル単独の実験を行なうことが望ましいけれども、剪断および曲げをうける場合には技術的に困難であるので、本実験ではフランジ付桁を用いて行なうこととした。

###### (1) 実験桁

模型の板厚および寸法は初期撓みがない場合について検討し、図3.1.1および図3.1.2に示すようなところをねらい板厚を設定した。すなわち、曲げに対しては板厚3.2、4.5mm、剪断に対しては3.2mmを採用し、アスペクト比を2.0とした。

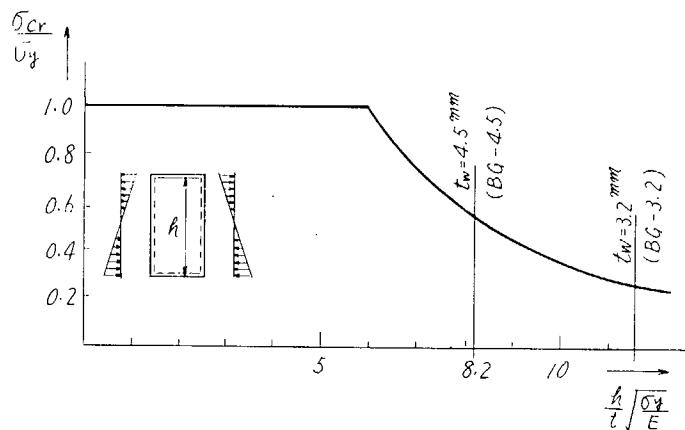


図3.1.1 純曲げ

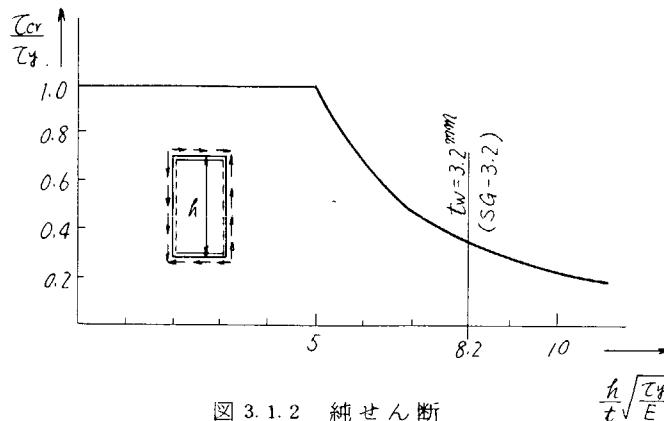


図3.1.2 純せん断

初期撓みについては、 $\delta_0 / t = 1.0$ （サイン半波長）をねらったが、製作後の初期撓みは図 3.1.3 に示すごとくばらついた。図 3.1.4 および図 3.1.5 に曲げおよびせん断試験用実験桁の一般図を示す。

実験桁は曲げ用 6 体 ( $t w = 3.2 \text{ mm}$  3 体、 $t w = 4.5 \text{ mm}$  3 体)、せん断用 3 体 ( $t w = 3.2 \text{ mm}$  3 体) とし、それぞれ載荷装置の寸法と能力を考え曲げ用桁はスパン  $1000 + 1750 + 1000$ 、Web 高  $1000 \text{ mm}$ 、またせん断用桁はスパン  $1200 \text{ mm}$ 、Web 高  $1000 \text{ mm}$ とした。なお、材質は S S 41 材を用い、焼純はほどこしていない。

測定の対象とした部分は、純曲げ桁ではスパン中央パネル、せん断桁ではスパン中央よりの 2 パネルとし、桁は全てこの部分で崩壊するように設計した。すなわち、測定パネル以外の部分で破壊を起さぬよう載荷点近くはソールプレートを用い、荷重の集中化を防ぎ、また、測定パネル以外の部分の曲げ剛度を大きくするとともに補剛材間隔を密にした。

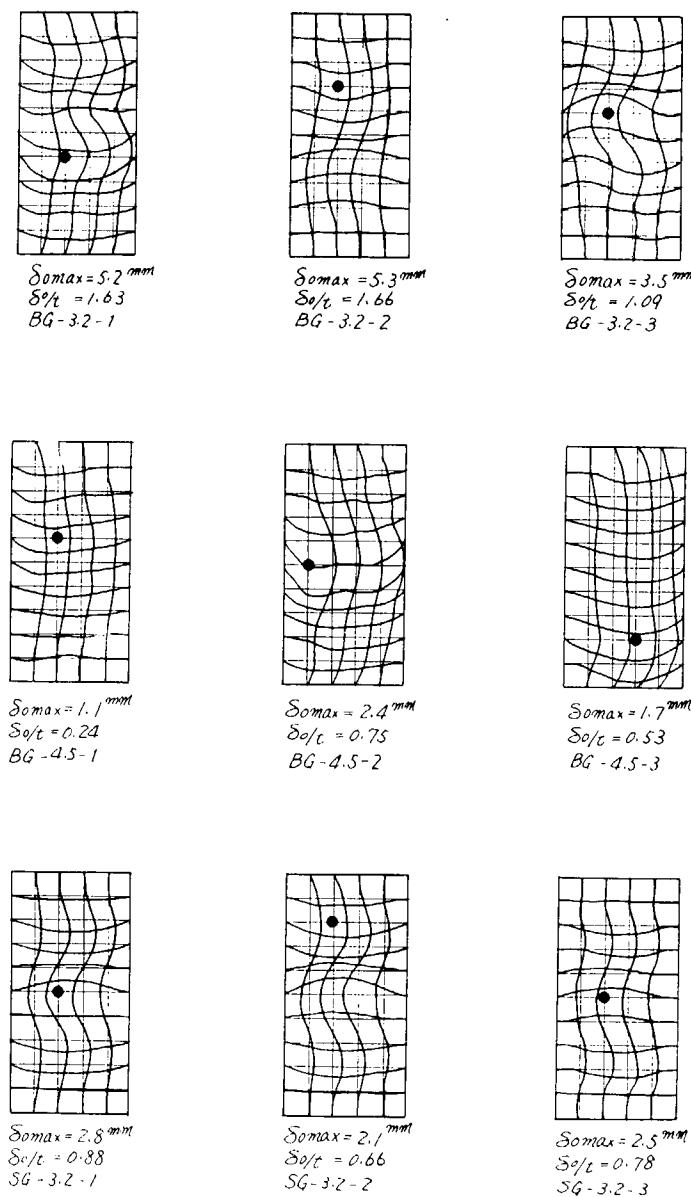
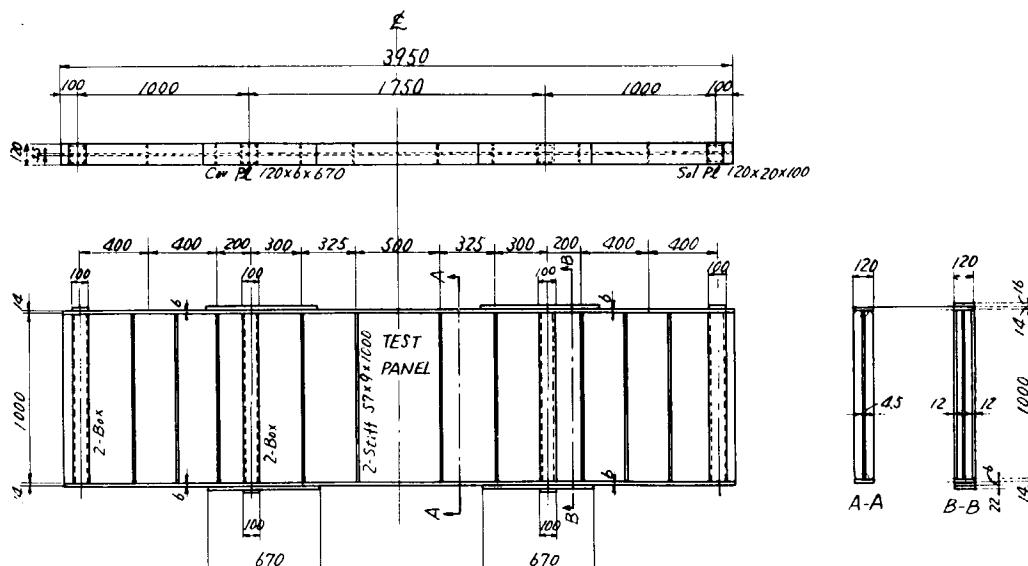


図 3.1.3 初期撓みの分布形状



材料表 (SS41)

| 種別           | 寸 法                           | 数量 | 重量     |
|--------------|-------------------------------|----|--------|
| 上下フランジ       | $120 \times 14 \times 3950$   | 2  | 104    |
| ウエブ          | $1000 \times 2.5 \times 3950$ | 1  | 140    |
| 中間スチール       | $57 \times 9 \times 1000$     | 16 | 65     |
| 支点スチール       | $57 \times 9 \times 1000$     | 16 | 65     |
| カバープレート      | $100 \times 12 \times 1000$   | 8  | 76     |
| ソルアリット       | $120 \times 6 \times 670$     | 4  | 15     |
|              | $120 \times 22 \times 100$    | 4  | 8      |
| TOTAL WEIGHT |                               |    | 473 kg |

図 3.1.4 純曲げ用実験桁図

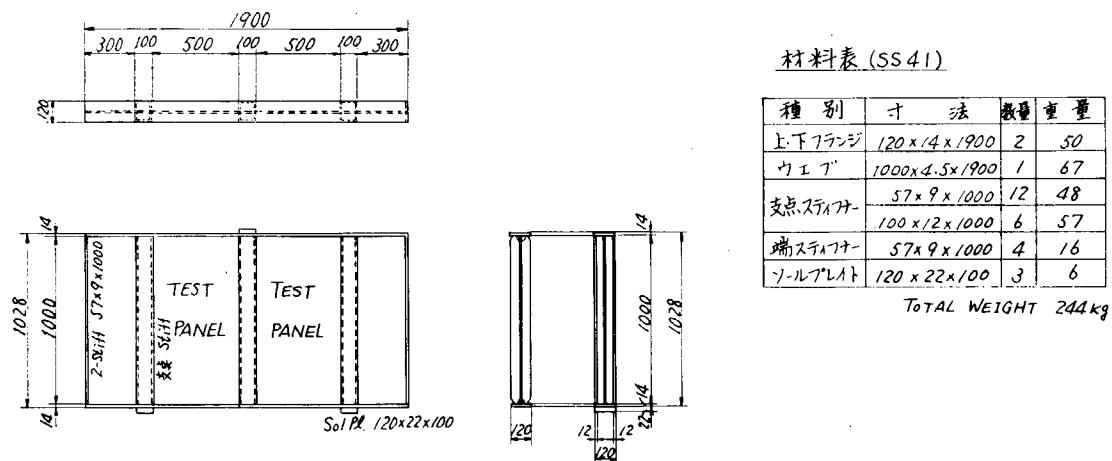


図 3.1.5 純せん断用実験桁図

## (2) 実験装置

### (a) 載荷試験装置

載荷試験装置は曲げ試験に対しては100トンアムスラー型オイルジャッキ2基、また、せん断試験に対しては200トン構造物圧縮専用試験機を用いた。

### (b) 横座屈防止枠

実験桁の横倒れを防止するため、図3.1.6に示すような横倒れ防止枠を設けた（写真3.1.1参照）。

実験桁は、補剛材の位置で枠に附属するローラーで支持され、横倒れが防止できると同時に垂直方向には自由に変位し得るよう考慮した。

### (c) ダイアルゲージ取付枠

ウェブの横方向たわみの測定には変位形およびダイアルゲージを用いたが、取付枠については次の点に留意した。

（図3.1.7および写真3.1.2参照）

(i) ダイアルゲージとウェブとの接点が桁の変位によって移動しない。

(ii) 載荷により枠自身は変形しない。

こうすることにより、枠は桁とともに動き、ウェブ面のたわみはウェブとフランジとの接点からの相対的変位として取り出すことができる。

### (d) 測定点および計測器

曲げおよびせん断のダイヤルゲージによるたわみ測定点、ストレンゲージによるひずみ測定点を図3.1.8～図3.1.11に示す。なお、たわみの計測にはダイアルゲージを用い、特に最大たわみが生じると思われる箇所には変位計を用い、これをX-Yプロッターで検出した。

また、ひずみの計測には多点自動式ひずみ測定装置を用いた。

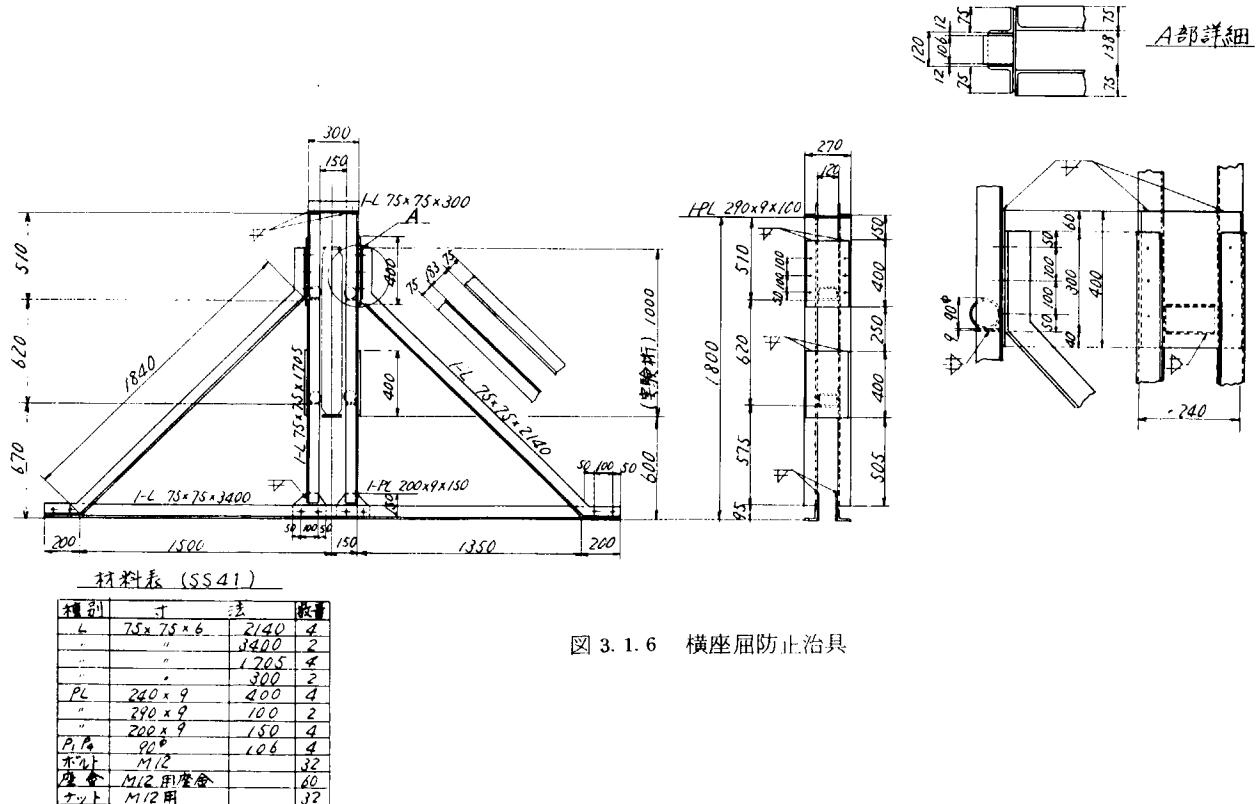
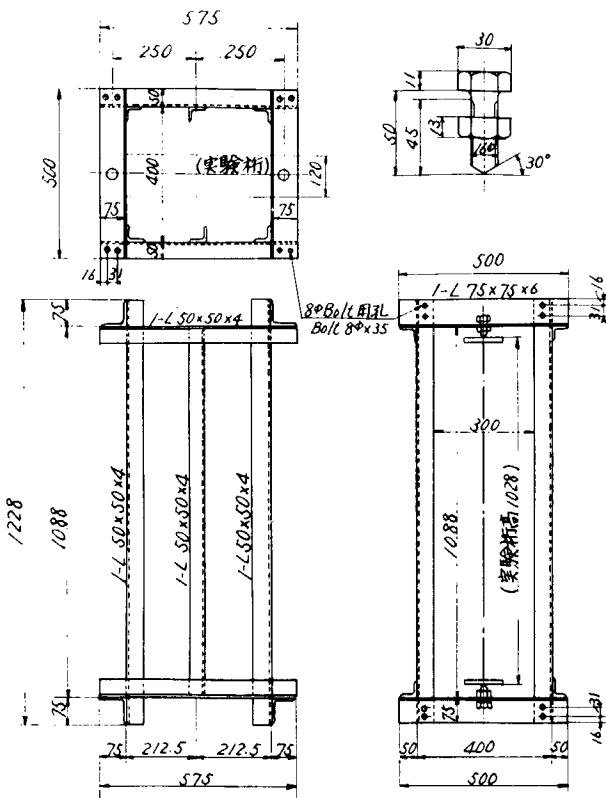


図3.1.6 横座屈防止治具



材料表 (5541)

| 種別        | 寸法      | 長さ   | 数量 | 備考               |
|-----------|---------|------|----|------------------|
| L形鋼       | 75x75x6 | 500  | 4  |                  |
| "         | 50x50x4 | 1228 | 4  |                  |
| "         | "       | 1028 | 2  |                  |
| "         | "       | 575  | 4  |                  |
| Bolt (締付) | 16φ     | 50   | 6  | 予備2本含む           |
| "         | 10φ     | 35   | 35 | フジターナー<br>予備3本含む |

図 3.1.7 ダイアルゲージ取付枠

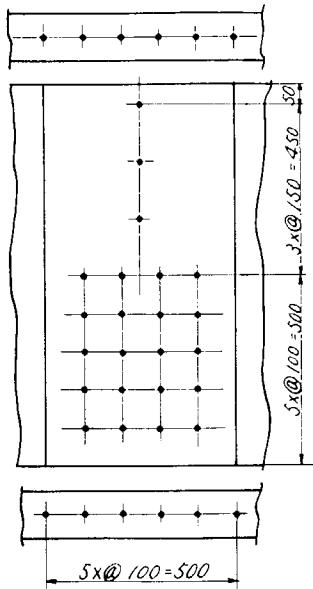


図 3.1.8 变位測定点(曲げ)

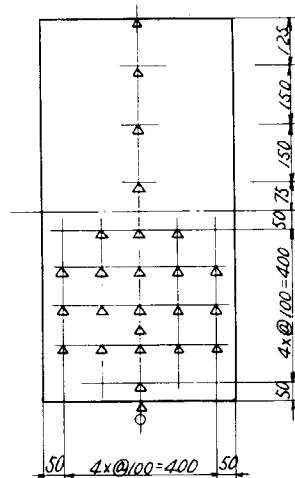


図 3.1.9 変位測定点(曲げ)

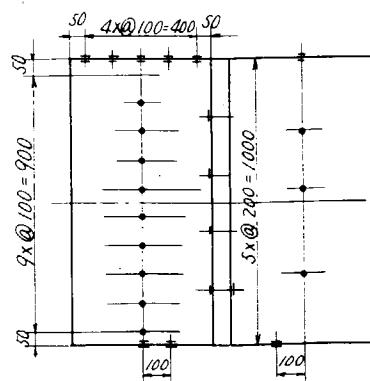


図 3.1.10 变位測定点(せん断)

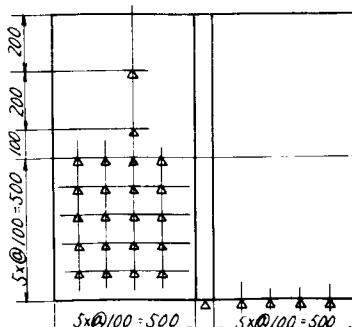


図 3.1.11 変位測定点(せん断)

### 3.1.3 実験結果および考察

#### (1) 材料引張試験

供試体に用いた材料の引張試験を行なった。試験結果を表 3.1.1 に示す。

表中、名称の BG-4.5-1, SG-3.2-1 等は BG, SG は Bending, Shearing を 3.2, 4.5 はウェブの板厚をそれぞれ表わす。

#### (2) 純曲げ試験

実験結果を図 3.1.1.2 から図 3.1.1.8 に示す。図 3.1.1.2 は供試体の初期撓みおよび崩壊した後の残留変形を BG-4.5-2 を例にとって示したものである。

供試体 (BG-3.2-3 および BG-4.5-2) の各部の歪計測値のうち、桁スパン中央部の軸方向ひずみを表裏で計測した歪の平均値を用いて表わしたものと図 3.1.1.3 に示す。同図より荷重が低い間は一体梁とみなせる挙動を示すが、ウェブパネルが座屈した後、座屈した部分の歪は一定値付近にとどまり、変化が増大するに伴ない応力の再配分が行なわれ最高荷重 (崩壊) に達する。

桁の崩壊形式はウェブが局部座屈した後、圧縮フランジが降伏し、全体に少し横倒れして崩壊している。

図 3.1.1.4 および図 3.1.1.5 は BG-3.2-3 および BG-4.5-2 を例にとって最大たわみが生ずると思われる点 2 個所をそれぞれ選び、そのひずみを追跡したものである。

図 3.1.1.6 および図 3.1.1.7 は上と同様の供試体についてモーメントと面外たわみとの関係を示したものである。

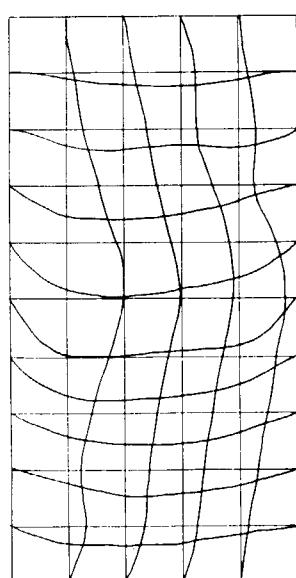
以上より明らかのように、BG-3.2-3 では  $M_{cr} = 16.80 \text{ t m}$  (計算値)、また、BG-4.5-2 では  $M_{cr} = 36.59 \text{ t m}$  (計算値) の近傍でパネルが局部座屈を起しており、初期撓みがあることを考慮すれば実験値とかなり良く一致する。

また、図 3.1.1.6 および図 3.1.1.7 からも判るように両供試体ともに一様圧縮を受ける板材の後座屈挙動に似ており、特に BG-3.2-3 の場合はそれが顕著に現われている。

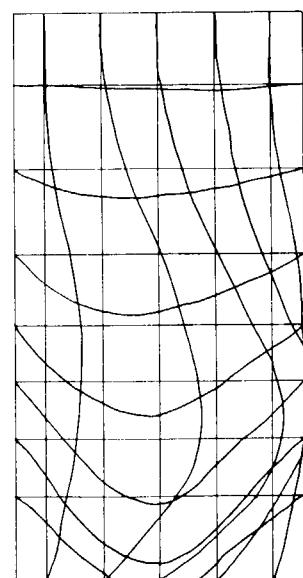
図 3.1.1.8 は BG-3.2-3 および BG-4.5-2 の荷重と垂直たわみの関係を示したものである。

表 3.1.2 に実験結果と計算結果 (造論 119, 120 および 122 号 藤井) を示す。材料の降伏応力は表 3.1.1 の値を用いて計算し、実験値と比較した。結果はかなり良く一致する。

なお、写真 3.1.1 および 3.1.2 に試験装置全景と桁の崩壊状況を示す。



初期撓み



崩壊後

図 3.1.1.2

表 3.1.1 材料引張試験結果

| 名 称                              |   | 標点距離<br>m/m | 板 厚 × 巾 m/m | 降伏応力<br>kg/mm <sup>2</sup> | 引張強さ<br>kg/mm <sup>2</sup> | 伸び % |
|----------------------------------|---|-------------|-------------|----------------------------|----------------------------|------|
| B G - 3.2 - 1<br>( Web )         | 1 | 5.0         | 3.2 × 15.0  | 21.8                       | 30.8                       | 42.0 |
|                                  | 2 | "           | "           | 22.5                       | 31.2                       | 43.0 |
| " 2<br>( " )                     | 1 | "           | "           | 22.9                       | 31.4                       | 41.0 |
|                                  | 2 | "           | "           | 24.5                       | 36.0                       | 40.0 |
| " 3<br>( " )                     | 1 | "           | "           | 24.5                       | 35.8                       | 38.0 |
|                                  | 2 | "           | "           | 25.0                       | 36.0                       | 40.0 |
| B G - 4.5 -- 1<br>( Web )        | 1 | "           | 4.5 × 15.0  | 33.1                       | 50.6                       | 34.0 |
|                                  | 2 | "           | "           | 34.0                       | 51.7                       | 33.0 |
| " 2<br>( " )                     | 1 | "           | "           | 32.7                       | 50.3                       | 34.0 |
|                                  | 2 | "           | "           | 32.7                       | 50.6                       | 24.0 |
| " 3<br>( " )                     | 1 | "           | "           | 36.1                       | 50.5                       | 22.0 |
|                                  | 2 | "           | "           | 35.4                       | 50.6                       | 24.0 |
| S G - 3.2 - 1<br>( Web )         | 1 | "           | 3.2 × 15.0  | 25.6                       | 40.4                       | 29.0 |
|                                  | 2 | "           | "           | 24.7                       | 39.7                       | 31.0 |
| " 2<br>( " )                     | 1 | "           | "           | 24.1                       | 39.7                       | 29.5 |
|                                  | 2 | "           | "           | 25.8                       | 39.7                       | 27.0 |
| " 3<br>( " )                     | 1 | "           | "           | 25.0                       | 39.5                       | 30.0 |
|                                  | 2 | "           | "           | 26.6                       | 41.4                       | 30.0 |
| S G - 3.2 - 1<br>( Flange )      | 1 | 20.0        | 14.8 × 45.0 | 34.9                       | 50.5                       | 48.6 |
|                                  | 2 | "           | "           | 28.0                       | 45.7                       | 50.5 |
| " 2<br>( " )                     | 1 | "           | "           | 30.3                       | 45.0                       | 51.2 |
|                                  | 2 | "           | "           | 28.0                       | 45.7                       | 47.9 |
| " 3<br>( " )                     | 1 | "           | 15.0 × 45.0 | 27.8                       | 45.1                       | 49.7 |
|                                  | 2 | "           | "           | 28.1                       | 44.8                       | 52.5 |
| B G - 4.5 - 2<br>3<br>( Flange ) | 1 | "           | 14.0 × 44.8 | 26.9                       | 46.3                       | 52.8 |
|                                  | 2 | "           | 14.0 × 45.0 | 26.9                       | 46.1                       | 49.2 |

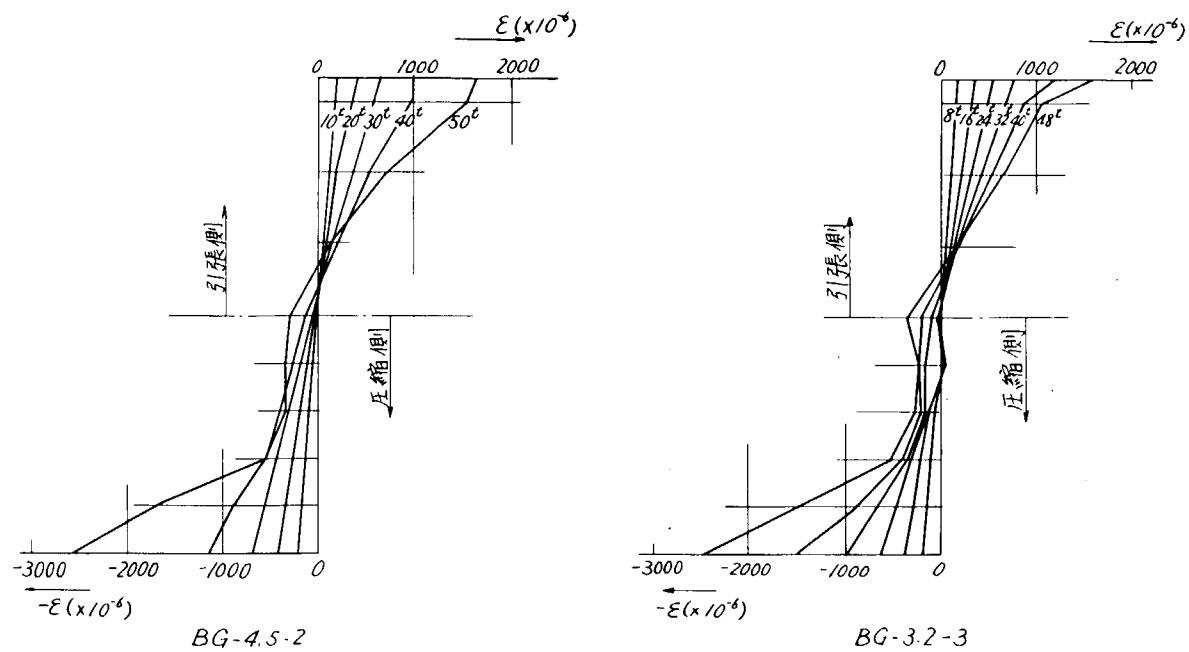


図 3.1.1.3 柄の曲げひずみ分布（裏表の平均値）

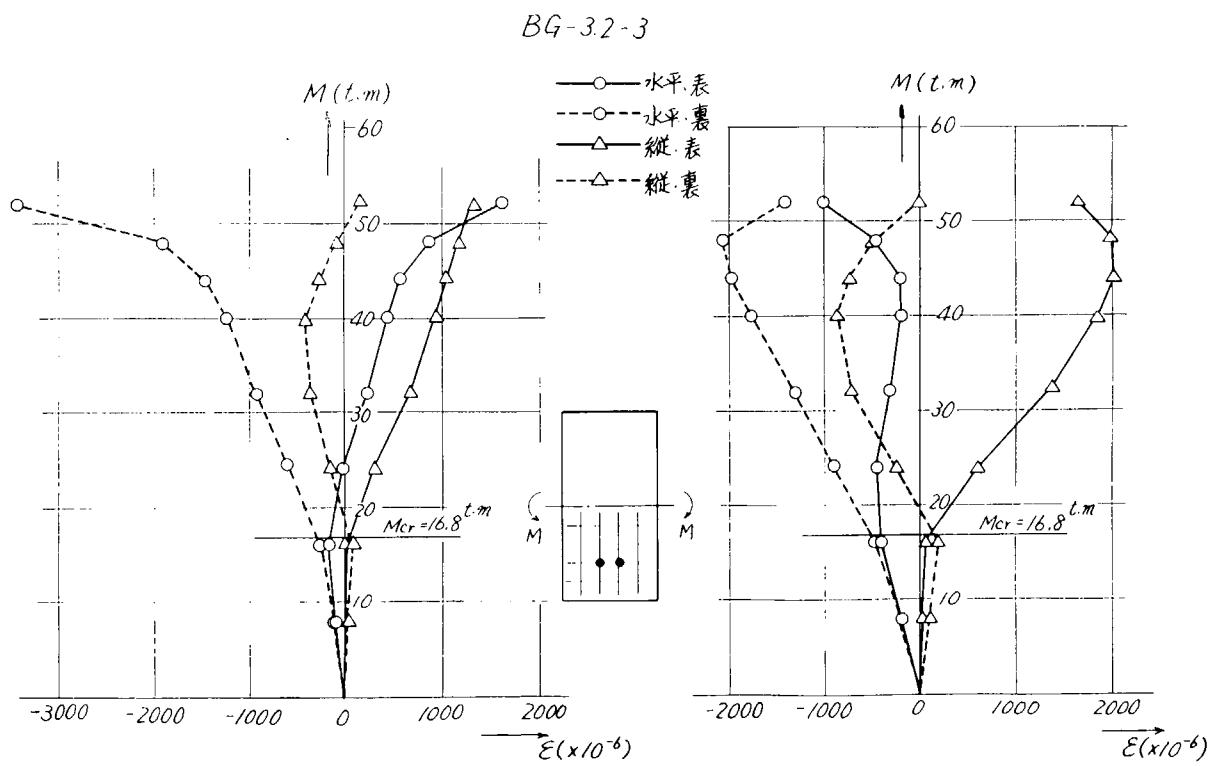


图 3.1.1 4

BG-4.5-2

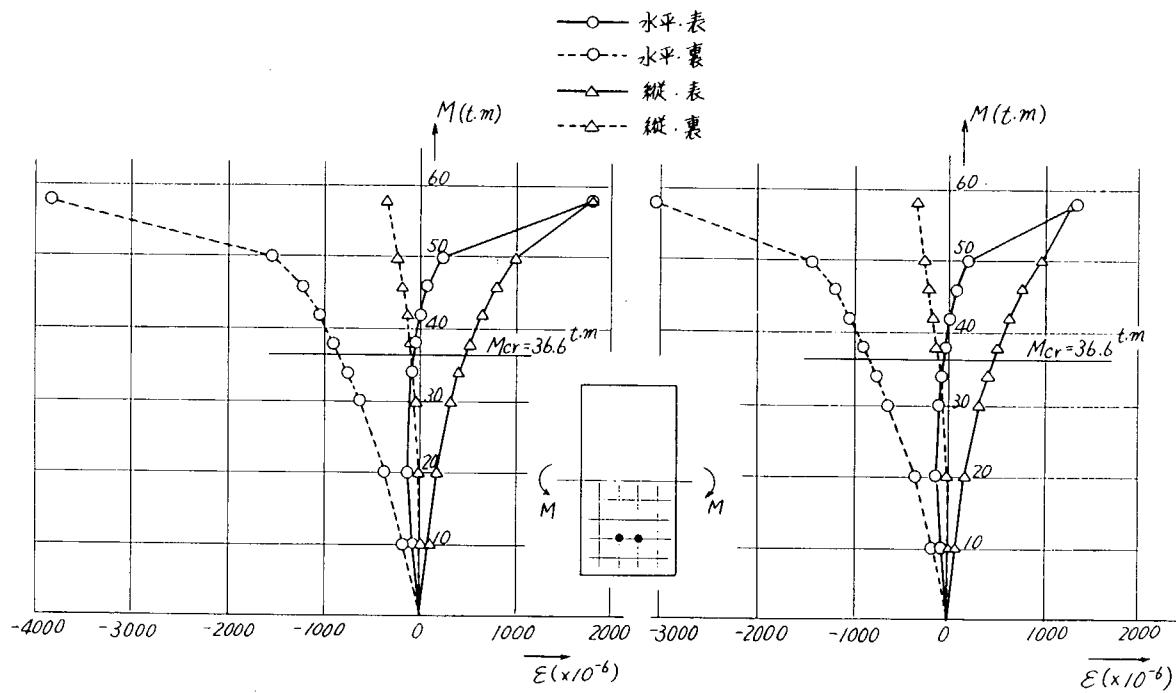


図 3.1.1.5

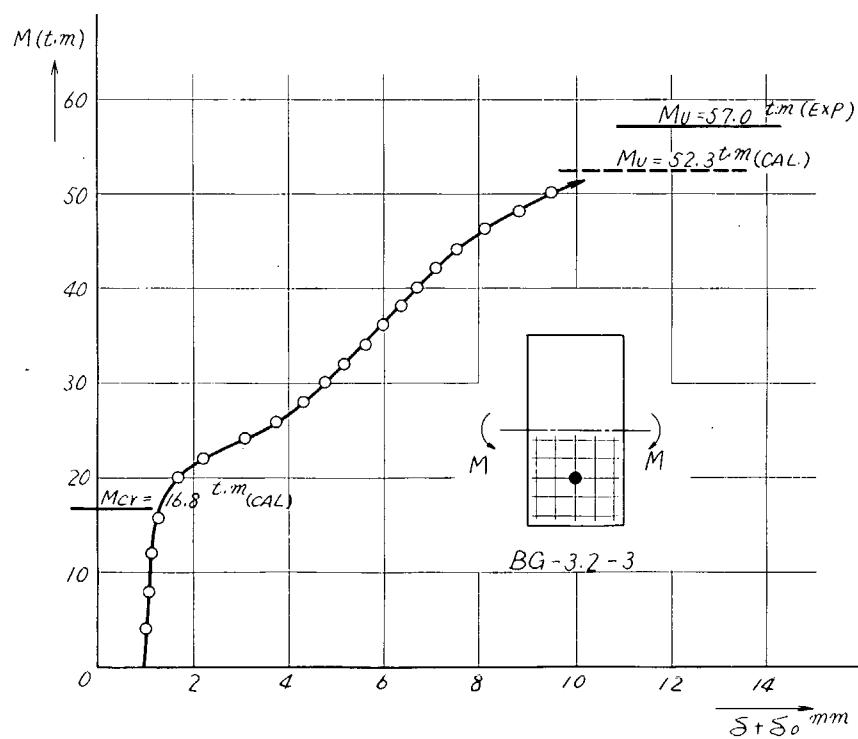


図 3.1.1.6 モーメントと面外たわみとの関係

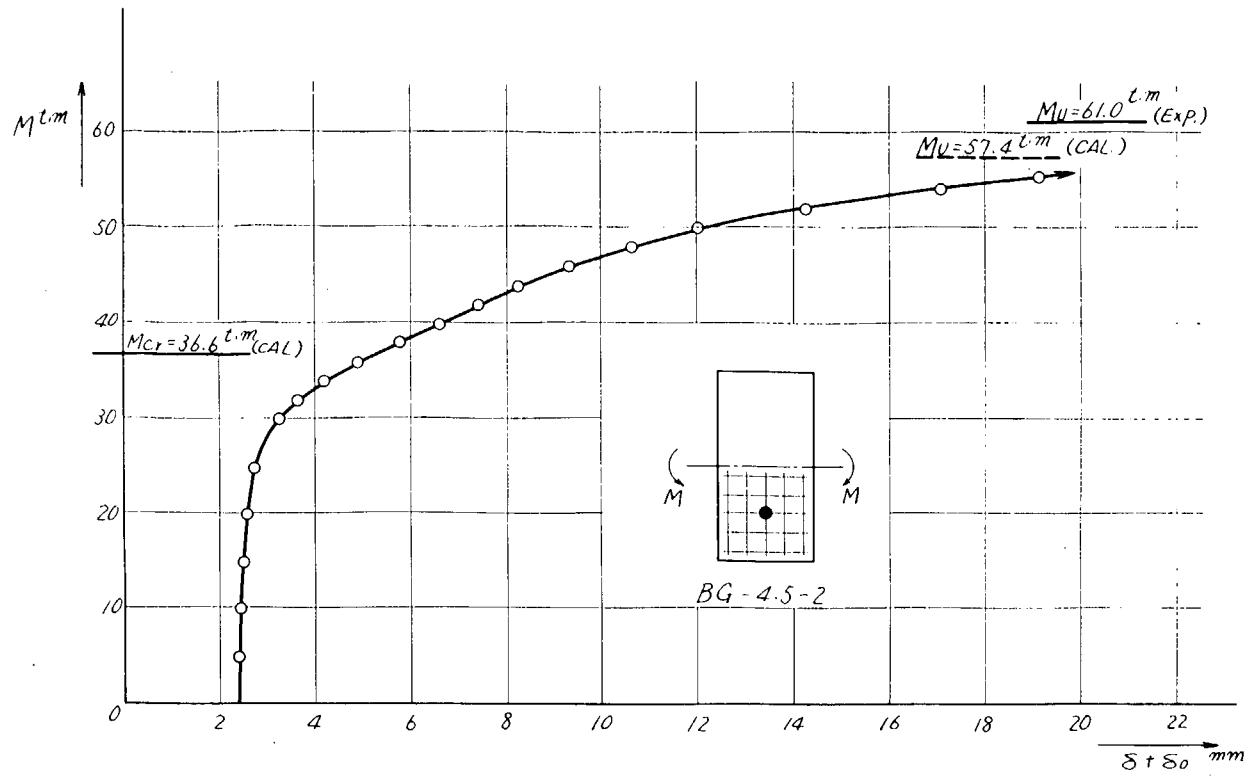


図 3.1.17 モーメントと面外たわみとの関係

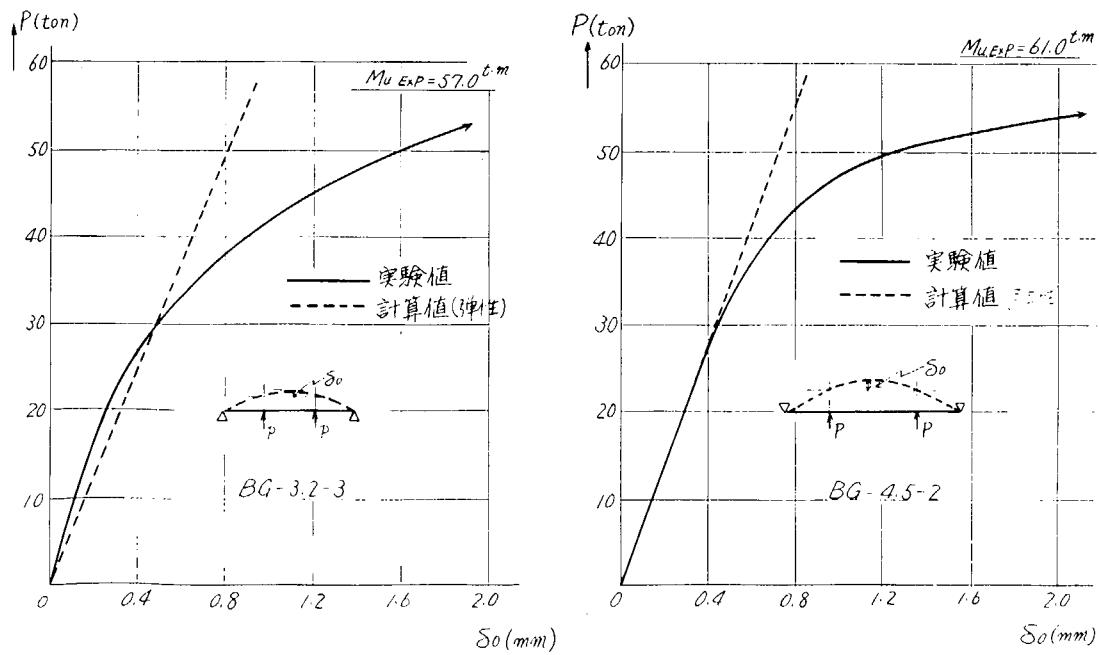


図 3.1.18

表 3.1.2 実験および計算結果

(単位 t・m)

| 試験体      | 計算                       |             |            | 実験<br>(最終荷重) | 実験/計算 |
|----------|--------------------------|-------------|------------|--------------|-------|
|          | 座屈荷重 $M_{cI}$<br>(支持-固定) | 全塑性荷重 $M_Y$ | 最終荷重 $M_u$ |              |       |
| BG-3.2-1 | 16.80                    | 59.16       | 52.54      | 56.5         | 1.08  |
| BG-3.2-2 | 16.80                    | 59.16       | 52.39      | 54.5         | 1.04  |
| BG-3.2-3 | 16.80                    | 59.16       | 52.26      | 57.0         | 1.09  |
| BG-4.5-1 | 36.59                    | 64.83       | 57.37      | 61.5         | 1.07  |
| BG-4.5-2 | 36.59                    | 64.83       | 57.41      | 61.0         | 1.06  |
| BG-4.5-3 | 36.59                    | 64.83       | 57.29      | 62.0         | 1.08  |

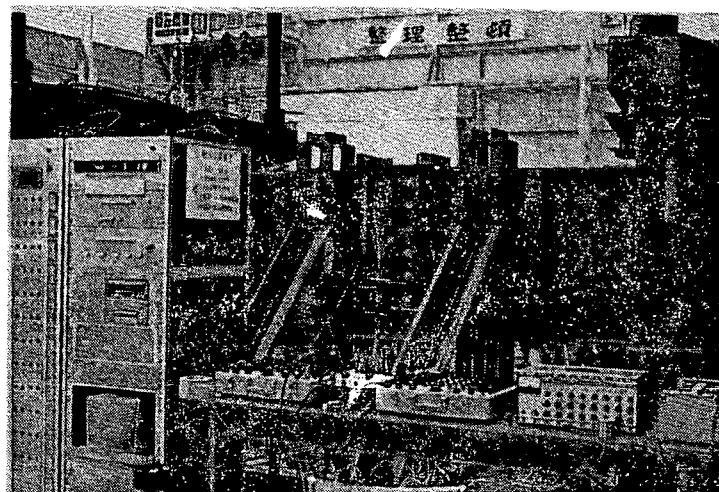


写真 3.1.1 試験装置全景

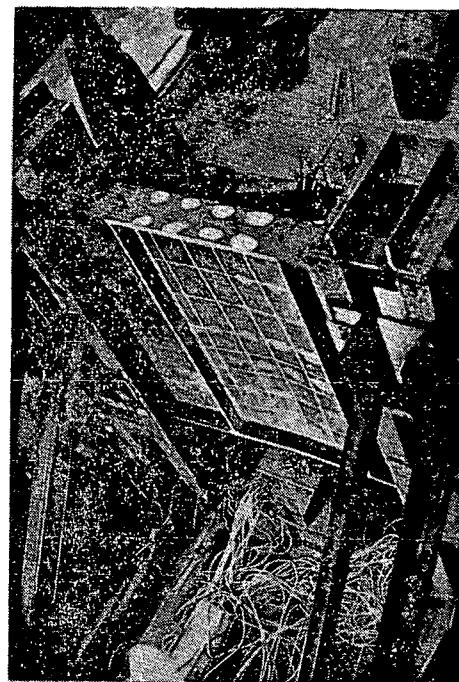


写真 3.1.2 崩壊状況

(c) 純せん断試験

実験結果を図 3.1.1 9 から図 3.1.2 2 に示す。

図 3.1.1 9 は SG - 3.2 - 1 を例にとり、供試体の初期挠みと崩壊後の残留変形を示す。

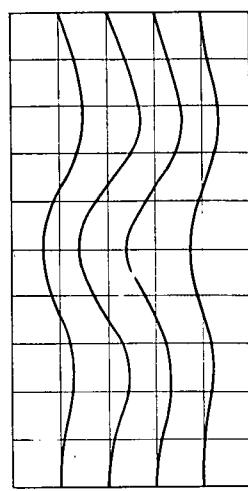
桁の崩壊形式は同図あるいは写真 3.1.4 に示すごとくフランジがウェブ内に引き込まれた形で崩壊する。

図 3.1.2 0 は SG - 3.2 - 1 の主応力分布を荷重ごとに追跡したものである。図より明らかのように単純せん断から張力場へ移行する状態が鮮明に現われている。

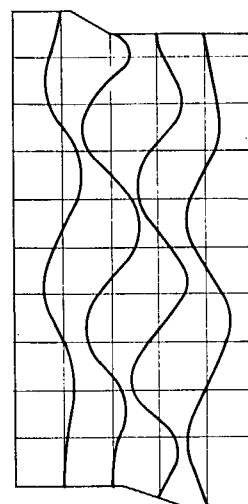
図 3.1.2 1 は SG 桁の荷重と面外変形の関係を図示したものである。また、図 3.1.2 2 は同上桁の荷重と垂直挠みの関係を示す。

表 3.1.3 に実験結果と計算結果を示す。なお、計算に用いた降伏応力は表 3.1.1 の値を用いた。

結果は全般的にかなり良く一致する。



初期挠み



崩壊後

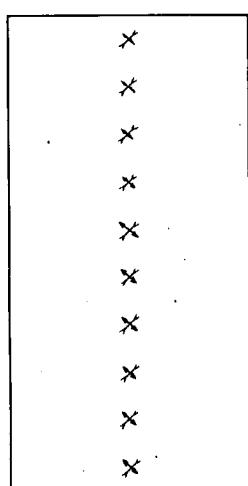
図 3.1.1 9

SG - 3.2 - 1

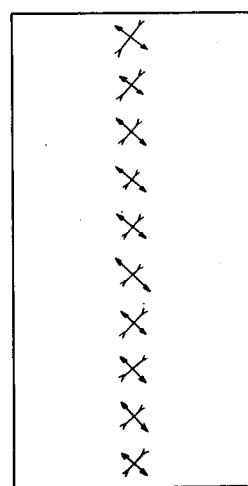
10 TON

20 TON

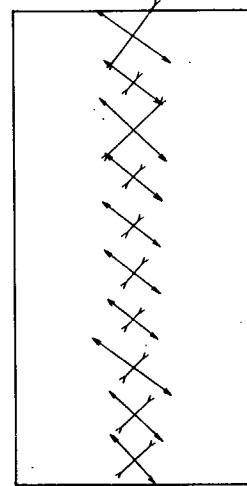
30 TON



0 5 10 kg/mm<sup>2</sup>



0 5 10 kg/mm<sup>2</sup>



0 5 10 kg/mm<sup>2</sup>

図 3.1.2 0 主応力図

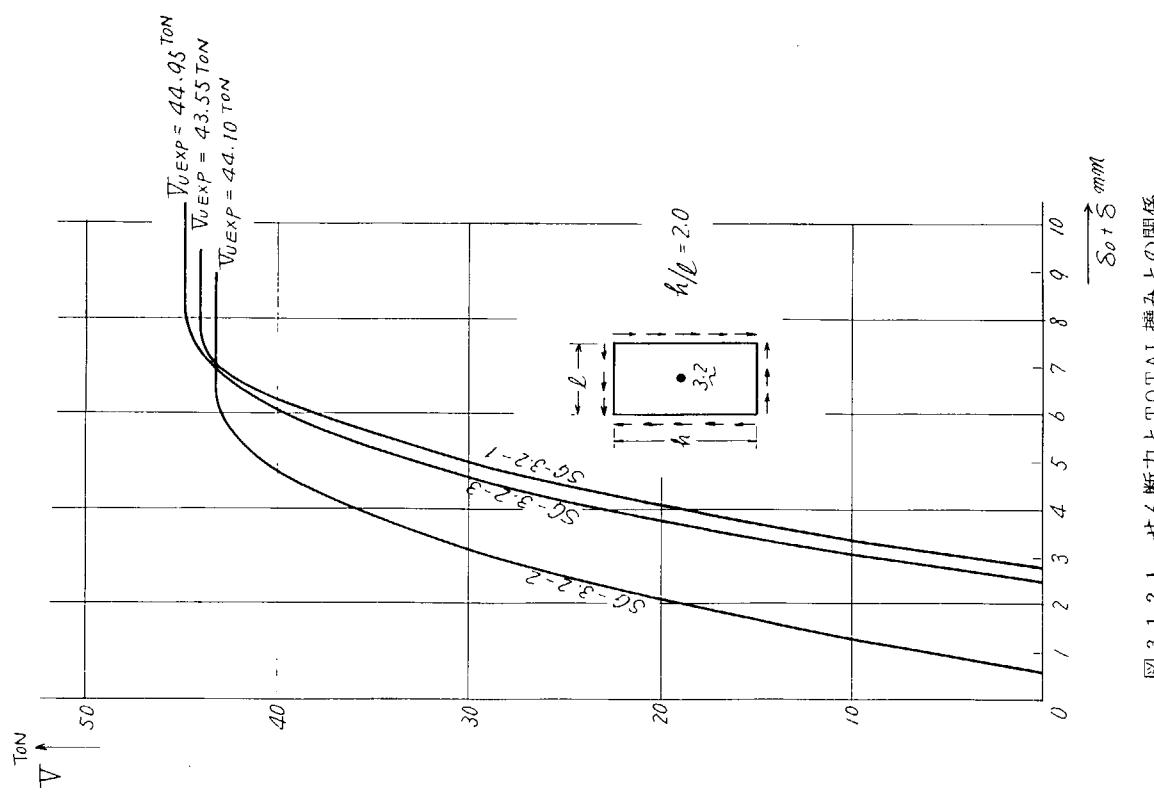


図 3.1.2.1 せん断力とTOTAL撓みとの関係

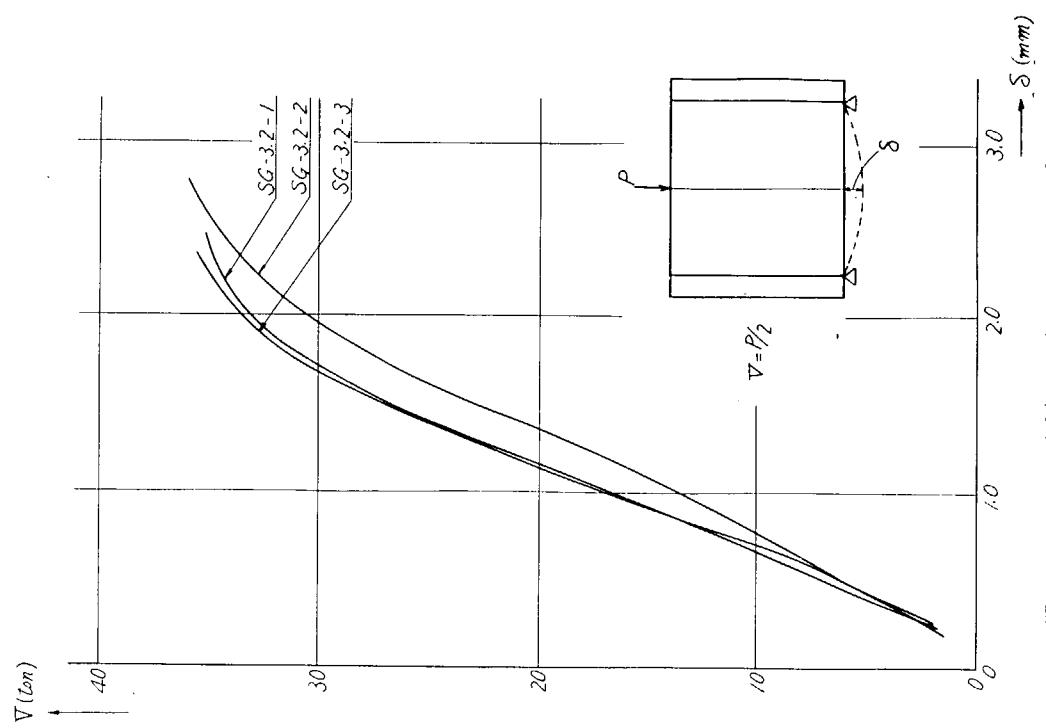


図 3.1.2.2 せん断力と垂直たわみとの関係

表 3.1.3 計算結果と実験結果

(単位 ton)

| 試験<br>体       | 実<br>験<br>最<br>終<br>荷<br>重 | 荷<br>重<br>辺<br>单<br>支<br>持<br>一<br>フ<br>ラ<br>ン<br>ジ<br>辺<br>固<br>定 |                |               | 荷<br>重<br>辺<br>固<br>定<br>一<br>フ<br>ラ<br>ン<br>ジ<br>辺<br>固<br>定 |                                      |                | 実験／計算   |
|---------------|----------------------------|--|----------------|---------------|---|--------------------------------------|----------------|---------|
|               |                            | 座屈荷重<br>$V_{cr}$<br>( $K_s = 6.85$ )                               | 全塑性荷重<br>$V_p$ | 最終荷重<br>$V_u$ | 実験／計算   | 座屈荷重<br>$V_{cr}$<br>( $K_s = 1.05$ ) | 全塑性荷重<br>$V_p$ |         |
| S G - 3.2 - 1 | 4.4.1.0                    | 1.7.0.4  | 4.0.1.6        | 3.8.7.7       | 1.1.4   | 2.6.1.8                              | 4.0.1.6        | 4.0.1.5 |
| S G - 3.2 - 2 | 4.3.5.5                    | 1.7.0.4  | 3.9.5.8        | 3.8.0.4       | 1.1.4   | 2.6.1.8                              | 3.9.5.8        | 3.9.5.7 |
| S G - 3.2 - 3 | 4.4.9.5                    | 1.7.0.4  | 4.1.5.0        | 3.9.3.2       | 1.1.4   | 2.6.1.8                              | 4.1.5.0        | 4.1.3.7 |
|               |                            |  |                |               |   |                                      |                | 1.0.9   |

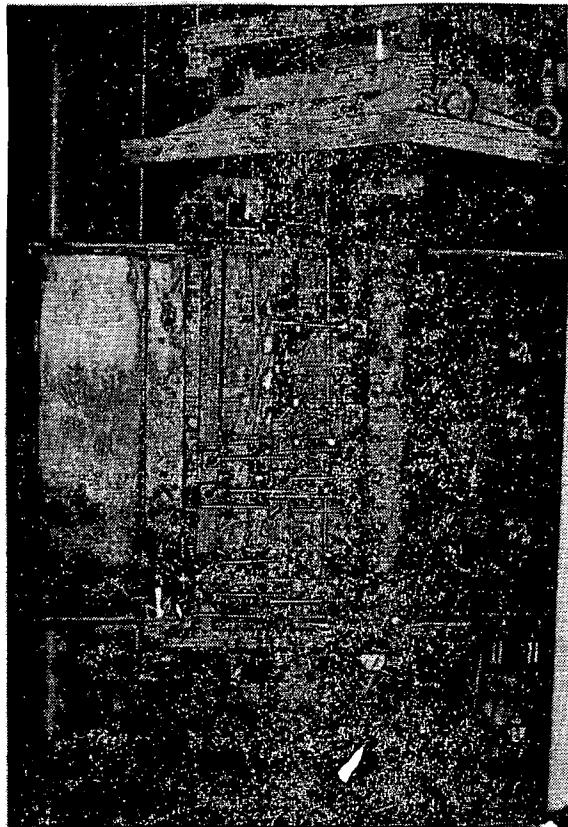


写真 2.1.3 試験装置全景

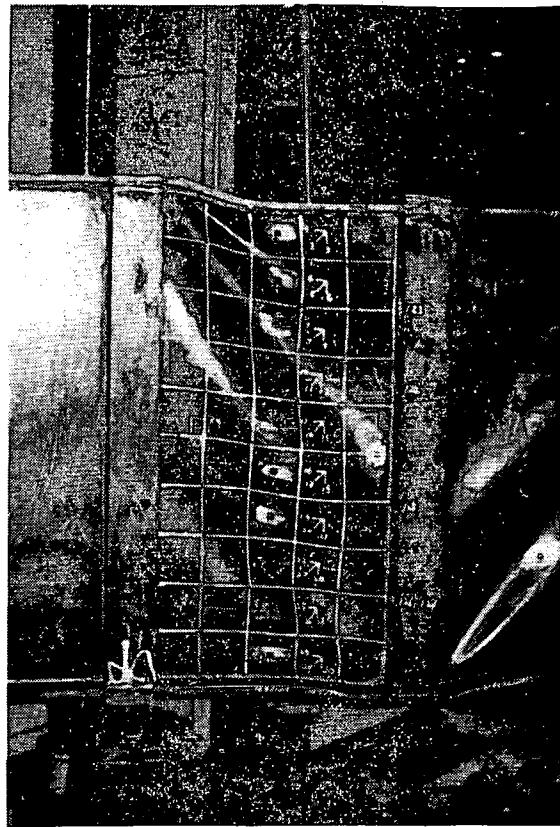


写真 2.1.4 崩壊状況

### 3.1.4 統計的手法の検討

前年度に引き続き、本年度は前年度の実験および今回の F E M 計算とを併用し、一様圧縮とせん断が Combine されている場合について初期撓みと最高荷重との関係を求め、安全性評価のための確率統計的手法を検討した。

#### (1) F E M による数値計算

図 3.1.2.3 は初期撓みを有する板材が一様圧縮、あるいは純せん断を受けた場合の最高荷重を F E M ( 弾塑性大撓み ) により求めたものである。( 本プログラムは阪大上田によって開発されたものである。 )

本計算によれば、一様圧縮に関しては初期撓みによる最高荷重の低減は著しいが、せん断に関しては初期撓みが最高荷重に与える影響はみられない。また、純せん断においては  $\alpha / t = 40$  程度では塑性座屈の範囲であるが、本計算では定変位載荷のため図 3.1.2.4 に示すようにその応力分布がパラボラに近く、パネル中央部近傍が塑性化した後は荷重はほとんど上がらないようである。

定荷重載荷であれば一様応力分布となり、この場合  $\tau / \tau_y$  はほぼ 1 になるはずである。なお、以下の計算では純せん断の  $\tau / \tau_y$  は 1 とした。なお、一様圧縮の計算結果は前年度の実験結果ともよく一致する。

#### (2) 数式化

##### (a) 板材の耐荷力の数式化

図 3.1.2.5 は一様圧縮、純せん断および圧縮、せん断の Combine について、初期たわみをパラメータにとり最高荷重を求め、その値に数式化をほどこしたものである。○印は F E M による計算値、実線は近似式である。前にも記したように  $\tau / \tau_y = 1$  とした。

$\sigma$  と  $\tau$  の相関曲線は次式で表わされるものとする。

$$\left( \frac{\sigma}{K\sigma_y} \right)^2 + \left( \frac{\tau}{\tau_y} \right)^2 = 1$$

ここで、 $K$  は図 3.1.2.3(a) の  $\sigma / \sigma_y$  と  $\delta_0 / t$  の関係に数式化をほどこしたものである。すなわち、

$$K = \frac{4.594}{\delta_0/t + 3.322} - 0.383$$

$\delta_0/t$  = 初期撓み / 板厚

いま  $K_1 = \tau/\sigma$  とすれば耐荷力  $R$  は次式で表わされる。

$$R = \sqrt{\frac{K^2(1+k_1^2)}{k^2 k_1^2 + 1}}$$

$$\text{したがって、 } R \text{ の平均値は } \bar{R} = \sqrt{\frac{\bar{K}^2(1+\bar{k}_1^2)}{\bar{K}^2 \bar{k}_1^2 + 1}}$$

$$\text{ここで } \bar{k}_1 = \bar{\tau}/\bar{\sigma}$$

$$\bar{K} = \frac{4.594}{\delta_0/t + 3.322} - 0.383$$

$$\begin{aligned} \text{また、その分数は } v_R &= \left(\frac{\partial \bar{R}}{\partial \bar{K}}\right)^2 v_K + \left(\frac{\partial \bar{R}}{\partial \bar{k}_1}\right)^2 v_{k_1} \\ &= \frac{\bar{k}_1^6}{(1+\bar{k}_1^2)(\bar{k}^2 \bar{k}_1^2 + 1)^3} \left\{ \left(\frac{1+\bar{k}_1^2}{\bar{k}_1^2}\right)^2 v_K + \bar{k}^2 (\bar{k}^2 - 1)^2 v_{k_1} \right\} \end{aligned}$$

$$v_K = \left(\frac{\partial \bar{k}_1^2}{\partial \Delta_0}\right) v_{\Delta_0} = \frac{2.1.105}{(\Delta_0 + 3.322)^4} v_{\Delta_0}$$

$$\text{ここで、 } \Delta_0 = \delta_0/t$$

$$v_K = \left(-\frac{\partial \bar{k}_1}{\partial \Delta_0}\right)^2 v_\sigma + \left(\frac{\partial \bar{k}_1^2}{\partial \tau}\right) v_\tau = \frac{1}{\sigma^4} (\bar{\sigma}^2 v_\sigma + \bar{\tau}^2 v_\tau)$$

### (b) 板材の作用外力の数式化

板材に作用する外力を次式で表わす。

$$S = \sqrt{\sigma^2 + \tau^2} \quad \text{したがって、平均値は } \bar{S} = \sqrt{\bar{\sigma}^2 + \bar{\tau}^2}$$

また、分数は

$$v_S = \left(\frac{\partial \bar{S}}{\partial \sigma}\right)^2 v_\sigma + \left(\frac{\partial \bar{S}}{\partial \tau}\right)^2 v_\tau = \frac{1}{\sigma^2 + \tau^2} (\bar{\sigma}^2 v_\sigma + \bar{\tau}^2 v_\tau)$$

### (3) 船体応力（外力）の長期分布の推定

本回の計算では応力を Static と Dynamic 分に分け、応力変動は Gumbel の中心極値定理を用いこれを推定した。

すなわち、実船における応力変動 (Dynamic) の短期分布は Rayleigh 分布をすることが知られており、その標準偏差は次式で与えられること

$$\sqrt{E} = \frac{\tilde{x}_m}{\sqrt{\log N + r/2\sqrt{\log N}}} \quad \tilde{x}_m = \text{最大期待値}$$

を利用して Dynamic の応力変動（分数）を算出した。船体応力の変動の長期分布は対数正規分布であるといわれているが、分布形状の相似性を利用し、本回は便宜上これを Rayleigh 分布として取り扱った。

なお、計算で設定した Dynamic Stress は Total Stress の 50% とし、せん断応力の変動分についても上記と同様な考え方でこれを求めた。

$$\text{すなわち } \sigma_d = r_\sigma \cdot \sigma_T$$

$$\tau_d = r_\tau \cdot \tau_T$$

$$\sqrt{E_\sigma} = \frac{r_\sigma \cdot \sigma_T}{\sqrt{\log N}} \quad r_\sigma/2\sqrt{\log N} \ll \sqrt{\log N}$$

$$\sqrt{E} \tau = \frac{\tau \tau + \tau T}{\sqrt{10gN}}$$

とし、 $\tau_\sigma = \tau_T = 0.5$  とし、これらを求めた。

なお、本計算では Static Stress が平均応力に相当する。

#### (4) 数値計算例

初期撓みを有し、一様圧縮およびせん断を受ける板材 ( $h/t = 40$ ) の破壊の確率を初期撓みの補正と関連づけて求めた。

初期撓みについては前年度の研究（研究資料第173号P102）と同様にある基準値を（平均値+2σ）とする方法をとった。この基準値と破壊の確率を作用応力をパラメータにして表わしたもののが図3.1.2.6であり、図3.1.2.7は破壊の確率を $10^6$ として基準値と応力の関係を示したものである。

#### 3.1.5 あとがき

実験結果に対して、FEM計算による詳細な検討が行なわれていないので、曲げをうける場合に初期撓みがパネル自身および桁の最終強度にどのような影響を及ぼすかを結論づけることはできなかったが、これについては来年度に検討する。しかし、剪断をうける場合には、最終強度に及ぼす初期撓み（サイン半波長の場合）の影響はほとんどないことが判明した。

また、工作基準の設定については、船の対象とする場所の寸法、応力状態、変動応力の長期分布、破壊の確率等が求めなければ初期撓みの基準を設定することは困難であり、各種の  $a/t$  に対する相関曲線を計算することもあわせて、今後の検討課題であろう。

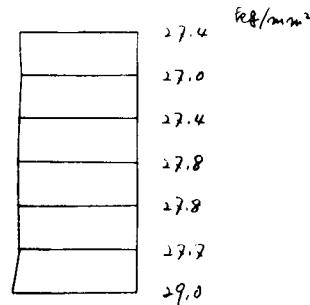
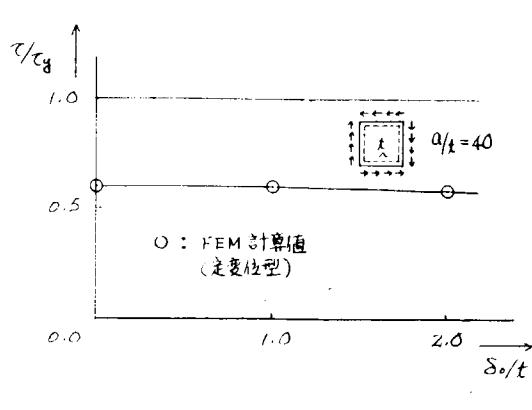
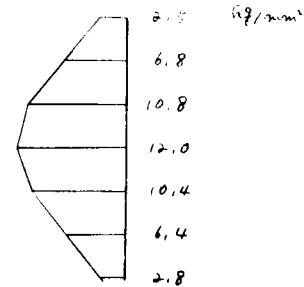
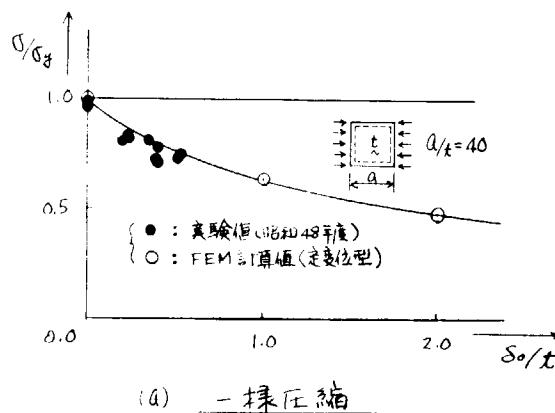


図3.1.2.3 初期撓みと最高荷重との関係

図3.1.2.4 反応力分布

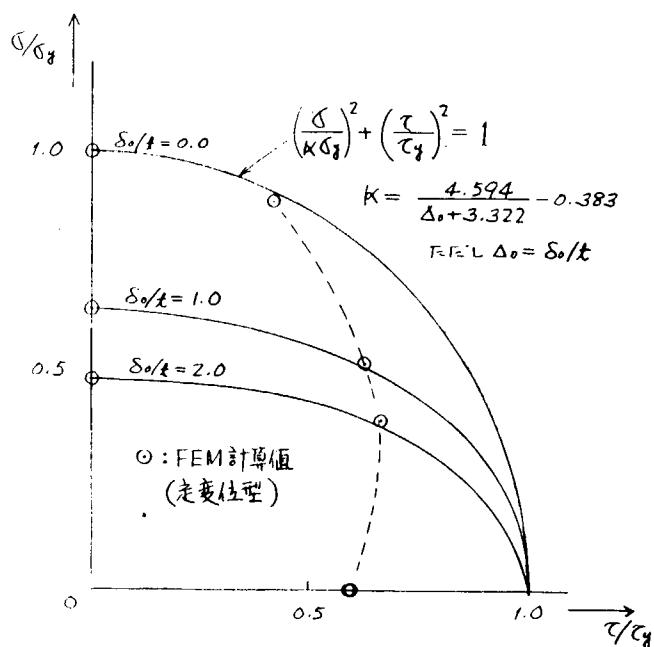


図 3.1.2.5  $\sigma_u \cdot \tau_u$  相関曲線

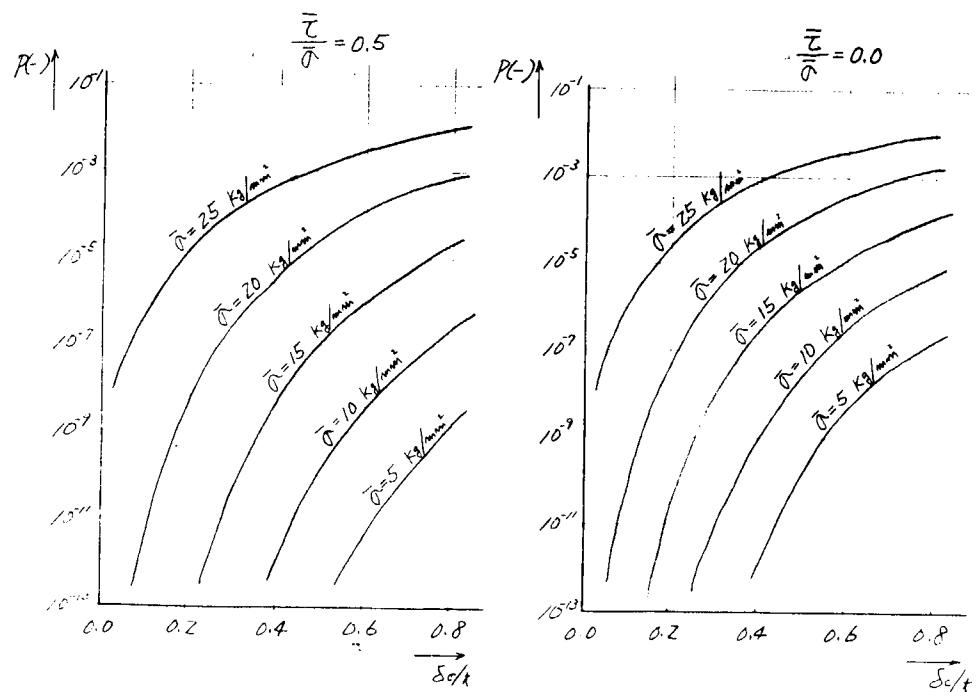


図 3.1.2.6 初期撓み制限と破壊の確率

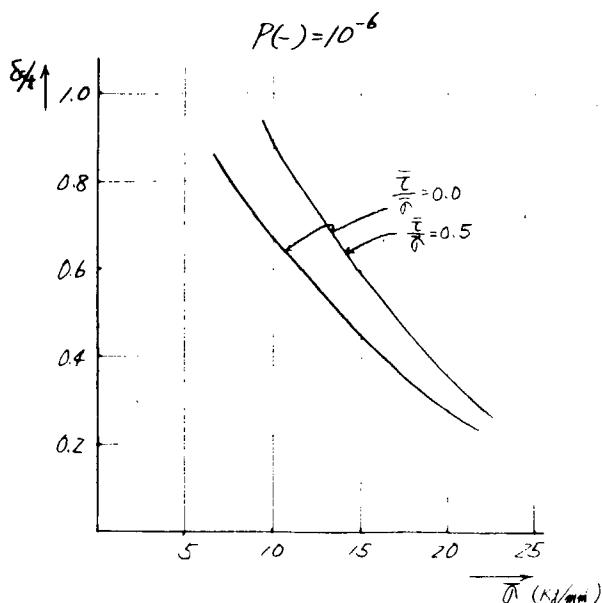


図 3.1.2-7 圧縮応力と初期撓み制限

### 3.2 桁材の工作歪と強度に関する研究

#### 3.2.1 まえがき

船殻部材の桁材に工作歪が存在する場合、その歪量が桁材の強度に及ぼす影響を検討するために、前年度に引き続き、初期変形を有する桁材の模型の最終強度に関する一連の実験を実施した。

桁材としてボトムトランスを対象としているが、本年度は、より実船に近い模型、すなわち、フェイスが面内方向にトリッピングプラケットの位置で、単純支持に近い状態で支持される構造模型を採用し、実船相似型、狭幅型および厚板型の計12体の供試体について実験を行なった。

#### 3.2.2 模型実験

##### (1) 供試体

供試体は20万トン型タンカーのボトムトランスの約1/4縮尺模型であり、図3.2.1に示すように研究対象のトランス(3パネルのウェブ、フェイス、スティフナおよびボトムプレート)と隣接トランスの役目を果たす2条の補助トランスおよびロンジフレームから構成されている。供試体の寸法形状および初期変形量を表3.2.1に示す。

供試体に用いた材料(S S 4 1)の機械的性質を表3.2.2に示す。

##### (2) 試験方法

供試体には、75トン油圧ジャッキ2台を用いて、純曲げモーメントを作らせ、その荷重は、ロードセルで検出した。

供試体端部の横倒れ変形は、横倒れ防止枠で拘束し、横倒れ拘束力は同装置に取付けたロードセルで検出した。

##### (3) 計測方法

応力分布の測定には、図3.2.2に示す計測位置に電気抵抗線歪計を貼布して計測を実施した。

供試体の変形は差動トランスを用いて、図3.2.3に示す位置で計測した。

#### 3.2.3 実験結果および考察

供試体の初期変形(工作歪)および最高荷重に達して崩壊した後の残存変形を実船相似型(F 8-S 3シリーズ)、狭幅型(F 5-S 1.5シリーズ)および厚板型(F 8'-S 3シリーズ)の例として図3.2.4～図3.2.6に、また、写真を図3.2.7～図3.2.12に示す。

これらの図からも明らかのように初期変形はいずれもトリッピングブラケット間でひと山のモードである。一方、崩壊後の残留変形は、実船相似型ではトリッピングブラケット間のひと用のモードと各パネルのウェブで、ひと山を示すモードが混在している。桁の崩壊型式としてはフェイスは圧縮座屈し、ウェブはパネルの局部座屈が生じて桁全体が少し横倒れしている。狭幅型では、トリッピングブラケット間のひと山のモードを示し、完全に横倒れ崩壊している。厚板型では、実船相似型とほとんど同様のモードであるが、桁全体では、トリッピングブラケット間のひと山が卓越し、横倒れしている。

次に、供試体の変形について結果を示すと、まず、鉛直たわみと荷重との関係は図3.2.13～図3.2.15のようになる。これらの図から明らかのように、最高荷重の約0.4～0.6までは、荷重の増加とともに、鉛直たわみは、直線的に増えているが、その後急激に増加している。特に、狭幅型シリーズでは、この傾向が著しく、しかもこの型のシリーズではウェブの局部座屈後、急に鉛直たわみは増加しているが、他の型のシリーズでは、ウェブの局部座屈後もわずかの間は、直線的にしか増加していない。また、いずれのシリーズでも工作歪(初期変形)の大きいほど鉛直たわみ剛性は小さくなっている傾向がある。

また、荷重が増加するにつれて、F8-S3-15'は他のケースに比べて、あまり鉛直たわみの剛性は低下していないことが判る。

桁の横倒れ変形を図3.2.16～図3.2.18に示す。これらの図から明らかのように、荷重の小さい間は、横倒れ量は荷重とともに直線的に増加しているが、ウェブの局部座屈荷重付近から急に増加している。特に、ウェブの局部座屈後、荷重の増加とともに、狭幅型シリーズでは、急に横倒れ変形の剛性が低下しているが、実船相似型および厚板型では、狭幅型に比べるとあまり横倒れの剛性は低下していない。しかし、この2つの型のシリーズでは、この剛性低下率は、ほぼ同じ程度である。また、鉛直たわみと同様に、荷重の小さい間は、初期変形の大きいほど横倒れの剛性は小さくなっている。また、F8-S3-15'は荷重が増加してもあまり剛性は低下しないことが判る。

フェイス縁の鉛直方向の変形量を図3.2.19～図3.2.21に示す。ただし、 $\delta_1$ ,  $\delta_2$ は横倒れによって生じるフェイスの変形量の修正は施していない。これらの図から明らかのように、いずれの型のシリーズでも荷重が15トン位までは、ほとんどフェイス縁の鉛直方向の変形量は、存在しないが、その後荷重の増加とともに、この変形量は直線的に増加することが判る。この図と前述の桁の横倒れのカーブを比べると、この図は、ほぼ正確にフェイスのねじれを表現しているものと判断してよい。

この変形量は、最高荷重付近で急激に増加している。実船相似型および厚板型ではこの傾向が著しい。従って、実船相似型および厚板型では、フェイスのねじり剛性が低下することにより、最終的に桁全体が崩壊すると言える。

次に、フェイスに塑性化が起こる時の荷重と初期変形量との関係を示すと、図3.2.22～図3.2.24のようになる。これらの図からわかるように、平均値的なものを考えると、初期変形量の増加とともにこの塑性化発生荷重は低下する傾向がある。また、同図に最高荷重をプロットしているが、この最高荷重とこのフェイスの塑性化発生荷重との間には相関関係があり、いずれのシリーズでも最高荷重の約60%～70%でフェイスの圧縮縁に塑性化が発生している。

フェイスにかかる軸力を調べると、図3.2.25～図3.2.27のようになる。これらの図から明らかのように、荷重の小さい間は荷重の増加とともにフェイスの軸力もほぼ直線的に増加するが、ウェブの局部座屈荷重付近で急に増加している。これは、座屈後ウェブの剛性が低下するためである。厚板型では、このウェブの剛性低下率は他の型のシリーズに比べて少ない。

図3.2.28～図3.2.30にフェイスの面内曲げ歪の分布を示す。トリッピングブラケット位置の曲げ歪は、中央部の約1/2であり、トリッピングブラケット位置では、フェイスはかなり単純支持に近い状態であることが判る。そしてこの傾向は荷重が増加するほど顕著になる。

ウェブパネルの曲げ変形を調べるために、中央パネルの表裏の歪を図3.2.31～図3.2.33に示す。この図からわかるように、ウェブには初期変形が存在しているので、荷重の小さい時からウェブには曲げ変形が生じているが、各シリ

ーズとともに工作歪が小さいものをみると、ウェブパネルの局部座屈値の近傍で曲げ歪が急増している。

桁の中央断面の軸歪を図3.2.3.4～図3.2.3.6に示す。これらの図からわかるように、3シリーズとともに荷重が小さい間は歪分布は直線的であるが、実船相似型および狭幅型では、ウェブの局部座屈衝突付近で直線性が失なわれ、ウェブの圧縮側では、剛性が低下してほとんど軸歪の増加が認められないが、厚板型では、ウェブの局部座屈後でもあまり剛性は低下しない。

なお、純曲げを受けるウェブパネルの座屈強度の解析は、エネルギー法を用いて行ない、ウェブはボットムプレートおよびトリッピングブラケットとの接合部で単純支持されていると仮定し、フェイスおよびスティフナの曲げ剛性を考慮して行なった。

実験結果および計算のまとめを表3.2.3に示す。実船相似型および厚板型では、ともにウェブパネルの局部座屈発生後、桁全体が少し横倒れしてフェイスの圧縮座屈を生じて崩壊するが、その崩壊過程は少し異なり、実船相似型ではウェブの局部座屈が早くから生じるために、まず、桁の横倒れが生じ、それに伴ってフェイスにねじり荷重が加わり、さらにフェイスが塑性化して崩壊する。しかし、厚板型の場合は、ウェブの座屈値が高いためにかなりの荷重まで横倒れが生じにくく、したがって、フェイスには余りねじり荷重が作用しないうちにウェブの座屈が起り、それと同時にフェイスに塑性化が起り、桁が少し横倒れして崩壊する。実船相似型については最高荷重は、この実験では工作歪の影響を余り受けないが、計算結果では受ける。

また、厚板型では、最高荷重は工作歪の影響を少し受ける。狭幅型では、ウェブパネルの局部座屈後、桁全体が大きく横倒れ変形を生じて崩壊し、最高荷重は、工作歪の影響をかなり受けることが判る。

### 3.2.4 解析

#### (1) フェイスの座屈強度

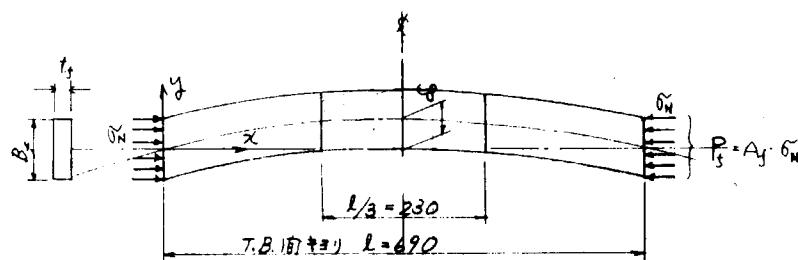


図3.2.3.7

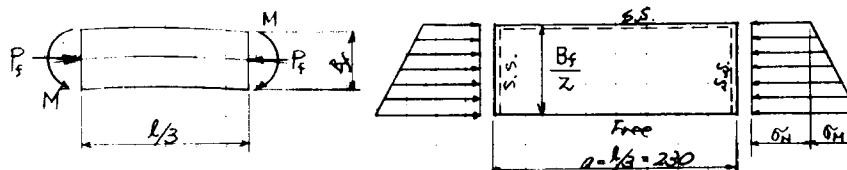


図3.2.3.8

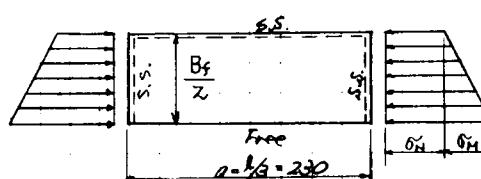


図3.2.3.9

フェイスの座屈強度について考察する。フェイスの面内方向に初期変形、 $y = \delta_0 \sin \frac{\pi X}{l}$  が存在すると仮定したとき、図3.2.3.7から判かるようにフェイスの任意の断面においては、軸応力  $\sigma_N = P_f / A_f$  と曲げ応力  $\sigma_M = \frac{P_f y}{Z}$  とが働く。いま、中央のスティフナ間のフェイスを考える(図3.2.3.8)。すなわち、フェイスの長さをトリッピングブラケット間の1/3とする。これは、実験結果によると、フェイスの座屈波形がここで節となっていることと、参考文献によれば、アスペクト比が3以上になるとフェイスの座屈強度はアスペクト比の影響をほとんど受けないこと、この2つの理由により、対象としているフェイスの長さをトリッピングブラケット間の1/3とした。したがって、図3.2.3.9のような境界条件および応力分布を仮定し、エネルギー法を用いて、座屈強度を求めるとき、実船相似型シリーズでは、図3.2.4.0のようになる。

ただし、 $k$ は次式で定義されるもので、座屈強度  $\sigma_{cr}$  は軸力  $\sigma_N$  に対するものである。

$$\sigma_{cr} = k \sigma_e \quad \dots \dots \dots \quad (3.2.1)$$

$$\text{ここで、 } \sigma_e = \frac{E \pi^2}{12(1-\nu^2)} \left( \frac{t_f}{B_f/2} \right)^2$$

座屈強度は初期変形  $\delta_0$  の増加とともに減少していることが判かる。

$\delta_0/t_w = 2.0$  の場合について座屈強度  $\sigma_{cr}$  を計算すると、次のようになる。

$$\sigma_e = \frac{2.1 + 1.0^4 \times \pi^2}{12(1-0.3^2)} \times \left( \frac{6}{4.0} \right)^2 = 427 \text{ kg/mm}^2$$

$$\sigma_{cr} = 0.333 \times 427 = 142 \text{ kg/mm}^2$$

フェイスの降伏応力が  $\sigma_y = 30 \text{ kg/mm}^2$  であることを考えればフェイス座屈強度は非常に大きな値であり、したがって、フェイスは圧縮座屈を生じないことになる。しかし、実際はフェイスは面外方向にも曲げを受けており、しかも面外方向の初期変形も考えられるので、フェイスは圧縮縁で塑性化が発生すると急激に剛性が低下し、局部座屈を起こすと考えられる。

### 参考文献

日本溶接協会 塑性設計資料集（その四）「平板および補強板の座屈強度計算図表」昭和46年3月

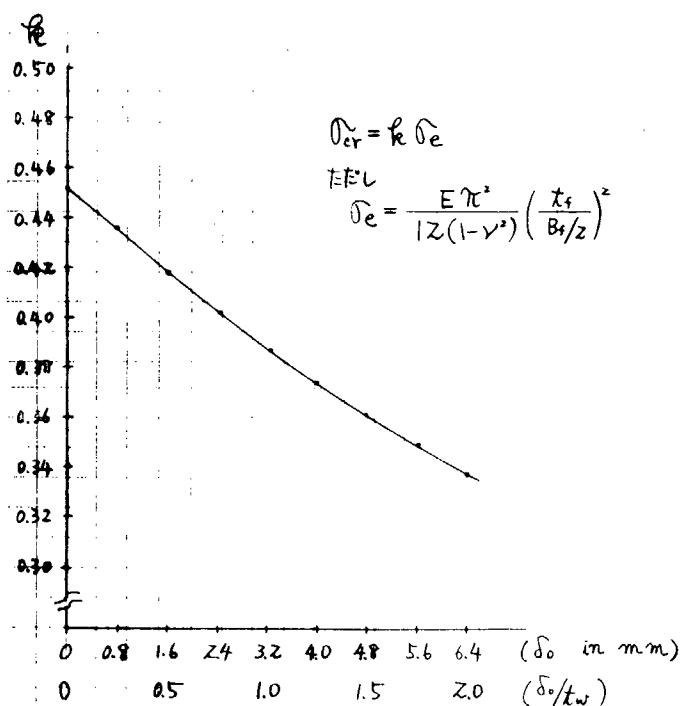


図 3.2.4.0

### (2) フェイスの面内曲げ

初期撓み（面内方向）を有するフェイスの曲げについて考える。荷重  $P$  が作用するときの変位  $y$  は次式で与えられる。

$$y = y_0 + y_1 = \frac{\delta_0}{1-\alpha} \sin \frac{\pi x}{\ell} \dots \dots \quad (3.2.2)$$

ただし、 $\ell$ ：トリッピングブラケット間の距離

$\delta_0$ ：中央部初期撓み、（初期撓みは、 $y_0 = \delta_0 \sin \frac{\pi x}{\ell}$  とする。）

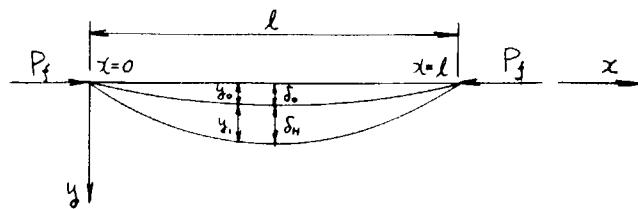


図 3.2.4.1

$$\alpha = P / P_{\text{crit}}, \quad \text{and} \quad P_{\text{crit}} = \pi^2 E I_f / \ell^3, \quad I_f = B_f^3 t_f / 12$$

$B_f$  : フェイスの幅、 $t_f$  : フェイスの板厚

曲げモーメントは  $M = P y$  となり、フェイス中央部の曲げモーメントは  $M_m = P \delta_0 / (1 - \alpha)$  となる。ゆえに、中央部における最大曲げ応力  $\sigma_1$  は、次のようなになる。

$$\sigma_1 = \frac{M_m \frac{B_f}{2}}{I_f} = \frac{6 P \delta_0}{B_f^2 t_f (1 - \alpha)}$$

また、軸力  $P$  による応力は、 $\sigma_2 = P / (B_f t_f)$  となり、従って、最大応力は  $\sigma_{max} = \sigma_1 + \sigma_2$  となる。この応力が降伏応力  $\sigma_y$  に等しいとして、フェイスの圧縮最外縁で塑性化する時の軸力と初期撓みとの関係を求めるとき、次のようになる。

次に、ウェブの局部座屈後、ウェブの圧縮側のみ剛性が  $1/2$  になるとして、桁部材に働く荷重  $W$  とフェイスの軸力  $P$  との関係式を求める。たとえば実船相似型では、次式のようになる。

$$\left\{ \begin{array}{l} P = 0.16658W \quad (W \leq 22700kg) \\ P = 0.22451W - 1.31491 \times 10^3 \quad (22700kg \leq W) \end{array} \right. \dots \dots \dots (3.2.4)$$

他の型についても類似の式が得られ、このWとPとの関係を図3.2.25～図3.2.27に示す。

従って、式(3.2.3)および(3.2.4)より、 $w$ と $\theta_0$ との関係が得られ、図3.2.22に示すような曲線になる。他の型についても同様にして求めると図3.2.23～図3.2.24の曲線のようになる。

次に、フェイスの軸力  $P$  と横倒れ変形  $\delta_H$  との関係は、式(3.2.2)より、次式で与えられ、 $W$  と  $P$  の関係を考慮に入れると、図3.2.16～図3.2.18に示すような曲線になる。

$$P = \frac{\delta_{\text{H}} P_{\text{c,r}}}{\delta_{\text{H}} + \delta_{\text{O}}} \quad \dots \dots \dots \quad (3.2.5)$$

### 参 考 文 献

Timoshenko & Gere ; "Theory of Elastic Stability"

### 3.2.5 結論

船殻部材の桁材に工作歪が存在する場合、その歪量が桁材に及ぼす影響を検討するため、模型実験および解析を行なった結果、次のような結論を得た。

- (1) 実船相似型シリーズの桁では、純曲げを受けると、まず最高荷重の約 $1/3$ でウェブパネルの局部座屈を生じ、その後、ウェブの剛性低下とともに桁が横倒れして、それに伴って、フェイスの圧縮縁に塑性化が発生し、フェイスの局部座屈を生じて崩壊する。計算結果では、その最高荷重は工作歪の影響を受けるが、今回の実験では余り明らかでなかった。

(2) 狹幅型シリーズの桁では、純曲げを受けると、ウェブパネルの局部座屈が生じて、急激に横倒れ変形が増加し、ほとんどフェイスの捩れ変形が生じないうちに最終的に桁の横倒れ座屈により崩壊する。その最高荷重は工作歪の影響を受ける。

(3) 厚板型シリーズの桁では純曲げを受けると、最高荷重の約 $1/2$ でウェブパネルの局部座屈を生じるが、それ同時にフェイスに塑性化が発生し、桁が少し横倒れして、フェイスに局部座屈を生じて崩壊する。その最高荷重は、工作歪の影響を少し受ける。

(4) 各シリーズともに工作歪の多少にかかわらず、最高荷重とフェイスの塑性化発生荷重との間には、相関関係がある。なお、実船相似型シリーズでは、一部に工作歪が増加すると最高荷重も増加するものがあるが、これについては引き続き次年度に実験および解析を行なって検討するつもりである。

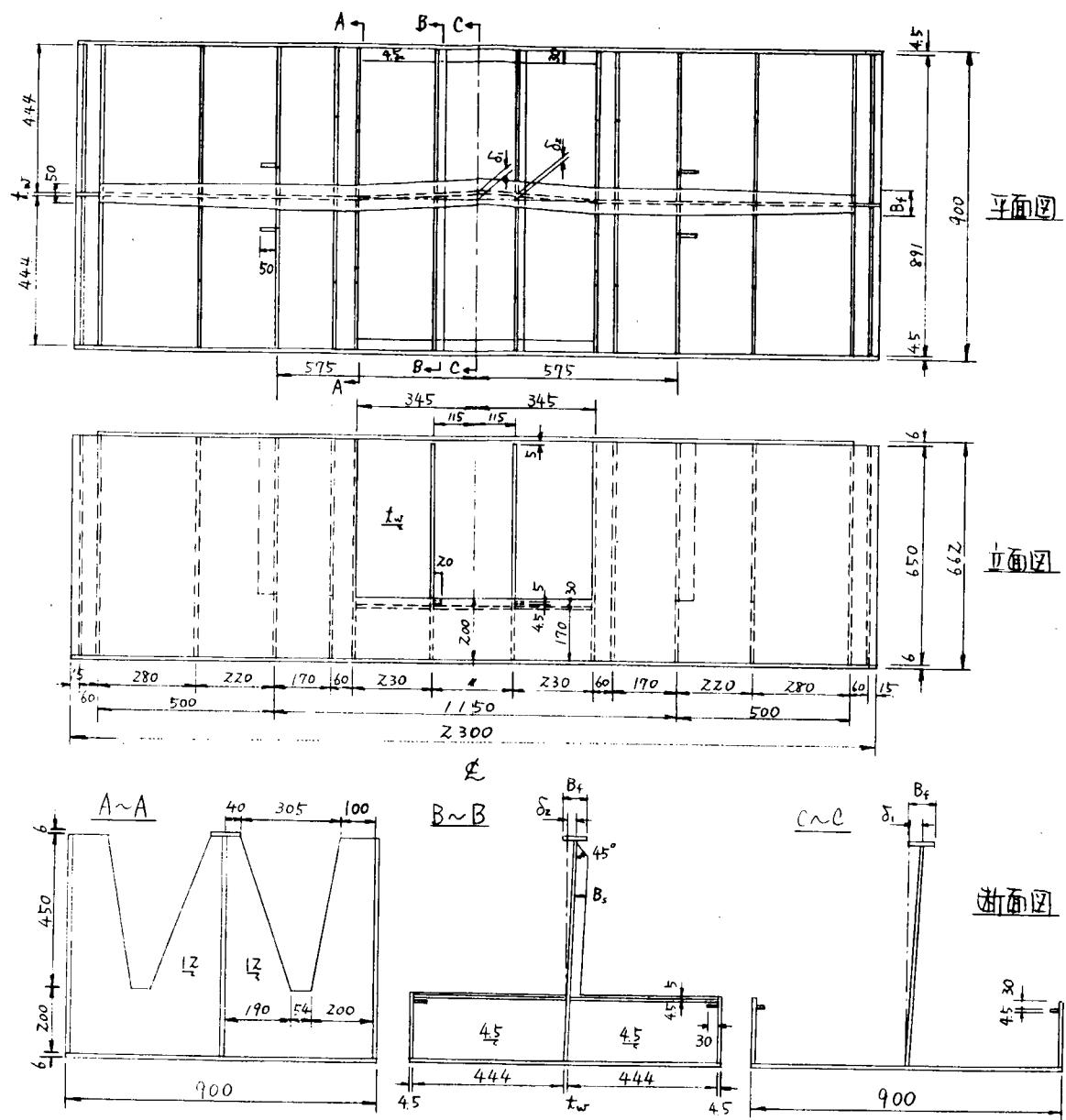


図 3.2.1 供 試 体

表 3.2.1 供試体の寸法形状および初期変形量

| 記号            | 公称初期変形<br>$\delta/t_w$ | 実測初期変形<br>$\delta/t_w$ | フェイスの寸法<br>$B_f \times t_f$             | スティフナの寸法<br>$B_s \times t_s$            | ウェブの板厚<br>$t_w$   |
|---------------|------------------------|------------------------|---|---|-------------------|
| F 8-S 3-0 0   | 0.0                    | 0.3 6                  | $8.0 \text{ mm} \times 6.17 \text{ mm}$ | $3.0 \text{ mm} \times 4.46 \text{ mm}$ | 3.0 9 $\text{mm}$ |
| F 8-S 3-0 0'  | 0.0                    | 0.4 0                  |   |   |                   |
| F 8-S 3-0 5   | 0.5                    | 0.8 9                  |   |   |                   |
| F 8-S 3-1 0   | 1.0                    | 1.0 0                  |   |   |                   |
| F 8-S 3-1 5   | 1.5                    | 1.2 0                  |   |   |                   |
| F 8-S 3-1 5'  | 1.5                    | 1.6 0                  |   |   |                   |
| F 5-S 1.5-0 0 | 0.0                    | 0.2 2                  | $5.0 \text{ mm} \times 6 \text{ mm}$    | $1.5 \text{ mm} \times 4.5 \text{ mm}$  |                   |
| F 5-S 1.5-1 0 | 1.0                    | 1.2 4                  |   |   |                   |
| F 5-S 1.5-2 0 | 2.0                    | 1.8 1                  |   |   |                   |
| F 8'-S 3-0 0  | 0.0                    | 0.1 9                  | $8.0 \text{ mm} \times 6 \text{ mm}$    | $3.0 \text{ mm} \times 4.5 \text{ mm}$  | 4.5 $\text{mm}$   |
| F 8'-S 3-1 0  | 1.0                    | 1.0 9                  |   |   |                   |
| F 8'-S 3-2 0  | 2.0                    | 2.1 6                  |   |   |                   |

注  $\delta$  : 柄材の横倒れ量(ウェブスティフナ側への倒れを正とする)

表 3.2.2 材料の機械的性質(平均値)

| 板厚<br>$t (\text{mm})$ | 降伏応力<br>$\sigma_y (\text{kg/mm}^2)$ | 引張強さ<br>$\sigma_B (\text{kg/mm}^2)$ | ヤング率<br>$E (\text{kg/mm}^2)$ | 伸び<br>$\delta \% G, L=100\text{mm}$ | 絞り<br>$\phi \%$ |
|-----------------------|-------------------------------------|-------------------------------------|------------------------------|-------------------------------------|-----------------|
| 3.0 9                 | 25.8                                | 37.4                                | 20,400                       | 36.4                                | 68.3            |
| 4.4 6                 | 25.9                                | 40.6                                | 20,000                       | 40.9                                | 67.3            |
| 6.1 7                 | 32.3                                | 43.5                                | 20,300                       | 38.8                                | 70.5            |
| 11.9 1                | 32.0                                | 47.9                                | 19,700                       | 37.6                                | 61.9            |

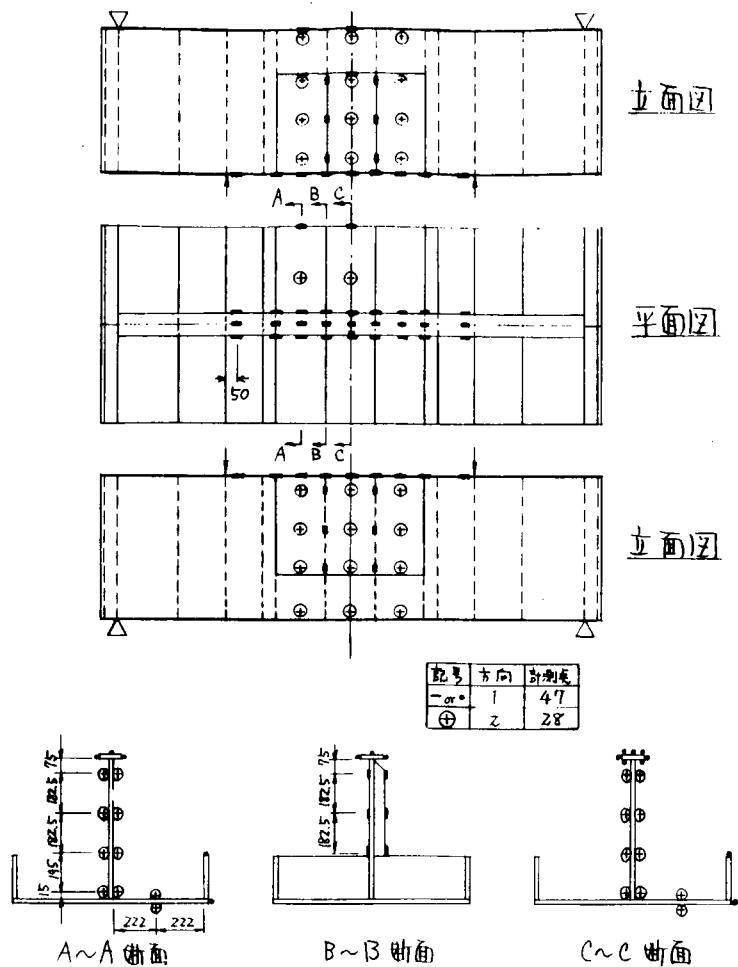


図 3.2.2 歪計測位置

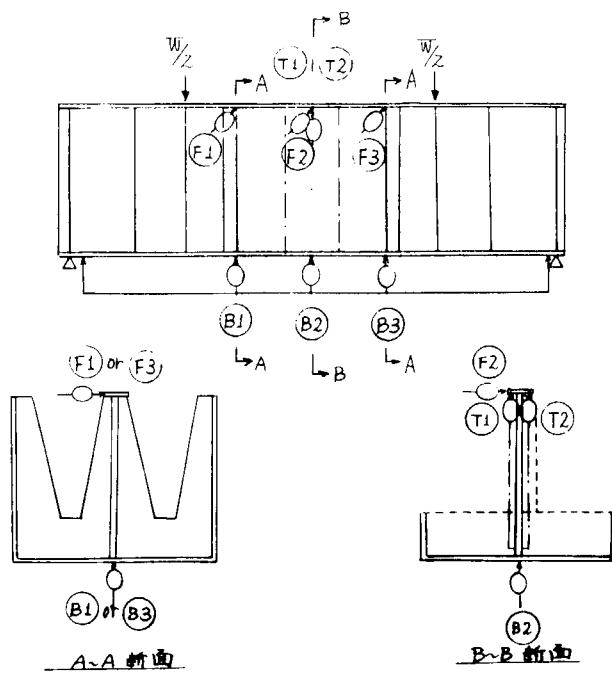


図 3.2.3 変位計測位置

KEN-28122019 SOKUTEI BI 7/5 TEST PIECE NO F8S3-15' (初期変形)

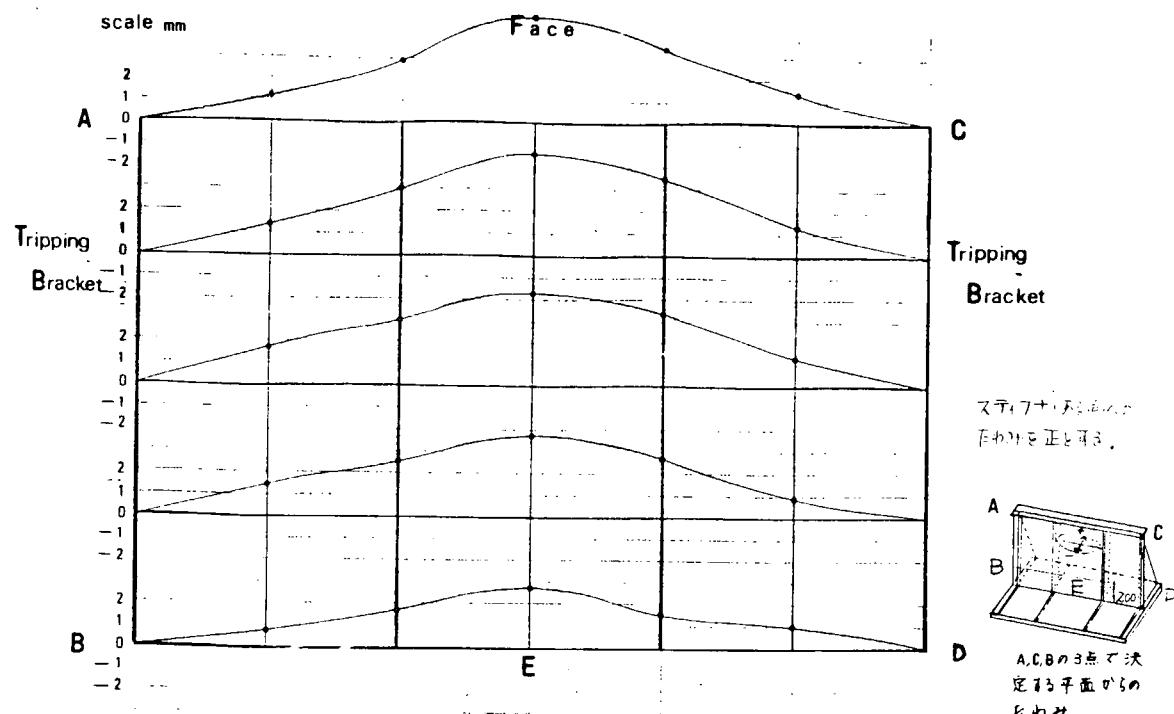


図 3.2.4 (1) 初期変形 (F8-S3-15')

KEN-28122019 SOKUTEI BI 48.1.12 TEST PIECE NO F8-S3-15' (崩壊変形)

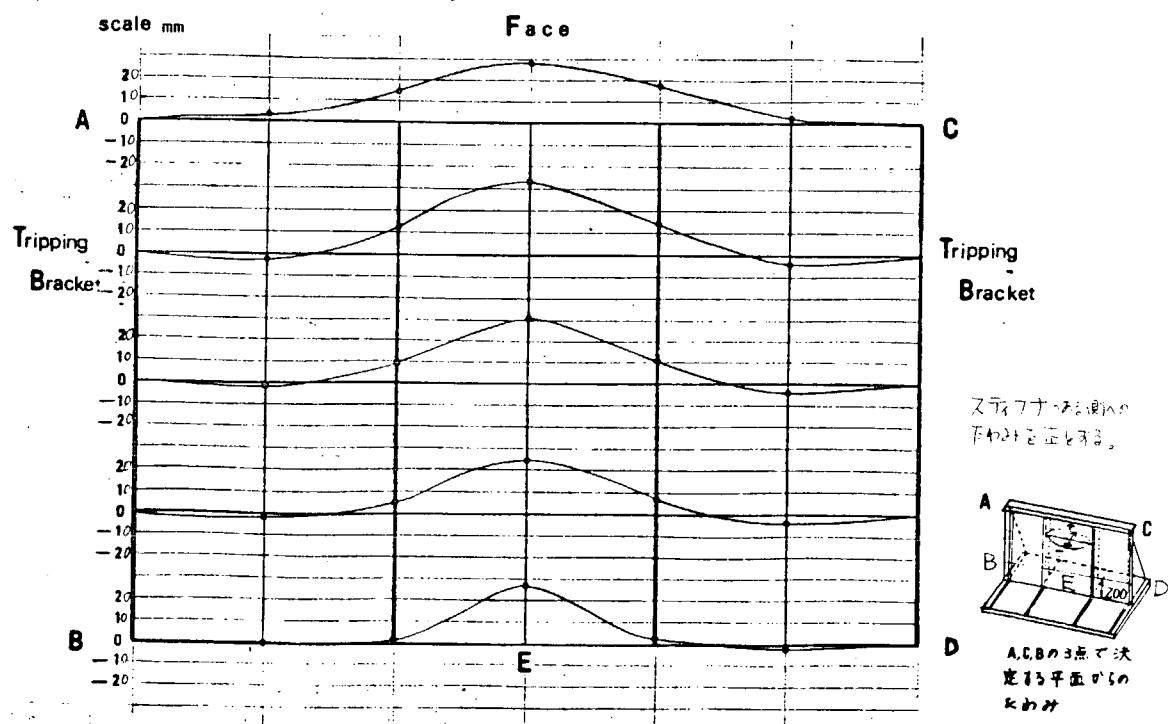


図 3.2.4 (2) 崩壊後の変形 (F8-S3-15')

KEN-28122019 SOKUTEI BI 2/2 TEST PIECE NO F5-S15-20 初期たわみ

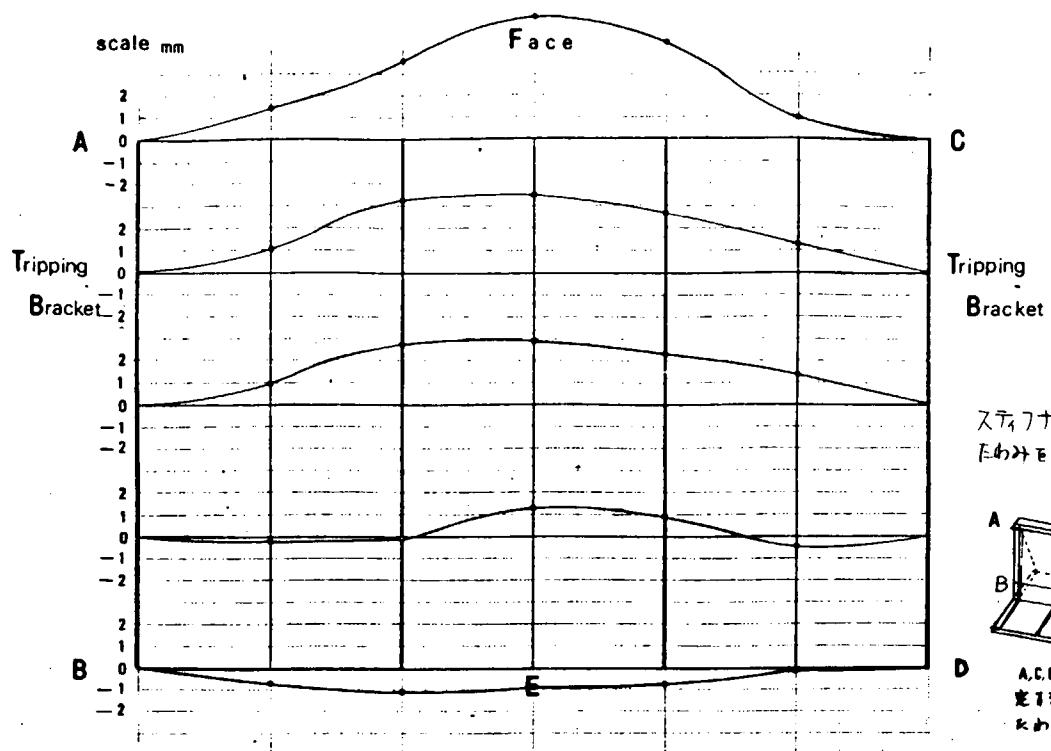
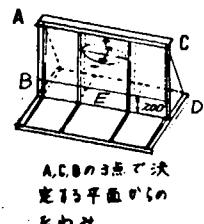


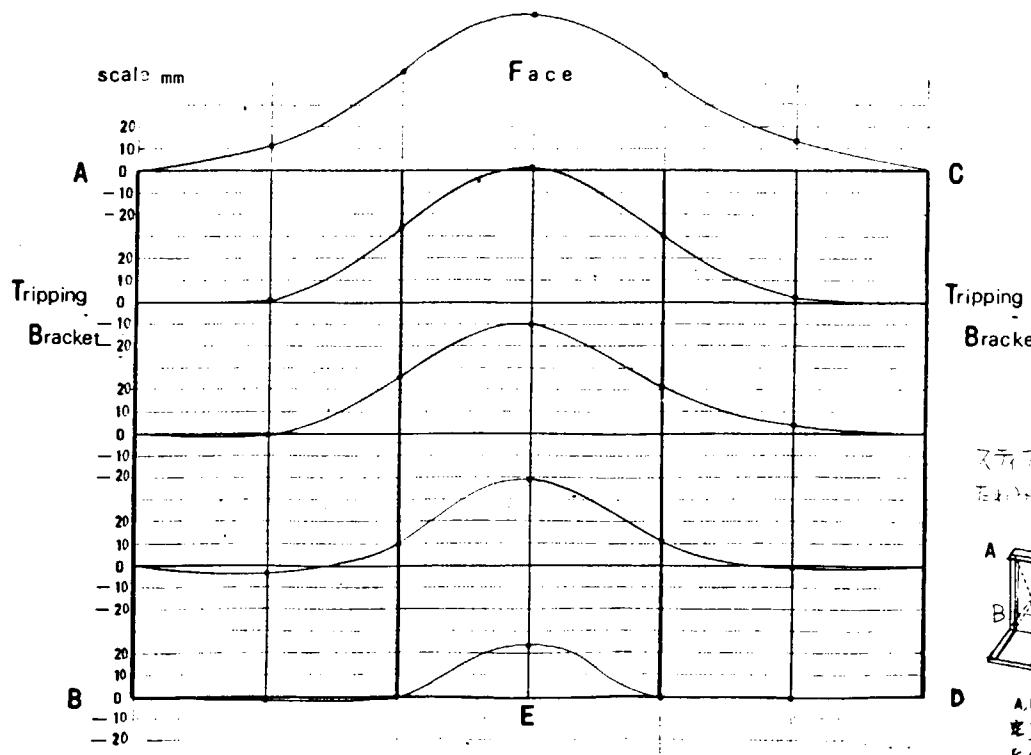
図 3.2.5 (1) 初期変形 (F5-S15-20)

ステップナの右側への  
たわみを正とする。

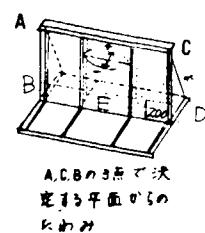


A,C,Bの3点で決  
定する平面ひずみ  
たわみ

KEN-28122019 SOKUTEI BI 2/30 TEST PIECE NO F5-S15-20 残留変形



ステップナの右側への  
たわみを正とする。



A,C,Bの3点で決  
定する平面ひずみ  
たわみ

図 3.2.5 (2) 崩壊後の変形 (F5-S15-20)

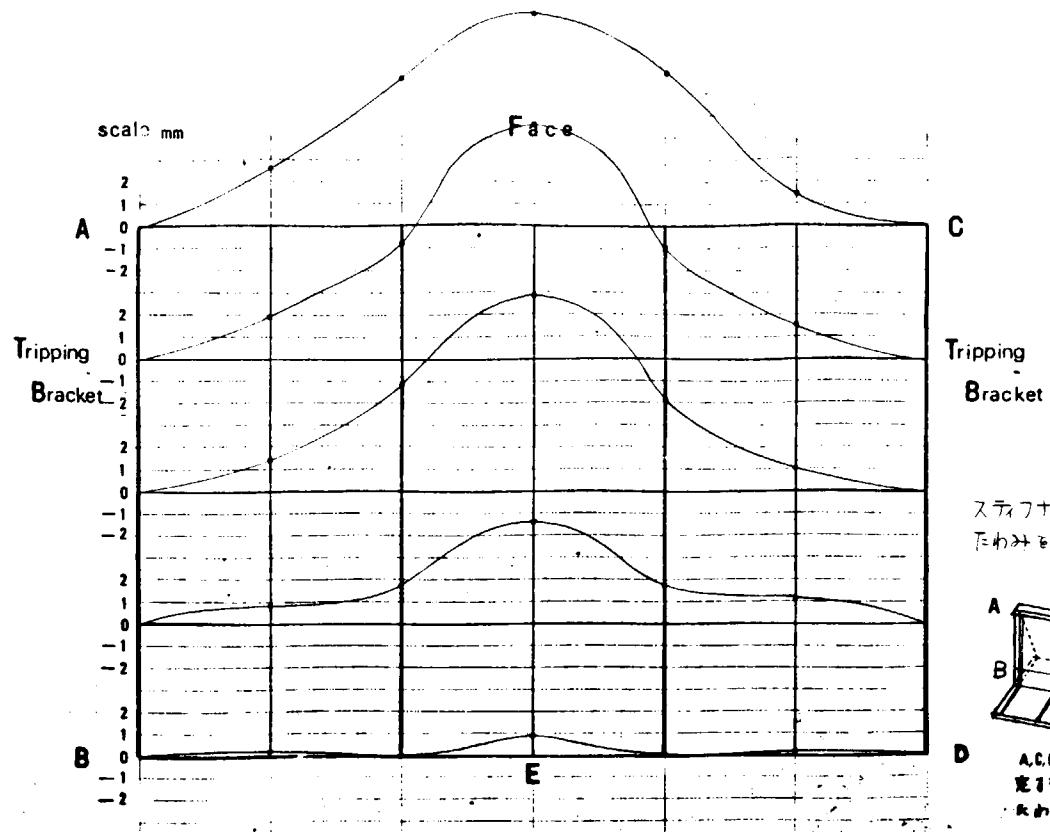


図 3.2.6 (1) 初期変形 (F 8'-S 3-20)

KEN-28122019 SOKUTEI BI TEST PIECE NO F8'-S3-20 (初期変形)

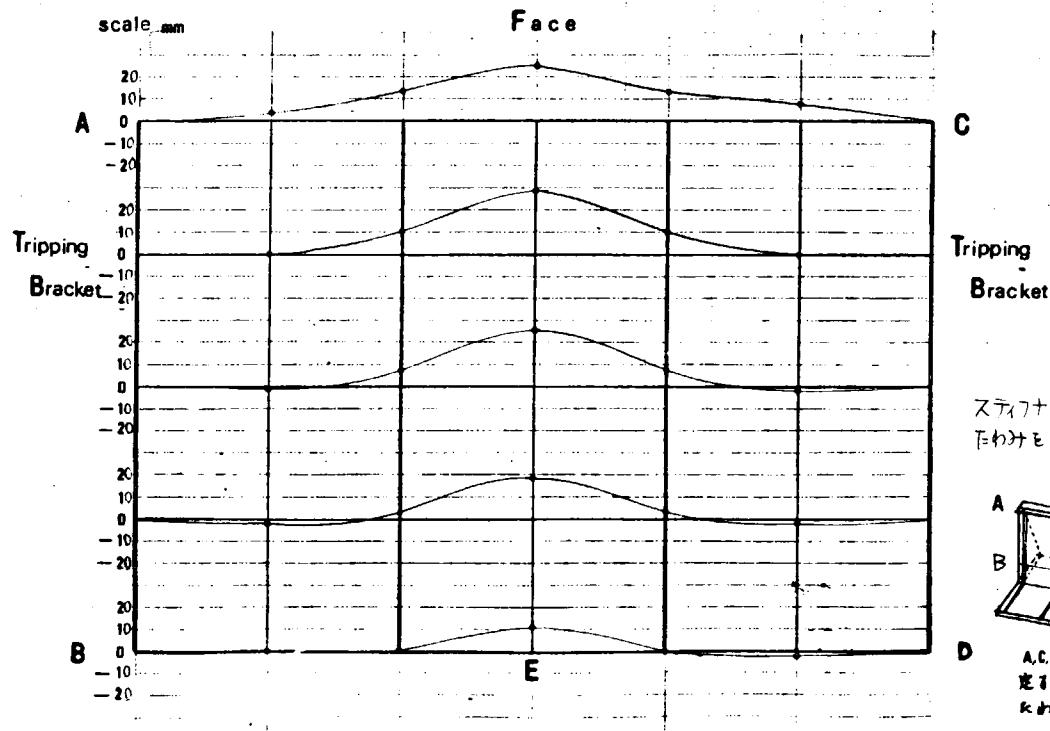


図 3.2.6 (2) 崩壊後の変形 (F 8'-S 3-20)

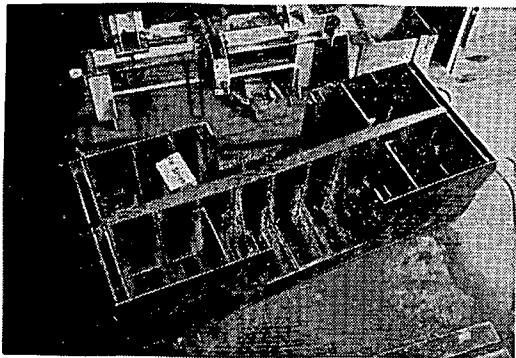


図 3.2.7 初期変形 (F8-S 3-10)

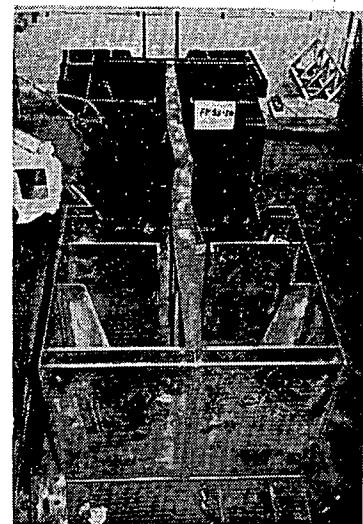


図 3.2.8 崩壊形状 (F8-S 3-10)

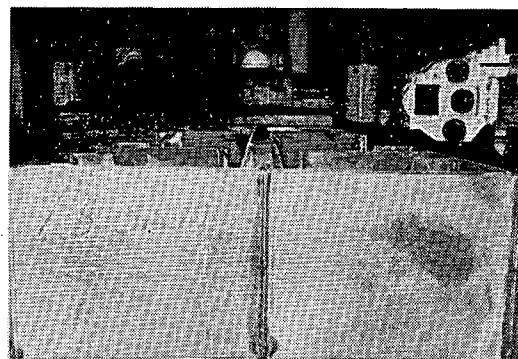


図 3.2.9 初期変形 (F5-S 1.5-10)



図 3.2.10 崩壊形状 (F5-S 1.5-10)

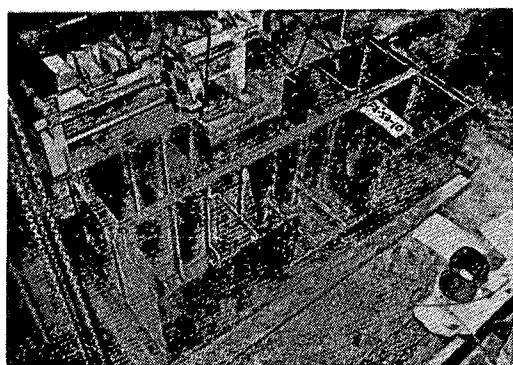


図 3.2.1.1 初期変形 (F8'-S3-10)

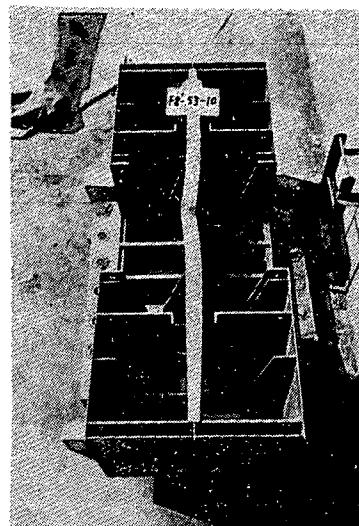
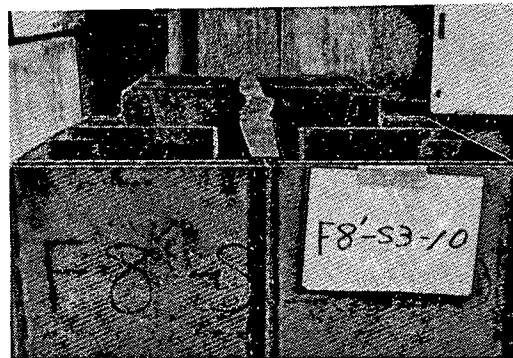


図 3.2.1.2 崩壊形状 (F8'-S3-10)

表 3.2.3 実験結果および計算結果のまとめ

| 供 試 体 |               | 計 算 値          |               |                    |                | 実 験 値         |                    |
|-------|---------------|----------------|---------------|--------------------|----------------|---------------|--------------------|
| 型     | 記 号           | ウェブの局部座屈 (ton) | 桁の横倒れ座屈 (ton) | フェイスの塑性化発生荷重 (ton) | 全塑性モーメント (ton) | 最 高 荷 重 (ton) | フェイスの塑性化発生荷重 (ton) |
| 実船相似型 | F 8-S 3-0 0   | 2 2.7          | 1 4 5.4       | 6 4.7              | 1 4 3.3        | 7 8.0         | 5 5.0              |
|       | F 8-S 3-0 0'  | "              | "             | 6 4.0              | "              | 6 8.0         | 4 3.0              |
|       | F 8-S 3-0 5   | "              | "             | 5 8.0              | "              | 6 4.2         | 4 4.5              |
|       | F 8-S 3-1 0   | "              | "             | 5 6.9              | "              | 6 1.7         | 3 2.0              |
|       | F 8-S 3-1 5   | "              | "             | 5 5.0              | "              | 6 7.2         | 3 3.0              |
|       | F 8-S 3-1 5'  | "              | "             | 5 1.6              | "              | 7 3.1         | 4 0.0              |
| 狭幅型   | F 5-S 1.5-0 0 | 2 2.3          | 2 3.5         | 5 3.5              | 1 2 8.0        | 5 9.1         | 4 8.5              |
|       | F 5-S 1.5-1 0 | "              | "             | 4 1.3              | "              | 5 7.1         | 4 6.5              |
|       | F 5-S 1.5-2 0 | "              | "             | 3 7.0              | "              | 4 7.1         | 2 3.0              |
| 厚板型   | F 8'-S 3-0 0  | 4 5.2          | 1 6 9.4       | 8 1.9              | 1 7 5.1        | 8 6.0         | 4 7.5              |
|       | F 8'-S 3-1 0  | "              | "             | 6 5.6              | "              | 7 8.9         | 6 3.5              |
|       | F 8'-S 3-2 0  | "              | "             | 5 4.2              | "              | 7 7.9         | 4 0.5              |

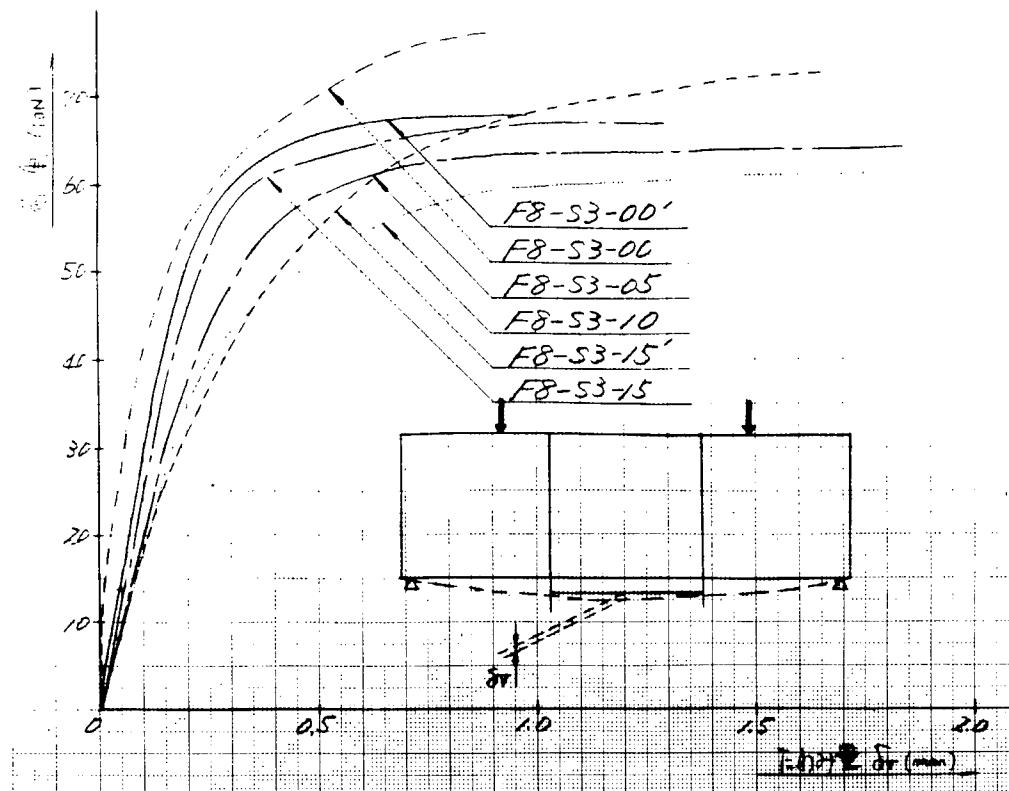


図 3.2.1.3 桁の鉛直たわみ (F8-S3シリーズ)

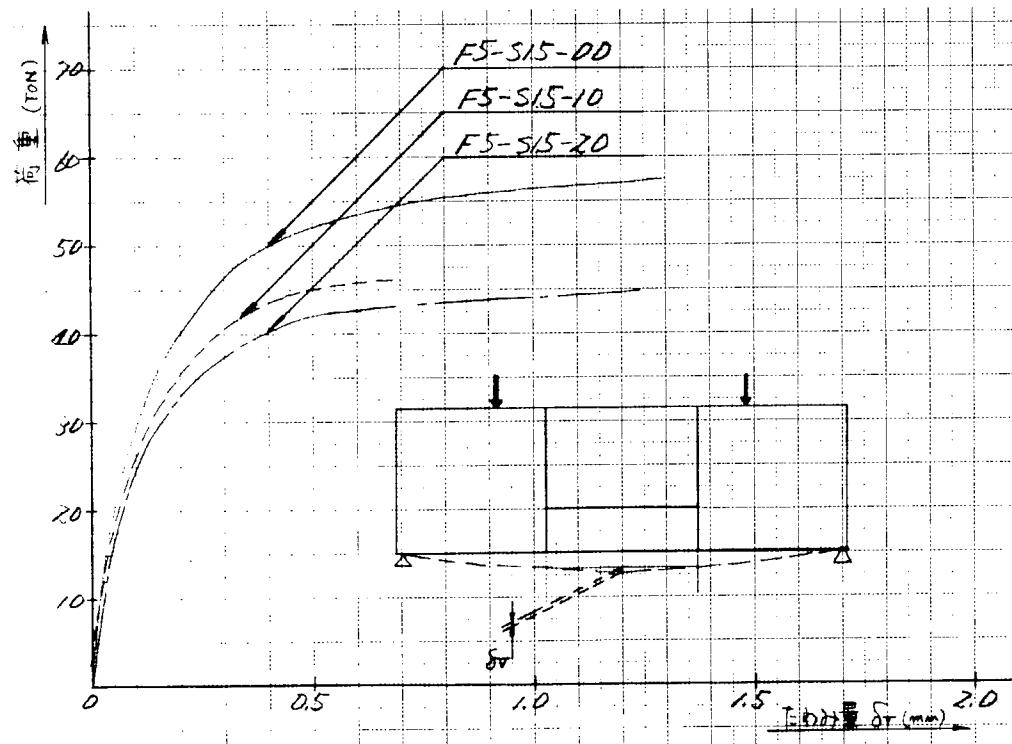


図 3.2.1.4 桁の鉛直たわみ (F5-S1.5シリーズ)

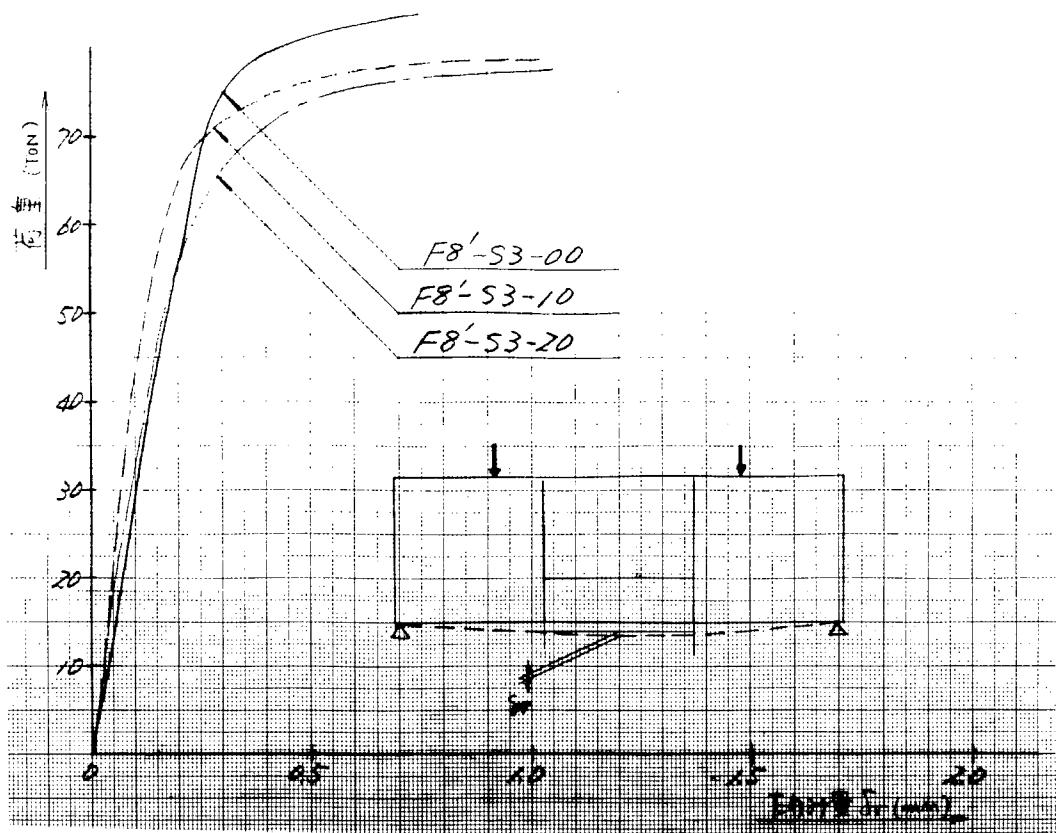


図 3.2.15 桁の鉛直たわみ (F8'-S3シリーズ)

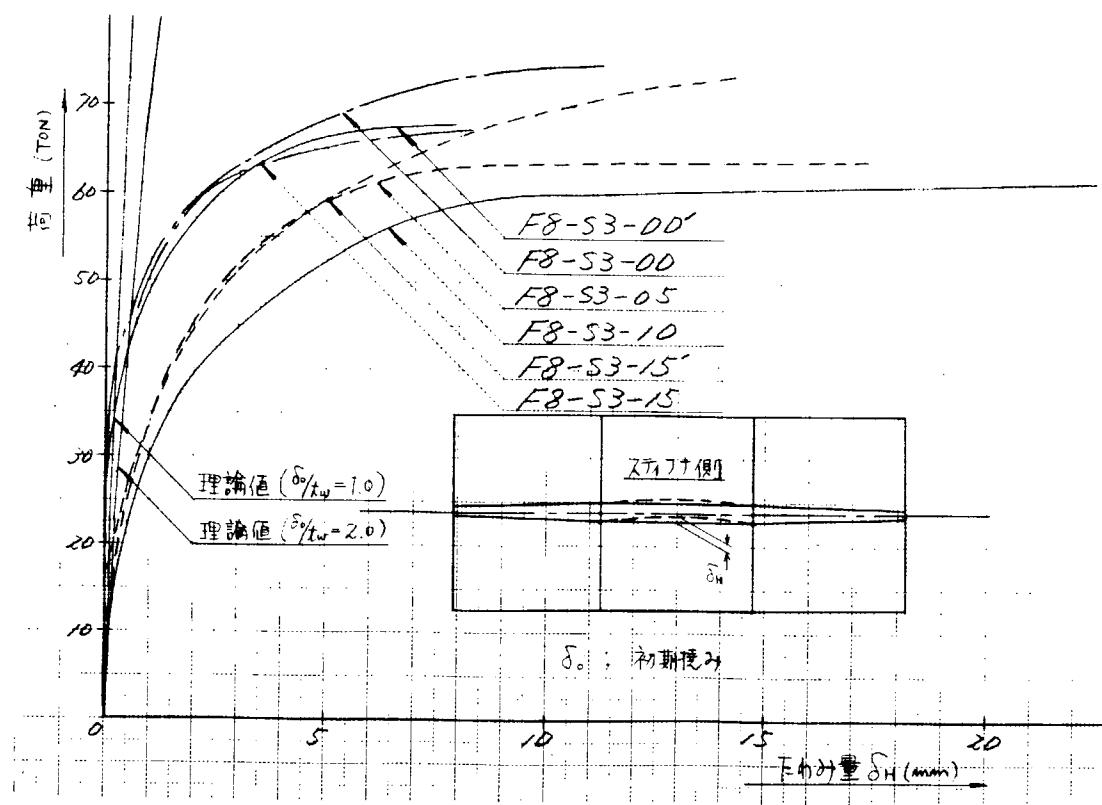


図 3.2.16 桁の横倒れ変形 (F8-S3シリーズ)

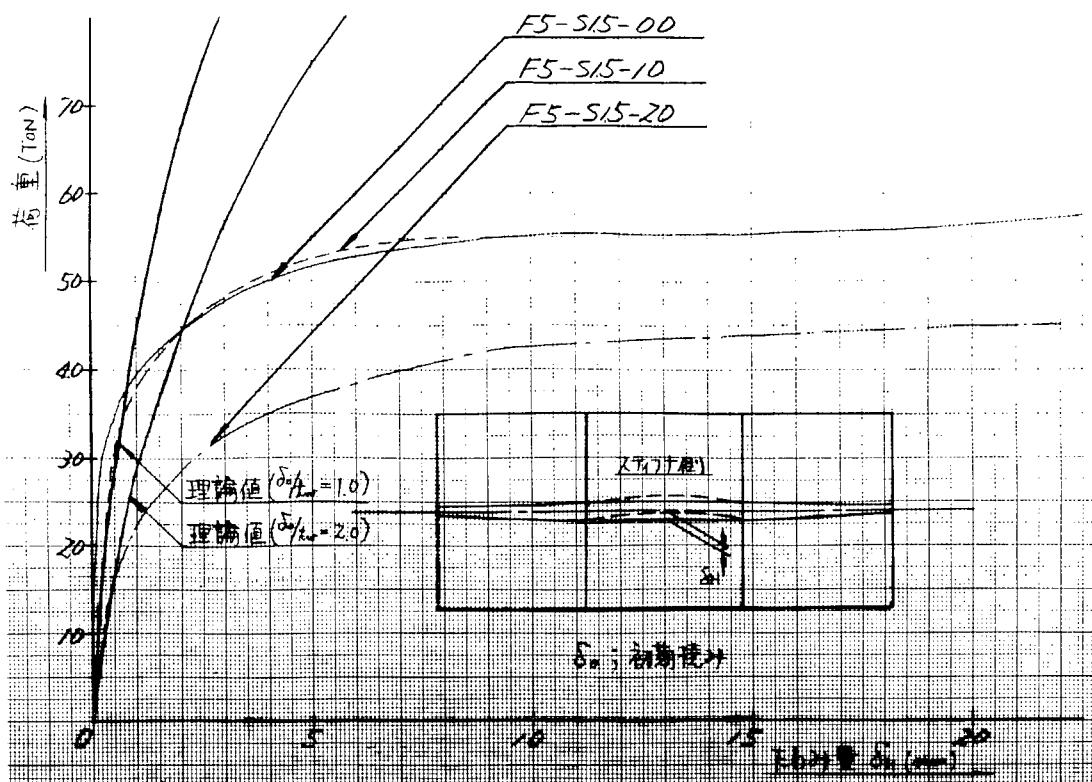


図 3.2.17 柄の横倒れ変形 (F5-S1.5シリーズ)

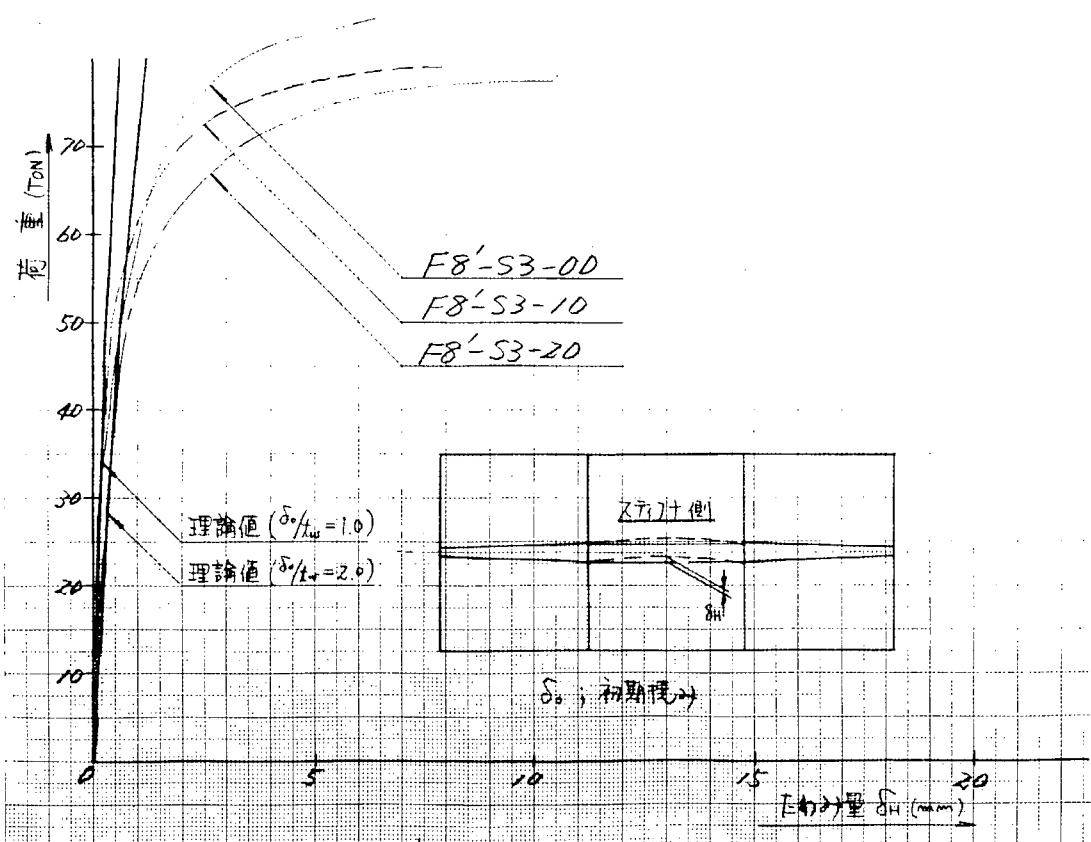


図 3.2.18 柄の横倒れ変形 (F8'-S3シリーズ)

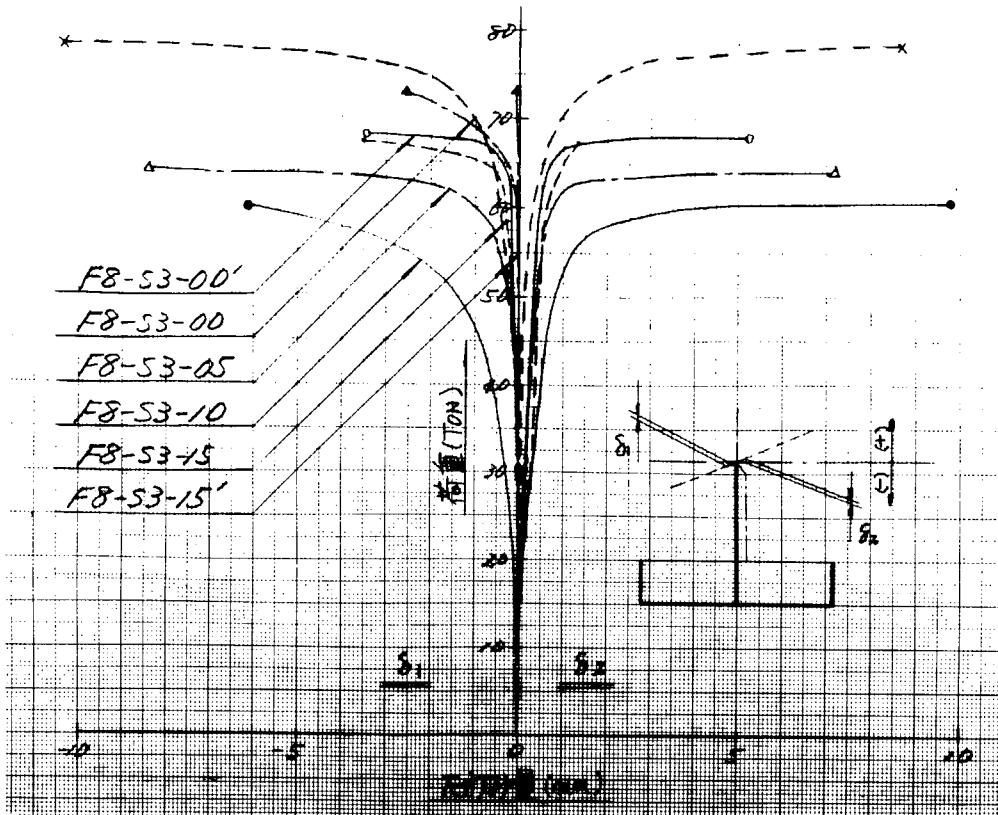


図 3.2.19 フェイス縁の鉛直方向の変形量( F 8 - S 3 シリーズ )

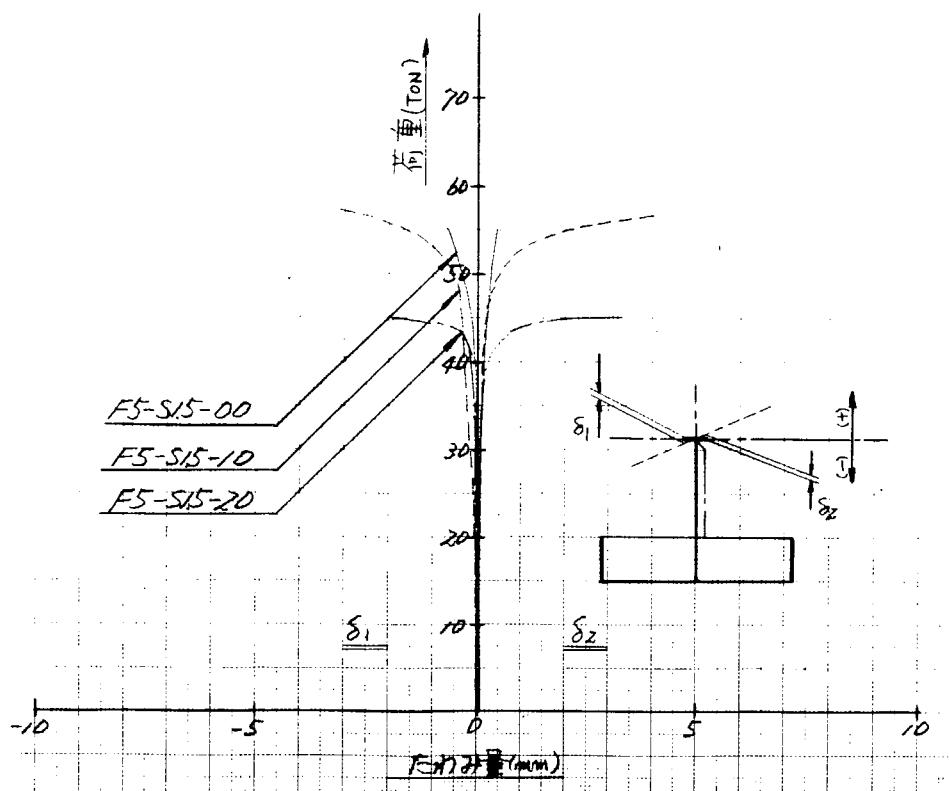


図 3.2.20 フェイス縁の鉛直方向の変形量( F 5 - S 1.5 シリーズ )

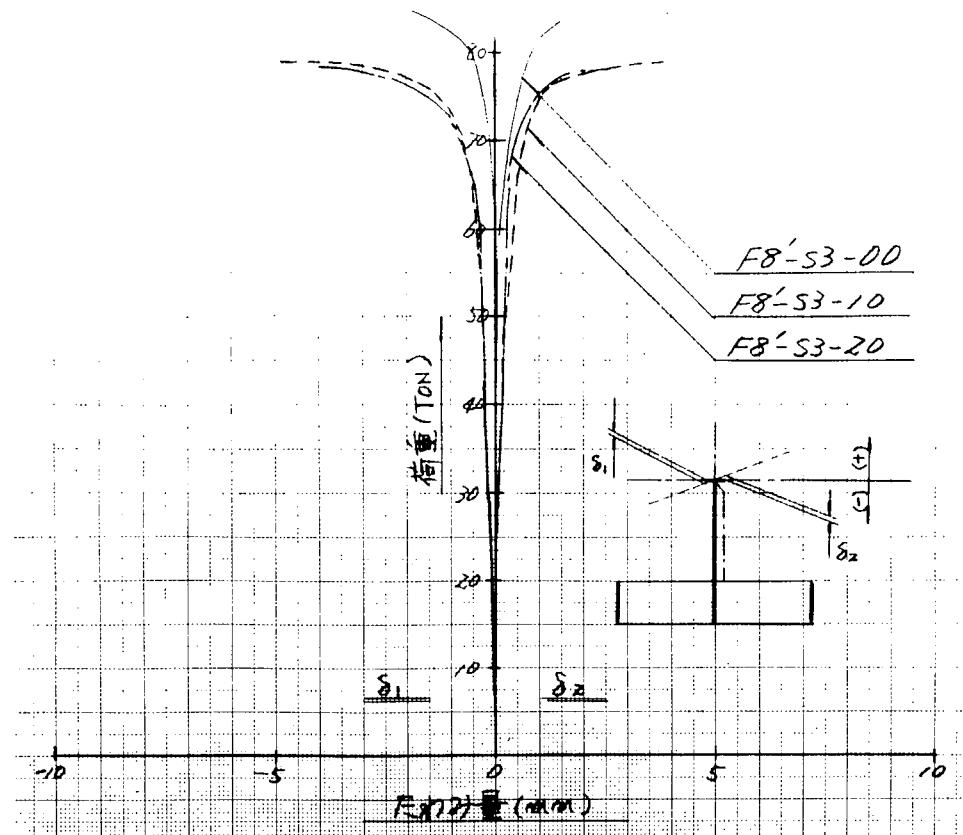


図 3.2.2.1 フェイス線の鉛直方向の変形量 (F8'-S3シリーズ)

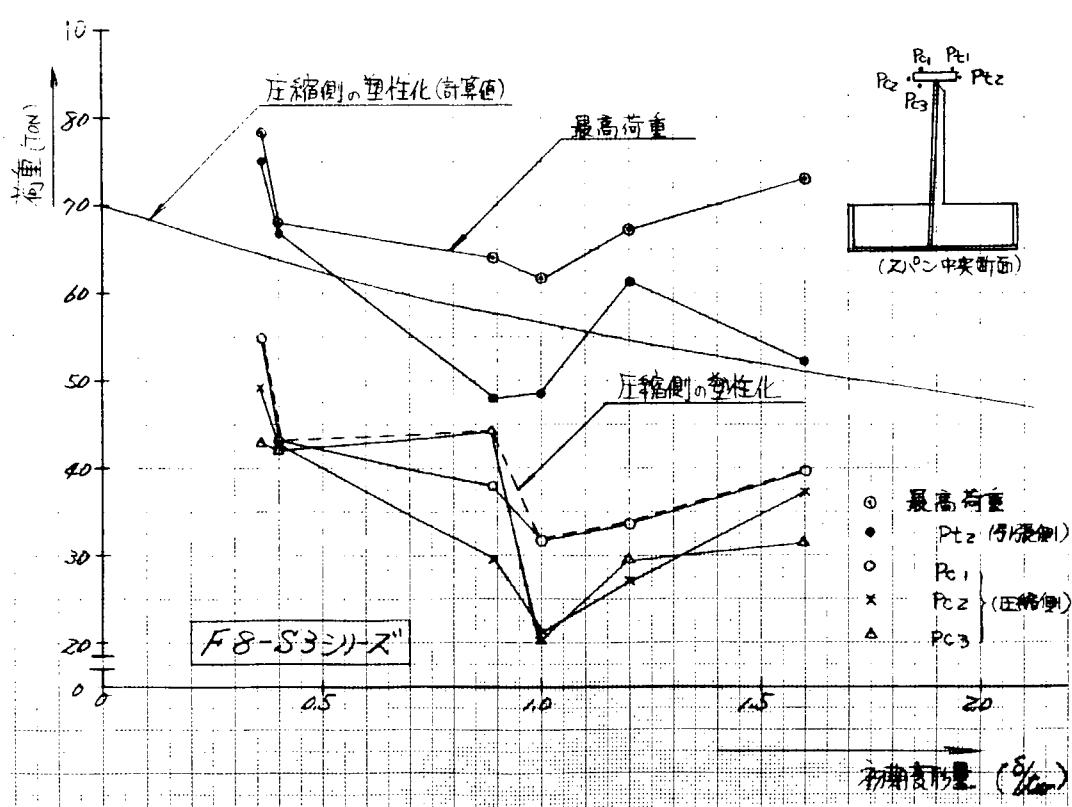


図 3.2.2.2 フェイスの塑性化発生荷重 (F8-S3シリーズ)

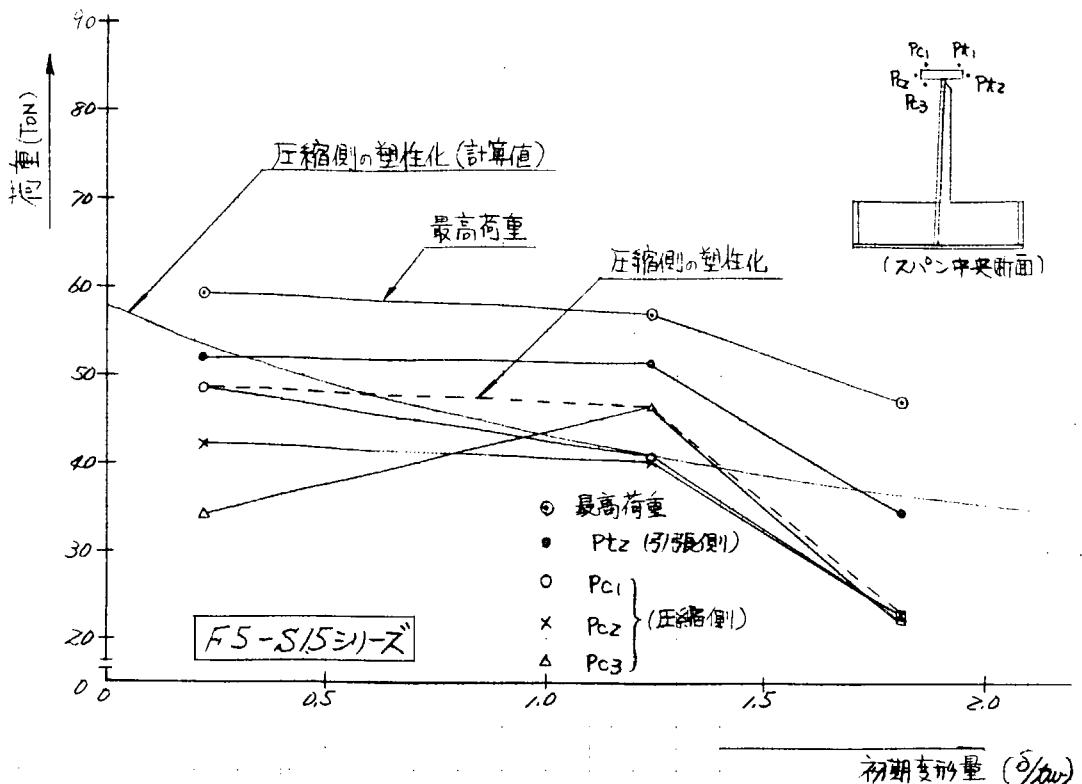


図 3.2.2.3 フェイスの塑性化発生荷重 (F5-S1.5シリーズ)

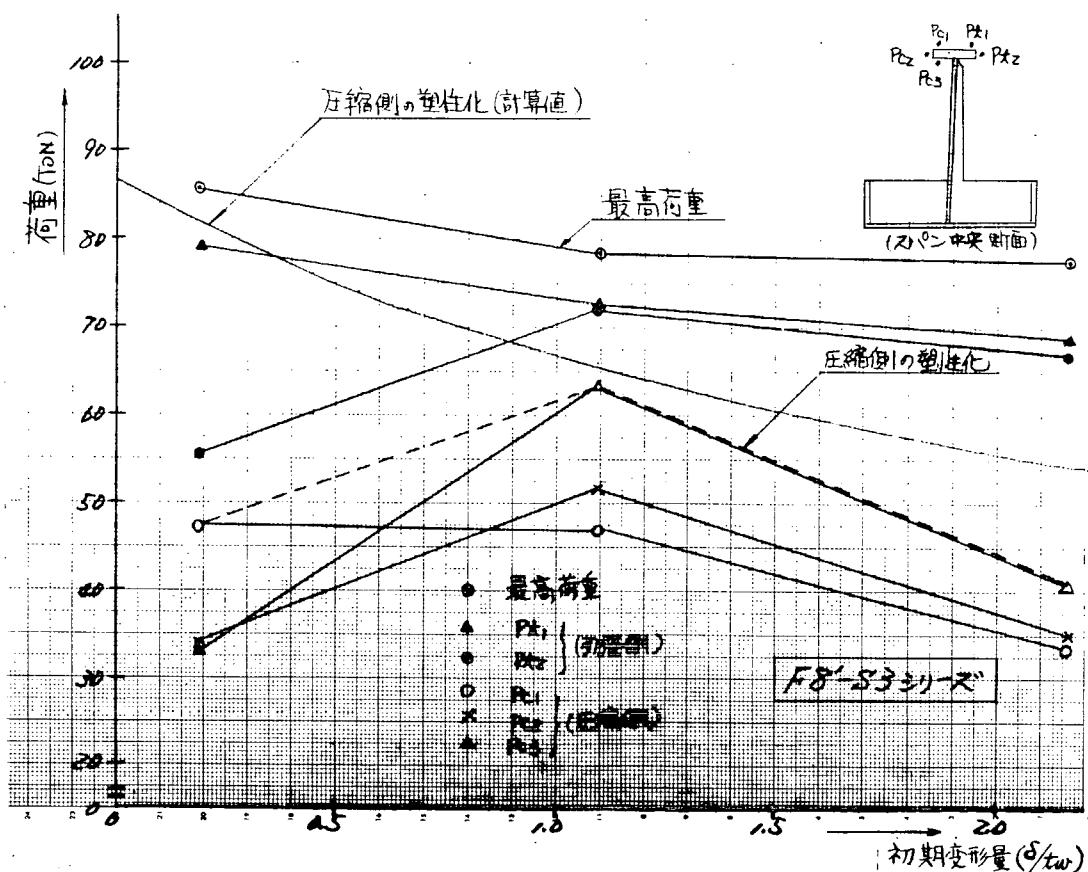


図 3.2.2.4 フェイスの塑性化発生荷重 (F8'-S3シリーズ)

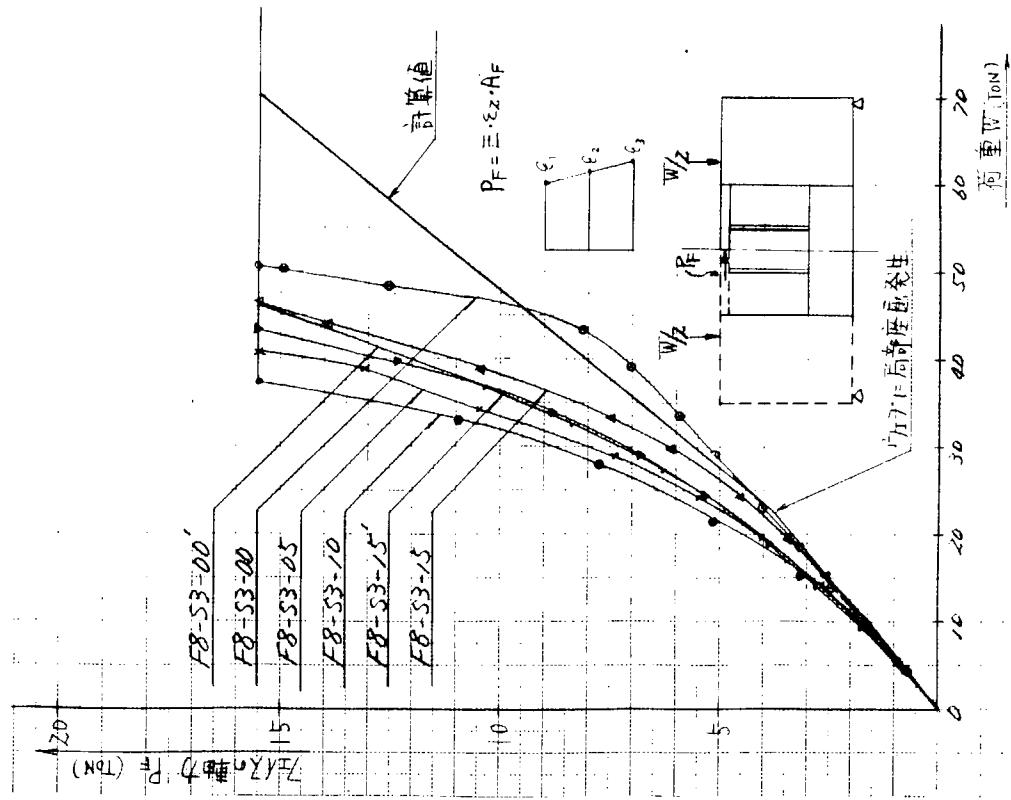


図 3.2.2.5 フェイスの分担力( F8-S3 シリーズ)

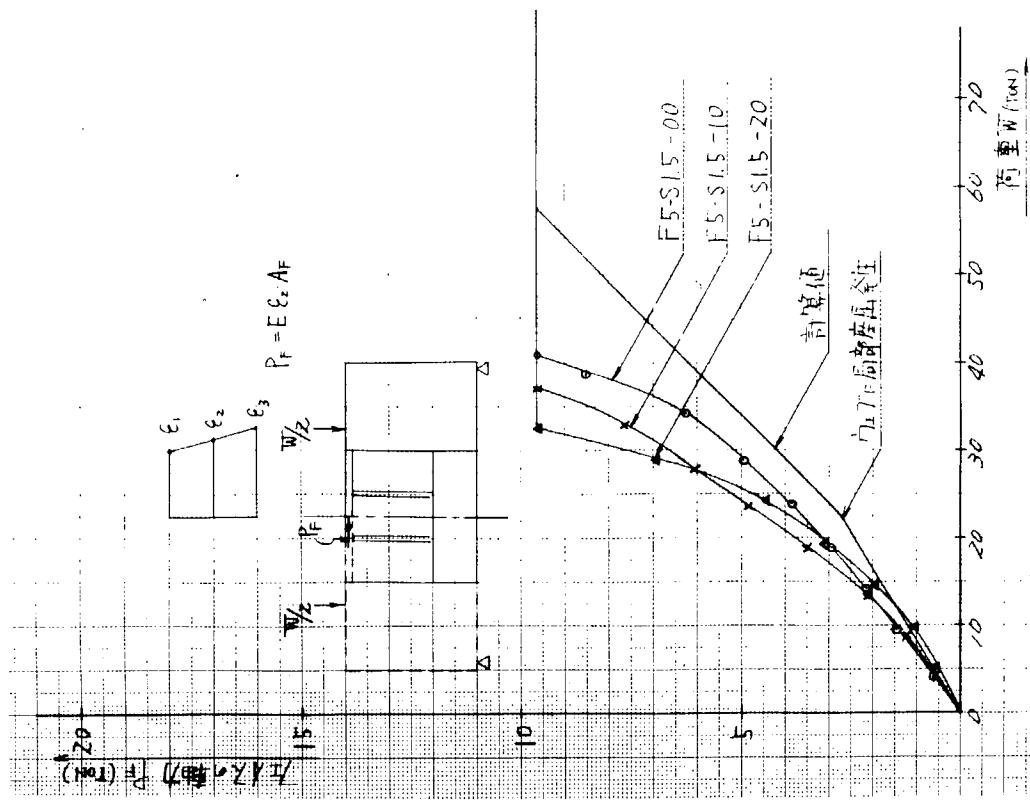


図 3.2.2.6 フェイスの分担力( F5-S1.5 シリーズ)

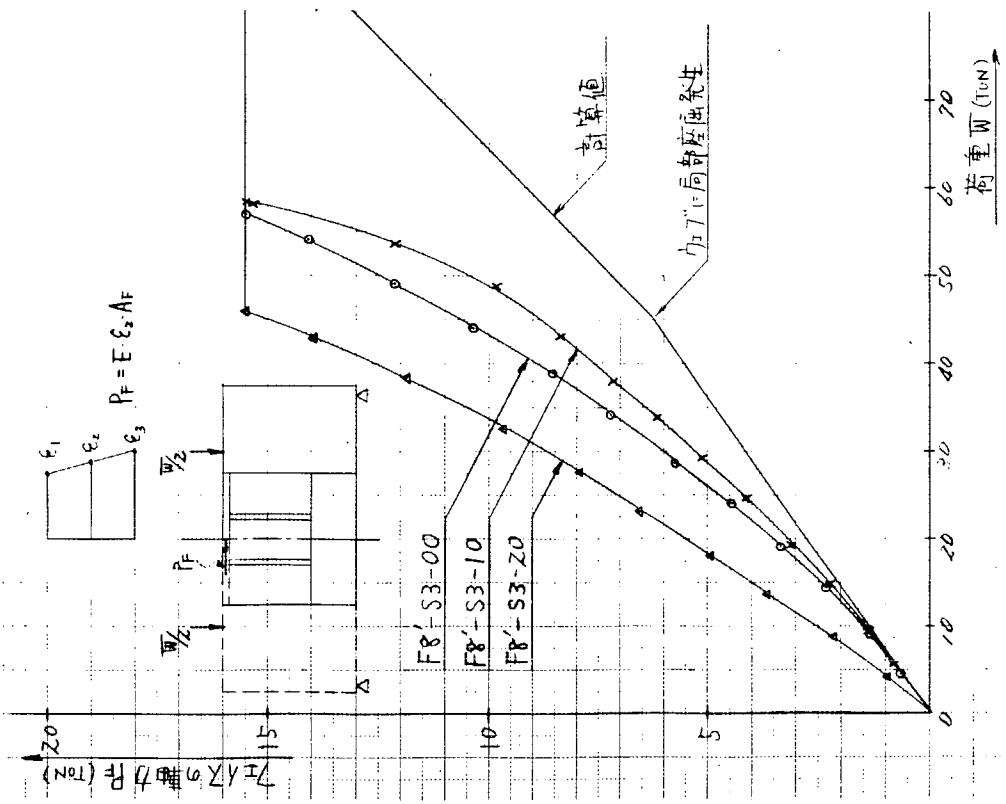


図 3.2.27 フェイスの分担力( F8' - S3 シリーズ)

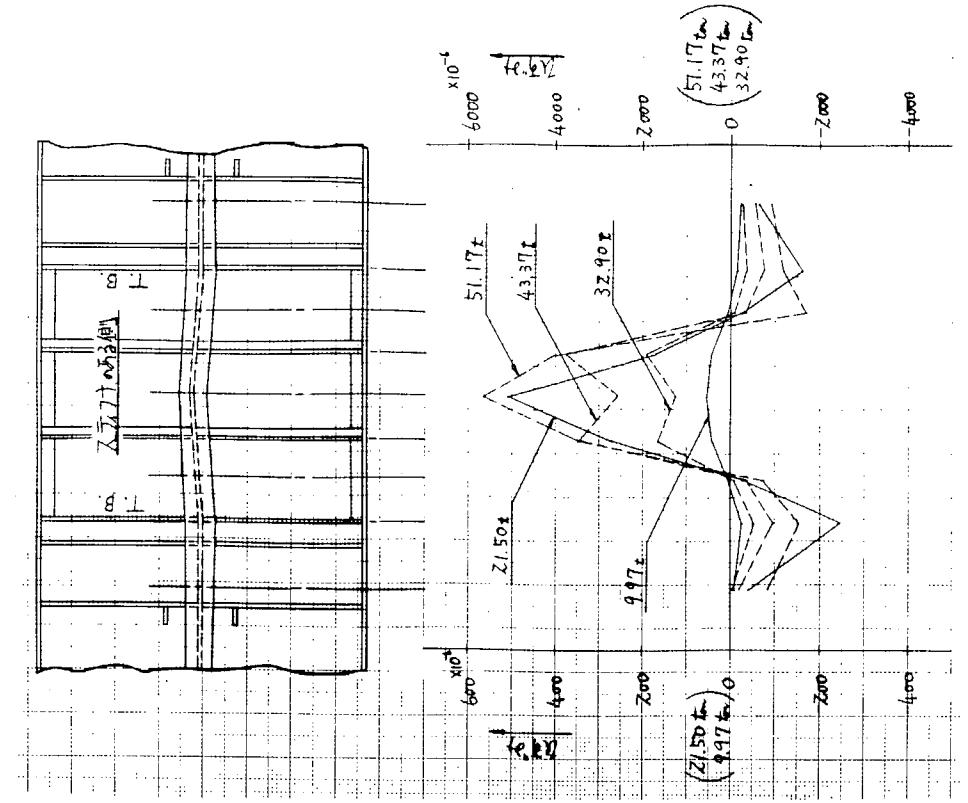


図 3.2.28 フェイスの面内曲げ歪( F8' - S3-10 )

図 3.2.3 0 フェイスの面内曲げ歪( F 8 - S 3 - 1 0 )

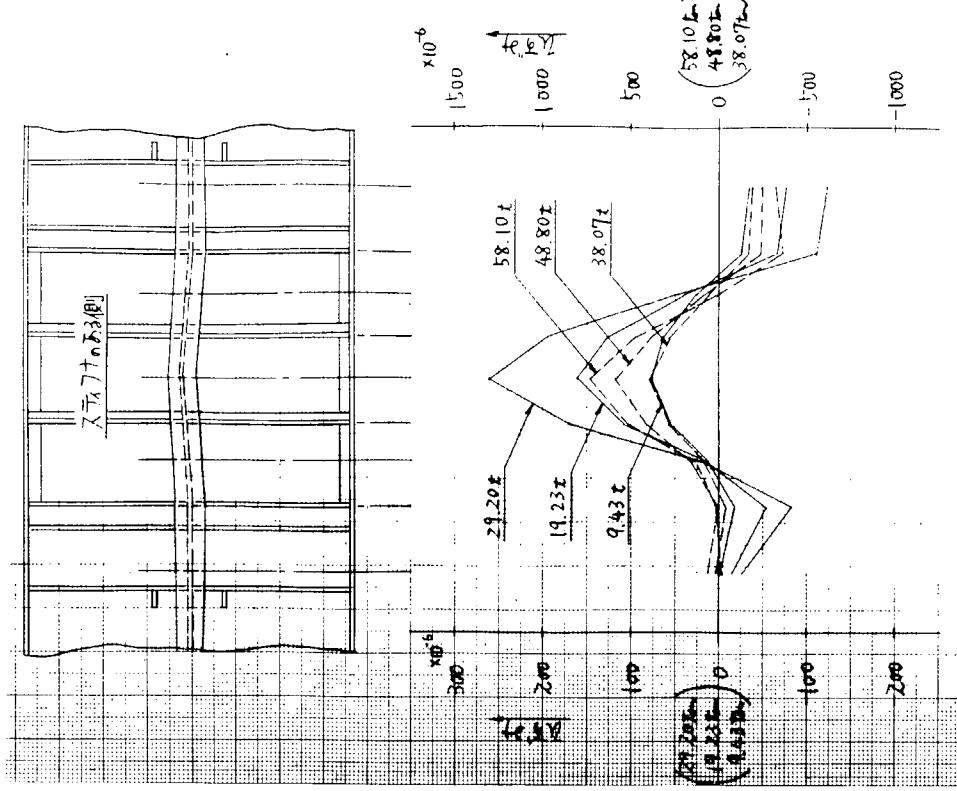
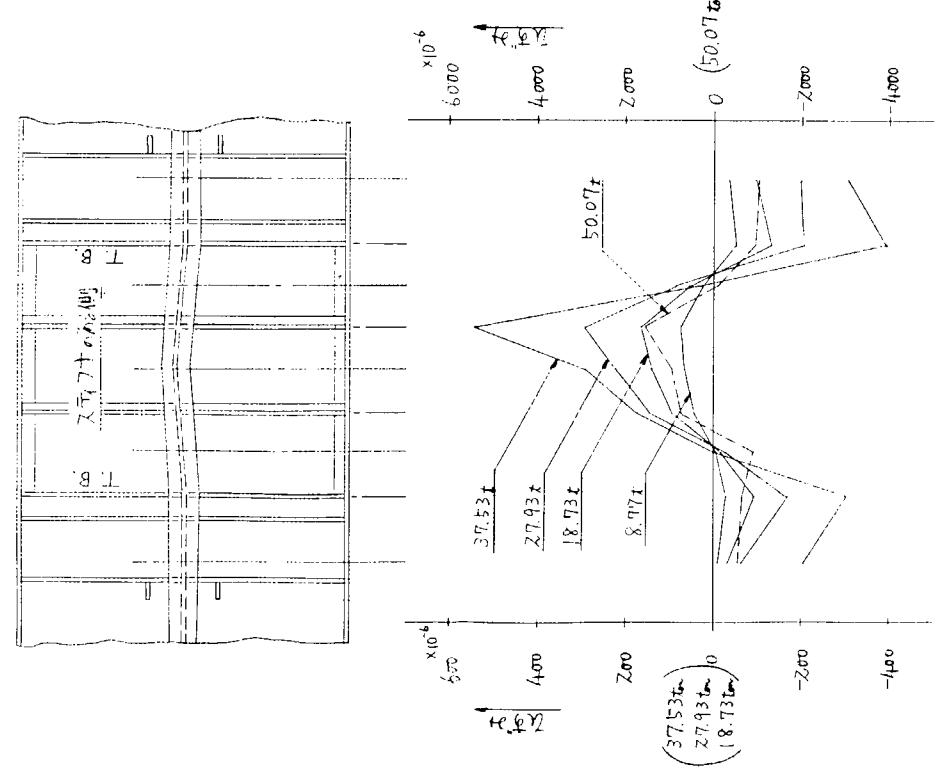


図 3.2.2 9 フェイスの面内曲げ歪( F 5 - S 1.5 - 1 0 )



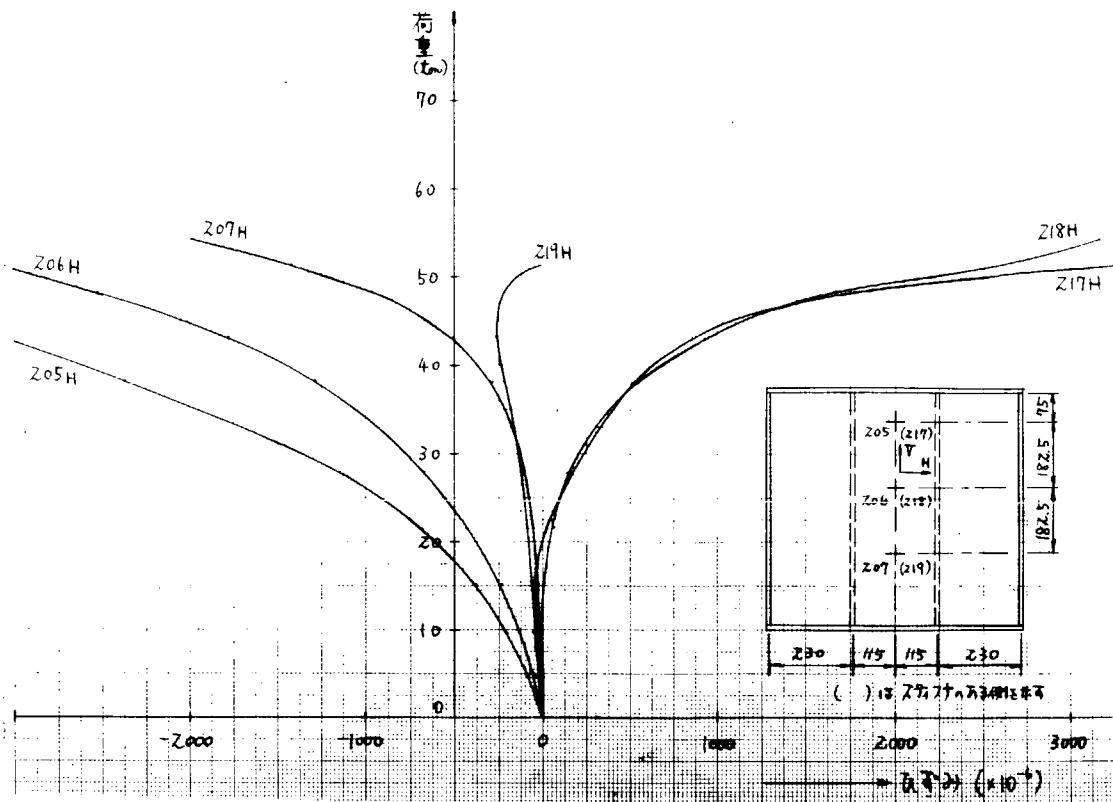


図 3.2.3.1 ウエブの曲げ歪(パネル2)(F8-S3-10)

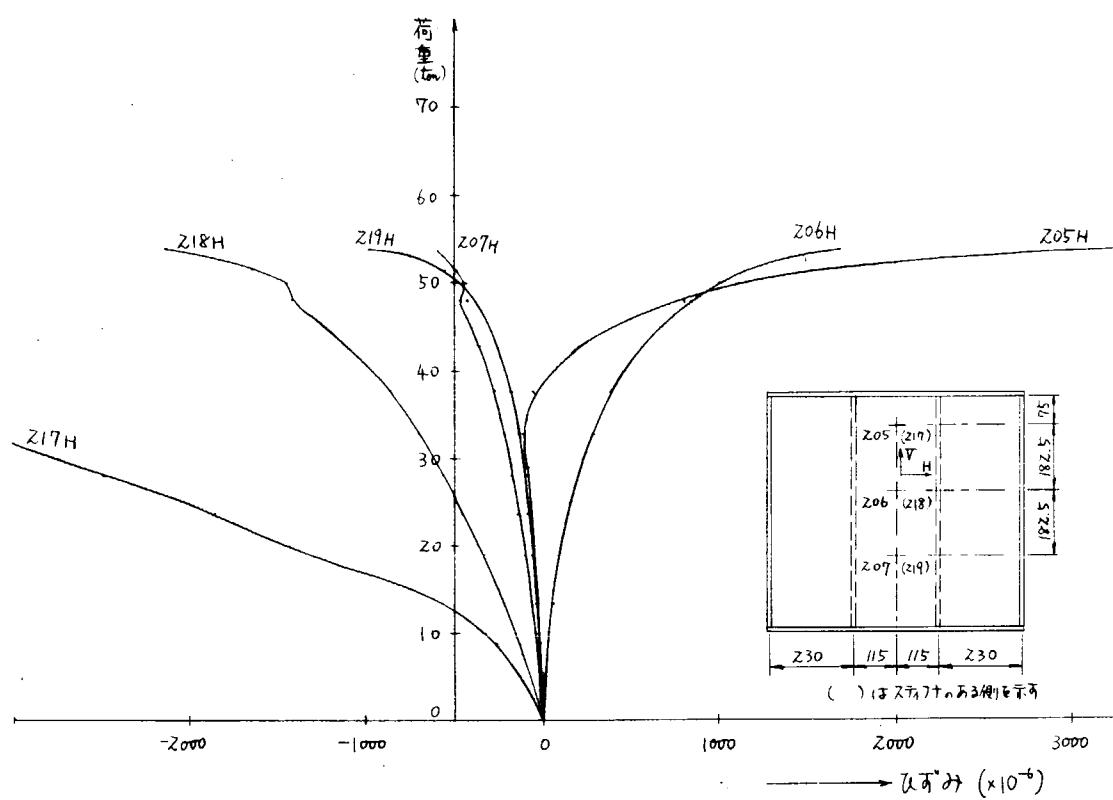


図 3.2.3.2 ウエブの曲げ歪(パネル2)(F5-S1.5-10)

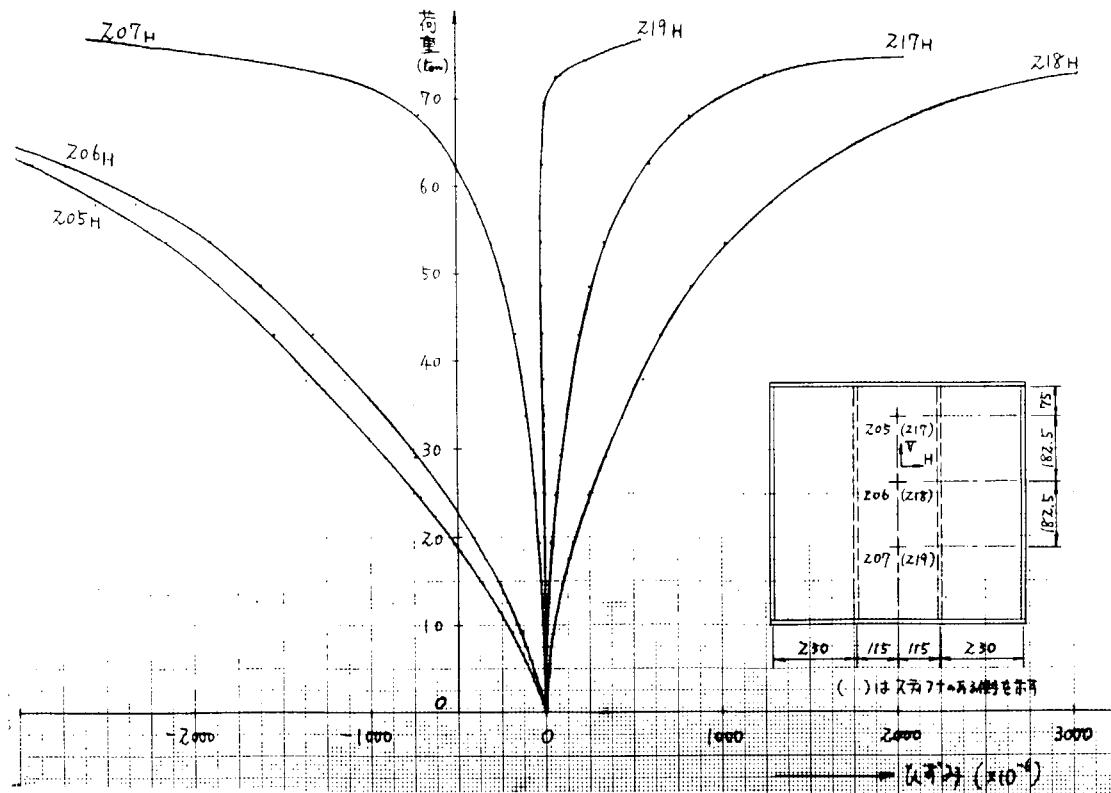


図 3.2.3.3 ウエブの曲げ歪(パネル2)(F8'-S3-10)

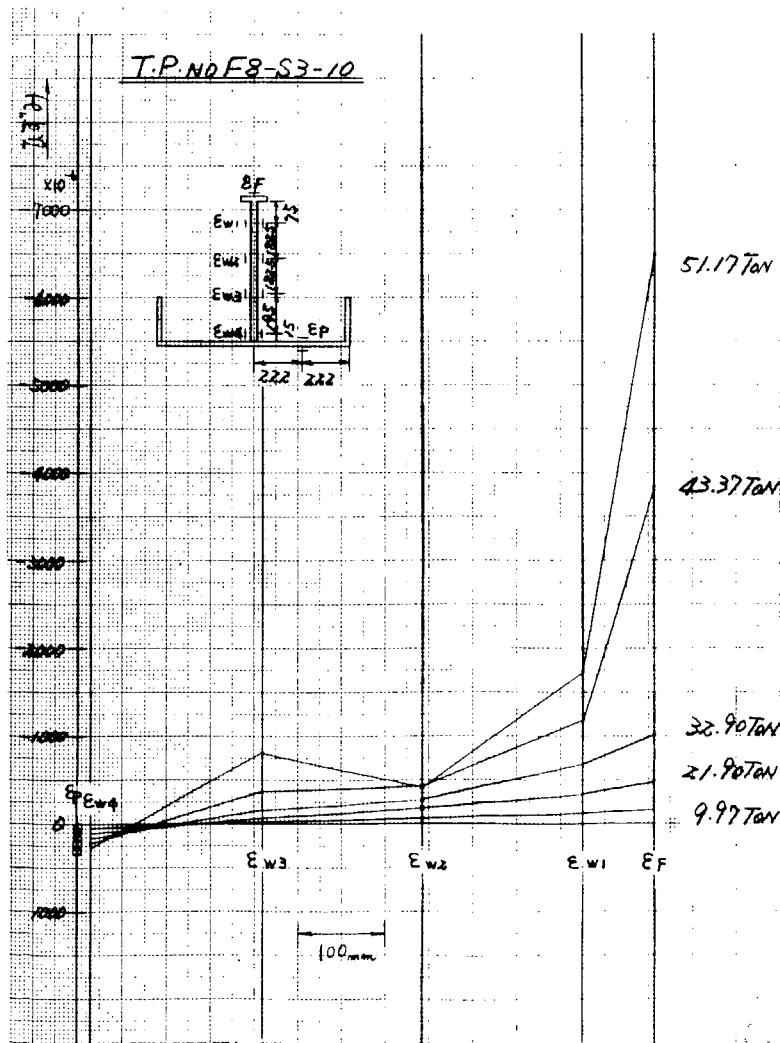


図 3.2.3.4 梁の軸歪分布(F8-S3-10)

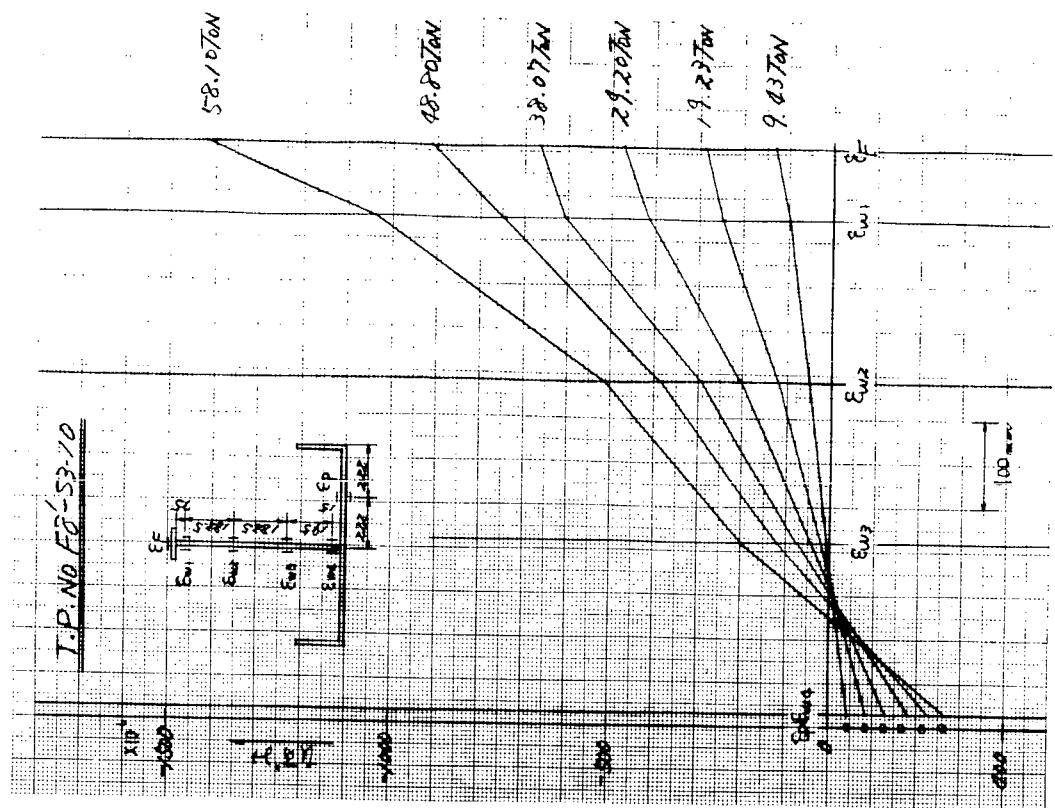


図 3.2.3.6 柱の軸歪分布(  $F_8' - S_3 - 10$  )

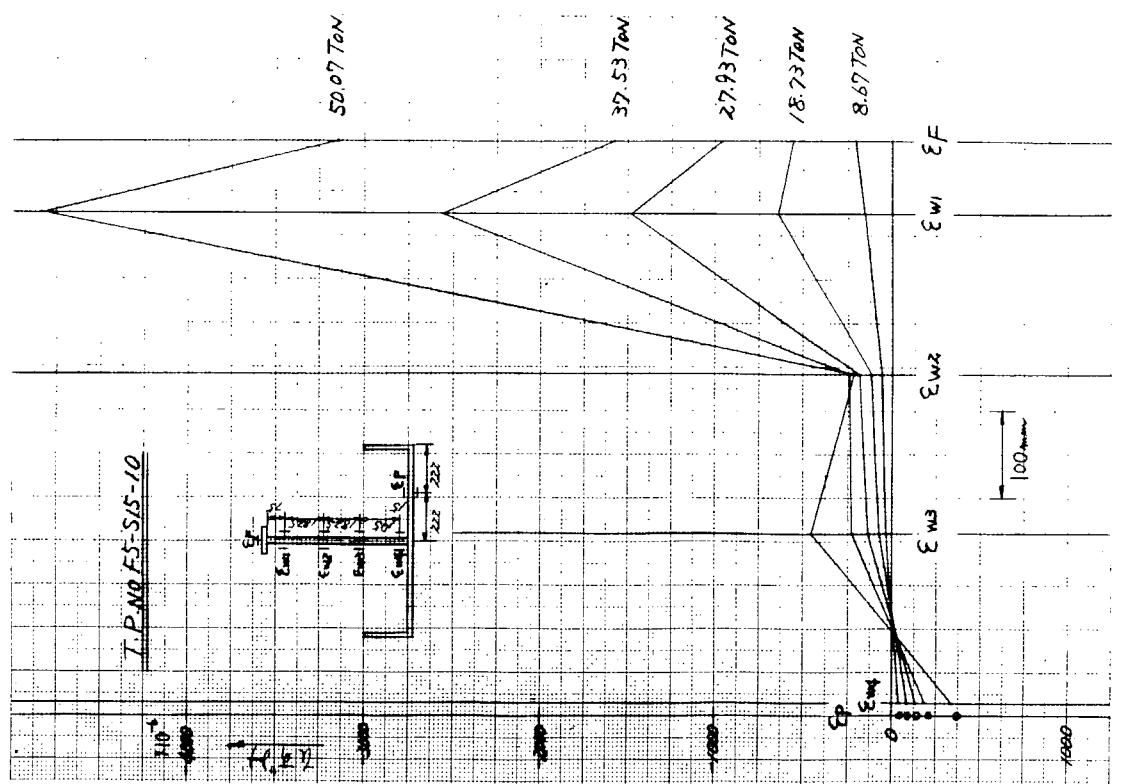


図 3.2.3.5 桁の軸歪分布( F 5 - S 1.5 - 10 )

### 3.2.6 付録：帯板要素法による理論解析

工作歪が桁材の強度に及ぼす影響を帯板要素法をもとにして解析する。昭和48年度は帯板要素法の基礎式を展開しプログラムを作成した。帯板要素法による計算結果を有限要素法による結果と比較し、帯板要素法が有用であることを確認した。

#### (1) 帯板要素法の基礎式

##### (a) 変位と歪の関係

(i) 桁のフランジ (図 3.2.3 7(a))

$$\epsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} - Z \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \quad \dots \dots \dots (1)$$

$$\epsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u}{\partial y} \right)^2 + \frac{1}{2} \left( \frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 - Z \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \quad \dots \dots \dots (2)$$

$$r_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial w}{\partial x} - \frac{\partial w}{\partial y} + 2Z \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \quad \dots \dots \dots (3)$$

歪増分と変位増分の関係は(1)~(3)式より

$$\Delta \epsilon_x = \frac{\partial \Delta u}{\partial x} - Z \frac{\partial^2 \Delta w}{\partial x^2} \quad \dots \dots \dots (4)$$

$$\begin{aligned} \Delta \epsilon_y = & \frac{\partial \Delta v}{\partial y} + \frac{\partial u_0}{\partial y} \frac{\partial \Delta u}{\partial y} + \frac{1}{2} \left( \frac{\partial \Delta u}{\partial y} \right)^2 + \frac{\partial w_0}{\partial y} \frac{\partial \Delta w}{\partial y} \\ & + \frac{1}{2} \left( \frac{\partial \Delta w}{\partial y} \right)^2 - Z \frac{\partial^2 \Delta w}{\partial y^2} \end{aligned} \quad \dots \dots \dots (5)$$

$$\Delta r_{xy} = \frac{\partial \Delta u}{\partial y} + \frac{\partial \Delta v}{\partial x} + \frac{\partial w_0}{\partial x} \frac{\partial \Delta w}{\partial y} + \frac{\partial w_0}{\partial y} \frac{\partial \Delta w}{\partial x} + \frac{\partial \Delta w}{\partial x} \frac{\partial \Delta w}{\partial y} - 2Z \frac{\partial^2 \Delta w}{\partial x \partial y} \quad \dots \dots \dots (6)$$

ここで  $\Delta$  : 増分値、 $0$  : 初期値を表わす。

(ii) 桁のウェブ (図 3.2.3 7(b))

フランジの場合と同様に

$$\Delta \epsilon_x = \frac{\partial \Delta u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left( \frac{\partial \Delta w}{\partial x} \right)^2 + \frac{\partial w_0}{\partial x} \frac{\partial \Delta w}{\partial x} - Z \frac{\partial^2 \Delta w}{\partial x^2} \quad \dots \dots \dots (7)$$

$$\Delta \epsilon_y = \frac{\partial \Delta u}{\partial y} + \frac{1}{2} \left( \frac{\partial \Delta w}{\partial y} \right)^2 + \frac{\partial w_0}{\partial y} \frac{\partial \Delta w}{\partial y} - Z \frac{\partial^2 \Delta w}{\partial y^2} \quad \dots \dots \dots (8)$$

$$\begin{aligned} \Delta r_{xy} = & \frac{\partial \Delta u}{\partial y} + \frac{\partial \Delta v}{\partial x} + \frac{\partial \Delta w}{\partial x} \frac{\partial \Delta w}{\partial y} + \frac{\partial w_0}{\partial x} \frac{\partial \Delta w}{\partial y} \\ & + \frac{\partial w_0}{\partial y} \frac{\partial \Delta w}{\partial x} - 2Z \frac{\partial^2 \Delta w}{\partial x \partial y} \end{aligned} \quad \dots \dots \dots (9)$$

##### (b) 変分原理

$$\delta \Delta \pi = \delta \Delta U - \delta \Delta W = 0 \quad \dots \dots \dots (10)$$

ここで、 $\Delta U$  は内部エネルギーの増分量、 $\Delta W$  は外荷重による仕事の増加量である。

(10)式より、次の釣合方程式を得る。

$$K \cdot \Delta \delta = F_m + \Delta F \quad \dots \dots \dots (11)$$

ここで、 $K$  : 剛性行列、 $\Delta F$  : 荷重増分、 $\Delta \delta$  : 変位増分、 $F_m$  : 荷重修正項である。

##### (i) 内部エネルギーの増分

$$\Delta U = \int_A \left( -\frac{1}{2} (\Delta \sigma)^T (\Delta \sigma) + (\Delta \epsilon)^T (\sigma_0) \right) dV \quad \dots \dots \dots \quad (12)$$

ここで

$$[\Delta \sigma] = \begin{pmatrix} \Delta \sigma_x \\ \Delta \sigma_y \\ \Delta \tau_{xy} \end{pmatrix}, \quad [\sigma_0] = \begin{pmatrix} \sigma_{0x} \\ \sigma_{0y} \\ \tau_{0xy} \end{pmatrix}, \quad [\Delta \epsilon] = \begin{pmatrix} \Delta \epsilon_x \\ \Delta \epsilon_y \\ \Delta \gamma_{xy} \end{pmatrix}$$

T : 転置行列

(12)式の積分は桁材、すなわち、ウェブおよびフランジについて実施する。

応力増分 $[\Delta \sigma]$ と歪増分 $[\Delta \epsilon]$ の関係は次式で与えられる。

$$[\Delta \sigma] = [D] [\Delta \epsilon] \quad \dots \dots \dots \quad (13)$$

部材が弾性挙動する場合には、(13)式中の $[D]$ 行列は

$$[D] = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\nu}{2} \end{pmatrix} \quad \dots \dots \dots \quad (14)$$

ここで、E : ヤング率、 $\nu$  : ポアソン比

これまでの荷重増分で部材が塑性化した場合には

$$[D] = \frac{E}{Q} \begin{pmatrix} \sigma_y'^2 + 2P & & S_{ym} \\ -\sigma_x' \sigma_y' + 2\nu P, \sigma_x'^2 + 2P & & \\ -\frac{\sigma_x' + \nu \sigma_y'}{1+\nu} \tau_{xy}, -\frac{\sigma_y' + \nu \sigma_x'}{1+\nu} \tau_{xy}, \frac{R}{2(1+\nu)} + \frac{2H'}{9E}(1-\nu) \bar{\sigma}^2 & & \dots \dots \dots \end{pmatrix} \quad (15)$$

$$\text{ここで } P = \frac{2H'}{9E} \bar{\sigma}^2 + \frac{\tau_{xy}^2}{1+\nu} \quad Q = R + 2(1-\nu^2)P$$

$$R = \sigma_x'^2 + 2\nu \sigma_x' \sigma_y' + \sigma_y'^2$$

$\sigma_x'$ 、 $\sigma_y'$  : 偏差応力

$\bar{\sigma}$  : 相当応力

$H'$  : 加工硬化係数

## (ii) 外荷重による仕事の増分

外荷重による仕事の増分は

$$\Delta W = \int_A [Q_d]^T \cdot [\Delta \delta_d] dA + \int_S [Q_\ell]^T \cdot [\Delta \delta_\ell] ds + [Q_c]^T [\Delta \delta_c] \dots \dots \dots \quad (16)$$

ここで、 $Q$  : 外荷重、 $\Delta \delta$  : 変位増分、 $A$  : 面積、 $S$  : 線分添字、 $d$  : 分布値(2次元)、 $\ell$  : 分布値(1次元)、 $c$  : 集中値(点)

## (c) 変位関数

帯板要素の変位関数は図 3.2.3.8 に示す座標系を用いて次式で定義する。

$$U = \sum_m \left( \left( 1 - \frac{3x^2}{b^2} + \frac{2x^3}{b^3} \right) U_{im} + \left( x - \frac{2x^2}{b} + \frac{x^3}{b^2} \right) U_{xi} \right) + \left( \frac{3x^2}{b^2} - \frac{2x^3}{b^3} \right) U_{jm} + \left( \frac{x^2}{b^2} - \frac{x^3}{b} \right) U_{xj} \dots \dots \dots \quad (17)$$

$$V = \sum_m \left( \left( 1 - \frac{3x^2}{b^2} + \frac{2x^3}{b^3} \right) U_{im} + \left( x - \frac{2x^2}{b} + \frac{x^3}{b^2} \right) U_{xi} \right)$$

$$+ \left( \frac{3x^2}{b^2} - \frac{2x^3}{b^3} \right) U_{jm} + \left( \frac{x^3}{b^2} - \frac{x^2}{b} \right) U_{xm} \cdot V_m \dots \dots \dots (18)$$

$$W = \sum_m \left( \left( 1 - \frac{3x^2}{b^2} + 2\frac{x^3}{b^3} \right) W_{im} + \left( x - \frac{2x^2}{b} + \frac{x^3}{b^2} \right) \theta_{im} \right. \\ \left. + \left( \frac{3x^2}{b^2} - \frac{2x^3}{b^3} \right) W_{jm} + \left( \frac{x^3}{b^2} - \frac{x^2}{b} \right) \theta_{jm} \right) \cdot W_m \dots \dots \dots (19)$$

ここで  $U_{im}$ ,  $U_{xm}$ ,  $V_{im}$ ,  $V_{xm}$ ,  $W_{im}$ ,  $\theta_{im}$ : i辺の節線変位

$U_{jm}$ ,  $U_{xm}$ ,  $V_{jm}$ ,  $V_{xm}$ ,  $W_{jm}$ ,  $\theta_{jm}$ : j辺の節線変位

$U_m$ ,  $V_m$ ,  $W_m$  は

(i)  $m=1$  の時  $U_1=W_1=1$  ..... (20)

$$V_1 = \left( -\frac{2}{\ell} \right) \left( y - \frac{\ell}{2} \right) \dots \dots \dots (21)$$

(ii)  $m \geq 2$  の時  $U_m = \sin \frac{k\pi}{\ell} y$  ..... (22)

$$V_m = \left( -\frac{2}{\ell} \right)^{2m-1} \left( y - \frac{\ell}{2} \right)^{2m-1} \dots \dots \dots (23)$$

$$W_m = \sin \frac{k\pi}{\ell} y \dots \dots \dots (24)$$

ここで、 $k = 2(m-1) - 1$

## (2) 計算結果

### (a) 桁の解析

純曲げを受ける桁の強度を解析した。図 3.2.3.9 に帯板要素法による結果と有限要素法による結果を示したが、両者は良く一致している。

なお、帯板要素法による場合、解析の対象にしているウェブ（図 3.2.3.9(a)の斜線部）を帯板要素に分割し、荷重点および支持点近傍は三角形有限要素に分割した。

### (b) 初期変形を有する正方形板の解析

板厚の  $1/10$  の初期変形を有する正方形板の強度を解析した。図 3.2.4.0 に帯板要素法による結果と有限要素法による結果を示した。

帯板要素法による解析では、板は面内の一様圧縮力を受け、その周辺では面外度位に対して単純支持されている。

一方、有限要素法による解析では、板は面内の一様圧縮変位を受けている。

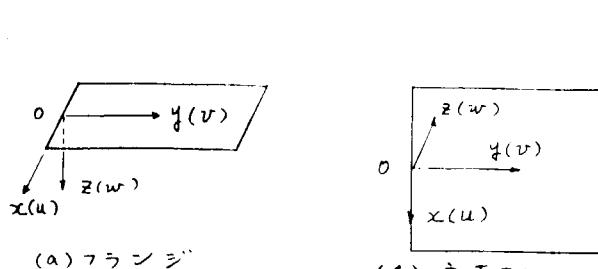


図 3.2.3.7 座標系

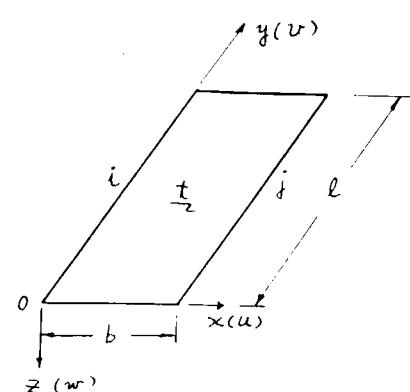


図 3.2.3.8 帯板要素

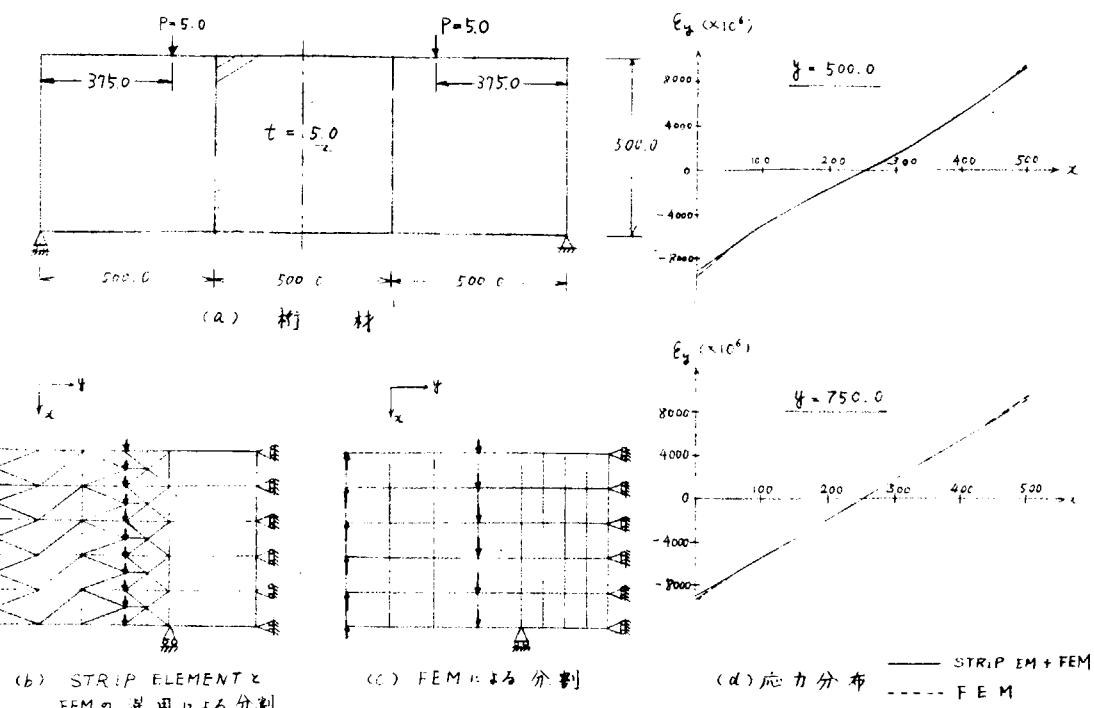


図 3.2.3-9 枠の解析

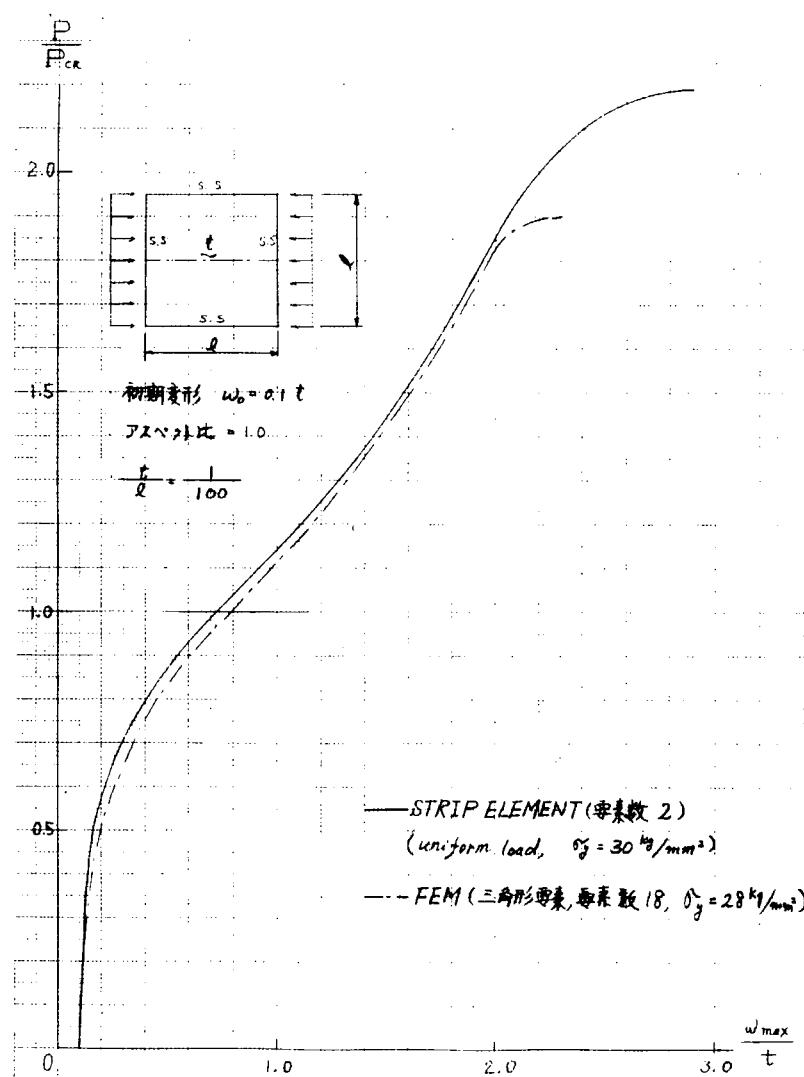


図 3.2.4-0 初期変形を有する板の強度

### 3.3 柱部材の工作歪と強度に関する研究

#### 3.3.1 はじめに

本研究は、船殻部材のストラット部について、その工作歪と強度の関係を調査することを目的とする。

前年度では実船の5分の1縮尺模型3タイプ計12体につき、正弦波形の初期撓み形状をつけ、その圧縮強度を調べたが、本年度は、その追加実験として、そのうちの2タイプにつき、模型に実船工作時にみかけられる初期撓み形状をつけ圧縮実験を行ない、昨年度のものも加え解析、検討した。

#### 3.3.2 実験概要

##### (1) 供試体および実験概要

実験には、巨大タンカー、ウイングタンクのストラット形状で典型的な、直線型〔Bタイプ〕(図3.3.1)および連続フェイス型〔Cタイプ〕(図3.3.2)の模型を用いた。

初期撓み形状は、実船工作時にしばしばみかけられる形状のうち、図3.3.3に示す2つの場合について行なった。

供試体数は、総計6体でその仕様を表3.3.1に示す。

供試体は、製作後、残留応力を除去するために焼鈍(625°C、30分)を施した。

荷重条件は、平押し軸圧縮とした。(図3.3.3)

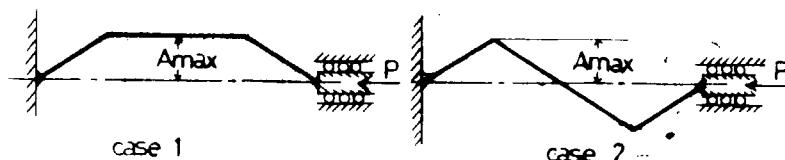


図3.3.3 荷重・支持条件

表3.3.1 PARTICULAR

| Specimen | type | 初期撓み形状 |                  | 断面横 $\text{mm}$    |                    | 断面二次モーメント $\text{mm}^4$ |                    |
|----------|------|--------|------------------|--------------------|--------------------|-------------------------|--------------------|
|          |      | case   | Amax $\text{mm}$ | 中央部                | 端部                 | 中央部                     | 端部                 |
| B - 5    | B    | 1      | 50               | $5.41 \times 10^3$ | $1.09 \times 10^4$ | $1.58 \times 10^7$      | $2.19 \times 10^7$ |
| B - 6    | B    | 1      | 112              |                    |                    |                         |                    |
| B - 7    | B    | 2      | 41               |                    |                    |                         |                    |
| B - 8    | B    | 2      | 100              |                    |                    |                         |                    |
| C - 5    | C    | 1      | 32               | $5.41 \times 10^3$ | $1.02 \times 10^4$ | $1.60 \times 10^7$      | $1.97 \times 10^7$ |
| C - 6    | C    | 1      | 103              |                    |                    |                         |                    |

##### (2) 計測

変位は16点、歪は40点の計測を行なった。

用いた計測器は

|                          |             |        |
|--------------------------|-------------|--------|
| digital strain indicator | S D 5 F     | (共和電業) |
| "                        | S D 5 L     | ( " )  |
| automatic scanning box   | A S B 6 0 N | ( " )  |
| "                        | A S B 6 0 V | ( " )  |
| X-Y recorder             | D - 7 2     | (理研電子) |
| dynamic strain amplifier | D P M - 6 E | (共和電業) |

である。

### 3.3.3 解析

梁構造物の強度解析には、従来の弾性微小変型の線型計算より、厳密な計算を行なうため、挙動の非線型性を考慮できる解析法を用いる。挙動が非線型となる起因としては、材料が塑性化するためにおこるもの（材料非線型）と大変形（幾何学的非線型）によるものがあるが、解析では、断面変形を無視できる平面骨組構造物について、荷重を step by step に増加しながらこれら非線型の挙動を追跡する。

材料非線型性は図 3.3.4 に示したように、応力-歪の関係をヤング率  $E$  と接線係数  $E_t$  とで表わせると仮定し、幾何学的非線型性は、歪を二次の高次項まで考慮して、増分法により各荷重段階で、増分ボテンシャルエネルギー停留原理から変位を求める。

### 3.3.4 結果および考察

#### (1) 材料引張試験

供試体製作に用いた鋼板（板厚 4.5 mm、SS 41）より 5 号試験

片を採って引張試験を行ない、次の結果を得た。

降伏応力 26.5 kg/mm<sup>2</sup>

ヤング率  $2.27 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2$

解析には、この値を、また、接線係数  $E_t$  として  $E/100$  を用いた。

#### (2) 実験・解析結果

図 3.3.6～図 3.3.8 に荷重-中央撓み量曲線、図 3.3.9～図 3.3.11 に荷重-縮み量曲線、表 3.3.2 に結果一覧表を示す。

供試体の中央部分（a-a 断面、d-d 断面）には、断面変形は、あまりみられなかつたが、両端部分の断面（b-b 断面、c-c 断面）は図 3.3.5 に示すように、ブレケットが強いため、かなり変形がみられた。解析計算においては、断面が変形しないものとして梁の撓みが増加するにつれて、表 3.3.2 に示した個所で断面が塑性域に入り、耐力が減少して崩壊する。一方、実験ではウェブの防撓材で囲まれたパネルが局部的に座屈（塑性）し崩壊した。（座屈箇所は同様に表 3.3.2 に示した）このような現象上の差異にも拘らず、最高荷重はほぼ一致した。（表 3.3.2 に示すように実験値と計算値の差は 10 % 程度）。これは、荷重として動力が支配的であり、そのかなりの部分をウェブで支えているので、塑性化の後生じたパネルの座屈が計算における断面の一部分の塑性化と同様な効果を梁に及ぼしたためと考えられる。

なお、図 3.3.12 に最高荷重／降伏荷重と最大初期撓み量／環動半径の関係を示した。

### 3.3.5 結論

- (1) ストラット模型について初期撓み形状を変えて強度に対する影響を調べたが、実験・計算ともに形状による差はあまりみられなかつた。
- (2) 本年度考慮した初期撓み形状、荷重・拘束条件に関しては、初期撓みの影響はあるが（図 3.3.12）、実船に発生する程度の歪量では影響は比較的少ない。来年度（最終年度）はこれら条件を変え実船寸法のストラットについて計算を行なう。

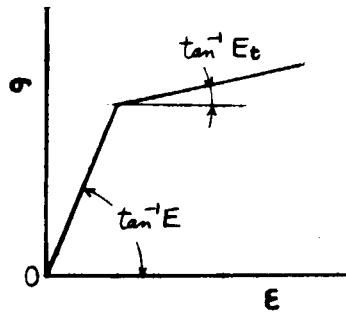


図 3.3.4 材料非線型性

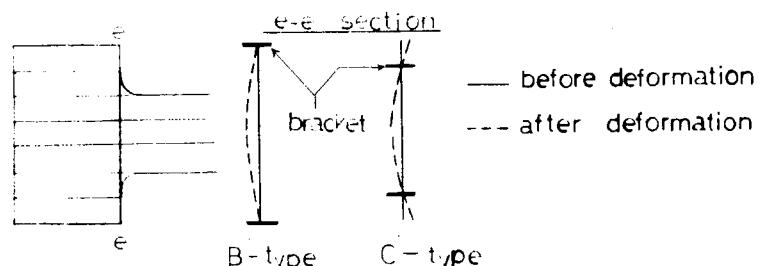


図 3.3.5 端部の変形

表 3.3.2 実験・計算結果

| specimen | maximum load<br>(ton) |            | $P_e/P_c$ | yield load<br>(ton) |       | buckling<br>load<br>(exp. ton) |
|----------|-----------------------|------------|-----------|---------------------|-------|--------------------------------|
|          | exp. $P_e$            | cal. $P_e$ |           | exp.                | cal.  |                                |
| B-5      | 141                   | 127        | 1.11      | 100 ①               | 86 ①  | 140 ④                          |
| B-6      | 99                    | 96         | 1.03      | 40 ①                | 50 ①  | 95 ⑤                           |
| B-7      | 148                   | 131        | 1.13      | 90 ②                | 86 ③  | 140 ⑥                          |
| B-8      | 93                    | 96         | 0.98      | 40 ③                | 53 ③  | 90 ⑦                           |
| C-5      | 158                   | 138        | 1.22      | 90 ①                | 108 ① | 155 ⑤                          |
| C-6      | 107                   | 99         | 1.02      | 60 ①                | 50 ①  | 105 ⑥                          |

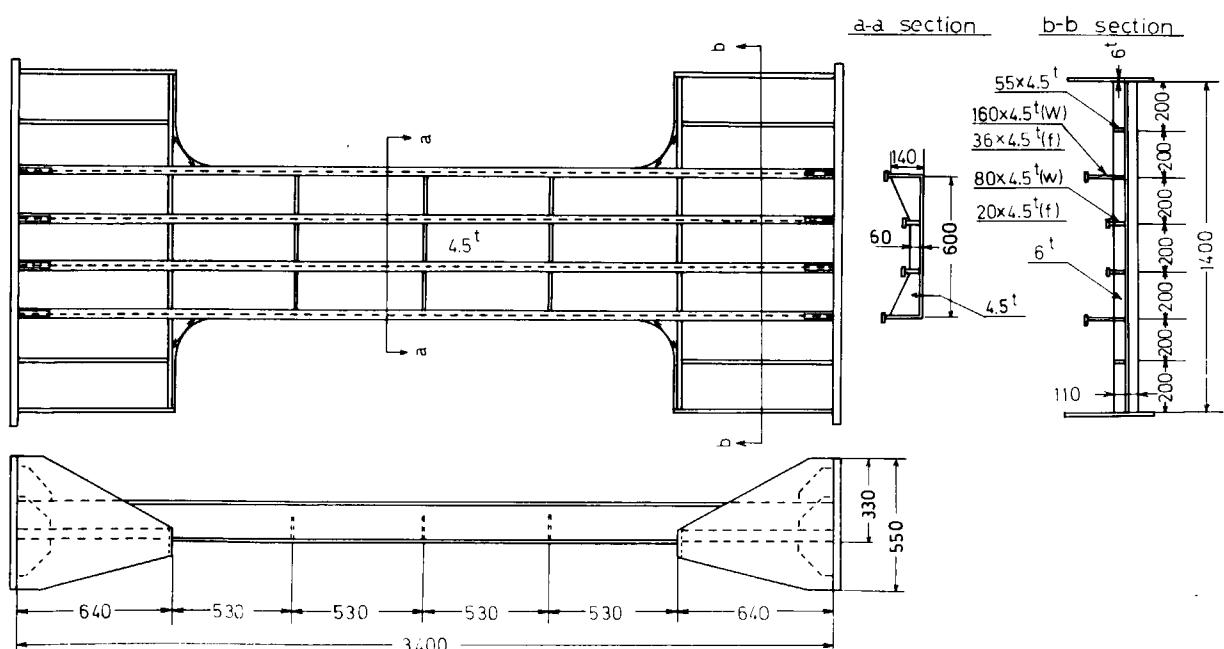
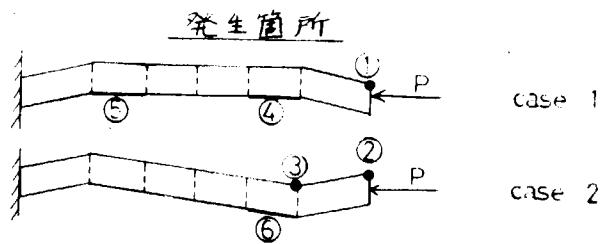


図 3.3.1 供試体 (B-Type)

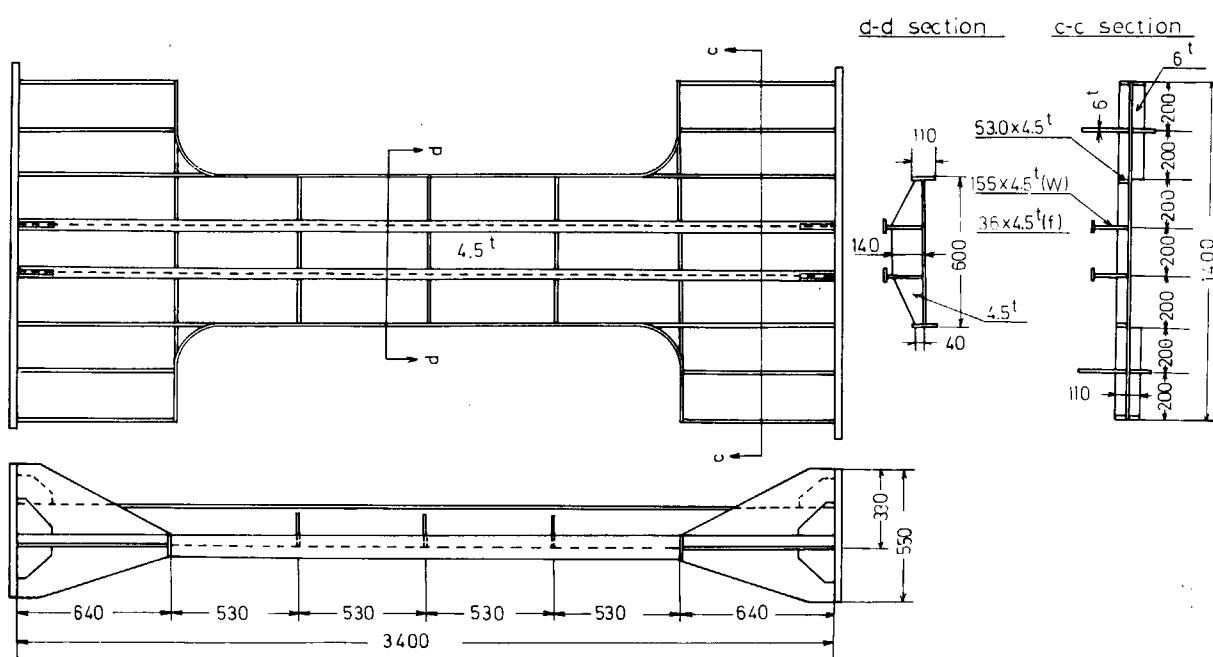


図 3.3.2 供試体 (C-Type)

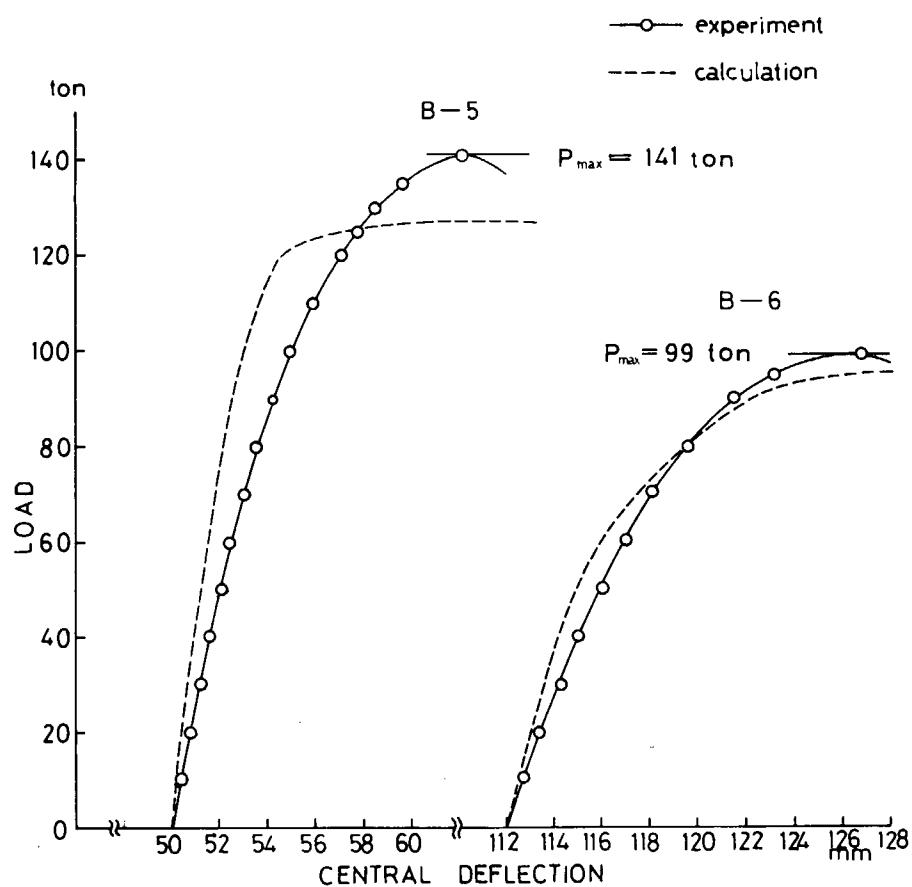


図 3.3.6 LOAD-DEFLECTION CURVES(1)

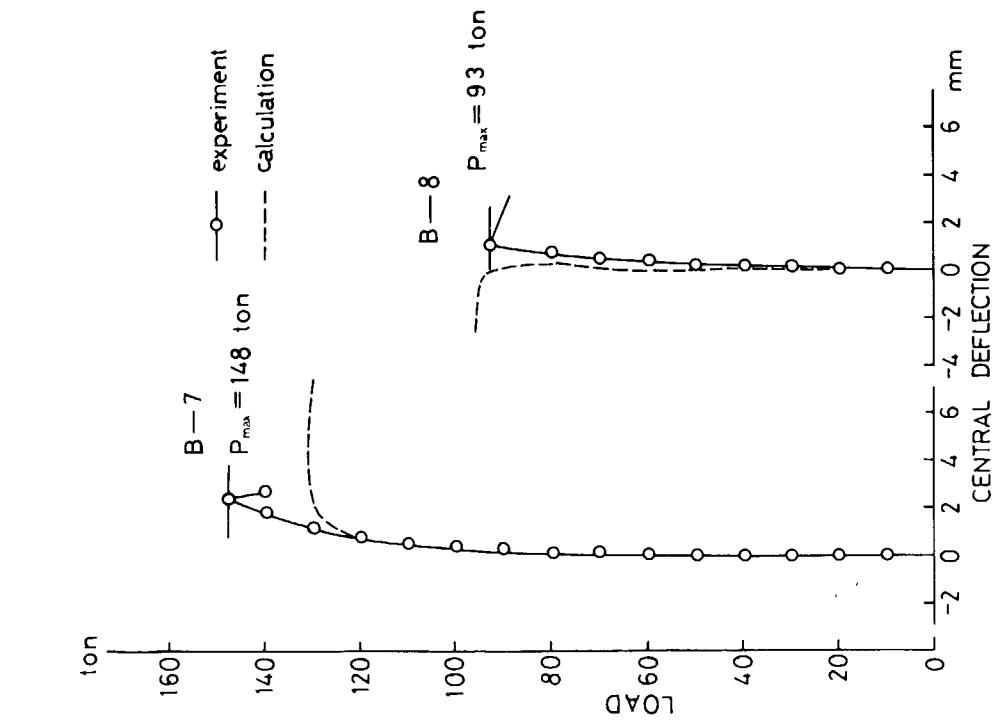


图 3.3.7 LOAD-DEFLECTION CURVES(2)

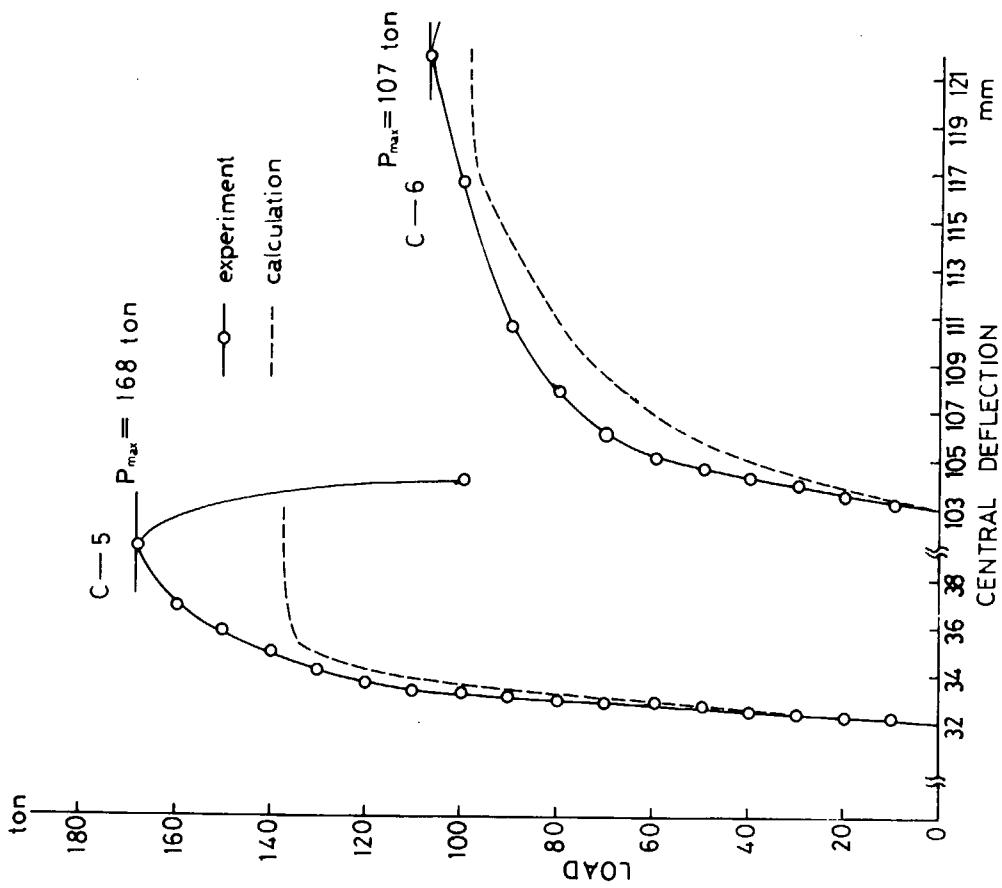


图 3.3.8 LOAD-DEFLECTION CURVES(3)

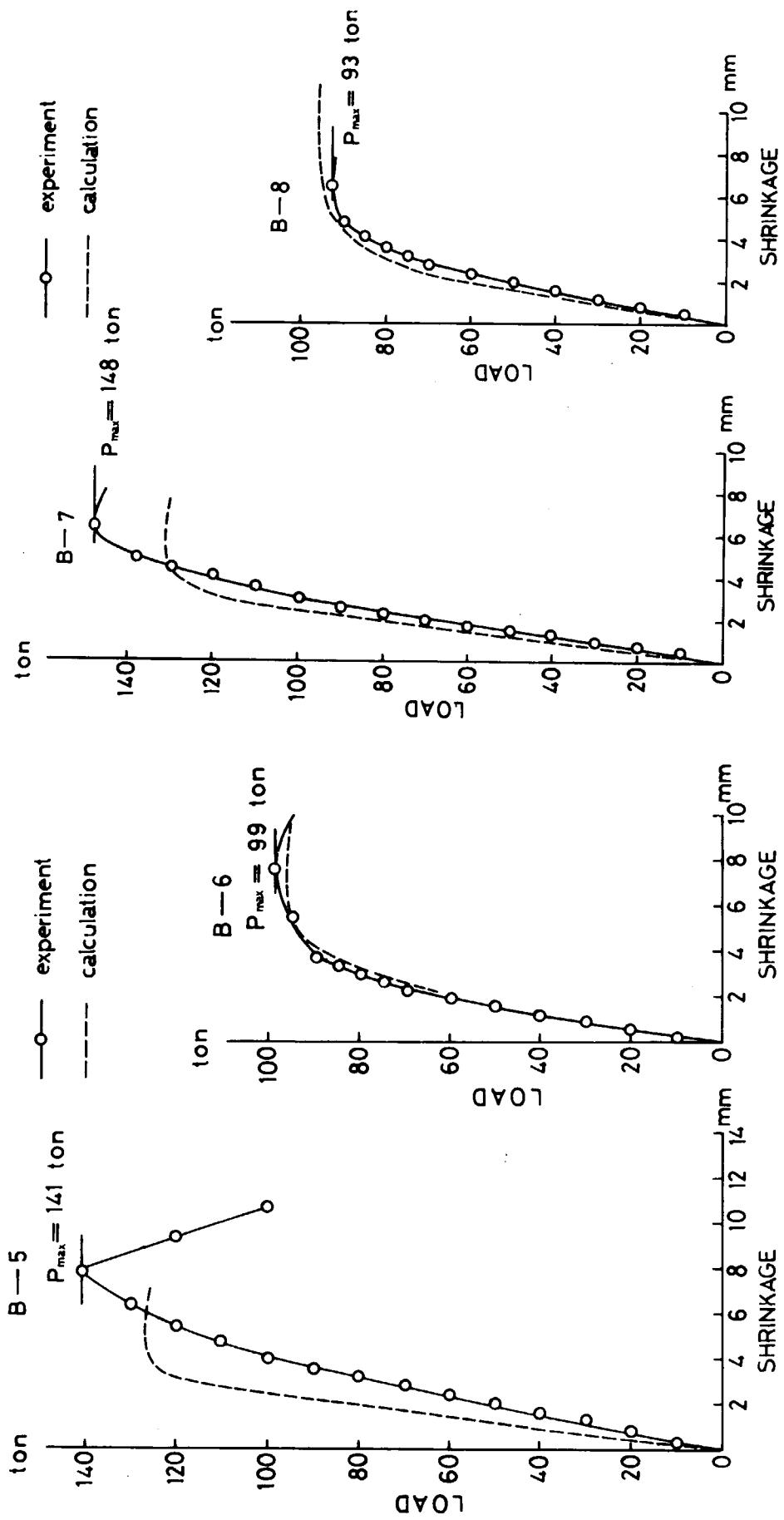


図 3.3.9 LOAD-SHRINKAGE CURVES(1)

図 3.3.10 LOAD-SHRINKAGE CURVES(2)

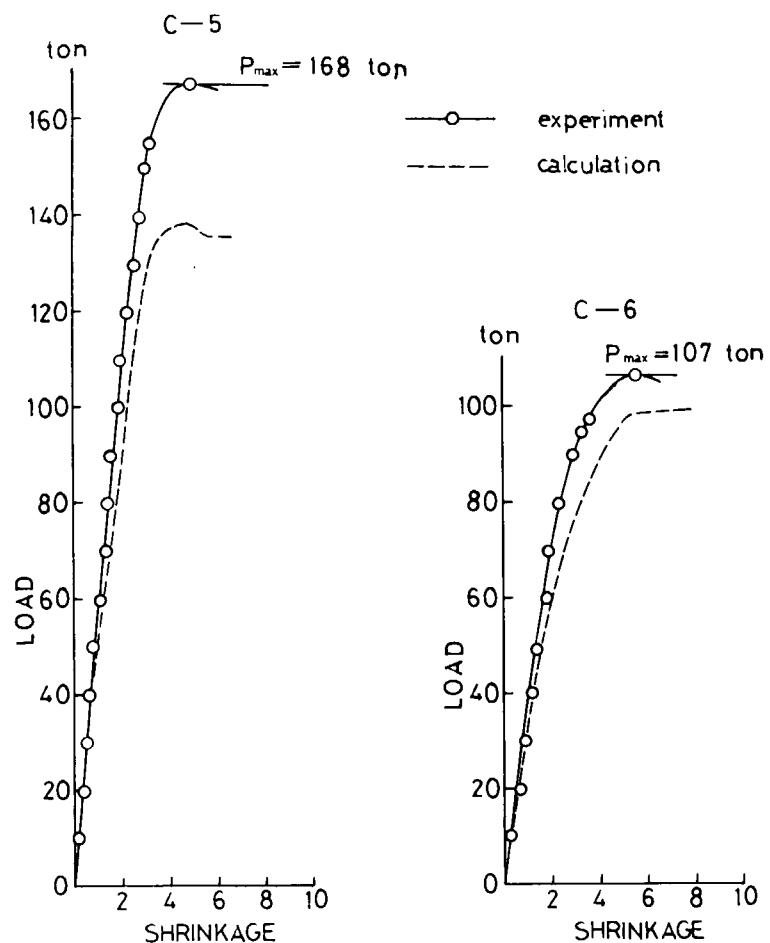


図 3.3.1-1 LOAD-SHRINKAGE CURVES(3)

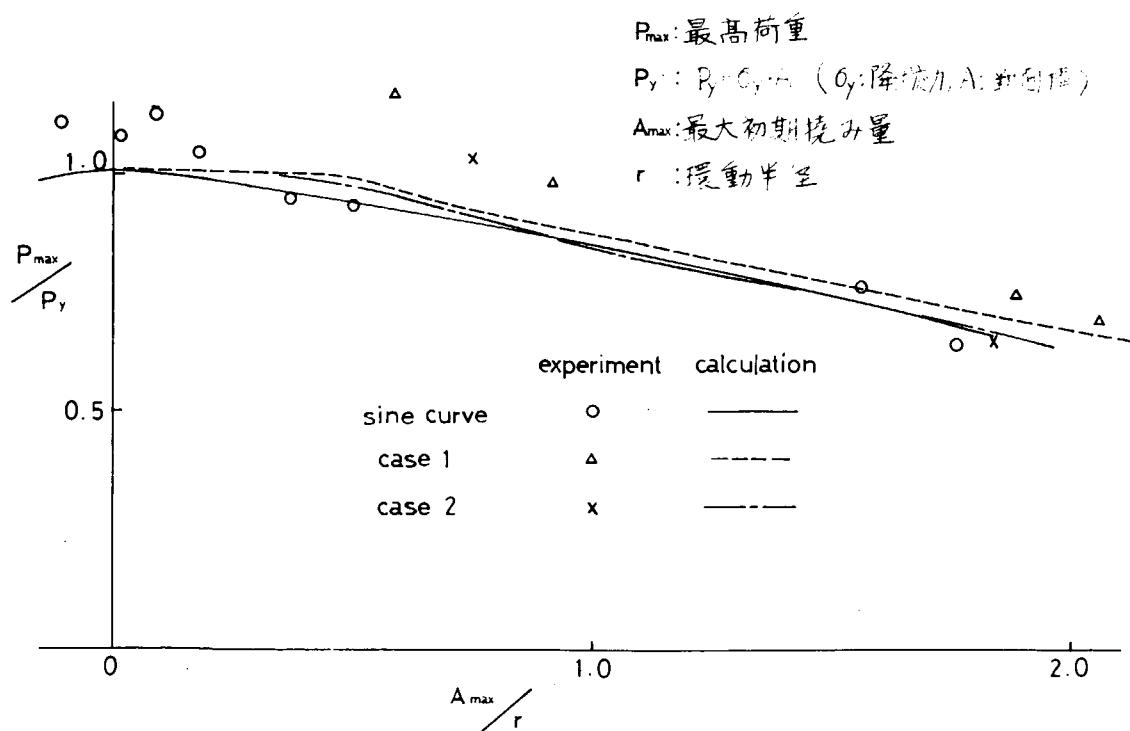


図 3.3.1-2  $P_{max}/P_y$  —  $A_{max}/r$  CURVES

### 3.4 初期不整柱の圧縮・二軸曲げ強度に関する研究

#### 3.4.1 はじめに

最終的に2軸曲げ状態で崩壊する初期不整柱の強度実験を行なった。

実際の構造に使用されている圧縮力を受ける骨組部材は初期撓みや偏心を考慮してその崩壊形式を論じるならば、常に2軸曲げ荷重に対する崩壊であると言える。

何故なら初期撓み及び偏心というものは部材断面の主軸に関して一軸方向成分のみ存し、他の軸方向成分が零であるということは非現実的もあるし、実際には2軸方向の成分がともにあるはずであるから荷重の初期の段階から部材は2軸曲げの状態にあると言える。

しかしながら、初期撓みおよび偏心の各軸方向成分に差のある場合には一軸方向成分のみ考慮し、他軸成分を無視した状態を初期の負荷状態を考えて差し支えない。

例えば、 $x$ 軸方向の初期撓みと偏心量が $y$ 軸方向のそれに比べ甚だ大きい場合には、 $y$ 軸方向成分は無視し得るので、従って一軸曲げ解析に意義が生じる。

もう一つの例としては、初期撓みと偏心が両方向成分ともに微小である場合には、軸力と弱軸曲げのみに対応する解析で十分である。

もう少し厳密に量的な比較をするには、 $x$ 軸、 $y$ 軸方向の初期撓みおよび偏心量を対応する断面回転2次半径 $r_y$ 、 $r_x$ で割った商どうしを比較するほうが妥当である。

しかし、これらの商が $x$ 、 $y$ の両方向に関し、同程度の量であるならばあくまでも2軸曲げの解析を要する。

構造にビームカラム（圧縮と曲げを受ける部材）を使用する際には経済上の観点からその部材に加わる曲げは強軸回りの曲げとなるように設計するのが常である。

その時にも弱軸曲げに対応する方向の偏心と初期撓みは不可避である。

この場合の部材は当然2軸曲げ状態にあって曲げ捩れの形式で崩壊する。

例えば、このような圧縮力と強軸曲げとを受ける部材が他に初期撓みも偏心量もない荷重状態であれば、いわゆる横倒れ座屈により崩壊する。

もとに戻って弱軸曲げに対応する初期撓みと偏心量が初めからある場合には後の解析の節で知る通り、崩壊荷重は横倒れ座屈荷重よりも低下するのである。

以上述べたようにランダムな初期不整を有する個々の柱の強度はほとんど必然的に2軸曲げ強度として覚えることが必要である。

初期撓みを有する柱の2軸曲げ強度を系統的に調べた研究はほとんどない。ただし、柱の2軸曲げ強度を数値解析するプログラムさえあれば初期撓みおよび初期応力のある場合を解析することは何ら困難なことではないので、数例について解析したり、実験と比較することが行われている。

2軸偏心圧縮を受け2軸方向の初期撓みを有する柱の挙動は、文献(2)に報告されている。

なお、その解析法は文献(1)の手法によっていて実験と計算との対応もほぼ満足すべき程度であったが、初期撓みはわずか2例しか扱っていないので、単なる示威の域を出ない。

従来、2軸方向に初期撓みを有する柱の強度実験が系統的に初期撓みを変化させた供試体を用いて実験されなかった。最大の理由は、恐らく供試体に期待通りの量だけ2軸方向の初期撓みを付与することが困難であることと、パラメータの多過ぎることもまた一因である。

初期不整柱の2軸曲げ強度に影響を及ぼす項目を列挙すると

断面形状 柱長 材料定数 偏心量 初期撓み 初期応力 境界条件

などである。

これらの中で通常の意味で初期不整として考慮すべき項目は偏心量、初期撓みおよび初期応力であるが、これら3項

目全てについて強度へ及ぼす影響の度合いを調べることは至難である。

ゆえに、今年度の研究では部材の初期応力は焼純により無くし偏心量と初期撓みのみを変化させて他の項目は全て一定条件の下でその影響を調べる実験を行った。

ただし、1本の供試体(T18)のみは応力焼純は行わず残留応力のある供試体である。

### 3.4.2 実験

初期撓みを有する柱の偏心圧縮による2軸曲げ強度実験を行った。供試体は初期撓みと偏心量の組み合せを種々に変えて計18本からなる。

#### (1) 荷重および支持条件

荷重は両端における圧縮荷重である。各供試体の荷重位置はおおよそ柱断面の中心にあるもの、一軸方向にのみ偏心したもの、および2軸両方向ともに偏心したものからなっていてそれらの荷重位置は概略すると図3.4.3に示される通り7種類である。T16とT17の2つを除く他の全ての試験は柱端支持は球座である。T16とT17は偏心荷重が弱軸曲げを生ずるように荷重されているので、柱端支持条件として半柱体座(カマボコ型)を使用し弱軸曲げに関し回転自由、強軸曲げに關し固定となるように位置している。柱端には厚板(20mm厚)を溶接し断面の反り(warping)を拘束している。

#### (2) 初期撓み

初期撓みの影響を調べる基準として上記7種類の(偏心)荷重位置のそれぞれに対し、初期撓みなしの供試体がある。その同じ荷重位置に対してさらに初期撓みのある供試体を最大の2種類作って実験した。

初期撓みの形状はそれぞれx、y方向撓み成分である $U_{ini}$ ,  $V_{ini}$ 分布がともにおおむね半波長の正弦波形を為している。その振巾に当たる柱長中央の断面での初期撓み $U_0$ ,  $V_0$ の絶対値はほぼ等しく図3.4.4に略図のある通り $U_0$ ,  $V_0$ の絶対値はともに5mmの場合と10mmの場合の2種類とからなっている。

#### (3) 供試体

供試体が焼純を経た後の段階で2軸方向の初期撓みを設計値通り実現させるために、フランジ板、ウェブ板を初めから曲線辺を付けて切り出し溶接組立てしている。

柱断面形状はH型である。

断面巾×高さ×フランジ板厚×ウェブ板厚が $75 \times 75 \times 9 \times 4.5$ (mm)でその断面回転2次半径( $r_x$ ,  $r_y$ )は約

$$r_x = 30.3 \text{ mm} \quad r_y = 20.0 \text{ mm}$$

となっている。

通常市販されているW F型型鋼の2軸曲げ挙動はこの程度のH型断面の柱で十分に代表し得ることが他の報告でも明らかにされている。柱長は全ての供試体ともに1mである。

#### (4) 材料定数

全ての供試体は2枚の鋼板(フランジ用の9mm板厚板、ウェブ用の4.5mm板厚板)から切出し製作されている。供試体の材料定数は別に短柱試験を行い、その結果次のように定めた。

$$E = 21000 \text{ kg/mm}^2, \sigma_Y = 27.3 \text{ kg/mm}^2 \quad \text{ただし } \nu = \frac{1}{3}$$

荷重装置は東京大学船舶工学科縦型100ton試験機を用い、供試体と支持装置との取付図は図3.4.2に示す。供試体が支持装置を介して荷重装置に取付けられた状態は写真の図3.4.5に示されている。

写真の図3.4.6に試験後の供試体を並べて写している。

座標系は図3.4.1に示す。

撓みおよび歪みの測定する断面個所と断面上での測定位置は図3.4.7に示す。

#### (5) 実験結果

全供試体の偏心量と初期撓み量の実測値は表3.4.1に記されている。

圧縮 2 軸曲げ試験による最高荷重と近似公式による計算値との比較は表 3.4.2 に記されている。

圧縮荷重と柱の中央断面での撓みとの関係が図 3.4.8 と図 3.4.9 に示されている。

### 3.4.3 解析

柱の 2 軸曲げの弾塑性挙動解析は文献(1)の手法により目下計算中であるがまだ出力が思わない状態ないので、計算結果が得られ次第報告する。

初期撓みのない場合に対する柱の 2 軸曲げ強度に関しては、近似式が文献(2)に報告されている。その近似公式は、偏心量の比較的大きな場合に強度をやゝ低目に評価し過ぎているため、その公式に直接初期撓みによる影響を代入しても誤差を増やすので公式の精度を上げるために内接近似式の誘導を検討し直した。

その結果、2 軸対称断面の柱に対する塑性曲げ振れ崩壊は、次式に近似される。

$$\left[ \frac{M_x}{M_x u (1 - P/P_x^e)} \right]^2 + \left[ \frac{M_y}{M_y u (1 - P/P_y^e)} \right]^2 - (1 - P/P_y^e)(1 - P/P_u) = 0 \quad (3.4.1)$$

なお上記の公式は初期撓みを考慮に入れていないのでそれを考慮する式に改める必要がある。初期撓みの分布を正弦波形として

$$U_{ini} = U_0 \sin \frac{\pi}{L} Z, \quad V_{ini} = V_0 \sin \frac{\pi}{L} Z \quad (3.4.2)$$

を仮定する。初期撓みの影響を撓み振巾  $U_0, V_0$  に表示するならば偏心量 ( $e_x, e_y$ ) と同等の効果は持ち得ないことは明らかである。

従がって、その影響をモーメントの付加項として評価するには  $P \cdot U_0, P \cdot V_0$  に何らかの減少係数を乗じた量を付加モーメントとすべきである。そのような考慮を払い結局次式を得る。

$$\left[ \frac{M_x + V_0 P (1 - P/P_x^e)}{M_x u (1 - P/P_y^e)} \right]^2 + \left[ \frac{M_y + U_0 P (1 - P/P_y^e)}{M_y u (1 - P/P_y^e)} \right]^2 - (1 - P/P_y^e)(1 - P/P_u) = 0 \quad (3.4.3)$$

ここで、 $M_x u, M_y u$  : 単一曲げ荷重のみによる最高荷重、ただし、崩壊形式は横倒れ塑性曲げを含む。

$$M_x u = \begin{cases} M_x^e & , M_x^e \leq M_{XY} \\ M_x p \cdot M_x^e / (M_x p - M_{XY} + M_x^e), M_x^e > M_{XY} \end{cases}$$

$$M_y u = \begin{cases} M_y^e & , M_y^e \leq M_{YY} \\ M_y p \cdot M_y^e / (M_y p - M_{YY} + M_y^e), M_y^e > M_{YY} \end{cases}$$

$$P_u = \text{minimum} (P_p, P_x^e, P_y^e, P_T^e)$$

ただし、 $P, M_y, M_x$  ; 材端の使用荷重

$M_{XY}, M_{YY}$  ; 純曲げ荷重に対する初期降伏

$M_x^e, M_y^e$  ; 純曲げ荷重に対する弾性横倒れ座屈荷重

( $M_y^e$  の意義は余り明白ではない)

$M_x p, M_y p$  ; 余塑性曲げモーメント

$M_x^e, M_y^e$

$$M_x^e = \sqrt{P_y^e \cdot P_T^e \cdot r_s^2}$$

$$M_y^e = \sqrt{P_x^e \cdot P_T^e \cdot r_s^2}$$

$$r_s^2 = (I_{xx} + I_{yy}) / A$$

$$P_y^e = (\frac{\pi}{L})^2 E I_{xx}$$

$$P_x^e = (\frac{\pi}{L})^2 E I_{yy}$$

$$P_T^e = (P_w^e + G K) / r_s^2$$

$$P_w^e = (\frac{\pi}{L})^2 E I_{ww}$$

$$P_p = \sigma_y \times A$$

この(3.4.3)式による計算結果と実験結果との対比が表3.4.2に示してある。簡単な計算にも拘らず実験結果との対応は近似式としては十分な合致を得られたと考えられる。

初期撓みと偏心量との組み合せを種々変えた場合の影響の度合いを調べるためにこの近似式を用いて数値計算した結果が図3.4.10に示してある。

#### 3.4.4 おわりに

初期撓みを有する柱の偏心圧縮荷重による2軸曲げ強度を調べる一連の実験を行ない、さらに近似公式を用いた計算による数値実験で補足した結果、初期撓みと偏心量とが柱の2軸曲げ強度に及ぼす影響をある程度量的にも把握することができた。次年度において2軸曲げの弾塑性挙動を実験結果と解析解とで比較検討する予定である。

実験計画の中では偏心と初期撓みがともに柱の崩壊荷重を低下させるようにそれらの正負符号を一致させたが、実際の供試体ではそれらのx, y方向成分のいずれか一つまたは両者ともに逆符号となったものであって、実験結果のみでは初期撓みによる崩壊荷重低下の度合いを確かめることは困難であった。

偏心と初期撓みとが逆符号になる場合には逆に初期撓みが偏心による荷重低下を打消してしまう。

そこで、実験結果と近似公式解との対応を確かめた上で、数値実験により初期撓みの影響を定量化した。

数値実験における偏心量と初期撓みとの組合せは図3.4.3と図3.4.4に表示される記号で(e1, u1)等により表わされる。定性的に言えば、偏心量の大きな場合(e3, e4, e5)は小さな場合(e1, e2, e6, e7)に比べ初期撓みによる荷重低下は小さい。

しかも初期撓みによる荷重低下の比較的大きな場合である。すなわち、偏心量の小さな場合においても初期撓みによる荷重の低下はゆるやかな曲線を画いている。

#### 参考文献

- (1) 藤田、吉田、大勝「二軸曲げを受ける柱の弾塑性解析(その2)」日本造船学会論文集第127号(1970)
- (2) 藤田、他 「二軸曲げを受ける柱の弾塑性解析(その3)」造論129号(1971)

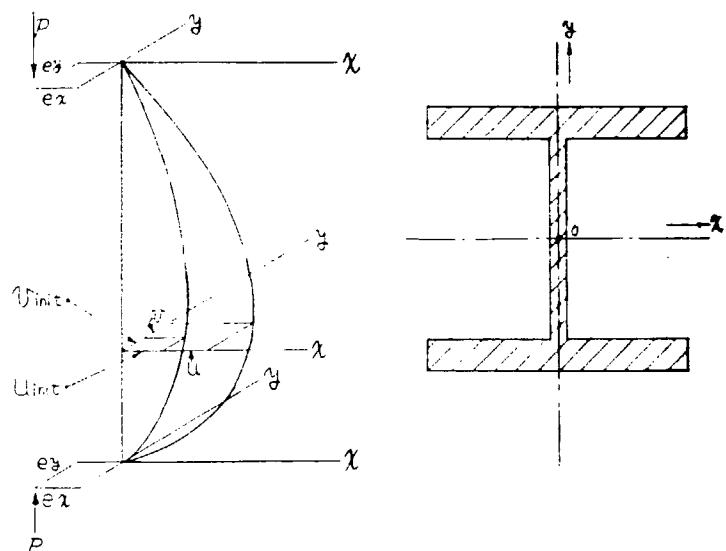


図 3.4.1 座標系

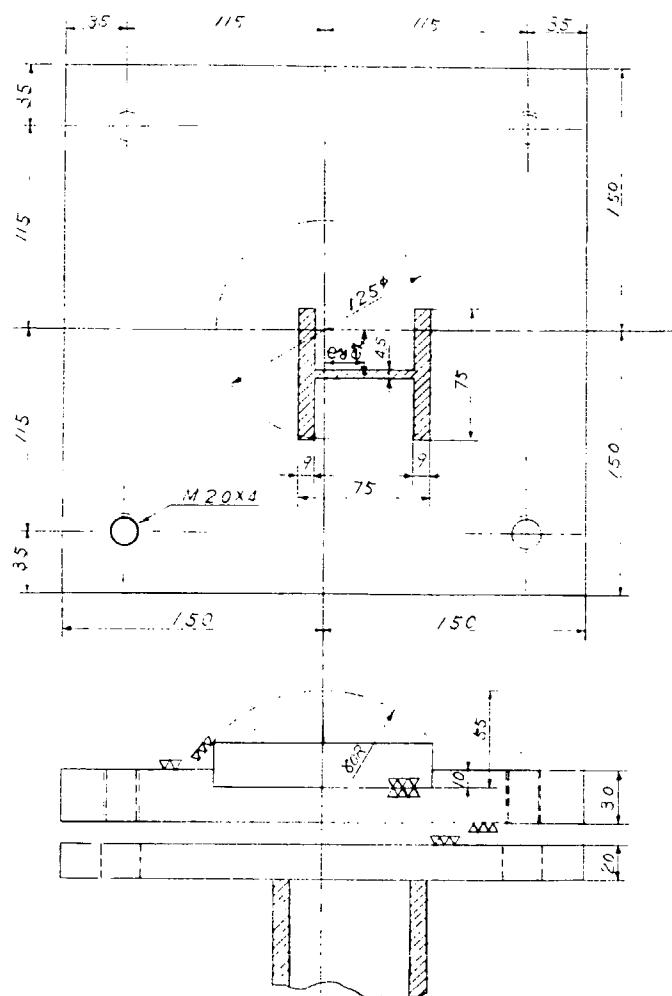


図 3.4.2 供試体と支持装置の図

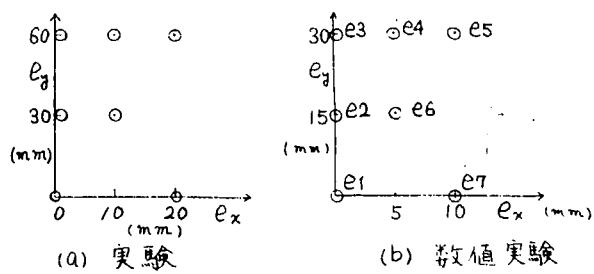


図 3.4.3 種々の偏心量

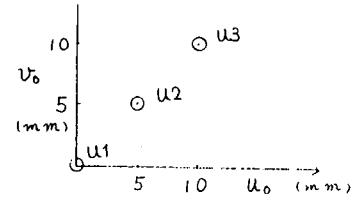


図 3.4.4 種々の初期撓み

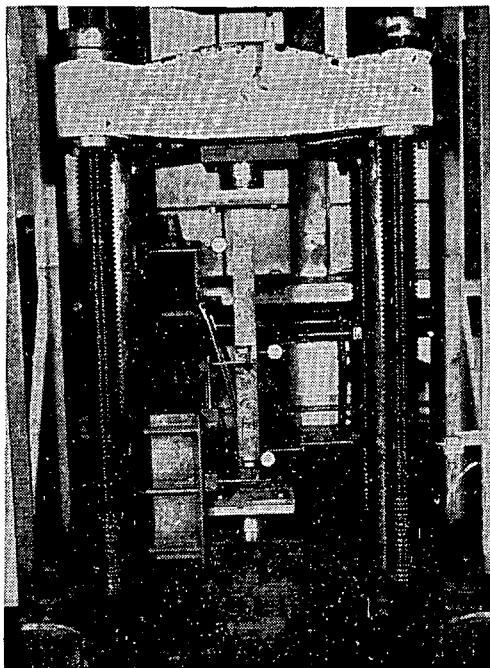


図 3.4.5 実験全景

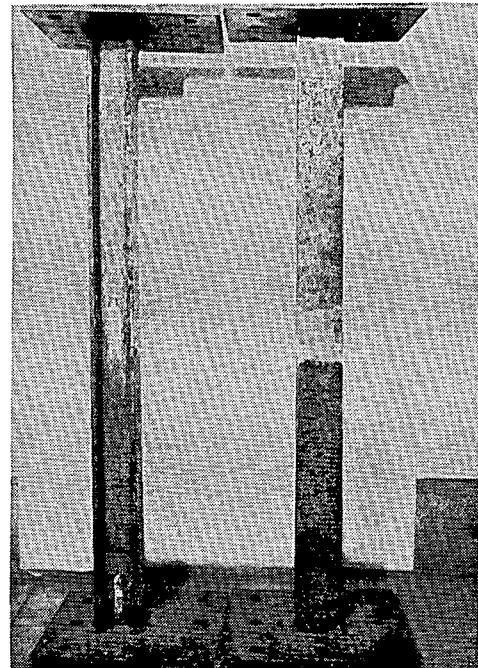
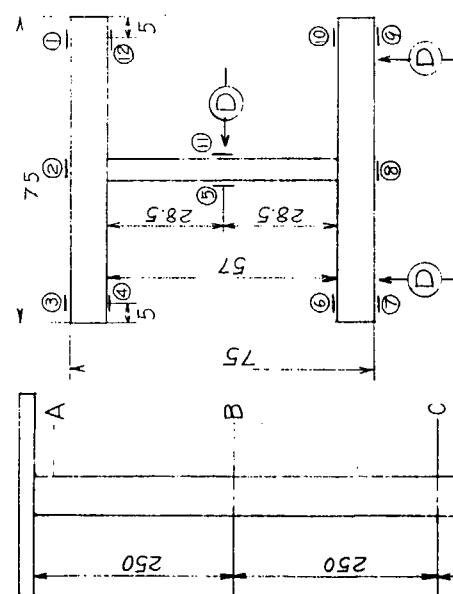


図 3.4.6 供試体



①～⑫ ストレングジ番号

図 3.4.7 測定断面と測定期点

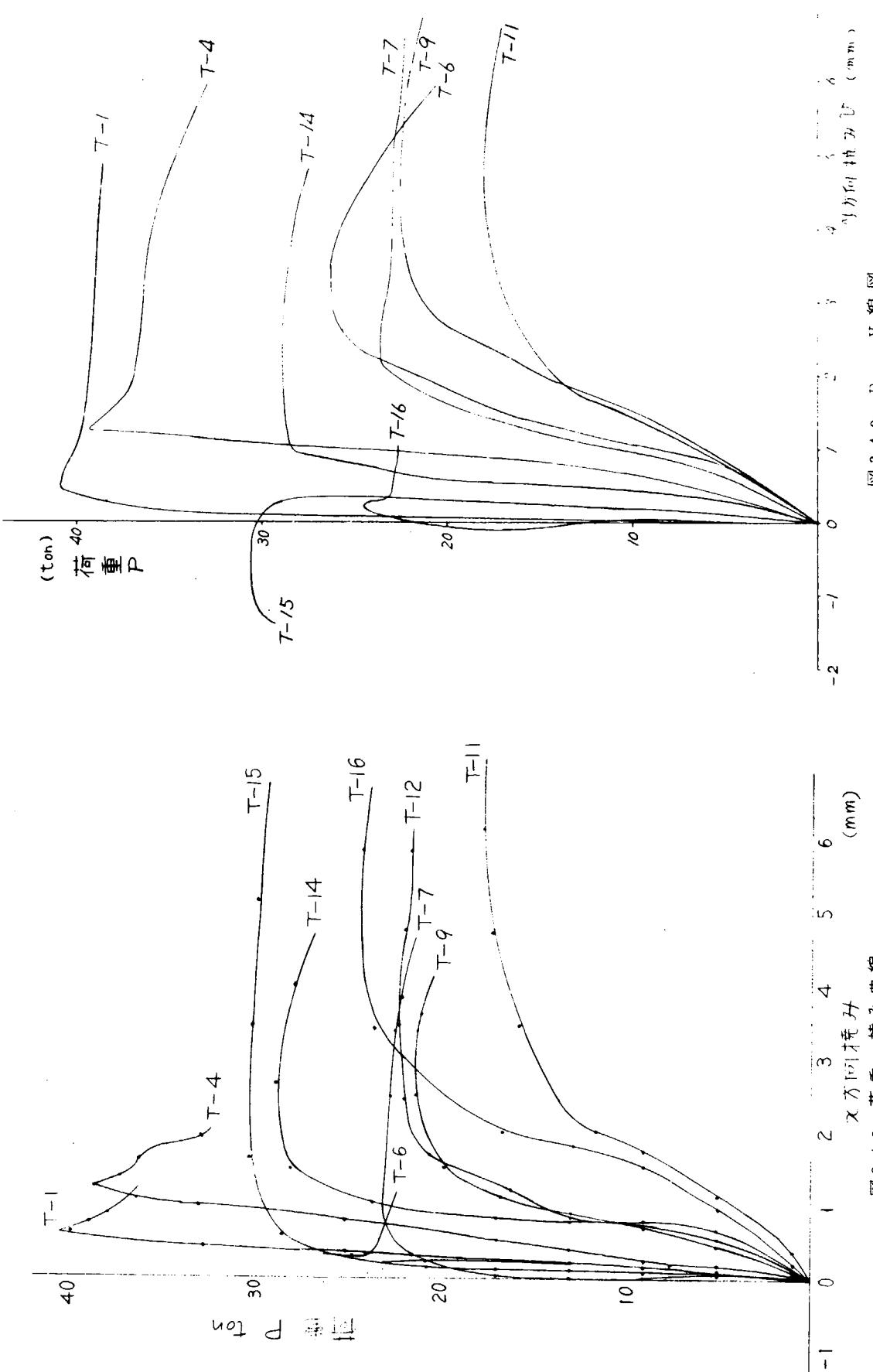


図 3.4.8 荷重一撓曲線

(mm)

(mm)

図 3.4.9 P-V 漸因

表 3.4.1 偏心量と初期撓み振巾の実測値

| 試験番号           |    | 1     | 2     | 3     | 4     | 5     | 6     | 7     | 8     | 9     |
|----------------|----|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| e <sub>x</sub> | mm | 0.08  | 0.08  | 0.35  | 0.33  | 0.85  | 0.675 | 0.73  | 0.3   | 9.75  |
| e <sub>y</sub> | mm | 0.05  | 0.10  | 0.50  | 1.525 | 1.575 | 3.028 | 2.968 | 3.01  | 29.18 |
| U <sub>0</sub> | mm | -0.56 | -5.75 | 9.75  | -0.71 | 11.16 | 0.65  | -4.34 | 9.32  | -0.02 |
| V <sub>0</sub> | mm | -2.01 | 5.19  | -8.80 | -1.58 | 9.84  | -0.76 | 5.14  | 11.06 | -0.63 |

| 試験番号           |    | 10    | 11    | 12    | 13     | 14    | 15    | 16    | 17     | 18     |
|----------------|----|-------|-------|-------|--------|-------|-------|-------|--------|--------|
| e <sub>x</sub> | mm | 10.08 | 19.60 | 19.63 | 19.35  | 9.75  | 9.05  | 20.08 | 19.2   | 19.13  |
| e <sub>y</sub> | mm | 29.43 | 30.60 | 29.05 | 29.48  | 15.30 | 14.83 | 0.18  | 0.08   | 30.13  |
| U <sub>0</sub> | mm | -9.35 | -0.40 | -5.10 | -9.35  | -0.45 | -9.88 | -0.24 | -10.43 | -10.34 |
| V <sub>0</sub> | mm | 9.21  | 0.10  | -4.69 | -10.28 | -0.18 | 9.67  | -0.10 | 9.25   | 9.48   |

表 3.4.2 実験結果と解析近似解

| 実験番号               | 実験結果<br>P <sub>exp</sub> (ton) | 近似解<br>P <sub>aα</sub> | P <sub>aα</sub><br>P <sub>exp</sub> |
|--------------------|--------------------------------|------------------------|-------------------------------------|
| T <sub>1</sub>     | 41.83                          | 43.055                 | 1.03                                |
| T <sub>2</sub> (1) | 35.2                           | 36.6                   | 1.04                                |
| T <sub>3</sub>     | 32.6                           | 30.10                  | 0.925                               |
| 4 (2)              | 39.25                          | 33.87                  | 0.86                                |
| 5                  | 25.1                           | 22.94                  | 0.914                               |
| 6                  | 24.5                           | 24.27                  | 0.99                                |
| 7 (3)              | 23.05                          | 22.10                  | 0.959                               |
| 8                  | 22.75                          | 19.18                  | 0.96                                |
| 9 (4)              | 21.6                           | 22.01                  | 1.02                                |
| 10                 | 22.65                          | 20.93                  | 0.924                               |
| 11                 | 18.15                          | 17.57                  | 0.968                               |
| 12 (5)             | 22.35                          | 20.27                  | 0.907                               |
| 13                 | 23.2                           | 23.32                  | 1.005                               |
| 14 (6)             | 29.7                           | 26.35                  | 0.887                               |
| 15                 | 30.7                           | 27.19                  | 0.918                               |
| 16                 | 24.47                          | 19.89                  | 0.813                               |
| 17 (7)             | 25.3                           | 26.47                  | 1.047                               |
| 18                 | 27.8<br>(残留応力有)                |                        |                                     |

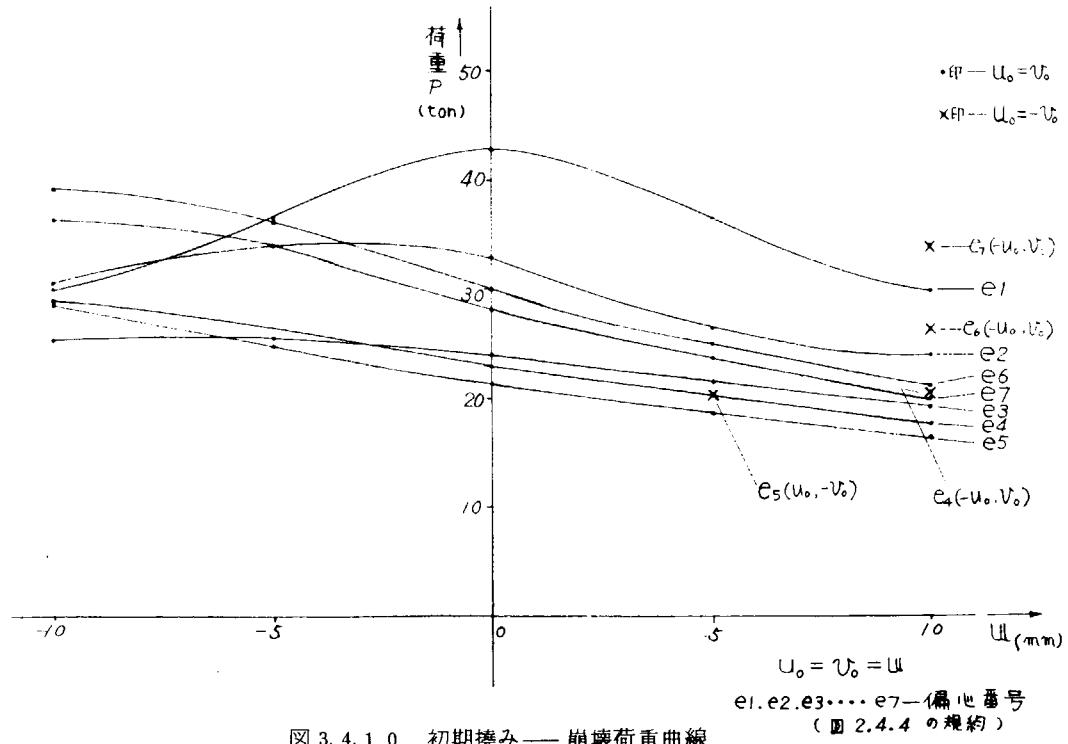


図 3.4.10 初期たわみ — 崩壊荷重曲線

$U_o = U_o = UL$   
 $e_1, e_2, e_3, \dots, e_7$  — 偏心番号  
 (図 2.4.4 の規約)

### 3.5 二次部材の工作歪と強度に関する研究

#### 3.5.1 目的

内構部材に取付けられた二次部材にて、初期たわみが存在する場合、初期たわみが部材強度に及ぼす影響を実験的に解明することを目的とする。

今年度は、二次部材として、T.B<sup>k</sup>tを採りあげ、実船相似のD<sup>k</sup> Transモデルにより一連の実験を行い、その強度に及ぼす影響を把握する。

#### 3.5.2 試験モデル並びに試験法

試験の対象としては、12万トン並びに20万トン型タンカーのD<sup>k</sup> Transを選んだ。前者はT.B<sup>k</sup>t間隔が広く、かつ、T.B<sup>k</sup>tにStiffnor補強のない中型船の一例であり、後者はT.B<sup>k</sup>tが比較的密に配置され、T.B<sup>k</sup>tもStiffnorで補強された大型船の一例である。

試験モデルとしては、それぞれT.B<sup>k</sup>tなし、あり、および初期のたわみを与えた場合について表3.5.1に示す6体を製作した。試験体の詳細を図3.5.1、図3.5.2に示すが、桁の深さをそろえそれぞれ実船の $\frac{1}{2}$ 、 $\frac{1}{3}$ 縮尺モデルとした。各部寸法もすべて実船相似としたが、ウェブの板厚については、今回の試験の重点がウェブの座屈ではないので製作上の難点もあって、実船寸法より相対的に厚い8mmを使用している。

T.B<sup>k</sup>tの初期たわみの計測結果を図3.5.3に示す。T.B<sup>k</sup>tはプレス加工により適当に初期歪を与えたのち桁材に溶接したが、焼純は行っていない。なお、T20S10モデルの場合、Stiffnorの付いている側に凸で、三枚とも初期たわみを与えている。使用材の機械的性質、組成を表3.5.2に示している。

荷重は一様曲げとし、図3.5.4に示す負荷装置によって、右端に50ton油圧ジャッキ各2本を配置、荷重を与えた。荷重点には不要な摩擦力を軽減のためコロを用いている。

計測は、ストレンゲージとストレンゲージ型変位計によった。図3.5.5に計測位置を示す。

図3.5.6に試験状況写真を示している。

#### 3.5.3 試験結果

T12型、並びにT20型の両シリーズについて、その荷重、ひづみ線図をそれぞれ図3.5.7、図3.5.8に示す。荷

重は荷重計の読みを、歪はフェイスプレートの計測点のうちで最大を示すストレンゲージの値をプロットした。

荷重は初め 1 ton きざみで加え、塑性域に入ってからは、ほぼ 0.5 ton きざみで最高荷重にいたるまで加えたが、油圧ジャッキで負荷しているため、最高荷重を過ぎると急速に変形が進行する。図にみられるように、最高荷重は T 1 2 型、T 2 0 型いずれの場合でも、 $T \cdot B^k t$  の有無に関係なく、ほぼ同じである。したがって、 $T \cdot B^k t$  に初期たわみがあるても、桁の強度にはほとんど影響しないようである。

負荷後のモデルの写真を図 3.5.9、図 3.5.10 に、フェイスプレートにおける最終座屈モードを図 3.5.11、図 3.5.12 に示す。

さらに図 3.5.1.3、図 3.5.1.4 に荷重と  $T \cdot B^k t$  の歪との関係を示している。当然のことながら、桁が崩壊して、大きく変形するまでは、 $T \cdot B^k t$  に大きな 2 次応力は発生しない。参考までに、最高荷重直前での各部の応力分布を、 $T \cdot B^k t$  の応力まで含めて、図 3.5.1.5～図 3.5.1.8 に示している。

### 3.5.4 考 察

以上実験結果をまとめて表 3.5.3 に示す。表中に FEM による弾塑性座屈解析結果、桁の降伏モーメント、塑性モーメントも併記しているが、ここに採りあげた  $D^k$  Trans 程度の寸法比を持つ桁では最高荷重はほぼフェイスの塑性によつてきまり、塑性モーメントにくらべかなり低い値である。

今回の試験結果で最も大きな特徴は桁が全体的な横倒れを生ぜず、むしろフェイスプレートがあたかも高次の座屈をしたかのようなモードを示していることである。これは、新田の実験<sup>1)</sup>でも、ほぼ同様の結果が得られているが、この点について、少し考察を進めてみる。

いま桁を図 3.5.1.9 に示すようにフェイスプレートがウェブスティフナーでバネ支持された梁とモデル化して考える。このとき林<sup>2)</sup>によれば、座屈荷重を最小にする波長  $\ell_0$  があり、このときの座屈荷重  $P_{min}$  はそれぞれ次の通りである。

$$\ell_0 = \pi (E I / k)^{\frac{1}{4}} \quad \dots \dots \dots \quad (3.5.1)$$

$$P_{min} = 2 (E I k)^{\frac{1}{2}} \quad \dots \dots \dots \quad (3.5.2)$$

それぞれのモデルについて数値計算を行えば

#### (1) T 1 2 N モデルの場合

$$E I = \frac{E t_f b_f^3}{12} = \frac{2.1 \times 10^4 \times 12 \times 110^3}{12} = 2.795 \times 10^{10} \text{ Kg-mm}^2$$

$$E I_s \cong \frac{E t_s h_s^3}{3} = \frac{2.1 \times 10^4 \times 8 \times 60^3}{3} = 1.210 \times 10^{10} \text{ Kg-mm}^2$$

$$k = \frac{1}{S_L} \cdot \frac{3 E I_s}{\ell_s^3} = \frac{1}{500} \cdot \frac{3 \times 1.210 \times 10^{10}}{530^3} = 0.4875 \text{ Kg/mm}$$

$$\ell_0 = \pi \left( \frac{E I}{k} \right)^{\frac{1}{4}} = \pi \times \left( \frac{2.795 \times 10^{10}}{0.4875} \right)^{\frac{1}{4}} = 1550 \text{ mm} \quad (3 \text{ パネル相当})$$

$$\sigma_{cv} = \frac{P_{min}}{t_f b_f} = \frac{2(E I k)^{\frac{1}{2}}}{t_f b_f} = \frac{2 \times (2.795 \times 10^{10} \times 0.4875)^{\frac{1}{2}}}{12 \times 110} = 177 \text{ Kg/mm}$$

#### (2) T 2 0 N X モデルの場合

$$E I = \frac{2.1 \times 10^4 \times 10 \times 95^3}{12} = 1.500 \times 10^{10} \text{ Kg-mm}^2$$

$$E I_s \cong \frac{2.1 \times 10^4 \times 10^4 \times 8 \times 50^3}{3} = 0.700 \times 10^{10} \text{ Kg-mm}^2$$

$$k = \frac{1}{330} \cdot \frac{3 \times 0.7 \times 10^{10}}{650^3} = 0.2317 \text{ Kg/mm}$$

1) 新田「桁板構造の最終強度に関する研究（その 3）」日本造船学会論文集第 127 号 昭 45-5

2) 林編「軽構造の理論と応用（上）」P 188 日科投連刊

$$\ell_0 = \pi \left( \frac{1.500 \times 10^{10}}{0.2317} \right)^{\frac{1}{4}} = 1.600 \text{ mm} \quad (\text{5パネル相当})$$

$$\sigma_{cr} = \frac{2 \times (1.500 \times 10^{10} \times 0.2317)^{\frac{1}{2}}}{10 \times 95} = 124 \text{ kg/mm}^2$$

といづれの場合も良く図3.5.1-1、図3.5.1-2に示した座屈モードを説明する。また、座屈応力についても、上記により、塑性座屈をすることが明らかであり、いわゆる短柱の座屈と類似して考えれば、T·B<sup>k</sup>Tを入れてスパンを短くしても座屈荷重はあまり変わらないことも、ほぼ説明できよう。

### 3.5.5 結論

以上の実験、並びに考察により、次の結論を得た。

- (1) 現在のD<sup>k</sup> Trans程度の寸法比では、桁の最高荷重はフェイスプレートの降伏によってきまり、いわゆる塑性モードにてくらべてかなり低い値である。
- (2) また、T·B<sup>k</sup>tの初期たわみもあまりきかない。
- (3) また、T·B<sup>k</sup>tスペースも D<sup>k</sup> Trans程度の寸法比の桁では最高荷重に対してもあまりきかない。

表3.5.1 試験体一覧表

| 番号 | 記号      | $\ell_s/h$ | トリッピング<br>プラケットの型 | 初期歪<br>$\delta/t$ | 備考       |
|----|---------|------------|-------------------|-------------------|----------|
| 1  | T12N    | 2.5        | なし                | —                 | 120KDW型  |
| 2  | T12SN00 | 2.5        | あり(防撓材なし)         | 0.0               | デッキトランスの |
| 3  | T12SN10 | 2.5        | あり(〃)             | 1.0               | 1/2縮尺模型  |
| 4  | T20NX   | 1.24       | なし                | —                 | 240KDW型  |
| 5  | T20S00  | 1.24       | あり(防撓材付)          | 0.0               | デッキトランスの |
| 6  | T20S10  | 1.24       | あり(〃)             | 1.0               | 1/3縮尺模型  |

$\ell_s$  : トリッピング・プラケット間の長さ。

h : 桁の深さ。

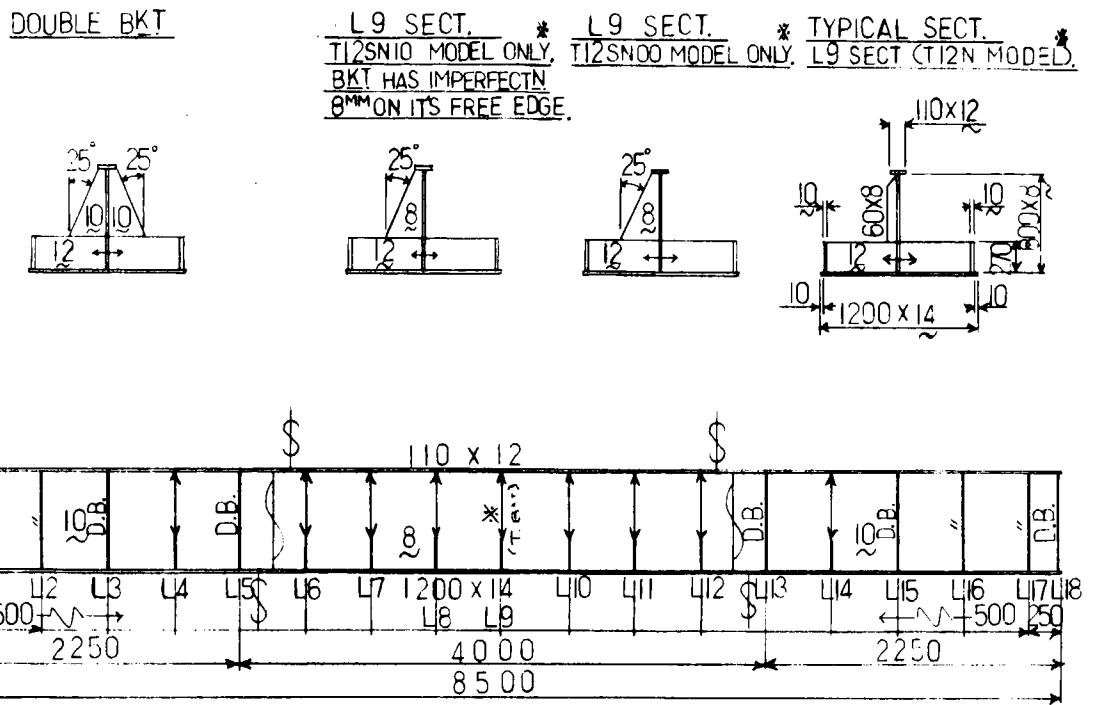


図 3.5.1 試験体製作図 (T12N, T12SN00 & T12SN10)

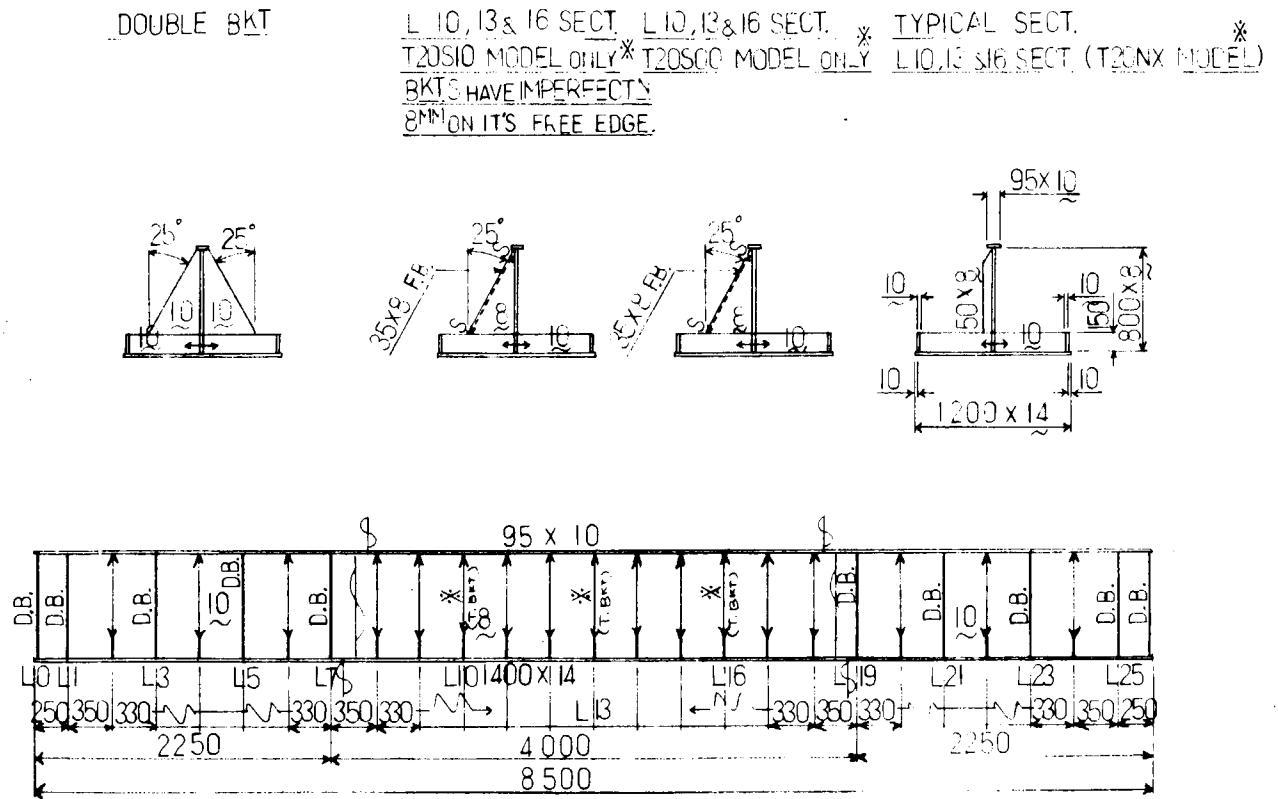


図 3.5.2 試験体製作図 (T20NX, T20S00 & T20S10)

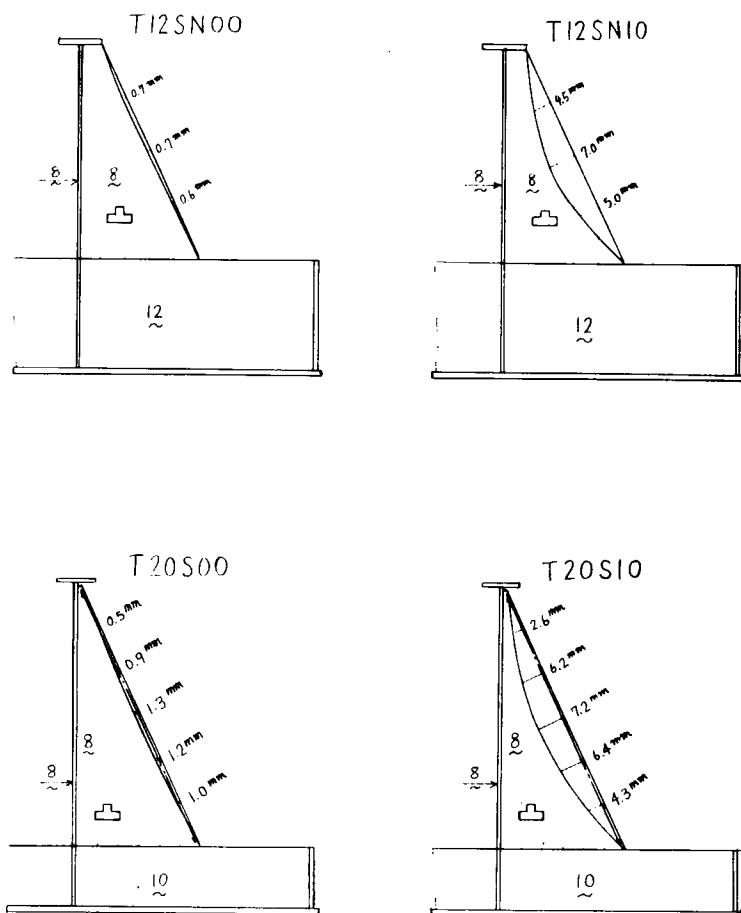
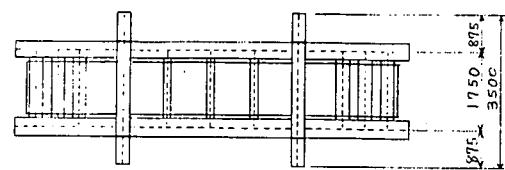


図 3.5.3 トリッピング・プラケットの初期たわみ

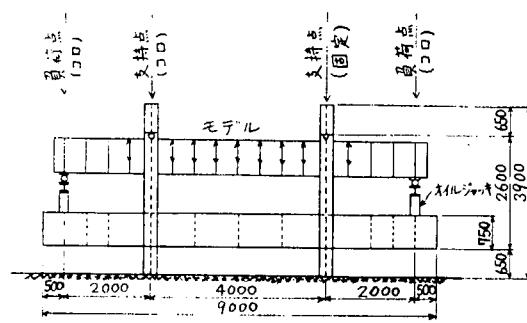
表 3.5.2 材料の機械的性質および化学的組成

| 試験片<br>の<br>種類 | 機械的性質                            |                                  |                    | 化学的組成 |                    |        |       |       |
|----------------|----------------------------------|----------------------------------|--------------------|-------|--------------------|--------|-------|-------|
|                | $\sigma_y$ (kg/mm <sup>2</sup> ) | $\sigma_B$ (kg/mm <sup>2</sup> ) | E <sub>f</sub> (%) | C (%) | S <sub>i</sub> (%) | Mn (%) | P (%) | S (%) |
| 1              | 32.0                             | 50.2                             | 39.3               | —     | —                  | —      | —     | —     |
| 2              | 33.0                             | 49.4                             | 40.5               | —     | —                  | —      | —     | —     |
| 3              | 28.9                             | 45.3                             | 41.8               | 0.14  | 0.24               | 0.55   | 0.013 | 0.016 |
| 4              | 31.5                             | 47.2                             | 40.1               | 0.14  | 0.24               | 0.55   | 0.013 | 0.016 |
| 5              | 30.3                             | 46.2                             | 42.4               | 0.14  | 0.24               | 0.55   | 0.013 | 0.016 |
| 6              | 30.4                             | 46.9                             | 40.5               | 0.14  | 0.24               | 0.55   | 0.013 | 0.016 |

平面図



正面図



側面図

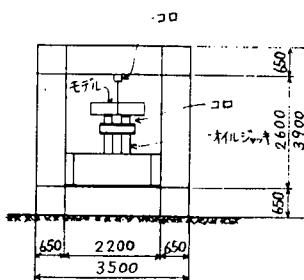


図 3.5.4 荷重負荷装置

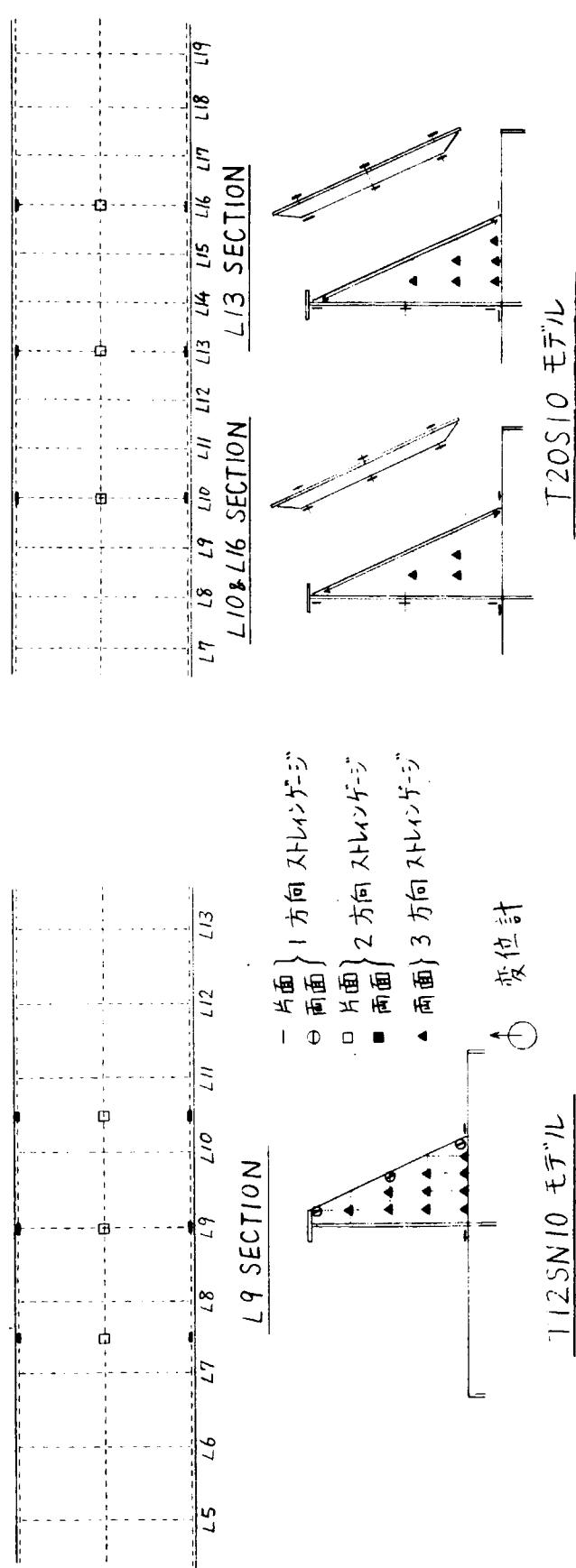
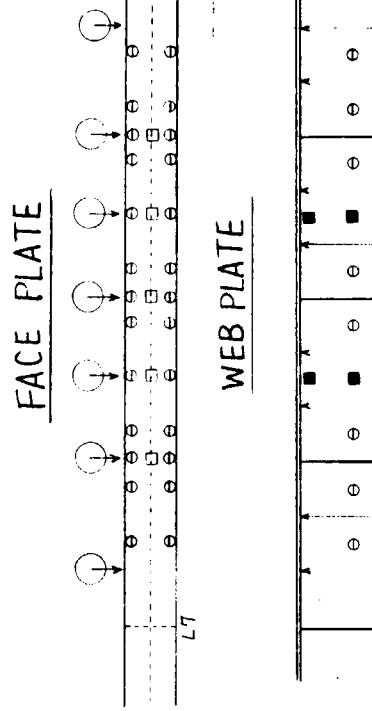
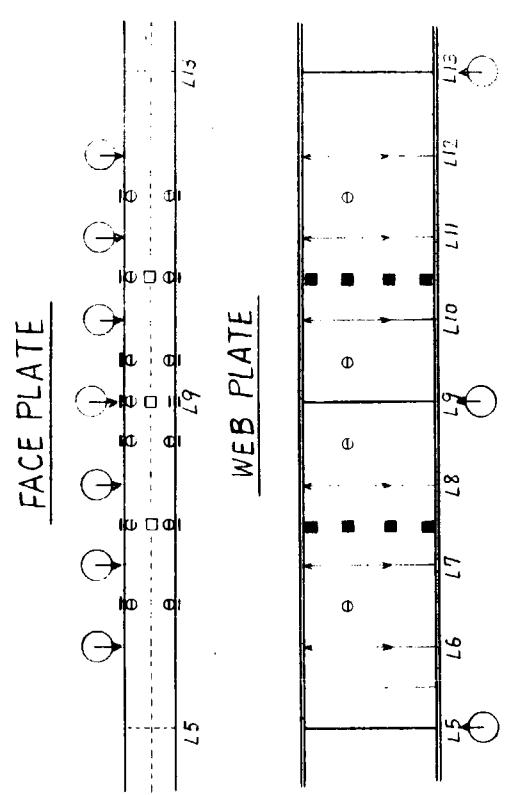


図 3.5.5 ストレイン・ゲージ貼付位置および変位計設置

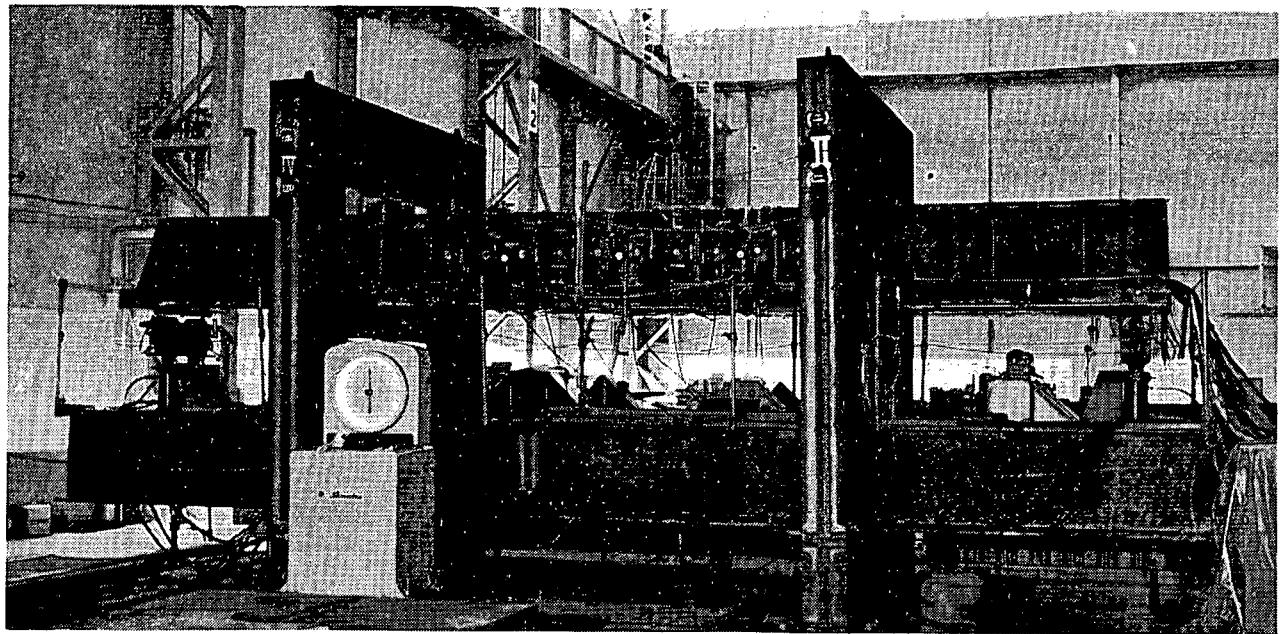


図 3.5.6 試験状況

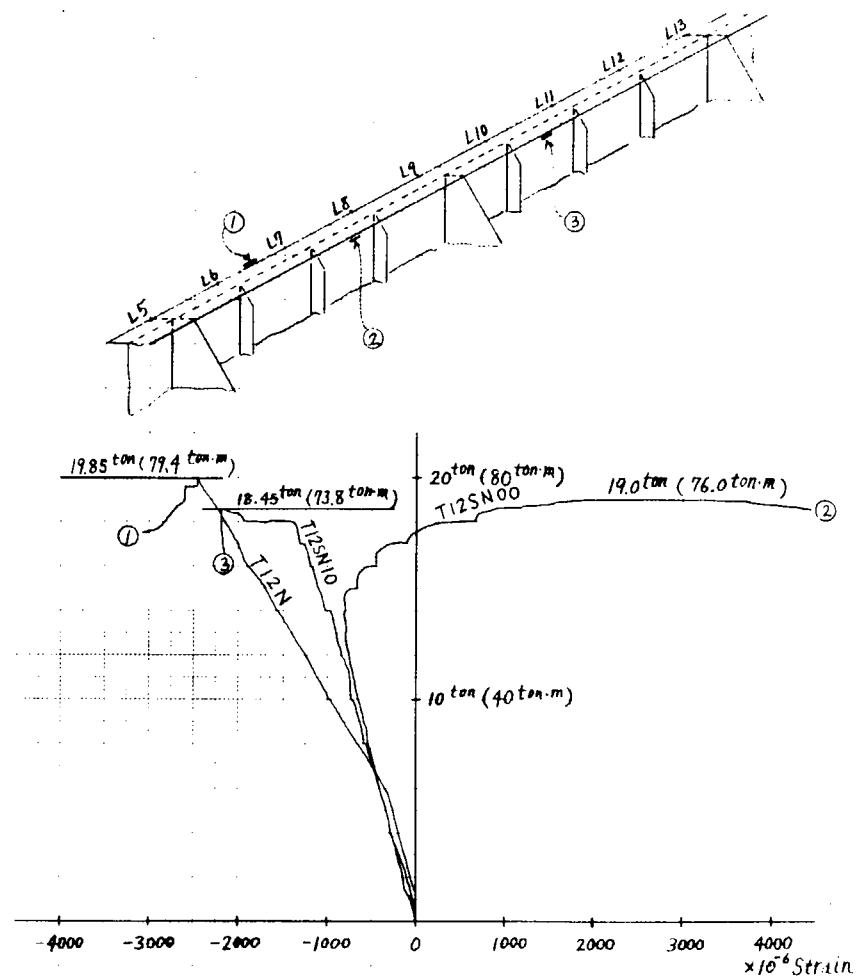


図 3.5.7 荷重-ひずみ線図 (T12型)

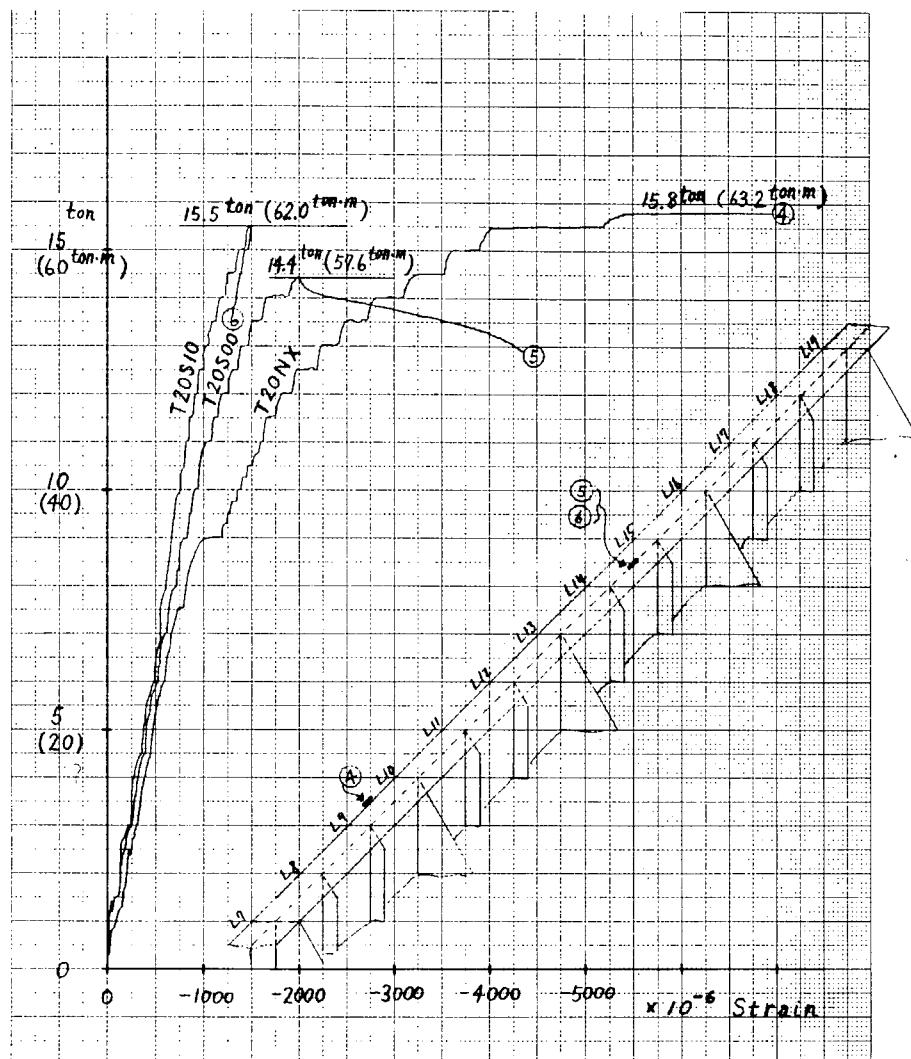


図 3.5.8 荷重-ひずみ線図( T20型 )



図 3.5.9 最終座屈状況 (T12SN10)



図 3.5.10 最終座屈状況 (T20S00)

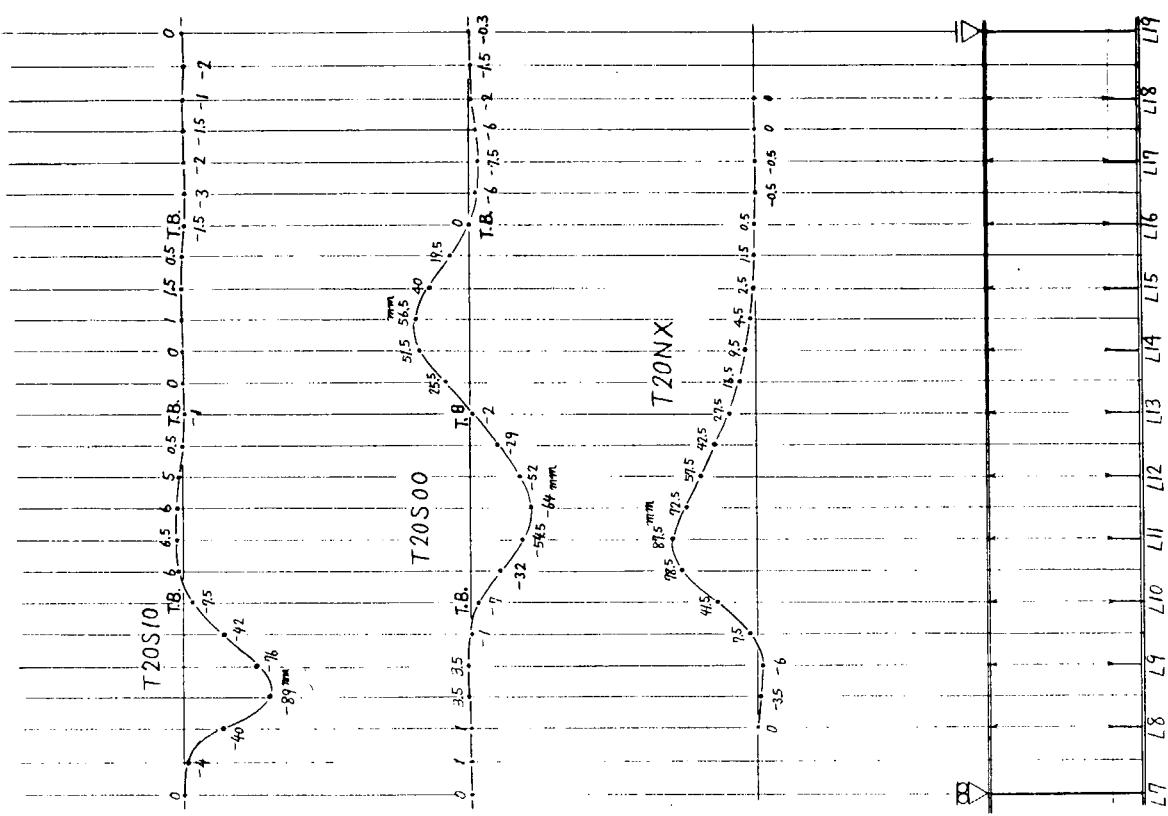
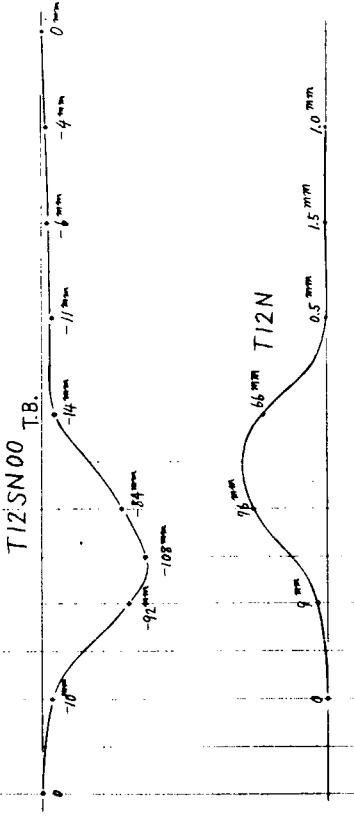
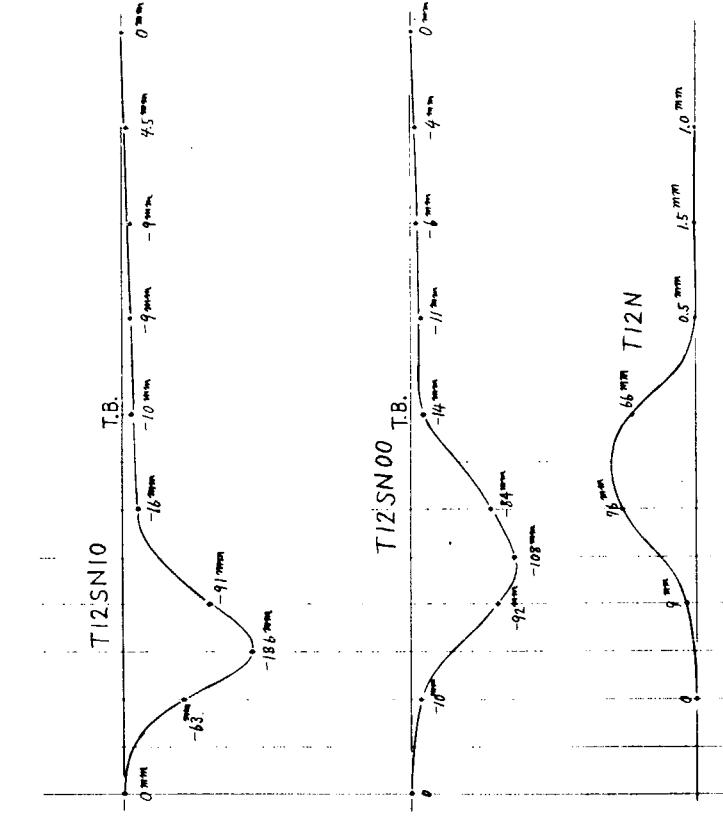


図 3.5.1 1 フェイス・プレートの最終座屈モード(T12型)

図 3.5.1 2 フェイス・プレートの最終座屈モード(T20型)

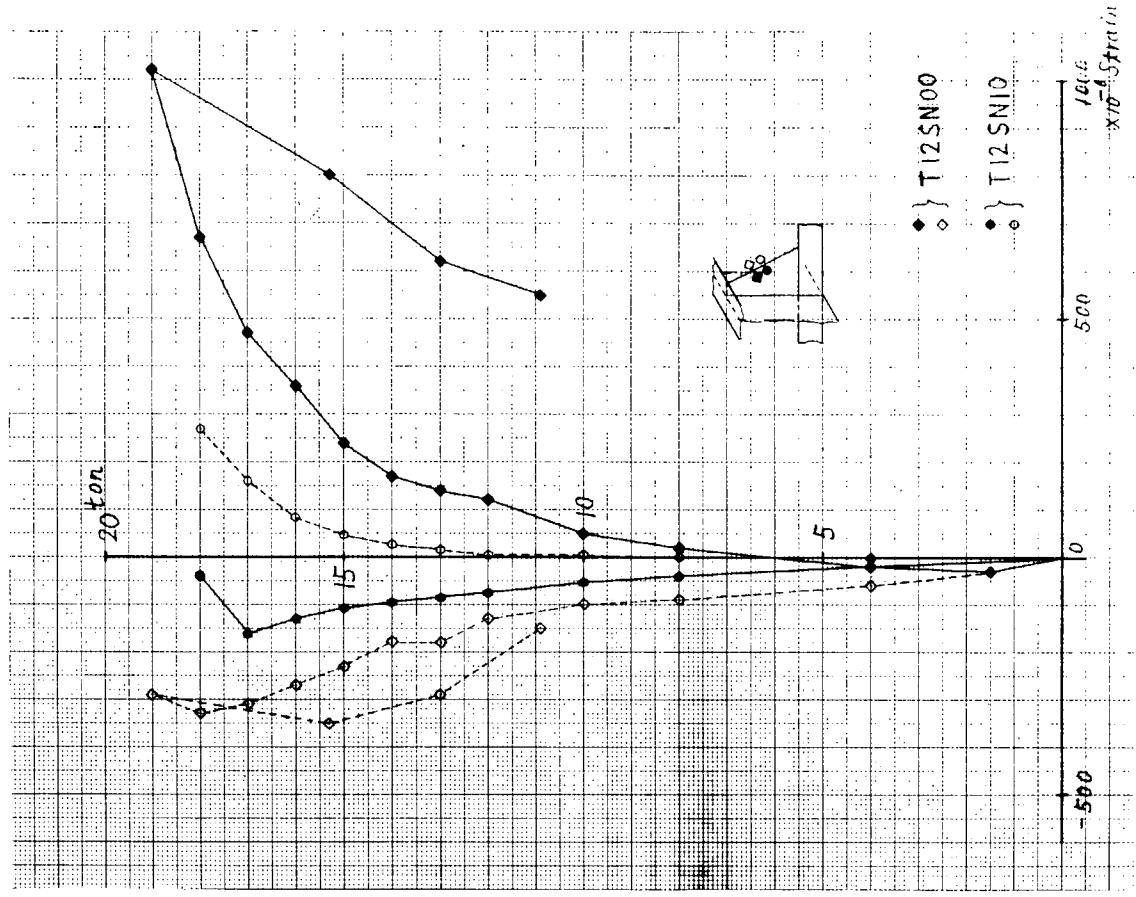


図 3.5.1.3 トリッピング・ブラケットに流入する応力(ひずみ)(T12型)

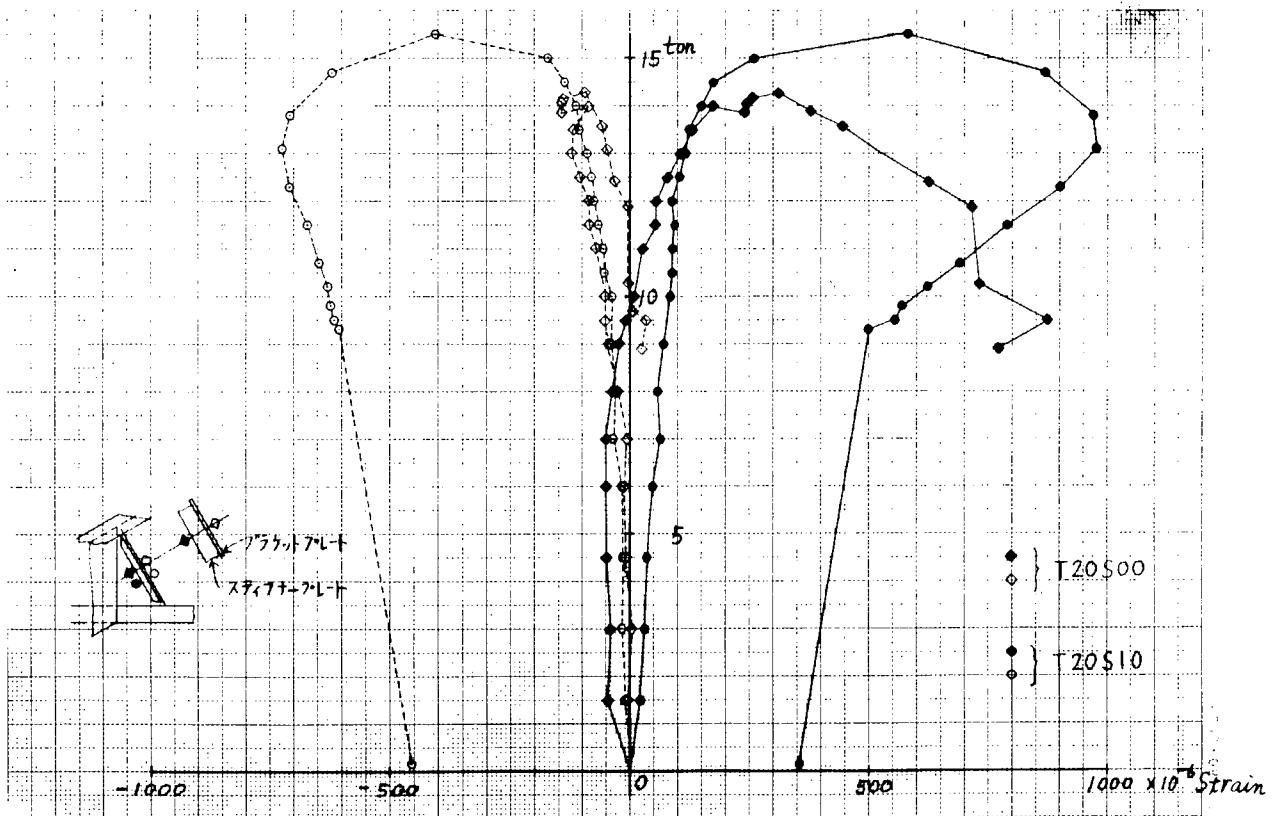


図 3.5.1.4 トリッピング・ブラケットに流入する応力(ひずみ)(T20型)

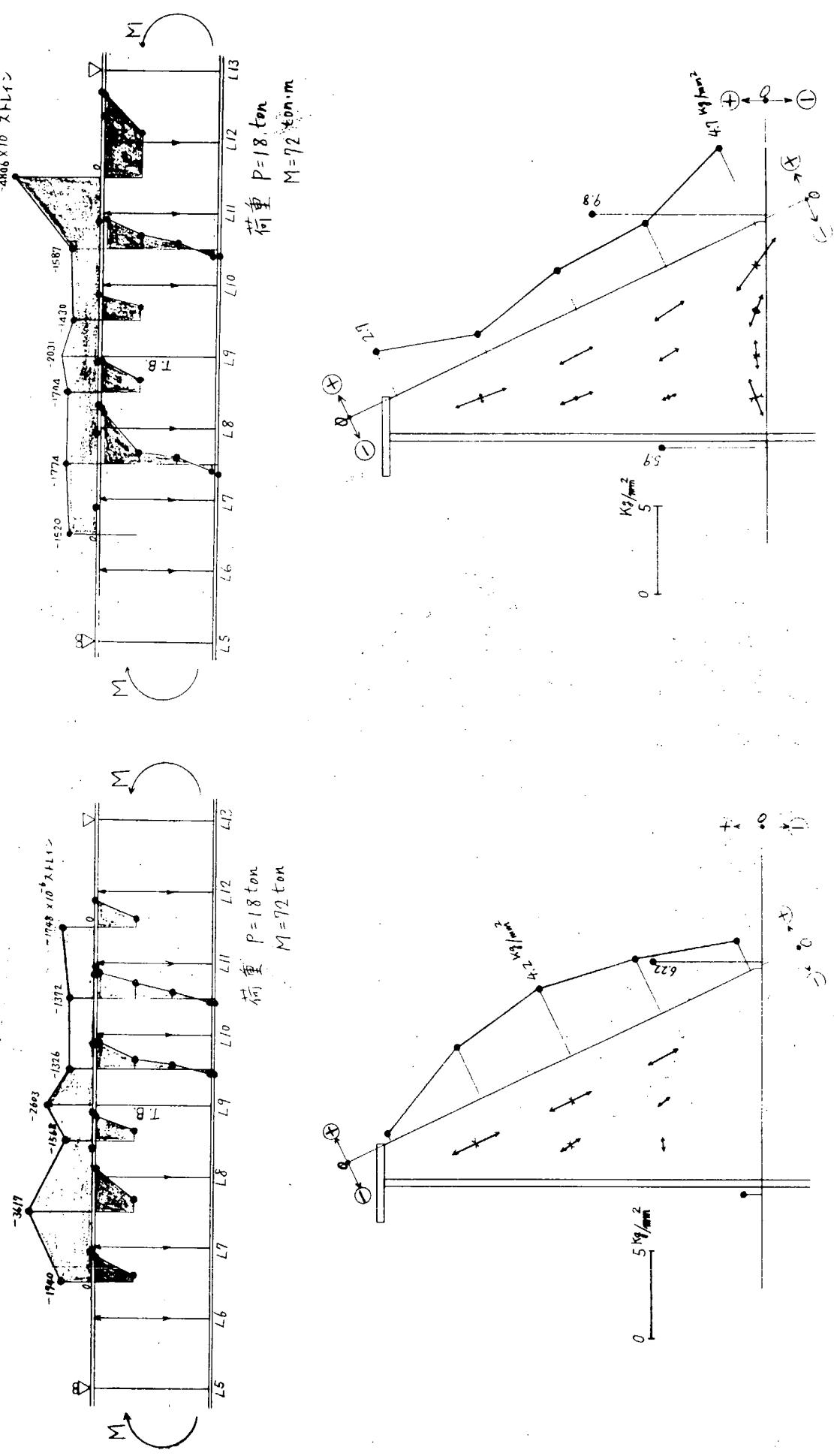


図 3.5.15 試験体のひずみ分布と主応力分布 (T12SN00)

図 3.5.16 試験体のひずみ分布と主応力分布 (T12SN10)

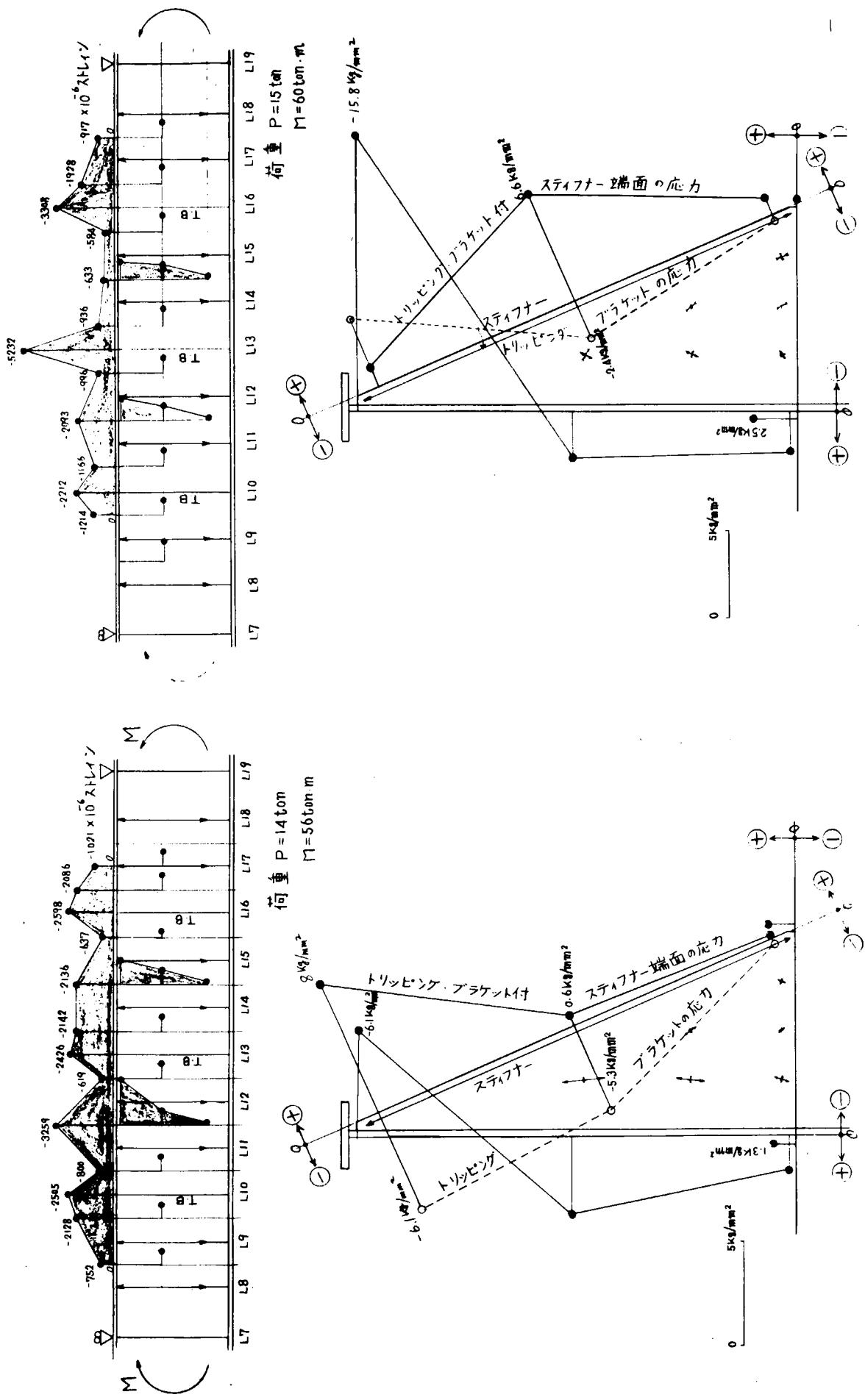


図 3.5.17 試験体のひずみ分布と  $\tau_{Bkt}$  の主応力分布 (T20S00)

図 3.5.18 試験体のひずみ分布と  $\tau_{Bkt}$  の主応力分布 (T20S10)

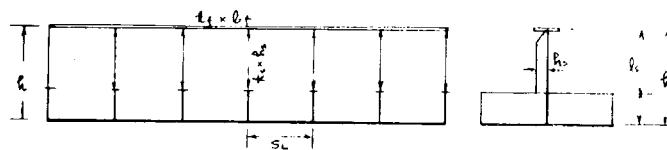
表 3.5.3 最高荷重および座屈・モード一覧表

| 番号 | 試験体     | 実験結果 |          | 計算値※1         |               |                | 備考                           |
|----|---------|------|----------|---------------|---------------|----------------|------------------------------|
|    |         | 最高荷重 | 座屈モード    | $M_{FEM}$     | $M_y$         | $M_p$          |                              |
| 1  | T12N    | 79.4 | 3L-Space | 72.8<br>ton·m | 73.4<br>ton·m | 121.4<br>ton·m | NO T.Bkt<br>120 KDW型         |
| 2  | T12SN00 | 76.0 | "        |               |               |                | T.Bkt(初歪なし) デッキトランス          |
| 3  | T12SN10 | 73.8 | "        |               |               |                | "(初歪あり) の $\frac{1}{2}$ 縮尺模型 |
| 4  | T20NX   | 63.2 | 5L-Space | 64.8          | 64.3          | 103.1          | NO T.Bkt<br>240 KDW型         |
| 5  | T20S00  | 57.6 | 3L-Space |               |               |                | T.Bkt(初歪なし) デッキトランス          |
| 6  | S20S10  | 62.0 | "        |               |               |                | "(初歪あり) の $\frac{1}{2}$ 縮尺模型 |

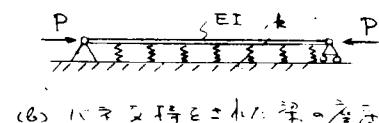
※1  $M_{FEM}$ : FEM弾塑性座屈解析値

$M_y$  : フェイスプレートの降伏するモーメント  
 $M_p$  : 塑性モーメント

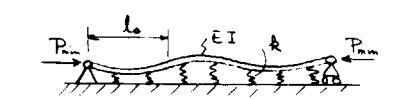
いづれも  $E = 21000 \text{kg/mm}^2$ ,  $\sigma_y = 28 \text{kg/mm}^2$   
 として計算



(a) 実式 略



(b) ハニカム構造とされた梁の座屈



(c) ハニカム構造とされた梁の座屈

図 3.5.19 フェイスプレートの座屈のモデル化

### 3.6 初期変形と平板の強度・剛性に関する理論解析と実験

#### 3.6.1 緒 言

溶接構造物である船殻では、溶接による初期変形は避け難い。このような初期変形を有する構造部材が外力のもとで示す挙動を明らかにしておくことは、適切な工作規準を得る上で重要な問題である。

昭和48年度では、平板が面内荷重を受ける場合として、曲げ、剪断およびその組合せ荷重を受ける場合をとりあげ、実験および理論解析を行った。本節においては、その中から曲げ、剪断の組合せ荷重を受ける場合に対する研究結果を報告する。研究の対象としたのは、初期たわみを有するウェブとフランジからなる桁である。なお、純曲げ、純剪断の場合については3.1節を参照されたい。

#### 3.6.2 実験概要

##### (1) 試験片

試験片寸法を図3.6.1に、試験片の名称を表3.6.1に示す。試験片は全部で6体あり、板厚3.2mmのBS-3.2シリーズ、および板厚4.5mmのBS-4.5シリーズの2シリーズにわかれている。試験パネルに相当するB.Cパネルの初期たわみを図3.6.2に示す。試験片BS-3.2-0.0、BS-4.5-0.0については製作時の初期たわみのみであり、BS-3.2-1.0ではスチフナ近くを線状加熱してたわみを付加した。他の初期たわみが十分でなかった試験片に対しては、変形用治具を用いて試験機で加圧して所定の初期たわみを与えた。

##### (2) 実験

実験には200トン・アムスラー型万能試験機を用い、両端支持、中央集中荷重で行った。試験片を試験機にセットした状態を写真3.6.1に示す。なお、横倒れ防止治具として、図3.6.3に示すものを用いた。

ウェブの横たわみと垂直たわみの計測位置を図3.6.4に示す。垂直たわみの計測にはダイヤル・ゲージを用いた。また、ウェブの横たわみの計測には、写真3.6.2に示す治具を用い、各荷重段階ごとにそれぞれ所定の横断面に対して治具をパネルに押しつけて、電動変位計で計測した。

抵抗線歪ゲージのはりつけ位置を図3.6.5に示す。ウェブには3軸ゲージを、フランジには1軸ゲージを用いた。計測結果は、多点Digital記録計で記録した。

#### 3.6.3 実験桁の座屈強度、降伏強度および最終強度の計算

本研究でとりあつかう試験片は桁構造であるが、こゝではその強度の解析を行う。図3.6.6に解析の対象となる桁を示す。

##### (1) 座屈強度および降伏強度

純曲げおよび純剪断の座屈強度は次式で与えられる。

$$\left\{ \begin{array}{l} M_{cr} = \frac{2I}{h} \sigma_{cr} \\ M_y = \frac{2I}{h} \sigma_{wy} \quad (\text{ただし } \sigma_{wy} \leq \sigma_{fy}) \end{array} \right. \quad \dots \quad (3.6.1)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} V_{cr} = A_w \tau_{cr} \\ V_p = A_w \sigma_{wy} \end{array} \right. \quad \dots \quad (3.6.3)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} V_p = A_w \sigma_{wy} \end{array} \right. \quad \dots \quad (3.6.4)$$

ただし、座屈応力は次式で与えられるものであり、フランジ辺は固定、スチフナ辺は単純支持と考えるものとする。

$$\sigma_{cr} = K \cdot \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left( \frac{t_w}{h} \right)^2 \quad \dots \quad (3.6.5)$$

##### (2) 最終強度

###### (a) 純曲げ

ここで解析の対象となる桁は、まずウェブが座屈してからフランジが降伏する場合に相当するため、次のように

考えた。すなわち、ウェブが座屈した後、圧縮応力を負担するのは図 3.6.7 に示すようにフランジとそれに続く有効巾  $c h$  のウェブのみであると考える。圧縮フランジが降伏した時の曲げモーメントが最終強度となり、これは次式で与えられる。

$$M_u = M_{cr} + (M_Y - M_{cr})\beta \quad \dots \dots \dots \quad (3.6.6)$$

ただし

$$\beta = \frac{1}{1+2e} - \frac{I'}{I} \quad \dots \dots \dots \quad (3.6.7)$$

$$I' = (\frac{1}{2} + 2e^2)h^2 A_f + \frac{1}{3}h^2 A_w (\frac{1}{4} + 3e^2 - (\frac{1}{2} + e - c)^3) \quad \dots \dots \dots \quad (3.6.8)$$

$$e = (\frac{1}{2} + c + 2 \frac{A_f}{A_w}) - \sqrt{2(1+2 \frac{A_f}{A_w})(c + \frac{A_f}{A_w})} \quad \dots \dots \dots \quad (3.6.9)$$

$$c = 1.21 \frac{t_w}{h} \sqrt{\frac{E}{\sigma_y}} \quad \dots \dots \dots \quad (3.6.10)$$

また、ウェブの降伏応力  $\sigma_{wy}$  とフランジの降伏応力  $\sigma_{fy}$  が異なる場合 ( $\sigma_{fy} > \sigma_{wy}$ ) には、フランジの余剰耐荷力は  $(\sigma_{fy} - \sigma_{wy})/C$  相当するモーメント  $\Delta M$  だけである。すなわち、式 (3.6.6) に  $\Delta M$  を加えると

$$M_u = M_{cr} + (M_Y - M_{cr})\beta + A_f(h+t_f)(\sigma_{fy} - \sigma_{wy}) \quad \dots \dots \dots \quad (3.6.11)$$

#### (b) 純剪断

ウェブに対して半張力場を考慮した塑性解析を用いた場合、剪断の最終強度はフランジの塑性崩解で決り、その荷重は次式で与えられる。

$$V_u = V_p \frac{(1-\varepsilon)V_{cr} + \sqrt{1 + V_{cr}^2} - (1-\varepsilon)^2}{1 + V_{cr}^2} \quad \dots \dots \dots \quad (3.6.12)$$

ただし

$$\varepsilon = \frac{8}{\lambda^2} - \frac{t_f}{h} - \frac{A_f \sigma_{fy}}{A_w \sigma_{wy}} \quad \dots \dots \dots \quad (3.6.13)$$

$$V_{cr} = \frac{\tau_{fy}}{\tau_{wy}} \quad \dots \dots \dots \quad (3.6.14)$$

#### (3) 相関曲線

曲げ・剪断の組合せ荷重を受ける場合の最終強度の相関曲線は、剪断座屈強度から剪断最終強度までの間では次式で与えられる。

$$M - \frac{h}{2} \sqrt{G - R(V - V_{cr})} - \frac{h}{2}(V - V_{cr}) = 0 \quad \dots \dots \dots \quad (3.6.15)$$

ただし

$$R = \frac{G - (V - V_u)^2}{V - V_u} \quad \dots \dots \dots \quad (3.6.16)$$

$$G = \left(\frac{2M_{fp}}{h}\right)^2 \quad \dots \dots \dots \quad (3.6.17)$$

$$M_{fp} = A_f \cdot \sigma_{fy} (h + t_f) \quad \dots \dots \dots \quad (3.6.18)$$

#### (4) 計算結果

実験値の寸法および上に示した式を用いて計算した結果を表 3.6.2, 表 3.6.3 に示す。

#### 3.6.4 実験結果および考察

実験結果をまとめて表 3.6.4 に示す。

##### (1) 変形挙動

まずB3-4.5-0.0について、その変形挙動を詳しく述べる。図3.6.8に、Cパネルの横たわみと荷重の関係を示す。図では、パネルの5つの横断面における横たわみを示している。図の傾向を検討すると、ウェブのたわみは荷重の初期段階においては剪断力よりも曲げモーメントの影響を大きく受けており、曲げの圧縮側では、ほぼ左右対称に増加し、引張側では減少の傾向を示している。荷重が純剪断の座屈荷重を越えるあたりから剪断座屈波形への移行が始り、最終強度付近では、ほぼ剪断座屈の波形となる。この傾向は図3.6.14でも見られるものである。

Cパネルの中央断面における曲げ応力、剪断応力の変化を示したものが図3.6.9および図3.6.10である。(同図には他の試験片についての結果も併せ記す。)一般に初期たわみのない理想的な試験片では、ウェブの座屈後、圧縮応力を負担するのはフランジとそれに続くウェブの有効巾の部分だけであると考えられる。それに対して剪断応力は座屈後も一様に増加し、純剪断の座屈荷重を越えると荷重の増加はウェブに発生した45°方向の張力場により負担される。このことはフランジに分布荷重を与えることになり、それが大きくなるとフランジに塑性関節を生じて崩壊に至る。図ではその傾向が見られる。

フランジおよびスチフナの軸方向歪をBパネルについて示したものが図3.6.11であるが、この試験片ではCパネルで崩壊しているため、一般に塑性関節を生ずる位置でのフランジの曲げモーメントはそれほど大きくなく、集中荷重による関節が中央荷重点近傍にできることを示している。写真3.6.3に実験経過を示す。また、図3.6.12には各試験片の崩壊形式を示すが、各試験片ともほぼ同一の変形挙動を示している。なお、図中△印は、フランジが面外曲げと同時に横倒れによる面内曲げを伴って、塑性間節を生じた位置を示している。

## (2) 剛性および強度

試験片BS-3.2およびBS-4.5の各シリーズについて、横たわみ計測点6における荷重-横たわみ曲線を図3.6.13に示す。初期たわみの小なるものでは、理想的な場合の座屈荷重近傍でたわみが増加しているが、初期たわみの大なるものではその傾向が明確でない。一方、初期たわみ最大のものでは、初期たわみ形の剪断波形に対する抵抗が大であるため、たわみはあまり増加しないものと思われる。各シリーズについて、横たわみ波形の変化を図3.6.14に示すが、各試験片とも同一の傾向を示しており、最終波形は剪断座屈波形と同一のものとなっている。

荷重と試験片中央の垂直たわみの関係、Bパネル両端の垂直たわみの差、および最終強度相関図を図3.6.15に示す。パネルの両端の垂直たわみの差を見ると、初期たわみの影響が剛性に対しては表われており、初期たわみの大なるものほど剛性が低下している。

荷重と垂直たわみの関係を見ると、BS-3.2シリーズではたわみ曲線が急激に曲る点が現われており、一応この点を最終強度とみなすこととする。変形にさらに大きくなり、最終強度よりも10%ぐらい高い最高荷重に達している。これに対してBS-4.5シリーズではこの曲線はゆるやかに曲り、最高荷重に達しているため、この最高荷重を最終強度とした。

最終強度相関曲線は3.6.3項で示した方法により求めたものである。実験値を計算値と比較すると、BS-3.2シリーズでは20%低く、またBS-4.5シリーズでは7%高くているが、初期たわみ量の影響はほとんど表れていない。これは結局フランジの塑性崩壊によって最終強度が決定されると考えられるためである。

## 3.6.5 理論解析

昭和47年度の研究においては、有限要素法を用いた弾塑性大変形問題解析用のプログラムを開発したが、本年度はそれを用いて理論解析を行った。解析に際してはできるだけ実際に近い荷重状態を再現するために、試験片全体の解析を試みた。図3.6.16に示すように、試験片の対称性を考慮して全体の半分をとりだして考えた。弾塑性大変形でとりあつかうのはbのパネル部分およびそのフランジのみであり、他の部分は弾性の面内剛性のみを考慮して解析した。すなわち、aおよびcの部分は、bの部分との接合部の節点変位のみを残した超要素としてあらかじめその剛性行列を計算し、剛性は変化しないとしてbの部分にたし込んだ。解析に際しての要素分割を図3.6.17に示す。なおbの部分のフランジについては、ウェブとの接合部において、図3.6.18(a)に示すように変位を一致させただけで、傾斜の一致

は考慮していない。また、スチフナ部は接合部の節点の剛性を高める役割を果すだけのものである。ウェブはスチフナ辺固定、フランジ辺単純支持とし、初期たわみは図3.6.1-8(b)に示したものとした。また、フランジは両端固定としてとりあつかった。解析はBS-3.2シリーズについて行ったが、解析モデルの名称は表3.6.5に示すものである。以下に解析結果を示す。

### (1) 変形挙動

各計算モデルについて、ウェブの横たわみと荷重の関係を図3.6.1-9に示す。座屈後は実験結果と差が生ずるが、これは要素分割、荷重増分の粗さのためであり、傾向は同じである。

BS-3.2-2.0\*については、ウェブの横たわみ波形、および曲げ応力、剪断応力の分布を図3.6.2-0、図3.6.2-1に示す。絶対値ではやゝひらきがあるが、この程度の要素分割、荷重増分でも傾向は先に示した実験結果と同じである。

### (2) 剛性および強度

図3.6.2-2にパネルの剪断変形と荷重の関係を示す。図中の破線は実験結果であるが、絶対値のオーダーおよび初期たわみの剛性に対する影響は同じであり、初期たわみの大なるものほど、剛性は低下している。先に示した図3.6.1-9で見ると、初期たわみ量により最終強度は異った値を示している。実際には今回の解析では最終強度近傍での計算の精度は多少信頼性が乏しい。これは、最終強度近傍でウェブの塑性化が急激におこるのに、要素分割、荷重増分が比較的粗いためにこの現象を十分正確に追跡できなかったためである。

有限要素法による理論解析で最終強度を議論する場合には、電子計算機の記憶容量の問題、計算時間の経済性の問題など困難は多いが、要素分割および荷重増分を細分化して計算する工夫が必要である。

## 3.6.6 結論

初期たわみを有するウェブよりなる桁が曲げ、剪断の組合せ荷重を受ける場合について実験および理論解析を行い、次の結論を得た。

- (1) 初期たわみは桁の剛性に対して影響を及ぼし、たわみ量の大なるものほど剛性は低下する。
- (2) 初期たわみは桁の最終強度に対しては、ほとんど影響を及ぼさない。
- (3) 最終強度について、実験値を解析解と比較するとBS-3.2シリーズではやゝ低めになり、その後も変形能を持つが、BS-4.5シリーズではやゝ高めとなって多少フランジの横倒れを伴い、その後の変形能が乏しい。
- (4) 有限要素法を用いた理論解析の結果は、定性的には実験結果と一致する。
- (5) 有限要素法を用いた理論解析で最終強度を論ずる場合には、細かい要素分割と、特に最終強度近傍での細かい荷重増分が必要である。

図-1

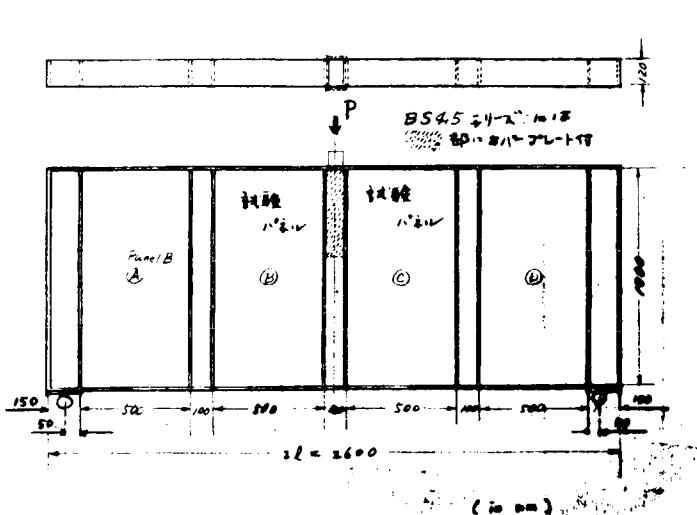


図3.6.1 試験片形状および寸法

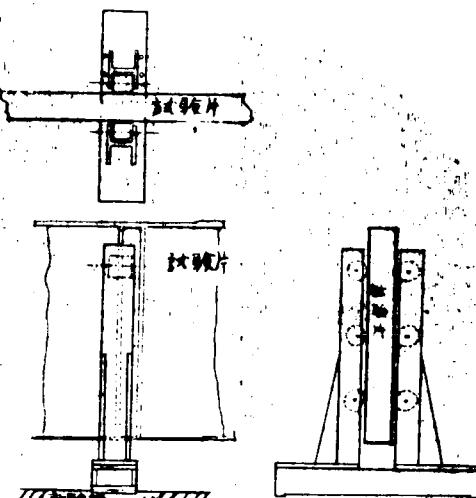


図3.6.3 横倒れ防止治具

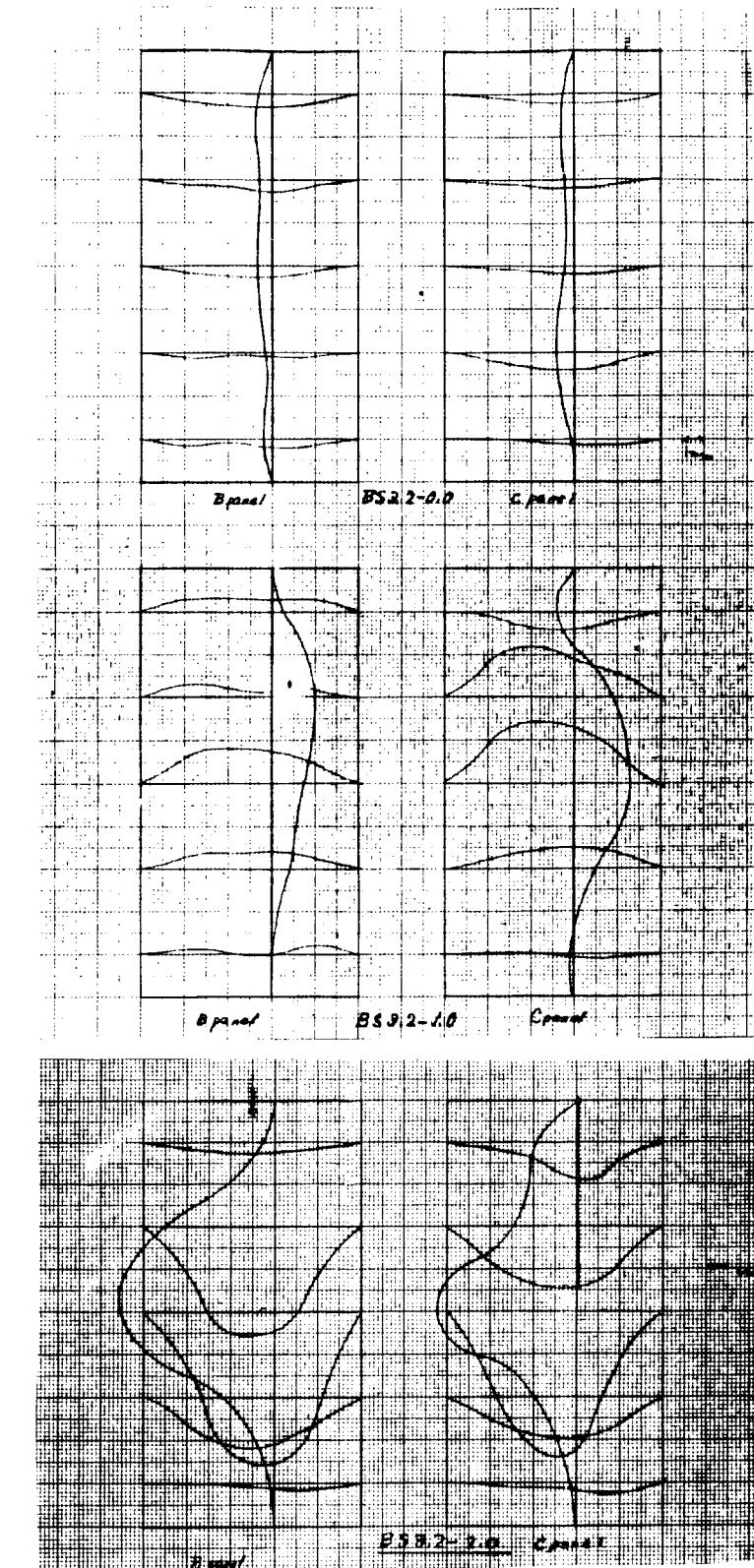


図 3.6.2 (a) 初期たわみ (BS3.2 Series)

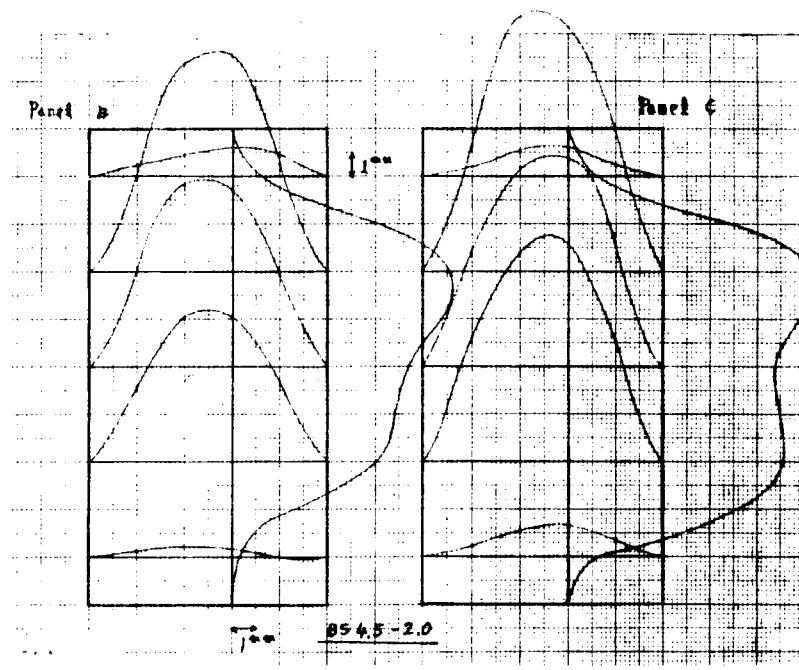
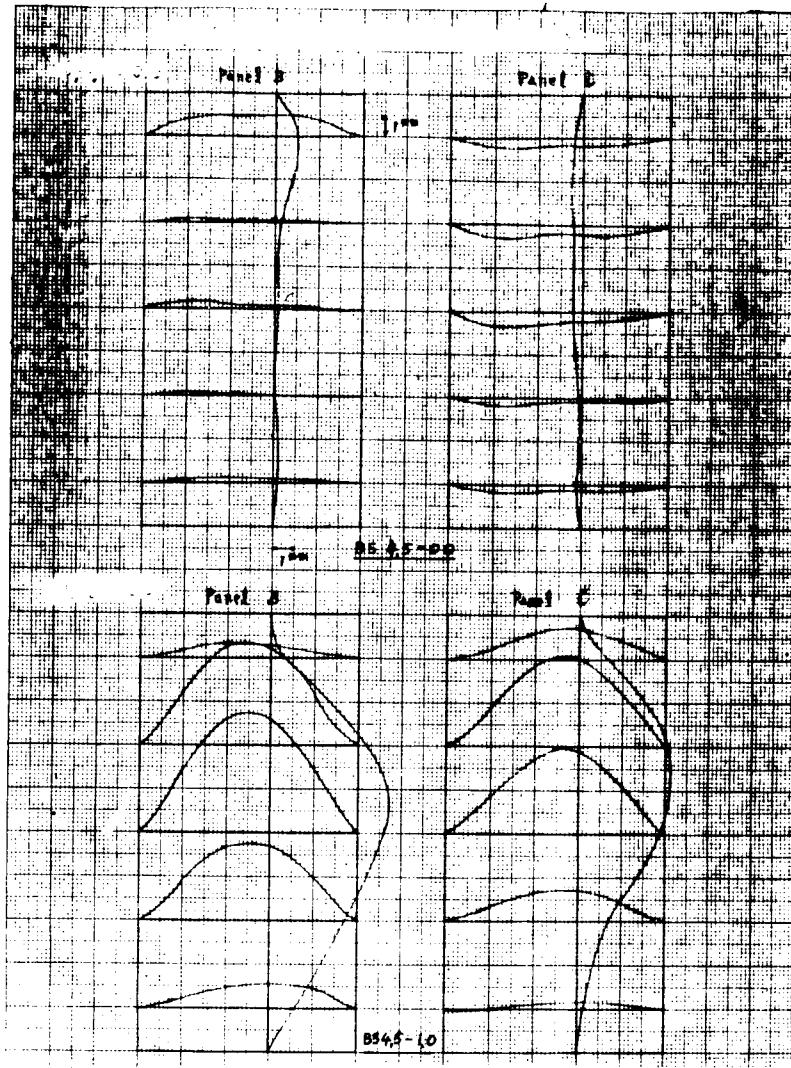


図 3.6.2 (b) 初期たわみ (BS 4.5 Series)

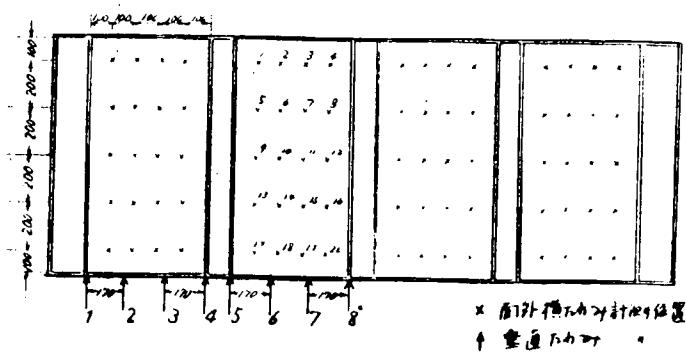


図 3.6.4 たわみ計測位置 (mm)

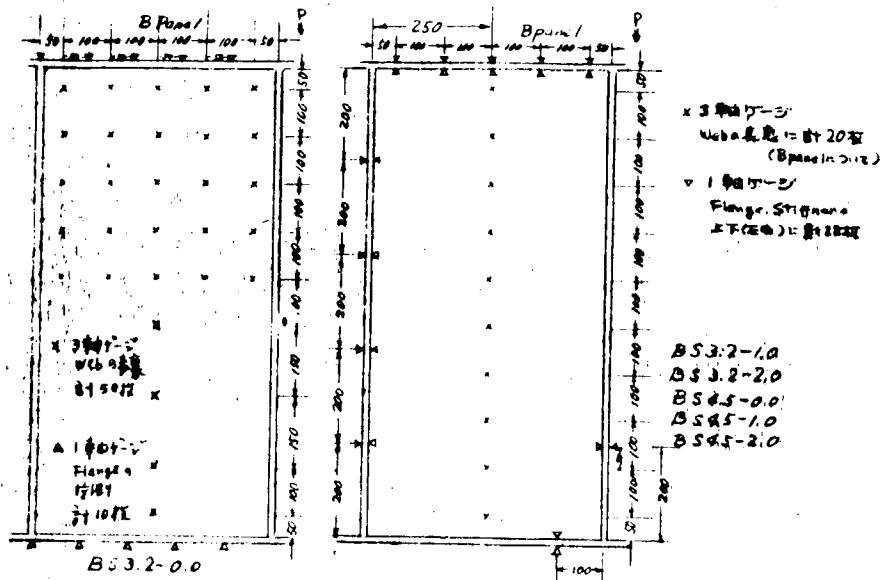


図 3.6.5 歪ゲージはりつけ位置 (mm)

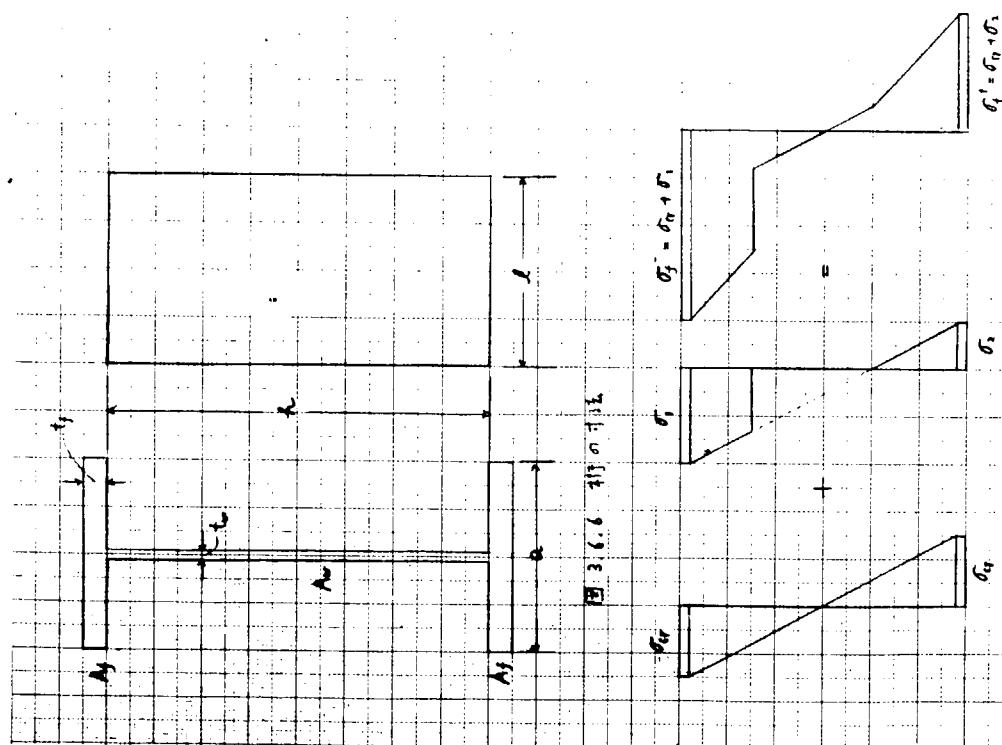


図 3.6.6 初の引張

$$\sigma_f' = \sigma_n + \sigma_i$$

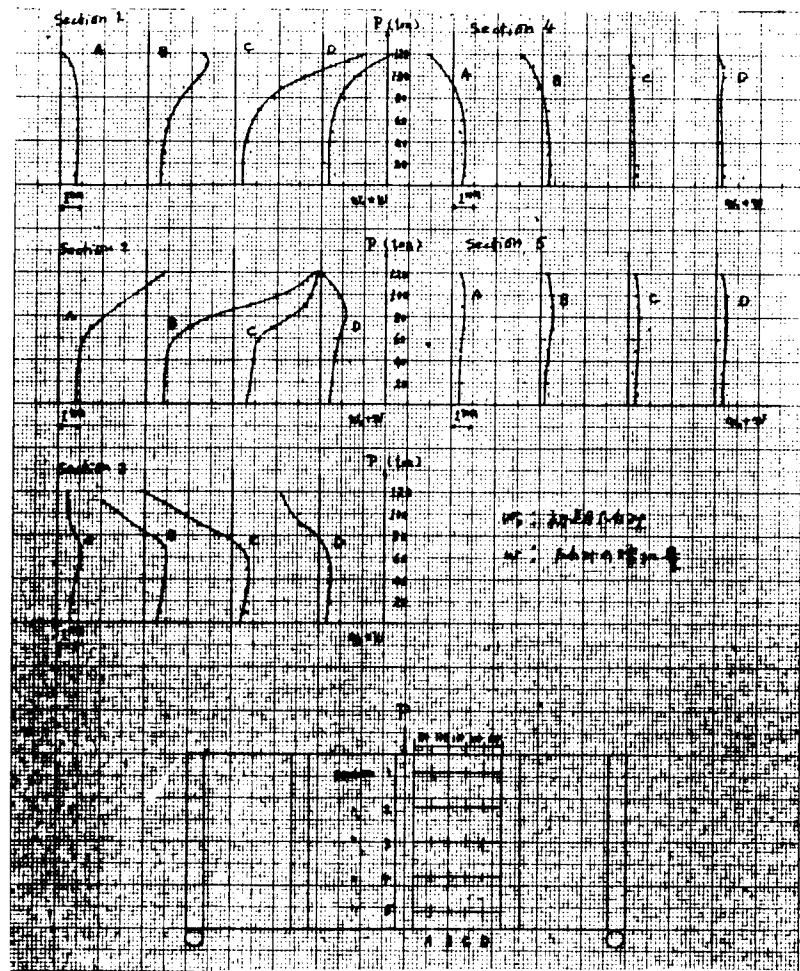


図 3.6.8 荷重一横たわみ (BS 4.5-0.0)

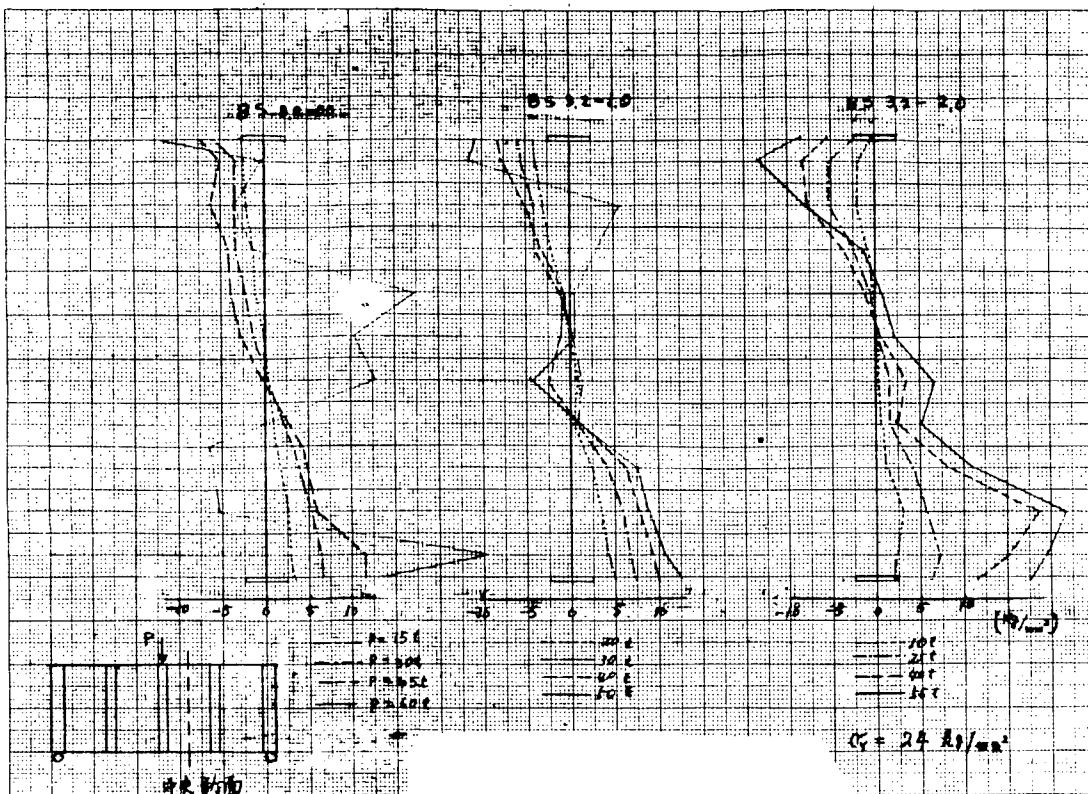


図 3.6.9 (a) 曲げ応力分布 (BS 3.2 Series)

(計測した歪より弾性計算したもの)

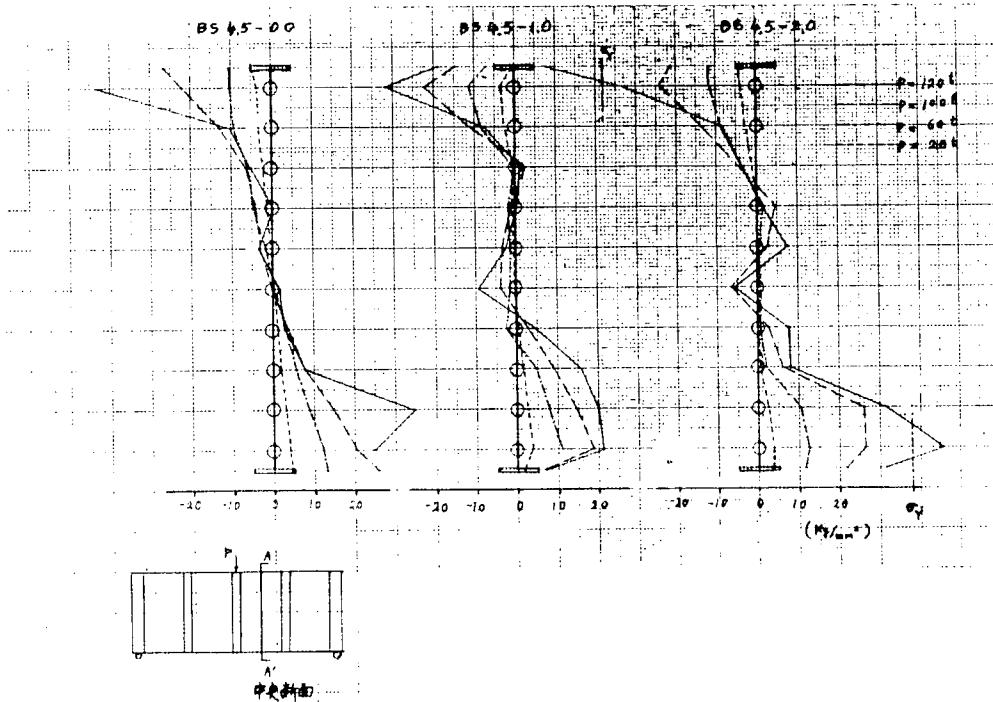


図 3.6.9 (b) 曲げ応力分布 (BS 4.5 Series)  $\sigma_Y = 3.8 \text{ Kg/mm}^2$

(計測した歪より弾性計算したもの)

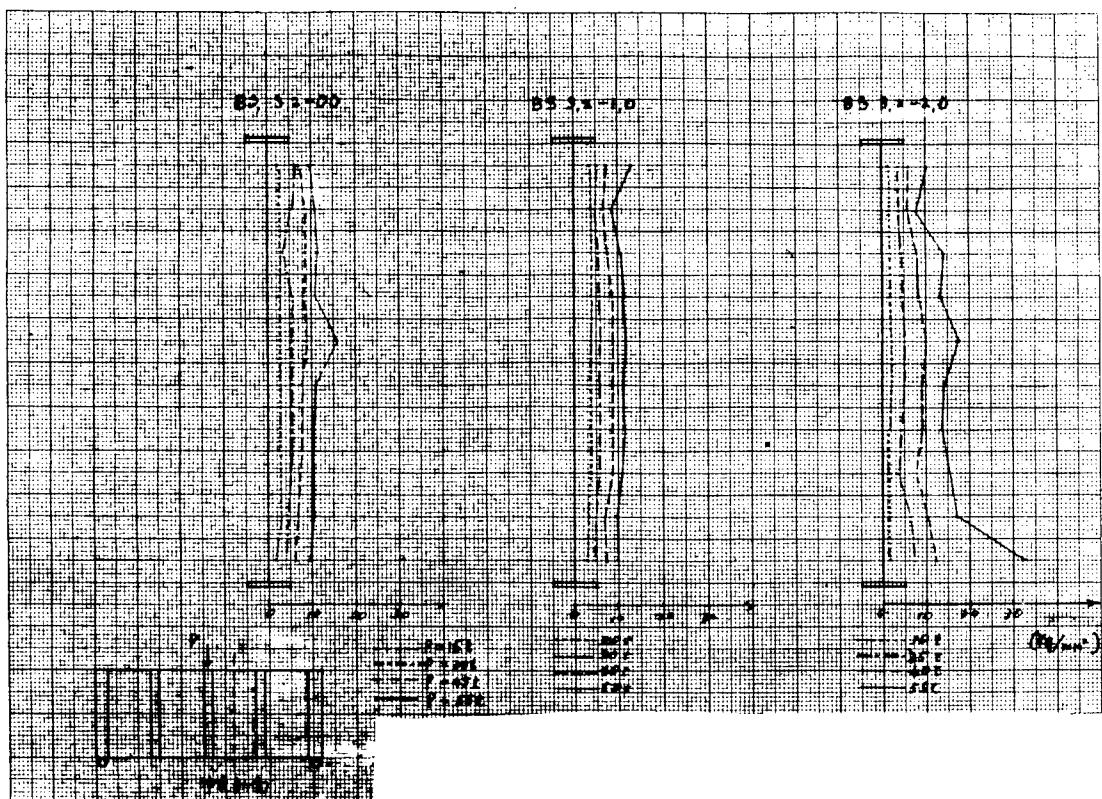


図 3.6.10 (a) 剪断応力分布 (BS 3.2 series)  $\tau_y = 12.0 \text{ kg/mm}^2$   
(計測した歪より弾性計算したもの)

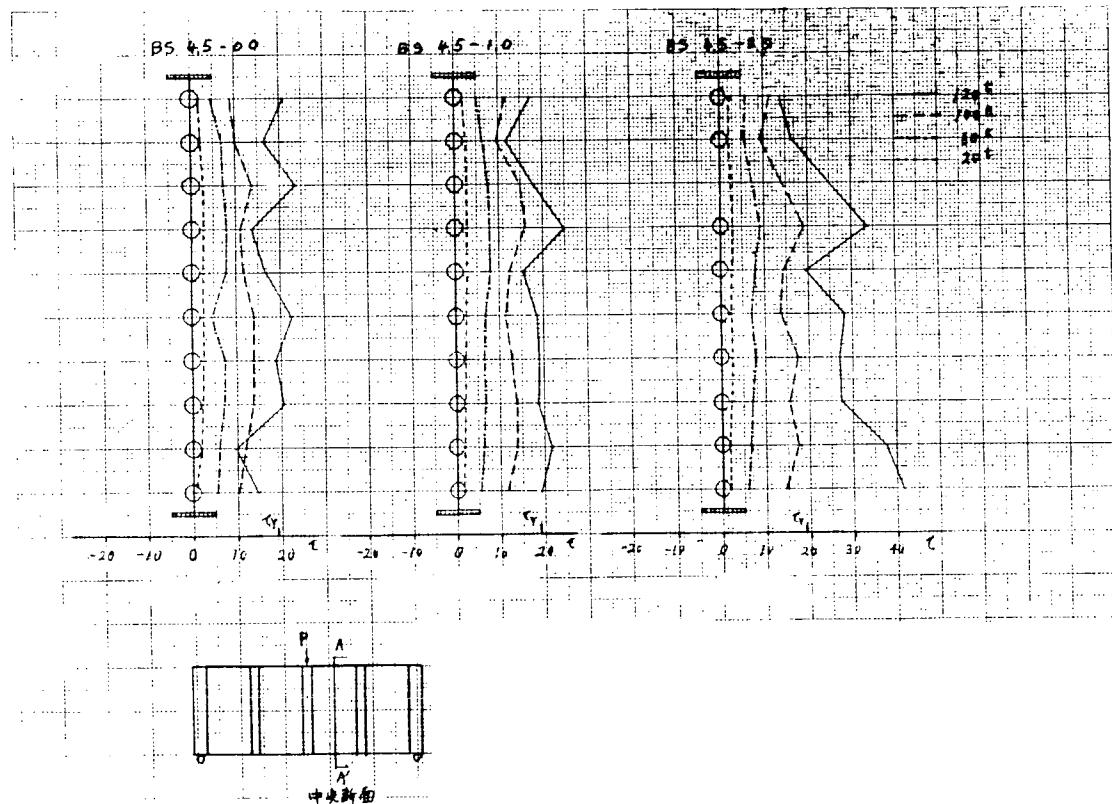


図 3.6.10 (b) 剪断応力分布 (BS 4.5 series)  $\tau_y = 19 \text{ kg/mm}^2$   
(計測した歪より弾性計算したもの)

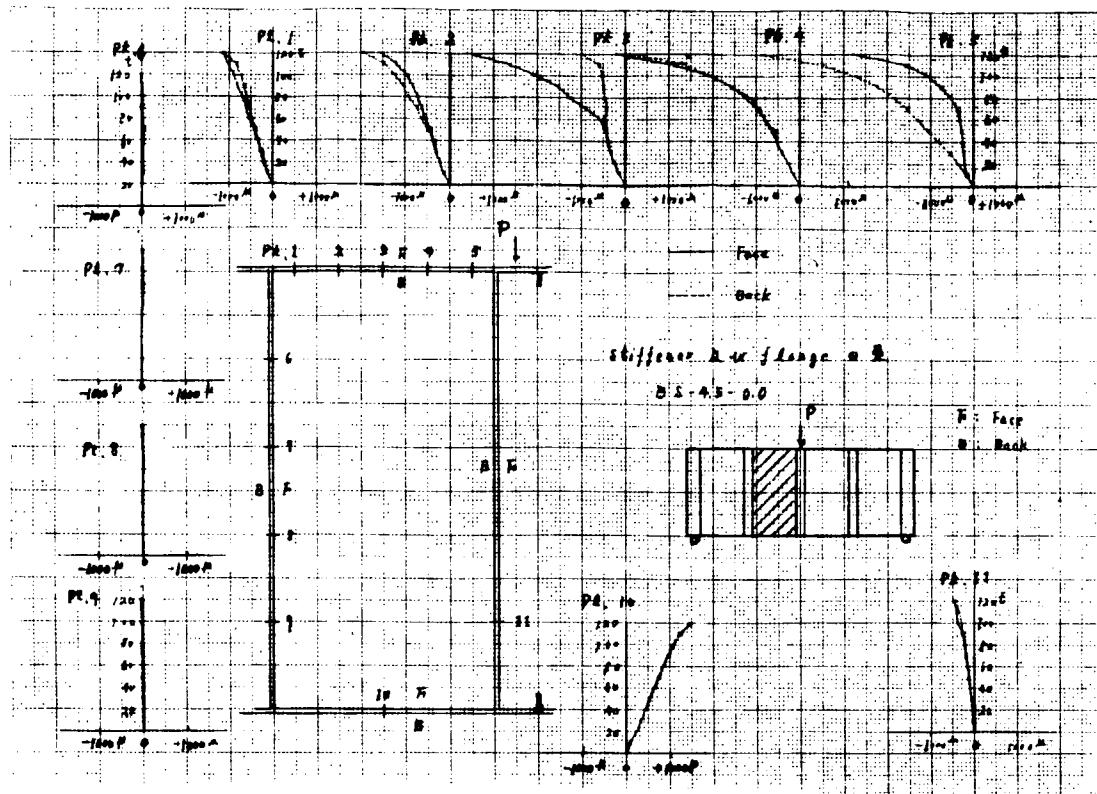


図 3.6.1.1 フランジおよびスチフナの歪(BS 4.5-0.0)

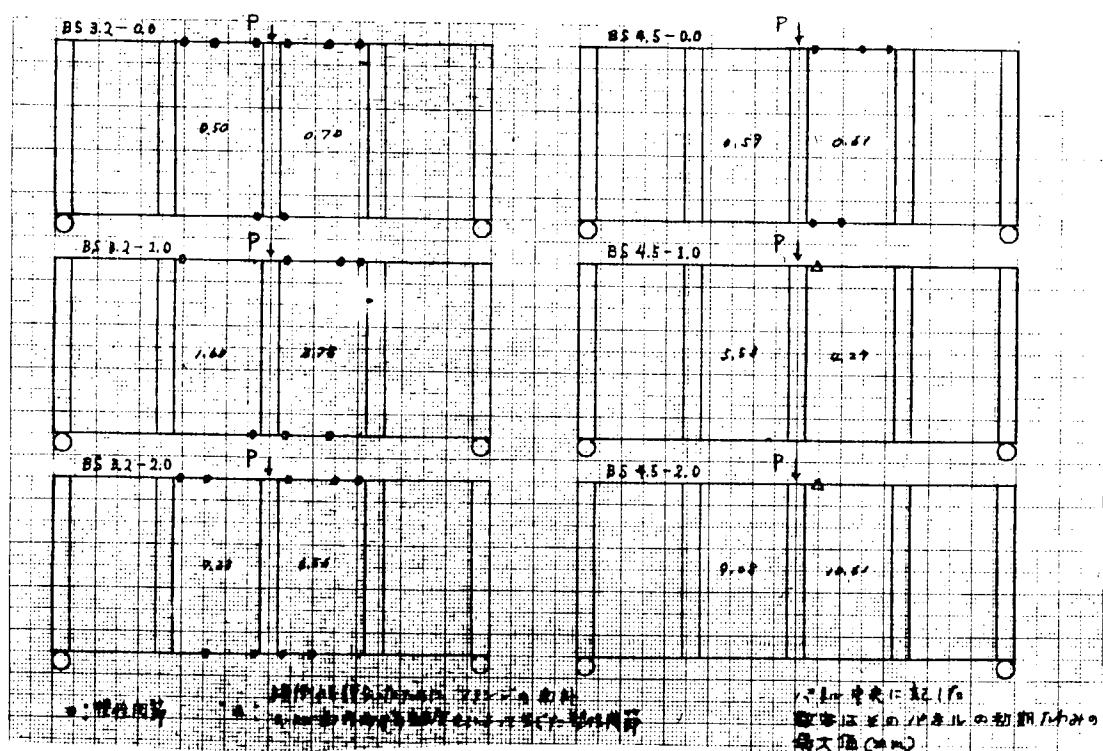


図 3.6.1.2 最高荷重での塑性関節の位置

(こゝで示す塑性関節は、たわみ角の急激した位置のことである)

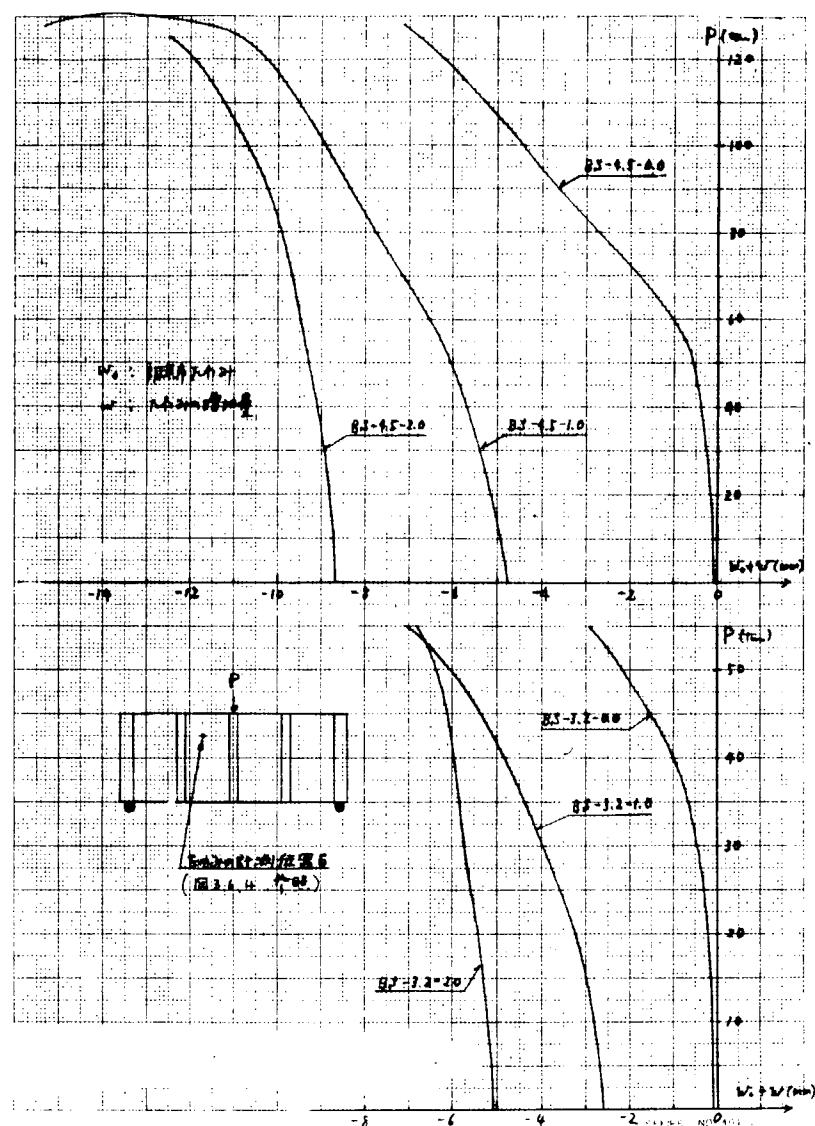


図 3.6.1-3 荷重、横たわみ曲線

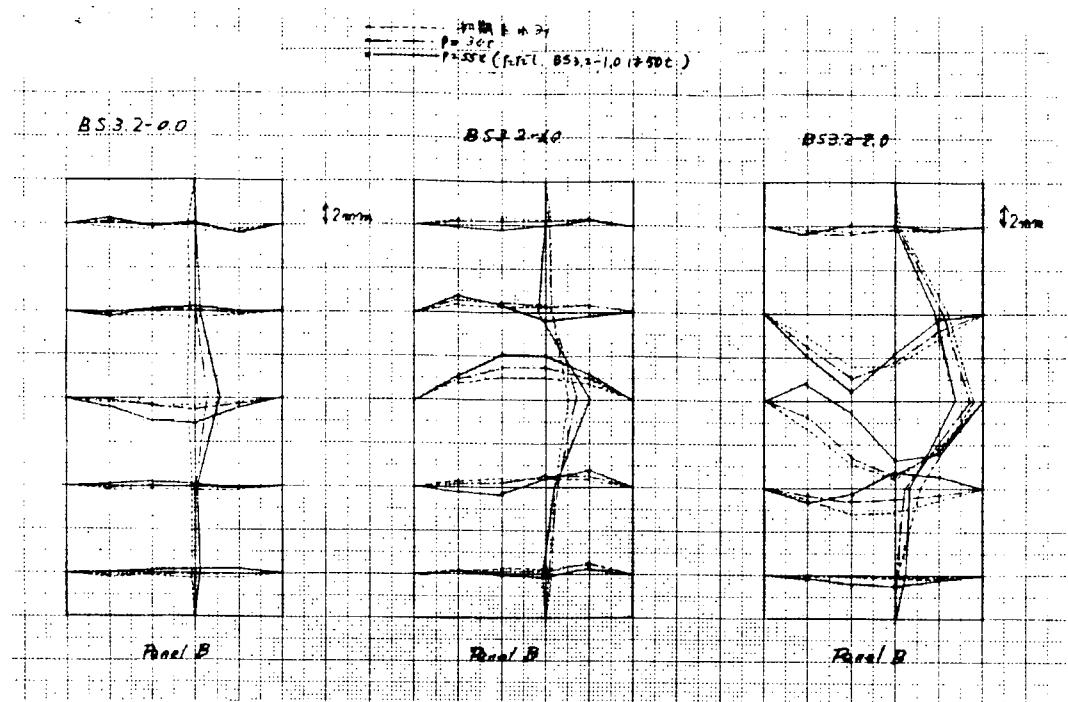


図 3.6.1-4 (a) 横たわみ波形の変化 (BS 3.2 series)

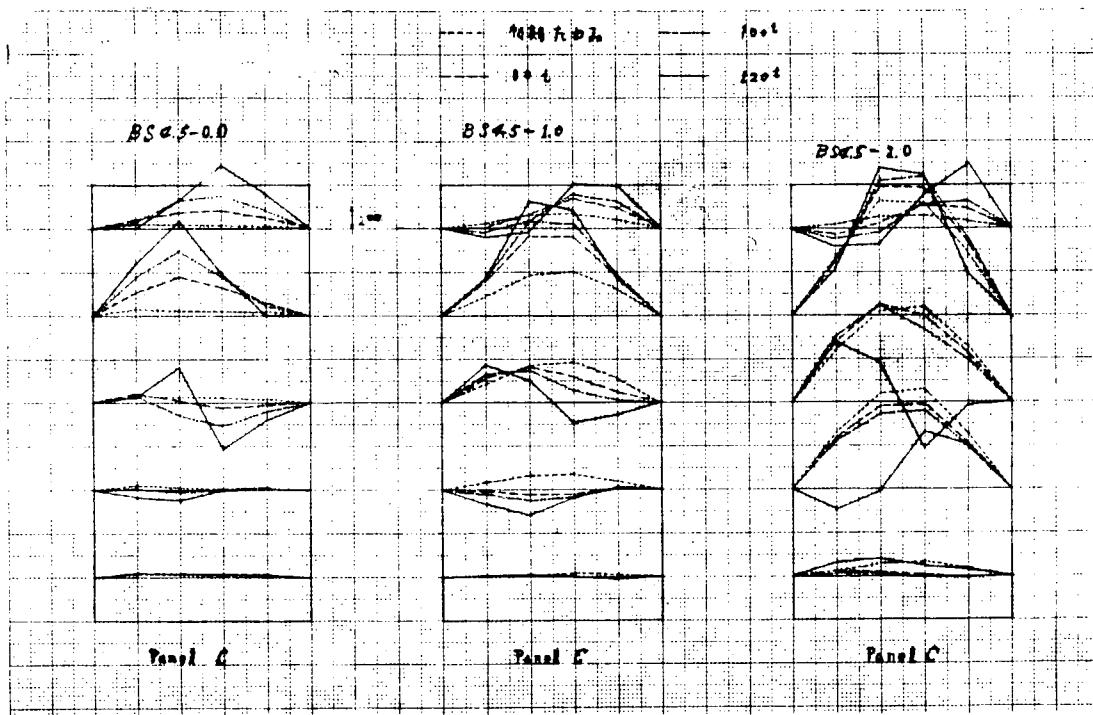


図 3.6.1-4 (b) 横たわみ波形の変化 (BS 4.5 series)

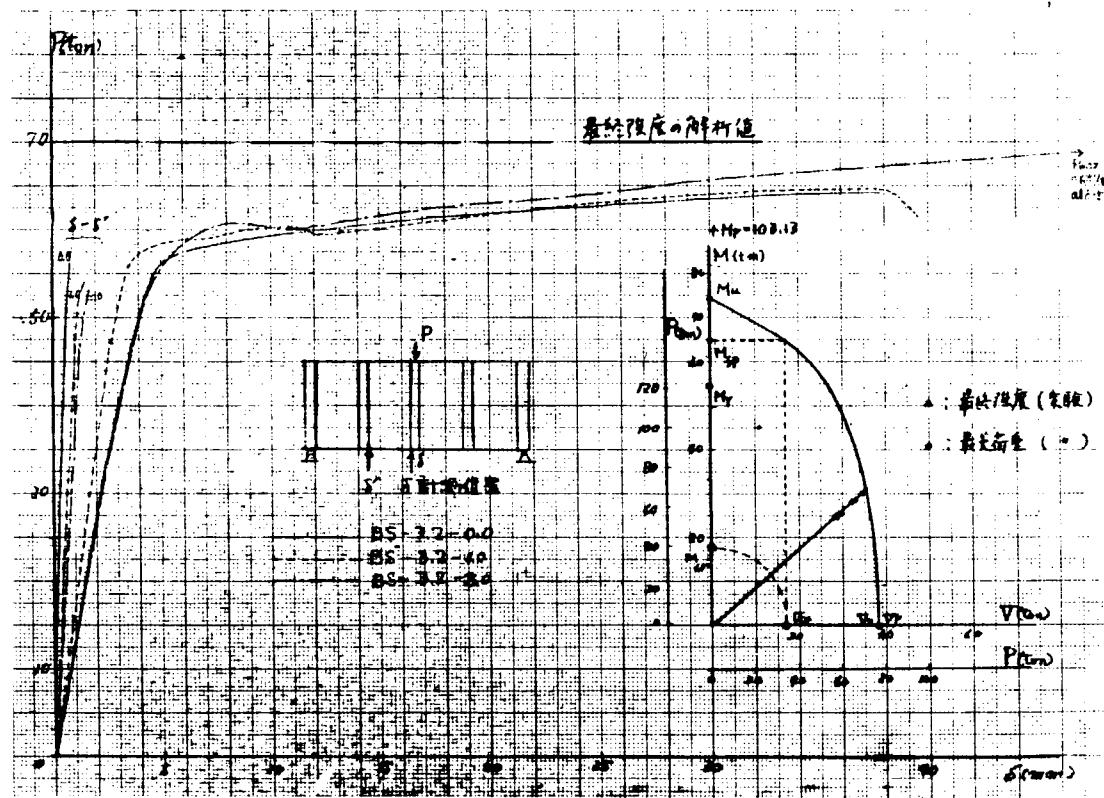


図 3.6.1.5 (a) 計測垂直たわみと最終強度相関曲線 (BS 3.2 series)

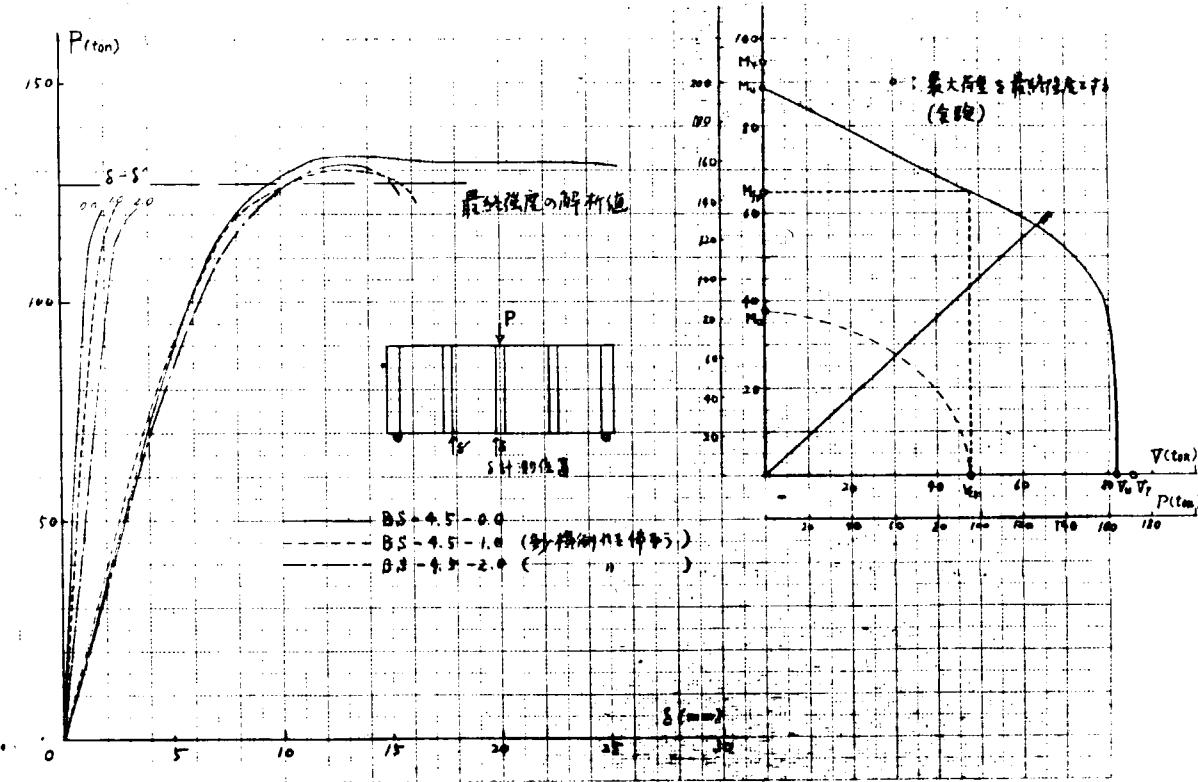


図 3.6.1.5 (b) 計測垂直たわみと最終強度相関曲線 (BS 4.5 series)

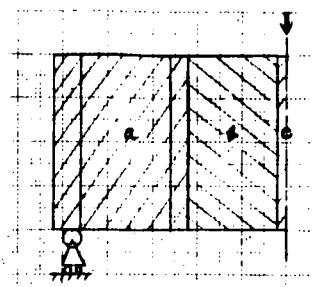


図 3.6.16 試験片のモデル化

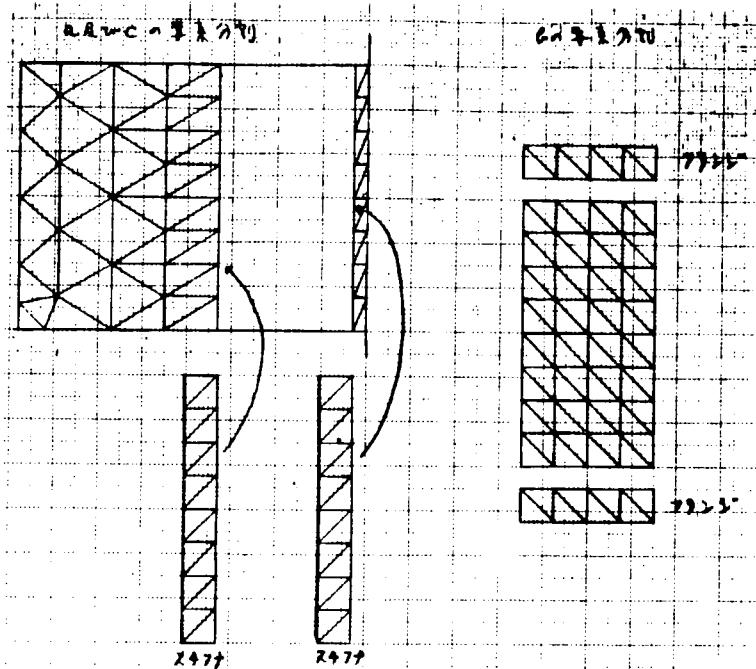


図 3.6.17 要素分割

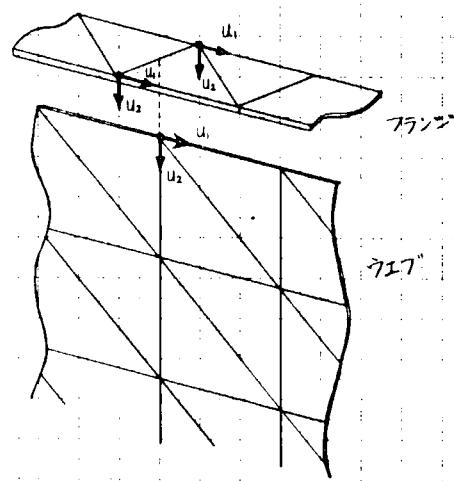


図 3.6.18 (a) フランジとウェブの接合

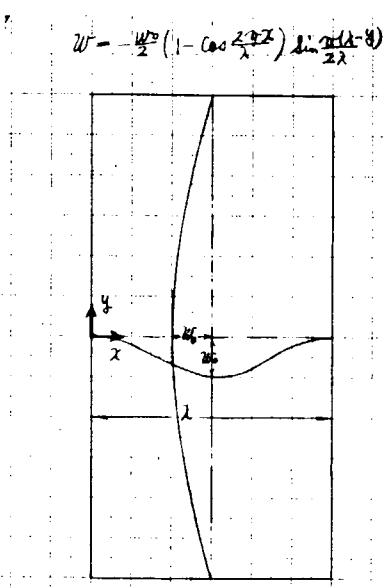


図 3.6.18 (b) 初期挠み

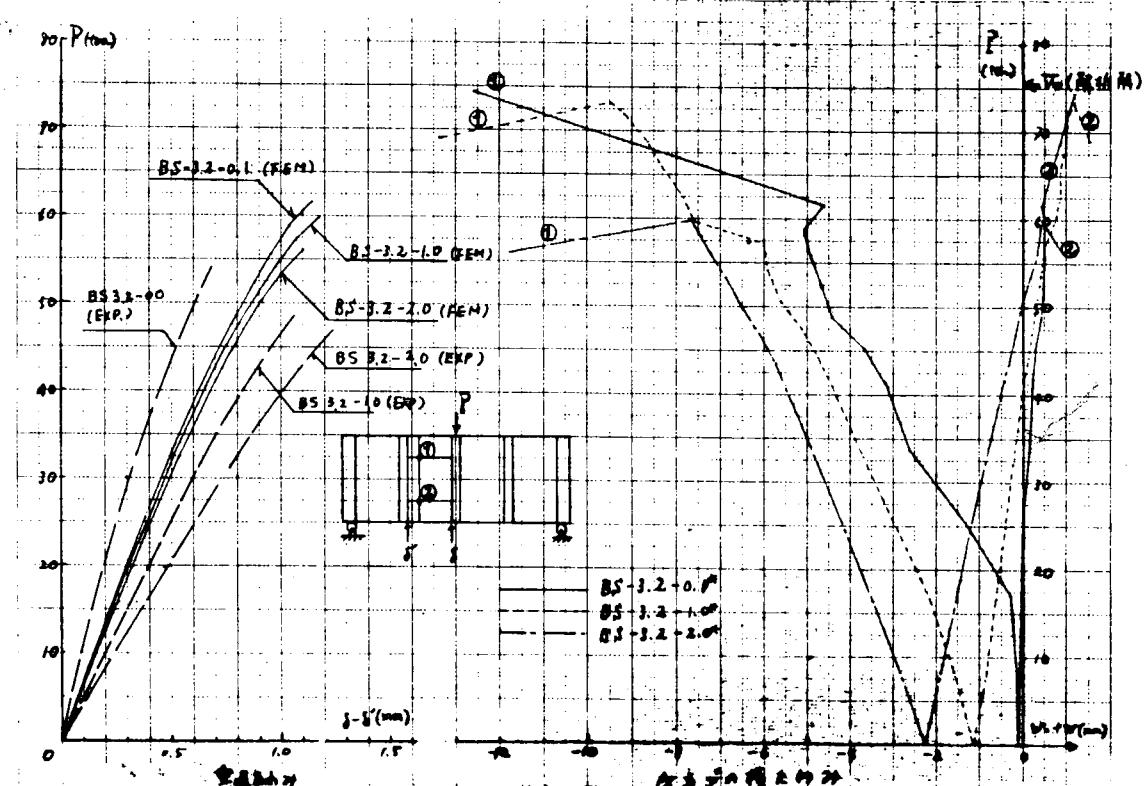


図 3.6.2.2 初期たわみと面内剛性

図 3.6.1.9 ウエブの横たわみ（有限要素法）

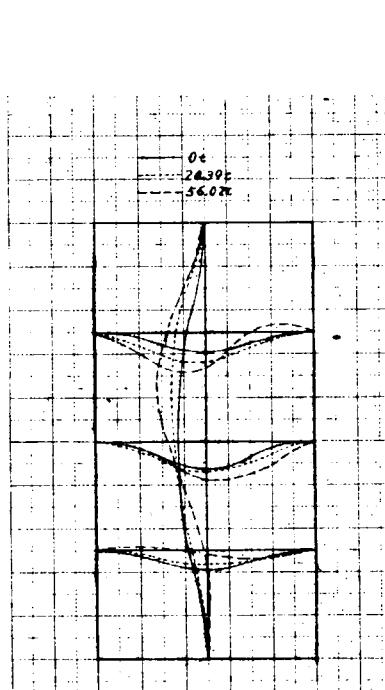


図 3.6.2.0 横たわみ波形の変化 (FEM)  
(BS 3.2-2.0)

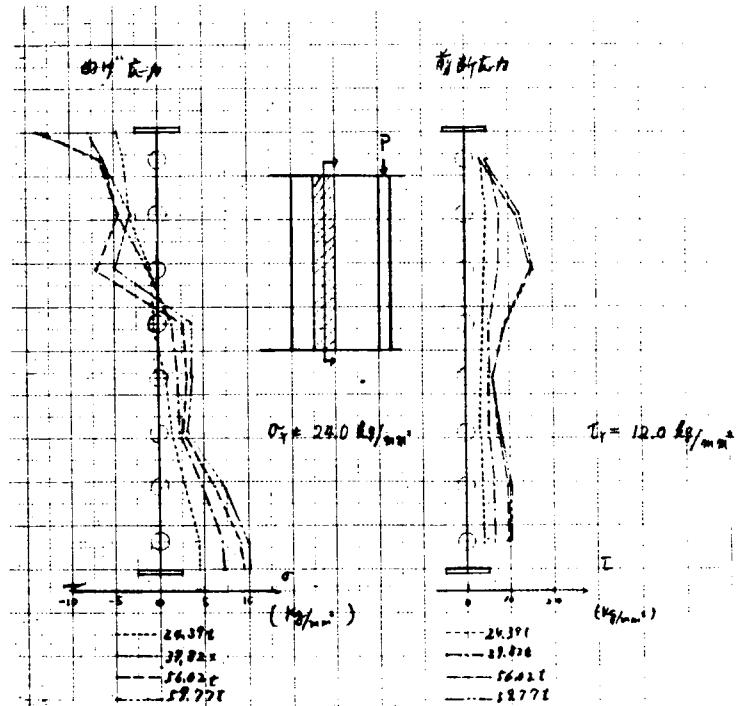


図 3.6.2.1 曲げ応力および剪断応力 (FEM)  
(BS 3.2-2.0)



写真 3.6.1 試験状況 (BS-4.5-2.0)

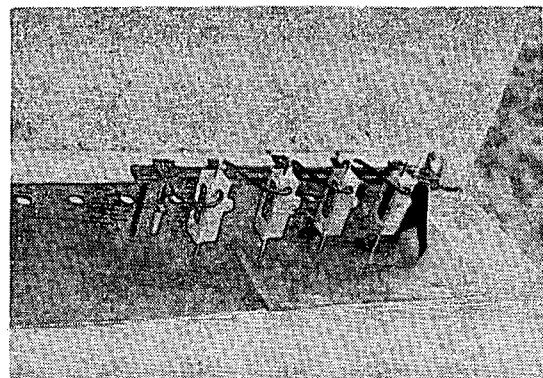
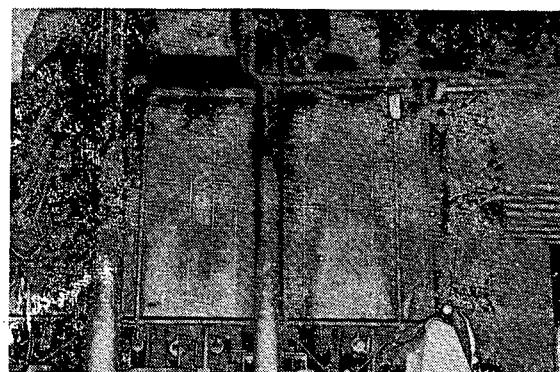
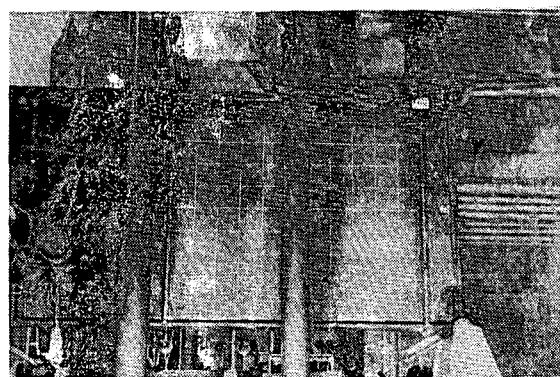


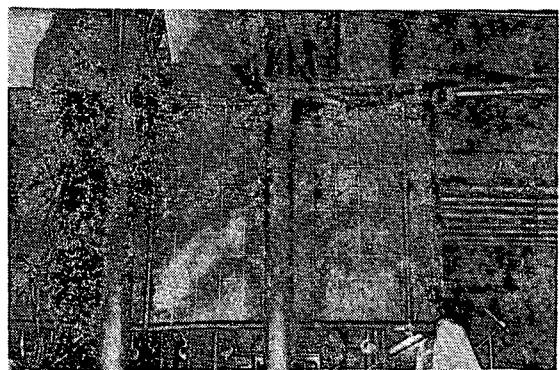
写真 3.6.2 横たわみ計測用治具



P = 50 ton



P = 110 ton



P = 128 ton

写真 3.6.3 実験経過 (BS-4.5-0.0)

表 3.6.1 試験片名称

| 試験片名称      | ウェブ板厚 $t_w$ | フランジ板厚 $t_f$ | 実測初期たわみ $w_0$ | 公称初期たわみ $w'_0$ | $w_0 / t_w$ | $w'_0 / t_w$ |
|------------|-------------|--------------|---------------|----------------|-------------|--------------|
| BS-3.2-0.0 | 3.2         | 1.4.0        | 0.8.9         | 0.0            | 0.2.8       | 0.0          |
| BS-3.2-1.0 | "           | "            | 3.0.1         | 3.2            | 0.9.4       | 1.0          |
| BS-3.2-2.0 | "           | "            | 7.2.3         | 6.8            | 2.2.6       | 2.0          |
| BS-4.5-0.0 | 4.5         | "            | 0.6.8         | 0.0            | 0.2.2       | 0.0          |
| BS-4.5-1.0 | "           | "            | 5.2.5         | 4.5            | 1.1.7       | 1.0          |
| BS-4.5-2.0 | "           | "            | 1.0.6.1       | 9.0            | 2.3.6       | 2.0          |

実測降伏応力 ウェブ(板厚 3.2  $\text{mm}$ ) 2.4  $\text{kg}/\text{mm}^2$  フランジ 3.8  $\text{kg}/\text{mm}^2$  \* 実測の最大値を示す。  
 ウェブ( " 4.5 " ) 3.8  $\text{kg}/\text{mm}^2$

表 3.6.2 桁の寸法

|        | フランジ   |      |       |       |                                |       | $\lambda$ | $I (\text{mm}^4)$   |
|--------|--------|------|-------|-------|--------------------------------|-------|-----------|---------------------|
|        | $\ell$ | $h$  | $t_w$ | $A_w$ | $\sigma_{wy} (\text{kg/mm}^2)$ | $A_f$ |           |                     |
| BS-3.2 | 500    | 1000 | 3.2   | 3200  | 24.0                           | 120   | 1.4       | 11.35 $\times 10^8$ |
| BS-4.5 | 500    | 1000 | 4.5   | 4500  | 38.0                           | 120   | 1.4       | 12.43 $\times 10^8$ |

表 3.6.3 解析解計算結果

|        | 剪断強度 (ton) |       |       | 曲げ強度 (ton·m) |       |       |
|--------|------------|-------|-------|--------------|-------|-------|
|        | $V_{cr}$   | $V_p$ | $V_u$ | $M_{cr}$     | $M_Y$ | $M_u$ |
| BS-3.2 | 17.04      | 38.40 | 37.68 | 17.43        | 54.48 | 74.21 |
| BS-4.5 | 43.39      | 85.50 | 81.43 | 37.74        | 94.47 | 88.66 |

表 3.6.4 実験結果

|            | 実験結果      |            |            | 解析解        |
|------------|-----------|------------|------------|------------|
|            | $w_0/t_w$ | 最終強度 (ton) | 最高荷重 (ton) | 最終強度 (ton) |
| BS-3.2-0.0 | 0.28      | 58.20      | 64.00      | 71.60      |
| BS-3.2-1.0 | 0.94      | 57.20      | 64.90      | //         |
| BS-3.2-2.0 | 2.26      | 57.80      | 68.70      | //         |
| BS-4.5-0.0 | 0.22      | 133.40     | 133.40     | 127.00     |
| BS-4.5-1.0 | 1.17      | 131.20     | 131.20     | //         |
| BS-4.5-2.0 | 2.36      | 130.30     | 130.30     | //         |

表 3.6.5 計算モデル名称

|              | $w_0$ (mm) | $t_w$ (mm) | $w_0/t_w$ |
|--------------|------------|------------|-----------|
| BS-3.2-0.1 * | 0.32       | 3.2        | 0.1       |
| BS-3.2-1.0 * | 3.2        | //         | 1.0       |
| BS-3.2-2.0 * | 6.4        | //         | 2.0       |

## 4 船殻部材の歪量と材料強度に関する研究

### 4.1 初期歪が継手の疲れ強さに及ぼす影響に関する研究

S 47 年度は突合せ継手の角変形と継手の疲れ強さとの関係を調べた。

S 48 年度は裏当金を付けた片面突合溶接継手初期角変形付きの疲れ強さを求めた。

#### 4.1.1 試験方法

##### (1) 供試鋼材、溶接棒

供試鋼材の化学成分、機械的性質を表 4.1.1 に示す。

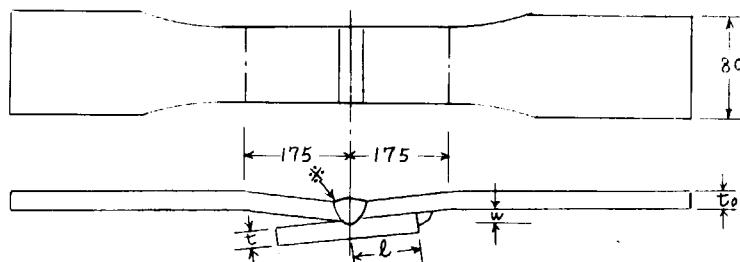
表 4.1.1

| 鋼材    | ビード<br>% | 化 学 成 分 % |                |      |       |       |    |    |    | 引張試験                       |      |           | 曲げ<br>試験 |
|-------|----------|-----------|----------------|------|-------|-------|----|----|----|----------------------------|------|-----------|----------|
|       |          | C         | S <sub>i</sub> | Mn   | P     | S     | Cu | Ni | Nb | Y, E<br>kg/mm <sup>2</sup> | T, S | E, L<br>% |          |
| SM41A | 16917    | 0.17      | 0.06           | 0.56 | 0.014 | 0.017 | —  | —  | —  | 26                         | 44   | 31        | 良        |
| SM50A | 14511    | 0.17      | 0.47           | 1.28 | 0.020 | 0.018 | —  | —  | —  | 25                         | 53   | 26        | 良        |

溶接棒は、JIS D 4316、JIS D 5016、4 mmφ をそれぞれ使用した。

##### (2) 試験片

試験片の形状および寸法を下図に示す



試験片は裏当金形状  $\ell/t_0$  をそれぞれ 2, 3, 5 として裏当金形状が片面溶接継手の強度に及ぼす影響を検討した。

表 4.1.2 に試験片形状寸法を示す。

表 4.1.2

| T. NO.            | 鋼種    | $t_0$ | $t$ | $\ell/t_0$ | ビード形状 |
|-------------------|-------|-------|-----|------------|-------|
| 4 A-1<br>-2<br>-3 | SM41A | 8     | 8   | 2          |       |
|                   |       |       |     | 3          |       |
|                   |       |       |     | 5          |       |
| 5 A-1<br>-2<br>-3 | SM50A | 8     | 8   | 2          |       |
|                   |       |       |     | 3          |       |
|                   |       |       |     | 5          |       |

##### (3) 試験機

油圧型万能疲労試験機

50 T - 2 T

片振引張荷重、繰返し速度

300 cpm

#### 4.1.2 実験結果

実験結果を図4.1.1～4.1.7に示す。

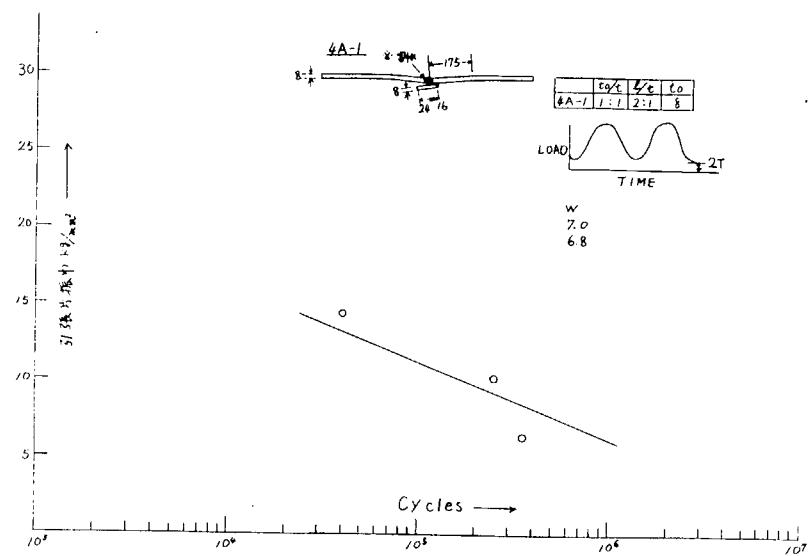


図 4.1.1

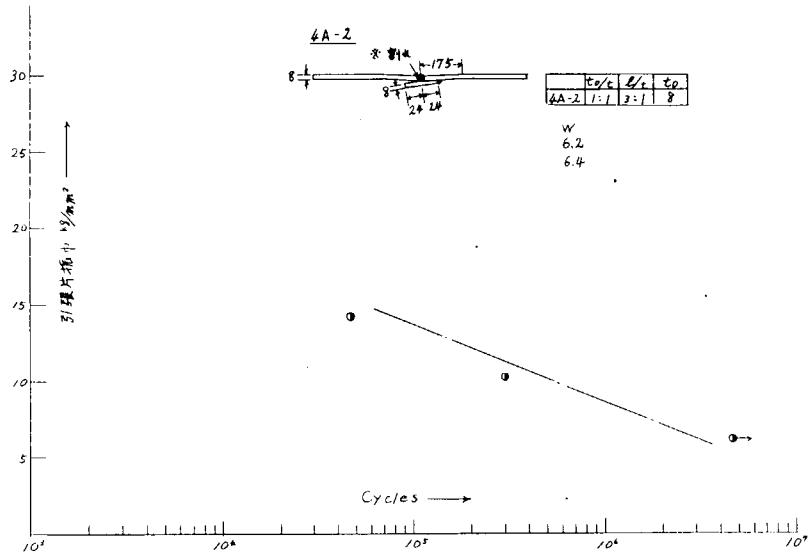


図 4.1.2

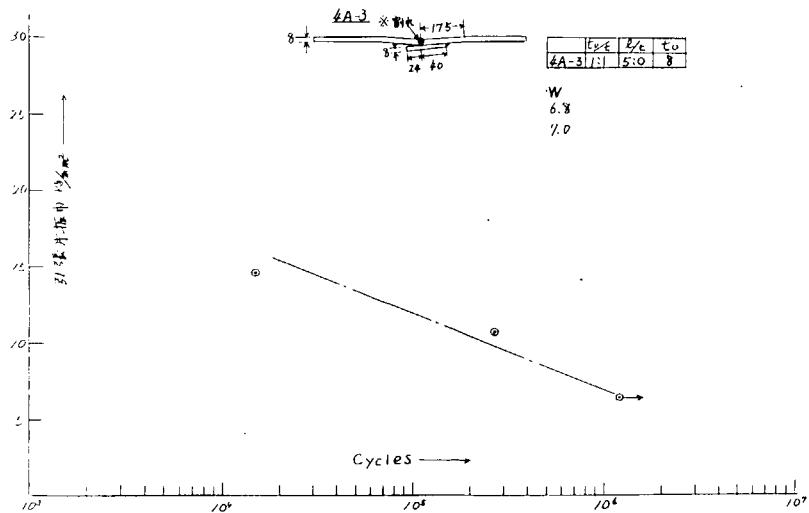


図 4.1.3

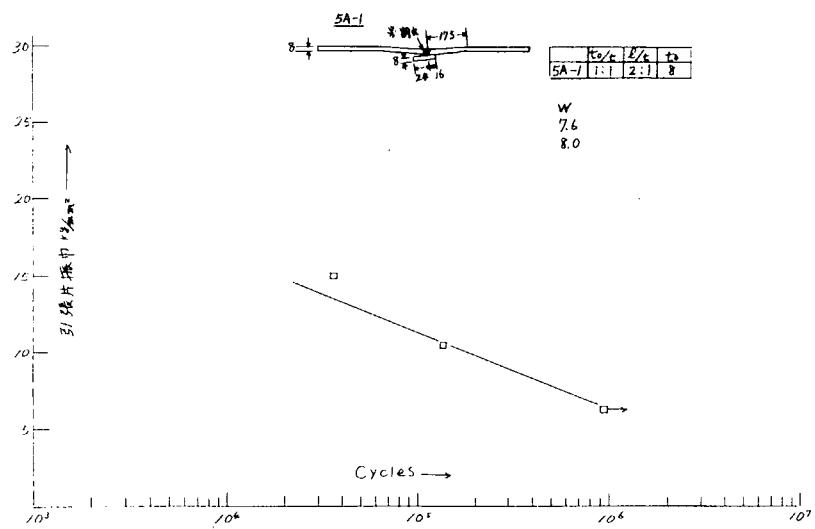


図 4.1.4

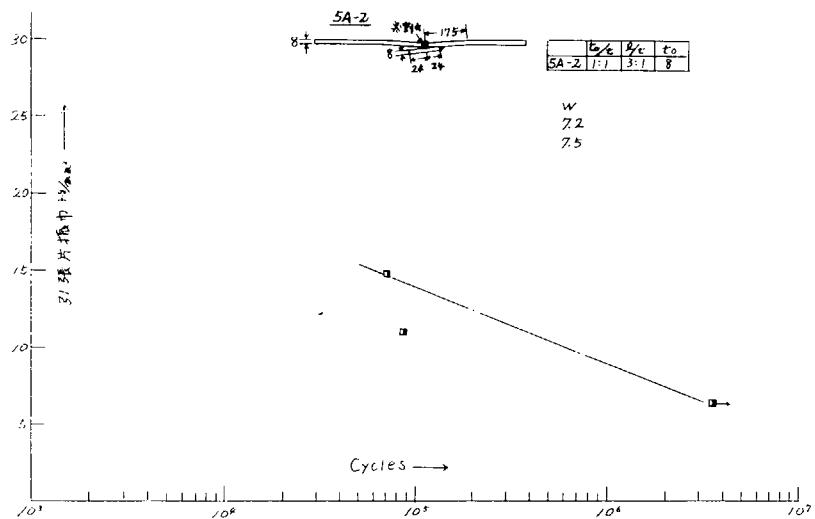


図 4.1.5

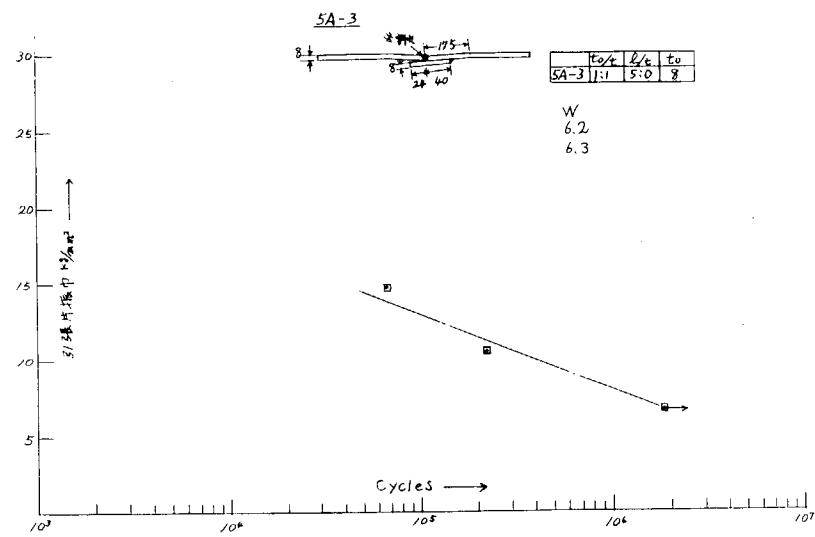


図 4.1.6

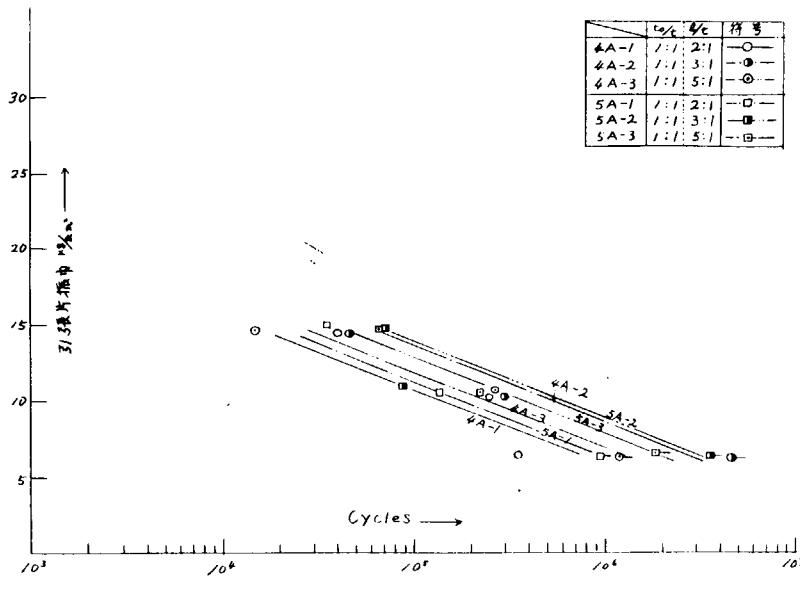


図 4.1.7

## 4.2 建造中に発生する歪の解析と防止法に関する研究

### 一 初期変形が溶接変形の発生量に及ぼす影響

#### 4.2.1 目的

各種溶接継手の面内、面外変形に関する実験と解析は、従来から数多く行なわれ有益な結果が得られている。ここで、突合せ継手の面外変形は、開先形状、板の大きさ、拘束状態、初期取付状態および溶接法などの諸条件によって複雑に変化する。また、これらの面外変形はいったん発生すると取り除くことがなかなか困難であるばかりでなく、多くの歪取り工数を必要とする。そしてこのような溶接変形は、その後の工作を困難にさせ、また継手の強度を低下させることも考えられる。この突合せ継手の面外変形量および形態を適確に把握し明確な対策を立てるためには、実験的にも現場的にも、なお、データの集積を行なって検討をする必要があると考える。この研究は、突合せ溶接継手における初期角変形が溶接変形の発生に及ぼす影響を実験的にしらべ、許容初期歪量について検討することを目的としたものである。

#### 4.2.2 実験

板厚 1.2 mm の SS 41材を用いて初期角変形量を後述する 6 条件の値にセットし、一定溶接条件で片面ユニオンメルト溶接を行なったときの角度形量の発生量とその形状をしらべた。合せて縦曲り変形量、横収縮量についても計測した。

##### (1) 試験板

試験板の形状および面外変形と横収縮量計測位置を図 4.2.1 に示す。試験板の大きさは板巾 1,000 mm、板長 1,500 mm である。開先形状は 50 度の V 開先で機械加工とした。仮付溶接は 4 mm のイルミナイト系被覆アーク溶接棒を用いて、ピッチ 300 mm、溶接長 1,000 mm の寸法で行なった。試験条件をできるだけ一定とするために、所定の初期角度形量を機械的につけたタブ板を試験板に溶接し取付けた。初期角度変形量は溶接面 (B一面) が凹になる方向をプラスとし、図 4.2.1 に示す 2 ディグリの値が、プラスマイナス 4 度の範囲を目標値とした。試験板の符号 (A ~ F) と初期角変形量の目標値および実際の計測値を表 4.2.1 に示した。

##### (2) 計測

面外変形については図 4.2.1 に示す計測線上 (a ~ h) に自動面外変形計測装置の変位計を走らせて計測した。この装置は 1 回の操作で横曲り変形と縦曲り変形を同時に計測できるようにしたものである。横収縮はノギスを用いてゲージレンジス 100 mm について行なった。これらの計測を溶接前と溶接後について行ない、溶接による変形量を求めた。

##### (3) 溶接条件

表 4.2.2 に示す溶接条件によって行なった。(1 層片面ユニオンメルト溶接) なお、試験板面外方向の拘束は行な

わなかった。

#### 4.2.3 試験結果と考察

A, B, C, D, E および F の各試験板の面外変形計測結果を図 4.2.2 ~ 図 4.2.1.3 に示す。各グラフとともに横曲り変形量と縦曲り変形量を同一図面に立体的に表わしたものである。各試験板について、初期状態（仮付溶接後の試験板の形状）と溶接によって発生した面外変形量をそれぞれ示した。

##### (1) 初期角変形量と溶接角変形量との関係

図 4.2.1.4 は横軸に初期角変形量（ $2\delta$ ）を縦軸には、溶接によって発生した角変形量（ $2\phi$ ）をとって、各試験板の計測値をプロットしたものである。この図からわかるように溶接面外変形は初期面外変形の発生している方向と同方向に発生する。そしてその大きさは初期角変形量の大きさに左右されることなく、2~3度程度の値となる。これらの結果は、突合せ溶接継手の面外変形量をコントロールする上で有効に応用できると考えられる。

##### (2) 初期縦曲り変形と溶接縦曲り変形との関係

図 4.2.1.5 に縦曲り変形の発生状況を示す。縦曲り変形量は板巾方向にはほぼ一様であるので、図 4.2.1.5 では溶接線から 50mm 離れた d-line の値をプロットした。これからわかるように A, B, C および E の各試験板では初期縦曲り変形と同方向に溶接縦曲り変形が発生しているが、D と F の試験板については、初期縦曲り変形とは逆方向に溶接縦曲り変形が発生している。また、溶接によって発生する最大縦曲り量（中央部でのたわみ量）は、1,400mm の長さに対して 10~15mm 程度であることがわかった。これらの結果から初期縦曲り変形量と溶接縦曲り変形の発生方向および発生量との関係を明確にすることはできないようである。

##### (3) 角度形と縦曲り変形との関係

図 4.2.1.4 と図 4.2.1.5 から次のことがわかる。溶接面（B一面）に凹である角変形があったり、また凹になるような溶接角変形が生ずる場合、溶接縦曲り変形は必ず溶接面が凸になる変形を生ずる。（試験板番号 A, B, C）また、溶接面が凸になる角変形があったり、生じたりする場合、溶接縦曲り変形は溶接面が凹になる変形を生ずる。（試験板番号 D, E, F）これらの結果は従来の実験結果と一致するものである。

##### (4) 横収縮量

開先内での仮付量を比較的多くしたため、溶接線に対する横収縮量の分布はほぼ一様な傾向となった。計測点 11 個所の平均収縮量は 1.1mm ~ 1.4mm 程度となった。これらの値は Spraggen-Ettinger の式で計算した値（1.1mm）と良く一致する。

#### 4.2.4 まとめ

本研究で得られた結果をまとめて表 4.2.3 に示した。

- (1) 溶接による角変形は、初期角変形の発生している方向に発生する。そしてその大きさは初期角変形量の大きさに左右されることなく、この実験の場合 2~3 度となった。
- (2) 初期縦曲り変形量と溶接角変形量には明確な関係はない。
- (3) 最大縦曲り変形量は 1,400mm スパンで 10~15mm 生じた。
- (4) 平均横収縮量は 1.1~1.4mm である。

これらの結果は、今後突合せ溶接継手の拘束方法や変形防止に有効に応用できると考えられる。

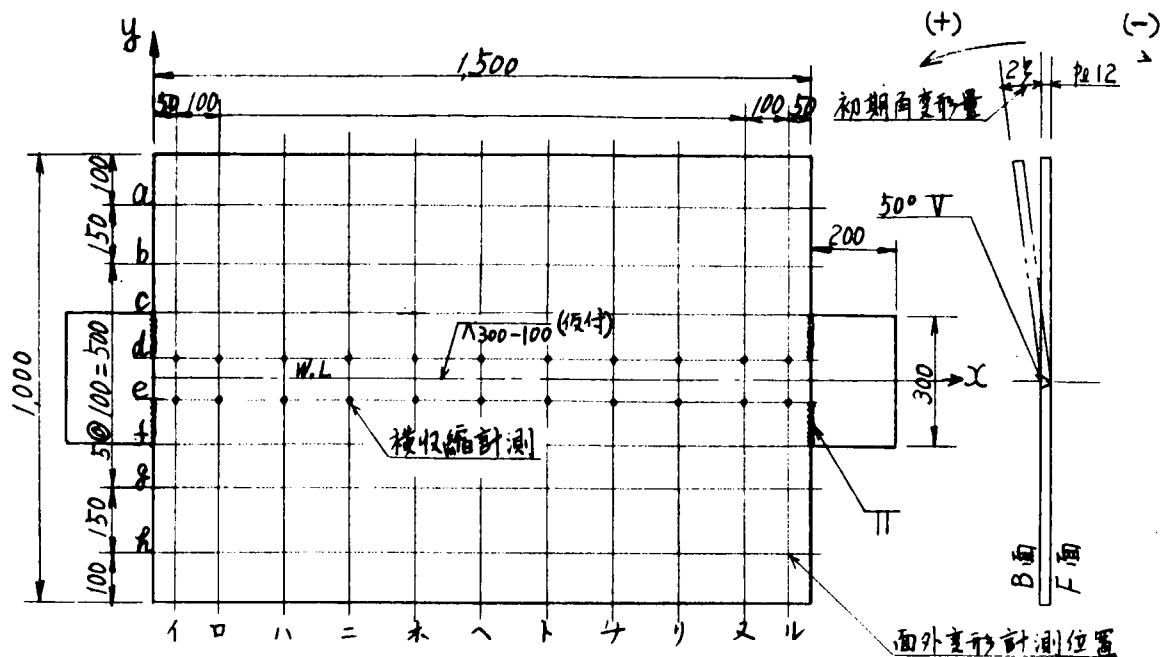


図 4.2.1 試験板形状と計測位置

表 4.2.1 初期角変形量と試験板符号

| 試験板符号        | A  | B   | C   | D    | E    | F    |
|--------------|----|-----|-----|------|------|------|
| 2号, 目標値(度)   | 4  | 2   | 0   | 0    | -2   | -4   |
| * 2号, 計測値(度) | 45 | 1.9 | 0.2 | -0.2 | -2.0 | -4.0 |

注) \* ; 図 3.2.1 Kにおいて 1ヘル 計測線の  
平均初期角変形量.

表 4.2.2 溶接条件

| 溶接材料          | 溶接条件  |     |       |     |    |    |
|---------------|-------|-----|-------|-----|----|----|
|               | 溶接芯線  | 電流  | 電圧    | 速度  | 入熱 |    |
| US 43<br>4.8Φ | MF 38 | RR2 | FAB-1 | 850 | 35 | 30 |

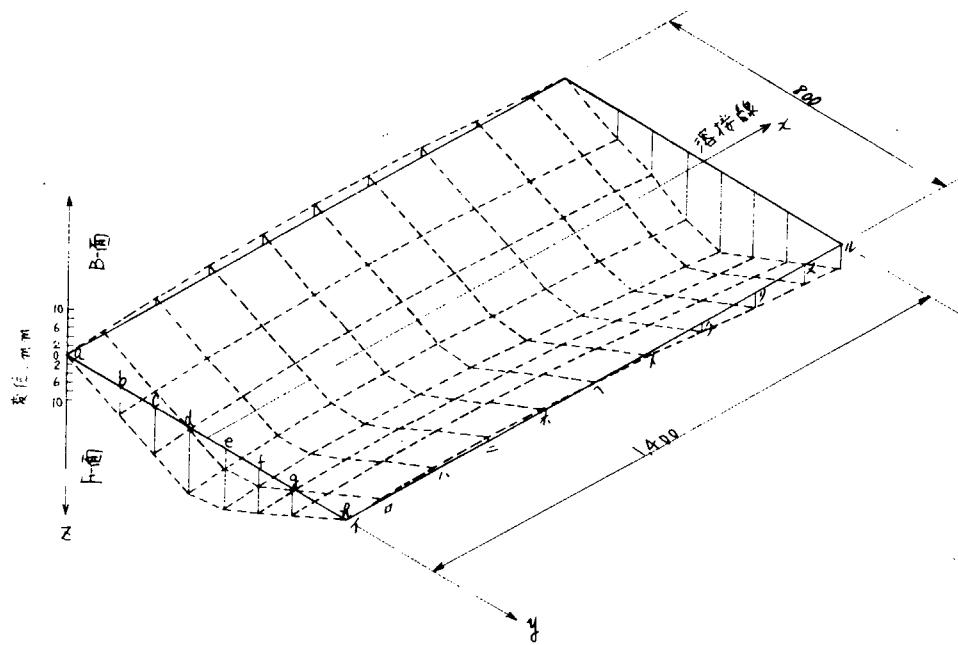


図 4.2.2 初期面外変形形状 (T.P NO A)

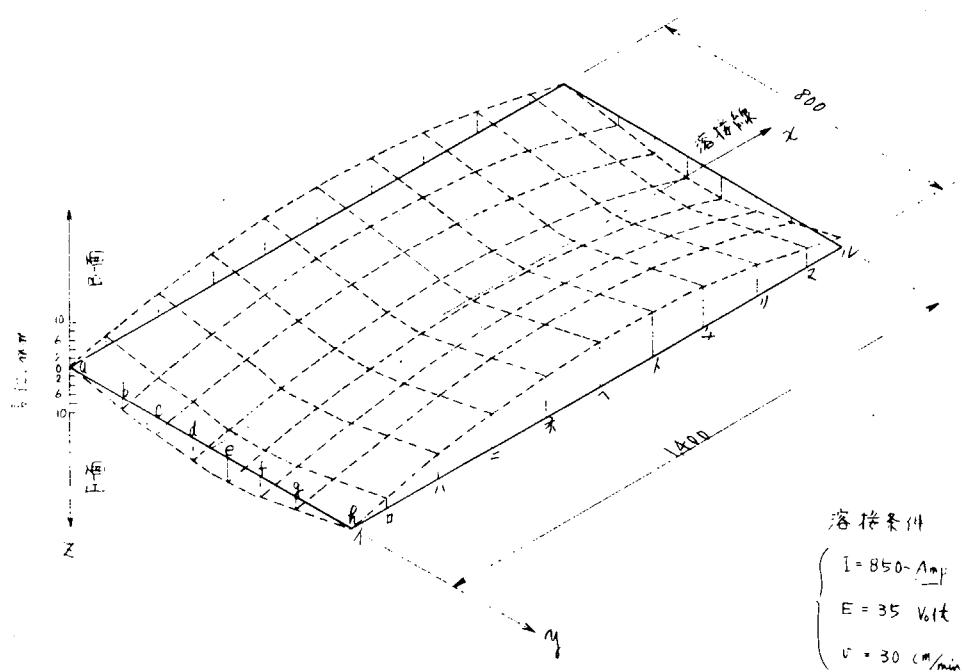


図 4.2.3 溶接面外変形形状 (T.P NO A)

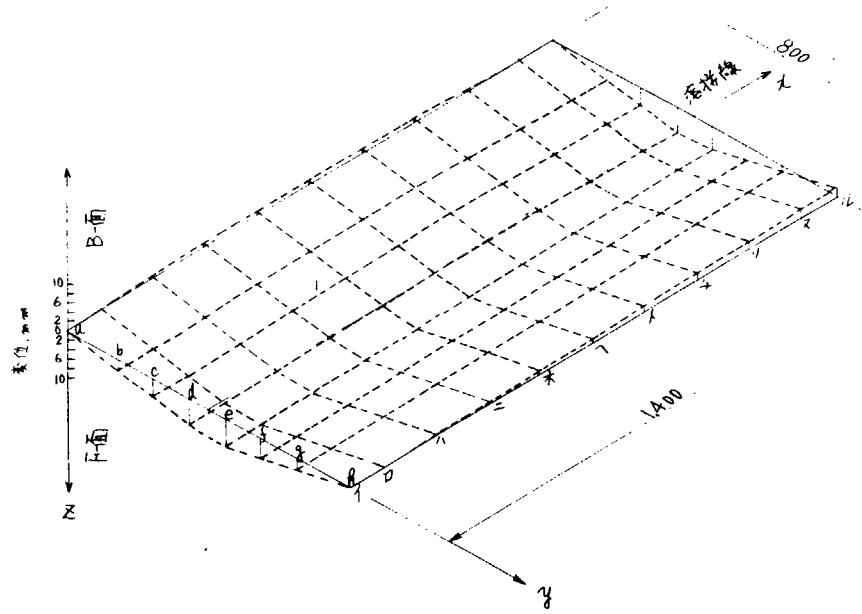


図 4.2.4 初期面外変形形状 (T,B NO B)

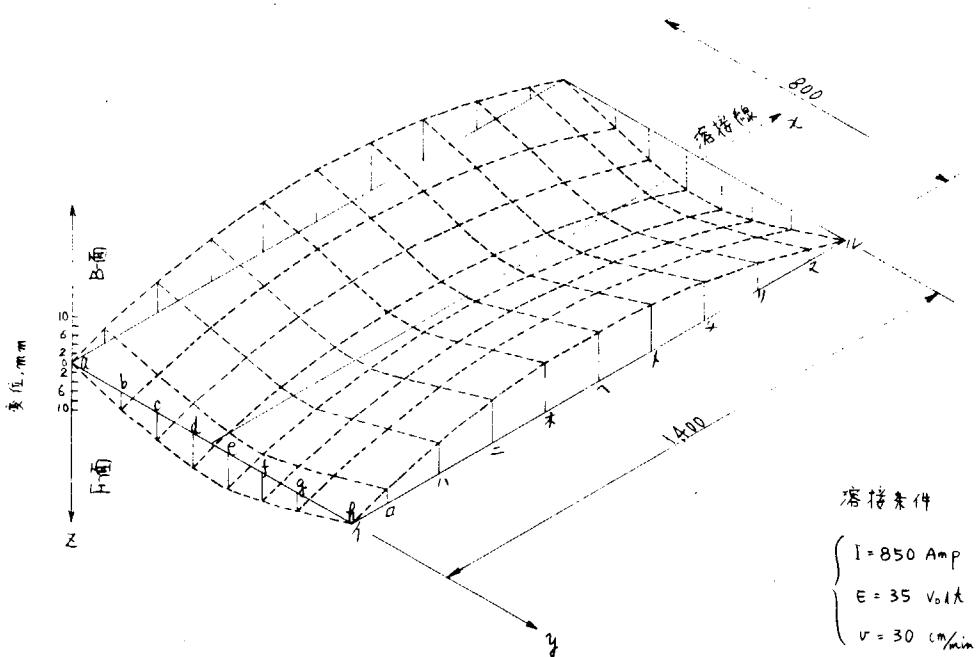


図 4.2.5 溶接面外変形形状 (T,P NO B)

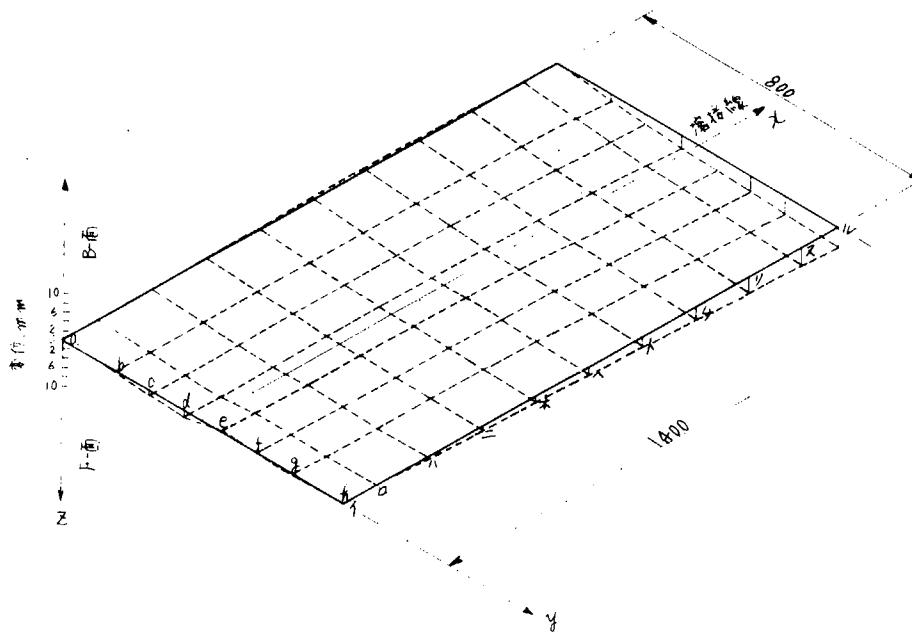


図 4.2.6 初期面外変形形状 (T.P NO C)

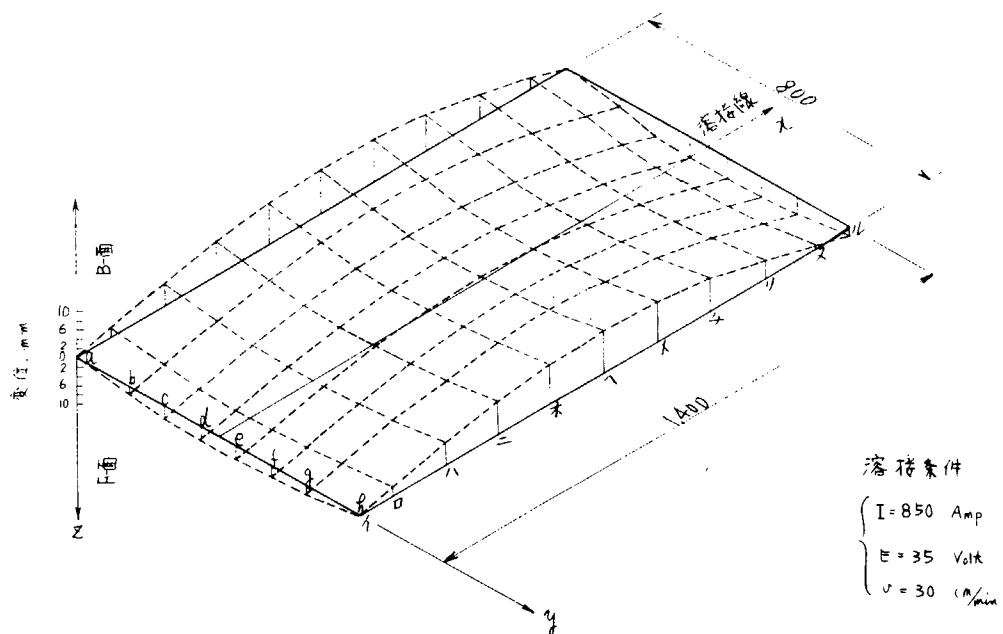


図 4.2.7 溶接面外変形形状 (T.P NO C)

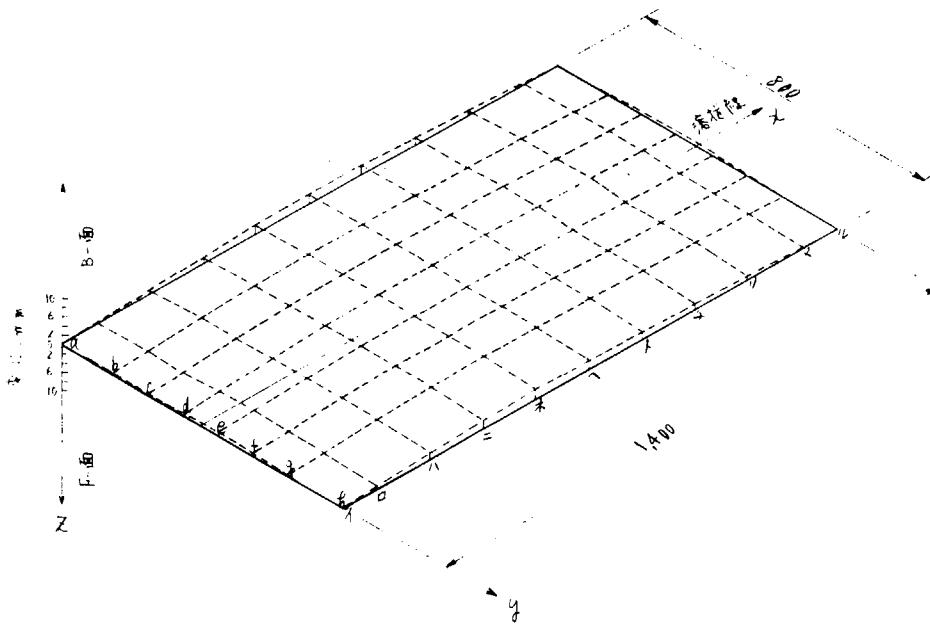


図 4.2.8 初期面外変形形状 (T.P NO D)

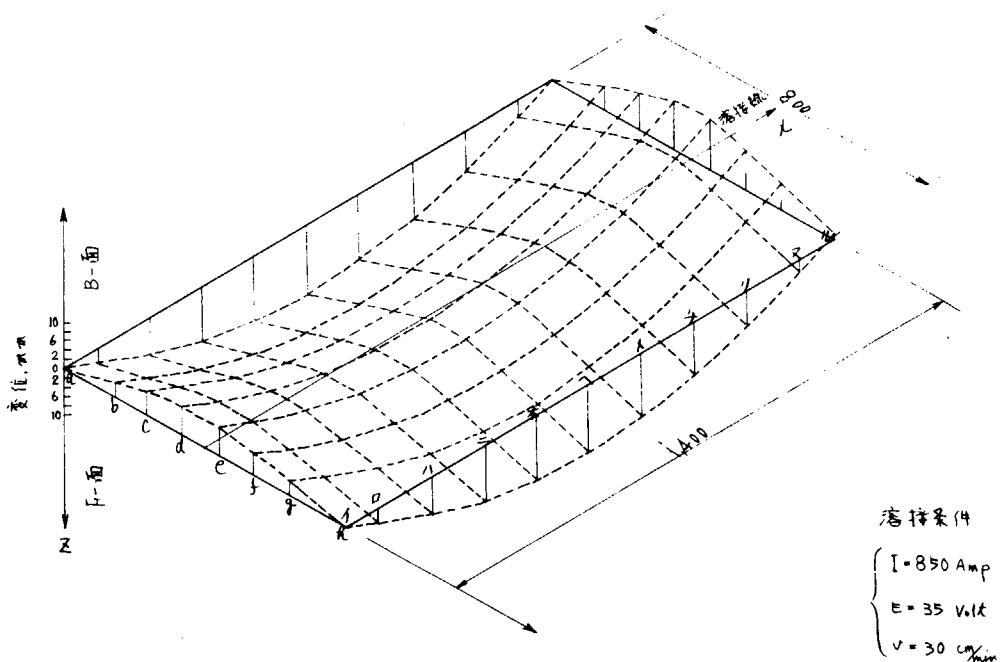


図 4.2.9 溶接面外変形形状 (T.P NO D)

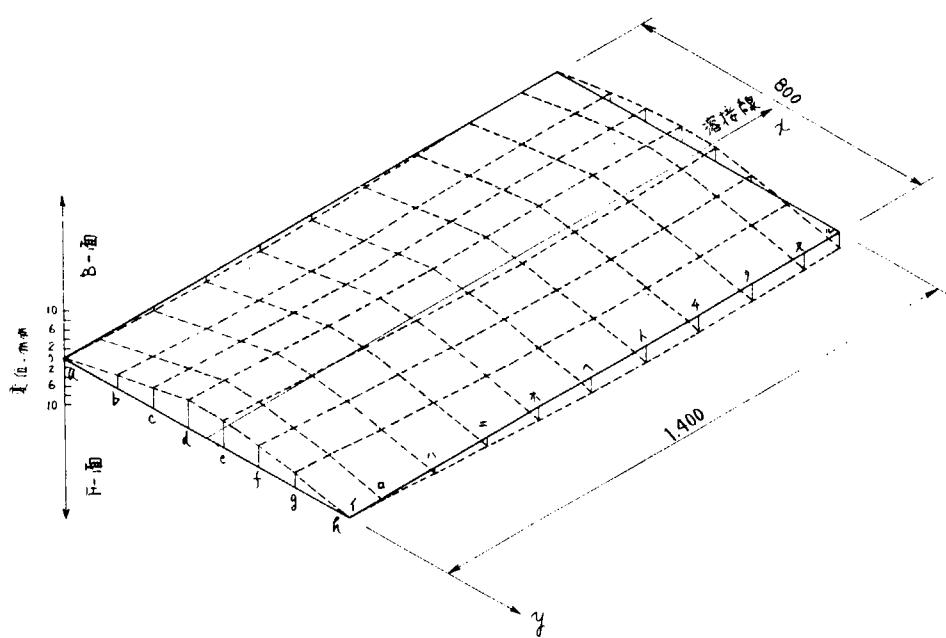


図 4.2.1-0 初期面外変形形状 (T.P NO E)

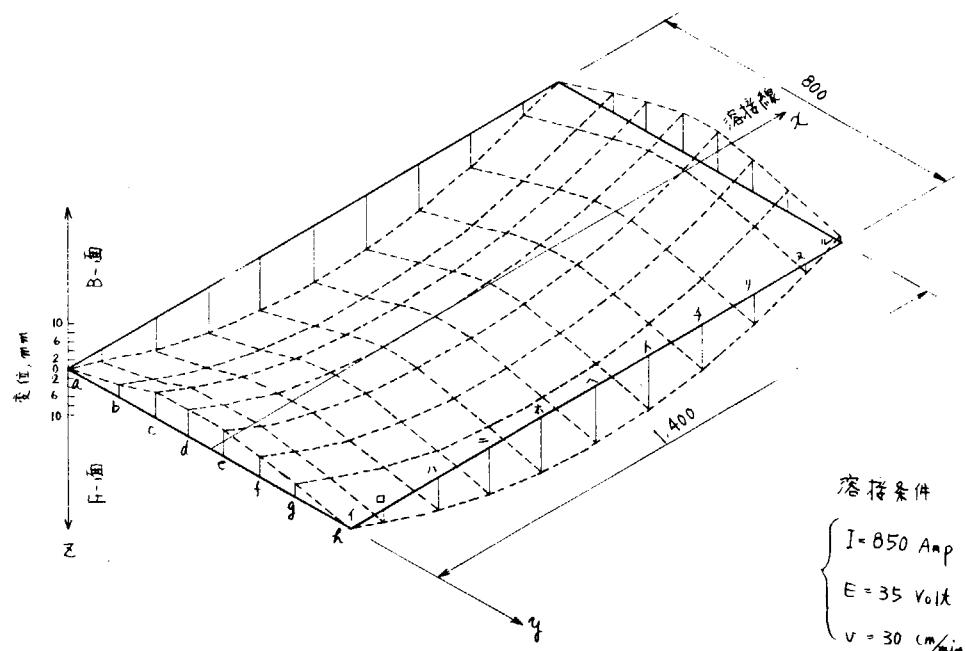


図 4.2.1-1 溶接面外変形形状 (T.P NO E)

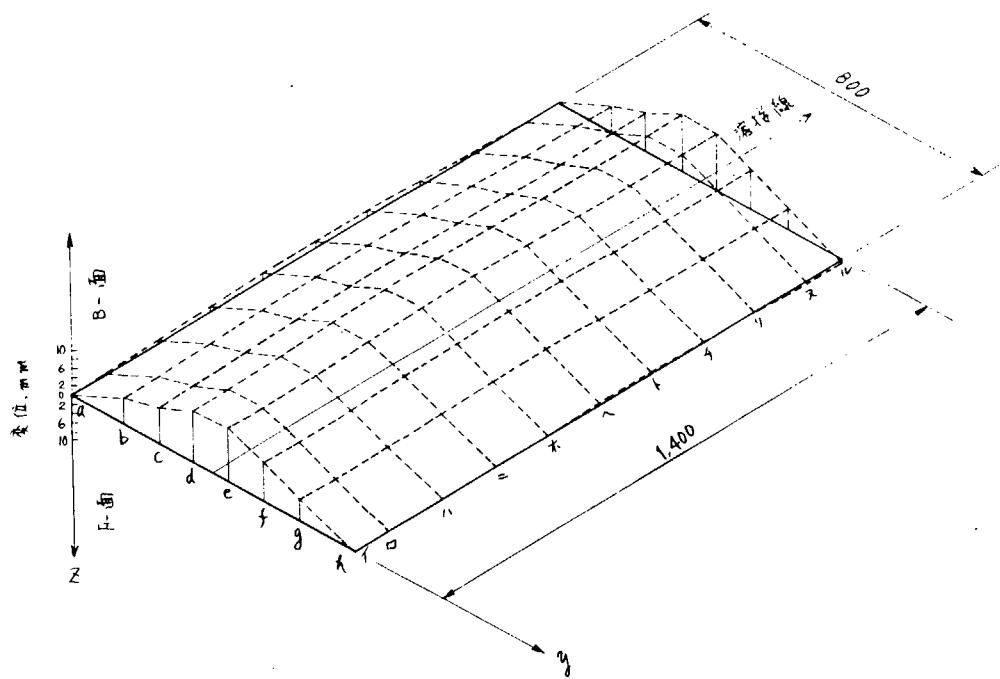


图 4.1.2 初期面外変形形状 (T.P NO F)

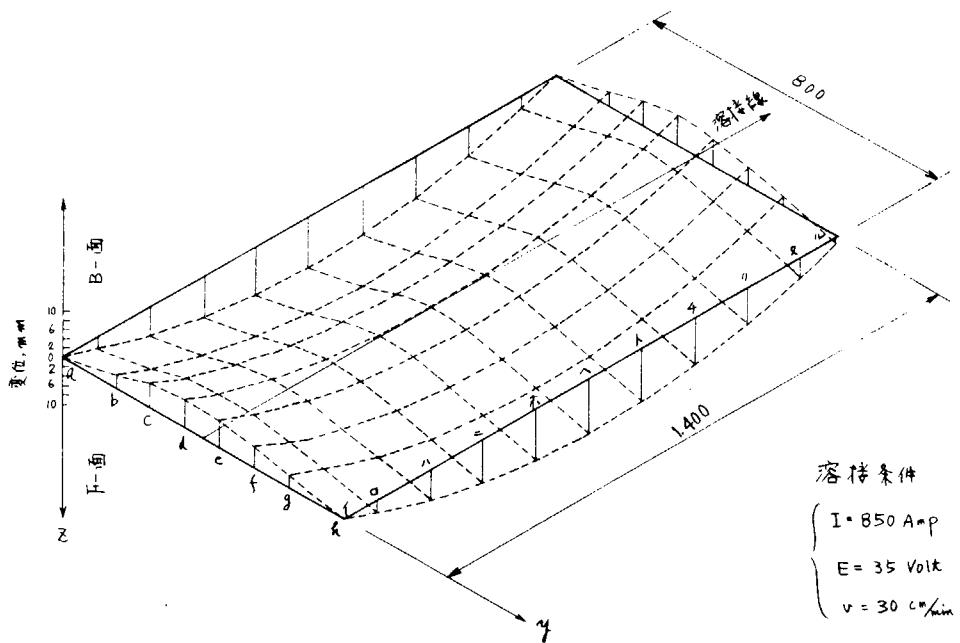


图 4.2.1.3 溶接面外変形形状 (T.P NO F)

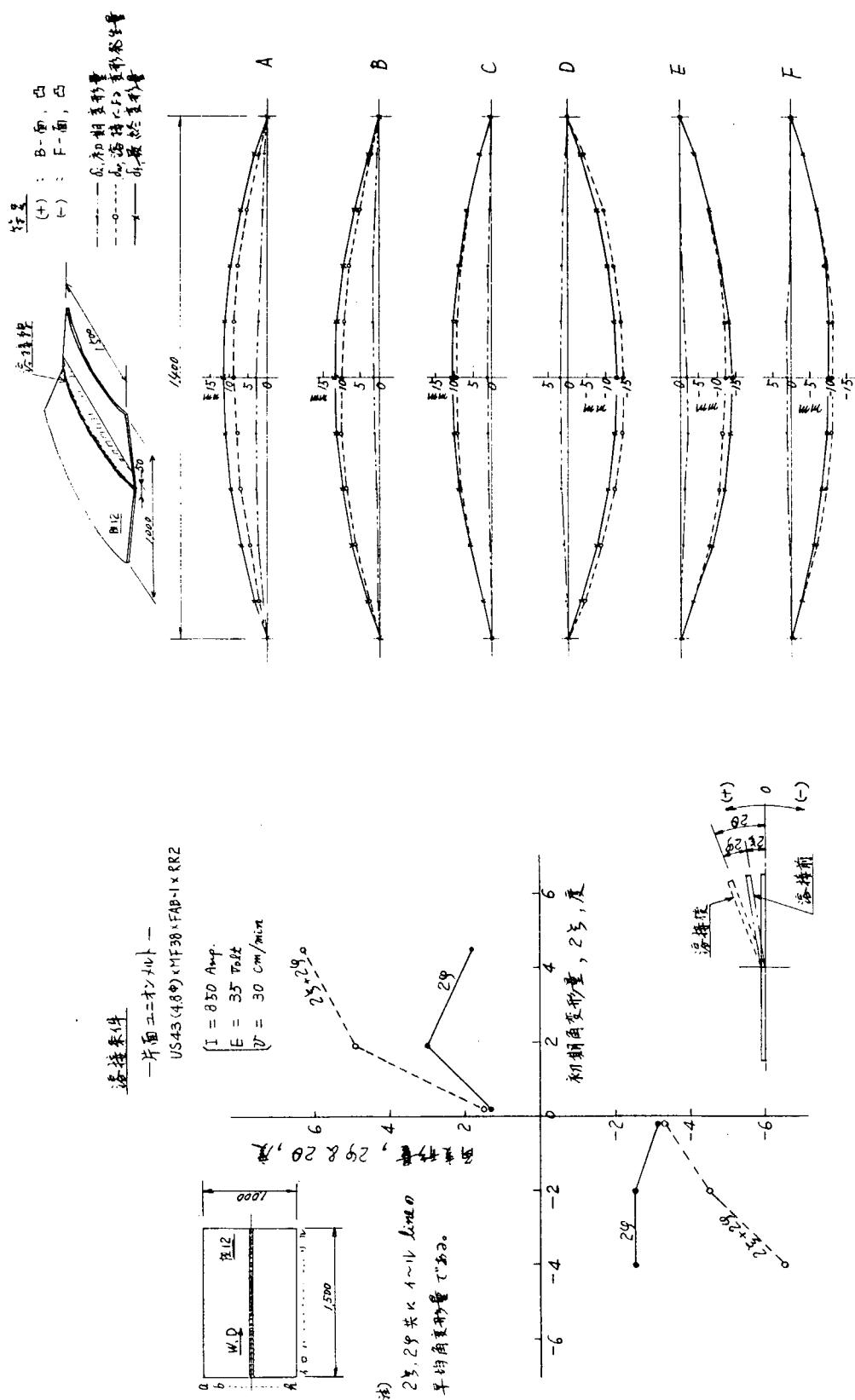


図 4.2.1-4 初期角変形と溶接角変形との関係

図 4.2.1-5 縦曲り変形の発生状況

表 4.2.3 面内および面外変形量

| T.P No. | 角 变 形 度    |            |            | 鉛 曲り (中央部のE曲れ) mm  |                    |                    | 横収縮 mm |      |      |
|---------|------------|------------|------------|--------------------|--------------------|--------------------|--------|------|------|
|         | 初期歪形<br>23 | 溶接歪形<br>29 | 最終歪形<br>20 | 初期鉛曲<br>$\delta_0$ | 溶接鉛曲<br>$\delta_w$ | 最終鉛曲<br>$\delta_f$ | B-面    | F-面  | 平均値  |
| A       | 4.5        | 1.8        | 6.3        | 3.0                | 9.0                | 12.0               | 0.9    | 1.6  | 1.15 |
| B       | -1.9       | 3.0        | 4.9        | 2.0                | 10.0               | 12.0               | 1.0    | 1.6  | 1.3  |
| C       | 0.2        | 1.3        | 1.5        | 1.0                | 9.0                | 10.0               | 1.1    | 1.1  | 1.1  |
| D       | -2.2       | -3.1       | -3.3       | 2.0                | -15.0              | -13.0              | 1.25   | 1.65 | 1.45 |
| E       | -2.0       | -2.5       | -4.5       | -2.0               | -12.0              | -14.0              | 1.0    | 1.6  | 1.3  |
| F       | -4.0       | -2.5       | -6.5       | 1.0                | -11.0              | -10.0              | 1.0    | 1.55 | 1.3  |

偏角

• G.L = 100 mm  
• 値は 11 点計測値の平均値である。

(+) : B-面, 凸  
(-) : F-面, 凸

### 4.3 隅肉溶接部におけるギャップ処理法の研究

#### 4.3.1 研究目的

船体のような大型構造物の建造過程では、各部材の溶接変形などによって、結合部の開先量が基準値よりも大きくなり過ぎてギャップを生じることがある。

この対策として、現在では次のような方法、(1)増し脚長、(2)面取り溶接、(3)ライナ挿入、などが用いられている。このような対策によって結合された継手は、ギャップのない継手と比較して十分な強度を有しておらねばならない。

本研究では、十字すみ肉溶接を対象とし、ギャップ量とその処理法によって変化する継手の強度を静的試験および疲労試験を行なって調査する。また、継手強度は脚長とともに溶け込み量の大きさにも依存しているので、ギャップと期待できる溶け込み量の関係も実験調査する。他方、種々の理論解析も行ない、これらの研究成果をもとに継手強度およびギャップ処理の作業性などを考慮したギャップ処理法を検討するのが本研究の目的である。

#### 4.3.2 実験対象

##### (1) 試験片

###### (a) 実験対象

本研究ではギャップ処理法として、ギャップ量に応じて次の3つの方法を対象として検討を行なった。すなわち表4.3.1に示す増し脚長型、表4.3.2に示す面取り型および表4.3.3に示すライナ挿入型である。表中○印は静的試験を、◎印は疲労試験を行なったものを示している。

なお、本報告書では各試験片の名称を以下に示す規則で表示する。すなわち、表4.3.1に示す増し脚長型試験片に対しては、(主板寸法)G(ギャップ量)-(規定脚長+増し脚長寸法)の順で表示する。例えば主板12mm、ギャップ量5mm、増し脚長3mm、規定脚長7mmの試験片名称は12G5-10となる。

表 4.3.1 増し脚長型の場合

| 主板<br>規定期長<br>増し脚長<br>ルート<br>ギャップ° | 12 |    |    | 18 |    |    | 25 |   |   | (単位 mm) |    |    |
|------------------------------------|----|----|----|----|----|----|----|---|---|---------|----|----|
|                                    | 5  | 7  | 9  | 7  | 5  | 10 | 0  | 3 | 5 | 0       | 3  | 5  |
| 0                                  | ○* |    |    | ○  | ○@ | ○  |    |   |   | ○       | ○@ |    |
| 3                                  | ○  | ○  | ○  | ○  | ○  | ○  | ○  | ○ | ○ | ○       | ○@ | ○@ |
| 5                                  | ○  | ○@ | ○* |    |    |    |    |   |   | ○       | ○@ | ○@ |

注 ○: 静的試験, ○@: 疲労試験

\*印のついたものは造船学会鋼船工作法前面地区委員会における自主実験で行なわれたもの

試験片名称 12G5-10  
 ↑ 主板厚寸法  
 ↑ ギャップ度  
 ↑ 規定期長  
 + 増し脚長

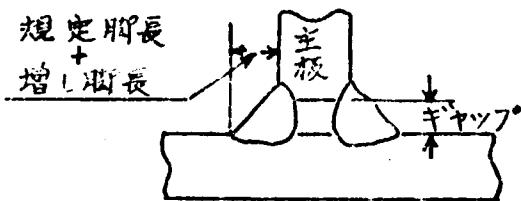


表 4.3.2 面取り型の場合

| (単位 mm)      |       |    |
|--------------|-------|----|
| ルート<br>ギャップ° | 主板 12 |    |
| 5            | ○*    | ○* |
| 8            | ○*    | ○@ |
| 12           | ○*    | ○* |

注 ○: 静的試験, ○@: 疲労試験

\*印のついたものは造船学会鋼船工作法前面地区委員会における自主実験で行なわれたもの

試験片名称 12G5-C  
 ↑ 主板厚寸法  
 ↑ ギャップ度

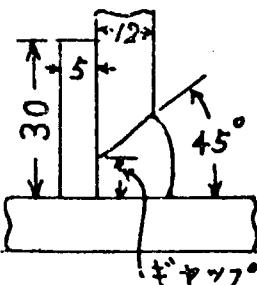


表 4.3.3 ライナ挿入型の場合

| ギャップ | 脚長 | 12 |    |    |    |     |     | 18 |    |    |     |     |  |
|------|----|----|----|----|----|-----|-----|----|----|----|-----|-----|--|
|      |    | 5  |    |    |    |     |     | 9  |    |    |     |     |  |
|      |    | 22 | 32 | 50 | 75 | 100 | 125 | 36 | 50 | 75 | 100 | 125 |  |
| 5    | 0  |    | ○* | ○  |    |     |     |    |    |    |     |     |  |
| 8    | 0  |    | ○* | ○  |    |     |     |    |    |    |     |     |  |
|      | 0  | ○* | ○  | ○* | ○  | ○*  | ○   |    |    |    |     |     |  |
| 12   | 3  |    |    | ○  |    |     |     |    |    |    |     |     |  |
|      | 5  |    |    |    |    |     |     |    |    |    |     |     |  |
|      | 0  |    |    |    |    |     |     | ○  | ○  | ○  | ○   | ○   |  |
| 18   | 3  |    |    |    |    |     |     |    |    | ○  | ○   |     |  |
|      | 5  |    |    |    |    |     |     |    |    |    | ○   |     |  |
|      | 0  |    |    |    |    |     |     |    |    |    |     |     |  |
| 25   | 3  |    |    |    |    | ○   |     |    |    | ○  |     |     |  |
|      | 5  |    |    |    |    | ○   |     |    |    | ○  |     |     |  |
|      | 0  |    |    |    |    | ○   | ○   | ○  | ○  | ○  | ○   | ○   |  |

注

○：静的試験，○：疲労試験

\*印のついたものは造船学会鋼船工作法  
関西地区委員会における自主実験を行なわれたもの

試験片名称 18G25-75B9

↑ 主板寸法  
↑ ギャップ  
↑ ライナ寸法  
↑ 増し脚長  
↑ 規定期長

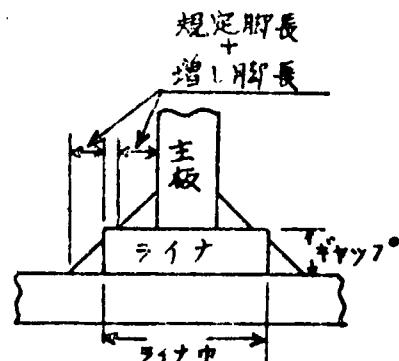


表 4.3.2 に示した面取り型に対しては、(主板寸法) G (ギャップ量) - C の順で示し、例えば、主板 12mm、ギャップ量 5mm の試験片名称は 12G5-C となる。また、表 4.3.3 に示すライナ挿入型試験片は(主板寸法) G (ギャップ量) - (ライナ巾) B (規定脚長+増し脚長) の順で表示し、例えば主板 18mm、ギャップ量 25mm、規定脚長 9mm、増し脚長 0mm、ライナ巾 75mm の試験片名称は 18G25-75B9 となる。

## (b) 供試材

供試材は N k 規格の k A M 鋼を用いた。その機械的性質を表 4.3.4(a) に示している。機械的性質は N K 1 号試験片によって求めており、各板厚に対して 2 ~ 3 本の試験結果の平均値を示している。なお表 4.3.1 ~ 表 4.3.3 で \* 印をつけた日本造船学会鋼船工作法研究委員会第 1 分科会関西地区委員会で行なわれた実験には表 4.3.4(b) に示す供試材を用いている。

表 4.3.4 供試材の機械的性質

(a)

| 板厚<br>(mm) | 降伏強度<br>(kg/mm <sup>2</sup> ) | 引張り強度<br>(kg/mm <sup>2</sup> ) | 伸び<br>(%) |
|------------|-------------------------------|--------------------------------|-----------|
| 1.2        | 30.5                          | 46.4                           | 28.3      |
| 1.7        | 30.0                          | 44.1                           | 29.3      |
| 1.9        | 27.7                          | 46.1                           | 29.3      |
| 2.5        | 30.0                          | 46.7                           | 30.3      |

(b)

| 板厚<br>(mm) | 降伏強度<br>(kg/mm <sup>2</sup> ) | 引張り強度<br>(kg/mm <sup>2</sup> ) | 伸び<br>(%) |
|------------|-------------------------------|--------------------------------|-----------|
| 5          | 28.1                          | 46.0                           | 25        |
| 8          | 29.2                          | 43.6                           | 29        |
| 1.2        | 31.8                          | 44.5                           | 30        |
| 1.9        | 38.0                          | 47.2                           | 31        |

## (c) 試験片および溶接条件

図 4.3.1 に試験片形状を示している。なお、面取り型試験片では、チルプレートを除去した場合は、強度上問題がないと考えられるのでチルプレートを残した状態で検討を行なった。静的引張り試験片は母材から破断する場合を考慮してつかみ部の巾を広くした。疲労試験片は破断箇所が溶接ルート部か止端部に限られ、つかみ部から破断するようなことは本系列のような試験片の場合は考えられないため、一様な巾とした。これら試験片の

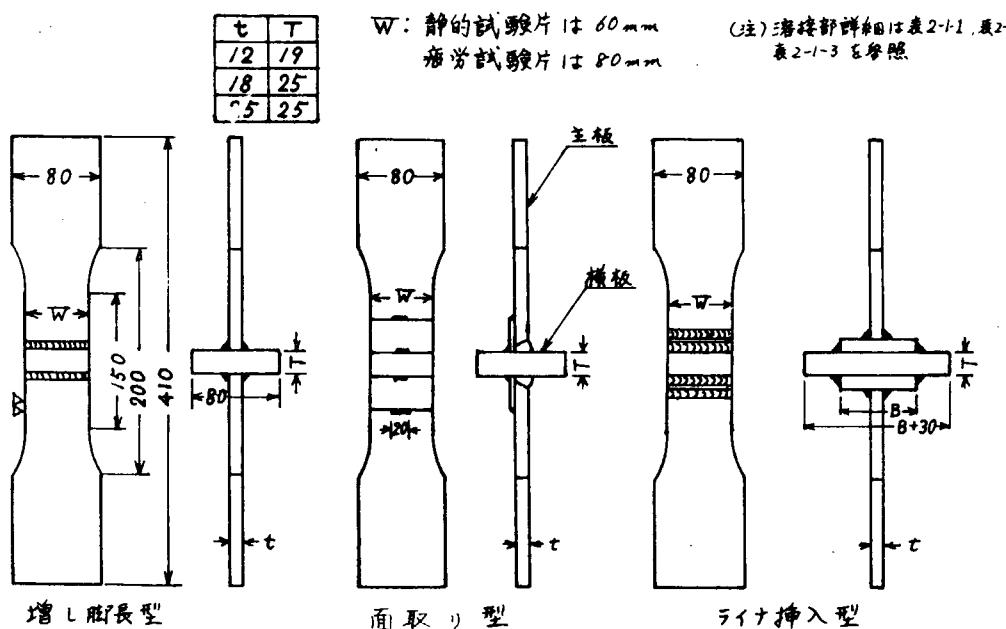


図 4.3.1 試験片形状

溶接部形状の詳細は表 4.3.1、表 4.3.2、表 4.3.3 に示すとおりで、溶接は D 4303 溶接棒を用いて下向姿勢で行なっている。溶接条件としては、4 mm<sup>Ø</sup> 溶接棒を用いた時は電流 170～200A、電圧 22～24V、速度 270～300 mm/min で、5 mm<sup>Ø</sup> 溶接棒を用いた場合は電流 210～250A、電圧 22～24V、速度 240～340 mm/min とした。

試験片は長さ 1000 mm のブロックから採取した。採取に当っては、溶接の仮付け位置と棒継位置が試験片内にからぬよう配慮した。

## (2) 静的試験

## (a) 実験要領

静的引張試験はオルセン型万能試験機を用い、200～300 mm/min の引張り速度で負荷した。なお試験片の伸び（標点距離 80 mm）と荷重の関係は X-Y レコーダで記録した。そして得られた荷重一伸びの関係より 0.2% 耐力を求め、これを降伏荷重とした。なお引張試験に先立ち試験片断面をマクロ観察し、のど厚および脚長を計測した。

## (b) 実験結果および考察

(i) 増し脚長型試験片の場合

各試験片の引張試験結果を表4.3.5(1)および(2)に示す。表中破断位置として“母材”と示したものは主板で破断したもので、“溶接金属”と示したものはすみ肉溶接部で破断したものである。また実測のど断面平均強度は、母材で破断したものは荷重を主板断面積で、溶接金属で破断したものはすみ肉溶接部実測のど断面積で除したものを示している。

主板厚が12mmの試験片ではギャップ量が0である12G0-5、12G0-7試験片以外はほとんどすべて母材破断をしている。一方、主板厚25mmの試験片はすべて溶接金属で破断している。この場合の破断様相の一例を写真4.3.1に示している。

図4.3.2および図4.3.3は表4.3.5(1)および(2)の結果を図に示したものである。図の縦軸には単位溶接長当りの荷重を示している。図中黒くぬりつぶした実験点は母材破断を生じたものを示している。

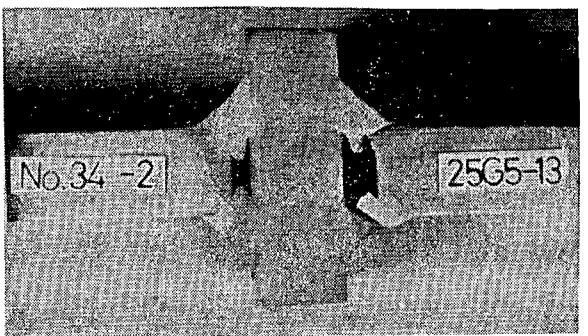
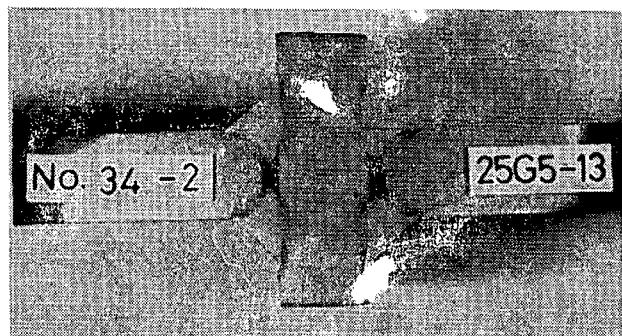
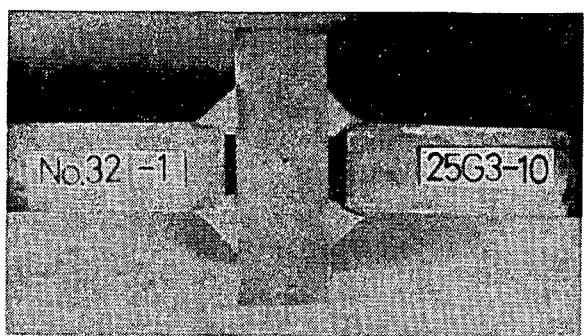
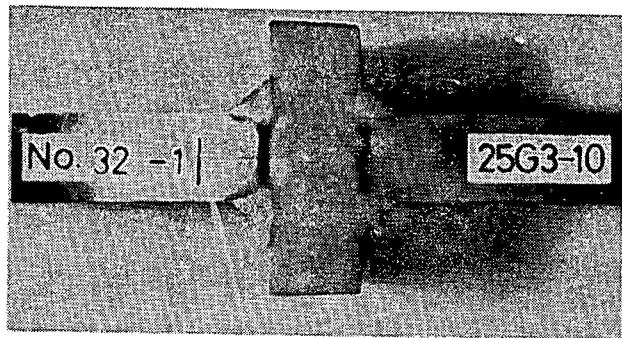
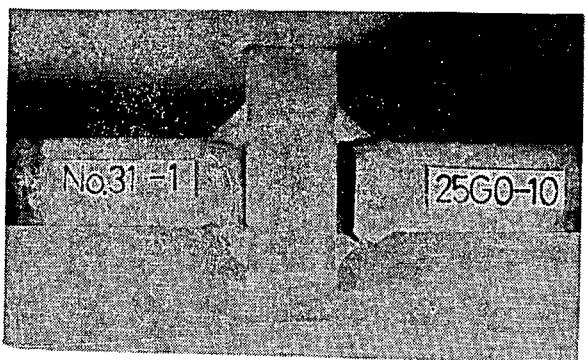
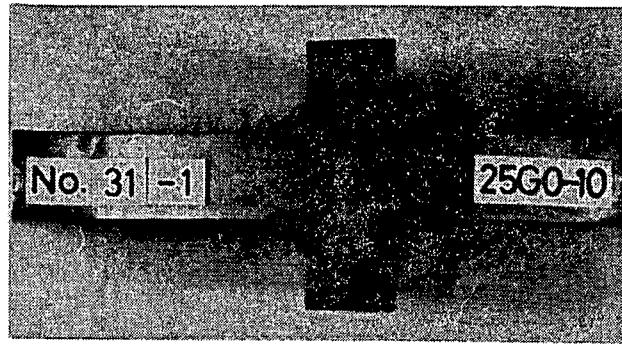
図4.3.3よりわかるように、主板が12mmの場合は、ギャップが0である12G0-5試験片および12G0-7試

表4.3.5 (1) 増し脚長型試験片の実験結果(その1)

| 試験片号    |   | 単位溶接長当り降伏荷重<br>kg/mm | 実測のど断面平均降伏強度<br>kg/mm | 単位溶接長当り最大荷重<br>kg/mm | 実測のど断面平均最大強度<br>kg/mm | 破断位置 |
|---------|---|----------------------|-----------------------|----------------------|-----------------------|------|
| 12G0-5  | 1 | 324                  | 38.0                  | 365                  | 45.8                  | 溶接金属 |
| 12G3-5  | 1 | 323                  | 27.8                  | 533                  | 45.9                  | 母材   |
|         | 2 | 320                  | 27.5                  | 533                  | 45.9                  | //   |
|         | 3 | 321                  | 27.7                  | 532                  | 45.8                  | //   |
| 12G3-8  | 1 | 340                  | 29.6                  | 540                  | 47.0                  | //   |
|         | 2 | 349                  | 30.1                  | 543                  | 46.8                  | //   |
|         | 3 | 342                  | 29.2                  | 547                  | 46.8                  | //   |
| 12G5-8  | 1 | 349                  | 30.1                  | 541                  | 46.7                  | //   |
|         | 2 | 349                  | 27.3                  | 545                  | 42.6                  | 溶接金属 |
|         | 3 | 339                  | 29.0                  | 546                  | 46.6                  | 母材   |
|         | 4 | 346                  | 29.6                  | 551                  | 47.1                  | //   |
| 12G5-10 | 1 | 330                  | 27.5                  | 552                  | 46.0                  | //   |
|         | 2 | 336                  | 28.2                  | 558                  | 46.4                  | //   |
| 12G0-7  | 1 | 327                  | 28.7                  | 477                  | 41.8                  | 溶接金属 |
|         | 2 | 332                  | 35.3                  | 455                  | 48.4                  | //   |
|         | 3 | 316                  | 37.6                  | 460                  | 46.0                  | //   |
| 12G3-7  | 1 | 346                  | 29.8                  | 532                  | 45.8                  | 母材   |
|         | 2 | 326                  | 29.1                  | 531                  | 47.4                  | 溶接金属 |
|         | 3 | 354                  | 32.8                  | 533                  | 49.3                  | //   |
|         | 4 | 353                  | 31.0                  | 532                  | 46.6                  | 母材   |
| 12G3-10 | 1 | 368                  | 31.7                  | 541                  | 46.6                  | //   |
|         | 2 | 366                  | 31.6                  | 539                  | 46.5                  | //   |
|         | 3 | 353                  | 30.1                  | 539                  | 46.1                  | //   |
| 18G0-9  | 1 | 384                  | 31.5                  | 508                  | 46.1                  | 溶接金属 |
|         | 2 | 337                  | 29.8                  | 517                  | 45.7                  | //   |
|         | 3 | 367                  | 30.9                  | 546                  | 45.9                  | //   |
|         | 4 | 356                  | 30.9                  | 510                  | 44.3                  | //   |

表 4.3.5 (2) 増し脚長型試験片の実験結果 (その2)

| 試験記     | 片号 | 単位溶接長<br>当り降伏荷重<br>$\text{kg}/\text{mm}$ | 実測のど断面<br>平均降伏強度<br>$\text{kg}/\text{mm}^2$ | 単位溶接長<br>当り最大荷重<br>$\text{kg}/\text{mm}$ | 実測のど断面<br>平均最大強度<br>$\text{kg}/\text{mm}^2$ | 破位<br>断置 |
|---------|----|--|---|--|---|----------|
| 25G0-7  | 1  | 409                                      | 39.7  | 481                                      | 46.7  | 溶接金属     |
|         | 2  | 412                                      | 39.6  | 493                                      | 47.4  | "        |
|         | 3  | 426                                      | 39.4  | 488                                      | 45.1  | "        |
| 25G3-7  | 1  | 580                                      | 50.4  | 656                                      | 57.0  | "        |
|         | 2  | 542                                      | 42.0  | 646                                      | 50.0  | "        |
|         | 3  | 556                                      | 49.2  | 613                                      | 54.3  | "        |
| 25G0-10 | 1  | 373                                      | 23.2  | 646                                      | 40.1  | "        |
|         | 2  | 478                                      | 31.1  | 643                                      | 41.7  | "        |
|         | 3  | 418                                      | 27.0  | 646                                      | 41.7  | "        |
| 25G3-10 | 1  | 664                                      | 42.3  | 738                                      | 47.0  | "        |
|         | 2  | 651                                      | 40.9  | 763                                      | 48.0  | "        |
|         | 3  | 653                                      | 40.0  | 758                                      | 46.5  | "        |
| 25G3-13 | 1  | 678                                      | 34.1  | 851                                      | 42.8  | "        |
|         | 2  | 691                                      | 29.0  | 908                                      | 38.2  | "        |
|         | 3  | 681                                      | 34.8  | 885                                      | 45.1  | "        |
| 25G5-13 | 1  | 705                                      | 29.6  | 1018                                     | 42.8  | "        |
|         | 2  | 698                                      | 30.5  | 1018                                     | 44.4  | "        |
|         | 3  | 704                                      | 28.5  | 1074                                     | 43.5  | "        |
| 25G5-15 | 1  | 716                                      | 29.0  | 1070                                     | 43.3  | "        |
|         | 2  | 713                                      | 27.1  | 1040                                     | 39.5  | "        |
|         | 3  | 698                                      | 26.2  | 1097                                     | 41.2  | "        |

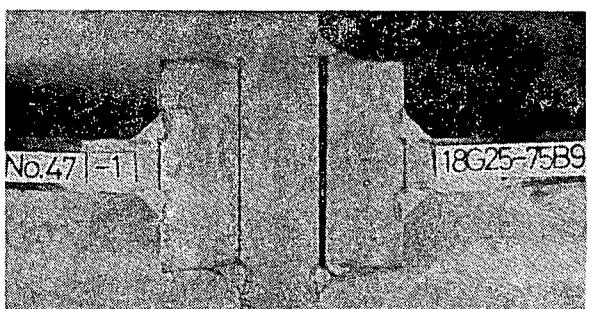
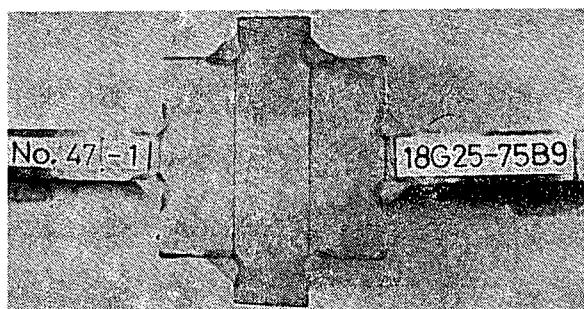


試 験 前

破 断 後

写真 4. 3. 1 静的試験片破断写真

(増し脚長型)



試 験 前

破 断 後

写真 4. 3. 2 ライナ挿入型静的試験片の破断写真

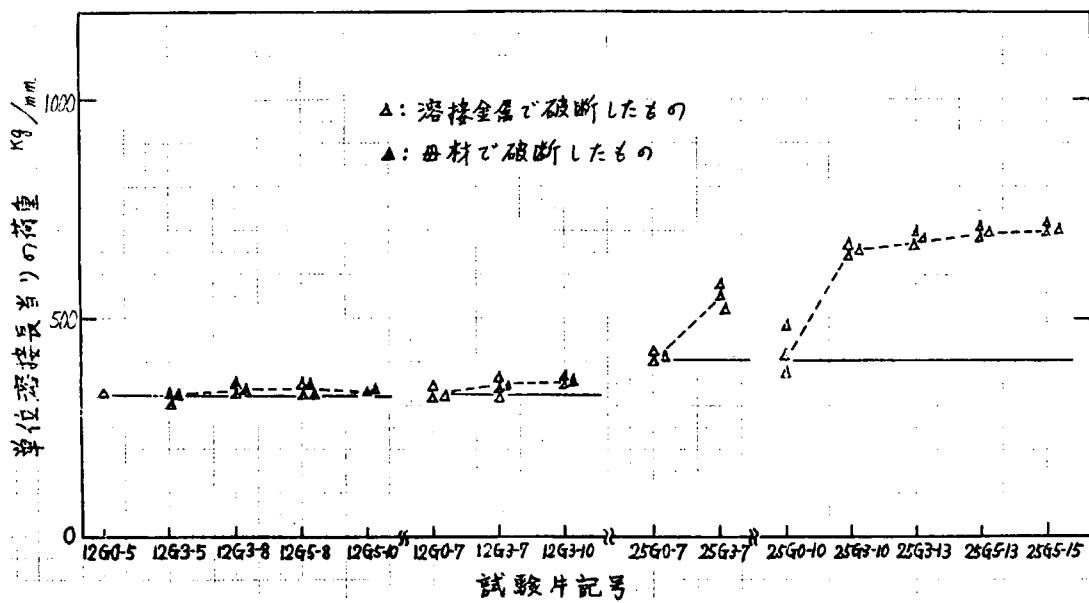


図 4.3.2 増し脚長型試験片の降伏強度

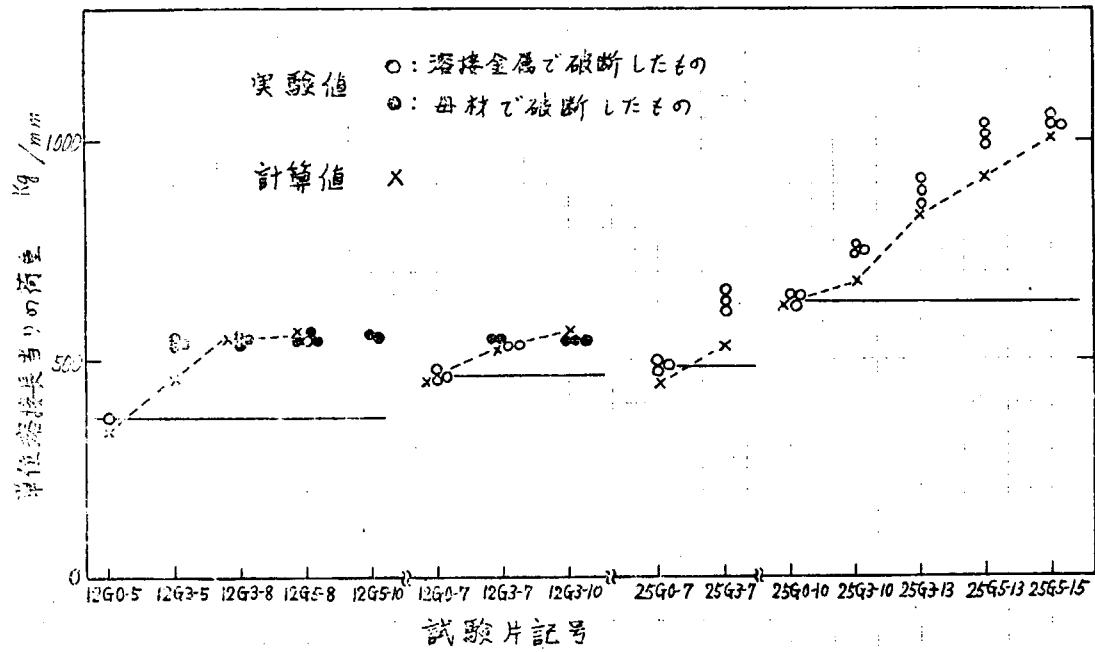


図 4.3.3 増し脚長型試験片の最大強度

試験片以外はすべて母材強度と等しくなっており、いずれもギャップなしの基準試験片より高い強度を示している。一方主板厚 2.5 mm の場合はいずれも溶接金属で破断しており、その強度は同一脚長ではギャップが大きいほど高くなっている。これは本実験ではギャップ量が大きいほどとけこみ量が大きくなっている（写真 4.3.1 参照）ことから定性的に説明することができる。したがって以上の実験結果から実用上の問題としてギャップが存在していても増し脚長は必要ないということができる。

次にギャップのある継手の強度をとけこみ量との関係において定量的な考察を行なう。ギャップのない場合に対しては局部収縮理論にもとづく解析の結果、図 4.3.4 に示すようなとけこみを有するすみ肉溶接継手の強度を（4.3.1）式で与えられている。<sup>\*</sup>

\* 佐藤、瀬尾；“局部収縮理論にもとづくすみ肉溶接継手の強度解析”溶接学会誌 vol 41 (1972) 164

佐藤、瀬尾；“前面すみ肉溶接継手の変形挙動と強度に関する研究”溶接学会誌 vol 41 (1972) 1610

$$\left. \begin{array}{l} \theta_p \leq \tan^{-1} \left\{ \frac{1}{4} \tan \theta_f \right\} \text{の場合} \\ P = 2(p+f) \sin \theta_f \sqrt{\frac{3 \sin^2 \psi + 1}{3 \cos^2(\theta_f - \psi)}} \cdot \sigma_w \\ \text{ただし } \tan \psi = \frac{1}{4} \tan \theta_f \\ \tan^{-1} \left\{ \frac{1}{4} \tan \theta_f \right\} \leq \theta_p \leq 90^\circ \text{ の場合} \\ P = 2\sqrt{p^2 + f^2} \cdot \sqrt{\frac{3 \sin^2 \theta_p + 1}{3}} \cdot \sigma_w \\ P : \text{単位溶接長当たりの継手強度} \\ \sigma_w : \text{溶接金属の強度} \end{array} \right\} \quad \dots \dots \dots \quad (4.3.1)$$

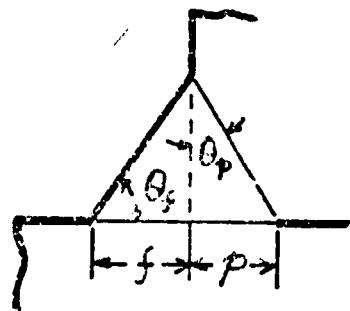


図 4.3.4

いまみ肉角度  $\theta_f$  を  $45^\circ$  とすると (4.3.1) 式は (4.3.2) 式のように

簡単な形となる。

$$\left. \begin{array}{l} P \leq \frac{1}{4}f \text{ の場合} \\ P = 2(p+f) \times 0.52 \cdot \sigma_w \\ \frac{1}{4}f \leq P \text{ の場合} \\ P = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{4P^2 + f^2} \cdot \sigma_w \end{array} \right\} \quad \dots \dots \dots \quad (4.3.2)$$

したがって、今図 4.3.5 の付図に示すようなギャップ量  $g$ 、規定脚長 + 増し脚長 =  $F$  を有する継手の強度に上記の考え方を適用すると以下のようになる。今図 4.3.5 で主板側溶け込み量  $P$ 、横板側溶け込み量  $P'$  とするとき  $P'$  が  $P$  に比べて極端に小さくない ( $P' > p - g$ ) 場合は継手強度は主板側溶け込み量  $p$  に対してのみ考えればよいことになり継手強度は図 4.3.4 の  $f$  に対応して図 4.3.5 では  $f = F - g$  と考えられるから (4.3.3) 式となる。

$$\left. \begin{array}{l} P \leq \frac{1}{4}(F - g) \text{ の場合} \\ P = 2(P + F - g) \times 0.52 \cdot \sigma_w \\ \frac{1}{4}(F - g) \leq P \text{ の場合} \\ P = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{4P^2 + F^2 - 2gF + g^2} \cdot \sigma_w \end{array} \right\} \quad \dots \dots \dots \quad (4.3.3)$$

本実験の範囲では、とけこみ量  $P$  は写真 4.3.1 からもわかるようにほぼギャップ量  $g$  と等しくなっている。そこでいま  $P = g$  と仮定すると (4.3.3) 式は (4.3.4) 式となる。

$$\left. \begin{array}{l} g \leq \frac{1}{5}F \text{ の場合} \\ P = 2F \times 0.52 \cdot \sigma_w \\ \frac{1}{5}F \leq g \text{ の場合} \\ P = \frac{2}{\sqrt{3}} F \cdot \sqrt{1 - 2g/F + 5g^2/F^2} \cdot \sigma_w \end{array} \right\} \quad \dots \dots \dots \quad (4.3.4)$$

(4.3.4) 式を種々の  $g/F$  について計算したものを図 4.3.5 に実線で示している。図中○印は実験値をプロットしている。なお、実験値はギャップ 0 の 12G0-7 試験片の強度を基準として無次元化して示している。実験値と計算値はかなりよく一致しているようである。また、図 4.3.3 に示した計算値 × 印は (4.3.4) 式によって計算したものである。

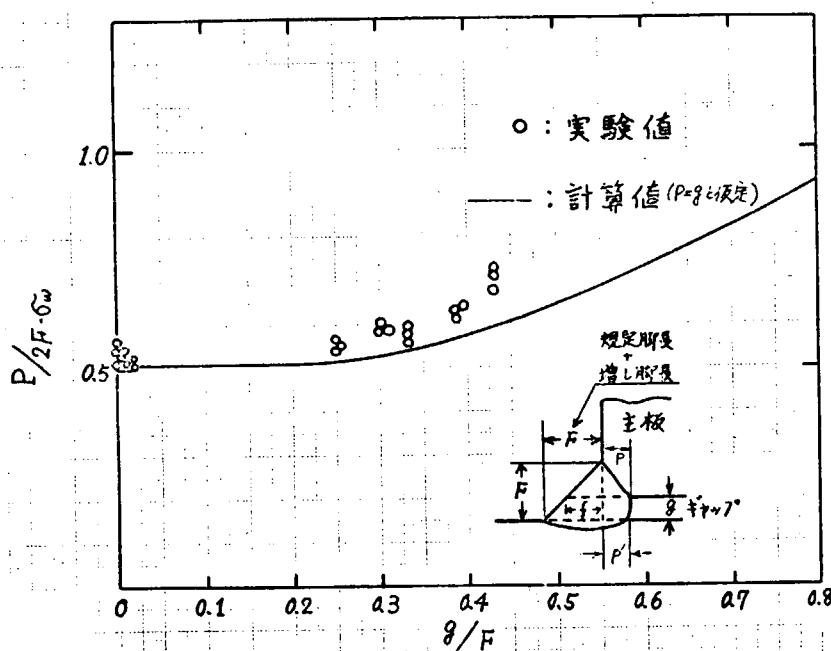


図 4.3.5 ギャップ量と強度の関係

以上の考察よりギャップとけこみ量の関係が与えられると、ギャップを有する継手の強度が計算できることが明らかとなった。なお、ギャップとけこみ量の関係については後に述べる。

### (ii) 面取り型試験片の場合

各試験片の引張り試験結果を表 4.3.6 に示している。試験片はいずれも主板で破断し、その強度は母材強度とほぼ等しく、ギャップのない 12G0-5 試験片の強度より高い値を示している。このことから面取り型でギャップを処理する場合には、十分安全であると考えられる。

表 4.3.6 面取り型試験片の実験結果

| 試験片記号   |   | 単位溶接長当たり降伏荷重 Kg/mm | 実測のど断面平均降伏強度 Kg/mm | 単位溶接長当たり最大荷重 Kg/mm | 実測のど断面平均最大強度 Kg/mm | 破断位置 |
|---------|---|--------------------|--------------------|--------------------|--------------------|------|
| 12G0-5  | 1 | 324                | 38.0               | 365                | 45.8               | 溶接金属 |
| 12G5-C  | 1 | 330                |                    | 570                |                    | 母材   |
|         | 2 | 324                |                    | 558                |                    | "    |
| 12G8-C  | 1 | 324                |                    | 555                |                    | "    |
|         | 2 | 312                |                    | 560                |                    | "    |
| 12G12-C | 1 | 330                |                    | 555                |                    | "    |
|         | 2 | 324                |                    | 560                |                    | "    |

### (iii) ライナ挿入型試験片の場合

各試験片の引張試験結果を表 4.3.7(1)および(2)に示す。ライナ挿入型試験片はいずれも横板とライナ板との溶接部で破断した。その一例を写真 4.3.2 に示す。したがって実測のど断面平均強度は破断すみ肉溶接部の実測のど断面積をもとに計算したものである。

表 4.3.7 (1) ライナ挿入型試験片の実験結果 (その1)

| 試験片記        | 片号 | 単位溶接長<br>当り降伏荷重<br>$Kg/mm$ | 実測のど断面<br>平均降伏強度<br>$Kg/mm$ | 単位溶接長<br>当り最大荷重<br>$Kg/mm$ | 実測のど断面<br>平均最大強度<br>$Kg/mm$ | 破断位置 |
|-------------|----|----------------------------|-----------------------------|----------------------------|-----------------------------|------|
| 12G5-12B5   | 1  | 250                        | 36.5                        | 282                        | 46.3                        | 溶接金属 |
| 12G5-22B5   | 1  |                            |                             | 282                        | 46.3                        | "    |
| 12G5-32B5   | 1  | 168                        | 24.0                        | 196                        | 28.0                        | "    |
|             | 2  | 162                        | 22.5                        | 191                        | 26.5                        | "    |
|             | 3  | 138                        | 21.5                        | 186                        | 25.0                        | "    |
| 12G8-32B5   | 1  | 170                        | 29.5                        | 313                        | 45.0                        | "    |
|             | 2  | 186                        | 26.0                        | 306                        | 42.5                        | "    |
|             | 3  | 156                        | 23.0                        | 300                        | 37.5                        | "    |
| 12G12-22B5  | 1  | 222                        | 30.0                        | 342                        | 49.5                        | "    |
|             | 2  | 204                        | 28.5                        | 340                        | 48.5                        | "    |
|             | 3  | 198                        | 28.0                        | 324                        | 44.0                        | "    |
| 12G12-32B5  | 1  | 258                        | 36.0                        | 348                        | 48.5                        | "    |
|             | 2  | 246                        | 29.5                        | 343                        | 46.5                        | "    |
|             | 3  | 222                        | 26.4                        | 343                        | 41.0                        | "    |
| 12G12-50B5  | 1  | 174                        | 26.5                        | 276                        | 41.5                        | "    |
|             | 2  | 108                        | 17.5                        | 264                        | 40.5                        | "    |
|             | 3  | 114                        | 16.5                        | 258                        | 39.0                        | "    |
| 12G12-50B8  | 1  | 225                        | 20.6                        | 391                        | 35.9                        | "    |
|             | 2  | 236                        | 19.5                        | 394                        | 32.6                        | "    |
|             | 3  | 248                        | 21.8                        | 403                        | 35.4                        | "    |
| 12G12-75B5  | 1  | 127                        | 14.4                        | 215                        | 24.4                        | "    |
|             | 2  | 122                        | 15.0                        | 219                        | 22.0                        | "    |
|             | 3  | 112                        | 13.5                        | 223                        | 26.9                        | "    |
| 12G25-50B5  | 1  | 353                        | 42.5                        | 413                        | 49.8                        | "    |
|             | 2  | 306                        | 36.0                        | 384                        | 45.2                        | "    |
|             | 3  | 325                        | 39.0                        | 418                        | 50.0                        | "    |
| 12G25-75B5  | 1  | 302                        | 33.2                        | 403                        | 44.2                        | "    |
|             | 2  | 341                        | 39.0                        | 414                        | 47.0                        | "    |
|             | 3  | 337                        | 38.3                        | 411                        | 46.7                        | "    |
| 12G25-100B5 | 1  | 205                        | 25.0                        | 400                        | 49.0                        | "    |
|             | 2  | 207                        | 23.3                        | 389                        | 43.7                        | "    |
|             | 3  | 239                        | 29.5                        | 394                        | 48.6                        | "    |
| 12G25-100B8 | 1  | 243                        | 21.7                        | 466                        | 41.6                        | "    |
|             | 2  | 221                        | 17.5                        | 468                        | 37.2                        | "    |
|             | 3  | 221                        | 20.9                        | 452                        | 42.7                        | "    |

表 4.3.7. (2) ライナ挿入型試験片の実験結果 (その 2)

| 試験<br>記      | 片<br>号 | 単位溶接長<br>当り降伏荷重<br>$Kg/mm$ | 実測のど断面<br>平均降伏強度<br>$Kg/mm^2$ | 単位溶接長<br>当り最大荷重<br>$Kg/mm$ | 実測のど断面<br>平均最大強度<br>$Kg/mm^2$ | 破<br>位<br>断<br>置 |
|--------------|--------|----------------------------|-------------------------------|----------------------------|-------------------------------|------------------|
| 18G18-36B9   | 1      | 391                        | 30.8                          | 564                        | 44.4                          | 溶接金属             |
|              | 2      | 421                        | 32.4                          | 562                        | 43.3                          | "                |
|              | 3      | 390                        | 32.3                          | 555                        | 45.9                          | "                |
| 18G18-50B9   | 1      | 374                        | 29.9                          | 541                        | 43.3                          | "                |
|              | 2      | 363                        | 31.6                          | 547                        | 47.5                          | "                |
|              | 3      | 383                        | 32.4                          | 546                        | 46.2                          | "                |
| 18G18-75B9   | 1      | 302                        | 26.3                          | 498                        | 43.3                          | "                |
|              | 2      | 288                        | 24.4                          | 509                        | 39.6                          | "                |
|              | 3      | 315                        | 22.2                          | 507                        | 39.0                          | "                |
| 18G18-75B12  | 1      | 365                        | 21.2                          | 584                        | 33.9                          | "                |
|              | 2      | 359                        | 23.6                          | 589                        | 38.8                          | "                |
|              | 3      | 387                        | 22.6                          | 609                        | 35.6                          | "                |
| 18G25-50B9   | 1      | 412                        | 30.7                          | 578                        | 43.2                          | "                |
|              | 2      | 435                        | 32.7                          | 569                        | 42.8                          | "                |
|              | 3      | 415                        | 31.6                          | 576                        | 44.0                          | "                |
| 18G25-75B9   | 1      | 409                        | 32.0                          | 554                        | 43.3                          | "                |
|              | 2      | 413                        | 31.6                          | 567                        | 43.3                          | "                |
|              | 3      | 413                        | 32.5                          | 561                        | 44.2                          | "                |
| 18G25-100B9  | 1      | 278                        | 19.7                          | 528                        | 37.4                          | "                |
|              | 2      | 252                        | 18.1                          | 528                        | 38.0                          | "                |
|              | 3      | 296                        | 20.4                          | 529                        | 36.5                          | "                |
| 18G25-100B12 | 1      | 309                        | 17.4                          | 604                        | 33.9                          | "                |
|              | 2      | 314                        | 17.2                          | 605                        | 33.1                          | "                |
|              | 3      | 336                        | 20.8                          | 612                        | 38.0                          | "                |

図 4.3.6 および図 4.3.7 は表 4.3.7(1) および(2) の結果を図示したものである。図の縦軸には単位溶接長当りの荷重を示している。図 4.3.7 に示した最大荷重に注目すると、ギャップ量に比べてライナ巾がそれほど大きくない試験片では継手強度はギャップが 0 の場合、すなわち、12G0-5, 18G0-9 試験片とほぼ同じ値を示している。しかし、これは試験片の脚長や溶けこみ量の不揃いを考慮していないので、ライラ挿入が強度に及ぼす影響を厳密に評価しているとはいえない。そこで、これをさらに明確にするため実測のど断面平均最大強度とライナ巾の関係を求めたものを図 4.3.8 に示している。図の横軸はライナ巾とギャップ量の比で表わしている。これより明らかのようにライナ巾 / ギャップ量 ( $= B/g$ ) が 3 以下ではライナ巾に関係なく強度は一定値を示し、その値はギャップ 0 の場合とほぼ等しい。このことよりギャップ処理をライナ挿入で行なう場合はライナ巾をギャップ量の 3 倍以下にすると増し脚長の必要はない結論づけることができる。なお、ライナ巾をこれより大きくするとライナの曲り変形のため強度は低下する。

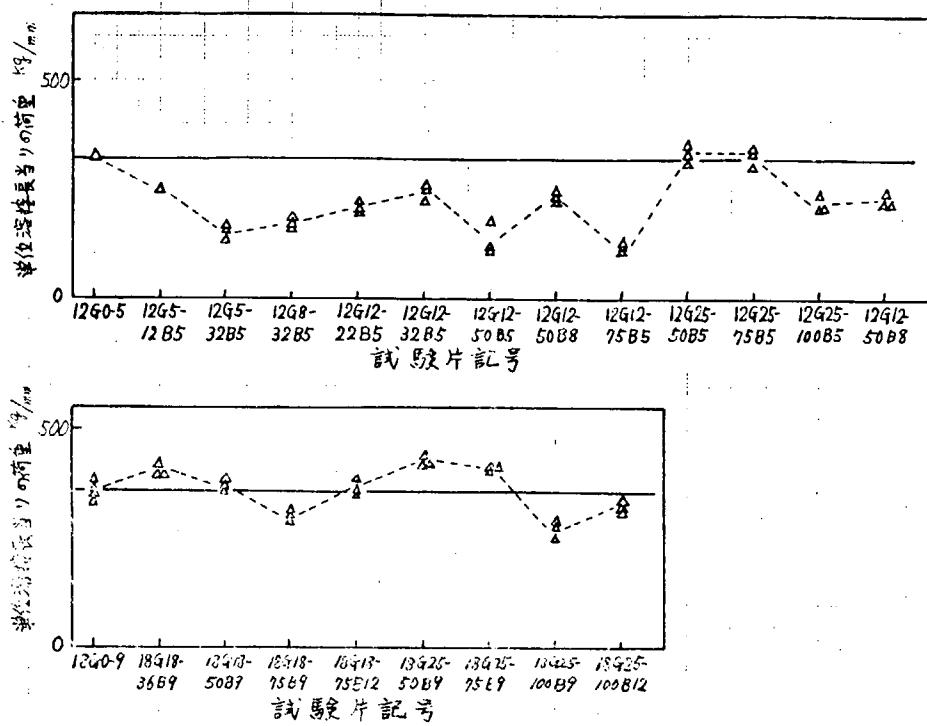


図 4.3.6 ライナ挿入型試験片の降伏強度

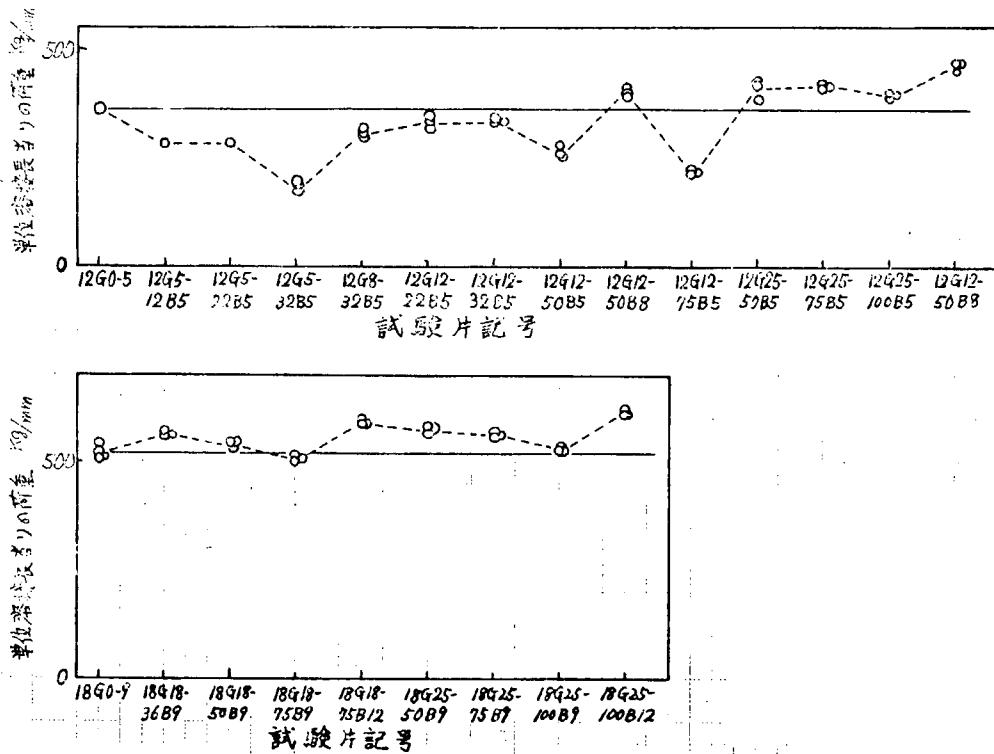


図 4.3.7 ライナ挿入型試験片の最大強度

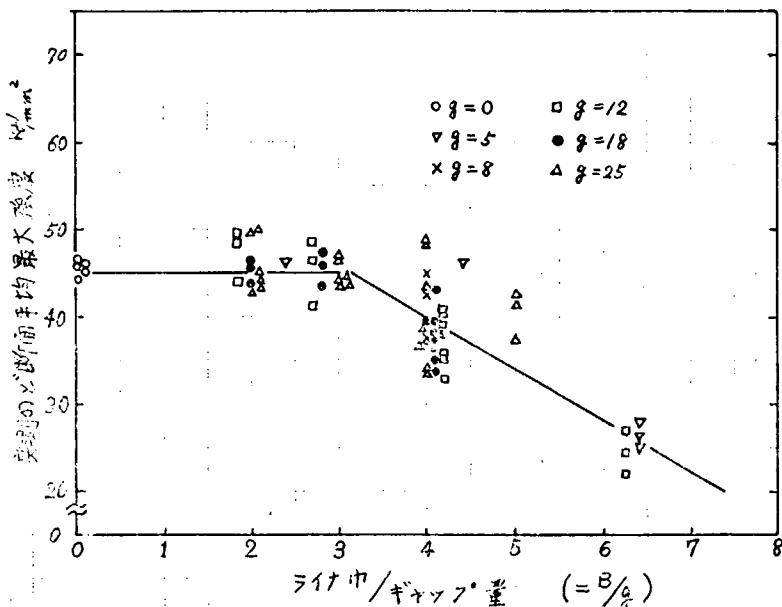


図 4.3.8 強度におよぼすライナ巾の影響

### (3) 疲労試験

#### (a) 実験要領

試験は油圧式引張疲労試験機を用い、片振り引張荷重を  $500\sim600\text{C}/\text{min}$  の繰返し速度で加えて行なった。試験には 5 台の試験機を使用した。

#### (b) 実験結果および考察

##### (i) 増し脚長型試験片の場合

この種の試験片の破断の様相は、写真 4.3.3 に示すように、

- 1) 溶接金属のルート部にき裂が発生し、それが溶接金属内を伝播して破断するもの（写真 4.3.3-a）
  - 2) 溶接止端からき裂が発生し、主板の板厚方向に伝播し破断するもの（写真 4.3.3-b）
  - 3) 破断したすみ肉溶接部の一方は 1) の様相を示すが、他方の溶接部は止端にき裂を生じる。（写真 4.3.3-c）
- に分けられる。この様相の差異は、ギャップ量と関係しており、ギャップ量が大きくなると溶接止端部から破断している。この原因はギャップ量が大きくなると溶け込み量が増加し、実質的にどの厚寸法が増加することにある。

実験結果を  $S-N_f$  線図の形で図示したものが図 4.3.9、図 4.3.10 および図 4.3.12 である。これらの図のうちルート部で破断したものが多いためを示す図 4.3.9 と図 4.3.10 は縦軸に実測のど厚応力（荷重全振幅／実測のど断面積）を横軸に破断までの繰返し数 ( $N_f$ ) をとって実験結果を示した。また、止端部で破断したものが多いためを示す図 4.3.12 は縦軸に主板応力（荷重全振幅／主板の断面積）をとって示している。

図中、破断位置を記号によって分類した。

図 4.3.9 はギャップ量が零の場合の実験結果である。

図示したように、12G0-5 を除く他の二系列の試験結果は、それぞれの系列でそれぞれ平行な二本の  $S-N_f$  線図となるようである。そこでいま二本の  $S-N_f$  線図のうち低寿命となるほうのグループの線図をこれら系列のものとする。なお、以下に示すすべての試験結果についても、このように  $S-N_f$  線図が二本となる場合は、本図と同様にして  $S-N_f$  線図を決めた。

図 4.3.10 はギャップがある場合、ルート部から破断した試験片が多い系列の試験結果を示す。図中、25G3-13 の実験点は一般的な  $S-N_f$  線図の傾向を示さないので、考察の対象から外すことにする。また、点線は図 4.3.9 から求めた 12G0-5 の  $S-N_f$  線図を示し、破線にて同様に 25G0-10 の  $S-N_f$  線図を記したものである。図

示したように試験結果は  $N_f$  が  $10^5$  回と  $10^6$  回の間にあるので、後述する強度の比較では  $10^5$  回と  $10^6$  回の値を用いることとする。

図 4.3.1 はルート部から破断した試験片について応力全振幅とギャップ量の関係を示したものである。本図の各点は図 4.3.9 と図 4.3.10 の S-N<sub>f</sub> 線図から求めたものである。なお、一点鎖線はギャップ量が零である 12G0-5 の値を示す。この図によると、増し脚長が零の場合も 3mm の場合もほぼ同程度の応力全振幅を示している。さらに、それらの値は 12G0-5 の値より、若干高い。そこで実測のど厚応力表示をすれば、ルート部で破断するものは近似的に 12G0-5 の S-N<sub>f</sub> 線図で表わせば安全側にあるものとみなされる。そうすれば、単位溶接長当たりの荷重(P)は次式で与えられる。

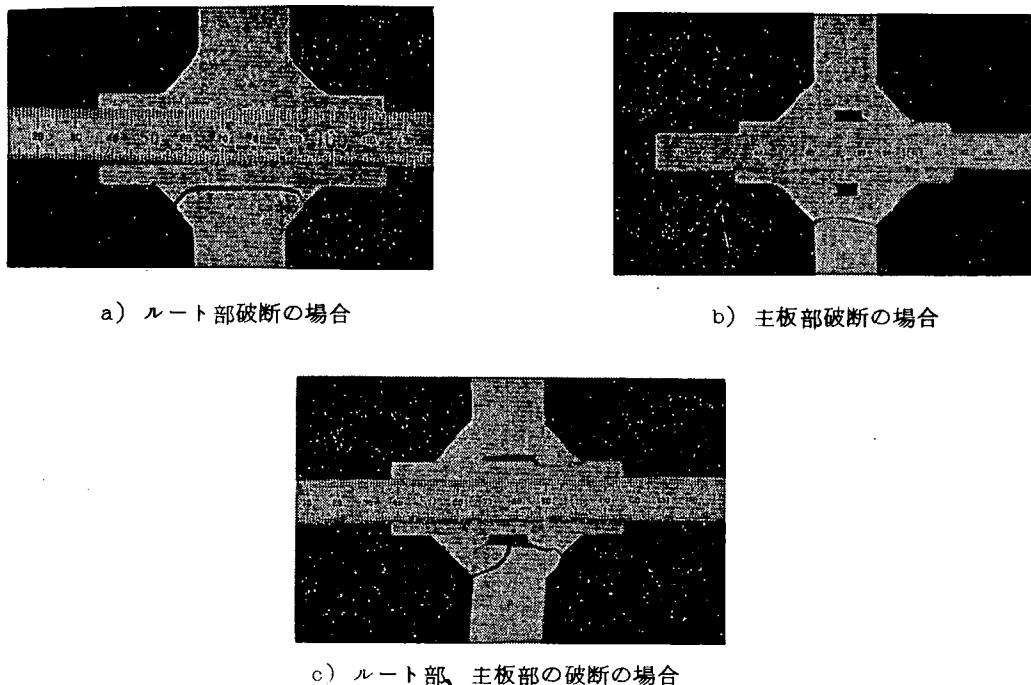


写真 4.3.3 増し脚長型試験片の破断様相代表例

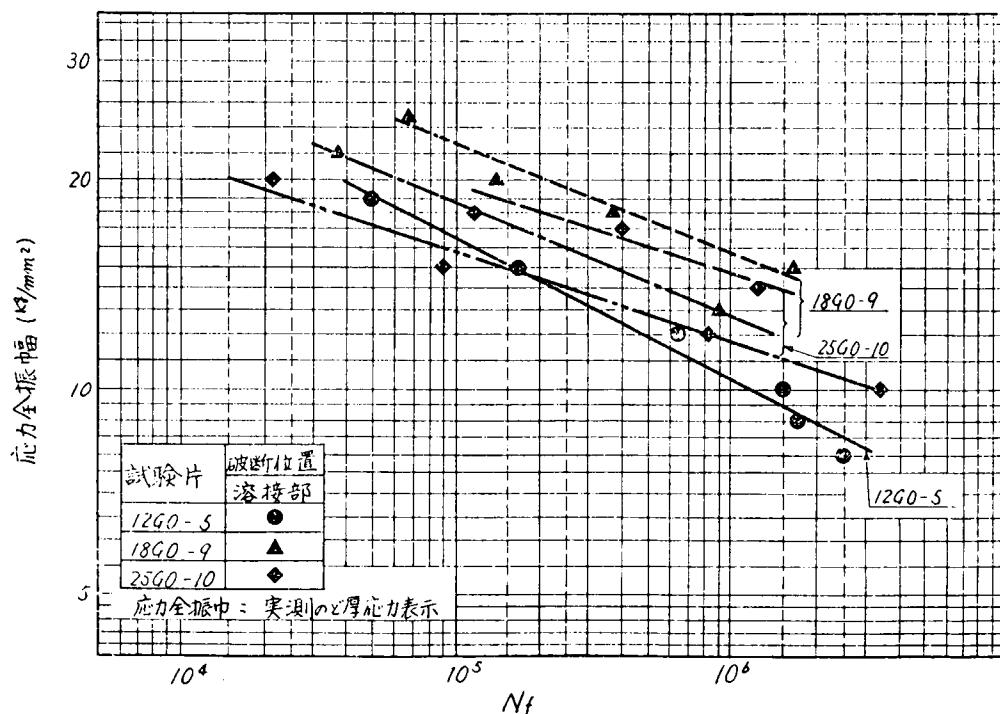


図 4.3.9 ギャップ量が零の試験片の S-N<sub>f</sub> 線図

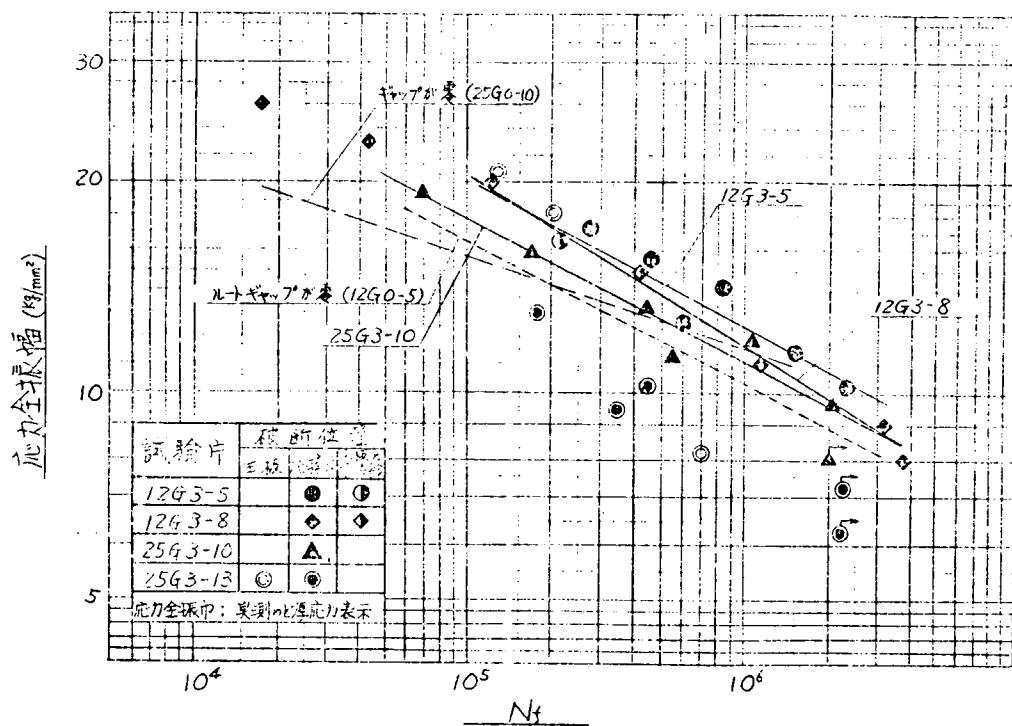
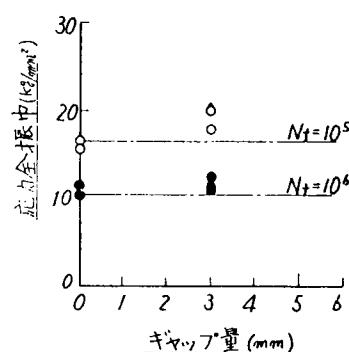


図 4.3.10 ルート部破断が多い系列の S-N<sub>f</sub> 線図



| 増し脚長   | 0      | 3      |
|--------|--------|--------|
| $N_f$  | $10^5$ | $10^6$ |
| $10^5$ | ○      | △      |
| $10^6$ | ●      | ▲      |

注)

1) ギャップ量零のものは 12G0-5, 25G0-10.

図 4.3.11 ギャップ量および増し脚長の影響 (増し脚長型)

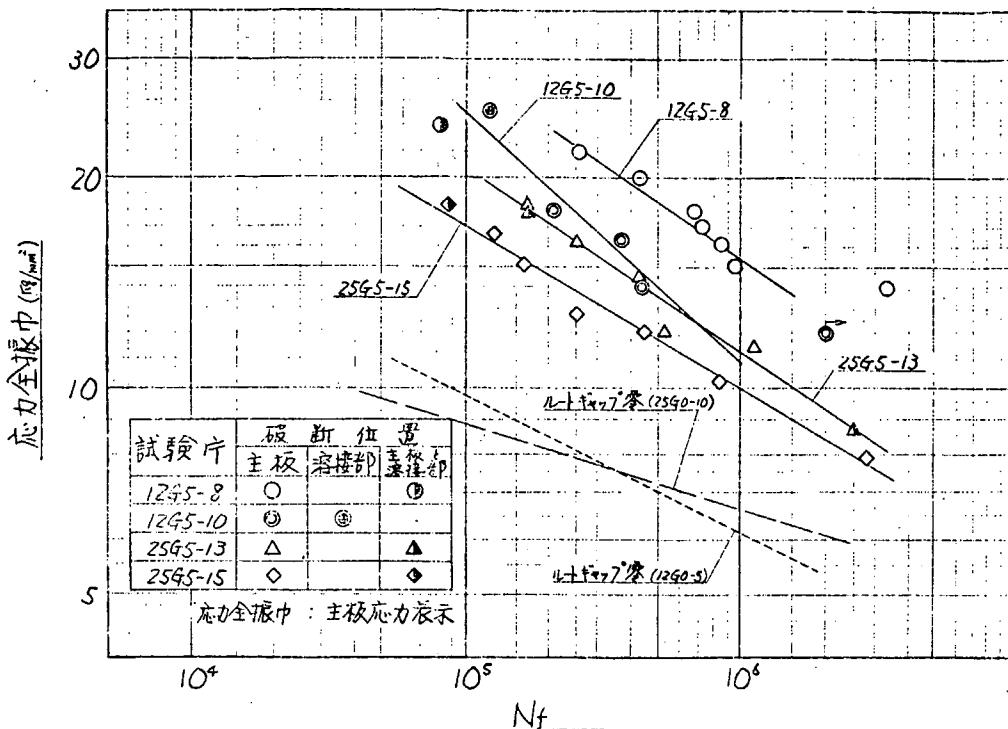


図 4.3.1.2 主板部破断が多い系列の S-N<sub>f</sub> 線図

$$P = 2.3 \times 10^2 \cdot N_f^{0.20} \cdot (f - g + \Delta f + p) \quad \dots \dots \dots \quad (4.3.5)$$

f : 規定脚長

g : ギャップ量

$\Delta f$  : 増し脚長

p : 溶け込み量

図 4.3.1.2 はギャップが存在する場合、止端部から破断するものが多い系列の実験結果を示す。図中、応力全振幅は主板応力表示をしている。また 12G0-5 と 25G0-10 の場合の値を、図 4.3.9 の S-N<sub>f</sub> 線図から読み取り、12G0-5 の場合は主板板厚 1.2 mm、脚長 5 mm として、また、25G0-10 の場合は主板板厚 2.5 mm、脚長 10 mm として、主板応力に書き改めて、それぞれ点線と破線で示した。

これによれば、各系列の実験点は基準となる 12G0-5 と 25G0-10 の疲労強度に比べて高い値を示している。したがって、増し脚長型処理した継手の強度はいずれの個所で破断しても  $\Delta f \geq g - p$  であれば、ギャップ量が零の場合も同等か、それ以上の値がえられると思われる。

### (ii) 面取り型試験片の場合

チルプレート型試験片の破断は図 4.3.1.3 の付図に示すように次のような 4 個所に生じた。

- 1) 横板とチルプレートおよび本溶接の交差点近傍からき裂を発生し、それが負荷方向にほぼ直角に伝播して破断したもの。
- 2) チルプレートと本溶接の境界部の溶接金属にき裂を発生し、それが負荷方向にほぼ直角に伝播して破断したもの。

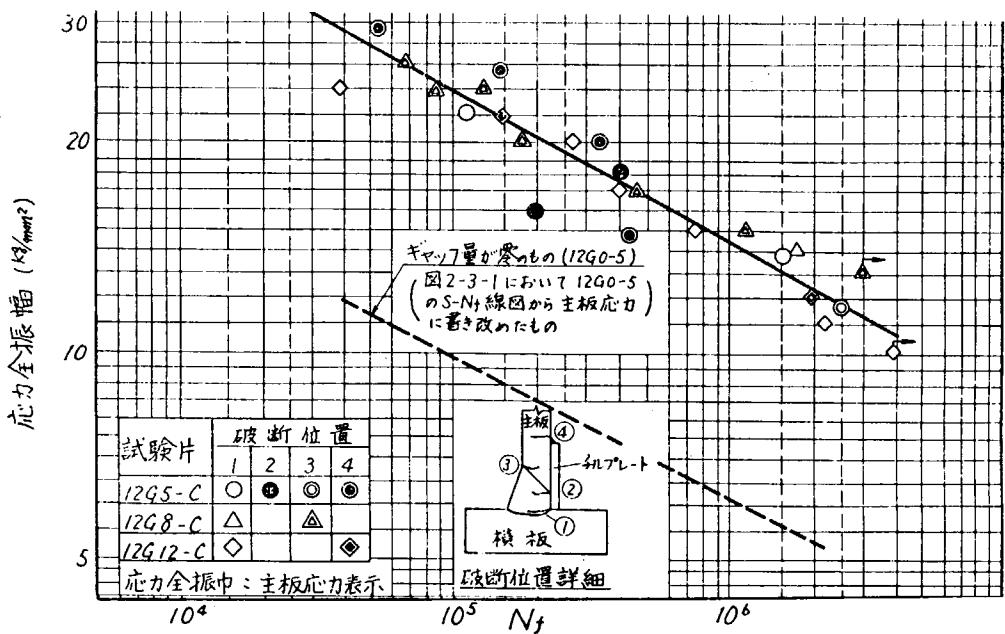


図 4.3.1-3 面取り型試験片の S-N<sub>f</sub> 線図

- 3) 本溶接部の止端にき裂発生し、き裂が主板を伝播して破断したもの。
- 4) チルプレートと主板の仮付溶接止端にき裂を発生し、主板が破断したもの。

これらの試験結果を図 4.3.1-3 に示す。図中縦軸は主板応力で示している。

図から明らかのように、破壊位置は応力の大きさ、あるいは系列と無関係である。さらに三系列で同等の強度となって一本の S-N<sub>f</sub> 線図で表わしうるものとされよう。なお、同図にはギャップ量が零である 12G0-5 の S-N<sub>f</sub> 線図を記入している。この両者の S-N<sub>f</sub> 線図を比べると、面取り型試験片の疲労強度はギャップ量が零の場合と比べて著しくすぐれているといえよう。

### (iii) ライナ挿入型試験片の場合

この種の試験片の破壊の様相は写真 4.3.4 に示すように、次の 2 種類が生じた。

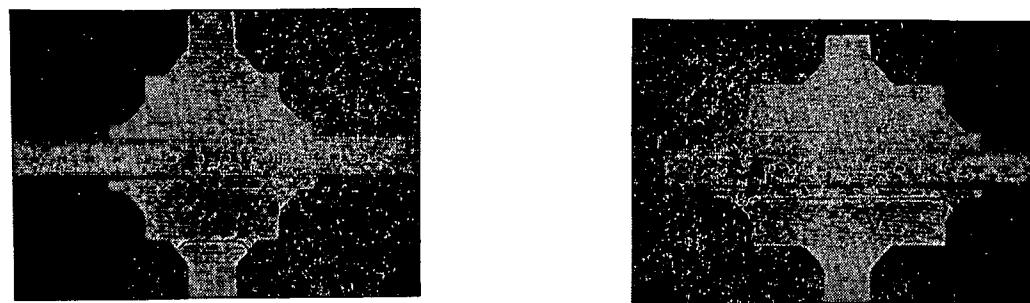
- 1) 主板とライナの溶接ルート部にき裂を発生し、溶接金属内をき裂が伝播し破断するもの。(写真 4.3.4-a)
- 2) 横板とライナの溶接ルート部にき裂を発生し、溶接金属内をき裂が伝播して破断するもの。(写真 4.3.4-b)

図 4.3.1-4 ~ 4.3.1-8 に試験結果を示す。図中、縦軸の応力は実測のど厚応力で表わしている。また、上述した破壊位置の相違を記号によって分けて示している。これらの図においてライナ幅(B)/ギャップ量(g)が大きい場合および高応力側では、横板とライナの溶接部のルート部から破断する傾向が若干みられる。

図 4.3.1-9 は上述の S-N<sub>f</sub> 線図から求めた応力全振幅に及ぼすライナ幅の影響を示したものである。図中、点線は 12G0-5 と 18G0-9 の平均値を示したものである。また、一点鎖線は 12G0-5 の値を示している。この図から N<sub>f</sub> が 10<sup>5</sup> 回の場合、ライナ幅の影響は B/g がほぼ 4.5 を越えると顕著になり、応力全振幅を低下させる。さらに N<sub>f</sub> が 10<sup>6</sup> 回では B/g が約 5.5 を越えると、応力全振幅が低下するようである。これらの B/g の値以下では、この種の試験片の応力全振幅は、12G0-5 と 18G0-9 の平均値を示す線と同程度の値を示している。したがって、10<sup>5</sup> 回以上の繰返し数において、B/g が 4.5 以下ならば、増し脚長の必要はないものといえよう。

図 4.3.2-0 は、増し脚長の影響を調べたものである。図中に示す一点鎖線と点線は図 4.3.1-9 と同様な値を表わしている。これによると実測のど厚応力表示をすれば、増し脚長の有無にかかわらず、これらの結果は 12G0-5 と 18G0-9 の平均値を示す線と一致する。

さて以上の結果から、10<sup>5</sup> 回以上の繰返し数の範囲で、B/g が 4.5 以下ならば、12G0-5 の S-N<sub>f</sub> 線図を用いて継手強度を計算すれば安全側の値がえられる。



a) 主板とライナ溶接部のルート部破断の場合      b) 横板とライナ溶接部のルート部破断の場合

写真 4.3.4 ライナ挿入型試験片の破断様相代表例

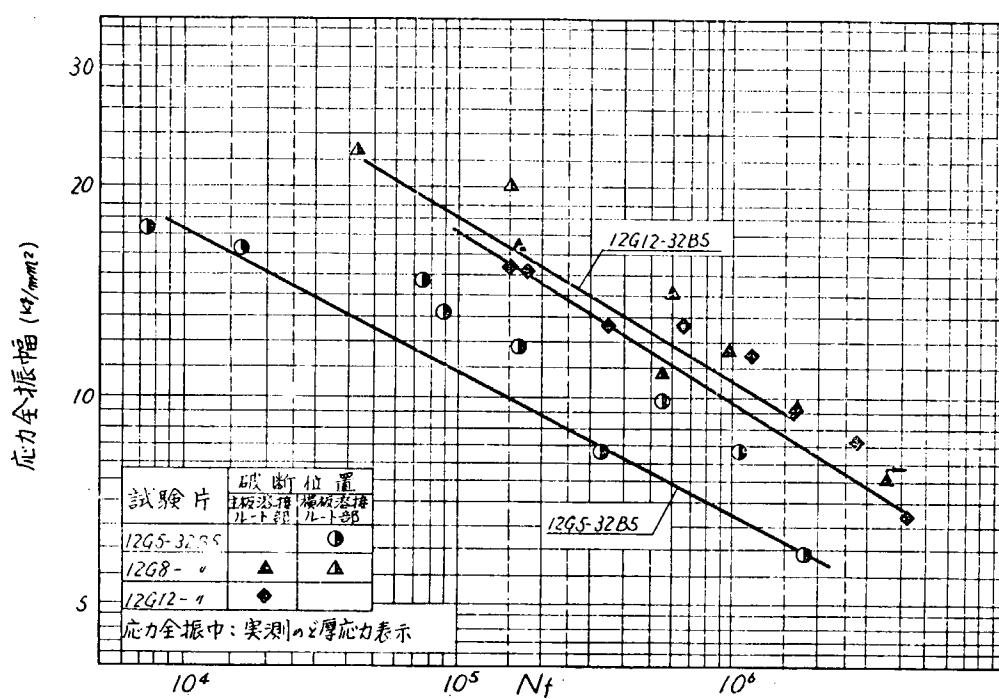


図 4.3.1.4 ライナ挿入型試験片の S-N<sub>f</sub> 線図 (主板 12mm 厚の場合)

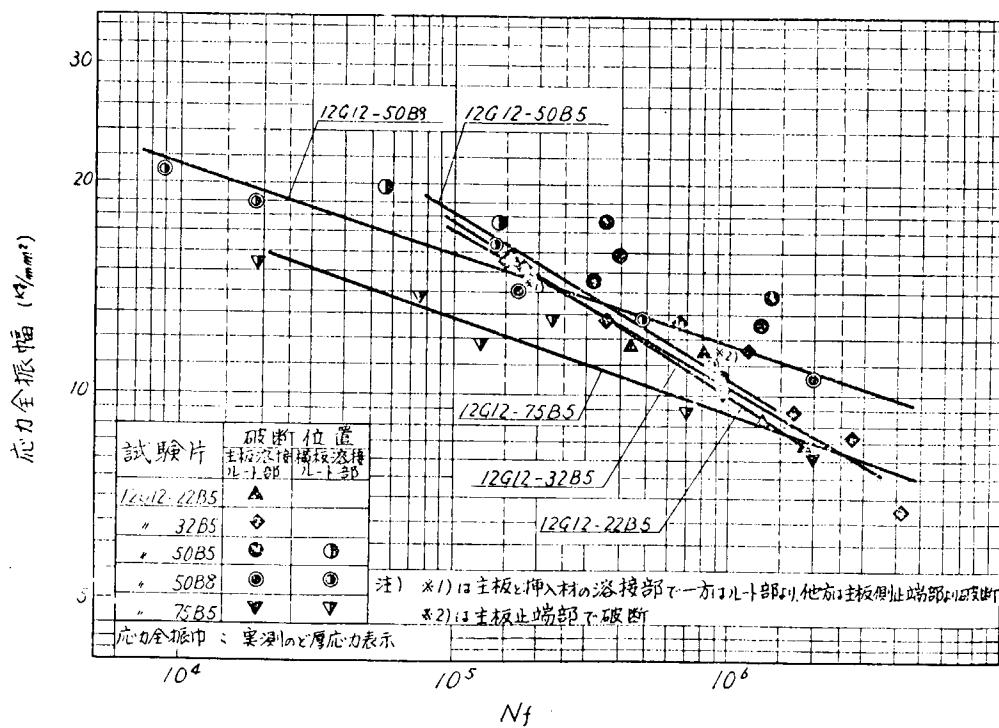


図 4.3.1.5 ライナ挿入型試験片の S-N<sub>f</sub> 線図 (主板 12mm 厚、ギャップ量 12mm)

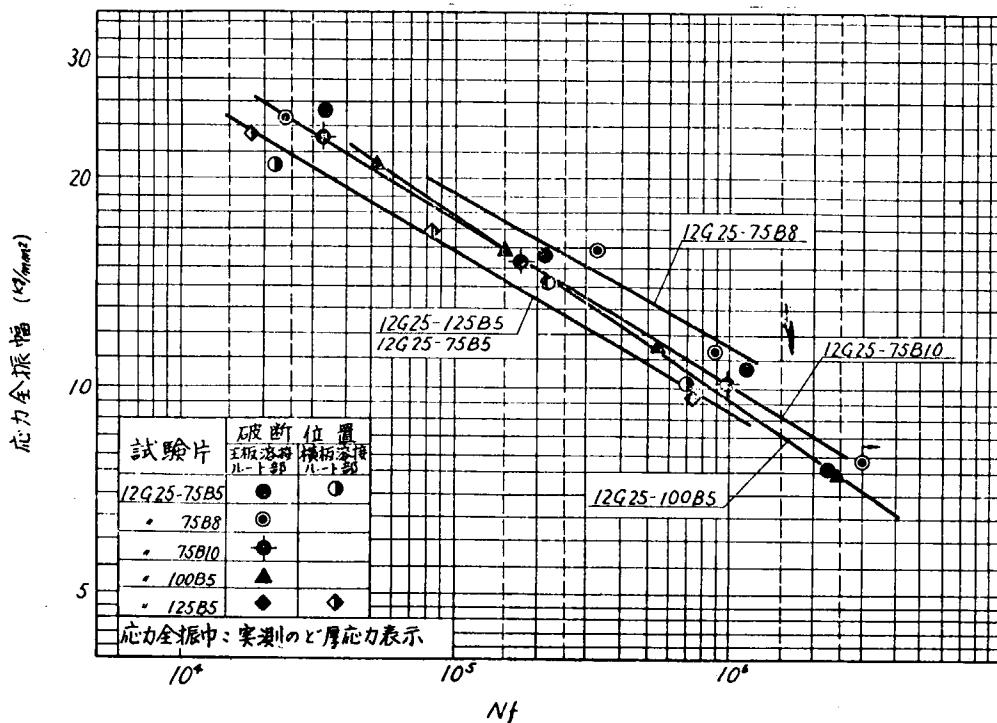


図 4.3.1.6 ライナ挿入型試験片の S-N<sub>f</sub> 線図 (主板 12mm 厚、ギャップ量 25mm)

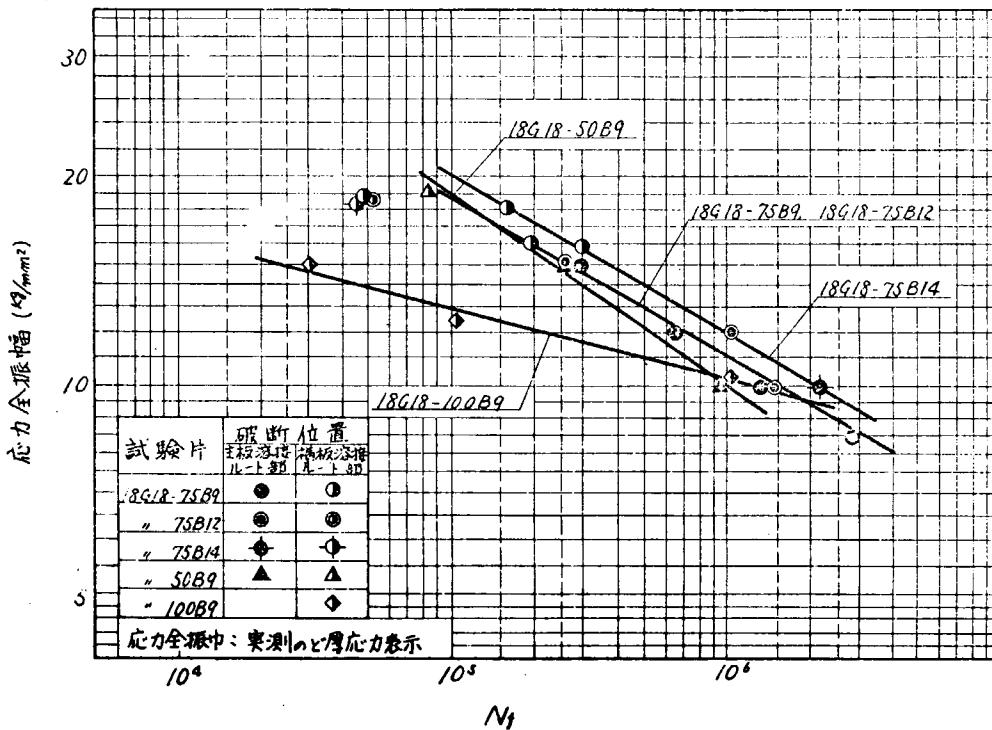


図 4.3.1.7 ライナ挿入型試験片の S-N<sub>f</sub> 線図 (主板 18mm 厚、ギャップ量 18mm)

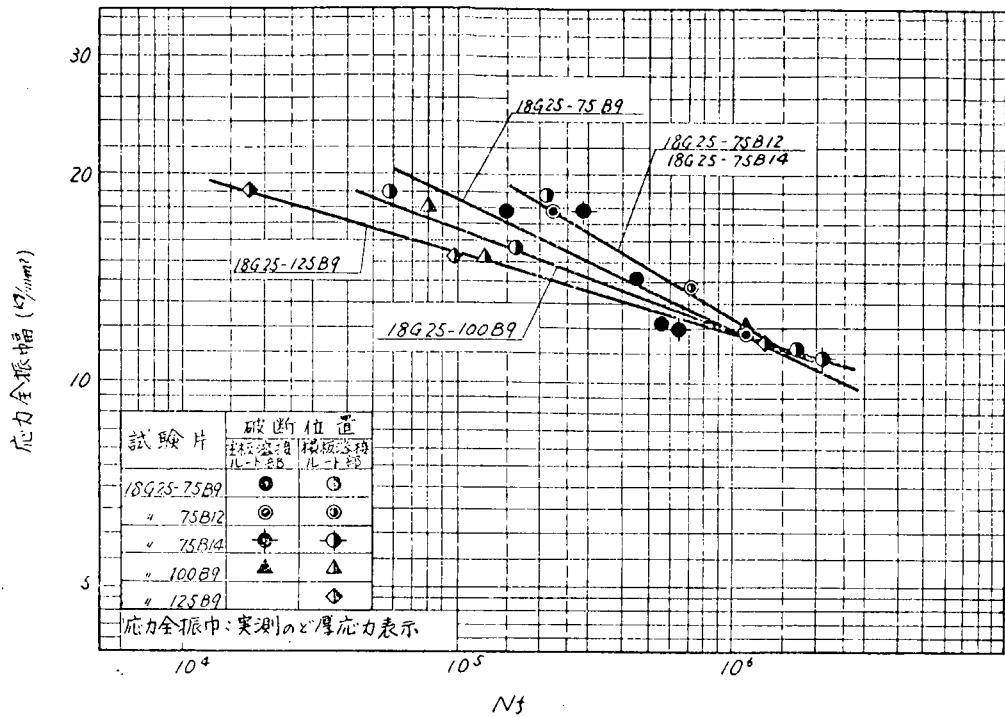
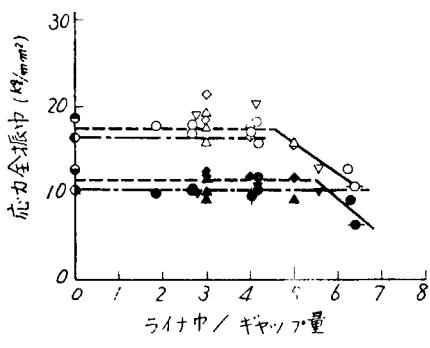
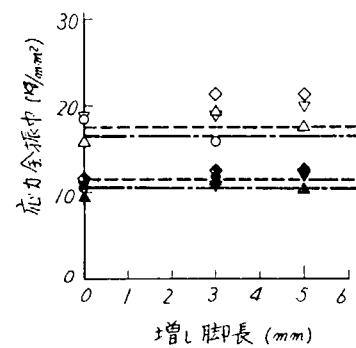


図 4.3.1.8 ライナ挿入型試験片の S-N<sub>f</sub> 線図 (主材 1.8 mm 厚、ギャップ量 2.5 mm)



|                                  | 12G0 | 18G0 | 12G5 | 12G8 | 12G12 | 12G25 | 18G18 | 18G25 |
|----------------------------------|------|------|------|------|-------|-------|-------|-------|
| N <sub>f</sub> = 10 <sup>5</sup> | ○    | ○    | ○    | ○    | ○     | △     | ▽     | ○     |
| N <sub>f</sub> = 10 <sup>6</sup> | ○    | ○    | ●    | ●    | ●     | ▲     | ▼     | ◆     |
| ----- 12G0-5 & 18G0-9 の平均値       |      |      |      |      |       |       |       |       |
| ----- 12G0-5                     |      |      |      |      |       |       |       |       |

図 4.3.1.9 ライナ巾の影響



|                                  | 12G12-50B | 12G25-75B | 18G18-75B | 18G25-75B |
|----------------------------------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| N <sub>f</sub> = 10 <sup>5</sup> | ○         | △         | ▽         | ◇         |
| N <sub>f</sub> = 10 <sup>6</sup> | ●         | ▲         | ▼         | ◆         |
| ----- 12G0-5 & 18G0-9 の平均値       |           |           |           |           |
| ----- 12G0-5                     |           |           |           |           |

図 4.3.2.0 増し脚長の影響

#### (4) ギャップ量ととけこみ量の関係

4.3.2-(2)および(3)項の実験結果によるとギャップを有するすみ内溶接継手はとけこみ量が大きくなるため継手強度はギャップのない場合のそれより高い値となっており、増し脚長をしなくてもよいという結論が得られた。しかし、実際の溶接施工においてギャップがある場合に必ずしもとけこみ量が大きくなるかどうかについては明らかでない。そこで以下にギャップ量ととけこみ量の関係について実験的に検討を行なった。

##### (a) 実験

図 4.3.2.1 に示す軟鋼板を試験片とし、表 4.3.8 に示す溶接条件にて脚長 5 ~ 7 mm の溶接を行なった。溶接はギャップが 0 の部分よりスタートして遂次ギャップの大きくなる方向に進行し、溶接可能なところまで行なっている。

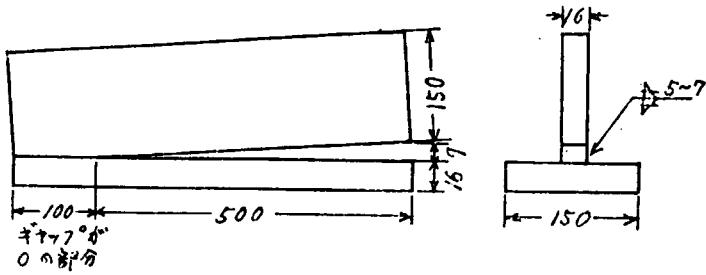


図 4.3.2-1 試験片寸法

溶接後 6 断面(ギャップ量が 0, 1, 2, 3, 4, 5 mm の断面)についてマクロ試験を行ない脚長およびとけこみ量( $X_1$ ,  $X_2$ )(図 4.3.2-2 参照)の測定およびビード形状の観察を行なった。得られた実験結果の一例を図 4.3.2-2 に示している。図は溶接棒 5.5 mm  $\phi$  を用い、

表 4.3.8 溶接条件

| 姿勢 \ 棒径    | 4.0 $\frac{\phi}{mm}$ | 4.5 $\frac{\phi}{mm}$ | 5.0 $\frac{\phi}{mm}$ | 5.5 $\frac{\phi}{mm}$ | 6.0 $\frac{\phi}{mm}$ |
|------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|
| 下 向        |                       |                       | D 4327<br>190~230A    | D 4327<br>230~270A    | D 4327<br>240~280A    |
| 水 平        |                       |                       | D 4327<br>190~230A    | D 4327<br>210~250A    | D 4327<br>240~280A    |
| 立 向<br>上 進 | D 4301<br>100~140A    | D 4301<br>140~180A    |                       |                       |                       |
| 立 向<br>下 進 |                       |                       | D 4316<br>240~280A    | D 4316<br>265~305A    |                       |
| 上 向        | D 4301<br>110~150A    | D 4301<br>140~180A    |                       |                       |                       |

各欄 上段 溶接棒の種類

下段 溶接電流

下向溶接を行なった場合の結果を示している。図中○印で示したものは主板側とけこみ量( $X_1$ )を、△印は横板側とけこみ量( $X_2$ )を示している。図中実線は主板側とけこみ量について最小二乗法によりあてはめた直線である。破線溶け込み量=ギャップ量の関係を示す。同一ギャップ量に対してとけこみ量は非常にばらついているが、一般にギャップ量が大きいほどとけこみ量は大きくなっている。また、同一ギャップ量に対しては溶接電流が大きくなるほどとけこみ量は大きくなっている。図 4.3.2-3 は主板側とけこみ量とギャップ量の関係を全実験データについて統計的手法により整理したものである。図中○印は平均値を、矢印は 95% 信頼区間を示している。とけこみ量の平均値はギャップ量が大きくなるほど大きくなるが、ギャップ量の増加によるとけこみ量の増加率はだんだん小さくなっている。

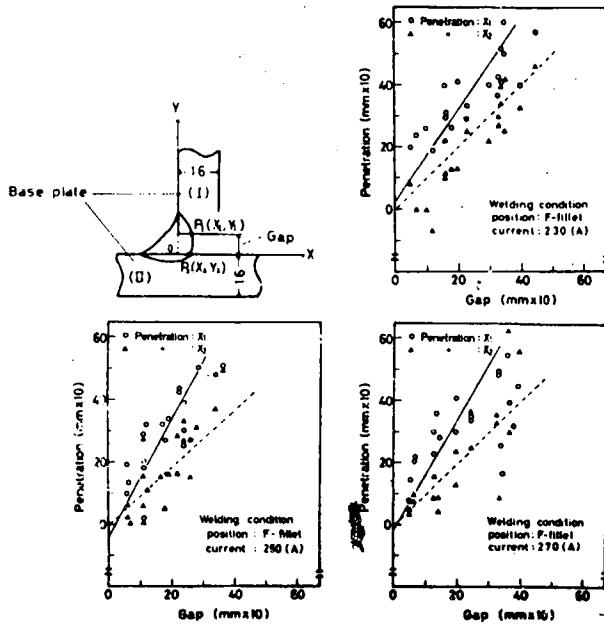


図 4.3.22 ギャップ量ととけこみ量の関係に関する実験結果の一例

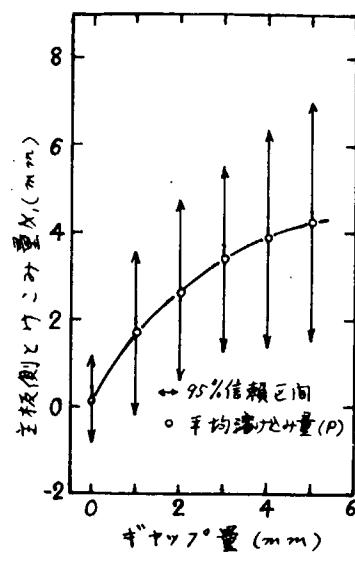


図 4.3.23 ギャップ量ととけこみ量の関係

#### 4.3.3 弾性応力解析

低応力疲労強度は、応力集中度に依存するところが大きいので、有限要素法による応力集中の解析を行なった。

##### (1) 解析要領

有限要素法による計算は、板幅中央での応力分布が強度と関連があるとの考え方から、すべて平面ひずみ状態として行なった。

表 4.3.9 および表 4.3.10 に計算の対称とした形状を示す。

表 4.3.9 増し脚長の場合

(単位 mm)

| 主 板      | 12      |   |   |        |   |          | 25      |   |   |        |   |   |
|----------|---------|---|---|--------|---|----------|---------|---|---|--------|---|---|
|          | 規 定 脚 長 |   |   | 増し 脚 長 |   | ルート ギャップ | 規 定 脚 長 |   |   | 増し 脚 長 |   |   |
| 規 定 脚 長  | 5       | 7 | 7 | 0      | 3 | 5        | 0       | 3 | 5 | 0      | 3 | 5 |
| 規 定 脚 長  | ▲       |   |   |        |   |          |         |   |   |        |   |   |
| 増し 脚 長   | 0       | ▲ |   |        |   |          |         |   |   |        |   |   |
| ルート ギャップ | 0       | △ | ▲ |        |   |          |         |   |   |        | △ | △ |
|          | 3       |   |   |        |   |          |         |   |   |        |   |   |
|          | 5       |   |   | △      | △ | △        | ▲       | ▲ |   |        |   |   |

注) ▲印は溶込みなし

△印は溶込みあり

(溶込み量はギャップ量  
に等しい。)

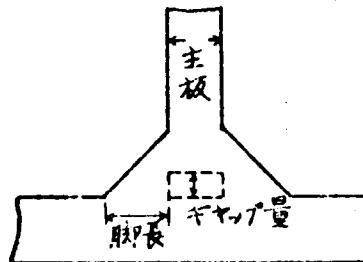
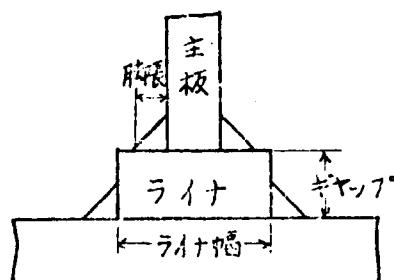


表 4.3.1.0 ライナ挿入型の場合

(単位 mm)

| ギヤップ<br>規定期長<br>ライナ幅<br>増し脚長 | 12 |    |    |    |    |     | 18  |    |    |    |     |     |
|------------------------------|----|----|----|----|----|-----|-----|----|----|----|-----|-----|
|                              | 5  |    |    |    |    |     | 9   |    |    |    |     |     |
|                              | 12 | 22 | 32 | 50 | 75 | 100 | 125 | 36 | 50 | 75 | 100 | 125 |
|                              | 5  | 0  |    |    |    |     |     |    |    |    |     |     |
| 8                            | 0  |    |    |    |    |     |     |    |    |    |     |     |
|                              | 0  |    |    |    |    |     |     |    |    |    |     |     |
| 12                           | 3  |    |    |    | △  |     |     |    |    |    |     |     |
|                              | 5  |    |    |    | △  |     |     |    |    |    |     |     |
|                              | 0  |    |    |    |    |     |     | △  | △  | △  | △   |     |
| 18                           | 3  |    |    |    |    |     |     |    |    | △  |     |     |
|                              | 5  |    |    |    |    |     |     |    |    | △  |     |     |
|                              | 0  |    |    | △  | △  | △   | △   | △  | △  | △  | △   | △   |
| 25                           | 3  |    |    |    |    | △   |     |    |    |    | △   |     |
|                              | 5  |    |    |    |    | △   |     |    |    |    | △   |     |



計算に供した試験片形状は、すみ肉溶接部を理想化して直角二等辺三角形とし、ギャップの部分は、増し脚長型について、ギャップ量と同量だけ溶け込み量があると仮定して計算し、また、ライナ挿入型では溶け込みなしとして計算した。

有限要素法による計算は変位法を用い、すべて弾性でヤング率を  $2.1 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2$ 、ポアソン比を 0.3 とした。

要素の分割については、応力集中が問題となるすみ肉ルート部近傍では、各系列比較のため、分割の寸法を 1 mm の直角二等辺三角形とした。その分割の一例を図 4.3.2.4 に示す。

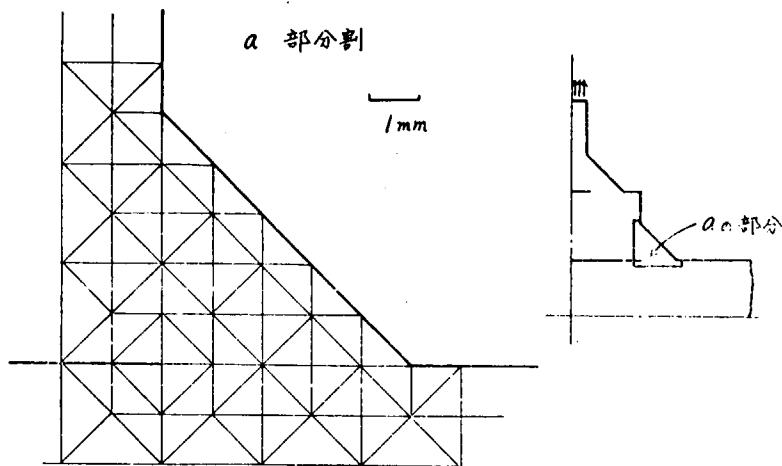


図 4.3.24 要素分割の一例

## (2) 計算結果

### (a) 増し脚長型

表 4.3.1.1 にすみ肉部各点での応力集中率を示す。表中で応力集中率  $\sigma_1/\sigma_\infty$  は、最大応力  $\sigma_1$  と主板での平均軸方向応力  $\sigma_\infty$  との比であり、 $\sigma_1/\sigma_{th}$  は最大主応力  $\sigma_1$  とすみ肉部のど断面での平均軸方向応力  $\sigma_{th}$  との比である。(なお、溶込みのあるタイプ(\*印)では溶込みを考慮したのど断面の平均軸方向応力を計算した。)

図 4.3.2.5 には溶込みを考慮したのど断面積が一定の場合について、すなわち、ギャップ量と等しい増し脚長をつけた場合のギャップ量  $g$  と応力集中率  $\sigma_1/\sigma_\infty$  との関係を示す。

トウ部(A)の応力集中率は、ギャップが大きくなるとやや増加するが、ギャップ 4mm 以上ではほぼ一定値となる。一方、ルート部(C 部)の応力集中は、ギャップが大きくなるほど小さくなる。また、B 部の応力集中は、ギャップ量約 5mm まで大きくなっているが、それ以上では減少している。

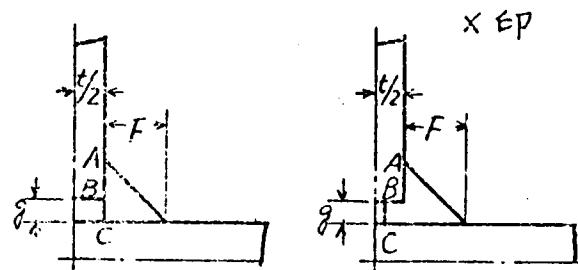
図 3.2.2 は、ギャップ量に等しく溶込みをつけた場合の応力集中の程度を示している。同一ギャップ、同一脚長の場合、溶込みがあると、A、B、C 部いずれも応力集中は小さくなることがわかる。

図 4.3.2.7 は増し脚長をつけた場合の応力集中の変化する様子を示している。図にはギャップ 5mm、規定脚長  $t$  が 8mm に対して、増し脚長をつけた場合のものを示している。当然のことながら、増し脚長をつけるいずれの部分も応力集中率は低下している。

表 4.3.1.1 増し脚長型の応力集中率

| 記号       | 脚長<br>F | ギャップ<br>g | 応力集中率                      |                        |                            |                        |                            |                        |
|----------|---------|-----------|----------------------------|------------------------|----------------------------|------------------------|----------------------------|------------------------|
|          |         |           | A部                         |                        | B部                         |                        | C部                         |                        |
|          |         |           | $\sigma_i/\sigma_{\infty}$ | $\sigma_i/\sigma_{th}$ | $\sigma_i/\sigma_{\infty}$ | $\sigma_i/\sigma_{th}$ | $\sigma_i/\sigma_{\infty}$ | $\sigma_i/\sigma_{th}$ |
| 12G0-5   | 5       | 0         | 2.65                       | 1.56                   | 2.85                       | 1.68                   | 2.85                       | 1.68                   |
| 12G3-8   | 8       | 3         | 3.44                       | 2.03                   | 3.72                       | 2.19                   | 2.37                       | 1.40                   |
| 12G5-8   | 8       | 5         | 4.37                       | 1.55                   | 4.56                       | 1.61                   | 1.99                       | 0.70                   |
| 12G5-10  | 10      | 5         | 3.34                       | 1.97                   | 3.64                       | 2.14                   | 1.85                       | 1.09                   |
| 12G5-12  | 12      | 5         | 2.89                       | 2.38                   | 2.93                       | 2.42                   | 1.62                       | 1.34                   |
| 12G8-13  | 13      | 8         | 3.76                       | 2.22                   | 2.41                       | 1.42                   | 1.41                       | 0.83                   |
| 12G12-17 | 17      | 12        | 3.60                       | 2.12                   | 2.32                       | 1.37                   | 0.86                       | 0.51                   |
| 12G3-5*  | 5       | 3         | 2.37                       | 1.43                   | 2.53                       | 1.52                   | 2.10                       | 1.26                   |
| 12G3-8*  | 8       | 3         | 2.37                       | 2.24                   | 2.29                       | 2.16                   | 1.70                       | 1.60                   |
| 12G5-8*  | 8       | 5         | 1.91                       | 1.86                   | 1.31                       | 1.27                   | 1.13                       | 1.10                   |
| 25G3-10* | 10      | 3         | 3.88                       | 2.21                   | 4.64                       | 2.64                   | 3.88                       | 2.18                   |
| 25G3-13* | 13      | 3         | 3.55                       | 2.61                   | 4.44                       | 3.27                   | 3.42                       | 2.51                   |

注) \*印 溶込み有 (ギャップ  $g = \text{溶込み量 } P$ )



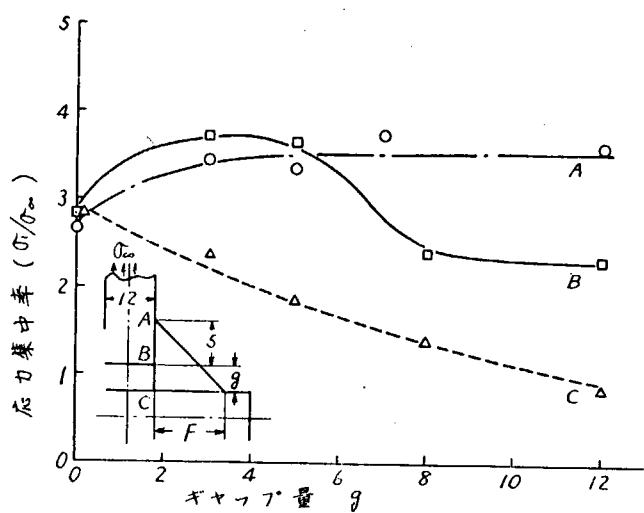


図 4.3.2.5 応力集中におよぼすギャップの影響

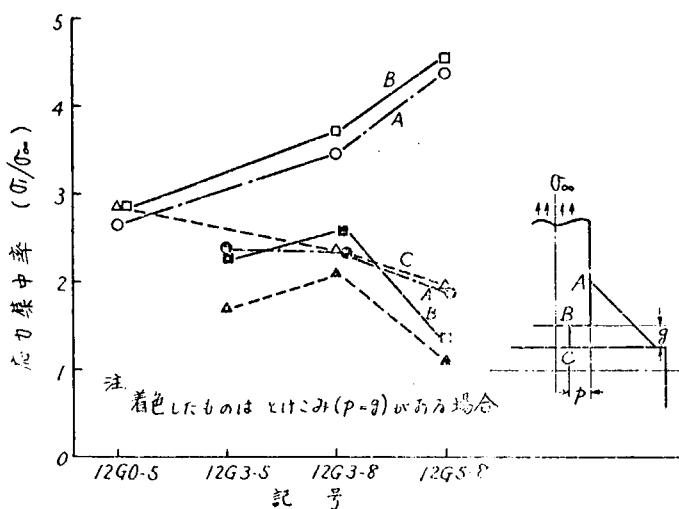


図 4.3.2.6 応力集中におよぼすとけこみ量の影響

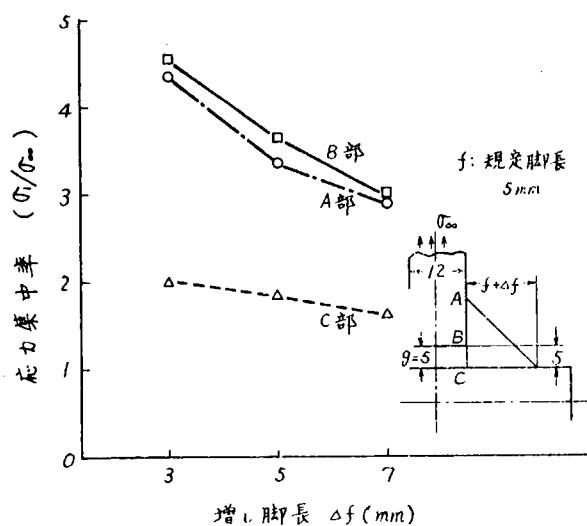


図 4.3.2.7 応力集中におよぼす増し脚長の影響

(b) ライナ挿入型

表 4.3.1 2 にはすみ内各部での応力集中率  $\sigma_1/\sigma_{\infty}$  と  $\sigma_1/\sigma_{th}$  を示す。

図 4.3.2 8 には主板とライナのすみ肉溶接におけるルート部 D とライナと横板のすみ肉溶接におけるルート部 E の応力集中率  $\sigma_1/\sigma_{\infty}$  と示している。図の横軸には  $B - (t + 2F)/g$  なるパラメータをとっている。図(a)は主板 1.2 mm、図(b)は主板 1.8 mm の場合のものである。

D 部の応力集中はライナ幅が大きくなるとやや減少するようであるが E 部での応力集中率は、ライナ幅の増加とともに著しく上昇する。

図 4.3.2 9 は横軸にライナ幅とギャップの比  $B/g$  を、縦軸にはギャップの零の場合の応力集中率  $\sigma_1/\sigma_{th}$  に対する D 部、E 部の応力集中率  $\sigma_1/\sigma_{th}$  を示している。このような表示では主板板厚、ギャップ量が異なっても応力集中率は  $B/g$  で定まるようである。そして応力集中率は  $B/g$  の 3 次曲線で表わされるようである。

図 4.3.3 0 はライナ挿入型で増し脚長をした場合の応力集中率を示している。D 部、E 部ともに応力集中率は増し脚長が大きくなると減少している。

(c) 考 察

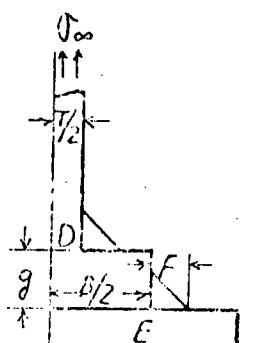
ここで計算された応力集中度をもとに疲労試験における破断位置を考察すると増し脚長型および面取り型とは計算結果と一致するが、ライナ挿入型では、応力集中度だけでは説明しがたい。これに対しては、溶接による残留応力の影響が考えられるので、試験片製作時の溶接条件を用いて有限要素法により溶接部の熱弾塑性解析を行なった。

その結果、図 4.3.3 1 に示す。図は残留主応力で示しているが、ライナと横板のルート部では  $30 \text{ kg/mm}^2$  程度の引張応力に対して主板とライナのルート部では  $60 \text{ kg/mm}^2$  の引張応力となっている。

したがって、ライナ挿入型では、この部から疲労断面が生じる可能性は十分考えられる。

表 4.3.1.2 ライナ挿入型の応力集中率

| 記号           | $B/g$ | $\frac{B-(2F+t)}{g}$ | 応力集中率                      |                        |                            |                        |
|--------------|-------|----------------------|----------------------------|------------------------|----------------------------|------------------------|
|              |       |                      | D部                         |                        | E部                         |                        |
|              |       |                      | $\sigma_i/\sigma_{\infty}$ | $\sigma_i/\sigma_{th}$ | $\sigma_i/\sigma_{\infty}$ | $\sigma_i/\sigma_{th}$ |
| 12G12-50B8   | 4.17  | 1.83                 | 2.05                       | 1.93                   | 5.60                       | 5.29                   |
| 12G12-50B10  | 4.17  | 1.50                 | 1.46                       | 1.72                   | 5.15                       | 6.09                   |
| 12G25-32B5   | 1.30  | 0.40                 | 3.29                       | 1.94                   | 3.50                       | 2.06                   |
| 12G25-50B5   | 2.00  | 1.12                 | 3.19                       | 1.88                   | 3.60                       | 2.12                   |
| 12G25-75B5   | 3.00  | 2.12                 | 3.50                       | 2.06                   | 4.65                       | 2.74                   |
| 12G25-100B5  | 4.00  | 3.12                 | 3.29                       | 1.94                   | 5.55                       | 3.27                   |
| 12G25-125B5  | 5.00  | 4.12                 | 3.39                       | 2.00                   | 6.80                       | 4.01                   |
| 12G25-100B8  | 4.00  | 2.88                 | 2.39                       | 2.25                   | 4.85                       | 4.58                   |
| 12G25-100B10 | 4.00  | 2.72                 | 1.88                       | 2.00                   | 4.73                       | 5.02                   |
| 18G18-36B9   | 2.00  | 0.0                  | 3.96                       | 2.80                   | 4.08                       | 2.88                   |
| 18G18-50B9   | 2.78  | 0.28                 | 3.46                       | 2.44                   | 5.04                       | 3.56                   |
| 18G18-75B9   | 4.17  | 2.17                 | 3.14                       | 2.24                   | 7.50                       | 5.32                   |
| 18G18-100B9  | 5.56  | 3.56                 | 3.14                       | 2.22                   | 11.08                      | 7.84                   |
| 18G18-75B12  | 4.17  | 1.83                 | 2.37                       | 2.24                   | 6.74                       | 6.36                   |
| 18G18-75B14  | 4.17  | 1.61                 | 2.07                       | 2.28                   | 6.33                       | 6.96                   |
| 18G25-36B9   | 1.44  | 0.0                  | 4.12                       | 2.92                   | 4.08                       | 2.88                   |
| 18G25-50B9   | 2.00  | 0.56                 | 3.76                       | 2.66                   | 4.46                       | 3.16                   |
| 18G25-75B9   | 3.00  | 1.56                 | 3.54                       | 2.50                   | 5.52                       | 3.90                   |
| 18G25-100B9  | 4.00  | 2.56                 | 3.48                       | 2.46                   | 7.10                       | 5.02                   |
| 18G25-125B9  | 5.00  | 3.56                 | 3.46                       | 2.44                   | 9.14                       | 6.40                   |
| 18G25-75B12  | 3.00  | 1.32                 | 2.76                       | 2.62                   | 4.58                       | 4.70                   |
| 18G25-75B14  | 3.00  | 1.16                 | 2.37                       | 2.61                   | 4.56                       | 5.28                   |
| 12G12-75B5   | 6.25  | 4.42                 | 3.34                       | 1.95                   | 10.52                      | 6.12                   |



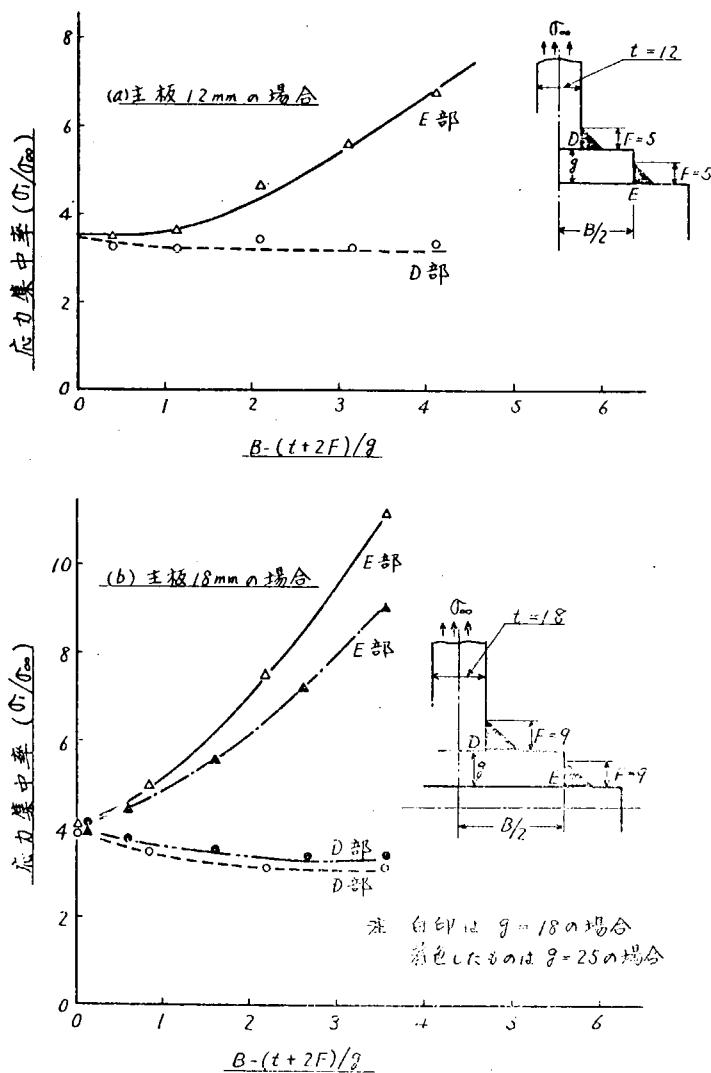


図 4.3.2-8 ライナ挿入型試験片の応力集中率

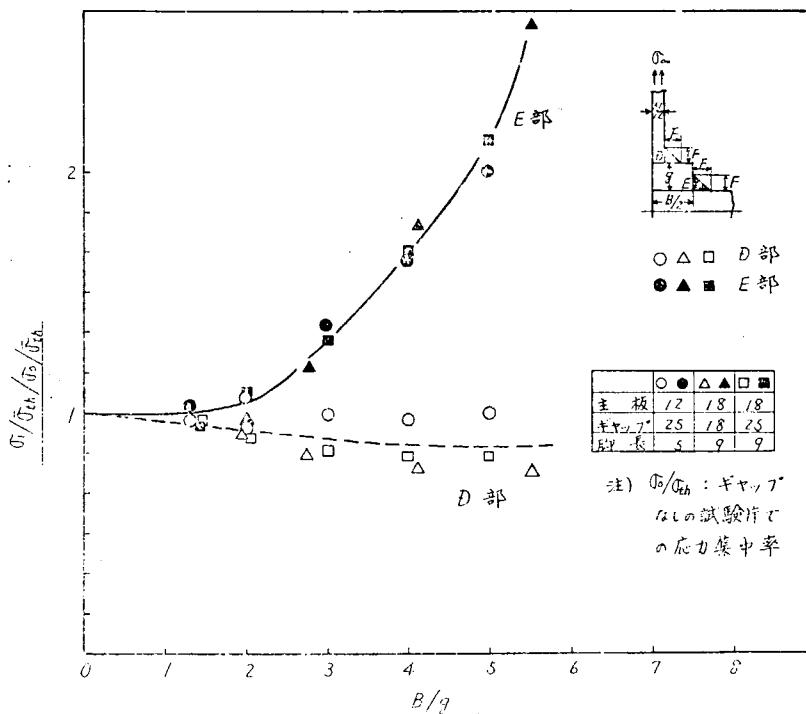


図 4.3.2-9 応力集中におよぼすライナ幅の影響

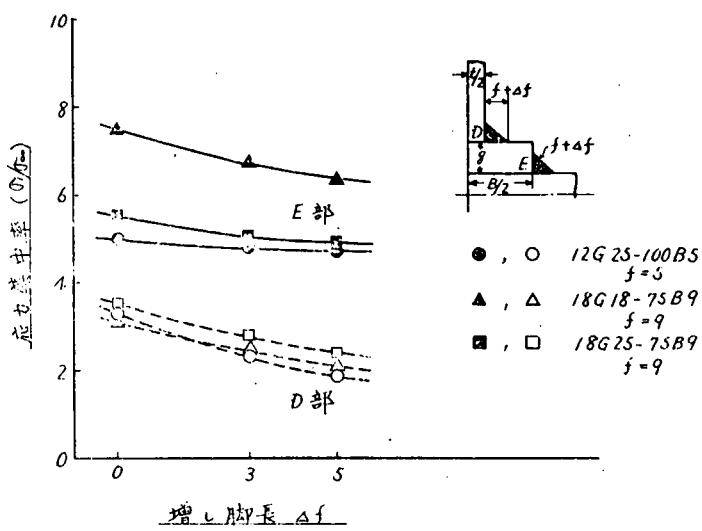


図 4.3.3.0 応力集中におよぼす増し脚長の影響

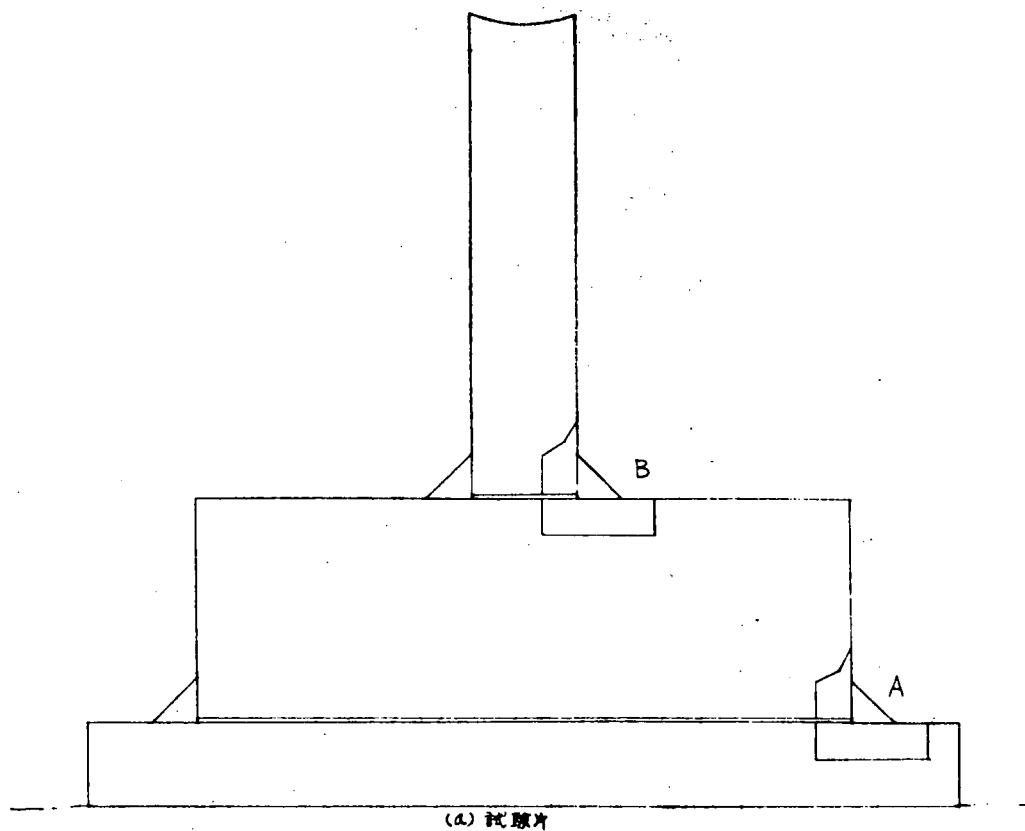


図 4.3.3.1(a)

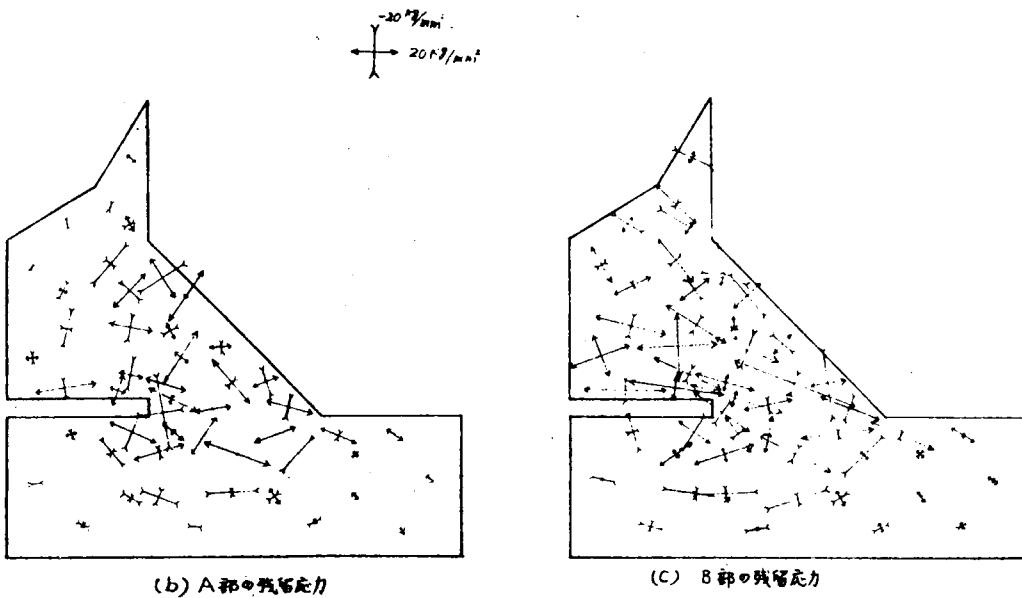


図 4.3.3-1(b)

#### 4.3.4 ギャップ処理法

##### (1) 実験結果の要約

ギャップ処理法を検討する前に、これまでに得られた実験結果を整理すると以下のとくである。

##### (a) 繰手強度に関する実験結果

###### (i) 増し脚長型の場合 (ギャップ量 $\leq 5 \text{ mm}$ )

強度実験に用いた試験片ではギャップ量の増加とともにとけこみ量が増加し、じゅうぶんなどの断面積が確保されていたので、増し脚長をしなくても静的強度、疲労強度はともにギャップのない場合の強度と同等以上となっていた。

###### (ii) 面取り型の場合 ( $5 \leq \text{ギャップ量} \leq 12 \text{ mm}$ )

面取り型でギャップを処理した場合は、静的強度、疲労強度はともにギャップのない場合より高くなっていた。

###### (iii) ライナ挿入型の場合 ( $5 \leq \text{ギャップ量} \leq 25 \text{ mm}$ )

ライナ巾がギャップ量の3倍以下であるようなライナを挿入すれば、増し脚長をしなくても静的強度、疲労強度はギャップのない場合と同等となっていた。

##### (b) ギャップ量ととけこみ量の関係に対する実験結果

平均とけこみ量( $P$ )はギャップ量( $g$ )に対して図 4.3.3-2 の破線で示すような関係となっていた。これを安全側で簡単な関係に近似して図 4.3.3-2 の折れ線Bのようとする。すなわち、

$$P = g \quad (0 \leq g \leq 3 \text{ mm})$$

$$P = 3 \quad (3 < g \leq 5 \text{ mm})$$

の関係にある。

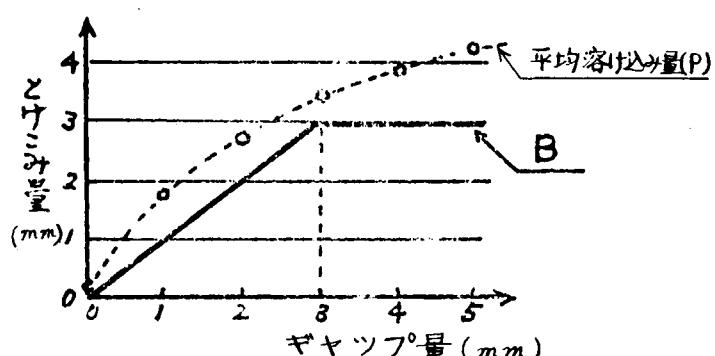


図 4.3.3-2 ギャップ量ととけこみ量の関係

##### (2) ギャップ処理法

船体のような大型構造物では、部材寸法も大きいため、必然的に主要部材の溶接長は相当長くなる。

この場合に、これらの部材の結合部においては溶接変形などによる不可避のギャップが生じることも止むを得ない。

ところで、ギャップ量と溶け込み量を調査した実験では、溶接長は500mm程度であり、溶接長の各断面におけるギャップと溶け込み量の関係にはややばらつきがあった。

他方、全溶接長に対してギャップ量を一定に保った実験を行なったと考え、全溶接長500mmにわたるギャップと溶け込み量との関係を推定すると、上記の実験結果の平均値とほぼ等しくなるであろう。

ところで船体構造の溶接継手強度を論じる場合に実験で行なった溶接長500mmはむしろ局部的であり、構造の各部に伝達される外力は応力集中部を除いては、平均化されて継手に作用するはずで、継手の強度はある溶接長にわたる平均値で論じるほうがむしろ合理性に富むことになる。したがって、ここでは構造物の継手の強度を考察する上で本研究で得られた実験結果の平均値をもとにし、ギャップ処理法を検討することにする。

すでに実験から知られるように、ギャップが存在しても、それと等しい溶け込み量が得られると、継手の強度は十分保証される。したがって、継手の強度は、ギャップが存在しても、十分な有効のど断面積が得られるかどうかに依存している。この点からギャップ処理法を検討すると次のような結果が得られる。

#### (a) ギャップ量が5mm以下の場合

ギャップ量が5mm以下の場合にはチルプレートをあてたり、ライナを挿入することは工作上非常なたまを必要とする。したがって、ギャップ処理法としてはギャップの存在によって不足するのど厚を増し脚長によって補なってやる方法が最もよいであろう。そして必要なのど厚を確保するための増し脚長は図4.3.3.2より次のように決めることができる。

ギャップ量が3mm以下ではギャップ量に等しい溶け込み量が得られ、十分なのど厚が確保できることから増し脚長の必要はない。ギャップ量が3mmをこえると溶け込み量は3mmと一定値となるので所要ののど厚を確保するため( $\text{ギャップ量} - 3\text{mm}$ )の増し脚長( $\Delta F$ )をする必要がある。すなわち、ギャップ量が5mm以下の場合は、次のような増し脚長を行なうことによってギャップ処理を行なうのがよいだろう。

$$0 \leq \text{ギャップ量} \leq 3\text{mm} \text{の場合 } \Delta F = 0$$

$$3 \leq \text{ギャップ量} \leq 5\text{mm} \text{の場合 } \Delta F = g - 3\text{mm}$$

#### (b) ギャップ量が5mmをこえる場合

ギャップ量が5mmをこえるとギャップが存在するまま溶接することは困難となるし、また、増し脚長をすることも非常に能率が悪くなる。したがって、このような場合は面取り溶接あるいはライナを挿入して溶接する方法が考えられる。面取り方法で処理する場合は主板の開先を適当な角度( $30^\circ \sim 45^\circ$ )をとり、チルプレートを当てて溶接する。なお、溶接後チルプレートはそのまま残しておいても強度上問題はないが、\*腐食、外観の見地からチルプレートを撤去し裏溶接するのが望ましい。ライナ挿入型で処理する場合には、挿入するライナ巾はできるだけ小さいほうがよいが工作上問題も関係してくるので以下に示す条件のものが適当である\*\*

$$t + 2F + 10 \leq B \leq 3h$$

ただし  $B$  : ライナ巾 $\text{mm}$

$h$  : ライナ板厚 $\text{mm}$

$t$  : 主板板厚 $\text{mm}$

$F$  : 脚長 $\text{mm}$

なお、上式よりライナ挿入型でギャップ処理をすることができる最小ライナ板厚は次のようになる。

$$h \geq \frac{t + 2F + 10}{3}$$

\* 本研究では面取り型の場合はギャップ12mm以下までしか確めていない

\*\* ライナ挿入型の場合はギャップ25mm以下までしか確めていない。

#### 4.3.5 結論

本論文では、船体の建造過程で不可避の溶接変形などによって結合部の開先量が基準値よりも大きくなった場合の結合方法を継手の強度をもとに検討した。すなわち、ギャップの処理方法として、(1)増し脚長型、(2)面取り型、(3)ライナ挿入型を取り上げ、これらの方によって溶接結合された十字隅肉継手の静的および疲労試験を行ない、その強度を調査した。これらの実験によって得られた主な結果は、以下のとくである。

##### (1) 増し脚長型の場合

実験に供された試験片のギャップ量は0～5mmであり、ギャップ量とともに溶け込み量が増加しており、十分なほど断面積が得られていたので、脚長を増さず規定脚長のままで、ギャップのない試験片の静的および疲労強度と比べて同等以上の強度を示した。

##### (2) 面取り型の場合

使用した試験片のギャップ量は5～12mmで、チルプレートを仮付けし、主板を面取り溶接したままの試験片の静的および疲労強度ともにギャップのない場合よりも高くなっていた。

##### (3) ライナ挿入型の場合

ライナ幅がその板厚の3倍以下である場合には、規定脚長のままで静的および疲労強度はギャップのない場合と同等であった。

増し脚長型の試験片の強度に対しては、溶け込み量は増し脚長とほぼ等価な効果を示すので、ギャップと溶け込み量の関係は重要である。この関係を種々の溶接姿勢と溶接条件に対して実験調査した。その結果より次の結論が得られた。

##### (4) 全試験片について平均値をとると、ギャップ量が3mmまではギャップ量と同じ溶け込み量が得られるが、ギャップ量が3mmを超えると溶け込み量はほとんど増加しない。

疲労強度は応力集中度に依存するところが大きいので有限要素法による応力集中の計算を行なって、実験結果を考察した。それによると、

##### (5) 増し脚長および面取り型で処理された試験片の破断位置は計算結果の示すところと一致するが、ライナ挿入型では応力集中度だけでは十分な説明ができない。これに関して、溶着金属に生じる残留応力を熱弾塑性計算すると、主板とライナとの溶接部には、もう一つの溶接部より相当高い引張応力が生じており、疲労試験における破断位置が、この位置になる可能性のあることを説明できる。

船体のような大型構造では、一般に溶接長は十分長い。このような構造物の継手に作用する力は、応力集中部を除くと平均化される。したがって、継手の結合状態とその継手の強度も、ある程度の長さにわたる平均値で取扱うのが妥当である。この考え方になら、上述の研究成果を検討すると次のようなギャップ処理法が考えられる。

##### (6) ギャップ量が3mm以下では規定脚長で溶接してよい。

##### (7) ギャップ量が3mmを超える場合は、次式にしたがって脚長を増加させる。

$$(増し脚長量) = (ギャップ) - (3\text{mm})$$

##### (8) ギャップ量が5mmを超える場合の1つの対策として、チルプレートを仮付し、主板の面をとつて溶接する方法がある。この場合、チルプレートをそのまま残しても継手の強度に悪い影響を及ぼさないが、外観上およびチルプレートと主板の間隙における腐蝕を考えると、チルプレートを取除き、裏溶接を行なう方がよいであろう。

##### (9) ギャップ量が5mmを超える場合の他の対策としてギャップにライナを挿入して溶接する方法がある。ライナ幅が次式を満足するものであると脚長は規定のものである。

$$t + 2F + 10 \leq B \leq 3h \quad (\text{ここに, } B: \text{ライナ幅}, h: \text{ライナ板厚}, t: \text{主板板厚}, F: \text{脚長},)$$

この方法で方法で処理できるギャップ量の下限値( $g_{\min}$ )は上式により次のように決る。

$$g_{\min} \geq (t + 2F + 10) / 3$$