

## 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48年3月

社 団 法 人

日 本 造 船 研 究 協 会

# は し が き

本報告書は、日本船舶振興会の昭和47年度補助事業「船舶の構造・性能に関する基礎的研究」の一部として日本造船研究協会第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	（日本溶接協会）		
幹事	藤田讓	（東京大学）	巻岐哲夫	（三菱重工業）
	安東重美	（三井造船）	池田一夫	（神戸製鋼所）
	上田幸雄	（大阪大学）	門田教登	（三菱重工業）
	栗田剛利	（三菱重工業）	桑山則男	（住友金属工業）
	三村道夫	（日本鋼管）	佐藤邦彦	（大阪大学）
	田代新吉	（日本海事協会）	長沢準	（船舶技術研究所）
	堀岡正毅	（日本鋼管）	満喜良男	（日本鋼管）
	松石正克	（日立造船）	矢田敏夫	（石川島播磨重工業）
	安川 匠	（川崎重工業）	梁 毅	（石川島播磨重工業）
	山口勇男	（日本海事協会）	山越道郎	（九州大学）
	矢口弘道	（三井造船）	西畑作太郎	（石川島播磨重工業）
委員	仰木盛綱	（佐世保重工業）	有田喜久雄	（船舶技術研究所）
	井下重光	（石川島造船化工機）	笠井管次	（佐野安船渠）
	小林三蔵	（名村造船所）	相馬宏二	（兩館ドック）
	中井 茂	（三井造船）	永元隆一	（三菱重工業）
	三沢敏夫	（住友重機械工業）	宮崎精治	（川崎重工業）

# 目 次

1. 概 要 .....	1
2. 船殻部材の歪量に関する調査研究 .....	2
2.1 船殻部材の歪量に関する調査研究 .....	2
2.1.1 目 的 .....	2
2.1.2 歪量計測実施方法 .....	2
2.1.3 集計の方法 .....	3
2.1.4 データ集計結果 .....	5
2.1.5 考 察 .....	5
2.1.6 ま と め .....	6
2.2 溶接歪防止工作法に関する研究 .....	11
2.2.1 ま え が き .....	11
2.2.2 T型ロンジにおける縦変形の防止 .....	12
2.2.3 隅肉溶接における角変形の防止 .....	28
2.2.4 突き合せ溶接における角変形の防止 .....	46
2.2.5 実験シリーズNo.4 枠組方式およびロンジ先付方式で生じる歪の調査 .....	63
2.3 外観による歪基準の決定に関する研究 .....	67
2.3.1 試験項目 .....	67
2.3.2 予備調査 .....	67
2.3.3 予備実験 .....	68
2.3.4 実験結果 .....	72
3. 船殻部材の歪量と構造強度との関連に関する研究 .....	85
3.1 板材の工作歪と強度 .....	85
3.1.1 ま え が き .....	85
3.1.2 実験概要 .....	85
3.1.3 実験結果および考察 .....	90
3.1.4 実験結果と計算値との比較 .....	90
3.1.5 統計的手法の検討 .....	99
3.1.6 実験値の数式化 .....	100
3.1.7 数値計算例 .....	101
3.1.8 む す び .....	105
3.2 桁材の工作歪と強度 .....	105
3.2.1 ま え が き .....	105
3.2.2 模型実験 .....	105
3.2.3 結 論 .....	107
3.3 柱部材の工作歪と強度の関係 .....	136
3.3.1 目的および概要 .....	136
3.3.2 実 験 .....	136
3.3.3 解 析 .....	138

3.3.4	実験結果および解析結果	139
3.3.5	考察	140
3.3.6	結論	141
3.4	二次部材の歪量に関する研究	147
3.4.1	まえがき	147
3.4.2	模型実験	147
3.4.3	実験結果および考察	147
3.4.4	むすび	148
3.4.5	付録：ブラケットの最高荷重 ( $P_{Bmax}$ )、耐荷力 ( $F_{Bmax}$ ) および最大曲げモーメント ( $M_{Bmax}$ ) を決める方法について	157
3.5	初期歪と平板の強度・剛性に関する理論解析	163
3.5.1	目的	163
3.5.2	研究内容	163
3.5.3	解析理論	164
3.5.4	解析法	164
3.5.5	解析例	164
3.5.6	むすび	165
3.5.7	付録：有限要素法による弾塑性大たわみの解析法	169
4.	船殻部材の歪量と材料強度に関する研究	173
4.1	初期歪が疲労強度および脆性破壊強度に及ぼす影響に関する研究	173
4.1.1	目的	173
4.1.2	試験方法	173
4.1.3	実験結果	174
4.2	建造中に発生する歪の解析と防止法に関する研究	176
4.2.1	目的	176
4.2.2	実験	176
4.2.3	実験結果	181
4.2.4	考察および結論	182
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	まとめ	211

# 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、現在まで、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.\* は主として、従来の実績をもととして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、部材の歪許容量を理論的に検討し、合理的な歪許容量を決定することを目的として、昨年度に引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2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る。

## 1) 船殻部材の歪量に関する調査

最近建造された船舶の船殻部材の歪量を計測し、これを電子計算機を利用して、各部材について、不整量と板厚その他のパラメータについて集計分析した。次に、現在行なわれている歪防止工作法や歪取り工作法に関する現状調査結果を参照して、歪発生が少ない工作法や標準的な歪取り工作法など種々の工作法について実験的研究を行なった。また、歪量の肉眼判定に及ぼす外的条件(陰影、照度、塗料)について実験を行ない、肉眼判定の基礎資料を得た。なお、ステレオカメラを歪量測定に使用するための実験も行なった。

## 2) 船殻部材の歪量と構造強度との関連

船殻部材の歪量が構造強度に及ぼす影響を調査するため、下記の研究を行なった。すなわち、初期歪を有する板材の力学的挙動を実験的に求め、これらの結果を理論値と比較検討し、確率統計的手法を用いて初期歪の許容基準の設定に関する検討を行なった。次に、20万トンタンカーの船底桁の縮尺模型による桁板の実験を行ない、初期変形の影響について検討した。また、大型タンカーのストラットの縮尺模型による支柱の実験を行ない、弾塑性有限変形解析プログラムによる解析結果と比較し、初期変形の影響について検討した。また、種々の形状のブラケットについて座屈試験を行ない、初期変形による座屈強度の低下について検討した。さらに、平板の大撻み挙動を解析するため弾塑性大変形解析プログラムを開発し、初期変形や荷重条件などを種々変えたシリーズ計算を行なった。

## 3) 船殻部材の歪量と材料強度に関する研究

軟鋼および50、60キロ級高張力鋼を使用して角変形量の異なる数種のバット継手試験片による疲労試験を行ない、角変形量と疲労強度との関連を調査した。次に、エレクトロガス溶接によつて発生する溶接変形を計測し、ストロングバックの適正寸法および取付ピッチを決定するための資料を得ることを目的として、模型試験による収縮計測を行ない、理論的検討を行なった。さらに、ルートギャップを有する十字継手の静的および疲労試験を行ない、ギャップと強度との関係、ライナーの適正寸法などについて、理論的検討を加え、隅肉溶接部におけるギャップ処理法について検討した。

---

\* Japan Shipbuilding Quality Standards

## 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態を定量的に把握し、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う。

#### 2.1.2 歪量計測実施方法

(1) 歪量計測実施造船所：28造船所

(2) 計測実施期間：昭和46年 8月～12月(5カ月)

昭和47年10月～12月(3カ月)

(3) データ数：30216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、部材ごとにデータ200～400を確保するよう各造船所に割当て、計測を実施した。

(4) データ記入

データシートの記入内容は表2.1.1および2.1.2の通り、また、データシートは表2.1.3のような統一形式とした。

表 2.1.1

№	COLUMN №	項 目	備 考
1		データ修正コラム	データの修正を行なう場合、データ番号を同一番号として*を記入する。
2	2～3	造船所コード番号	各造船所に定められたコード番号を記入する。
3	4～7	データ番号	造船所ごとに一貫番号をつける。
4	8	船の種類	BULK CARRIER TANKER ORE CARRIER 一般貨物船等の区別をつける。
5	9～10	建造年	西暦下2ケタを記す。
6	11	船の大きさ	1. 120M以下 2. 120Mを超え150M 3. 150M " 180M 4. 180M " 210M 5. 210M " 240M 6. 240M " 270M 7. 270M 300M 8. 300Mを超える船
7	12	船級協会	
8	13	計測実施時期	1. 船体完成検査後 2. 船体実成検査前 3. ブロック完成検査後
9	17～54	部材寸法	板厚、巾等を入れる。
10	55～	歪 量	

表 2.1.2 歪 の 種 類

部 材	歪 の 種 類	計 測 個 所
1. パネル部材	1. ヤセ馬	LONGITUDINALS や TRANS. で囲まれた矩形において長辺の中間の中央の歪量
	2. 隅肉溶接による折れ	骨部材の隅肉溶接によるパネルの角変形
	3. 突き合せ接手の折れ	突き合せ接手による角変形
2. 骨部材	1. ウェブの倒れ	フェースプレートの内面曲りの量で表す。
	2. 曲り	フェースプレートの内面外曲り量
	3. フェースプレートの折れ	隅肉溶接による折れ
3. 柱部材H型支柱	1. フランジに直角方向の曲り	
	2. ウェブに直角方向の曲り	
3. 柱部材ストラット	1. 前後方向の歪	船の前後方向の撓み量
	2. 上下方向の歪	
	3. 真直度	ストラットの付いているSIDE TRANS.の付根間を結ぶ直線に対し、TRANS. FACEPLATE の位置の前後方向のずれ
4. 2次部材	自由辺の曲り	

(5) 計測要領

計測の実施にあたっては、計測要領を作成し、各造船所に配布した。この中には各部材ごとに計測の方法を図示し、計測方法の統一をはかった。その1例を次に示す。

パネル部材のヤセ馬は下記要領で計測する。

計測用具；張糸とスケール

$\delta_0$  : 差越量

$\delta'$  ; 差越線からの計測値

$\therefore$  歪量  $\delta = \delta' - \delta_0$

2.1.3 集計の方法

今年度は、船の大きさ、計測実施時期による歪量分布の推移とともに部材寸法の影響を考慮した集計を行なった。

(1) 各部材ごとに船の大きさを3区分、計測時期3種と各々の計を含めて16の母集団に分け、集計を行ない、船の大きさ、計測実施時期の影響を調べる。

(2) 次に、上記16個の母集団のうちサンプル数100個以上のものについて、次のように集計を行なった。

横に部材寸法をとり、その最大最小の間を3等分して各区分の部材寸法の平均と各々の区分ごとに歪量の平均標準偏差を算出し、部材寸法の平均に対し、歪量の平均、標準偏差を縦軸にプロットした。

OUTPUT の例として図 2.1.9 に示す。

(3) なお、図には船の大きさ計測実施時期を対比させてかねてプロットし、平均値は実線で標準偏差の値は破線で結ぶ。そして、船の大きさ計測実施時期は表 2.1.4 の略号を符して区別する。

表 2.1.4

船の大きさ 計測実施時期	1. 船の長さ 210M以下	2. 船の長さ 210Mを超え270M	3. 船の長さ 270Mを超える	合 計
1. 船体完成検査後	(1-1)	(2-1)	(3-1)	(T-1)
2. 船体完成検査前	(1-2)	(2-2)	(3-2)	(T-2)
3. ブロック検査後	(1-3)	(2-3)	(3-3)	(T-3)
合 計	(1-T)	(2-T)	(3-T)	(T-T)



## 2.1.4 データ集計結果

集計結果を図 2.1.1～図 2.1.8 に示す。なお、パネル部材のヤセ馬量には J.S.Q.S.との対比のため図に付記した。

## 2.1.5 考察

### (1) パネル部材

#### (a) 外板のヤセ馬 (図 2.1.1)

- イ) 中央部の外板については、板厚の増大につれ歪量は減少しているがスペースの影響は、はつきりした傾向を示していない。
- ロ) 船体完成検査前と後では、後のほうが歪量が大きいのは昨年度の報告にも記したように、歪取りを施工することが多くむしろ、船殻工事が進むにつれて周図からの力が加わるためであろう。
- ハ) 前後部外板については、板厚と歪量の関係は多少傾向として見られるが、中央部ほど明確ではない。スペースとの関係は全く無関係といつてよい。
- ニ) 船体完成検査前、後については昨年度の報告では若干検査後のほうが歪量が大きであったが、今年度データ数を増やしたためかほとんど差がなくなっている。

#### (b) 上部構造甲板のヤセ馬 (図 2.1.2)

裸部、非裸部とも次のように同じ傾向を示している。

- イ) 船体完成検査後については、歪量は板厚との関係がなくなっている。すなわち、歪量が一定の所までに歪取りが行われている。また、スペースの影響は外板と同じ傾向であらわれていない。  
ただし、図中記した\*は、データ数が少く考慮しない。
- ロ) 一方、船体完成検査前は、板厚との関係が明確にでている。すなわち、板厚の増大に対し、歪量は減少を示しているが、スペースに関してはほとんどその影響がないといつてもよい。

#### (c) 特に工作上、歪取りを施している簿板の上部構造甲板とあまり歪取りを施さない外板をパネル部材の例として記したが、共通しているのはスペースの影響が少ないことである。

### (2) 骨部材 (図 2.1.3、図 2.1.4)

#### (a) ウェブの倒れ (大骨の)

- イ) 歪量とスパンの関係については、スパンの増大に対し、一部データ不足のプロットを考慮しなければ、歪量は増大している。
- ロ) 歪量とウェブの深さの関係については、わずかではあるが、深さが増せば歪量が増大する傾向である。

#### (b) 曲り

- イ) 歪量とスパンの関係は、ウェブの倒れの場合と同様にスパンの増大に対し歪量は増す。
- ロ) 歪量とウェブの深さの関係については、ウェブの倒れほど明確でない。

#### (c) 上記ウェブの倒れ、曲りともに、パラメーターとの相関関係が明確でない。これは計測実施時期全部を含めた合計の区分について PLOT したためであろう。

### (3) 柱部材

#### (a) H型支柱 (図 2.1.5)

- イ) データ数を 100 以上としたため、3 区分のグラフのみ示されることになった。しかし、船の長さ 270 m 以上のケース (3-T) と合計 (T-T) とを比べるとスパンの範囲の差は少い。これは、270 m 以下の船のデータが多少少ないこともあるが、船の大小に拘らず甲板間距離も差がないことであろう。
- ロ) また (T-2) 合計の完成検査前のデータと (T-T) の差がないのはあまり歪取等の手当をしていないためであろう。
- ハ) スパンの影響は、スパンが大きくなるにつれて平均値は増大しているが標準偏差自体はほとんど差がない。

(b) STRUT (連続FACE型) (図2.1.6)

- イ) 船の大きさや計測実施時期による差は、前記H型支柱と同様、ないといえよう。むしろスパンの差と考えた方がよい。
- ロ) 前後撓みについては、スパン11m以下では平均値も標準偏差は差がなく、11mを超えるとともに増大する傾向にある。
- ハ) 上下撓みについては、前後撓みのものほど大きくはないが同じ傾向である。
- ニ) 総スパン、すなわち、側外板と縦隔壁間距離をベースにしたものであるが、約15mまでは歪量は平均値も標準偏差も変わらないが、20mで多少減少している。これはデータ数32個で比較的少ないためか、またブロックの精度 (VERTICAL WEBの倒れ等) が巨大船となつて向上したためと思われる。

(4) 2次部材

(a) TRIPPING BRACKETフランジなし (図2.1.7)

- イ) 計測実施時期による差は図2.1.7の右側のグラフにより多少ではあるが、船体完成後のほうがブロック検査後より歪量が多いことを示している。船の大きさについてはむしろ板厚や自由端長さの影響に含まれると扱う。
- ロ) 板厚の影響は、一応板厚増大とともに歪量は減少している。
- ハ) 自由辺の長さをパラメーターにとると、この値の増大につれ歪量は増すが、2mを超えると増加は少なくなる。
- ニ)  $\delta/t$  と  $s/t$  のグラフからは、 $s/t$  増加につれ  $\delta/t$  が増加することは判別できるが、変化が少く、ただ  $\delta/t$  が  $\bar{x} + 3\sigma$  をとつても0.5程度であることがわかる。

(b) TRIPPING BRACKET (フランジ付) (図2.1.8)

- イ) 計測時期による差はフランジが付いているためか差がなくなっている。船の大きさの影響は、前と同じように板厚や自由辺長さの影響と扱う。
- ロ) 板厚や自由辺長さの影響は、フランジが付いているためか非常に少く、強いて挙げれば自由辺の長さ、4m付近までは歪量は変化なく、4mを超えると逆に減少している。歪量自体もフランジなしの場合と比べ少ない。

2.1.6 まとめ

本年度の追加計測を含めた結果から明らかになつた事項は以下の通りである。

- (1) パネル部材について昨年度の歪量分布について分析を行ない、本年度は部材寸法 (板厚やスペース) をパラメーターとし、それらと歪量との相互関係を見出すプログラムを作製し、ヤセ馬歪量についてその効果を確認した。
- (2) パネル部材のヤセ馬のデータから推定される事項は、次の通りである。  
板厚との相関関係は、一般に想定される通りであるが、スペースの影響はあらわれなかつた。これはスペースの増大と同時に板厚の増大が含まれているためであろう。
- (3) 骨部材のウェブの倒れおよび曲りについては、スパンの増大につれ歪量は増している。また、ウェブの深さについても同様の傾向であるが、その値は小さなものである。これは、今回とりあげた部材が大骨であり、スパンに比してウェブが深いためであろう。
- (4) H型支柱の歪量は、スパンが大きくなるにつれ平均値は増しているが、標準偏差には差が少ない。
- (5) ストラットおよび2次部材、さらにここで述べなかつた部材を含めて集計方法を細かく検討し、パラメーターの選定等考慮して分析を進める予定である。

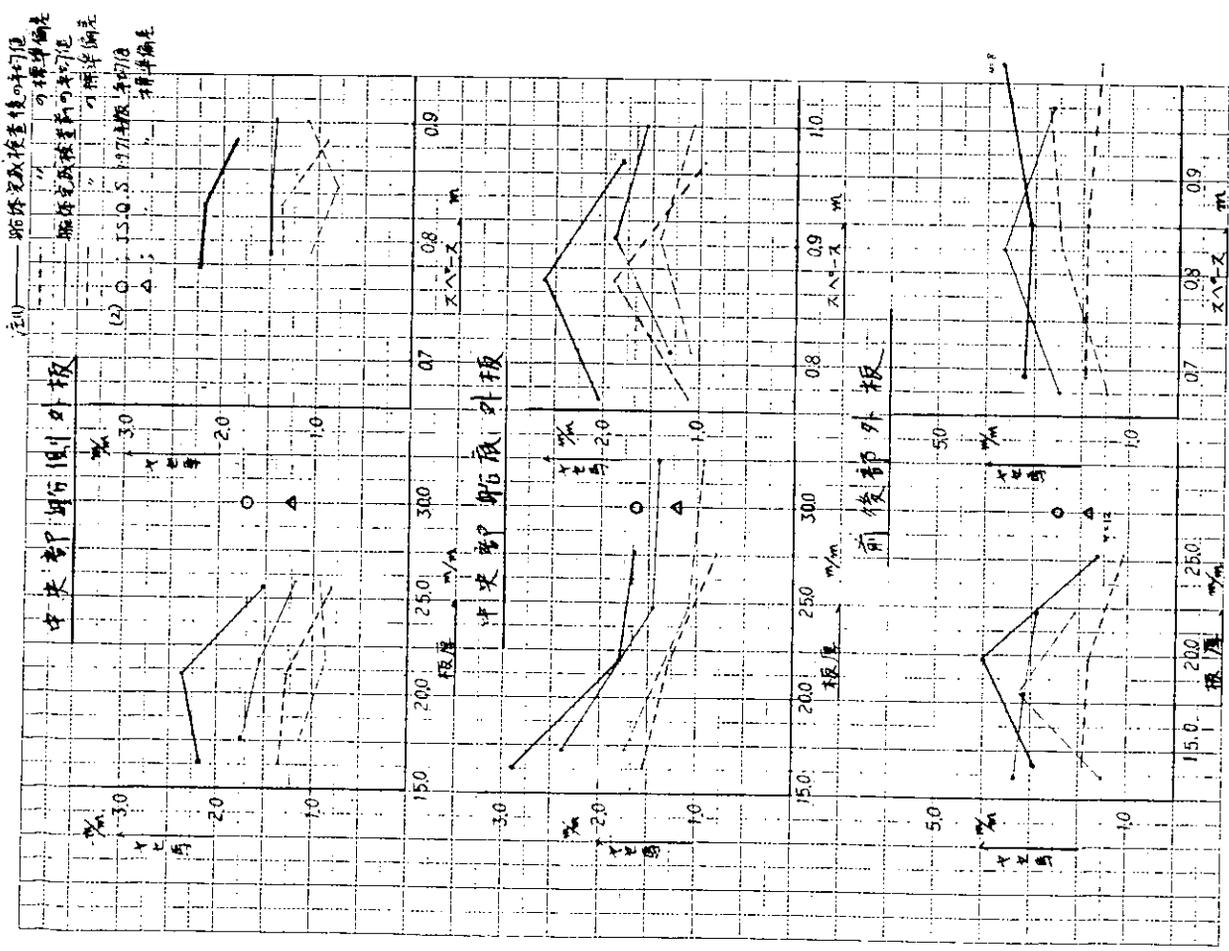


図 2.1.1 外板のヤセ馬

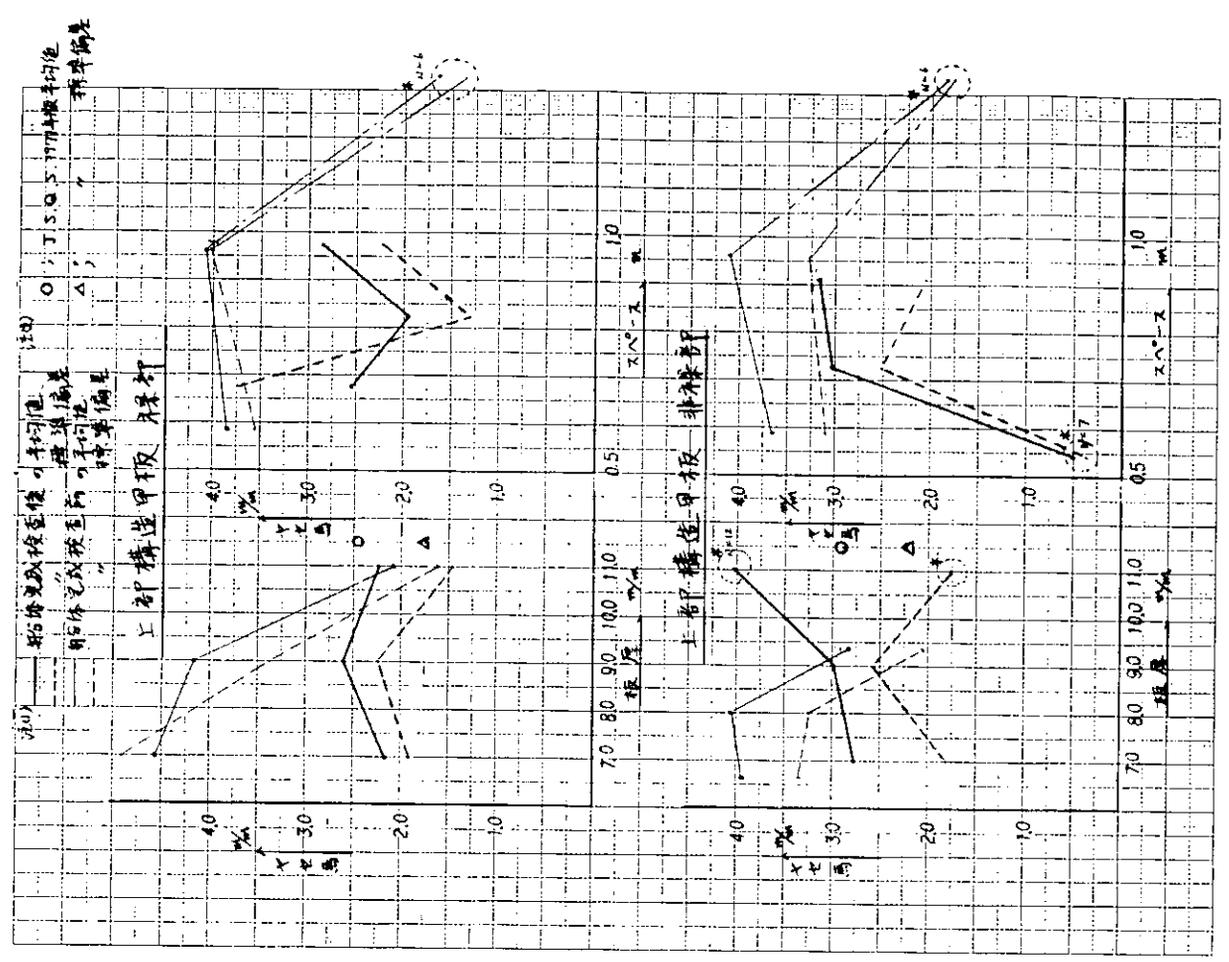


図 2.1.2 上部構造甲板のヤセ馬

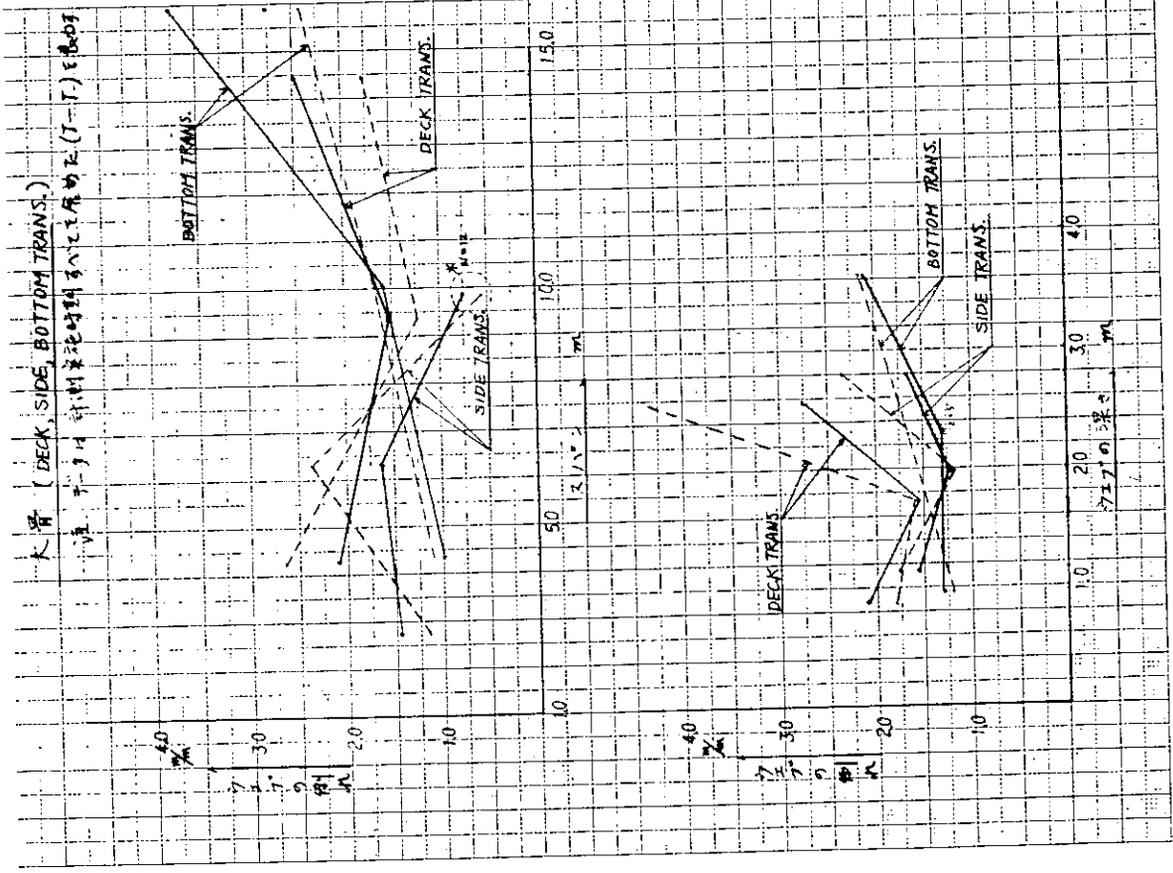


图 2.1.5

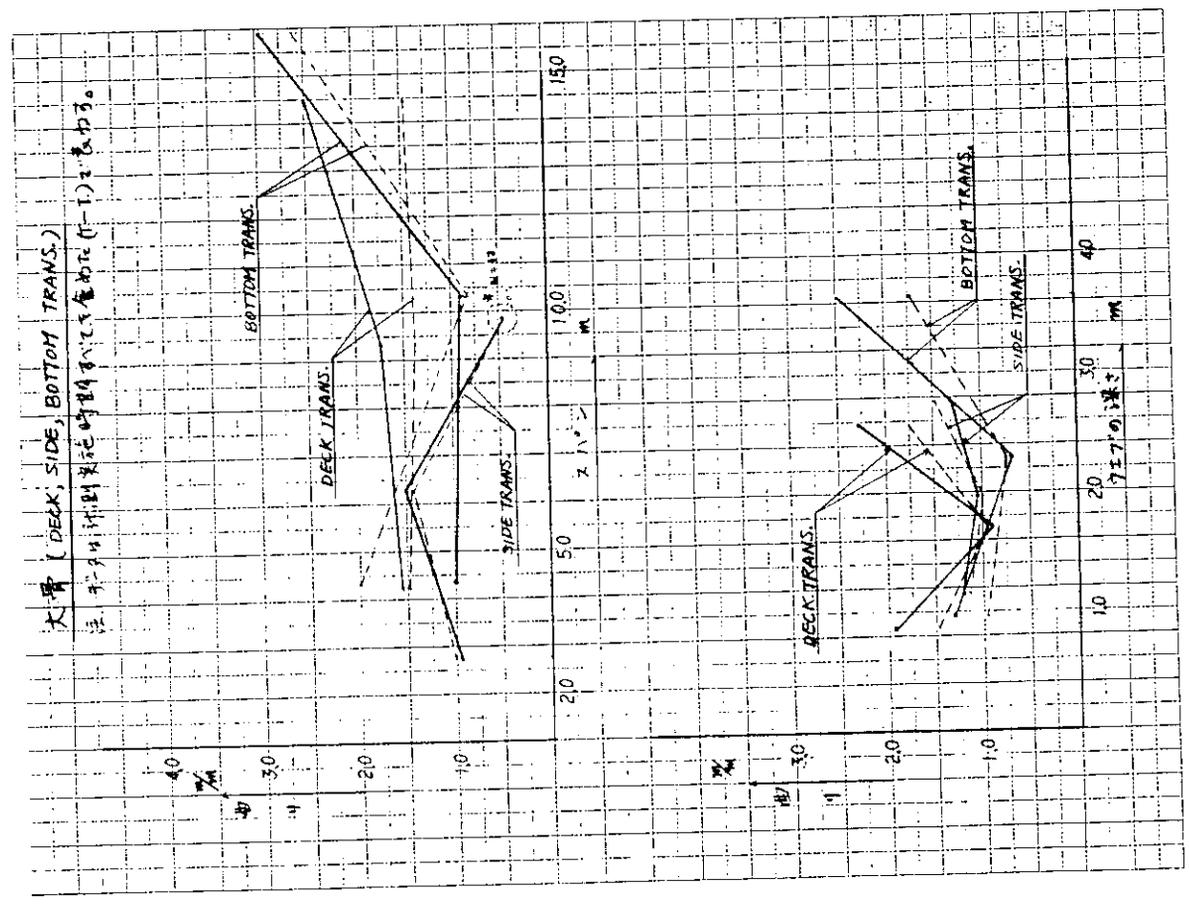


图 2.1.4

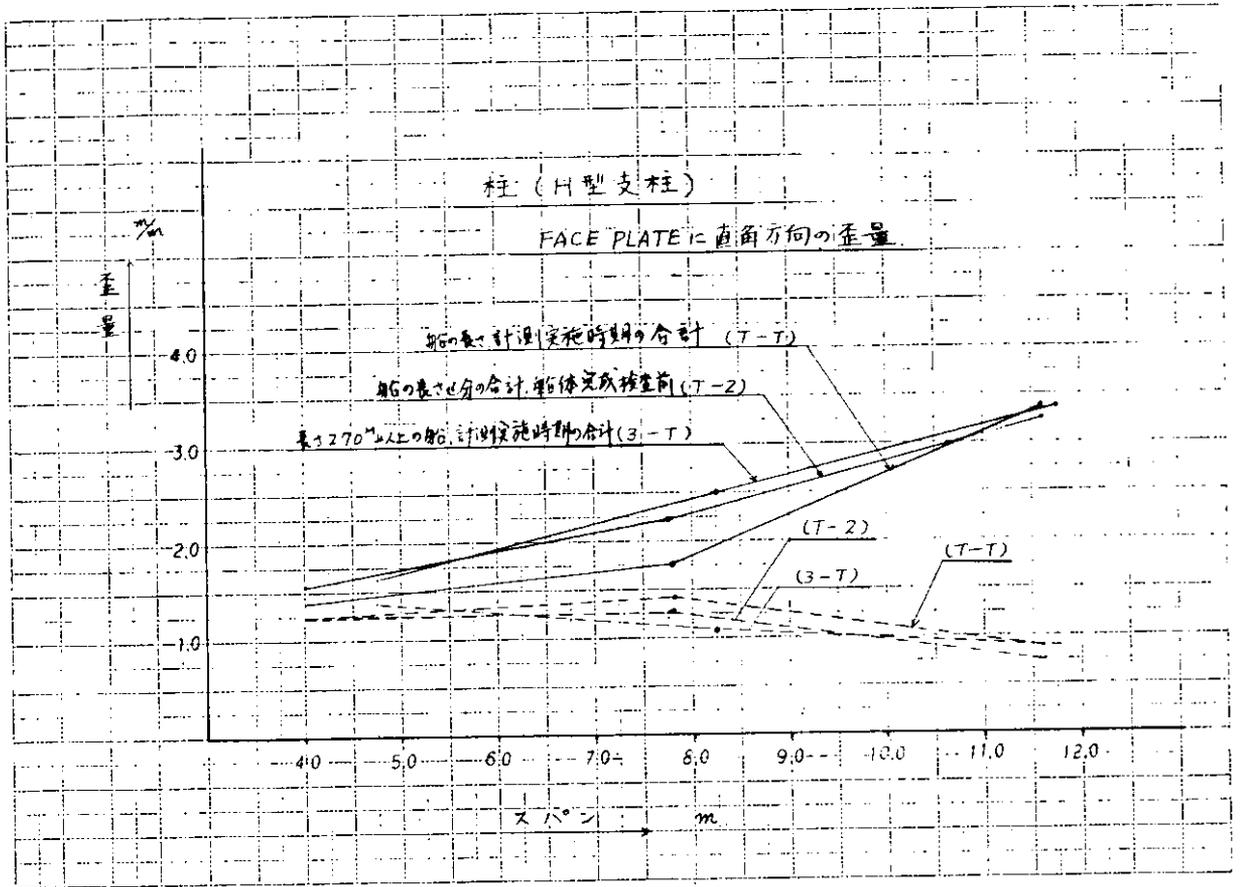


図 2.1.5

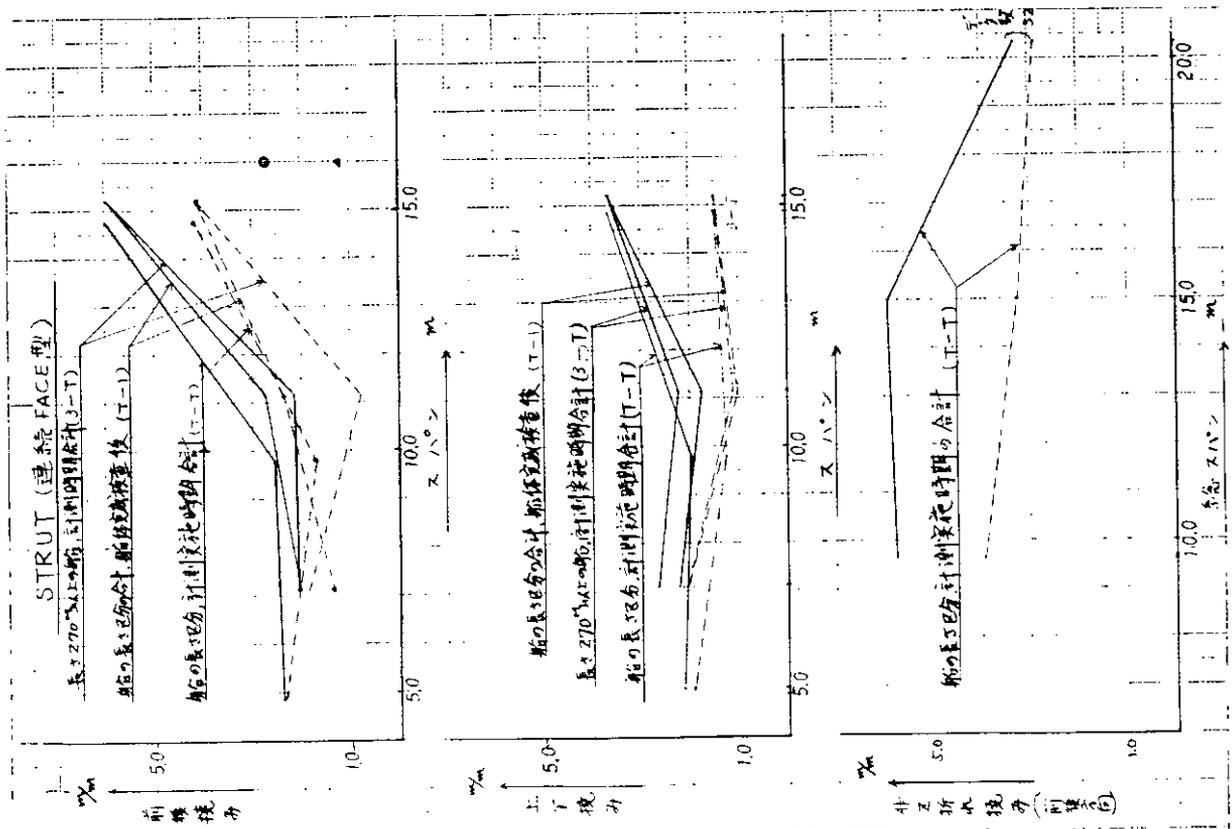


図 2.1.6

注 (1-T) : 船首の長さ210"以下の船  
 (1-1) : 船首の長さ210"以上の船  
 (1-2) : 船首の長さ270"以上の船  
 (1-3) : 船首の長さ330"以上の船  
 船体完成検査後  
 2007完成検査後

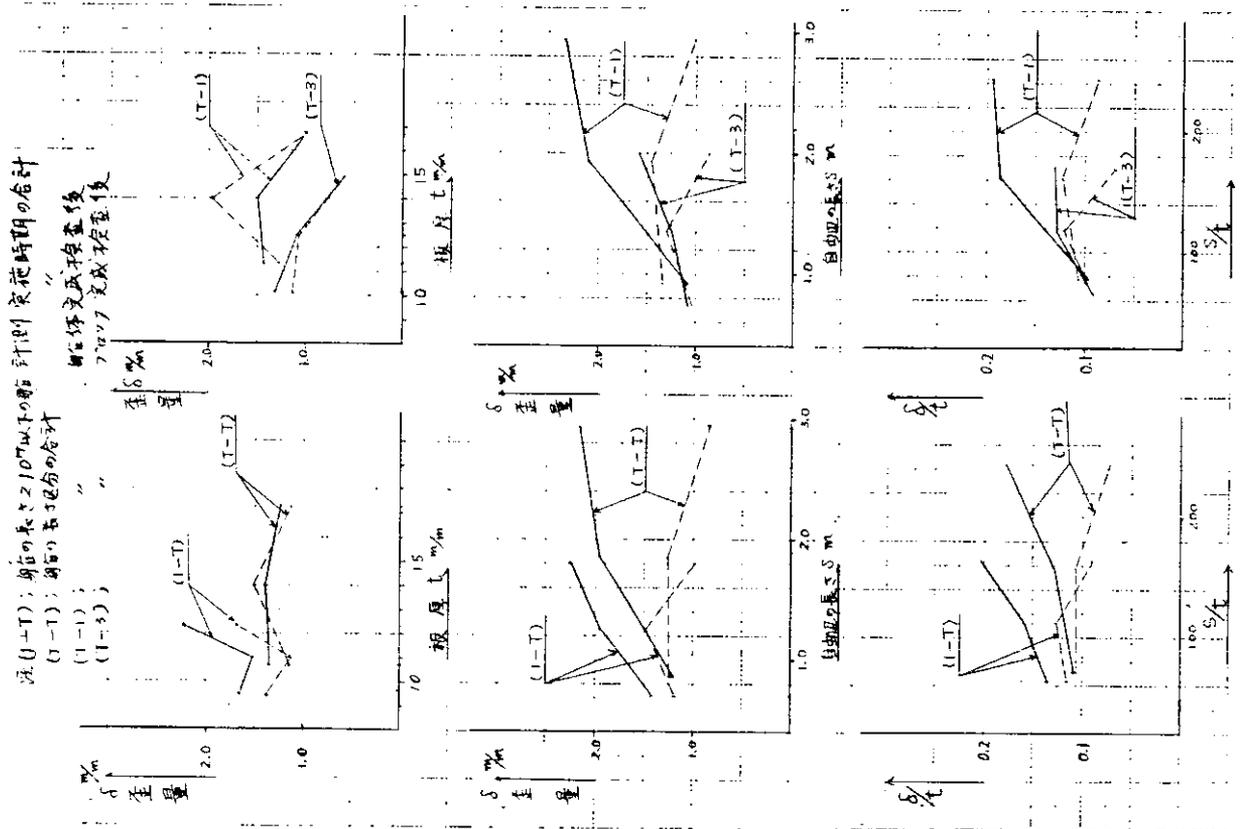


図 2.1.7 TRIPPING BRACKET (フランジなし)

注 (2-T) : 長さ210"~270"の船  
 (3-T) : 長さ270"以上の船  
 (7-1) : 船の長さ330"以上の船  
 (1-1) : 船の長さ330"以上の船  
 船体完成検査後  
 計画完成時期の合計

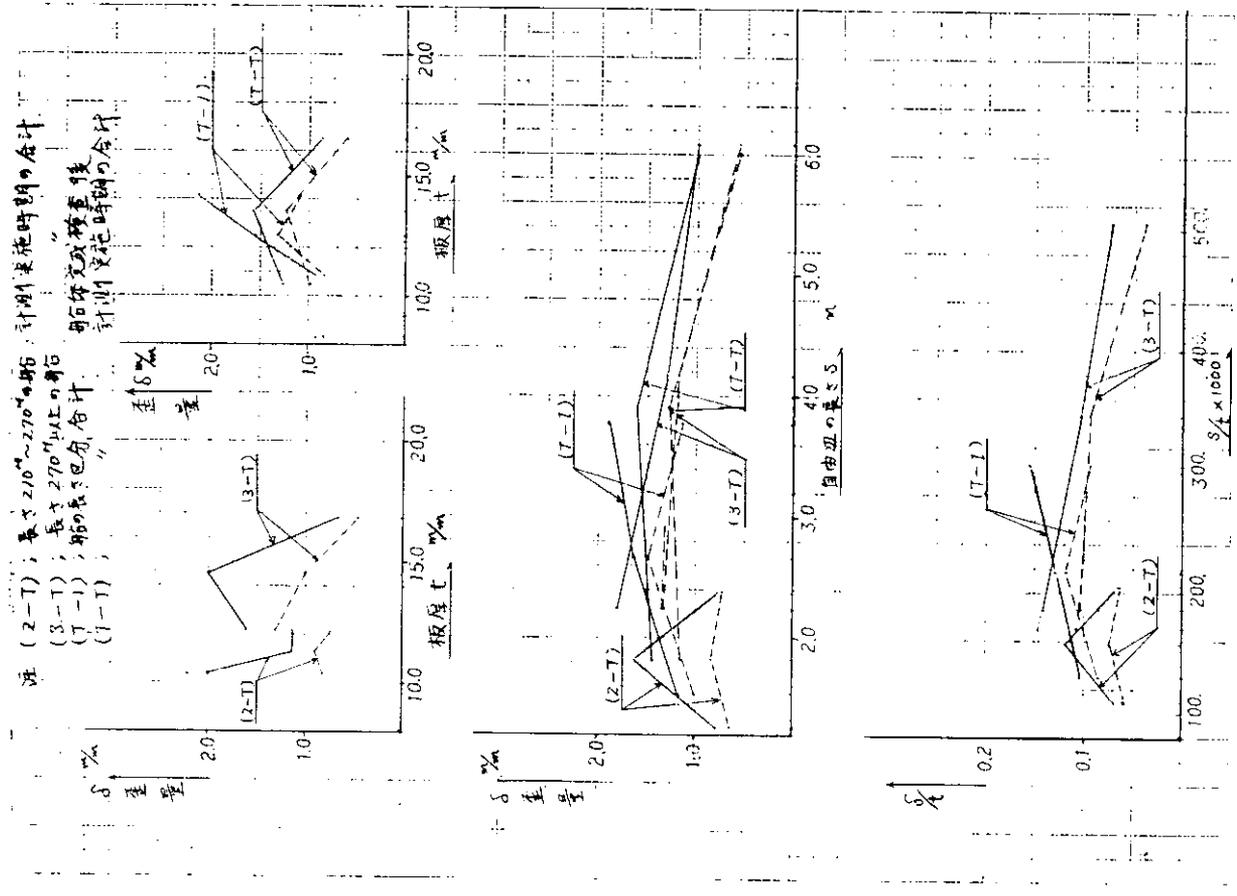


図 2.1.8 TRIPPING BRACKET (フランジ付)

\*\* D I A G R A M O F D I S T O R T I O N \*\*

BUZAI-CODE=(301) DISTORTION=(01) SHIPS-L=(13) INSP.=(1) DATA=(122)  
 PARAMETER =(01) ( ) = NO OF DATA  
 . = XBAR  
 \* = ST. DEV

-----

I		(108)
I		1.630
4.752I	..	1.382
I		( 10)
I		2.500
5.256I	* .	1.095
I		( 4)
I		3.375
11.760I	* .	0.893
I		
PARM. I		

\*\* D I A G R A M O F D I S T O R T I O N \*\*

BUZAI-CODE=(301) DISTORTION=(01) SHIPS-L=(1) INSP.=(2) DATA=(120)  
 PARAMETER =(01) ( ) = NO OF DATA  
 . = XBAR  
 \* = ST. DEV

-----

I		( 93)
I		1.559
4.010I	..	1.235
I		( 25)
I		2.240
7.810I	* .	1.266
I		( 21)
I		3.250
11.610I	* .	0.750
I		
PARM. I		

\*\* D I A G R A M O F D I S T O R T I O N \*\*

BUZAI-CODE=(301) DISTORTION=(01) SHIPS-L=(1) INSP.=(1) DATA=(255)  
 PARAMETER =(01) ( ) = NO OF DATA  
 . = XBAR  
 \* = ST. DEV

-----

I		(191)
I		1.365
4.010I	..	1.227
I		( 60)
I		1.767
7.810I	* .	1.421
I		( 4)
I		3.375
11.610I	* .	0.893
I		
PARM. I		

図2.1.9

## 2.2 溶接歪防止工作法に関する研究

### 2.2.1 まえがき

溶接構造が主たる原因で発生した船殻部材やブロック等の歪は、その部材、すなわち船殻に必要とされる各種強度の低下を招き、商品価値に対応した外観を損ね、また後工程の取り付けの能率を著しく低下させるものである。

それゆえに、この歪の防止という問題は、古くから造船業に課せられた命題のひとつである。その重要性は、過去の研究テーマおよび現場のQCサークル等で取り扱われた数量でも推察されるであろう。

本研究では、われわれは上記三点に注意しながら現場観察およびアンケートの結果、出てきたパターンをできるだけモデル化して、以下の4シリーズの実験を行なった。

- (1) T型ロングにおける縦歪の防止
  - (a) 自由変形量の測定
  - (b) ウェブを下向加圧することによる歪の防止
  - (c) 弾性逆歪による歪の防止
  - (d) 線状加熱併用による歪の防止

(2) 隅肉溶接における角変形の防止

- a) 定歪法（弾性逆歪法）
- b) 定モーメント法（自重拘束法）
- c) ステーパー拘束法

(3) 突き合わせ溶接における角変形の防止

- a) ストロングバック拘束法

(4) 枠組方式とロンジ先付方式での歪の比較検討

2.2.2 T型ロンジにおける縦変形の防止

T型ロンジやロンジ先付工法でのパネル、フェイスプレート付ウェブフレーム、ロンジ先付ガーダ等の隅肉溶接では、溶接方向の変形（縦変形）の防止が、重要な課題となっている。そこで、このシリーズではT型ロンジの隅肉溶接における歪を調査し、その防止策として加圧拘束法と、線状加熱併用法を選定し、それらについて実験を行なった。

溶接変形は、溶接によつて生じる応力と部材の剛性で決まるが、T型ロンジにおける変形を決定するパラメータとして、入熱およびウェブとフランジへの入熱分布、溶け込み形状（正確には、ウェブとフランジの温度分布）、断面性能と溶接位置、鋼種、外的拘束の方法等が考えられるが、本実験では、それらのパラメータを適当に変化させて、縦変形の挙動を追求した。

以下に、その実験方法と実験結果について述べる。

(1) 自由変形量の計測

(a) 実験装置と供試材

溶接機：KO-500およびNKK製大型溶接装置（写真2.2.1～2.2.6参照）

溶材：下向水平隅肉専用棒 US35

フラックス：MF44

供試材：軟鋼 SS41

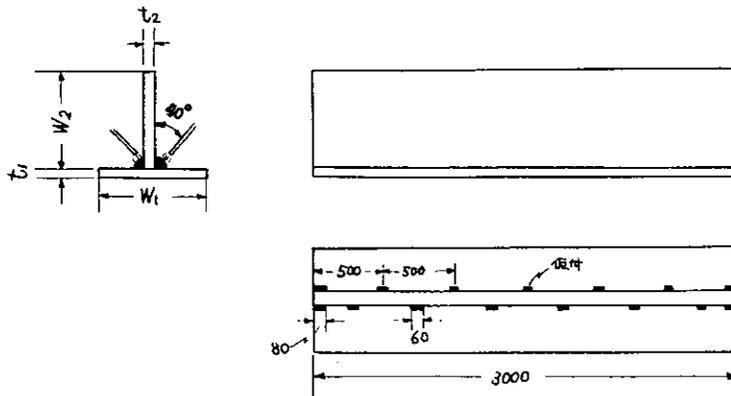


図 2.2.1

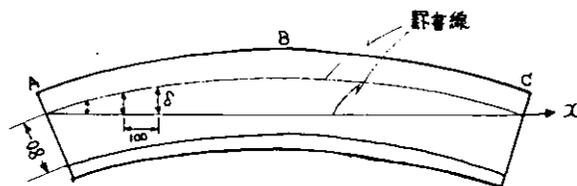


図 2.2.2

(b) 実験方法

溶接は、左右同時に1パスで行なった。サブマージドアーク溶接（以後は、簡略化してSUBと記述する）の場合、両端40mmは、溶接しない部分が残る。

計測は、

- イ) 試験材が室温まで冷却後に縦変形量 $\delta$ を計測。
- ロ) 中央部（図2.2.2のB点）における溶接中、溶接後の計測。
- ハ) 温度分布の計測。
- ニ) フランジの角変形量の計測。

以上、4項目について行なったが、イ)については、全試験片を、その他の項目に対しては、随時行なった。

イ)の計測には、図2.2.2の如く、溶接前にフランジより80mmの位置に直線を罫書き、溶接後も同様に直線を罫書いて、その差 $\delta$ をノギスで読みとつた。

溶接条件

溶接方法	片側の入熱	電流	電圧	溶接速度
SUB	20000 J/cm	600A	35V	63 cm/min
SUB	35000 J/cm	600A	35V	36 cm/min
手	20000 J/cm	250A	30V	22.5 cm/min
手	35000 J/cm	250A	30V	12.85 cm/min

(c) 実験パラメータ

- イ) 溶接方法 手、SUB
- ロ) 入熱Q 20000 J/cm 35000×2 J/cm
- ハ) フランジ寸法

$$\text{TYPE} \left\{ \begin{array}{l} W_1 \times t_1 \\ W_2 \times t_2 \end{array} \right.$$

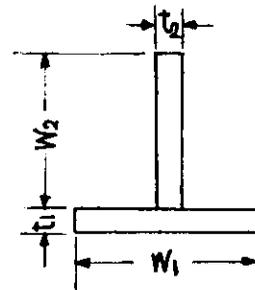


図2.2.3

A {	200×12.7	B {	200×20	C {	200×12.7	D {	200×20
	150×12.7		150×20		300×12.7		150×12.7

E {	200×12.7	F {	150×12.7	G {	200×12.7	H {	200×20	I {	200×20
	150×20		100×12.7		200×12.7		200×20		100×20

(d) 実験結果

実験結果を図2.2.12～2.2.14に示す。

図2.2.12は、各入熱におけるT型フランジの変形状態を示す。図2.2.13は、フランジの板厚を変化させた場合の形状である。図2.2.13の形状は、釣鐘状に近い。

図2.2.14は、フランジ中央での変形量 $\delta$ と入熱Qの関係を示したものである。実際には $\delta$ は、最大変形量であるが、その位置は、多少、終端部のほうにズレることが多い。図2.2.14より、Qが増すと $\delta$ も増加することがわかるがQ=0のときには $\delta=0$ となるはずであるから、 $\delta$ はQに比例していないと思われるが、Qを2種類しかとっていないため詳しくはわからない。

また、この条件では、SUBのほうが、手溶接よりも変形量は大きくなっている。

SUBの場合について、種々の断面形状を有するT型フランジの変形量を求めて、適当と思われるパラメータで整

理した。

図 2.2.1 5 は、 $e/I$  ( $e$  は、中立軸から溶接線までの距離) をパラメータとして整理したもので、ほぼ直線的に変化している。

図 2.2.1 6 は、 $K = 1 + (e^2/I)$  をパラメータとして、 $K - P^*$  の関係を示したものであるが、ここで、見かけの収縮力  $P^*$  は、以下の計算で求めた。

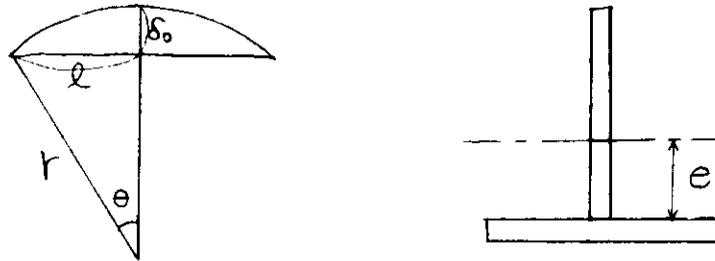


図 2.2.4

$P^*$  を次式のように仮定する

$$\frac{1}{r} = \frac{P^* \cdot e}{EI} \dots\dots\dots (2.2.1)$$

$$\begin{cases} r(1 - \cos\theta) = \delta_0 \\ r \sin\theta = l \end{cases}$$

$$\therefore r = \frac{\delta_0^2 + l^2}{2\delta_0} = \frac{l^2}{2\delta_0}$$

$$\therefore \frac{1}{r} = \frac{2\delta_0}{l^2} = \frac{P^* \cdot e}{EI}$$

$$\therefore P^* = \frac{2\delta_0 \cdot EI}{l^2 \cdot e} = C \cdot \frac{I}{e} \delta_0 \dots\dots\dots (2.2.2)$$

$$\therefore C \cdot P^* = \frac{I}{e} \delta_0 \times 10^{-1} \quad \text{ただし} \quad C = \frac{l^2}{2E} \times 10^{-1}$$

(2.2.2) 式より、各 T 型ロンジについて、 $\delta_0$ 、 $e$ 、 $D$  を求めると  $P^*$  が定まる。ただし、本実験においては  $C$  は定数である。

図 2.2.1 6 は、増淵等によつて求められた結果とは大きく異り、相当なバラツキが認められる。

いずれにせよ、これらの変形を簡単なパラメータで整理するのは困難であるが、大体の傾向を求めるには、 $e/I$  が便利であろう。

(2) ウェブを下向加圧することによる歪の防止

この方法は、ウェブを下向に加圧拘束して、溶接部の収縮時に塑性変形を生じさせて、縦歪の軽減をはかるものである。

(a) 実験装置と供試材

溶接機、溶材、フラックスは、(1)項と同様

拘束治具：NKK 製 窓枠

油圧ジャッキ式電動ポンプ：理研製

拘束治具は図 2.2.5 の如く、剛性の大きな窓枠状の治具に試験材を置き、油圧ジャッキで加圧拘束する。(写真 2.2.1 ~ 2.2.6 参照)

本実験では、図 2.2.6 の中間治具は使用しなかつた。

(b) 実験方法

加圧に際しては、自由変形(1)項の実験に使用した試験片より、適当な加圧力を決定した。加圧点は、図 2.2.7 の如く 5 点で、溶接は(1)項と同様両側同時に行なう。実験中は、試験材と治具の間にはほとんど隙間が生じなかつたことを確認した。溶接条件は(1)項と同様である。

$$\begin{aligned} \text{SUB } Q &= 2000 \text{ J/cm} & I &= 600 \text{ A} \\ E &= 35 \text{ V} \\ v &= 63 \text{ cm/min} \end{aligned}$$

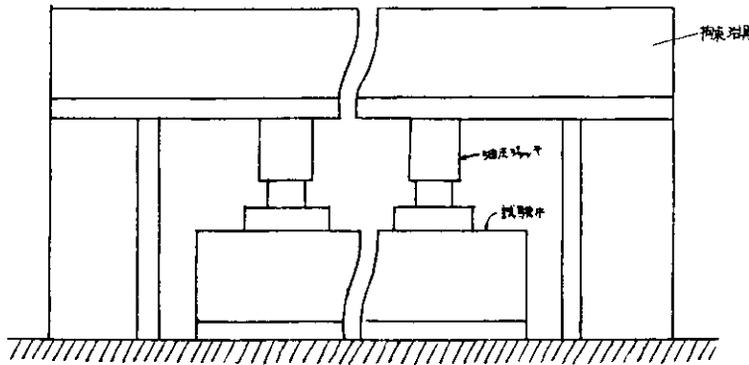


図 2.2.5

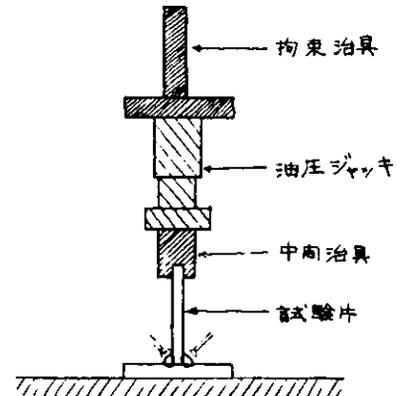


図 2.2.6

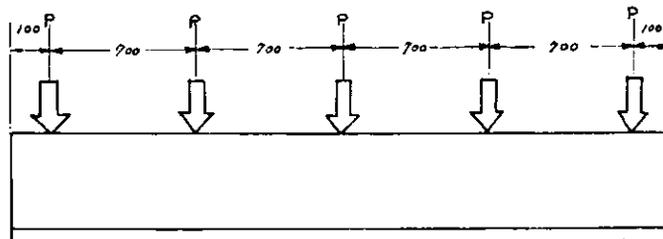


図 2.2.7

(c) 実験結果

実験結果を図 2.2.17 に示す。図よりわかるように、変形形状は自由変形の場合とほとんど、かわりがない。つまり、単純に加圧拘束したのでは、現場的には、全く効果がないと言える。

しかし、変形過程に対しても同様であるとは言えない。例えば、自由変形の場合には、溶接中にかなりの変形が生じることからもわかる。

(2)の拘束法(単純加圧拘束)では、溶接中に試験材の膨張を抑え、塑性変形を増大させることになり、結果的には、収縮時の塑性変形の効果を減少させたとも考えられるが、現在の段階では、明確ではない。

(3) 弾性逆歪(定歪)による歪の防止

溶接線方向に応力を与えて、膨張時にそれを積極的に利用し、かつ収縮時に拘束として、働かせて歪を防止しようとするものである。

(a) 実験装置と供試材

溶接機、溶材、フラックス、拘束治具は(1)および(2)項と同様

(b) 実験方法

実験はまず、試験材を丸棒の支点の上に置き次に図 2.2.8 の A、C 点を油圧ジャッキで加圧する。このときには、図 2.2.6 に見られる中間治具を介して加圧する。そうして F 点の歪(図 2.2.8 左の  $S_F$ )が、所定の値に達したと

きに、B、F、G 点の下から支持をする。これは、ネジで密着するまで手で締めつける。B、F、G 点が支持された後に P を 2 ~ 5 割上昇させる。このときの歪の増加は  $10 \sim 20 \times 10^{-6}$  で、ほとんど無視してもよい。(写真 2.2.3 および 2.2.4 参照)

歪の測定方法などは、(1)および(2)項と同様である。

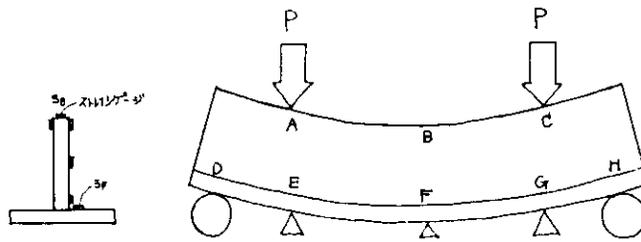


図 2.2.8

(c) 実験パラメータ

- イ) 溶接方法：S U B、手溶接
- ロ) 初期歪
- ハ) 加圧時間
- ニ) 試験材寸法：TYPE A、R、C (P.13 参照)
- ホ) 入熱：20000J/cm、35000J/cm

(d) 実験結果

図 2.2.18 は、加圧力とフランジ上の点 F およびウェブ上の点 B の歪との関係を示したものである。これより、歪  $\epsilon$  は加圧力に比例しているが、ウェブとフランジは、完全に一体構造になつていない。

図 2.2.19 をみると、ウェブとフランジの境界で不連続となつている。これは、仮付溶接部にズレ等が生じたためと考えられるが、割れは生じていなかった。

図 2.2.20 は、S U B における初期歪  $\epsilon_0$  が変形量  $\delta$  に及ぼす影響を示したものである。図の如く  $\epsilon_0$  が増加すると、すなわち、加圧力が P が、大きくなると  $\delta_0$  は小さくなる。

$x = 600$  および  $2400 \text{ mm}$  のあたりで、傾斜が急変しているのは、 $x = 600 \sim 2400$  では、モーメントが大きく、両端では、小さいからである。

図 2.2.20 の曲線群 ( $\epsilon_0 = 200 \times 10^{-6}$ ) を例にとるとロソシの各点での歪は、次のようになる。

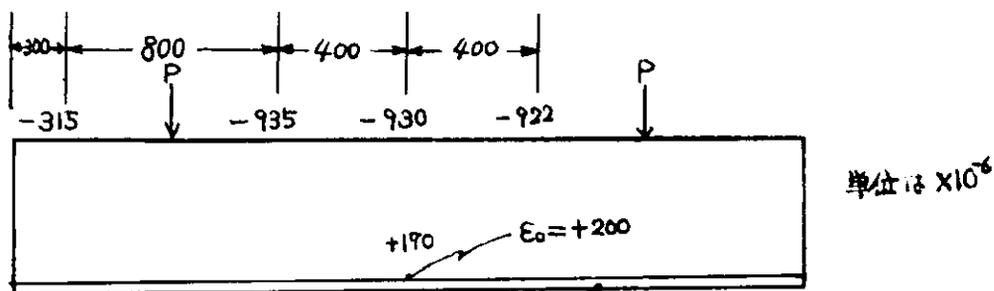


図 2.2.9

図 2.2.20 からわかるように  $\delta$  が小さくなると  $\delta$  の分布も、大きくバラックよりになる。

図 2.2.21 は、加圧点間(一定モーメント間)での変形量  $\delta^*$  の分布を示したもので、曲線の形状は、図 2.2.20 とは、やや異なるが、 $\epsilon_0$  が増加するにつれて、 $\delta_0$  が減少していくことがわかる。

図 2.2.22、2.2.23 は、板厚  $t = 20 \text{ mm}$  の場合の分布である。図 2.2.21 と比較すると、同じ初期歪  $\epsilon_0$  を与えても、 $t = 12.7$  と  $t = 20$  とでは減少の様子が多少異なっていることがわかる。

そこで、 $\epsilon_0$  が加圧点間での最大変形量  $\delta_0^*$  に及ぼす影響を示したのが、図 2.2.2 2 である。

図 2.2.2 2 より、 $\epsilon_0$  が増加すると  $\delta_0^*$  は、直線的に減少している。 $\delta_0^* = 0$  とするような  $\epsilon_0$  の値は、 $t = 1.27$  では、 $\epsilon_0 = 3.50 \times 10^{-6}$  で、 $t = 2.2$  の場合では、それより多少大きいようである。

図 2.2.2 5 は手溶接の場合である。

図 2.2.2 0 ~ 2.2.2 4 を見ると、溶接条件、溶接方法、ロソンの形状等で、 $\epsilon_0$  と  $\delta$  の関係は、かなり差があることがわかるが、直線的に変化するものと考え、各々のグラフより、 $\delta_0^*$  となる  $\epsilon_0$  の値を推測することができる。

以上の結果は、試験材が、室温になるまで、加圧したままであるので、ロソンが小さい場合などには、冷却時間が長く、現実的ではない。前記の試験材では、室温になるまで 2 ~ 3 時間を要した。

図 2.2.2 6 は、加圧時間  $T_p$  の影響を示したものである。曲線 20 の如く溶接終了後 1 分で除荷した場合には、自由変形と殆んど差がない。温度分布は、試験材寸法によつて異なるが、曲線 20 の試験片では、溶接終了後 1 分で計測した結果は、ロソン中央部における溶着金属の温度は 290℃ウェブの中央で約 100℃ウェブの上端部で 95℃であった。溶接終了後 10 分では、溶着金属部は 175℃、ウェブ中央で 157℃、ウェブ上端部で 150℃であった。

このような温度域では、ヤング率、降伏点は、常温での値と大差はないが、縦変形には、大きな影響があるということに注目すべきであろう。

縦変形の多くの場合は、角変形の場合と異なり変形方向に関して、一様温度になるまでの時間が非常に長い。よつて、角変形では、溶接終了後 1 分以内に、ほとんど変形が終了してしまうが、縦変形の場合には、変形終了までには、このように長時間を要する。

図 2.2.2 7 は、加圧時間と変形量の関係を片対数で表したものである。直線で結んだことについては、多少問題が残るが、加圧時間の目安をつけるには便利であると思われる。

左の平行部は、自由変形量で、右の平行部は、室温まで加圧した時の残留歪である。

以上の結果より効果的に歪の防止を行なうには、初期歪を大きくとり、加圧時間を短くする必要があるだろう。

#### (4) 線状加熱併用法による歪の防止

本法は、溶接によつて生じるモーメントに対して、中立軸に對称なモーメントを線状加熱によつて生じさせ、歪を防止しようというものである。

##### (a) 実験装置

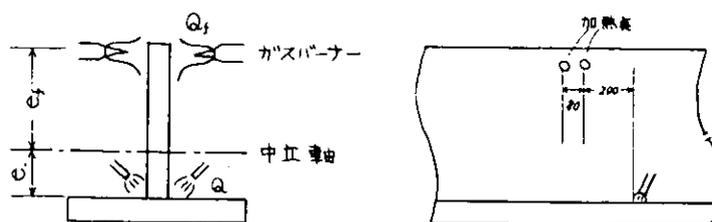


図 2.2.1 0

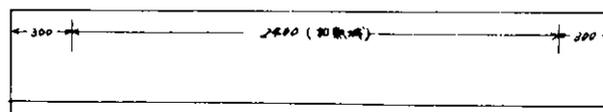


図 2.2.1 1

##### (b) 実験方法

バーナーによる加熱は、溶接装置の都合上図 2.2.1 0 の如くトーチより前方 200 mm の位置にセットしたため、加熱域も図 2.2.1 1 の如く左右端 300 mm を残して、中央の 2400 mm とした。ガス流量 ( $C_2H_2$ 、 $O_2$ ) は、溶接

前に一定値に設定しておいたが、溶接中に逆火することがあり、そのため、設定値とは多少差が生じた。多くの場合は、設定値より2~3割入熱が少なくなっている。

(c) 実験パラメータ

- イ) ガスバーナーの数 2, 4
- ロ) 加熱位置(中立軸からの距離)  $e_f = 0, 20$

(d) 実験結果

実験は、ガスバーナーからの入熱  $Q_f$  の設定を実験手順等に出題があつたため、満足できるものではなかつたが、だいたいの傾向は知ることができると思う。 $Q_f$  の値は、現段階ではもとめられていない。

図2.2.28に  $e_f$  を変化させた場合の歪の分布を示す。図2.2.29も同様。

本法は、(3)項等の方法(弾性逆歪法)と比較して、装置は非常に簡便なものであり、かつ、非常に効果的であつた。ただ、バーナーを、ならい装置などの近くに設置する必要がある場合には、(ウェブの高さが低い場合等)その近傍はかなり高温になるため、ならい装置に対する保護が必要となる。

このような加熱方法では、広範に温度上昇するために、寸法の小さいロッド等では、種々の問題が生じるであろう。よつて効果的な加熱方法を選択する必要がある。

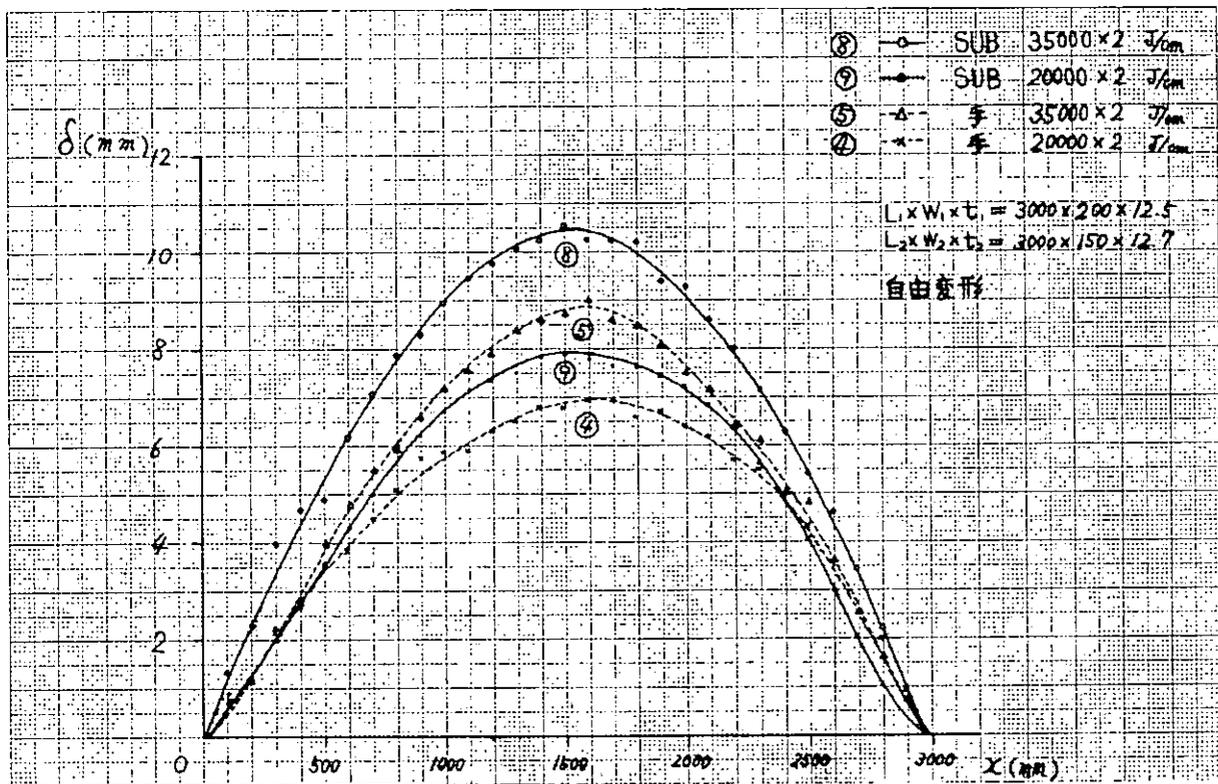


図2.2.12 SUB、手溶接における変形状態(入熱を変化させた場合)

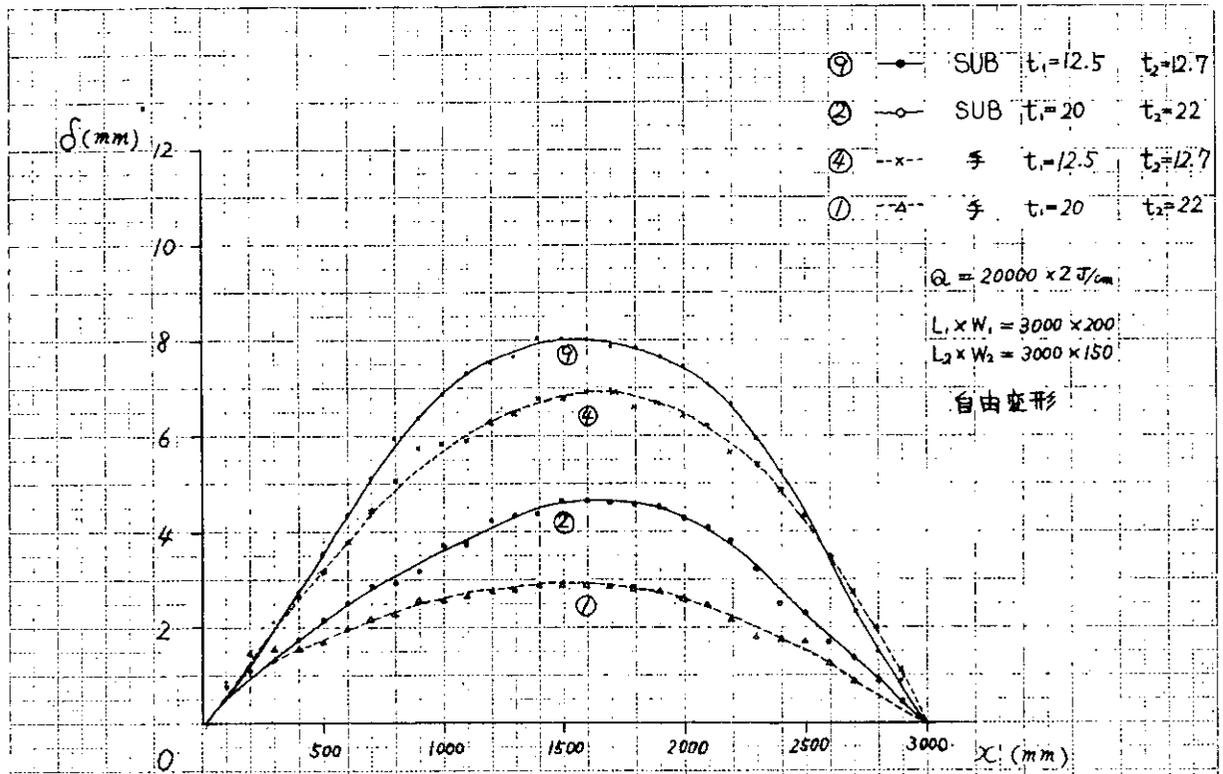


図 2.2.1.3 SUB. 手溶接における T 型ロジの変形状態 (板厚を変化させた場合)

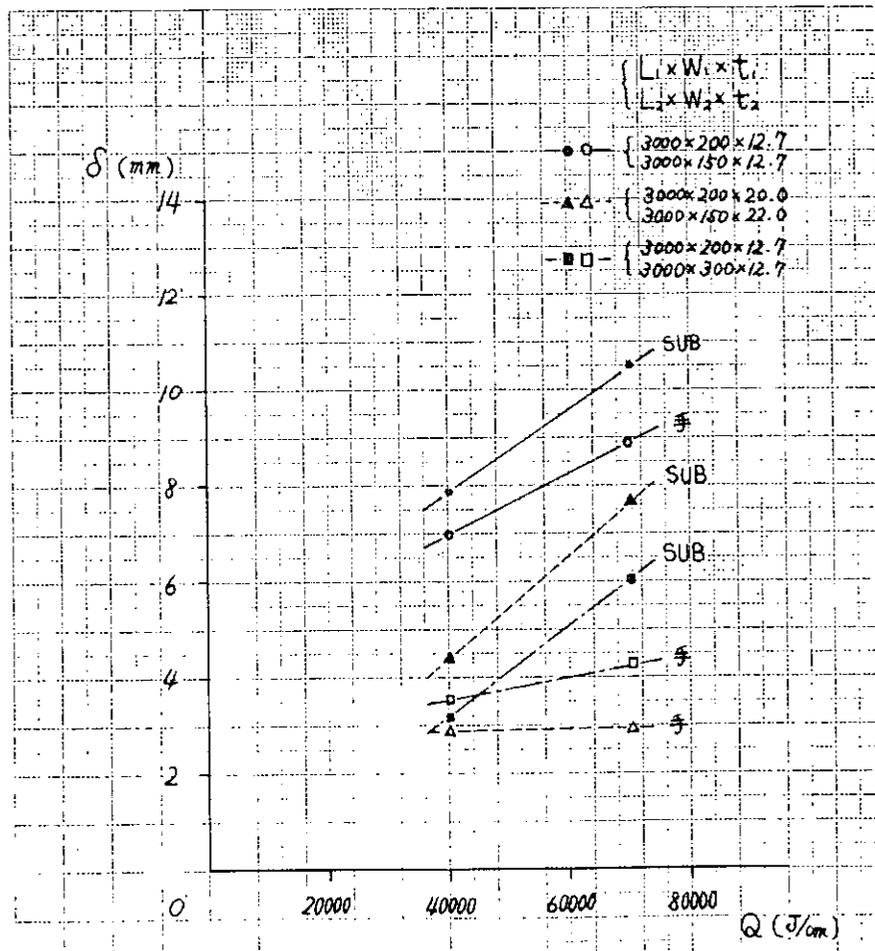


図 2.2.1.4 入熱が縦変形におよぼす影響

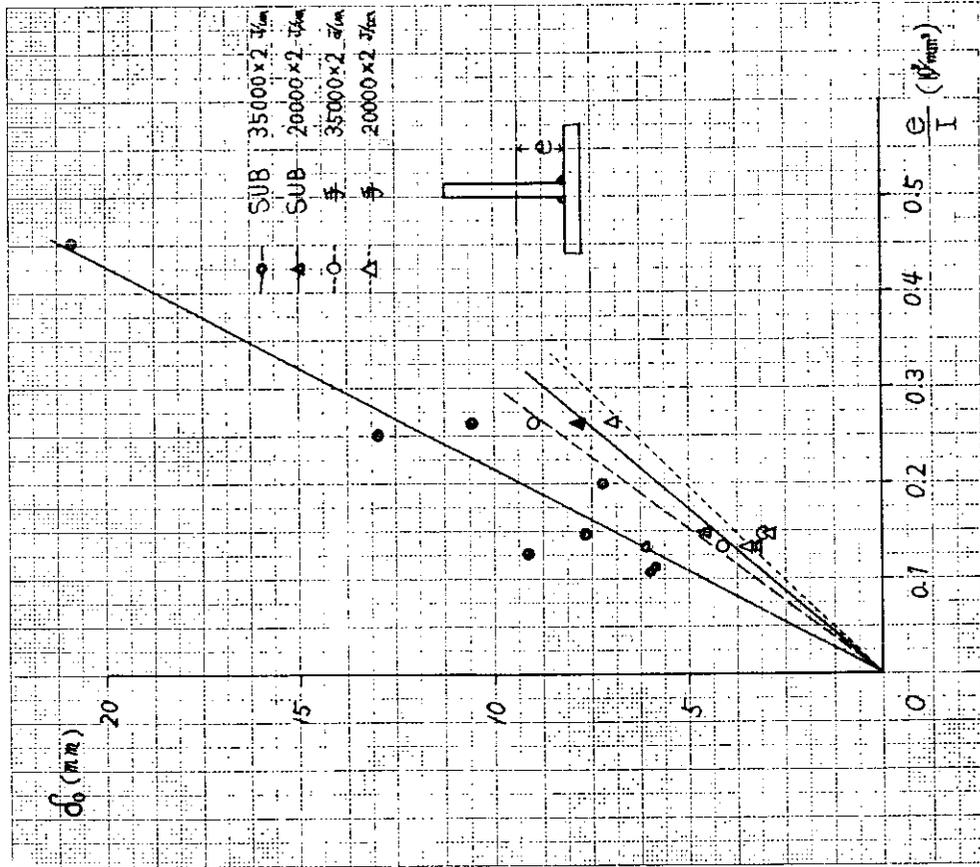


図 2.2.15 パラメーター  $\frac{e}{I}$  と  $d_0$  の関係

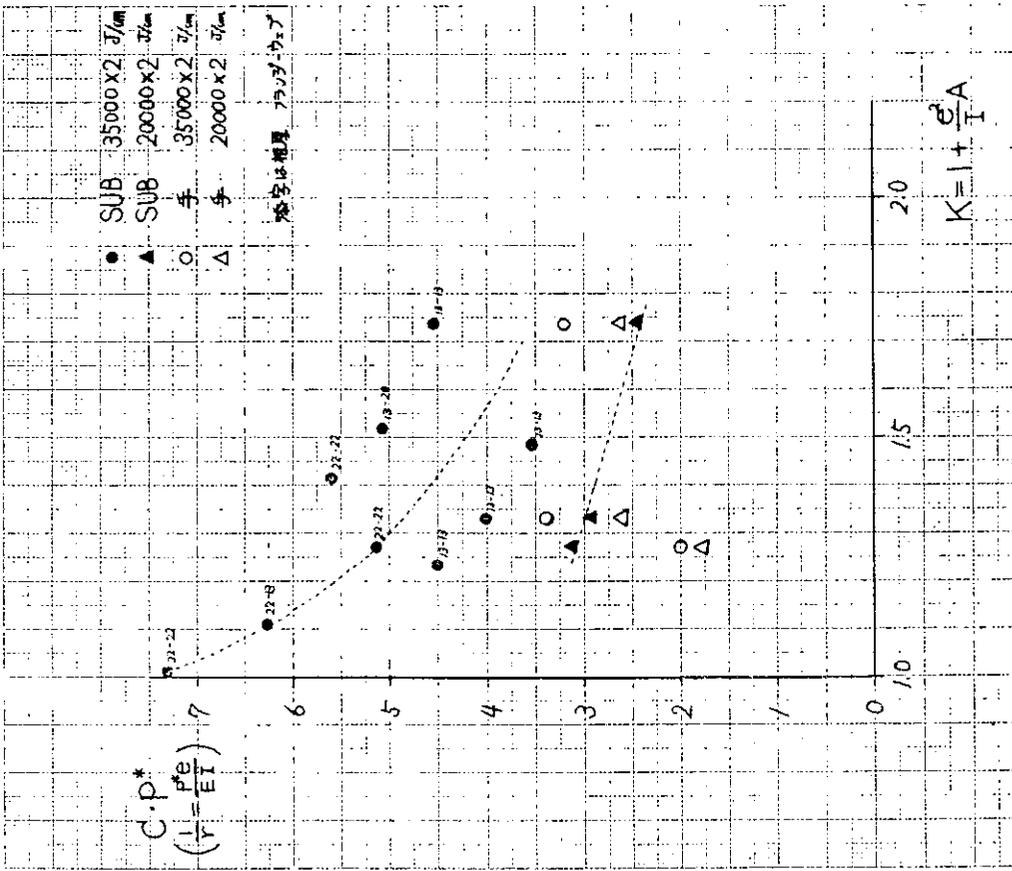


図 2.2.16 拘束係数  $K$  と見かけの収縮力  $P^*$  の関係

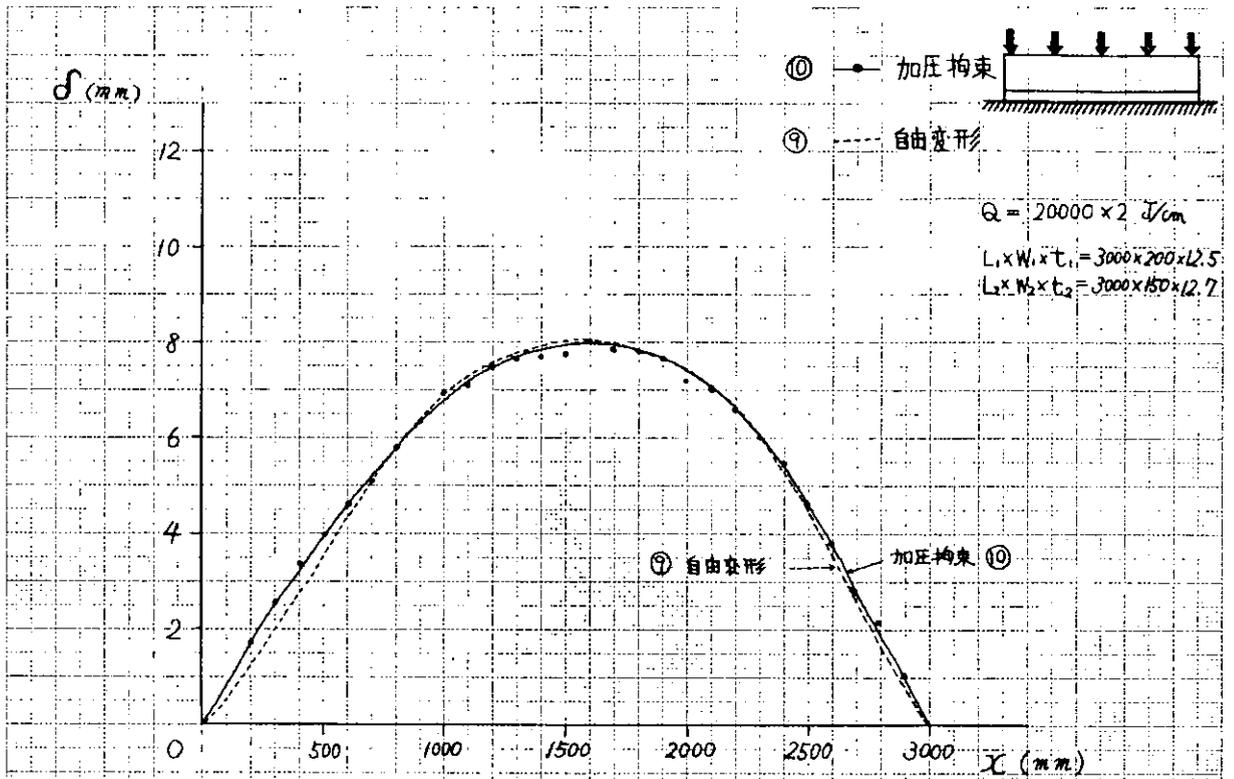


図 2.2.17 加圧拘束が変形に及ぼす影響

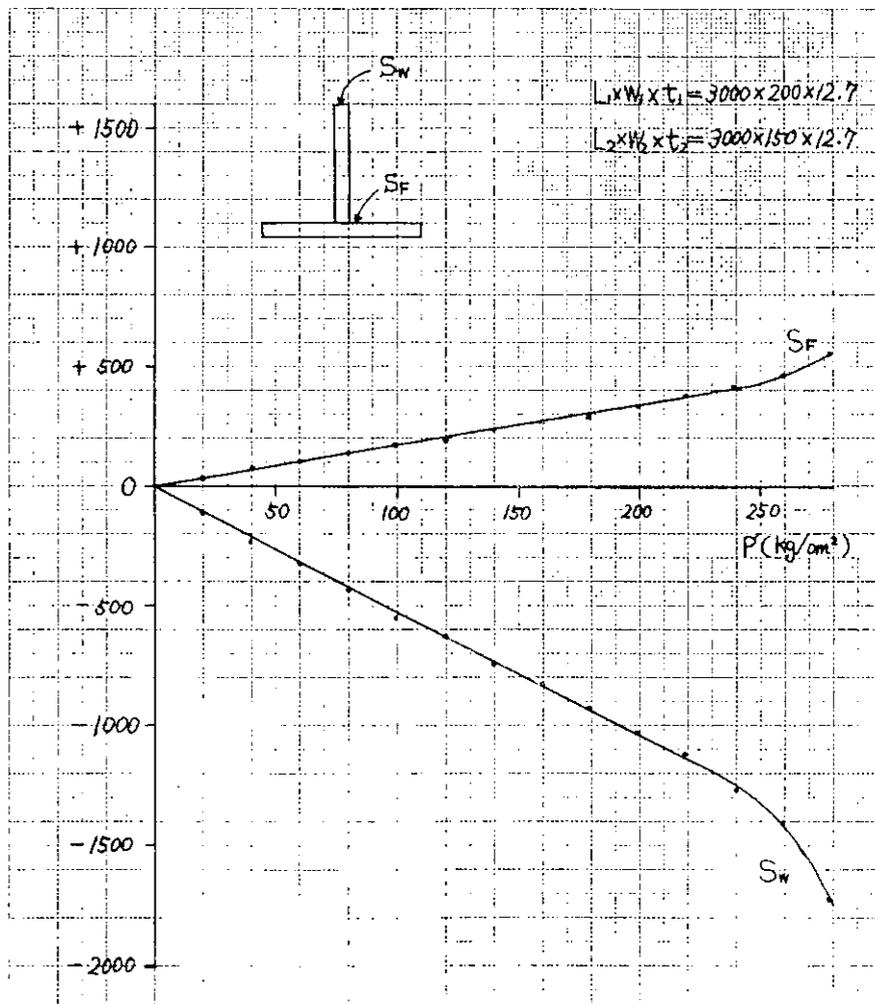


図 2.2.18 T型ロンスにおける加圧力  $P'$  と変位の関係

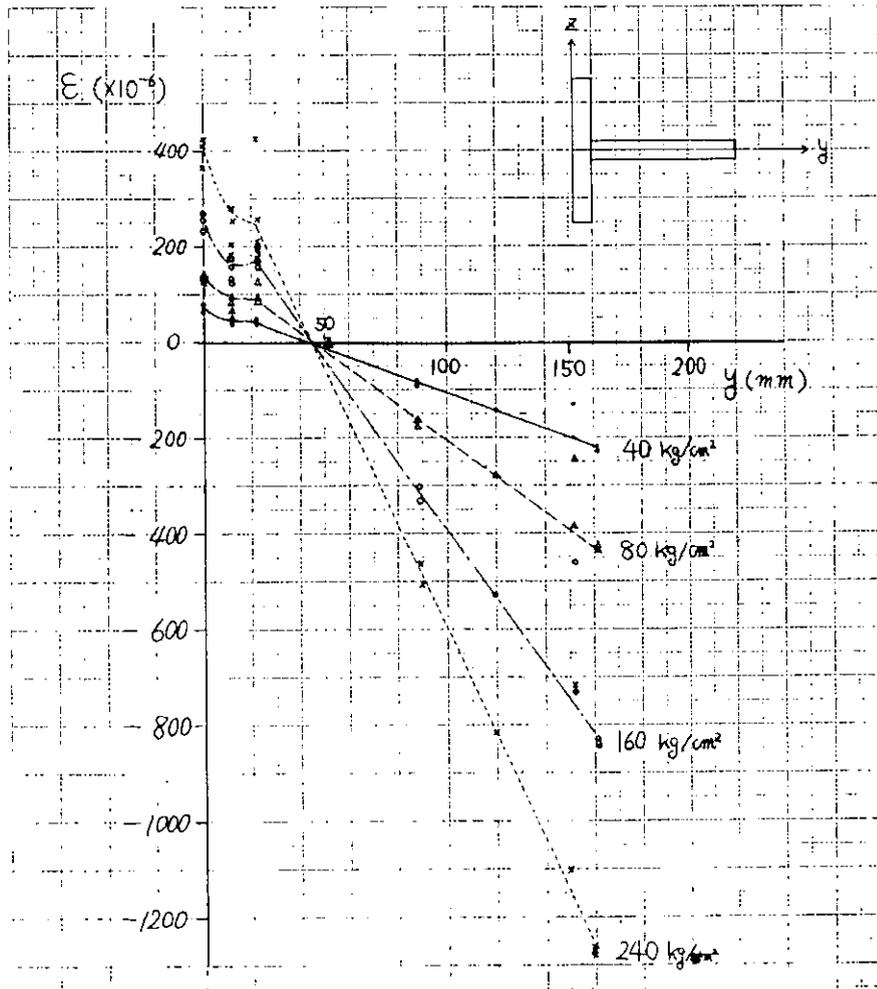


図 2.2.19 弾性逆歪法における加圧によつて生じる歪分布

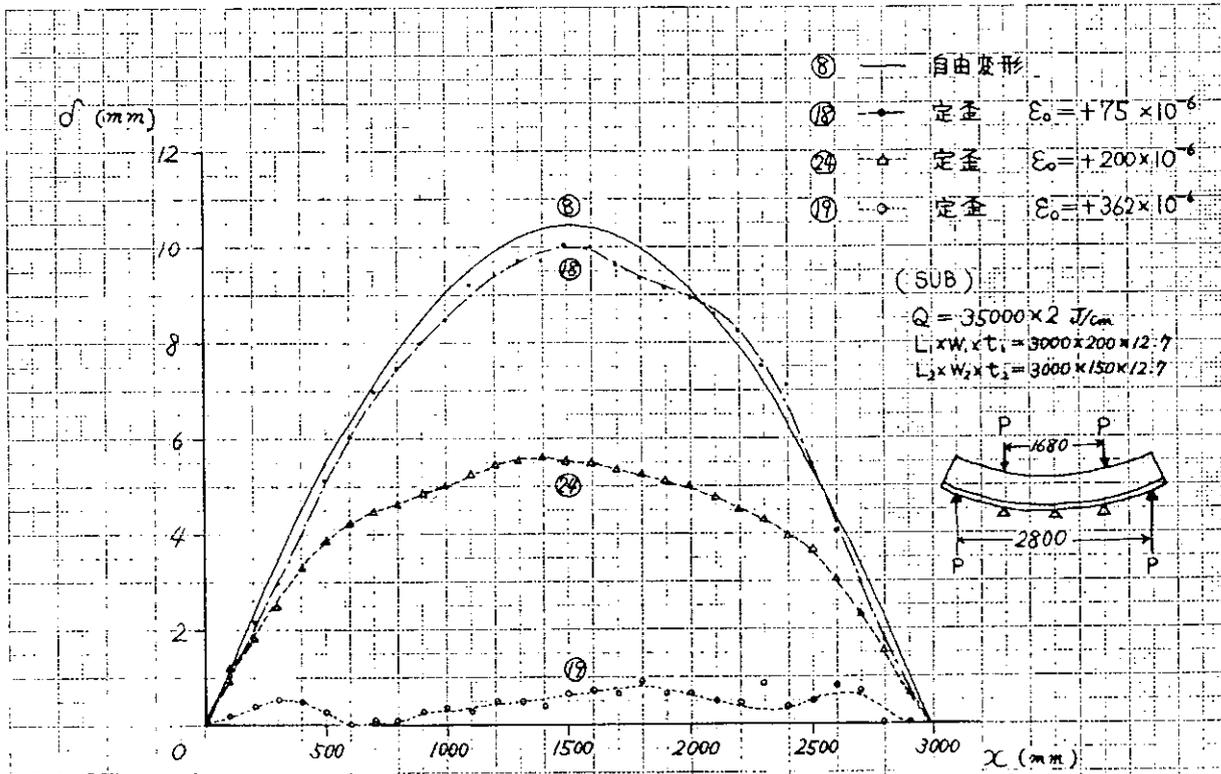


図 2.2.20 SUBにおける初期歪  $\epsilon_0$  が変形量  $\delta$  に及ぼす影響

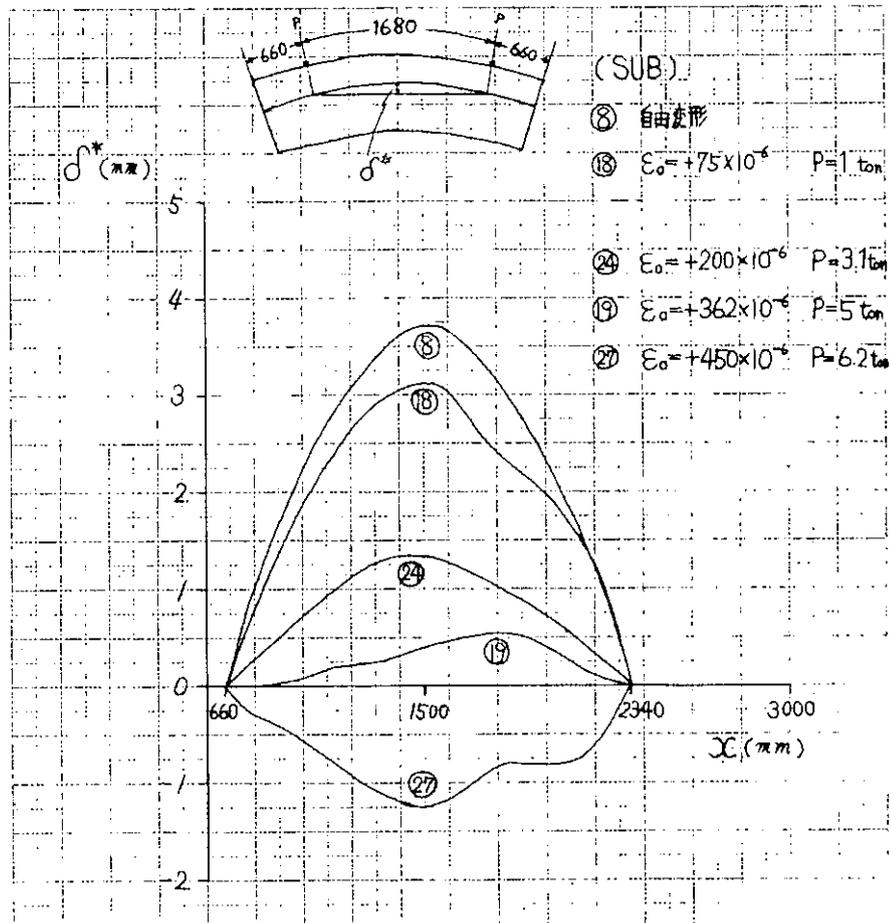


図 2.2.2.1 初期歪  $\epsilon_0$  が加圧点間 (定モーメント) での変形量  $\delta^*$  に及ぼす影響

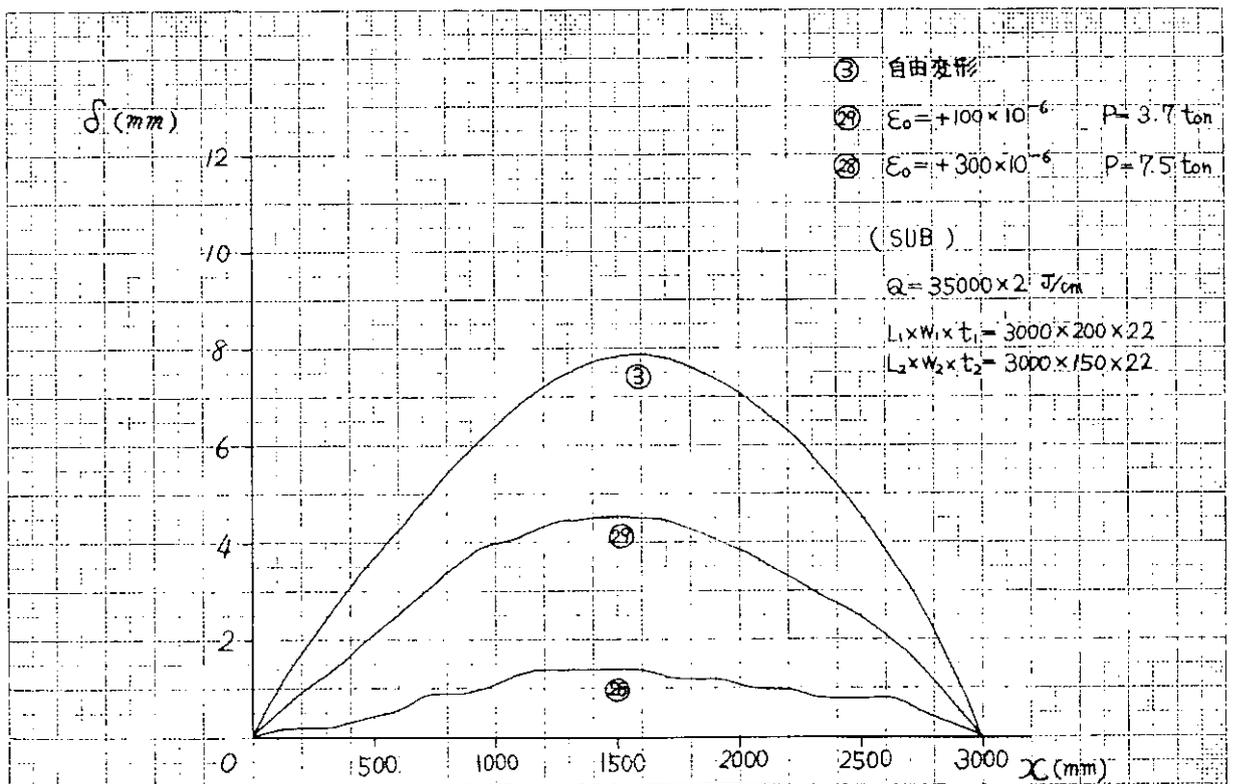


図 2.2.2.2 SUBにおける初期歪  $\epsilon_0$  が変形量  $\delta$  に及ぼす影響

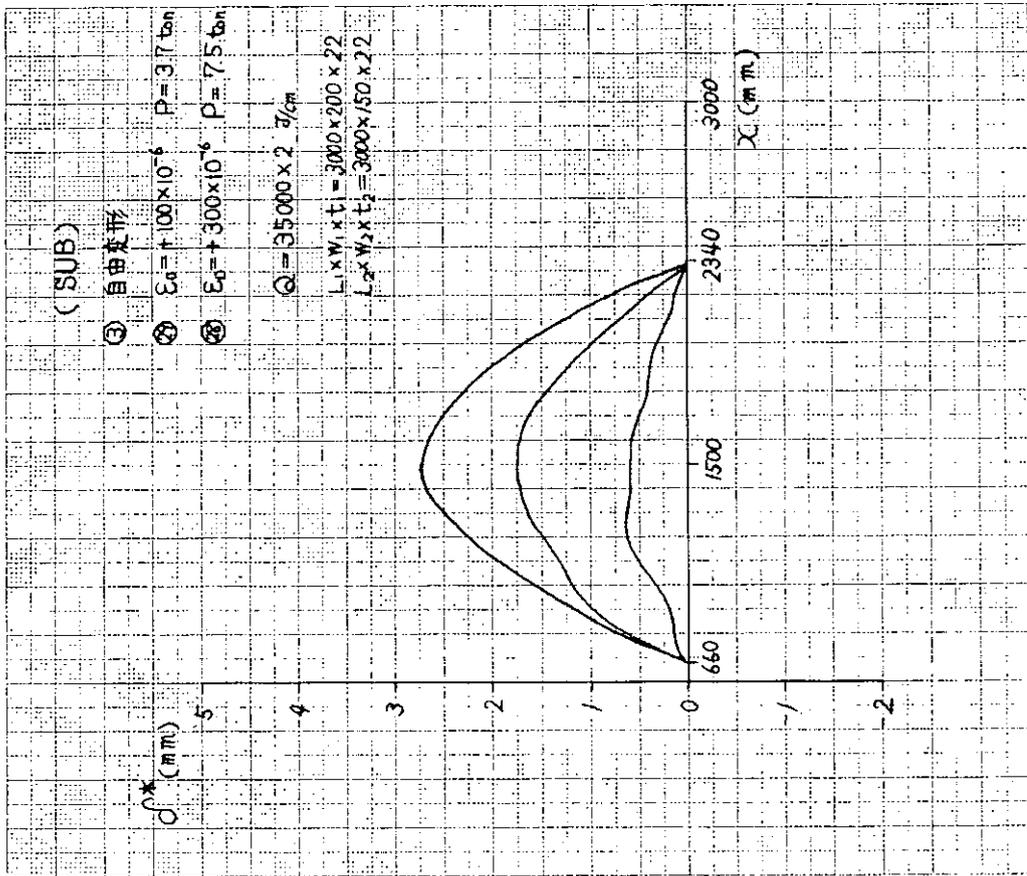


図 2.2.2.3 SUB における初期歪  $\epsilon_0$  が加圧点間 (定モーメント) での変形量  $\delta^*$  におよぼす影響

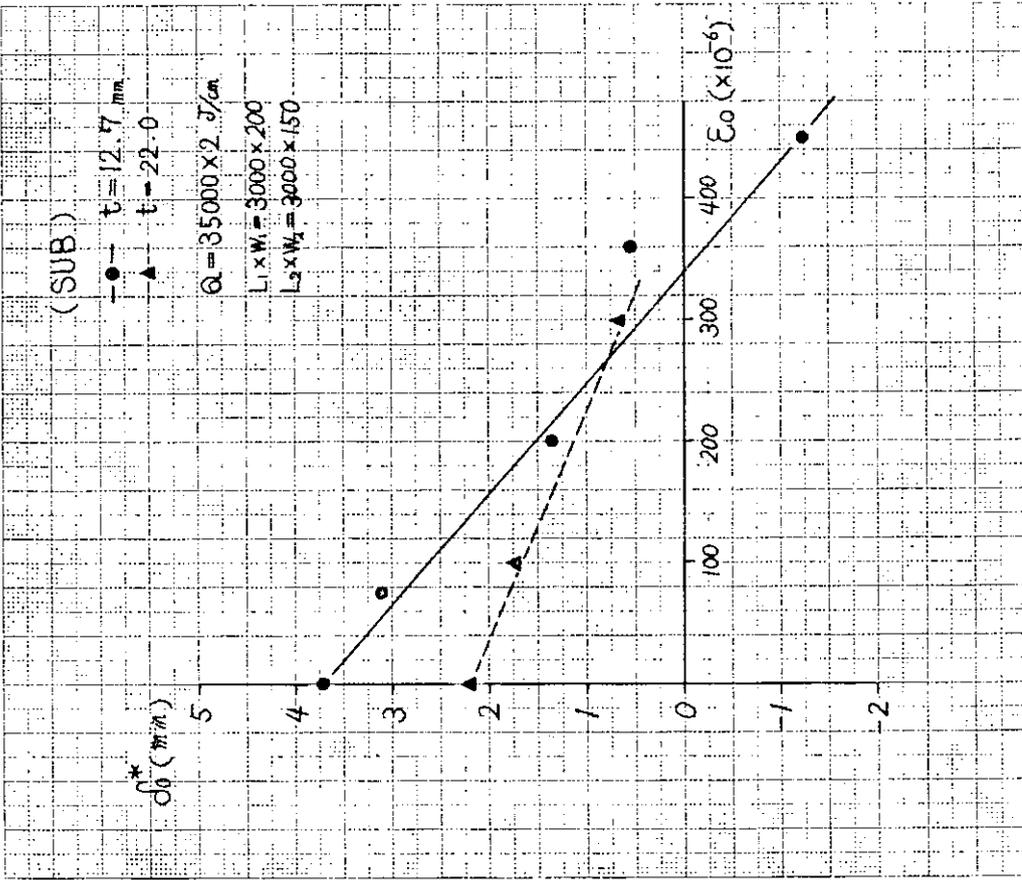


図 2.2.2.4 SUB における初期歪が  $\epsilon_0$  が変形量  $\delta^*$  におよぼす影響

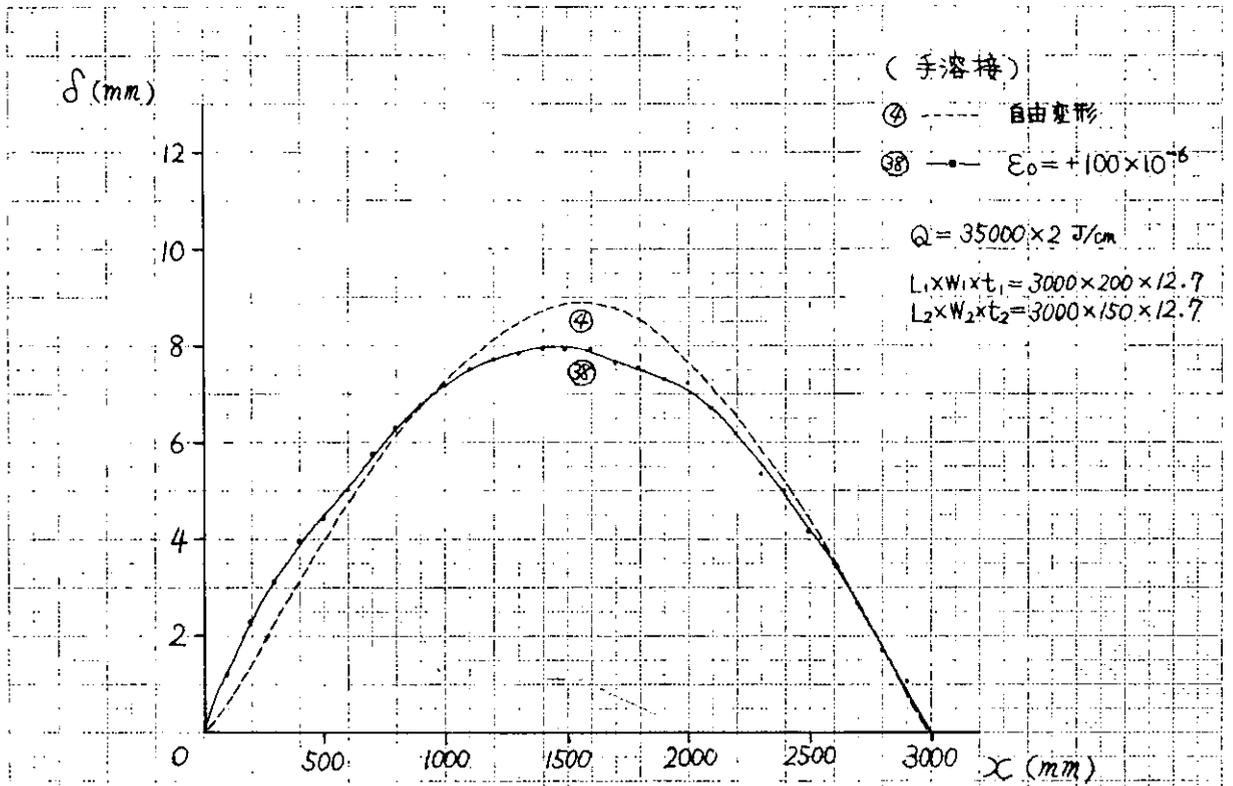


図 2.2.2 5 手溶における初期歪  $\epsilon_0$  が変形量  $\delta$  に及ぼす影響

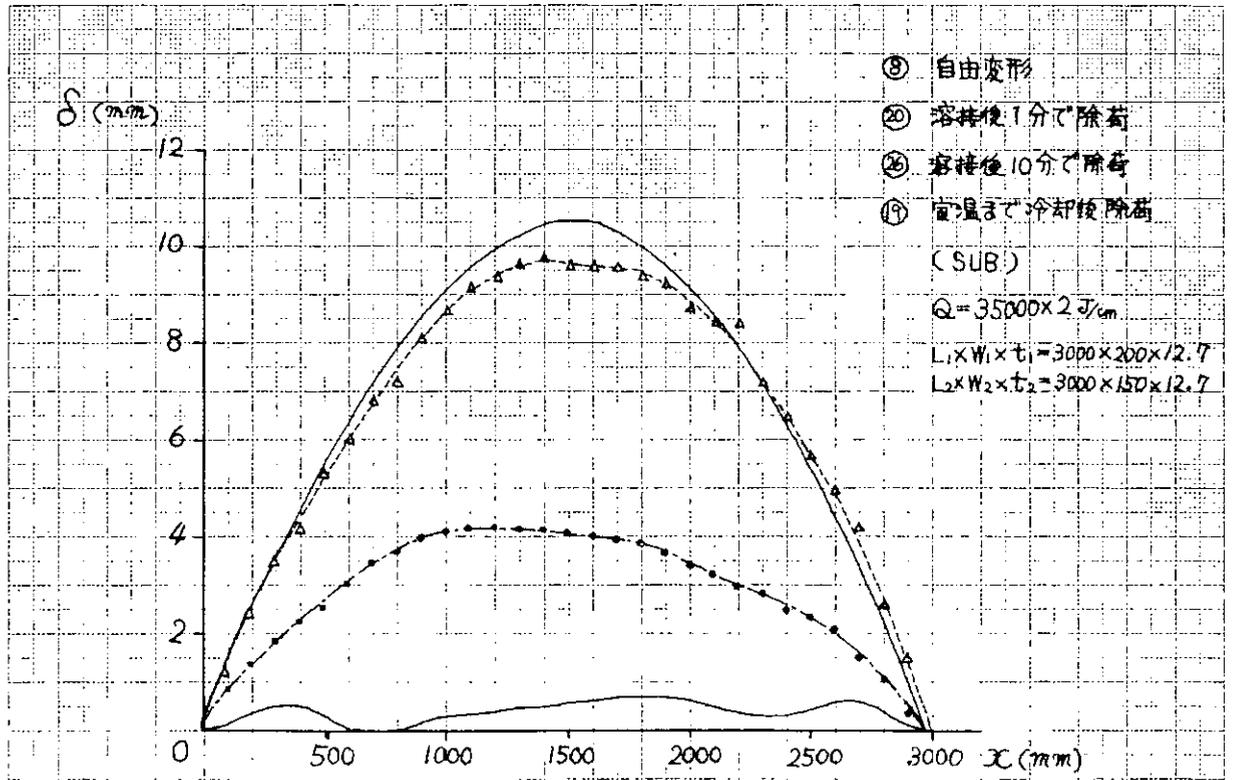


図 2.2.2 6 加圧時間 ( $T_p$ ) と変形量 ( $\delta$ ) の関係

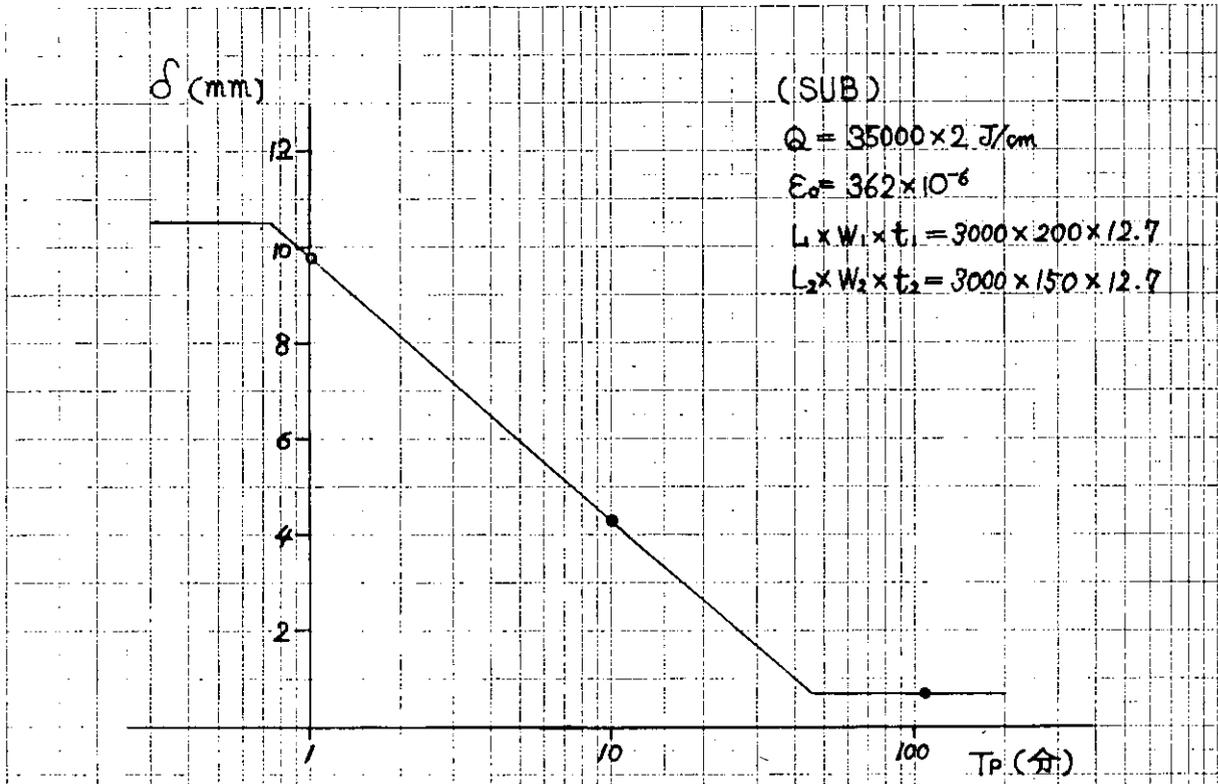


図 2.2.2.7 加圧時間  $T_p$  と変形量  $\delta$  の関係

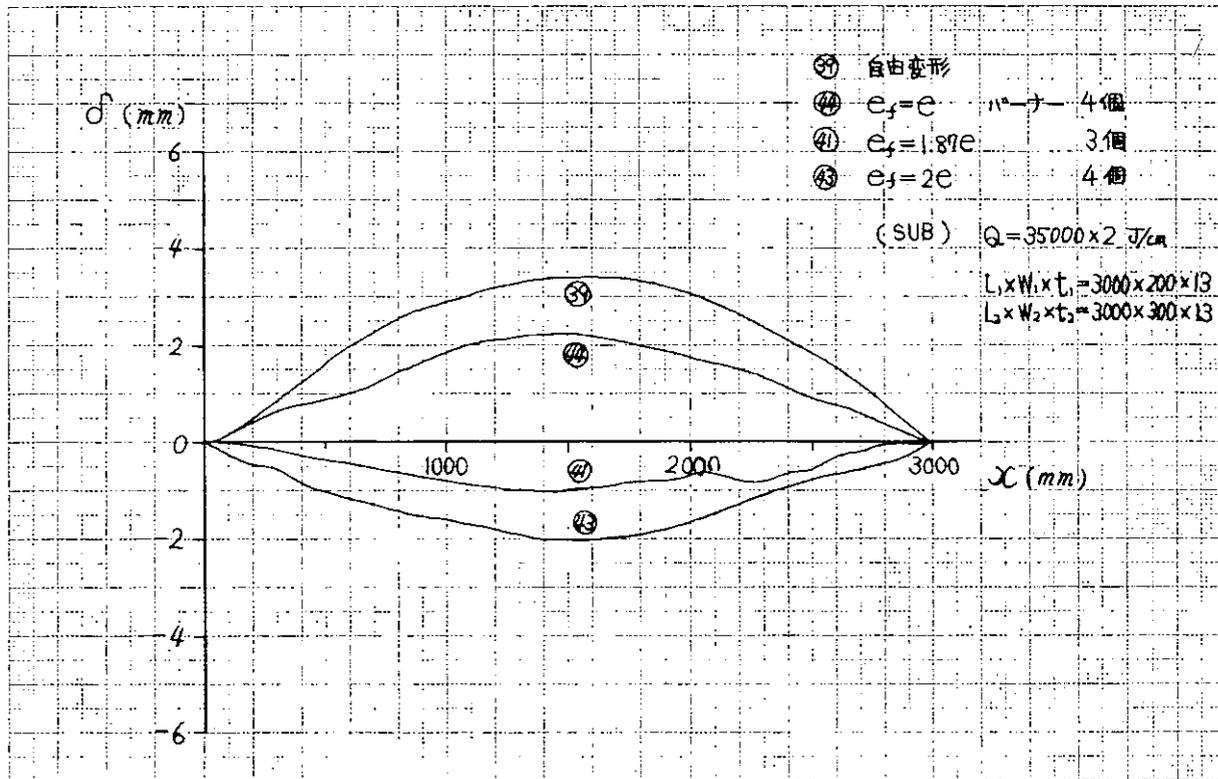


図 2.2.2.8 線状加熱併用法における入熱および加熱位置の影響

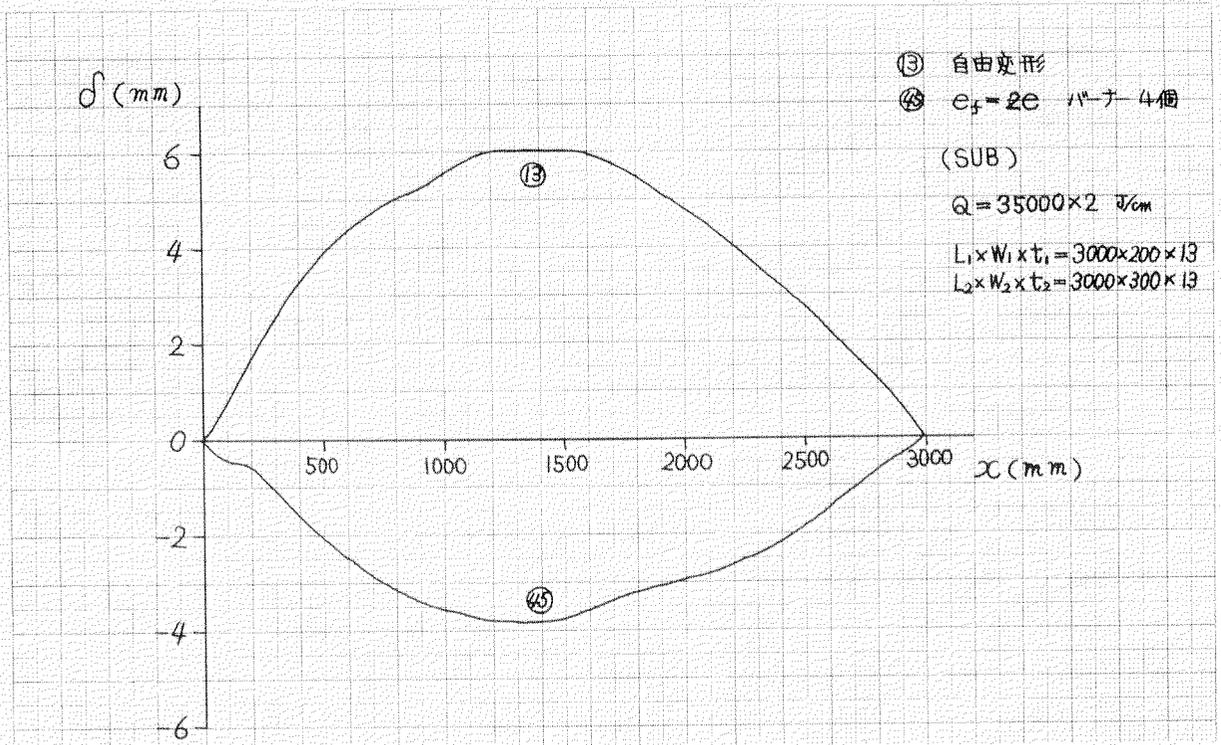


図 2.2.2.9 線状加熱併用法における入熱および加熱位置の影響

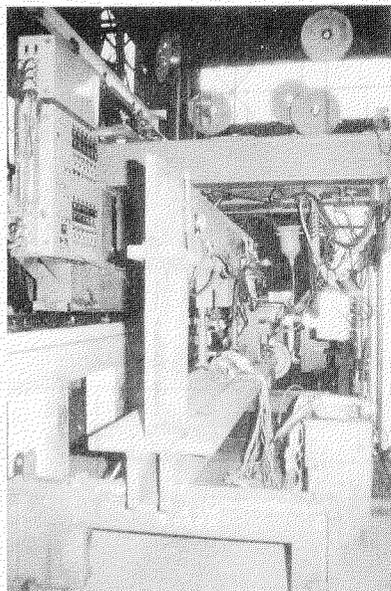


写真 2.2.1 NKK 製大型溶接装置と拘束治具

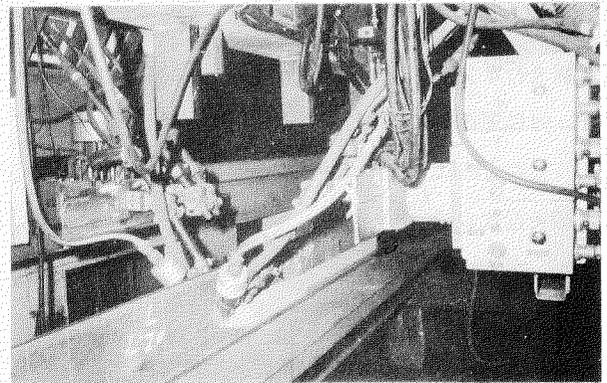


写真 2.2.2. (1)の試験における溶接

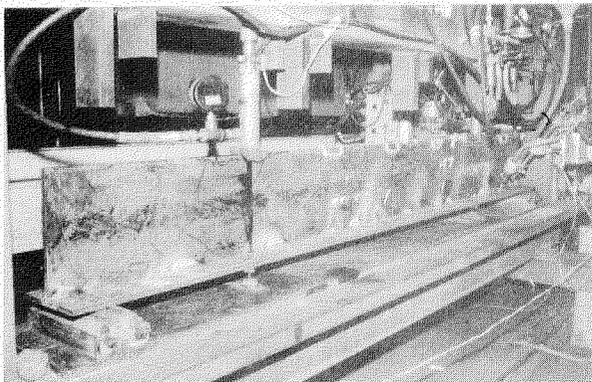


写真 2.2.3 定重(弾性逆歪)法における溶接直前の状態

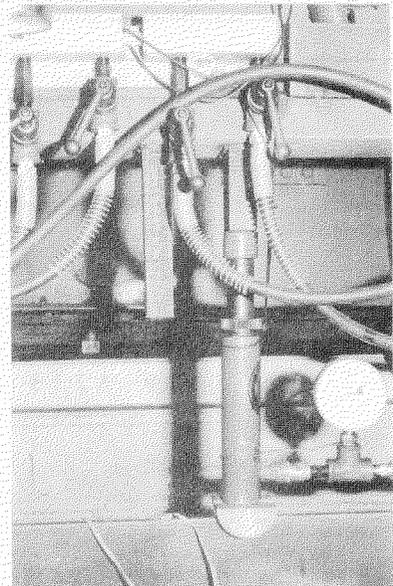


写真 2.2.4 油圧ジャッキと加圧治具

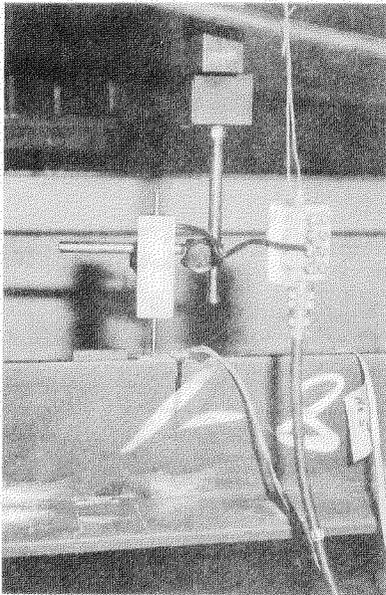


写真2.2.5 ロンジ中央部における動的歪の計測装置

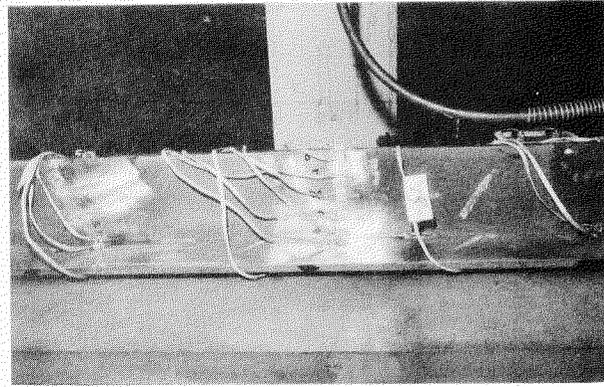


写真2.2.6 ロンジ中央部におけるストレインゲージ

### 2.2.3 隅肉溶接における角変形の防止

溶接の歴史が始つて以来、常に角変形が問題となつてきたが、この防止法についても以前から種々の方法が試みられてきた。ここでは、そのうち弾性逆歪法（定歪法）、定モーメント法（自重拘束法）、ステー拘束法について、若干の実験を行なつた。

#### (1) 弾性逆歪法による角変形の防止

この方法は、すでにいくつかの研究報告がなされているが、本報告では、溶接法、鋼種、板厚について系統的に実験を行なつた。

#### (a) 実験装置

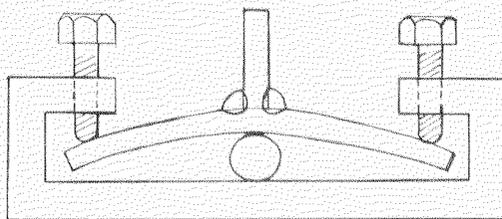


図2.2.3.0

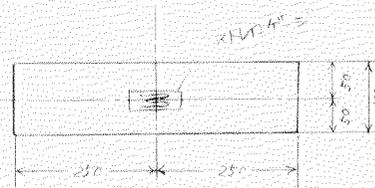


図2.2.3.1

溶接機：サブマージドアーク溶接機

手溶接

溶材：：U.S-36

K.S-300（手・軟鋼用）

L.T.B-5.2（手・HT用）

フラックス：MF-4.4

#### (b) 実験方法

実験は、まず、図2.2.3.0の拘束治具に、図2.2.3.1の如く試験片を置き、所定の初期歪を与える。その後ウェブを仮付し、本溶接を行なう。歪の測定は、図2.2.3.2のような測定治具を使用し、溶接前後のダイヤルゲージの値の差より、角変形の値を求めた。 $\epsilon_0$ は2、3回実験をくり返して求めた。

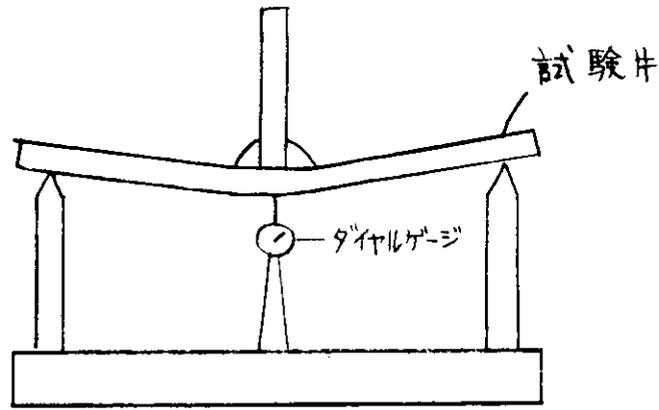


図 2.2.3 2

溶接条件  
手溶接

鋼 種	脚 長	電 流	電 圧	溶 接 速 度	備 考
M.S	3.5	160 A	24 V	48 cm/分	T B-24 4φ
M.S	6	250	30	40	K S-300 5.5φ
M.S	9	310	30	35	K S-300 6.4φ
50キロHT	3.5	160	24	48	T B-24 4φ
50キロHT	6	250	30	40	L T B-52 5.5φ
50キロHT	9	310	30	35	L T B-52 6.4φ
80キロHT	6	230	30	35	L B-116 5.4φ

サブマージドアーク溶接 (M.S. 50キロHTとも同じ)

脚 長	電 極	電 流	電 圧	速 度	棒 径
6	先行	350A	33V	90cm/分	2.4 mm φ
	後行	700	36		4.0
9	先行	700	38	70	3.2
	後行	500	38		3.2

(c) 実験パラメータ

- イ) 溶接方法 手溶接、自動溶接
- ロ) 鋼 種 軟鋼、50キロHT、80キロHT
- ハ) 板 厚  $t = 5、7.5、10、14、18、20、22.5、25、27.5、30$
- ニ) 入 熱  $Q = 25000、39000 J/cm$  (自動)  
(脚長)  $= 11000、16000 J/cm$  (手)  
(6mm) (9mm)

(d) 実験結果

図 2.2.3 3 は、板厚と自由角変形量の関係を求めたものである。手溶接脚長 6mm では、 $t = 7.5mm$  でピークがでるが、HT、MS もほとんど同じであった。

自動溶接の場合は、変形量も小さく、ゆるやかなカーブとなっている。

図 2.2.3 4 は、変形量が 0 となるような、初期表面応力 ( $\sigma^*$ ) と板厚の関係を示したものである。図からわかるように、手溶接に関しては、 $t > 15mm$  では、 $\sigma^*$  は、 $15 kg/mm^2 \sim 20 kg/mm^2$  となり、自動溶接の場合も板厚が大なるところでは、同様の傾向がみられる。

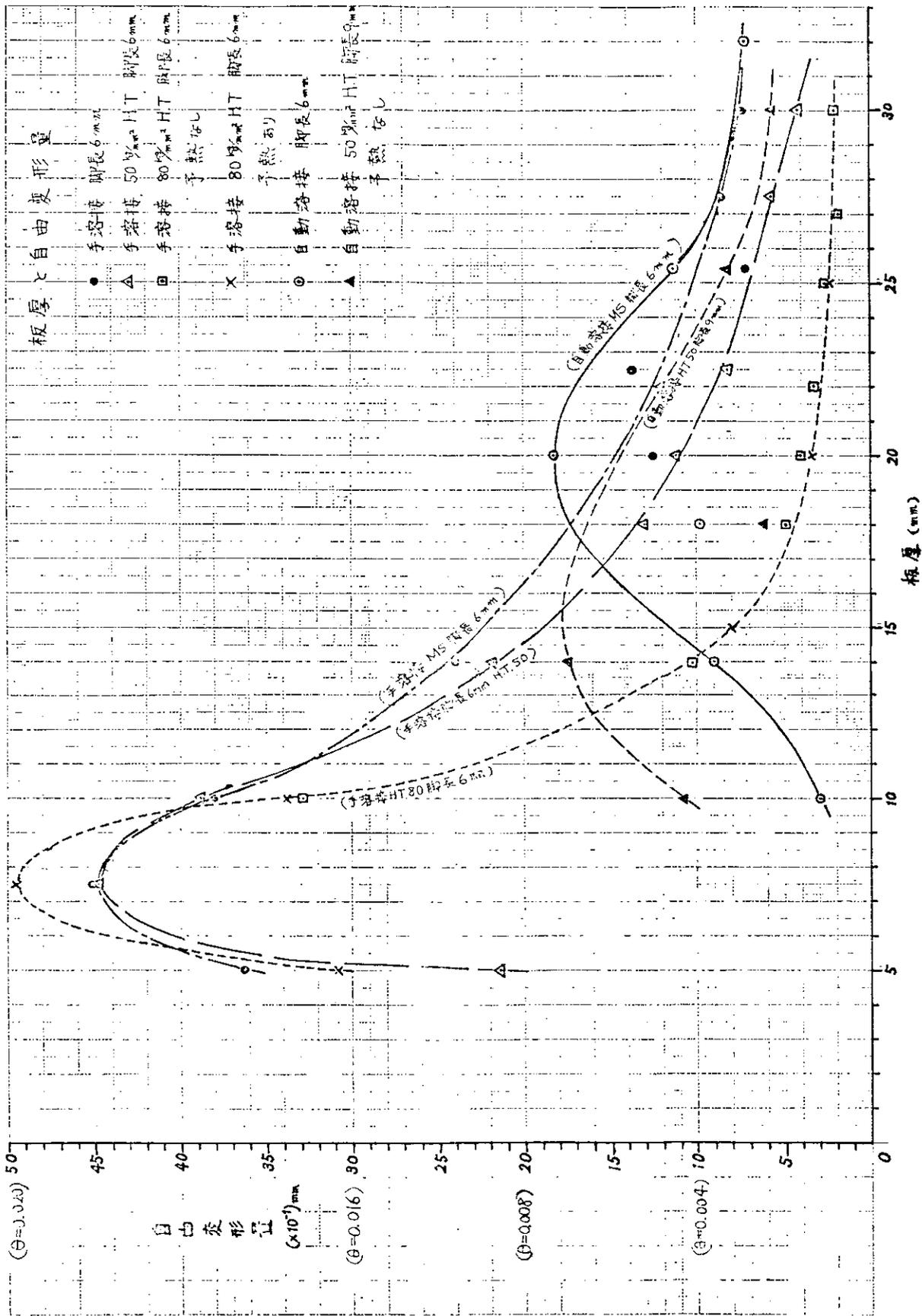


図 2.2.3.3 板厚と自由変形量

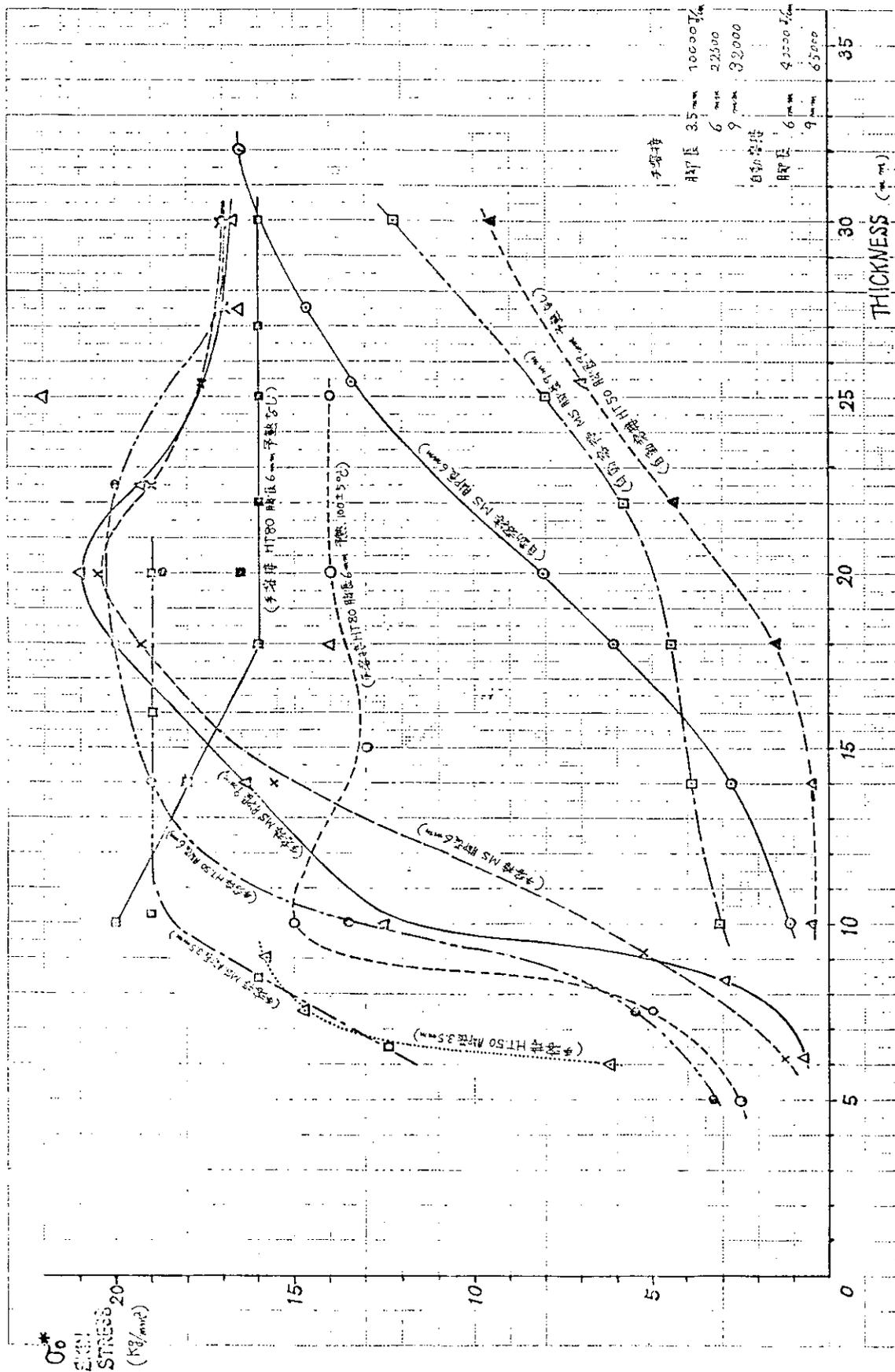


図2.2.3.4 THICKNESS - SKIN STRESS CURVE

手溶接においては、 $t = 6 \sim 8 \text{ mm}$  のところで、 $\sigma^*$  が激減しているが、この板厚は、図2.2.3.3のピークの板厚にはほぼ対応していると思われる。自動溶接の場合は、カーブはかなりゆるやかである。

図2.2.3.5、2.2.3.6に、 $\theta - \sigma$  の関係を示しておく。

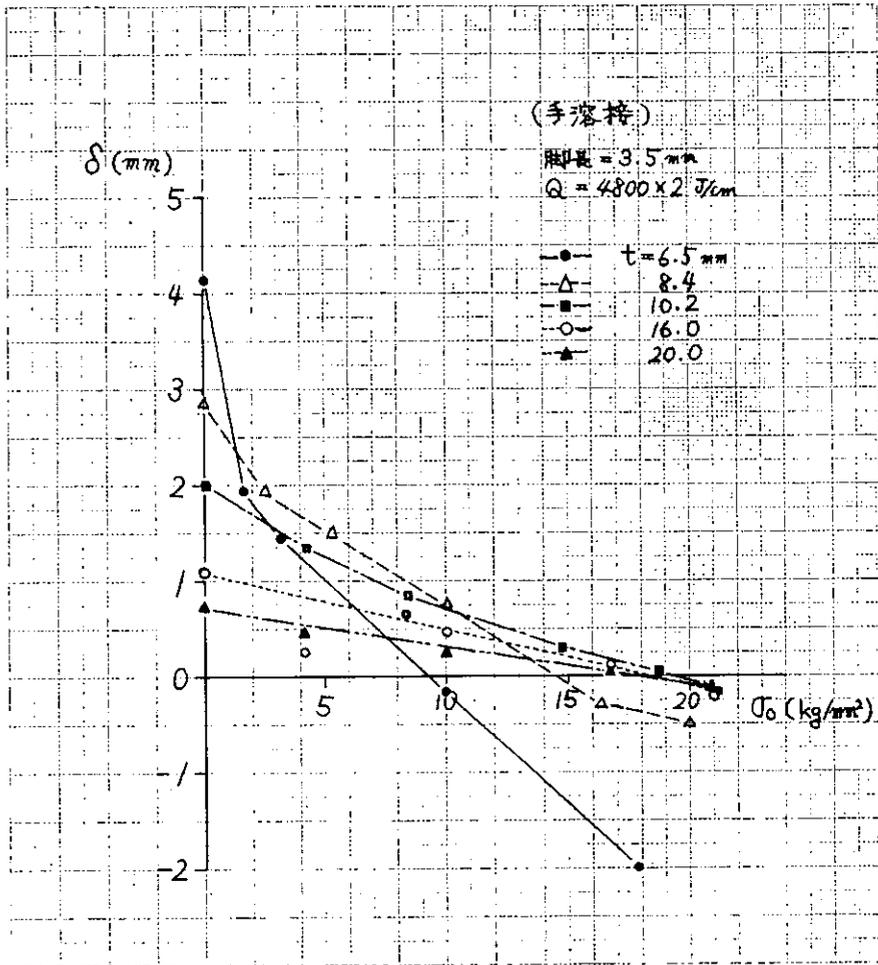


図 2.2.3.5 弾性逆歪法における  $\delta$  と  $\sigma_0$  の関係

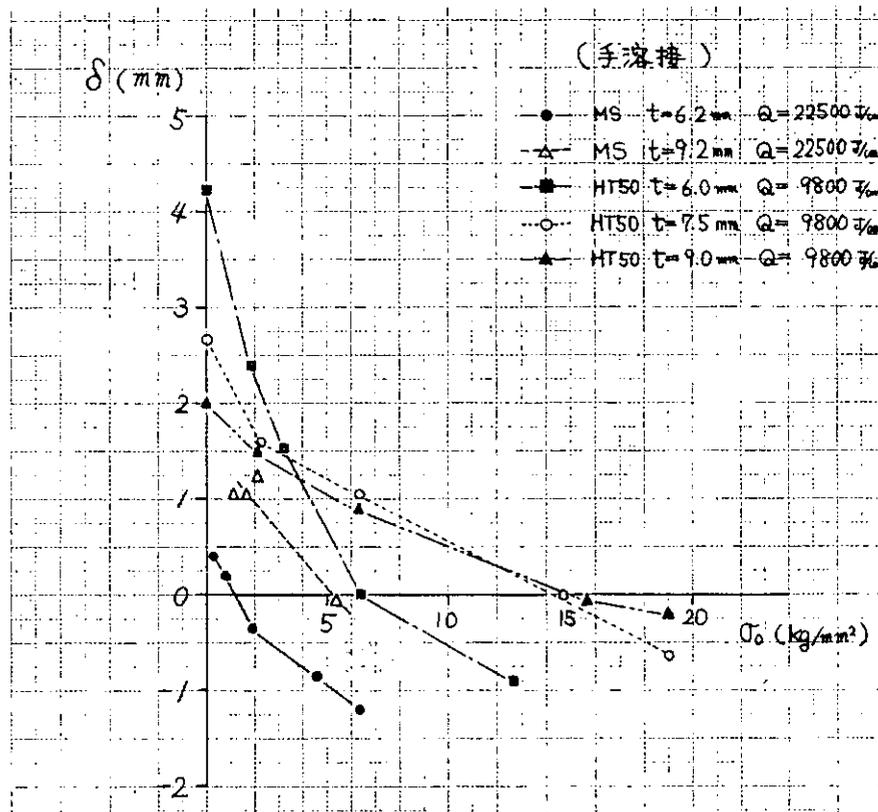


図 2.2.3.6 弾性逆歪法 (定歪) における  $\delta$  と  $\sigma_0$  の関係

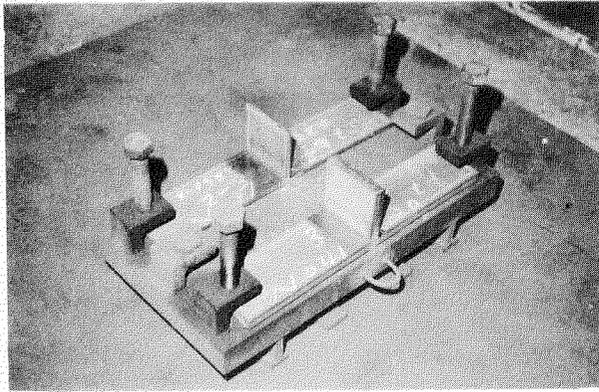


写真2.2.7 弾性逆歪法における  
溶接前の状態

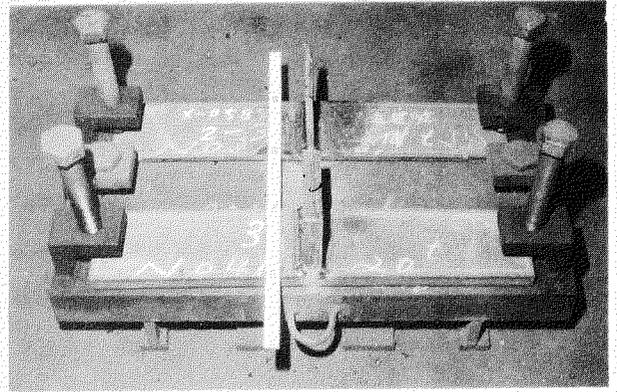


写真2.2.8 溶接後の状態

(2) 自動拘束法 (定モーメント法)

本法は、溶接中および溶接後も常に一定の曲げモーメントが加わっている点が(1)項の弾性逆歪法とは異なる。

(a) 実験装置

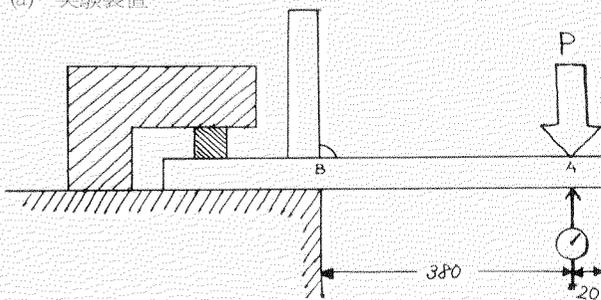


図2.2.3.7

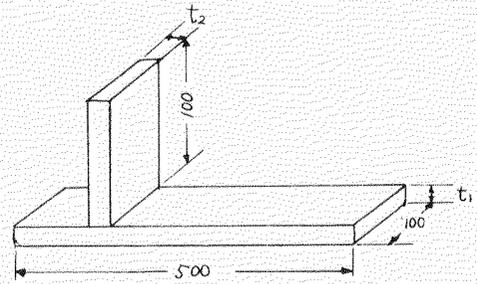


図2.2.3.8

溶接機 : 手溶接、サブマージトアーク溶接

溶材 : TB24 KS300 (手溶接)

US36 (SUB)

フラックス : MF44

(b) 実験方法

実験は、まず、フランジ材の左端を回定し、溶接線上の歪をストレインゲージで計測しながら徐々に荷重を加えてゆき、所定の歪に達すると、ウェブを仮付する。次に、ダイヤルゲージを所定の位置に設置した後に本溶接を行なう。(写真2.2.9~2.2.12参照)

サブマージトアーク溶接におけるタブは、写真2.2.8からもわかるように、ウェブの上端に小さく仮付し、できるだけタブの影響を少くした。(変形そのものには、ほとんど影響しないことを確認した。)

溶接条件

溶接方法	入熱	電流	電圧	溶接速度	備考
手	4800J/cm	160A	24V	48 cm/分	TB-24 4φ
手	16000	310	30	35	KS300 6.4φ
手	25000	310	30	22.5	KS300 6.4φ
SUB	16000	450	30	50.6	US36 3.2φ MF44
SUB	25000	450	30	32.4	US36 3.2φ MF44

(c) 実験パラメータ

1) 溶接方法 手、SUB

- α) 入 熱                    1 6 0 0 0 J/cm、2 5 0 0 0 J/cm
- β) 板 厚                    6.5、8.4、10.2、16.0、20.0 mm
- γ) 初期歪 (加圧力)

(d) 実験結果

図 2.2.3.9 ~ 2.2.4.1 概、板厚  $\delta$  の関係を示す。

最上部の曲線は、自由変形を表わすもので、図 2.2.3.5 と同じものである。 $\sigma$  が加わったときの変形状態をみると、曲線の形は自由変形と同様であるが  $\delta$  が小さくなっている。とくに薄板部での減少が著しい。図 2.2.4.0 では、 $\delta$  のピークの位置が、多少ズレているが理由はよくわからない。

図 2.2.4.1 でのピークの位置が、図 2.2.3.3 に比して、薄板のほうに大きくズレているのは、図 2.2.3.3 が両側溶接であるのに対して図 2.2.4.1 が片側溶接であったためと考えられる。

図 2.2.4.2 ~ 2.2.4.5 概、各板厚における初期表面応力と変形量の関係を示したものである。初期応力値の増化に対して、 $\delta$  はほぼ直線的に減少している。その傾斜は、薄板になるほど著しい。

$\delta = 0$  となるような初期応力  $\sigma^*$  と板厚の関係は、この実験結果だけでは、明確ではないが、厚板では傾斜がゆるやかであり、 $\delta$  そのものが小さいため、 $\sigma^* = 10 \text{ kg/mm}^2$  前後を与えれば、 $\delta = 0$  になると推測される。

図 2.2.4.6 概、 $\sigma$  として、弾性逆歪法での  $\sigma^*$  を与えた場合の板厚  $\tau$  と変形量  $\delta$  の関係を示したものである。

板厚が、10 mm 以下になると逆に自重拘束 (定モーメント) 法のほうが  $\delta$  が大きくなっている。これは、膨張過程で弾性逆歪法のほうが大きなモーメントが加わったためとも考えられるが、明らかではない。

本実験は、まだ満足し得るものではなかつたが、特に荷重が大きくなり、 $\delta$  がマイナス側へ変形した場合のデータが、かなりバラついたおよその傾向は、把握できるものと思う。

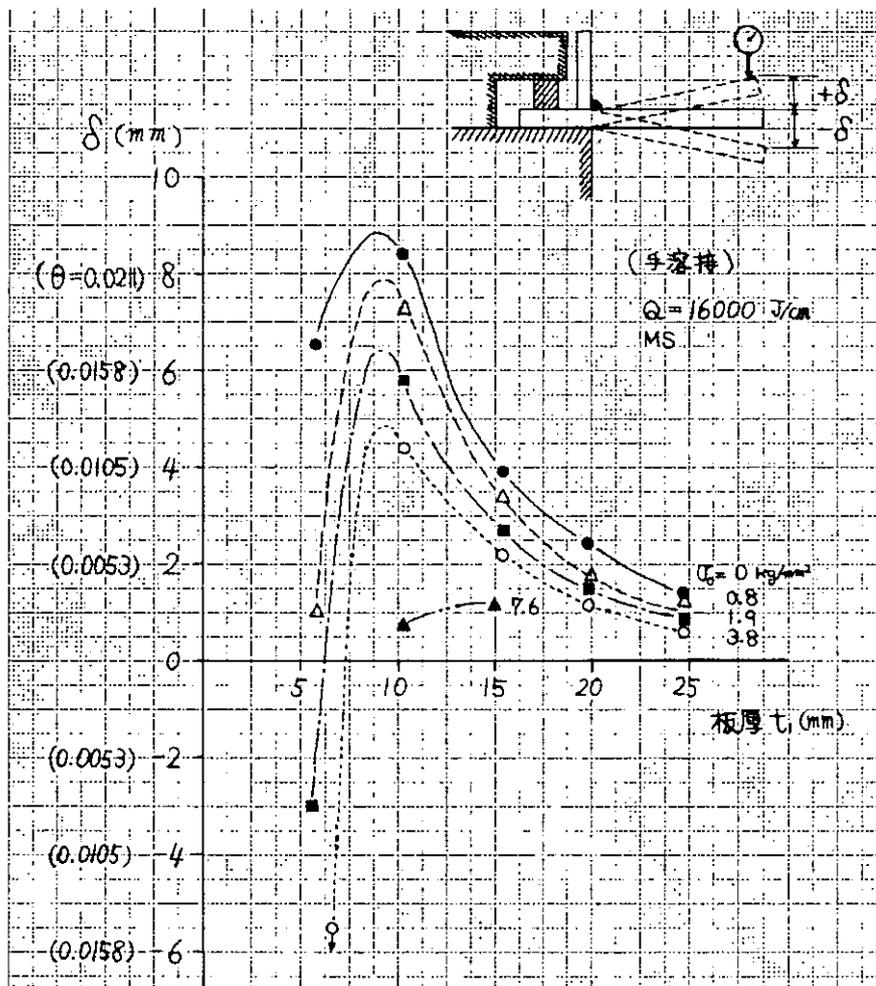


図 2.2.3.9 各々の初期表面応力  $\sigma$  における板厚と変形量の関係

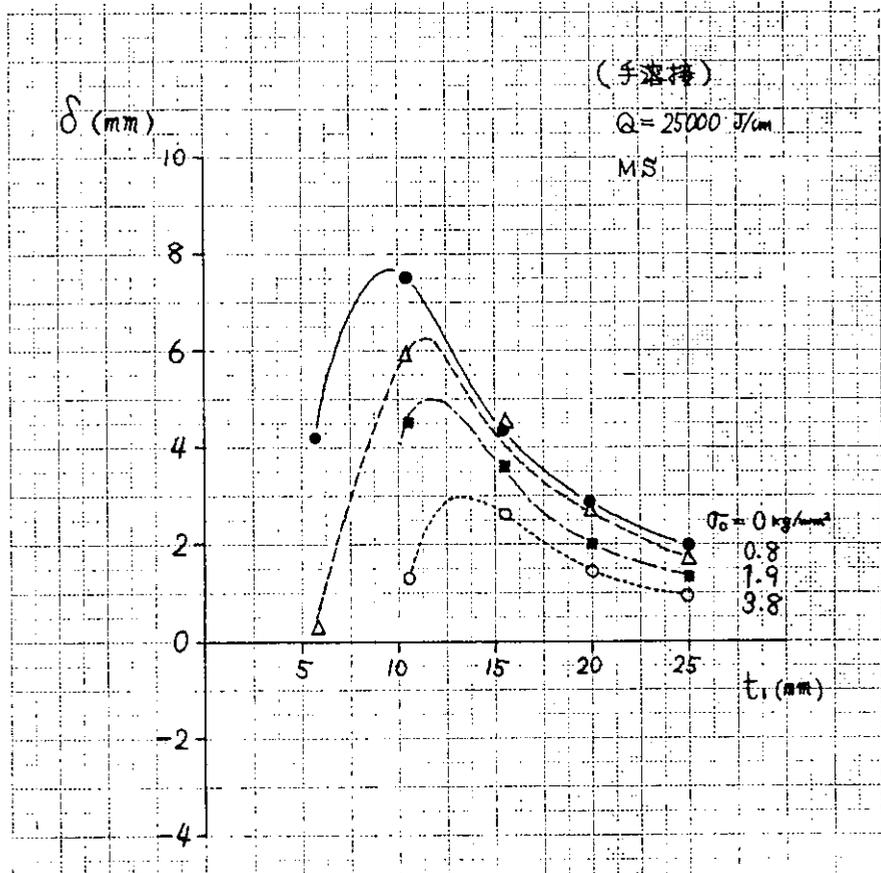


図 2.2.4 0 各々の初期表面応力における板厚  $t_1$  と変形量  $\delta$  の関係

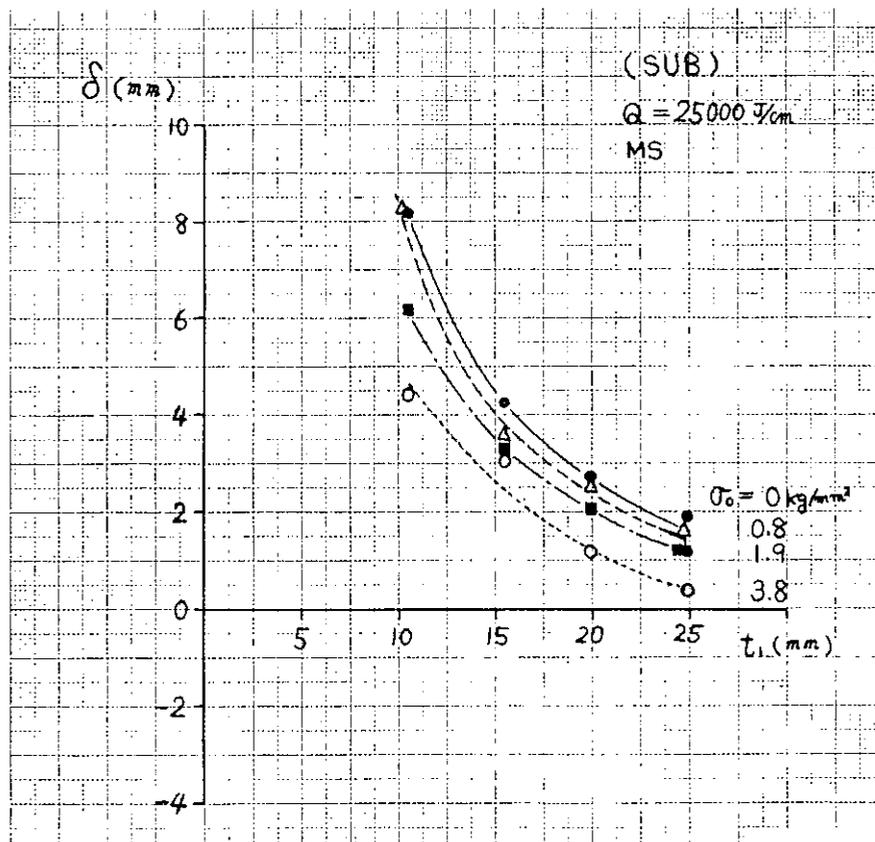


図 2.2.4 1 各々の初期表面応力  $\sigma_0$  における板厚と変形量の関係

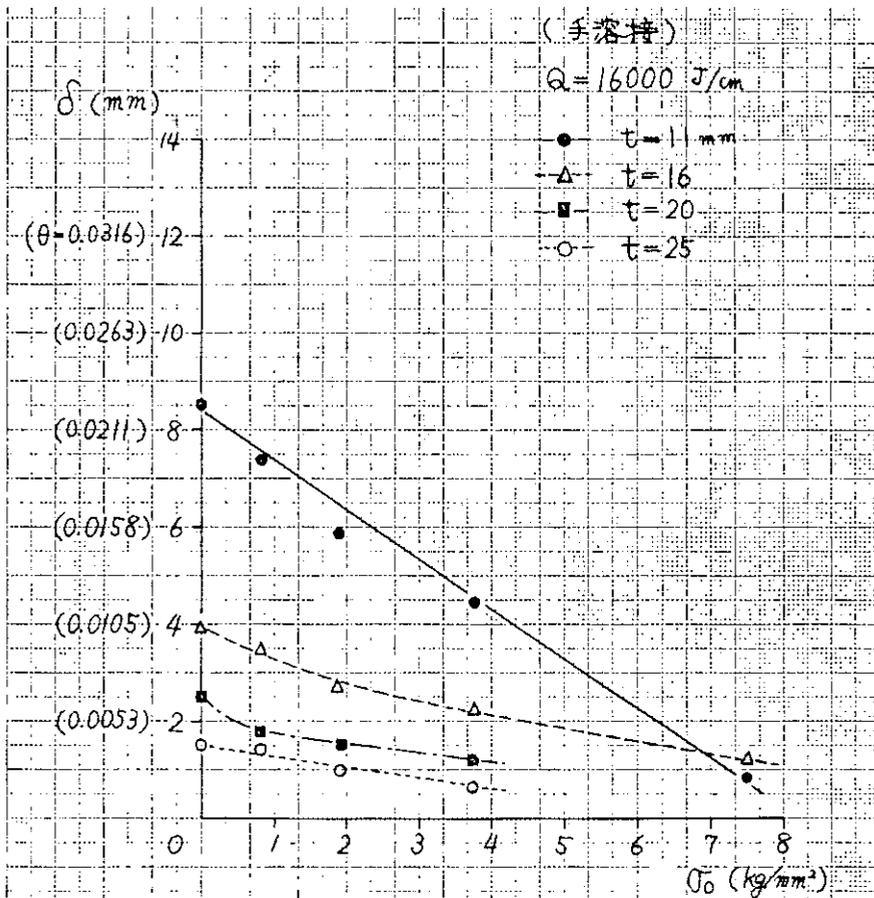


図 2.2.4 2 各板厚における初期表面応力  $\sigma_0$  と変形量  $\delta$  の関係

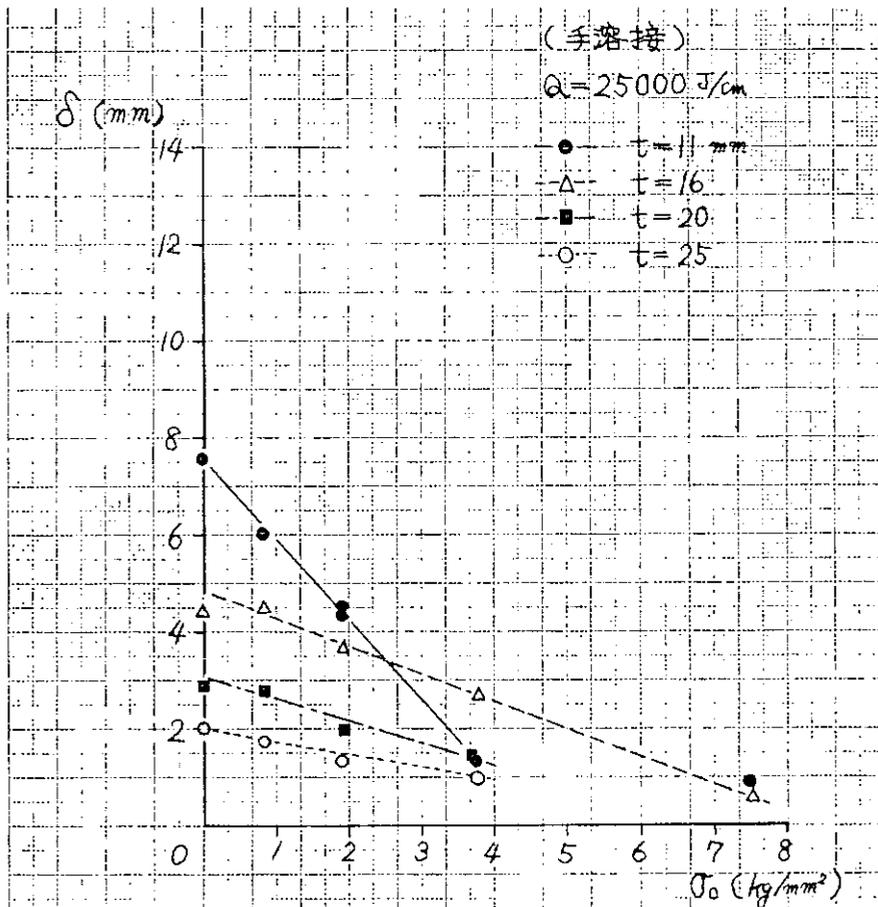


図 2.2.4 3 各板厚における初期表面応力と変形量の関係

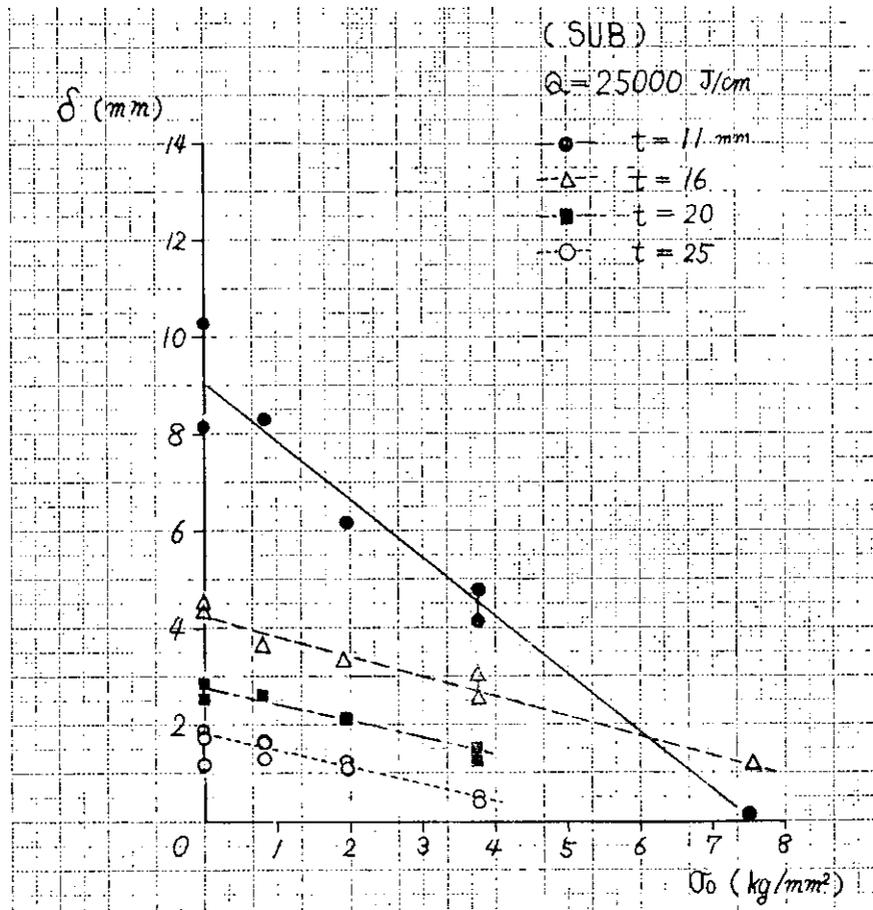


図 2.2.4.4 各板厚における初期表面応力 $\sigma_0$ と変形量 $\delta$ の関係

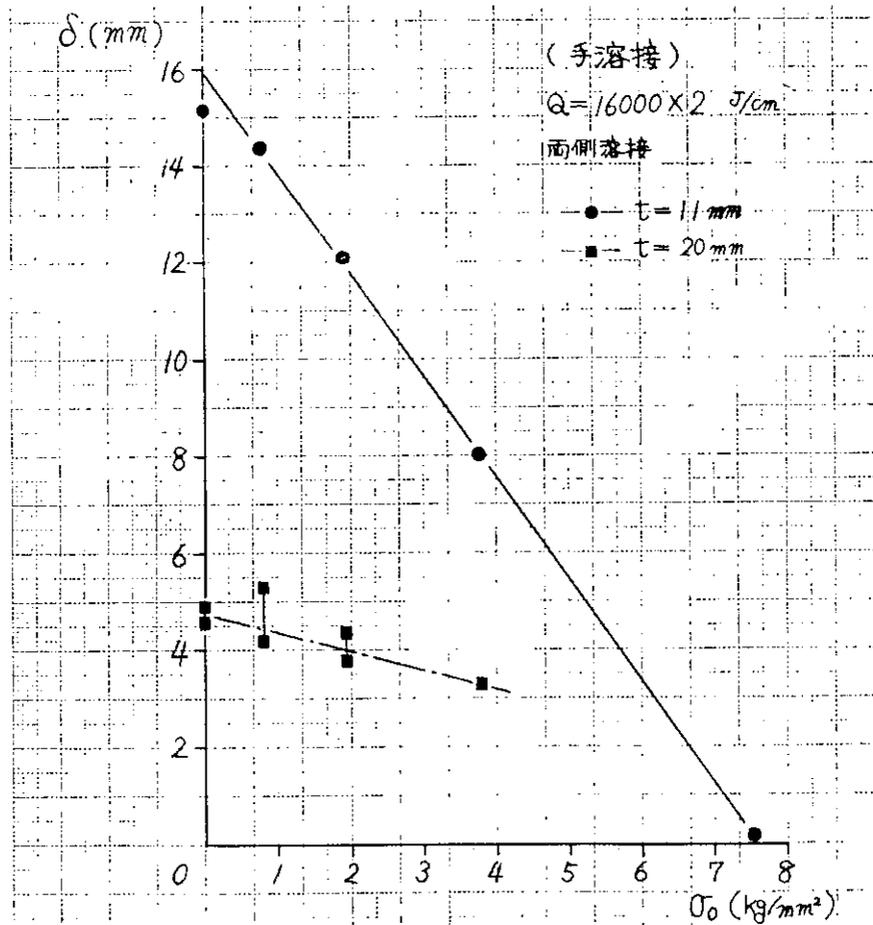


図 2.2.4.5 各板厚における初期表面応力 $\sigma_0$ と変形量 $\delta$ の関係

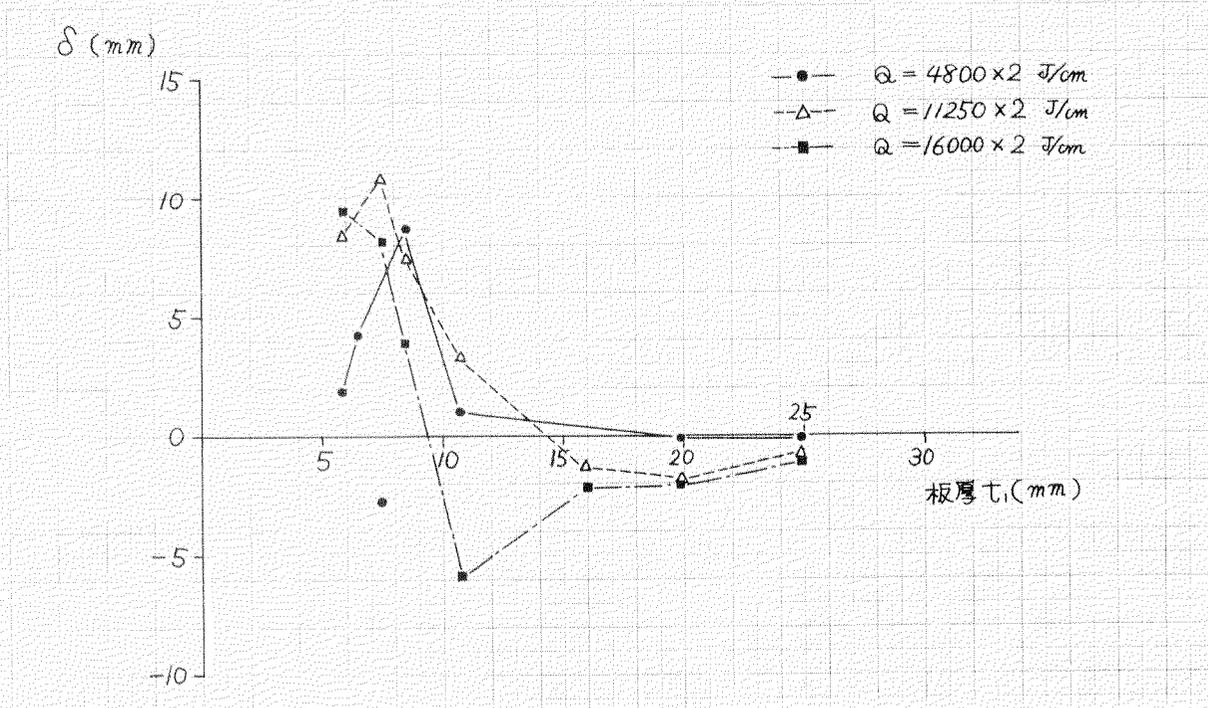


図 2.2.4.6 弾性逆歪法における  $\sigma^*$  ( $\delta = 0$  なる) を定モーメント法に適用した場合の  $\delta - t_1$  図

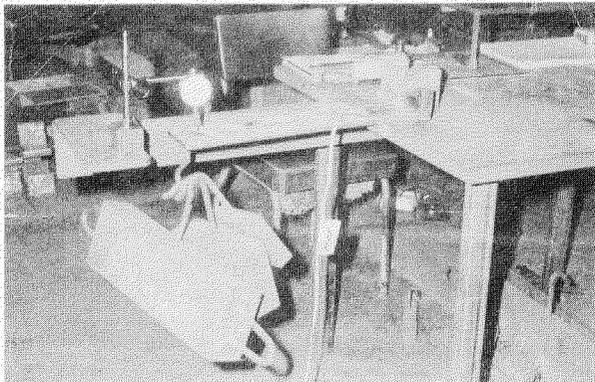


写真 2.2.9 表面歪の測定

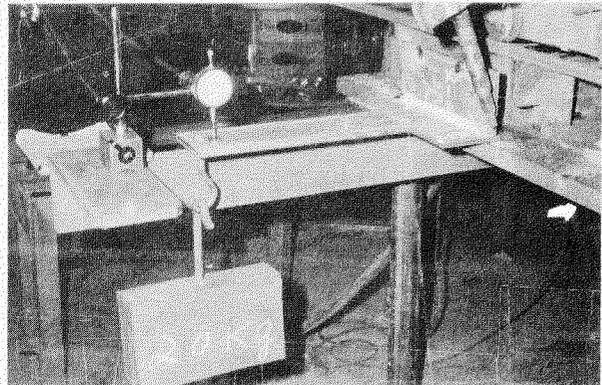


写真 2.2.10 SUBにおける溶接後の状態

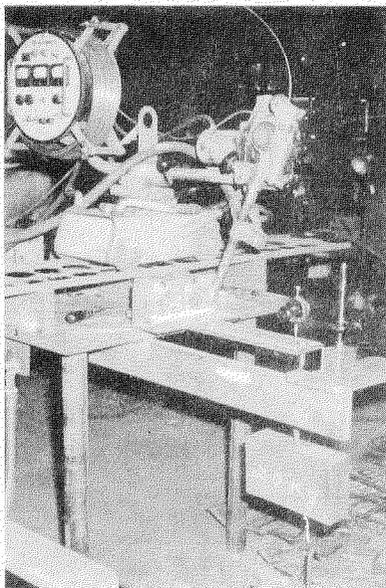


写真 2.2.11 実験装置外観

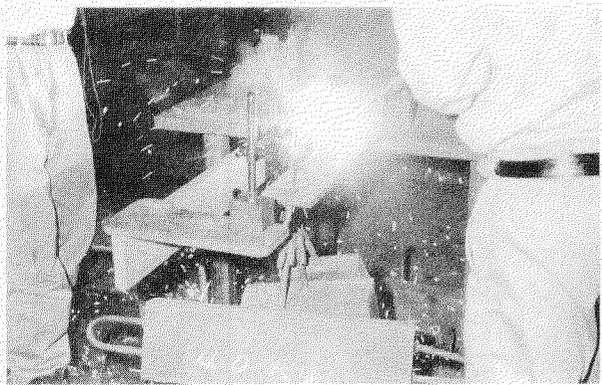


写真 2.2.12 手溶接実験中

(3) ステー拘束法による歪の防止

本法は、ステアーを仮溶接で使用する場合などのように、工作物の固定や位置決めに使だけでなく、積極的に溶接変形に対する拘束として使用しようとするものである。

(a) 試験材と実験装置

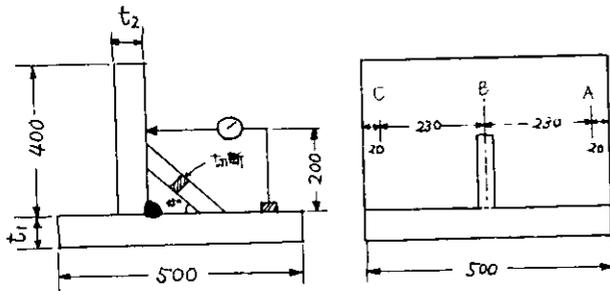


図 2.2.4.7

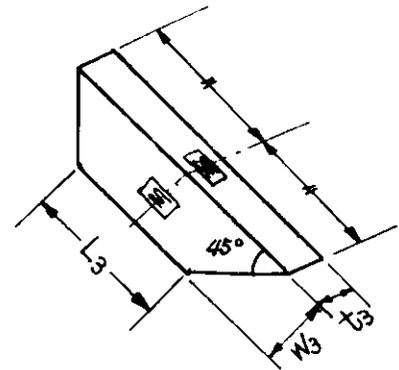


図 2.2.4.8

(b) 実験方法

実験は、ウェブをわずかに仮付した後に、試験材中央にステアーを溶接し、ステアー側を隅肉溶接した。

変形は、図 2.2.4.7 A、B、C 点の変化をダイヤルゲージによって計測した。(写真 2.2.1.3 参照) ステアーに加わる応力は、図 2.2.4.8 の如く、中央部 4 カ所にストレインゲジを貼り計測した。

溶接中は、ステアー近傍が高温になるので、とくに放射熱を防ぐために、ステアーにガラステープを巻き付けた。(写真 2.2.1.3、2.2.1.5 参照)

溶接後は、ガスバーナーでステアー中央部を焼き切り、残留歪を計測した。(写真 2.2.1.4 参照)

溶接条件

溶接方法	入熱 (J/cm)	電流 (A)	電圧 (V)	速度 (cm/分)	溶接棒
手溶接	10000	250	30	45	KS-300 5.5φ
	16000	250	30	28	同上
	25000	250	30	18	同上

(c) 実験パラメータ

- 1) 入熱  $Q = 10000、160000、250000 (J/cm)$
- 2) ステアー寸法  $\begin{cases} L_3 = 100、200、300 (mm) \\ W_3 = 30、40、50 \\ t_3 = 10、20、30 \end{cases}$
- 3) 試験材板厚  $\begin{cases} t_1 = 10、15、20、25 (mm) \\ t_2 = 10、15、20、25 \end{cases}$
- 4) ステアー取付ピッチ  $L_p = 2000、1333、800 (mm)$

(d) 実験結果

図 2.2.5.0 にステアーの取付けピッチを変化させた場合の変形状態を示す。  $L_p = 2000$  の場合の実験は、少し問題があつたので、図示していないが、ステアーによって変形量が約  $\frac{1}{3}$  に減少し、取付けピッチが短いほど効果があることがわかつた。

上の実験を小型にモデル化した実験の結果を以下に記す。

図 2.2.5.1、2.2.5.2 は、モデル化した場合のステアーの影響を示しているが、この場合には、変形量は、 $\frac{1}{3}$  程度に減少している。

図 2.2.5.3、2.2.5.4 は、溶接した後のステアー除去前と後の変化を示しているが、ステアー除去前は、角変形はマ

イナスである。これは、図 2.2.4 9 のようにビード近傍では、角変形はプラス側に変化しているが、そのためにステークより外側の部分が、広がった状態になつたためであろう。

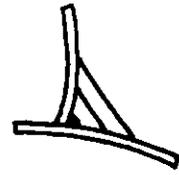


図 2.2.4 9

図 2.2.5 5 は、ステークに生じる歪を表わしている。これから、ステークの内側は、圧縮応力、外側に引張応力が働いていることがわかるが、これは、図 2.2.4 9 の変形状態になつていることを示している。

図 2.2.5 6 は、ウェブの板厚  $t_2$  とステーク除去後の変形の関係を示したものである。実験結果からは、 $t_2$  が増すと  $\delta$  も増しているが、図 2.2.4 9 の状態になつているとすると、ステークが同じなら  $t_2$  の小さいものほどビード近傍の変形が容易であり、すなわち、塑性変形量が小となり、角変形量が大きくなる可能性があるわけで、一概に  $t_2 \rightarrow$  大なら  $\delta \rightarrow$  大になるとは言えないと思われる。

図 2.2.5 7 にステークの板厚  $t_3$  と変形量  $\delta$  の関係を示す。全体としては、 $t_3 \rightarrow$  大なら  $\delta \rightarrow$  小なる傾向を示している。また、ステークの長さ  $L_3$  が短いほど  $t_3$  増加による  $\delta$  の減少量も大きいようである。

図 2.2.5 8 は、ステークの巾  $W_3$  と変形量  $\delta$  の関係を示したものであるが、 $W_3$  が増加すると、多少  $\delta$  も増加する傾向にある。この理由はよくわからないが、この実験シリーズでは、仮付を小さくしたため、仮付溶接が割れたものがあり、その影響もかなりあるようである。

図 2.2.5 9 は、ステークの長さ  $L_3$  と、変形量  $\delta$  の関係を示したものであるが、明確な相関性はみられない。溶接条件として、片側 1 パスで行なつているが、多層盛にすれば、ステークの寸法効果の影響がより明確に現われただろうと思われる。本実験シリーズに関しては、実験方法等に対して満足できるものではなかつたが、大体の傾向は、把握できるものと思う。

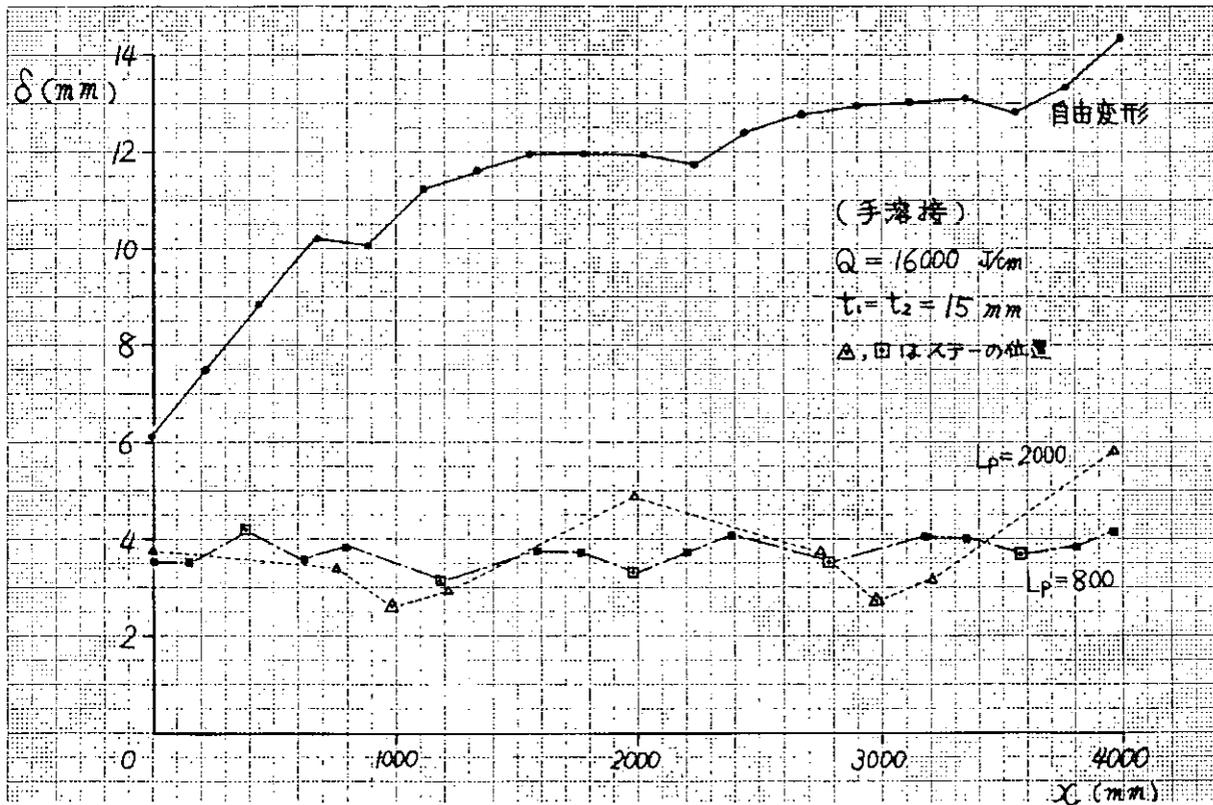


図 2.2.5 0 ステークの取付ピッチ  $L_p$  と変形量の関係

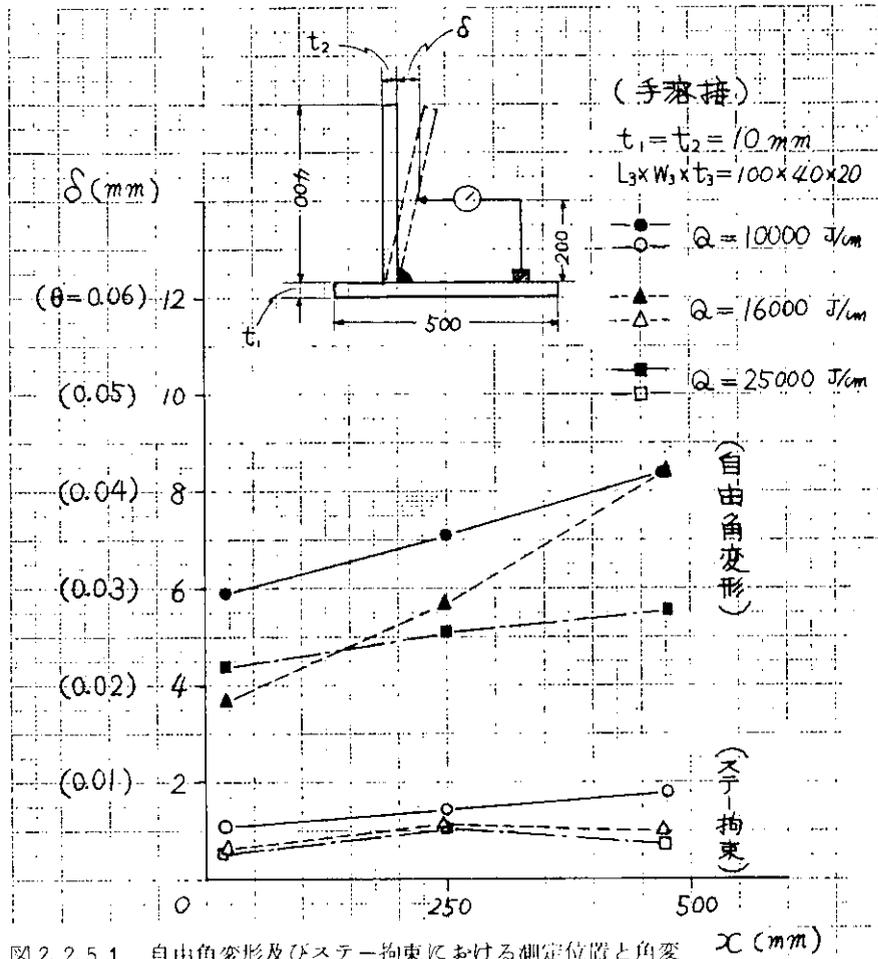


図 2.2.5.1 自由角変形及びステー拘束における測定位置と角変形量の関係

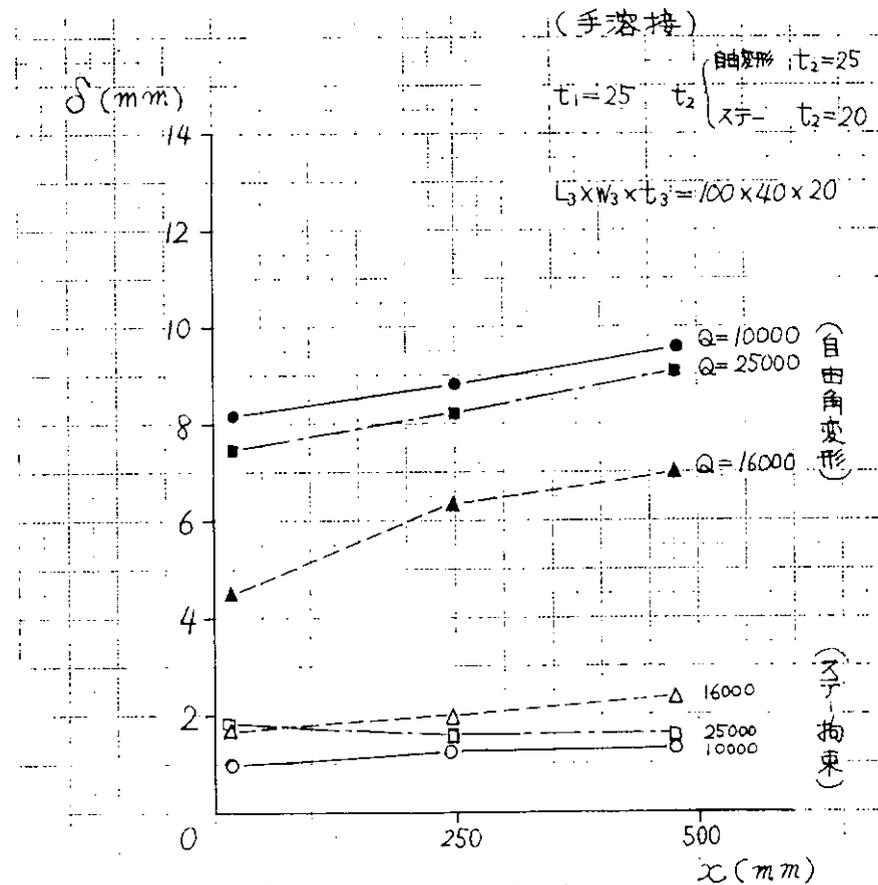


図 2.2.5.2 自由角変形とステー拘束における測定位置と角変形量の関係

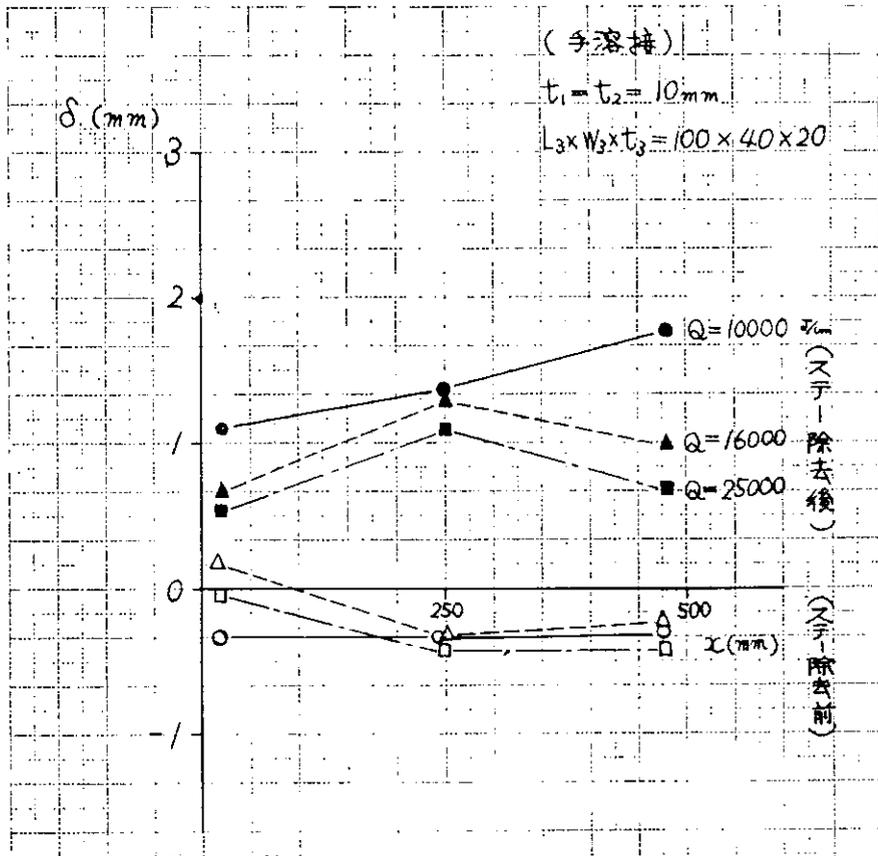


図 2.2.5.3 スター除去前と除去後における計測位置と角変形量の関係

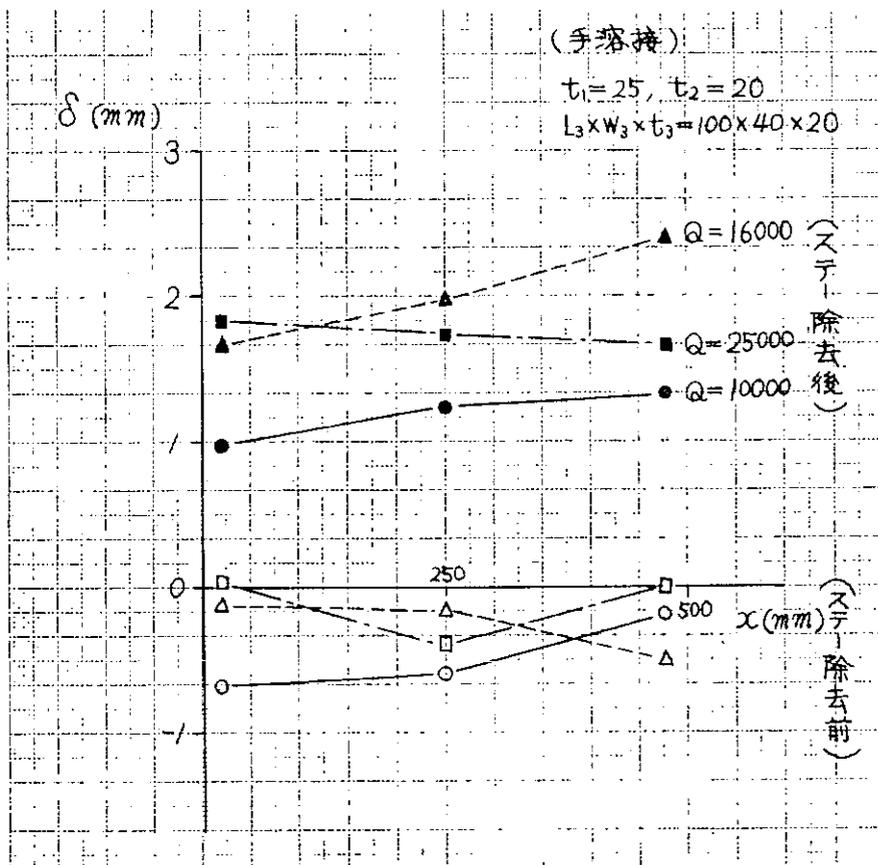


図 2.2.5.4 スター除去前と除去後における計測位置と角変形量の関係

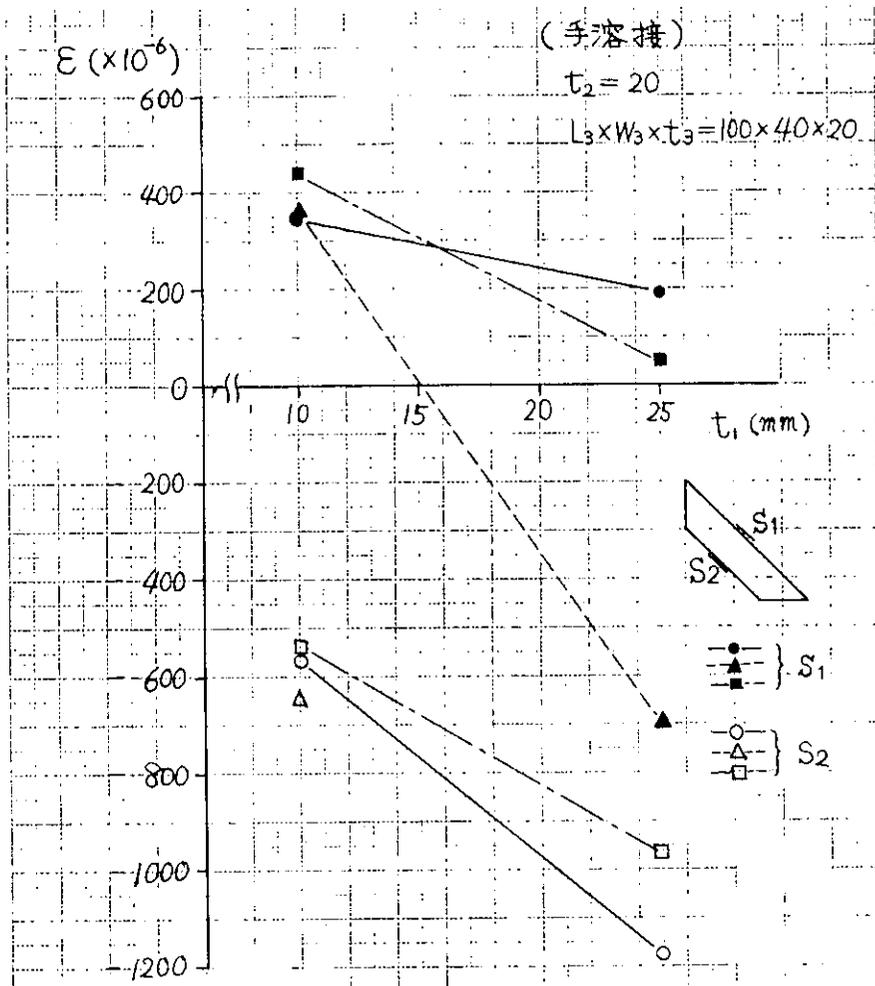


図 2.2.5 5 ステーに生じる歪とフランジの板厚  $t_1$  との関係

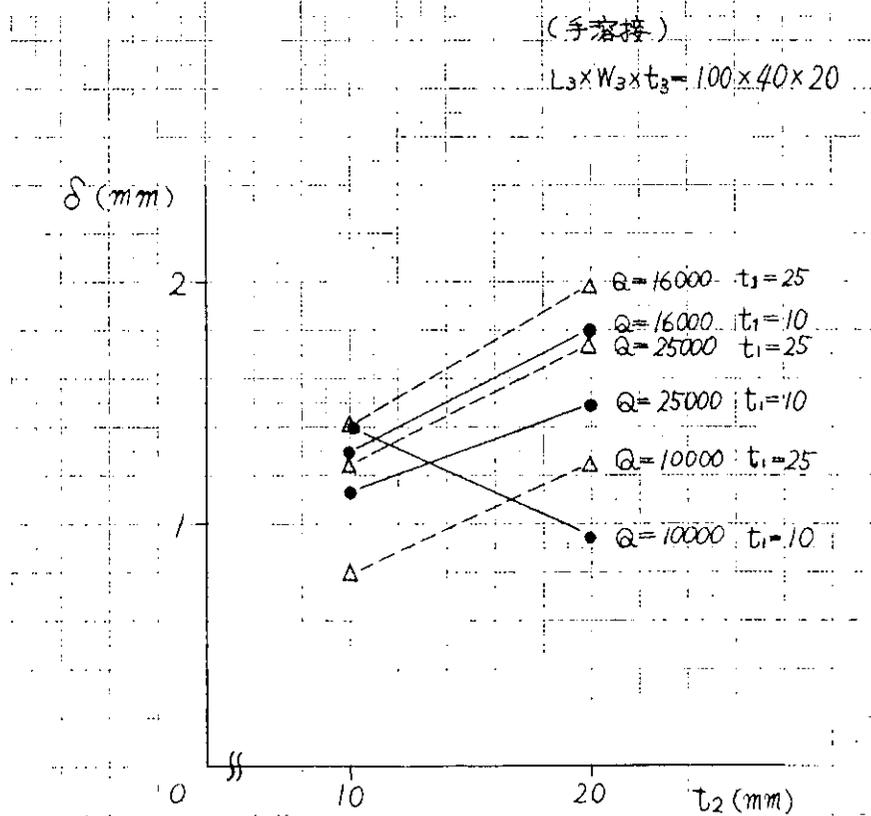


図 2.2.5 6 ウェブの板厚  $t_2$  と変形量  $\delta$  の関係

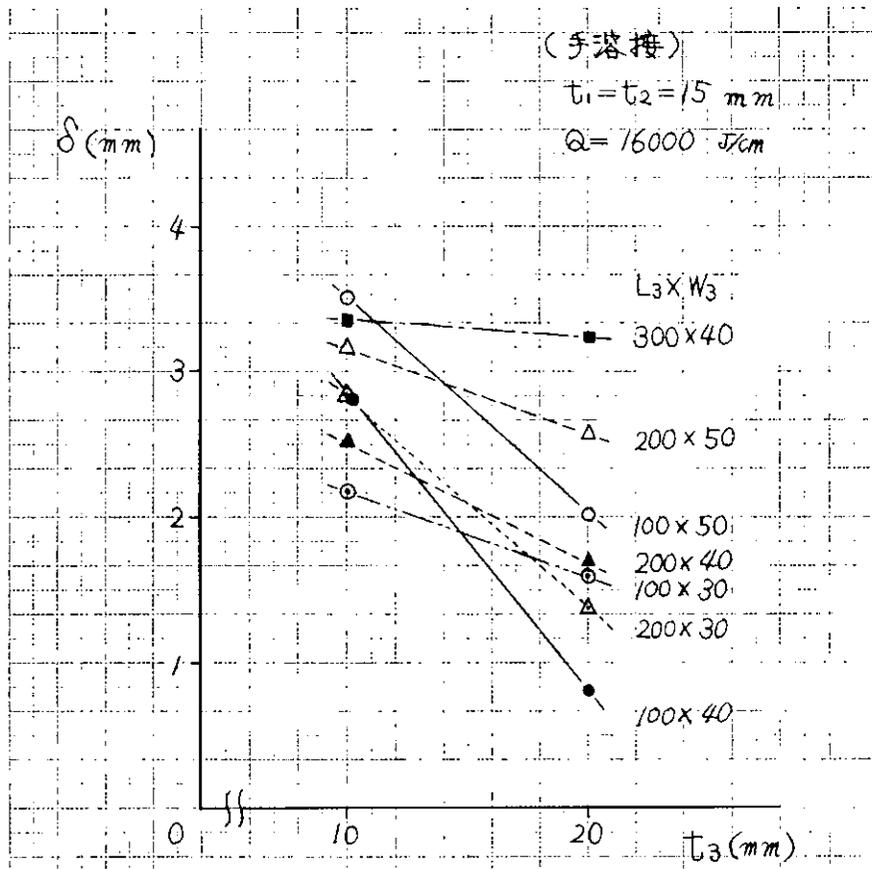


図 2.2.5.7 スターの板厚が角変形量に及ぼす影響

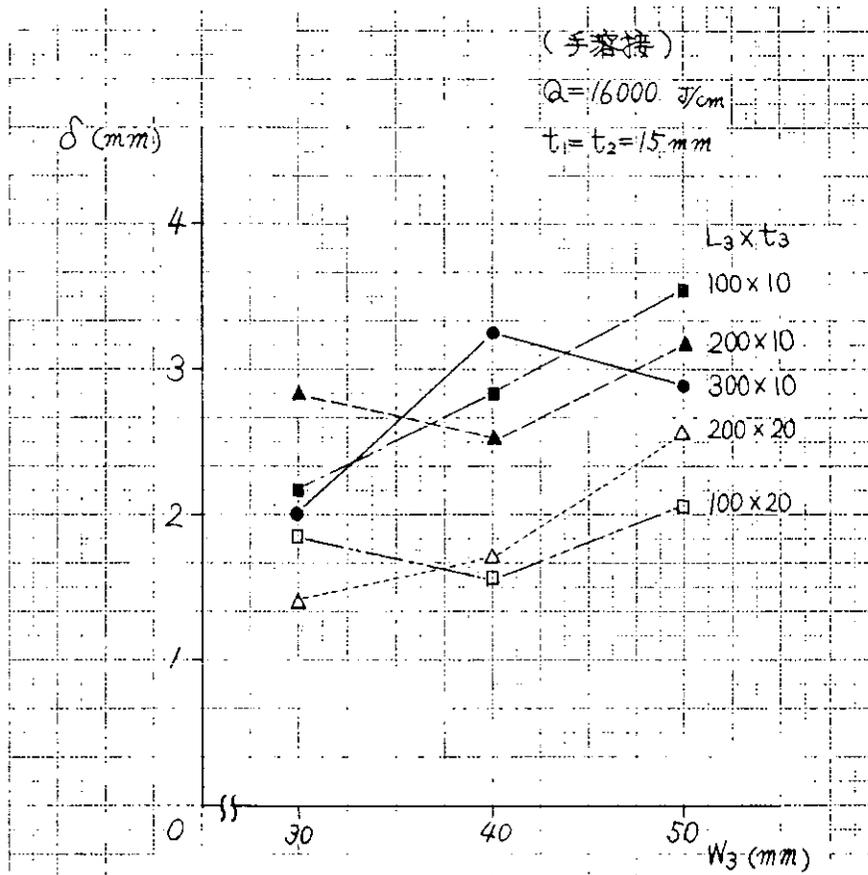


図 2.2.5.8 スターの板巾  $W_3$  が角変形量に及ぼす影響

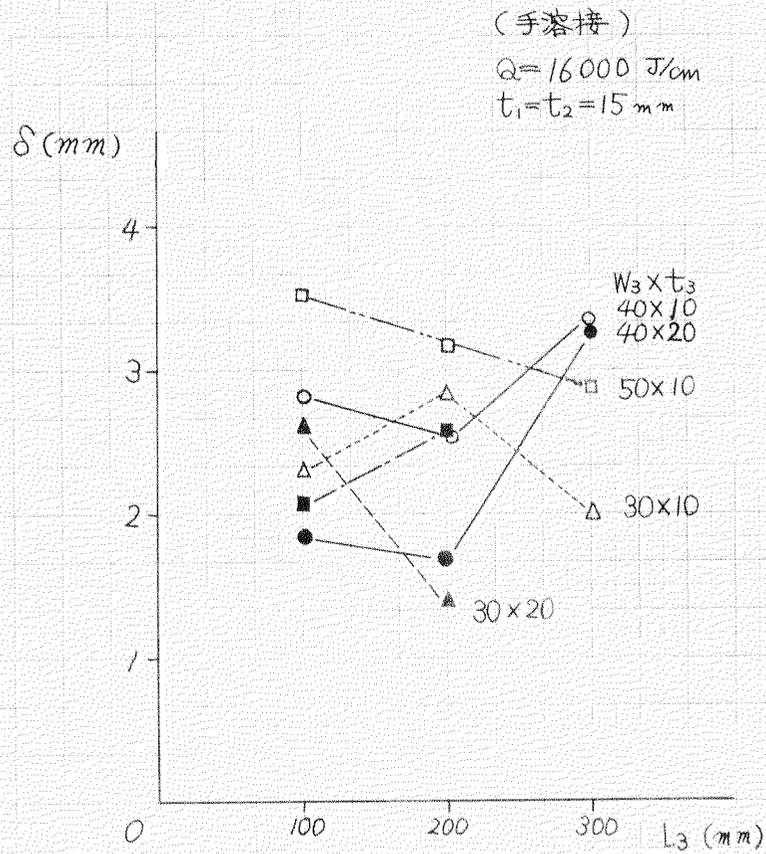


図 2.2.59 ステーの長さ  $L_3$  が角変形量に及ぼす影響

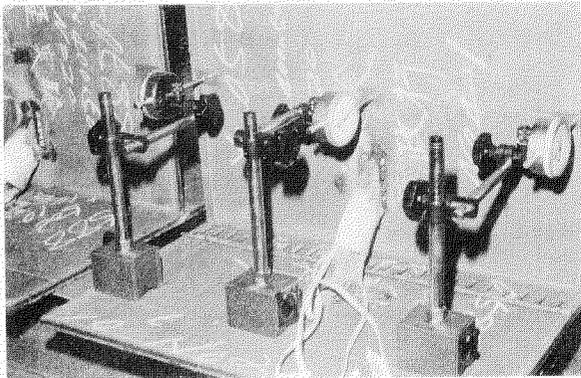


写真 2.2.13 溶接前の状態

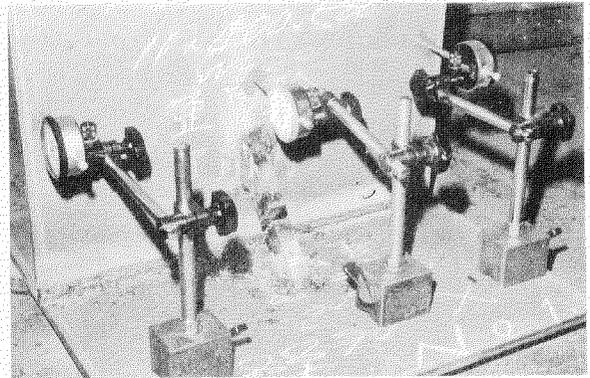


写真 2.2.14 溶接後、ステーを切断した時の状態

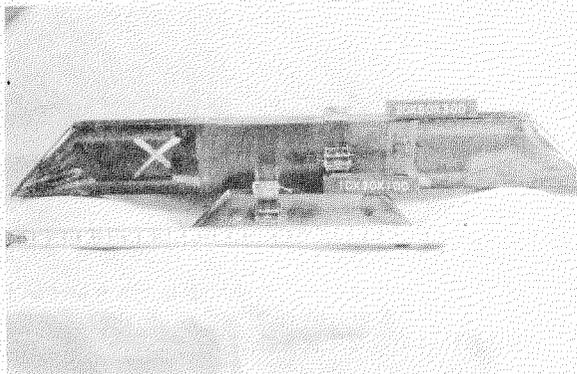


写真 2.2.15 ステー



写真 2.2.16 実験中の状態

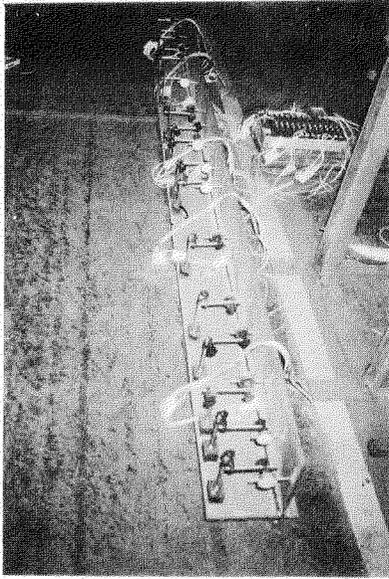


写真2.2.17 溶接前の状態

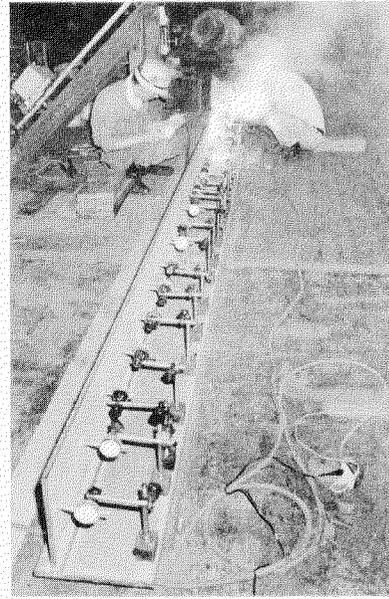


写真2.2.18 溶接中

#### 2.2.4 突き合わせ溶接における角変形の防止

2.2.3項の実験シリーズと同様、突き合わせ溶接における角変形も従来から重要な課題のひとつである。ここでは、その防止法として、ストロングバック拘束法を選び実験を行なった。

##### (1) ストロングバック拘束法

ストロングバックは、角変形の防止だけでなく目違いの修正やルートギャップを正規の値に保つとき等に多用されている。

本実験において手溶接では、ストロングバックを表側に、自動溶接では施工上の点から裏側に取付けた。

##### (a) 実験装置と供試材

溶接機 : 手溶接機

サブマージドアーク溶接機

溶材 : B-17、B1-14、⑨-04 (手 軟鋼)

LB52 (手 HT50)

KW-43 (サブマージ軟鋼)

バックিং法 : TCB

フラックス : KBI-14 12×150

鉄粉 : KPI-W1

供試材 : SS41、50キロHT

##### (b) 実験方法

実験は、図2.2.60のような試験材に図2.2.61のようなストロングバックを取り付けた。(写真2.2.19、2.2.21参照)

試験材寸法および形状は図2.2.60～2.2.64、写真2.2.19～2.2.24参照。

ストロングバックの溶接は、全線行ない、スカラップ部分は、まわし溶接をした。溶接により、ストレインゲージがはがれることなどがないように、ストロングバックの温度上昇には十分な注意を払った。

→ 溶接方向

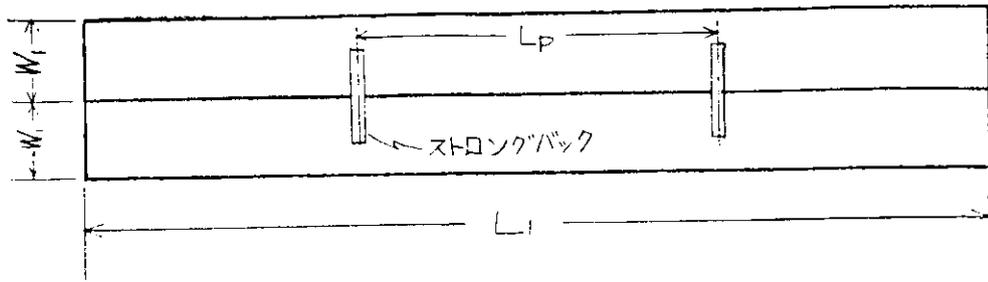


図 2.2.60 大型モデル試験材

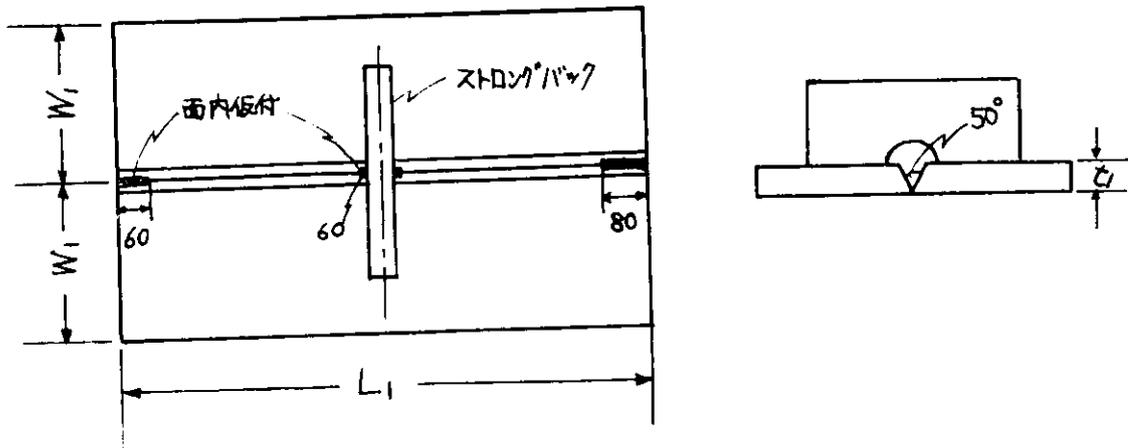


図 2.2.61 小型モデル試験材

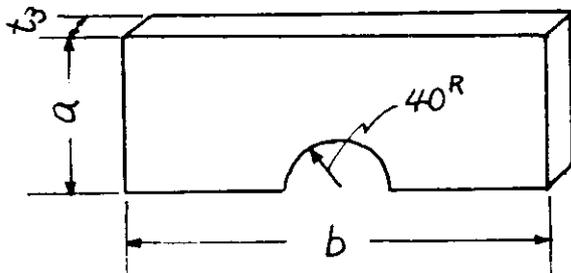


図 2.2.62 ストロングバック

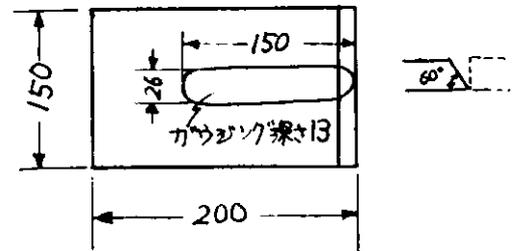
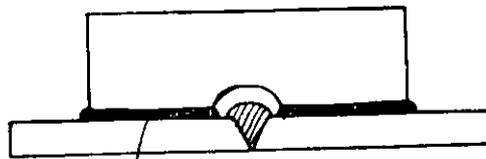
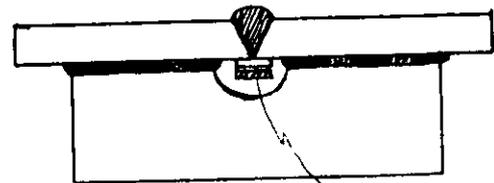


図 2.2.63 タブ



311全線溶接

(手溶接)



TCB

(自動溶接)

図 2.2.64

溶接条件

手溶接	1パス	B17	4φ	I = 130A
	2パス	B1-14	5φ	I = 230A
	3パス	◎-04	6φ	I = 290A

サブマージドアーク溶接 (片面自動溶接で1層1パス)

タンデム	先行	$I = 930 \text{ A}$	$E = 32 \text{ V}$
	後行	$I = 700 \text{ A}$	$E = 38 \text{ V}$
		$v = 30 \text{ cm/min}$	

手溶接に関しては、かなり個人差があるため電流のみを設定しておき、同一人物が、継続して実験し、各パラメータにおける差を求めた。よつて、絶対値については、参考程度に考えていただきたい。

サブマージドアーク溶接の小型モデル実験では、単電極およびタンデムにおいてもタブを軽く仮付しただけでは終端割れが発生したため、変形量は少くなるが、タブにはL型開先をとつて、多層盛溶接を行ない、さらに終端部の面内仮付の溶接長を100mmとした。

変形の計測は、図2.2.63の如く、試験材の所定の位置に図2.2.64の計測器具を置き、溶接前後の変位を計測した。

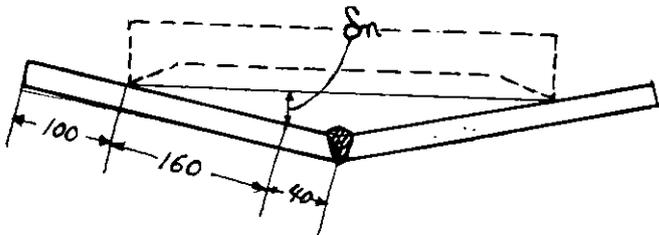


図2.2.65 計測方法

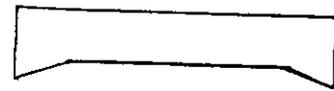


図2.2.66 計測器具

サブマージドアーク溶接では、計測は、溶接前、溶接後、ストロングバック除去後、タブ除去後の順に計測を行なった。

### (c) 実験結果

図2.2.67、2.2.68にストロングバック取付ピッチの効果を示す。図2.2.67は、サブマージドアーク溶接の場合で、ピッチが小さくなるほど変形量は減少している。 $L_P = 1333 \text{ mm}$ で、終端部の変形量が小さいのは、タブの影響である。

縦変形は、角変形が小さくなるほど減少している。

図2.2.68は手溶接の場合で、サブマージに比して、自由変形量の値は約2倍あるが、ストロングバックを取付けた場合の減少量はサブマージの場合よりも著しい。

縦変形は、 $L_P = 1333 \text{ mm}$ のときに最小で、 $L_P = 670$ の場合には、逆に変形している。これは、 $L_P = 670$ と短いので、角変形は減少するが、手溶接の場合は多層盛であるため、最終パスに近いところでは溶接線が中立軸より上にくるためであろう。

図2.2.69に、ストロングバック取付ピッチの逆数と変形量の関係を示す。

図2.2.70に、ストロングバックに生じた歪分布を示す。

次に、試験材を小型にモデル化した場合の実験を行なった。

図2.2.71に、各板のパス数と変形量 $\delta$ 。(中央位置における変形量)の関係を示す。ここでは、裏ハツリ後、裏溶接を行なった場合まで示しているが、以後の実験では、裏ハツリは行なっていない。これより変形量は、ほぼパス数に比例していることがわかる。

図2.2.72は、手溶接における自由変形とストロングバック拘束での変形状態である。図2.2.73は、SUBの場合である。図2.2.73の如く、SUBは、変形形状はかなり複雑であるが、これは、タブの影響と思われる。つまり、タブによつて、端部が拘束されることと、さらに変形量が小さくなることによると考えられる。図2.2.74にタブによる拘束のない場合の変形状態を示すが、この場合には、終端割れが生じている。

図 2.2.7 5 に、手溶接における自由変形及びストロングバック拘束における板厚と変形量の関係を示す。これより、ストロングバックの効果がよく認められる。板厚の増加とともに、自由変形量は増大しているが、ストロングバック拘束したものでは、ほとんどかわらず  $\delta_3 \approx 1\text{mm}$  程度である。SUB の場合は、手溶接に比して、自由変形に対する、 $\delta$  の減少率は小さい。

図 2.2.7 7 は、 $b \times t_3 = 150 \times 400 \times 20$  のストロングバックを軟鋼に取り付けた場合に生じた歪分布である。母材の板厚  $t_1 = 21$  と  $t_2 = 25$  ではほとんど同じ値であるが、 $t_3 = 30$  ではかなり大きい値を示している。いずれにせよ、ストロングバックの中央部においてはほとんどの領域が降伏していることがわかる。また、スカラップに近い部分に大きな圧縮応力が生じ中立軸は、スカラップより、 $a^*$  ( $a - 40$ ) の  $\frac{3}{4}$  のあたりである。

図 2.2.7 8 は、手溶接におけるストロングバック除去前と除去後の変形の挙動の代表的な例を示している。これより試験材中央、すなわち、ストロングバック付近では、凸に変形していることがわかる。除去後に凹となるのは他の部分が凹になっているためで、もし試験材全体を拘束したときには、除去後に凹となる可能性もあるだろう。

手と SUB の  $\delta$  の減少率の差は、溶接法そのものによるものか、バックの取り付け方によるものかは、まだ確認はしていない。

図 2.2.7 9 に、ストロングバックの有効長さ  $b^*$  ( $= b - 80$ ) の変形量  $\delta$  に及ぼす影響を示す。これより、ある程度の長さ以上に  $b^*$  を長くしても効果はほとんどかわらないことがわかる。図中  $\cdots \blacktriangle \cdots$  は SUB の場合で、タブの拘束がないため終端割れが発生したが、傾向としては、同様である。

図 2.2.8 0 に、そのときに生じた歪の分布を示す。 $b$  が小さいと、 $\delta_3$  は大きくなるが、生じた歪は小さくなっている。とくに  $b = 200$  で著しい。図 2.2.8 1、2.2.8 2 は、SUB におけるタブで拘束した場合である。

図 2.2.8 3 は、ストロングバックの有効高さ  $a^*$  ( $= a - 40$ ) の  $\delta$  に及ぼす影響を示したもので、 $b$  と同様に必要以上に  $a$  を大きくしても効果はほとんどかわらないことがわかる。

図 2.2.8 4 は、SUB の場合で、多少値はバラついているが、手溶接と同様の傾向を示している。

図 2.2.8 5 は、その時の歪分布を示すもので、ストロングバック全体を考えると一概には言えないが、バックの中心線上では、 $a$  の差によつて、ストロングバックの吸収エネルギーは、かなりの差がある、にもかかわらず、図 2.2.8 3 に示すように変形量そのものは大して差がないのは注目すべきことであろう。また、 $a^* = 30$  では、全体が圧縮応力状態になっている。

図 2.2.8 6 は、手溶接でのストロングバックの板厚と変形量  $\delta$  との関係を示したものである。これより、極端な座屈などがなく、板厚をあまり大きくしても  $\delta$  はほとんど変わらないことがわかる。

図 2.2.8 7 は、SUB の場合である。効果は、手溶接より少ないが、 $t$  が小くなるほど  $\delta$  は大きくなっている。

図 2.2.8 8 は、ストロングバックの板厚を変化させたときの歪の分布を示している。

図 2.2.8 9 は、ストロングバック拘束をしたときの変形量と自由変形量との比をパラメータ  $\alpha$  としてストロングバック除去前後のもどり量との関係を示したものである。

パラメータ  $\alpha$  が、0 に近づくことは、拘束が非常に大きくなった場合で、 $\alpha$  が 1 に近づくことは、ストロングバックがほとんど拘束として働いていない場合に対応している。よつて、 $\alpha \rightarrow 1$  では、 $(\delta_3 - \delta'_3) \rightarrow 0$  で、 $\alpha \rightarrow 0$  なら  $(\delta_3 - \delta'_3) \rightarrow A$  (定数) に近づくとと思われる。

手溶接の場合は、図 2.2.8 9 の如く、それに近い分布を示しているが、SUB では、大きくバラついた。

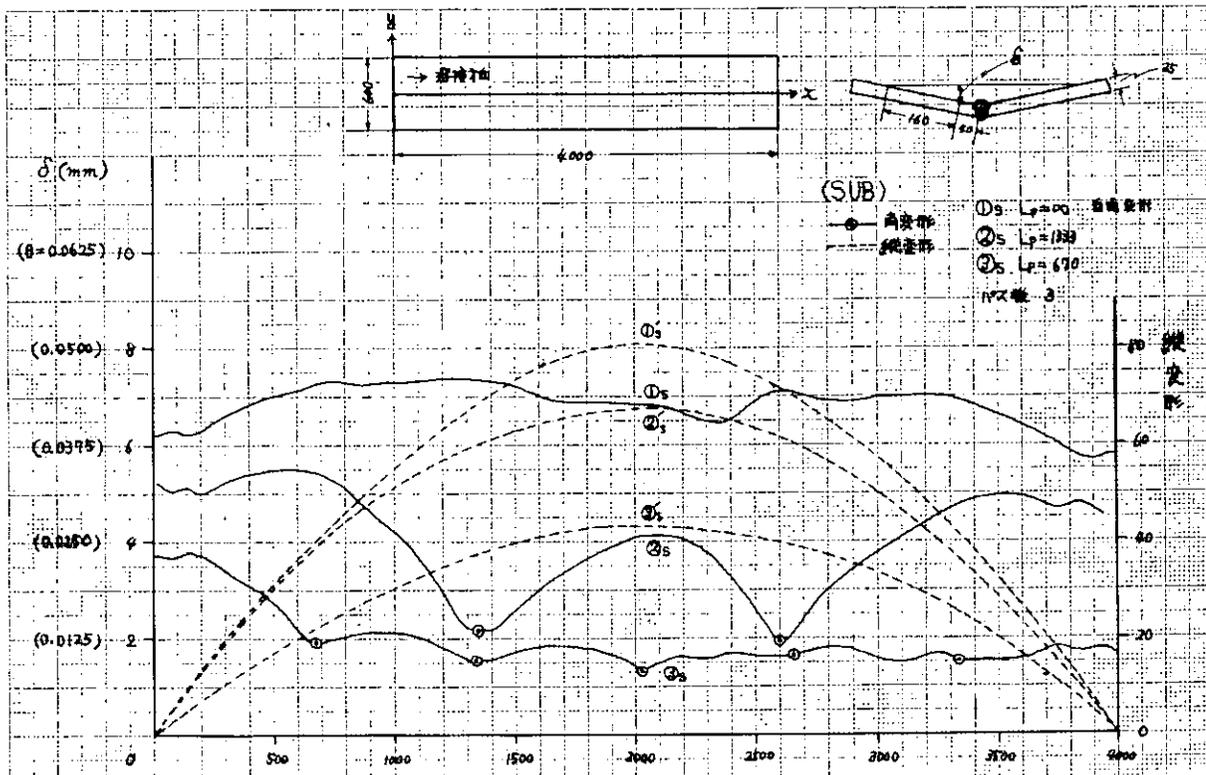


図 2.2.67 ストロングバックの各ピッチにおける角変形及び縦変形の状態

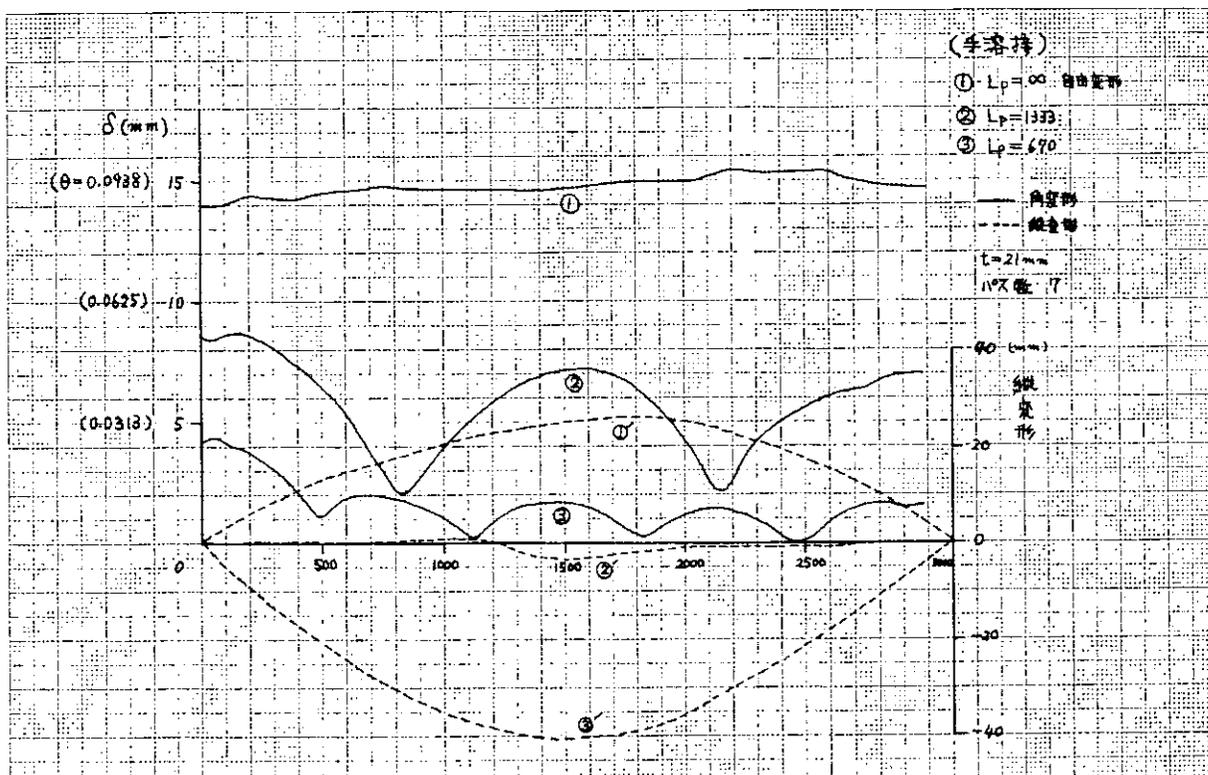


図 2.2.68 ストロングバックの各ピッチにおける角変形及び縦変形の状態

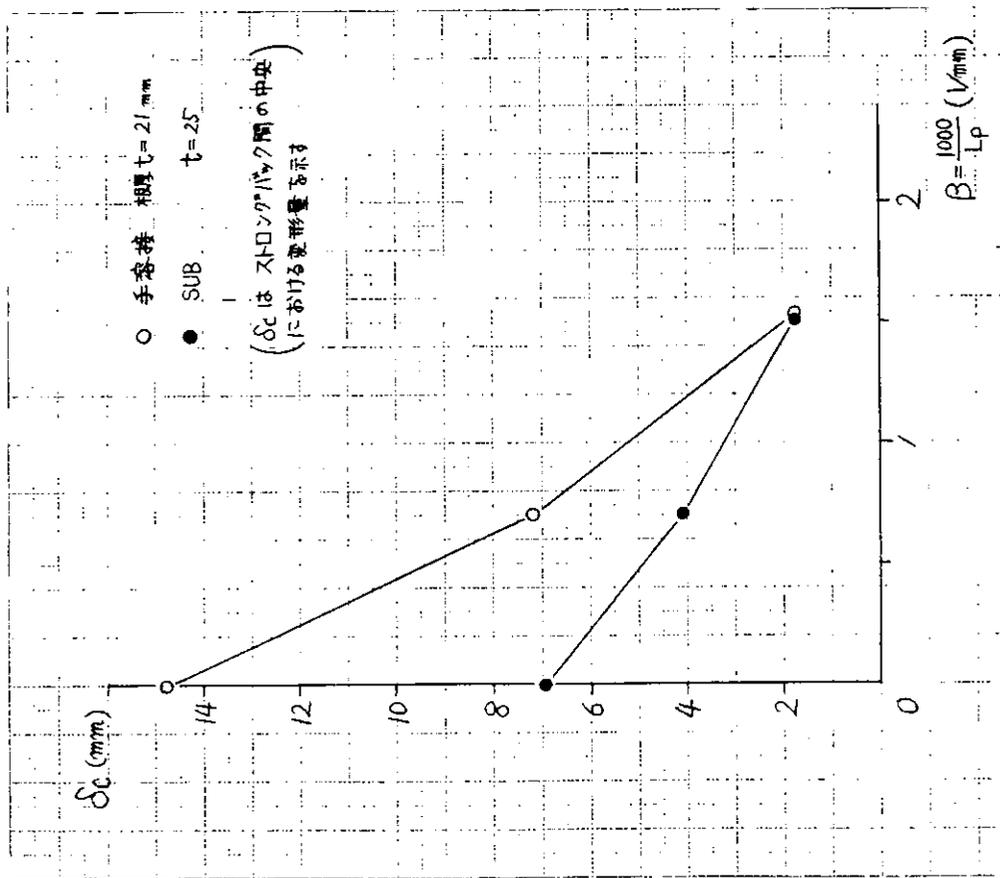


図2.2.6.9 ストロングバッグのピッチと角変形量の関係

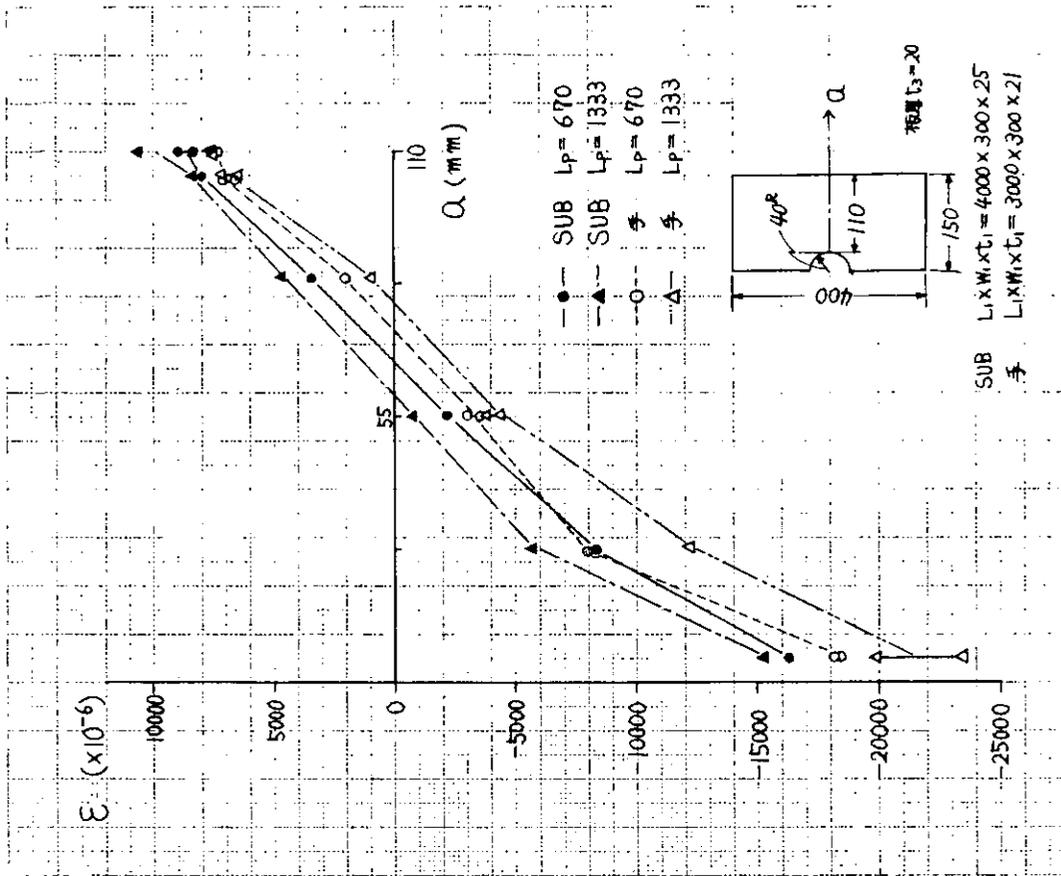


図2.2.7.0 ストロングバッグに生じる歪分布

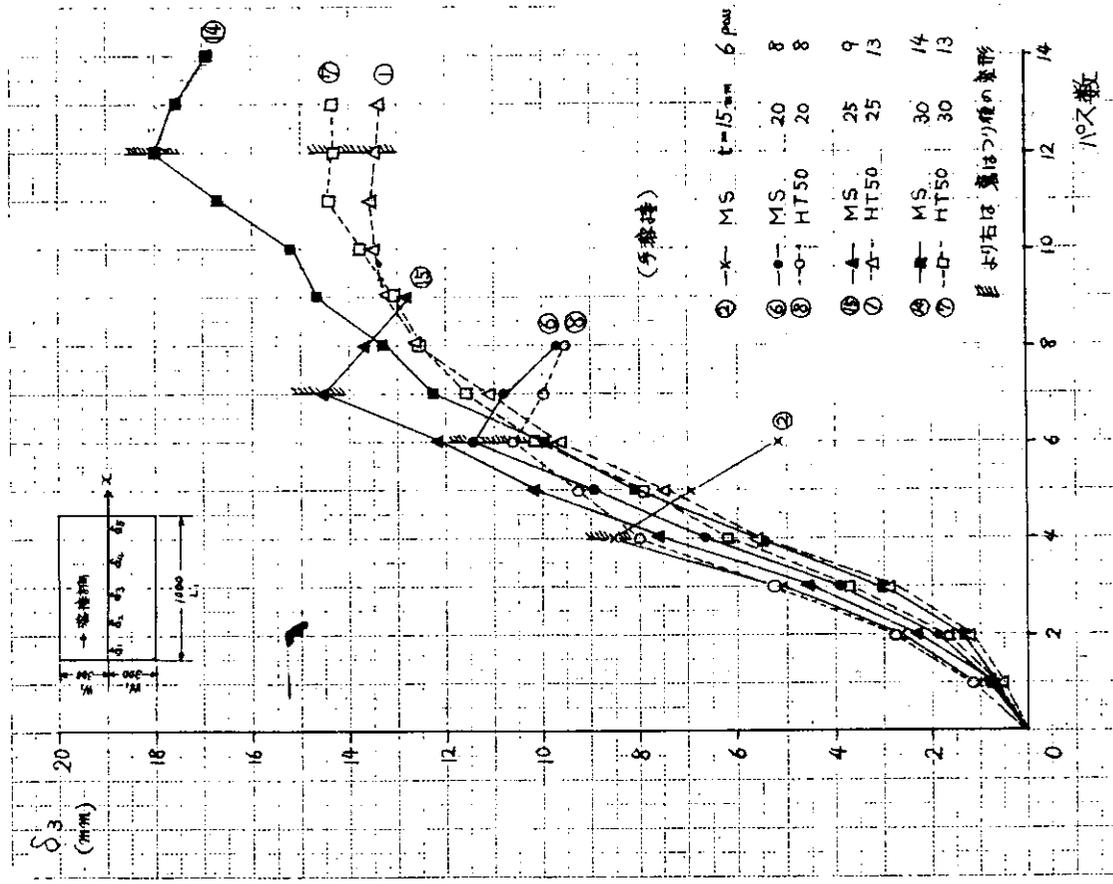


図 2.2.7.1 各板におけるパス数と変形量の関係

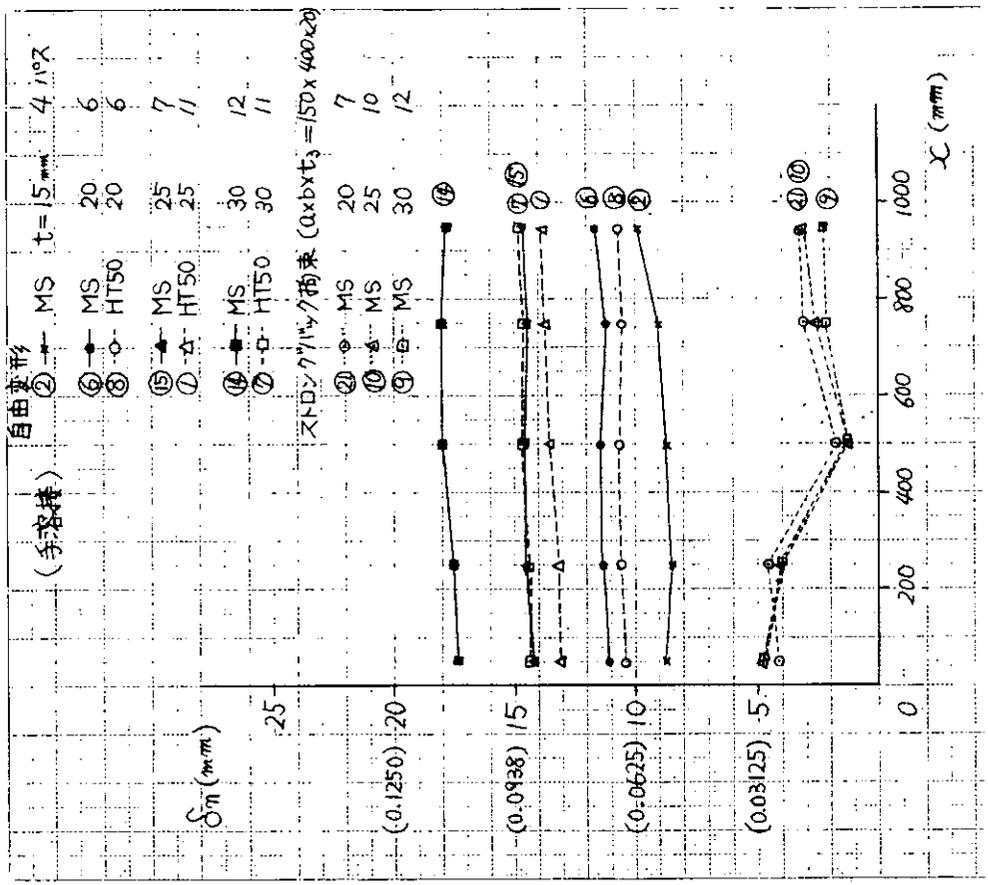


図 2.2.7.2 各板の自由変形およびストロークバック拘束における変形の状況

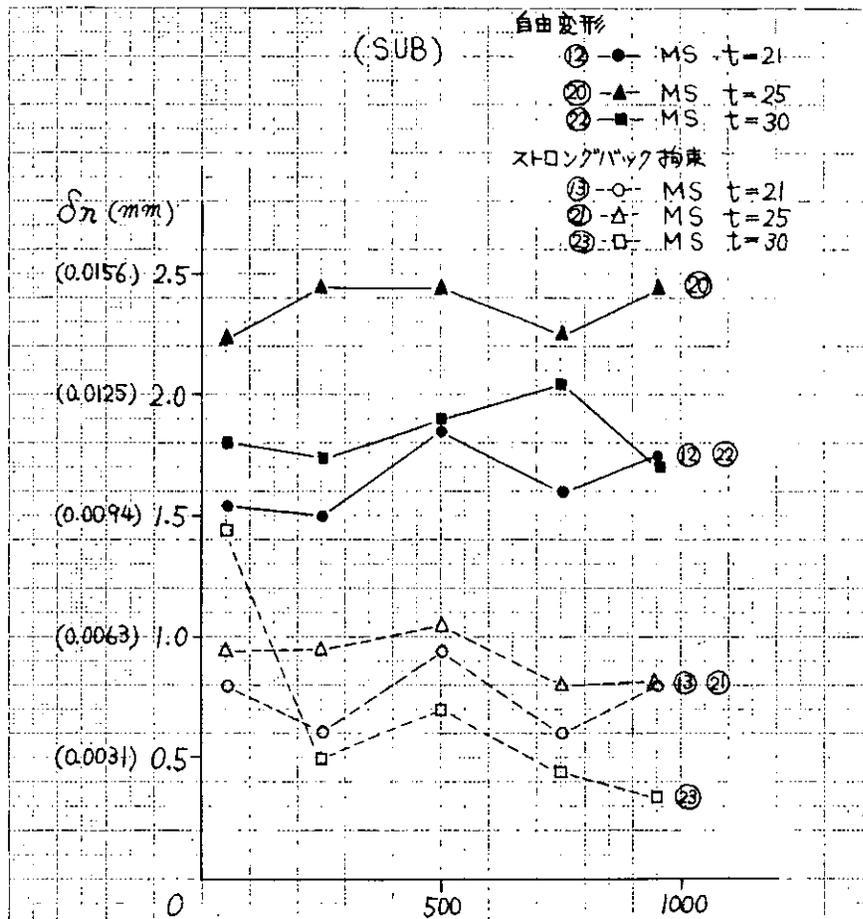


図 2.2.7 3 各板の自由変形およびストロングバック拘束における変形の状態

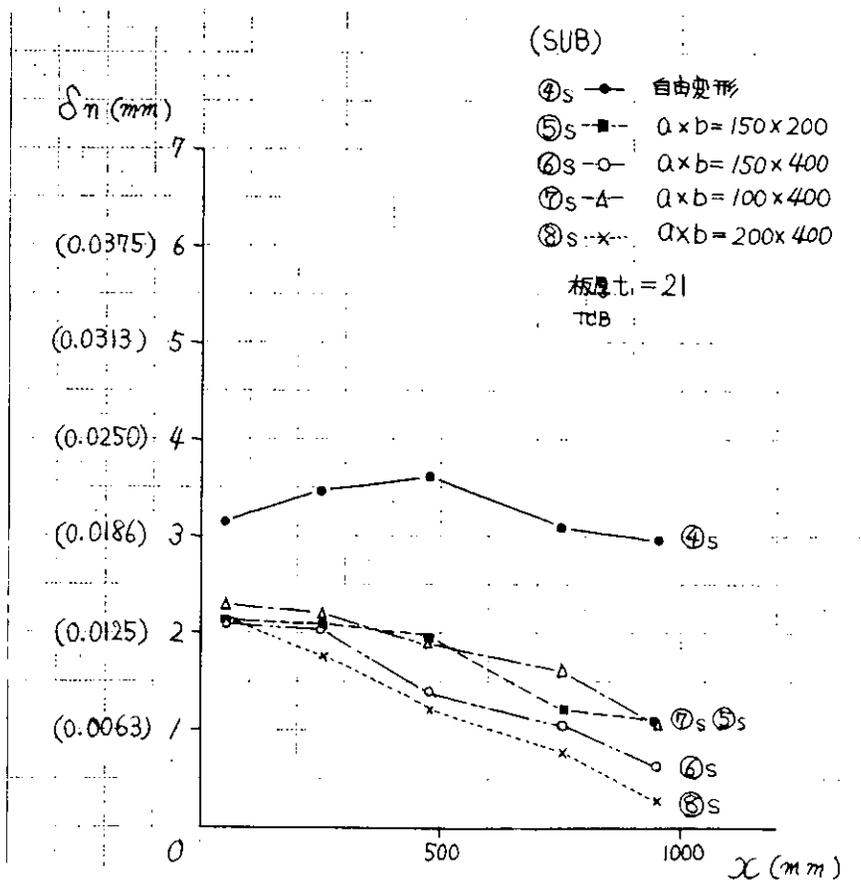


図 2.2.7 4 SUBにおける自由変形およびストロングバック拘束における変形状態 (終端割れが生じた場合)

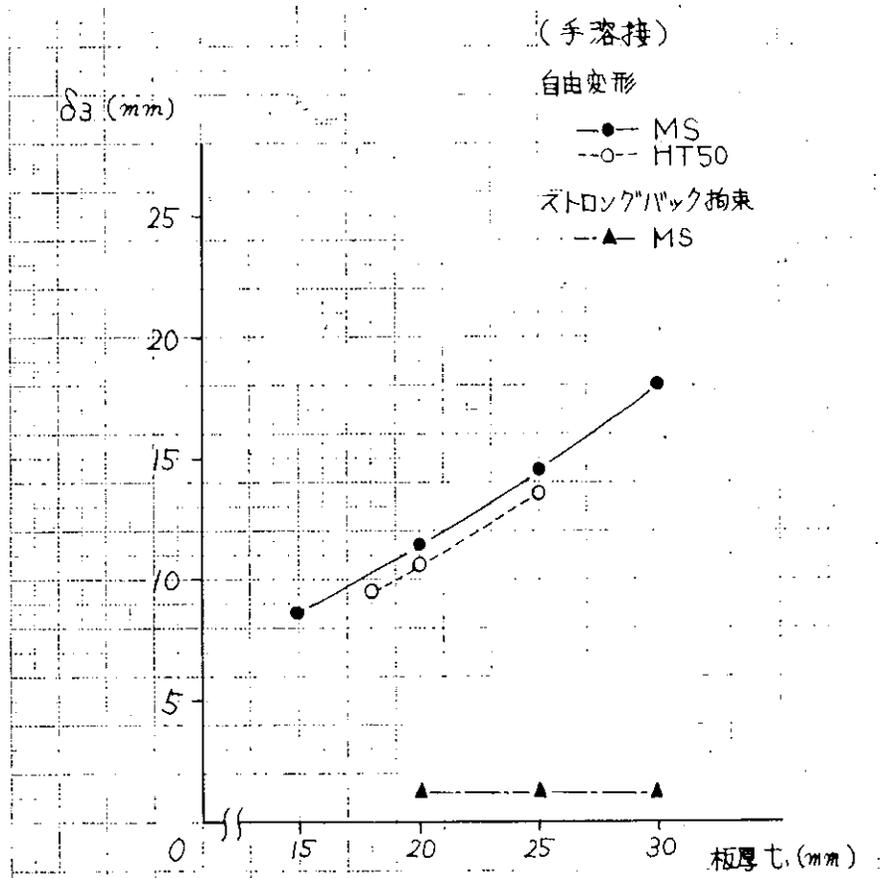


図 2.2.7.5 試験材の板厚  $t_1$  と中央位置における変形量  $\delta_3$  の関係

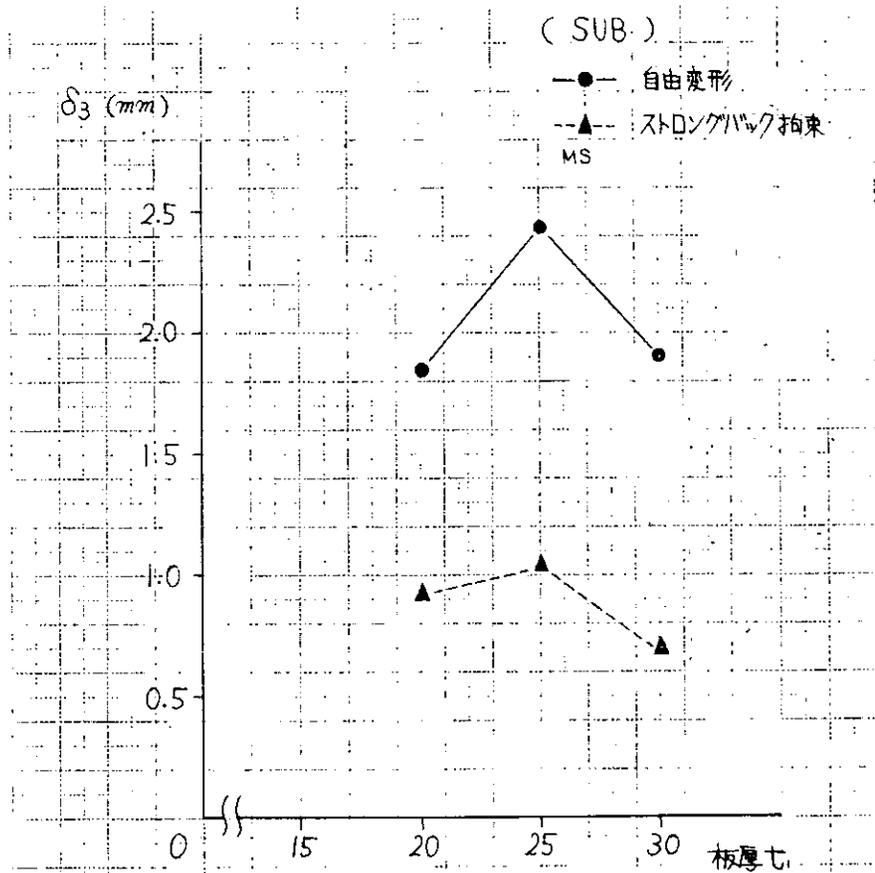


図 2.2.7.6 試験材の板厚  $t_1$  と中央位置における変形量  $\delta_3$  の関係

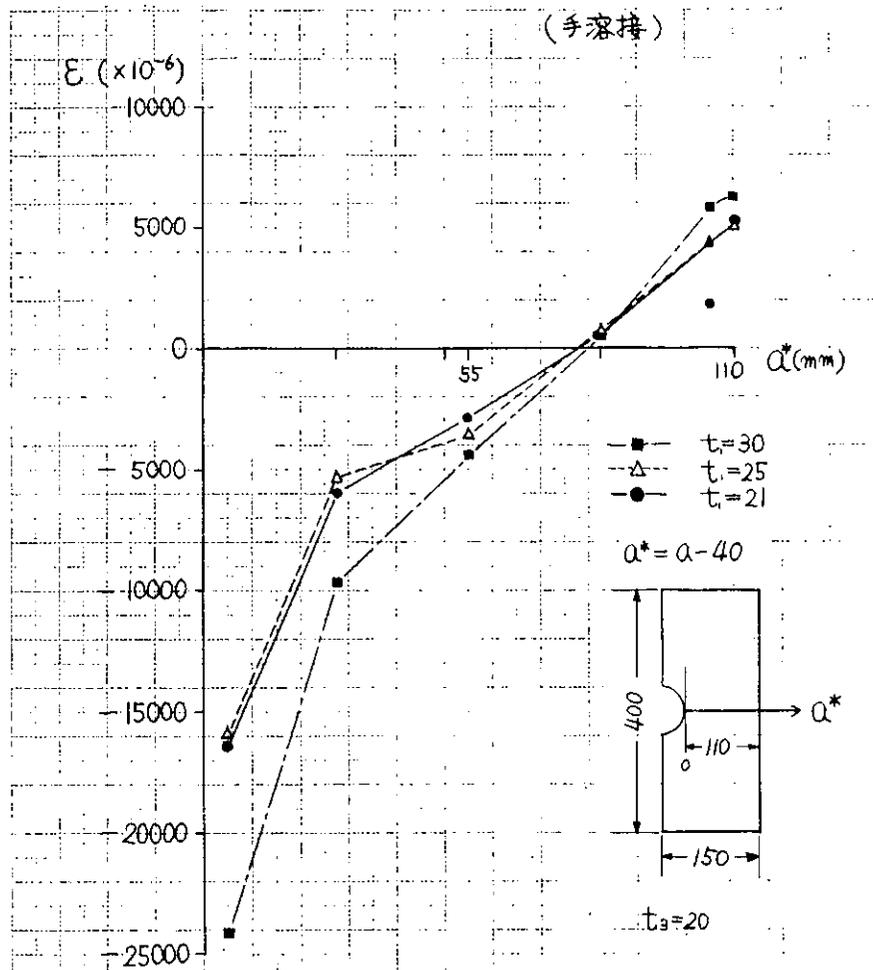


図 2.2.7.7 ストロングバックに生じる歪分布

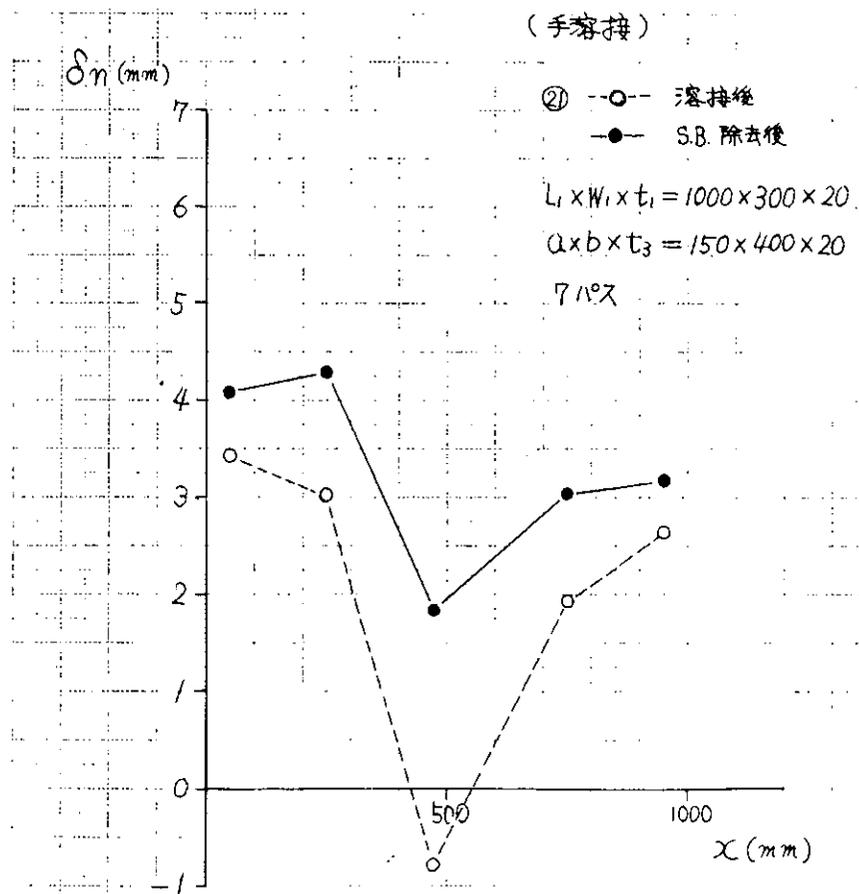


図 2.2.7.8 溶接後及びストロングバック除去後における変形状態の変化

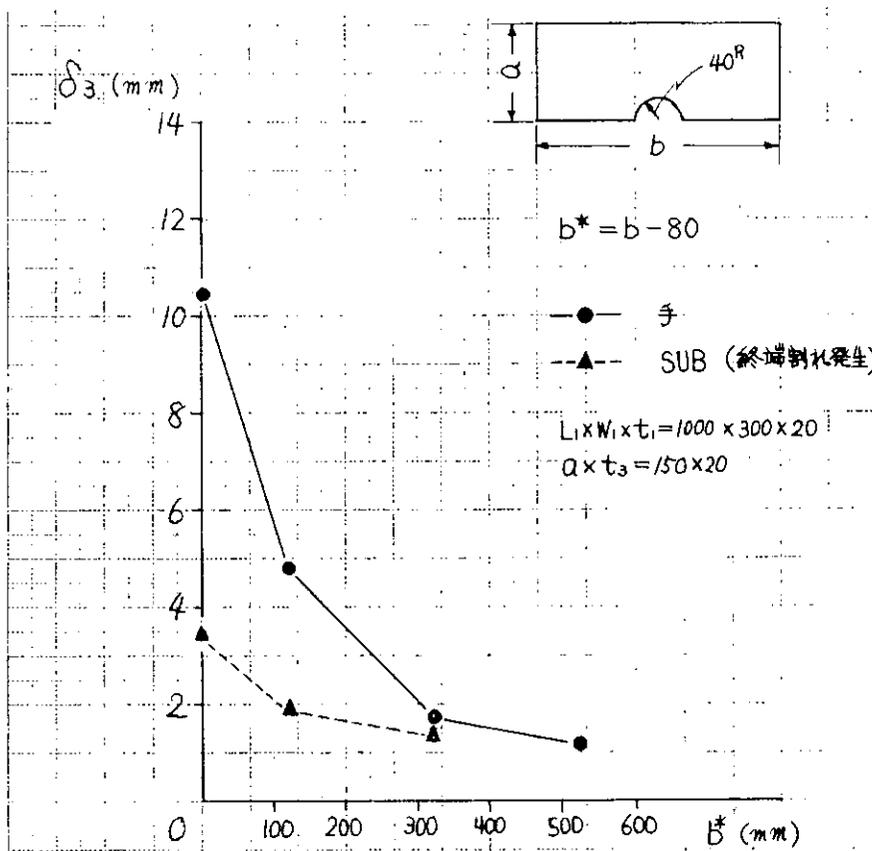


図 2.2.79 ストロングバックの有効長さ ( $b^*$ ) が変形量  $\delta_3$  に及ぼす影響

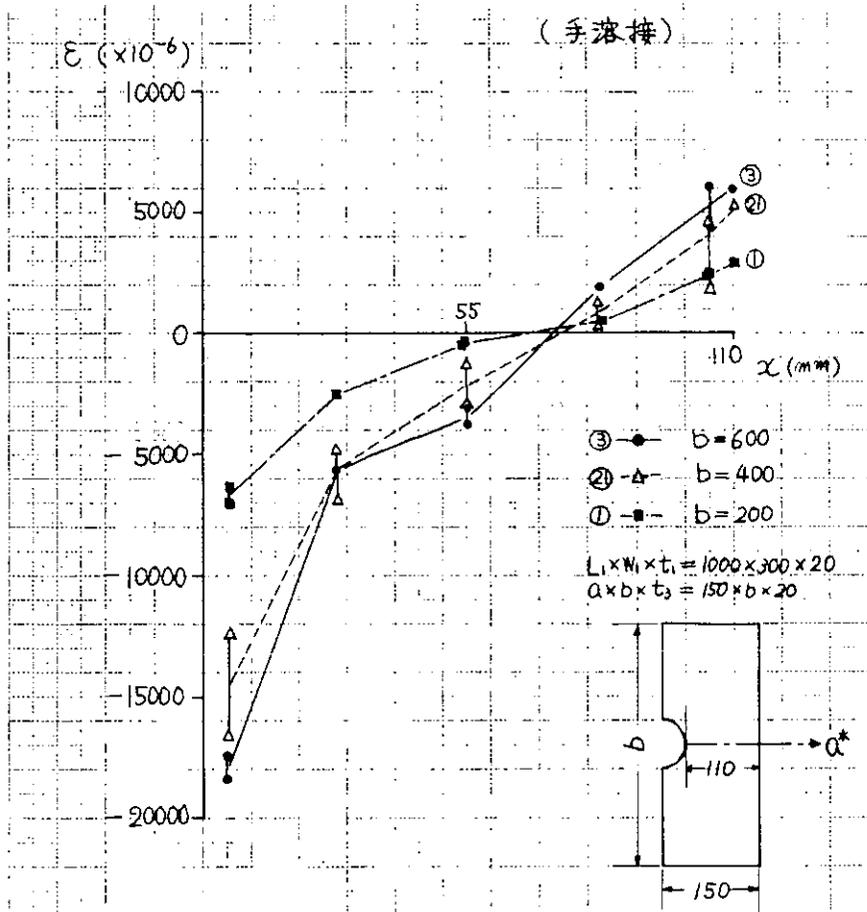


図 2.2.80  $b$  の異なるストロングバックに生じる歪分布

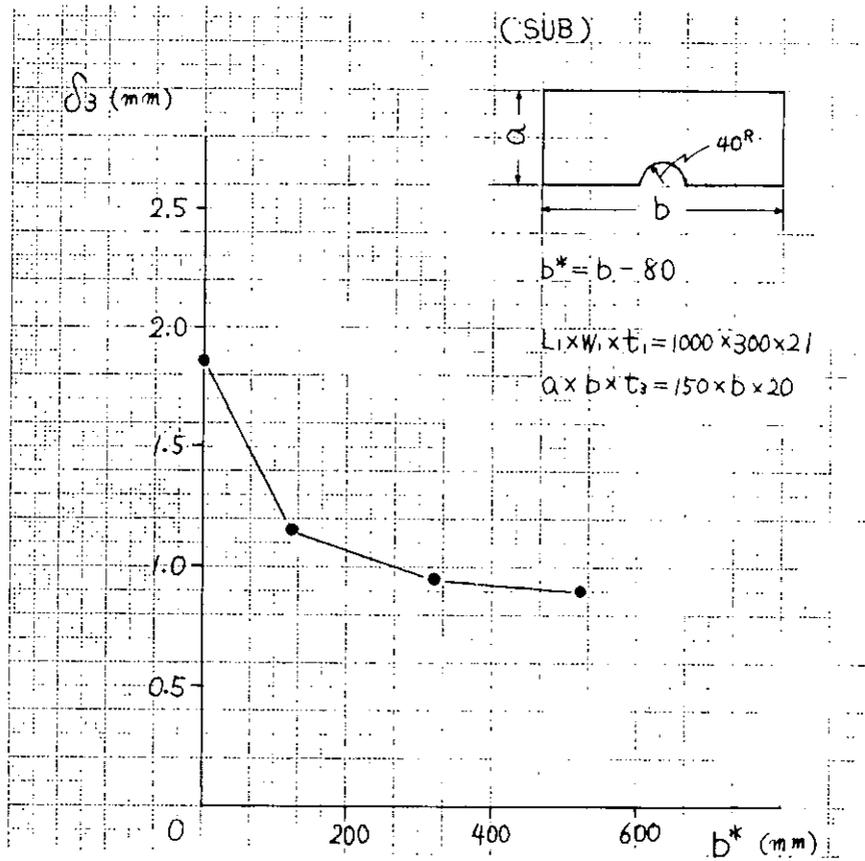


図 2.2.8.1 ストロングバックの有効長さ  $b^*$  が変形量  $\delta$  に及ぼす影響

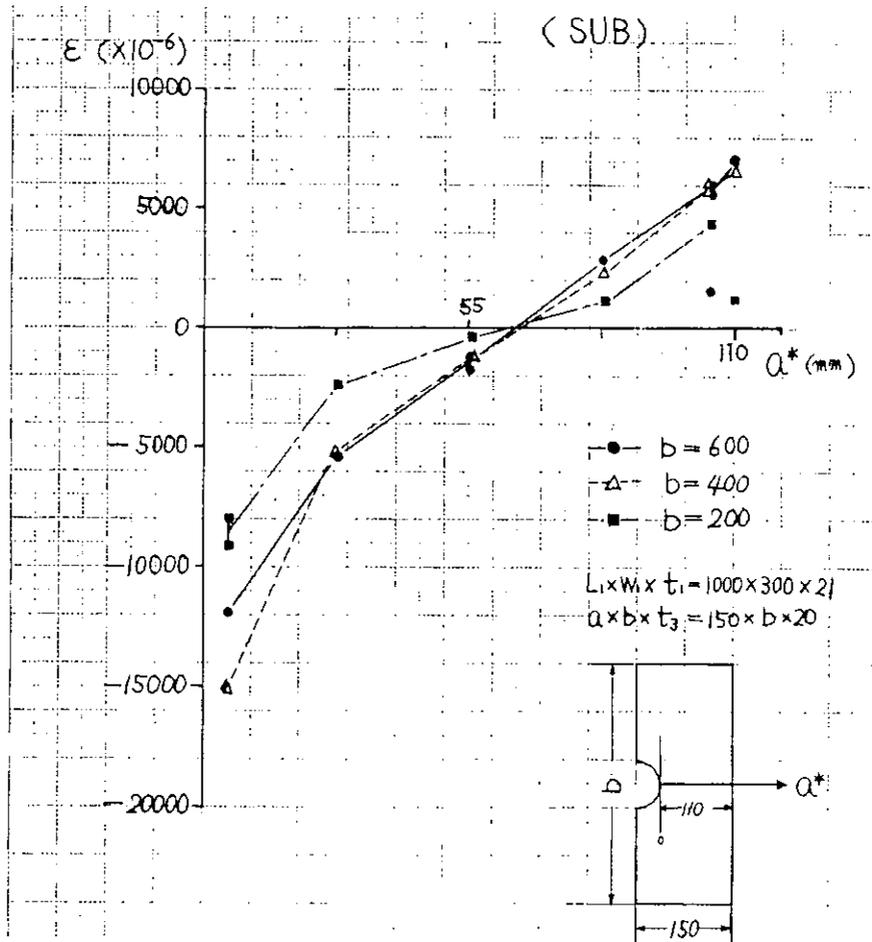


図 2.2.8.2  $b$  の異なるストロングバックに生じる歪分布

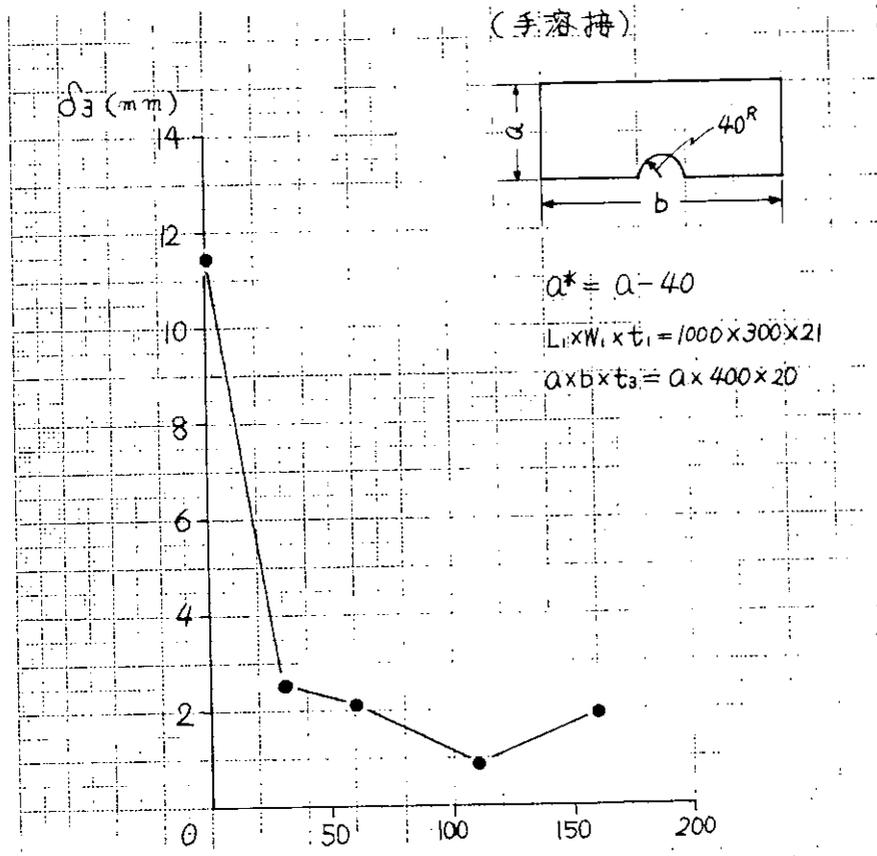


図 2.2.8.3 ストロンクバックの有効高さ ( $a^*$ ) が変形量  $\delta$  に  $a^*$  (mm) 及ぼす影響

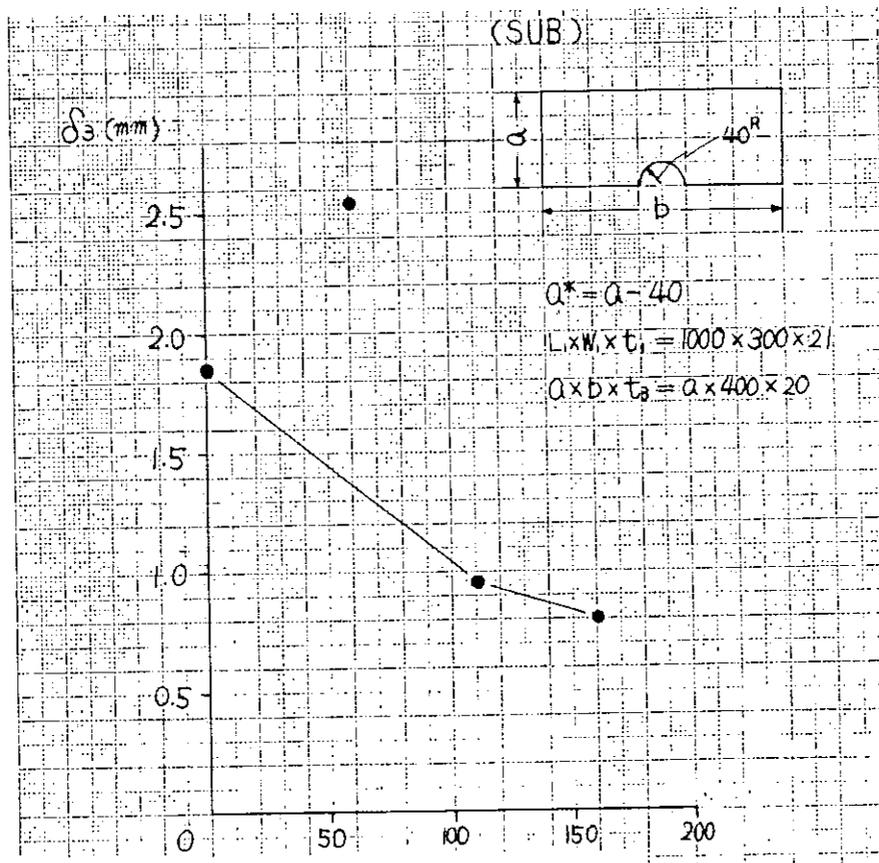


図 2.2.8.4 ストロンクバックの有効高さ ( $a^*$ ) が変形量  $\delta$  に  $a^*$  (mm) 及ぼす影響

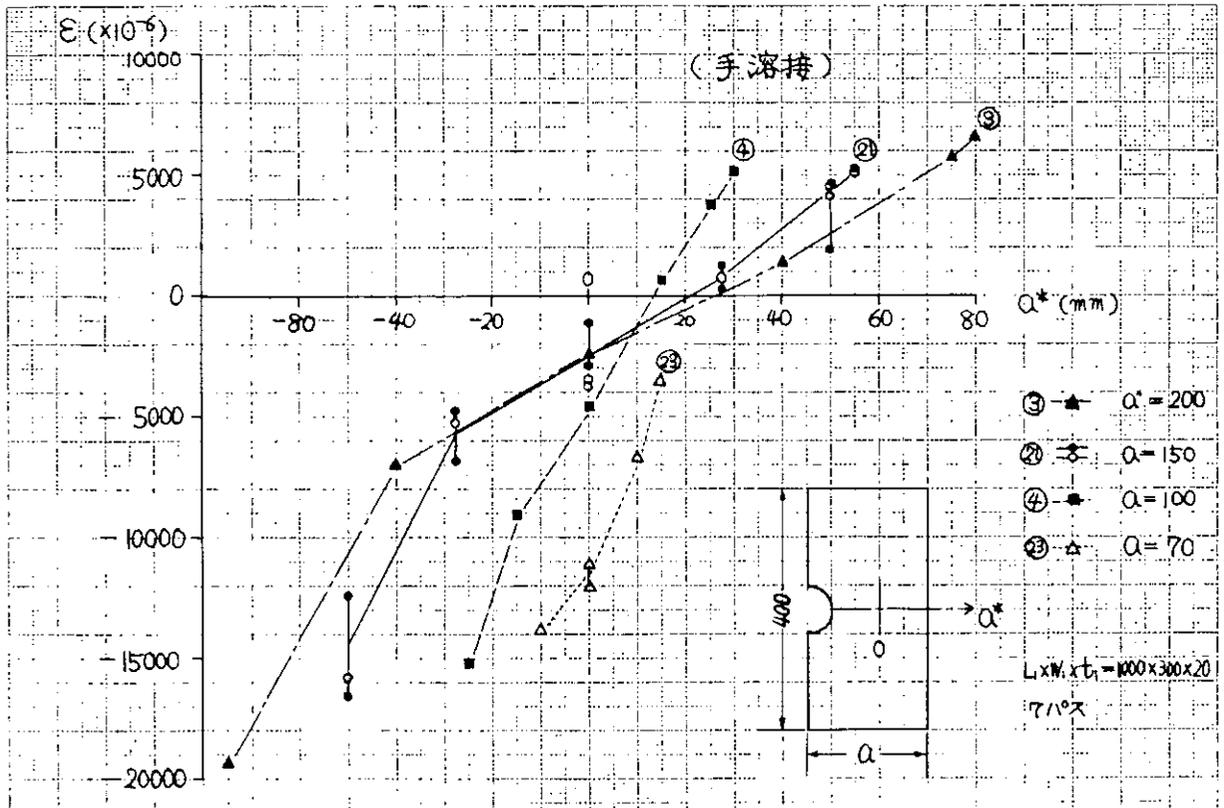


図 2.2.85 a の異なるストロングバックに生じる歪分布

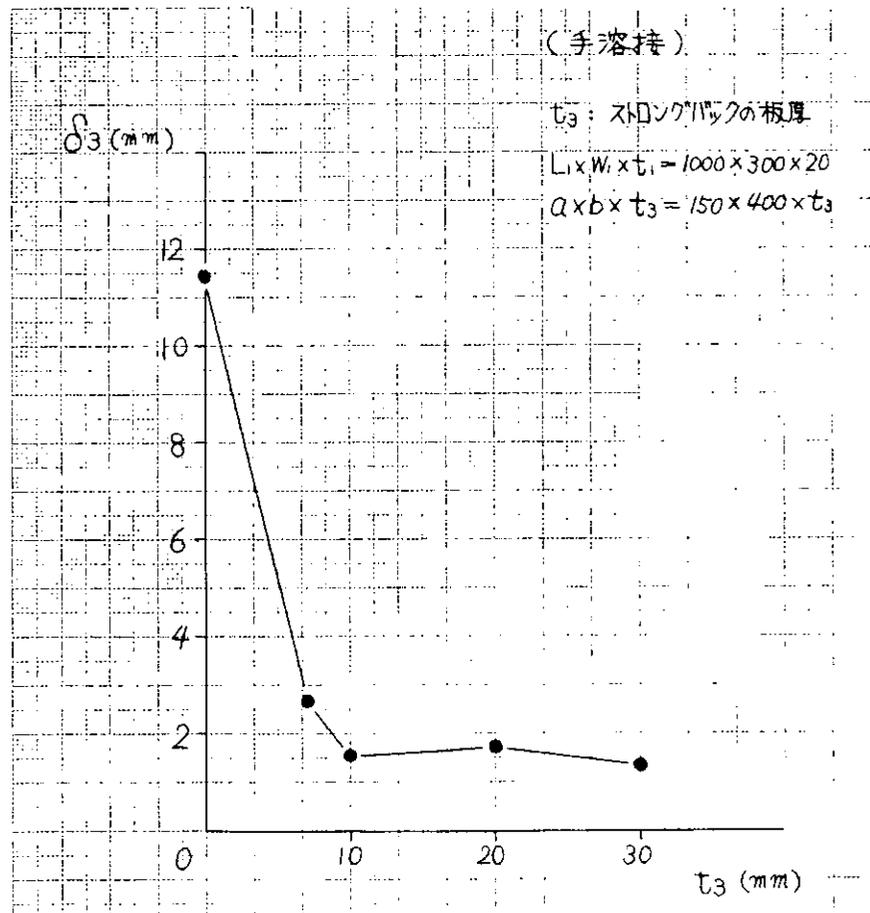


図 2.2.86 ストロングバックの板厚 ( $t_3$ ) が変形量に及ぼす影響

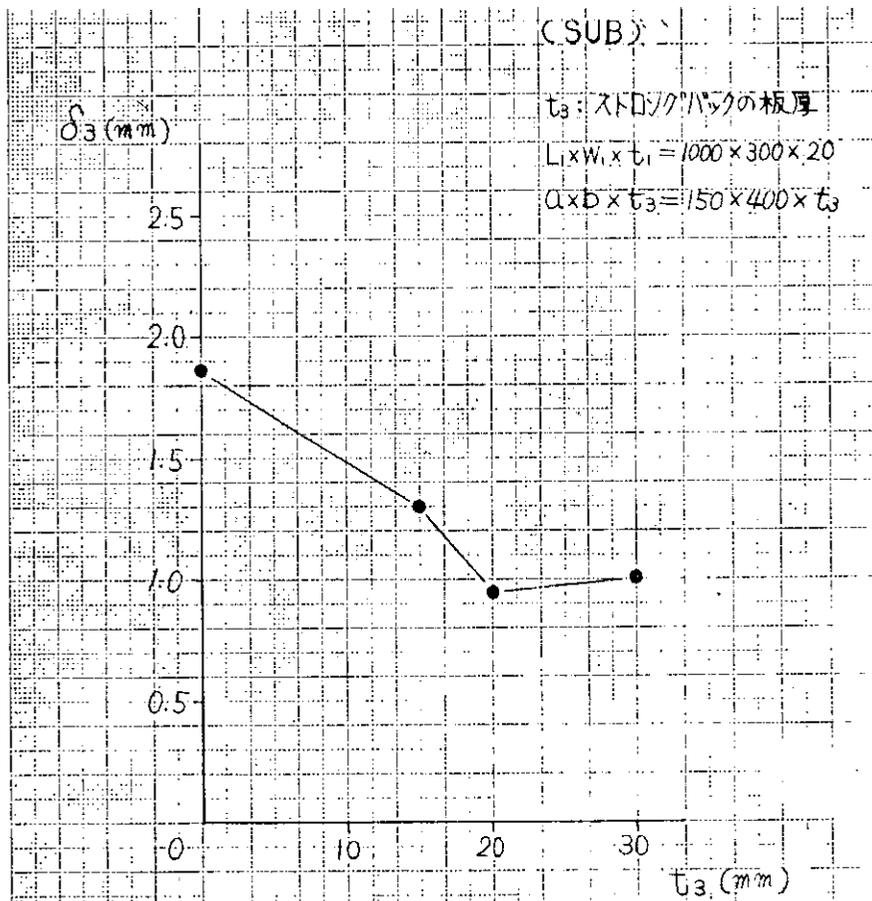


図 2.2.87 ストロンクバックの板厚が変形量に及ぼす影響

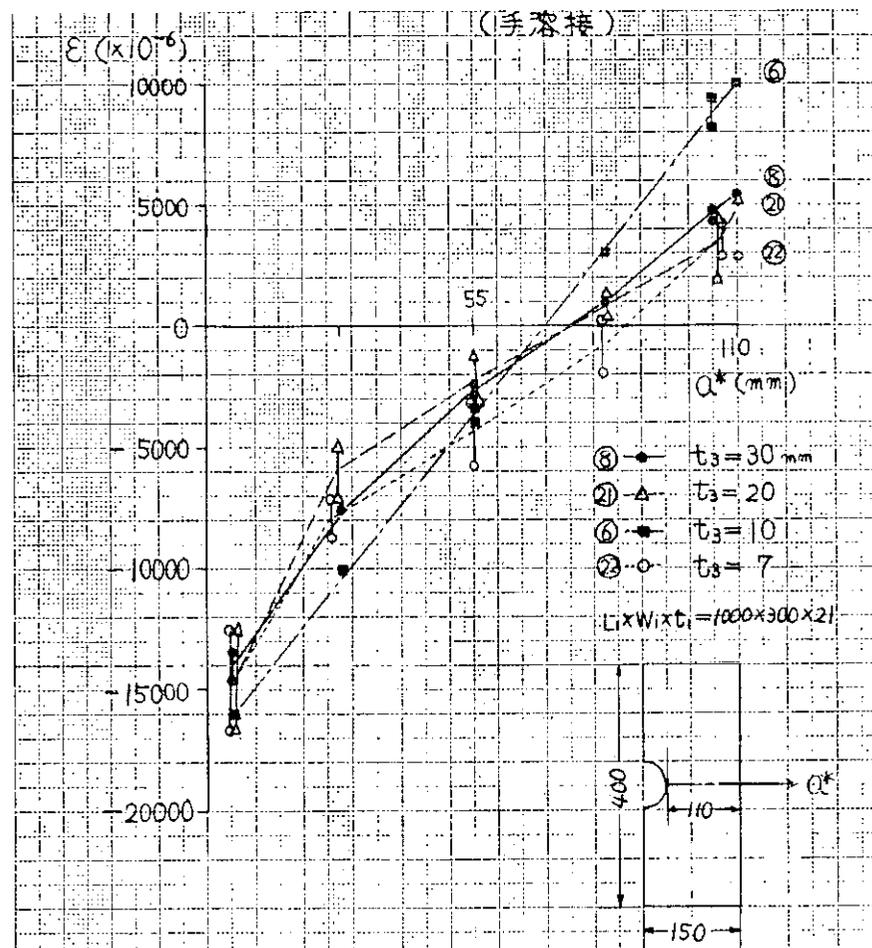


図 2.2.88  $t_3$  の異なるストロンクバックに生じる歪分布

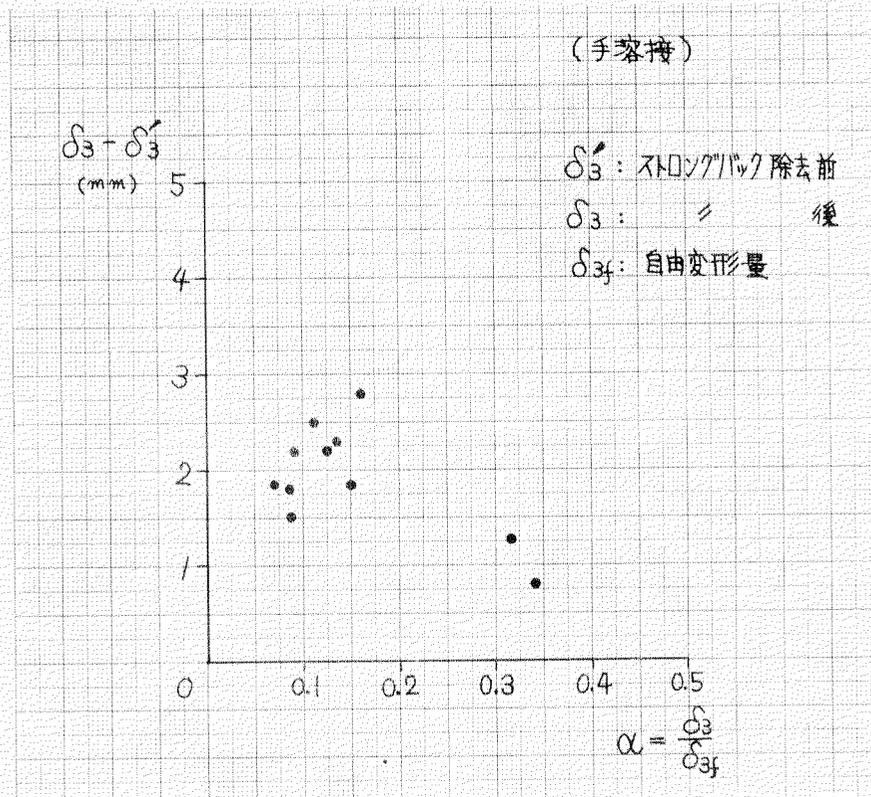


図 2.2.89 ストロンクバック除去前後の  $\delta$  のもどり量とパラメータ  $\alpha$  の関係

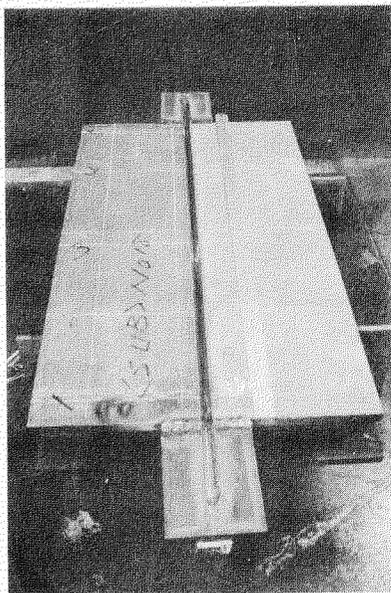


写真 2.2.19 SUBにおける溶接前の試験中

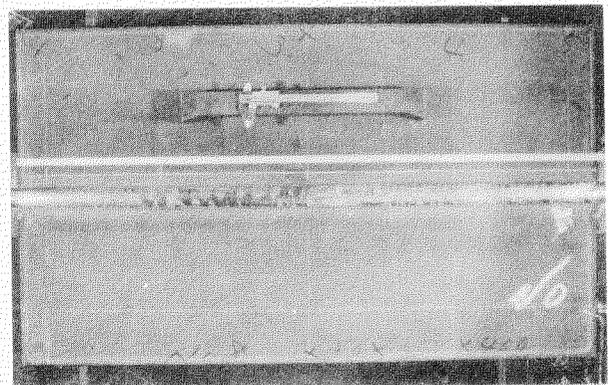


写真 2.2.20 SUBにおける溶接後の試験片と計測器具

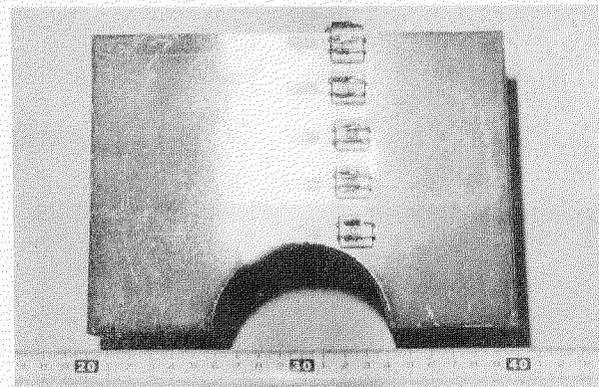
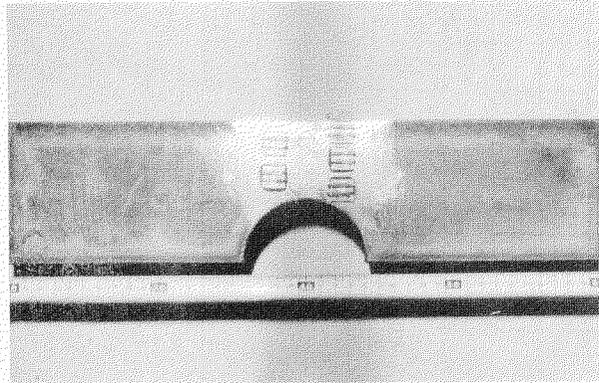
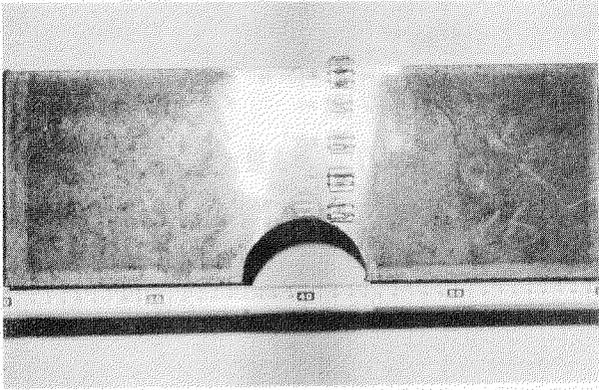


写真2.2.2.1 ストロングバック

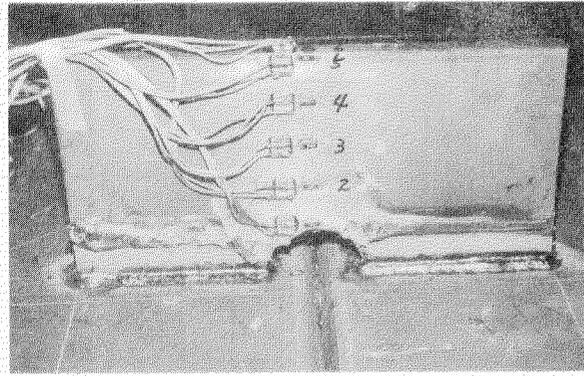


写真2.2.2.2 ストロングバックの取付状態

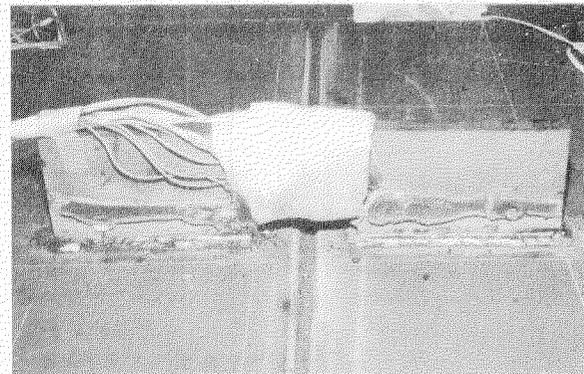


写真2.2.2.3 溶接中の状態

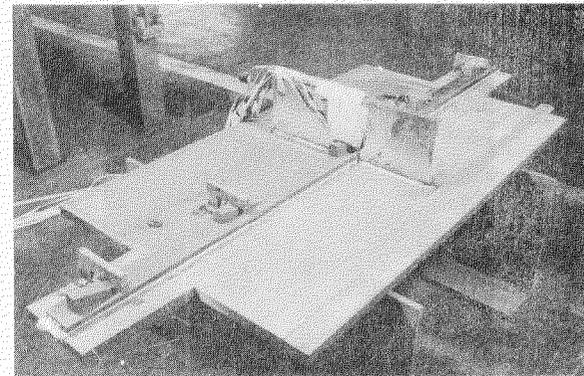


写真2.2.2.4 SUBにおけるストロングバックとバックの取付状態

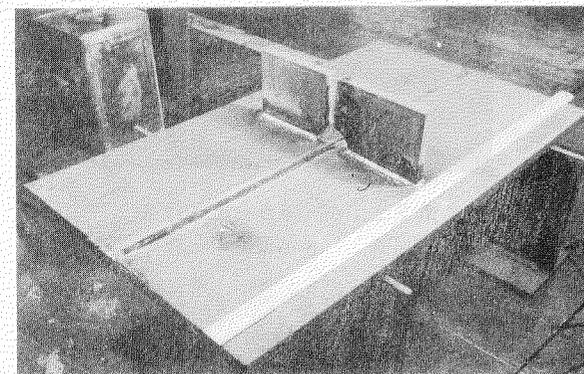


写真2.2.2.5 SUBにおけるストロングバック及びバックを焼き切った状態

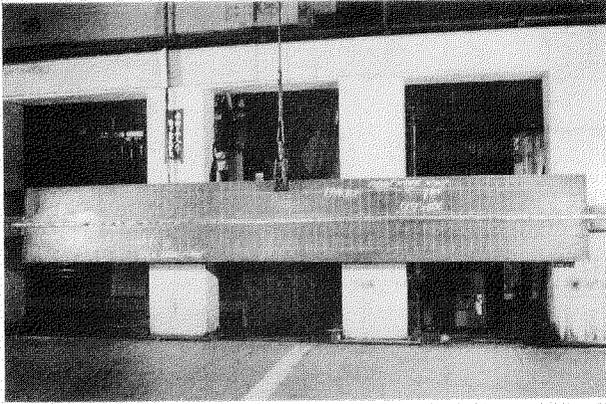


写真2.2.26 SUBにおける $L_1 = 4000\text{mm}$ の試験材

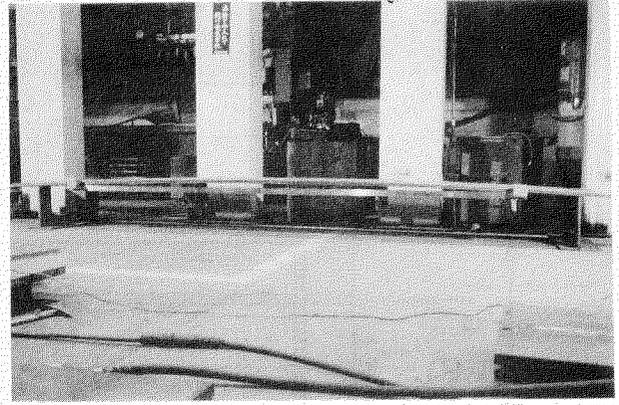


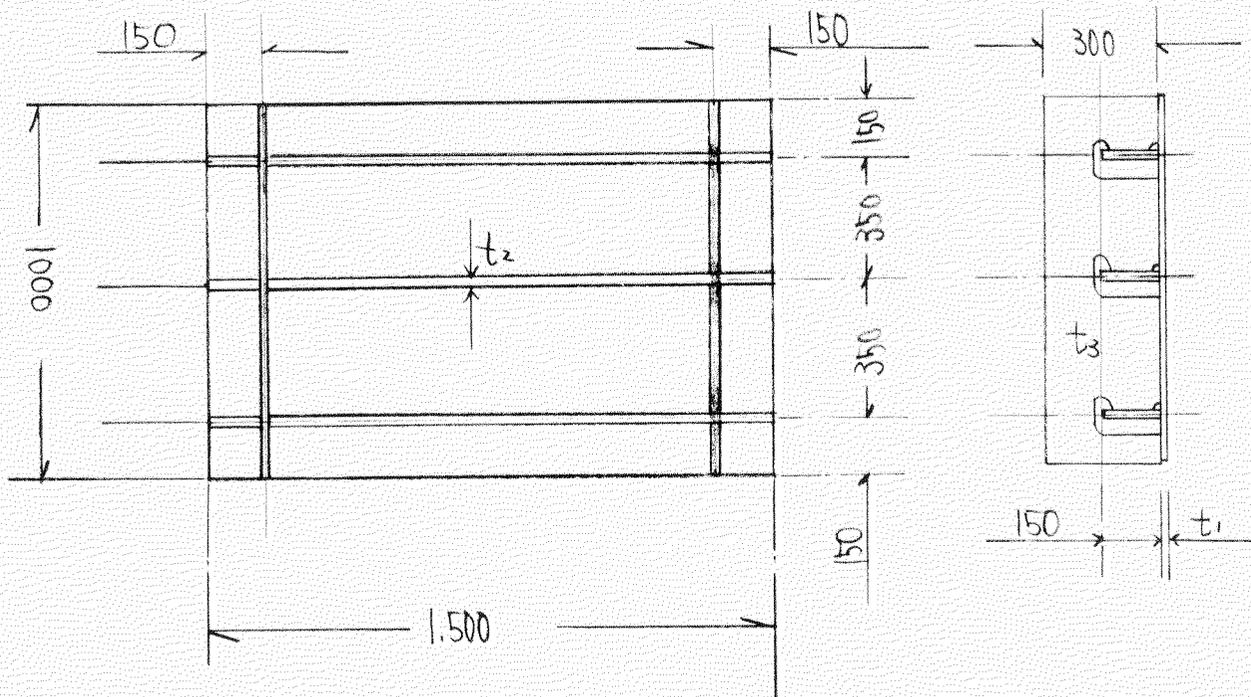
写真2.2.27 SUBにおける $L_p = 1333\text{mm}$  (バック2個)の場合の縦変形

### 2.2.5 実験シリーズNo 4 枠組方式およびロンジ先付方式で生じる歪の調査

#### (1) 供試材

№1モデル

スキンプレート 板厚 $t_1$ : 2.5.4 ロンジ板厚 $t_2$ : 3.5.0 トランス板厚 $t_3$ : 1.6.0



№2モデル

スキンプレート 板厚 $t_1$ : 1.8.0 ロンジ板厚 $t_2$ : 1.5.0 トランス板厚 $t_3$ : 1.6.0 他寸法はモデル1と同じ

№3モデル

スキンプレート 板厚1.2.7 ロンジ板厚 $t_2$ : 1.1.0 トランス板厚1.4.0

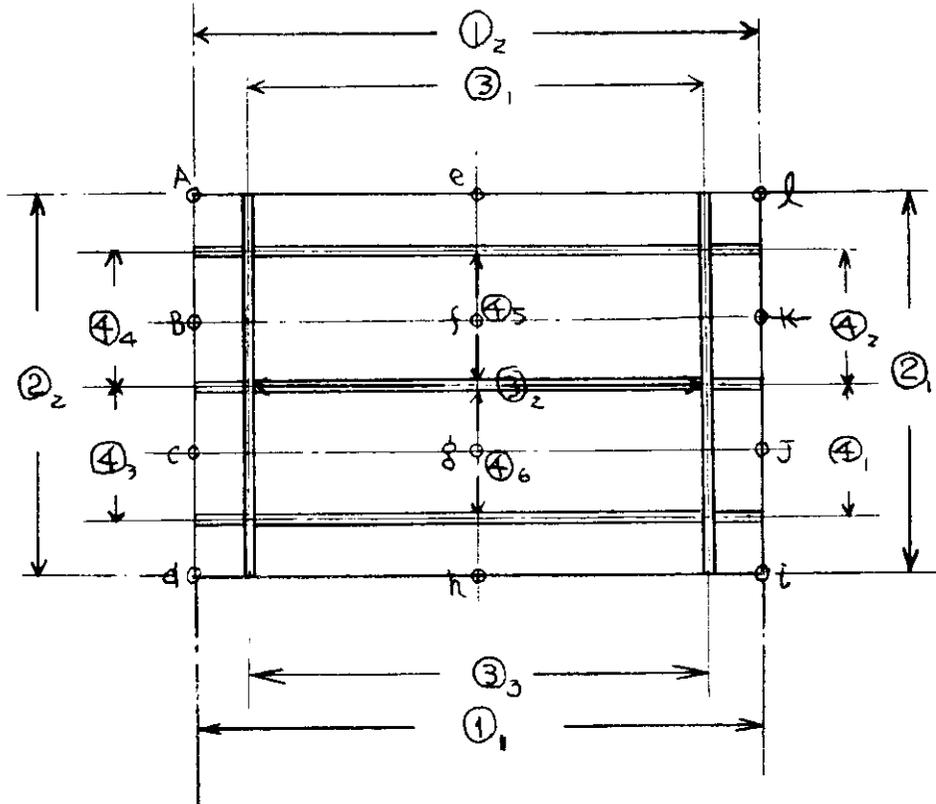
#### (2) 脚長および溶接条件

全脚長供 6mm

下向隅肉 K 8-3.0.0-5.5φ 270A 2.5V

立向隅肉 B-1.7-4.0φ 135A 2.5V

(3) 計測要領



A～lは、スキンプレートの高さ(歪)の変化を溶接前後で比較する。

①₁～④₆は長さの変化を溶接の前後で比較する。

計測治具はマグネットスタンド付ダイヤルゲージとコンベックスルールによつた。

(4) データシート

(mm)

	① <sub>1</sub>	① <sub>2</sub>	② <sub>1</sub>	② <sub>2</sub>	③ <sub>1</sub>	③ <sub>2</sub>	③ <sub>3</sub>	④ <sub>1</sub>	④ <sub>2</sub>	④ <sub>3</sub>	④ <sub>4</sub>	④ <sub>5</sub>	④ <sub>6</sub>	a	b	c	d	e	f	g	h	i	j	k	ℓ	
溶接前	1.503	1.503	1.000	1.000	1.201	1.197	350	350	352	350	349	351	350	5.00	5.41	5.20	5.25	5.00			4.90	5.44	4.95	4.20	5.00	ロンジ先付モデル1
後	1.502	1.503	1.000	1.000	1.204	1.203	349	350	351	350	347	348	348	5.30	4.53	5.53	7.31	5.68		7.67	9.66	5.64	5.09	8.39		
差	-1	0	0	0	+3	+2	-1	0	-1	0	-2	-3	-2	+0.30	-0.88	+0.33	+2.06	+0.68		+2.77	+4.22	+0.69	+0.89	+3.39		
前	1.502	1.503	1.000	1.000	1.196	1.193	348	349	352	349	350	349	352	5.14	5.03	5.00	4.85	5.00		5.50	5.60	4.85	5.00	5.00	5.00	枠組モデル1
後	1.500	1.503	999.1	1.000	1.201	1.194	349	351	351	350	350	347	352	4.92	6.56	6.30	6.80	5.57		7.15	6.54	5.86	6.28	5.69		
差	-2	0	-0.9	0	+5	+1	+1	-1	-1	+1	0	-2	0	-0.22	+1.53	+1.30	+1.95	+0.57		+1.65	0.94	1.01	1.28	0.69		
前	1.498	1.498	1.000	999	1.200	1.204	352	349	349	350	349	348	350	5.10	5.00	5.25	5.05	5.09		5.00	4.61	5.26	5.09	5.20	5.20	ロンジ先付モデル2
後	1.497	1.498	999	999	1.204	1.207	349	349	353	349	345	349	349	8.41	6.51	5.85	9.19	6.44		9.45	9.18	5.00	6.37	8.95		
差	-1	0	-1	0	+4	+3	-3	-1	+4	-1	-4	+1	-1	+3.31	+1.51	+0.60	+4.14	+1.35		+4.45	+4.57	-0.26	+1.28	+3.75		
前	1.500	1.498	998	998	1.198	1.198	349	349	349	350	349	349	349	3.04	3.01	3.00	2.95	3.10		2.80	3.52	3.05	4.00	3.52	3.52	枠組モデル2
後	1.499	1.498	997	998	1.197	1.197	349	349	349	350	348	348	349	3.40	4.17	4.30	3.72	6.56		4.91	6.06	3.76	6.22	5.45		
差	-1	0	-1	0	-1	-1	0	0	0	0	-1	-1	0	+0.36	+1.16	+1.30	+0.77	+3.46		+2.11	+2.54	+0.71	+2.22	+1.93		
前	1.499	1.500	999	998	1.198	1.197	350	350	350	350	350	350	349	3.00	2.50	2.90	3.30	2.95		3.11	3.06	3.38	2.82	3.00	3.00	ロンジ先付モデル3
後	1.498	1.499	999	998	1.193	1.194	349	351	351	350	348	351	348	6.37	5.58	5.44	5.03	2.85		7.89	4.31	5.44	5.25	4.66		
差	-1	-1	0	0	-5	-3	+1	+1	+1	0	-2	+1	-1	+3.37	+3.08	+2.54	+1.73	-0.10		+4.78	+1.25	+2.06	+2.43	+1.66		
前	1.500	1.500	999	998	1.203	1.204	348	349	348	351	349	350	348	3.00	3.24	3.20	3.20	3.10		3.04	3.41	3.30	3.10	3.01	3.01	枠組モデル3
後	1.500	1.500	998	998	1.204	1.204	348	349	348	350	349	349	348	3.71	4.68	4.73	4.79	6.03		6.95	3.31	4.65	5.92	4.72		
差	0	0	-1	0	+1	0	0	0	-1	0	0	-1	0	+0.71	+1.44	+1.53	+1.59	+2.93		+3.91	-0.10	+1.35	+2.82	+1.71		

(5) 解説

- (a) ①<sub>r</sub> ~ ④<sub>e</sub> はBLOCKの長さ寸法の変化を示す。符合マイナスはその収縮を示し、プラスは伸びを示す。  
 同じくa ~ lはスキンプレート各部の凹凸歪を示し、マイナスは反骨面方向に曲つた場合を示し、プラスは骨面方向への歪を示す。
- (b) ロンジ先付、枠組、両工法は衆知のこととして溶接方法は略す。
- (c) 供試材の温度管理は十分な空冷時間を取り行なつた。

(6) 考察

- 一本実験結果から両方式の歪量の大小を判断するのは多少困難であるが、大体のことが言えよう。
- イ) ブロック端部の上下方向歪に関しては、ロンジと直角な端部での変形では、ロンジ先付のほうが大きい。
- ロ) ブロック全寸法の縮み代は、モデル2および3では、ロンジ先付のほうが大きい。
- しかし、この歪の問題で、両工法の総合的比較はできないことは言うまでもなく、各工程の省力装置導入のためや、各工場のレイアウトおよびその方針により定まるのであるという現場部門の意見を付け加えておく。

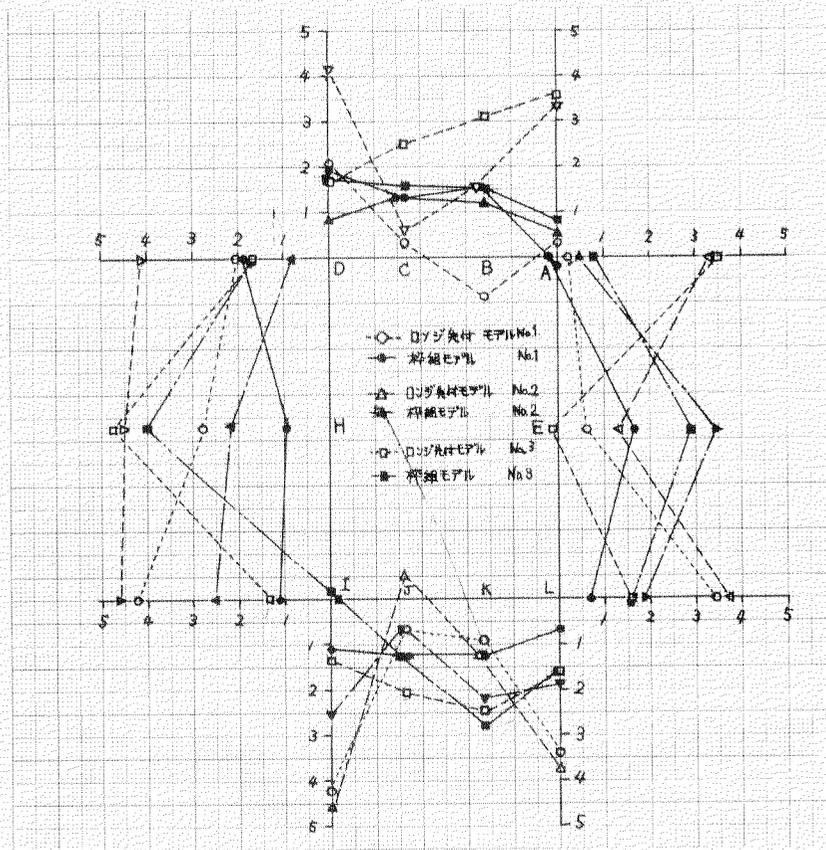


図 2.2.9 0 ロンジ先付方式および枠組方式におけるスキンプレートの歪

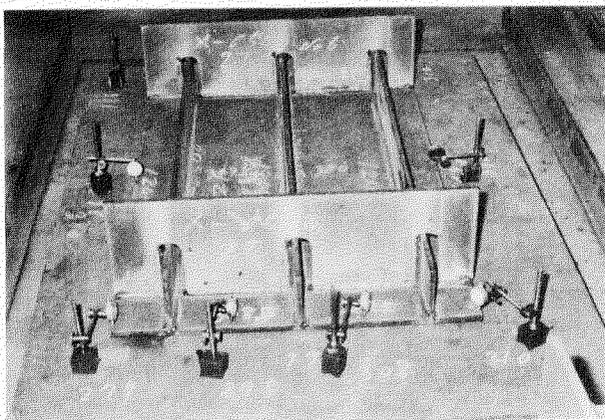


写真 2.2.2 8

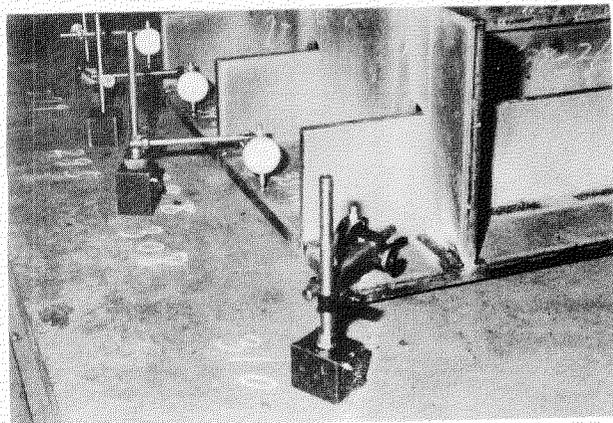


写真 2.2.2 9



写真 2.2.3.0

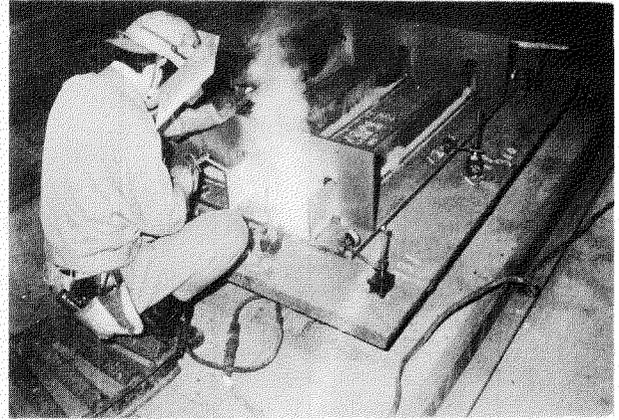


写真 2.2.3.1

## 謝 辞

この研究を報告するに当つて、大阪大学の佐藤教授に数々の助言とご指導を賜り、ここに深く感謝の意を表します。

## 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「やせ馬歪み」と呼ばれており、歪によつ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、意見を異にする場合があつた。

現在、このやせ馬歪みは、日本鋼船工作法精度標準(JSQS)により許容限界を規定されているが、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、予備実験のため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を行なう。また、外観による歪量が肉眼判定に影響を及ぼす外的条件—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行ない、本実験のための検討を行なう。

### 2.3.2 予備調査

#### (1) 光学的手法について

ステレオカメラの感度

$h$  は、 $\gamma = P_1 P_2 - q_1 p_2$  に関係し

$$h = \frac{\text{焦点より像面までの距離}}{\text{撮影基線}} \times \frac{\text{焦点より物体の距離}(L)}{F} \times \gamma$$

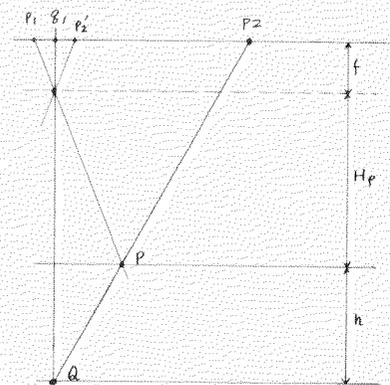
$\gamma$  は視差差  $F$  は焦点距離

ゆえに、光学的な計算によれば

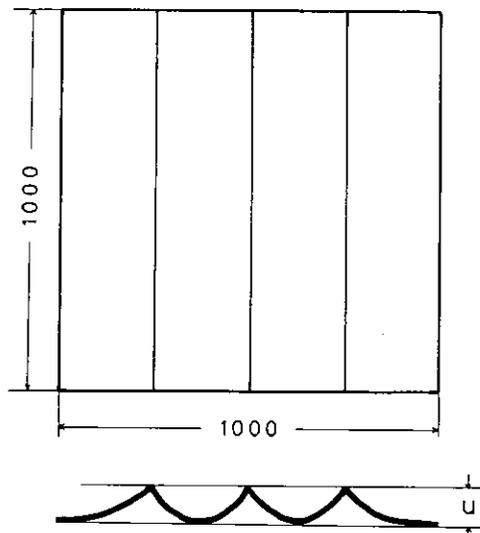
$h$  は読み取りで、歪量の高さを2mmまでの感度は保持された。

#### (2) 肉眼判定について

予備実験を実施するにあたり、肉眼判定に影響すると思われる要因を調査するため、ペイントの光沢度高さ方向と水平方向での光源位置の変化および照度について、簡単な実験を直交配列にしたがつて実施し、分散分析した結果、光沢度、水平方向への光源位置の変化および照度については、有意差あり(危険率5%あるいは1%)と判定され、また、光源位置の高さ方向への変化の影響は、有意差なし(危険率5%)を判定された。これは、試験体パネル面の歪が水平方向に図2.3.1のように作られており、高さ方向に光源と移動させてもパネル面上に陰影の差が生じないことによるものである。



以上の予備調査をもとに、ペイントの光沢度、光源位置、照度についてより詳細な予備実験を実施した。



試験体 NO.	1	2	3	4	5
つやあり試験体 歪み $u$	0 <sub>mm</sub>	1.5	3	3.5	6.5
つやなし試験体 歪み $u$	0	0.7	2.7	3	4.5

図 2.3.1 実パネルの大きさ

### 2.3.3 予備実験

#### (1) ステレオカメラによる歪量の測定

実験方法として、被測定パネルは、光沢度の相違のある、つやあり、つやなしのパネルとパネル表面に、厚紙により任意な歪量をつけた歪体とする。厚紙測定パネル表面での60度鏡面光沢度は6.1である。

測定要領は図 2.3.2 に示すようなステレオカメラ、被測定パネルによつて写真撮影する。図 2.3.3 に示すステレオカメラによつて撮影された写真を立体視する再生装置に入れ定量する。

再生装置による歪量の定量は、高さ測定目盛板に設けられたX字形の高さ測定マークが、立体視すると階段上に見える(1目盛の差2mm)高さ測定の定規となるように設計されており、そのマークと写真上の歪みとを対応させて、歪量を定量するのである。

なお、ステレオカメラと再生装置を写真 2.3.1 と 2.3.2 に示す。

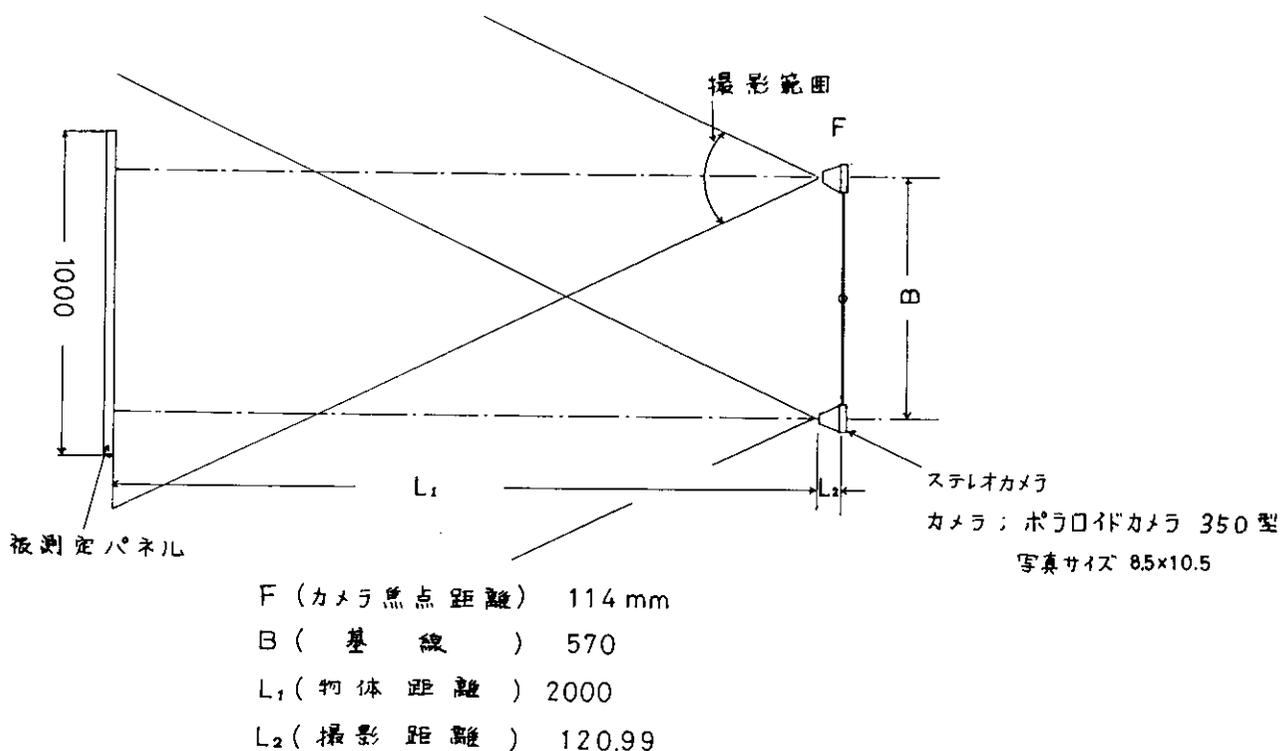


図 2.3.2 ステレオカメラと被測定パネルの配置

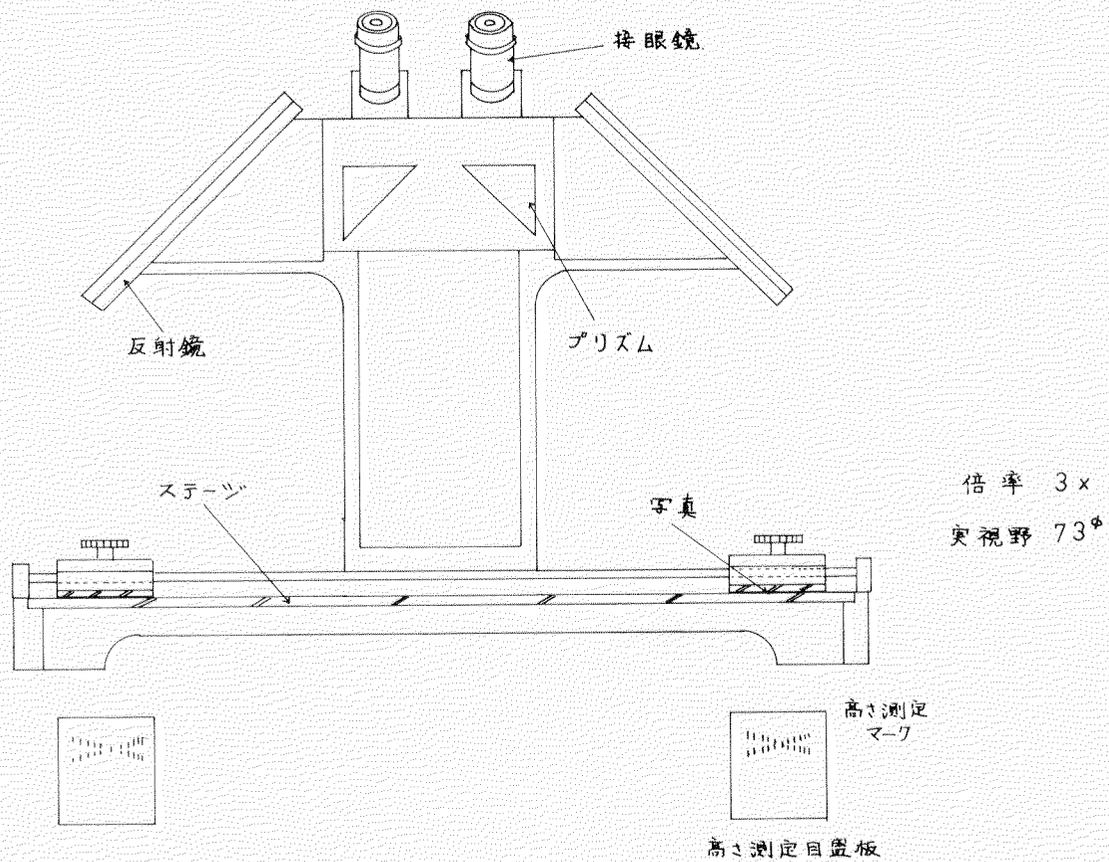


図 2.3.3 反射式実体再生装置 (図化機)

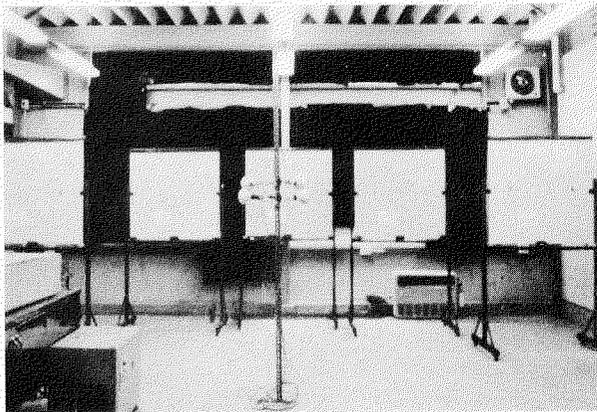


写真 2.3.1 試験体パネル配置図

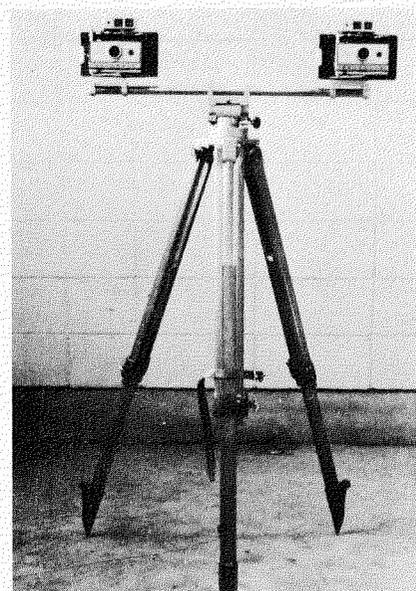


写真 2.3.2 ステレオカメラ

(2) 肉眼判定試験

試験方法として、肉眼判定試験における試験体パネル、光源の配置および被試験者の観察位置を図 2.3.4 に示す。光源と試験体パネルの距離は、3 m、被試験者は、試験体パネルより 2 m の距離で歪量を判定し、図 2.3.5 に示すアンケート用紙に記入した。

各パネルの明るさは、パネル中央で同照度となるように光沢位置を調節した。また、試験体パネルおよび歪の寸法は図 2.3.1 の如くである。試験体パネルの表面状態は、船の上部構造の仕上ペイントとして使用される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 3.4.2 (つやありペイント)

〃 2.5.4 (つやなしペイント)

である。なお、今回行なった肉眼判定試験要因は

・60° 光沢度 ・光源位置 ・照度 ・職種

についてである。また、試験体パネルの配置の様子を写真 2.3.3 に示す。

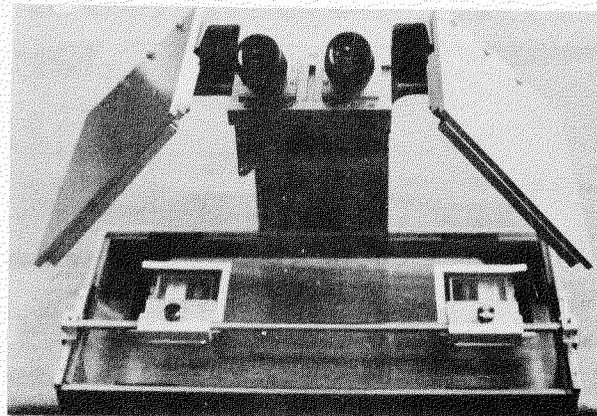


写真 2.3.3 再生装置

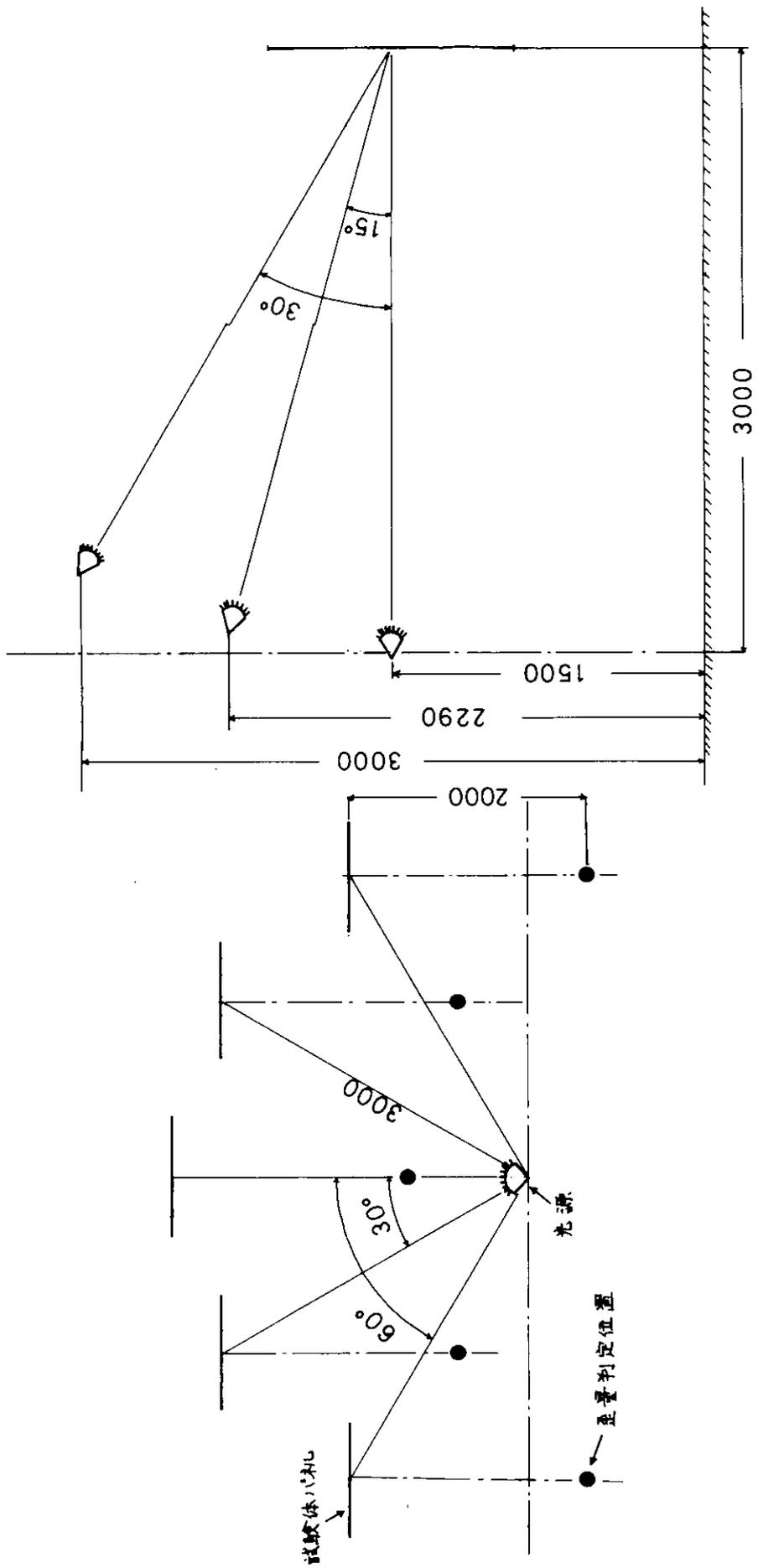


図2.3.4 試験体および光源配置図

氏名		試験法
No.	歪量判定テスト	感覚テスト
1		1 歪が大き目立つ 2 歪があると感ずる 3 歪がないと感ずる
2		1 2 3
3		1 2 3
4		1 2 3
5		1 2 3

図 2.3.5 肉眼判定試験アンケート用紙

### 2.3.4 実験結果

#### (1) ステレオ式による結果

未知な歪量のパネル  $u$ 。(実歪み)を、ステレオカメラにより光源位置を、 $0^\circ$ 、 $30^\circ$ 、 $60^\circ$  に変えて測定した結果  $u$  (計測値)を、図 2.3.6、2.3.7、2.3.8 に示す。グラフ中、○印は厚板により作られた未知な試験体であり、▲、◆印は、実パネルの試験体であり、その結果を熟練した判定者が判定した結果である。

$u$  と  $u_0$  を回帰分析すると、それぞれ 1 次の回帰性があり、ステレオカメラにより未知な歪みパネルの歪み測定が可能である。

光源位置角度  $0^\circ$  および  $30^\circ$  において、つやなしパネルの写真を撮影した結果、写真上に歪みを写すことができ歪量 0 と読み取っている。これは、肉眼判定の場合の光源位置  $0^\circ$  で、歪量 0 と判定した結果と同様である。

実歪パネルと任意の歪み体で、光源位置角度  $0^\circ$ 、 $30^\circ$ 、 $60^\circ$  で撮影した様子を、写真 2.3.4 ~ 2.3.12 に示す。

これらを再生装置にかけると立体視できる。また、図 2.3.6 ~ 2.3.8 の中には 95% 信頼区間が破線で示すが、これら、ステレオカメラの精度と考えるとよいから、測定精度  $\pm 6 \mu m$  となる。

光源位置角度の  $u/u_0$  の関係は図 2.3.9 に示す通り、光源位置角度が、 $0^\circ$ 、 $30^\circ$  のように小さい場合、歪量の判定が小さくなる傾向がある。一方、光源位置角度が  $60^\circ$  になると、 $u/u_0 = 1$  となり、物理的な測定条件を満たすようになる。

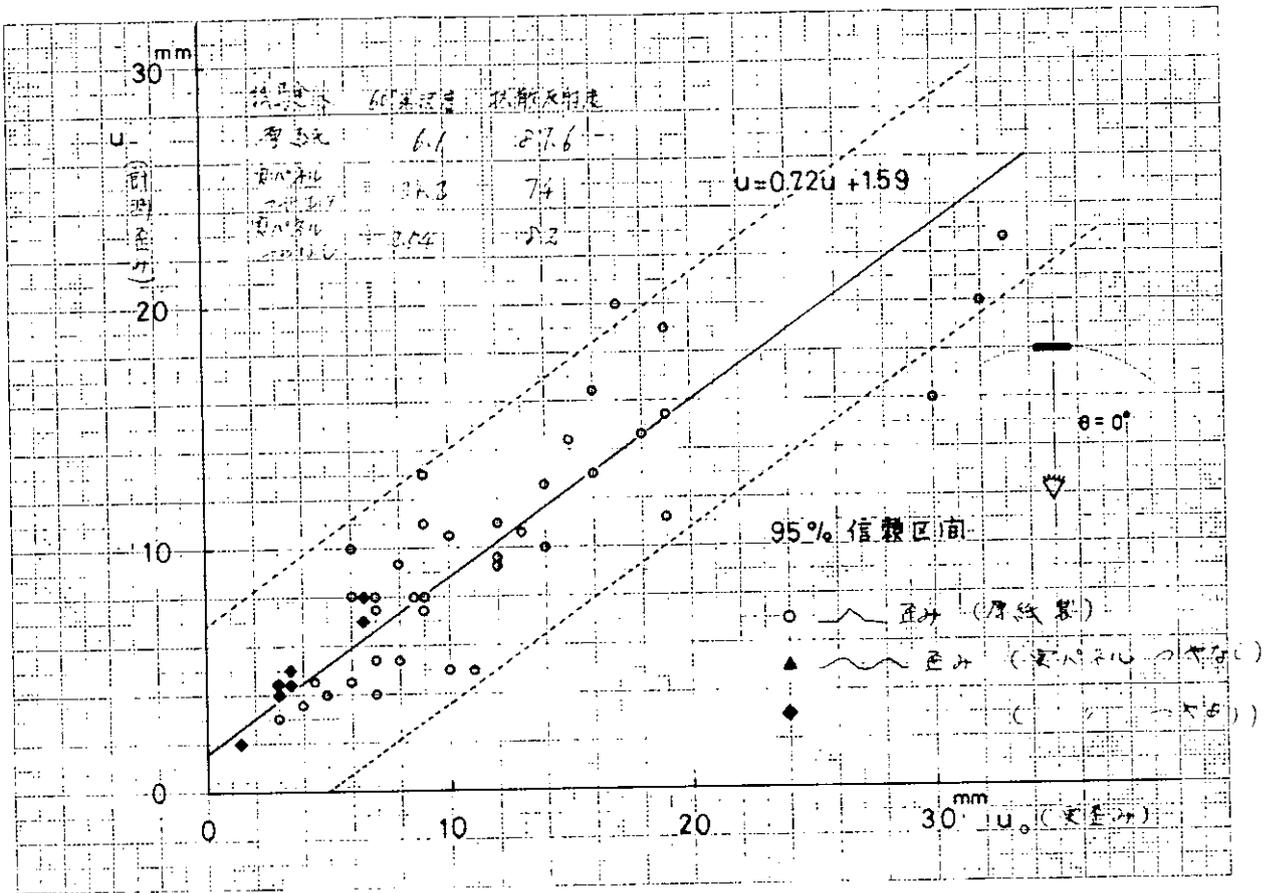


図 2.3.6 ステレオカメラ計測結果

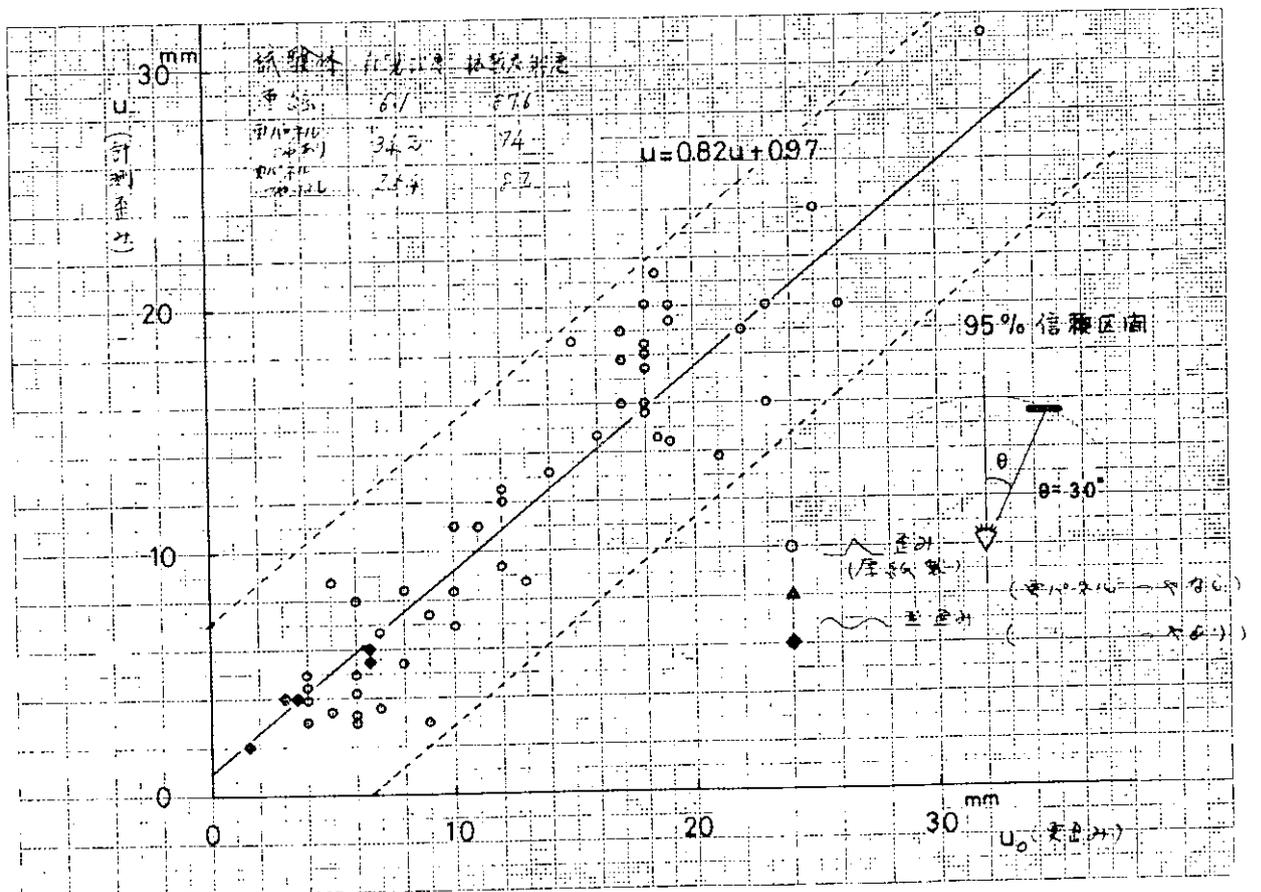


図 2.3.7 ステレオカメラ計測結果

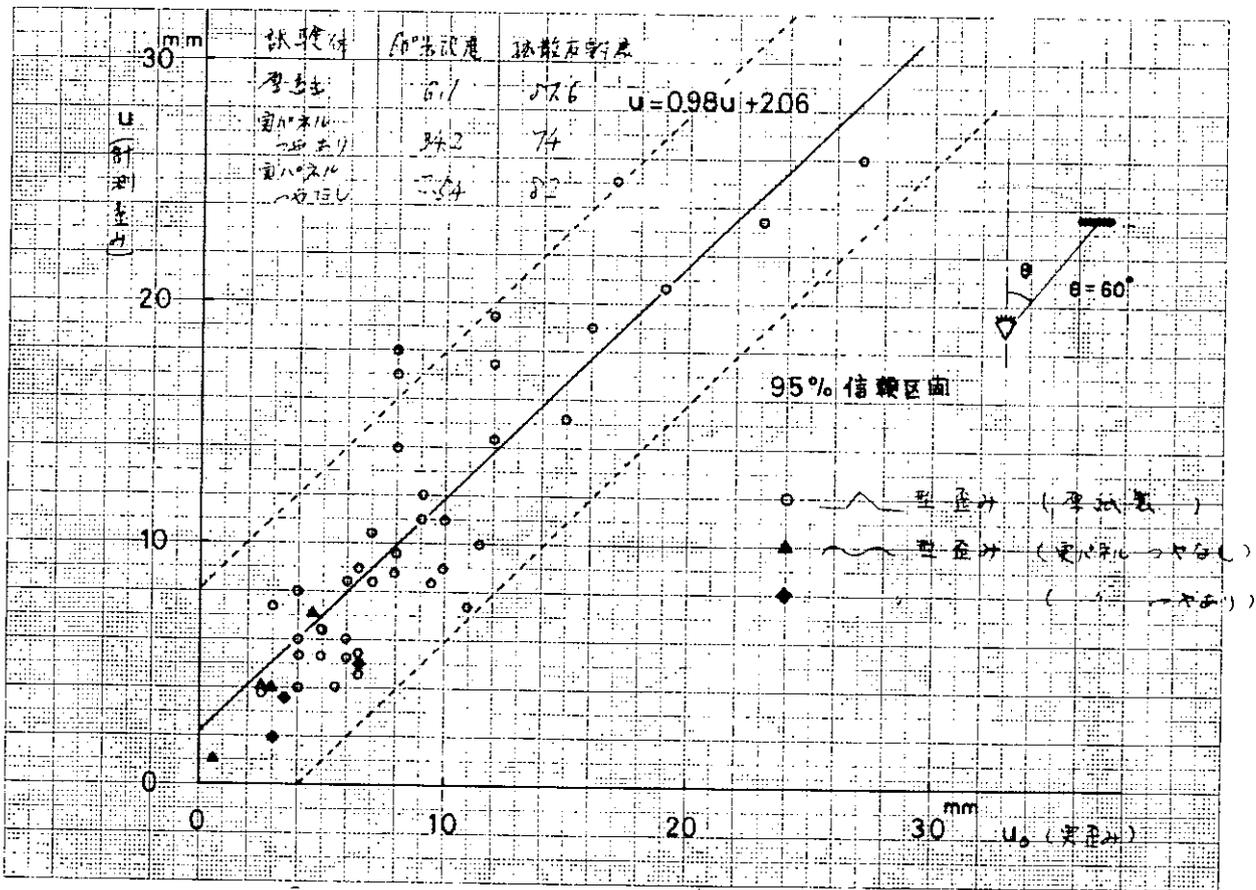


図 2.3.8 ステレオカメラ計測結果

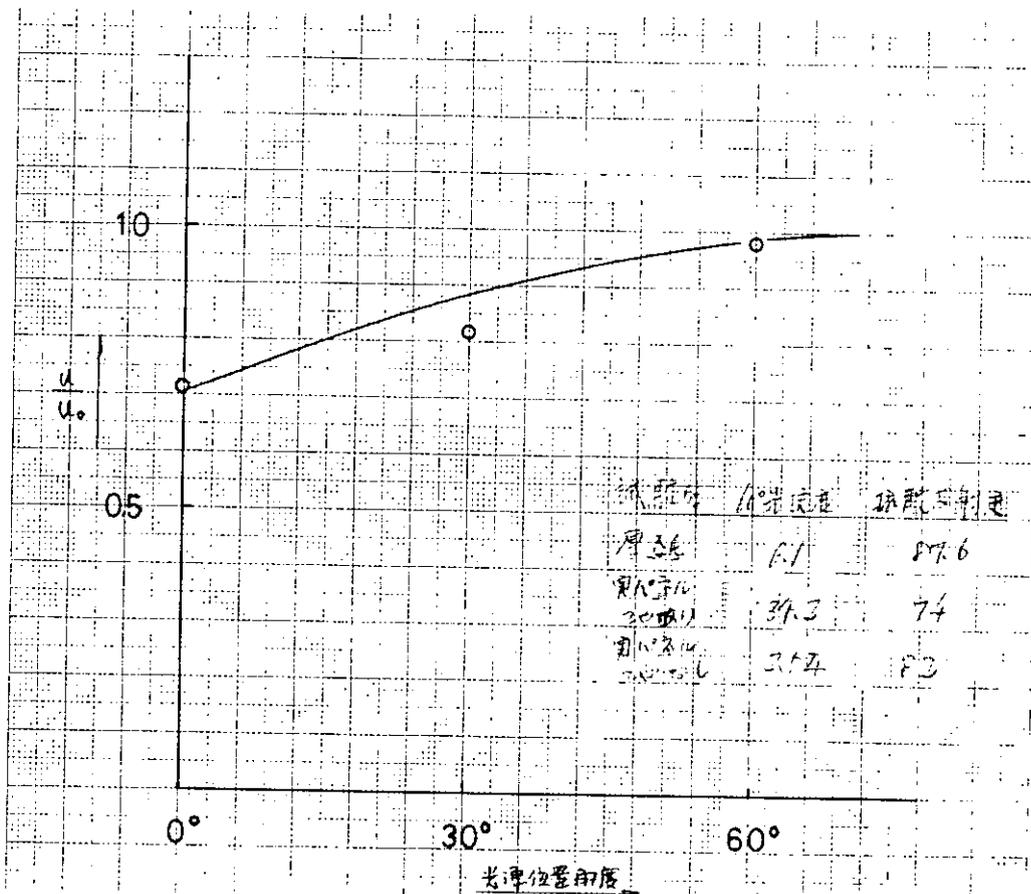


図 2.3.9 ステレオカメラ歪量測定に及ぼす光源位置の影響

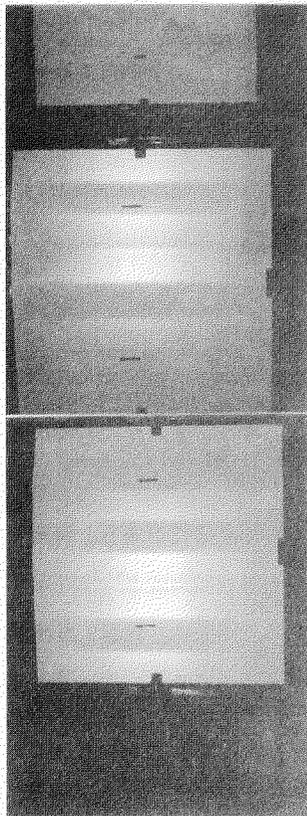


写真2.3.4 ステレオカメラによる撮影写真  
試験体：実パネル つやあり  
光源位置：0°

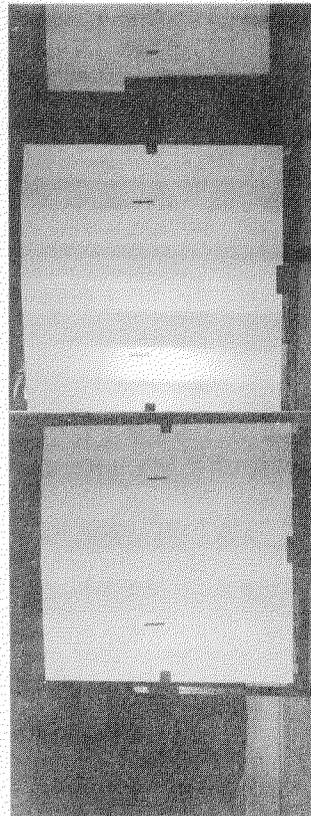


写真2.3.5 ステレオカメラによる撮影写真  
試験体：実パネル つやあり  
光源位置：30°

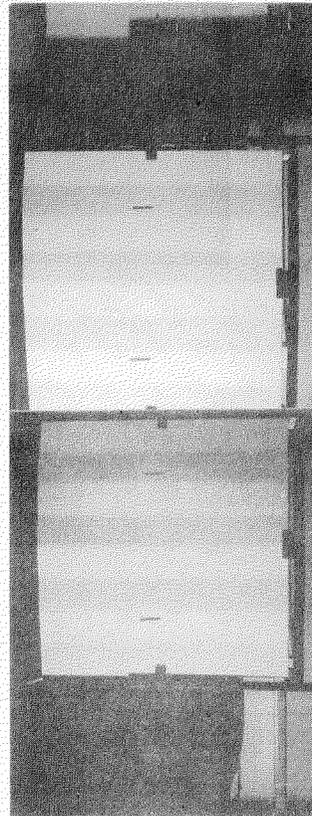


写真2.3.6 ステレオカメラによる撮影写真  
試験体：実パネル つやあり  
光源位置：60°

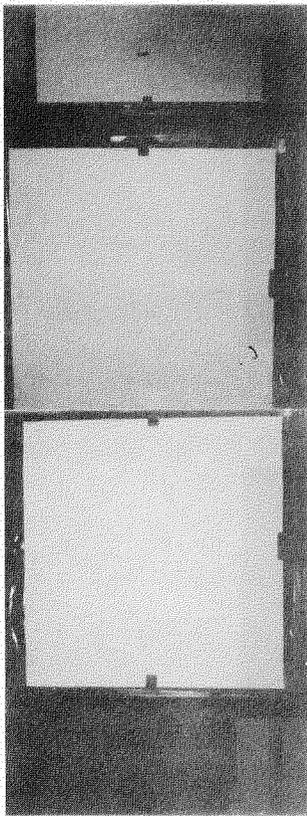


写真2.3.7 ステレオカメラによる撮影写真  
試験体：実パネル つやなし  
光源位置：0°

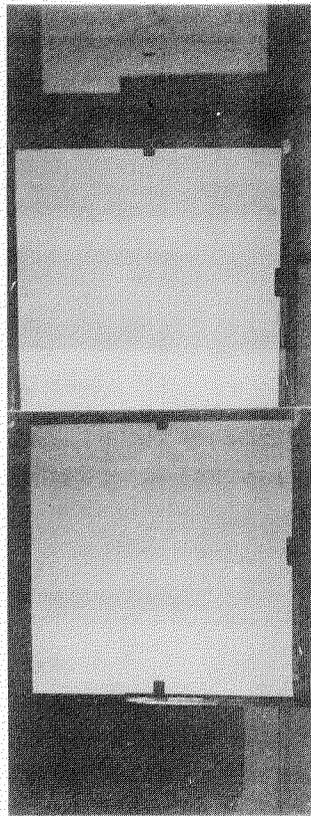


写真2.3.8 ステレオカメラによる撮影写真  
試験体：実パネル つやなし  
光源位置：30°

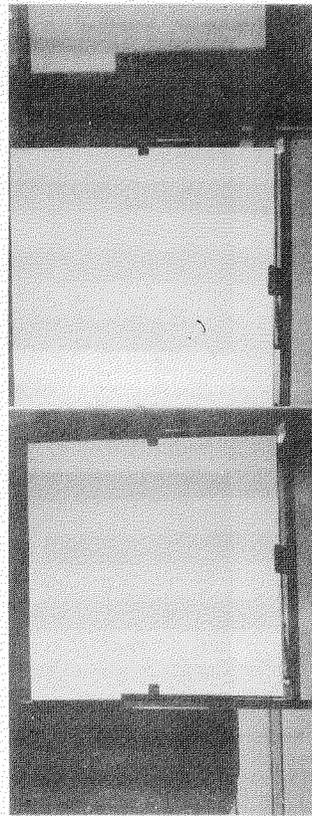


写真2.3.9 ステレオカメラによる撮影写真  
試験体：実パネル つやなし  
光源位置：60°

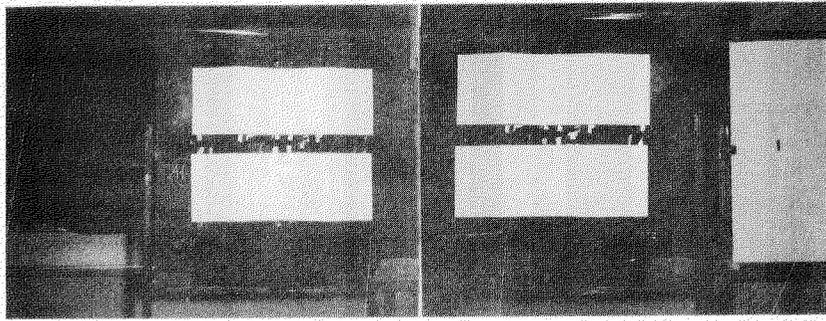


写真2.3.1.0 ステレオカメラによる撮影写真  
試験体：厚紙  
光源位置：0°

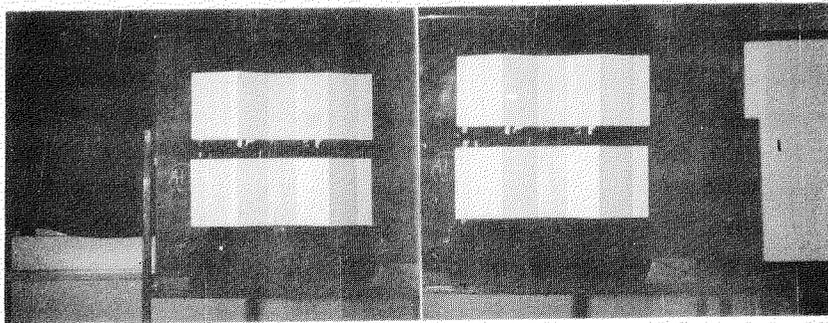


写真2.3.1.1 ステレオカメラによる撮影写真  
試験体：厚紙  
光源位置：3.0°

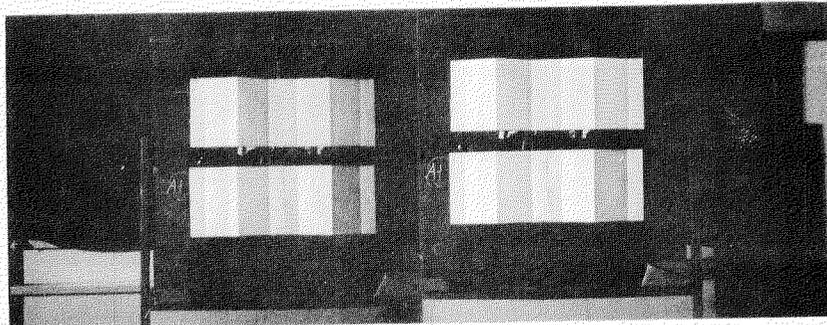


写真2.3.1.2 ステレオカメラによる撮影写真  
試験体：厚紙  
光源位置：6.0°

## (2) 肉眼判定結果

肉眼による判定試験において、実歪量 $u_0$ と判定歪量 $u$ との関係を、光源位置の角度をパラメーターに示したものが図2.3.1.0、2.3.1.1である。

このグラフは、ある計測関係者の一例であるが、回帰分析した結果、 $u_0$ と $u$ の間に1次の回帰性があると判定される。グラフ上の直線は、最小二乗法により求めた最適な直線である。つやなし試験体を光源位置角度0°で判定すると、 $u_0$ はあつてもその歪量を見ることができず、 $u=0$ と判定しているのが注目される。さらに、光源位置角度が、増加してくると歪が見え出し、6.0°では、つやあり試験体と同程度の $u$ の判定をするようになる。つやあり試験体の場合、光源位置が変わっても $u$ の判定値に変化がなく光源位置の影響は受けていない。

実歪量 $u_0$ と判定歪量 $u$ が、比例するという事実より、人間の眼は歪量を定量的に測定する能力を持っていることが判る。ただし、この場合の計測は、物理的な長さの単位の尺度を与えないから、頭脳の生理的な長さの単位の尺度で行なっているため、 $u/u_0=1$ でなく、各個人でまちまちである。

なお、計測のバラツキの大きさを示す9.5%の信頼区間は、各個人により差があるが、最大2mm程度である。この

バラッキは練習によりかなり狭くすることができる。

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、物理的に正しい判定をしている。

$\frac{u}{u_0} > 1$  ; 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。

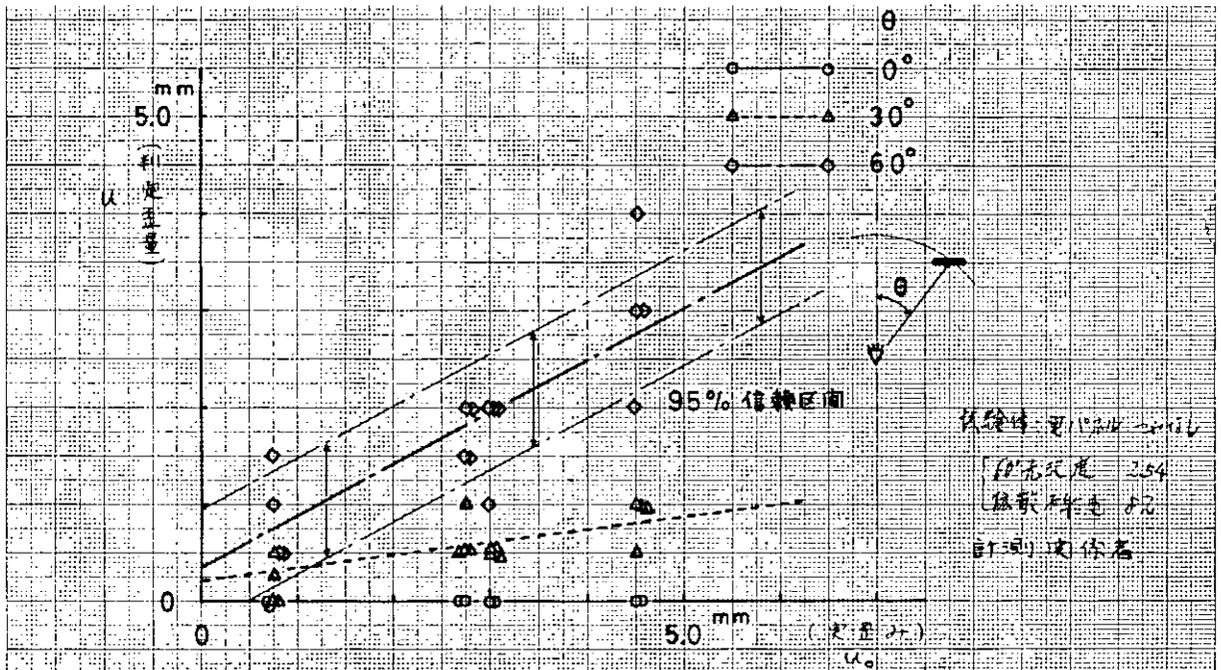


図 2.3.10 肉眼による歪量判定結果 (つやなし試験体)

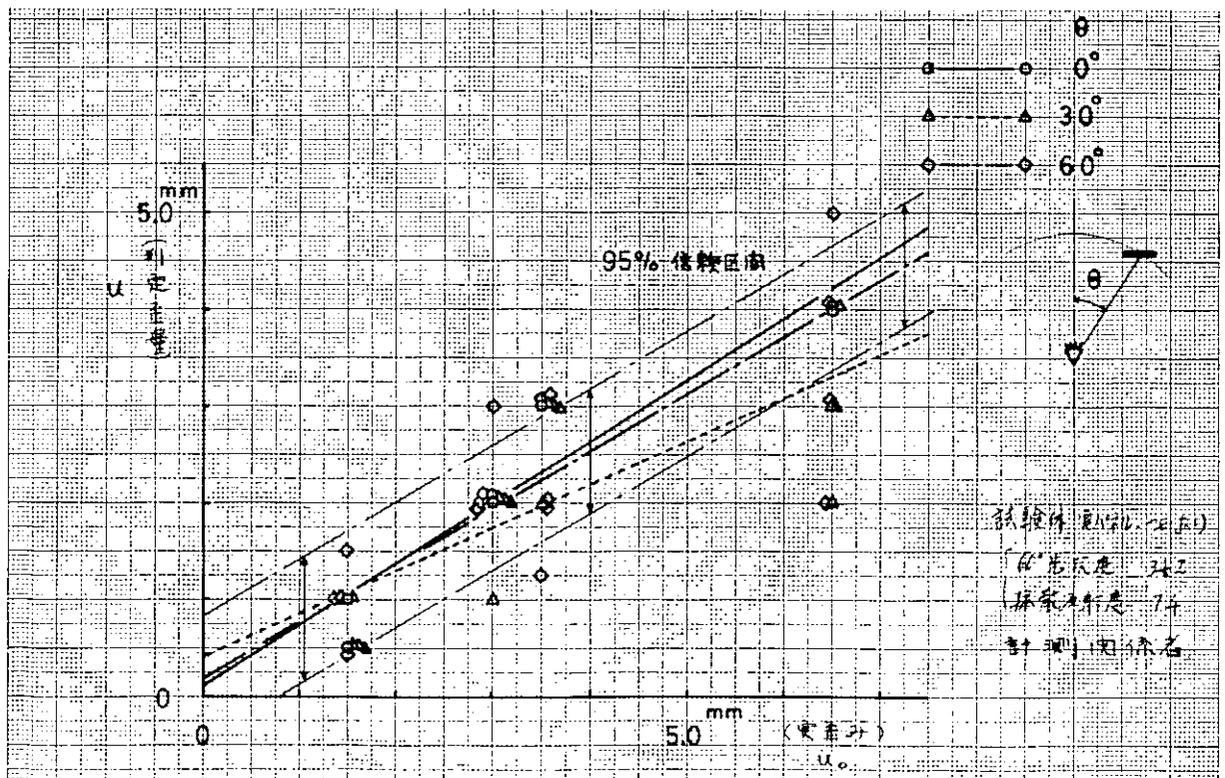


図 2.3.11 肉眼による歪量判定結果 (つやあり試験体)

(a) 光源位置と歪量判定との関係

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 2.3.12、2.3.13 で、横軸に光線位置角度、縦軸に  $\frac{u}{u_0}$  を取り、パラメーターとして従事している職種についてまとめたものである。

つやなし試験体の場合、光源位置角度と  $\frac{u}{u_0}$  について、回帰分析すると1次の回帰性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代表値として最適なものである。つやあり試験体の光源位置角度を変えたときの判定の差について、分散分析を行なると歪量判定には、有意差（危険率5%）がないと判定される。

グラフ上には、各職種についてすべての値の平均値の直線を示す。

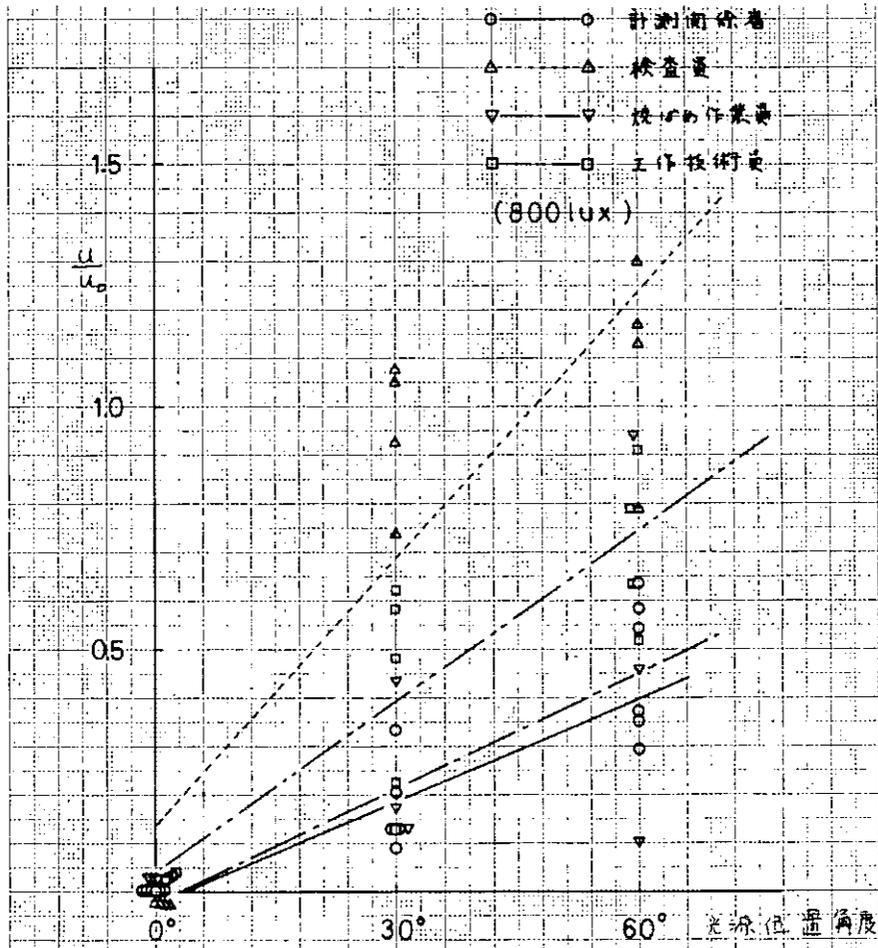


図 2.3.12 光源位置と歪量判定（つやなし試験体）

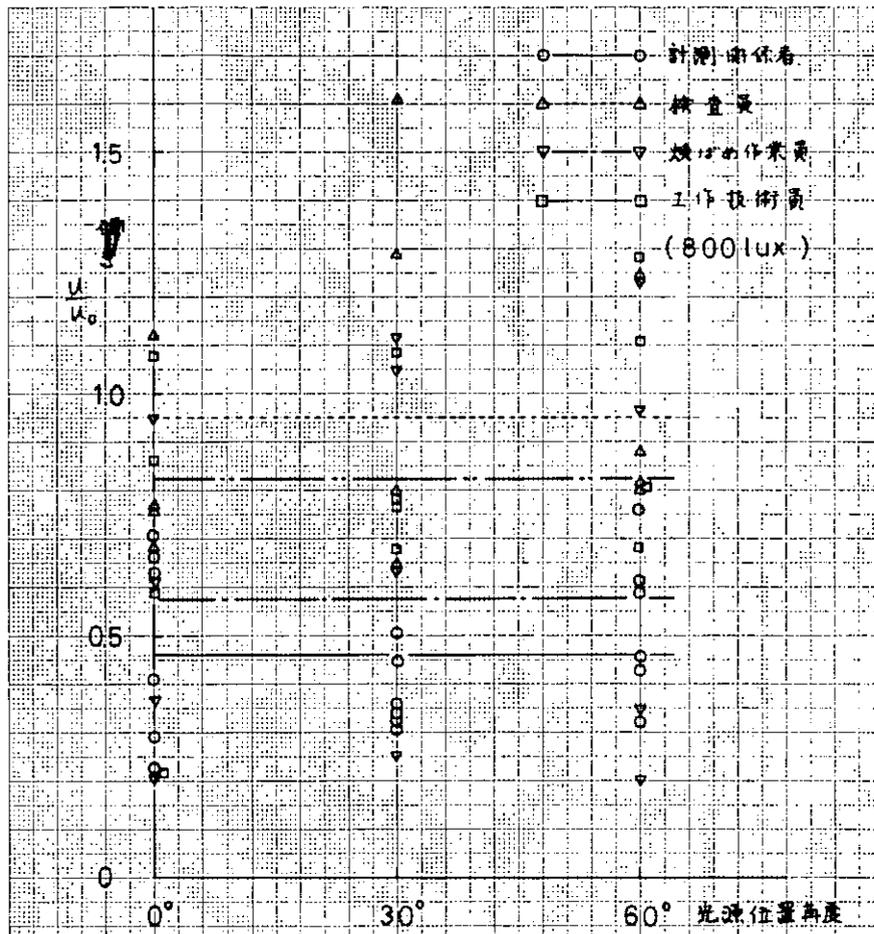


図 2.3.1.3 光源位置と歪量判定 (つやあり試験体)

(b) 光沢度と歪量判定との関係

ペイントの光沢度が、肉眼判定に及ぼす影響を図 2.3.1.4 に示す。ただし、光源位置角度  $0^\circ$  の場合で、パネル面上の陰影等の他の要因が除外してある。

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。  $60^\circ$  鏡面光沢度で 1.5 以下では、歪量を判定できず、1.5 以上になると歪量を普通に判定できる。これらの事実について考慮してみると、光沢度とは、光の反射率を考えたよいから光沢度の小さい場合、鏡面反射率が小さく反射光量が少ない。

したがって、光源位置が  $0^\circ$  のとき、パネル面歪部分の歪による反射光量に差が生じず陰影ができなため、歪量を認めることができない。光源位置角度が増してくると、パネル面歪み部に陰影ができて、歪量を認めることができる。一方つやあり試験体のような光沢度になると、反射光量も多くなり陰影が生じ歪を認める。これは、光源位置が変化しても条件は同じであり、図 2.3.1.3 に見られるように、つやあり試験体は光源位置の影響を受けないことになる。

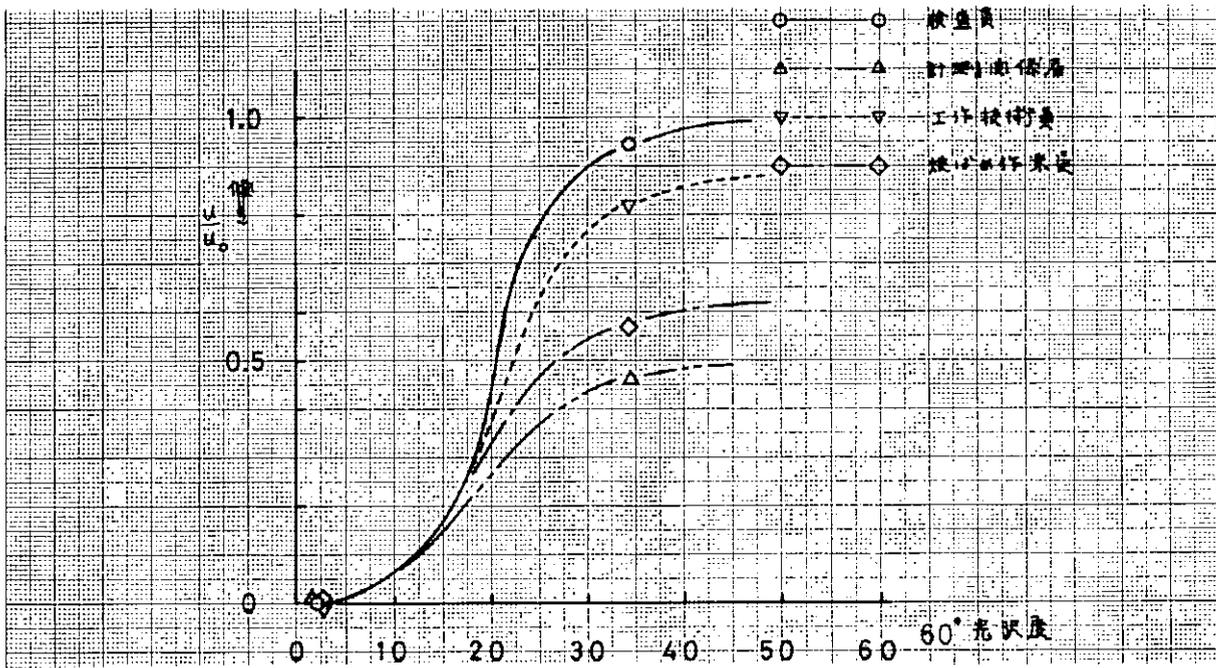


図 2.3.14 光沢度と歪量判定

(c) 照度と歪量判定との関係

照度の違い (800 Lux と 600 Lux) が、歪量判定に及ぼす影響を図 2.3.15、2.3.16 に示す。このグラフ上に現れた差について分散分析すると有意差なしと判定される。

パネル面の歪量は、主にパネル表面上の陰影により認められているから、少々 の照度の違いは歪量判定に影響は及ぼさない。

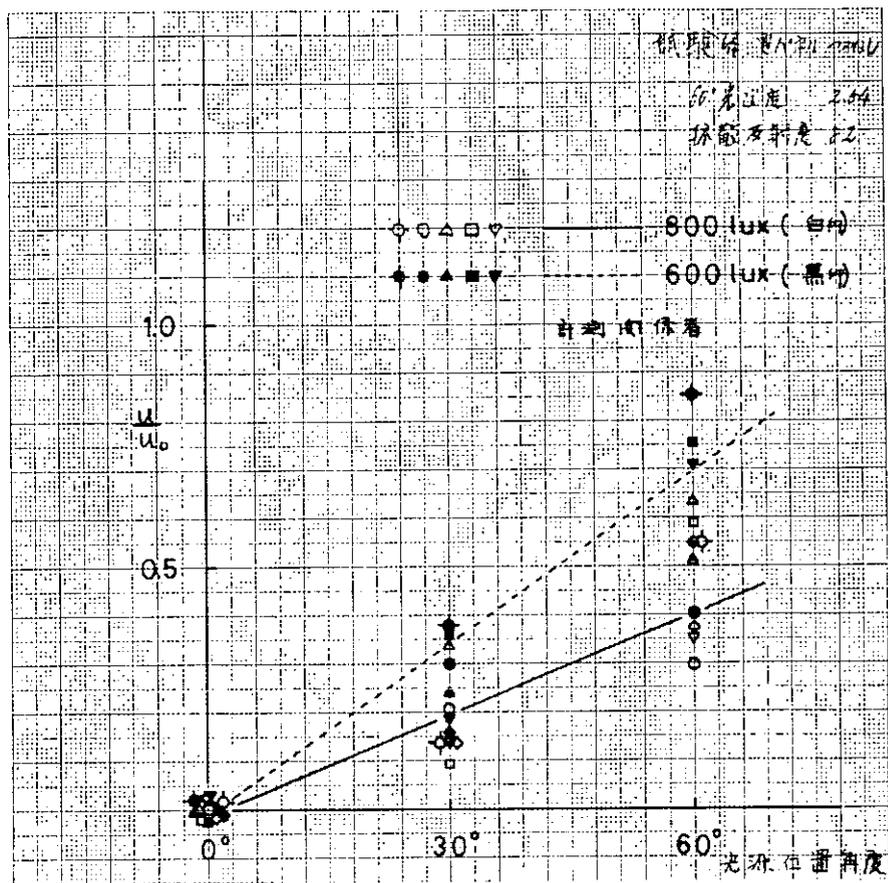


図 2.3.15 照度と歪量判定 (つやなし試験体)

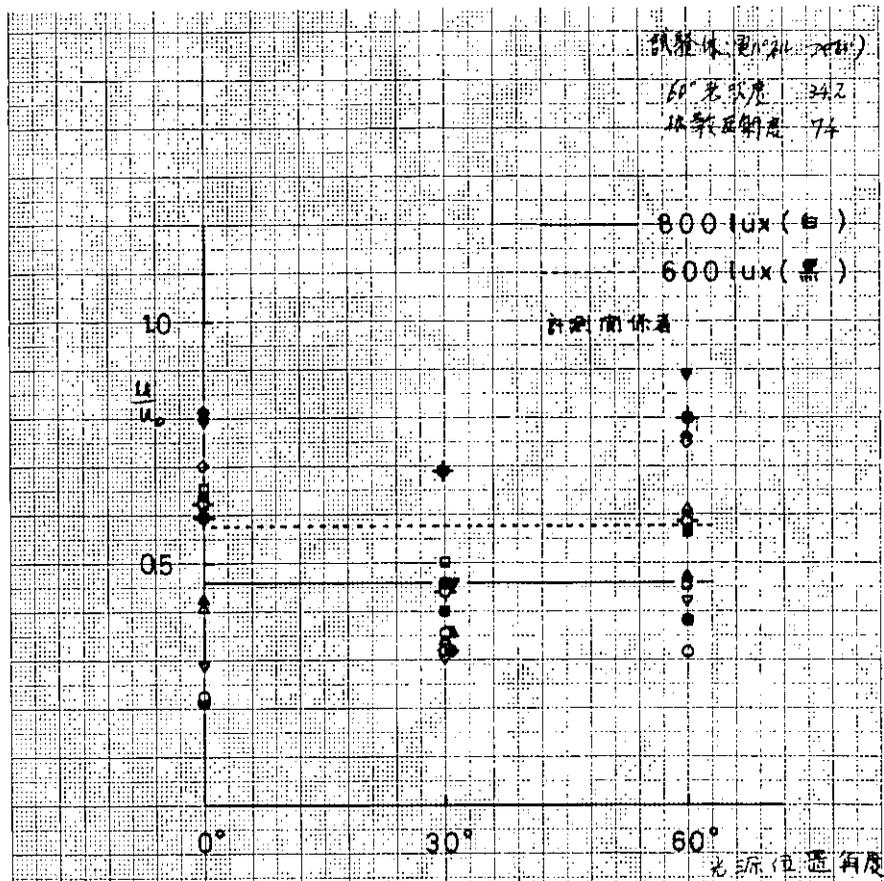


図 2.3.16 照度と歪量判定 (つやあり試験体)

(d) 職種別による違い

職種により歪量判定が、それぞれの直線の附近に固まり似ていることが図 2.3.12 ~ 2.3.14 で判る。これは、日常、携わる職種により扱うものの大きさ、判断する場合の精度、また歪を見なれて物理的尺度との対応ができていないかどうかの差が現われている。

(e) 光沢度、光源位置、照度と歪量判定について

歪量の判定については、光沢度、光源位置、照度が、微妙に関連し合つて、歪量の判定になつているものである。

表 2.3.1、2.3.2 は、計測関係者の各個人別に、3mm の試験体パネルについて、光源位置 A、光沢度 B、照度 C の主効果およびそれらの交絡、A B、A C、B C について、「歪が大きい、ある、ない」についてアンケート感覚テストによる特性値を累積法により分散分析した結果である (この場合、歪量の数値で分散分析すると、誤差の項が 80% 程度占め、分析が不可能になつた。)

各要因について、有意となつた人数は、下表の通りである。

要 因	人 数	割 合 %
光 源 位 置 A	6	1 0 0
光 沢 度 B	6	1 0 0
照 度 C	2	3 3.3
A × B	4	6 6.6
A × C	0	0
B × C	2	3 3.3

上表より、前述の如く光源位置、光沢度およびそれらの交絡した要因は、全体的に影響を受け、照度については、一部の人が影響を受ける。また、それらの要因が、歪量の判定に及ぼす帰与率  $\rho$  が、全体的に誤差の項 E が大きく、

肉眼判定の繰返しのバラツキおよびその他の要因の影響があることを表わしている。要因間の影響力を見ると、光源位置の違いによるものが光沢度より大きなものになっている。

表 2.3.3 は、照度 800 Lux について、光沢度 A、個人差 B、光源位置 C の主効果とそれらの交絡 A × B、A × C、B × C について、歪量判定の特性値を累積法により分散分析した結果である。要因の主効果、交絡が、有意差ありと判定され、B の個人差が有意ということより個人による判定の基準が違ふことを示している。また、A × B、A × C が有意差ありとなつていることにより、光沢度、光源位置による個人の判定の傾向に差があることを示している。

表 2.3.4 は、つやありおよびつやなし試験体について、照度 A、個人差 B、光源位置 C の主効果と、それらの交絡について歪量判定の特性値を分散分析した結果である。つやあり試験体の場合、照度 A については、有意差なしと判定されているが、つやなし試験体では、有意差ありと判定され、両試験体が影響を受ける要因の差を示している。また、歪量判定の違いに及ぼす各々の要因の帰与率  $\rho$  は、つやあり試験体の場合、個人差が約 50% を占め他の要因がそれほど大きな割合を占めないのに反し、つやあり試験体の場合、光源位置の影響が 80% を占め個人差が 6% 程度で、つやなし試験体の判定には、光源位置の影響が個人差を上回る影響を持つているのが注目される。

表 2.3.1 各個人についての光源位置 A、光沢度 B、照度 C の主効果とそれらの交絡についての分散分析

要因	f	S	V	F	S'	$\rho$ (%)
A	4	7.82	1.95	36.61**	7.61	24.50
B	2	5.90	29.50	55.22**	5.54	18.40
C	2	0.01	0.00	0.10	0.00	0.00
A B	4	1.42	0.35	6.65	1.20	4.40
A C	4	0.02	0.00	0.05	0.00	0.00
B C	2	0.00	0.00	0.02	0.00	0.00
E	316	16.82	0.05		17.65	52.60
T	334	32.00			32.00	100.00

要因	f	S	V	F	S'	$\rho$ (%)
A	4	8.37	2.09	126.62**	8.30	44.00
B	2	3.49	1.74	105.53**	3.45	18.00
C	2	0.08	0.04	2.45	0.05	0.00
A B	4	1.35	0.33	20.36**	1.28	8.00
A C	4	0.01	0.00	0.16	0.00	0.00
B C	2	0.17	0.08	5.06**	0.13	0.00
E	316	5.22	0.01		5.52	29.00
T	334	18.69			18.69	100.00

要因	f	S	V	F	S'	$\rho$ (%)
A	4	8.60	2.17	178.70**	8.63	52.00
B	2	2.36	1.18	97.04**	2.33	14.00
C	2	0.10	0.05	4.11*	0.07	4.00
A B	4	1.29	0.32	26.56**	1.24	7.00
A C	4	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
B C	2	0.12	0.06	5.02**	0.10	0.00
E	316	3.84	0.01		4.06	23.00
T	334	16.40			16.40	100.00

注 \*  $\alpha = 0.05$  で有意の記号とする。  
 \*\*  $\alpha = 0.01$

表 2.3.2 各個人についての光源位置 A、光沢度 B、照度 C の主効果とそれらの交絡についての分散分析

要因	f	S	V	F	S'	p(%)
A	4	4.69	1.17	11.05**	4.26	13.30
B	2	4.15	2.07	19.51**	3.93	11.30
C	2	0.17	0.08	0.80	0.04	0.10
A B	4	0.93	0.23	2.19	0.50	1.60
A C	4	0.06	1.01	0.15	0.00	0.00
B C	2	0.30	0.14	1.40	0.08	0.30
E	204	21.69	0.10		23.55	73.40
T	222	31.99			31.99	100.00

要因	f	S	V	F	S'	p(%)
A	4	5.66	1.41	23.98**	5.42	19.00
B	2	3.08	1.54	26.1**	2.96	10.00
C	2	0.52	0.26	4.46*	0.40	1.00
A B	4	0.84	0.21	3.56**	0.60	1.00
A C	4	0.20	0.05	0.87	0.00	5.00
B C	2	0.05	0.02	0.50	0.00	0.00
E	316	18.61	0.05		19.58	64.00
T	334	28.96			28.96	100.00

要因	f	S	V	F	S'	p(%)
A	4	5.80	1.45	22.29**	5.44	18.00
B	2	3.42	1.70	26.13**	3.17	10.00
C	2	0.16	0.08	1.25	0.03	1.00
A B	4	1.66	0.41	6.40**	1.40	5.00
A C	4	0.04	0.01	0.16	0.00	0.00
B C	2	0.33	0.16	2.54	0.20	2.00
E	316	23.58	0.06		21.75	64.00
T	334	31.99			31.99	100.00

注 \*  $\alpha = 0.05$  で有意の記号とする。  
 \*\*  $\alpha = 0.01$

表 2.3.3 光沢度 A、個人差 B、光源位置 C の主効果とそれらの交絡についての分散分析 (800Lux)

要因	f	S	V	F	S'	p(%)
A	2	12.16	6.08	406.90**	12.12	23.00
B	8	6.38	0.80	53.43**	6.26	11.90
C	4	14.95	3.74	250.20**	14.89	28.30
A B	8	1.82	0.23	15.26**	1.70	3.20
A C	4	13.97	3.49	233.80**	13.92	26.40
B C	16	1.01	0.06	4.24**	0.77	1.50
E	156	2.33	0.01		2.96	5.60
T	198	52.65			52.65	100.00

注 \*  $\alpha = 0.05$  で有意の記号とする。  
 \*\*  $\alpha = 0.01$

表 2.3.4 照度 A、個人差 B、光源位置 C の主効果とそれらの交絡についての分散分析

つやあり試験体

要因	f	S	V	F	S'	p(%)
A	2	0.03	0.001	0.34	0.02	0.14
B	10	7.99	0.79	163.00**	7.94	44.60
C	4	1.97	0.49	100.70**	1.95	11.00
A B	10	1.36	0.13	27.70**	1.31	7.40
A C	4	0.66	0.16	33.60**	0.63	3.60
B C	20	2.66	0.13	27.20**	2.56	14.40
E	628	3.12	0.005		3.36	18.90
T	678	17.80			17.80	100.00

つやなし試験体

要因	f	S	V	F	S'	p(%)
A	2	0.30	0.15	93.45**	0.30	0.70
B	10	2.64	0.26	162.74**	2.63	6.20
C	4	35.58	8.89	5469.50**	35.58	83.90
A B	10	0.49	0.05	30.40**	0.48	1.10
A C	4	0.23	0.05	35.80**	0.22	0.50
B C	20	2.13	0.11	65.60**	2.10	5.00
E	628	1.02	0.001		1.10	2.60
T	678	42.42			42.42	100.00

注 \*  $\alpha = 0.05$  で有意の記号とする。  
 \*\*  $\alpha = 0.01$

(3) まとめ

予備実験を実施して以上の考察をまとめると、次の如くである。

- イ) 試験体表面の光沢度と光源の位置が、歪量の判定に影響を及ぼし光沢度、光源位置角度が小さいほど歪量を少なく判定する。
- ロ) 歪量の判定は、従事している職種によつて、同傾向を示す。
- ハ) ステレオカメラによる歪量の測定は、可能ではあるが精度的に十分ではない。
- ニ) 肉眼判定のような官能検査において、感覚を規定する条件として、多種多様なものがあるが、大別すると、外界側の刺激と内的条件になる。本研究では、外界側の刺激による歪量判定の変化を求めるものであるが、内的条件、
  - i) 順応と疲労、ii) 練習効果、iii) 心構えなどが、外界側の刺激に対し微妙に関係し、これらが本実験のバラツキの1因であると考えられる。

したがつて、以上の事実および内的条件を考慮するとともにその他の要因として、ペイントの色種などの影響について研究を進める必要があり、次年度においては、歪計測法の定量化および肉眼判定との関係と、心理学との対応について研究を進める予定である。

### 3. 船殻部材の歪量と構造強度との関連に関する研究

#### 3.1 板材の工作歪と強度

##### 3.1.1 まえがき

本研究は、板材の歪量が強度に及ぼす影響を理論的ならびに実験的に検討し、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する。

図3.1.1は工作基準設定のために必要な項目をブロック線図で表わしたものであるが、本研究をより具体化し、実際問題にApplyできる形にまとめあげるためには、図に示すごとく板材の力学的挙動、危険限界の設定および確率統計的手法の導入等を行わなければならない。

そのため、本年度は主として一様圧縮を受ける板材の力学的挙動を実験的に求め、これらの結果を理論値と比較し検証を行ない、さらに数式化をほどこし、確率統計的手法を用いて、危険の確率と初期歪の関係等を求め、初期歪の許容量設定のための方法を検討した。

##### 3.1.2 実験概要

初期撓みを有する周辺単純支持の正方形板（500×500）が荷重辺で一様面内変位、一軸方向に圧縮を受ける際の挙動を実験的に求めた。

実験装置の概観を写真3.1.1に示す。

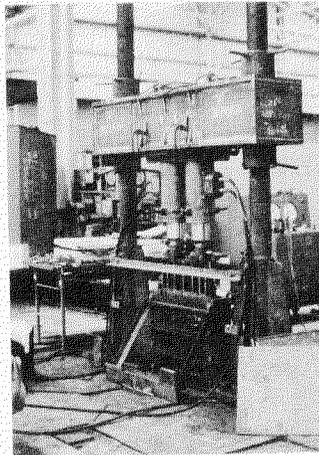


写真3.1.1 実験装置概観

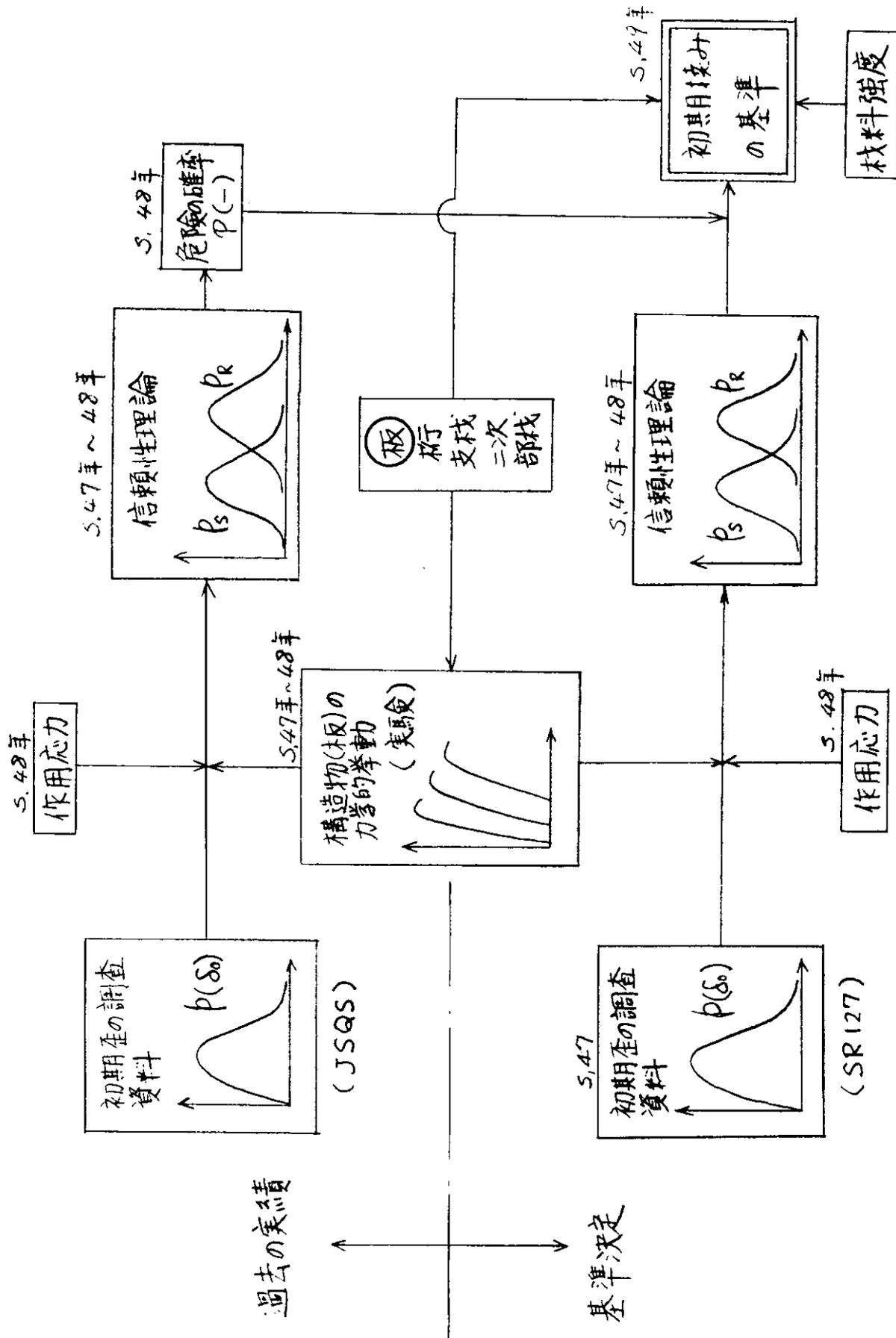


図 3. 1. 1

(1) 供試体

供試体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. 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、板厚は  $t = 4.5 \text{ mm}$ 、 $9 \text{ mm}$  および  $12.7 \text{ mm}$  の三種とし、アスペクト比は  $1 (500 \text{ mm} \times 500 \text{ mm})$  とした。

初期撓みについては、曲げ加工（球型）をほどこし、別途 Edge 加工を行ない、 $\delta_0/t = 0.0$ 、 $0.25$ 、 $0.5$ 、 $0.75$  および  $1.0$  をそれぞれ 3 体ずつねらったが、製作後の初期撓みは表 3. 1. 1 に示すようにならばつた。

また、供試体数は初期撓み各ケースごとに 3 体ずつ行なうため、計 45 体となった。  
なお、材料は S S 4 1 を用い、供試体には焼鈍をほどこしていない。

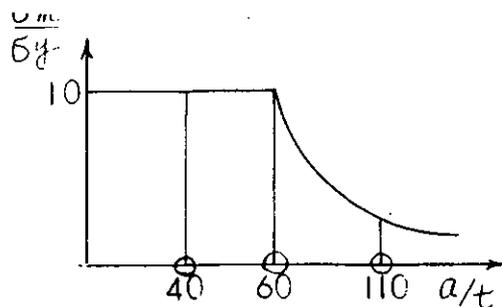


図 3. 1. 2

表 3. 1. 1 供試体寸法および形状

板厚  $12.7 \text{ mm}$  シリーズ ( $500 \times 500$ )

モデル名称	板厚 ( $t \text{ mm}$ )	最大初期撓み ( $\delta_0 \text{ mm}$ )	$\delta_0/t$ (公称)	$\delta_0/t$ (実測)	降伏応力 ( $\text{Kg/mm}^2$ )
A-12-1	12.8	0.0	0.0	0.0	25.1
" 2	12.8	0.0	0.0	0.0	25.1
" 3	12.8	0.0	0.0	0.0	25.1
" 4	12.8	0.0	0.25	0.0	25.1
" 5	12.9	0.0	0.25	0.0	30.3
" 6	13.3	2.6	0.25	0.20	29.5
" 7	12.9	3.3	0.50	0.26	30.3
" 8	13.3	3.3	0.50	0.25	29.5
" 9	13.3	3.5	0.50	0.26	29.5
" 10	12.9	4.7	0.75	0.36	30.3
" 11	12.9	5.6	0.75	0.43	30.3
" 12	13.3	5.6	0.75	0.42	29.5
" 13	13.3	5.7	1.0	0.43	29.5
" 14	12.9	6.7	1.0	0.52	30.3
" 15	12.9	6.8	1.0	0.53	30.3

板厚  $9 \text{ mm}$  シリーズ ( $500 \times 500$ )

モデル名称	板厚 ( $t \text{ mm}$ )	最大初期撓み ( $\delta_0 \text{ mm}$ )	$\delta_0/t$ (公称)	$\delta_0/t$ (実測)	降伏応力 ( $\text{Kg/mm}^2$ )
B-9-1	8.8	0.0	0.0	0.0	31.1
" 2	8.8	0.0	0.0	0.0	31.1
" 3	8.8	0.0	0.0	0.0	31.1
" 4	9.0	0.0	0.25	0.0	28.7
" 5	8.8	2.3	0.25	0.26	32.0
" 6	8.8	2.7	0.25	0.31	31.1

モデル名称	板厚 (t <sup>mm</sup> )	最大初期撓み ( $\delta_0$ <sup>mm</sup> )	$\delta_0/t$ (公称)	$\delta_0/t$ (実測)	降伏応力 (Kg/mm <sup>2</sup> )
B-9-7	8.8	2.7	0.5	0.31	31.1
" 8	8.8	3.3	0.5	0.38	30.4
" 9	8.8	5.4	0.5	0.61	32.0
" 10	9.0	6.1	0.75	0.68	28.7
" 11	8.8	6.4	0.75	0.73	30.4
" 12	9.0	6.5	0.75	0.72	25.0
" 13	8.8	6.6	1.0	0.75	30.4
" 14	8.8	7.2	1.0	0.82	30.4
" 15	9.0	7.6	1.0	0.84	25.0

板厚4.5mmシリーズ (500×500)

モデル名称	板厚 (t <sup>mm</sup> )	最大初期撓み ( $\delta_0$ <sup>mm</sup> )	$\delta_0/t$ (公称)	$\delta_0/t$ (実測)	降伏応力 (Kg/mm <sup>2</sup> )
C-4-1	4.5	0.0	0.0	0.0	28.3
" 2	"	0.0	0.0	0.0	26.3
" 3	—	—	—	—	—
" 4	"	0.4	0.25	0.09	26.4
" 5	"	0.4	0.25	0.09	26.0
" 6	"	0.4	0.25	0.09	25.7
" 7	"	1.1	0.5	0.24	26.4
" 8	"	1.2	0.5	0.27	28.3
" 9	"	1.4	0.5	0.31	26.4
" 10	"	1.6	0.75	0.36	26.9
" 11	"	1.7	0.75	0.38	26.9
" 12	—	—	—	—	—
" 13	"	4.0	1.0	0.89	28.3
" 14	"	4.6	1.0	1.02	25.3
" 15	—	—	—	—	—

(2) 試験方法

荷重は100トン油圧ジャッキ2台を用い、ロードセルで検出し、写真3.1.1に示すような方式(定変位型)で載荷した。

実験に用いた治具の詳細を図3.1.3に示す。

(3) 計測方法

応力の計測は電気抵抗線歪計を用い、横撓みの計測には50mmの変位計を用い、出力をX-Yレコーダーで取り出し記録した。

応力計測点および変位計測点を図3.1.4に示す。

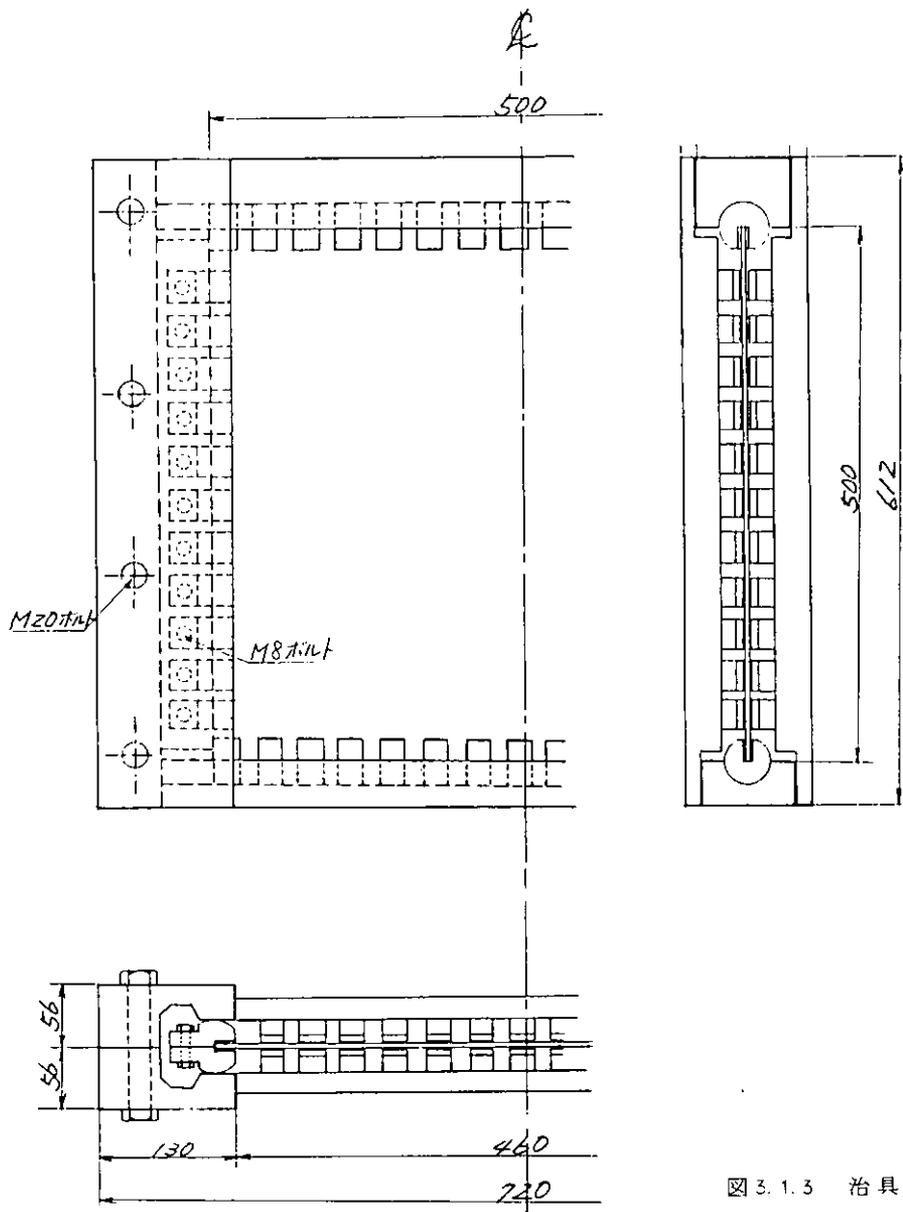


図 3. 1. 3 治具詳細

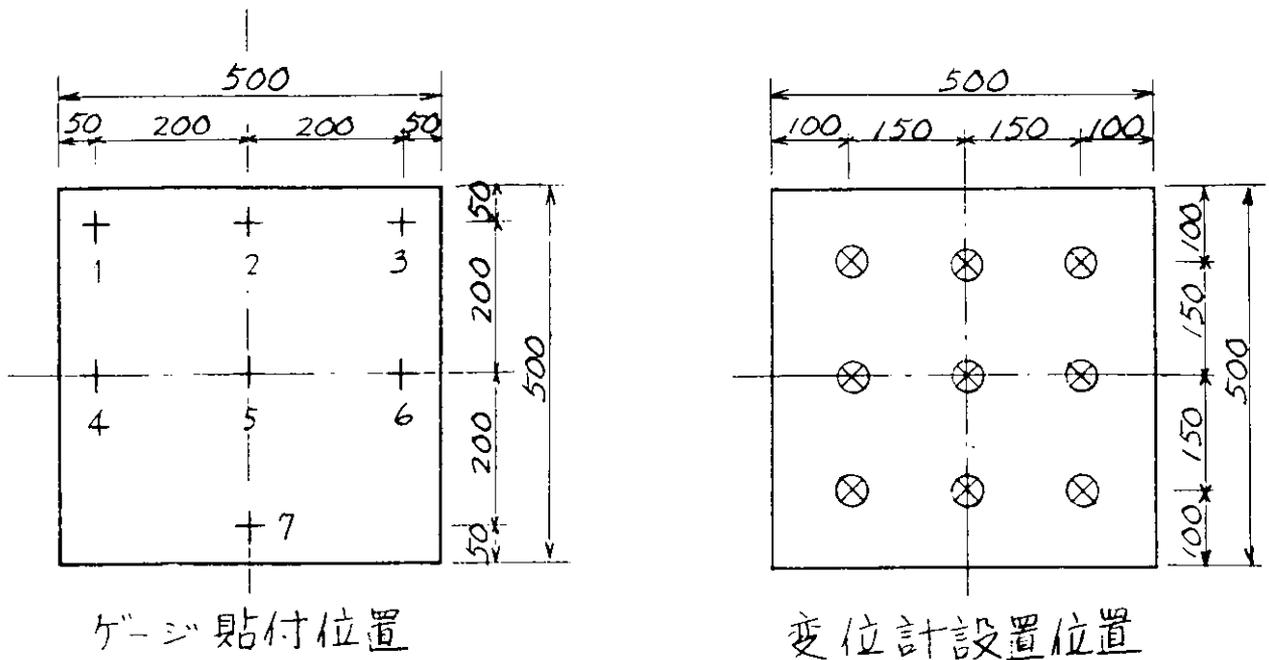


図 3. 1. 4 ゲージ貼付および変位計設置位置

### 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。供試体製作に伴う板割りの関係で試験片は計17(名称)×6(ロール方向3体、ロール直角方向3体)=102体となつた。

試験結果を表3.1.2に示す。表中、名称のA、BおよびCはそれぞれ板厚1.27mm、9mmおよび4.5mmに対応する。

#### (2) 圧縮試験

実験結果を図3.1.5から図3.1.14にそれぞれ示す。図3.1.5から図3.1.6は計測した応力の代表的な例(板厚1.27mm)をとり出し、曲げおよび膜応力を荷重ごとに追跡したものである。

図3.1.7は載荷状態およびEdgeの条件(単純支持)をみるために1.27mmの板の曲げおよび膜応力分布を示したものである。これによれば定変位載荷および単純支持の条件をほぼ満足している。

図3.1.8は横撓みの分布を荷重ごとに追跡したものである。また、写真3.1.2に板厚4.5mmおよび1.27mm供試体の崩壊後の様子を示す。図および写真より厚板の場合には屈根型の崩壊モードを呈し、座屈波長が短くなる状態が鮮明に表われている。

図3.1.9および図3.1.10に板厚1.27mmおよび9mmの荷重-最大たわみ曲線の代表的な例を示す。厚板( $a/t = 40 \sim 50$ )では典型的な塑性座屈現象がみられる。

図3.1.11に初期撓みおよび板厚によつて最大平均応力がどのように変るかを示す。図より板厚が厚い場合、初期撓みが小さければ降伏応力に近いが、初期撓みによるばらつきは大きい。一方、板厚が薄くなると最大応力は弾性座屈値には余り影響を受けず、また、初期撓みによるばらつきも小さい。

図3.1.12から図3.1.14は $a/t = 38.5$ 、 $56.5$ および $111.1$ に対し、最高荷重と初期撓みとの関係をそれぞれ示す。厚板では初期撓みによる最高荷重の低下がかなりみられるが、薄板では初期撓みによる低下率は低く、初期撓みが最高荷重に与える影響は小さい。

表3.1.3に実験結果の一覧表を示す。

### 3.1.4 実験結果と計算値との比較

実験結果と理論値とを比較するために、阪大で開発したプログラムを用い計算を行なった。

計算に用いた供試体は、

$$B - 9 - 11 (\delta_0 = 6.4 \text{ mm}, t = 8.8 \text{ mm}, \sigma_y = 30.4 \text{ Kg/mm}^2)$$

$$A - 12 - 15 (\delta_0 = 6.8 \text{ mm}, t = 12.9 \text{ mm}, \sigma_y = 30.3 \text{ Kg/mm}^2)$$

の2体である。

計算結果を図3.1.15に示す。計算結果と理論値とはかなりよく一致する。

表3.1.2 材料引張試験結果

名 称		標点距離 mm	板厚 × 巾 mm	降伏応力 Kg/mm <sup>2</sup>	引張強さ Kg/mm <sup>2</sup>	伸 び %	降伏応力 Kg/mm <sup>2</sup> (平均)
A - 1	1	200	1.29 × 500	29.4	41.5	29.8	29.9
	2	"	"	30.6	41.5	29.5	
	3	"	"	29.8	41.5	29.8	
A - 2	1	"	13.3 × 500	29.5	41.2	33.3	29.5
	2	"	"	28.7	41.3	30.3	
	3	"	"	30.2	41.3	29.5	
A - 3	1	"	12.8 × 500	25.0	42.4	32.3	25.1
	2	"	"	25.2	42.1	32.0	
	3	"	"	25.1	42.3	32.3	

名 称		標点距離 mm	板厚 × 巾 mm	降伏応力 Kg/mm <sup>2</sup>	引張強さ Kg/mm <sup>2</sup>	伸 び %	降伏応力 Kg/mm <sup>2</sup> (平均)
A - 4	1	200	12.9 × 500	25.0	42.2	32.5	24.7
	2	"	"	24.7	42.1	30.3	
	3	"	"	24.3	42.3	31.3	
B - 1	1	200	8.8 × 500	31.3	44.4	28.8	32.0
	2	"	"	32.0	44.3	26.8	
	3	"	"	32.7	45.1	25.0	
B - 2	1	"	8.8 × 500	30.8	44.0	25.8	31.2
	2	"	"	31.4	44.1	28.5	
	3	"	"	31.2	44.0	28.3	
B - 3	1	"	8.8 × 500	30.5	45.2	29.8	30.4
	2	"	"	30.2	45.1	30.3	
	3	"	"	30.6	45.1	30.5	
B - 4	1	"	9.0 × 500	25.0	38.2	33.8	25.0
	2	"	"	24.9	38.0	34.0	
	3	"	"	25.2	38.4	33.5	
B - 5	1	"	9.0 × 500	28.6	45.1	28.5	28.7
	2	"	"	28.8	44.7	28.8	
	3	"	"	28.6	45.1	28.8	
C - 2	1	50	4.5 × 250	24.3	34.1	43.0	26.9
	2	"	"	27.6	35.9	41.5	
	3	"	"	28.5	36.5	40.5	
C - 3	1	"	"	26.3	34.7	42.0	25.3
	2	"	"	24.4	34.5	43.5	
	3	"	"	25.1	34.7	43.5	
C - 4	1	"	"	26.6	34.6	41.0	25.7
	2	"	"	24.5	34.6	39.0	
	3	"	"	26.1	34.9	41.5	
C - 5	1	"	"	27.7	35.7	40.5	25.3
	2	"	"	23.7	34.5	43.0	
	3	"	"	25.2	34.8	43.0	
C - 6	1	"	"	26.1	34.6	42.5	26.4
	2	"	"	26.3	34.7	42.0	
	3	"	"	26.9	34.4	42.5	
C - 7	1	"	"	27.8	35.2	39.0	26.4
	2	"	"	25.4	34.7	43.5	
	3	"	"	26.1	34.9	42.5	
C - 8	1	"	"	27.5	35.3	38.5	26.9
	2	"	"	26.0	34.9	40.5	
	3	"	"	27.2	35.2	40.0	
C - 9	1	"	"	28.1	35.3	40.5	28.3
	2	"	"	27.7	35.8	40.5	
	3	"	"	29.0	36.9	39.0	

注) ロール方向およびロール直角方向の値は平均し記載した。

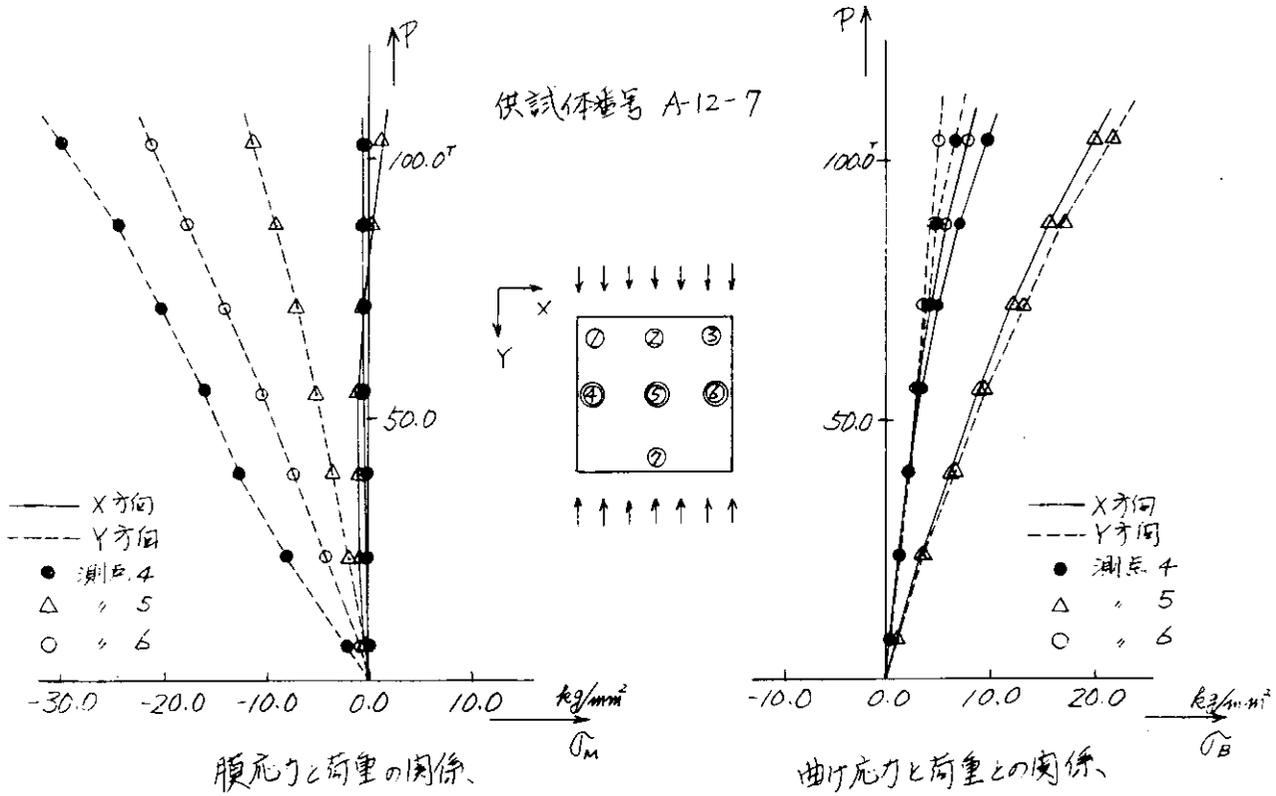


図 3. 1. 5

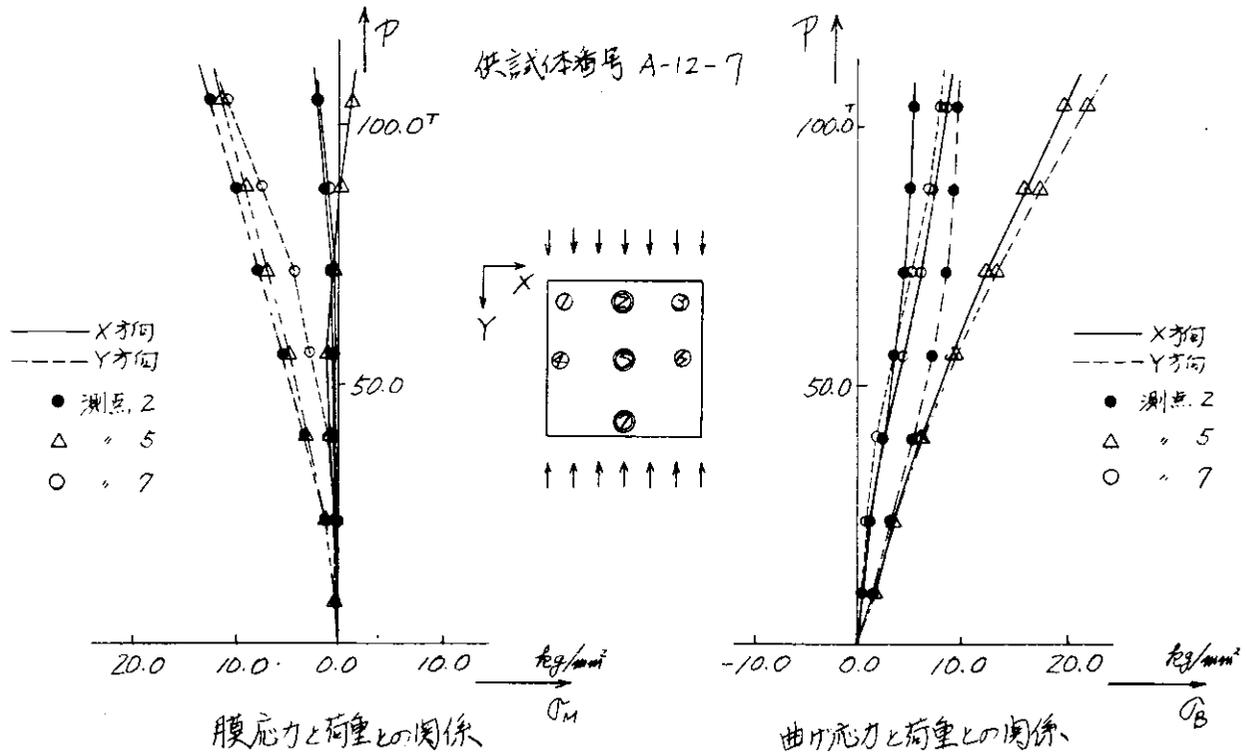


図 3. 1. 6

供試体番号 A-12-7

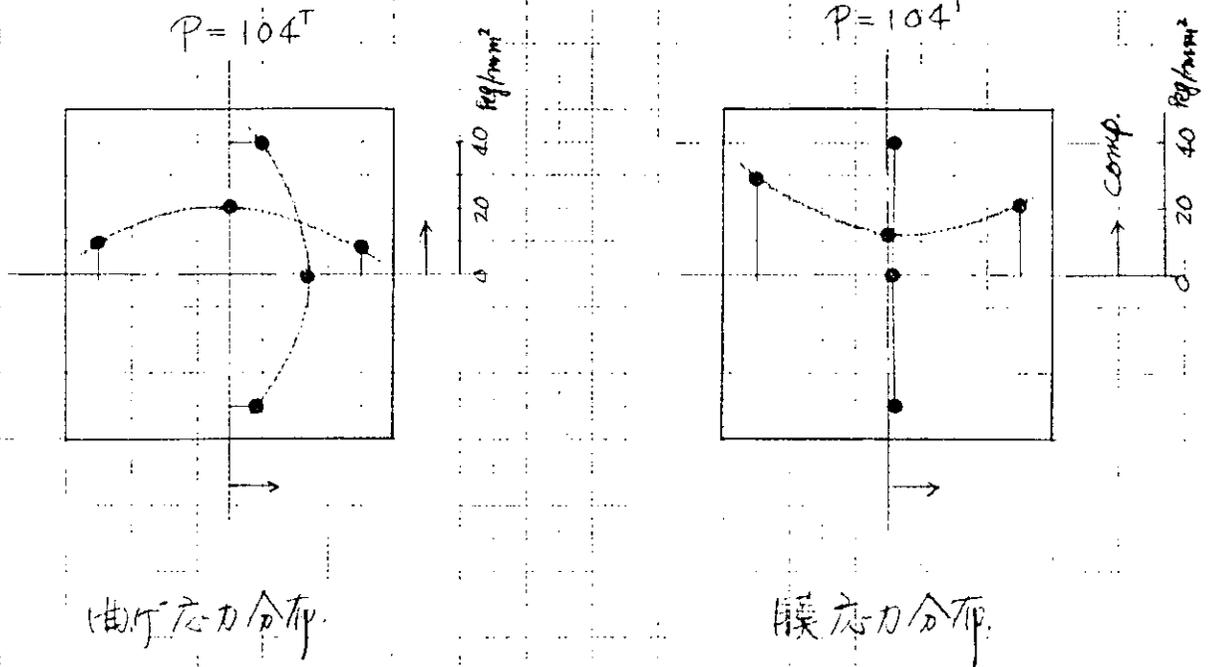


図 3. 1. 7 曲げおよび膜応力分布

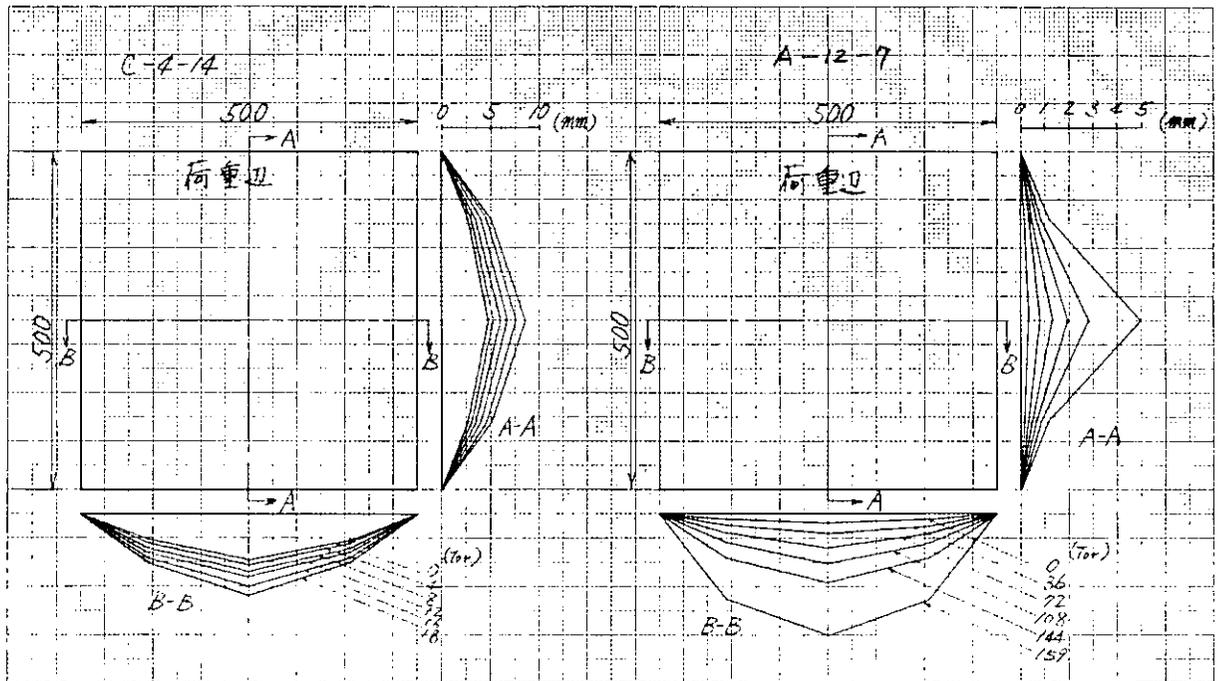
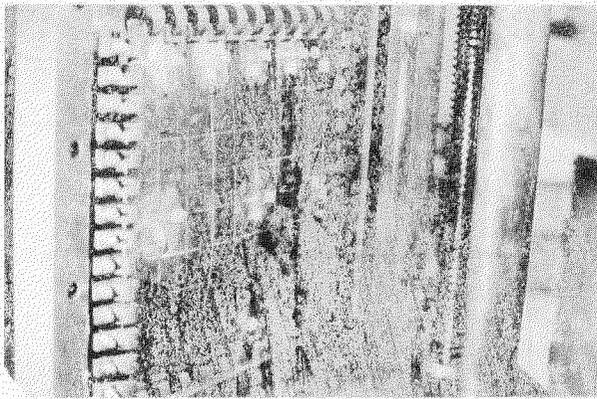
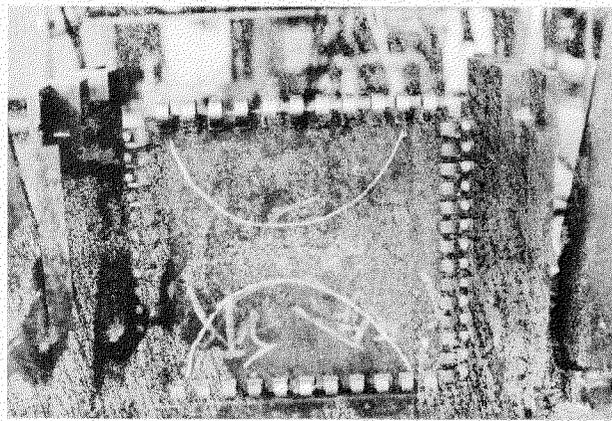


図 3. 1. 8 横撓み分布



板厚 4.5 mm



板厚 12.7 mm

写真 3.1.2 崩壊状況

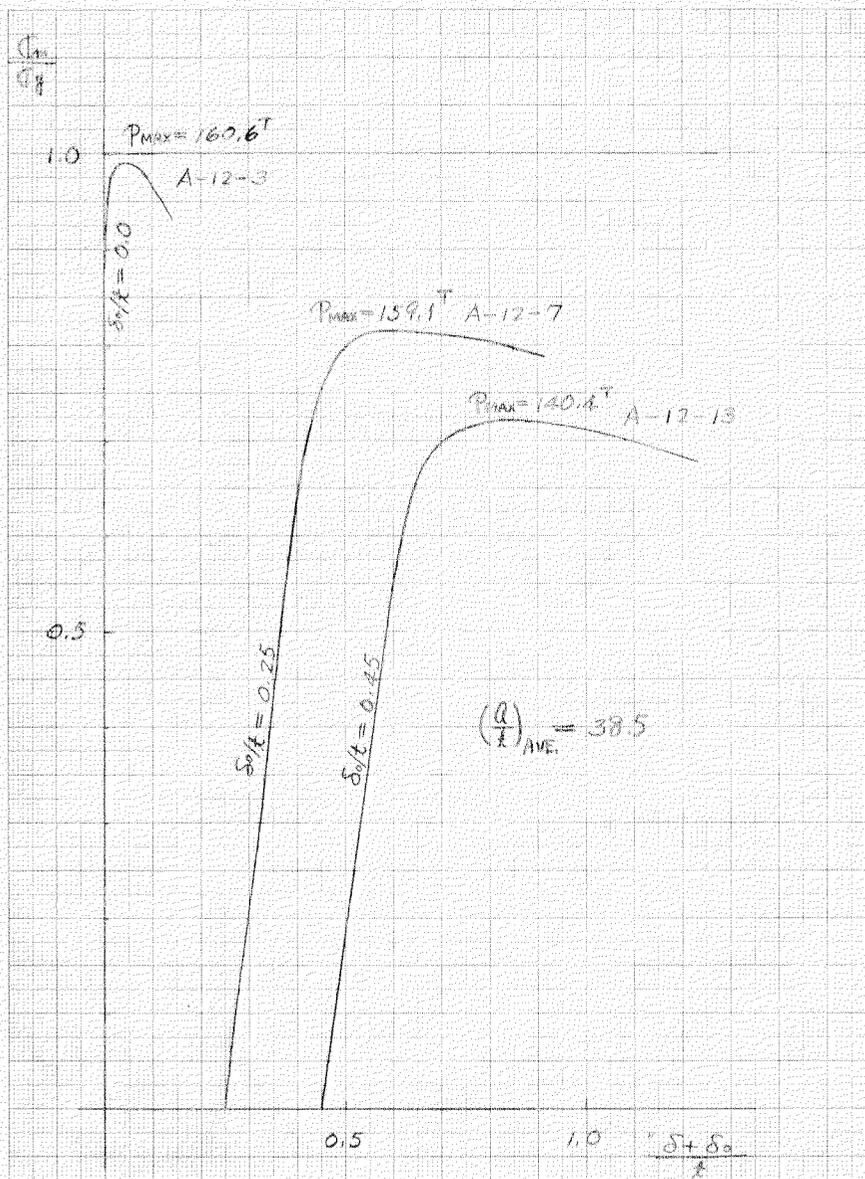


図 3.1.9 荷重—最大たわみ曲線

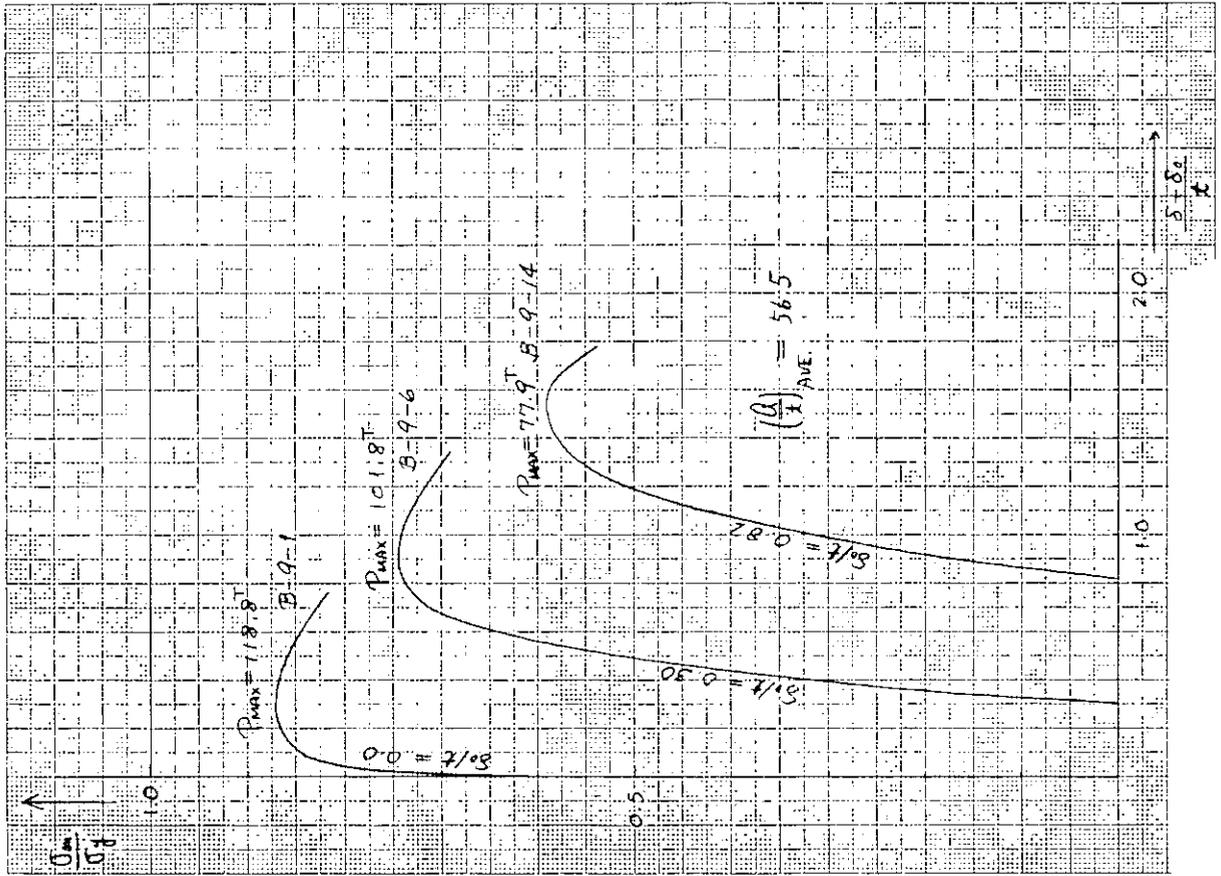


図 3.1.1.0 荷重—最大たわみ曲線

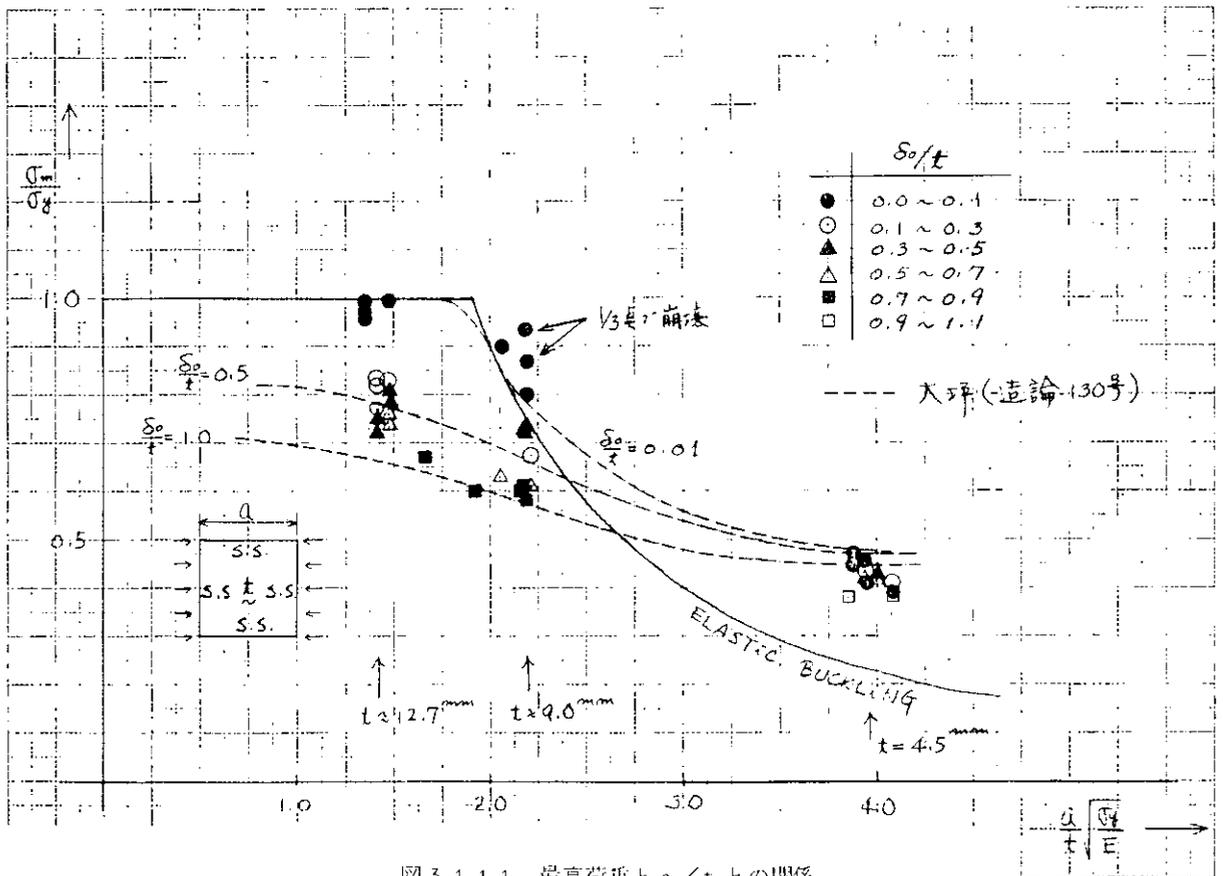


図 3.1.1.1 最高荷重と  $a/t$  との関係

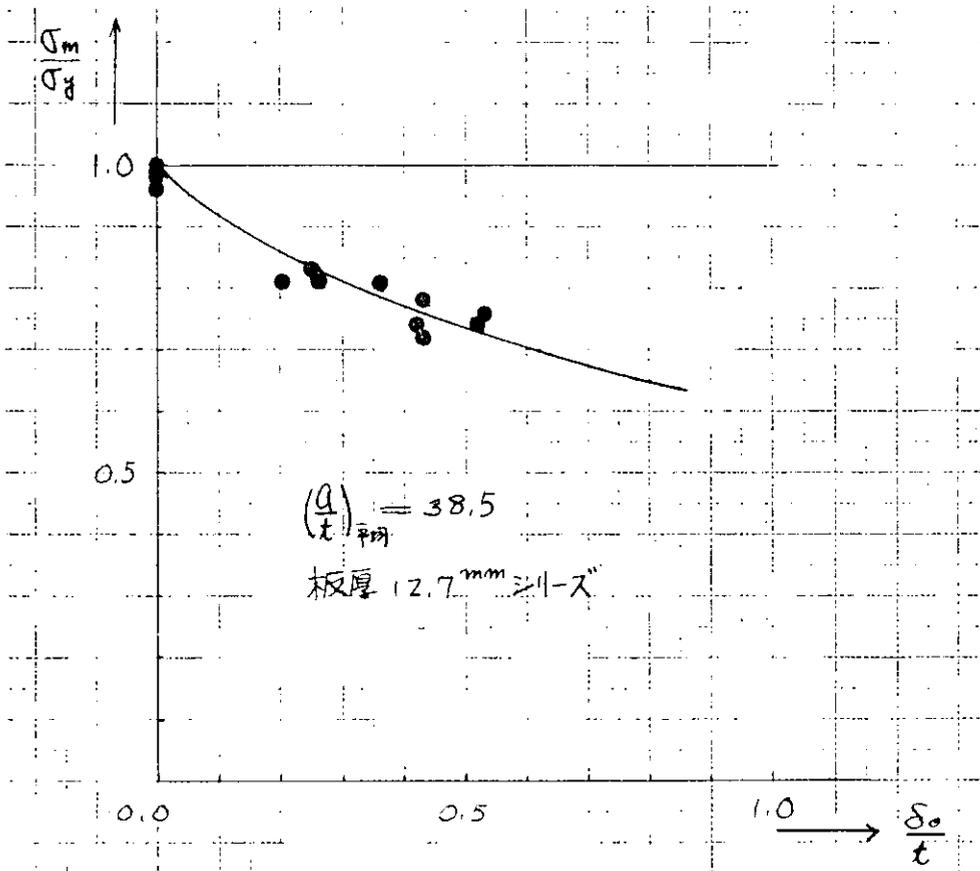


図 3. 1. 1 2 最高荷重と初期撓みとの関係

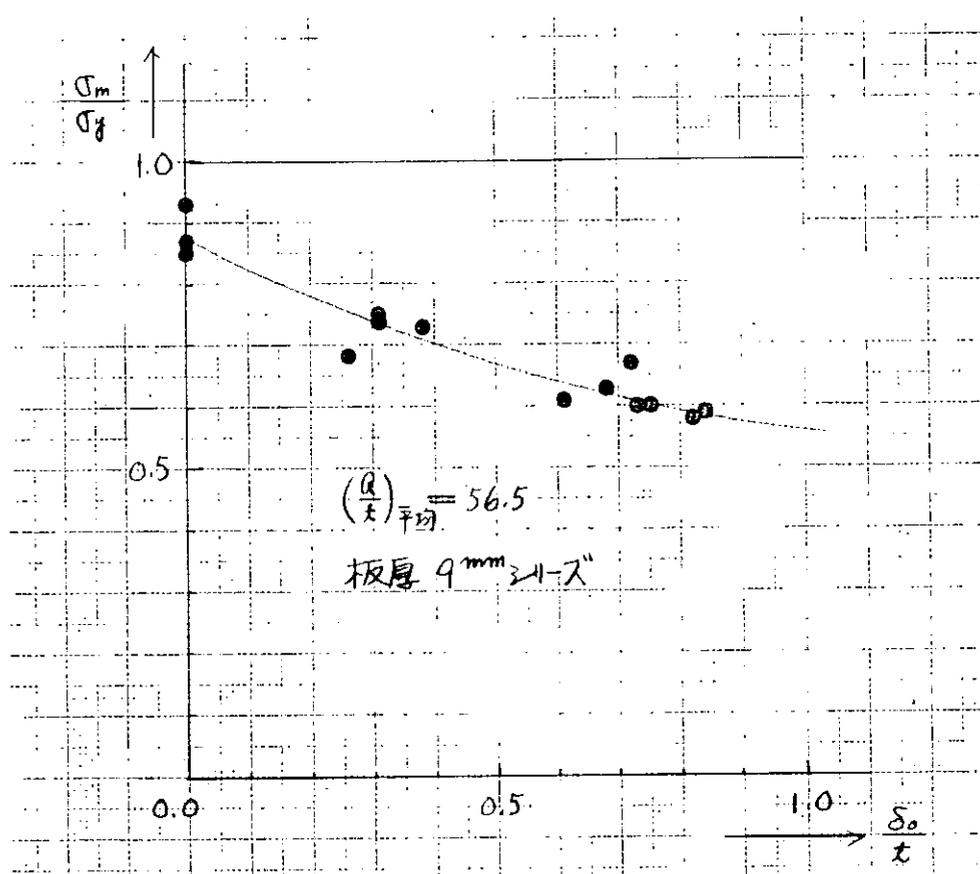


図 3. 1. 1 3 最高荷重と初期撓みとの関係

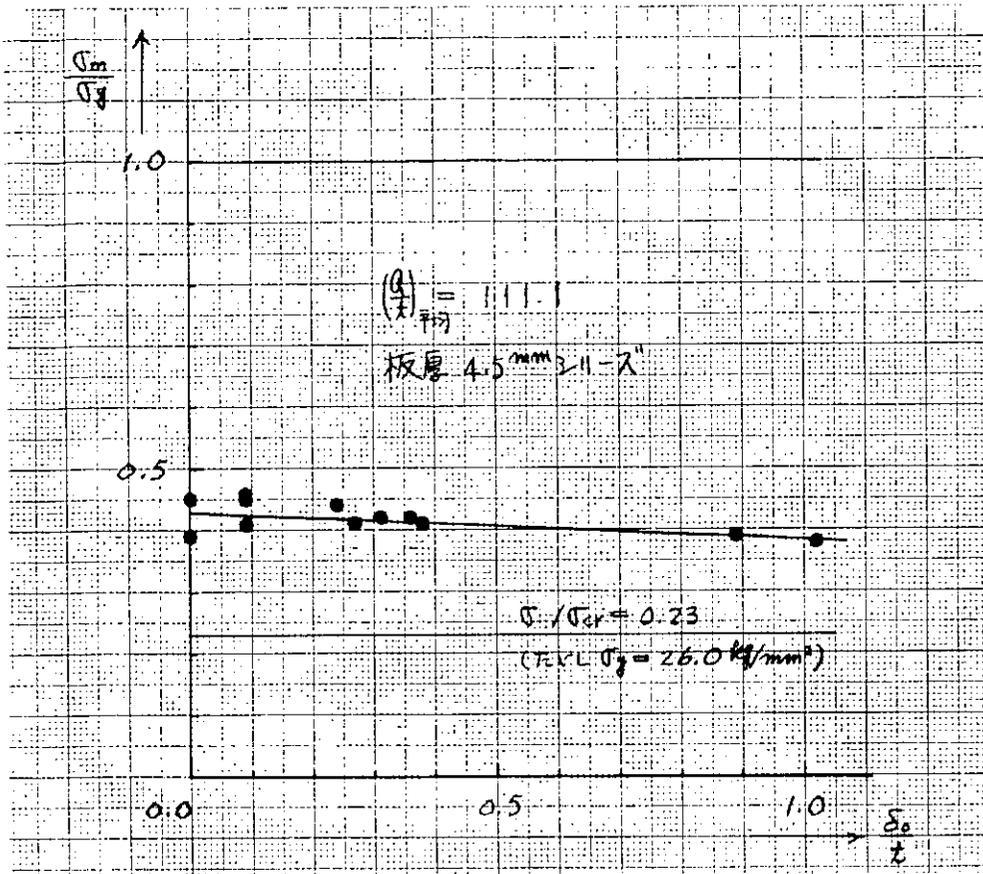


図 3. 1. 1 4 最高荷重と初期撓みとの関係

表 3. 1. 3 実験結果一覧表

板厚 1.27 mm シリーズ (500 × 500)

モデル名称	a / t	$\delta_0 / t$ (公称)	$\delta_0 / t$ (実測)	最高荷重 (T)	$\sigma_m / \sigma_y$
A-12-1	39.1	0.0	0.0	154.8	0.96
" 2	39.1	0.0	0.0	159.0	0.99
" 3	39.1	0.0	0.0	157.4	0.98
" 4	39.1	0.25	0.0	160.2	1.00
" 5	38.8	0.25	0.0	192.6	0.99
" 6	37.6	0.25	0.20	159.0	0.81
" 7	38.8	0.5	0.26	159.1	0.81
" 8	37.6	0.5	0.25	162.9	0.83
" 9	37.6	0.5	0.26	160.0	0.82
" 10	38.8	0.75	0.36	158.4	0.81
" 11	38.8	0.75	0.43	153.4	0.78
" 12	37.6	0.75	0.42	145.0	0.74
" 13	37.6	1.0	0.43	140.4	0.72
" 14	38.8	1.0	0.52	143.9	0.74
" 15	38.8	1.0	0.53	148.5	0.76

板厚9mmシリーズ(500×500)

モデル名称	a/t	$\delta_0/t$ (公称)	$\delta_0/t$ (実測)	最高荷重(T)	$\sigma_m/\sigma_y$
B-9-1	56.8	0.0	0.0	118.8	0.87
" 2	56.8	0.0	0.0	116.7	0.85
" 3	56.8	0.0	0.0	127.1	0.93
" 4	55.6	0.25	0.0	109.8	0.85
" 5	56.8	0.25	0.26	95.6	0.68
" 6	56.8	0.25	0.31	101.8	0.74
" 7	56.8	0.5	0.31	102.0	0.75
" 8	56.8	0.5	0.38	97.0	0.73
" 9	56.8	0.5	0.61	86.2	0.61
" 10	55.6	0.75	0.68	81.2	0.63
" 11	56.8	0.75	0.73	80.6	0.60
" 12	55.6	0.75	0.72	75.6	0.67
" 13	56.8	1.0	0.75	80.0	0.60
" 14	56.8	1.0	0.82	77.9	0.58
" 15	55.6	1.0	0.84	67.4	0.59

板厚4.5mmシリーズ(500×500)

モデル名称	a/t	$\delta_0/t$ (公称)	$\delta_0/t$ (実測)	最高荷重(T)	$\sigma_m/\sigma_y$
C-4-1	111.1	0.0	0.0	25.0	0.39
" 2	"	0.0	0.0	26.9	0.45
" 3	—	0.0	—	—	—
" 4	111.1	0.25	0.09	24.6	0.41
" 5	"	0.25	0.09	26.9	0.46
" 6	"	0.25	0.09	26.2	0.45
" 7	"	0.5	0.24	26.0	0.44
" 8	"	0.5	0.27	25.9	0.41
" 9	"	0.5	0.31	25.0	0.42
" 10	"	0.75	0.36	25.4	0.42
" 11	"	0.75	0.38	24.6	0.41
" 12	—	0.75	—	—	—
" 13	111.1	1.0	0.89	24.6	0.39
" 14	"	1.0	1.02	21.5	0.38
" 15	—	1.0	—	—	—

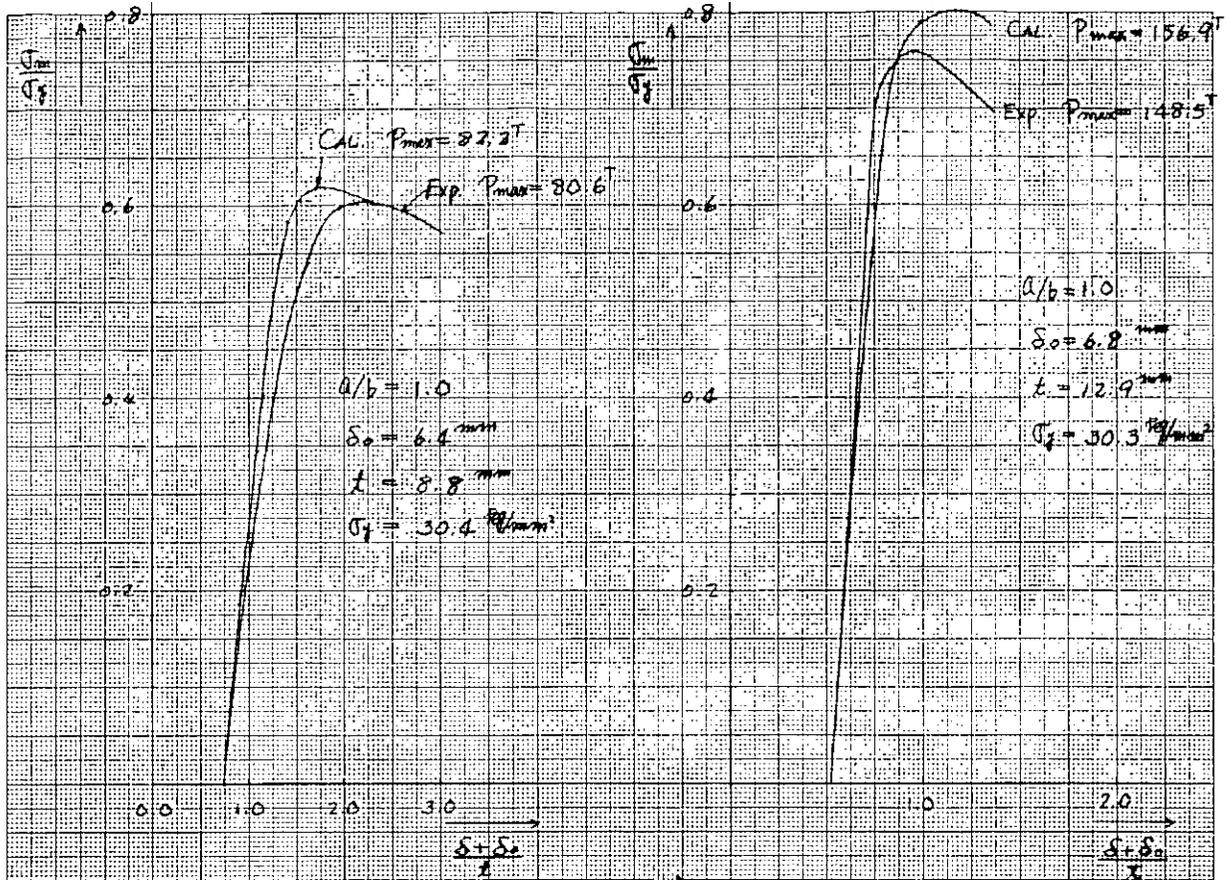


図 3.1.15 実験値と計算値の比較

### 3.1.5 統計的手法の検討

初期撓みを有する板材の挙動に関する前記の実験と並行し、安全性評価のための確率統計的手法についても検討しているが、その概要を報告する。

#### (1) 理論

ここでは初期撓みを有し、一様圧縮を受ける板材の信頼性、特に船側外板にみられるような  $a/t$  が 40~60 前後のものについて検討を行なう。

いま、初期撓みを有する板材の耐荷力を  $R (> 0)$ 、荷重による挙動を  $S (> 0)$  とすれば、これらはいずれもある分布法則にしたがう確率変数である。すなわち、耐荷力を全たわみ  $\delta$  で表わせれば  $R$  は初期撓み  $\delta_0$  を確率変数とする関数、また、挙動を同じく全たわみ  $\delta$  で表わせれば  $S$  は初期撓み  $\delta_0$  および作用応力  $\sigma_w$  を確率変数とする関数である。したがって、この場合  $R$  および  $S$  は相互に独立な事象ではなく、互いに従属した関係にある。

破壊の定義は次式で与えられる。

$$R - S < 0$$

すなわち、破壊の確率は、

$$P(-) = Pr(R - S < 0)$$

図 3.1.16 のハッチした部分が  $P(-)$  に相当する。

いま、確率変数  $\delta$  および  $\sigma_w$  が正規分布であると仮定し、 $R$  および  $S$  を全たわみ  $\Delta (\delta/t)$  で表わすことができれば、

$$\Delta_R = f(\Delta_0) \dots \dots \dots (3.1.1)$$

$$\Delta_S = g(\Delta_0, \sigma_w) \dots \dots \dots (3.1.2)$$

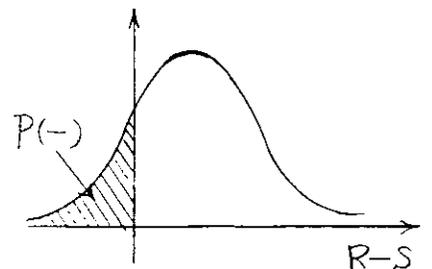


図 3.1.16

ここに  $\Delta_0 = \delta_0 / t$

すなわち、

$$\begin{aligned} R - S &= \Delta_R - \Delta_S \\ &= f(\Delta_0) - g(\Delta_0, \sigma_w) \\ &= \Phi(\Delta_0, \sigma_w) \dots\dots\dots (3.1.3) \end{aligned}$$

ここで、確率変数  $\Delta_0$  および  $\sigma_w$  の分散が小さく、各々の平均値のまわりでテーラー展開した式で十分に線形近似ができると考えられる場合には  $(R - S)$  の分布は正規分布で表わされ、その平均および分散は次式で与えられる。

すなわち、

平均値  $\overline{R - S} = \Phi(\overline{\Delta_0}, \overline{\sigma_w}) \dots\dots\dots (3.1.4)$

分散  $\sigma_{R-S}^2 = \left[ \frac{\partial \Phi(\overline{\Delta_0}, \overline{\sigma_w})}{\partial \overline{\Delta_0}} \right]^2 \cdot \sigma_{\Delta_0}^2 + \left[ \frac{\partial \Phi(\overline{\Delta_0}, \overline{\sigma_w})}{\partial \overline{\sigma_w}} \right]^2 \cdot \sigma_{\sigma_w}^2 \dots\dots\dots (3.1.5)$

したがって、破壊の確率は、

$$P(-) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{x_a}^{\infty} e^{-\frac{x^2}{2}} dx \dots\dots\dots (3.1.6)$$

ここに  $x_a = \frac{\overline{R - S}}{\sigma_{R-S}}$

なお、 $\Delta_R$  および  $\Delta_S$  については、以下の節で解析解および実験値の数式化により求める。

### 3.1.6 実験値の数式化

前記の実験結果をもとにして、板材の挙動および耐荷力の数式化を行なった。

#### (1) 板材の挙動の数式化

板材の挙動は実験値をそのまま数式化しても良いが、ここではエネルギー法による弾性大撓みの解式を用い近似した。

文献(1)によれば初期撓みを有する板材の荷重-撓み曲線をエネルギー法より求め、次式を導いている。

$$\begin{aligned} \frac{P}{P_y} &= 3.612 \frac{E}{\sigma_y} \left( \frac{t}{a} \right)^2 \frac{\delta - \delta_0}{\delta} + \frac{E}{\sigma_y} \left( \frac{t}{a} \right)^2 \left\{ 1.571 \left( \frac{\delta}{t} \right)^2 \right. \\ &\quad \left. - 0.598 \left( \frac{\delta}{t} \right) \left( \frac{\delta_0}{t} \right) - 0.301 \left( \frac{\delta_0}{t} \right)^2 - 0.673 \left( \frac{\delta_0}{t} \right)^2 \left( \frac{\delta_0}{\delta} \right) \right\} \dots\dots\dots (3.1.7) \end{aligned}$$

ここに  $P = \sigma_w a t$  ,  $P_y = \sigma_y a t$

いま、 $\delta_0 / t = \Delta_0$  および  $\delta / t = \Delta$  なる無次元量を導入し、さらに右辺二項目を計算の都合上2次式で近似し、 $\Delta$  で表わせれば次式を得る。

$$\Delta = \frac{2d}{f + \sqrt{f^2 + 25\Delta_0^2 d}} \Delta_0 \dots\dots\dots (3.1.8)$$

ここに

$$f = 3.612 - 10\Delta_0^2 - \frac{\sigma_w}{E} \left( \frac{a}{t} \right)^2$$

$$d = 3.612 - 3.75\Delta_0^2$$

したがって、 $\Delta$  は初期撓み  $\Delta_0$  および作用応力  $\sigma_w$  の関数として表わすことができる。ここで  $\Delta_0$  および  $\sigma_w$  はある平均値と分散をもつた統計量である。

#### (2) 板材の耐荷力の数式化

板材の耐荷力は実験結果をそのまま用い、これを数式化する。図3.1.17は最高荷重における初期撓み  $\Delta_0$  と全撓

み $\Delta$ との関係をプロットし、これを一価関数で fitting を行なつたものである。これより次式を得る。

$$\Delta = 1.6 - \frac{1}{0.955(\Delta_0 + 0.680)} \quad (a/t = 38.5) \quad \dots\dots\dots (3.1.9)$$

$$\Delta = 2.95 - \frac{1}{0.291(\Delta_0 + 1.230)} \quad (a/t = 56.5) \quad \dots\dots\dots (3.1.10)$$

ここで $\Delta_0$ はある平均値と分散をもつ統計量である。

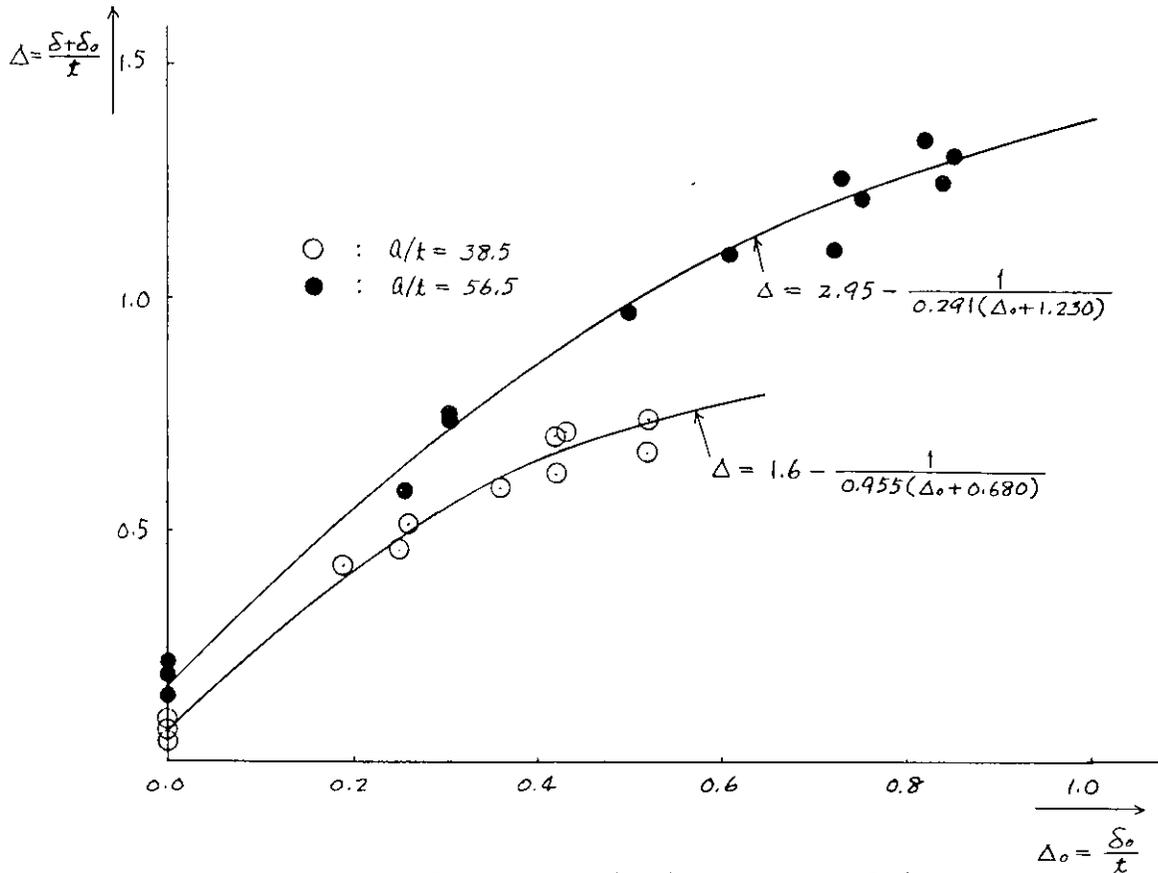


図 3. 1. 1 7 最高荷重における初期撓みと全たわみとの関係

### 3.1.7 数値計算例

初期撓みを有し、軸圧縮荷重を受ける板材 ( $a/t = 40$  および  $50$ ) の破壊の確率を求める。

#### (1) 耐荷力 $R$ の統計的性質

耐荷力  $R$  については前節で実験式より導いた式 (3.1.9) および (3.1.10) をそれぞれ用いる。したがって、耐荷力のバラツキは初期撓み  $\delta_0$  により与えられる。

#### (2) 荷重による挙動 $S$ の統計的性質

前節式 (3.1.8) を用いる。ここでは挙動のバラツキは初期撓み  $\delta_0$  および作用応力  $\sigma_w$  により与えられる。

#### (3) 初期撓みの補正方法

初期撓みの補正方法はいくつか考えられるが、取り扱いの面で比較的便利な次の二つがあげられる。

(a) 図 3.1.18 に示すように、ある値以上の初期撓みを Out することにより  $P(\delta_0)$  の確率密度関数は破線で示すような分布  $P'(\delta_0)$  に改良され、平均値および分散も同時に改良される。

一方、本方法の欠点は 1 度改良された分布より分散を求めると再びそのす

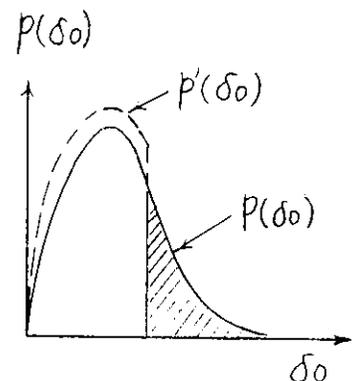


図 3. 1. 1 8

その部分がハッチした部分（つまり cut した部分）にひろがり cut した意味がうすれる点である。

(b) JSQS (1971年度版)によれば、やせ馬種の補正を  $\bar{\delta}_0 + 2\sigma_{\delta_0}$  以下におさえるという規定があるが、これをヒントに以下のような操作を行なう。すなわち、図3.1.19に示すように標準偏差のみで詰をしようとするもので、0座標から  $4\sigma_{\delta_0}$  をとり平均値を  $2\sigma_{\delta_0}$  にとるといものである。この方法では、前記(a)の欠点は補なうことができるが、一方で分布関数の非対称度を正確に表わすことができない。

なお、以下の計算では(b)の方法を用いる。

(4) 数値計算

式(3.1.8)、(3.1.9)および(3.1.10)より、R-Sを求めると以下ようになる。

$$R-S = a_1 - \frac{1}{a_2(\bar{\Delta}_0 + a_3)} - \frac{2\bar{d}\bar{\Delta}_0}{\bar{f} + \sqrt{\bar{f}^2 + 25\bar{\Delta}_0^2\bar{d}}}$$

ここに

$$\frac{a}{t} = 38.5 \text{ の場合 } \begin{cases} a_1 = 1.6 \\ a_2 = 0.955 \\ a_3 = 0.680 \end{cases}$$

$$\frac{a}{t} = 56.5 \text{ の場合 } \begin{cases} a_1 = 2.95 \\ a_2 = 0.291 \\ a_3 = 1.230 \end{cases}$$

したがって、

$$\overline{R-S} = a_1 - \frac{1}{a_2(\bar{\Delta}_0 + a_3)} - \frac{2\bar{d}\bar{\Delta}_0}{\bar{f} + \sqrt{\bar{f}^2 + 25\bar{\Delta}_0^2\bar{d}}}$$

$$\text{ここに } \bar{f} = 3.612 - \frac{\bar{\sigma}_w}{E} \left(\frac{a}{t}\right)^2 - 10\bar{\Delta}_0^2$$

$$\bar{d} = 3.612 - 3.75\bar{\Delta}_0^2$$

一方、分散は、

$$\frac{\partial}{\partial \bar{\Delta}_0} (\overline{R-S}) = \frac{1}{a_2(\bar{\Delta}_0 + a_3)^2} - \frac{1}{(\bar{f} + \sqrt{\bar{f}^2 + 25\bar{\Delta}_0^2\bar{d}})^2} \times \left[ 2(3.612 - 11.25\bar{\Delta}_0^2) \right. \\ \left. (\bar{f} + \sqrt{\bar{f}^2 + 25\bar{\Delta}_0^2\bar{d}}) - 2\bar{d}\bar{\Delta}_0 \cdot \theta \right]$$

$$\text{ただし、 } \theta = -20\bar{\Delta}_0 + \frac{1}{2\sqrt{\bar{f}^2 + 25\bar{\Delta}_0^2\bar{d}}} \times \left\{ -40\bar{\Delta}_0\bar{f} + 25(7.224\bar{\Delta}_0 - 15.0\bar{\Delta}_0^3) \right\}$$

$$\frac{\partial}{\partial \bar{\sigma}_w} (\overline{R-S}) = \frac{-2\bar{d}\bar{\Delta}_0}{(\bar{f} + \sqrt{\bar{f}^2 + 25\bar{\Delta}_0^2\bar{d}})^2} \times \left[ \frac{1}{E} \left(\frac{a}{t}\right)^2 + \frac{\bar{f}}{\sqrt{\bar{f}^2 + 25\bar{\Delta}_0^2\bar{d}}} \right]$$

等を算出することにより、

$$\sigma_{R-S}^2 = \left[ \frac{\partial}{\partial \bar{\Delta}_0} (\overline{R-S}) \right]^2 \cdot \sigma_{\bar{\Delta}_0}^2 + \left[ \frac{\partial}{\partial \bar{\sigma}_w} (\overline{R-S}) \right]^2 \cdot \bar{\sigma}_w^2$$

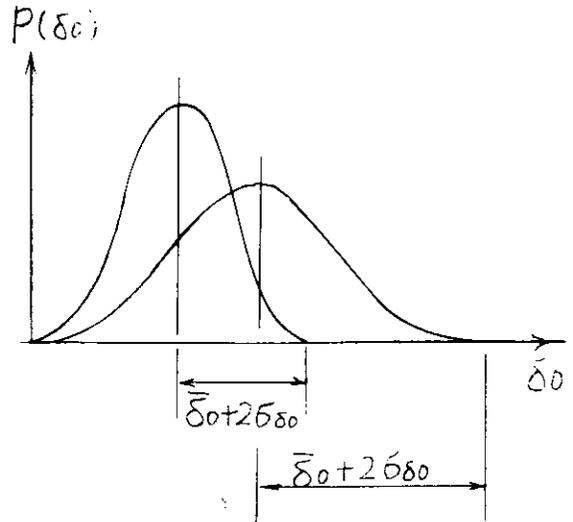


図 3.1.19

を得る。

$\bar{R}-S$  および  $\sigma_{R-S}^2$  が求まった後は 3.1.5 節の方法をそのまま適用すれば破壊の確率が得られる。

数値計算結果を図 3.1.20 から図 3.1.22 に示す。

図 3.1.20 および図 3.1.21 は  $a/t = 56.5$  および  $38.5$  の場合の破壊の確率と  $(\bar{\sigma}_0 + 2\sigma_{\delta_0})/t$  との関係を示し、パラメータは平均作用応力とその標準偏差である。

図 3.1.22 は平均作用応力  $\bar{\sigma}_w = 16 \text{ Kg/mm}^2$ 、標準偏差  $\sigma_{\sigma_w} = 3.2 \text{ Kg/mm}^2$  の場合の破壊の確率と  $a/t$  との関係を示す。

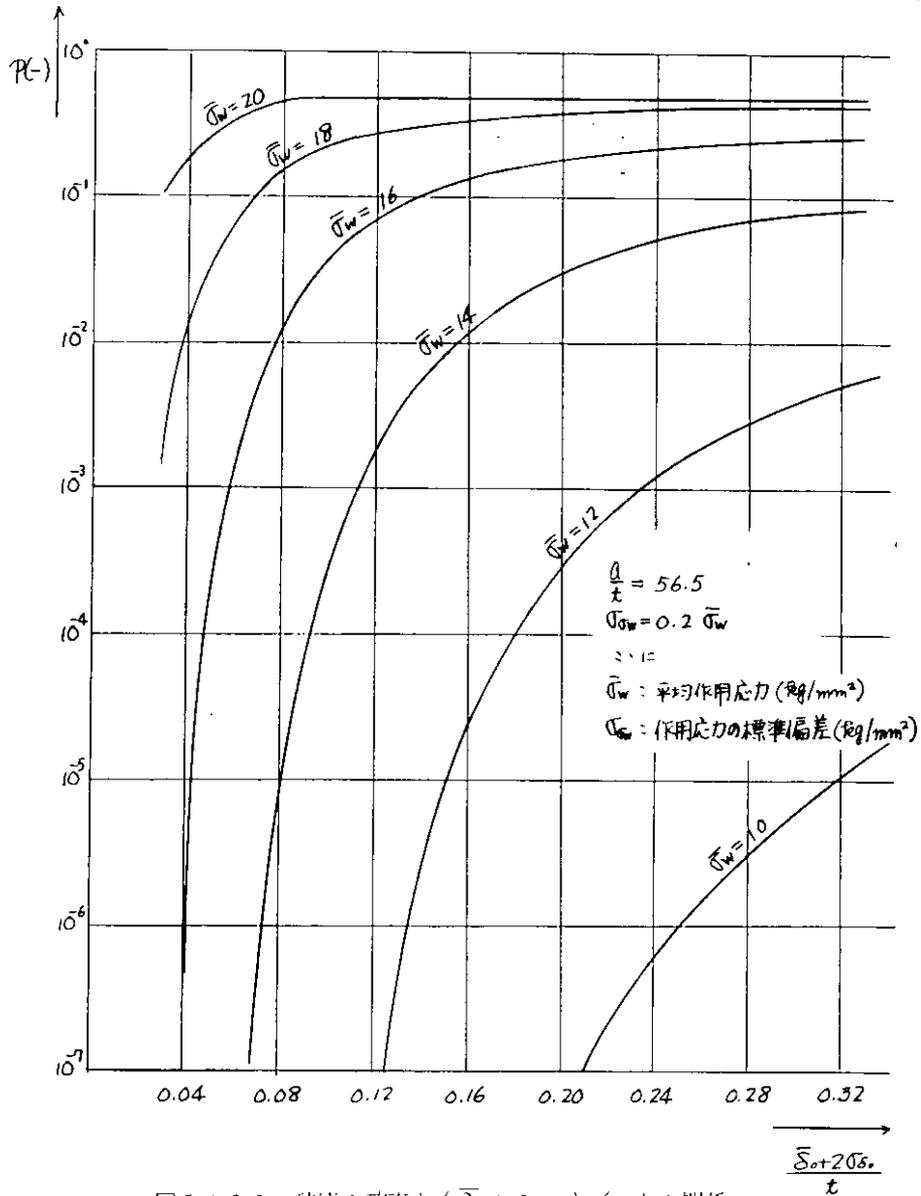


図 3.1.20 破壊の確率と  $(\bar{\sigma}_0 + 2\sigma_{\delta_0})/t$  との関係

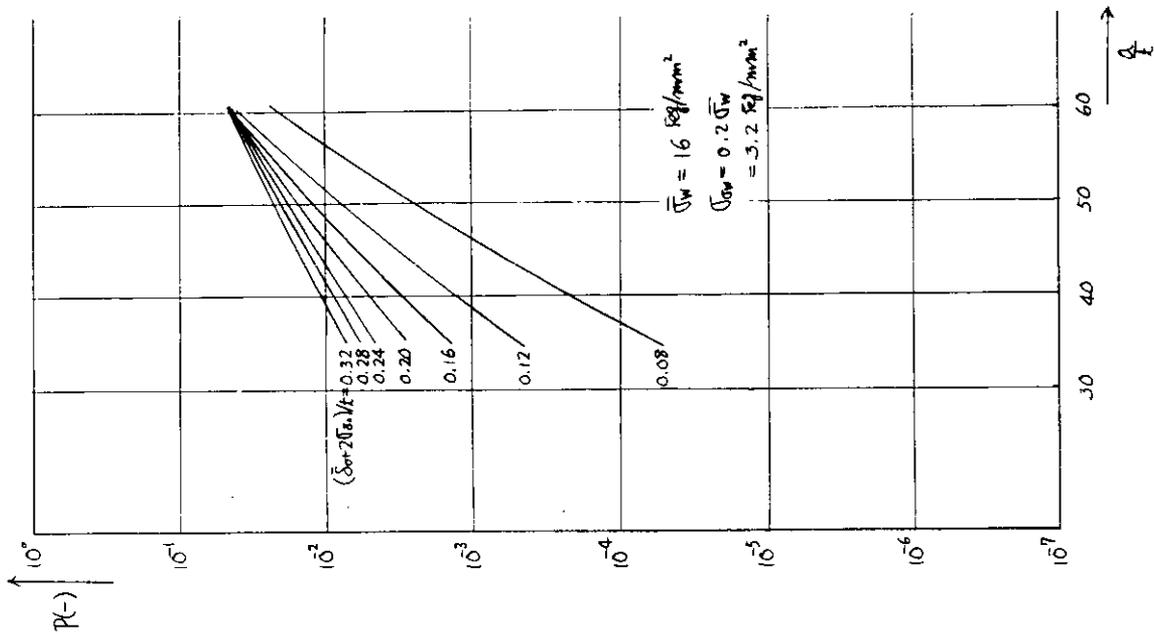


図 3.1.2.2 破壊の確率と  $a/t$  との関係

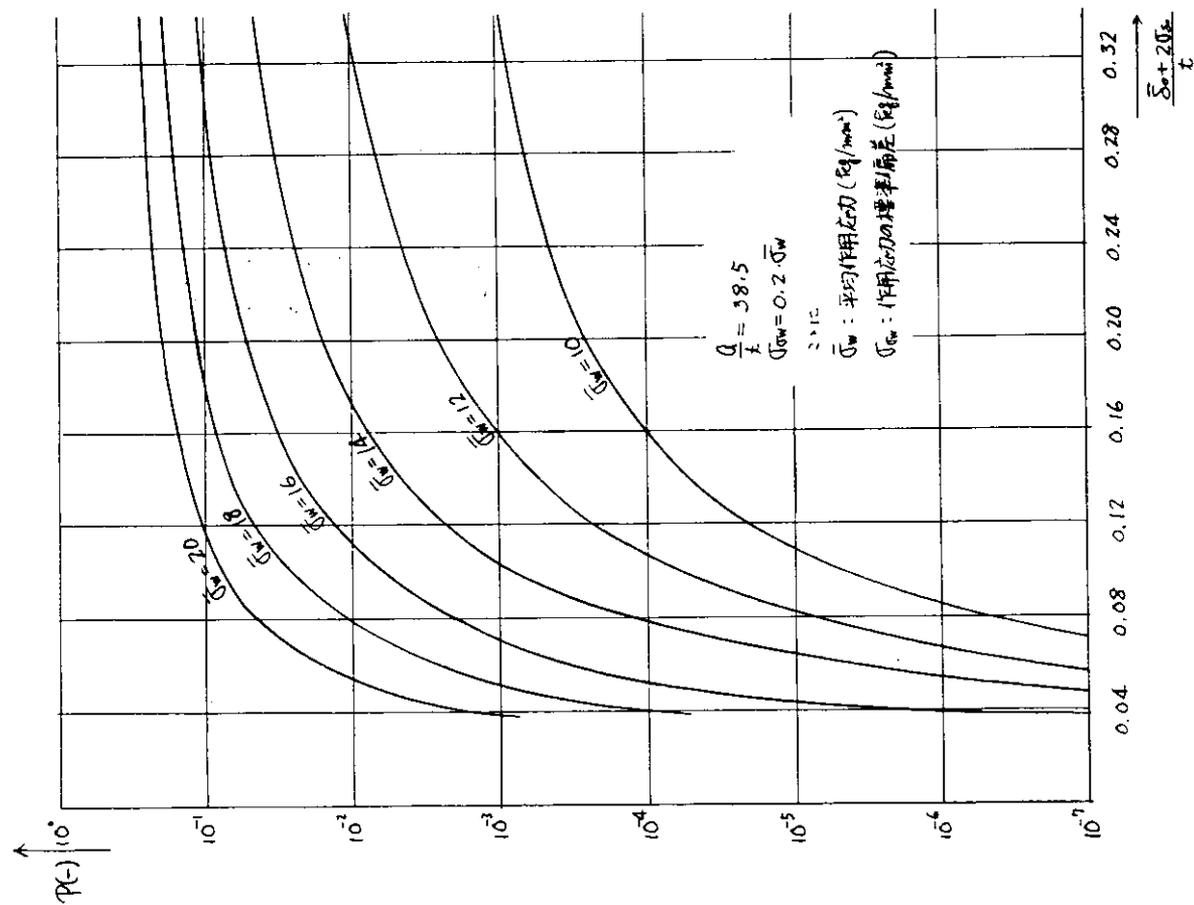


図 3.1.2.1 破壊の確率と  $(\delta_0 + 2\sigma_{\delta_0})/t$  との関係

### 3.1.8 むすび

#### (1) 実験結果について

従来、あまり理論的にも実験的にも十分な扱いがなされていなかった崩壊に至る板の挙動について、多数の試験体を用いてこれを実験的に求め、資料不足の感のあるこの種の板に対し、広範囲なデータを作成し、理論値とも比較し、その有用性を確かめた。

得られた結果を要約すれば次のとおりである。

a) 厚板 ( $a/t = 40 \sim 50$ ) では典型的な塑性座屈現象が現われ、初期撓みが小さければ降伏応力近く、また、初期撓みによる最高荷重の低下がかなりみられる。

b) 薄板 ( $a/t \approx 100$ ) では弾性座屈後大きく撓み、最高荷重に達し、弾性座屈荷重のほぼ2倍近い値におちつく。また、初期撓みによる最高荷重の低下率も低い。

#### (2) 信頼性理論について

本年度は、実験結果をもとに信頼性理論のうち古典的手法を用いて破壊の確率を計算した。しかしながら、この手法では fitting のまずさによつて  $P(-) < 10^{-3}$  の範囲では分布形状の影響を大きく受け、その式自身の信頼性も失なうおそれがある。

すなわち、 $P(-)$  算出に用いる  $R$  および  $S$  の真の、あるいは正確な分布が要求される訳であるが、不幸にしてわれわれが用いるデータは真の分布を決められるほど十分ではない。

今回の計算でも統計的に取り扱える不確かさ(確率変数の平均値と分散)は考慮されているが、計算の誤差あるいはモデル化の誤差等による不確かさ(平均値のまわりでテーラー展開する数式の線形化および実験式の数式化等の不確かさ)は考慮されていない。

したがって、本計算結果は、これをそのまま用いるには多くの問題が残されている。

これらの点に関しては分布に余り影響を受けない理論を展開する必要があり、今後改良してゆかねばならない問題である。

### 参 考 文 献

- (i) "Statistical Methods in Structural Mechanics" V.V. Bolotin
- (ii) "Strength prediction of plates in uniaxial Compression" R.M. Korol & A.N. Sherbourne ASCE ST9, Sep. 1972

## 3.2 桁材の工作歪と強度

### 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の研究として、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。

### 3.2.2 模型実験

#### (1) 試験装置および方法

供試体には図3.2.1～図3.2.3に示すように、250トン構造物試験機によつて負荷し、純曲げモーメントを作用させた。

供試体端部の横倒れ変形は図3.2.2および図3.2.3に示す横倒れ防止棒で拘束し、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。

応力分布の測定には、図3.2.4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およびしゅう動抵抗型変位計を用いて、図3.2.5に示す位置で計測した。

## (2) 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 $\frac{1}{4}$ 縮尺模型であり、図3.2.6に示すように研究対象のトランス(3パネルのウェブ、面材、スチフナー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(SM41)の機械的性質を表3.2.2に示す。

## (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留変形としてF8-S3シリーズおよびF5-S1.5シリーズの例を図3.2.7、図3.2.8に、また写真を図3.2.9～図3.2.12に示す。

同図から明らかな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半波長のモードである。一方、崩壊後の残留変形はF8-S3シリーズではトリッピングブラケット間の半波長のモードと各パネルのウェブで半波長を示すモードが混在している。桁の崩壊型式としては面材は圧縮座屈し、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。

F5-S1.5シリーズでは面材はトリッピングブラケット間で半波長のモードを示し、ウェブはトリッピングブラケット間の半波長のモードと各パネルで半波長を示すモードが混在しているが、桁全体ではトリッピングブラケット間の半波長が卓越し、完全に横倒れ崩壊している。

供試体の垂直たわみと荷重の関係を図3.2.13～図3.2.14に示す。同図から明らかなように、荷重が最高荷重の約 $\frac{1}{2}$ ～ $\frac{2}{3}$ に到るまで、垂直たわみは荷重とともに直線的に増し、その後急激に増加して最高荷重に達する。供試体の荷重-たわみ関係が直線関係を示す間の剛性は工作歪の大きさに無関係で、ほぼ一定であるが、初期変形が大きいほど低い荷重で垂直たわみは急激に増加し始める。

供試体の面材の水平曲り(桁の横倒れ変形)と荷重の関係を図3.2.15～図3.2.22に示す。同図から明らかなように、面材の幅(B<sub>F</sub>)が広いF8-S3シリーズでは、横倒れ変形は最高荷重の約 $\frac{1}{3}$ 程度まで、荷重とともに直線的に増し、その後急激に増加して崩壊する。一方、面材の幅が狭いF5-S1.5シリーズでは、横倒れ変形は比較的低い荷重(最高荷重の約 $\frac{1}{4}$ ～ $\frac{1}{3}$ )で変形と荷重の関係は直線性を失ない、その後急増する。荷重-たわみ関係が直線性を示す間の剛性は表3.2.3に示すが、工作歪の大きさに依存し、工作歪が大きくなると剛性は減少する。

供試体の各部の歪の計測値のうち、桁のスパン中央部の断面の軸応力を図3.2.23～図3.2.30に示す。同図から明らかなように、荷重が低い間はトランスおよび2条の補助トランスから構成される供試体は一体梁と見做せる挙動をするが、F8-S3シリーズでは荷重が増加してウェブパネルの局部座屈変形の増大に伴い、また、F5-S1.5シリーズではウェブパネルの局部座屈変形と面材の水平曲りの増大に伴い、応力の再分配が生じて供試体は一体梁としての挙動をしなくなる。

供試体の面材の水平曲げ歪と荷重の関係を図3.2.31～図3.2.38に示す。同図から明らかなように、フランジ幅の狭いF5-S1.5シリーズはF8-S3シリーズに比較して水平曲げ歪の急増する荷重が低い。また、初期変形の大い供試体では、低い荷重から水平曲りが生じる。

面材のスパン中央部の面外曲げ歪を図3.2.39～図3.2.46に示す。同図から明らかなように、桁の横倒れ初期変形の大い供試体では、比較的低い荷重で面材の面外曲げ歪が増加し始める。これは、面材には外力のモーメントによる圧縮力に、横倒れによる水平曲げの圧縮力が重畳され、そのために面材が圧縮座屈するからだと考えられる。なお、面材は圧縮力を受けて塑性座屈するが、弾性計算による圧縮座屈応力は、

$$F8-S3 \text{ シリーズ} \quad \sigma_{cr} = 192 \text{ Kg/mm}^2$$

$$F5-S1.5 \text{ シリーズ} \quad \sigma_{cr} = 486 \text{ Kg/mm}^2$$

である。

供試体のウェブパネルの曲げ変形をしらべるために、中央パネルのウェブの表、裏の歪を図3.2.47～図3.2.54

に示す。同図から明らかなように、ウェブには初期変形が存在しているので、荷重の初期の段階からウェブには曲げ変形が生じているが、ウェブパネルの局部座屈荷重の計算値

$$F 8 - S 3 \text{ シリーズ} \quad P_{cr} = 27.9 \text{ ton}$$

$$F 5 - S 1.5 \text{ シリーズ} \quad P_{cr} = 24.0 \text{ ton}$$

の近傍で曲げ歪が急増する。

比較のために、供試体 ( F 8 - S 3 - 1 0 ) の端部パネルのウェブの曲げ歪を図 3.2.5 5 に示す。同図から、端部パネルでは初期変形が小さいので、パネルの局部座屈荷重 27.9 ton をすぎるとウェブの曲げ歪は急激に増加し、明らかにウェブパネルの局部座屈の発生したことがわかる。

なお、純曲げを受ける供試体の座屈強度の解析はエネルギー法を用いて行ない、ウェブは底板との接合部および荷重辺で単純支持されていると見做し、面材およびスチフナの曲げ剛性を考慮して行なった。その結果、得られたウェブパネルの局部座屈強度および桁の横倒れ座屈強度を表 3.2.3 に示す。図 3.2.5 5 から明らかなようにウェブパネルの局部座屈強度の計算値および実験値は非常に良く一致している。

供試体の最高荷重を表 3.2.3 に示す。面材の幅の広い F 8 - S 3 シリーズでは、供試体にはウェブパネルの局部座屈および面材の圧縮座屈が生じて、桁全体が少し横倒れ変形して崩壊している。最高荷重は初期変形の大きさにあまり左右されず、初期変形が最も大きい供試体 ( F 8 - S 3 - 2 0 ) で、最高荷重の低下率は ( F 8 - S 3 - 0 0 ) の約 8.5 % である。

一方、面材の幅の狭い F 5 - S 1.5 シリーズでは供試体にはウェブパネルの局部座屈および桁全体の大きな横倒れ変形が生じて崩壊しており、最高荷重は初期変形の大きさに比較的影響され、初期変形の最も大きい供試体 ( F 5 - S 1.5 - 2 0 ) で、最高荷重の低下率は ( F 5 - S 1.5 - 0 0 ) の約 14 % である。

### 3.2.3 結 論

船殻部材の桁材に工作歪が存在する場合、歪量が桁材に及ぼす影響を検討するための模型実験および解析を行なった結果、以下のことが明らかになった。

- (1) 面材の幅の広い桁では純曲げを受けると、ウェブパネルの局部座屈と面材の圧縮座屈が生じて、桁全体が少し横倒れ変形して崩壊するが、その最高荷重は工作歪の影響をあまり受けない。
- (2) 面材の狭い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、同時に桁全体が大きく横倒れ座屈して崩壊し、その最高荷重は工作歪の影響を受ける。
- (3) 工作歪の存在する桁では、その垂直方向の変形の剛性は工作歪の影響をほとんど受けない。しかし、水平方向の横倒れ変形の剛性は工作歪の影響を受ける。

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 $\delta / t_w$	実測初期変形 $\delta / t_w$	面材寸法 $B_f \times t_f$	スチフナー寸法 $B_s \times t_s$
F 8 - S 3 - 0 0	0.0	0.3 2	8 0 × 6.1 3	3 0 × 4.3 9
F 8 - S 3 - 0 5	0.5	0.9 7		
F 8 - S 3 - 1 0	1.0	1.2 4		
F 8 - S 3 - 1 5	1.5	1.9 6		
F 8 - S 3 - 2 0	2.0	2.0 6		
F 5 - S 1.5 - 0 0	0.0	- 0.2 5	5 0 × 6	1 5 × 4.5
F 5 - S 1.5 - 1 0	1.0	1.6 9		
F 5 - S 1.5 - 2 0	2.0	2.3 6		

注  $t_w$  : ウェブの板厚 ( 3.1 2 # )

$\delta$  : 桁材の横倒れ量 ( ウェブスチフナー側への倒れを正とする )

表 3.2.2 材料の機械的性質

板厚 t (mm)	降伏応力 $\sigma_Y$ (Kg/mm <sup>2</sup> )	引張強さ $\sigma_B$ (Kg/mm <sup>2</sup> )	ヤング率 E (Kg/mm <sup>2</sup> )	伸び $\delta$ (%)	絞り $\phi$ (%)
3.12	27.1	39.7	20,450	35.2	68.9
4.39	24.9	39.3	20,650	35.8	64.8
6.13	29.4	45.5	21,130	35.2	68.9
11.77	31.1	45.9	20,770	34.4	62.2

表 3.2.3 実験および計算結果のまとめ

供試体	計 算 値 (荷重)				実 験 値 (荷重)		
	ウェブの 局部座屈 (ton)	桁の横倒 れ 座 屈 (ton)	Face の 塑 性 化 (ton)	全 塑 性 モーメント (ton)	最高荷重 (ton)	Face に 塑性域発生 (ton)	横 倒 れ 変形剛性 (ton/mm)
F8-S3-00	27.9	173.8	71.6	119.2	75.2	53.0	963.8
05	"	"	"	"	67.1	30.8	478.3
10	"	"	"	"	65.7	46.7	278.3
15	"	"	"	"	68.9	36.6	278.3
20	"	"	"	"	68.9	36.0	234.0
F5-S15-00	24.0	30.3	62.5	106.8	52.0	31.4	137.0
10	"	"	"	"	49.2	23.7	45.0
20	"	"	"	"	44.7	25.7	20.7

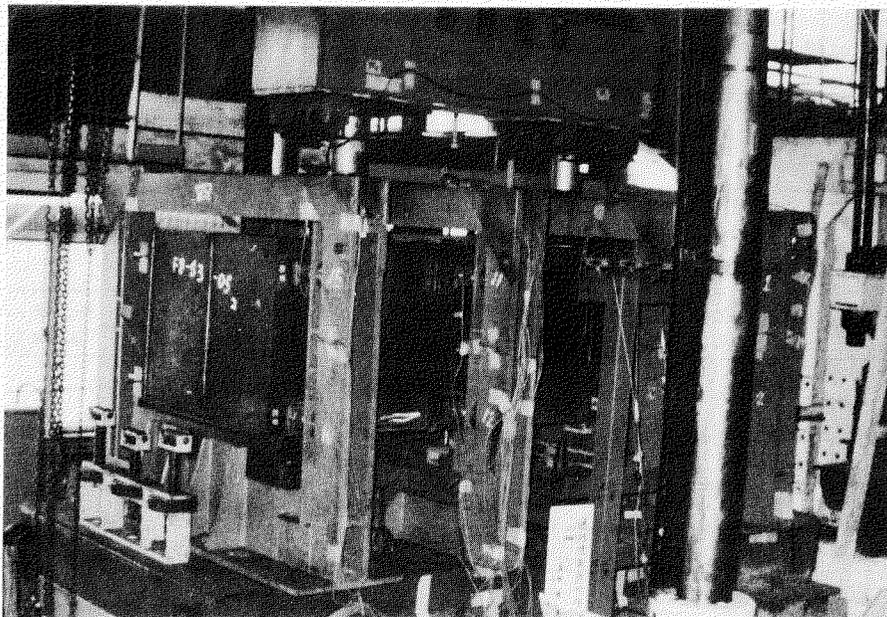


図 3.2.1 試験装置全影

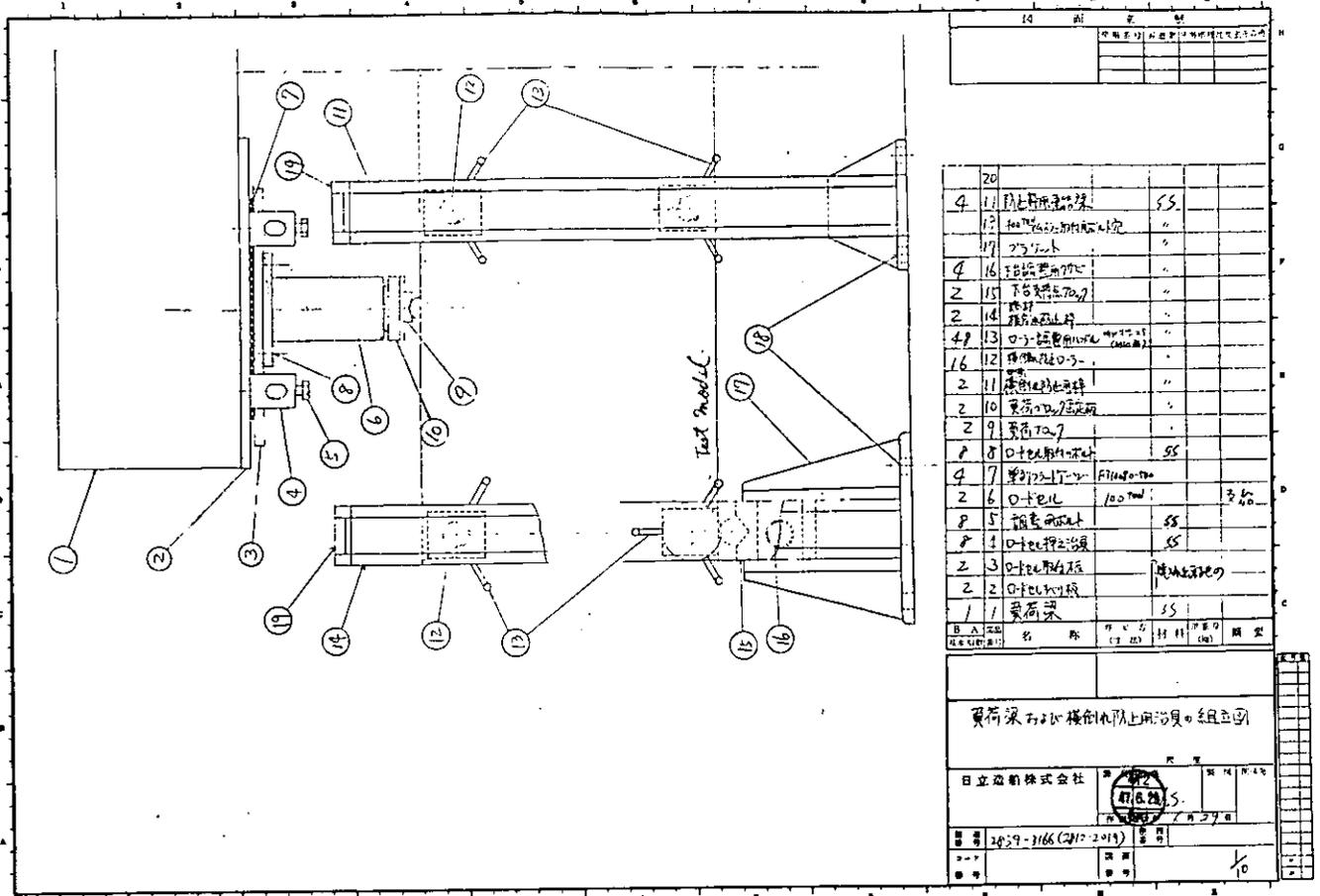


図 3. 2. 2

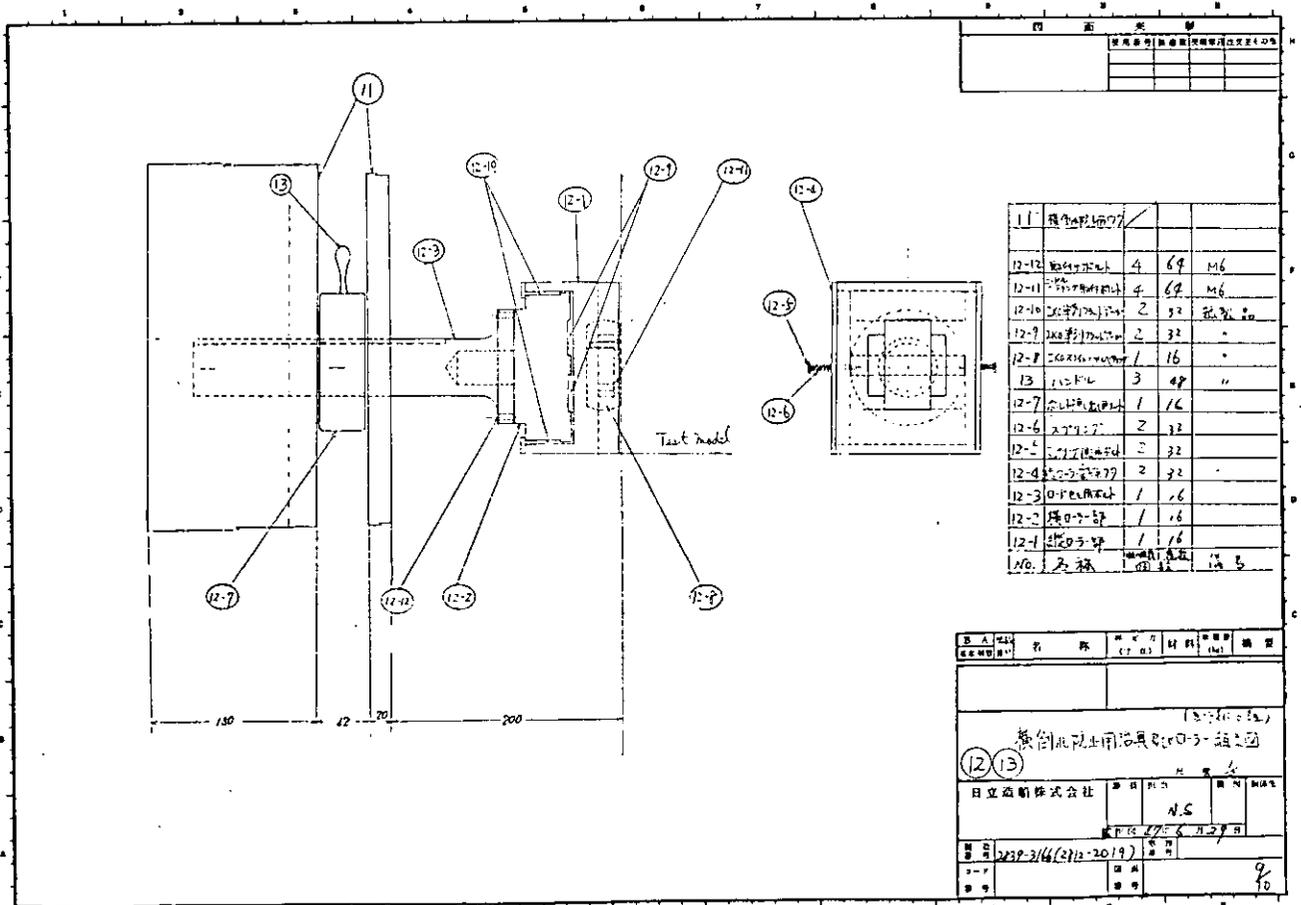


図 3. 2. 3

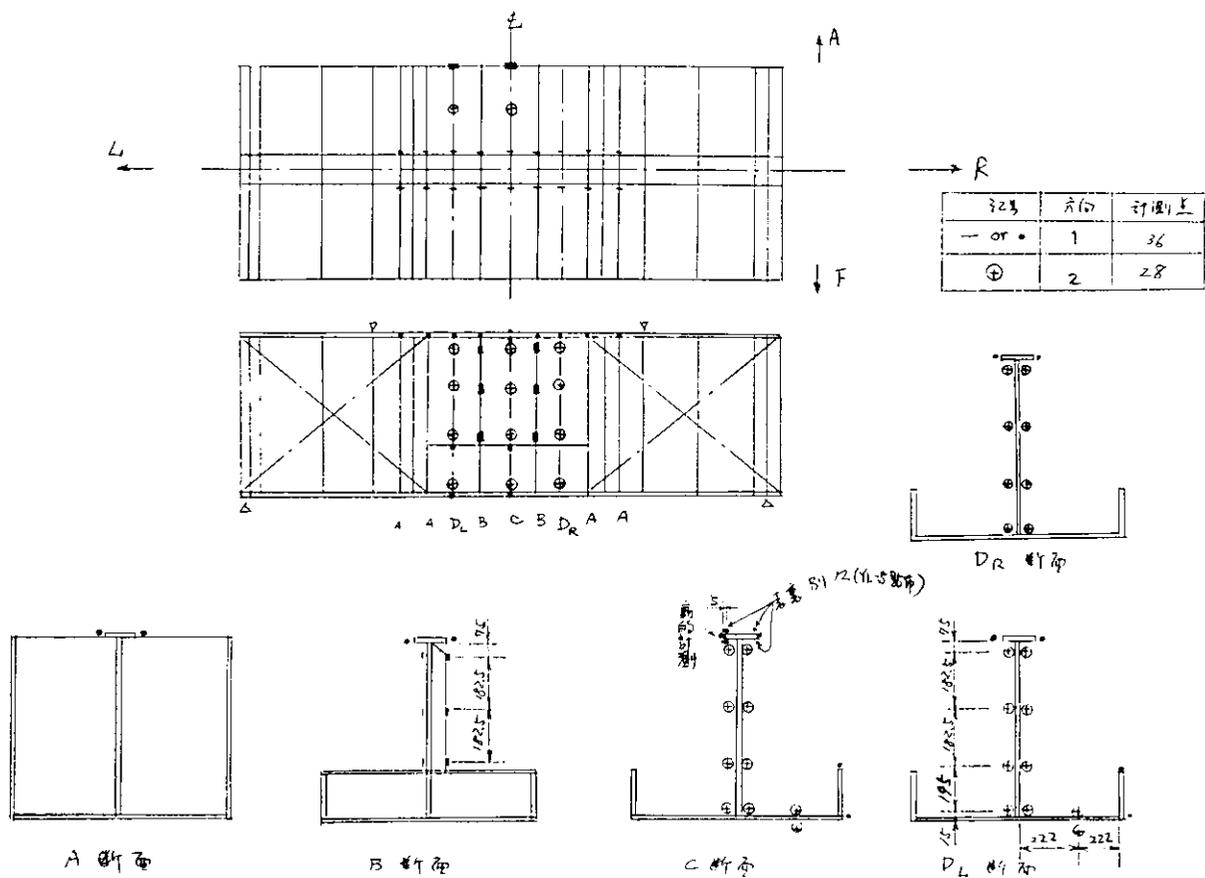


図 3.2.4 歪計測位置

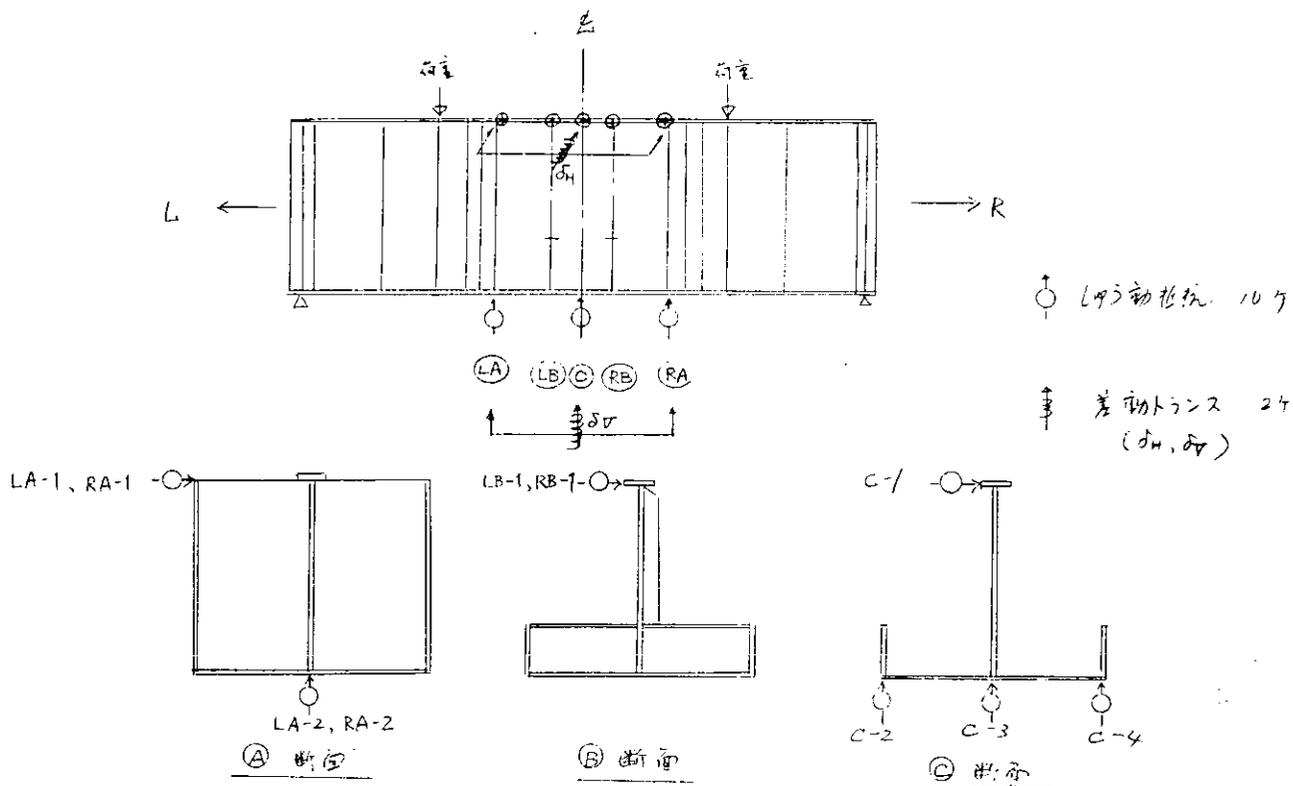


図 3.2.5 変位計測位置

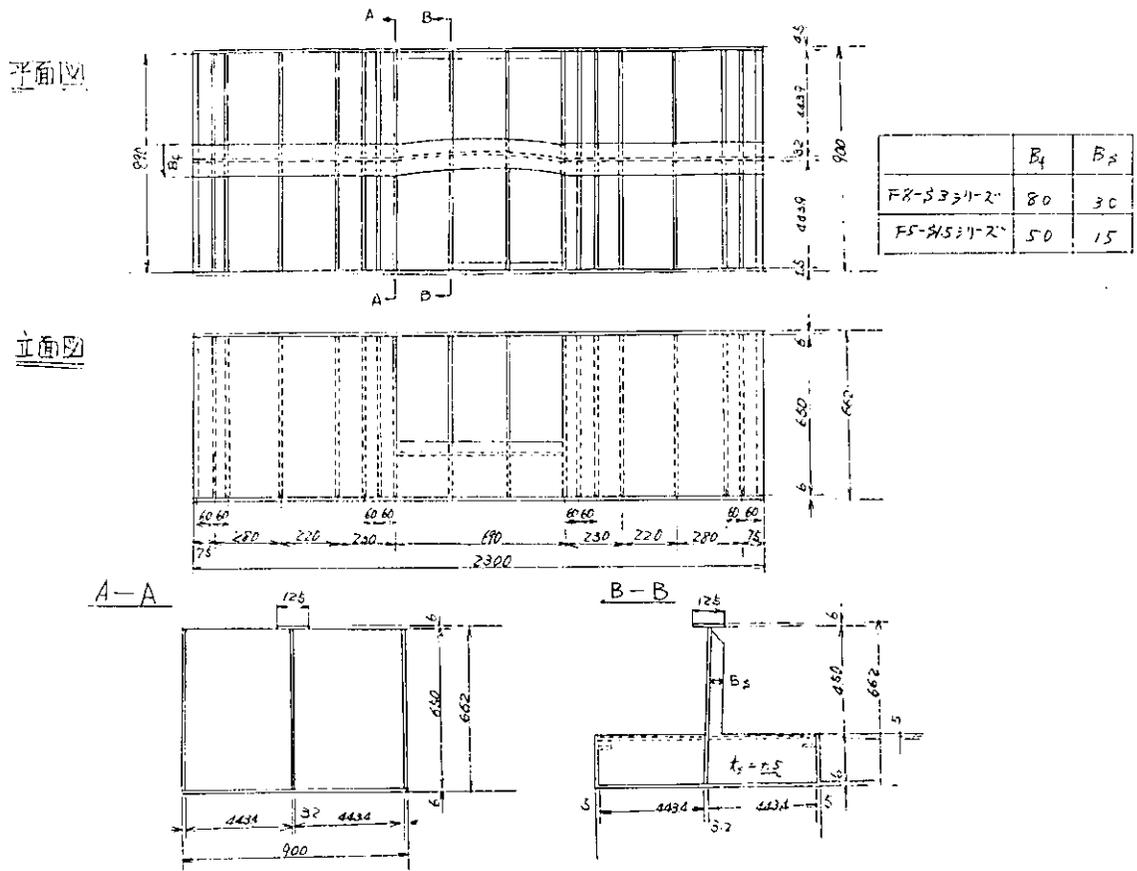


図 3.2.6 供試体

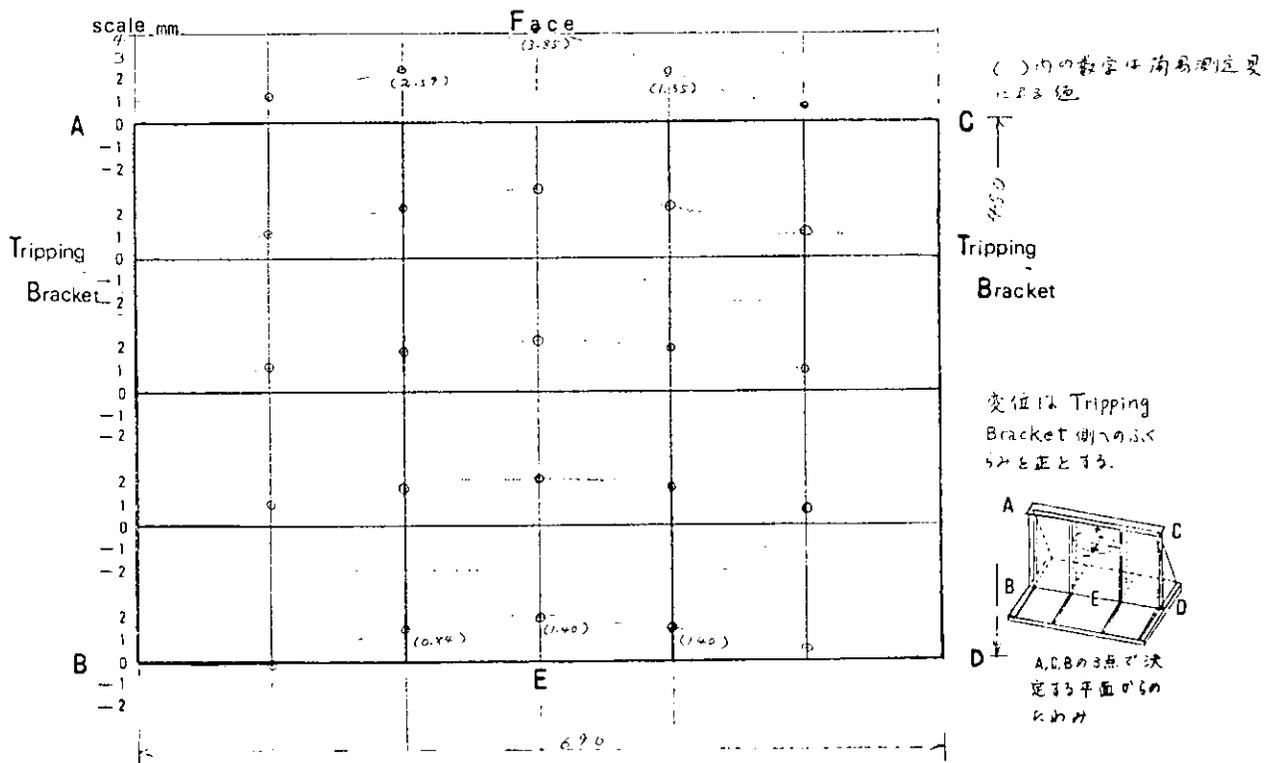


図 3.2.7 (1) 初期変形 (F8-S3-10)

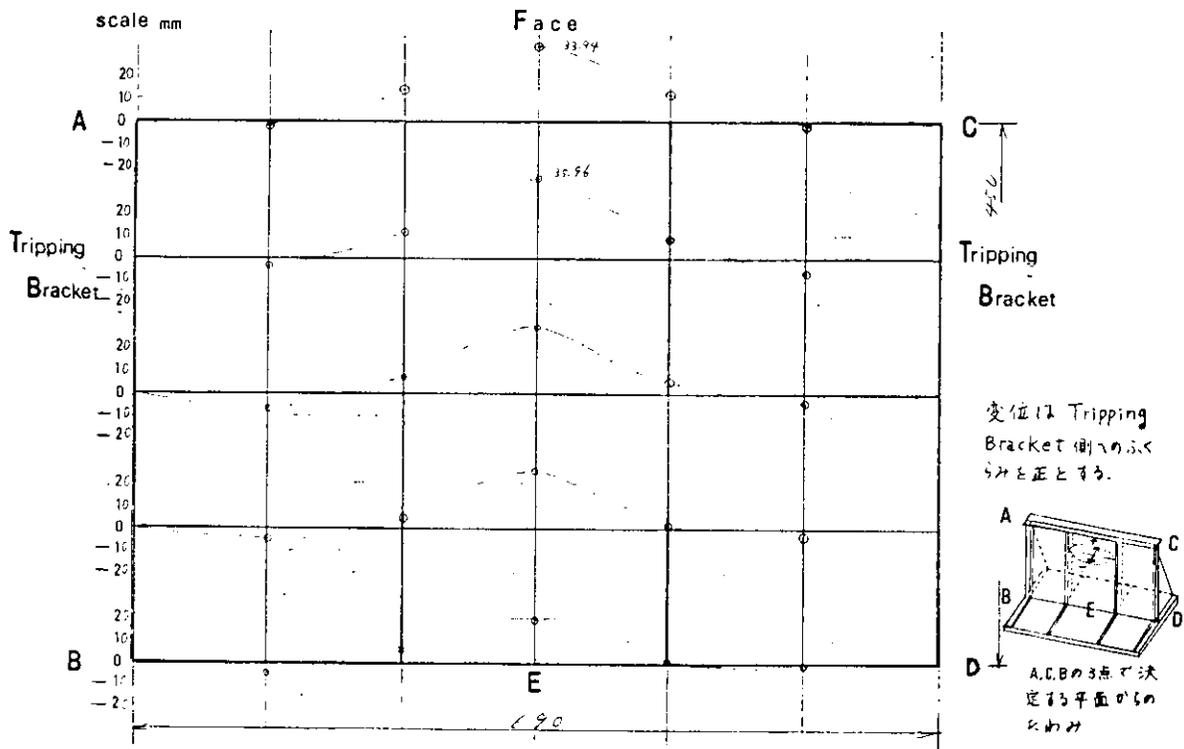


図 3. 2. 7 (2) 崩壊後の変形 ( F8-S3-10 )

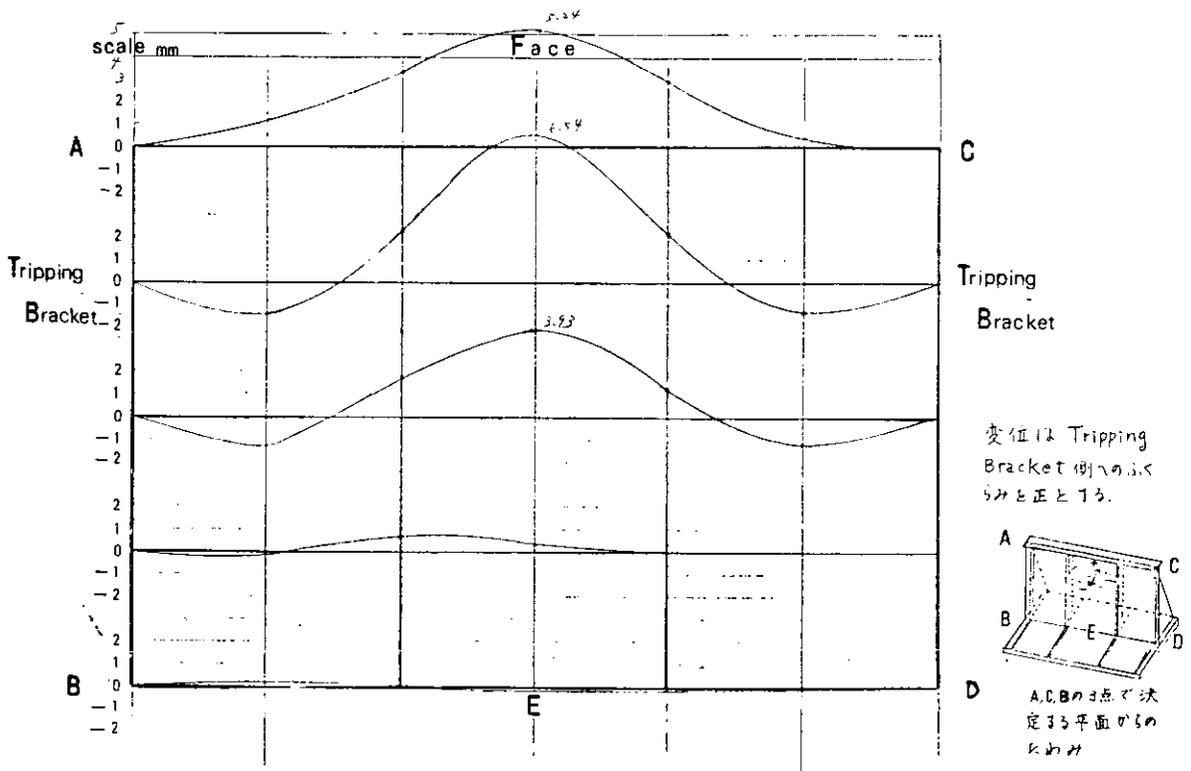


図 3. 2. 8 (1) 初期変形 ( F5-S1.5-10 )

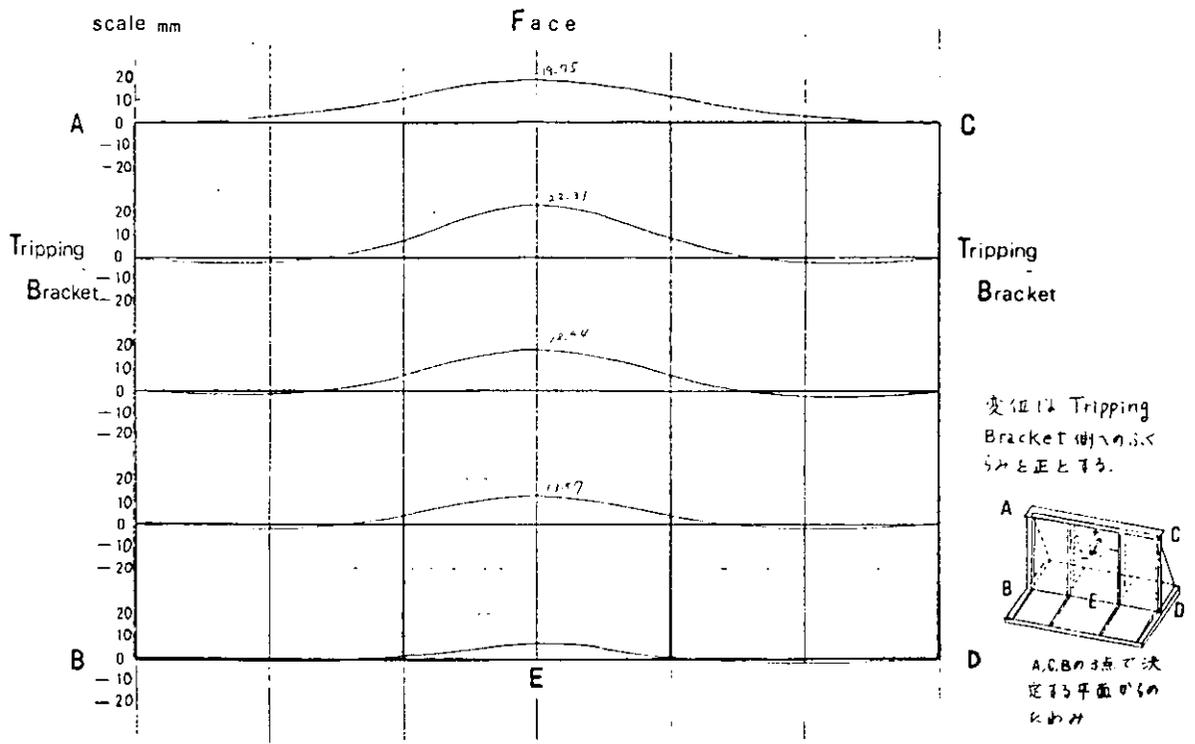


図 3. 2. 8(2) 崩壊形状 ( F5-S1.5-10 )

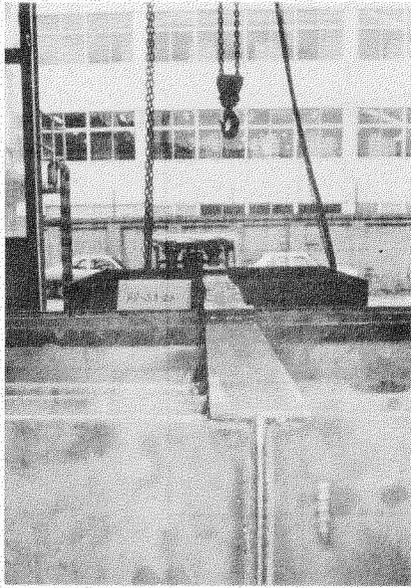


图 3.2.9 初期变形 (F8-S3-20)

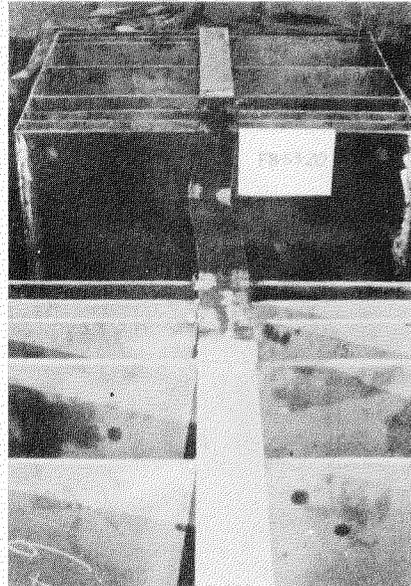
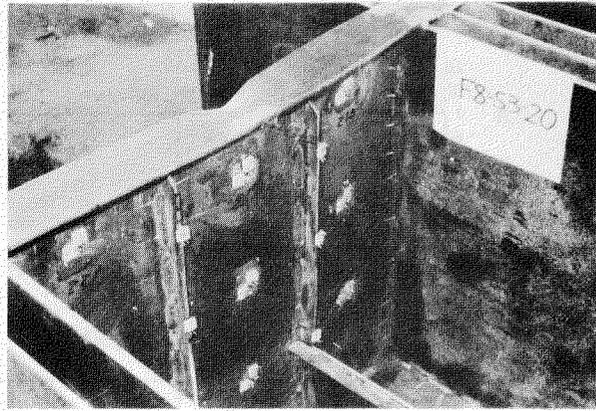


图 3.2.10 崩壊形状 (F8-S3-20)

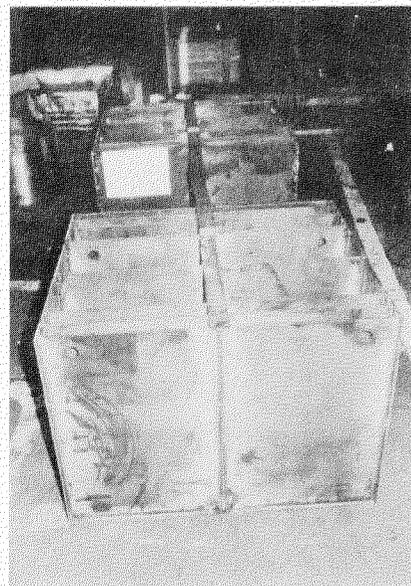
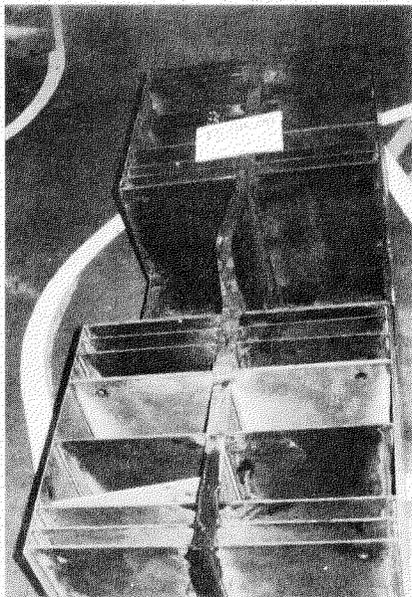


图 3.2.12 崩壊形状 (F5-S1.5-20)

图 3.2.11 初期变形 (F5-S1.5-20)

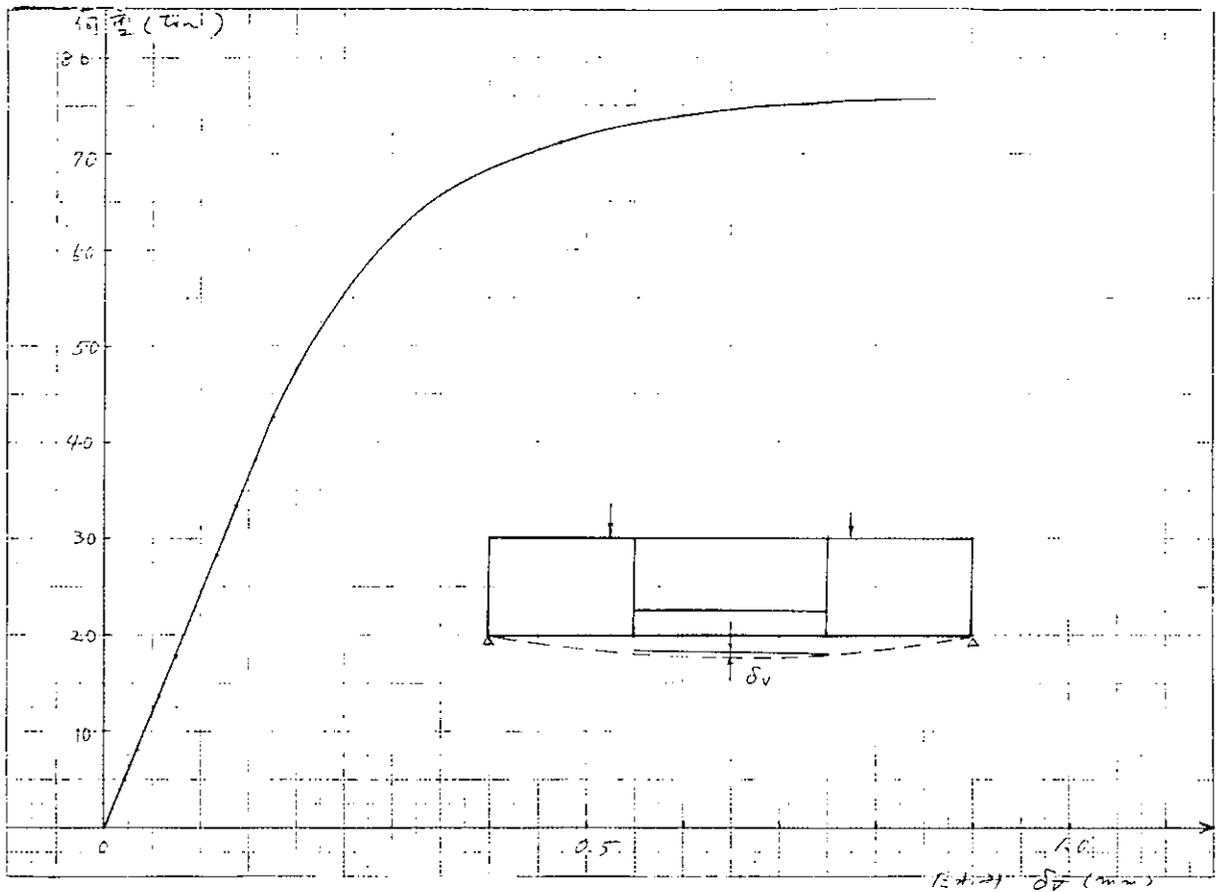


図 3.2.1.3 桁の垂直たわみ (F8-S3-00)

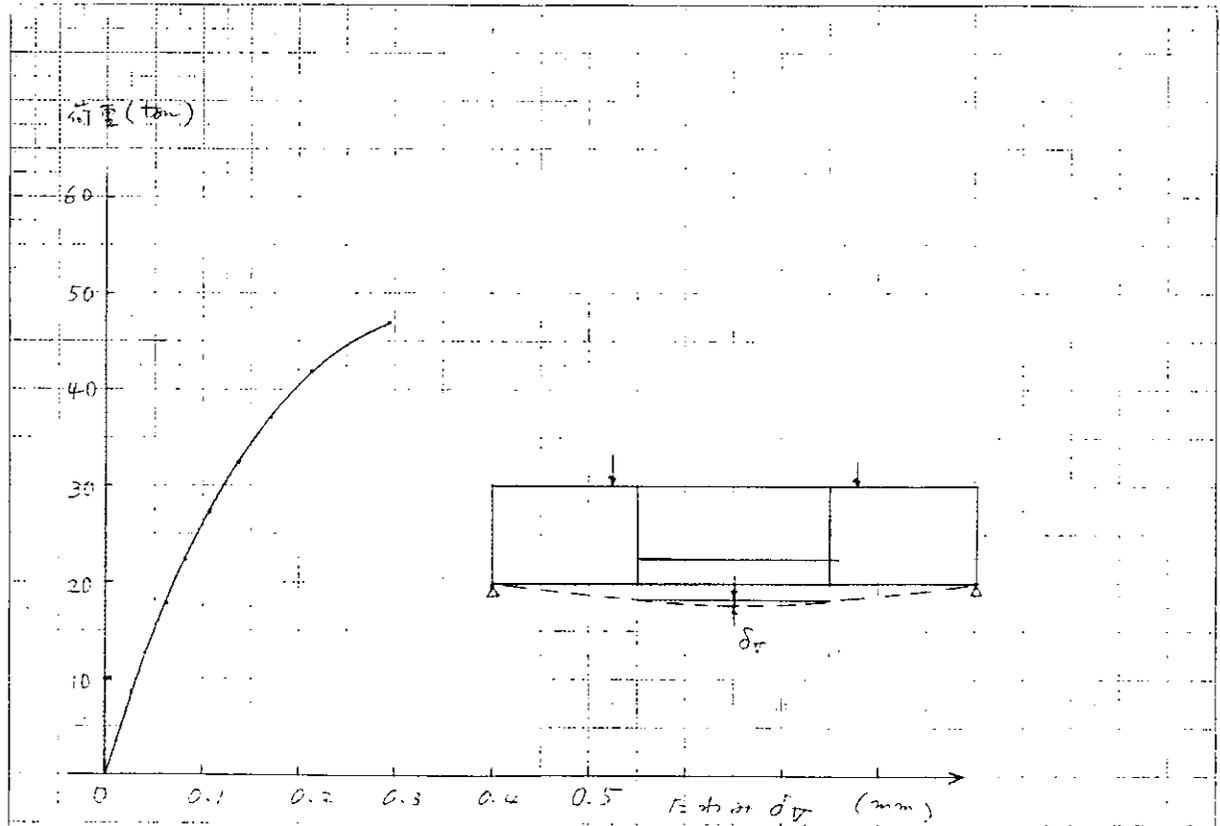


図 3.2.1.4 桁の垂直たわみ (F5-S1.5-00)

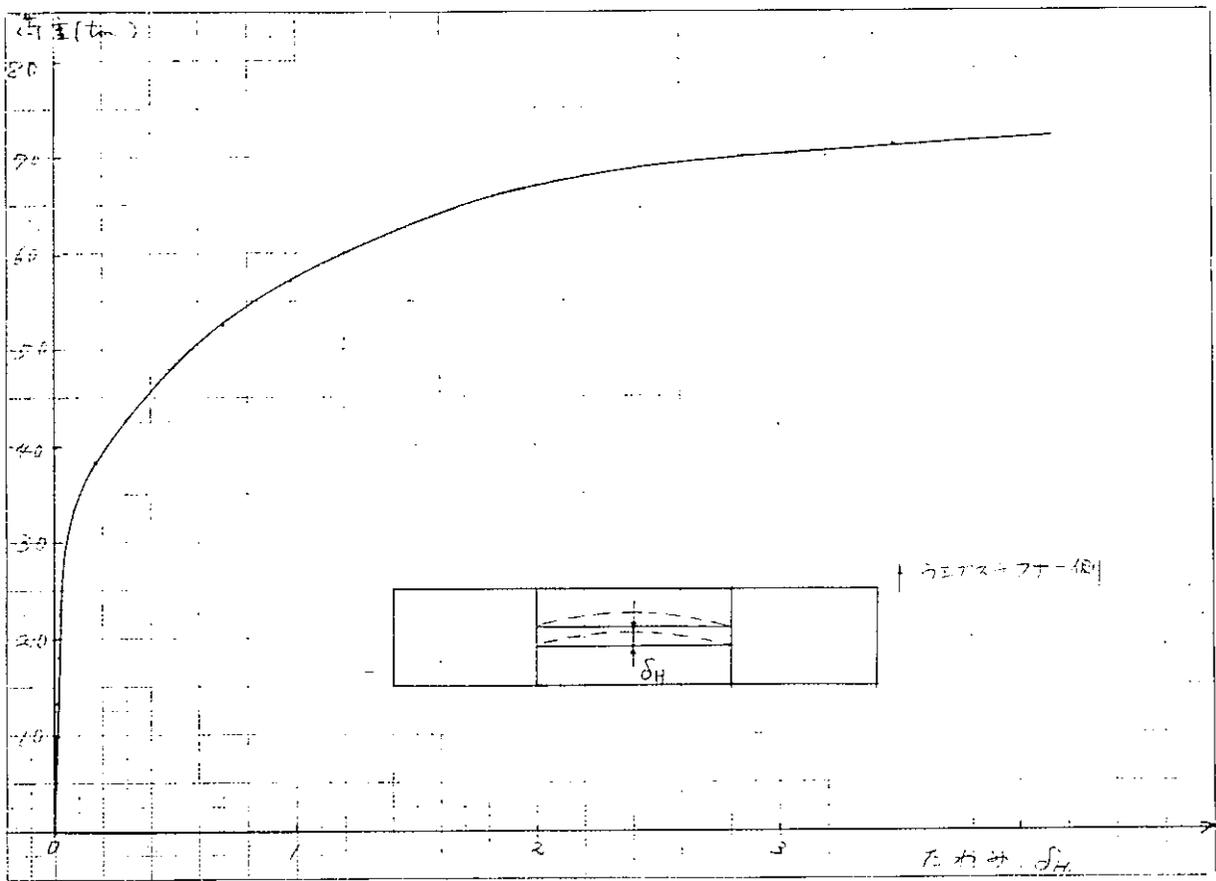


図 3.2.15 フランジの水平曲り (F8-S3-00)

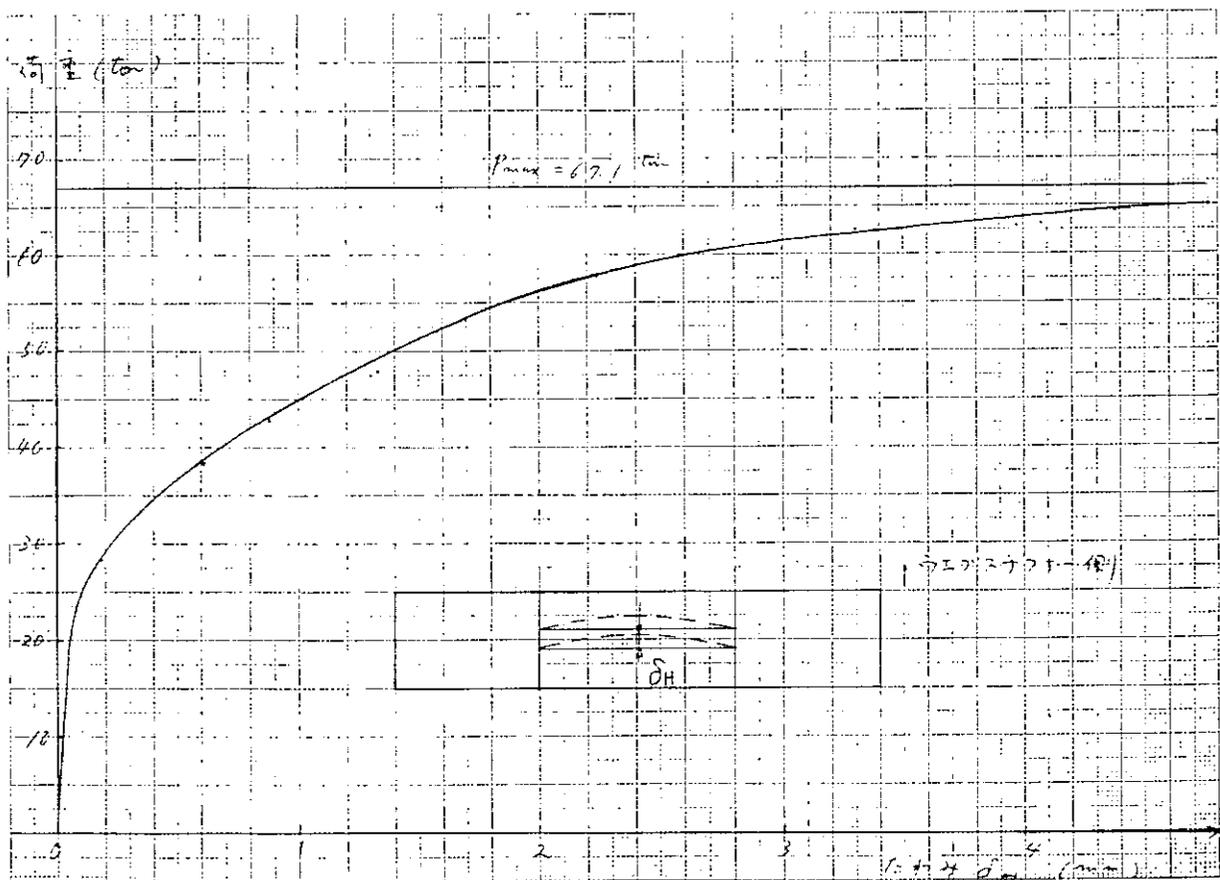


図 3.2.16 フランジの水平曲り (F8-S3-05改)

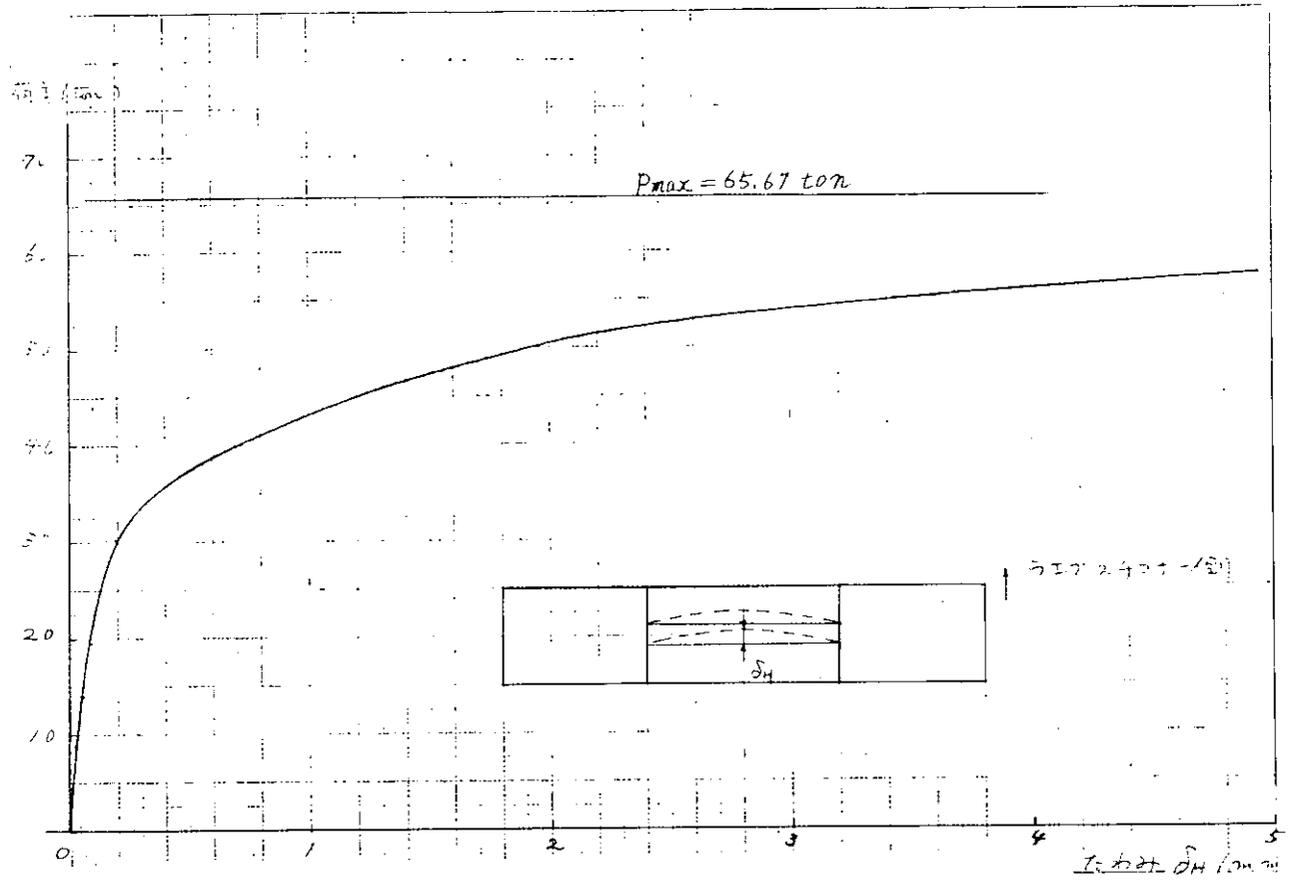


図 3.2.17 フランジの水平曲り (F8-S3-10)

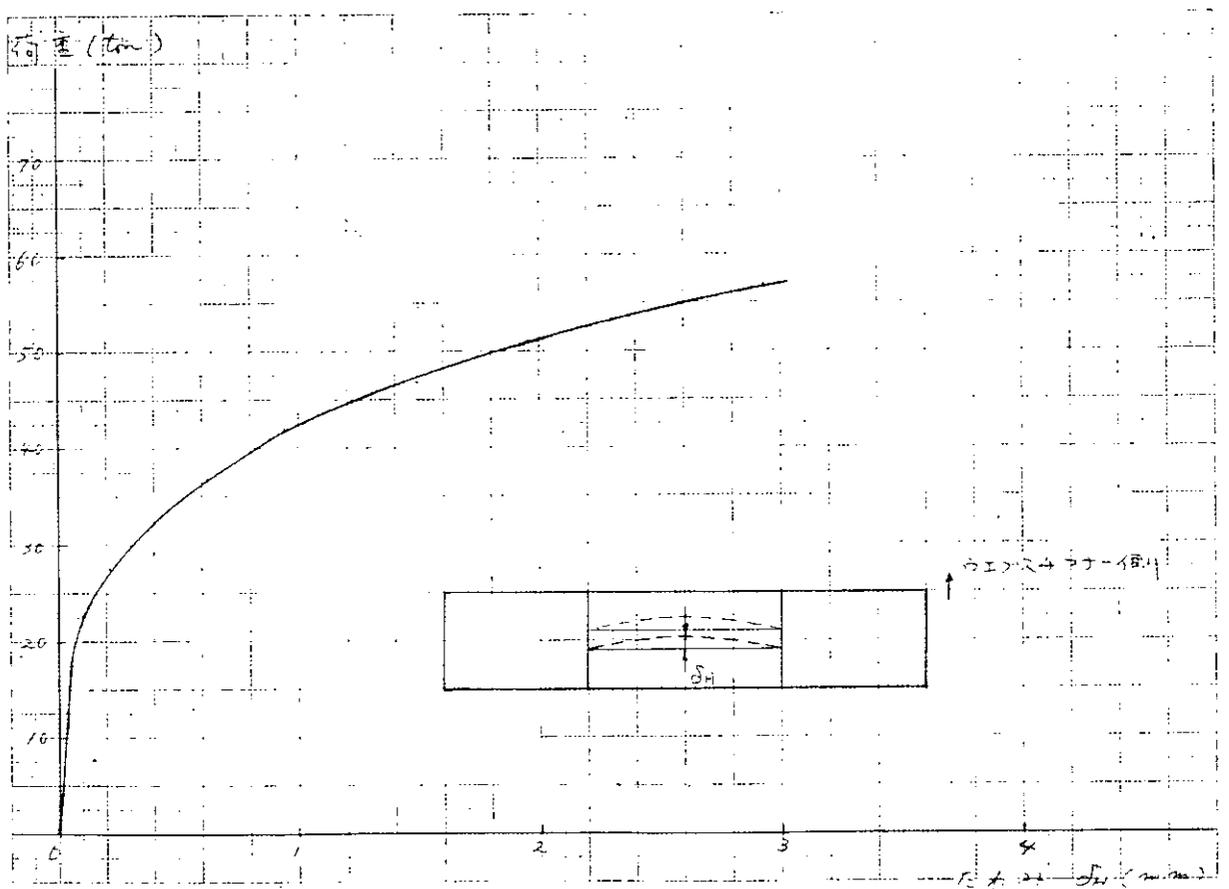


図 3.2.18 フランジの水平曲り (F8-S3-15)

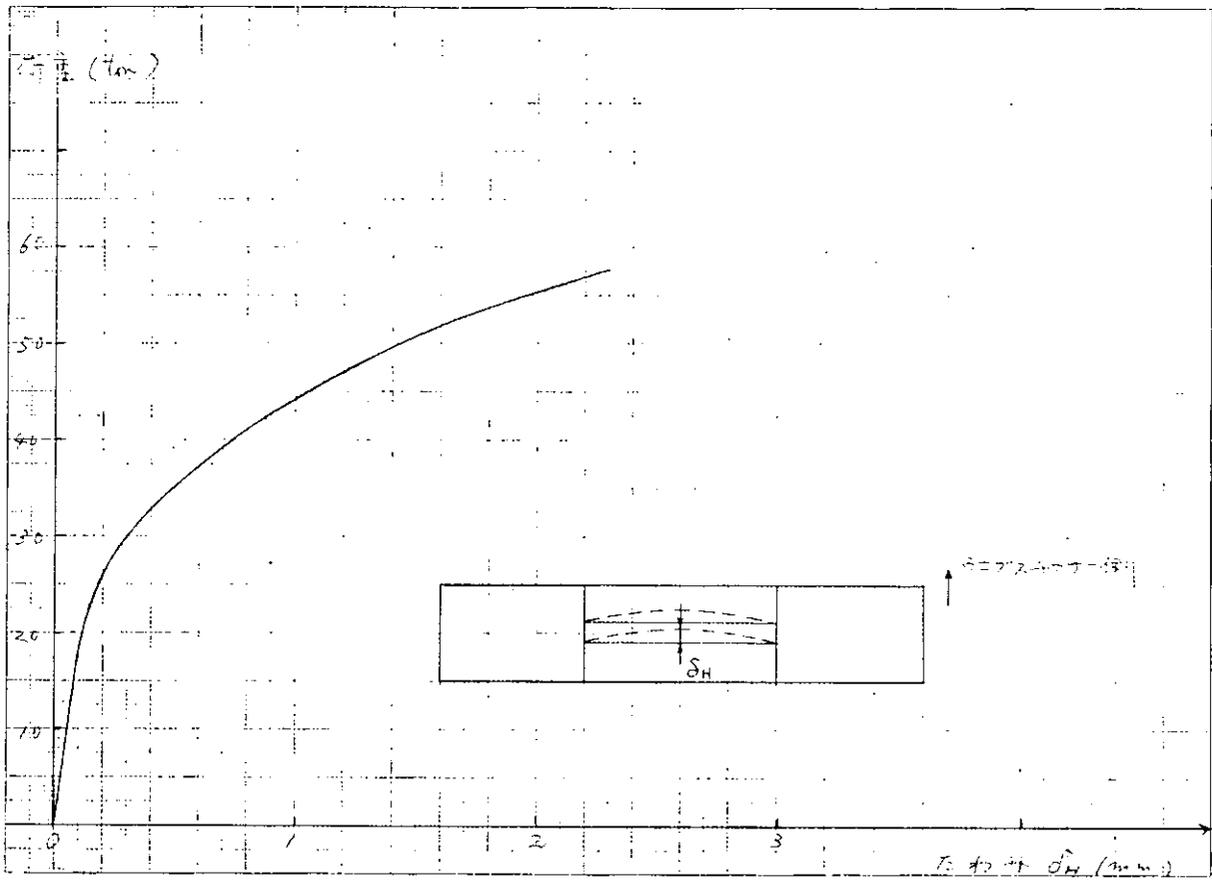


図 3.2.19 フランジの水平曲り (P8-S3-20)

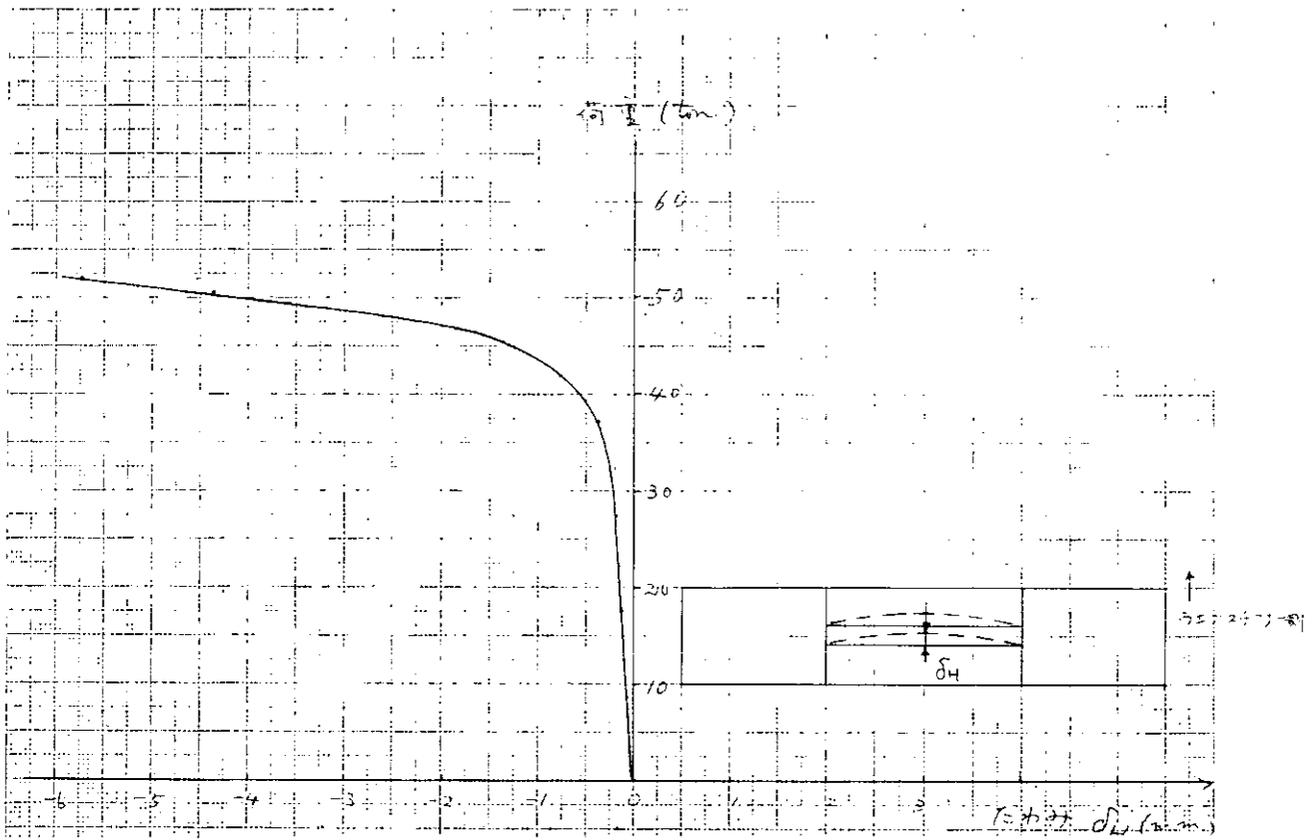


図 3.2.20 フランジの水平曲り (P5-S15-00)



図 3.2.2.1 フランジの水平曲り ( F5-S1.5-20 )

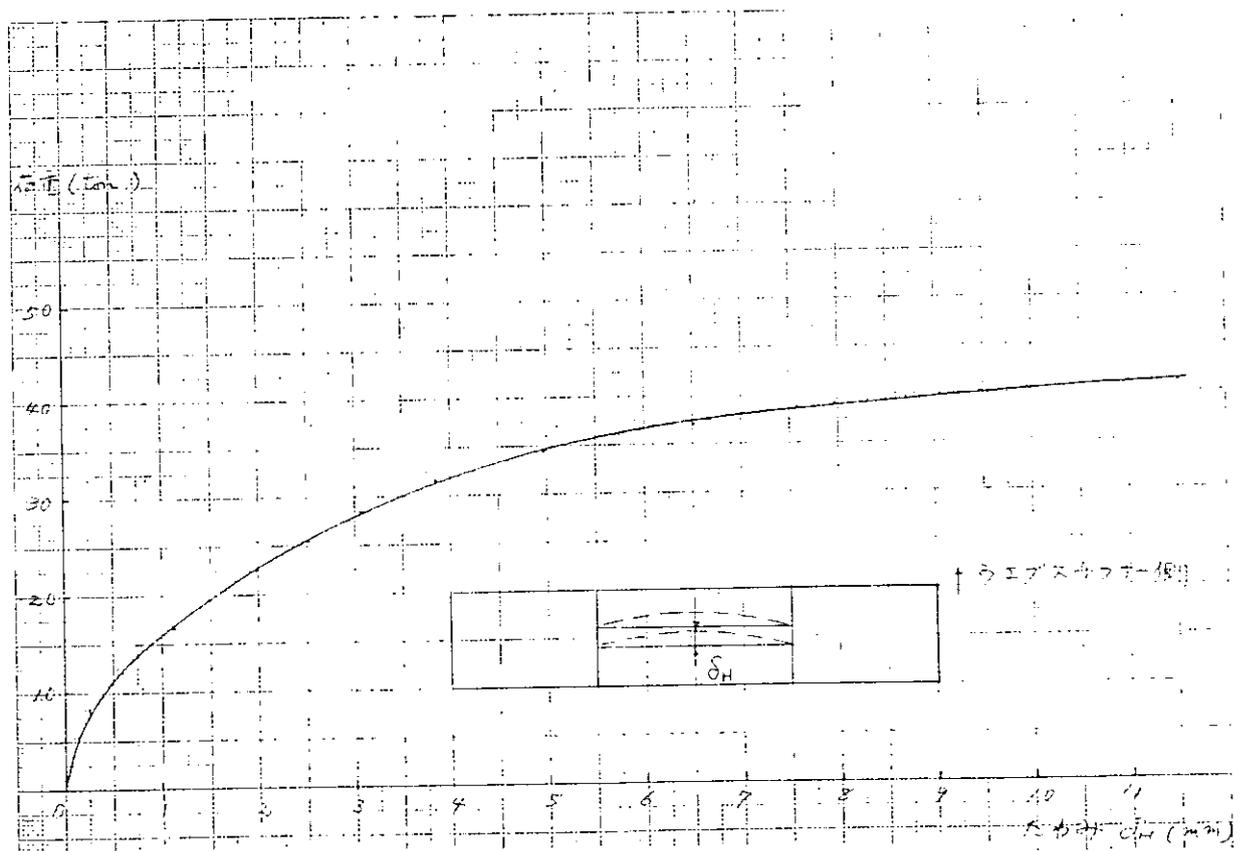


図 3.2.2.2 フランジの水平曲り ( F5-S1.5-10 )

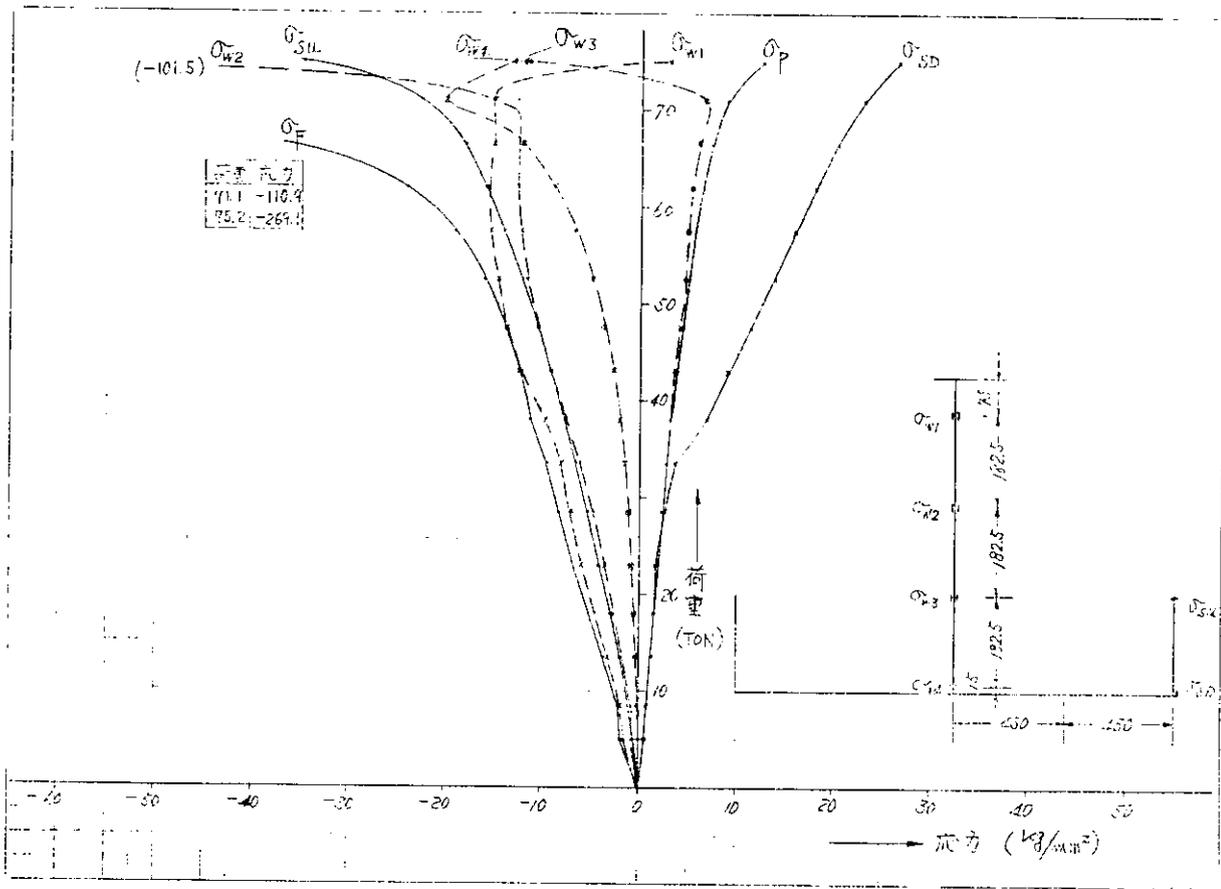


図 3.2.2.3 桁の各部の軸応力 (F8-S3-00)

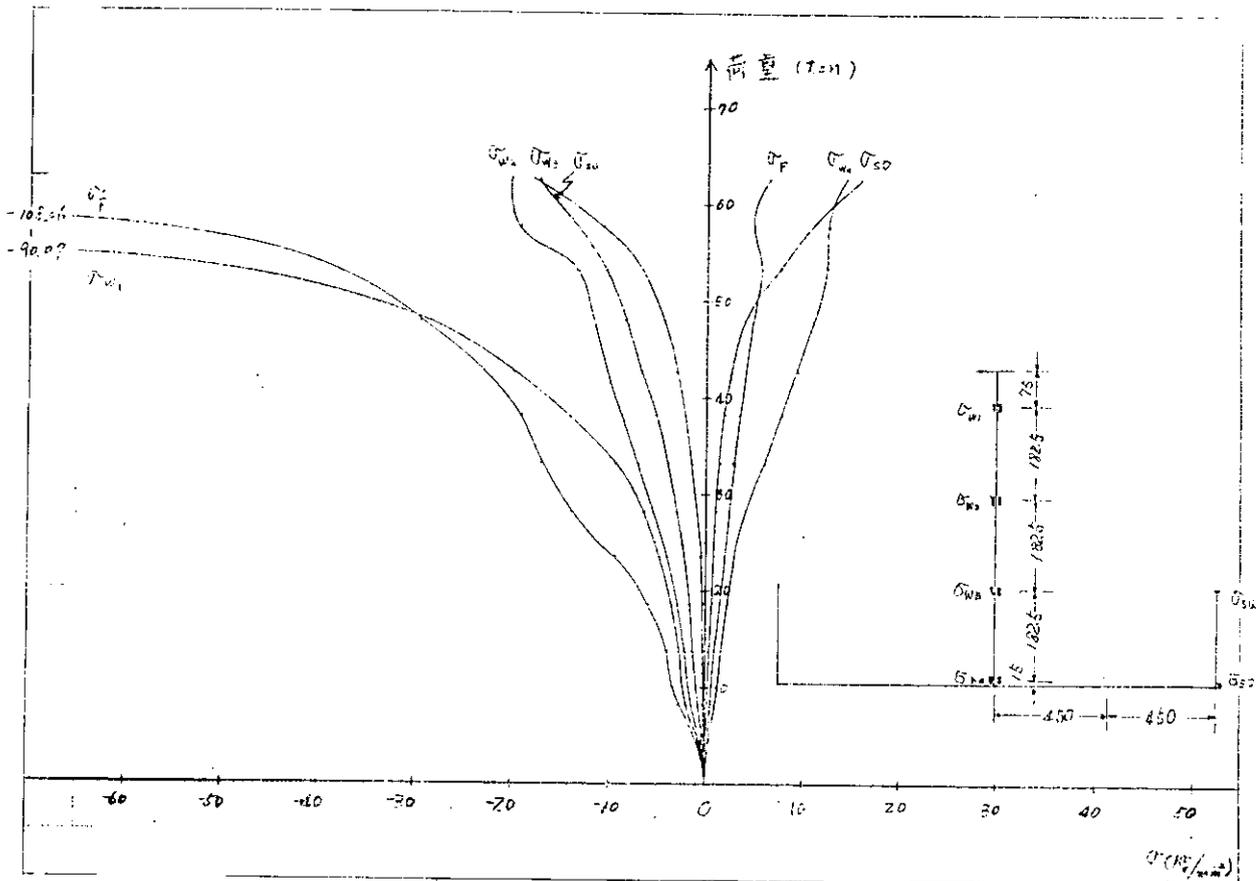


図 3.2.2.4 桁の各部の軸応力 (F8-S3-05)

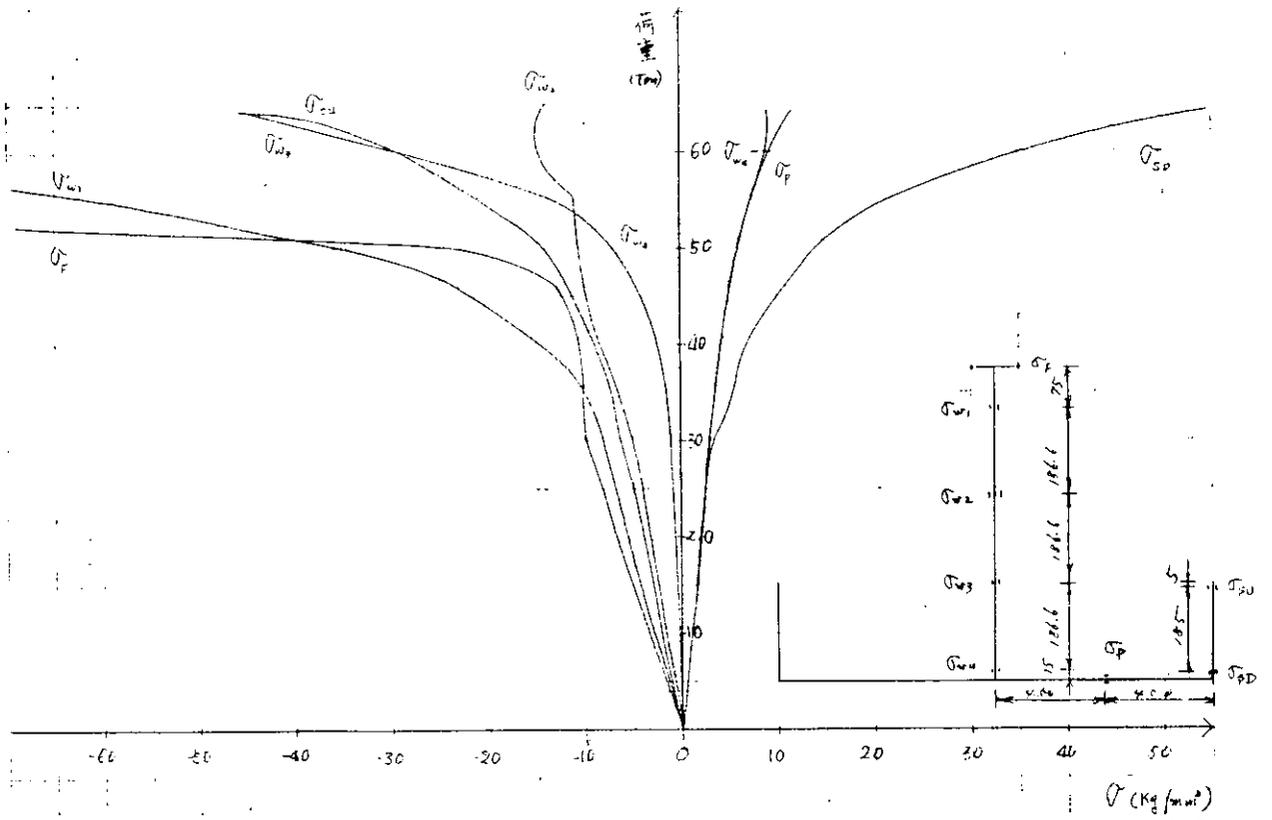


図 3.2.25 桁の各部の軸応力 (F8-S3-10)

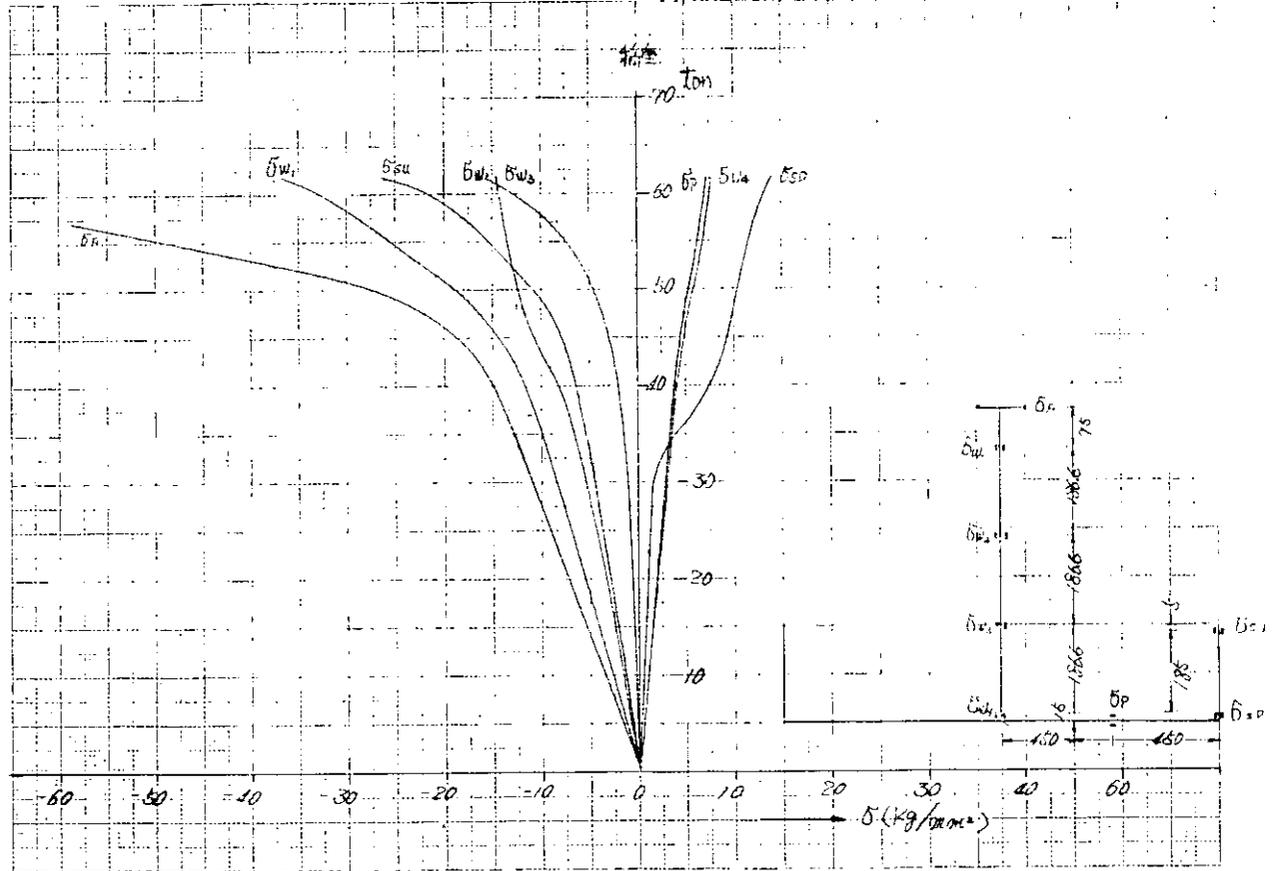


図 3.2.26 桁の各部の軸応力 (F8-S3-15)

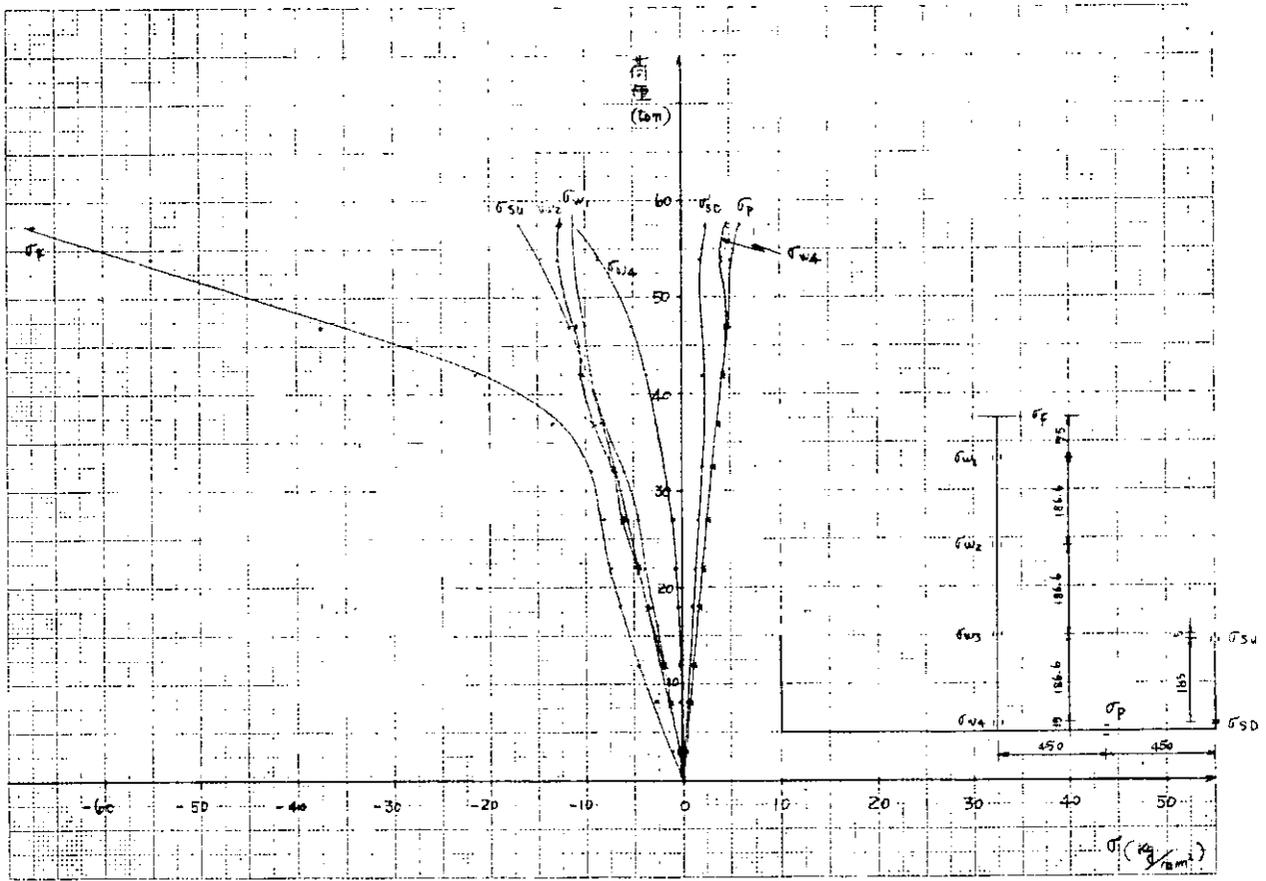


図 3.2.2 7 桁の各部の軸応力 (F8-S3-20)

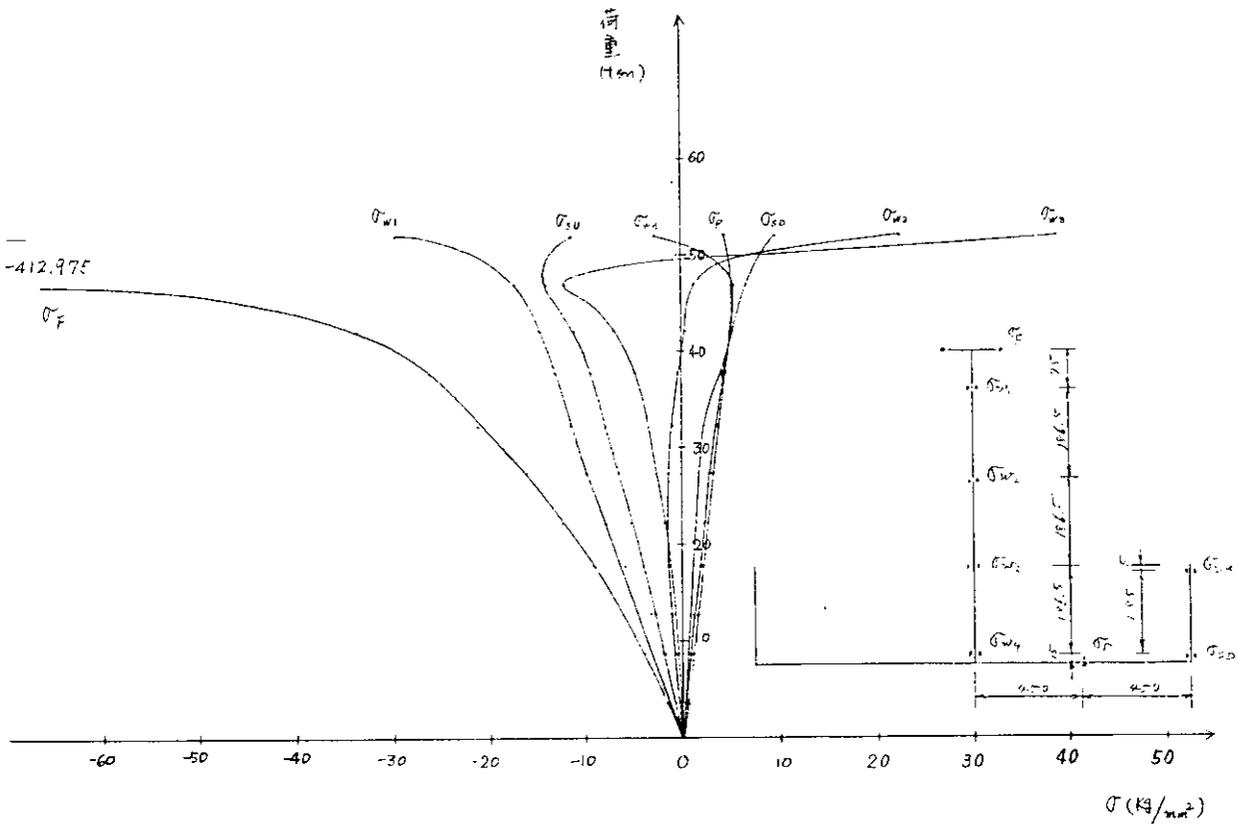


図 3.2.2 8 桁の各部の軸応力 (F5-S1.5-00)

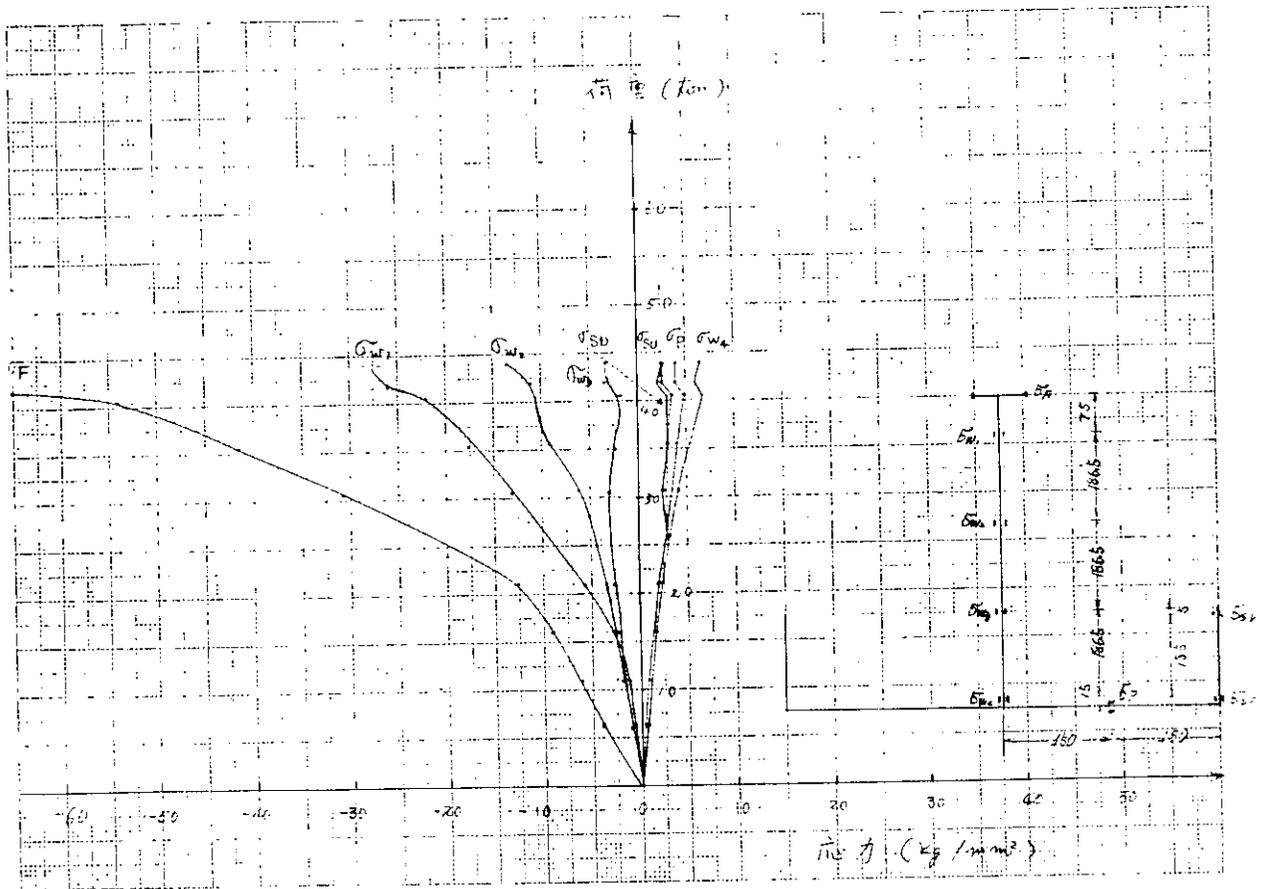


図3.2.29 桁の各部の軸応力 ( F5-S1.5-10 )

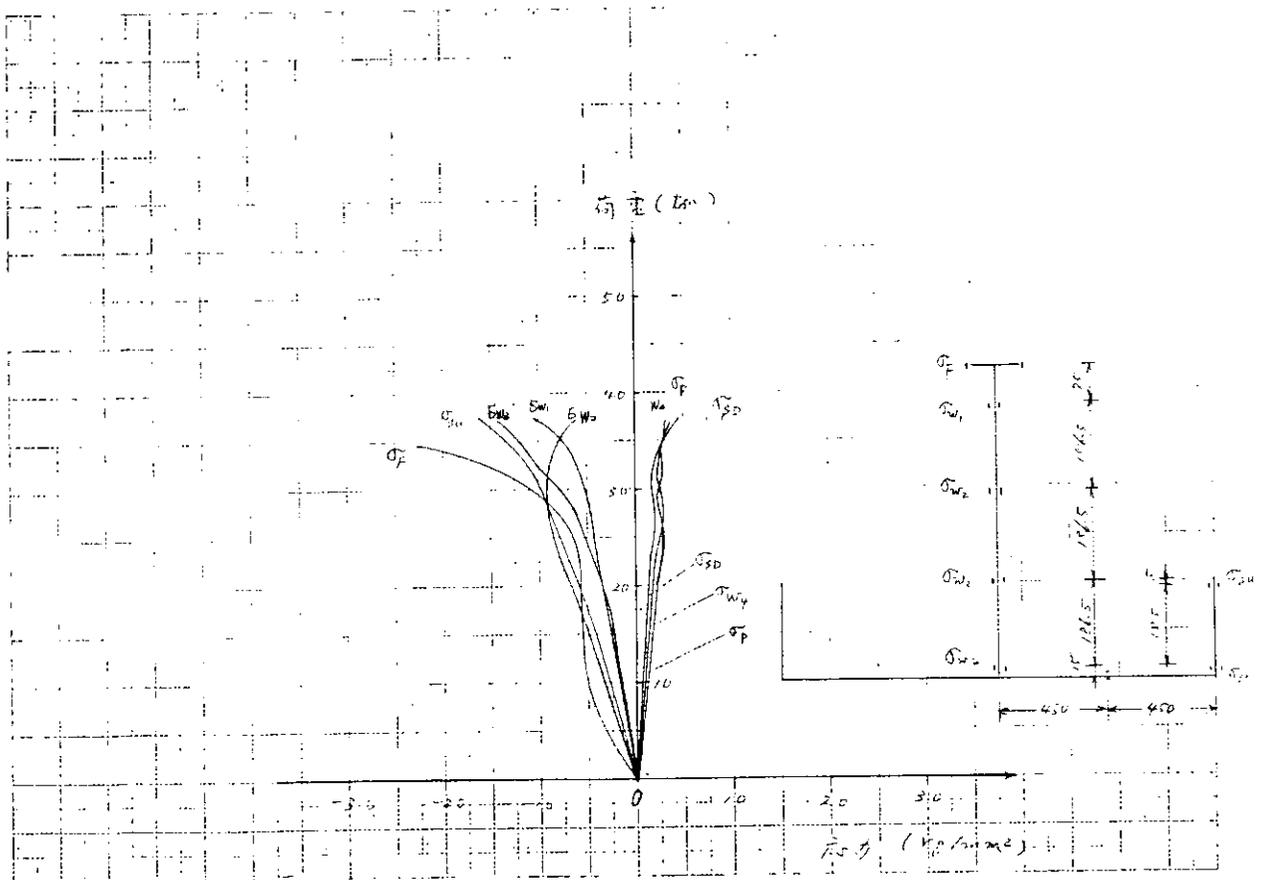


図3.2.30 桁の各部の軸応力 ( F5-S1.5-20 )

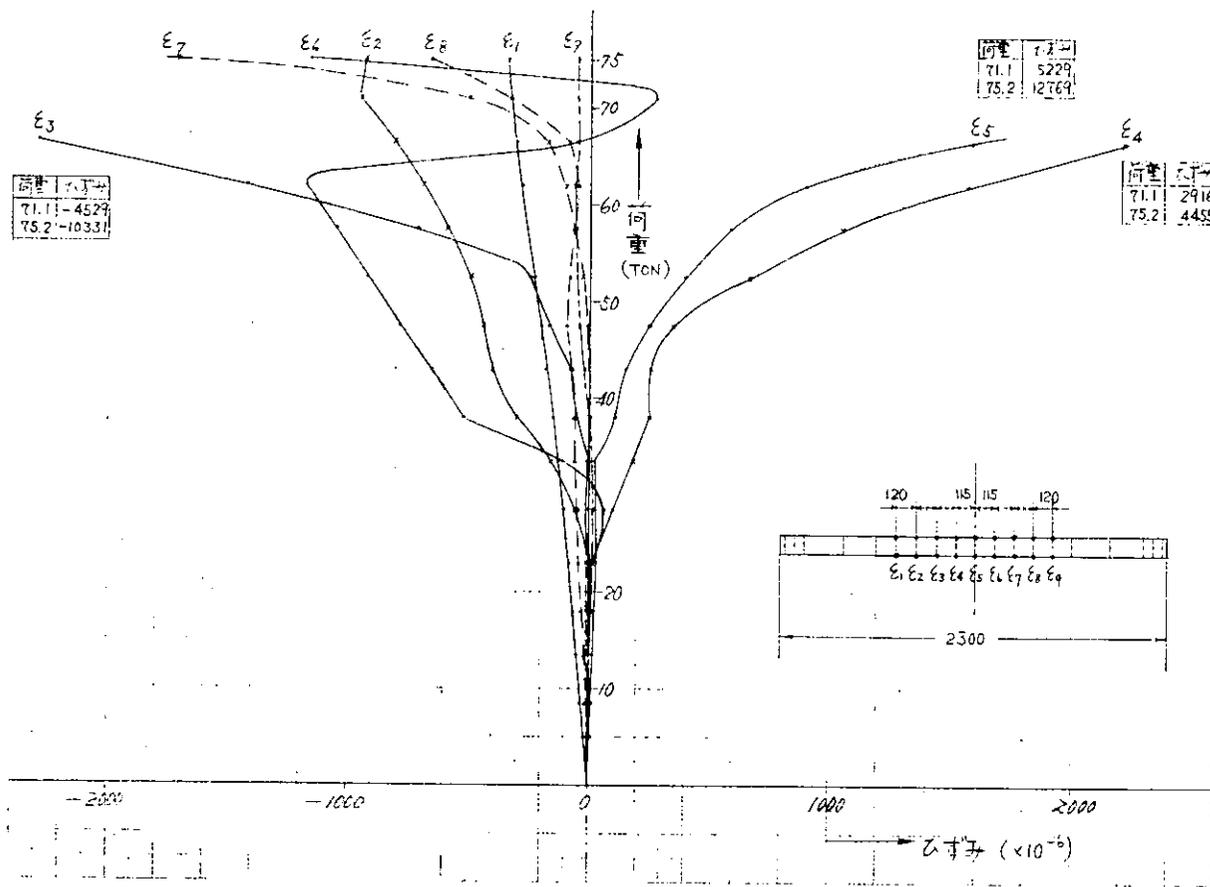


図 3.2.3 1 フランジの水平曲げ (F8-S3-00)

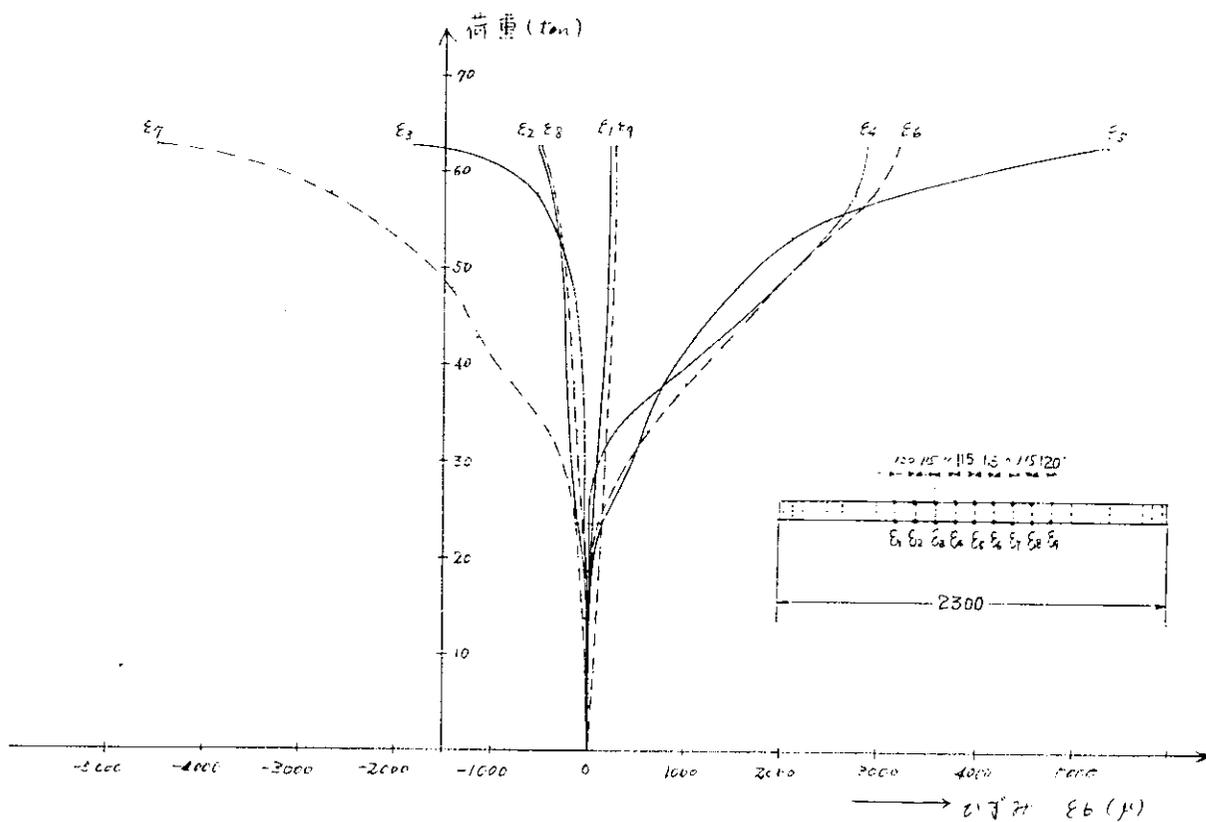


図 3.2.3 2 フランジの水平曲げ (F8-S3-05)

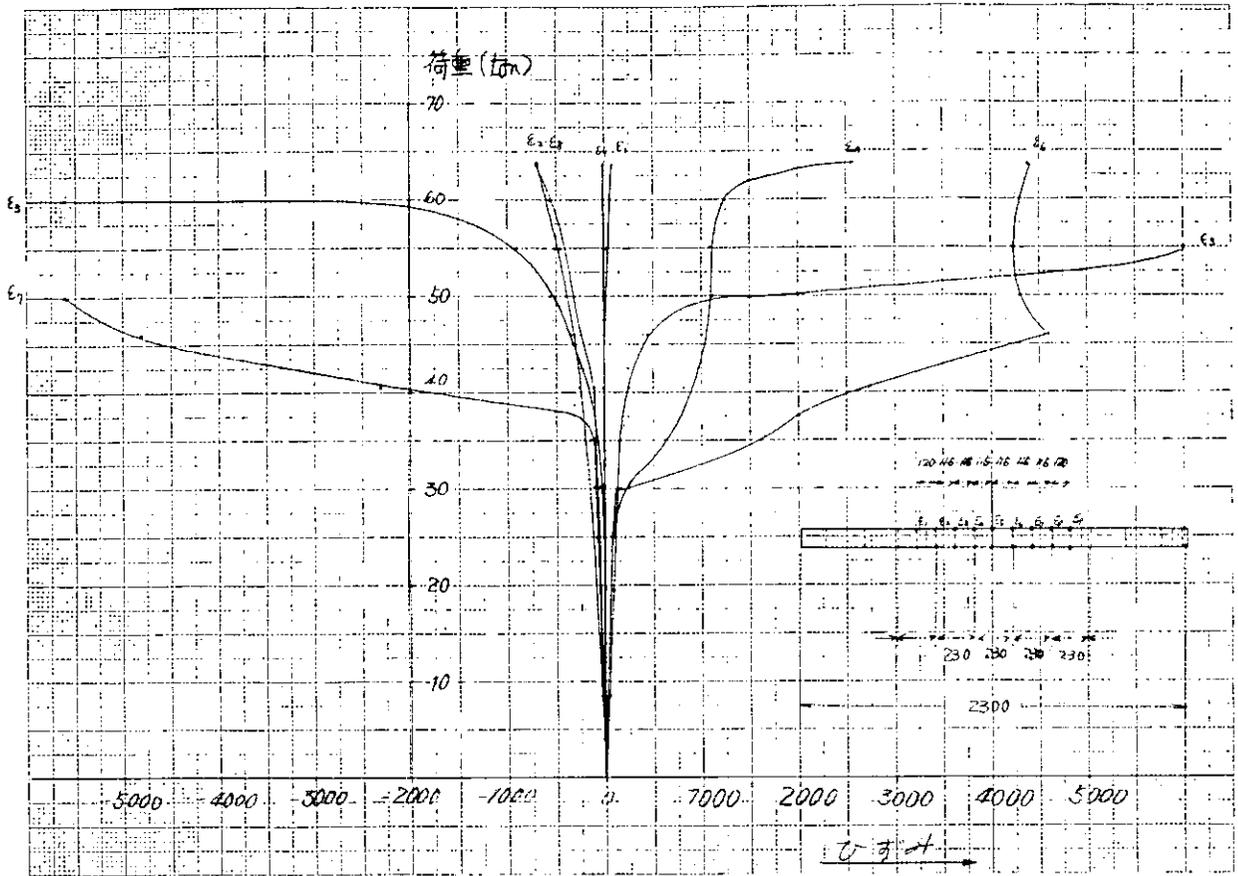


図 3.2.3 3 フランジの水平曲げ (F8-S3-10)

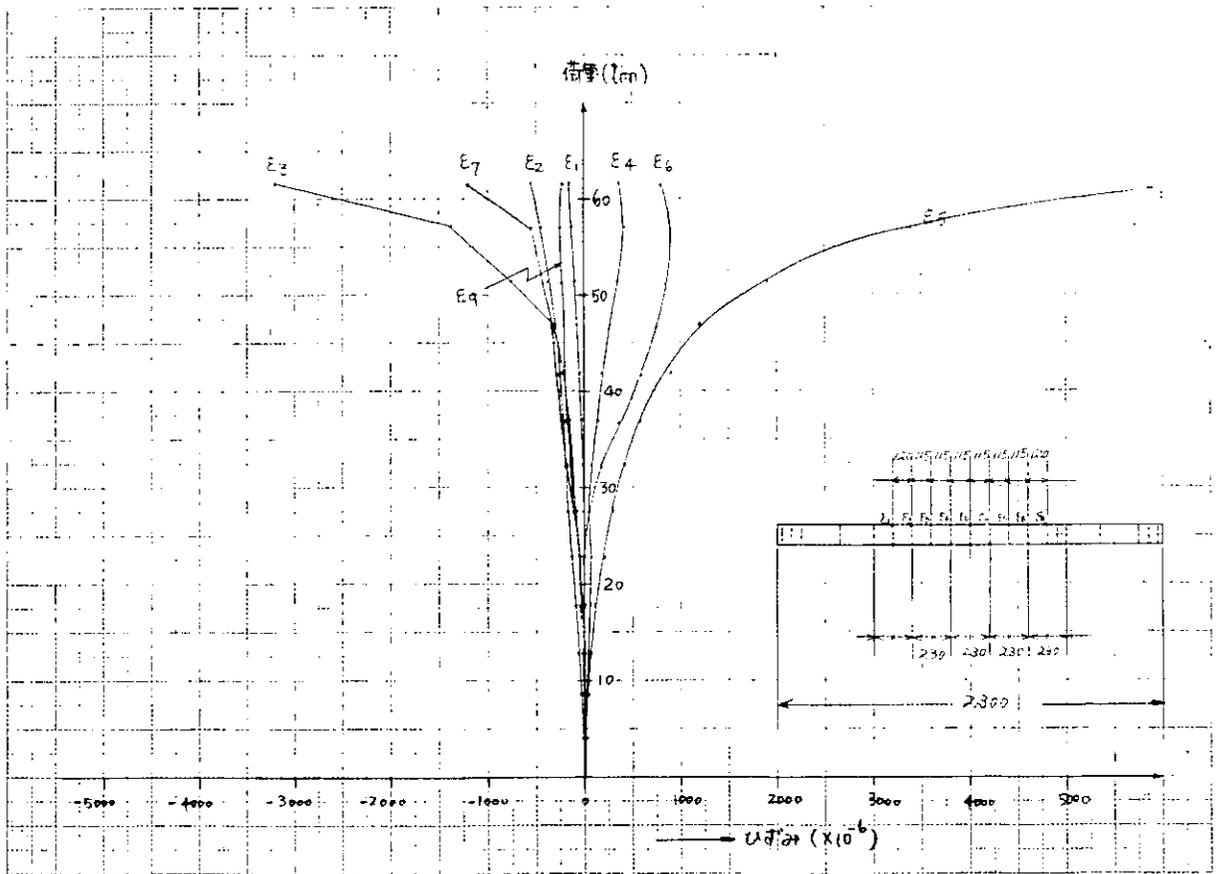


図 3.2.3 4 フランジの水平曲げ (F8-S3-15)

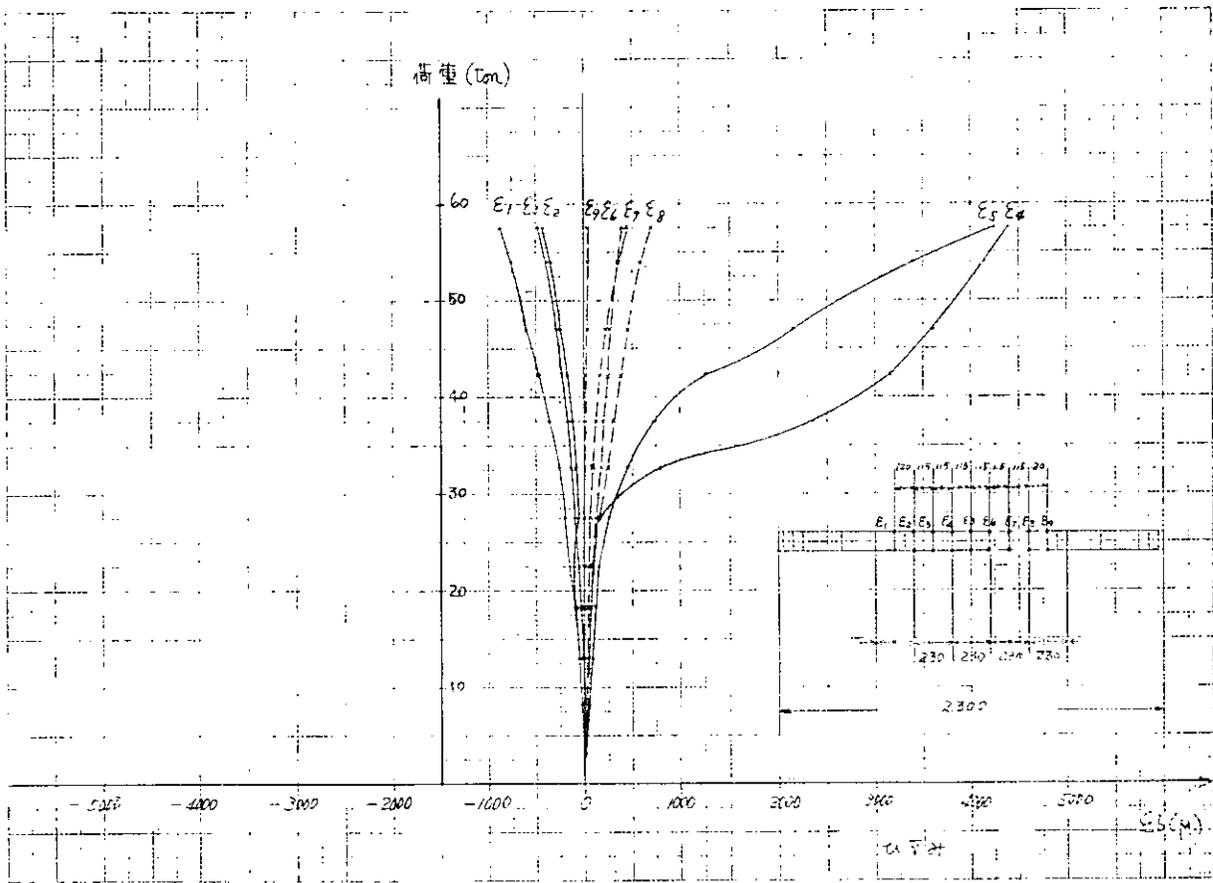


図 3.2.3 5 フランジの水平曲げ (F8-S3-20)

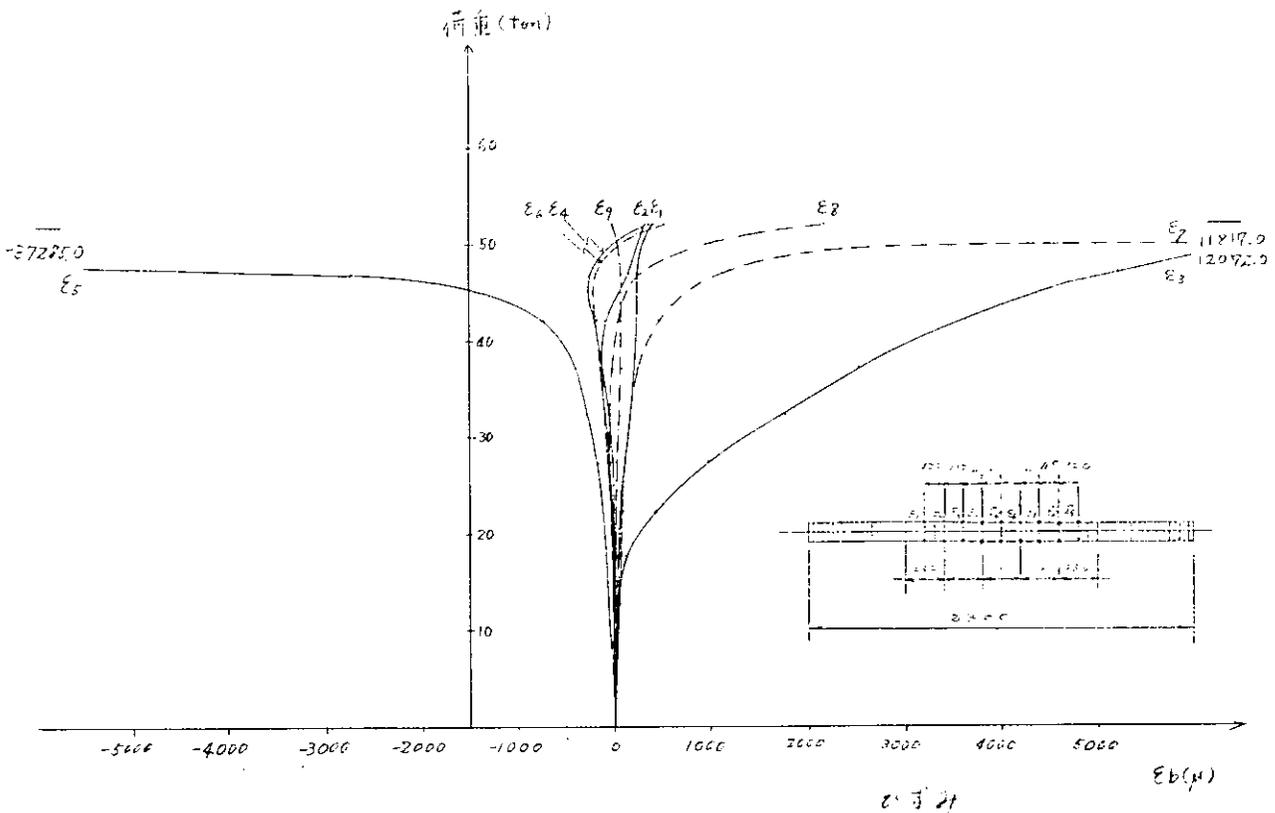


図 3.2.3 6 フランジの水平曲げ (F5-S1.5-00)

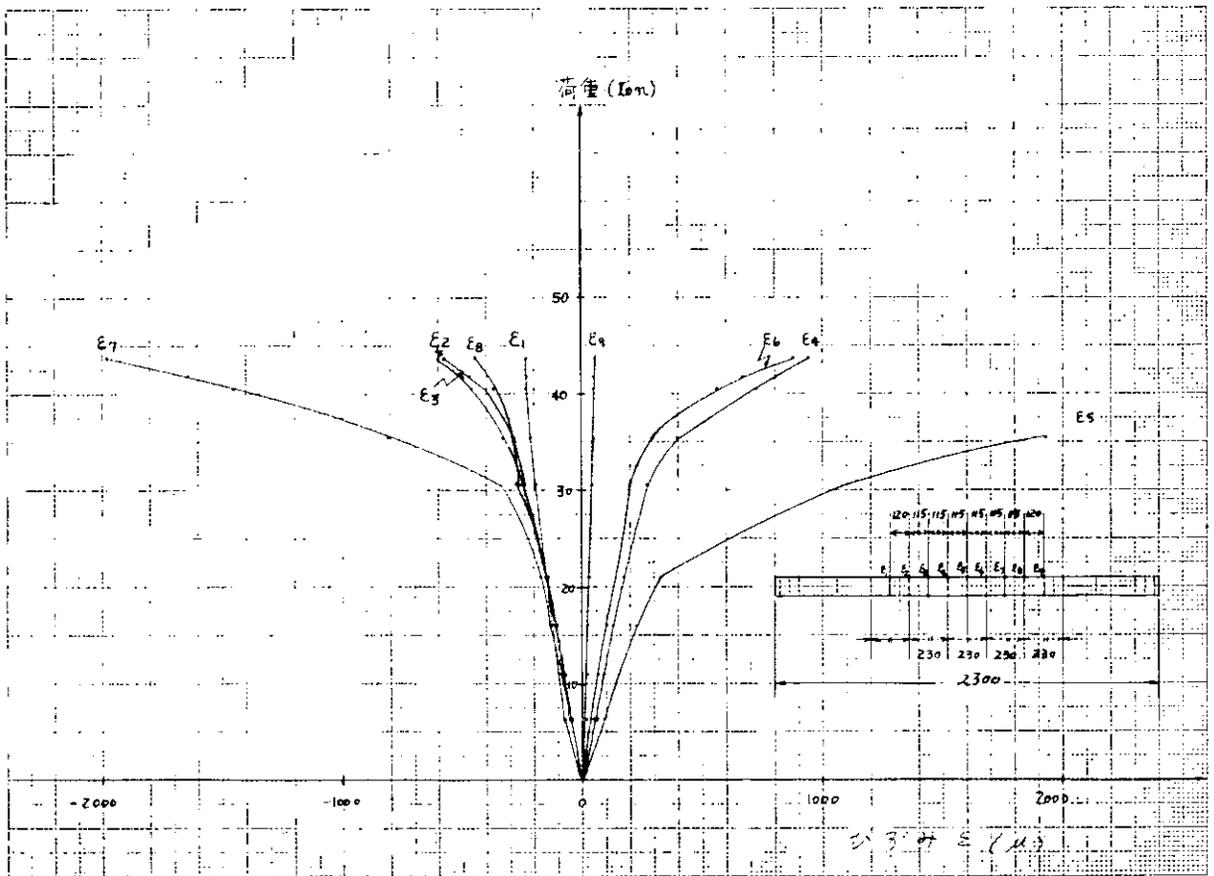


図 3. 2. 3 7 フランジの水平曲げ ( F5-S1.5-10 )

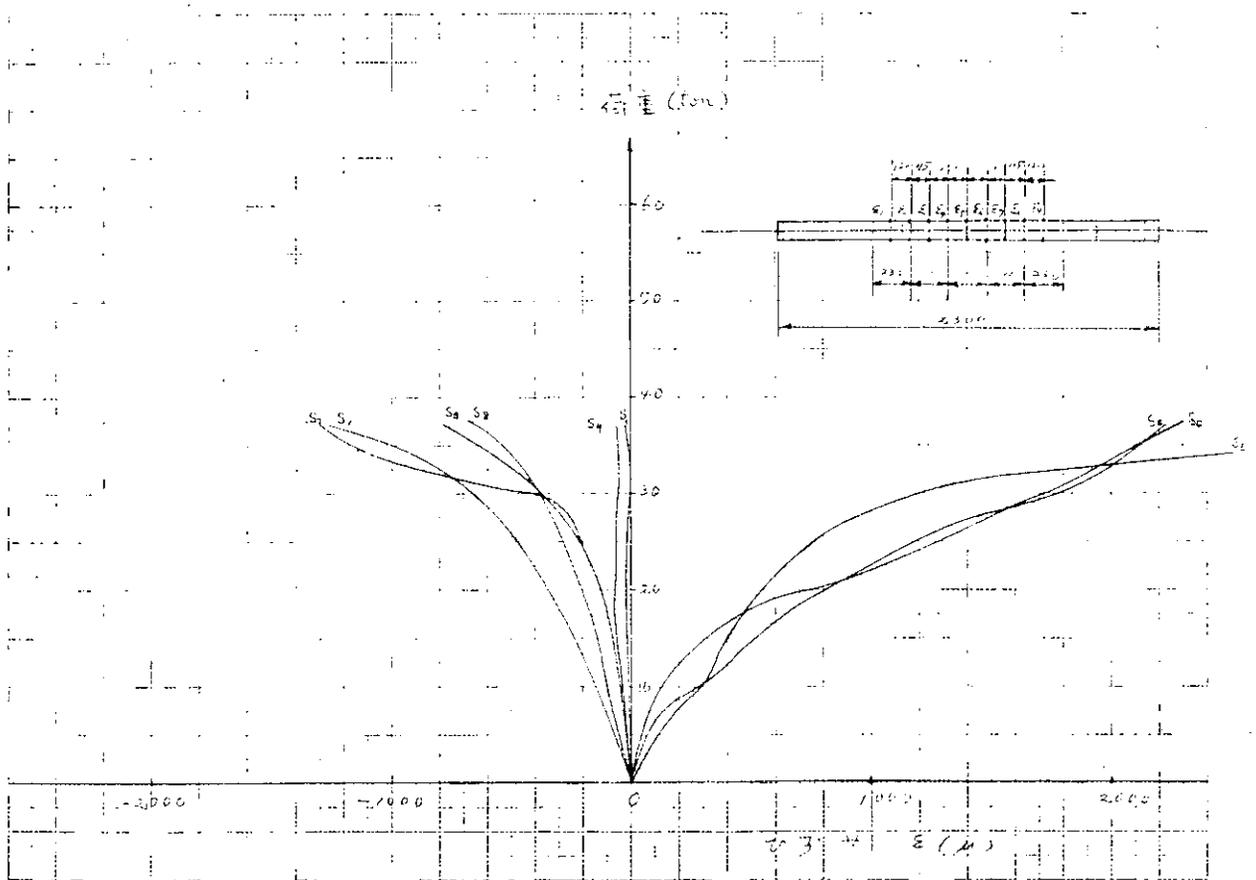


図 3. 2. 3 8 フランジの水平曲げ ( F5-S1.5-20 )

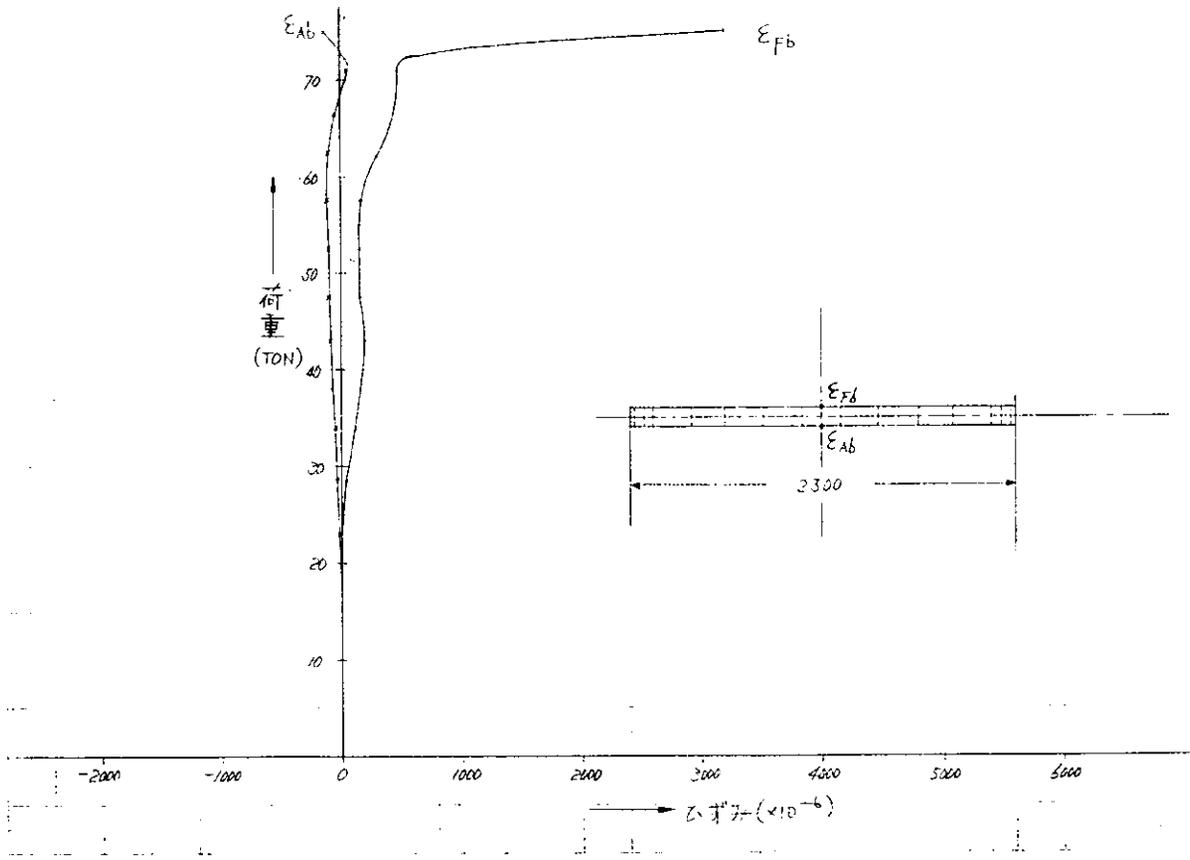


図 3.2.3 9 フランジの面外曲げ (F8-S3-00)

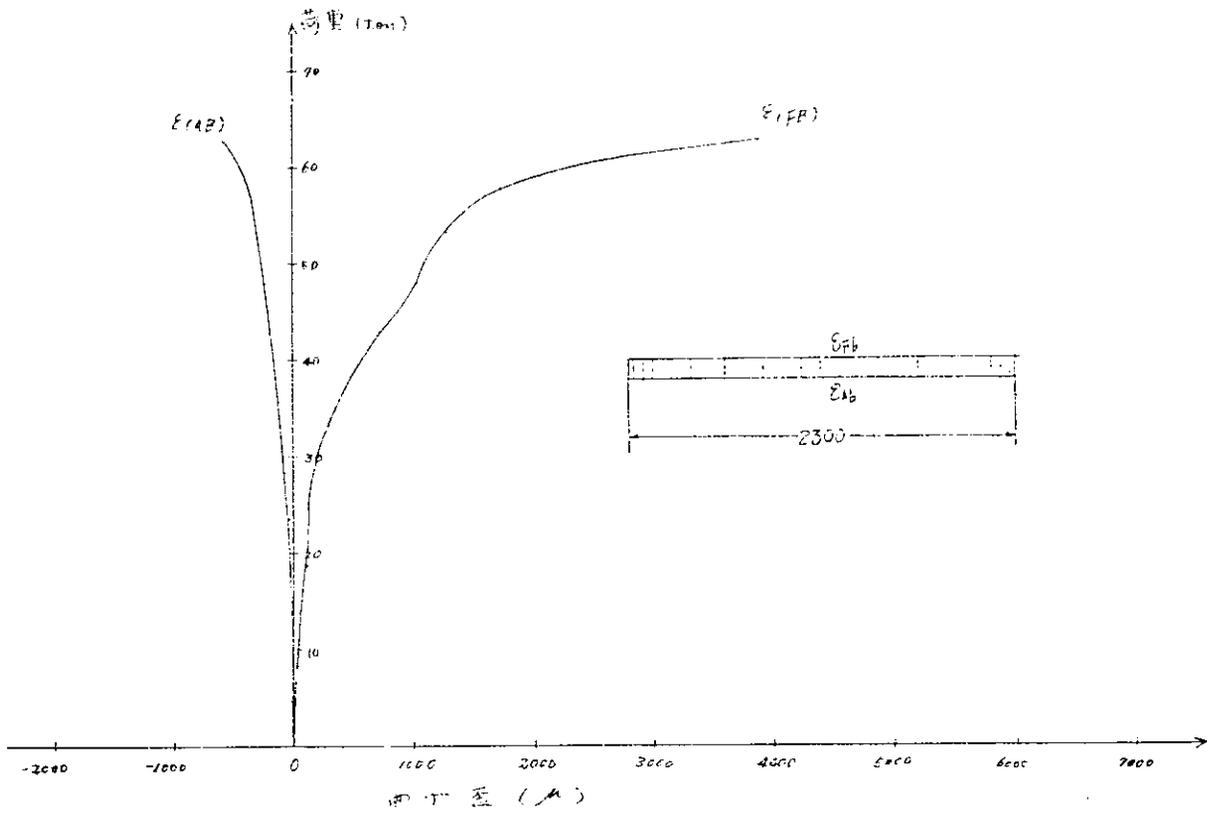


図 3.2.4 0 フランジの面外曲げ (F8-S3-05)

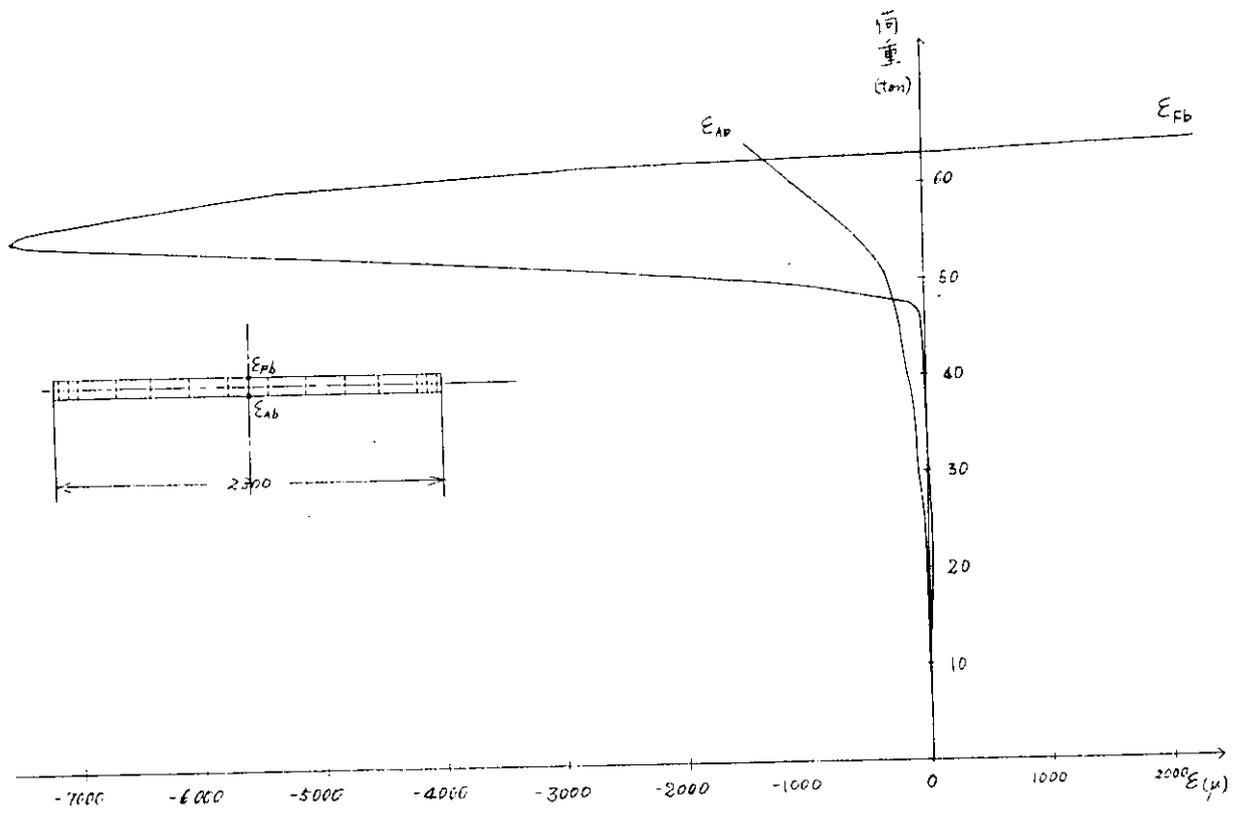


図 3.2.4 1 フランジの面外曲げ (F8-S3-10)

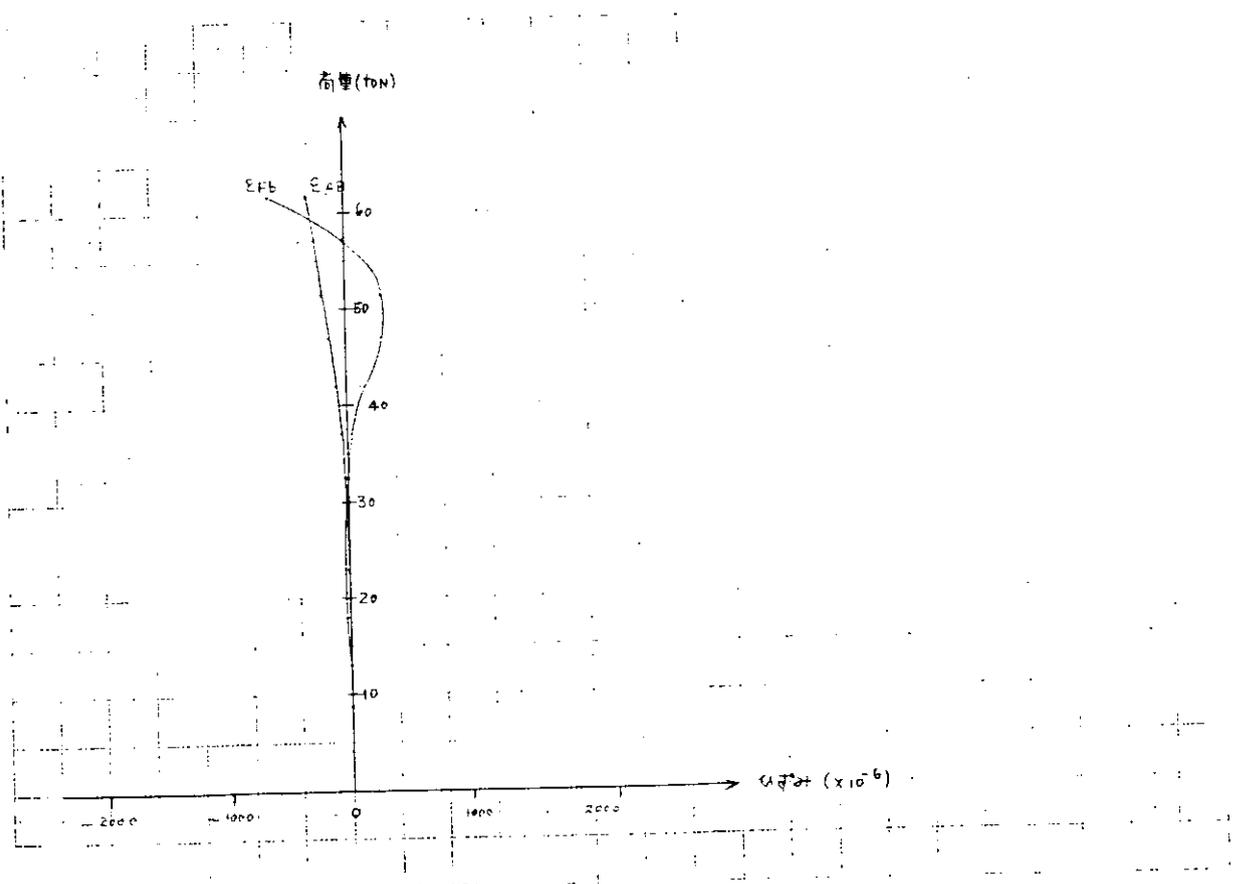


図 3.2.4 2 フランジの面外曲げ (F8-S3-15)

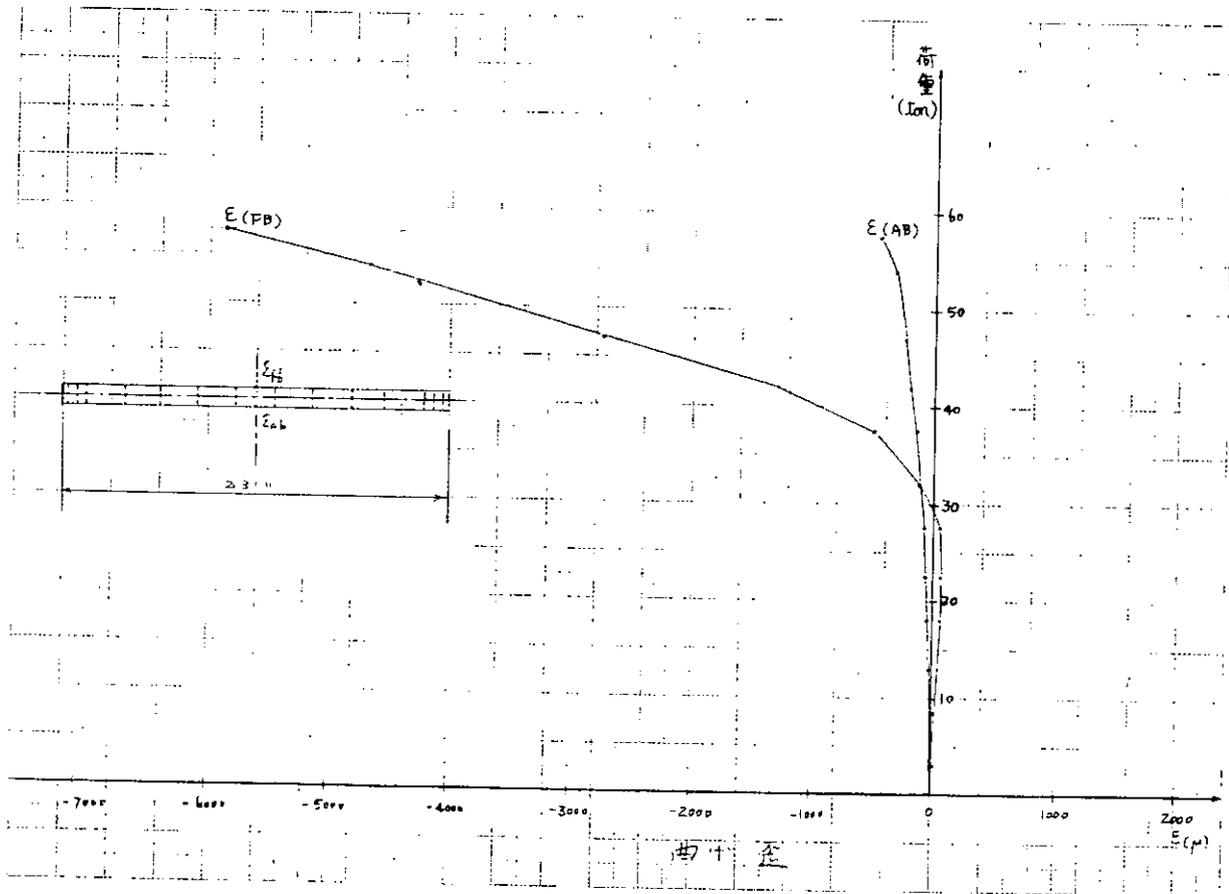


図 3.2.4 3 フランジの面外曲げ (F8-S3-20)

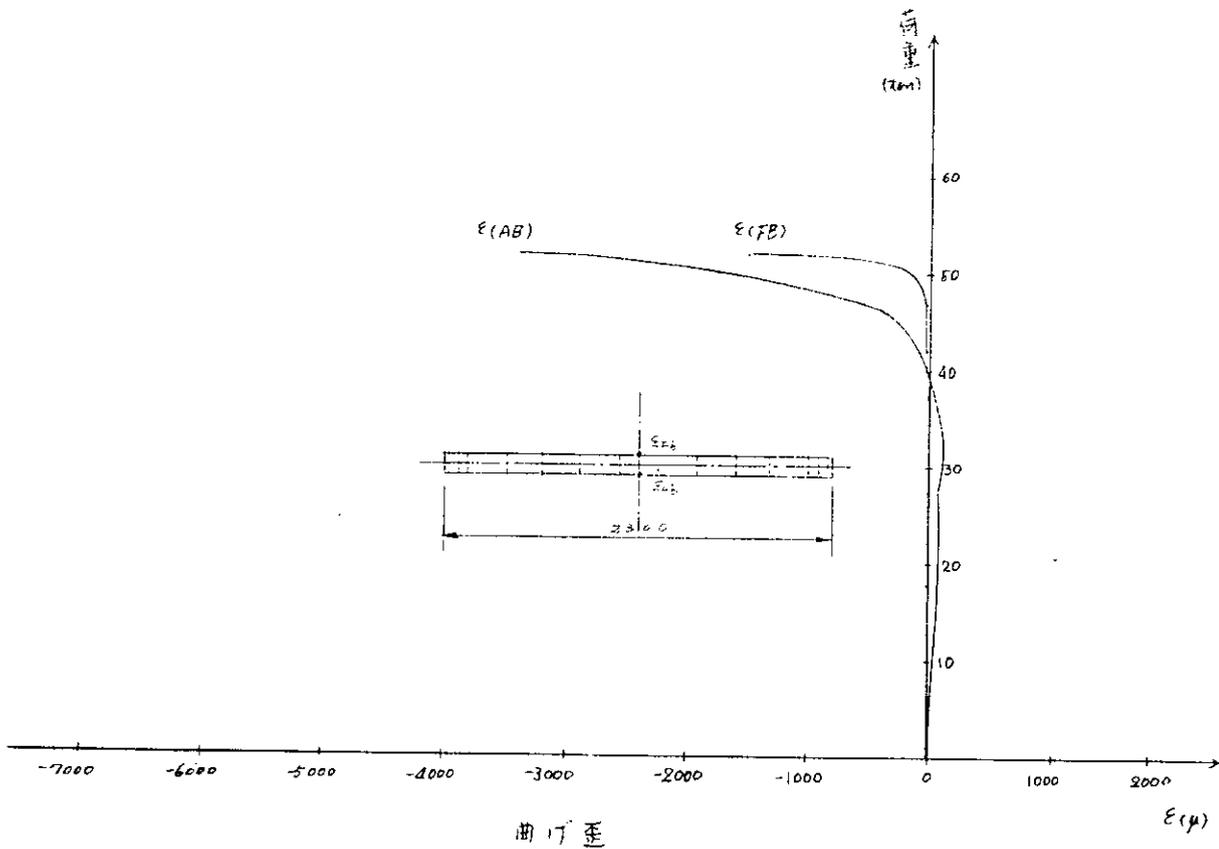


図 3.2.4 4 フランジの面外曲げ (F5-S1.5-00)

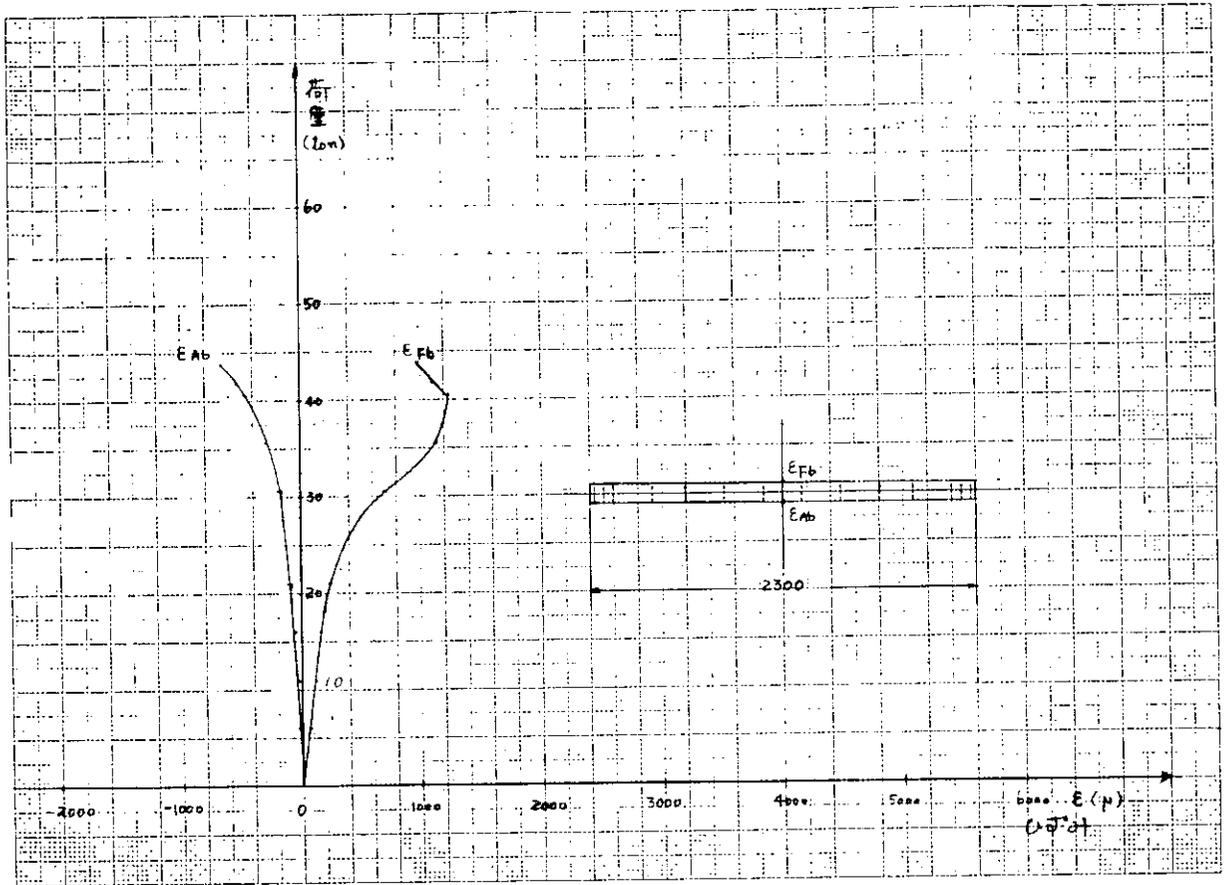


図 3.2.4.5 フランジの面外曲げ ( F5-S1.5-10 )

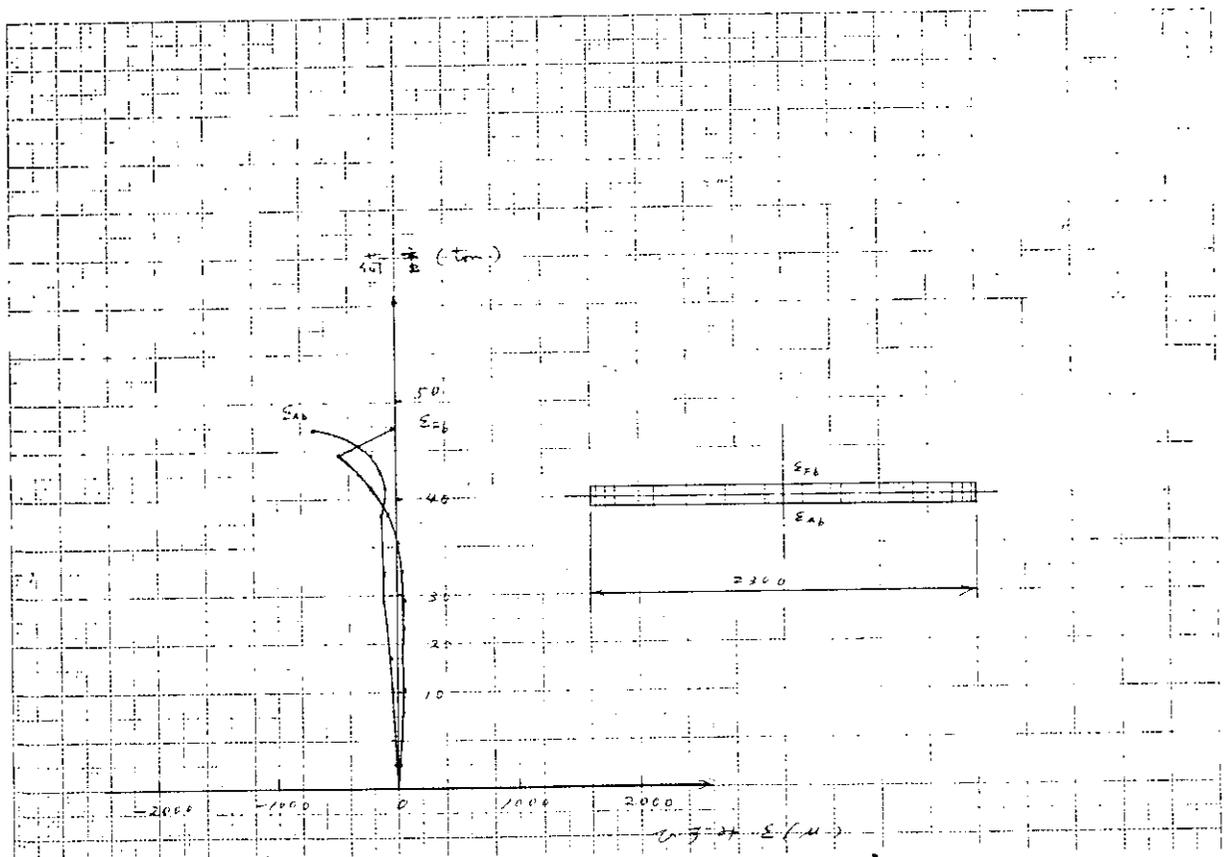


図 3.2.4.6 フランジの面外曲げ ( F5-S1.5-20 )

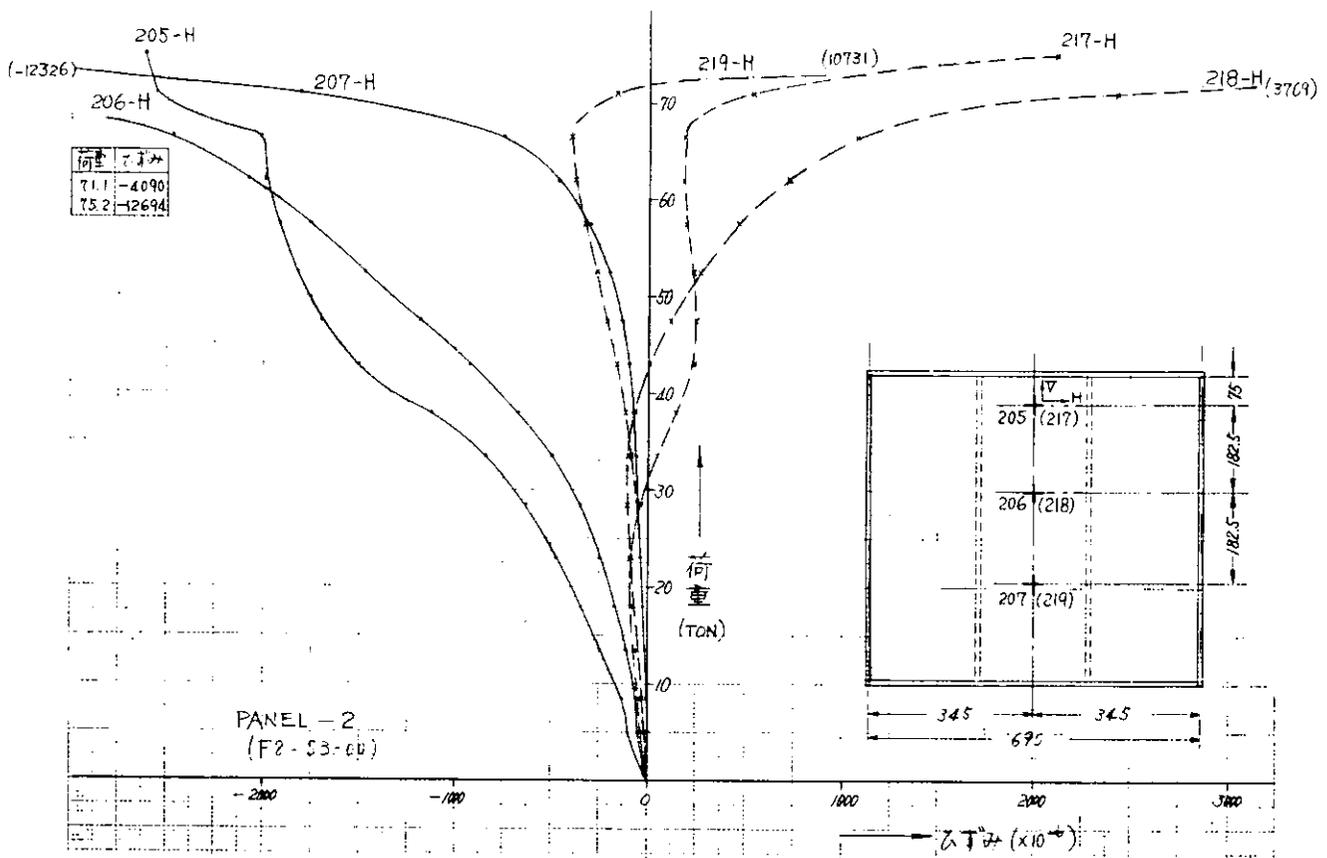


図 3.2.4 7 ウェブの曲げ歪 (F8-S3-00)

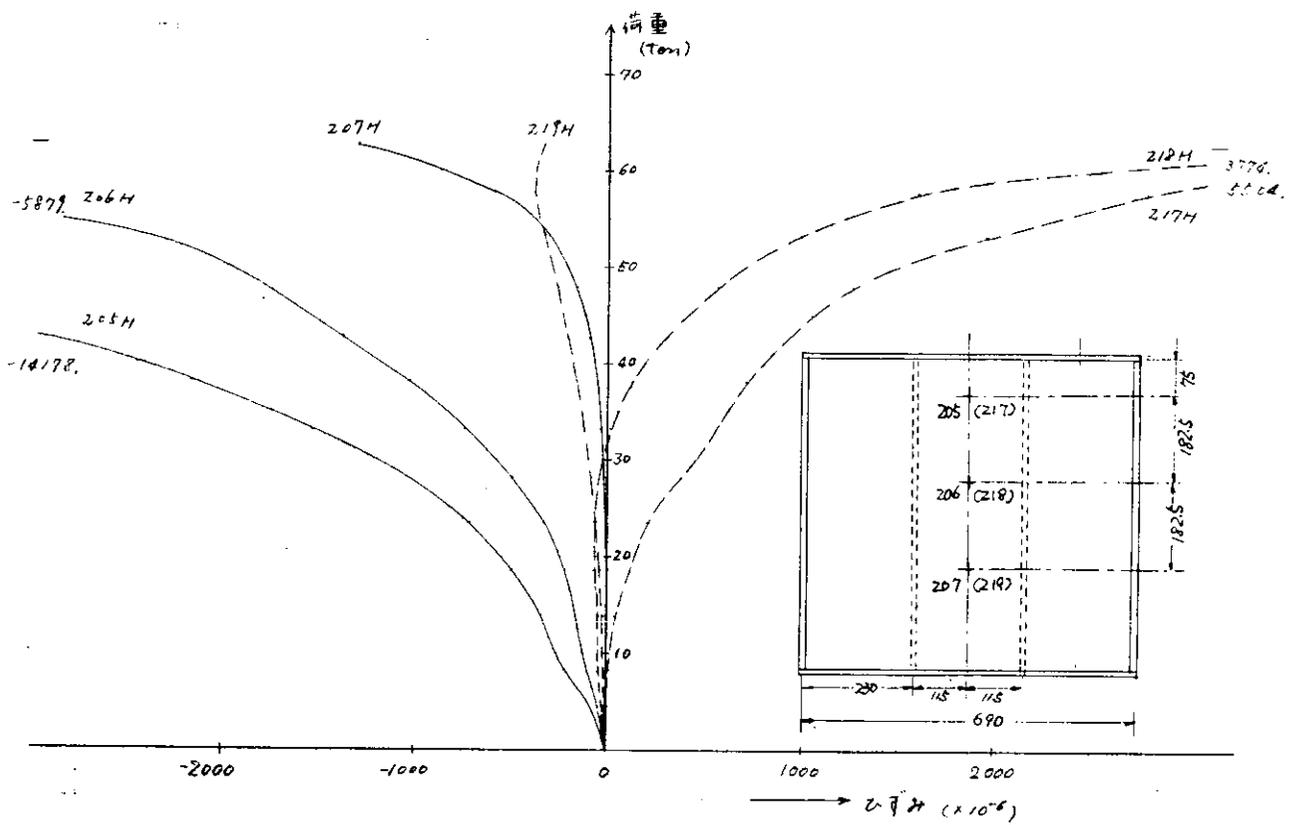


図 3.2.4 8 ウェブの曲げ歪 (パネル 2) (F8-S3-05改)

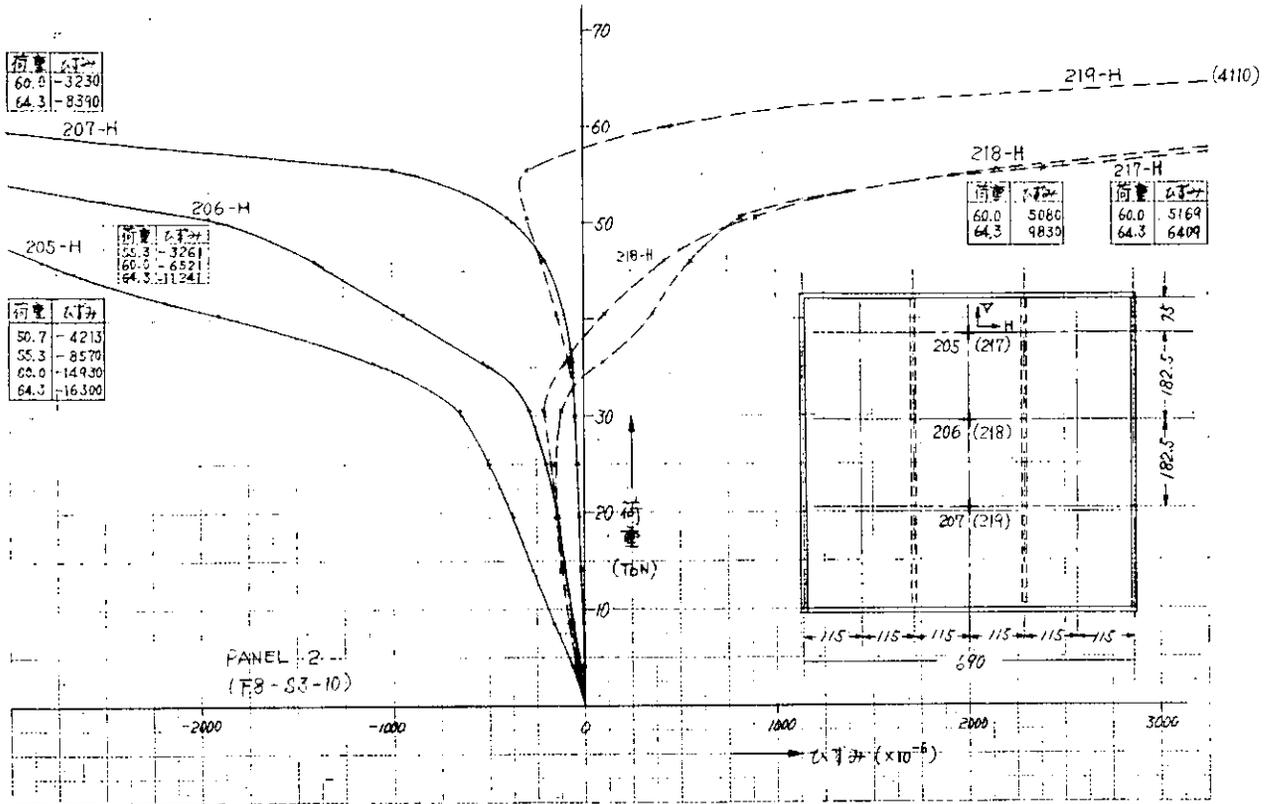


図 3.2.4 9 ウェブの曲げ歪 (F8-S3-10)

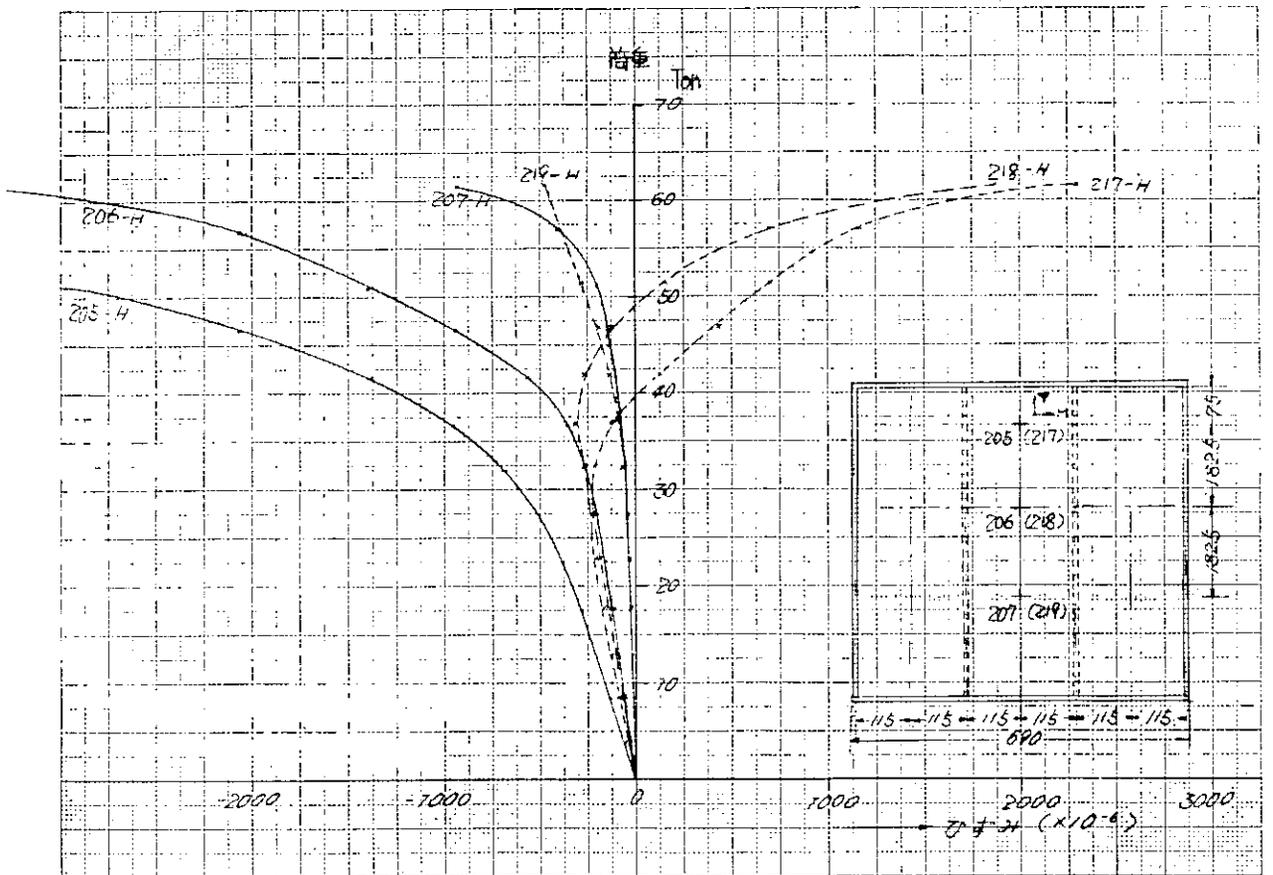


図 3.2.5 0 ウェブの曲げ歪 PANEL-2 (F8-S3-15)

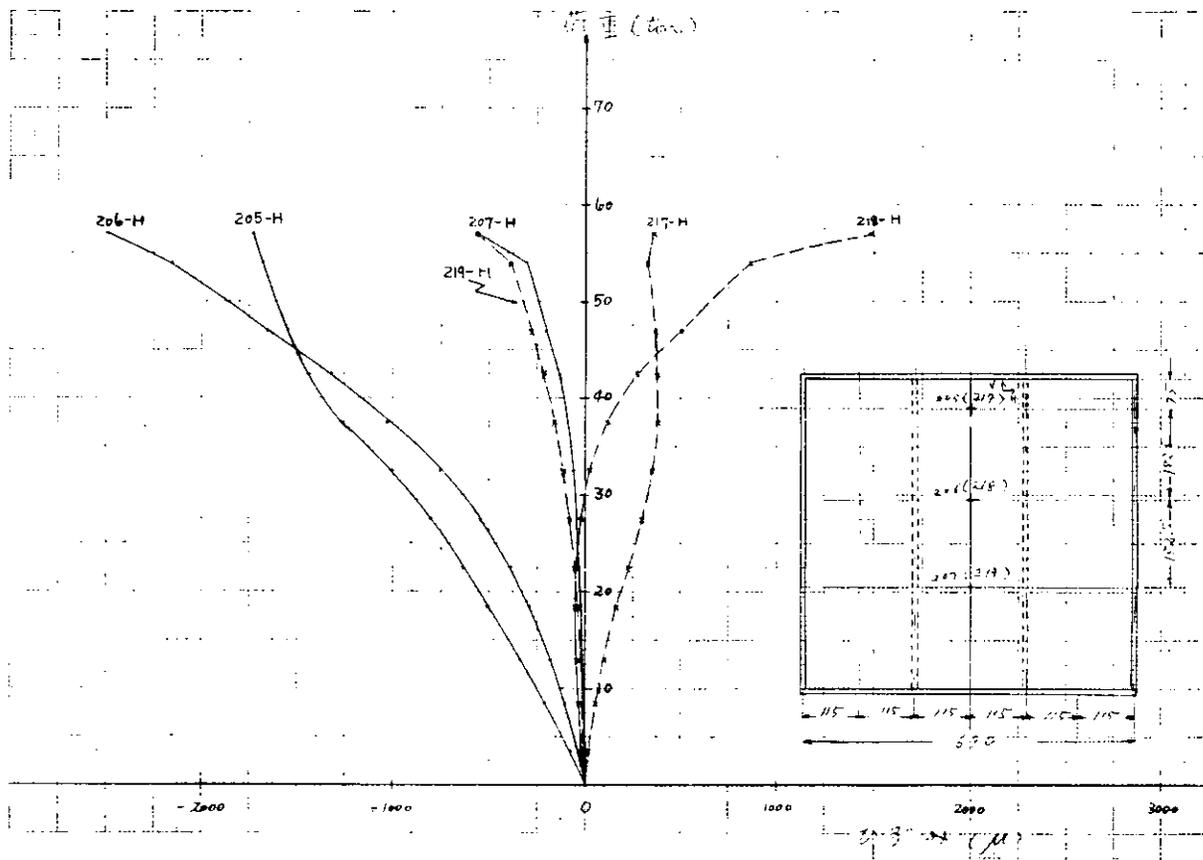


図 3.2.5.1 ウェブの曲げ歪 (パネル 2) (F8-S3-20 改)

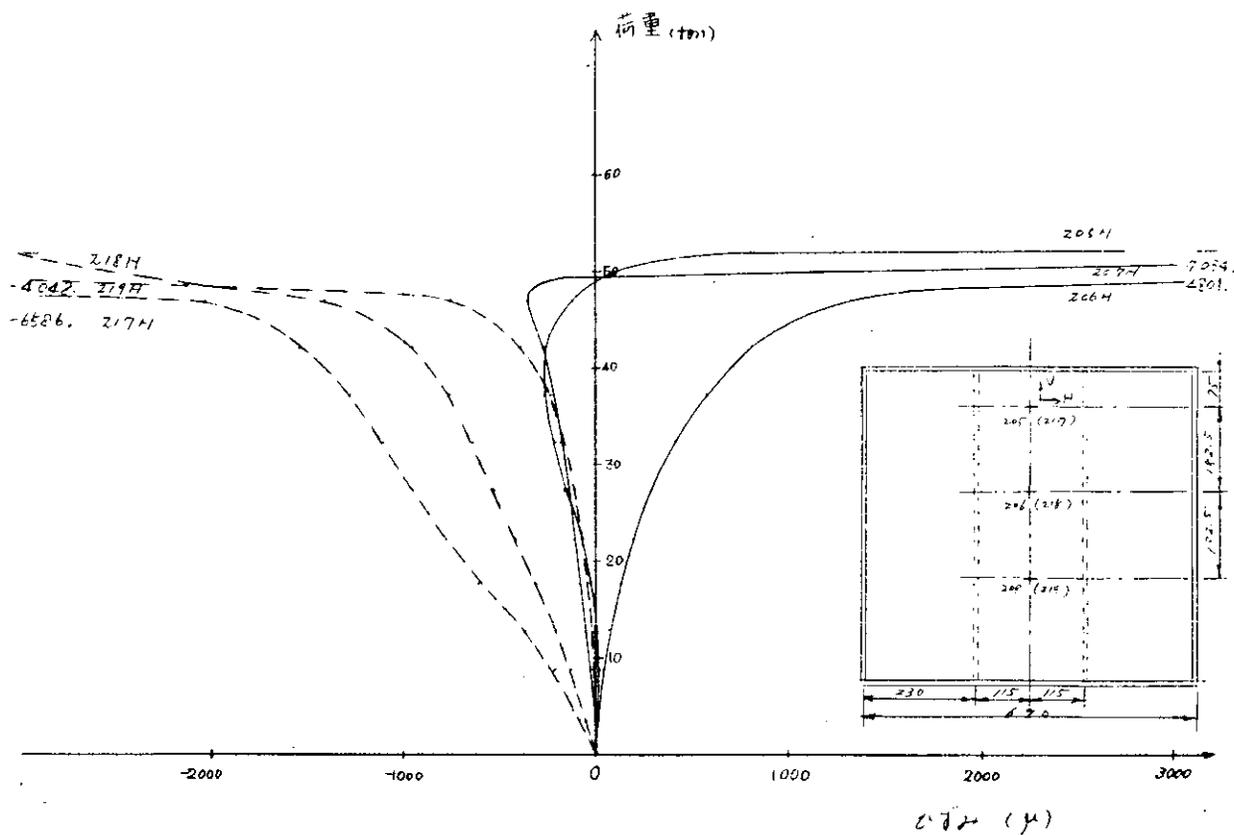


図 3.2.5.2 ウェブの曲げ歪 (パネル 2) (F5-S1.5-00)

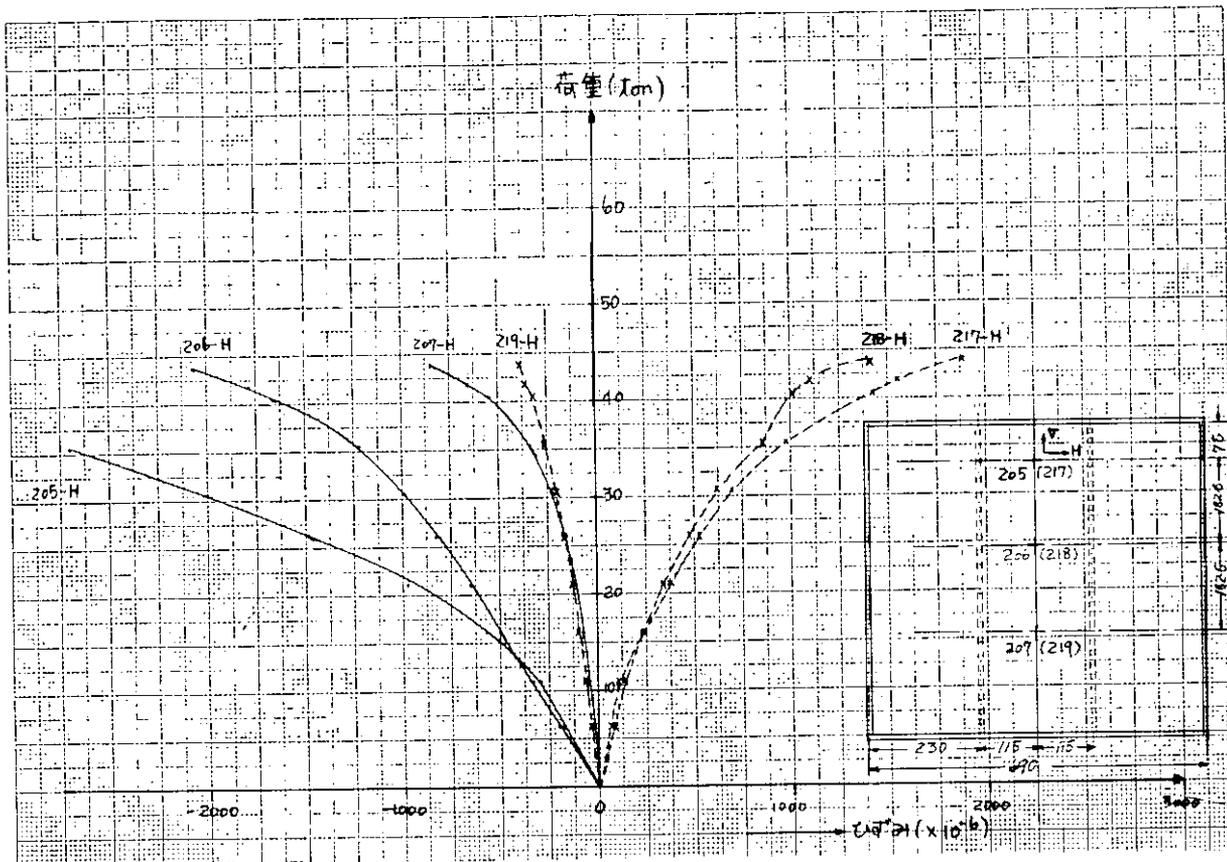


図 3.2.5.3 ウェブの曲げ歪 PANEL-2 ( F5-S1.5-10 )

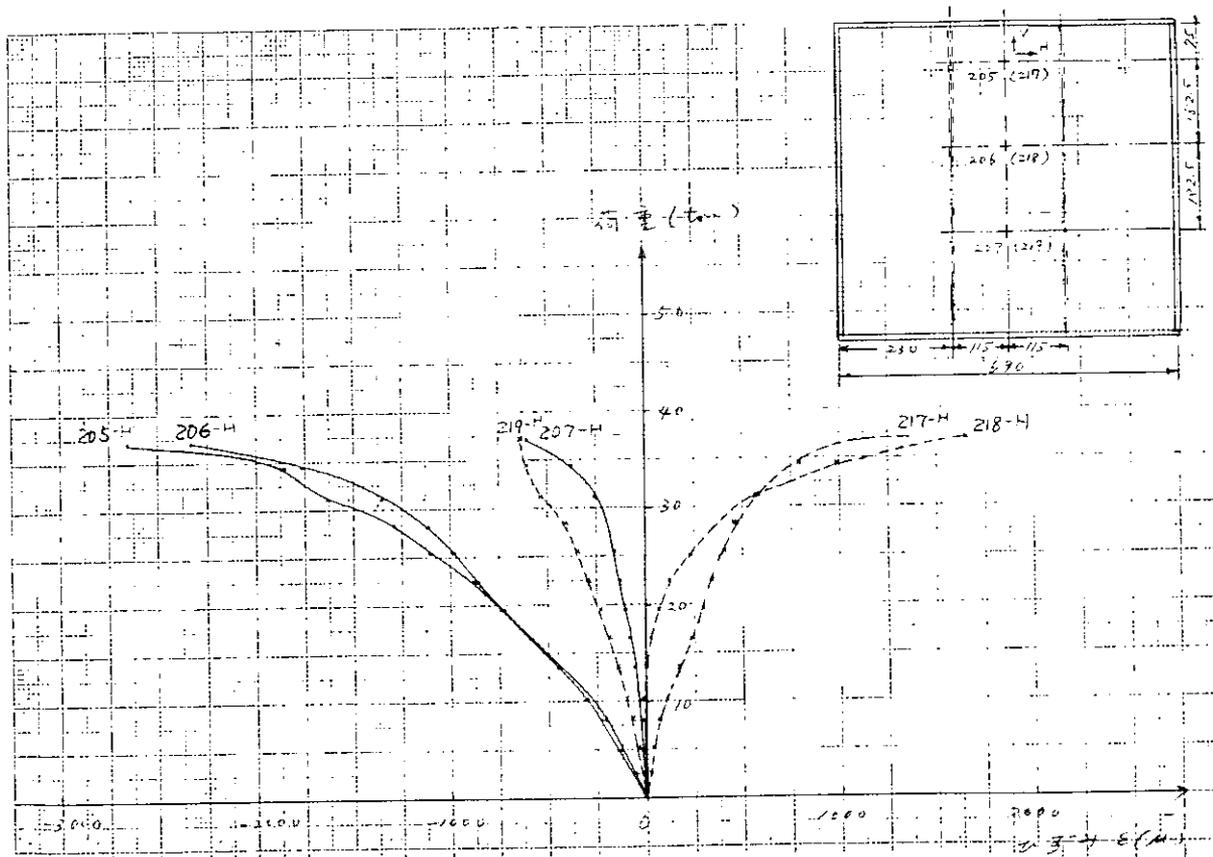


図 3.2.5.4 ウェブの曲げ歪 PANEL-2 ( F5-S1.5-20 )

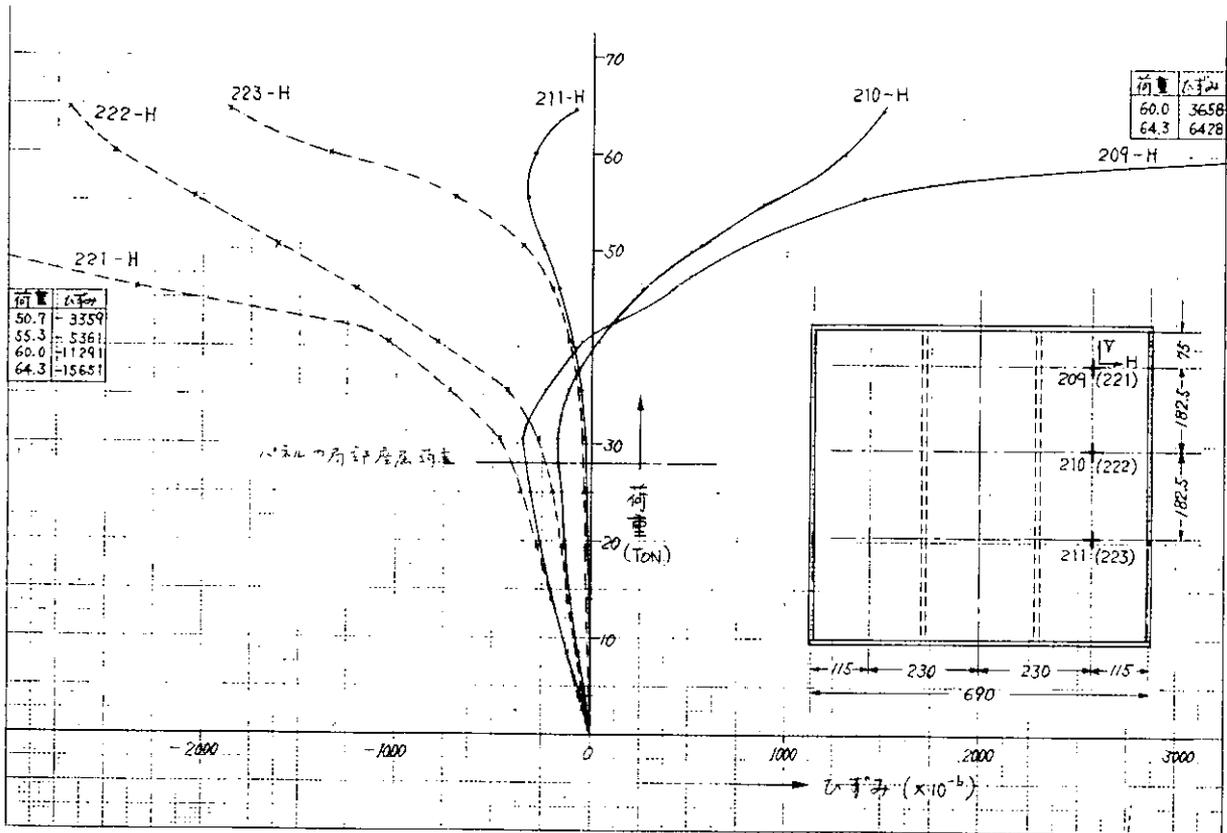


図3.2.55 ウェブの曲げ歪 PANEL-3 (F8-S3-10)

### 3.3 柱部材の工作歪と強度の関係

#### 3.3.1 目的および概要

船殻部材のうちのストラットにつき、その工作歪と強度の関係を調査・検討する目的で、本年度は、A、B、Cの3タイプ、各4体、計12体の供試体につき実験を行ない、これを弾塑性有限変形解析プログラムによる計算と比較した。

#### 3.3.2 実験

##### (1) 供試体および実験装置

大型タンカーのウイング・タンクのトランスリング部ストラットを $\frac{1}{5}$  (板厚は $\frac{1}{3}$ )に縮小した模型を製作し、供試体とした。概ね、図3.3.1の斜線部が、模型の対象部分である。

Aタイプは、直線型ストラットの平行部を外板、縦通隔壁まで延長したもの、Bタイプは、同じく直線型ストラットで、基部を含んだもの、Cタイプは、連続フェイス型ストラットの基部を含んだものである。(図3.3.2参照)

なお、供試体はSS41で製作し、製作後、焼鈍(625℃、30分)を施した。

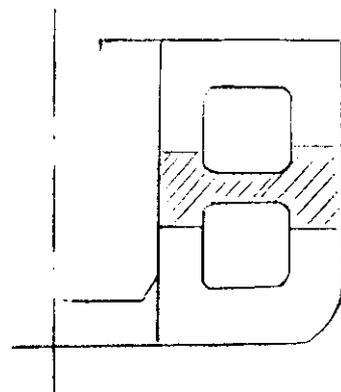


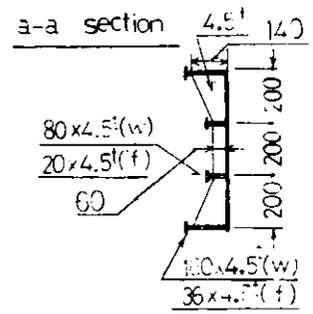
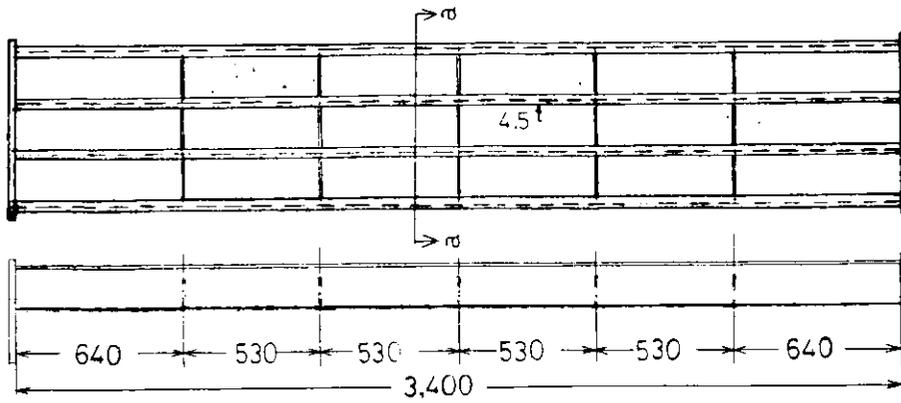
図3.3.1 研究対象部分

ストラットの初期不整の形状は種々考えられ、また荷重条件も複雑であり、本研究でこれを網羅することは不可能である。そこで、研究の範囲を限定したが、これを下に記す。

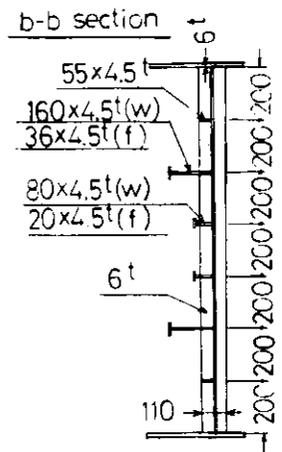
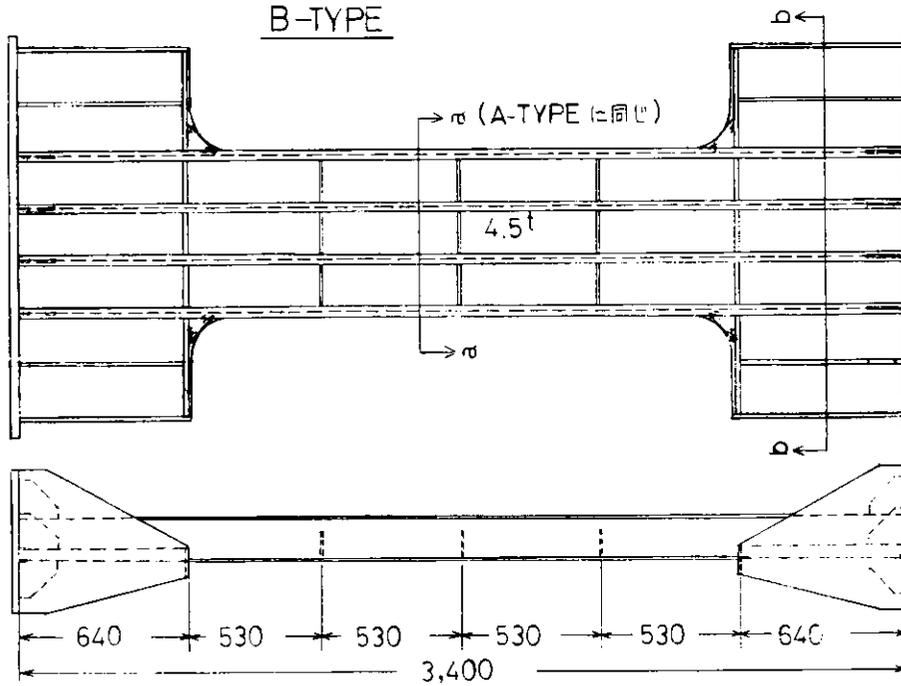
初期不整は、ストラットの長手方向に半波長正弦波形的初期撓みとし、各タイプでその初期撓み量を4種変えて、シリーズ実験を行なった。

荷重条件、端部支持条件は、Aタイプについては、供試体端部に半円筒を取り付け、端部断面のウェブ板厚中心に荷重がかかり、端部での回転を自由とした。したがって、単純支持(ピンジョイント支持)の偏心圧縮荷重となっている。(図3.3.3、写真3.3.1参照)

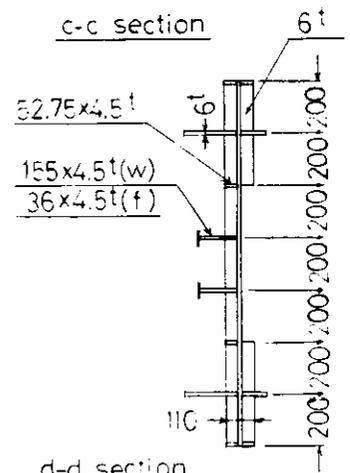
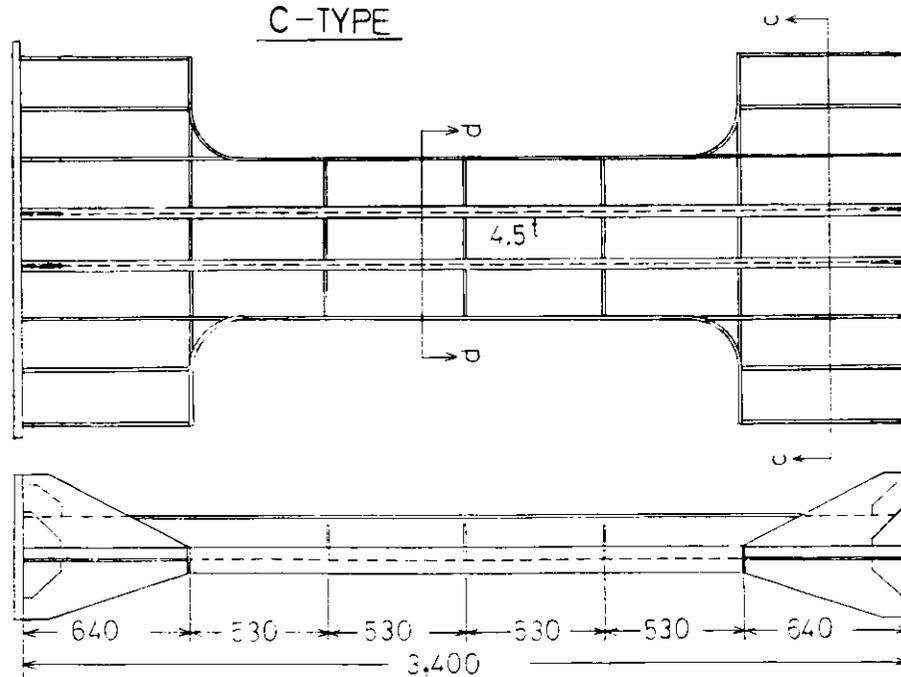
A-TYPE



B-TYPE



C-TYPE



d-d section

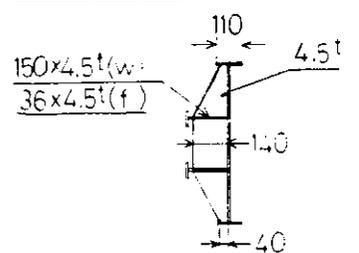


図 3.3.2 TEST MODEL

しかし、B、Cタイプについては、ストラット基部の影響も加味するため、平押し軸圧縮とした。（図 3.3.3 参照）

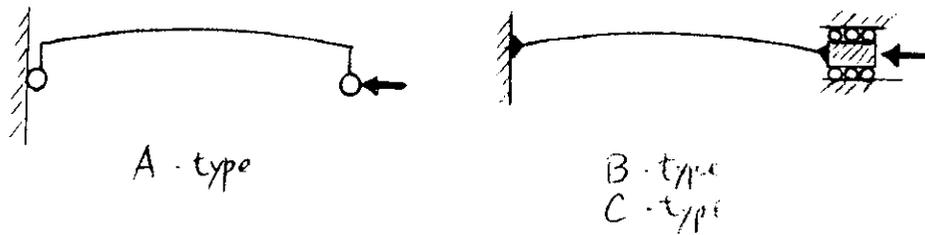


図 3.3.3 荷重、支持条件

なお、供試体は、平行部の断面積、断面二次モーメントを揃えた。その値は、

断面積  $5.4 \times 10^3 \text{ mm}^2$   
 断面二次モーメント  $1.6 \times 10^7 \text{ mm}^4$  である。

(2) 計測

変位は、30% Dial Gauge、50% Dial Gauge で約20点、歪は、電気抵抗線歪計を用いて約60点の計測を行なった。

用いた計測器は、

{	digital strain indicator	SD5F	(共和電業)
	"	SD5L	( " )
	automatic scanning box	ASB60N	( " )
	"	ASB60V	( " )
	X-Y recorder model	D-72	(理研電子)
	dynamic strain amplifier	DPM-6E	(共和電業)

である。

3.3.3 解析

(1) 弾塑性有限変形解析プログラム

骨組構造物の強度解析において、従来の弾性微小変形の線型計算より、厳密な非線型計算を電子計算機を利用して行なうプログラムである。非線型性としては、弾性・塑性の材料非線型、有限変形（大撓み）の影響を入れた幾何学的非線型の両者を含み、断面変形を無視できる平面骨組構造物について、荷重を増加しながら、変形・歪・応力を追跡するものである。

材料非線型性は図 3.4 に示したように、応力-歪の関係を、ヤング率  $E$  と接線剛性係数  $E_t$  とで表わせると仮定して、これを取り入れ、幾何学的非線型性は、歪を線型以上の高次項まで考慮することにより、取り入れた。有限要素法の手法を用い、各荷重段階でポテンシャルエネルギー停留の原理から、変位を求めるエネルギー法で解析を行なうものである。

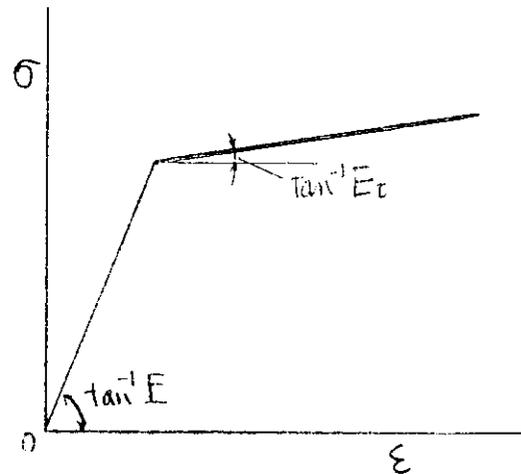


図 3.3.4 材料非線型性

参 考 文 献

藤田、大坪、湯原 「構造物の塑性設計 — その10」 日本造船学会論文集 126号

(2) チモシエンコの理論

昨年度の予備実験ではその結果をチモシエンコの古典的理論による計算と比較して報告した。本年度は厳密な計算を行なうべく、前節に述べた弾塑性有限変形プログラムを開発し、これを本実験結果と比較検討したが、プログラムの検証のため、また、本式は極めて簡易であるのでこの計算も併せ実施した。



図 3.3.5

荷重 P をかけたときの変位 y は次式で与えられる。

$$y = \frac{a}{1-\alpha} \sin \frac{\pi x}{\ell} + \frac{e}{\cos k\ell/2} \left[ \cos(k\ell/2 - kx) - \cos k\ell/2 \right]$$

ただし、 e : 偏心量

a : 中央部初期撓み すなわち、  $y_0 = a \sin \frac{\pi x}{\ell}$

$\alpha = k^2 \ell^2 / \pi^2$

$k = \sqrt{P/EI}$  : 軸力係数 (無次元)

$\ell$  : 全長

また、曲げモーメント分布は  $M = P(e + y)$  となる。線応力は  $\sigma_s = -P/A \pm M/Z$  で与えられ、この  $\sigma_s$  が

ただし、 Z : 断面係数

$\sigma_y$  となるときの P が弾性限荷重として求められる。

両端支持でないものについても曲げモーメントが零になる二点の距離を等価長さ  $10q$  として近似解を求めることも可能である。

参 考 文 献

Timoshenko & Gere "Theory of Elastic Stability"

3.3.4 実験結果および解析結果

(1) 材料引張試験

供試体製作に用いた鋼板 (板厚 4.5%) から 5 号引張試験片を採り、試験を行なった。その結果を下に示す。

$$\begin{aligned} \text{A タイプ供試体 (SS41)} & \left\{ \begin{array}{l} \text{降伏応力 } \sigma_y = 3.4.0 \text{ Kg/mm}^2 \\ \text{引張強さ } \sigma_B = 4.4.4 \text{ Kg/mm}^2 \end{array} \right. \\ \text{B, C タイプ供試体 (SS41)} & \left\{ \begin{array}{l} \text{降伏応力 } \sigma_y = 2.5.3 \text{ Kg/mm}^2 \\ \text{引張強さ } \sigma_B = 3.7.1 \text{ Kg/mm}^2 \\ \text{ヤング率 } E = 2.1 \times 10^4 \text{ Kg/mm}^2 \end{array} \right. \end{aligned}$$

解析の際の計算には、 $\sigma_y$ 、E としてこの値を用いた。A タイプ供試体についてはヤング率を計測しなかつたので、一般的な  $E = 2.1 \times 10^4 \text{ Kg/mm}^2$  とした。計算に必要な値である接線剛性係数  $E_s$  は  $0.01E$  を用いた。

(2) 実験値と計算値の比較

表 3.3.1 には 12 体の供試体についてその初期撓み量 (計測値)、最高荷重実験値、その崩壊断面、弾塑性有限変形プログラムによる最高荷重計算値、同じく弾性限荷重計算値、初期塑性化部分、チモシエンコの方法による弾性限荷重計算値、およびその初期塑性化部分を示した。

表中、記号凹、凸、E は各々

- 凹： 供試体中央断面の圧縮側縁応力が圧縮降伏する。
- 凸： 供試体中央断面の引張側縁応力が引張降伏する。
- E： 供試体端部断面の縁応力が圧縮降伏する。

ことを意味する。

実験でA-4は、中央断面の引張側縁（フェイス・プレート）に亀裂が入り崩壊した。これは供試体製作の不備のため、最高荷重については他供試体と比較できないが、\*印を付して併記した。以下の図中の\*印も同様である。

他の供試体は総て平行部の一断面で、局部座屈のような現象を起こして断面形状を乱し、最高荷重に達した。この断面は中央の近くか、平行部の端部の近くのリブのない断面である。初期撓み量の大きい供試体では、中央部の曲げモーメントが大きき影響して中央部に、また、初期撓み量の比較的小さい供試体では曲げモーメントの影響より、断面形状が変化している部分の応力集中の影響のほうが大きく、そのために平行部の端部近辺に局部座屈現象が生じたと思われる。この局部座屈現象の際の断面の変形状態は概ね図3.3.6の様なモードであった。

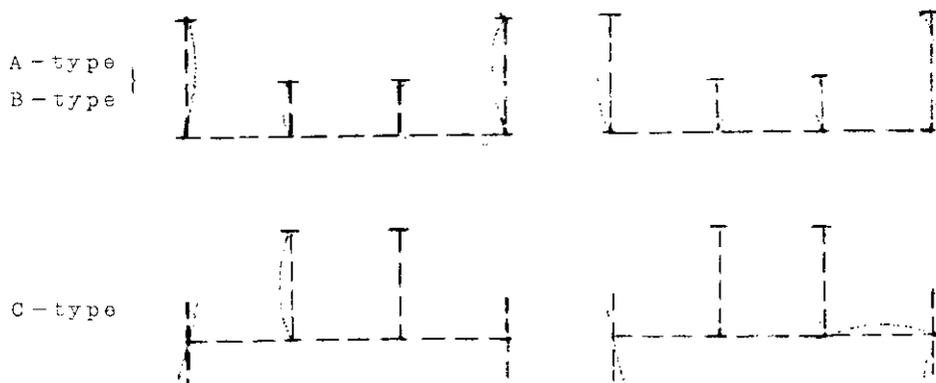


図 3.3.6 崩壊時の断面形状

最終崩壊状態を写真3.3.2～3.3.6に示す。

計算では初期撓みは計測された初期撓み最大値を最大値とする半波長正弦波形と仮定した。

B、Cタイプでチモソンコ式は直接適用できないので、曲げモーメントが零になる二点の距離を両端支持の柱の等価長さ  $l_{eq}$  と仮定して計算を行なった。実験の予計測値より  $l_{eq} = 0.5 l$  が妥当であると結論を得て、この値を用いた。ちなみに、この場合の初期撓み量  $\delta_0$  は図3.3.7より、

$$\begin{aligned} \delta_0 &= \left(1 - \frac{\sqrt{2}}{2}\right) \delta \\ &= 0.293 \delta \end{aligned}$$

となる。初期撓み量が少なく高軸力問題であるので、弾性限荷重と最高荷重があまり違わず実験値と比較的よく合っている。

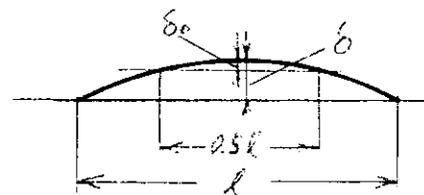


図 3.3.7

計算における最終崩壊状態は、断面変形のないうまゝ断面に塑性域が生じ、それ以上の荷重に耐えられなくなつたと仮定したものである。

図3.3.14には、弾塑性有限変形解析プログラムによる最高荷重計算値と最高荷重実験値を比較し、グラフ化した。B、Cタイプの計算結果はほとんど区別できないほど一致したため、一本の線で表わした。

図3.3.8～3.3.10に荷重と中央の横撓み量の関係、図3.3.11～3.3.13に荷重と縮み量の関係をそれぞれの実験値・計算値で比較した。

### 3.3.5 考 察

実験では、局部座屈のような現象を伴つて最高荷重に達したが、歪の計測値を見ると座屈が生じる以前に塑性が現われているのが確認されている。したがつて、ある断面の縁応力が降伏応力に達し、その断面での応力再配分が起り、

その断面の変形が進むとともに強度が低下して崩壊となつたのであろう。すなわち、局部座屈の現象となつて現われたが、応力の観点からは弾性座屈ではなく塑性化後の座屈（押し潰れ、塑性座屈）であり、断面変形を考慮できない計算ともよく合致している。供試体の初期撓みの数値を中央における撓み量だけとし、半波長正弦波形であると仮定しているため、その他の初期不整（例えば、換れ、フェイスプレートの取り付け誤差等々）の強度への影響を無視したことになる。正弦波形初期撓みが小さい範囲で、これら他の不整量の効果も現われ易いのは不安定問題の常であり、計算結果との不一致も往々にして大きくなる。こういう不安定現象またはそれに近い現象を取り扱うには供試体の構造が複雑すぎたが、その割には実験と計算がよく一致している。最高荷重を比較すると、（実験値）／（計算値）＝0.99～1.14であり、解析プログラムは十分有効である。

### 3.3.6 結 論

- (1) 柱長の1/100の初期撓みがあつても10%程度しか強度が低下しない（表3.3.2参照）。しかしながら、船長240m以上の大型船では、一般に10mmを超える撓みはほとんど見受けられず、これは  $\delta_0/l$  に換算すれば1/1000前後であり、両端平押し荷重に関する限り、実船での半波長正弦波形初期撓みは考慮する必要がない。
- (2) 弾性局部座屈しないように板厚を与え、断面変形が起きないようにリブを配置してあれば実船のストラットについても計算による強度把握ができ、初期撓みの評価も可能である。
- (3) 断面積、断面二次モーメントを等しくすれば、連続フェイス型ストラットと直線型ストラットで軸圧縮に対する強度に有意差がないことが、実験、計算の両方で証明された。

$P_{max}/P_y$  の許容値を決めれば、表3.3.2より許容工作誤差が決まる。しかし、この数値は本実験に関するものであり、一般化するためにはさらに他の断面形状、初期不整、荷重条件についての検討が必要である。

表3.3.1 Comparison of Experiment & Calculation

model	maximum initial deflection mm	experiment		calculation by matrix method			cal. by timochenkom		$P_u/P_c$
		ultimate load $P_u$ ton	collapse section	ultimate load $P_c$ ton	initial yield		initial yield		
					load $P_{yc}$ ton	side	load $P_y$ ton	side	
A-1	-2.8	99	P	98.9	about 95	凹	96.0	凹	1.00
A-2	3.6	94	P	93.3	" 89	凸	90.8	凹	1.01
A-3	9.3	87	P	89.0	" 81	凸	82.6	凸	0.98
A-4	18.5	73*	*	80.4	" 70.5	凸	71.5	凸	0.87*
B-1	0	148	Q	136.8	" 136.8	凹	136.8	凹	1.08
B-2	10	143	Q	135.4	" 130	凹	122.7	凹	1.06
B-3	27	128	P	127.9	" (119 / 120)	E (凹)	104.8	凹	1.00
B-4	96	88	P	88.5	" (50 / 84)	E (凹)	64.6	凹	0.99
C-1	-6	151	Q	134.6	" 125	凹	125.6	凹	1.12
C-2	5	154	Q	135.6	" 130	凹	130.5	凹	1.14
C-3	20	130	Q	131.6	" 113	凹	115.2	凹	0.99
C-4	85	105	P	94.3	" (55 / 75)	E (凹)	77.4	凹	1.11

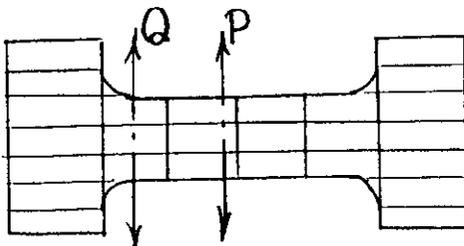


表 3.3.2

$\delta_0 / \ell$	$P_{max} / P_y$
0	1
0.005	0.97
0.01	0.91
0.02	0.77
0.03	0.61

Where  $P_y = \sigma_y A$

$\delta_0$  : 初期撓み量

$\ell$  : 柱長

$P_{max}$  : 最高荷重 (計算値)

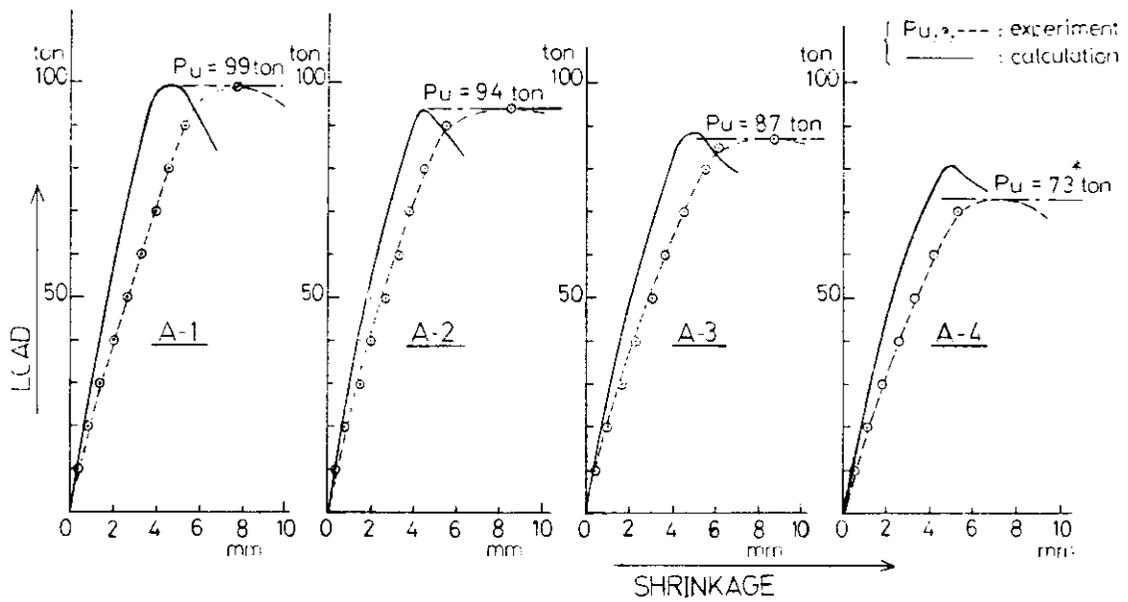


図 3.3.8 LOAD-SHRINKAGE CURVES (A-TYPE)

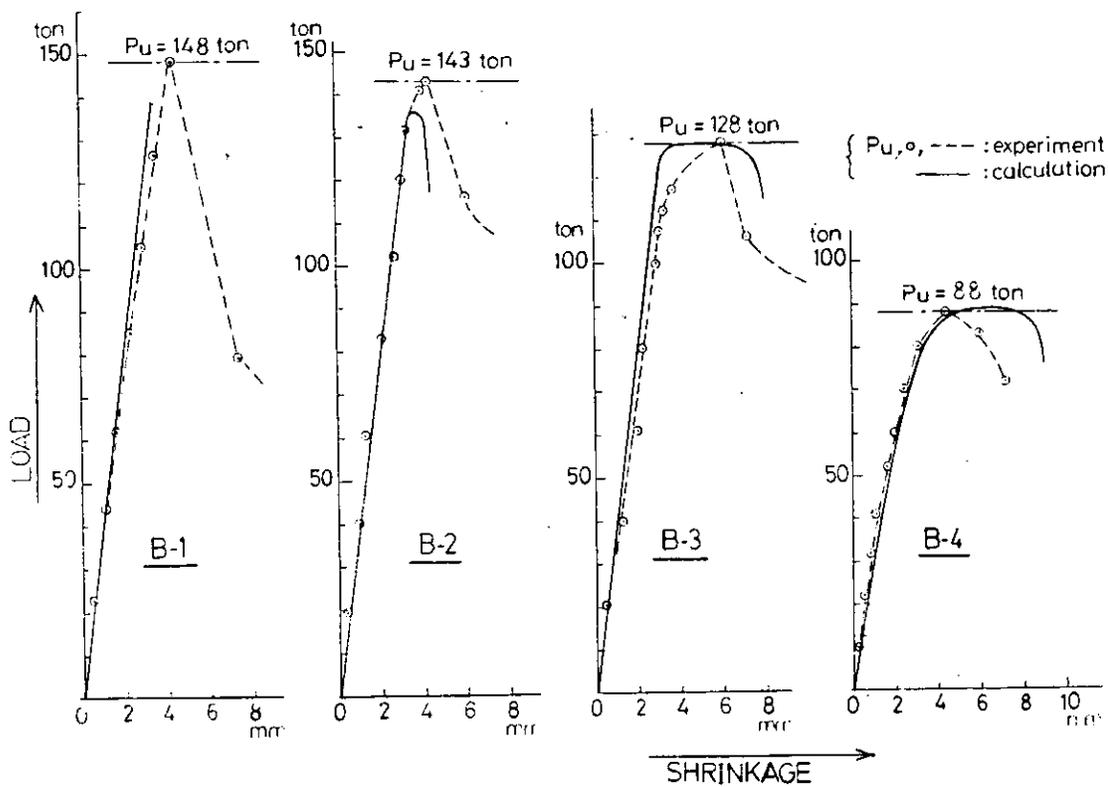


图 3.3.9 荷载-收缩曲线 (B-型)

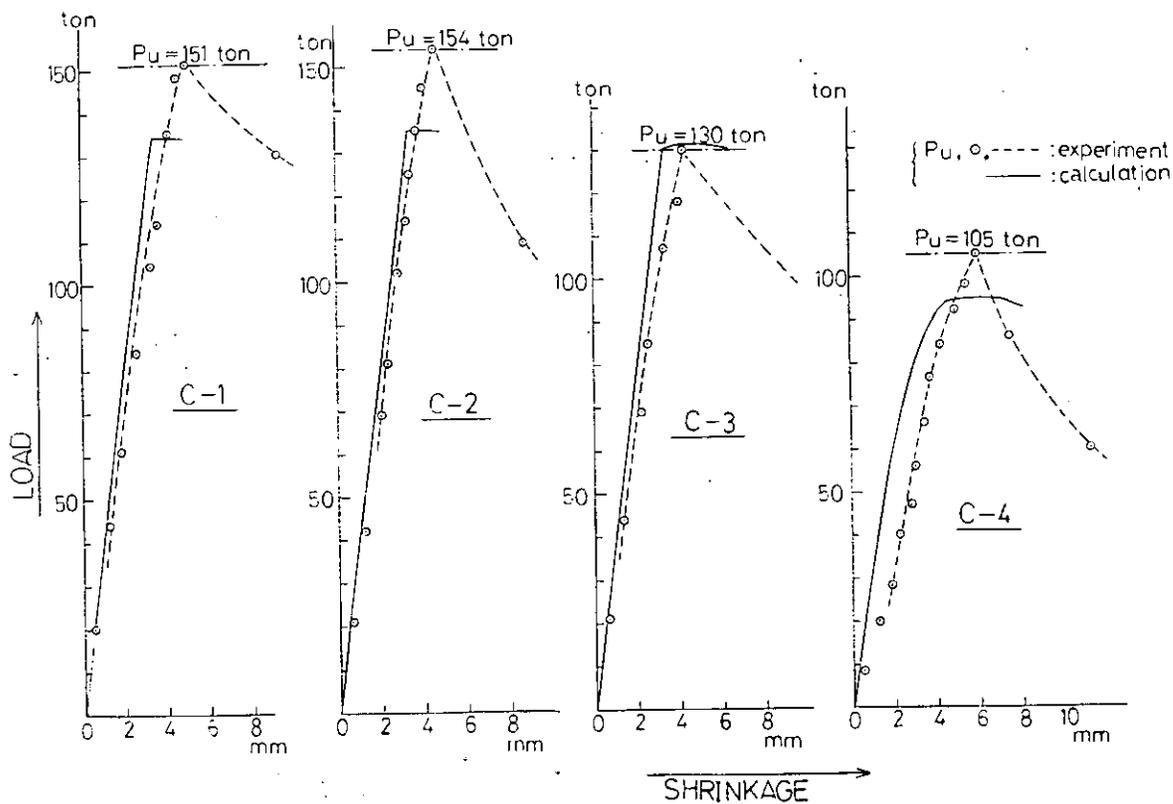
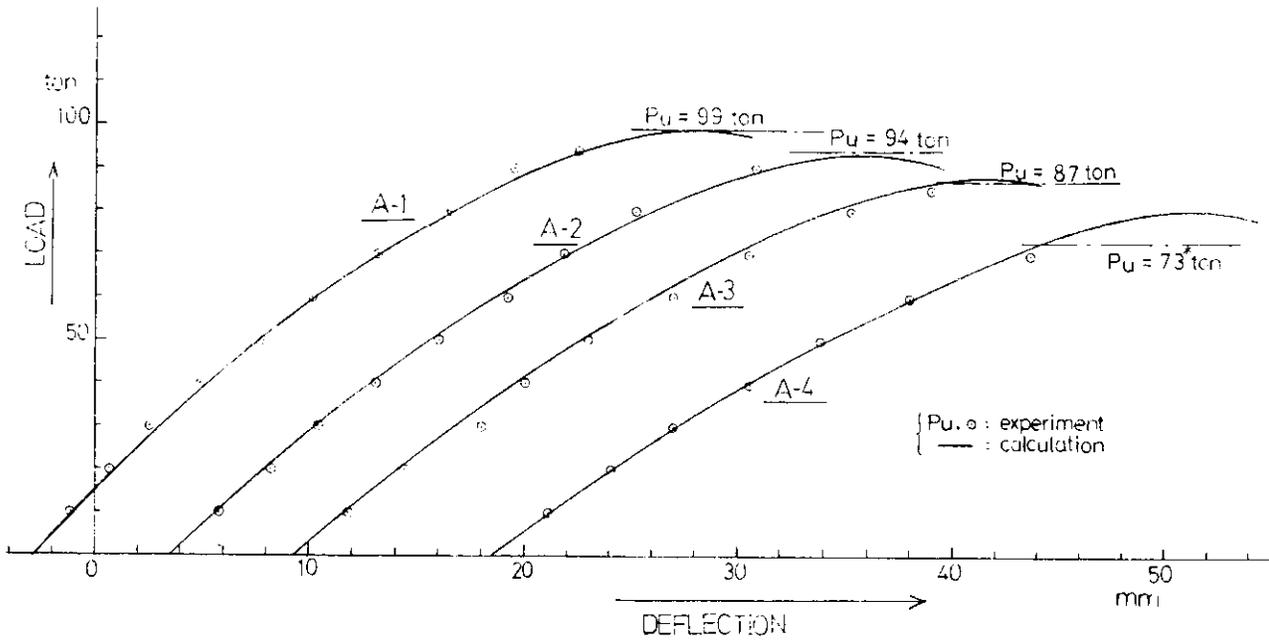
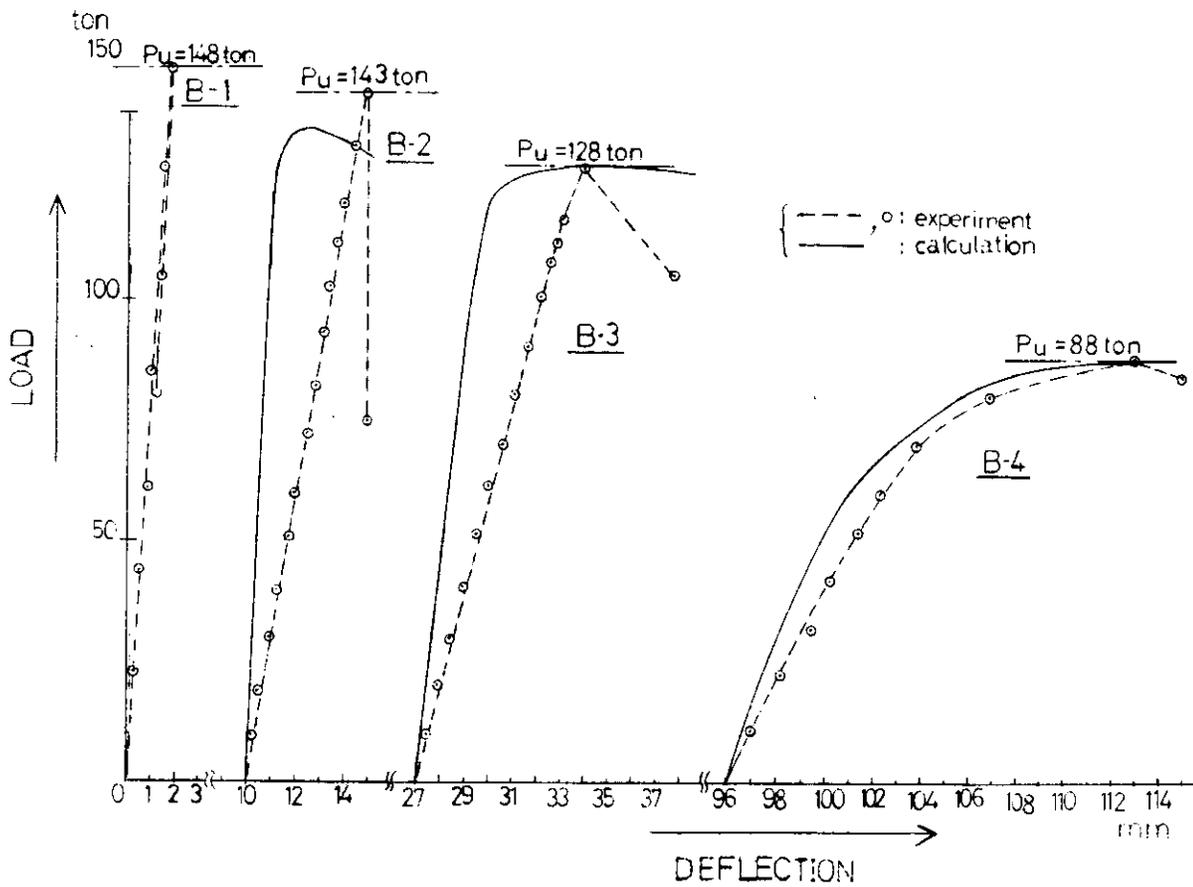


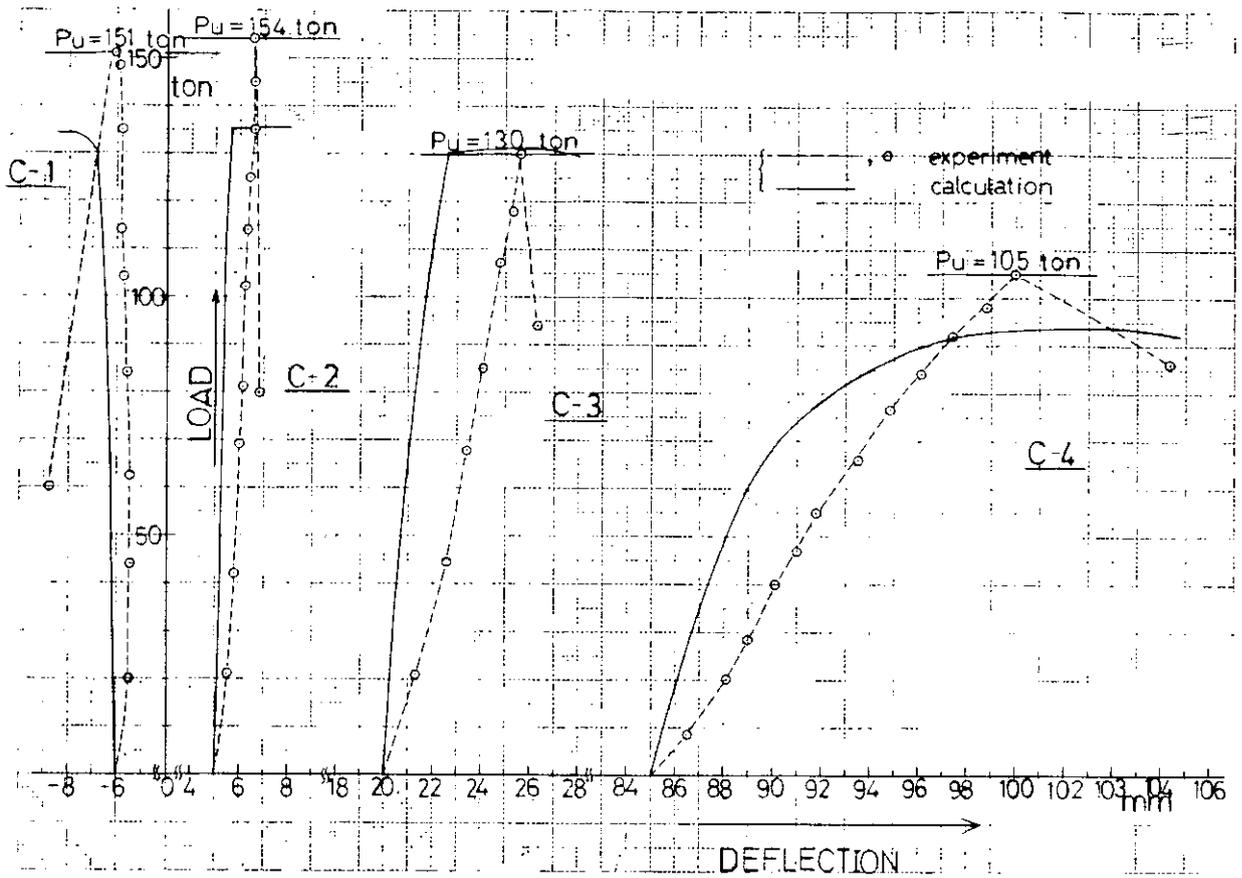
图 3.3.10 荷载-收缩曲线 (C-型)



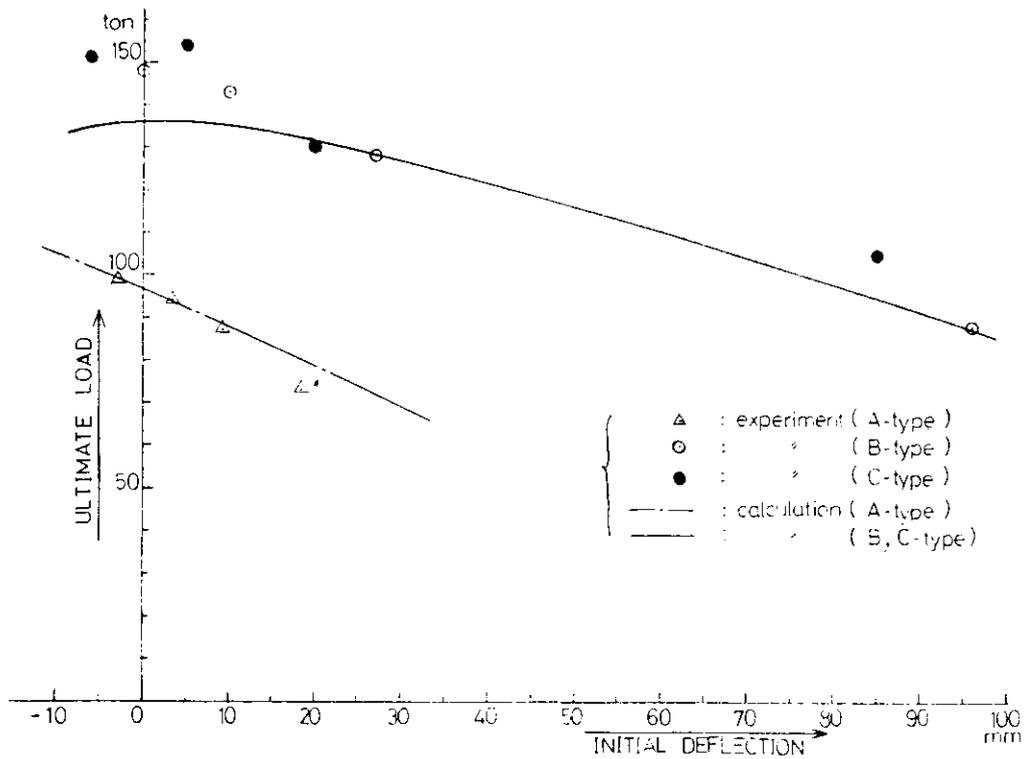
☒ 3.3.1.1 LOAD-DEFLECTION CURVES (A-TYPE)



☒ 3.3.1.2 LOAD-DEFLECTION CURVES (B-TYPE)



☒ 3.3.13 LOAD-DEFLECTION CURVES (C-TYPE)



☒ 3.3.14 RELATION BETWEEN ULTIMATE LOAD AND INITIAL DEFLECTION

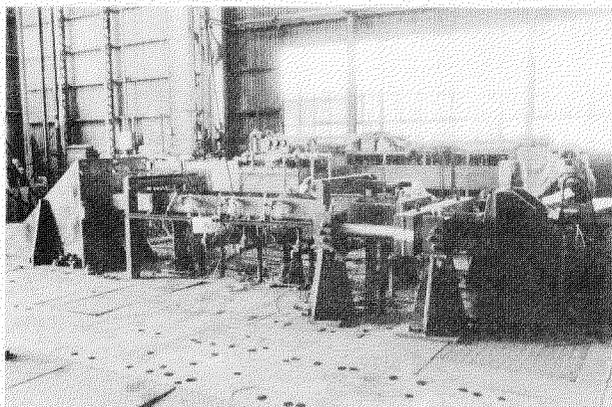


写真 3.3.1

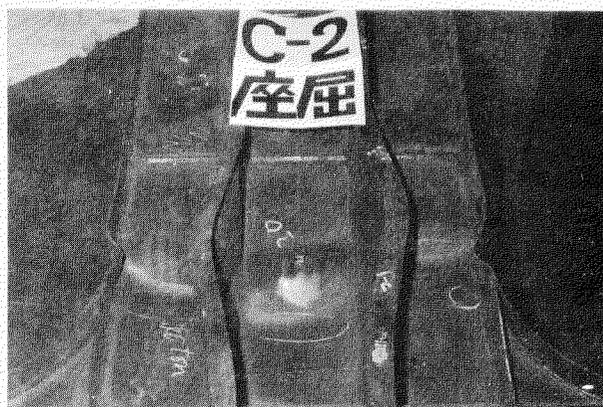


写真 3.3.4



写真 3.3.2

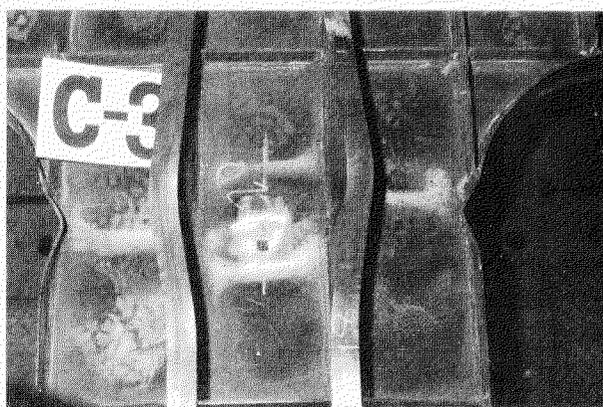


写真 3.3.5



写真 3.3.3

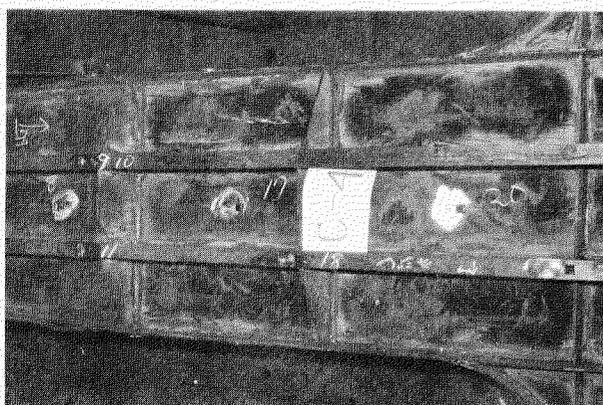


写真 3.3.6

### 3.4 二次部材の歪量に関する研究

#### 3.4.1 まえがき

内構部材に取り付けられる二次部材に初期たわみが存在する場合、初期たわみが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三角形ブラケットを考へ、ブラケットに初期たわみが存在する場合に関し、ブラケット形状、初期たわみ量を変えて一連の実験を行ない、初期たわみによるブラケットの強度低下率を求めた。

#### 3.4.2 模型実験

模型製作に使用した供試材の機械的性質を表3.4.1、化学成分を表3.4.2に示す。供試模型は表3.4.3に示す23体であり、ブラケット形状、ブラケットの辺長と板厚の比 ( $b/t$ ) および初期たわみ量と板厚の比 ( $W_{(0)}/t$ ) によつて分類した。模型形状はブラケットのタイプにより、図3.4.1～図3.4.4に示すとおりである。フレーム部分については当初の計画ではPタイプの如くウェブの板厚9mm、フェイスの幅×板厚が200mm×9mmのものであつたが、実船にそると云う意味でRタイプの如くウェブ板厚6mm、フェイスの幅×板厚80mm×6mmと寸法をおとした。Pタイプ、Dタイプで6本のウェブ・スチフナーを取り付けたのは、ブラケットにスチフナーがついており、ブラケット自体が強くなつてゐるために、ウェブの座屈する恐れがあつたためである。供試模型への負荷は、予備実験については図3.4.5に示すような治具を用い、油圧ジャッキによつたが、荷重の制御において精度に欠ける面があつたので、本実験においては100トン万能試験機を用いた。図3.4.1～図3.4.4にストレインゲージおよびダイヤルゲージ位置を示している。ストレインゲージは、1軸のものをブラケットの中央断面上の負荷方向に貼付し、表裏のストレインを計測した。また、スチフナーを有するブラケット (Pタイプ、Dタイプ) についてはスチフナーの中央断面上にも同様にストレインゲージを貼付し、表裏のストレインを計測した。実験開始前に計測したブラケットの初期たわみ分布を図3.4.6～図3.4.9に示す。初期たわみは空気圧負荷装置でもつて正方形板に永久変形を生ぜしめた後、三角形に切り出した。ブラケットにスチフナーのないもの (Pタイプ、Rタイプ) については予定どおりの初期たわみ分布が得られたが、スチフナーがあるもの (Pタイプ、Dタイプ) についてはスチフナーの溶接による熱変形のために単純な初期たわみ分布が得られなかつた。

#### 3.4.3 実験結果および考察

ブラケットの最終変形状況を図3.4.10～図3.4.12に示す。実験結果の整理にあたり、付録に示す方法で各模型ごとくブラケットの最高荷重 ( $P_{Bmax}$ ) および耐荷力 ( $F_{Bmax}$ ) を求めた。表3.4.3は実験結果を表にしたものである。ここで、 $P_{Bmax}$  はフレームとブラケットを含む模型全体の最高荷重である。模型タイプXは予備試験体であり、Sはフレーム部の特性を調べるためのブラケット無しの試験体である。初期たわみ量  $W_{(0)}$  はP、Rタイプについては、自由縁の中央部、F、Dタイプについては、図3.4.8～図3.4.9に矢印で示した位置の値を用いた。これは付図3.4.9でわかるようにスチフナーのある場合、最高荷重付近で流入力が減少し力がぬける状態になるのはブラケット中央断面上の自由縁から  $\frac{1}{3} \sim \frac{1}{2}$  の付近となるためである。図3.4.13は表3.4.3の実験結果のうちブラケットの最高荷重 ( $P_{Bmax}$ ) と初期たわみ ( $W_{(0)}/t$ ) の関係を図示したものである。各タイプについて実験点がただか2点であるため直線で結んでいるが、全体的に見て強度に対する各ブラケットの形状、寸法の特徴が表われていると考えられる。図3.4.14は、図3.4.13より各タイプについて初期たわみによるブラケットの最高荷重の低下率を求めたものである。この図によれば初期たわみ量が同一の場合、ブラケットの寸法が小さくなるほど初期たわみの影響が大きくなつてゐることがわかる。なお、実験点を曲線状に結んだのは、圧縮を受ける正方形板の場合から類推したものである。

図3.4.15はブラケット耐荷力と初期たわみの関係を図示したものである。耐荷力はブラケット寸法が大きいものほど高くなつており、初期たわみによる影響はあまりないと云える。

以上のような整理法に対して付録に示すようにブラケットの流入力 ( $F_B$ ) によるブラケットコーナーに対する曲げモーメントを求め、この曲げモーメントの最大値  $M_{Bmax}$  の値でブラケットの強度を求めたものを表3.4.3に示す。これについては参考例としてとりあえずP-100タイプについてのみ計算している。

### 3.4.4 むすび

三角形ブラケットに初期たわみが存在する場合に関し、ブラケット形状、初期たわみ量を変えて一連の実験を行ない、図3.4.1 4のように初期たわみによるブラケットの強度低下率を求めた。これによるとブラケットの寸法 ( $b/t$ ) が大きいものほど初期たわみの影響は小さくつており、 $b/t = 100$  の場合には、初期たわみが板厚程度であると、約15~20%低下している。なお、これらの一連の実験においてブラケット形状を4種類考えたために同一タイプに対する実験点が少なくなり、本結果だけから最終的な結論を下すのはやや問題があると考えられる。この点に関しては必要に応じ数値計算を行なうことも含めて今後検討することとした。

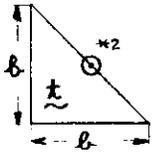
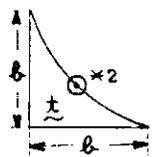
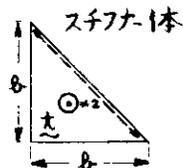
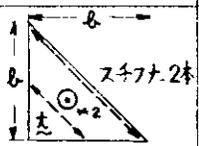
表 3.4.1 供試材の機械的性質

試験片名称	試験片寸法 (mm) (板厚×幅×標点距離)	降伏点 (Kg/mm <sup>2</sup> )	引張強さ (Kg/mm <sup>2</sup> )	伸び (%)
3.2t-1	3.29×25.00×200	30.7	46.7	36.0
3.2t-2	3.29×24.98×200	29.3	47.3	36.2
6.0t-1	5.94×24.95×200	31.3	50.9	33.0
6.0t-2	5.94×24.90×200	31.2	50.2	33.2
9.0t-1	8.90×25.00×200	25.8	46.7	41.2
9.0t-2	8.88×24.97×200	27.0	47.1	41.2

表 3.4.2 供試材の化学成分

試験片板厚 (mm)	成 分 (%)							
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr
3.2	0.18	0.05	0.64	0.015	0.018	—	—	—
9.0	0.19	0.05	0.85	0.008	0.018	—	—	—

表 3.4.3 実験結果一覧表

模型 タイプ	模型名称	$\frac{b}{t}$	$\frac{W_{(0)}}{t}$	ブラケット形状	$P_{max}$ (ton)	$P_{Bmax}$ (ton)	$F_{Bmax}$ (ton)	$M_{Bmax}$ (ton-m)
X	X-1	100	0.0	予備試験体。 P-タイプと同一。	41.5	—	—	—
	X-2		0.5		40.7	—	—	—
	X-3		1.0		39.0	—	—	—
S	S-1	—	—	ブラケット無しの 試験体。フレーム 部はP-タイプと同一。	50.5	—	—	—
	S-2		—		52.5	—	—	—
P	P-50-0.02	50	0.02		53.0	27.0	10.7	—
	P-50-1.00		1.00		54.1	17.0	8.9	—
	P-100-0.03	100	0.03		51.8	21.5	16.8	1.68
	P-100-1.11		1.11		52.0	18.5	14.5	1.32
R	R-50-0.07	50	0.07		26.8	(23.0) <sup>*1</sup>	(8.4) <sup>*1</sup>	—
	R-50-0.41		0.41		26.1	18.0	7.9	—
	R-100-0.12	100	0.12		25.9	14.0	12.4	—
	R-100-0.34		0.34		25.2	12.8	11.9	—
F	F-50-0.17	50	0.17		24.6	(28.0) <sup>*1</sup>	(11.6) <sup>*1</sup>	—
	F-50-0.19		0.19		26.7	(28.0) <sup>*1</sup>	(11.9) <sup>*1</sup>	—
	F-100-0.25	100	0.25		25.3	17.5	19.5	—
	F-100-0.44		0.44		30.9	21.6	21.4	—
	F-100-0.56		0.56		29.6	20.8	21.4	—
	F-150-0.03		150		0.03	31.2	20.4	20.1
	F-150-0.25	0.25			29.6	22.5	23.6	—
	F-150-0.34	0.34			30.2	19.4	19.7	—
F-150-0.30	150	0.30			38.0	28.5	32.3	—
F-150-0.47		0.47	36.8		29.0	33.2	—	

(注) \*1 ( )をつけた値は実験結果により推定した値。  
\*2 ⊙は、初期たわみ  $W_{(0)}$  を計った位置。

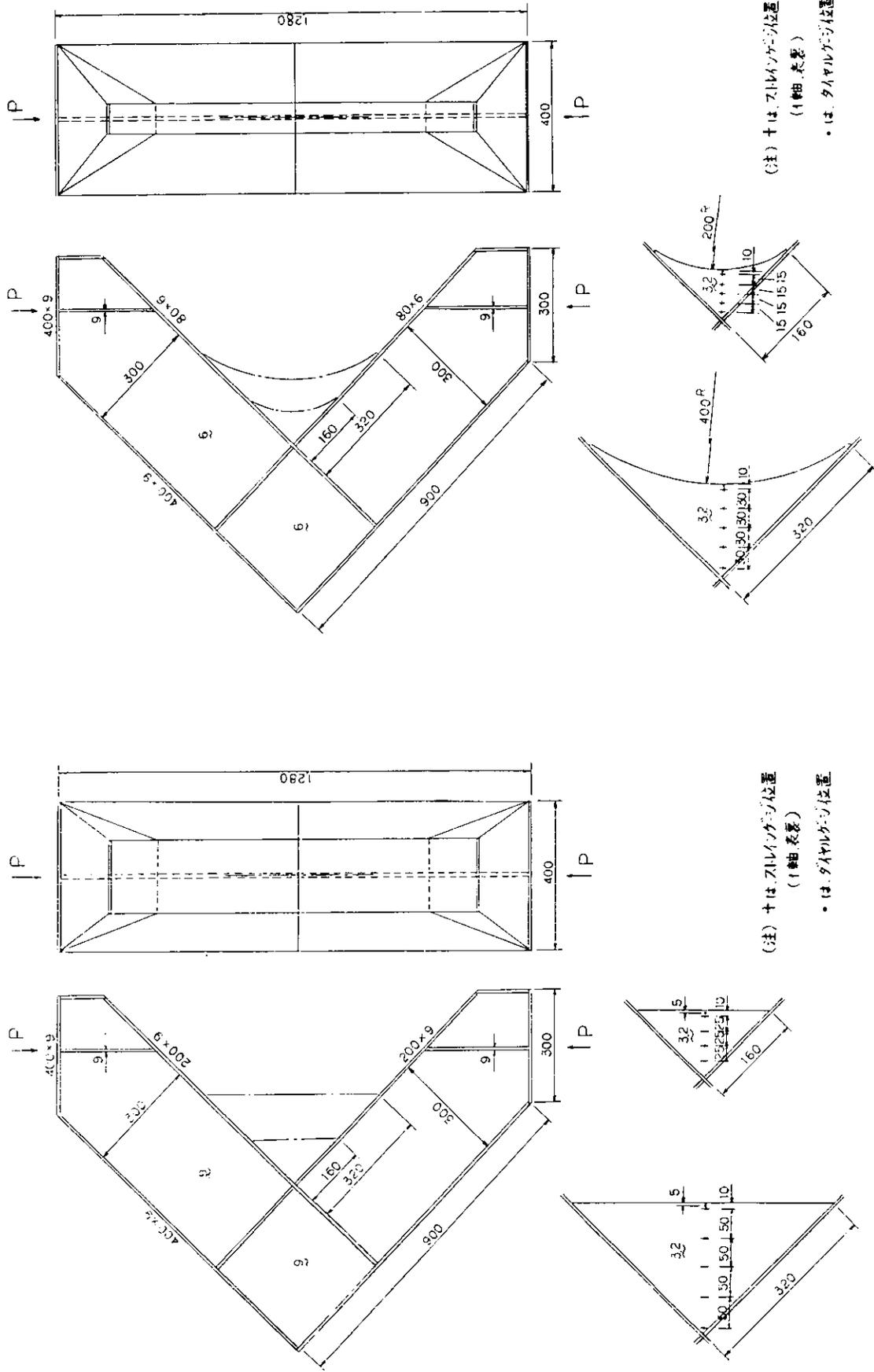


図 3.4.1 模型の形状、寸法およびゲージ位置 (P-タイプ)

図 3.4.2 模型の形状、寸法およびゲージ位置 (R-タイプ)



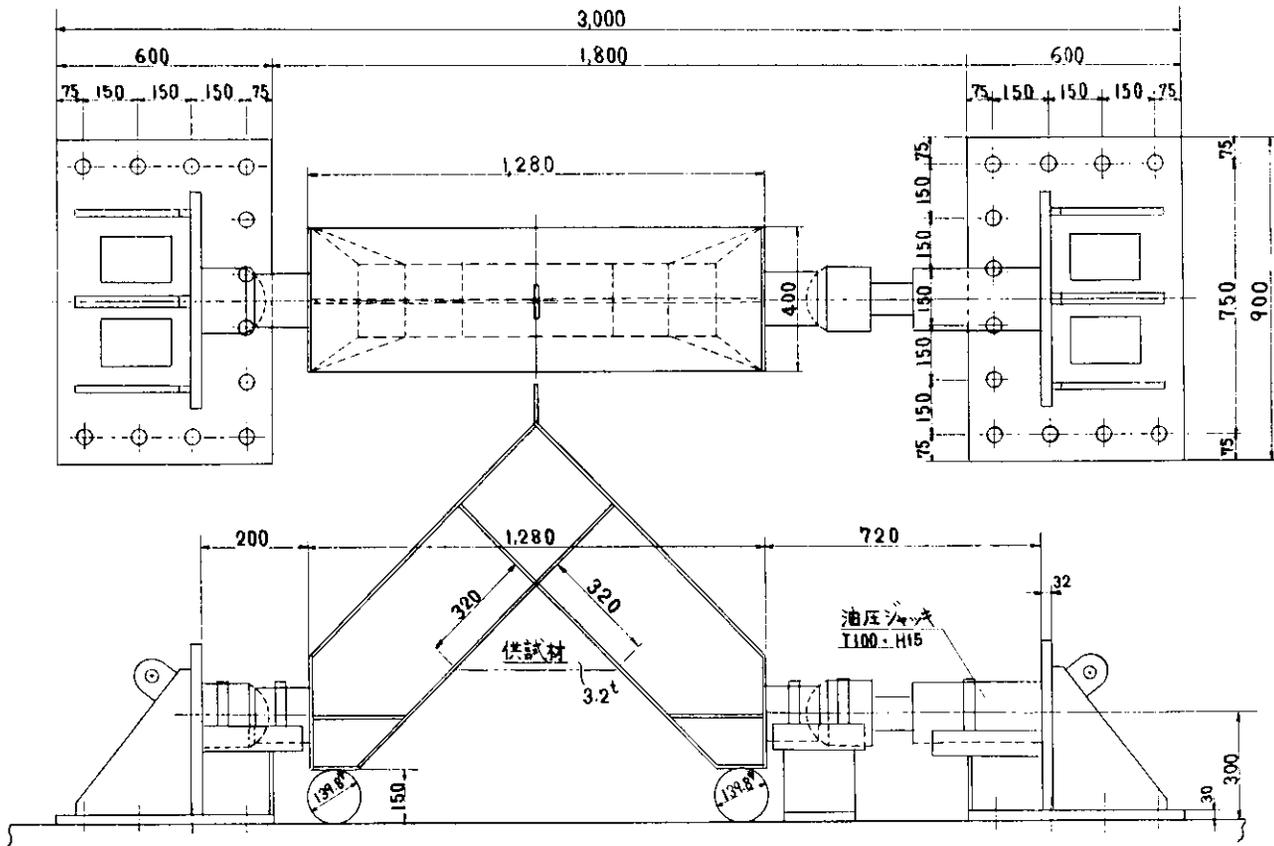


図 3.4.5 予備実験における負荷状況

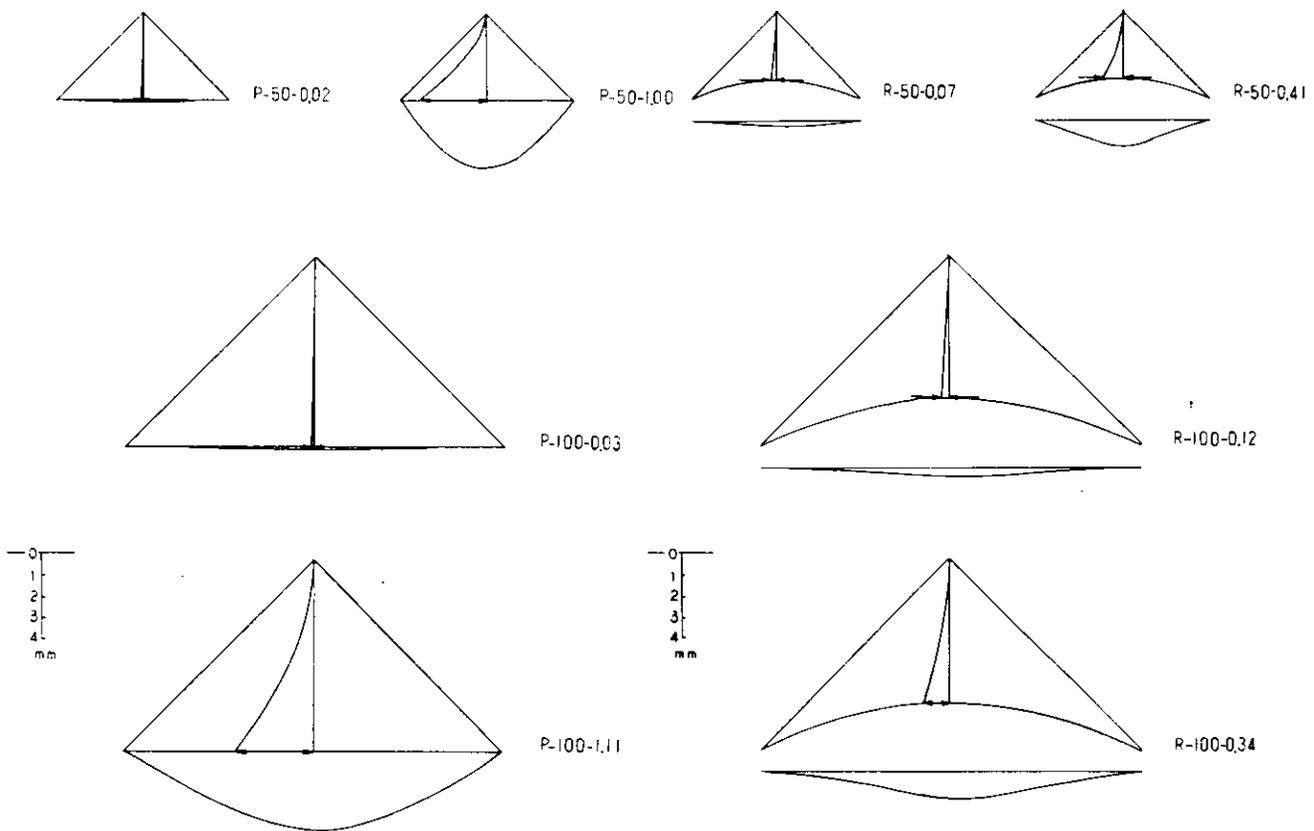


図 3.4.6 ブラケットの初期たわみ分布 (P-タイプ)

図 3.4.7 ブラケットの初期たわみ分布 (R-タイプ)

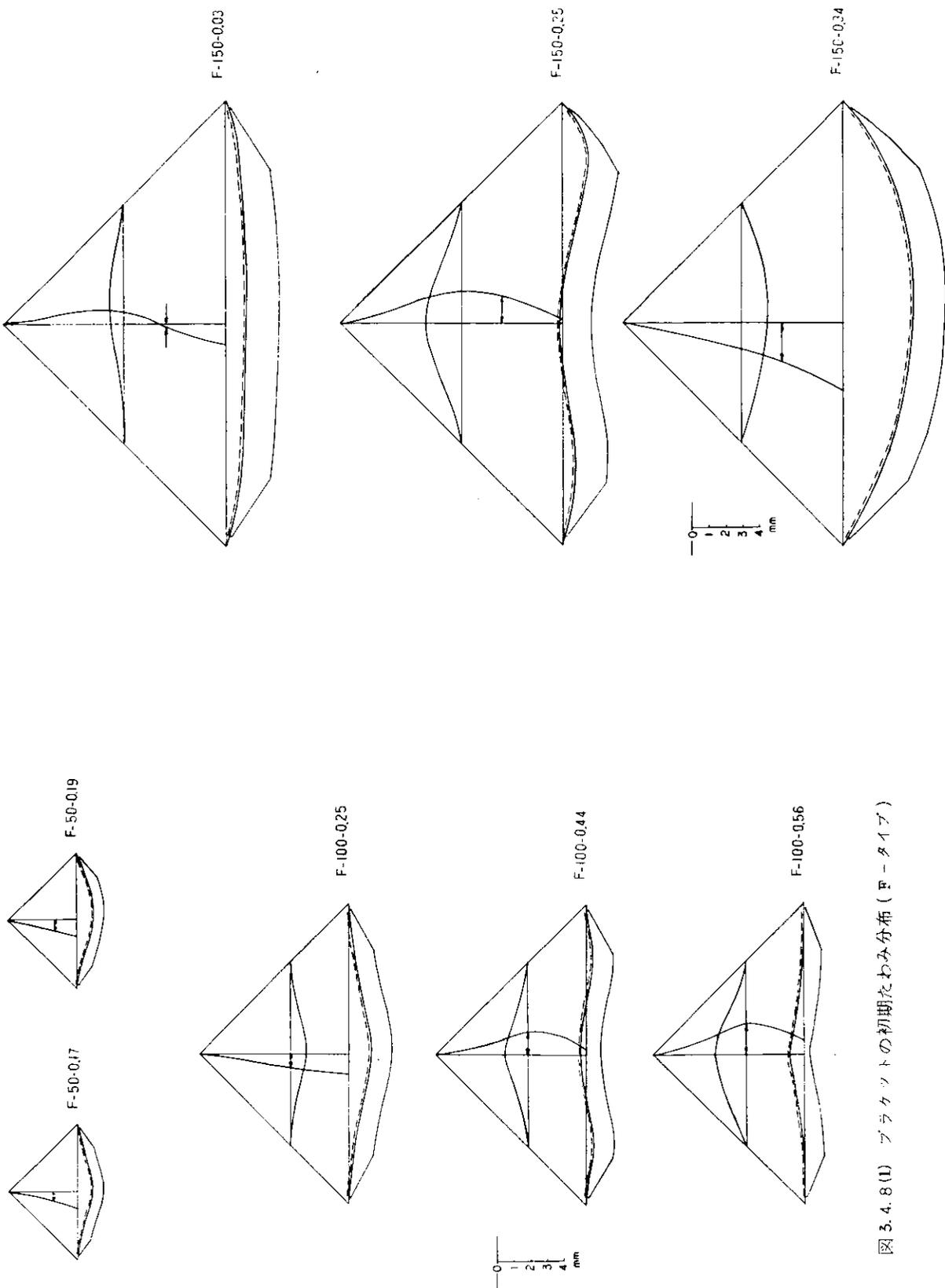


図 3.4.8(1) ブラケットの初期たわみ分布 (P-タイプ)

図 3.4.8(2)

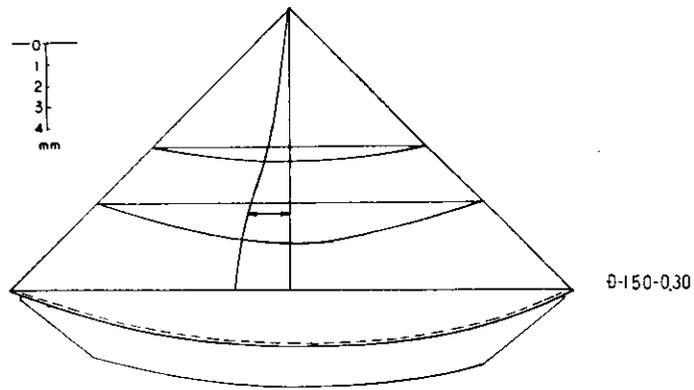
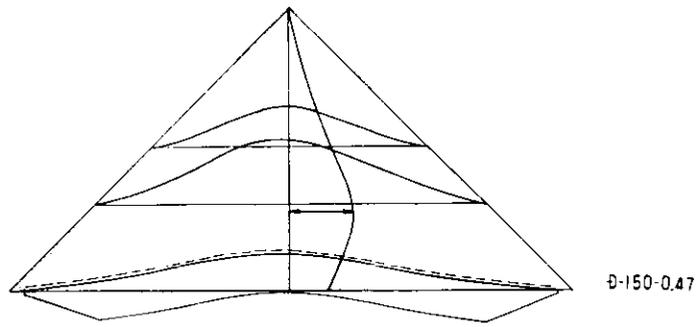


図 3.4.9 ブラケットの初期たわみ分布 (F-タイプ)

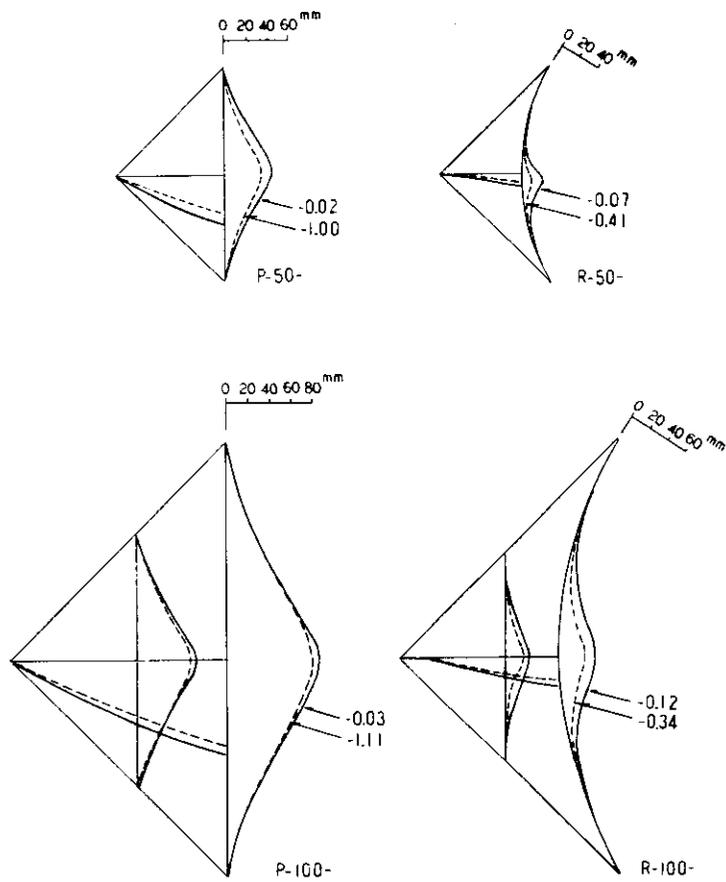


図 3.4.10 ブラケットの最終変形状況 (P-タイプおよびR-タイプ)

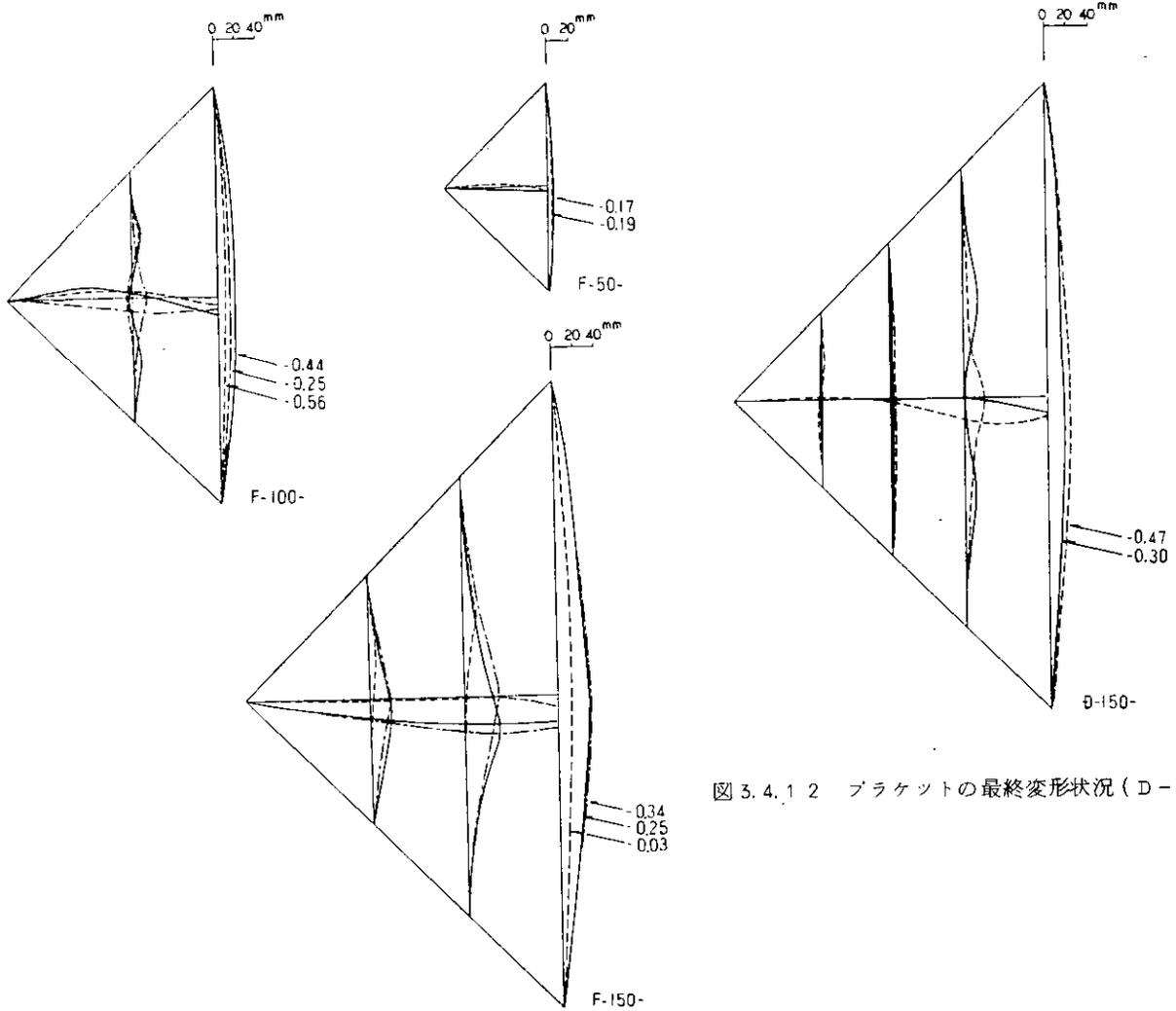


図 3.4.1.2 ブラケットの最終変形状況 (D-タイプ)

図 3.4.1.1 ブラケットの最終変形状況 (F-タイプ)

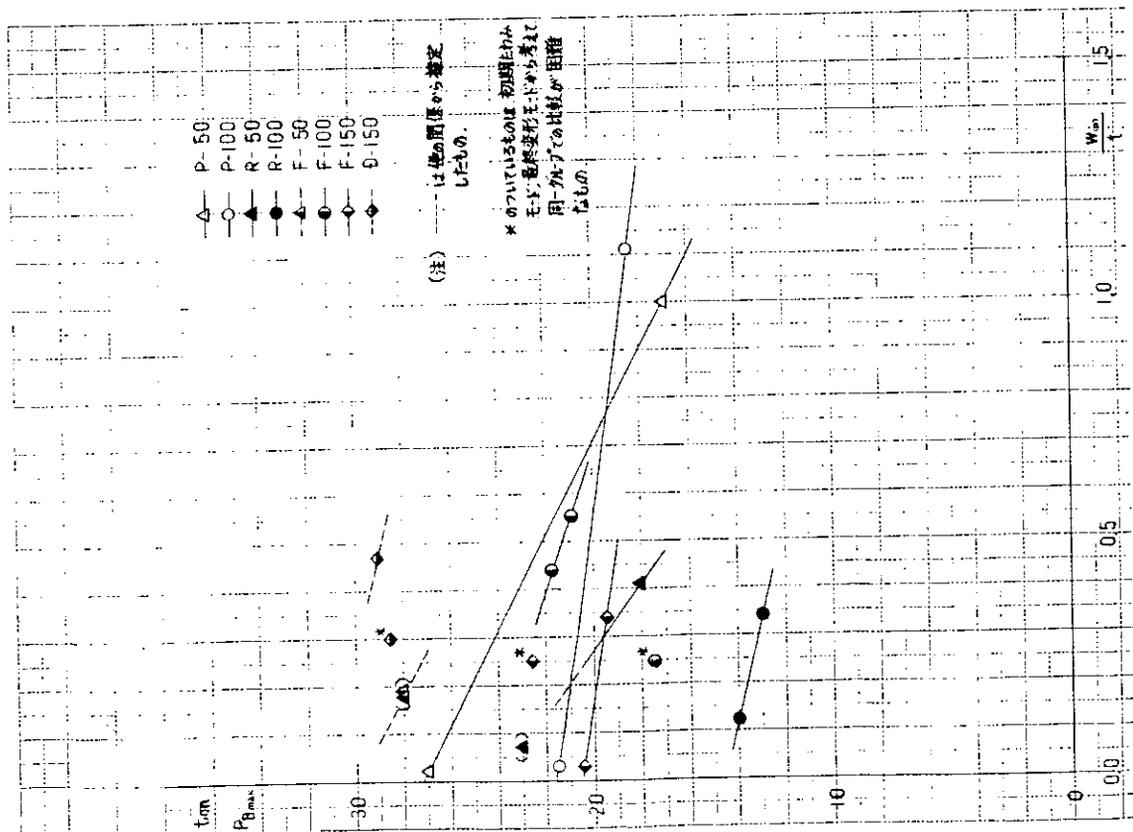


図 3.4.1.3 ブラケットの最高荷重 ( $P_{max}$ ) と初期たわみ ( $\frac{W(0)}{t}$ ) の関係

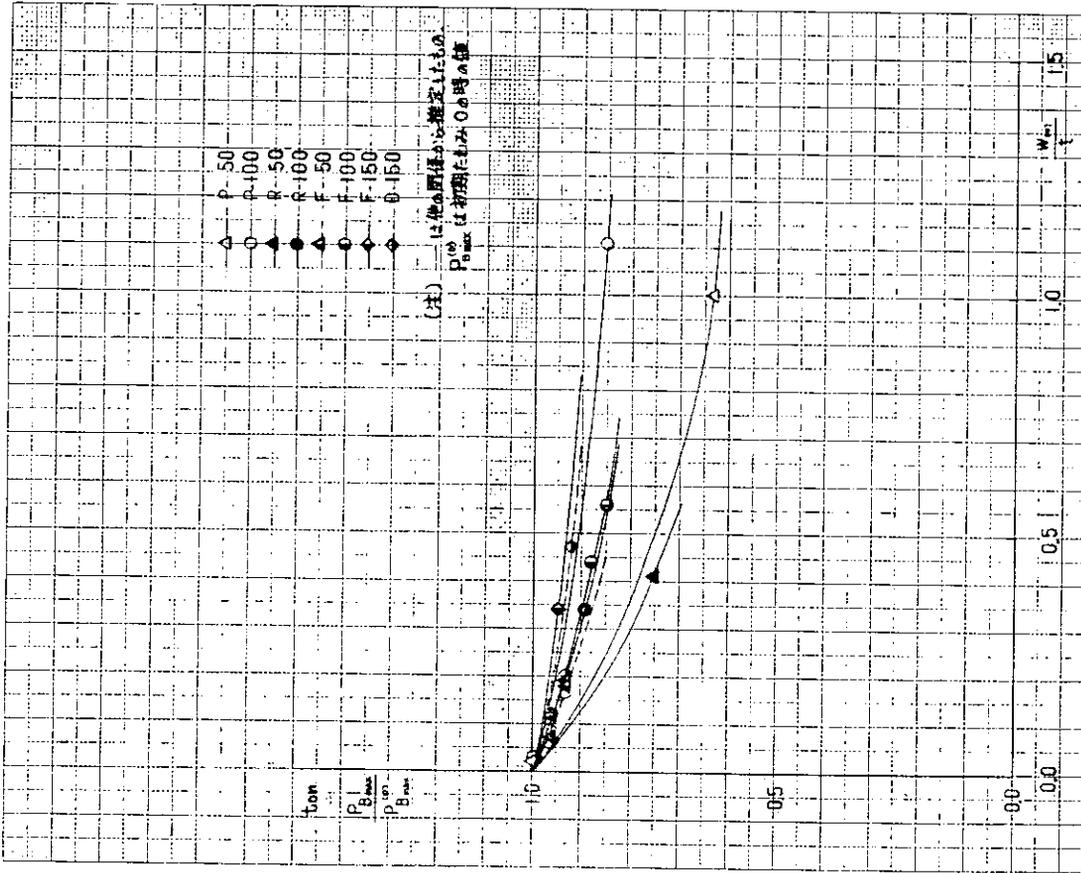


図 3.4.14 初期たわみによるブラケットの最高荷重の低下率

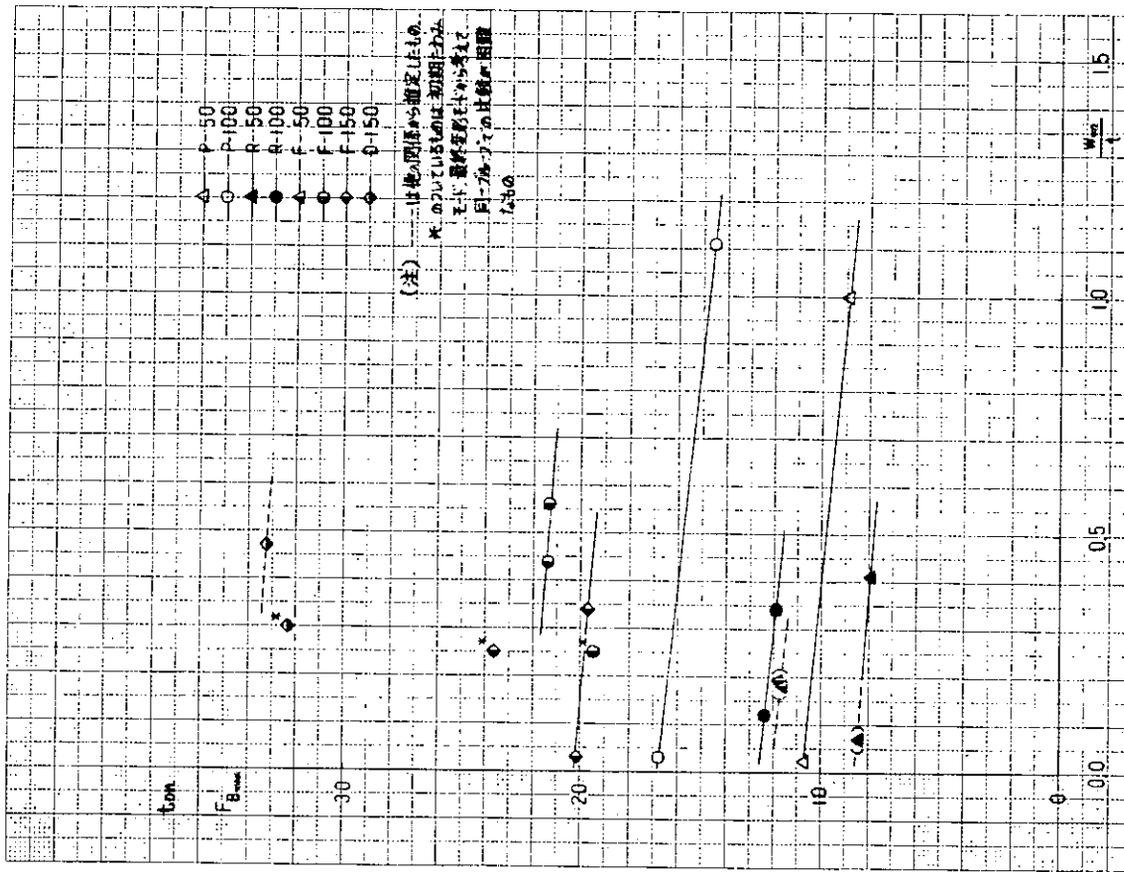
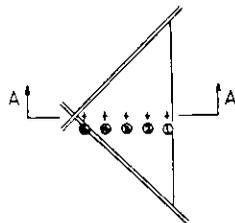


図 3.4.15 ブラケット耐荷力 ( $F_{Bmax}$ ) と初期たわみの関係

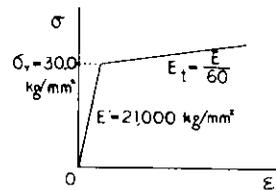
3.4.5 付 録：ブラケットの最高荷重 ( $P_{Bmax}$ )、耐荷力 ( $F_{Bmax}$ ) および最大曲げモーメント ( $M_{Bmax}$ ) を決める方法について

付図 3.4.1 に示すようにブラケットの中央断面上には負荷方向に対してストレインゲージを表裏に貼付している。具体的な説明例として、 $P-100-0.03$  模型の荷重  $P=18\text{ Ton}$  の場合を取り上げると、各ゲージ点①～⑤の表裏のストレインは付図 3.4.3 に示すようになる。このストレインを付図 3.4.2 の応力-歪線図を用いて応力になおすと、付図 3.4.4 のような板厚方向の応力分布が得られ、これを積分した値を各点における流入力 ( $F$ ) とする。流入力を各点について計算し、ブラケットの中央断面幅について積分した値を  $F_B$  とすると付図 3.4.5 のようになる。付図 3.4.6 は各荷重に対して上記のようにして計算した  $F_B$  の値をプロットした曲線である。この図より、 $F_B$  が最大になる  $F_{Bmax}$  の値と、このときの荷重 ( $P_{Bmax}$ ) をそれぞれブラケットの耐荷力およびブラケットの最高荷重とした。参考例として付図 3.4.7 に  $P-100-0.03$  模型、付図 3.4.8 に  $P-100-1.11$  模型、付図 3.4.9～付図 3.4.10 に  $P-150-0.34$  模型の荷重ごとの流入力分布を示した。また、付図 3.4.11～付図 3.4.14 は各タイプに対する流入力と荷重との関係である。これらの図より各模型のブラケット最高荷重と耐荷力を求めた。

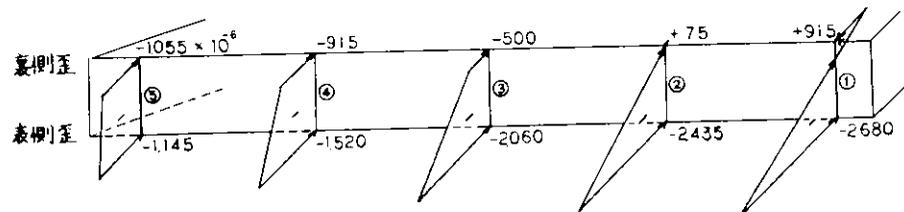
次に付図 3.4.15 は  $P-100-0.03$  模型および  $P-100-1.11$  模型について流入力のブラケットコーナー (付図 3.4.5 の C 点) に対するモーメント ( $M_B$ ) を計算し、荷重に対してプロットした曲線である。これより  $M_B$  の最大値を求め、ブラケットの耐荷モーメント ( $M_{Bmax}$ ) とした。



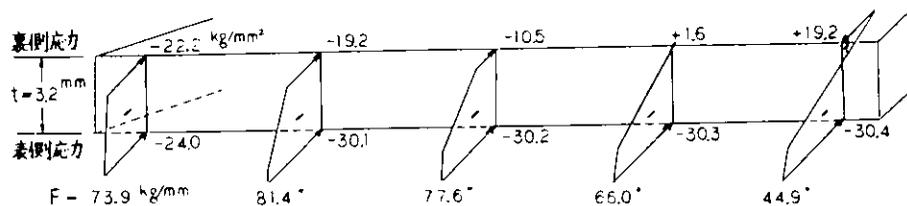
付図 3.4.1 ブラケットの中央断面 (A-A)



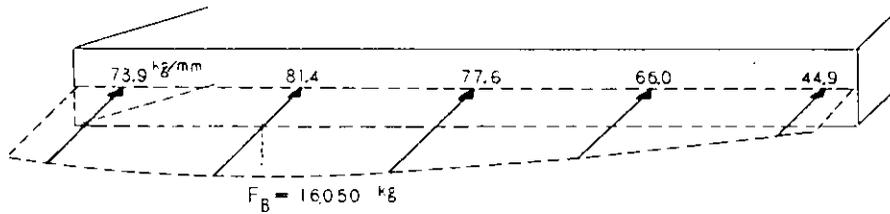
付図 3.4.2 歪から応力への変換に用いた応力-歪線図



付図 3.4.3 ブラケット中央断面における裏側歪および表側歪

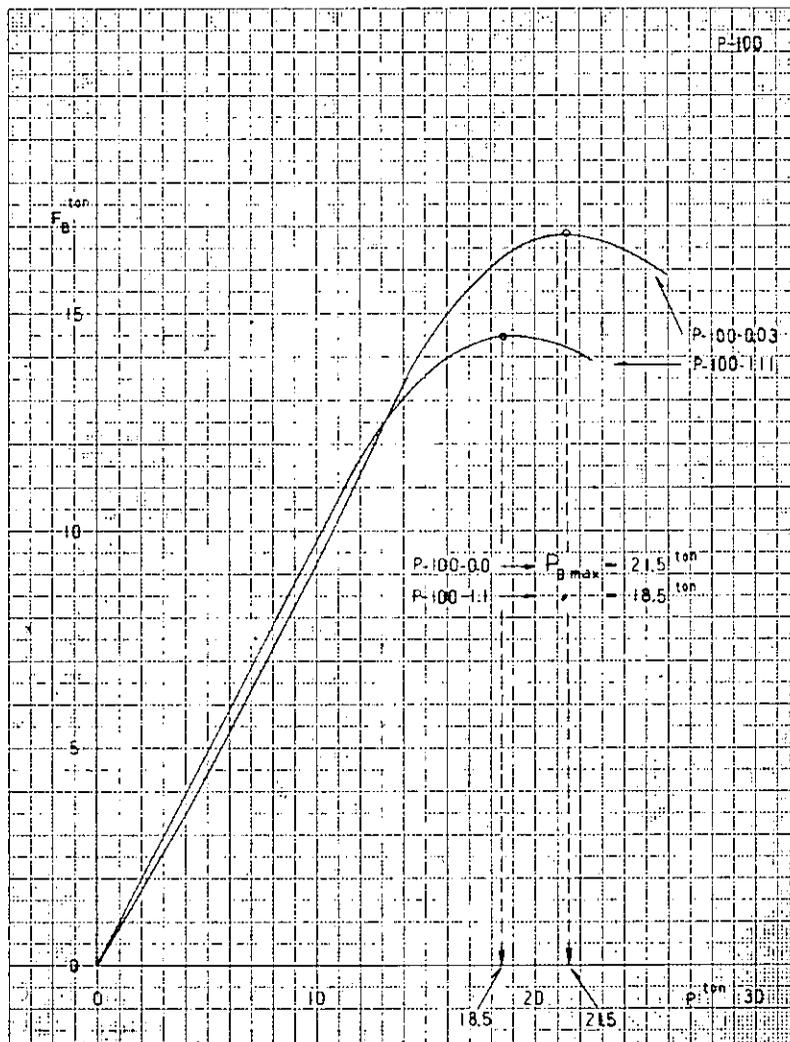


付図 3.4.4 ブラケット中央断面における裏側応力および表側応力

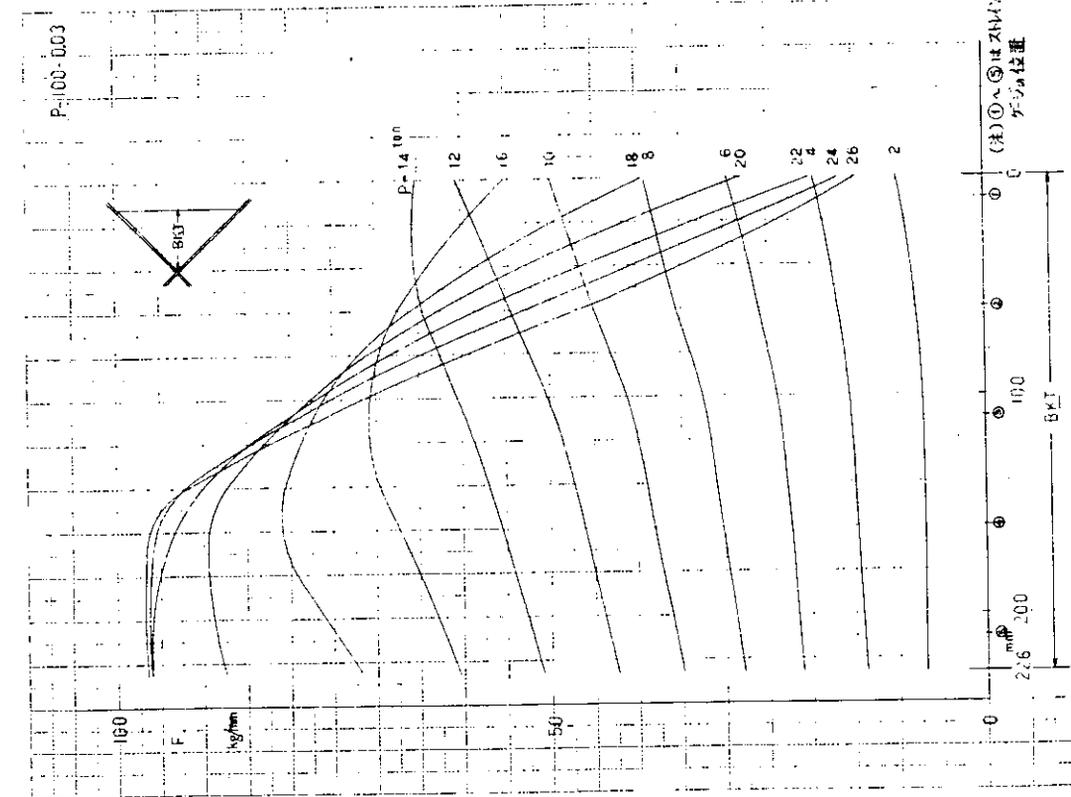


横型: P-100-0.03  
 荷重: P = 18 ton

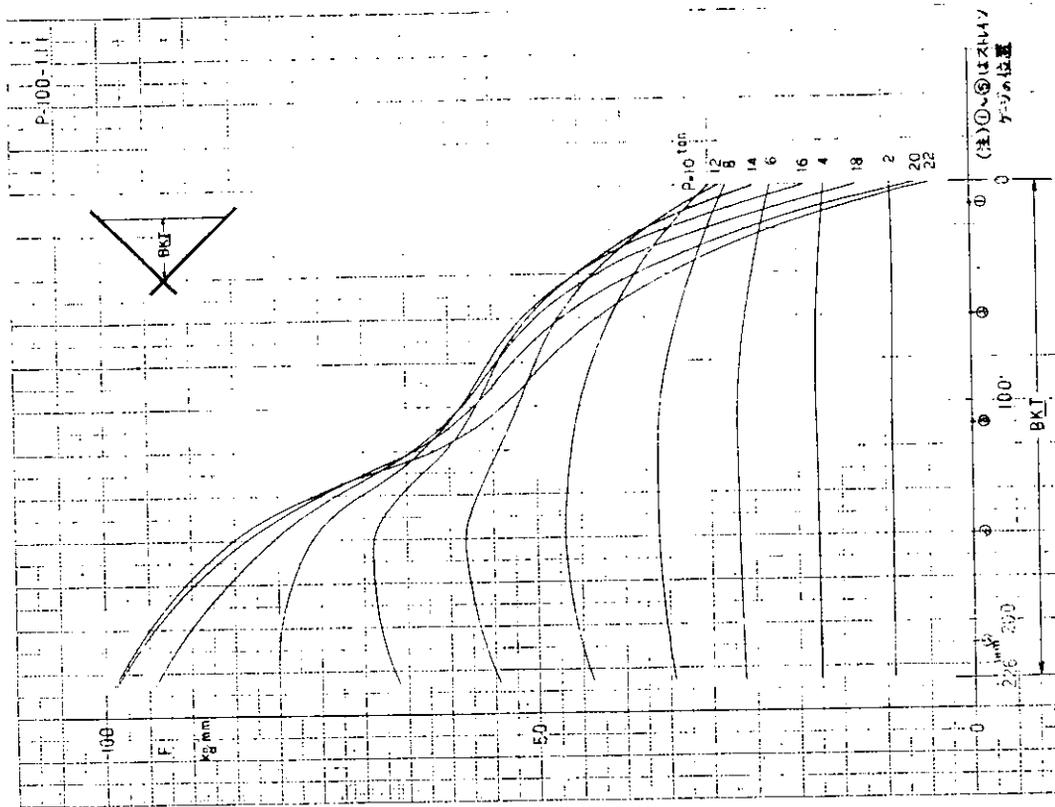
付図 3. 4. 5 ブラケット中央断面における流入力 (F) の分布



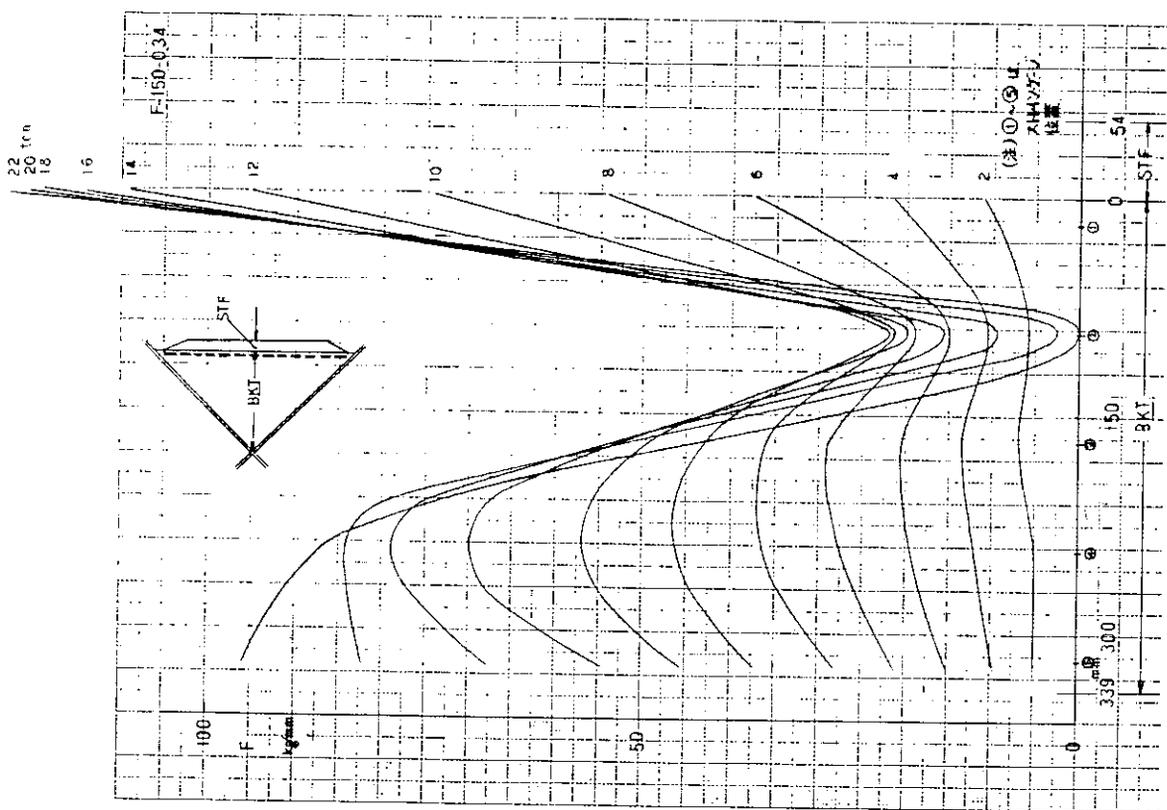
付図 3. 4. 6 ブラケットへの全流入力と荷重との関係 : P-100-0.0, 1.11  
 (ブラケットの最高荷重および耐荷力の決定)



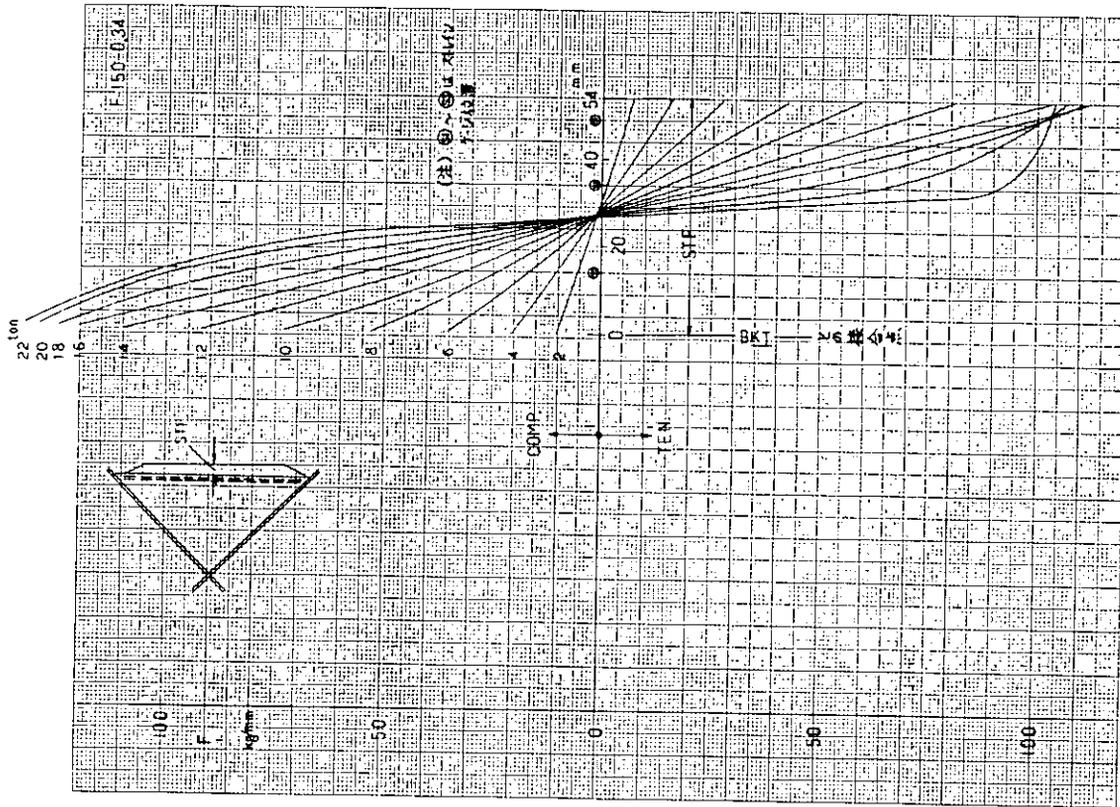
付図 3. 4. 7 ブラケット中央断面における流入力の分布 (P-100-0.03)



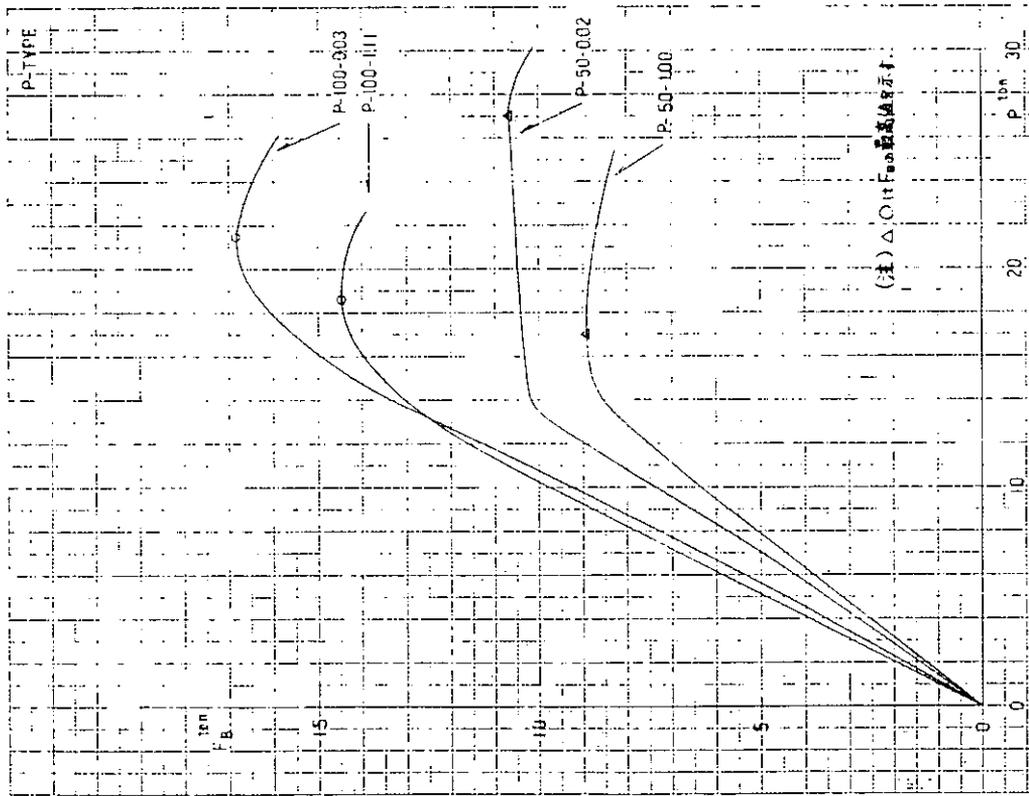
付図 3. 4. 8 ブラケット中央断面における流入力の分布 (P-100-1.11)



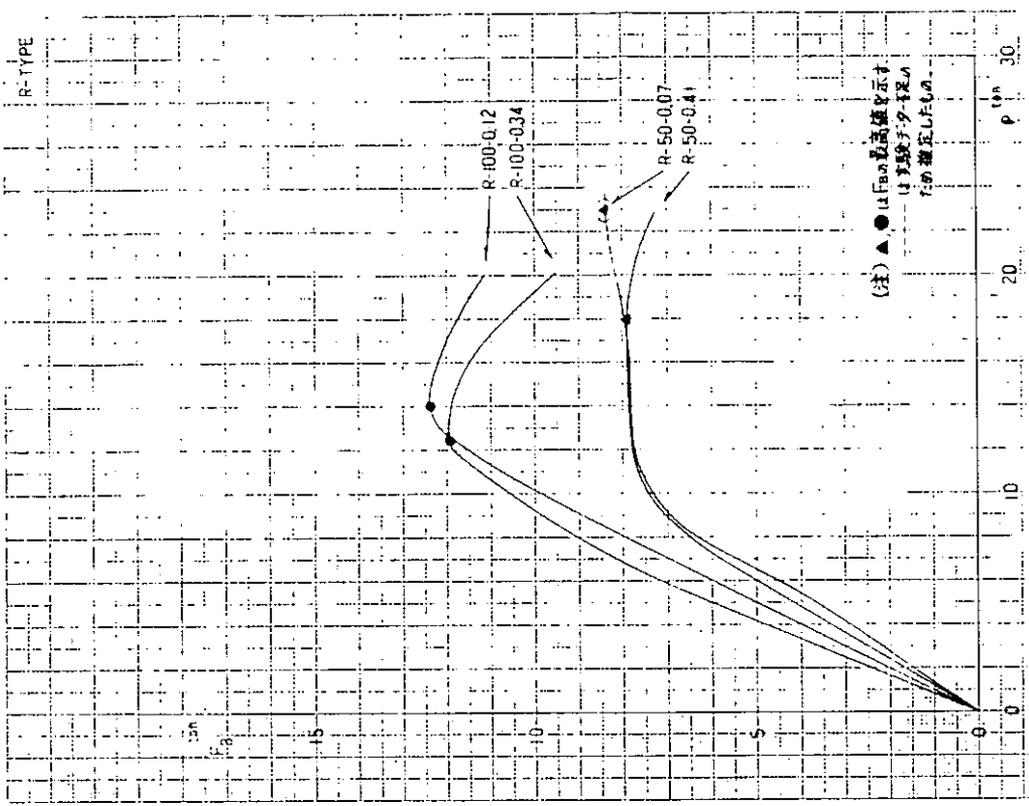
付図 3.4.9 ブラケット中央断面におけるブラケット部の流入力の分布 (P-150-0.34)



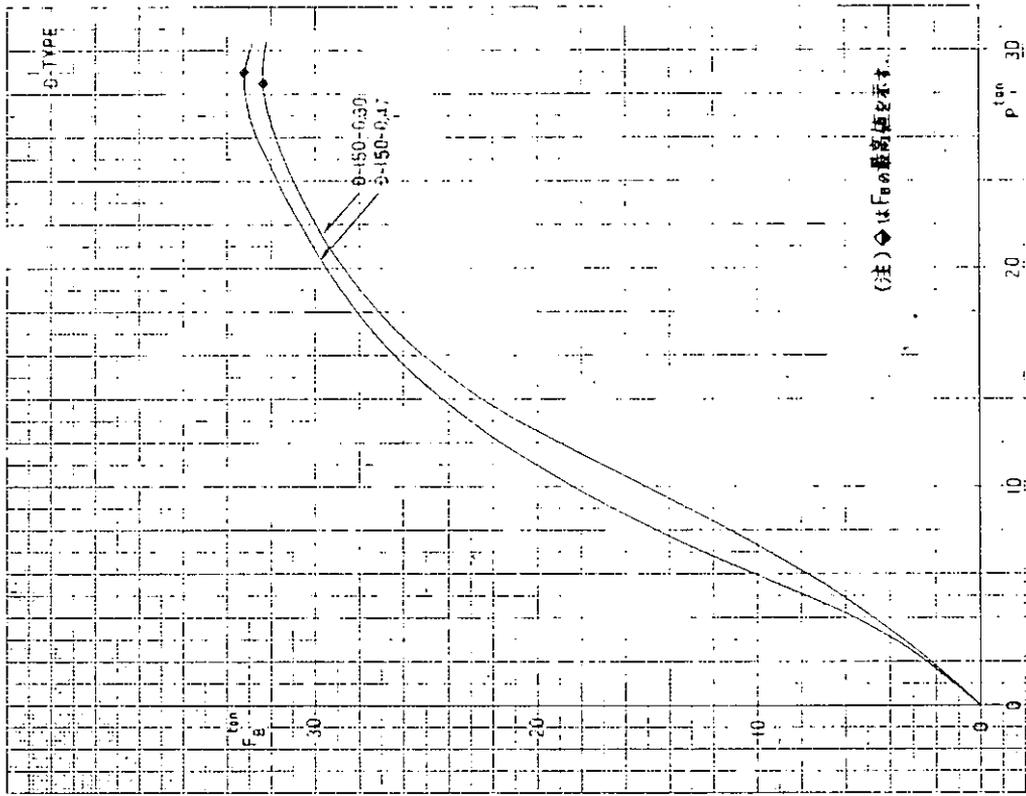
付図 3.4.10 ブラケット中央断面におけるスチーフナー部の流入力分布 (P-150-0.34)



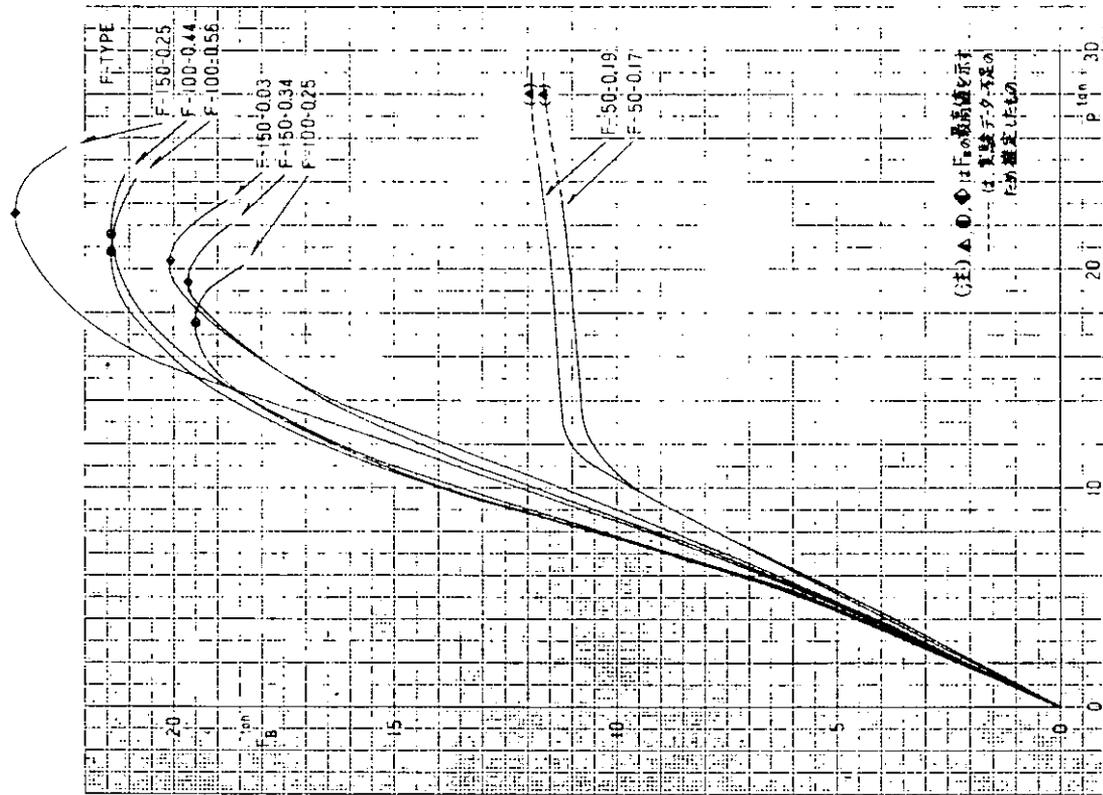
付図 3.4.1.1 ブラケットへの流入力 ( $F_B$ ) と荷重 (P) との関係 (P-タイプ)



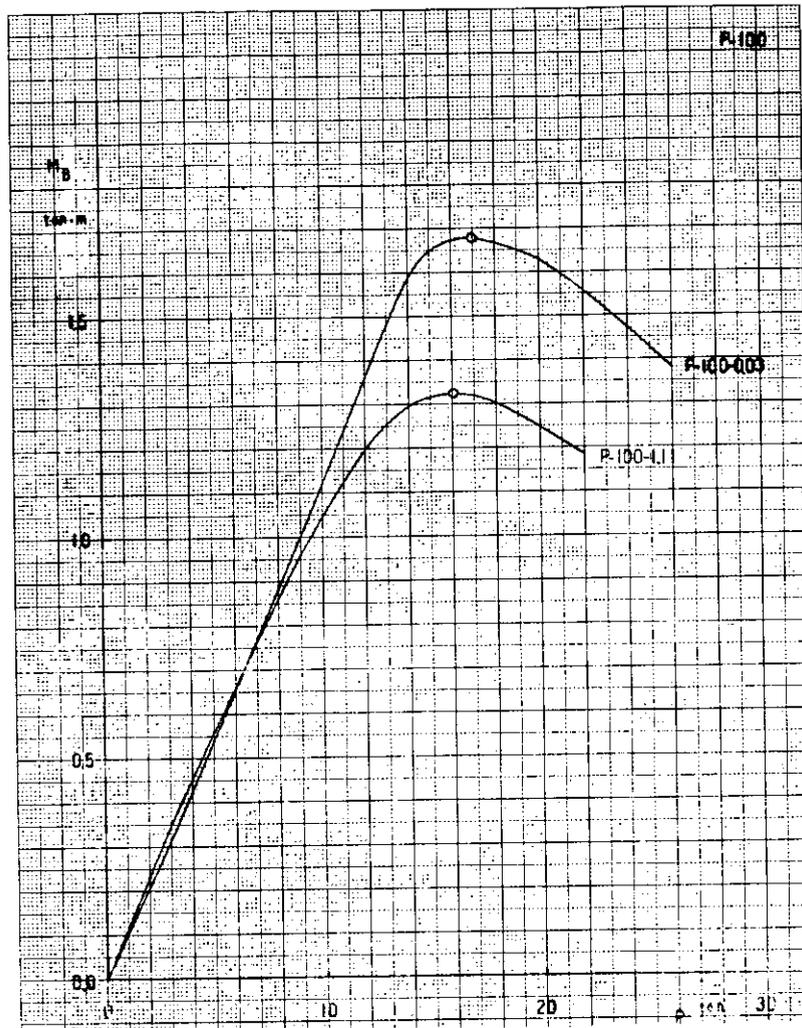
付図 3.4.1.2 ブラケットへの流入力 ( $F_B$ ) と荷重 (P) との関係 (R-タイプ)



付図 3.4.14 ブラケットへの流入力 ( $F_B$ ) と荷重 ( $P$ ) との関係 (D-タイプ)



付図 3.4.13 ブラケットへの流入力 ( $F_B$ ) と荷重 ( $P$ ) との関係 (F-タイプ)



付図 3.4.15 流入力のブラケットコーナーに対する曲げモーメントと荷重との関係

### 3.5 初期歪と平板の強度・剛性に関する理論解析

#### 3.5.1 目的

溶接構造物である船殻では、溶接による初期歪は避けがたい。このような歪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、部材の強度に対する信頼度を明らかにして、工作基準を得るための基礎資料を提供することになる。

ここでは、主要構造要素としての板材に初期歪がある場合に面内荷重によつて、面内剛性、座屈強度、最終強度がどのように影響されるかを理論的に明らかにするのが目的である。

#### 3.5.2 研究内容

初期歪のある平板が面内荷重を受ける場合には、その変形は荷重の初期段階から面内および面外を同時に生じる。したがつて大たわみの影響を考慮した解析を必要とする。さらに、変形の増加に伴い応力が降伏点に達した塑性部分が生じるようになる。この状態に対しては、弾塑性大たわみ解析を行なわねばならない。当初の計画では、本年度は有限要素法をもとに平板の弾性大たわみの解析に対するプログラムの作成を行ない、平板の挙動を研究調査する予定であつたが、プログラムの開発が進み、一応、塑性の影響を取入れた弾塑性大たわみを取扱える理論解析法を開発し、そのプログラムを拡張することができた。現在もなお、このプログラムを拡張、整備中であるが、現在のプログラムを使用して、平板の基本的な荷重形式に対して理論解析を行なつて、面内剛性、最終強度を調査した。

### 3.5.3 解析理論

理論解析は、差分法、エネルギー法の適用も考えられるが、ここでは幾何学的形状変化に対する適応性の点から有限要素法の変位法を用いる。

弾塑性大たわみは高次の非線形問題であるが、ここでは、増分法を採用することによつて、荷重（または変位）増分間での荷重と変形との関係を線形化する。解析理論式は、仮想仕事の原理を適用して定式化する。すなわち、マトリックス表示すれば、次式となる。

$$\{\dot{F}_g\} + \{L\} = ([K_{pp}] + [K_B] + [K_I] + [K_G] + [K]_P) \{\dot{h}_g\}$$

ここで、

$$\begin{aligned} \{\dot{F}_g\} &: \text{外力の増分} & [K_I] &: \text{初期応力剛性マトリックス} \\ \{L\} &: \text{荷重修正マトリックス} & [K_G] &: \text{初期変形剛性マトリックス} \\ [K_{pp}] &: \text{面内剛性マトリックス} & [K]_P &: \text{塑性変形剛性マトリックス} \\ [K_B] &: \text{曲げ剛性マトリックス} & \{\dot{h}_g\} &: \text{節点変位増分} \end{aligned}$$

(詳細な理論式の誘導は付録に示す。)

上式に荷重条件および支持条件を指定し、荷重（または変位）増分に対して解き、その解を積重ねる。なお、材料は完全弾塑性体と考える。

### 3.5.4 解析法

解析には三角形有限要素で、その変位関数は面内は一定値を与えるもの、曲げに対しては非適合なものを採用した。有限要素は板厚方向に20等分されており、各層の重心での応力で、その層の応力状態を代表させている。したがつて、要素の塑性化は層ごとに生じることとなる。

板は荷重とともに変形し、各要素は変位する。局部座標は各要素に固定し、全体座標系との関係を各荷重段階ごとに修正している。また、要素は3節点を含む平面を基にすると変形しており、そのような要素の変形も常に考慮して解析を行なっている。簡単な解析のフローを図3.5.1に示す。

### 3.5.5 解析例

解析は、周辺単純支持正方形板に対して行なう。荷重は、圧縮、曲げ、剪断のそれぞれ単独荷重を作用させる。弾塑性大たわみ問題においては、一様応力型と一様変位型の荷重条件では解析結果が異なるので、ここでは両者に対して解析する。

平板の(辺長/板厚)を100とする。平板の初期たわみはsin状と仮定し、板の中央での初期たわみ $\delta_1$ と板厚比 $\delta_1/t = 0.01 \sim 1.0$ に選ぶ。

材料の弾性係数 $E = 2.1000 \text{ Kg/mm}^2$ 、降伏応力 $\sigma_Y = 2.8 \text{ Kg/mm}^2$ を標準として数値計算を行なつた。

数値計算のための要素分割は、荷重形式に対して異なり図3.5.2に示す。

#### (1) 解析結果(一様応力型)

##### (a) 1方向圧縮

初期変形と板厚比 $\delta_1/t = 0.01, 0.2, 0.5$ に対する計算結果を図3.5.3に示す。

##### (b) 純剪断

$\delta_1/t = 0.01, 0.1$ について計算し、その結果を図3.5.4に示す。同図には弾性大たわみの計算結果も画いてあるが、塑性の影響を考慮した場合には、局部塑性が生じた後、わずかの荷重増加で計算不能になるので板は最高荷重を示していると考えた。

##### (c) 純曲げ

$\delta_1/t = 0.1, 0.5$ について計算した。結果を図3.5.5に示す。この場合にも、剪断のもとでの挙動に似て、明確な最高荷重を示さないが、滑らかな荷重たわみ曲線の乱れ始める荷重で代用することにした。

これは、一様応力型の荷重条件によるもので、現実には、この種の荷重状態は極めて少く、一様変位型に近い荷重形式を適用すべきである。

## (2) 解析結果（一様変位型）

### (a) 1方向圧縮

$\delta_1 / t = 0.1$  に対する計算結果を図3.5.3(a)に示した。同図には一様応力の場合の結果も示されている。この他、適当な板材を選び、初期たわみ量、降伏応力の変化するものについて最終強度を求めた結果を図3.5.3(b)に示す。同図は文献1に示された1方向圧縮のもとでの平板の最終強度と初期たわみの関係を示すもので、本解析法の結果は非常によい一致を示している。なお、変位型の計算では、指定の圧縮変位に対して板材の反力を求めることになり、この反力が負号を示すときに最高値を示すことになる。

### (b) 剪 断

$\delta_1 / t = 0.1$ 、 $0.5$  について計算を行なった。前者では、たわみの増加はほとんど無く、後者はやや増加するが、一様剪断変位の荷重条件では、板は応力が降伏応力に達するまで荷重を保持し、これが最終強度となる。（図3.5.4）

### (c) 純 曲 げ

解析は  $\delta_1 / t = 0.1$ 、 $0.5$  に対して行ない、その結果を図3.5.5に示す。変形とともに、荷重辺における板の剛性が変化するので、軸力の生じないような回転中心を探して、回転変位を与えねばならない。このように負荷すると、回転変位増分に対する反力増分が負号を示す状態が最終強度として求められる。目下、解析精度を上げるように修正している。

## 3.5.6 む す び

有限要素法による板材の弾塑性大たわみの解析が可能になり、それによる解析結果はこれまでの研究結果と比べて、より一致を示し、その結果は信頼性が高い。

## 文 献 1

大 坪 ； 平板の弾塑性大たわみ問題の解法 造船学会論文集第130号 46年12月

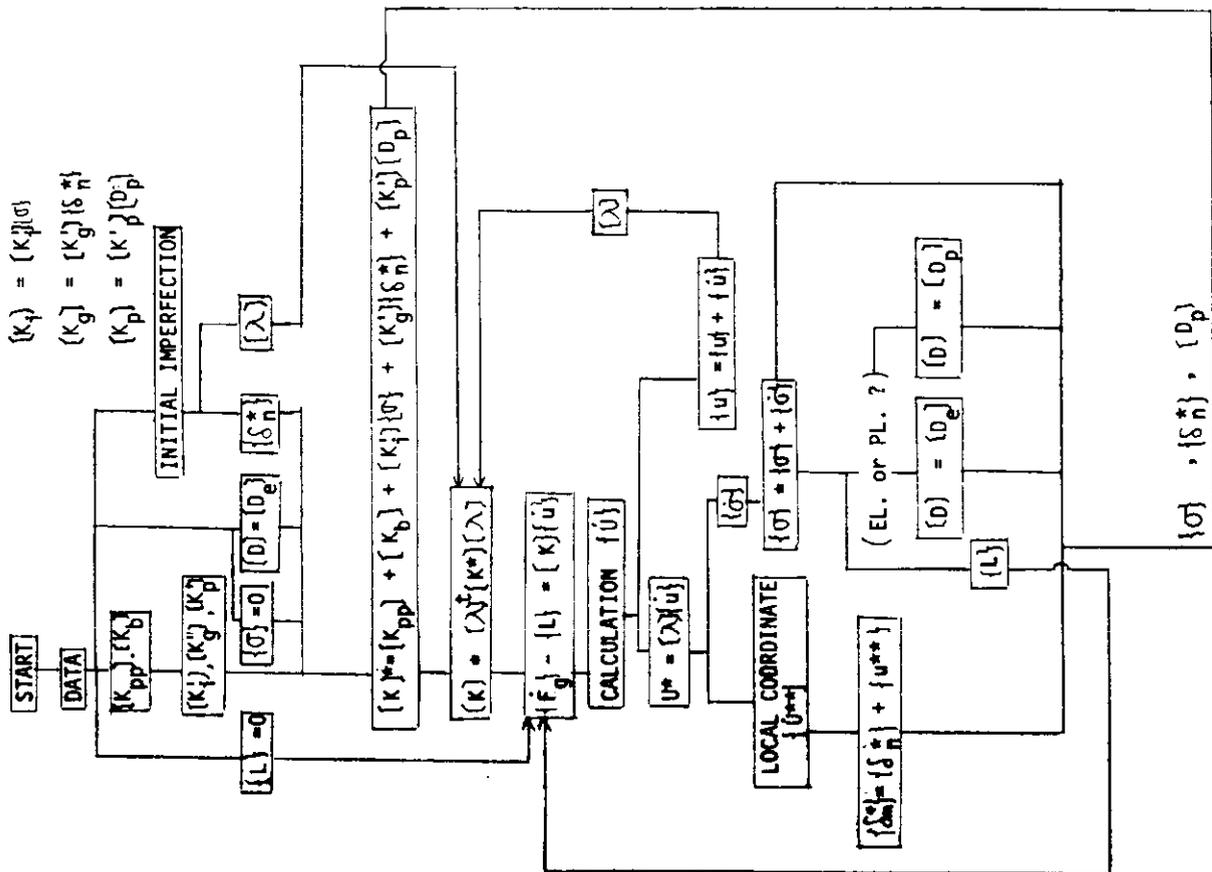


図 3.5.1 弾塑性大たわみの解析のフロー

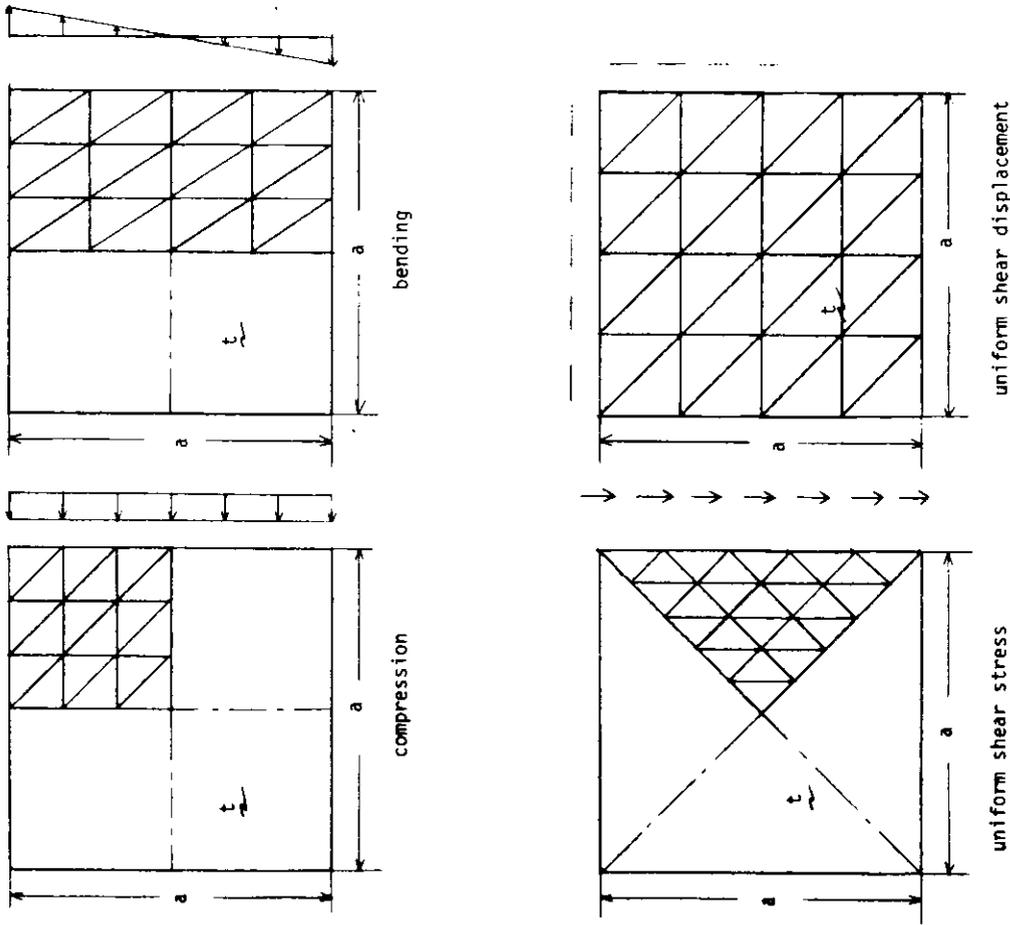


図 3.5.2 有限要素の分割

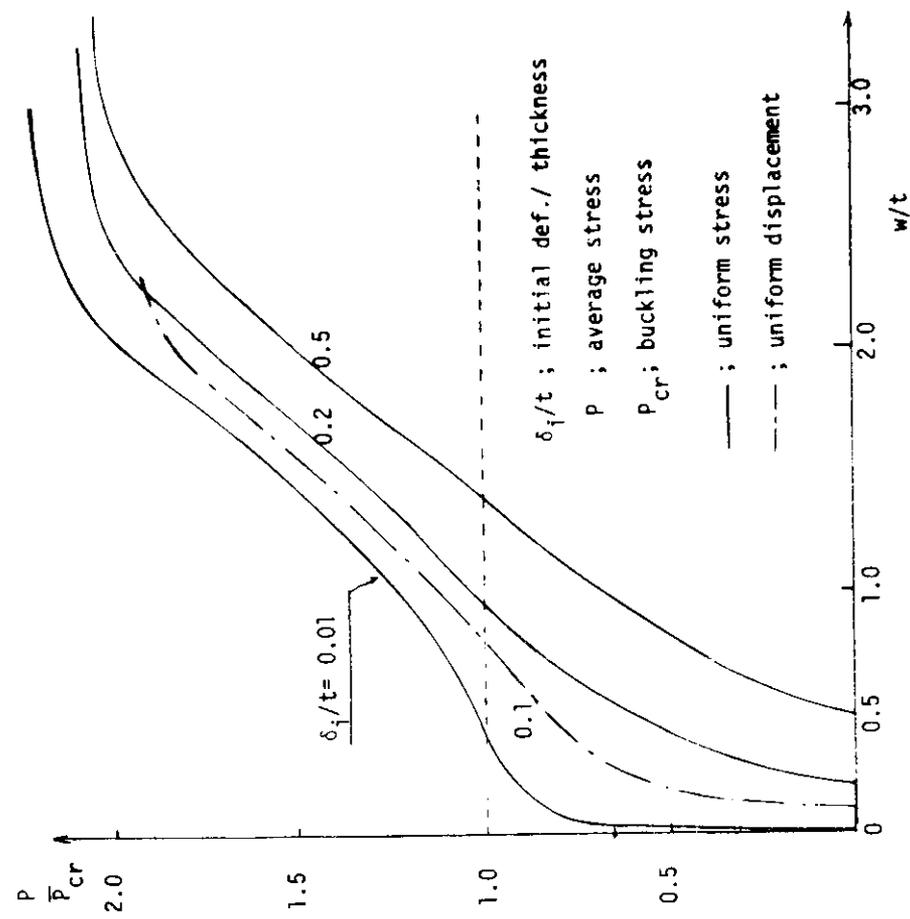


図 3.5.3(a) 荷重・たわみ曲線 (一方向圧縮)

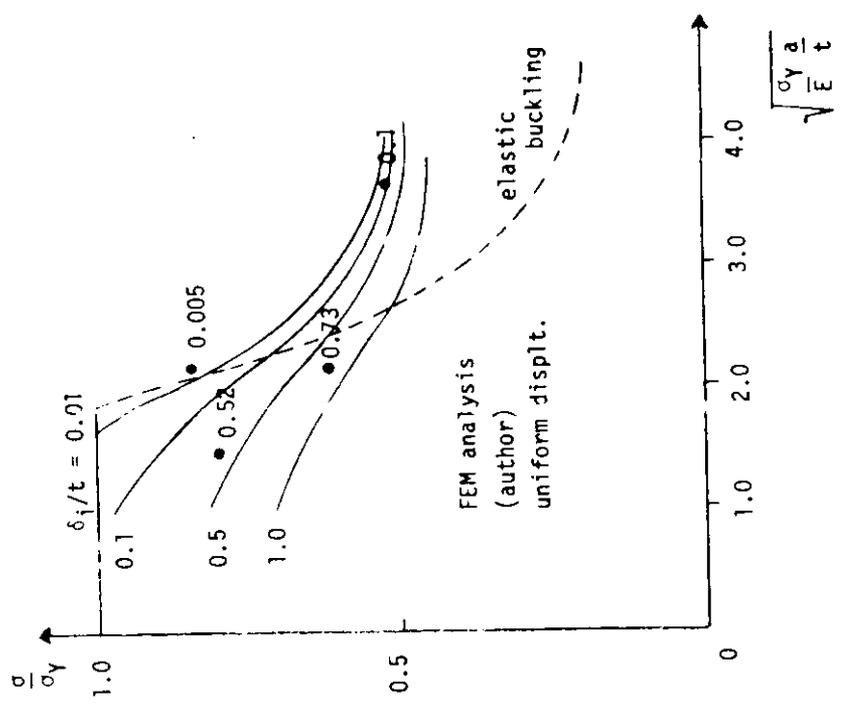


図 3.5.3(b) 一様変位圧縮の最高荷重

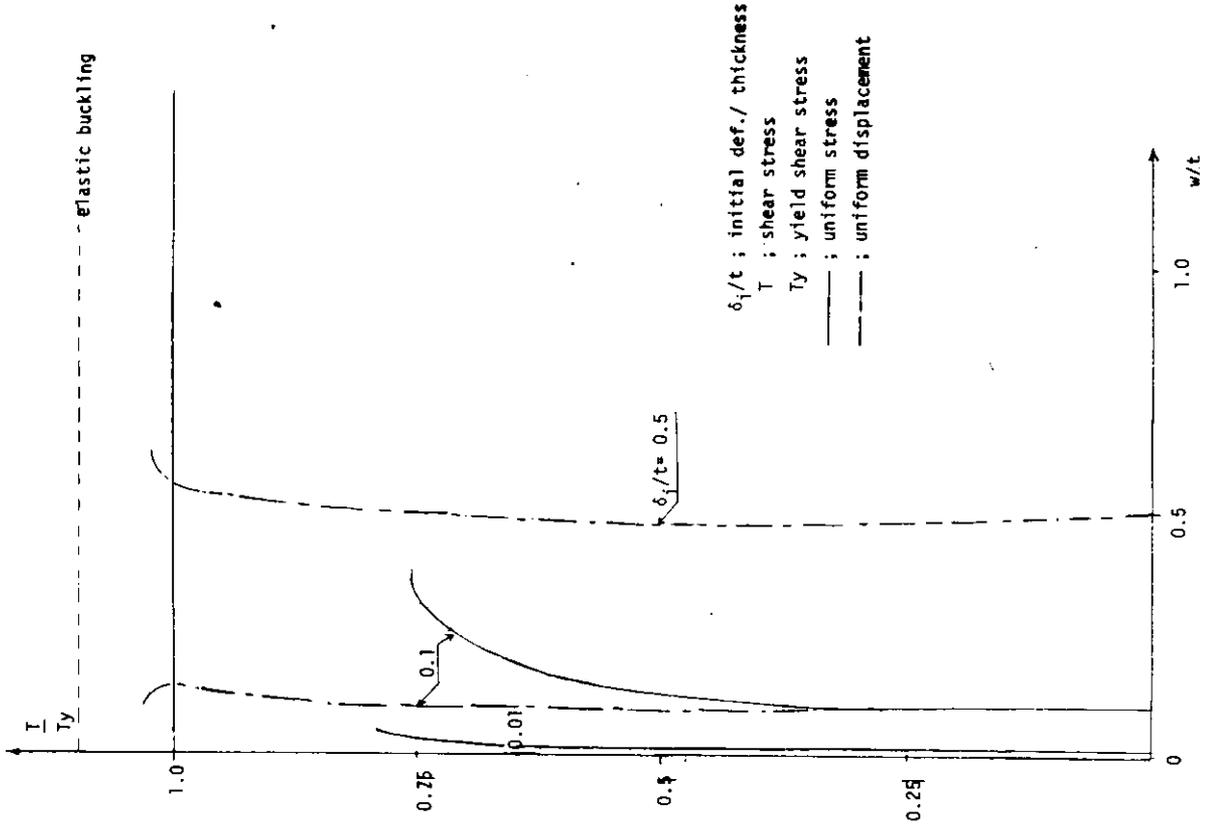


図 3.5.4 荷重・たわみ曲線 (剪断)

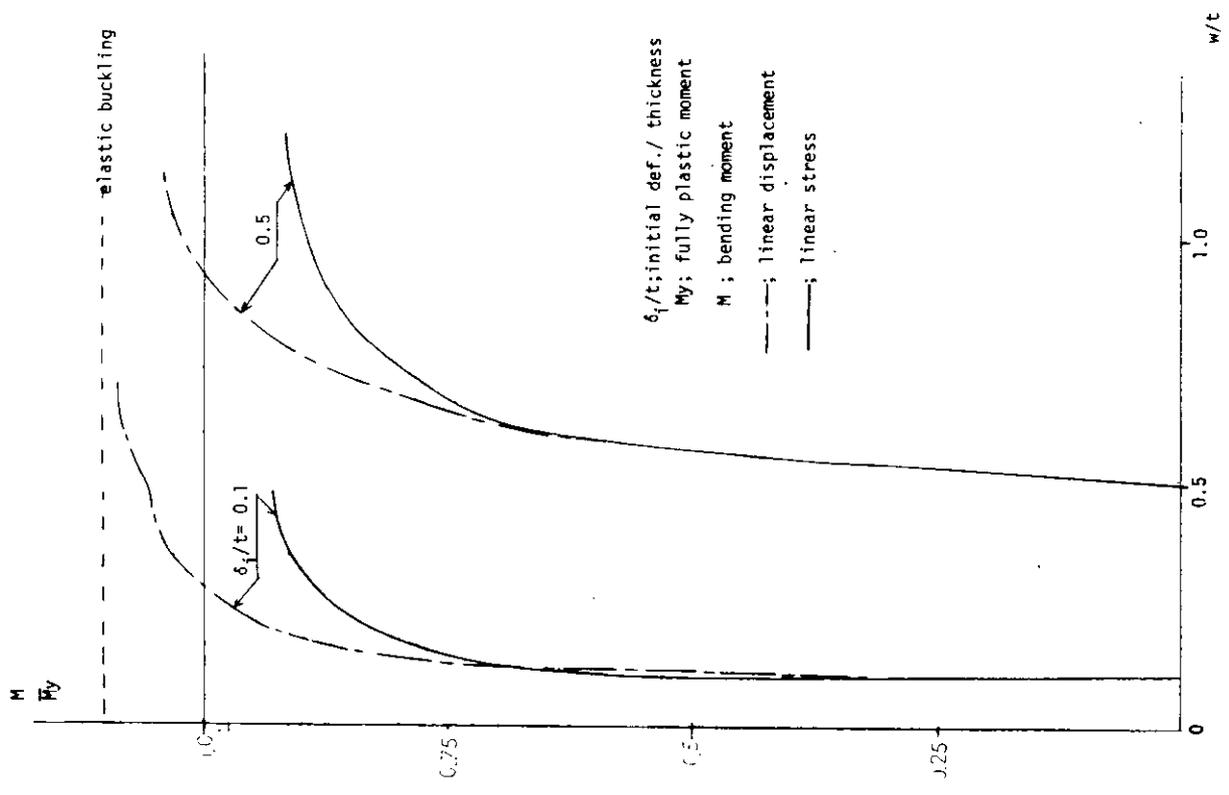


図 3.5.5 荷重・たわみ曲線 (曲げ)

3.5.7 付 録：有限要素法による弾塑性大たわみの解析法

(1) 応力・ひずみ関係

応力・ひずみ関係を増分形で示すと、弾性域および塑性域に対して、それぞれ、

$$\{\dot{\sigma}\} = [D^e] \{\dot{\epsilon}\} \quad \dots\dots\dots (1-1)$$

$$\{\dot{\sigma}\} = [D^p] \{\dot{\epsilon}\} \quad \dots\dots\dots (1-2)$$

となる。ここで、 $[D^e]$ および $[D^p]$ は、

$$[D^e] = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & (1-\nu)/2 \end{bmatrix} \quad \dots\dots\dots (1-3)$$

一方、等価応力を降伏条件として用いる場合には、加工硬化とひずみ硬化は同等になる。したがって、

$$f = \sigma_x^2 - \sigma_x \sigma_y + \sigma_y^2 + 3\tau_{xy}^2 \quad \dots\dots\dots (1-4)$$

$$f_0 = \sigma_y^2 \quad \dots\dots\dots (1-5)$$

とすると、塑性域での $[D^p]$ はつぎのようになる。

$$[D^p] = [D^e] = \frac{1}{S} \begin{bmatrix} S_1^2 & S_1 S_2 & S_1 S_3 \\ & S_2^2 & S_2 S_3 \\ \text{SYM.} & & S_3^2 \end{bmatrix}$$

塑性域にある材料が除荷されると、次式の $\lambda$ は負の値となる。すなわち、

$$\lambda > 0 : \text{負荷} \quad \lambda = 0 : \text{中性負荷} \quad \lambda < 0 : \text{除荷}$$

$$\lambda = \frac{1}{3S} \left( \begin{matrix} S_1 \\ S_2 \\ S_3 \end{matrix} \right)^T \begin{pmatrix} \dot{\epsilon}_2 \\ \dot{\epsilon}_y \\ \dot{\tau}_{xy} \end{pmatrix} \quad \dots\dots\dots (1-6)$$

ここで、

$$\left. \begin{aligned} S &= \frac{4}{9} \bar{\sigma}^2 H^1 + S_1 \sigma_x^1 + S_2 \sigma_y^1 + S_3 \tau_{xy} \\ S_1 &= \frac{E}{1-\nu^2} (\sigma_x^1 + \nu \sigma_y^1), \quad S_2 = \frac{E}{1-\nu^2} (\nu \sigma_x^1 + \sigma_y^1), \quad S_3 = \frac{E}{1+\nu} \tau_{xy} \\ \sigma_x^1 &= \sigma_x - \sigma_m, \quad \sigma_y^1 = \sigma_y - \sigma_m, \quad \sigma_m = \frac{1}{3} (\sigma_x + \sigma_y) \\ \bar{\sigma}^2 &= \sigma_x^2 - \sigma_x \sigma_y + \sigma_y^2 + 3\tau_{xy}^2, \quad \bar{\epsilon}^p = \frac{4}{3} \left[ (\dot{\epsilon}_x^p)^2 + (\dot{\epsilon}_y^p)^2 + (\dot{\epsilon}_x^p)^2 + \frac{1}{4} (\dot{\tau}_{xy}^p)^2 \right] \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1-7)$$

(2) 変形・ひずみ関係

つきに変形とひずみ関係を定義する。対象を構造物としているので、構造要素は主として、はり、柱、板などであり、変形が大きい場合でもひずみは微小であるとする。

ここでは、構造要素の例を板にとつて変形・ひずみ関係を定義するが、はり、柱などの1次元部材に対しては、出てくる結果から容易に導出される。

解析の全過程を通じて、構造物を構成する各有限要素に局部座標系を固定し、構造全体の挙動は空間固定の全体座標系で取扱うことにする。

1つの平板の有限要素の局部座標系での変形 $\{h\}$ は、面内変形 $\{s\}$ と面外変形 $\{w\}$ とからなっている。また、要素の面内変形 $\{s\}$ および面外変形 $\{w\}$ は、変位関数 $[A_p]$ および $[A_b]$ を用いると各節点での変形 $\{s_n\}$ と $\{w_n\}$ とによつて示すことができる。すなわち、

$$\{h\} = [S \quad w]^T \dots\dots\dots (2-1)$$

ここで、

$$\{S\} = [A_p] \{S_n\}, \quad \{w\} = [A_b] \{w_n\}$$

$$\{S_n\} = [u_n \quad v_n]^T, \quad \{w_n\} = \left[ w_n \left( \frac{\alpha w}{\alpha x} \right)_n \left( \frac{\alpha w}{\alpha y} \right)_n \right]^T$$

ひきつづき、次の諸量を定義しておく、

$$\left\{ \begin{aligned} \{\epsilon\} &= \begin{Bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix}, \quad \{S, \alpha\} = \begin{Bmatrix} \frac{\alpha u}{\alpha x} \\ \frac{\alpha v}{\alpha y} \\ \frac{\alpha v}{\alpha x} + \frac{\alpha u}{\alpha y} \end{Bmatrix} \equiv [B_p] \{S_n\} \\ \\ \{W, \alpha\} &= \begin{Bmatrix} \frac{\alpha W}{\alpha x} \\ \frac{\alpha W}{\alpha y} \end{Bmatrix} \equiv [B_{b1}] \{W_n\}, \quad \{W, \alpha\alpha\} = \begin{Bmatrix} \frac{\alpha^2 W}{\alpha x^2} \\ \frac{\alpha^2 W}{\alpha y^2} \\ 2 \frac{\alpha^2 W}{\alpha x \alpha y} \end{Bmatrix} \equiv [B_{b2}] \{W_n\}, \quad \{C_0\} = \begin{Bmatrix} \frac{\alpha W}{\alpha x} & 0 \\ 0 & \frac{\alpha W}{\alpha y} \\ \frac{\alpha W}{\alpha y} & \frac{\alpha W}{\alpha x} \end{Bmatrix} \end{aligned} \right. \dots\dots (2-2)$$

式(2-2)で添字 $\alpha$ (たとえば $\{S, \alpha\}$ )は座標に対する偏微分を示す。大たわみを伴つた変形のもとで、有限要素に生じるひずみ $\{\epsilon\}$ は Kirchhoff の仮説を適用すると、

$$\{\epsilon\} = [B_p] \{S_n\} + \frac{1}{2} [C_0] [B_{b1}] \{W_n\} - Z [B_{b2}] \{W_n\} \dots\dots\dots (2-3)$$

となる。式(2-3)の第1項は面内変形によるひずみであり、第3項は曲げによるひずみで、 $Z$ は板厚方向の変化を示す。また、第2項は大たわみによつて生じる付加面内ひずみで、たわみ角の積になつており、幾何学的非線形性を表わす。

外力の増分のもとで、変形が $\{h\}$ から $\{h + \dot{h}\}$ となり、ひずみが $\{\epsilon\}$ から $\{\epsilon + \dot{\epsilon}\}$ になると、

$$\{\epsilon + \dot{\epsilon}\} = [B_p] \{S_n + \dot{S}_n\} + \frac{1}{2} [C_0 + \dot{C}_0] [B_{b1}] \{W_n + \dot{W}_n\} - Z [B_{b2}] \{W_n + \dot{W}_n\} \dots\dots\dots (2-4)$$

であり、式(2-3)、(2-4)よりひずみ増分を求めると、つぎのようになる。

$$\{\dot{\epsilon}\} = [B_p] \{\dot{S}_n\} + [C_0] [B_{b1}] \{\dot{W}_n\} + \frac{1}{2} [\dot{C}_0] [B_{b1}] \{\dot{W}_n\} - Z [B_{b2}] \{\dot{W}_n\} \dots\dots\dots (2-5)$$

ここで、仮想仕事を計算する場合に必要な仮想変位によるひずみについて考える。時間 $(t + \dot{t})$ において、変形は $\{h + \dot{h}\}$ で、ひずみは $\{\epsilon + \dot{\epsilon}\}$ である。この状態に対して仮想変位増分 $\{\delta h\}$ を与えたときに生じるひずみ増分 $\{\delta \dot{\epsilon}\}$ は、

$$\{\delta \dot{\epsilon}\} = [B_p] \{\delta \dot{S}_n\} + [C_0 + \dot{C}_0] [B_{b1}] \{\delta \dot{W}_n\} - Z [B_{b2}] \{\delta \dot{W}_n\} \dots\dots\dots (2-6)$$

これまでに定義した変形・ひずみ関係は局部座標系に対するもので、変形に伴つて局部座標系は移動するので、全体座標系に対する変形 $\{h_g\}$ で表わすためには、荷重段階ごとに座標変換を必要とする。すなわち、座標変換行列を $[A]$ とすると、

$$\{h\} = [A] \{h_g\} \dots\dots\dots (2-7)$$

または、

$$\{S\} = [A_s] \{h_g\}, \quad \{W\} = [A_w] \{h_g\} \dots\dots\dots (2-8)$$

(3) 温度変化を伴う構造物の非線形挙動の平衡方程式

いま、時間  $t$  である構造物が外力  $\{F_g\}$  と完全につりあい状態にあり、そのときに構造要素に生じている応力が  $\{\sigma\}$  である。時間が  $t$  経過し、温度、外力、変位、ひずみ、応力の増分がそれぞれ  $\{\dot{F}_g\}$ ,  $\{\dot{h}\}$ ,  $\{\dot{\epsilon}\}$ ,  $\{\dot{\sigma}\}$  である状態での平衡方程式を仮想仕事の原理を用いて求める。ただし、温度分布と応力分布は連成を示さないと仮定する。

仮想変位  $\{\delta \dot{h}\}$  を与え、この間になす外力の仕事  $\delta W_e$  は、

$$\delta W_e = \{\delta \dot{h}_g\}^T \{F_g + \dot{F}_g\} \dots\dots\dots (3-1)$$

つぎに、これに対応する内力のなす仕事  $\delta W_i$  を考える。この場合に構造物全体についての内力のなす仕事は、単位体積当りの仕事  $\Delta W_i$  を有限要素について体積積分した仕事  $\delta W_i^e$  を全要素についての和として表わすことができる。すなわち、

$$\delta W_i = \Sigma \delta W_i^e = \Sigma \int \Delta W_i dV \dots\dots\dots (3-2)$$

単位体積当りの仕事  $\Delta W_i$  は、

$$\Delta W_i = \{\delta \dot{\epsilon}\}^T \{\sigma + \dot{\sigma}\} \dots\dots\dots (3-3)$$

式(3-3)に式(1-1)、(2-6)を代入し、要素について積分を実行すると、

$$\delta W_i^e = \{\delta \dot{S}_n\}^T \{r_s + K_{pp} \{\dot{S}_n\} + K_{pb} \{\dot{W}_n\}\} + \{\delta \dot{W}_n\}^T \{r_w + K_{pp} \{\dot{S}_n\} + K_{bb} \{\dot{W}_n\}\} \dots\dots\dots (3-4)$$

ここで、

$$\left. \begin{aligned} [r_s] &= [r_s]_0 & [r_w] &= [r_w]_0 \\ [K_{pp}] &= [K_{pp}]_0, & [K_{pb}] &= [K_{bp}]^T = [K_{pb}]_0 + [K_{pb}]_0 \\ [K_{bb}] &= [K_{bb}]_0 + [K_{bb}]_v \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3-5)$$

さらに、

$$\begin{aligned} [r_s]_0 &= \int [B_p]^T \{\sigma\} dV, & [r_w]_0 &= \int ([B_{b1}]^T [C_0] \{\sigma\} + [B_{b2}]^T \{\sigma\} z) dV \\ [K_{pp}]_0 &= \int [B_p]^T [D] [B_p] dV \\ [K_{pb}]_0 &= [K_{bp}]_0^T = \int [B_p]^T [D] [C_0] [B_{b1}] dV \\ [K_{pb}]_0 &= [K_{bp}]_p^T = -\int [B_p]^T [D] [B_{b2}] z dV \\ [K_{bb}]_0 &= [K_B] + [K_I] + [K_G] \\ [K_B] &= \int [B_{b2}]^T [D] [B_{b2}] z^2 dV, & [K_I] &= \int [B_{b1}]^T [P] [B_{b1}] dV, & [K_G] &= \int [B_{b1}]^T [C_0]^T [D] [C_0] [B_{b1}] dV \\ [K_{bb}]_p &= -\int [B_{b1}]^T [C_0]^T [D] [B_{b2}] z dV - \int [B_{b2}]^T [D] [C_0] [B_{b1}] z dV \end{aligned}$$

また、 $[P]$  はつぎのようなものである。

$$[P]^T = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} \\ \tau_{xy} & \sigma_y \end{bmatrix} \dots\dots\dots (3-6)$$

ここで、各有限要素に固定された局部座標系の変位  $\{h\}$  で表わされている内力の仮想仕事を全体座標系の変位  $\{h_g\}$  で表わす。式(2-8)を適用すると式(4-4)の  $\delta W_i^e$  は、

$$\delta W_i^e = \{\delta \dot{h}_g\}^T \{R^e\} + \{\delta \dot{h}_g\}^T ([K^e] + [K^e]_p) \{h_g\} \dots\dots\dots (3-7)$$

ここで、

$$\{R^e\} = [A_s]^T \{r_s\}_0 + [A_w]^T \{r_w\}_0,$$

$$\left. \begin{aligned}
[K^e] &= [K_{pp}^e] + [K_B^e] + [K_I^e] + [K_G^e] \\
[K_{pp}^e] &= [A_S]^T [K_{pp}]_0 [A_S], \quad [K_B^e] = [A_w]^T [K_B] [A_w], \quad [K_I^e] = [A_w]^T [K_I] [A_w] \\
[K_G] &= [A_S]^T [K_{pb}]_0 [A_w] + [A_w]^T [K_{bp}]_0 [A_S] + [A_w] [K_G] [A_w] \\
[K^e]_p &= -([K_{pb}^e] + [K_{bp}^e] + [K_{bb}^e]_p) \\
[K_{pb}^e]_p &= [K_{bp}^e]_p^T = [A_S]^T [K_{pb}] [A_w], \quad [K_{bb}^e]_p = [A_w]^T [K_{bb}]_p [A_w]
\end{aligned} \right\} \dots (3-8)$$

構造物全体における内力の仮想仕事  $\delta W_i$  は、式(3-7)の各要素に対するものの和となる。

$$\delta W_i = \{ \delta \dot{h}_g \}^T \{ R \} + \{ \delta \dot{h}_g \} \{ (K) + (K)_p \} \dot{h}_g \dots (3-9)$$

ここで、

$$\begin{aligned}
\{ R \} &= \Sigma \{ R^e \} \\
(K) &= \Sigma [K^e], \quad (K)_p = \Sigma [K^e]_p \dots (3-10)
\end{aligned}$$

構造物の平衡方程式は、仮想変位によつてなされた外力の仕事と内力の仕事が等しいことから与えられる。すなわち、

$$\delta W_e = \delta W_i \dots (3-11)$$

式(3-11)に、式(3-1)および(3-9)を代入すると、

$$\{ \dot{F}_g \} + \{ L \} = ([K_{pp}] + [K_B] + [K_I] + [K_G] + (K)_p) \dot{h}_g \dots (3-12)$$

ここで、 $\{ L \} = \{ F_g \} - \{ R \}$  である。上式が増分形の平衡方程式である。

## 4. 船殻部材の歪量と材料強度に関する研究

### 4.1 初期歪が被労強度および脆性破 強度に及ぼす影響に関する研究

(突合せ溶接継手の溶接角変形に及ぼす影響)

#### 4.1.1 目的

船体構造の大型化にともない溶接継手の工作誤差の許容値を明確にして安全限界の工作基準を設定することが重要である。

本実験は、前年度につづき、突合せ溶接継手に生じた角変形量が継手の疲れ強さにあたえる影響を調査したものであるが、今年度は非調質型高張力鋼 SM50、HT60に重点をおいて実験を行なった。

#### 4.1.2 試験方法

##### (1) 試験片

試験片の形状寸法は、図 4.1.1 に示す。

試験片は角変形のあるものとないものの 2 系列とし

この内訳を表 4.1.1 および表 4.1.2 に示す。

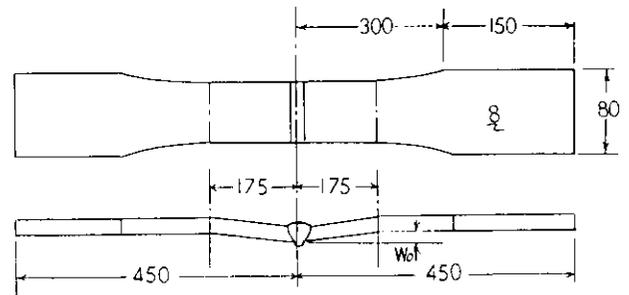


図 4.1.1 試験片寸法

表 4.1.1

TEST 号	鋼 材	角 変 形 量 W <sub>0</sub>			
		0	4	8	12
A	SM41A	0	4	8	12
5A	SM50A	0	4	8	12
6A	HT60	0	4	8	12

表 4.1.2

鋼 材	ヒート 号	化 学 成 分 %								引 張 試 験			曲 げ 試 験
		C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Nb	Y.P. %	T.S	EL %	
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	-	-	-	35	53	26	良
HT60	14203	0.15	0.52	1.44	0.021	0.010	0.72	0.75	0.04	50	67	30	良

表 4.1.3

鋼 材	溶 接 棒	開 先
SM41A	JISD4316	60°V片
SM50A	JISD5016	60°V片
HT60C	JISD6016	60°V片

(2) 試験機

試験は油圧アムスラー型万能試験機を使用し、荷重サイクルは片振引張、繰返し荷重速度 300 cpm, 最低荷重は 2TON にセットした。

4.1.3 実験結果

角変形付突合せ溶接継手の片振疲れ強さを図 4.1.2 ~ 4.1.4 に示す。縦軸に公称応力振巾 (荷重全振巾 / 素材の断面積) を横軸に破断するまでの繰返し数  $N_f$  をとって実験結果を示したものである。

実験の結果より次のことがわかる。

- (1) 試験片の破断位置はすべて角変形の凹入側の溶接止端であり、板の引張方向に直角に入っている。
- (2) 非調質型高張力鋼についてはビードの形状の影響が効くものと思われる。

すなわち、片振引張荷重の場合、無負荷時の初期角変形は変動荷重作用時に弾性的に引張りによって小さくなるので、単純な角変形凹入側、計算応力のみでは、基準応力が大きくなりすぎる。したがって、むしろビード形状に負荷される応力集中度が破断強さに大きく影響するものと考えられる。

- (3) 初期角変形量と時間疲れ強さ  $N = 10^5$ 、 $N = 10^6$  との関係を図 4.1.5 にしめす。

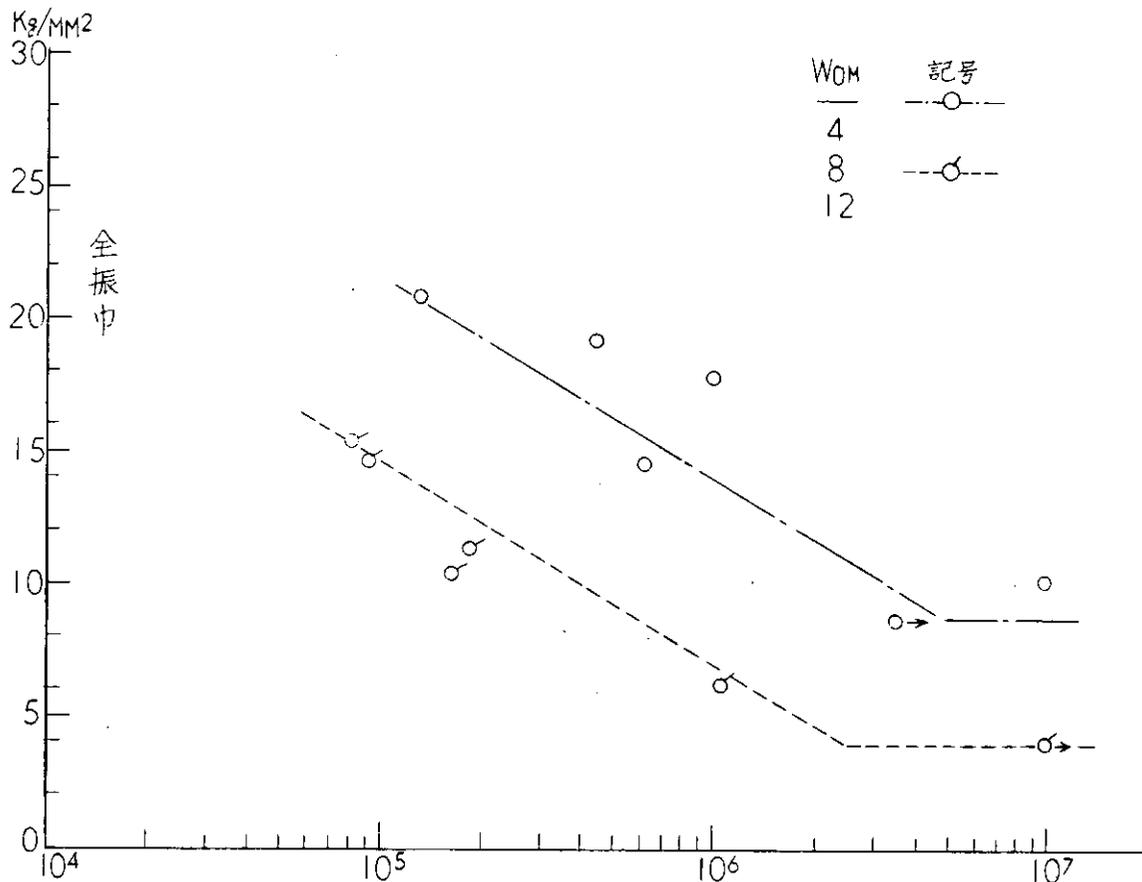


図 4.1.2 角変形突合せ溶接継手 SM41A

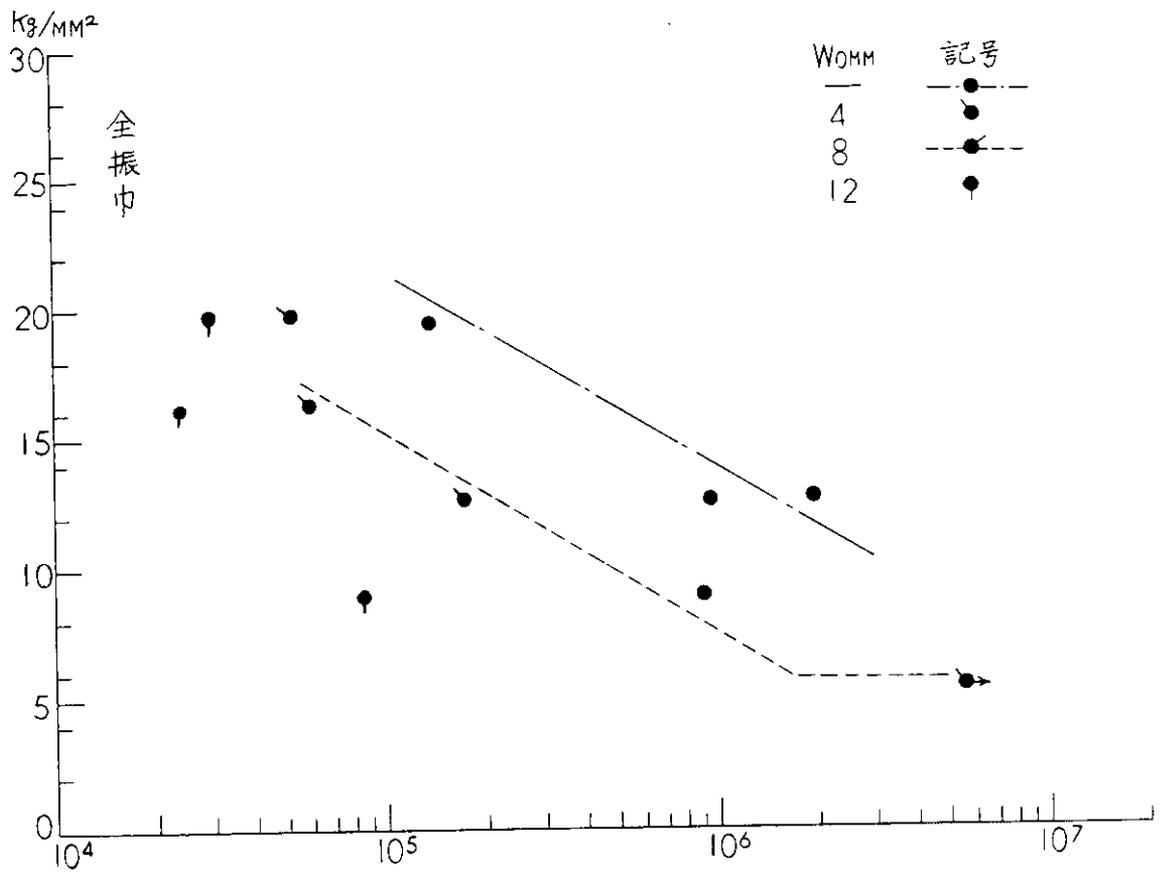


図4.1.3 角変形突合せ溶接継手 SM50A

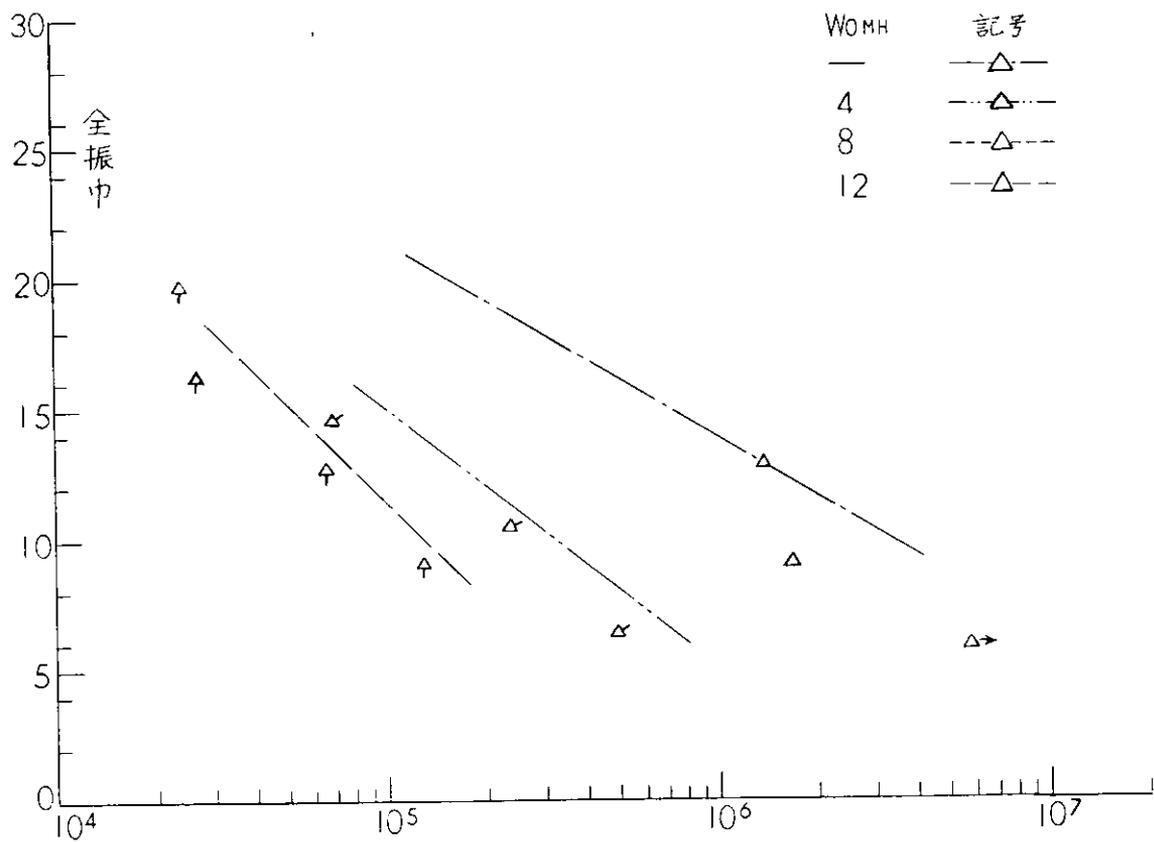


図4.1.4 角変形突合せ溶接継手 HT60

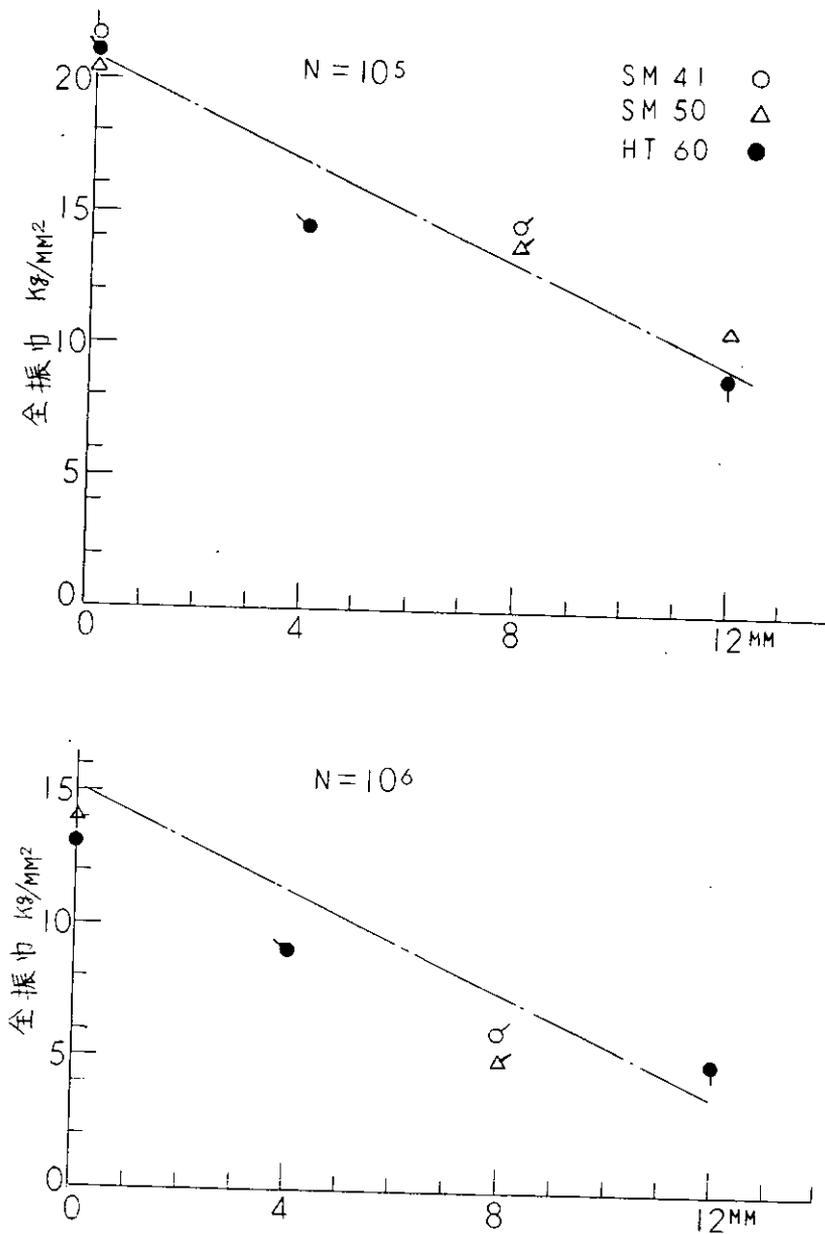


図 4.1.5 初期角変形量と時間強さ  $N=10^5$   $N=10^6$

## 4.2 建造中に発生する歪の解析と防止法に関する研究

### 4.2.1 目的

エレクトロガス溶接によって発生する溶接変形（横収縮、角変形）を計測し、ストロングバックの適正寸法および取付ピッチなどを決定するための資料を得ることを目的とした。

### 4.2.2 実験

(1) 供試材 (表 4.2.1)

表 4.2.1 供試材の化学成分と機械的性質

鋼種	板厚 (mm)	化学成分 (%)					機械的性質			備考
		C	Si	Mn	P	S	Y.P. $Kg/mm^2$	T.S. $Kg/mm^2$	EL %	
SM 41 A	12	0.17	0.03	0.79	0.012	0.023	30	45	31	ストロングバック材として使用
"	19	0.17	0.03	1.00	0.012	0.017	26	45	34	"
"	25	0.18	0.03	0.78	0.016	0.018	26	45	32	" 試験板として

注) 川鉄ミルシートによる。

(2) 試験板

試験板の形状、寸法を図4.2.1に示す。試験板は、板厚25mm、巾1,000mm、長さ1,300mmの大きさのものを使用した。ストロングバックの板厚を12mm、19mmおよび25mmの3種類にし、大きさは(t)×125mm×300mmである。ストロングバックの取付ピッチは、400mm、600mmおよび1,200mmの3種類とした。また、ストロングバックが無いものについても1枚実験した。

(3) 実験条件と試験板番号

実験は、試験板本体の板厚を25mmの1条件とし、ストロングバックの板厚と取付ピッチをそれぞれ3条件で行なった。これらの条件と試験板番号をまとめて表4.2.2に示した。試験板番号の符号のA・B・Cはストロングバックの板厚を示し、その値は12mm、19mm、25mmであり、次の数字は、ストロングバックの取付枚数を意味するものである。なお、ストロングバックなしの試験板番号は「0-0 Type」とした。

表4.2.2 実験条件と試験板番号

T.P. 板厚 (mm)	ストロングバック		(0)	(A)	(B)	(C)
	取付 ピッチ (mm)	板厚 (mm)	—	12	19	25
P125	(0)	—	0-0	/	/	/
	(1)	1,200	/	A-1	B-1	C-1
	(2)	600	/	/	B-2	/
	(3)	400	/	/	B-3	/

注) 実験繰返し数は1回である。

(4) 溶接条件 (表4.2.2参照)

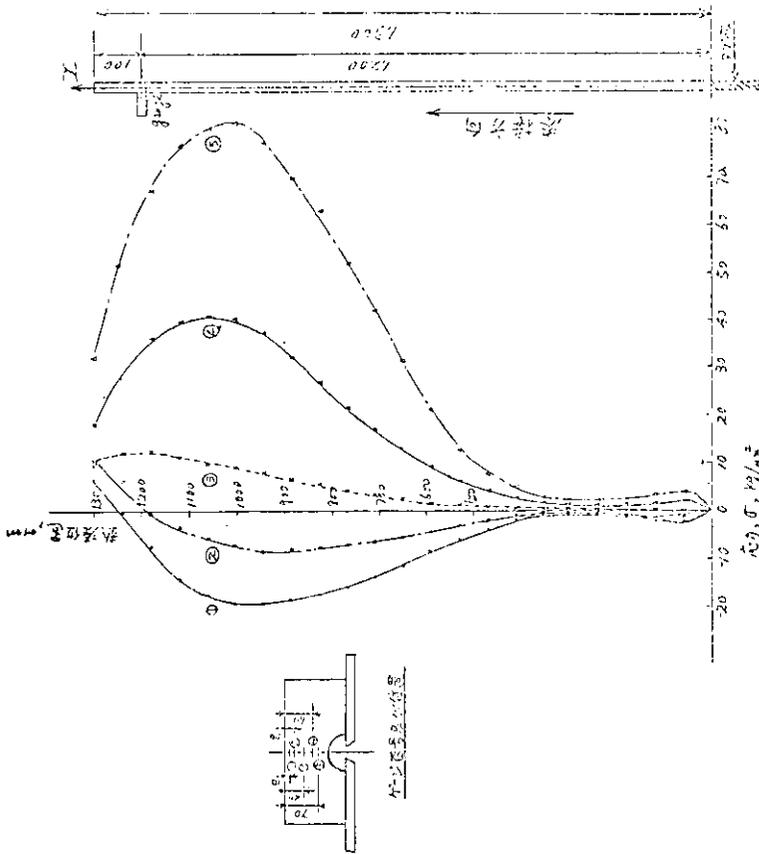
どの試験板も溶接条件は一定になるようにして行なった。しかし、「0-0 Type」の実験では平均溶接速度が5.2cm/min となった。

表4.2.3 溶接条件

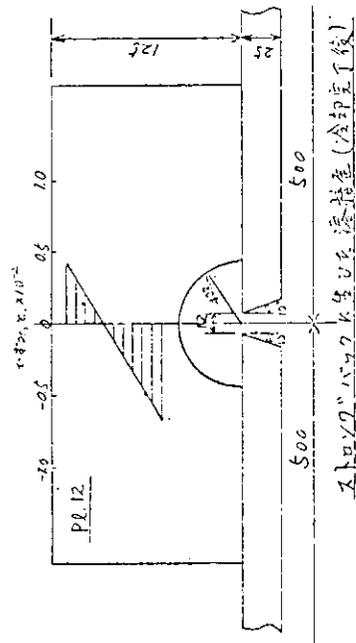
試験板 (mm)	心線 (mmφ)	電流 (A)	電圧 (V)	速度 (cm/min)	CO <sub>2</sub> 流量 (l/min)
(SM-41A) 25t×1,000×1,300	HS42G 3.2	600	34	5.5	20

(5) 計測

計測は図4.2.1に示す如く、溶接中にストロングバックに生ずる応力変化と溶接完了後の横収縮および角変形について行なった。



ストロンチウムバリウムチタンの応力変化



ストロンチウムバリウムチタンの応力変化 (冷却直下後)

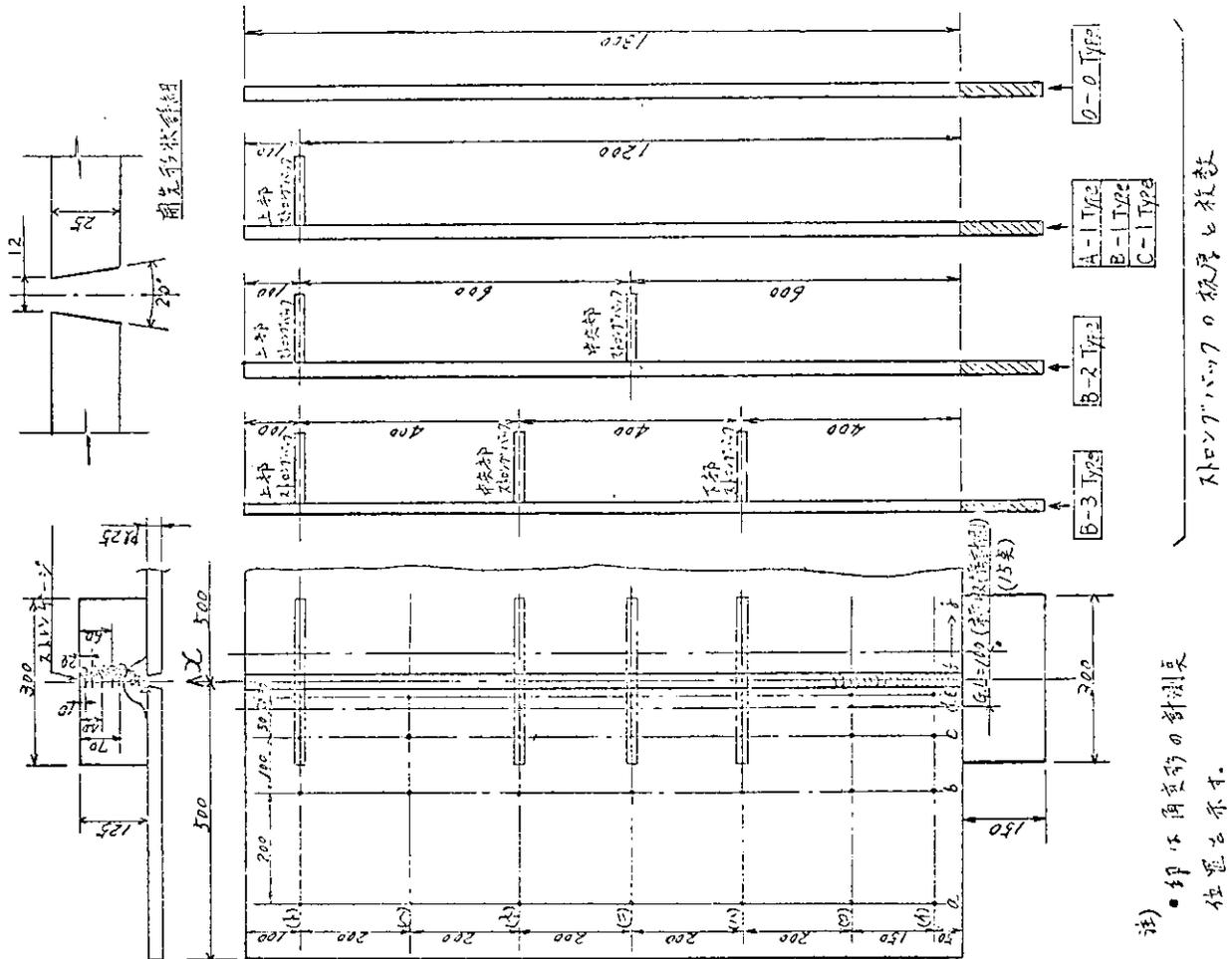
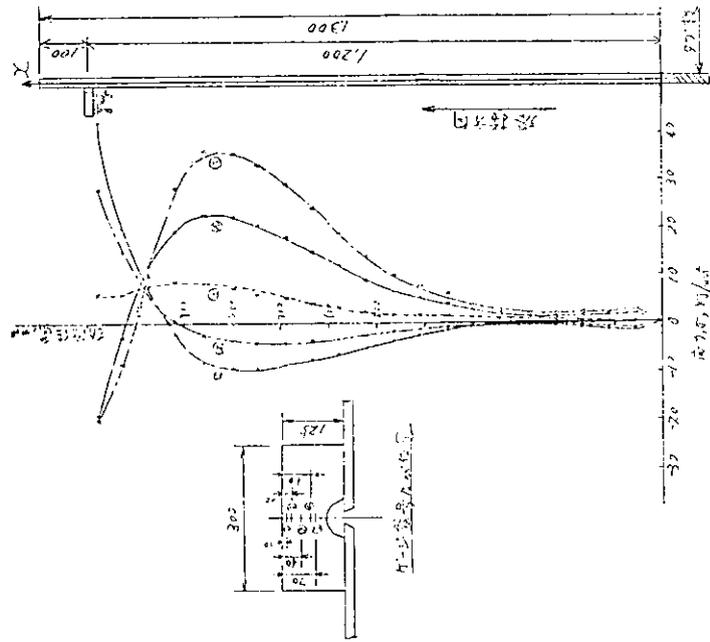
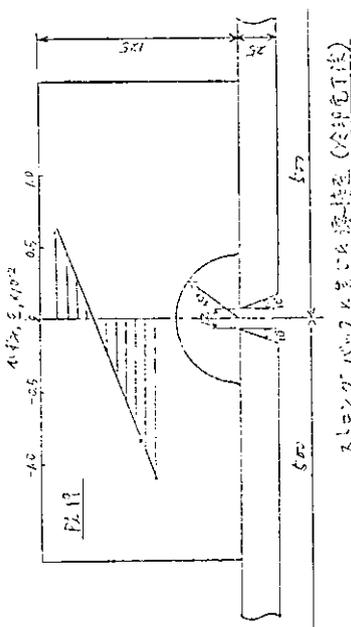


図 4.2.1 試験板形状と計測位置

図 4.2.2 溶接中のストロンチウムバリウムチタンの応力変化と最終溶接直後 (A-1 Type)

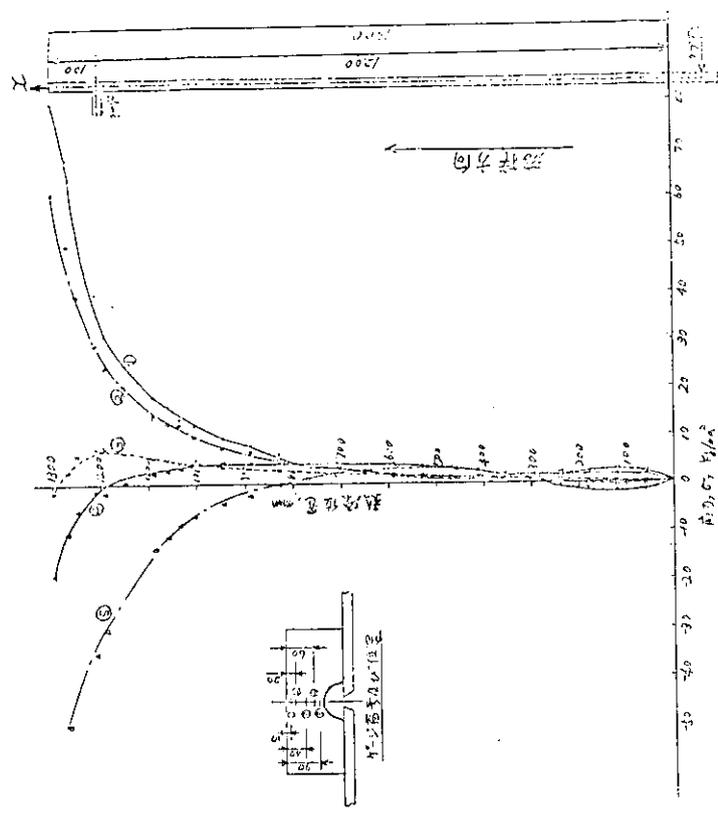


ストロンゴバックの応力変化

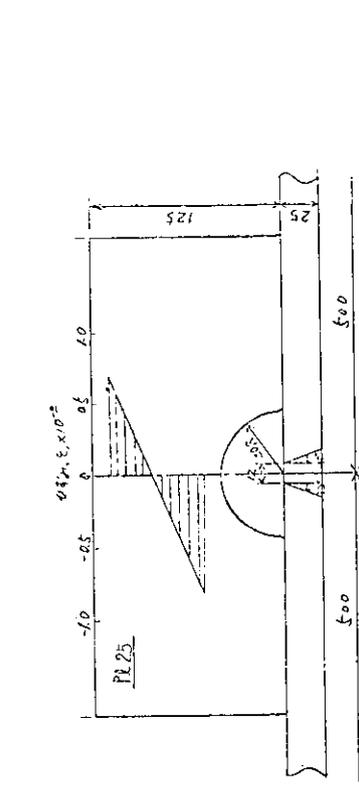


ストロンゴバックの応力変化 (冷却電圧法)

図 4.2.3 溶接中のストロンゴバックの応力変化と最終溶接直 (R-1 Type)



ストロンゴバックの応力変化



ストロンゴバックの応力変化 (溶接終了後約7分)

図 4.2.4 溶接中のストロンゴバックの応力変化と最終溶接直 (C-1 Type)

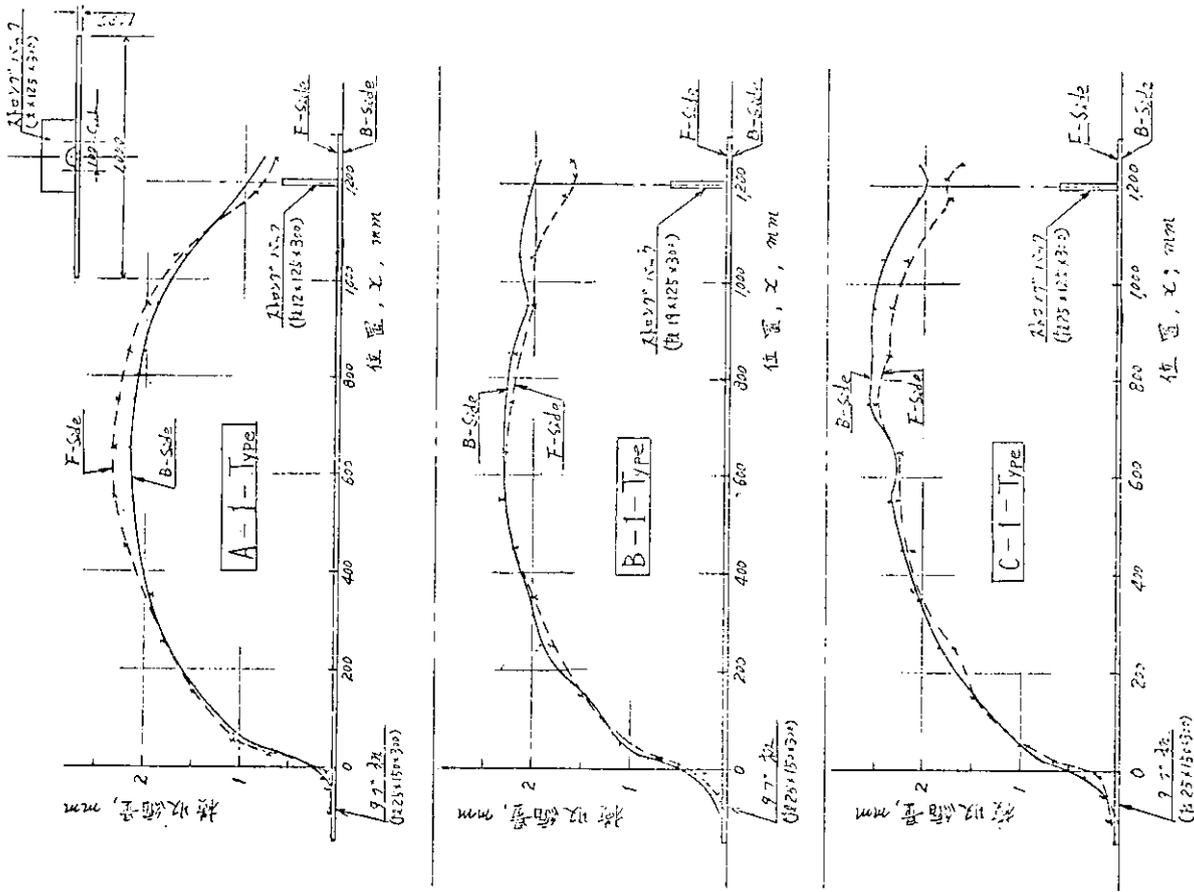


図 4.2.5 E.G 溶接の横収縮量分布 ( G.L = 100% )

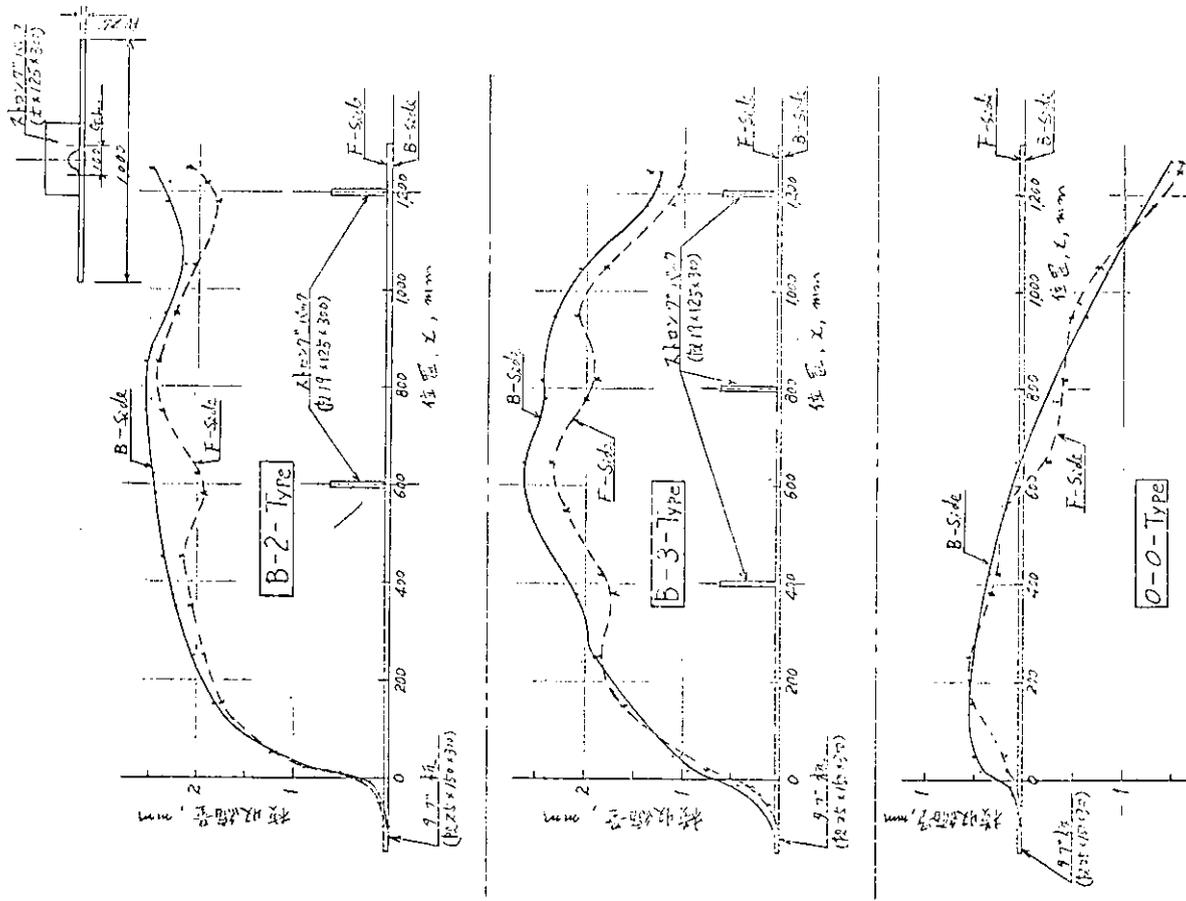


図 4.2.6 E.G 溶接の横収縮量分布 ( G.L = 100% )

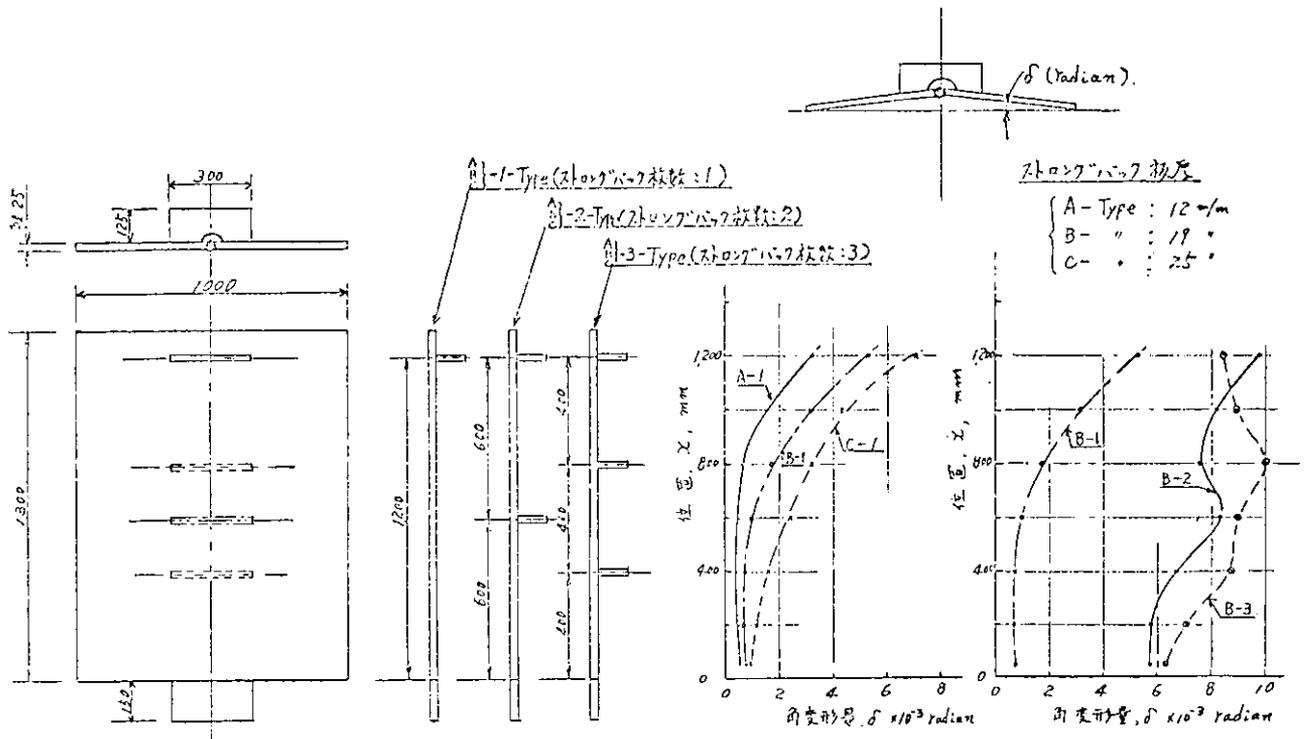


図 4. 2. 7 E. G 溶接のストロンクバックの数と角変形量との関係

#### 4.2.3 実験結果

##### (1) 溶接中の板の回転変形と角変形

図 4.2.2、4.2.3 および 4.2.4 は、溶接が進行していくときにストロンクバックに加わる応力の変化を計測した例である。

今回の実験の場合、溶接の進行とともに、開先は次第に開く方向に回転変形した。これに伴って、板はストロンクバック取付け側に凹の角変形とした。

溶接中の角変形量はストロンクバックの板厚が厚いほど小さい。

溶接が終了すると同時に溶着金属は冷却、収縮し、それとともに板の角変形の形状は、ストロンクバック取付け側に凸に変形した。

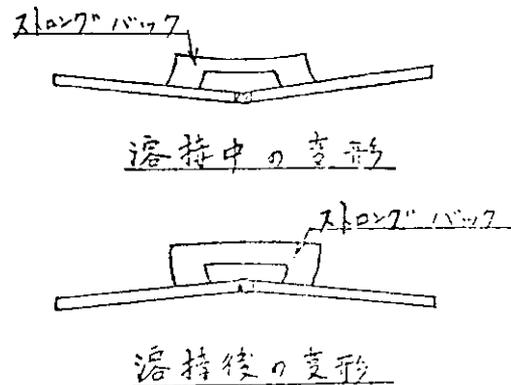
##### (2) 溶接終了、冷却後の横収縮量計測結果

溶接後の横収縮量計測結果を図 4.2.5 および 4.2.6 に示した。ストロンクバックを取付けた場合は、中央部の横収縮量は、いずれも 2.5 mm 程度であった。

両端部の収縮量は中央部より小さい。

また、ストロンクバックの量を増すほど、表裏の横収縮量に差を生じ、ストロンクバックを取付けた側 (F-Side) が少なくなっている。特に「B-3 Type」については溶接総全長にわたって、その傾向がある。なお、表裏の差の最大値は 0.5 mm 程度である。

ストロンクバックを取付けていない「0-0 Type」については、試験板中央部より伸びる傾向にあり、終端部でその値が 1.5 mm 程度となっている。表裏の収縮量の差はストロンクバックを付けたものと比較して少ない。



(3) 溶接終了、冷却後の角変形量計測結果

ストロングバックを取付けた 5 枚の試験について計測した結果を図 4. 2. 7 に示した。

ストロングバックの量が多くなるほど角変形が大きくなることわかる (A-1、B-1、C-1 の各 Type の比較)。

ストロングバックの取付枚数を多くするほどやはり角変形が大きくなる。特に「B-1 Type」と「B-2 Type」の差は顕著である。しかし、「B-2 Type」と「B-3 Type」の差はそれほどでもない。一般的に始端部で変形量が少ないが、これはスタートタブによって拘束されているためと考えられる。

なお、角変形の最大値は  $10 \times 10^{-3}$  radian ( $\approx 0.6^\circ$ ) 程度であった。

4.2.4 考察および結論

エレクトロガス溶接の適正拘束材の量と取付ピッチを決めるために板厚 2.5 mm の試験板を用いて実験を行なった結果、次の結論を得た。

- 1) 立向上進大入熱溶接法の一つであるエレクトロガス溶接では溶接条件によっては開先が開く方向に回転することがあること、また、片面からのみの拘束のために角変形を生ずることが明示された。
- 2) この実験の場合、溶接が進行するとともに、開先が開く方向に回転変形した。ストロングバックはこの回転変形を拘束する。そのため、板は片面にのみ取付けられたストロングバック側に凹む角変形する結果となった。この実験の範囲では、ストロングバックの板厚が厚いほど溶接中の角変形は小さい。
- 3) 溶接後は溶接部の収縮によって板は逆方向に変形して、冷却後の残留角変形はストロングバック側に凸の変形となった。残留角変形量はストロングバックの板厚が厚いほど大きく、また、ストロングバックの取付枚数が多いほど大きくなる傾向を示した。

- 4) 溶接中の回転変形および角変形は、溶接条件と密接な関係がある。最終的な変形量は溶接中の変形の履歴に大きく影響される。

今後さらに次のような実験と解析を行なって、溶接条件と適正拘束材寸法、形状およびその配置を決定する予定である。(図 4. 2. 8 参照)

- ① ストロングバックに生ずる力の大きさとその発生時期
- ② 溶接中に生ずる開先間隔の変化
- ③ 溶接中断時に発生する収縮力の大きさと開先間隔の変化
- ④ 溶接条件と①～③との関係

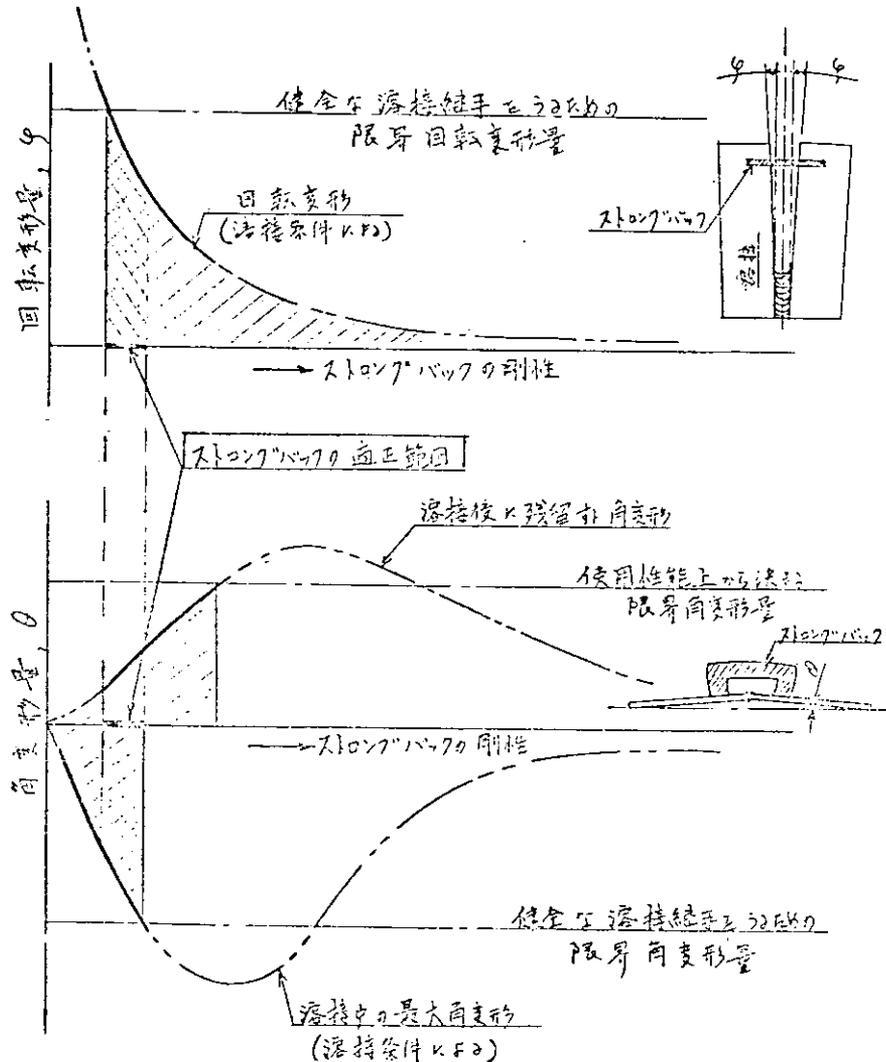


図 4. 2. 8 適正拘束材寸法を決めるための概念図

### 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

船体の建造時に、各部材の結合部では、ギャップを生じる場合が少くない。この対策として、増し脚長ライナ挿入などが用いられているが、その溶接部は十分な強度と有しておかねばならない。本研究では、ギャップを有する十字隅肉継手の静的試験および疲労試験を行ない、ギャップと強度の関係を調査し、強度上および作業上からみた処理法を検討する。

#### 4.3.2 実験的研究

##### (1) 試験片

##### (a) 実験対象

実験の対象とした試験片の種類を表4.3.1および表4.3.2に示す。表4.3.1は増し脚長型の場合を示し、対象としたギャップ量は0, 3, 5mmの3種である。表4.3.2はライナ挿入型の場合を示し、対象ギャップ量は5, 8, 12, 18, 25mmの5種類とした。表中○印は静的試験を、◎は疲労試験を行なっている。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、増し脚長型試験片に対しては(主板寸法)0(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 増し脚長の場合

(単位 mm)

主 板 規 定 脚 長 ル ー ト 増 し 脚 長 ギ ャ ッ プ	1 2						2 5					
	5			7			7			1 0		
	0	3	5	0	3	5	0	3	5	0	3	5
0	●			○			○			○		
	◎			◎						◎		
3	○	○		○	○		○	○		○	○	
	◎	◎								◎	◎	
5		○	●								○	○
		◎	◎								◎	◎

注

○：静的試験

着色したものは前年度試験済

◎：疲労試験

試験片名称 12G5-10  
 ↑↑↑ ↑  
 主 主 規 増  
 板 板 定 し  
 寸 ヶ ヶ 脚 脚  
 法 ヶ ヶ 長 長  
 量 量 量 量

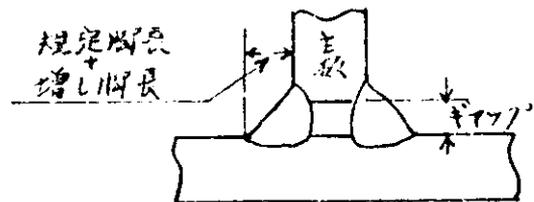


表4.3.2 ライナ挿入型の場合

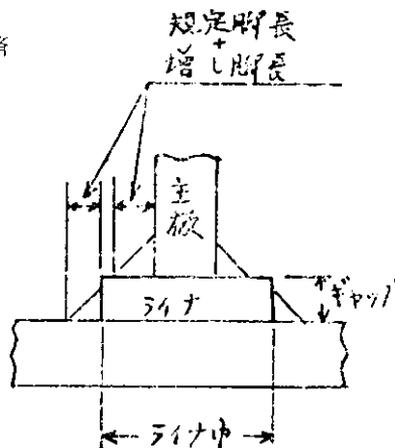
(単位 mm)

ギャップ	主板上の 規定脚長 ライナ巾 増し脚長	12					18					
		5					9					
		22	32	50	75	100	125	36	50	75	100	125
5	0		●	○								
8	0		●	○								
12	0	●	○	●	○	○						
	3			○								
	5											
18	0						○	○	○			
	3							○	○	○		
	5							○	○	○		
25	0			○	○	○	○	○	○	○	○	○
	3				○	○			○	○	○	○
	5				○				○			○

注

- ：静的試験
- ：疲労試験
- 着色したものは前年度試験済

試験片名称 18G25-75B9  
 ↑ ↑ ↑ ↑ ↑  
 主 主 主 主 主  
 板 ギ ラ 規 増  
 寸 ヤ ャ イ 定 し  
 法 プ ブ ナ 脚 脚  
 法 プ 巾 長 長



また、ライナ挿入型試験片は(主板上の寸法)G(ギャップ量)-(ライナ巾)B(規定脚長+増し脚長)の順で表示している。例えば主板上の寸法18mm、ギャップ量25mm、増し脚長0mm、規定脚長9mmの試験片名称は18G25-75B9となる。

(b) 供試材

供試材はNK規格のKAM鋼を用いた。その機械的性質を表4.3.3に示している。機械的性質はNK1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。

表4.3.3 供試材の機械的性質

板厚 (mm)	降伏強度 (kg/mm <sup>2</sup> )	引張り強度 (kg/mm <sup>2</sup> )	伸び (%)
12	30.5	46.4	28.3
17	30.0	44.1	29.3
19	27.7	46.1	29.3
25	30.0	46.7	30.3

(c) 試験片および溶接条件

図 4.3.1 に静的引張試験片と疲労試験片の形状を示す。前者は母材から破断する場合を考慮してつかみ部の中を広くした。後者は破断個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ないため、一樣な巾とした。これら試験片の溶接部形状は前述の表 4.3.1、表 4.3.2 に示すとおりで、溶接は D 4303 を下向姿勢で用いており、4 mm φ 溶接棒の場合は電流 170 ~ 200 A、電圧 22 ~ 24 V、速度 270 ~ 300 mm/min で、5 mm φ 溶接棒の場合は電流 210 ~ 250 A、電圧 22 ~ 24 V、速度 240 ~ 340 mm/min で行なっている。

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からぬよう配慮した。

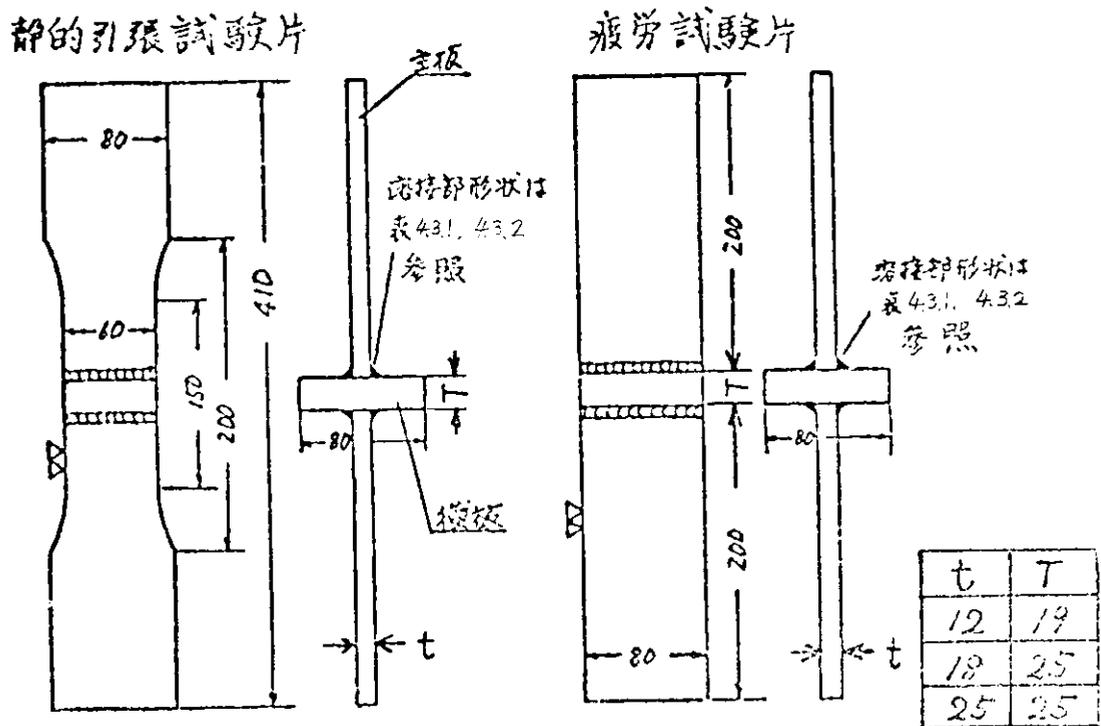


図 4.3.1 試験片形状

(2) 静的試験

(a) 実験要領

静的引張試験はホ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-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 4.3.4、表 4.3.5 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、奥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、溶接金属破断したものは、すみ肉溶接部奥のど断面積で除したものを示している。

表よりわかるように主板が 12 mm の試験片では 12G0-7 試験片および 12G5-8 の筋 2、12G3-7 の

筋2、筋3以外はすべて母材破断をしている。一方、主板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4.3.4、表4.3.5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中している。図中黒くぬりつぶした実験点は母材破断し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

表 4.3.4 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 Kg/mm	実のど断面平均降伏強度 Kg/mm <sup>2</sup>	単位溶接長当り破断荷重 Kg/mm	実のど断面平均最大強度 Kg/mm <sup>2</sup>	破 断 位 置	
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	"
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	54.8	"
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	"
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	"

表 4.3.5 増し脚長型試験片の実験結果 (その2)

試 験 片 号	単位溶接長当り降伏荷重 Kg/mm	実のど断面平均降伏強度 Kg/mm <sup>2</sup>	単位溶接長当り破断荷重 Kg/mm	実のど断面平均最大強度 Kg/mm <sup>2</sup>	破 位 断 置	
25G0-10	1	373	23.2	646	40.1	溶接金属
	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	1,018	42.8	"
	2	698	30.5	1,018	44.4	"
	3	704	28.5	1,074	43.5	"
25G5-15	1	716	29.0	1,070	43.3	"
	2	713	27.1	1,040	39.5	"
	3	698	26.2	1,097	41.2	"

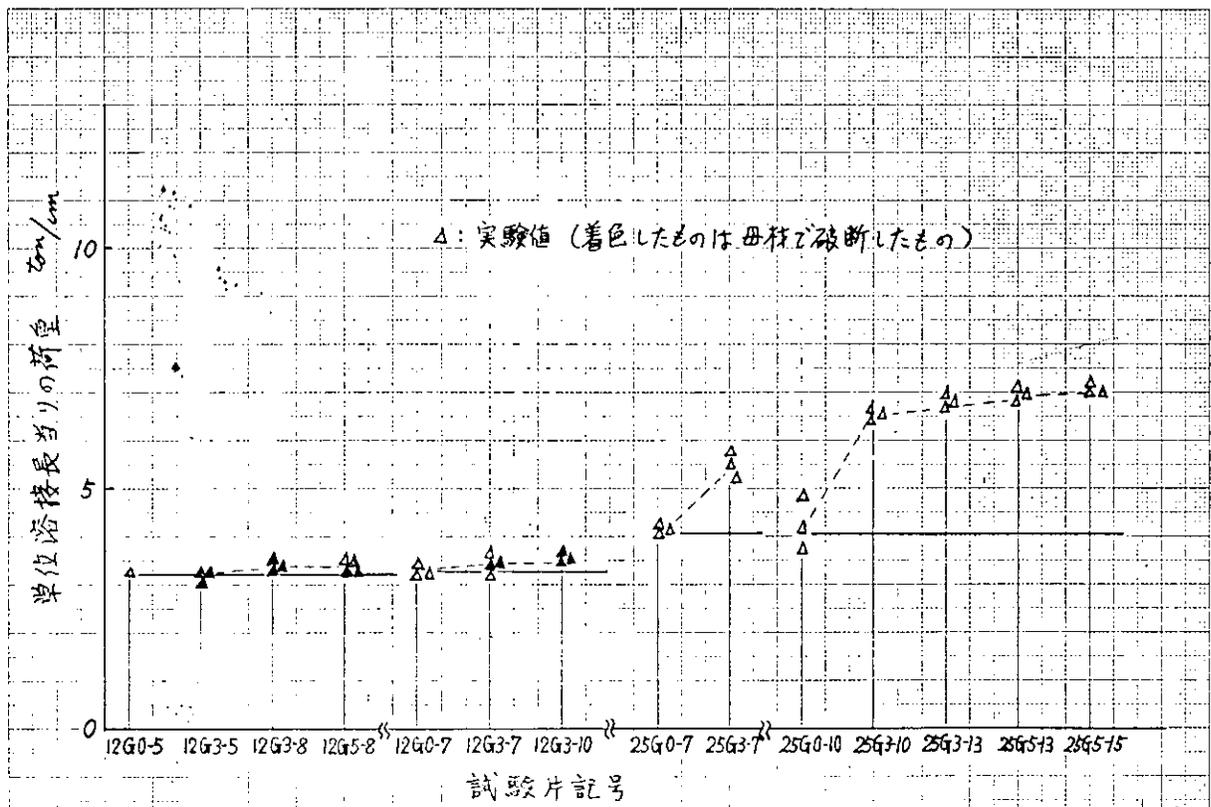


図 4.3.2 増し脚長型試験片の降伏強度

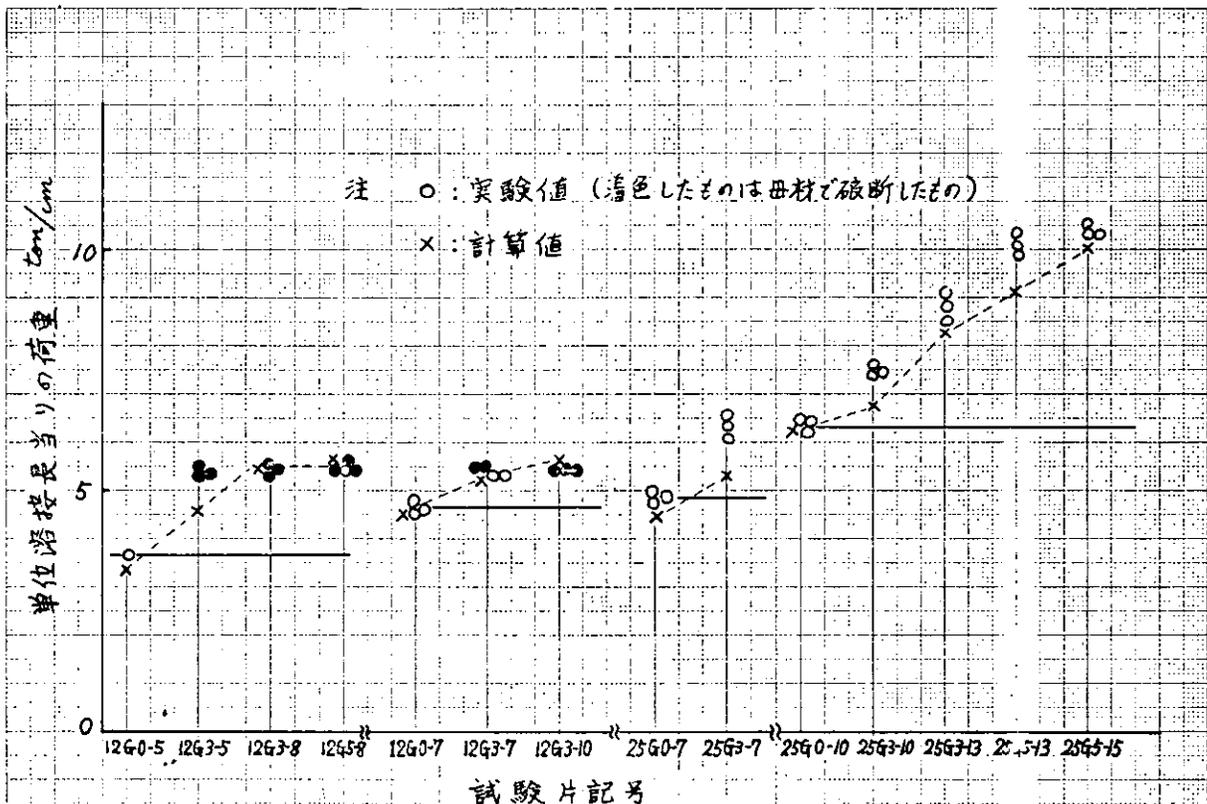


図 4.3.3 増し脚長型試験片の最大強度

試験片以外はすべて母板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 2.5mm 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くなると高くなっている。これは本実験での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結論することができる。

次に継手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。佐藤ら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(1)式で与えている。

$\theta_p \leq \tan^{-1} \left\{ \frac{1}{4} \tan \theta_f \right\}$  の場合

$$P = 2(p+f) \sin \theta_f \sqrt{\frac{3 \sin^2 \psi + 1}{3 \cos^2 (\theta_f + \psi)}} \cdot \sigma_w$$

ただし、 $\tan \psi = \frac{1}{4} \tan \theta_f$

$\tan^{-1} \left\{ \frac{1}{4} \tan \theta_f \right\} \leq \theta_p = 90^\circ$  の場合

$$P = 2 \sqrt{p^2 + f^2} \cdot \frac{3 \sin^2 \theta_p + 1}{3} \cdot \sigma_w$$

p: 単位溶接長当りの強度

$\sigma_w$ : 溶接金属の強度

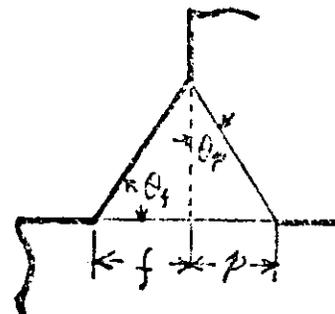


図 4.3.4

\* 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) No. 4  
 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) No. 4

いま、すみ内角度  $\theta$   $r$  を  $45^\circ$  とすると(1)式は(2)式のように簡単な形となる。

$p \leq \frac{1}{4} f$  の場合

$$P = 2 (p + f) \times 0.52 \cdot \sigma_w$$

$\frac{1}{4} f \leq p$  の場合 .....(2)

$$P = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{4p^2 + f^2} \cdot \sigma_w$$

したがって、いま図 4.3.5 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は図 4.3.3 と対応して  $f = F - g$  と考えられるから(3)式となる。

$p \leq \frac{1}{4} (F - g)$  の場合

$$P = 2 (p + F - g) \times 0.52 \cdot \sigma_w$$

$\frac{1}{4} (F - g) \leq p$  の場合 .....(3)

$$P = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{4p^2 + F^2 - 2gF + g^2} \cdot \sigma_w$$

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(3)式は(4)式となる。

$g \leq \frac{1}{8} F$  の場合

$$P = 2 F \times 0.52 \cdot \sigma_w$$

$\frac{1}{8} F \leq g$  の場合

$$P = \frac{2}{\sqrt{3}} F \cdot \sqrt{1 - 2g/F + 5g^2/F^2 + 5g^2/p^2} \cdot \sigma_w \quad \dots\dots(4)$$

(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、実験値を無次元化する場合はギャップ 0 の 12G0-7 試験片の強度をもとに計算している。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  $\times$  印はどのような計算によって

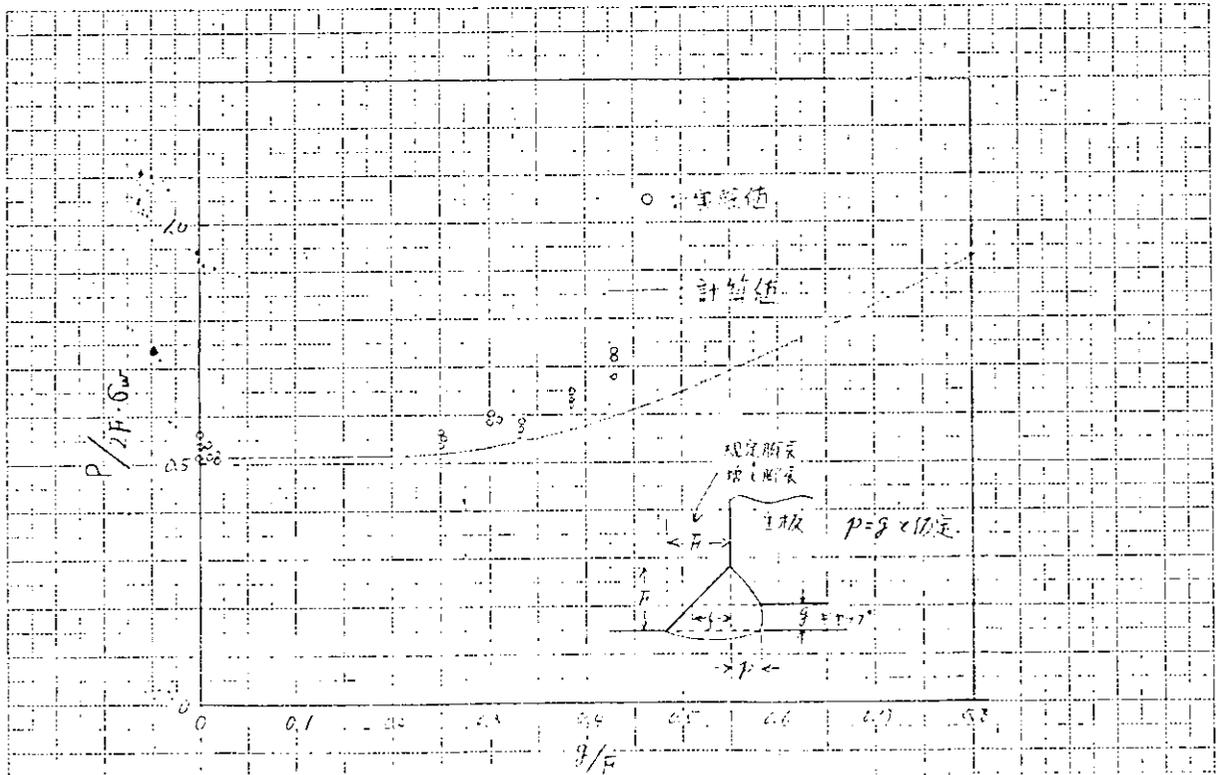


図 4.3.5 ギャップ量と強度の関係

求められたものである。

以上の考察よりギャップを有する継手強度はギャップ量ととけこみ量の関係がわかれば計算することができることが明らかとなった。本研究グループでは実用継手でギャップ量ととけこみ量の関係がどのようになっているかを現在調査している。

(ii) 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 4.3.6、表 4.3.7 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すみ肉溶接部で破断した。その一例を写真 4.3.2 に示す。したがって、実のど断面平均強度は破断すみ肉溶接部の実のど断面積をもとに計算したものである。

表 4.3.6 ライナ挿入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 kg/mm	実のど断面平均降伏強度 kg/mm <sup>2</sup>	単位溶接長当り破断荷重 kg/mm	実のど断面平均最大強度 kg/mm <sup>2</sup>	破 断 位 置	
12G12-50B8	1	2 2 5	2 0.6	3 9 1	3 5.9	溶接金属
	2	2 3 6	1 9.5	3 9 4	3 2.6	"
	3	2 4 8	2 1.8	4 0 3	3 5.4	"
12G12-75B5	1	1 2 7	1 4.4	2 1 5	2 4.4	"
	2	1 2 2	1 5.0	2 1 9	2 7.0	"
	3	1 1 2	1 3.5	2 2 3	2 6.9	"
18G18-36B9	1	3 9 1	3 0.8	5 6 4	4 4.4	"
	2	4 2 1	3 2.4	5 6 2	4 3.3	"
	3	3 9 0	3 2.3	5 5 5	4 5.9	"
18G18-50B9	1	3 7 4	2 9.9	5 4 1	4 3.3	"
	2	3 6 3	3 1.6	5 4 7	4 7.5	"
	3	3 8 3	3 2.4	5 4 6	4 6.2	"
18G18-75B9	1	3 0 2	2 6.3	4 9 8	4 3.3	"
	2	2 8 8	2 2.4	5 0 9	3 9.6	"
	3	3 1 5	2 4.2	5 0 7	3 9.0	"
18G18-75B12	1	3 6 5	2 1.2	5 8 4	3 3.9	"
	2	3 5 9	2 3.6	5 8 9	3 8.8	"
	3	3 8 7	2 2.6	6 0 9	3 5.6	"
12G25-50B5	1	3 5 3	4 2.5	4 1 3	4 9.8	"
	2	3 0 6	3 6.0	3 8 4	4 5.2	"
	3	3 2 5	4 3.9	4 1 8	5 6.4	"
12G25-75B5	1	3 0 2	3 3.2	4 0 3	4 4.2	"
	2	3 4 1	5 5.0	4 1 4	6 6.7	"
	3	3 3 7	3 8.3	4 1 1	4 6.7	"
12G25-100B5	1	2 0 5	3 1.0	4 0 0	6 0.6	"
	2	2 0 7	2 3.3	3 8 9	4 3.7	"
	3	2 3 9	2 9.5	3 9 4	4 8.6	"

表 4.3.7 ライナ挿入型試験片の実験結果 (その2)

試 験 片 号	単位溶接長当り降伏荷重 Kg/mm	実のど断面平均降伏強度 Kg/mm <sup>2</sup>	単位溶接長当り破断荷重 Kg/mm	実のど断面平均最大強度 Kg/mm <sup>2</sup>	破 断 位 置	
12G25-100B8	1	243	21.7	466	41.6	溶接金属
	2	221	17.5	468	37.2	"
	3	221	20.9	452	42.7	"
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	"

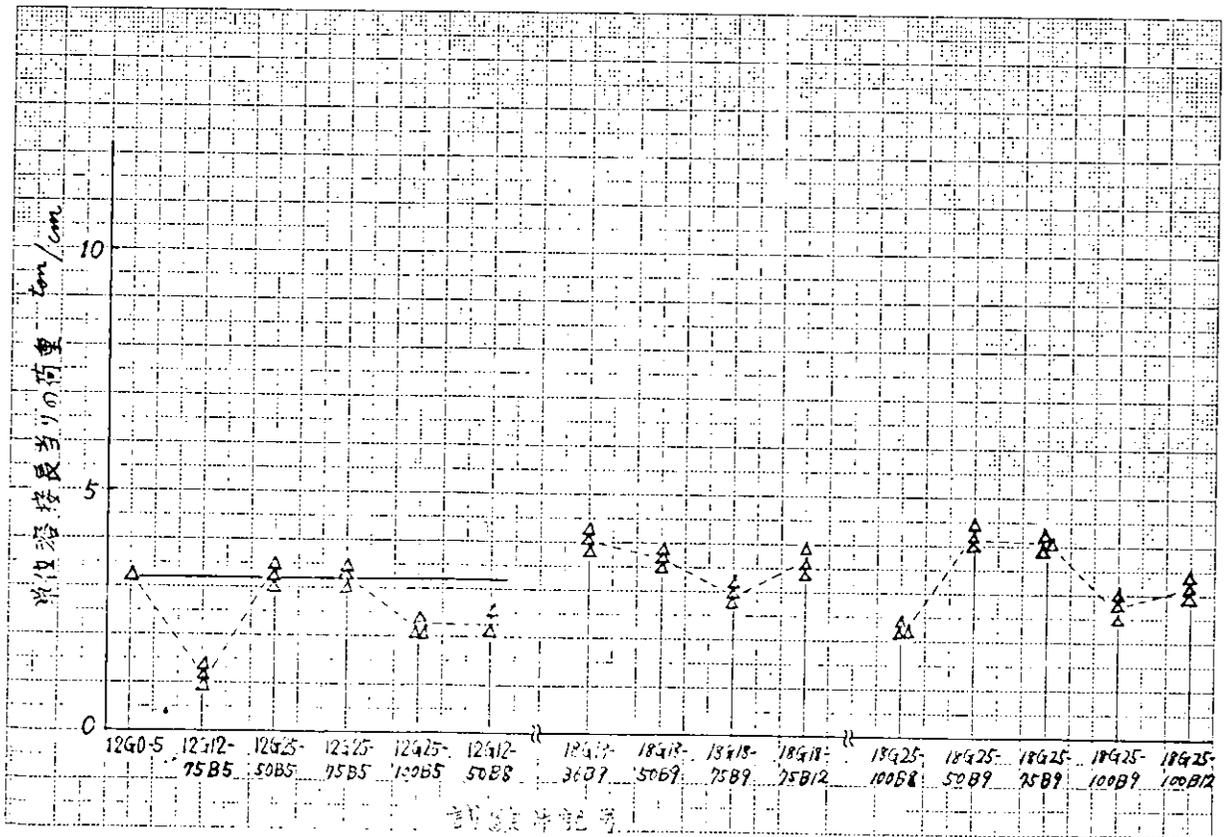


図 4.3.6 ライナ挿入型試験片の降伏強度

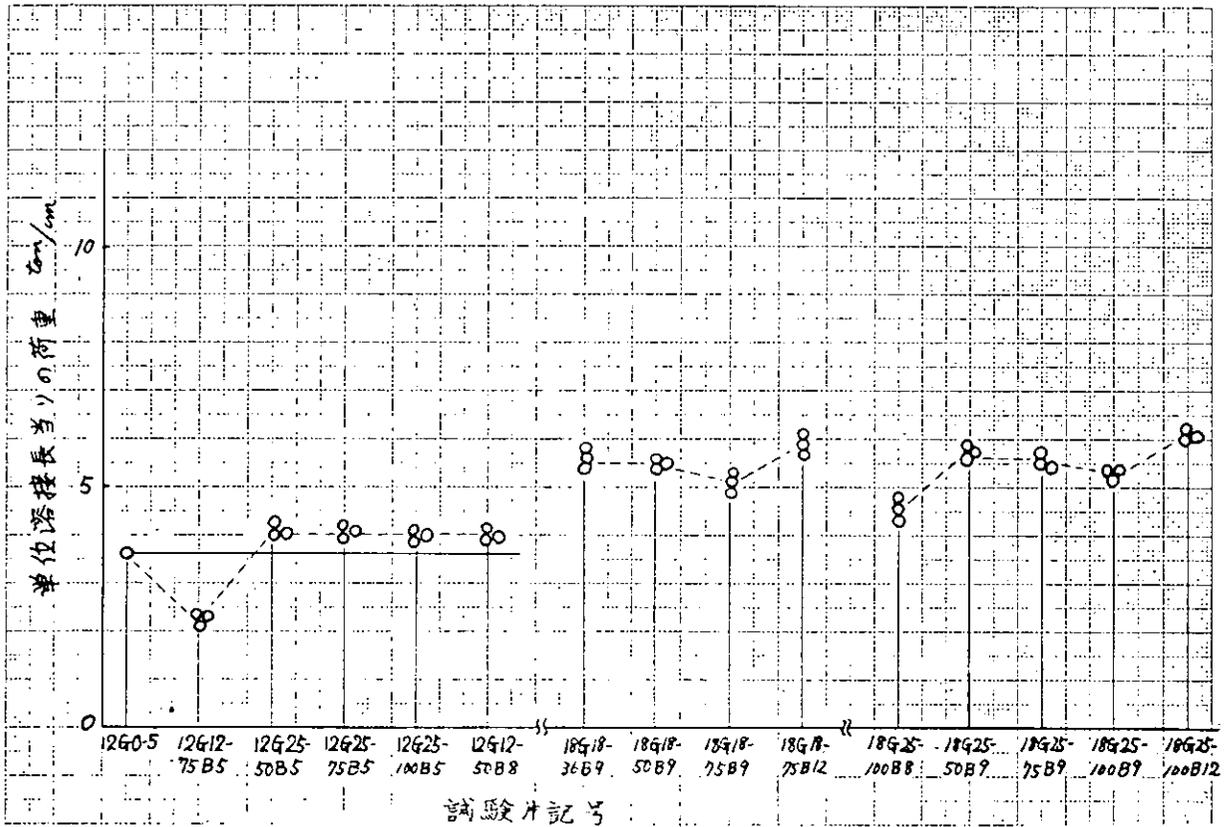


図 4.3.7 ライナ挿入型試験片の最大強度

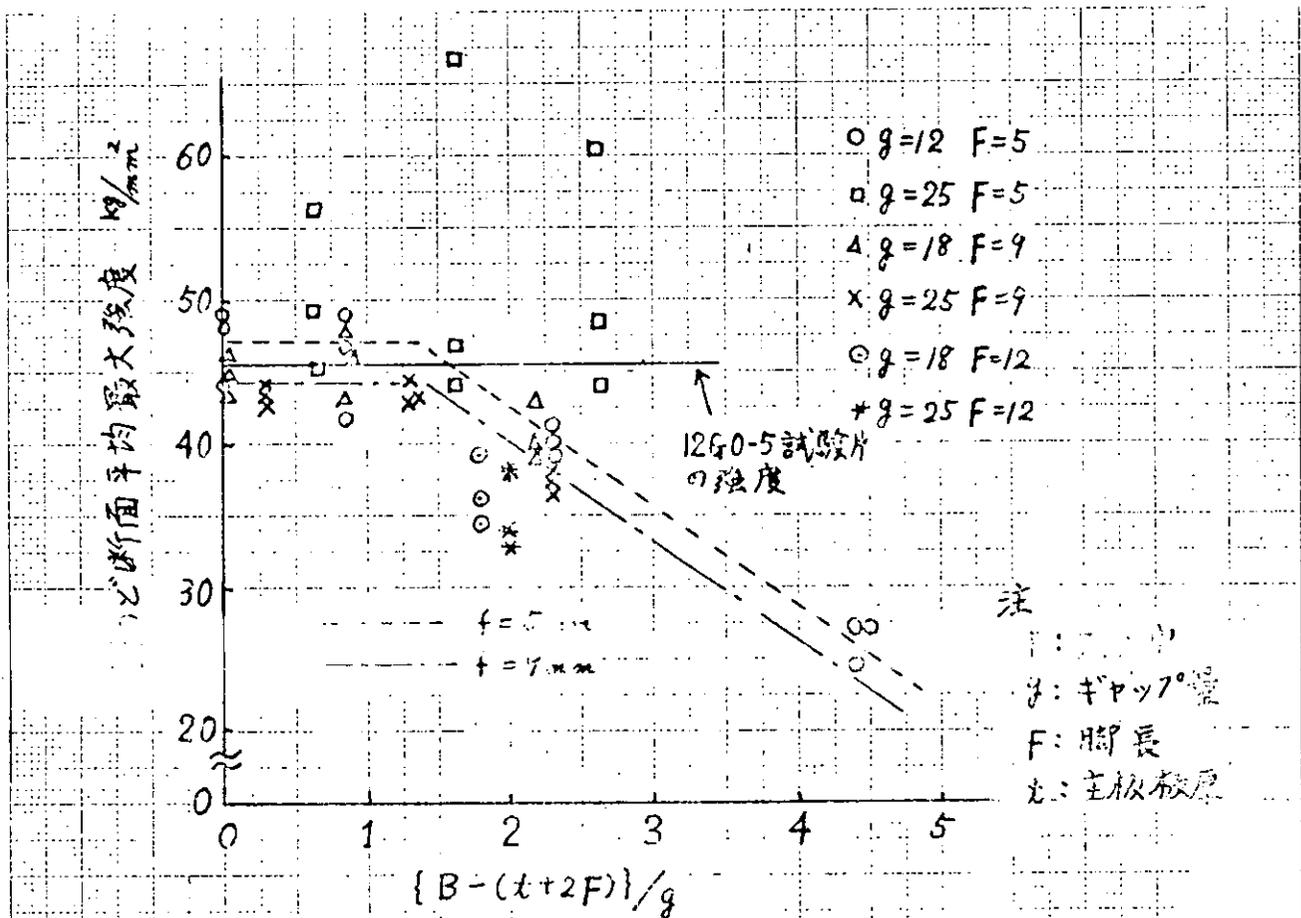
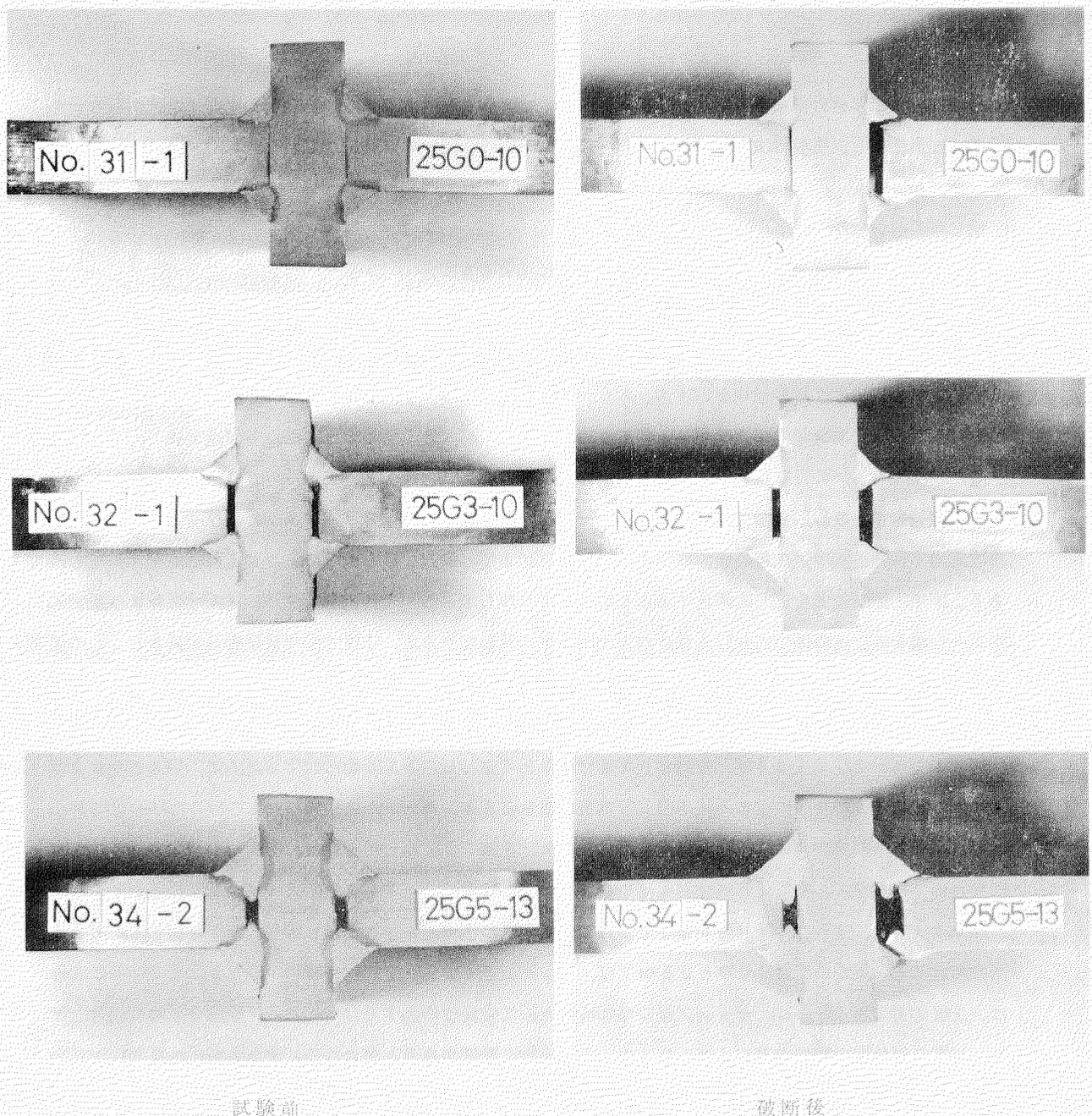


図 4.3.8 強度におよぼすライナ巾の影響

図4.3.6および図4.3.7は表4.3.6、表4.3.7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よりあきらかなように主板1.2mmの場合ギャップ量に対してライナ巾が極端に大きくないかぎり継手強度はギャップ0の12G0-5試験片の場合とほぼ等しくなっている。また、主板1.8mmの場合は基準となる強度がないが、この場合もギャップ量に比べてライナ巾がそれほど大きくない場合は強度低下はみられないようである。なお、このことは図4.3.8を見るとさらに明らかとなる。図の縦軸は実の断面平均最大強度を、横軸には $\{B-(t+2F)\}/g$ を示している。図中の実線は12G0-5試験片の強度を示している。図の破線は脚長5mmの場合、一点鎖線は脚長9mmの場合の実験点を結んだものである。これよりわかるように $\{B-(t+2F)\}/g$ が1.5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12G0-5試験片のそれとほぼ等しい。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Bは $1.5g+t+2F$ 以下にすると増し脚長の必要はないと結論づけられる。なお、ライナ巾をこれより大きくするとライナの曲がり変形のため継手強度は減少する。



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)

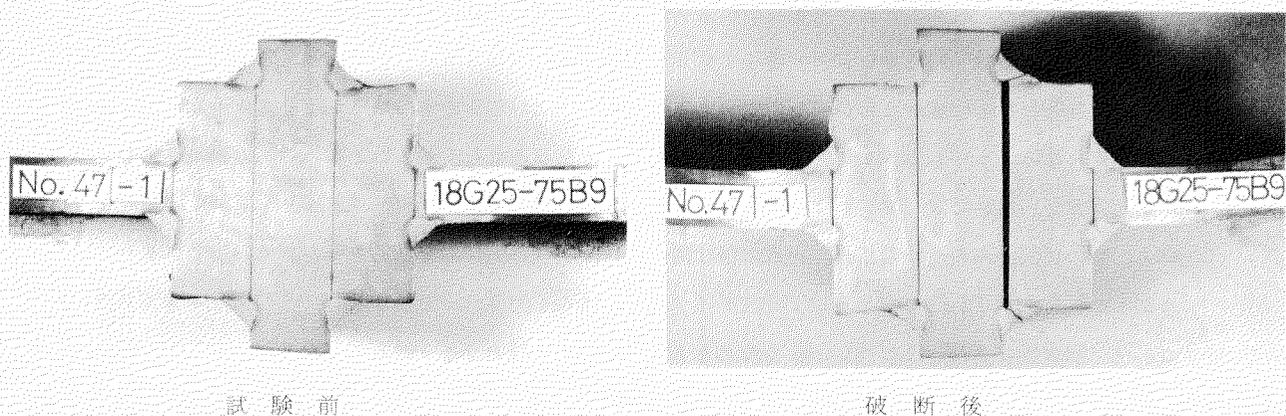


写真4.3.2. ライナ挿入型静的試験片の破断写真

### (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5000～6000N/mの繰返し速度で加えて行なった。試験機は5台使用し、主板寸法とギャップが同一のグループは、同一の試験機で試験した。

#### (b) 実験結果

##### (i) 増し脚長型試験片

この種の試験片の疲労破壊の様相は、写真4.3.3に示すように

- 1) 溶接金属のルート部にき裂を発生し、溶接部を伝播して破断に至るもの。
- 2) 溶接止端からき裂を発生し主板の板厚方向に伝播し破断するもの。
- 3) 一方の溶接部は1)の様相を示すが、もう一方は溶接部止端にき裂を生じるもの。

に分けられる。破壊様相の相違はギャップ量と関係し、それが大きくなると止端部から破壊を生じるようになる。その主因はギャップの存在による溶け込み量の増加にある。

実験結果をS-N線図の形で図示したものが図4.3.9～4.3.12である。図4.3.9および4.3.10は、縦軸に主板応力(荷重全振巾/主板の断面積)を、横軸に破断までの繰返し数(NF)をとって実験結果を示したものである。図中、破断位置を記号に着色することによって分類してある。この表現方法は、主板寸法および規定脚長が同一の場合に、その系列における強度の大小関係が一見して判るが、主板寸法や規定脚長が異なると、この値が変わるものである点留意を要する。それゆえ、本結果には規定脚長に対する試験片製作時の脚長の誤差等の影響があることも考えられ、その影響の程度を今後検討する必要があるものと思う。

図4.3.11および4.3.13は、縦軸として溶け込みを考慮したのど厚断面に対する応力で、図4.3.9および4.3.10を書き改めたものである。このような表現法をとると、ルートから破壊したものは、形状の影響が小さければ各系列の実験点はほぼ同じ程度を示し、また、止端より破壊したものは、それらの値より低くならねばならぬであろう。しかし、本試験結果はこのような傾向はなく、ギャップ量によってかなりの差がみられる。

図4.3.13は、実験点の平均値およびその外挿値から求めたギャップ量と増し脚長の影響を記すものである。同図によると、主板の厚さ1.2mmと2.5mmでは、ギャップ量による強度変化の様相が異なり、1.2mm厚の場合は、主板応力で見ると、ギャップ量の増加に伴って強度は増加する傾向にある。板厚2.5mmの場合、ギャップ零の試験片の結果が著しく高くなっており、実験に疑問があると思われる。すなわち、本試験片形状を板厚1.2mmの場合と比較すると、寸法比が約2倍となっているのみであるから形状的な影響はほとんどないと考えられる。そこでこの実験結果について再度実験する必要があるであろう。

増し脚長の影響については、主板の厚さ1.2mmの場合その効果はみられず、2.5mmについては、主板から破断する場合、増し脚長は止端部の応力集中を高める傾向があるものと思われ、強度を低下させている。

なお、ギャップ3mmの場合、増し脚長を3mmとした系列(25G3-13)は実験結果に著しいバラツキを示すため、再試験の必要があり、図に示していない。

## (ii) ライナ挿入型試験片

この試験片の破壊様相は、写真4.3.4に示すように、主板とライナの溶接部で破断するものと、ライナと横板の溶接部で破断するものがある。この両者のルート部の応力集中は、溶け込みを考慮しなければ横板とライナ溶接部のほうが大きいため、破壊も同個所に生じるものと推測されたが、実験結果は上記のように分れており、その因子を検討することも課題である。

実験結果について縦軸に主板応力を横軸にNfをとって示したものが、図4.3.14～4.3.17である。図中破断位置を併記しているが、両者の破壊様式に一定の傾向が見られない。

なお、同図の縦軸を溶け込みを考慮したのど断面に対する応力で書き直したものが図4.3.18～4.3.21である。

以上の実験値の平均線およびその外挿値を用いてライナ巾の影響を図4.3.22に記す。本試験片は、ライナ巾/ギャップ量の比が4近傍のライナ巾となるよう計画しているが、この範囲において、高繰返し数(10<sup>6</sup>回)で、ライナ巾による強度の差異がわずかである。それに比べ10<sup>5</sup>回では、ライナの巾が大きくなると強度低下がみられる。ただし、主板1.2mm、ギャップ1.2mmの実際のど厚応力表示したものは、10<sup>6</sup>回でもライナ巾の影響がみられる。

図4.3.23に図4.3.22と同じようにして求めた増し脚長の効果を示す。同図から明らかなように主板応力による表示によれば、すなわち、継手強度としては、増し脚長によって強度の増加がみられる。また、のど応力表示によると、12G12-50B系列の10<sup>5</sup>回の値を除いて、その強度はほぼ一定値を示し、増し脚長の影響が現われ難い表示法と考えられる。図中、主板の厚さ1.2mmのものは、ギャップが零の場合(12G0-5)の主板応力による値を併記している。これによると、この系列のものはライナを挿入して規定脚長にて溶接した場合の強度が12G0-5のそれよりわずかに小さいだけであるから、若干の増し脚長にて基準となる12G0-5と同等の強度がえられる。

また、板厚1.8mmの場合の基準となる18G0-9は今回の12G0-5および25G0-10から推定する予定であったが、上述したように25G0-10の実験結果に疑問があるため、推定値がえられなかった。

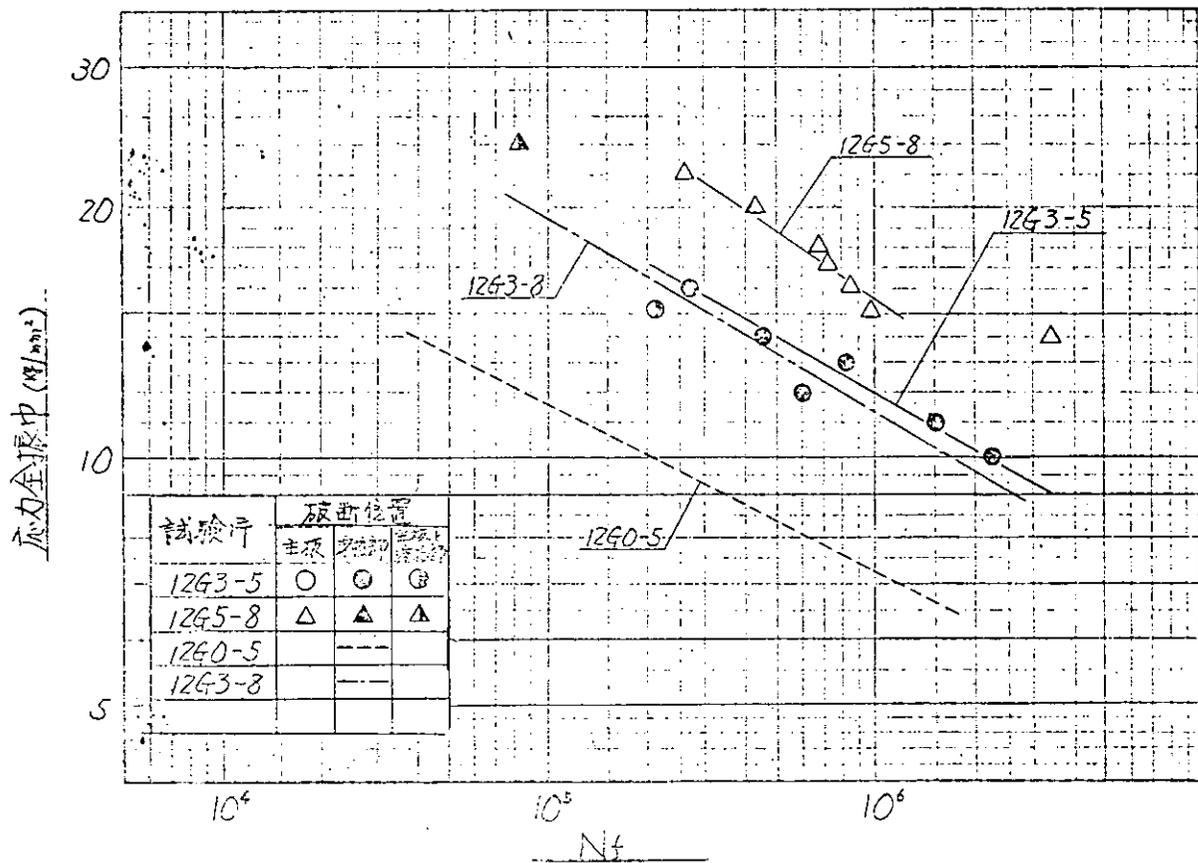


図 4.3.9 十字すみ肉溶接継手 S - Nf 線図 (増し脚長型) (主板応力表示)

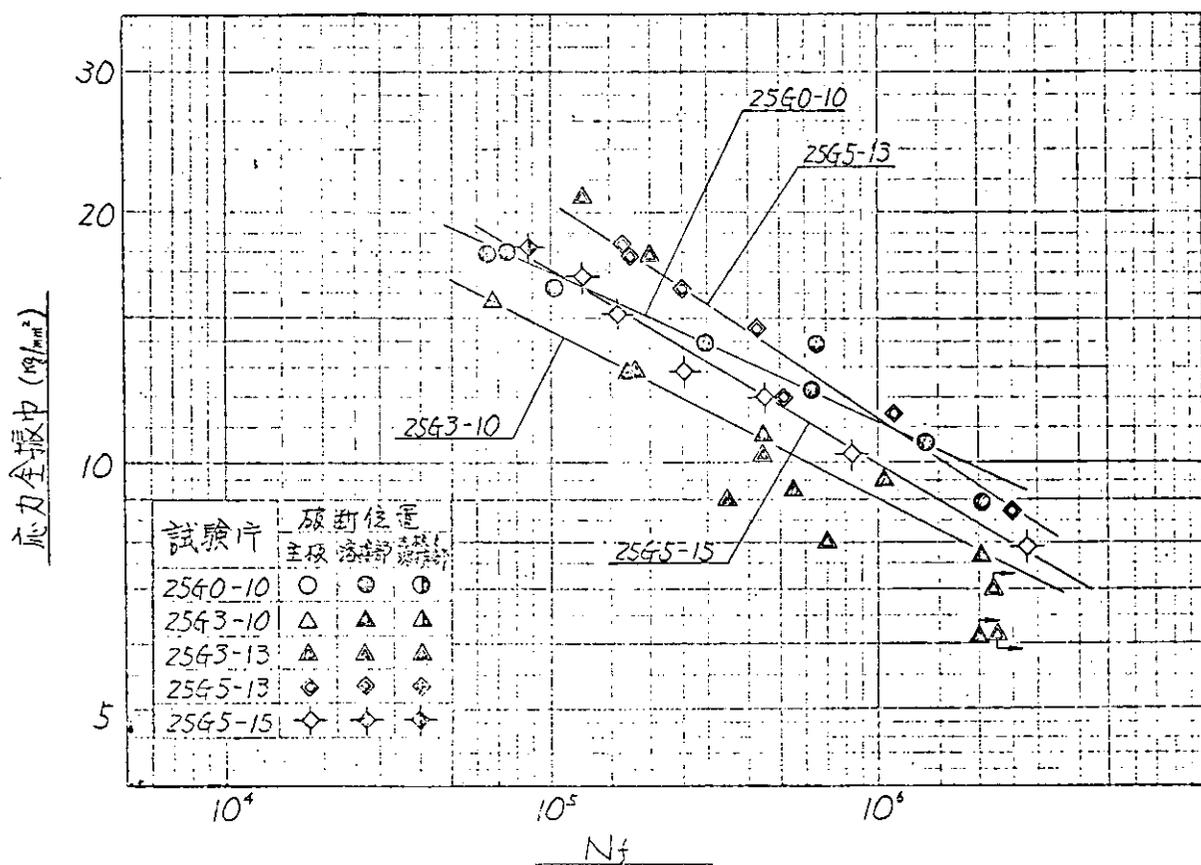


図 4.3.10 十字すみ肉溶接継手 S - Nf 線図 (増し脚長型) (主板応力表示)

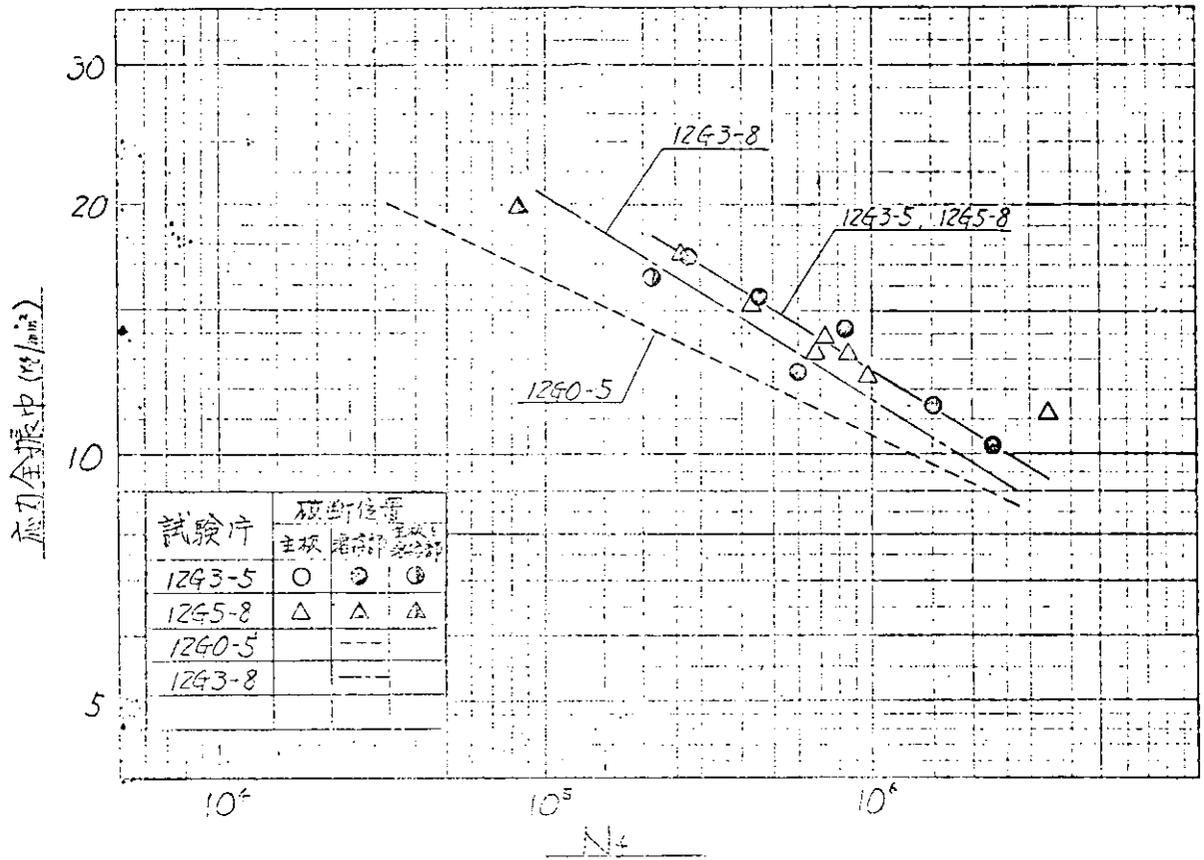


図 4.3.1 1 十字すみ肉溶接継手 S-N 線図 (増し脚長型) (実際のと厚応力表示)

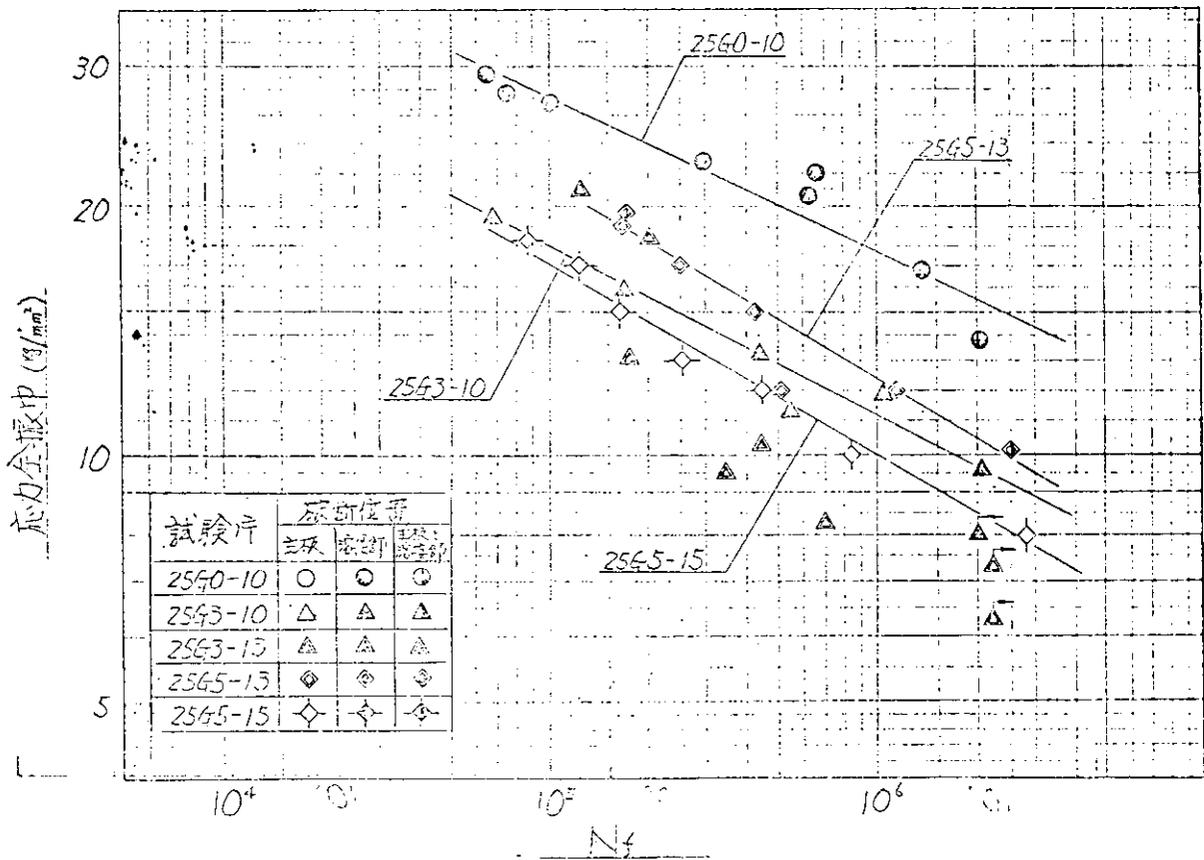


図 4.3.1 2 十字すみ肉溶接継手 S-N 線図 (増し脚長型) (実際のと厚応力表示)

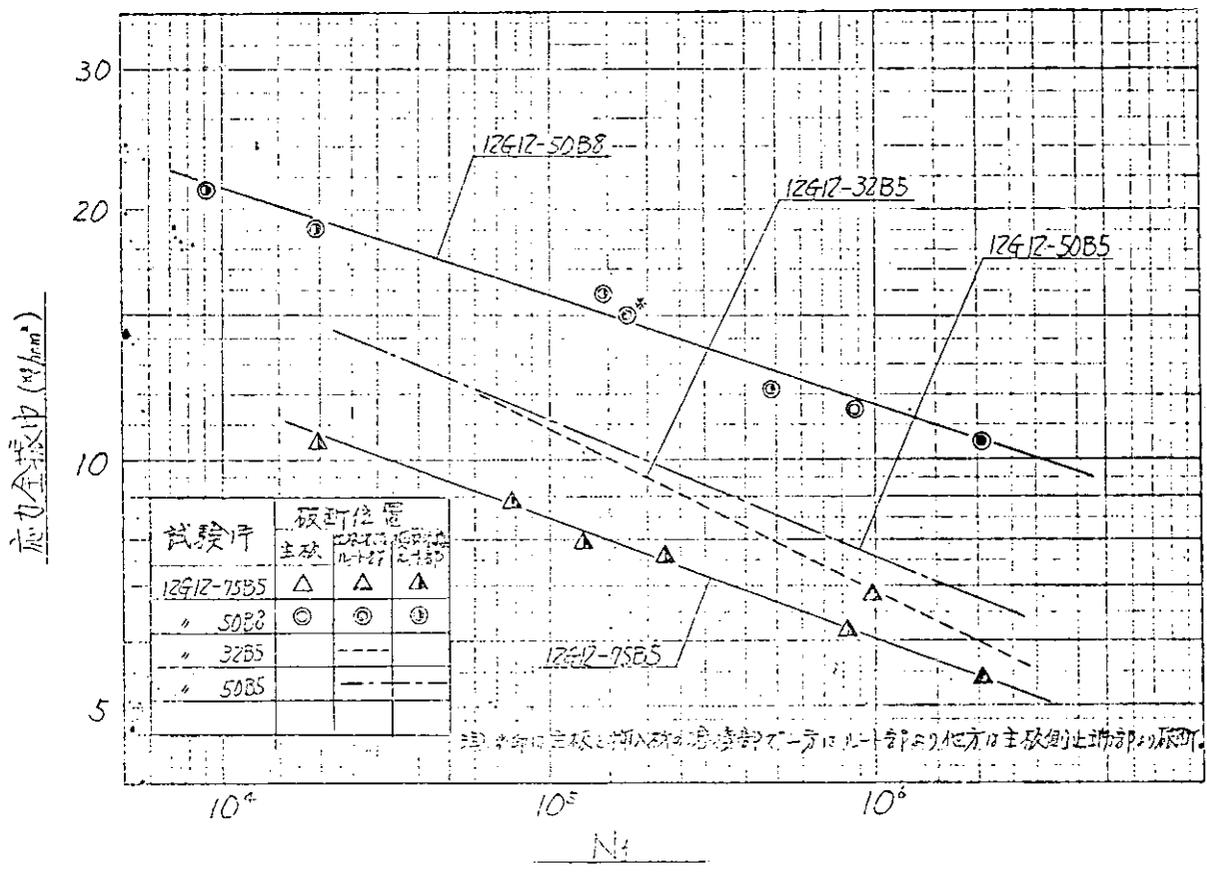
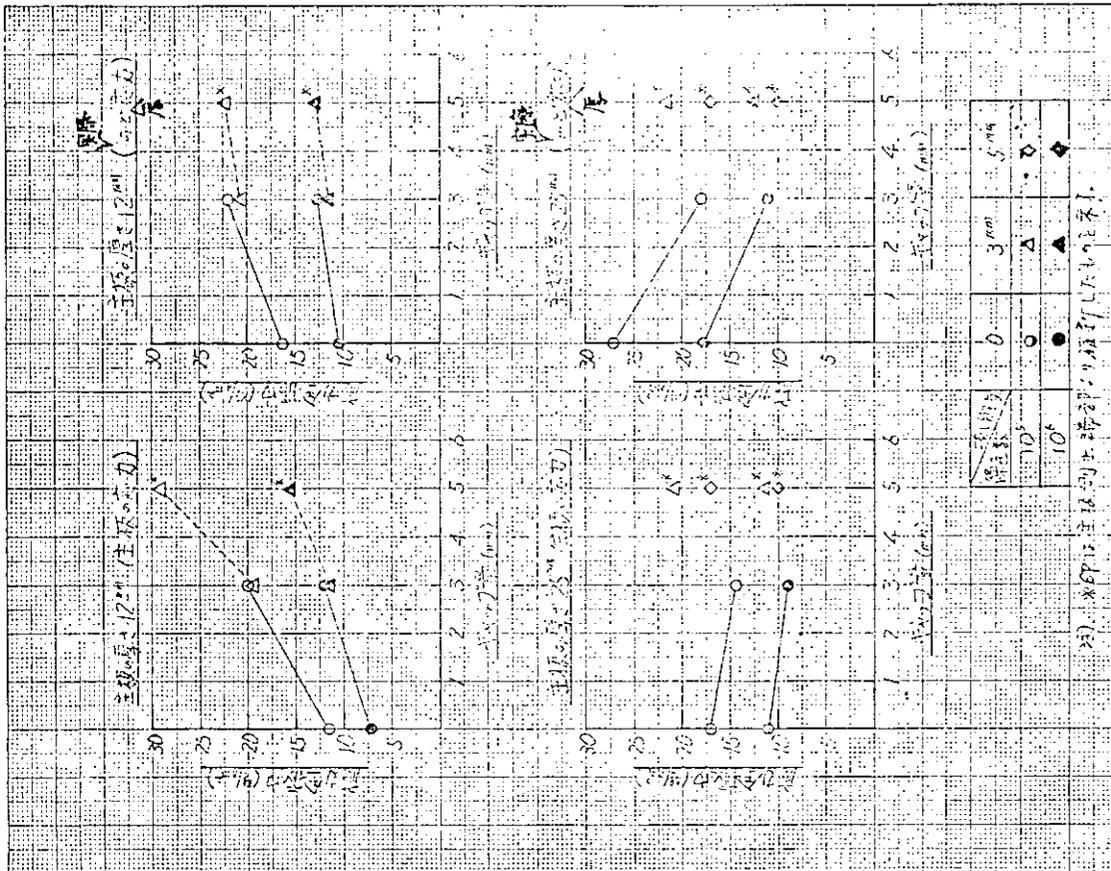


図 4.3.14 十字すみ肉溶接継手 S-Nf 線図 (ライナ挿入型) (主板応力表示)

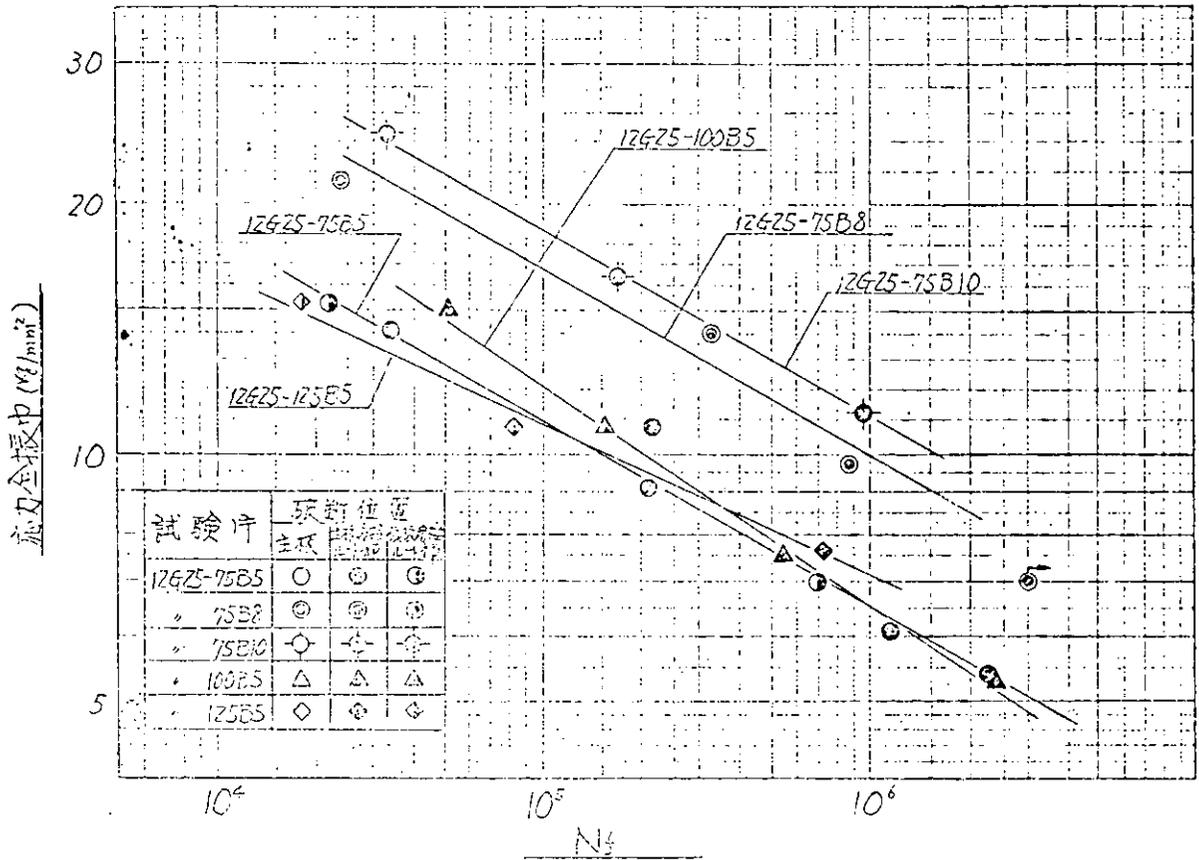


図4.3.15 十字すみ肉溶接継手S-N線図(ライナ挿入型)(主板応力表示)

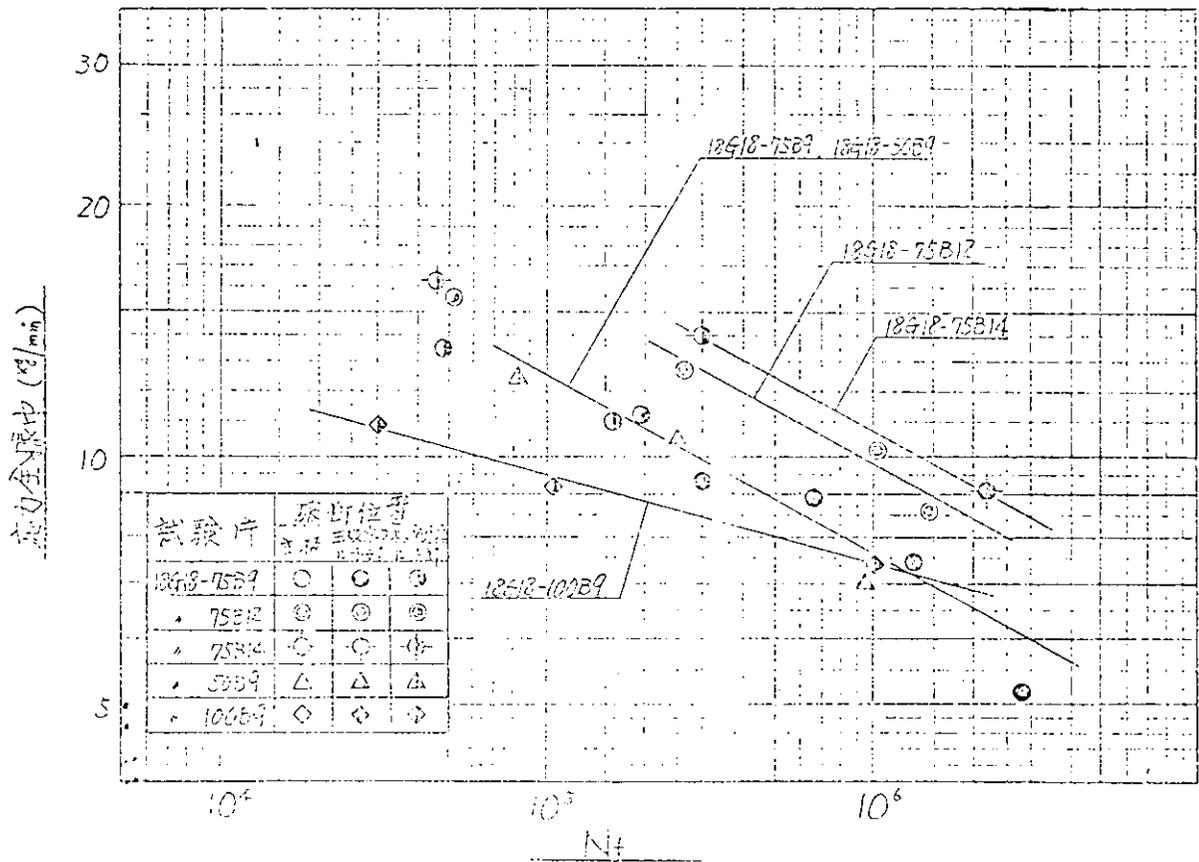


図4.3.16 十字すみ肉溶接継手S-N線図(ライナ挿入型)(主板応力表示)

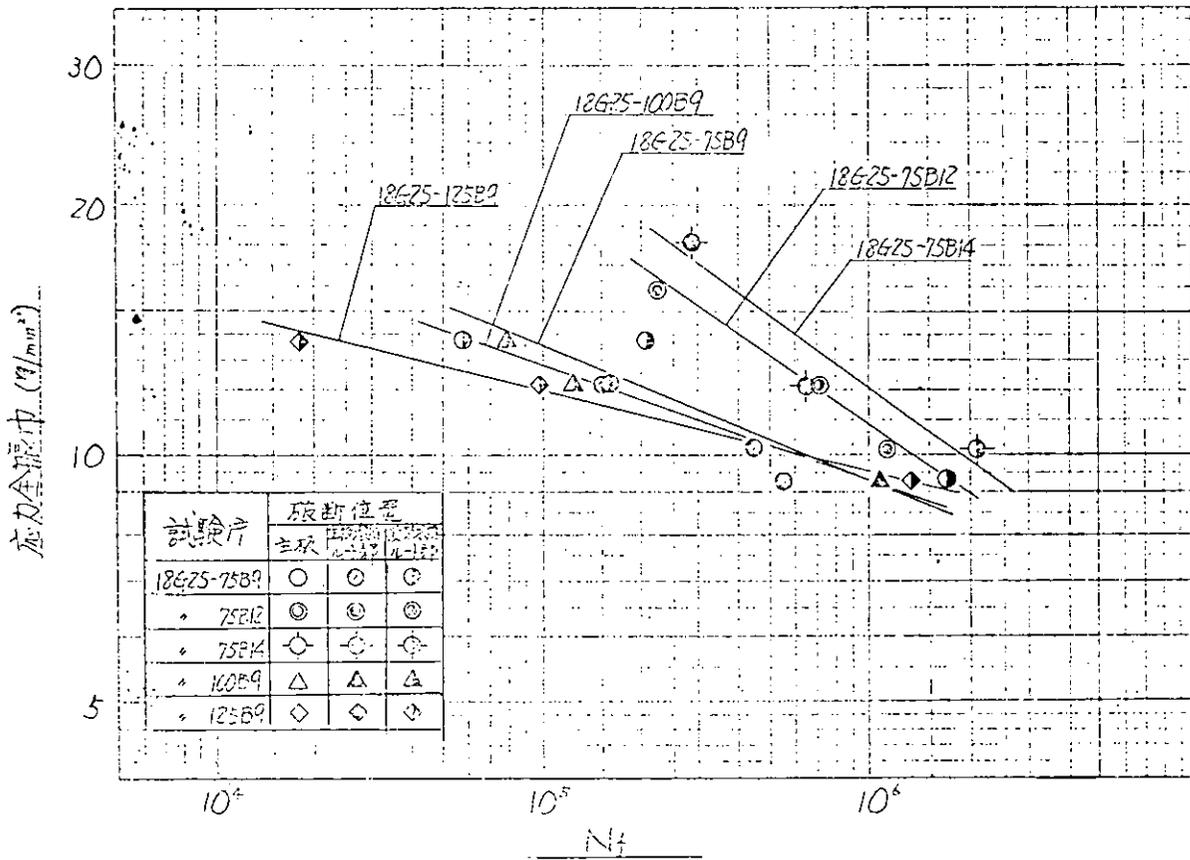


図 4.3.17 十字すみ肉溶接継手 S-Nf 線図 (ライナ挿入型) (主板応力表示)

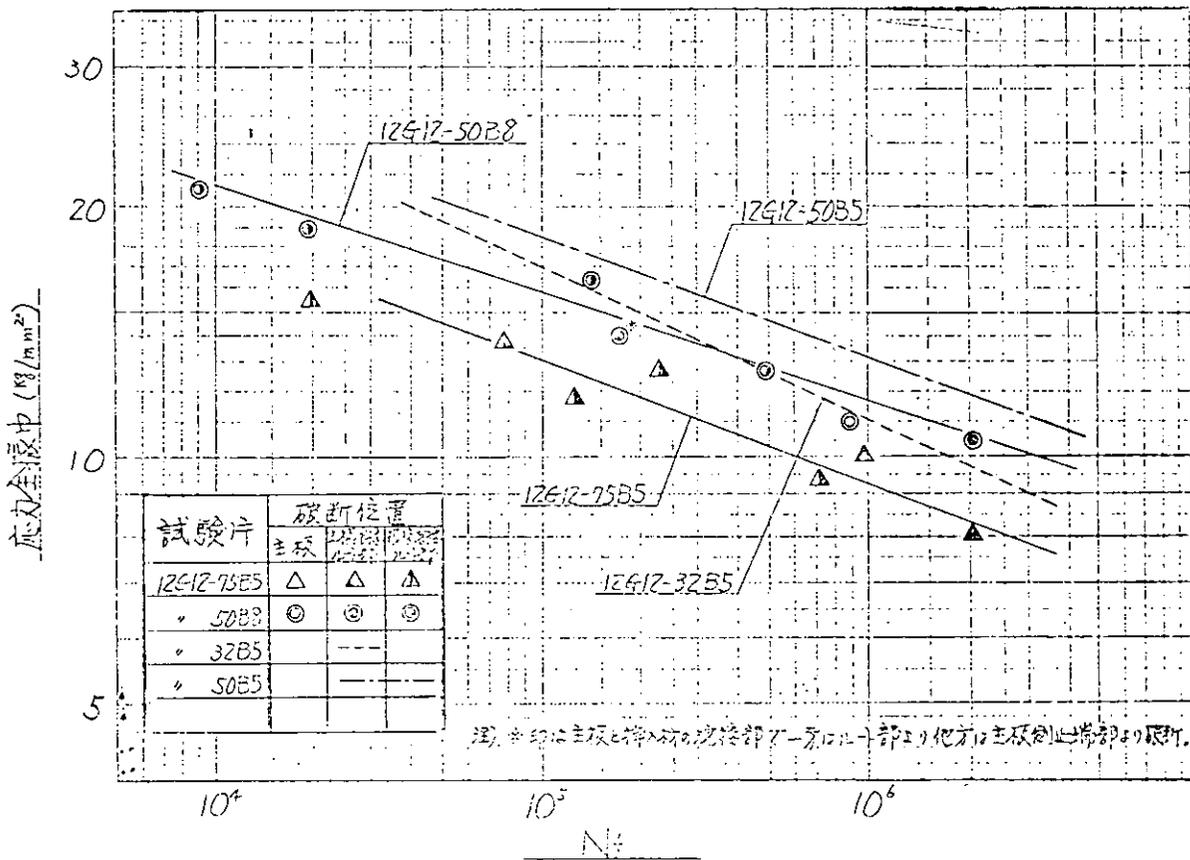


図 4.3.18 十字すみ肉溶接継手 S-Nf 線図 (ライナ挿入型) (実際のど厚応力表示)

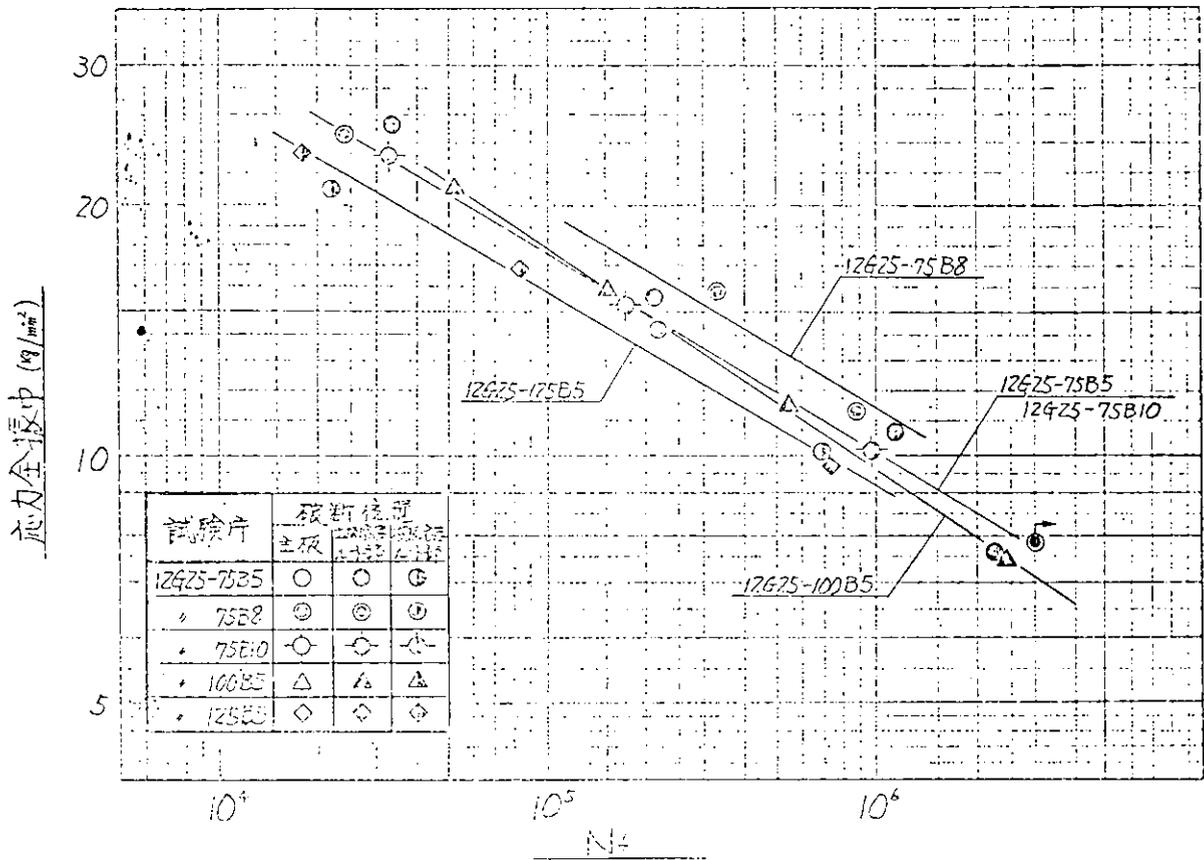


図4.3.19 十字すみ肉溶接継手S-N線図(ライナ挿入型)(実際のど厚応力表示)

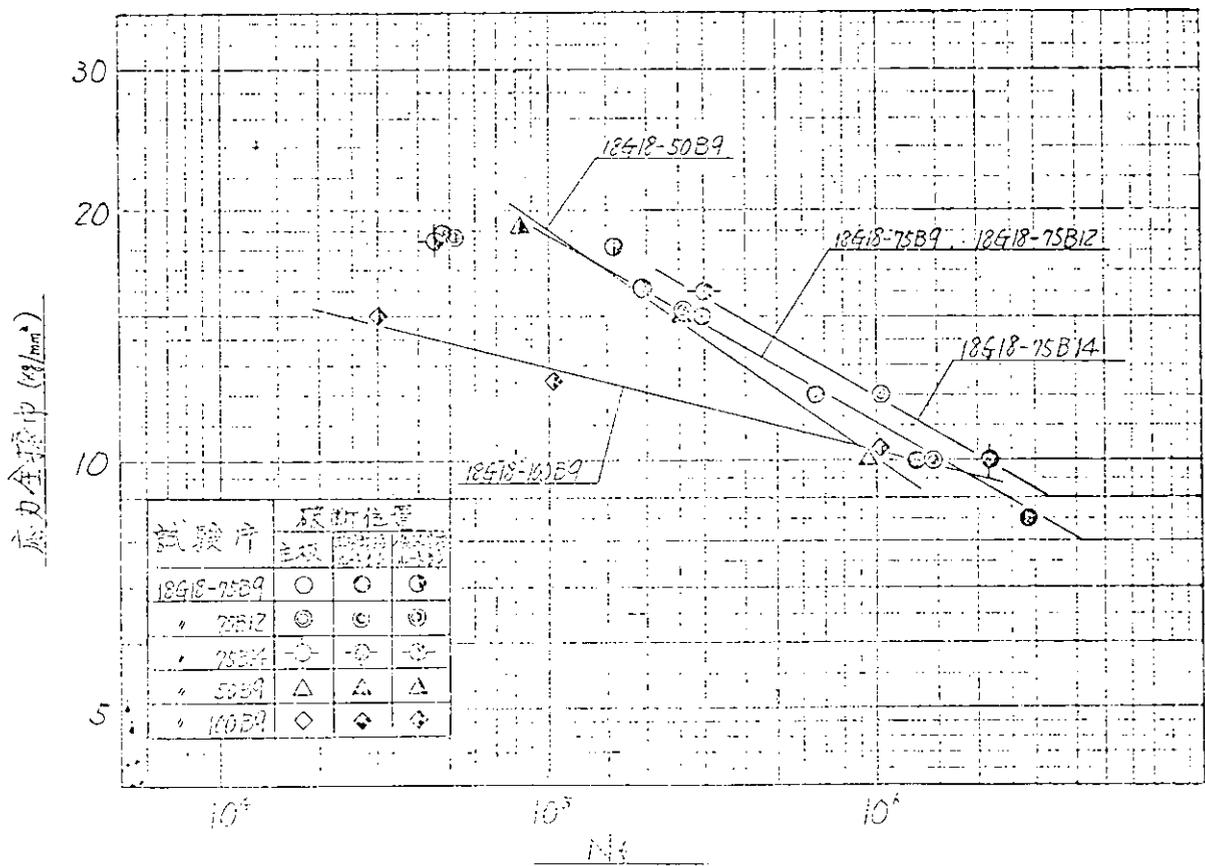


図4.3.20 十字すみ肉溶接継手S-N線図(ライナ挿入型)(実際のど厚応力表示)

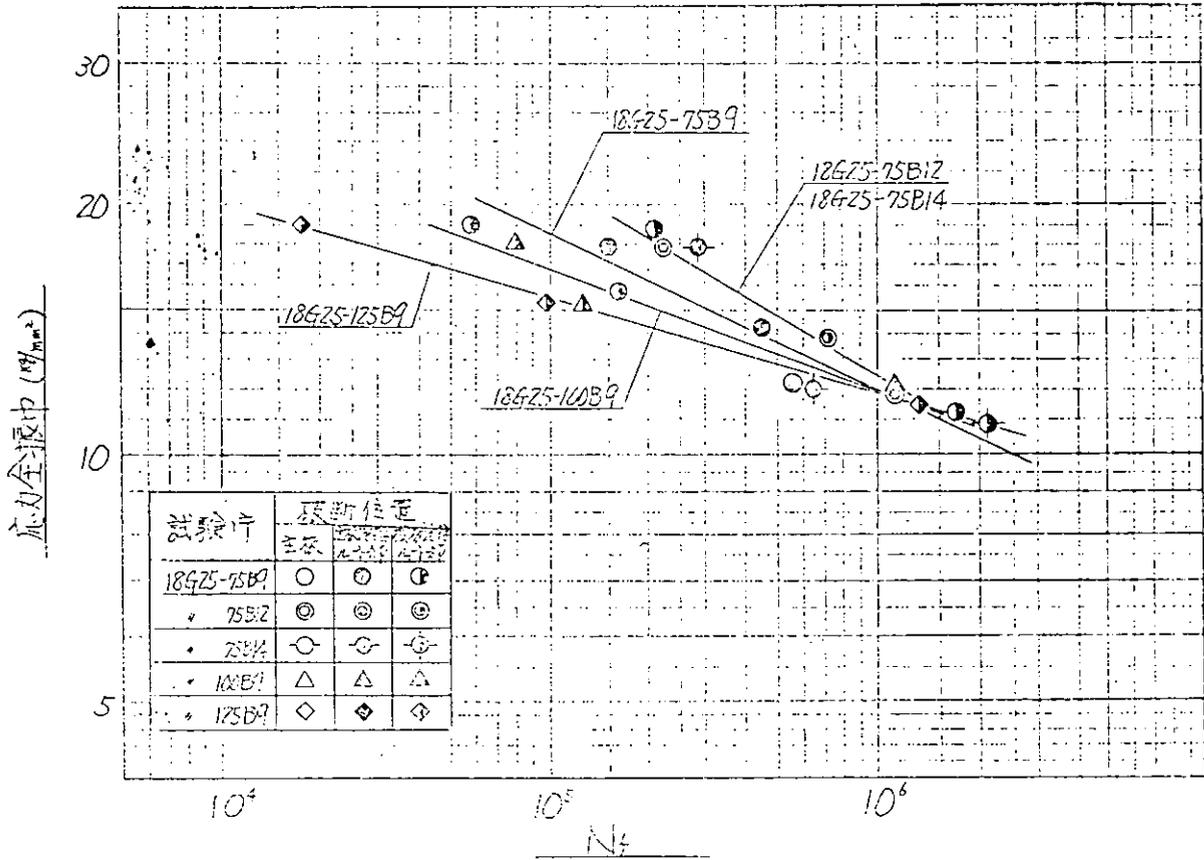


図 4.3.2.1 十字すみ肉溶接継手 S-Nf 線図 (ライナ挿入型) (実際のど厚応力表示)

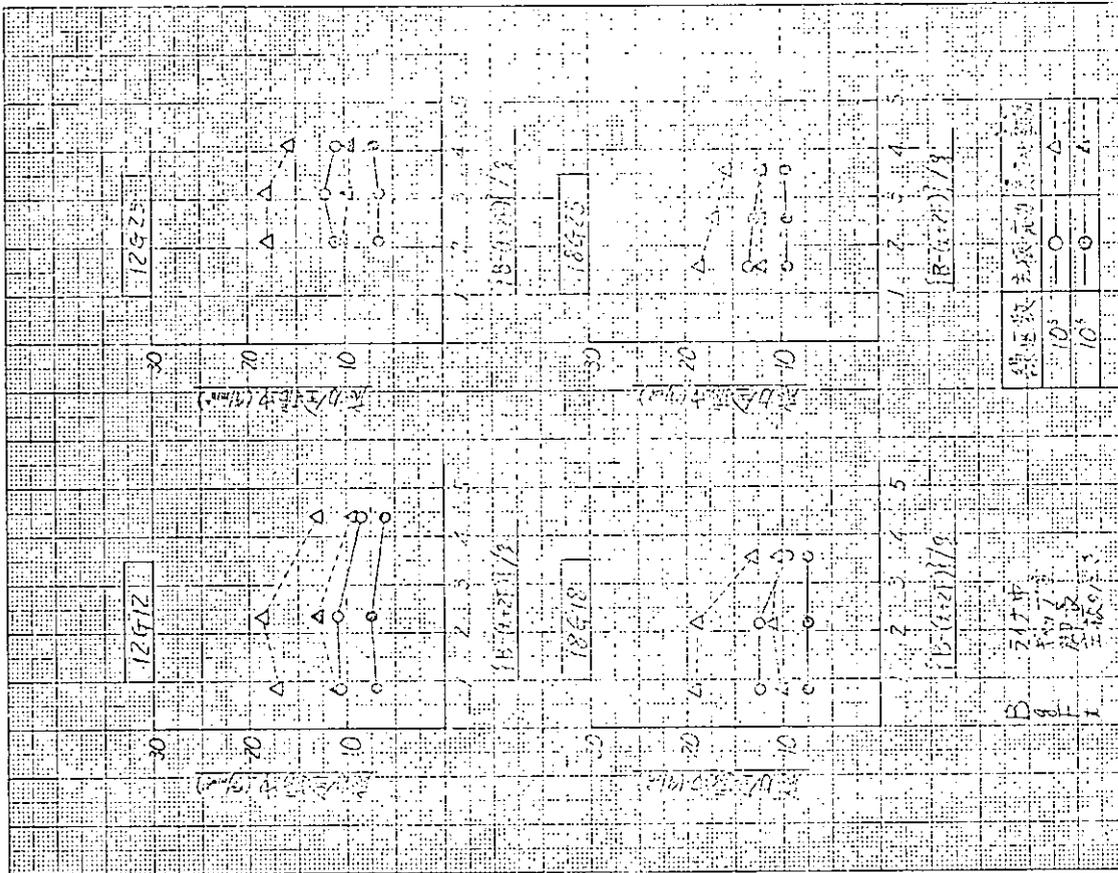


図 4.3.2.2 ライナの巾の影響 (ライナ挿入型)

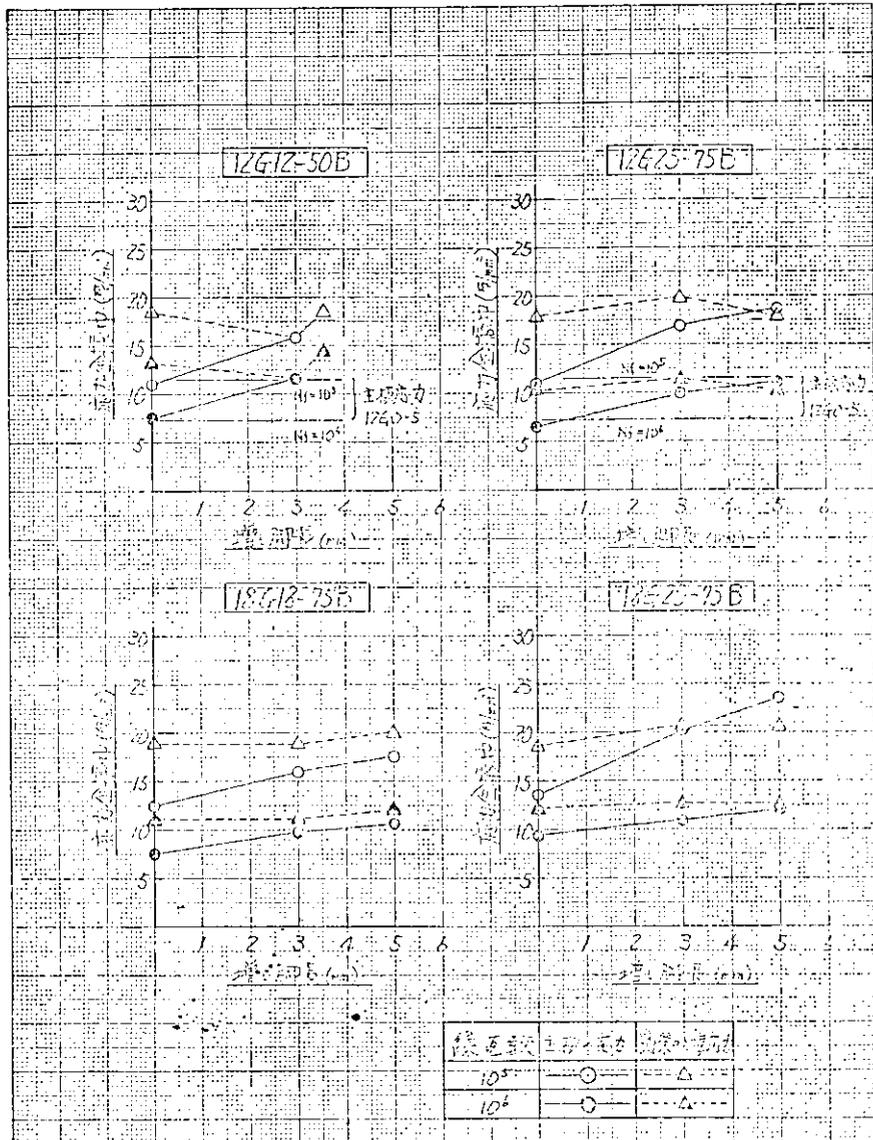


図 4. 3. 2 3 増し脚長の影響 (ライナ挿入型)

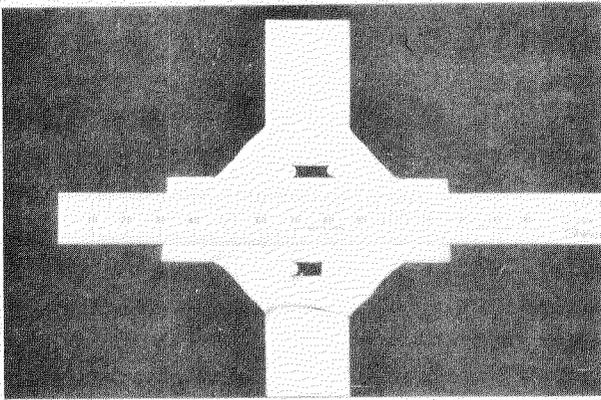
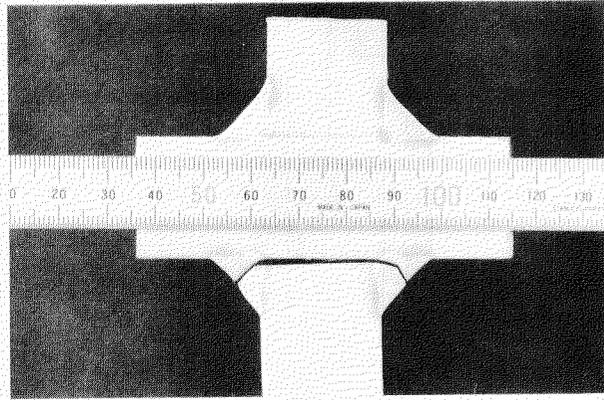
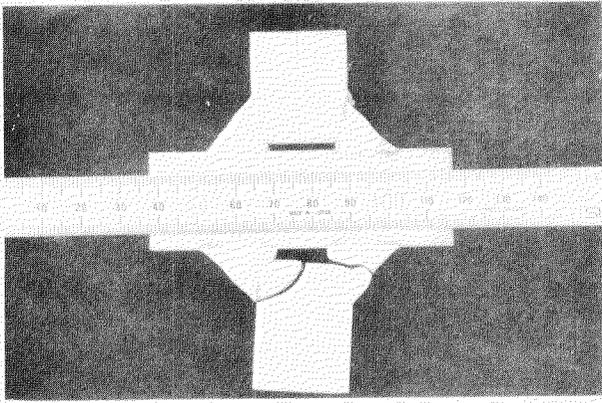


写真4.3.5 増し脚長型試験片の破断様相代表例

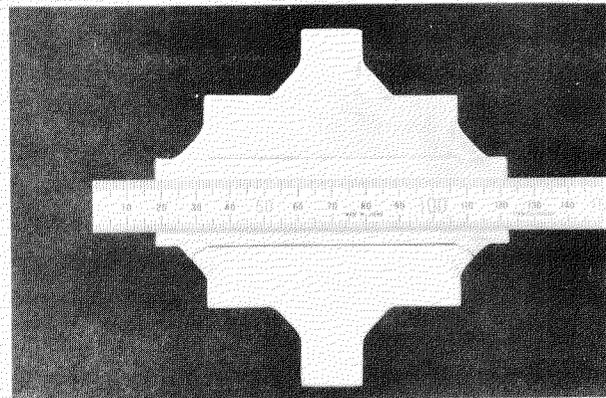
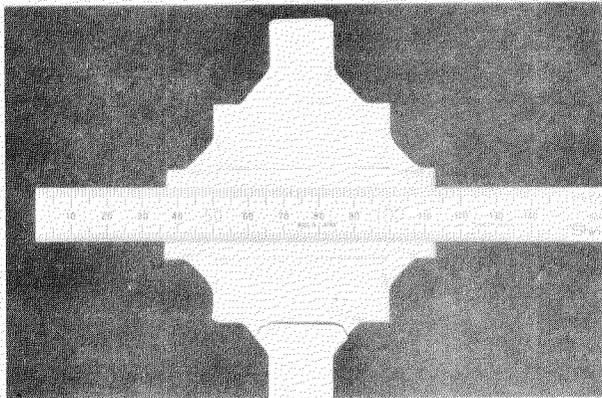


写真4.3.4 ライナ挿入型試験片の破断様相代表例

### 4.3.3 弾性応力解析

疲労試験結果が応力集中と関連があるとの観点から増し脚長型およびライナ挿入型試験片の応力分布を有限要素法を用いて計算してみた。

#### (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からすべて平面ひずみ状態として行った。

表4.3.8、表4.3.9に計算の対称とした形状を示す ▲印のものは前年度の計算結果であり△印のものは今年度の計算結果である。

表 4.3.8 増し脚長の場合

主板 規定脚長 増し脚長 ルート ギャップ	12						25						
	5			7			7			10			
	0	3	5	0	3	5	0	3	5	0	3	5	
0	▲												
3	△	▲ △									△	△	
5		▲ △	△		▲	▲							

注) ▲印は裕込みなし  
△印は裕込あり  
(裕込量はギャップ量に等しい)



表 4.3.9 ライナ挿入型の場合

ギャップ	主板 規定脚長 増し脚長 ライナ幅	12						18					
		5						9					
		12	22	32	50	75	100	125	36	50	75	100	125
5	0												
8	0												
12	0					△							
	3				△								
	5				△								
18	0								△	△	△	△	
	3									△			
	5									△			
25	0			△	△	△	△	△	△	△	△	△	△
	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は今年度の計算分ではギャップ量と同量だけ溶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  $1 \text{ mm}$  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。

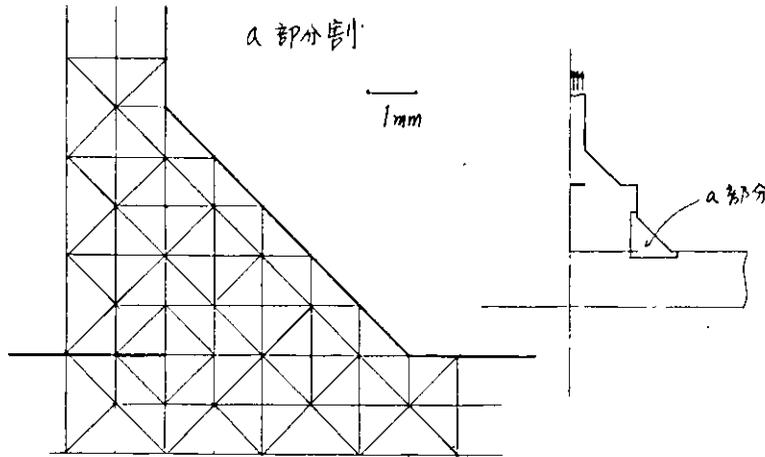
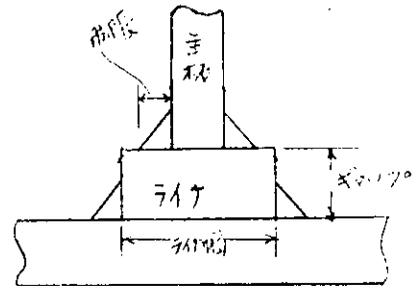


図 4.3.2.4

## (2) 計算結果

### (a) 増し脚長型

表 4.3.1.0 にすみ内部各点での応力集中率を示す。表中で、応力集中率  $\sigma_1/\sigma_\infty$  は最大主応力  $\sigma_1$  と主板での平均軸方向応力  $\sigma_\infty$  との比であり、 $\sigma_1/\bar{\sigma}_{th}$  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  $\bar{\sigma}_{th}$  との比である。(なお、溶込みのあるタイプ(※印)では実のど断面の平均軸方向応力で計算した。)

図 4.3.2.5 には実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。

トップ部 (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  $4 \text{ mm}$  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は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  $5 \text{ mm}$  までは大きくなっているが、それ以上では減少している。

図 4.3.2.6 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のがわかる。

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  $5 \text{ mm}$ 、規定脚長  $f$  が  $8 \text{ mm}$  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 4.3.10 増し脚長型

寸法表示	脚長 $F$	ギャップ $g$	応力集中率					
			A 部		B 部		C 部	
			$\sigma_1/\sigma_{\infty}$	$\sigma_1/\sigma_{th}$	$\sigma_1/\sigma_{\infty}$	$\sigma_1/\sigma_{th}$	$\sigma_1/\sigma_{\infty}$	$\sigma_1/\sigma_{th}$
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 溶込有 (ギャップ  $g$  = 溶込量  $P$ )

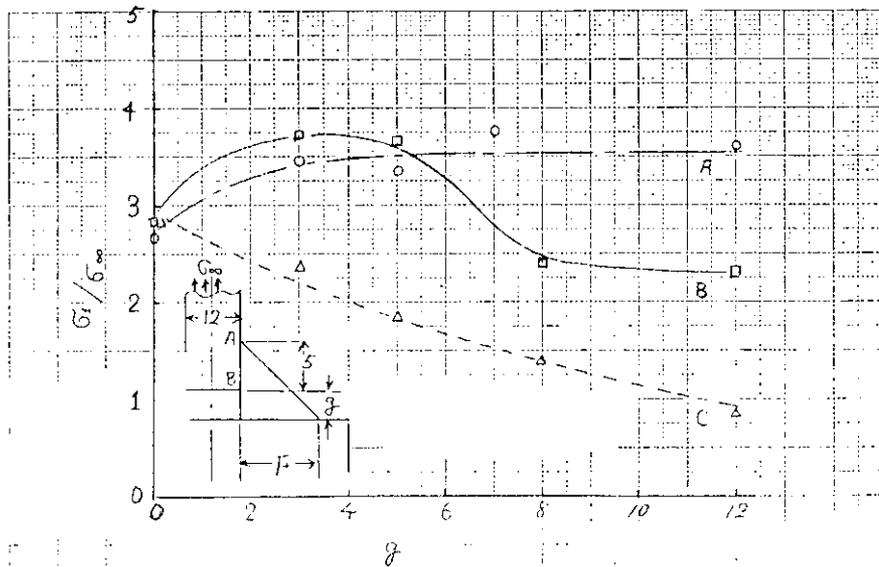
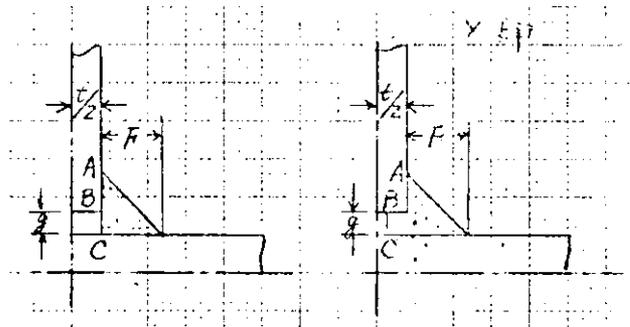


図 4.3.25 応力集中におよぼすギャップの影響

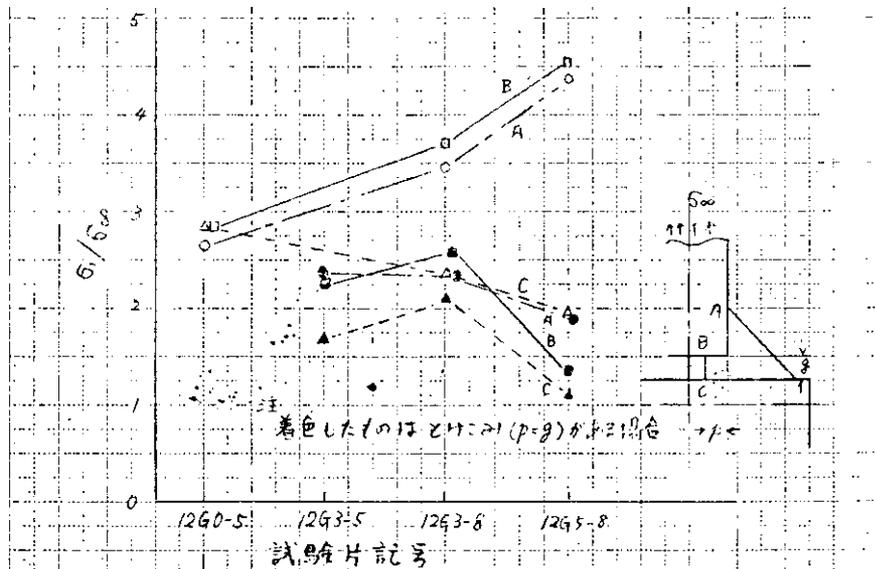


図 4.3.2.6 応力集中におよぼすとけこみ量の影響

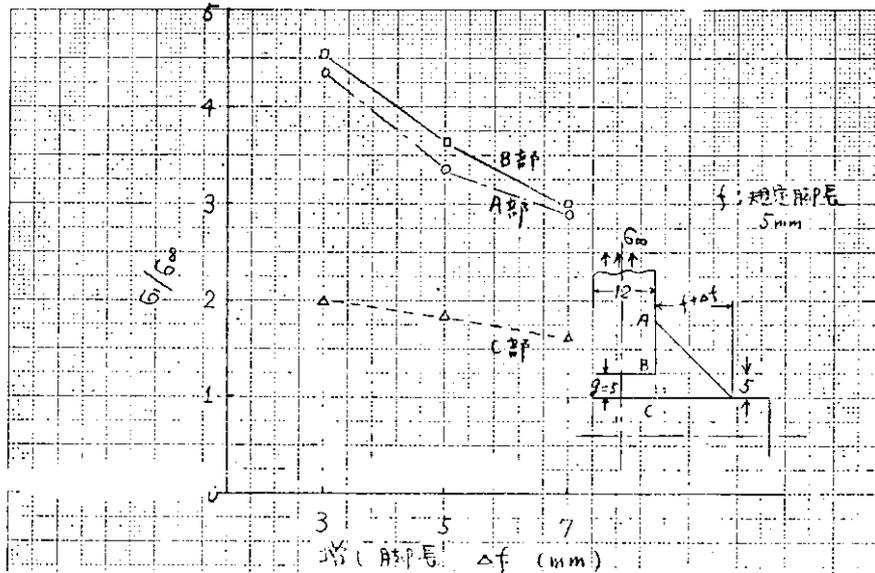


図 4.3.2.7 応力集中におよぼす増し脚長の影響

(b) ライナ挿入型

表 4.3.1.1 にすみ肉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  $\sigma_1/\sigma_\infty$  を示している。図の横軸には  $B - (t + 2F)/g$  なるパラメーターをとっている。図(a)は主板 1.2mm、図(b)は主板 1.8mm 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いちじるしく上昇する。

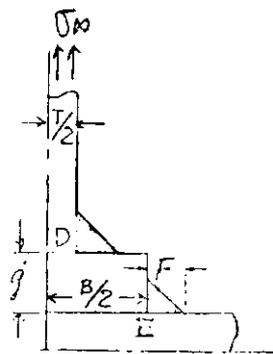
図 4.3.2.9 は横軸にライナ幅とギャップの比  $B/g$ 、縦軸にはギャップ D の場合の応力集中率  $\sigma_0/\sigma_{th}$  に対する D 部、E 部の応力集中率  $\sigma_1/\sigma_{th}$  を示している。このような表示では主板板厚、ギャップ量が異なっても応力集中率は  $B/g$  で定まるようである。そして応力集中率は  $E/g$  の 3 次曲線で表わされるようである。

図 4.3.3.0 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。

表 4.3.1.1 ライナ挿入型応力集中率

寸法表示	B/g	B-(2F+t) g	応力集中率			
			D 部		E 部	
			$\sigma_1/\sigma_\infty$	$\sigma_1/\sigma_{th}$	$\sigma_1/\sigma_\infty$	$\sigma_1/\sigma_{th}$
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	4.10
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	9.04	6.40
18G25-75B12	3.00	1.32	2.76	2.60	4.98	4.70
18G25-75B14	3.00	1.16	2.37	2.61	4.80	5.28
12G12-75B5	6.25	4.42	3.34	1.95	10.62	6.18



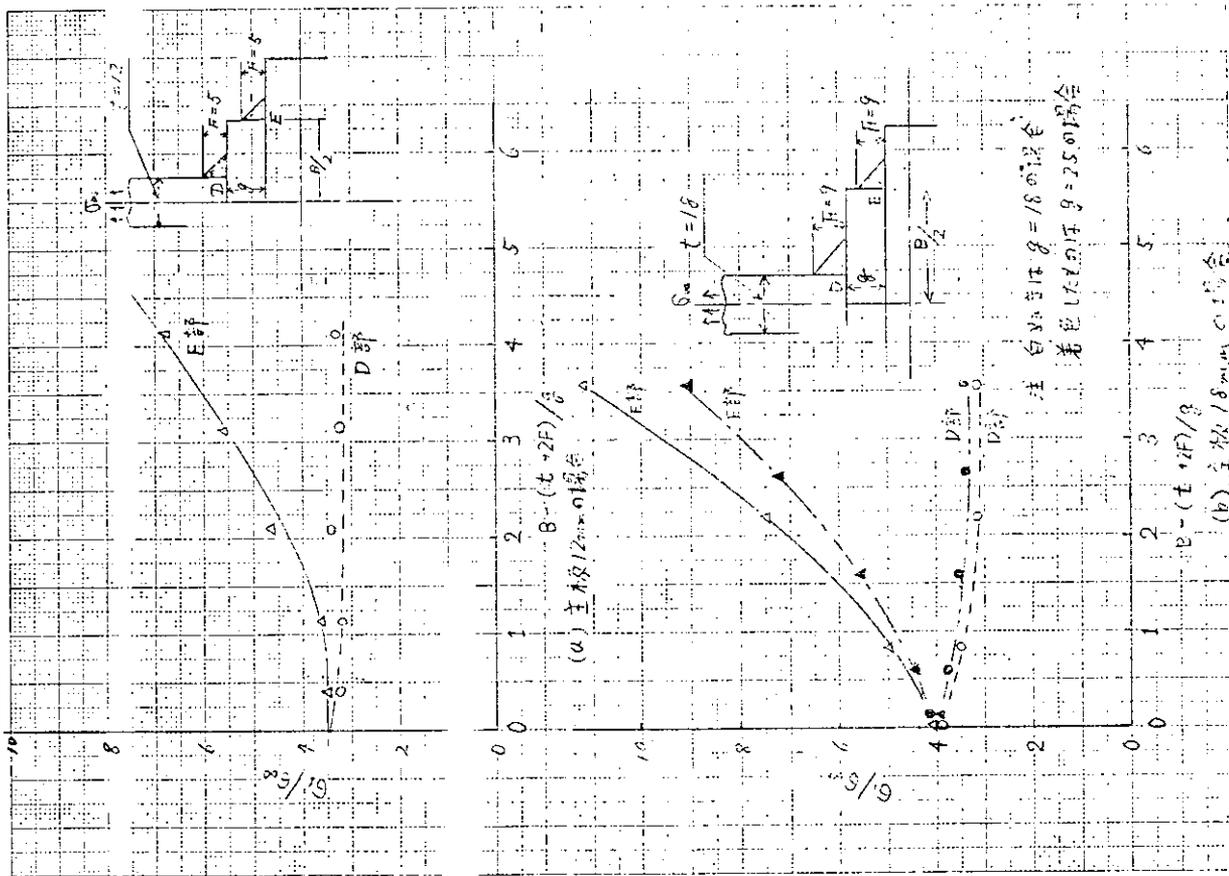


図 4.3.28 ライナ挿入型試験片の応力集中

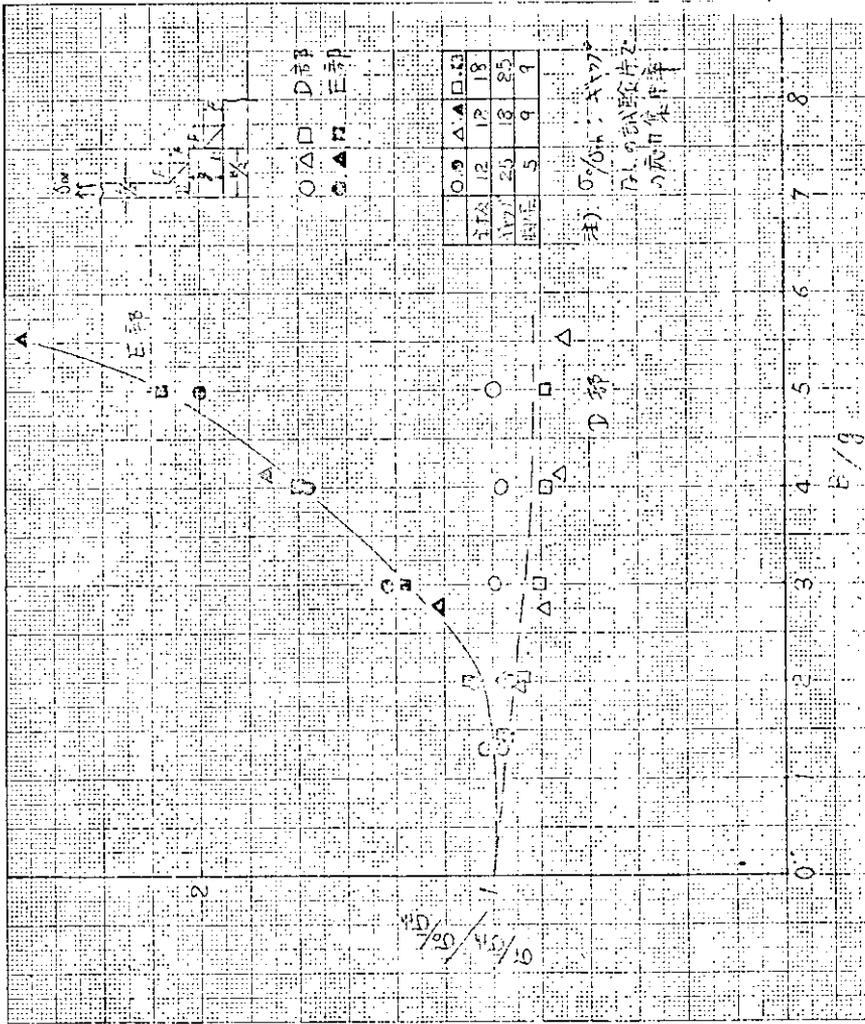


図 4.3.29 応力集中におよぼすライナ巾の影響

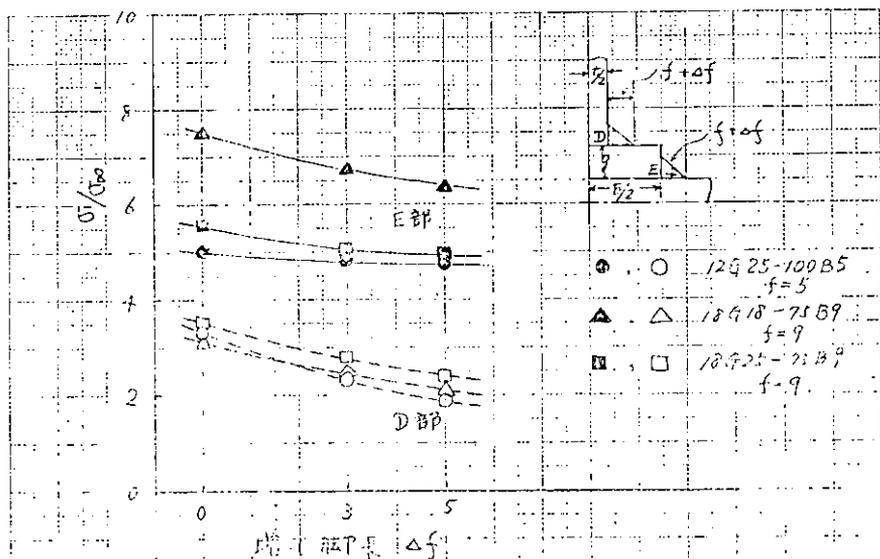


図4.3.3.0 応力集中におよぼす増し脚長の影響

#### 4.3.4 ま と め

船殻部材の結合部に生じるギャップの処理法としてつぎの2つの方法を研究の対象とした。すなわち

- a) 増し脚長型                      b) ライナ挿入型

この2種類の試験片に対して行なわれた静的および疲労試験、ならびに弾性応力集中の計算の結果をまとめると次のようになる。

##### (1) 静的試験

増し脚長型では、ギャップの存在が自然に溶け込み深さの増加を伴うので、健全な溶接が行なわれる場合には規定脚長で溶接を行えば、継手はギャップの無い場合の強度と同等以上の強度を有している。

一方、ライナ挿入型では、ライナ幅；Bが次式を満足すれば、ギャップの無い基準試験片と同等の強度を示す。

$$\text{すなわち} \quad \{B - (t + 2F)\} / g < 1.5$$

$$\text{または、} \quad B < (t + 2F) + 1.5g$$

ここで、 $t$ ；主板の板厚       $F$ ；脚長       $g$ ；ギャップ

##### (2) 疲労試験

増し脚長型では、主板の板厚が1.2mmと2.5mmとの2系列について試験を行なったが、 $t = 1.2\text{mm}$ の場合は静的試験と同様に規定脚長の溶接で、つねにギャップの無い基準試験片と同等の強度が得られた。これに反して、 $t = 2.5\text{mm}$ ではギャップが増加すると疲労強度が低下するようで、 $t = 1.2\text{mm}$ の場合と傾向が異なる。この現象に対して種々の原因が考えられるので、今後検討する予定である。

ライナ挿入型は、主板が1.2mmと1.8mmに対して実験を施行した。 $t = 1.2\text{mm}$ の場合は、ライナ幅(B)が、

$$B < (t + 2F) + 2.5g$$

であれば、ギャップの無い基準試験片と同じ程度の強度を示している。他方、 $t = 1.8\text{mm}$ は基準試験片の実験結果がないので、直接比較できないが、ライナ幅の増加とともに強度が漸減しているところは $t = 1.2\text{mm}$ と同じである。今後、基準試験片について実験を行なう予定である。

##### (3) 弾性応力解析

有限要素法による弾性応力解析は、有限要素の最小辺長を1mmにして行ない、応力は要素の平均応力で表わしている。

ギャップの無い基準試験片では、ルート部における応力集中は無限大となるはずで、主板のトウ部より高い値に

なる。

増し脚長型では、主板のトウ部の応力集中率はギャップの増加とともにやや高くなるようであるが、ルート部の値は減少する。その上ルートギャップと同じ量の溶け込みを考慮すると、いずれの点においても応力集中はさらに低減している。

ライナ挿入型では、ライナ幅が広がるとライナと主板の隅肉溶接のルート部の応力集中率は、やや減少するようであるが、横板とライナの隅肉溶接のルート部は顕著に増大している。

ここで、得られ解析結果は、前述の実験結果と一致した傾向を示している。